

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50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49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（東京大学）		
幹事	藤田 讓（東京大学）	壺岐 哲夫（三菱重工業）	
	磯野 誠四郎（三菱重工業）	池田 一夫（神戸製鋼所）	
	岩本 公明（三井造船）	上田 幸雄（大阪大学）	
	大勝 孝司（東京大学）	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）	
	竹之内 銃二（石川島播磨重工業）	長 沢 準（船舶技術研究所）	
	西牧 興（日立造船）	堀岡 正毅（日本鋼管）	
	満喜 良男（日本鋼管）	三浦 致和（石川島播磨重工業）	
	矢田 敏夫（石川島播磨重工業）	安川 度（川崎重工業）	
	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）	吉田 宏一郎（東京大学）	
	委員	仰木 盛綱（佐世保重工業）	有田 喜久雄（船舶技術研究所）
		笠井 脊次（佐野安船渠）	幸村 晟二郎（石川島造船化工機）
相馬 宏二（函館ドック）		中井 茂（三井造船）	
永元 隆一（三菱重工業）		松官 熙（大阪商船三井船舶）	
三沢 敏夫（住友重機械工業）		宮崎 精治（川崎重工業）	
討議参加者		赤井沢 義和（三菱重工業）	安藤 政明（日本鋼管）
	池上 博（川崎重工業）	岩崎 民義（三井造船）	
	川村 昭宣（三菱重工業）	倉本 美男（三菱重工業）	
	酒戸 恒男（住友重機械工業）	沢柳 政弘（三井造船）	
	杉本 裕行（三井造船）	对比地 宏（三菱重工業）	
	原 洋一（日立造船）	福村 稔（三井造船）	
	古市 潤二（住友金属工業）	正寿 克之（石川島播磨重工業）	
	村川 英一（大阪大学）	森 信義（日立造船）	
	矢尾 哲也（大阪大学）	柳井 博（神戸製鋼所）	
	山崎 誠（三井造船）		

# 目 次

1. 概 要 .....	1
2. 船殻部材の歪量に関する調査研究 .....	4
2.1 船殻部材の歪量に関する調査研究 .....	4
2.1.1 目 的 .....	4
2.1.2 計測実施造船所, 計測対象船, 計測個所及び個数 .....	4
2.1.3 計 測 方 法 .....	4
2.1.4 計 測 結 果 .....	4
2.1.5 解析方法及び解析結果 .....	4
2.1.6 考 察 .....	5
2.1.7 結 論 .....	5
2.2 溶接歪防止及び歪取り工作法に関する研究 .....	9
2.2.1 は じ め に .....	9
2.2.2 48年度の研究成果 .....	9
2.2.3 実船歪取り実験 .....	10
2.2.4 残留応力が歪取りに及ぼす影響 .....	12
2.3 外観による歪基準決定に関する調査研究 .....	20
2.3.1 試 験 目 的 .....	20
2.3.2 歪 計 測 法 .....	20
2.3.3 光学的歪計測法 .....	21
2.3.4 肉眼による歪量判定 .....	27
2.3.5 歪 の 要 因 .....	27
2.3.6 外 的 要 因 .....	27
2.3.7 内 的 要 因 .....	34
2.3.8 歪 判 定 基 準 .....	35
2.3.9 結 論 .....	42
3. 船殻部材の歪量と構造強度との関連に関する研究 .....	43
3.1 板材の工作歪と強度に関する研究 .....	43
3.1.1 ま え が き .....	43
3.1.2 過 去 の 実 績 .....	43
3.1.3 強度の統計的性質 .....	44
3.1.4 外力の統計的性質 .....	46
3.1.5 破壊の確率 .....	48
3.1.6 初期撓みの許容基準 .....	49
3.1.7 考 察 .....	49
3.1.8 結 論 .....	49
3.2 桁材の工作歪と強度に関する研究 .....	53
3.2.1 ま え が き .....	53

3.2.2	模型実験	53
3.2.3	理論解析	54
3.2.4	結 論	55
3.3	柱部材の工作歪と強度に関する研究	66
3.3.1	まえがき	66
3.3.2	考 察	66
3.3.3	国内各社のストラット	67
3.4	初期不整柱の圧縮・二軸曲げ強度に関する研究	73
3.4.1	はじめに	73
3.4.2	実 験	73
3.4.3	解 析	74
3.4.4	考察と設計資料	77
3.4.5	初期撓みの暫定規準	78
3.4.6	お わ り に	79
3.5	2次部材の初期たわみと強度に関する研究	83
3.5.1	はじめに	83
3.5.2	既実施事項概要	83
3.5.3	2次部材の許容初期たわみ	83
3.5.4	結 言	84
3.6	溶接による初期不整と平板の強度・剛性に関する研究	88
3.6.1	緒 言	88
3.6.2	平板の圧縮	88
3.6.3	平板・桁の剪断および曲げ	90
3.6.4	結 論	92
3.7	橋梁事故と初期不整の関係について	108
3.7.1	はじめに	108
3.7.2	橋梁事故の概要	108
3.7.3	メリソン委員会報告書概要	115
3.7.4	お わ り に	118
4.	船設部材の歪量と材料強度に関する研究	120
4.1	初期歪が継手の疲れ強さに及ぼす影響	120
4.1.1	試 験 方 法	120
4.1.2	実 験 結 果	121
4.2	建造中に発生する歪の解析と防止法の研究	124
4.2.1	緒 言	124
4.2.2	大入熱溶接の変形対策に関する一般的考察	124
4.2.3	エレクトロガス溶接の拘束材	124
4.2.4	片面サブマージドアーク溶接の面外変形	127
4.2.5	結 論	127

# 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 ( Japan Shipbuilding Quality Standards ) は、主として従来の実績をもとに定められた数値であり、最近のように急速に大型化したいわゆる巨大船に対しては必ずしも妥当でない場合もある。

そこで、日本造船研究協会第 127 研究部会は、最近の船舶の歪量を調査し、その実態を分析し、また、船殻部材の強度の面から部材の許容歪量を理論的に検討し、合理的な許容歪量を決定することを目的として下記の項目について研究を行なった。本年度は、4 年間にわたって行われた研究の最終年度であるが、本報告は主に本年度の研究成果について報告し、これら 4 年間の総合成果については別に報告書を作成する予定である。

## (1) 船殻部材の歪量に関する調査研究

### (a) 船殻部材歪量に関する調査研究

本年度は、歪の形状に関する計測を行ない、その結果について検討した。

すなわち、これまで部材の歪量は最大値あるいは中央値で表示されてきたが、今年度は、歪の形状を精密に把握することを目的として、特にパネル部材の“やせ馬”のモードの計測を行った。その計測値をもとに  $\sum a_n \sin nx$  で表わし、各次の係数を算出した。その結果、次の事柄が判明した。

- (イ) 第 1 次の項の係数が大きく、他の項の係数はその 1/5 以下である。
- (ロ) 奇数次の項の係数が偶数次の項の係数より大きい。
- (ハ) 8 次以上の高次の項の係数は小さい。

以上のようにパネルの長辺に平行な方向のモードは、1 次、3 次、5 次、7 次の項で近似できることがわかった。

### (b) 溶接歪防止および歪取工作法に関する研究

本年度は、昨年度行った研究結果をもとにして実船のパネルを対象として歪取りの実験を行い、“ガス加熱歪取り加工法の確立”について検討した。

なお、残留応力分布が歪取りに及ぼす影響についても検討した。

#### (i) 実船における歪取実験

上部構造の Wall や Deck を対象として実験を行った。その結果、次のような方法が歪取りに効果的であることがわかった。

- (イ) 凹パネルの歪取りには、スチフナのところに角変形を発生させるような加熱冷却条件を採用する。(例えば 900℃ 逆水, 600℃ AC)
- (ロ) 凸パネルについて松葉焼きが有効である。
- (ハ) 凹凸パネルが組合わさった連続パネルでは、凸パネルを松葉焼きで歪取りを行えば効果的である。
- (ニ) 連続パネルの歪取りの順序については、隣接パネルへの影響を考慮して中央のパネルから外のパネルに向かって歪取りを行う。

#### (ii) 残留応力分布が歪取りに及ぼす影響

スチフナ部に角変形を発生させる場合の残留応力分布の影響と松葉焼きに対する残留応力の影響について検討した。その結果、大略次のような事柄が判明した。

- (イ) 凹パネルの歪取りでスチフナ部に角変形を発生させる場合、残留応力が存在するとより大きい角変形が発生する。
- (ロ) 凸パネルの歪取りで松葉焼きを行う場合、主応力方向を避けスチフナに対して  $45^\circ$  の方向に加熱する。この場合も残留応力が大きく寄与する。

### (c) 外観による歪基準決定に関する研究

本年度は、今までの実験結果における各要因をもととして肉眼判定における内的外的要因による影響について検討し、外観上許容される判定歪量を設定し、最悪条件における“やせ馬歪”の判定基準を作った。その結果は次の通りである。

- (イ) 肉眼判定の最悪条件における歪感覚は、スパン 250 mm の場合、実歪量 2 mm が限界点である。さらに、各要因の影響を補正加味した場合の歪量判定精度は± 2.5 mm である。
- (ロ) J.S.Q.S の許容限界値と今回得られた歪判定基準の許容値とは、適用箇所及びスパンにより多少相違があるが、一般的にはほぼ同程度である。
- (ハ) 歪判定における心理的作用として各個人が直観的に仮定した“みせかけのものさし”を作り上げる。同一条件で観察を行えば錯覚についての個人差は少ない。

## (2) 船殻部材の歪量と構造強度との関連に関する研究

### (a) 板材の工作歪と強度

板材の初期撓み及び残留応力が強度に及ぼす影響を信頼性理論を用いて検討し、工作基準に対する一提案を行った。すなわち、4万～40万トンのタンカーの甲板について、初期撓み（残留応力を含む）と強度との関係を確率的に処理し、特に船の大型化に伴う甲板の強度を従来の実績である J.S.Q.S をもとにして検討し、初期撓みの許容基準に対する一提案を行った。

### (b) 桁板の工作歪と強度

桁板の工作歪がその強度に及ぼす影響を調査するため、20万トンタンカーの船底横桁の縮尺模型を用いて実船相似型及びフェイスの板厚が厚い場合について計6個の模型実験を行った。これらの実験においてウェブやフェイスの局部座屈、桁の横倒れ座屈及び桁の崩壊に対する挙動を観察し、工作歪の影響及びフェイスの板厚の影響について検討した。その結果、フェイスの板厚を2倍にすると最終強度は約1.6倍になる。また、フェイスの面外工作歪はあまり最終強度に影響を及ぼさないことがわかった。また、実船相似型について有限帯板法による理論解析を行い、実験結果と比較検討し、良好な一致を得た。

### (c) 柱部材の工作歪と強度

船殻部材のストラット部について、その工作歪と強度との関係を調査した。本年度は、前年度までに行った実験及び解析結果をもととしてストラット部に対する工作精度基準設定のための基礎資料を作成した。

すなわち、ストラットの強度及びストラットに加わる外力を統計的に評価し、これをNKルールや初期撓みの実測データと比較し、許容初期撓み量、すなわち、工作精度基準を設定しようとするものである。

また、国内各社のストラットの形状についての実績調査を行った。

### (d) 二次部材の歪量に関する研究

内構部材に取り付けられる2次部材の工作歪が強度に及ぼす影響を調査するため、4年間にわたって実験及び解析を行ったが、本年度は、これらの結果をもととして許容初期撓み基準案を作成した。

- (イ) 2次部材としては、その取扱いを、いわゆる2次部材と準1次部材とに分けて考える必要がある。
- (ロ) 2次部材（ウェブのステフナ及び倒止め肘板等）に対しては、座屈による剛性低下がおこらないように基準を定めた。
- (ハ) 準1次部材（コーナ肘板やフロアーのステフナ等）に対しては強度低下率を10%として基準を定めた。

### (e) 初期不整柱の圧縮二軸曲げ強度に関する研究

偏心と初期撓みを有し、最終的に二軸曲げ状態で崩壊する初期不整柱の圧縮強度実験を系統的に行った。増分法による挙動解並びに強度近似解を求め、実験結果と比較し、ほぼ満足すべき一致を得た。

実験及び数値解析結果から、これらの初期不整量が板の強度低下に及ぼす影響を量的に求めた。半波正弦波形の初期

撓み分布を持つ柱においては、偏心量は初期撓みとほとんど同じ効果があることがわかった。また、初期不整による柱の強度低下は、その柱のオイラー座屈荷重が全断面塑性荷重に等しくなるような細長比、材料定数をもつ柱において最も著しいことが明らかになった。

#### (f) 溶接による初期不整と平板の強度剛性に関する研究

溶接残留応力と初期撓みを有する平板の圧縮及び初期撓みのみ、あるいは溶接残留応力のみを有する桁の実験を行い弾塑性大撓み解析用プログラムを使用して理論解析を行い、次のような結論を得た。

- (イ) 初期撓み波形の圧縮剛性強度に及ぼす影響は、初期撓み量が小さい場合は無視できるが、大きくなるとその影響が現われてくる。
- (ロ) 初期撓み量が大きいほど圧縮最終強度は低下する。その低下は厚板ほど著しい。
- (ハ) 初期撓みに溶接残留応力が加わると圧縮最終強度はさらに低下する場合が多い。
- (ニ) 曲げ及び剪断の場合では、初期撓み及び溶接残留応力は、最終強度にあまり影響を及ぼさない。

#### (g) 橋梁事故の調査

1969年から1971年にかけてイギリス、西独、オーストラリアで発生した4件の橋梁事故例について、事故の詳細及びその原因等について検討した。また、上記イギリスの橋梁事故を契機として設立された事故調査委員会 ( Committee of Investigation into Design and Erection of Steel Box Girder Bridge ) の調査報告書を検討し、橋梁における設計方法や初期不整や公差等の影響を設計にどのように考慮しているかを調査した。

### (3) 船殻部材の歪量と材料強度に関する研究

#### (a) 初期歪が継手の疲れ強さに及ぼす影響

船殻部材の突合せ継手の角変形が疲れ強さに及ぼす影響を求め、J S Q Sの許容値との関連を疲れ強さの面から検討した。

継手試験片は、裏当金の有無の2系列、鋼種はSM 4 1 A, SM 5 0 A, SM 5 8 Aの3鋼種である。実験の結果から次の事柄が判明した。

- (イ) 継手の時間疲れ強さは、角変形が大きくなると低下する。
- (ロ) 継手の角変形の疲れ強さに及ぼす要因として、角変形凹入部応力、ビード趾端の形状、入射角、材質の変化等が考えられる。
- (ハ) 継手の裏当て金付きのままの試験片は、裏当て金の大きさや溶接脚長を必要以上に大きくしても疲れ強さの向上は望めない。

#### (b) 建造中に発生する歪の解析と防止法に関する研究

エレクトロガス溶接における拘束材と横収縮の関係について詳細に検討した。そして、適正拘束材の寸法と配置を定めるための資料を得た。また、比較的薄板 ( 1 2 mm程度 ) の片面溶接の場合に発生する面外変形に対する取付誤差の影響、拘束の影響などに関する資料を得た。これらの研究結果から次の結論を得た。

- (イ) エレクトロガス溶接の初期の変形は、溶接開始端から少し離れた位置に比較的小さな拘束材を取付けることより防止できる。
- (ロ) エレクトロガス溶接の場合、溶接が進行して溶接した部分が強度をもつようになると、大きな拘束材をつけても変形防止の効果は小さい。
- (ハ) 板厚1 2 mm程度の薄板の片面溶接では、面外変形を生じ易い。薄板の縦曲り変形は、長さ方向に拘束することにより軽減することができる。

## 2. 船殻部材の歪量に関する調査研究

### 2.1 船殻部材の歪量に関する調査研究

#### 2.1.1 目的

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

その目的に沿って今年度は、昨年度まで調査し、解析を行ってきた歪量の絶対量ではなく、発生した歪の形状について調査し、定量的に把握する。

具体的には、パネルのヤセ馬のモードをフーリエ級数に近似し、各次項の係数を把握する。

#### 2.1.2 計測実施造船所、計測対象船、計測箇所及び個数

石川島播磨重工業(株)東京第2工場 220,000DWT BULK CARRIER 船底外板 3箇所  
 // 横浜第2工場 230,000DWT TANKER 上甲板 3箇所

計測期間 昭和49年11月～12月

#### 2.1.3 計測方法

下表による。

	220,000DWT BULK CARRIER	230,000DWT TANKER
(1) 計測箇所	船底外板 FLOOR と LONG <sup>L</sup> で囲まれた矩形板	上甲板 DECK TRANS と DECK LONG <sup>L</sup> で囲まれた矩形板
(2) 板厚×巾×長さ (ASPECT RATIO)	16 mm × 800 mm × 1,600 mm (2.0)	24 mm × 940 mm × 5,000 mm (5.3)
(3) 計測パネル数 (パネル名称)	3 (A, B, C)	3 (D, E, F)
(4) 計器	定盤 300 mm厚 × 1,800 mm × 2,400 mm ノギス (最小読み 0.1 mm) ノギス支持治具	マイクロライメントスコープ 最小読み 2/100 mm
(5) 計測方法	LONG <sup>L</sup> 方向に 1/2 等分 ↓ の格子を罫書き TRANS // に 4 等分 各交点を計測 (すなわち、6.5 点/パネル)	

#### 2.1.4 計測結果

前項に記した計測方法にしたがって計測した結果を図 2.1.1～図 2.1.2 に示す。

#### 2.1.5 解析方法及び解析結果

(1) 矩形板の中心線上 (短辺の midpoint を結んだ線上) の歪のモードを 2.2.1 式で近似し係数を求め有効な次項の係数を把握する。

$$y = \sum_{n=1}^{\infty} a_n \sin nx \dots\dots\dots (2.2.1)$$

ただし、y = 歪量      a<sub>n</sub> = n 次項の係数

- (2) 上記で得られた係数のうち奇数次項のみで表した 2.2.2 式で書き上記と対比させる。ただし、奇数次は 7 次までとする。

$$y = a_1 \sin x + a_3 \sin 3x + a_5 \sin 5x + a_7 \sin 7x \dots\dots\dots (2.2.2)$$

- (3) 矩形板の長辺の中間点を結んだ線上のモードを(1)項と同様に解析し、各次の係数、すなわち、1 次から 3 次までの係数を求める。

- (4) 解析結果は下記のごとくまとめた。

- (i) (1)項で記した係数を  $a_n/a_1$  の形で図 2.1.3 に示す。
- (ii) (2)項の対比は図 2.1.4 に示す。
- (iii) (3)項で記した係数を  $a_n/a_1$  の形で図 2.1.5 に示す。

さらに、奇数次項のみで表したモードとの対比を図 2.1.6 に示す。

### 2.1.6 考 察

前項に記した解析結果に対する考察は次のとおりである。

- (1) 中心線のモードの  $a_n/a_1$  値について (図 2.1.3 参照)

- (i) 全般に奇数次項の係数が大きい、すなわち、前後対称のモードに近いといえる。
- (ii) 20 型の船底外板の A.B.C パネルの場合、6 次以上の項の係数が 1 次項の係数に対して 0.03 以下となっている。一方、230 型の上甲板の D.E.F パネルの場合は、8 次以上の項の係数が 1 次項の係数に対して 0.09 以下となっている。すなわち、高次の項の係数の影響がある。これは、ASPECT RATIO の差からくるものと思われる。ASPECT RATIO が大きくなると平たい部分が長くなるためと思われる。

- (2) 中心線のモードの奇数次項 7 次までのモードとの比較 (図 2.1.4)

- (i) ASPECT RATIO の大きい場合、平たい部分が長くなり、かつ、中央部が落ちこみ 2 つ山の傾向さえ感じられる。一方、ASPECT RATIO が小さい場合は高次の影響が小さく中央部の落ち込みは見られない。
- (ii) 奇数次項のみのモードとの比較した場合、差は ASPECT RATIO の大きいほど大きく 2.5% 近くある。一方、ASPECT RATIO の小さい場合の差は 1.5% 以下となっている。

- (3) 長辺の中間点を結んだ線上のモードについて (図 2.1.5, 図 2.1.6)

- (i)  $a_n/a_1$  値については、ASPECT RATIO 差による相違は見られない。
- (ii) 1 次、3 次項のみの係数のモードとの比較では、E パネル以外では近似されと思われる。

### 2.1.7 結 論

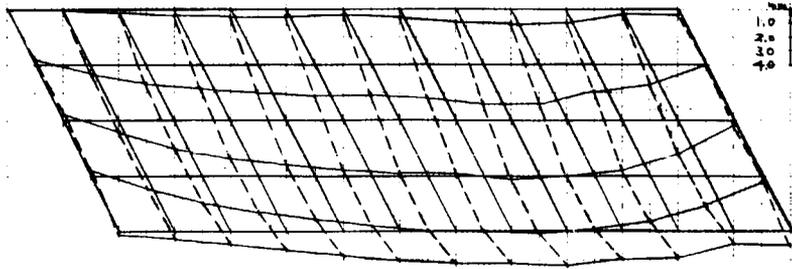
今回やせ馬のモードについて多点計測を行い、解析を行った。その結果、明確になった事項は次の通りである。

- (1) 中心線のモードについては、ASPECT RATIO が大きくなると 7 次の項までの影響がある。また、偶数次項の影響も大きい。

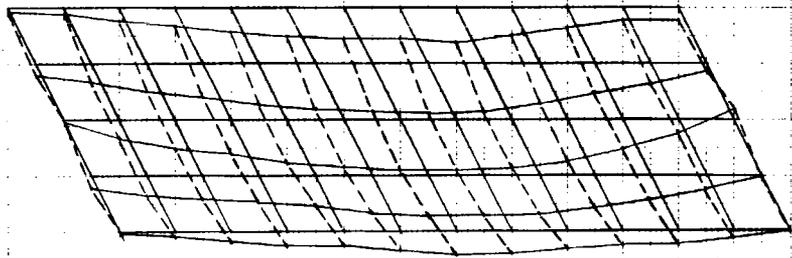
一方、ASPECT RATIO が小さいと高次の項の影響が小さく偶数次項の影響も小さい。

- (2) 長辺の中央間で結んだ線のモードについては、ASPECT RATIO の差による相違は見られない。また、モードも 1 次、3 次項のみのモードで近似しうる。

パネル A



パネル B



パネル C

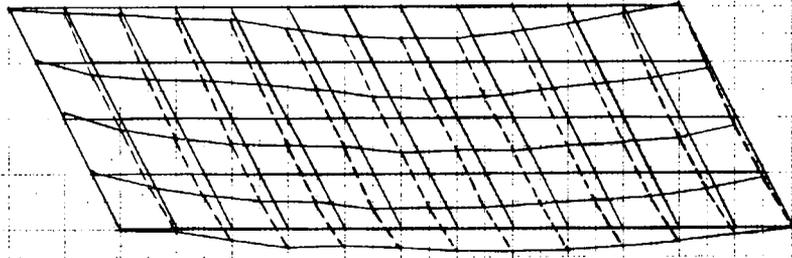
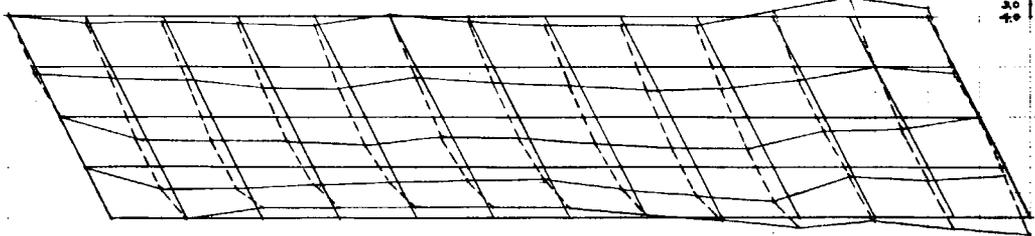


図 2.1.1 計測結果 (その1)

パネル D



パネル E

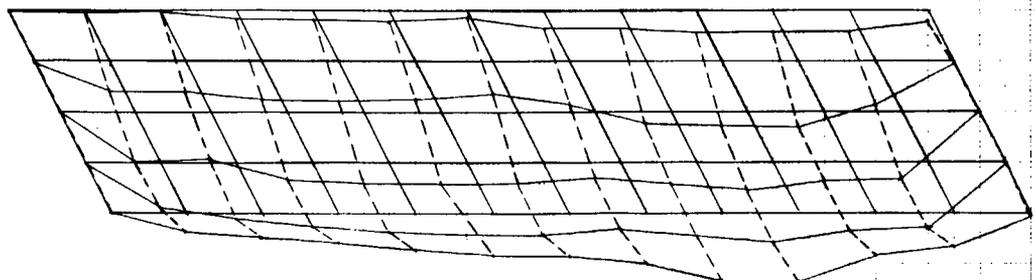


図 2.1.2 計測結果 (その2)

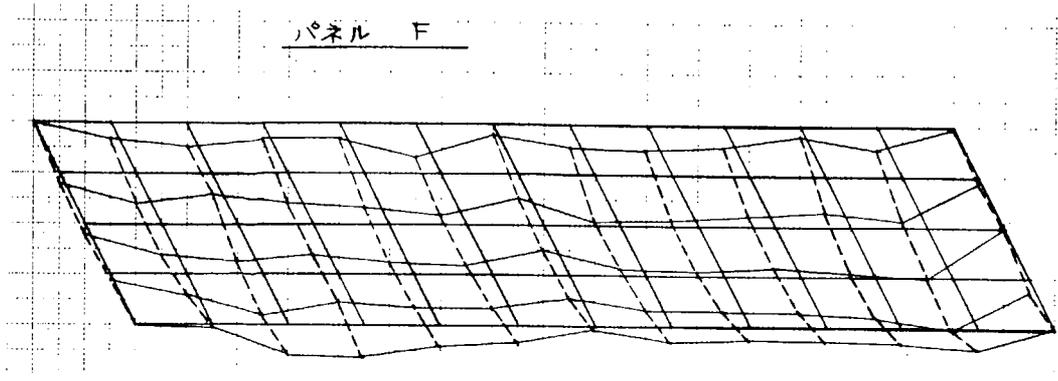


図 2.1.2 計測結果 (その2 続き)

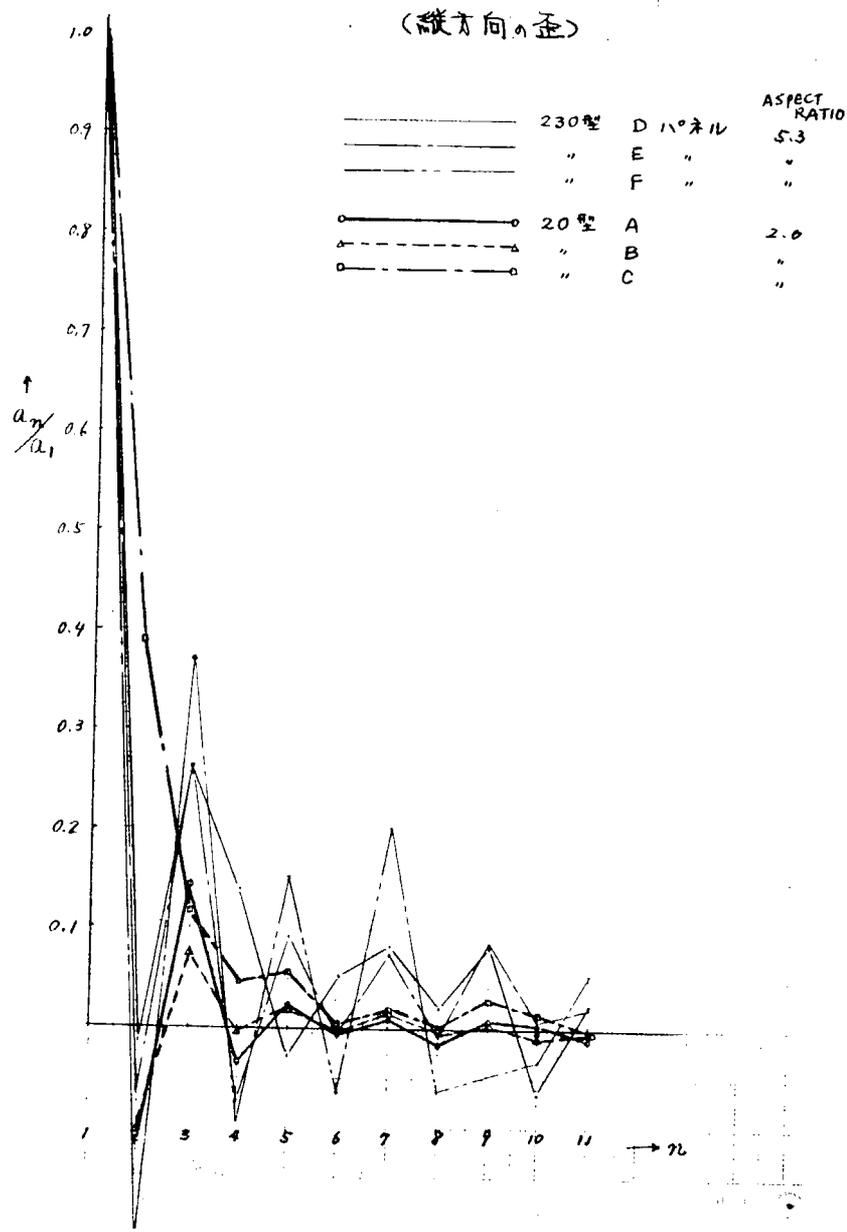


図 2.1.3 各パネルの  $a_n/a_1$  値

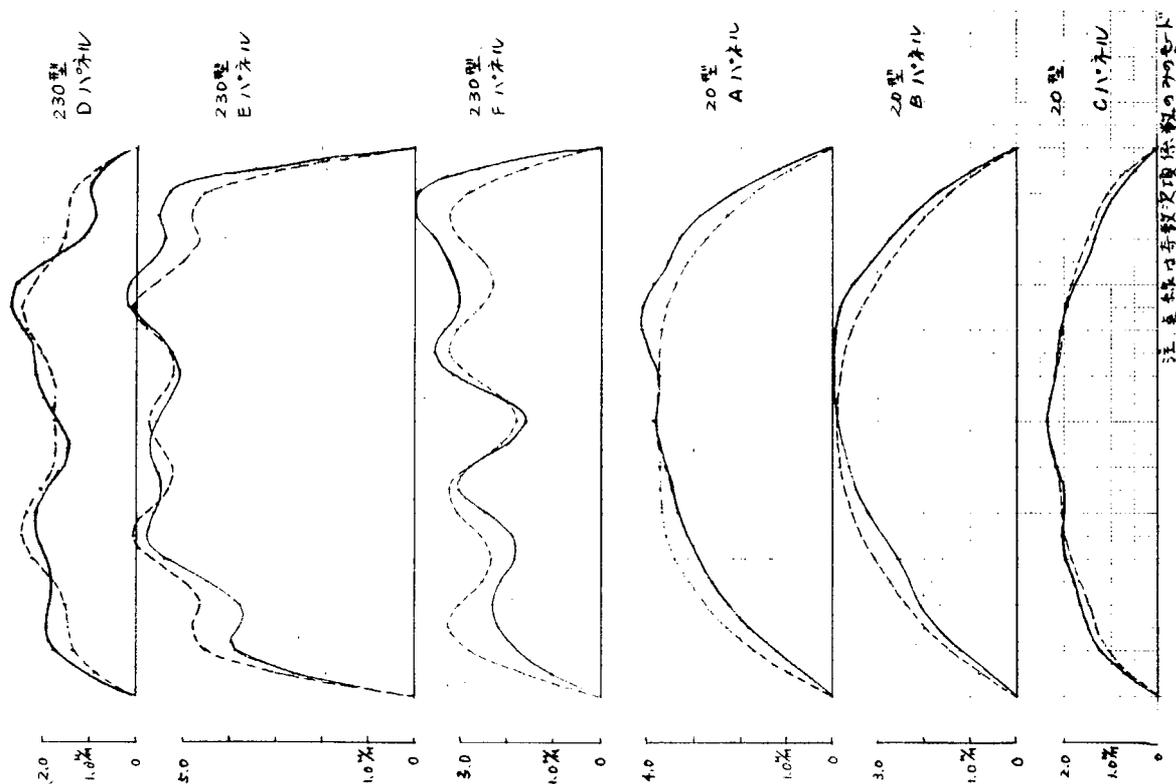


図 2.1.4 奇数次項係数のみのモードとの比較 (縦方向の歪)

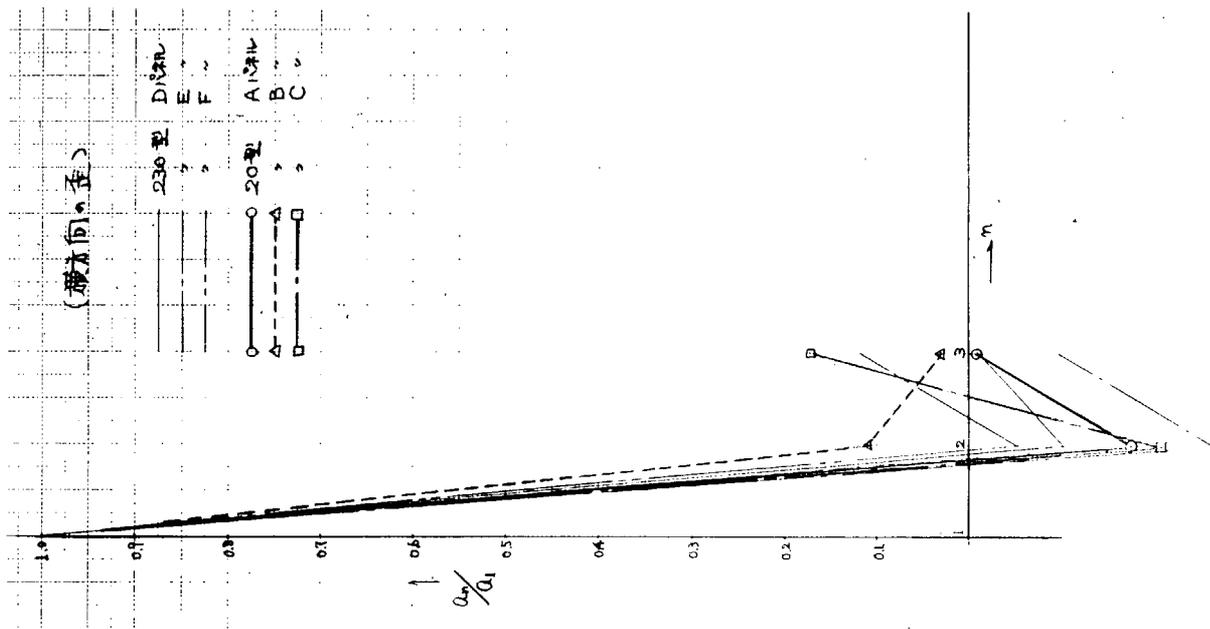


図 2.1.5 各パネルの  $a_n/a_1$  値

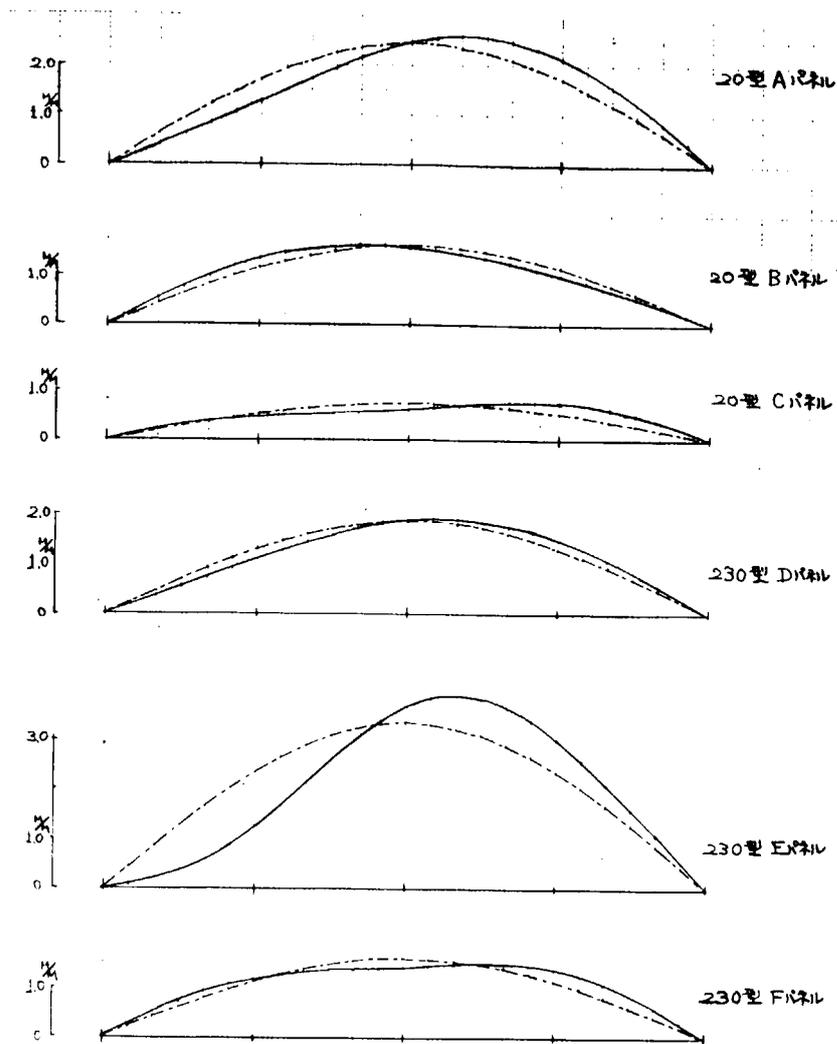


図 2.1.6 奇数次項係数のみのモードとの比較 (横方向の歪)

## 2.2 溶接歪防止及び歪取り工作法に関する研究

### 2.2.1 はじめに

48年度の研究は、試験的な小型パネルを作製し、歪取り加熱法に関する基礎的 dataを得ることを目的として実験を行った。

今年度は、48年度で得られた dataをもとに実船上のパネルを対象に歪取り実験を行い、「ガス加熱歪取り加工法の確立」を目的として実験を行った。なお、残留応力が歪取りに及ぼす影響についても若干の検討を試みた。

### 2.2.2 48年度の研究結果

上部構造に使用されている板厚 4.5, 6.0, 9.0 mm の鋼板を対象に、溶接によって各種パネルを作製し、凹変形のパネルの歪取りに関する研究を行った。また、一部「波形変形」の歪取りについても検討した。結論としては

(a) 凹変形を持ったパネルの歪取り方法として最も有効な方法は、スチフナ部に角変形を生じさせることである。そのため

の加熱水冷方法は

(イ) 900℃ 逆水 (加熱中、裏面を絶えず水冷)

(ロ) 600℃ 近傍の低温加熱空冷

加熱位置は溶接ビード部である。

(b) 次に有効な方法としては、スチフナ部に面内収縮を生じさせる加熱方法。

(-) 900℃ 空冷

(=) 900℃ 水冷（加熱面側を水冷する。）

加熱位置は、スチフナの真上である。

なお、(=)の場合、加熱冷却を繰返すと途中で折れが発生する場合があった。

(c) “波形変形”の歪取りとしては、凸部を加熱急冷することで面内収縮を生じさせ、凸部歪取り後、凹部について上記

(a), (b)の加熱冷却方法を採用すれば歪取りが容易となる。しかしながら凸部加熱部では折れが発生した。

### 2.2.3 実船歪取り実験

(1) 実験方法

(a) 加熱冷却条件および加熱位置

加熱冷却条件および加熱位置等について表 2.2.1 にまとめて示した。

表 2.2.1 加熱冷却条件および加熱位置

加熱冷却条件	加熱走行速度	加熱位置	備考
900℃逆水	450mm/min		逆水は、加熱裏面を絶えず水冷しておく
600℃空冷	800mm/min		
900℃上水冷	450mm/min		加熱表面を水冷。水冷位置はバーナー直後
松葉焼き	5 sec (100~120mm 1本焼きについて)	—	加熱表面を水冷

(i) 走行速度

900℃加熱については、現場の技能員の加熱時間を測定して平均値を示した。この値は実験室で熱電対を使用し自動加熱で測定した値に非常に近いものであった。

600℃加熱については、加熱回数が少なかったため実験室で求めた値を示した。

(ii) 松葉焼き

松葉焼きの加熱時間は1本の棒焼きについてのものであり、非常に速いので加熱温度は300~400℃と考えられる。これは角変形発生によって歪取りを行おうとするものである。加熱順序等については図 2.2.1 に概要を示す。

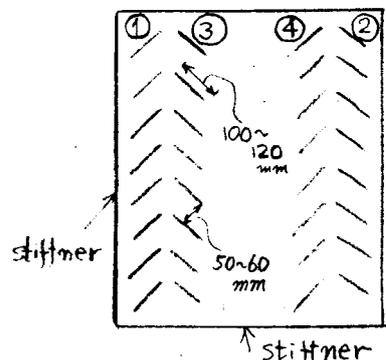


図 2.2.1 松葉焼きの概要

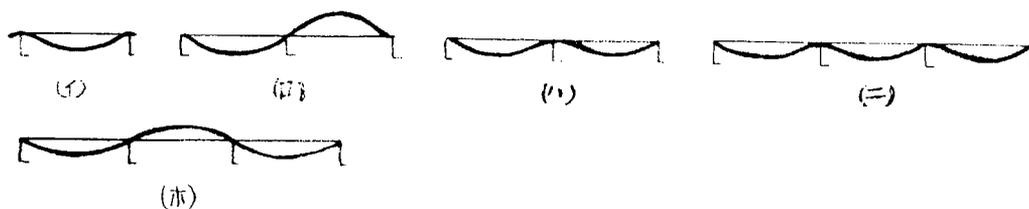
(b) 歪取り対象パネル

(i) 対象場所：上部構造 Deck, Wall

(ii) パネル寸法：800×1000~800×2200mm

板厚 7mm前後

(iii) パネルの変形種類:



(2) 実験結果

(a) 各種加熱条件の歪取り効率の比較

実船上の one panel (凹変形を有する) を対象にして、各種加熱条件で歪取りを行い、比較を行った。図 2.2.2 に示す。パネル寸法は  $800 \times 1800 \text{ mm}$  相当である。

さらに図 2.2.3 は one panel だけでなく two panel, three panel の歪取り実験結果からも抜き出し、加熱前の変形量と歪取り全時間との関係を加熱条件別プロットしてみた。

図 2.2.2, 図 2.2.3 から明らかなように、歪取り方法としてもっとも有効な加熱条件は  $900^\circ\text{C}$  逆水冷である。次は  $600^\circ\text{C}$  A.C, さらに  $900^\circ\text{C}$  W.C,  $900^\circ\text{C}$  A.C である。しかしながら現場施工を考えると  $900^\circ\text{C}$  逆水は裏面から水冷するので人手および作業スペース等の問題がある。また、 $900^\circ\text{C}$  A.C は冷却時間が長くなるので能率上の問題がある。実際の現場施工を考えると  $600^\circ\text{C}$  A.C  $900^\circ\text{C}$  W.C が考えられる。

(b) 連続 Two-panel (凹凹) の歪取りについて

連続 two-panel で変形が凹凹の場合の歪取り結果を図 2.2.4 に示す。歪除去率は  $(\delta_0 - \delta) / \delta_0$  で示される。 $\delta_0$  は初期変形量で、 $\delta$  は加熱後の変形量を示す。歪取り順序としては A-panel を除去後 B-panel を行う。図中、実線は歪取り加熱による変化を示し、破線は隣りのパネルのその際の変形状況を示している。

もっとも有効な歪取り方法としては、 $600^\circ\text{C}$  A.C でスチフナ部に角変形を発生させ、歪取りを行うことである。A-panel を加熱することによって B-panel の歪が一諸に除去される。次に  $900^\circ\text{C}$  W.C の場合であるが、 $600^\circ\text{C}$  A.C より時間はかかるが同様に歪取りが可能である。

図 2.2.5 は、A, B-panel の歪取り順序が歪取り時間に及ぼす影響を示した。A, B-panel では、歪取り前の変形量  $\delta_0$  が異なる。歪取り順序としては、変形量の大きい A-panel から歪取りを行うと変形量の小さい B-panel も歪除去される。一方、変形量の小さい B-panel から歪取りを行うと A-panel の歪除去が完全に行われぬ。すなわち、このような連続凹凹パネルの場合、初期変形量 ( $\delta_0$ ) の大きいパネルから歪取りを行うと有効である。

(c) 連続 Two-panel (凹凸) の歪取りについて

図 2.2.6 は  $800 \times (1000 \sim 1400)$  パネルについて示した。 $900^\circ\text{C}$  W.C,  $900^\circ\text{C}$  逆水, 松葉焼きについて示したが、もっとも有効な方法は凸(B)-panel を松葉焼きすることである。B-panel を松葉焼きすることによって A-panel は歪除去される。ただし、松葉焼きの場合、局所的な折れが発生するようなこともあった。次に有効な方法は  $900^\circ\text{C}$  逆水冷。凹(A)-panel を歪取りしても B-panel は完全に歪除去されない。その場合の B-panel は松葉焼きによって歪取りされる。 $900^\circ\text{C}$  W.C による凹(A)-panel 歪取りの場合も同様のことがいえる。

図 2.2.7 は  $800 \times (1900 \sim 2400)$  パネルについて示した。松葉焼きについては、パネルが大きくなったとしても歪取り時間は同じで、有効な方法であることが明らかである。 $900^\circ\text{C}$  W.C の場合は図 2.2.6 と同じ結果である。図 2.2.7 で図 2.2.6 と異なるのは凸(B)-panel を  $900^\circ\text{C}$  W.C で歪取りしても歪取りが可能であるということである。ただし、少し時間がかかるようである。

(d) 連続 Three-panel (凹凹凹) の歪取りについて

three-panel の歪取りは、前述した two-panel の結果を応用すればよい。(2)-(b)項でしたようにこのようなパ

ネルの歪取りは 600℃ A.C が有効である。図 2.2.8 に一例を示す。両側のパネルを歪取りすると中央のパネルは加熱することなく歪除去される。図 2.2.8 は両側パネルからの歪取り結果を示したが、定性的には、まず中央のパネルから歪取りを行い、その後両側のパネルに対して歪取りを行うのが有効な手順と考えられる。

(e) 連続 Three - panel (  ) の歪取りについて

図 2.2.9 に 2, 3 の例を示した。まず図 2.2.9(a) に松葉焼きで中央の凸パネルを焼いた場合の結果を示す。中央のパネルを歪取りすることによって両側の凹パネルの歪が除去される。図 2.2.9(b) は 900℃ 逆水で両側の凹パネルを歪取りした場合の結果である。図 2.2.9(c) は中央の凸パネルに対して松葉焼きでなく 900℃ WC で歪取りを行った場合の結果である。前記の 2 方法に比べて歪取り時間はかかるが、歪取りは可能である。

(f) 波形変形パネル (  ) の歪取りについて

波形変形はパネルのスパンが大きくなった場合、溶接によって板が座屈をおこして変形を生ずるもので図 2.2.10 に 800 × 3200 パネルの一例を示す。A, B - panel の連続パネルの場合であるが、A - panel を歪取り後、B - panel の歪取りを行っている。このような波形変形の歪取りは、まず凸部分を松葉焼きによって flat にし、残った凹部分を one - panel と考えて(2)-(a)項で述べた 600℃ A.C, 900℃ W.C 等の加熱方法で歪取りを行えば容易に歪取りが可能である。

(3) 結 論

実船上の各種変形パネルを対象に種々の加熱冷却条件で歪取り実験を行い、各パネルに対する歪取り方法について検討した。

表 2.2.2 に各種形パネルに対する加熱冷却条件、歪取り順序等の施工標準を示す。

基本的な考えとしては、

1. 凹パネルの歪取りは、スチフナ部に角変形を発生させる。
2. 凸パネルについては、松葉焼きによって歪取りを行う。
3. 凹、凸パネルが組合わさったような連続パネルについては、凸パネルから歪取りを行う。
4. さらに連続パネル等の歪取り順序は、隣接パネルへの影響を考慮して中央のパネルから歪取りを行う。

2.2.4 残留応力に歪取りに及ぼす影響

(1) 角変形に及ぼす残留応力の影響

凹パネルの歪取り方法としてもっとも有効な方法は、スチフナ部に角変形を発生させるということであるが、この角変形発生にそのパネルの持つ残留応力が大きく寄与するものと考え、若干の検討を行った。

実験としては、試験的パネルを作製し、大型電気炉で 650℃, 2hr. S R 処理を行い、X線応力測定装置および strain gauge を用いて残留応力を測定後、歪取り加熱を行い、残留応力が歪取りに及ぼす影響について検討した。

試験体は、図 2.2.11 に示す three panel である。図 2.2.12 にその試験体の as weld と S R 処理した場合の X線測定による残留応力測定結果を示す。S R 処理によって残留応力はほとんど零となる。

スチフナ部角変形発生に寄与すると考えられる応力は、スチフナに直角(加熱線に対して)応力、すなわち  $\sigma_x$  応力である。図 2.2.12 のスチフナ部の  $\sigma_x$  方向の応力は圧縮応力となっており、その領域は bending moment が作用している状態である。図 2.2.13 に模式的に示す。

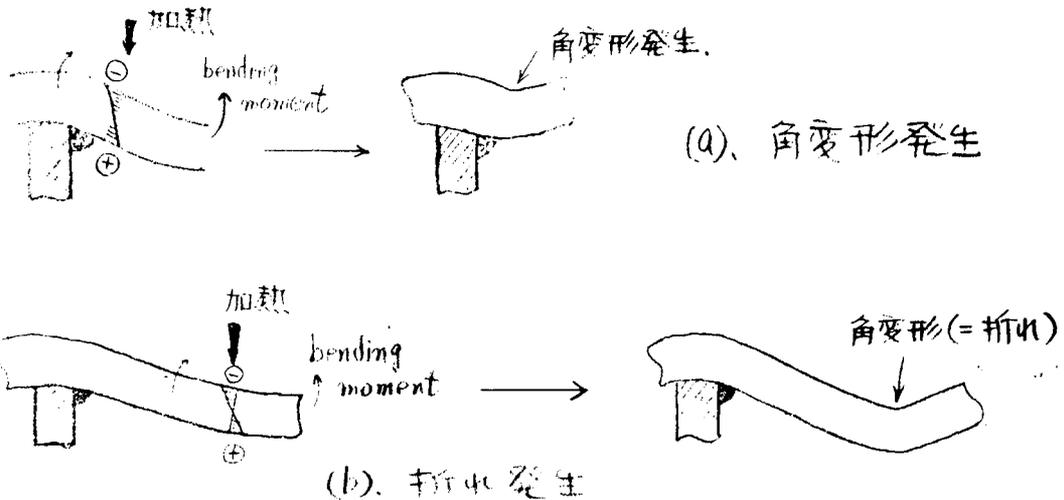


図 2.2.1.3 角変形発生と残留応力の関係

図 2.2.1.3(a)は、残留応力が歪取りに有効に作用した場合であるが、(b)のようにスチフナから離れた領域になると角変形発生がむしろ折れという現象になり、有害な方向に作用する。

試験体を使用しての実験結果を図 2.2.1.4 示す。加熱順序は、(A B)→(C D)→(B C)→(D A)で一辺の加熱を一回加熱とした。すなわち、4回加熱というの是一周加熱のことを意味する。SR処理することによって初期変形量 $\delta$ は半減する。加熱条件としては、900℃逆水、900℃A.Cを示したが、残留応力が存在する場合と存在しない場合とでは歪取り効率が大きく異なる。

以上より、このようなパネル構造物では、スチフナ近傍で溶接線に対して直角に圧縮応力が作用しているので、スチフナ近傍を加熱することは歪取りにとって非常に有効である。一方、スチフナから離れた領域を加熱することは折れを発生するので、現場施工としては有害である。

## (2) 松葉焼と残留応力の関係

松葉焼は、凸パネルの歪取りに使用されている。松葉焼の場合も当然、残留応力分布を考慮した上で行うべきである。溶接による凸パネル試験体を作製し、X線によって残留応力分布を求めた。三軸方向の応力を測定し、主応力分布も求めた。残留応力分布を図 2.2.1.5、主応力分布図 2.2.1.6 に示す。

松葉焼で凸パネルの歪取りをする場合の施工条件は、

- ① 加熱温度を 300～400℃の低温。
- ② スチフナ部からパネル中央に向かって焼く。
- ③ スチフナに対して 45° 方向に焼く。

となっている。図 2.2.1.5 をみると、スチフナ近傍では圧縮応力場となっている。松葉焼はこの圧縮応力場から加熱するので、(1)項で述べたように 900℃等の高温で加熱すると折れが発生する。それゆえに低温で加熱を行わなければならない。さらに図 2.2.1.6 に示した主応力方向を避けて安全側と考えられる 45° 方向に加熱をしている。松葉焼きによる歪取りは、低温加熱であるので、角変形を発生させて歪取りをしようとするもので、それに寄与すると考えられる応力は $\sigma_{xy}$ であろう。基本的には、角変形を局部的に発生させて漸次に歪を除去していく施工法である。

表 2.2.2 歪取り施工標準

変形パネル	加熱冷却条件	加熱位置	加熱順序	備考
	900℃逆水			あまり焼き過ぎると凸変形になるので変形量が小さくなった場合、局部加熱をする。
	600℃A.C			
	900℃W.C			
	900℃A.C			
	900℃逆水	bead部	初期変形量( $\delta_0$ )の大きいpanelから歪取りを行う。	
	600℃A.C	bead部		
	900℃W.C	stiffner上		
	松葉焼 (300～400℃W.C)		凸panelについて歪取りを行う。	松葉焼きは高温で焼くと折れが発生する。低温加熱しなければならない。
	900℃逆水	bead部	凹panelについて歪取りを行う	
	600℃A.C	bead部	"	
		stiffner上	凹panel、凸panelどちらか歪取りを行ってもよい。	
	900℃逆水	bead部	中央の凹panelから歪取りを行う	
	600℃A.C	bead部		
	900℃W.C	stiffner上		
	松葉焼	stiffner部より中央に…………。	凸パネルについて歪取り。	凸panelがflatになったら凹パネルについて歪取り。
	900℃逆水	bead部	両sideの凹panelについて歪取りを行う。	両sideのpanelを歪取りすれば、中央の凸panelは、ほとんどflatなる。凸部分が残った場合には松葉焼を行う。
	600℃A.C	bead部		
	900℃W.C	stiffner上		
	松葉焼き次に 900℃逆水、600℃A.C or 900℃W.C	松葉焼は、stiffner部より中央に向かって加熱。	まず凸領域を松葉焼き。その後凹領域について、凹panelの歪取りと同様の方法で歪取り。	

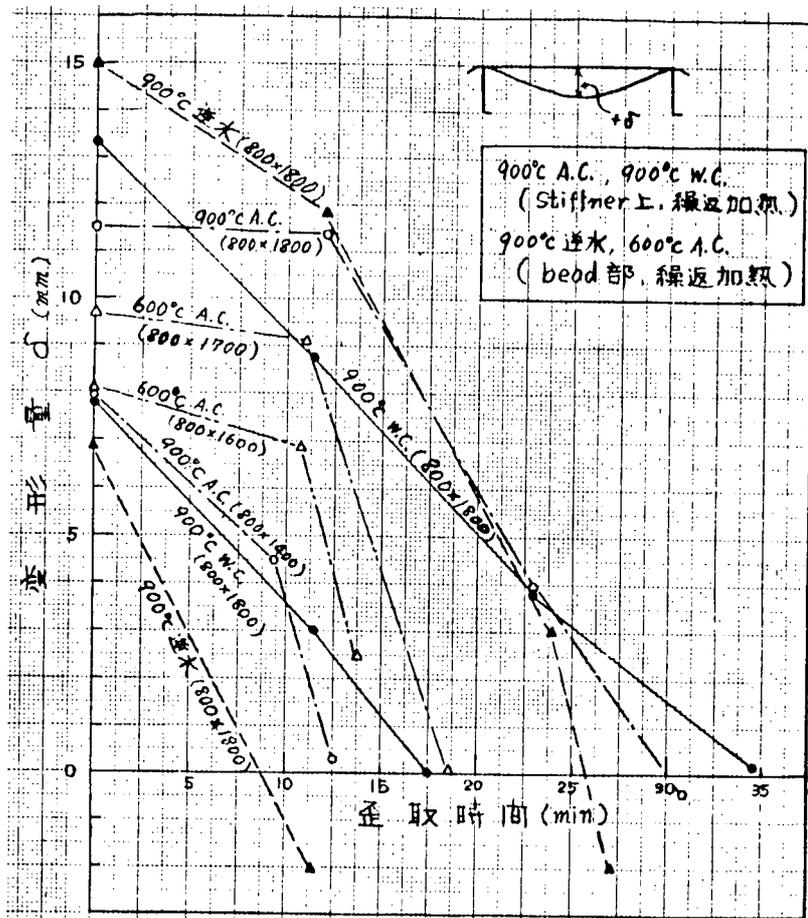


図 2.2.2 各加熱条件の歪取り効率に及ぼす影響 (one panel を対象にして)

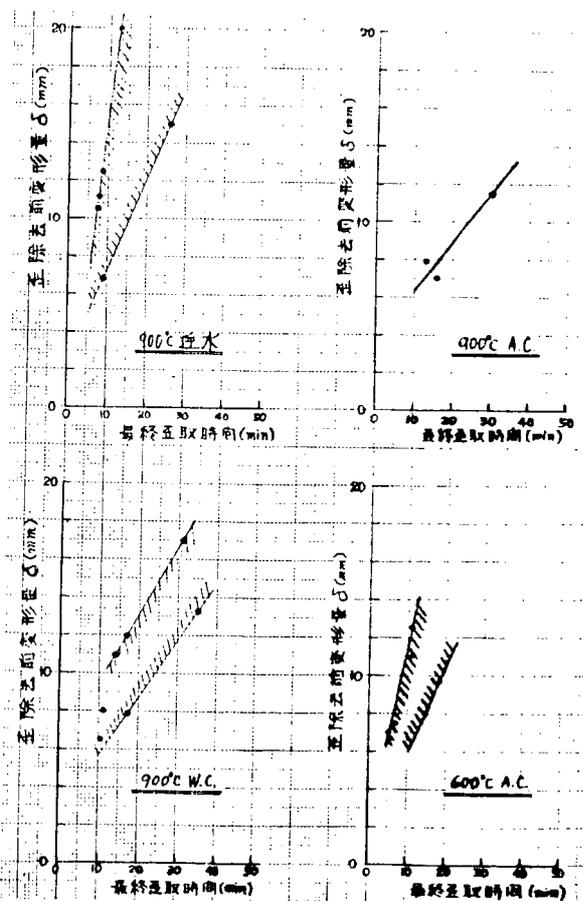


図 2.2.3 各加熱条件の歪取り効率に及ぼす影響

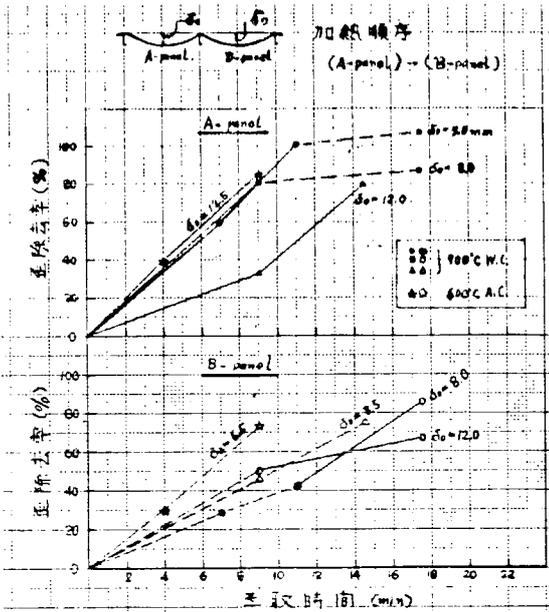


図 2.2.4 連続 Two - panel ( ) の歪取りについて

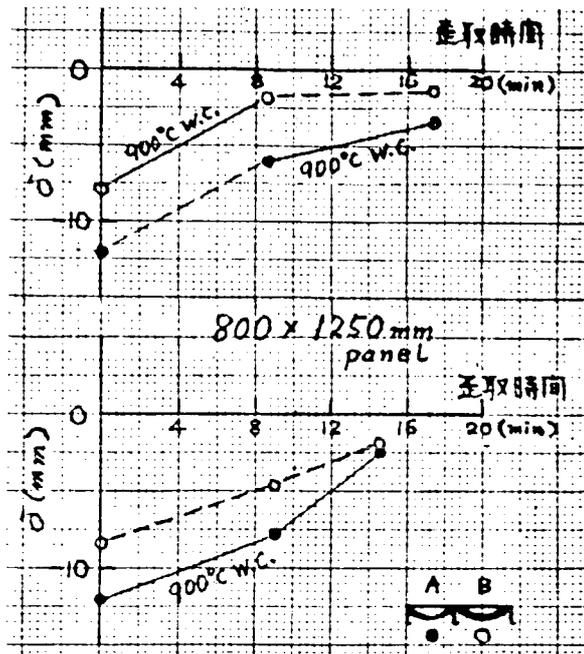


図 2.2.5 連続 Two - panel ( ) の歪取り順序について

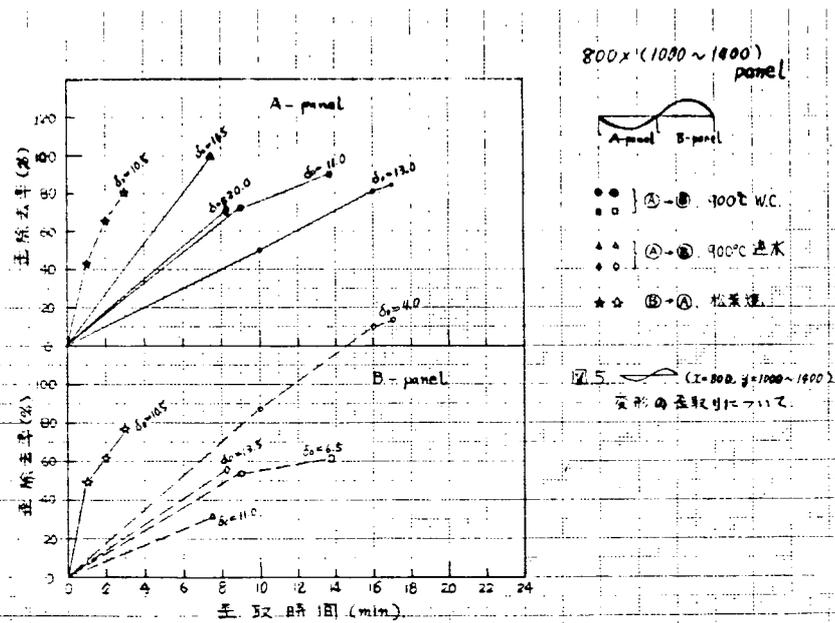


図 2.2.6 連続 Two - panel ( ) の歪取りについて

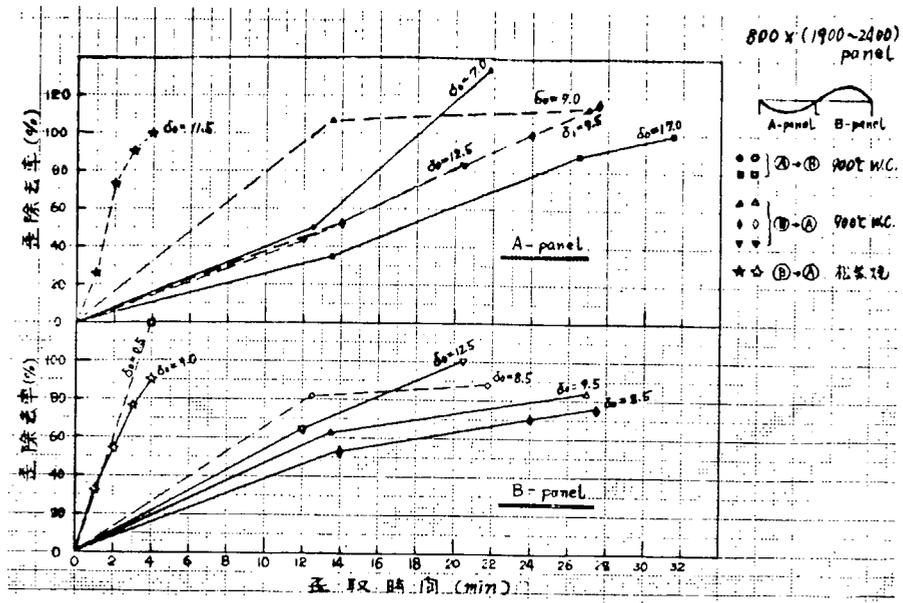


図 2.2.7 連続 Two-panel (  ) の歪取りについて

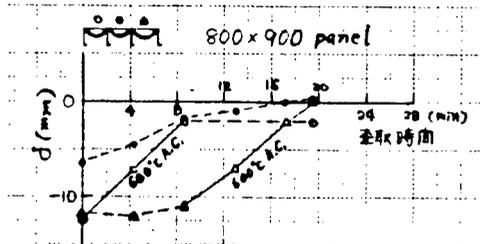
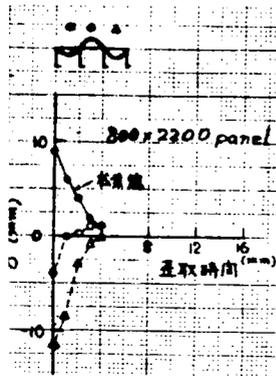
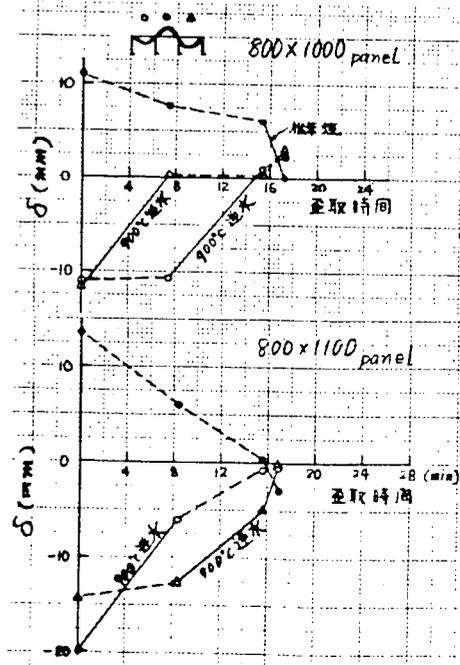


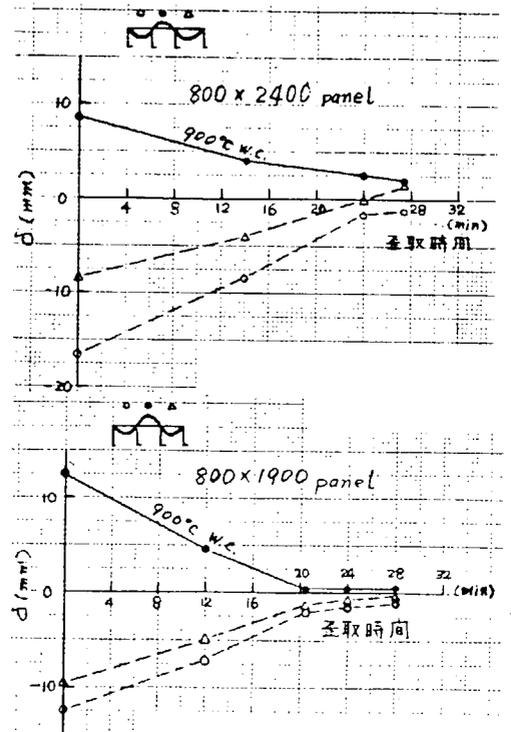
図 2.2.8 連続 Three-panel (  ) の歪取りについて



(a)



(b)



(c)

図 2.2.9 連続 Three-panel (  ) の歪取りについて

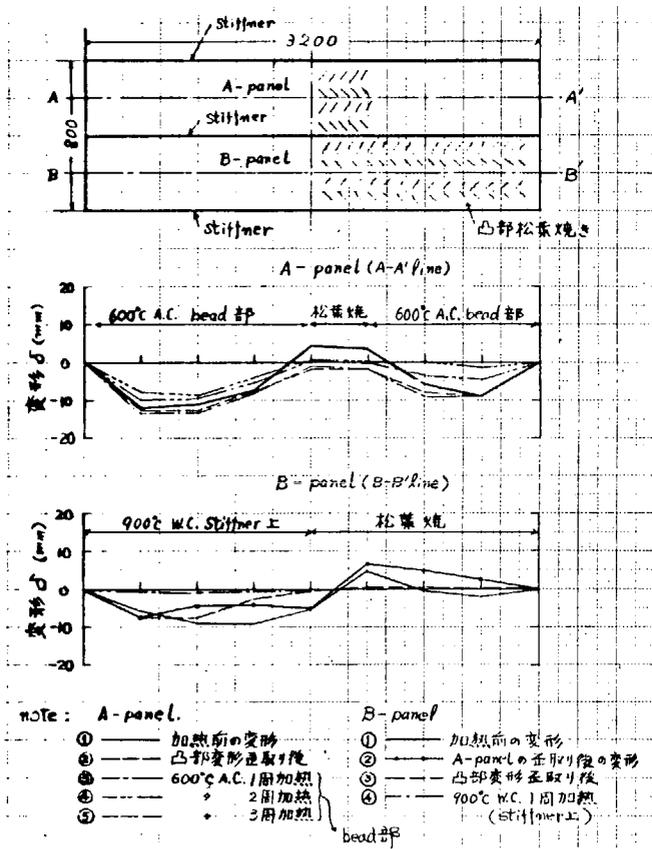


図 2.2.1.0 波形パネルの歪取りについて

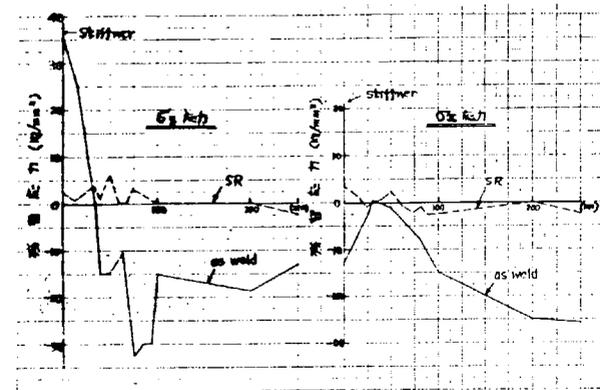


図 2.2.1.2 Three-panel 試験体の残留応力分布

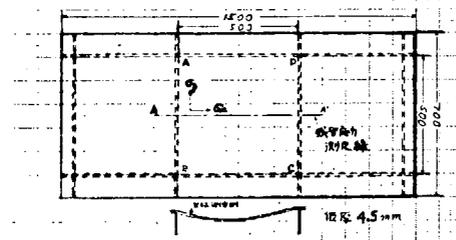


図 2.2.1.1 Three-panel 試験体の寸法

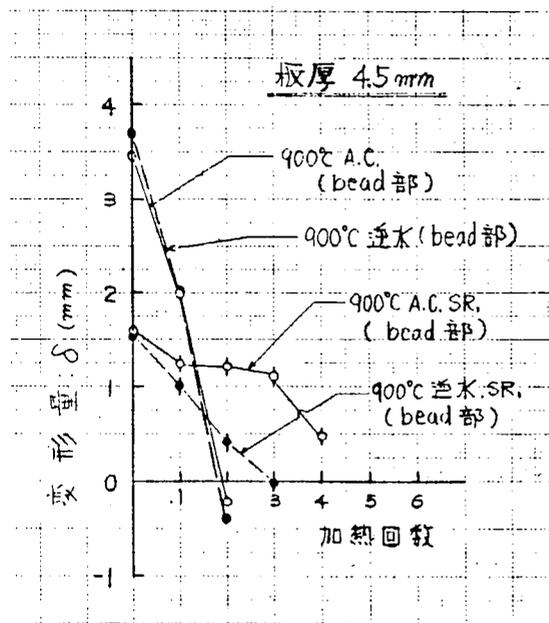


図 2.2.1.4 Three-panel 試験体の歪取りについて

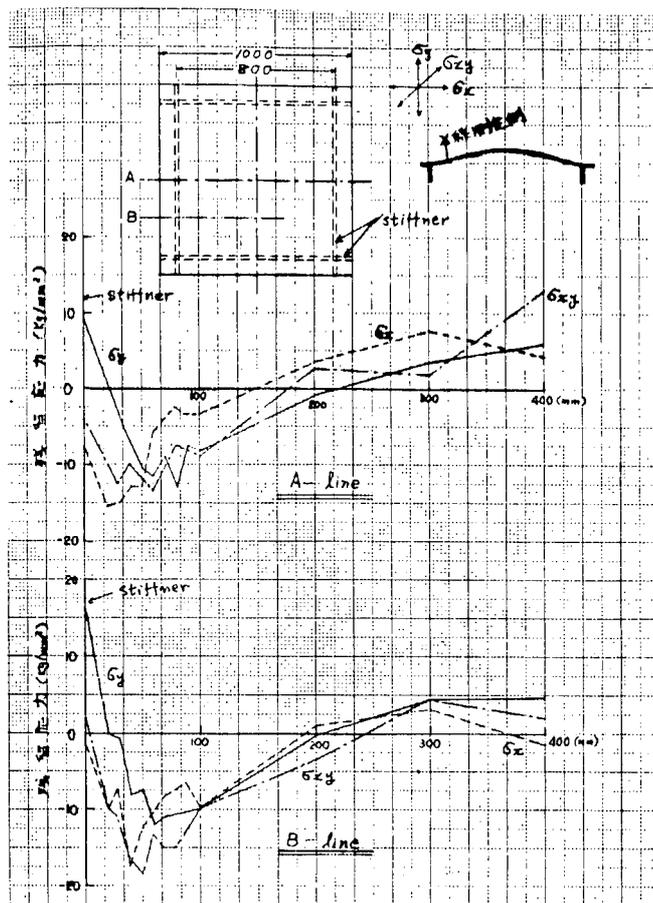


図 2.2.1.5 凸 panel の残留応力分布

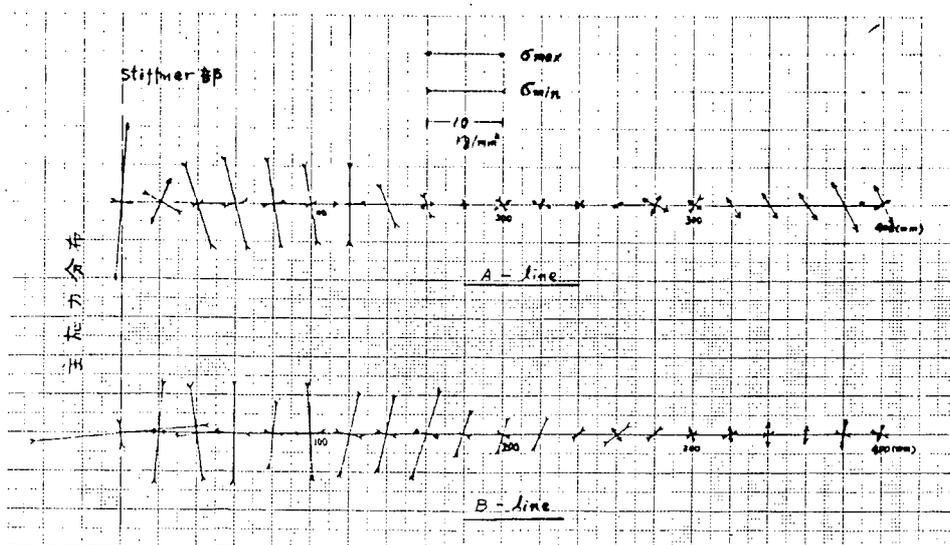


図 2.2.1.6 凸 panel の主応力分布

## 2.3 外観による歪基準決定に関する調査研究

### 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るので、溶接による熱変形はさ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、歪によって船体構造の外観が大巾に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ことがあった。

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

また、「やせ馬歪み」の計測として光学的計測法について調査する。

なお、昭和47年度、昭和48年度の実験実績は次表のごとく本年度は、各々の要因での実験結果に基づき歪計測方法と肉眼判定における要因とその影響度により許容される判定歪量を設定し、外観によるやせ馬歪みの判定基準を取りまとめたものである。

実験実績表

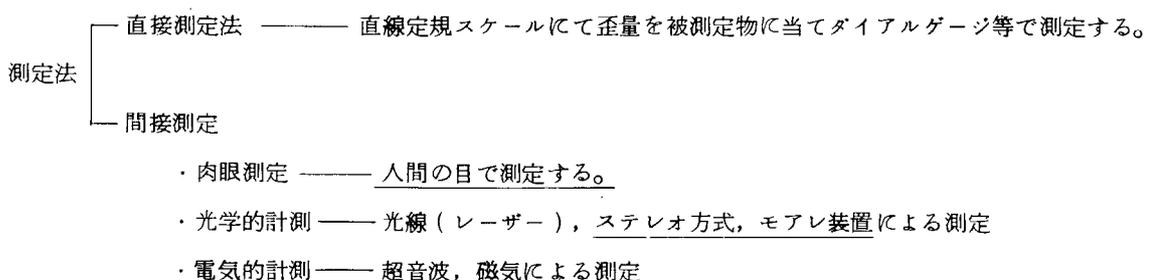
歪の 大きさの 判定に影 響する要因		年度		48		49	
		47		肉眼判定	モアレ 方式		
判定方法		肉眼判定	ステレオ 方式			肉眼判定	モアレ 方式
光源角度 上下		○				判定基準の取り まとめ	
" 左右		○	○	○			
照 度		○	○				
光 沢 度		○	○	○	○		
判定員の職種		○					
色	明 度			○	○		
	彩 度						
	色 相			○	○		
観 察 位 置				○			
スケールエフェクト				○	○		
感 覚				○			

註 ○印は実験を行ったものを示す。

### 2.3.2 歪計測法

表面歪の測定には、直接測定（Direct measurement）、間接測定（Indirect measurement）の2種があり、それぞれ測定体の大きさ、求める精度等によって測定方法、測定計器などが異っている。特に船殻部材の「やせ馬歪み」の測定などには、測定体が大きいことからパターン計測が有効である。

#### 測定法の分類



### 2.3.3 光学的歪計測法

「やせ馬歪み」の定量的測定法として光学的手法を用い、測定の可能性、現場への適用性等について検討を加えた。ここで取上げた光学的手法は、ステレオカメラによる方法、モアレ縞による方法の2種類である。

#### (1) ステレオカメラによる表面歪計測法

空間点の位置は、既知の基線の両端からその点に至る方向角を知って始めて決定できるという性質を利用し、基線両端のカメラで被写体を写真撮影し、得られた2枚の写真を合成することによって被写体の面の状態を推測しようというのがステレオカメラによる歪計測法である。

##### (a) ステレオカメラの原理

ステレオカメラの原理を図2.3.1に示す。同図におけるA点、B点がカメラの位置である。これよりステレオカメラの感度 $\Delta h$ は次式で表わせられる。

$$\Delta h = \frac{Z \cdot (Z - F)}{X \cdot F} \gamma \quad (2.3.1)$$

ここで

Z : レンズ節点から物体までの距離

f : レンズ節点から影像面までの距離

X : 撮影基線長さ

F : 焦点距離

$\gamma$  : 視差差 (=  $p_1 p'_2 - q p'_1$ )

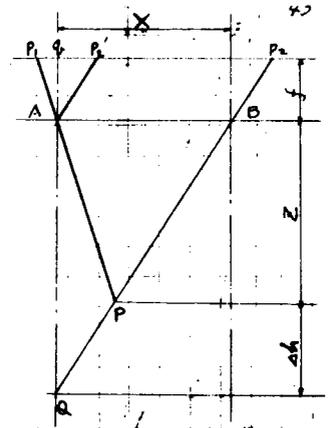


図 2.3.1 ステレオカメラの原理

光学的計算によると $\Delta h$ は読み取りで2mmの感度が保持された。

##### (b) 測定方法

被測定体は、光沢度の相違のあるつやあり、つやなしパネルとパネル表面に厚紙により任意の歪量をつけた歪体とする。厚紙による歪体表面での $60^\circ$ 鏡面光沢度は6.1である。

測定要領は図2.3.2に示すステレオカメラで被測定体を写真撮影する。これを図2.3.3に示す再生装置に入れ写真を立体視し、定量する。再生装置による歪量の定量は高さ測定目盛盤にもうけられたX字形の高さ測定マーク立体視すると階段上に見え(目盛の差2mm)高さ測定の定規となるよう設計されており、そのマークと写真上の歪とを対応させ歪量を定量する。

##### (c) 実験結果

実歪量 $U_0$ の歪体を光源位置角度を $0^\circ$ 、 $30^\circ$ 、 $60^\circ$ と変えてステレオカメラで測定した結果を図2.3.4~図2.3.6に示す。○印は厚紙により作られた試験体、▲印、◇印は実パネル試験体であり、その結果は熟練した判定したものである。 $U$ 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パネルの歪測定が可能である。

図中、測定歪の96%信頼区間を破線で示してあるがこれをステレオカメラの精度と考えてよいから測定精度は $\pm 6\text{mm}$ となる。

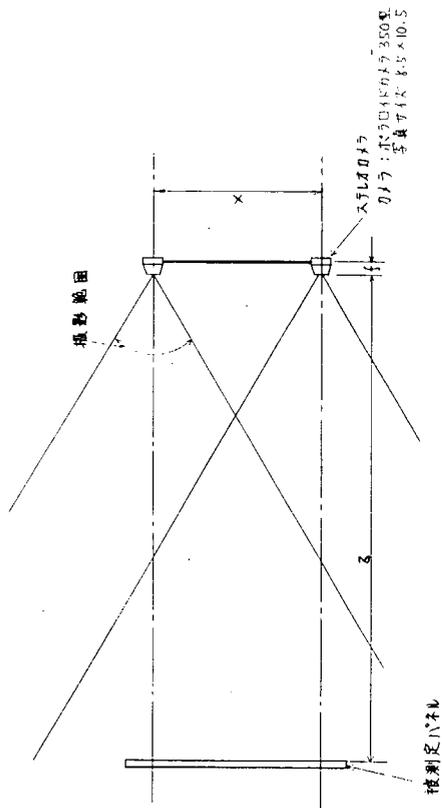
光源位置角度と測定歪量と実歪量との比 $U/U_0$ との関係は図2.3.7に示すように光源位置角度が $0^\circ$ の場合、 $U/U_0$ は0.7程度であるが、光源位置角度が大きくなると $U/U_0$ 値も大きくなり、光源位置角度が $60^\circ$ では、 $U/U_0 = 1$ と物理的な測定条件を満足するようになることがうかがえる。

#### (2) モアレフォトグラフィによる計測法

2枚の回析格子を重ね合わせるとモアレ縞ができる。この性質を利用し、1枚の格子を被写体に投影し、他の格子から被写体をのぞくと被写体にモアレ縞ができたように見える。このモアレ縞は基準面に対して等高線をなすものである。

##### (a) モアレフォトグラフィの原理

図2.3.8にモアレフォトグラフィの原理を示す。これよりモアレ縞深さ(感度)は次式で求められる。



B (撮影基線) 570 mm  
 Z (物体距離) 2000  
 f (有効距離) 120.91  
 F (カメラ焦点距離) 114

図 2.3.2 ステレオカメラと被測定パネルの配置

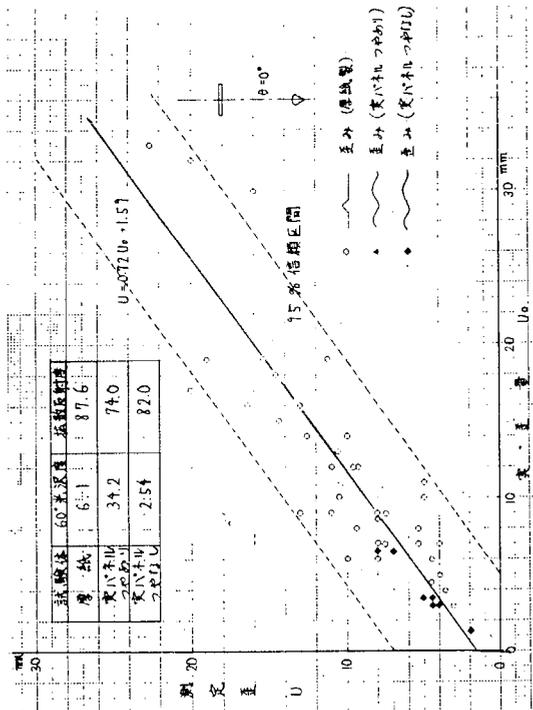


図 2.3.4 ステレオカメラ計測結果 (光源角度 0°)

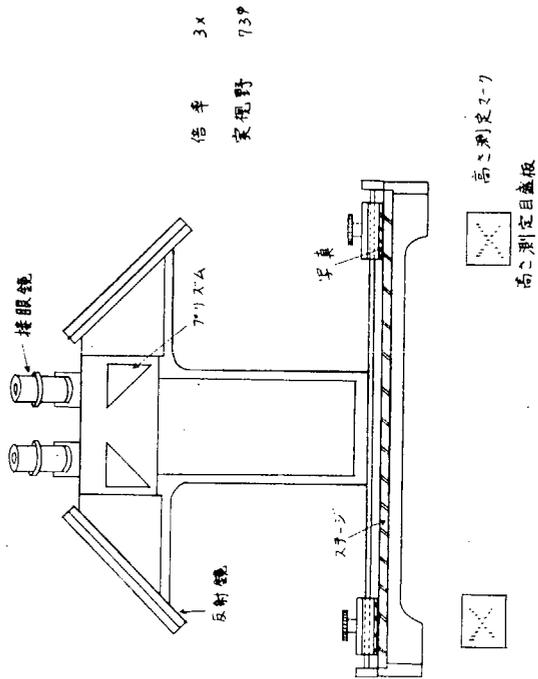


図 2.3.3 反射式実体再生装置 (図化機)

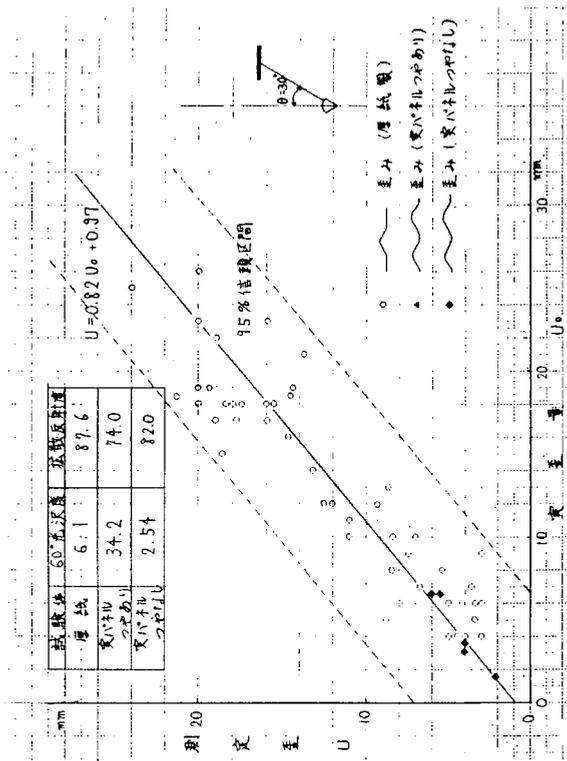


図 2.3.5 ステレオカメラ計測結果 (光源角度 30°)

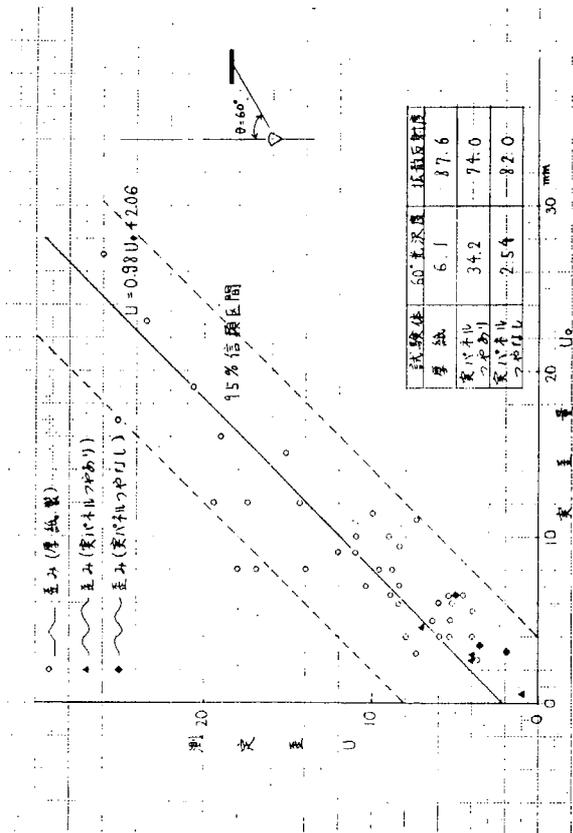


図 2.3.6 ステレオカメラ計測結果 (光源角度 60°)

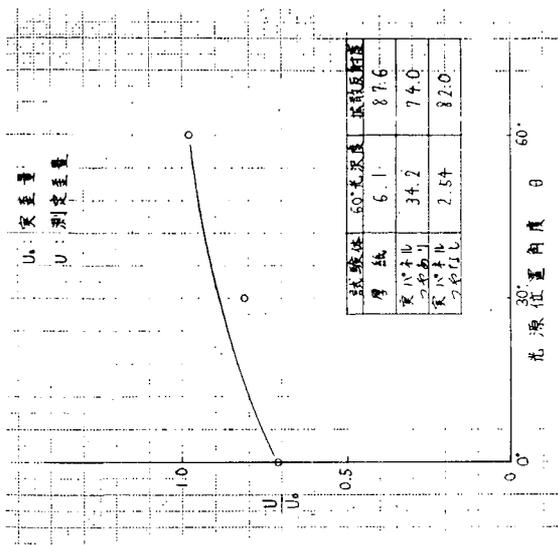


図 2.3.7 ステレオカメラ歪量測定に及ぼす光源位置の影響

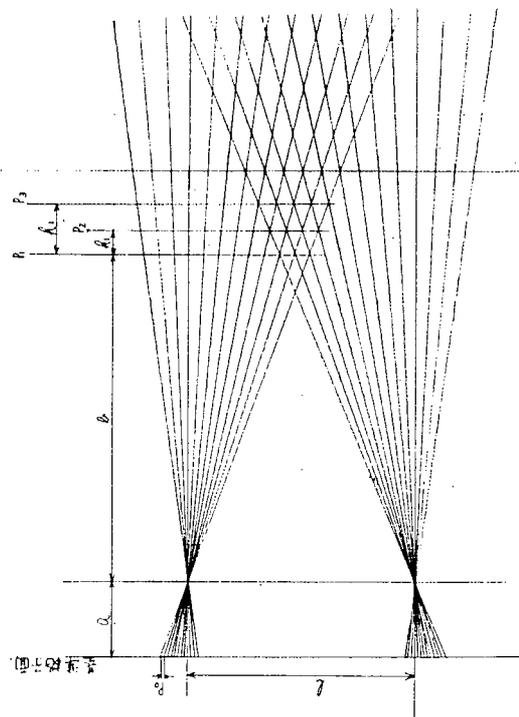


図 2.3.8 モアレ縞原理

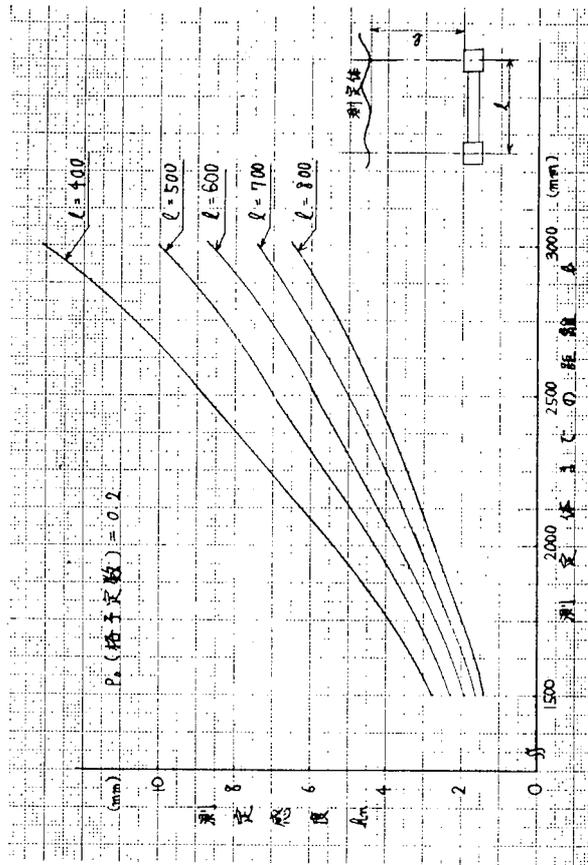


図 2.3.9 モアレ装置測定感度について

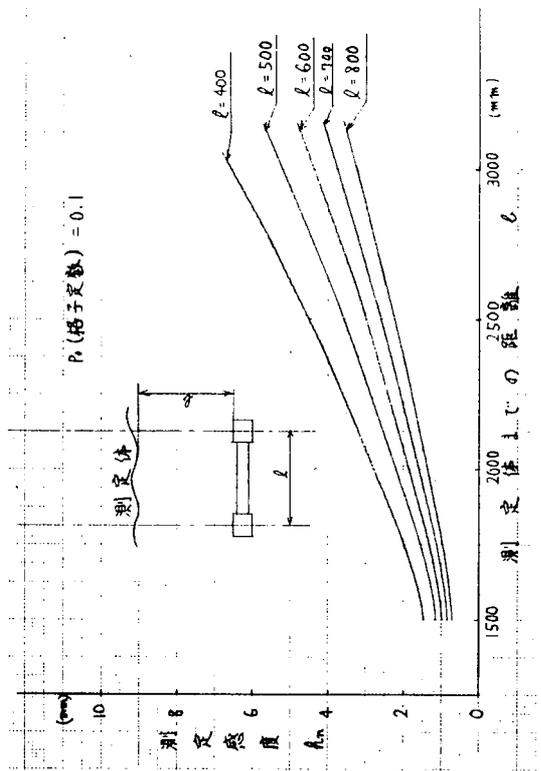


図 2.3.1.0 モアレ装置測定感度について

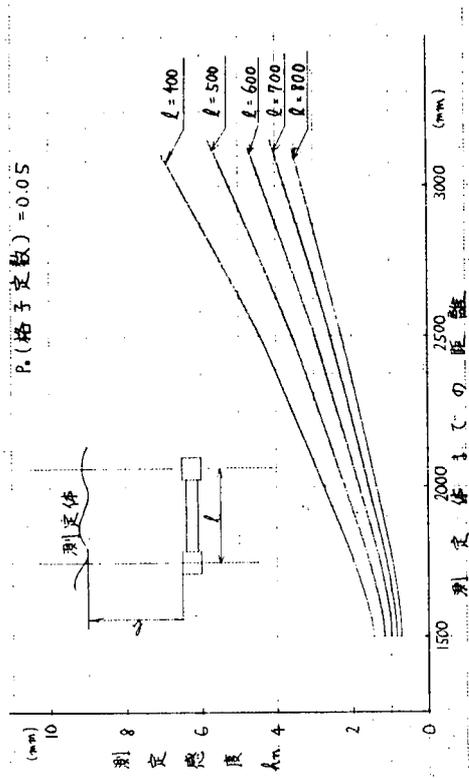


図 2.3.1.1 モアレ装置測定感度

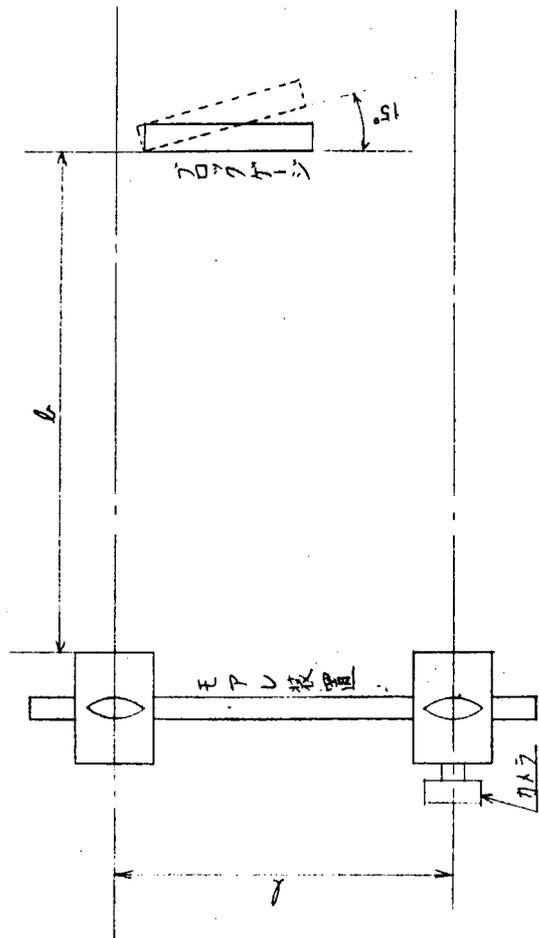


図 2.3.1.2 モアレ装置精度測定法

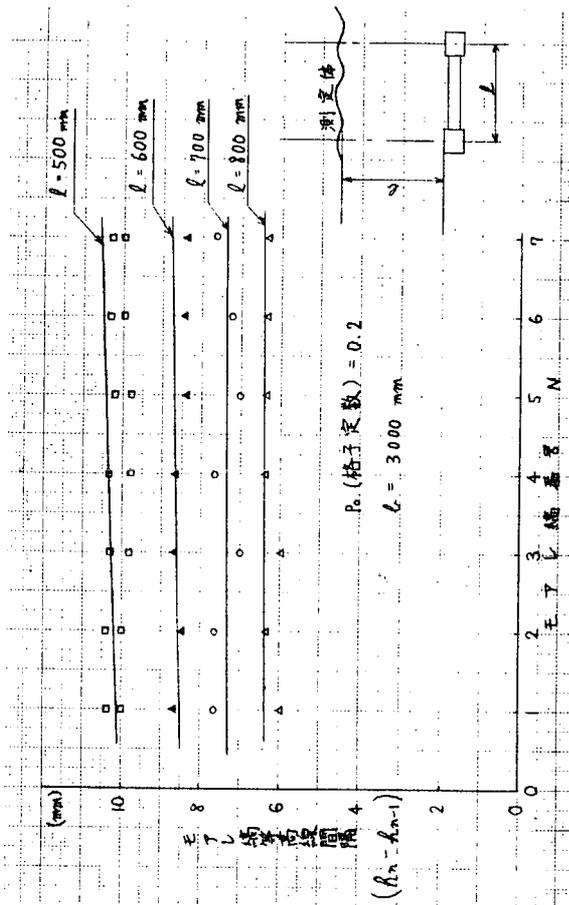


図 2.3.1.3 モアレ装置精度

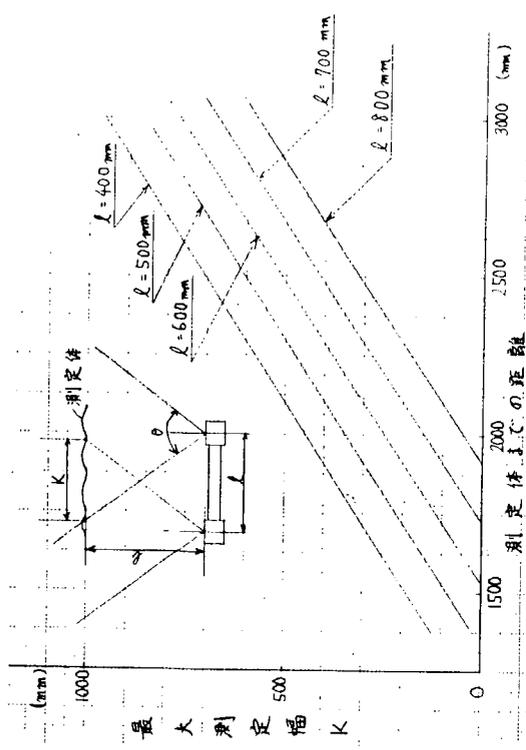


図 2.3.15 最大測定幅

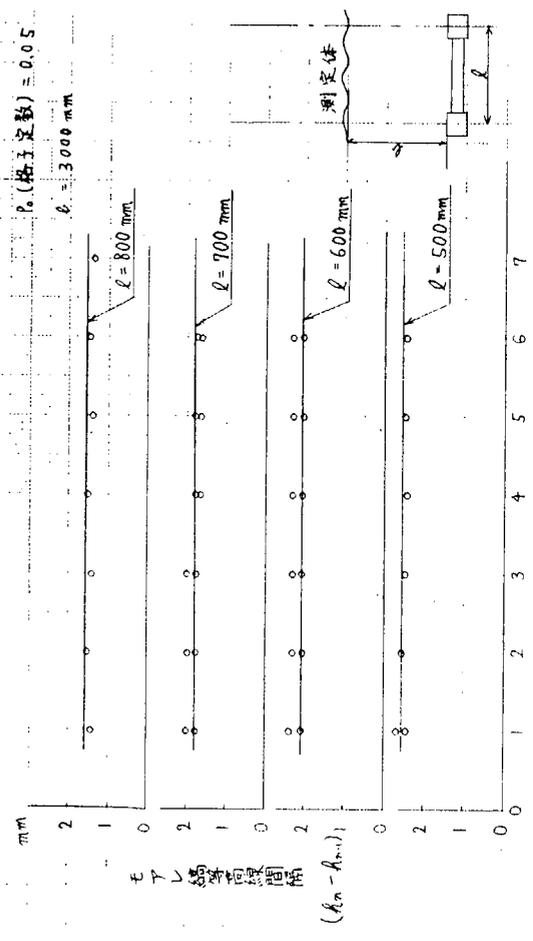


図 2.3.14 モアレ装置精度

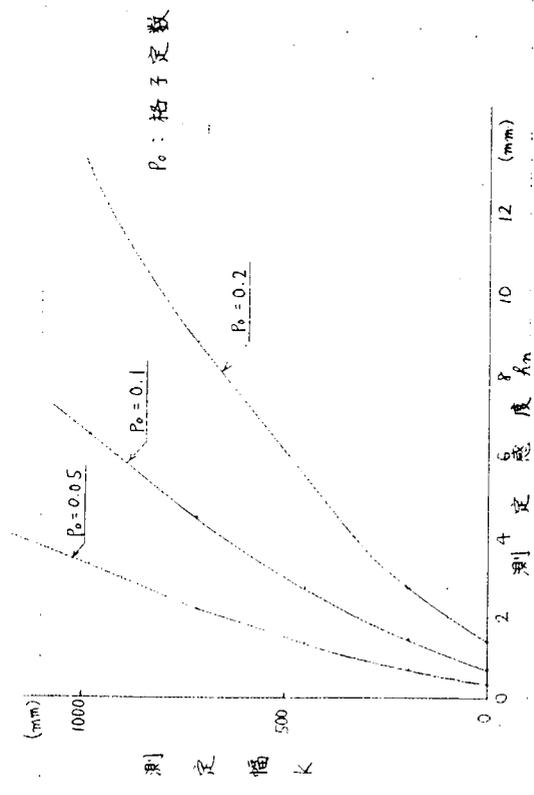


図 2.3.16 測定感度と測定幅

$$h_n = \frac{b(b-f)NP_0}{f\ell - (b-f)NP_0} \dots\dots\dots (2.3.2)$$

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

レンズ光軸巾 $\ell$ をパラメータとし、基準格子  $200 \mu (P_0 = 0.2)$ 、 $100 \mu (P_0 = 0.1)$ 、 $50 \mu (P_0 = 0.05)$  を使用したときの感度曲線を図 2.3.9～図 2.3.11 に示す。

(b) 測定精度

図 2.3.2 に示すように基準格子面より  $15^\circ$  の位置にブロックゲージをおき、これに生ずるモアレ縞を測定した。これと式 (2.3.2) で求められる等高線間隔  $h_n - h_{n-1}$  を比較すると図 2.3.13、図 2.3.14 のようになる。モアレ縞が光の回折等により太くぼやけるので縞間隔を測定する場合、読み取り誤差を生じ、このようにバラックものと思われる。これを考慮しても測定精度は  $\pm 1 \text{ mm}$  以内となる。

(c) 測定幅

本装置の測定幅は次式で表わされる。

$$K = 2b \tan \frac{\theta}{2} - \ell \dots\dots\dots (2.3.3)$$

$\theta$  : レンズ面角

これよりレンズ幅 $\ell$ をパラメータとして測定幅 $K$ と測定体までの距離 $b$ との関係を図 2.3.15 に示す。

測定体までの距離 $b$ を増せば測定幅 $K$ は無限に大きくできるが、それに伴って測定感度も大きくなり、 $\text{mm}$ オーダーの表面歪計測には適さなくなる。

これより測定感度  $h_n$  と測定幅  $K$  との関係を図 2.3.16 に示す。例えば、 $50 \mu (P_0 = 0.05)$  格子を使用したとき感度  $3 \text{ mm}$  の測定幅は  $900 \text{ mm}$  ということになる。

(d) 表面歪測定実験

鋼板の表面歪形状をダイヤルゲージ及びモアレ装置で測定し両者の比較を行った。その結果を図 2.3.17 に示す。これによると歪形状、歪量については両者はほぼ一致しており、表面歪測定装置 (定量測定) としてモアレ装置はかなり有効であると考えられる。

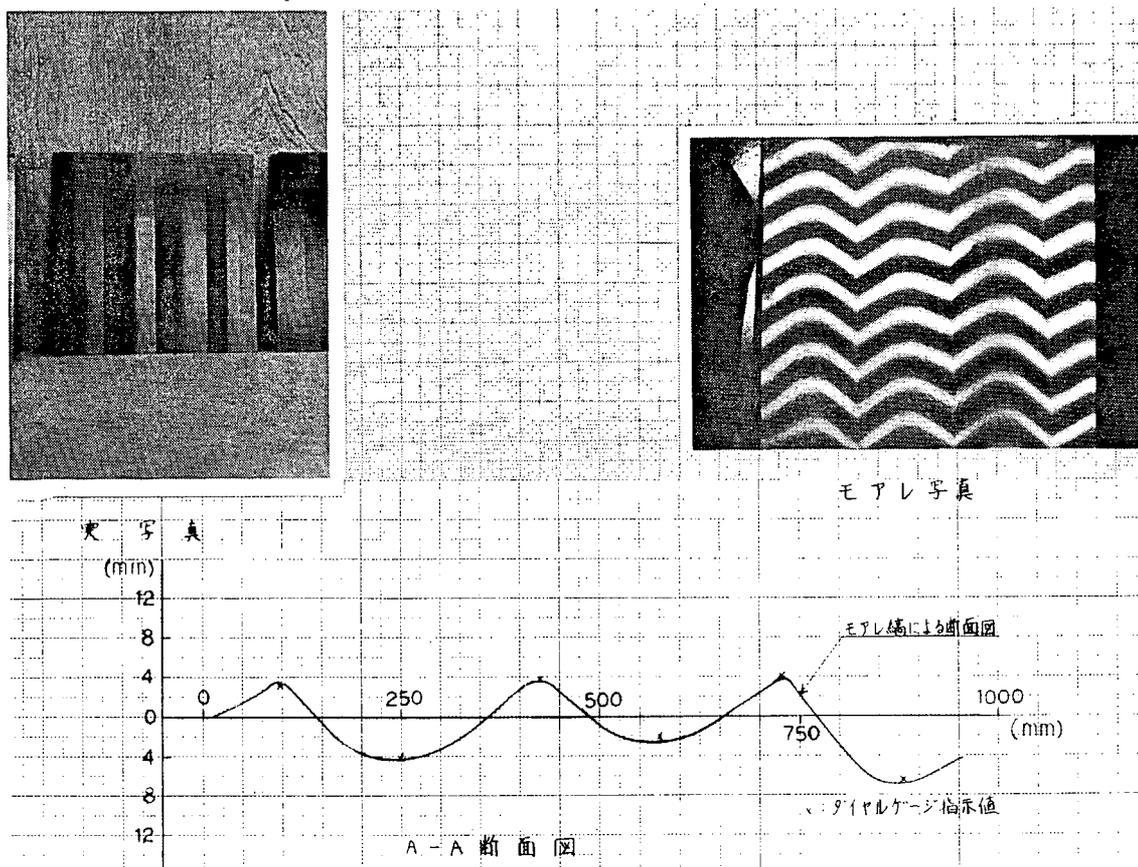


図 2.3.17 パネル板表面歪計測

### 2.3.4 肉眼による歪量判定

肉眼による歪量判定では、個人個人が心的な働きを示すものの一つとして頭の中に長さに対する感覚的な尺度を持っており、この違いにより判定歪量に差が生じるのは当然のことである。

しかし、これらの相違を統計的に処理することにより、肉眼判定の解明を行うものである。

試験方法として、実歪量  $U$  なる鋼板と判定者は 2 m の位置から目視で感じとった歪量及び感覚とアンケート用紙に記入する。(各パネルの明るさは、パネル中央で同照度となるよう光源位置を調節した。)

試験体パネル、試験方法及びアンケート用紙を図 2.3.18～図 2.3.20 に示す。

### 2.3.5 歪の要因

肉眼判定における判定歪に影響を及ぼすと見られる要因としていろいろ考えられ難しい問題であるが、昭和 47 年度の予備実験及び文献調査の結果、外的要因(光源位置、照度、光沢度、判定員の職種、ペイントの明度、色相、観察位置、スケールエフェクト等)及び内的要因、(順応、疲労、練習効果、心構え、心理状態等)の 2 つの要因があり、これらについて影響度を調査した。

### 2.3.6 外的要因

#### (1) 実歪量と判定歪量の関係

つやなし、つやあり試験体について実歪量  $U$  と判定歪量  $U'$  との関係を図 2.3.21、図 2.3.22 に示す。このグラフはある計測者の一例であるが、回帰分析した結果、実歪量  $U$  と判定歪量  $U'$  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 2 乗法によって求めた最適な直線である。

#### (2) 光源角度と判定歪量の関係

光源角度が判定歪量に及ぼす影響についての分散分析結果を表 2.3.1 に示す。

これによると、危険率1%で有意差ありと判定され、光源角度が判定歪量にかなり影響を及ぼすことがわかる。この関係をグラフ化すると図2.3.2.3, 図2.3.2.4のようになり、つやあり試験体、つやなし試験体ともに光源角度について1次の回帰性が認められた。

(3) 照度と判定歪量の関係

照度の違い(800 Lux, 600 Lux)が判定歪量に及ぼす影響を図2.3.2.5に示す。これは、分散分析結果では有意差なしと判定している。

パネル面上の歪量は、陰影の差により認めているから少々の照度の違いは判定歪量と影響を及ぼさない。

(4) 光沢度と判定歪量の関係

表2.3.1の分散結果でも明らかなように、光沢度の違いも肉眼判定に影響を及ぼすことがわかる。この関係を図2.3.2.6に示す。ただし、光源角度及び観察位置角度が0°の場合でパネル面上で陰影等他の要因は除外してある。試験点が2点であり、それらの間を推定した曲線で結んである。これによると光沢度が大きくなると判定歪量も大きくなる傾向にあることがわかる。

表2.3.1 光源角度, 光沢度, 照度の主効果とそれらの交絡についての分散分析

A : 光源角度

B : 光沢度

C : 照度

	S	$\phi$	V	F	$\rho$ (%)
A	7.82	4	1.95	36.61**	24.5
B	5.90	2	2.95	59.00**	18.4
C	0.01	2	0.00	0.10	0.00
A × B	1.42	4	0.35	6.65	4.40
A × C	0.02	4	0.00	0.05	0.00
B × C	0.00	2	0.00	0.02	0.00
e	16.82	316	0.05		52.60
T	32.00	334			100.00

\*\* : 危険率1%で有意

(5) 職種と判定歪量の関係

図2.3.2.6でもわかるように職種により判定歪量に差が生じていることが明確にでている。これは日常携わる職種により扱うものの大きさ, 判定する場合の精度, また歪を見なれて物理尺度との対応ができるかどうかの差があらわれている。

(6) ペイントの色相, 明度による影響

ペイント色相, 明度が肉眼判定に及ぼす影響の分散分析結果を表2.3.2及び表2.3.3に示す。

これによると、色相による影響は有意差なし(危険率5%), 明度による影響は有意差あり(危険率1%)ということである。これらのグラフを図2.3.2.7, 図2.3.2.8に示す。

色相については、赤, 黄, 緑, 青の4種について調査し、これらの平均値を実線で示した。

明度の場合、白, 灰, 黒の無彩色を使用しマンセル明度値はそれぞれ9.5, 6.0, 1.0である。

明度が低くなるほど(黒に近づくほど)歪を大きく判定しており、パネル面上で光源による陰影と明度が微妙に影響し合っているのがわかる。

(7) 観察位置と判定歪量の関係

観察位置が肉眼判定に及ぼす影響についての分散分析結果を表 2.3.4 に示す。

表 2.3.4 により(1)項で述べたように光源位置及び光沢度による影響が有意差あり(危険率1%)、観察位置及び観察位置と光源角度、観察位置と光沢度の交互作用は有意差なし(危険率5%)と判定された。

観察位置による影響は図 2.3.2.9 に示すごとく、肉眼判定の基準は光源によってパネル面上に生じる陰影の鮮明度に支配され観察位置は関係ないことがわかる。

同図に示した直線は、それぞれの光源角度における判定歪量の平均値である。

表 2.3.2 色相による影響の分散分析

A : 色相

	S	$\phi$	V	F	$\rho$ (%)
A	12.19	3	4.06	1.566	9.66
e	114.06	44	2.59		
T	126.25	47			

$$F(44, 3, 0.05) = 2.82$$

表 2.3.3 明度による影響の分散分析

A : 明度

	S	$\phi$	V	F	$\rho$ (%)
A	160.17	2	80.08	10.38**	38.62
e	254.58	33	7.71		
T	414.75	35			

$$F(33, 2, 0.01) = 5.32 \quad **: \text{危険率 } 1\% \text{ で有意}$$

表 2.3.4 光源角度, 観察位置角度, 光沢度, 歪量の主効果とそれらの交絡についての分散分析

A : 光源角度

B : 観察位置角度

C : 光沢度

D : 歪量

	S	$\phi$	V	F	$\rho$ (%)
A	180.9	2	90.5	48.8**	21.8
B	1.2	2	0.6	0.3	0.14
C	17.5	1	17.5	9.4**	2.1
D	106.3	1	106.3	57.4**	12.82
A × B	2.0	4	0.5	0.3	0.24
A × C	9.3	2	4.7	2.5	1.12
A × D	9.0	2	4.5	2.4	1.09
B × C	3.6	2	1.8	1.0	0.43
B × D	2.5	2	1.3	0.7	0.31
C × D	0.6	1	0.6	0.3	0.07
e	496.8	268	1.9		59.87
T	829.7	287			

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

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

\*\* : 危険率 1% で有意

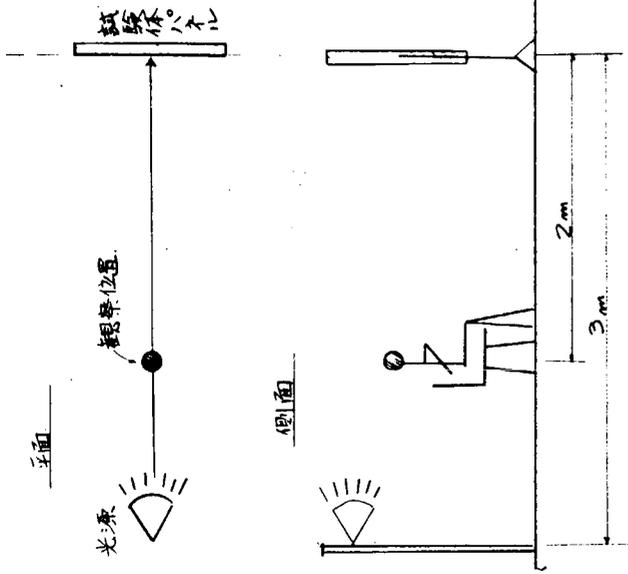
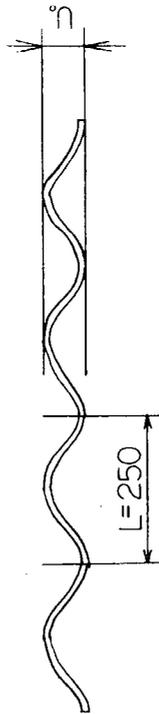
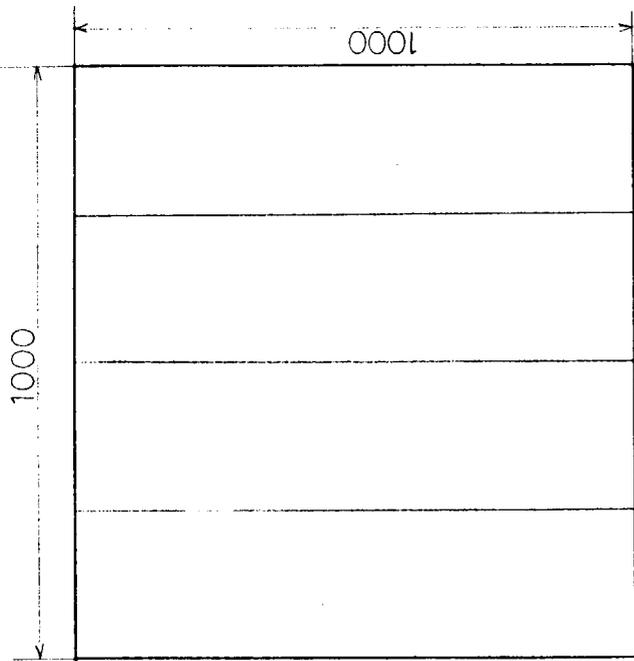


図2.3.19 試験方法

氏名	試験NO	感電判定
NO		感電判定
1	mm	1 空がたいよりに感じ 2 空があるが別に気にしない 3 空が少し外観上軽くない
2		1 2 3
3		1 2 3

図2.3.20 アンケート用紙



色	黒	灰	白	青	緑	黄	赤
実歪量	4	4	4	4	4	4	4
$U_0$ (mm)	6	6	6	6	6	6	6

図2.3.18 試験体パネル

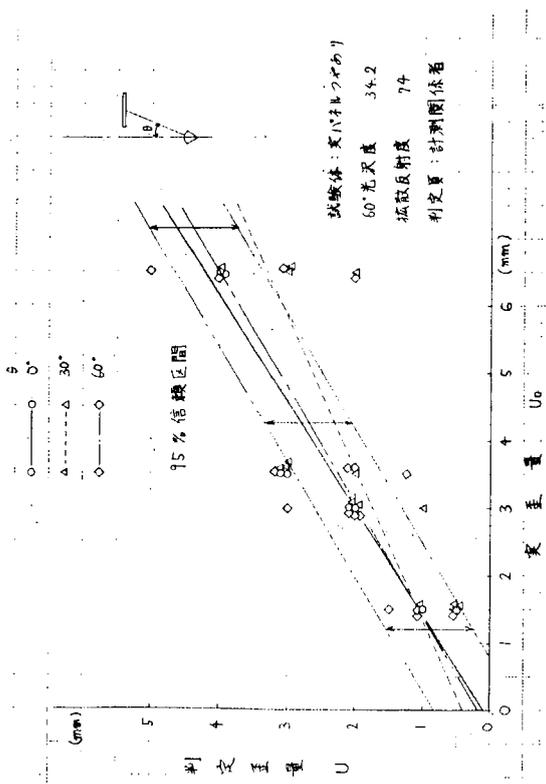


図 2.3.2.1 肉眼による歪量判定結果 (つやあり試験体)

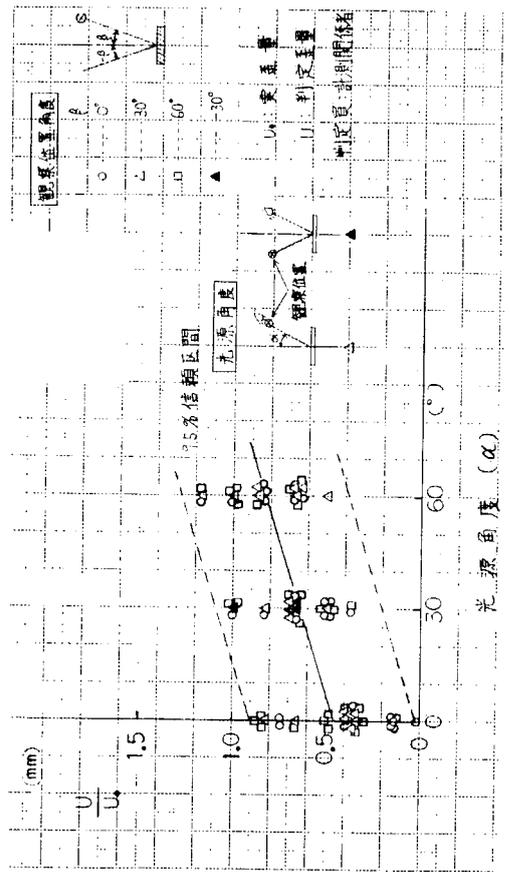


図 2.3.2.3 光源角度による影響 ( $U_0 = 6 \text{ mm}$  つやなし)

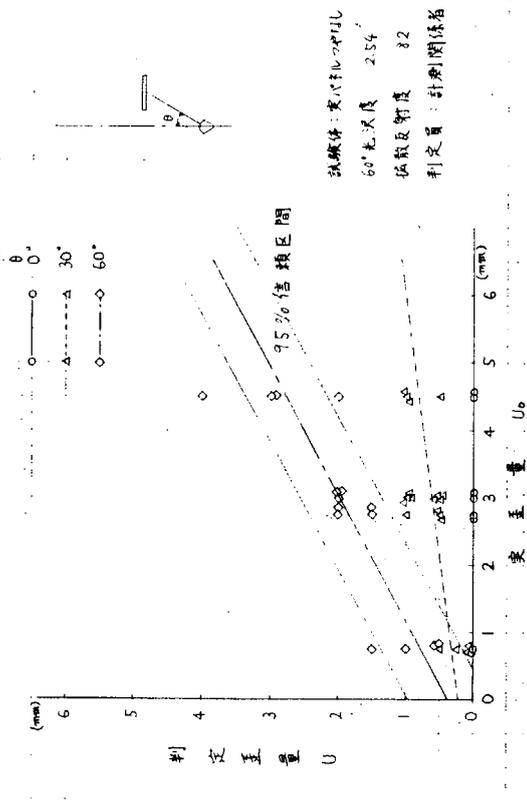


図 2.3.2.2 肉眼による歪量判定結果 (つやなし試験体)

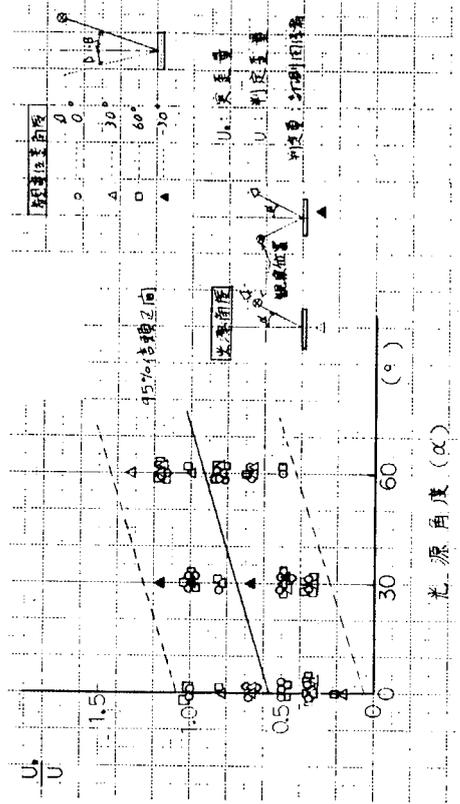


図 2.3.2.4 光源角度による影響 ( $U_0 = 6 \text{ mm}$  つやあり)

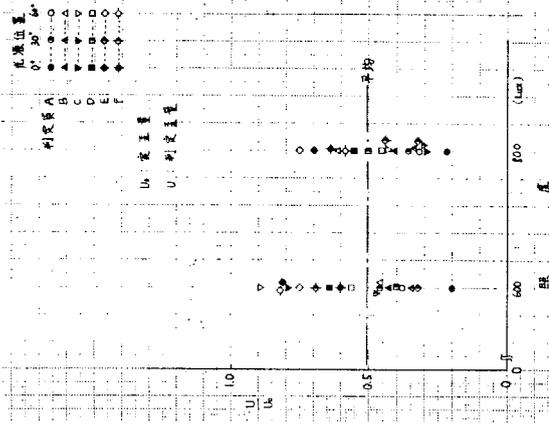


図 2.3.2.5 照度と判定歪量 (つやあり試験体)

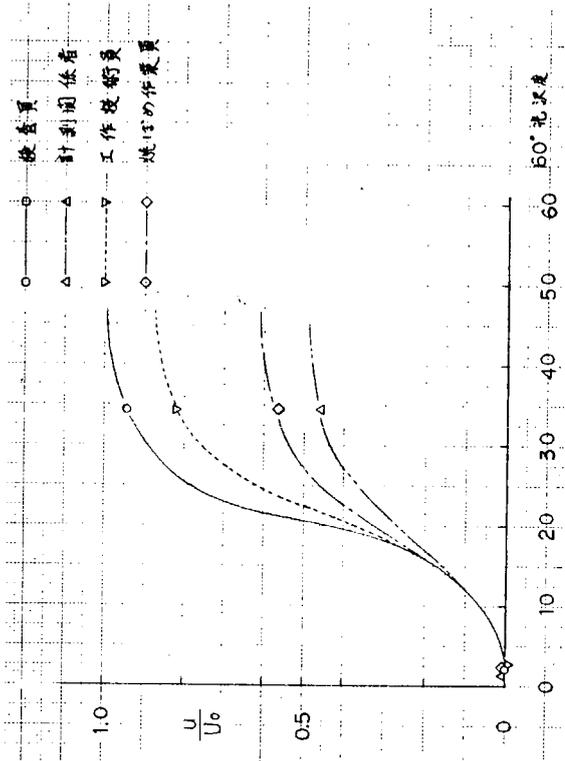


図 2.3.2.6 光沢度と歪量判定

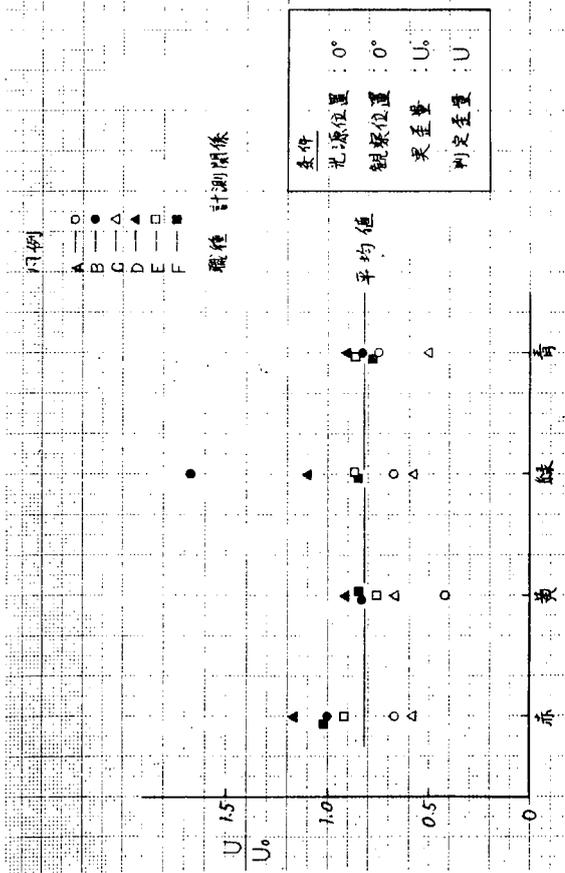


図 2.3.2.7 色相による影響 (実歪量 U<sub>0</sub> = 6 mm)

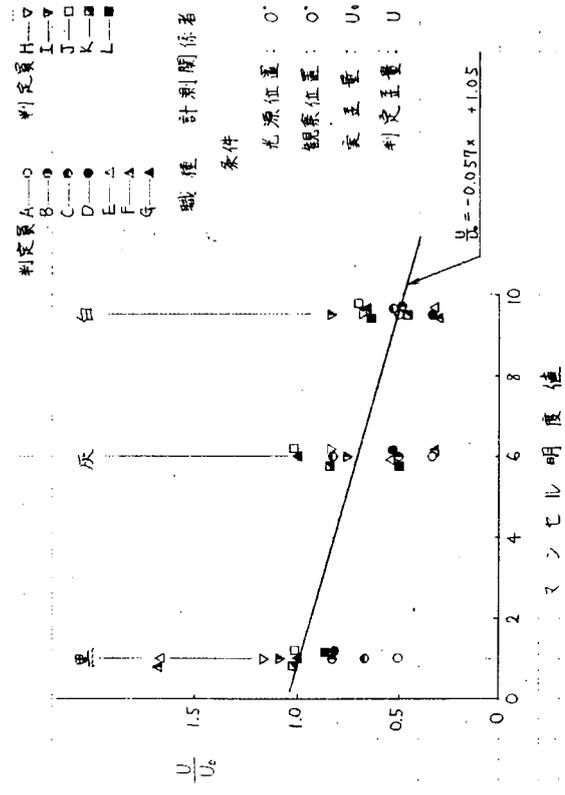


図 2.3.2.8 明度による影響 (実歪量 U<sub>0</sub> = 6 mm)

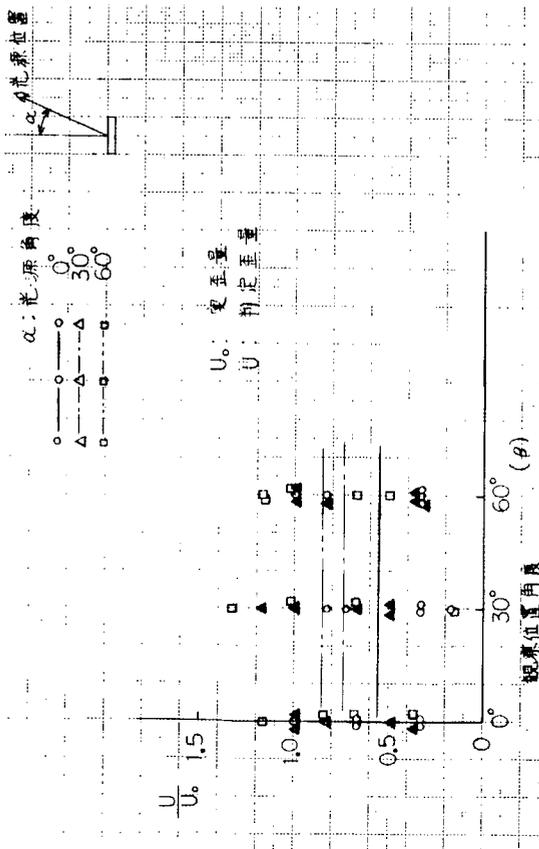


図 2.3.29 観察位置による影響 ( $U_0 = 6 \text{ mm}$ つやあり)

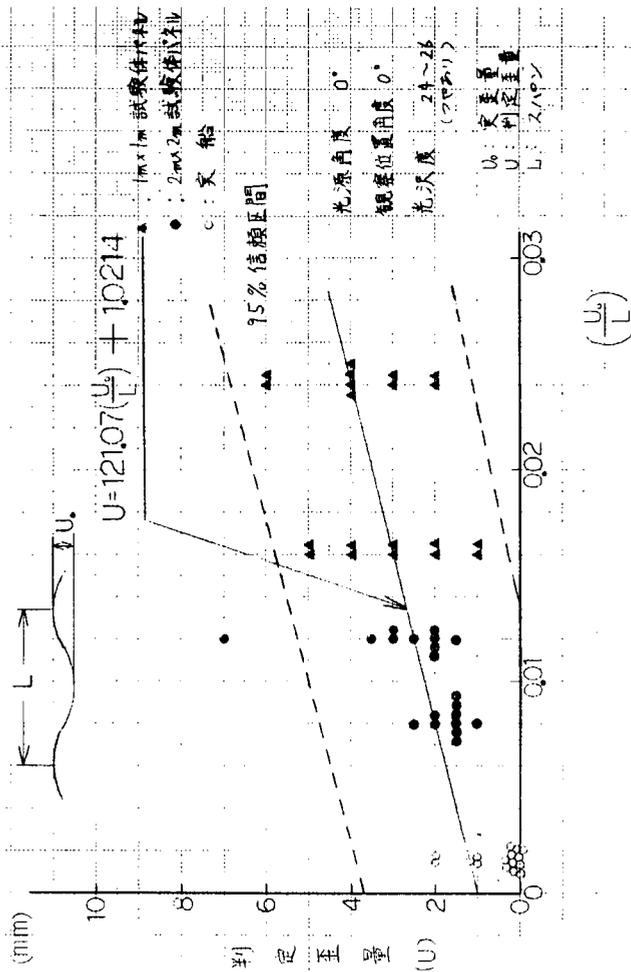


図 2.3.30 スケールエフェクトの影響

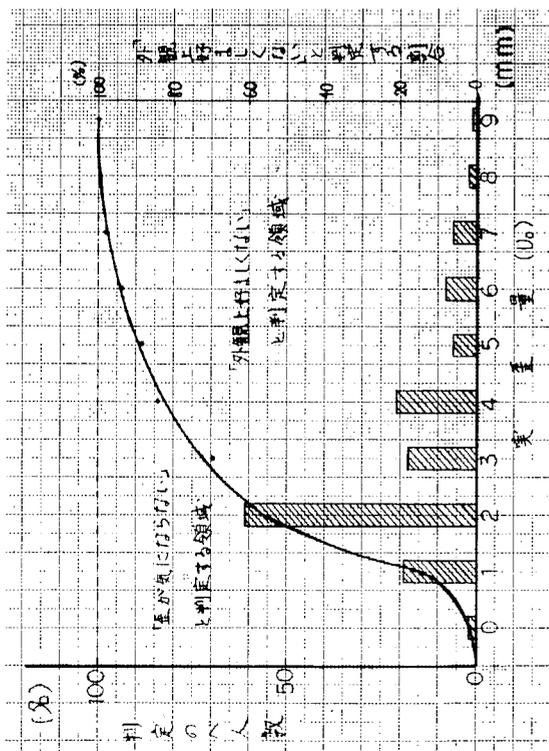


図 2.3.31 最悪条件での実歪量と感覚との関係

(8) スケールエフェクトについて

1 m × 1 mm 試験パネル、2 m × 2 m 試験パネル及び実船で歪判定試験を行い、その結果を判定歪量 U を実歪量 U<sub>0</sub> と歪間隔 L との比、U<sub>0</sub>/L についてまとめたのが図 2.3.3.0 である。ただし、光沢度、光源角度、明度の条件は一定にしてある。この結果を回帰分析すると 1 次の回帰性が認められ肉眼による歪判定量は歪勾配に比例することが判明した。図 2.3.3.0 に示した直線は最小 2 乗法によって求めた最適な直線である。

(9) 最悪条件での判定歪量

以上の結果より肉眼による歪判定量は明度が低いほど、光沢度が高いほど光源角度が大きいほど、大きく判定することがわかった。

これより最悪条件（歪を最も大きく判定する条件）で歪判定試験を行い、肉眼判定における許容限界について検討した。

(a) 実験方法

試験体パネルは 1 m × 1 m とし試験条件としては、

実歪量：U<sub>0</sub> = 0, 1, 2, 3, 4, 5, 6, 7, 8, 9 mm

明 度：マンセル明度値 1.0 の黒色のペイント使用

光沢度：つやあり（60° 鏡面光沢度 50 ~ 60）

光源角度：60°

照 度：1000 ~ 1200 Lux

判定員：72名

光源と試験体パネルとの距離は 3 m、判定員は試験体パネルより 2 m の距離で目で感じとった歪量を判定し図 2.3.19 に示したアンケート用紙に記入する。

(b) 実験結果

感覚テストにより始めて「歪があり外観上好ましくない」と判定した実歪量 U<sub>0</sub> のヒストグラムを図 2.3.3.1 に示す。図 2.3.3.1 によると始めて「歪があり外観上好ましくない」と判定した最大値は実歪量 U<sub>0</sub> が 2 mm であり全体の 57% を占めている。

2.3.7 内的要因

要因として、順応、疲労、練習効果、心構え、心理状態が上げられる。しかしながら人間の官能という測り知れないものがあり、今回の肉眼判定実験から推論すると目測による心理的要因は次の 2 点である。

イ. みかけのものさし

目測によって両眼に生ずる物体像は測定物の遠近による違いにより、ある一定の奥行き（歪量）を判断する。

これは頭の中で個人個人が心理的な働きを示すものの一つとして感覚的なみかけのメジャーを作り上げるものと考えられる。また、官能の働きによって観察する人が一度物があるまとまり方で判断すると条件の変化を与えても初期通り判断する構えが残る。

ロ. 対比現象

周囲に長さに対する具体的な規準になるようなものがあるか否かによって判断の難易及び測手精度の良し悪しが生じるものである。

(1) 錯覚について

特に同色のものは、その周辺に境い目なく溶け込んでしまう等質性がある。

また、影響ある観察条件の下で、ある「誤り」が生じ、官能の働きによって知覚された形が多かれ少なかれ実際の形と異って見える作用を生ずる。

これは、規則的な形が不規則に見える度数と不規則な形が規則的に見える度数は同じであり、第 2 に完全に規則的で

ない形の場合、規則的な外観は、部分的には非常に不規則な見方の一つとしか現われ得ないものである。しかし、実際には、この種の観察の場合、「誤謬」は決して「バラッキ」を示さず驚くほど統一的な方向を示した。したがって今回の実験では、観察回数を2回以上増すと非常に安定した判定をするもので視力等同一の条件で観察を行えば個人差はないと考えられる。

### 2.3.8 歪判定基準

最悪条件（歪を最も大きく判定する条件）において肉眼判定試験を行なった場合、商品価値として合格と判定される歪量を許容歪量と設定し、これを建造上、対象となる「やせ馬歪み」の区分単位ごとに求める。

さらに錯覚（実歪量と不正確に判定）により生ずる各要因の影響度を補正加味し歪判定基準を作成した。

#### (1) 昭和47、48年度までの実験結果要約

外観歪を肉眼判定する場合の影響要因としては、前述の2.3.5歪の要因2.3.6外的要因、2.3.7内的要因の通りであるが、これらを取りまとめると図2.3.32～図2.3.40に要約される。

特に影響される要因として、明度、光源角度、光沢度、判定員の職種等であり、実船に適用するためのスケールエフェクトについては、判定歪量が $U_0/L$ （ $U_0$ ：実歪量、 $L$ ：歪間隔）に比例することが判明した。

#### (2) 許容歪量

各々の影響要因中、最悪条件（歪量を最も大きく判定する条件）での感覚テストの結果では、実歪量2mm以上になると「外観上好ましくない」と判定する割合が過半数を超えることが図2.3.31で得られている。

この値にスケールエフェクトの影響を加味し、各 $L$ （歪間隔）における感覚テストにおいて「外観上好ましくない」と判定する割合が過半数を越えるときの推定した実歪量を表わしたのが図2.3.41～図2.3.44である。

この値を許容される歪量（許容値）とする。

#### (3) 錯覚による許容歪量の補正

肉眼判定における判定歪量の数値が異なる原因は、前述の如く各内外的要因が重複し錯覚したものである。

ここでは、特に外的要因のみをとりあげ、実験結果要約より歪の大きさの判定に影響される要因とその影響度をまとめると表2.3.5の如くである。

この影響度を統計的に解析する。すなわち、肉眼判定歪量をそれぞれ影響を与える関数の和として与えると次式を得る。

$$U' = A [U_0/L] + B [\alpha] + C [V] + D [K] + E \dots \dots \dots (2.3.4)$$

A、B、C、D、E : 比例定数

$U_0$  : 実歪量

$\alpha$  : 光源角度

V : マンセル明度値

K : 光沢度

$U'$  : 推定判定歪量

L : 歪間隔

これに実際の判定条件と判定歪量を(2.3.4)式に代入し、各係数を求めると

$$A = 87.2$$

$$B = 0.030 \text{ mm} / 0$$

$$C = -0.233 \text{ mm}$$

$$D = 0.025$$

$$E = 2.63$$

注) 光沢度については、つやあり、つやなしの2種に分類し、つやありの場合 $K=25$ 、つやなしの場合 $K=2.5$ を代入

U' を推定判定量とする実際の判定歪量UとU' との関係を図2.3.4.5に示す。これより実際の判定歪量は±2.5mm(95%信頼区間)の精度で推定判定歪量と一致し(2.3.4)式の妥当性が確められる。また(2.3.4)式を用いて判定歪量より実歪量の推定も可能であり、この場合の精度も±2.5mmとなる。

したがって、外観歪を肉眼判定した歪量に対し、各要因における錯覚による影響度を合成、補正付加したグラフを図2.3.4.6に示す。また、各条件での肉眼判定許容値を求め肉眼判定での代表的な条件における歪間隔と許容歪量との関係を図2.3.4.7に示す。

(4) 歪判定基準

最悪条件での肉眼判定許容値を求め、各歪間隔と許容歪量との関係は前述の通りであるが、外観による「やせ馬歪み」における実船での適用箇所区分単位の歪間隔ベースに求めると表2.3.6の如くである。

注)適用箇所の区分は「2.1船殻部材の歪量に関する調査研究」の調査項目より抜粋したものである。

表2.3.5 錯覚による要因別影響度

要 因	錯 覚 に よ る 影 響 度
光源角度	図2.3.3.2より光沢度 つやあり, つやなしとも60°を 1.0とした場合  30° : 0.9  0° : 0.7
光 沢 度	図2.3.3.5より光源角度0°, 30°, 60°ともつやあ り1.0とした場合  つやなし : 0.9
ペイント の 明 度	図2.3.3.4より船舶塗装色の代表的な黒色を1.0とした場合  青 色 : 0.82 緑 色 : 0.80 赤 色 : 0.70 クリーム色 : 0.64
職 種	図2.3.3.6, 図2.3.3.7より光沢度, つやあり, つやなしと も熟練者判定値1.0とした場合 未熟練者 0.7~0.8  しかし練習効果(同一のものを2回以上判定すると1.0に近 づく)により影響は受けない。
照 度	図2.3.4.0より有意差なし
色 相	図2.3.3.8より有意差なし
観察位置	図2.3.3.9より有意差なし
スケール エフェクト	図2.3.3.3より実験モデルと実船での計測値と同傾向を示す

条件  
 観察位置  $U_0 = 6 \text{ m/m}$   
 $0^\circ, 30^\circ, 60^\circ, 30^\circ$   
 供試体  
 $\text{フヤカ}$ ,  $\text{フヤカ}$

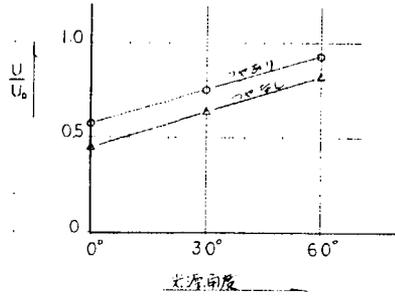


図 2.3.3.2 光源角度による影響

条件  
 光源角度:  $0^\circ$  実量:  $U_0$   
 観察位置:  $C^\circ$  判定量:  $U$   
 光沢度:  $\text{フヤカ}$  スケール:  $L$

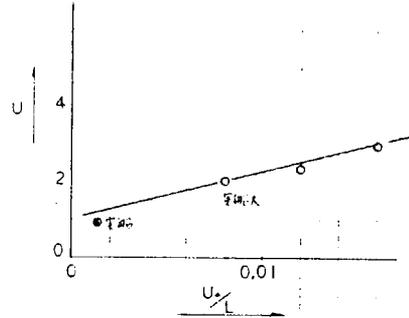


図 2.3.3.3 スケールエフェクトの影響

条件  
 光源角度:  $0^\circ$   
 観察位置:  $0^\circ$   
 実量  $U_0 = 6 \text{ m/m}$

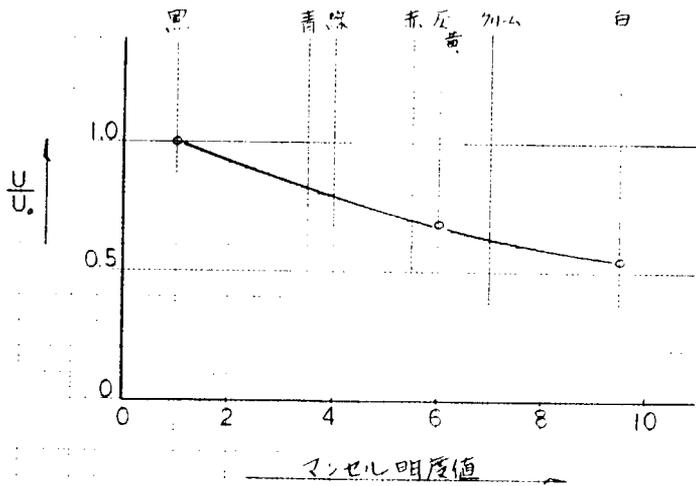


図 2.3.3.4 明度による影響

光源角度  $\alpha$

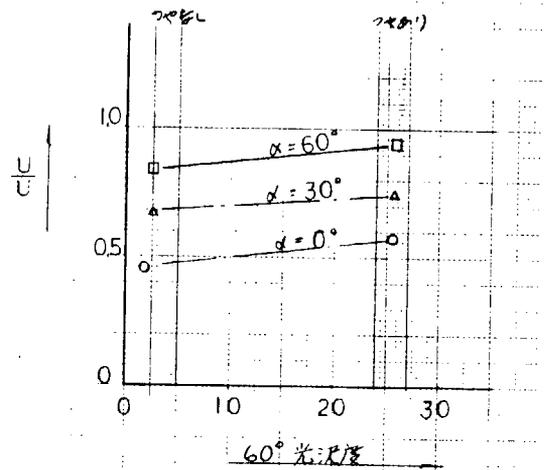


図 2.3.3.5 光沢度による影響

供試材

$U_0 = 6 \text{ m/m}$   
フヤあり

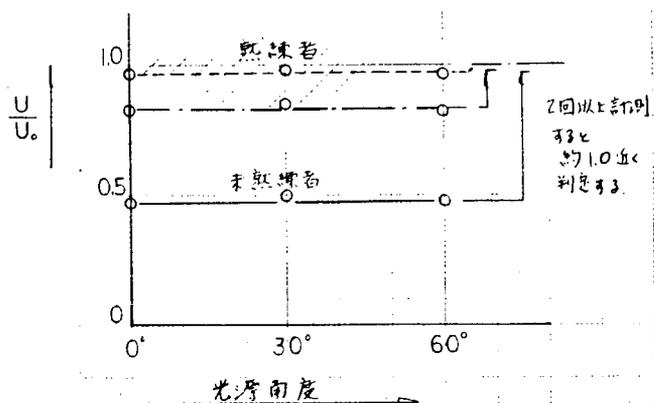


図 2.3.3.6 職種による影響

供試材

$U_0 = 6 \text{ m/m}$   
フヤなし

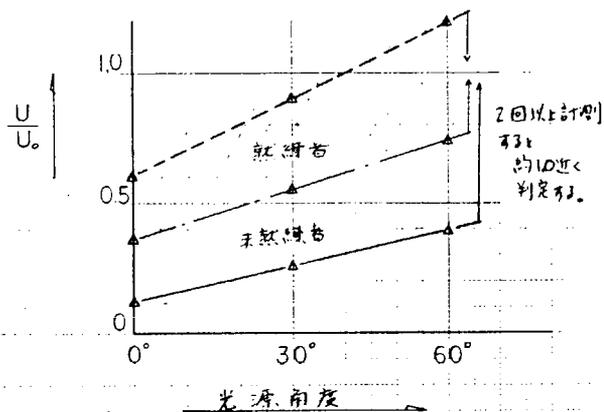


図 2.3.3.7 職種による影響

供試材

$U_0 = 6 \text{ m/m}$   
フヤあり

条件

光源角度: 0°

観察位置: 0°

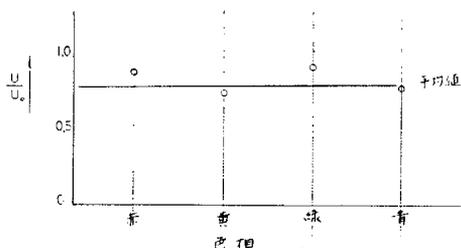


図 2.3.3.8 色相による影響

供試材

$U_0 = 6 \text{ m/m}$   
フヤあり

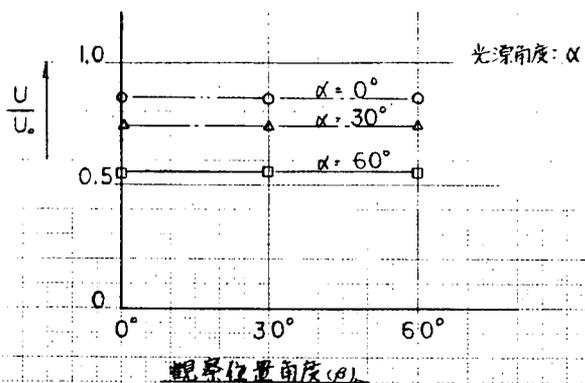


図 2.3.3.9 観察位置による影響

供試材

$U_0 = 6 \text{ m/m}$

— 800 Lux

- - - 600 "

○ ○ フヤあり

△ △ フヤなし

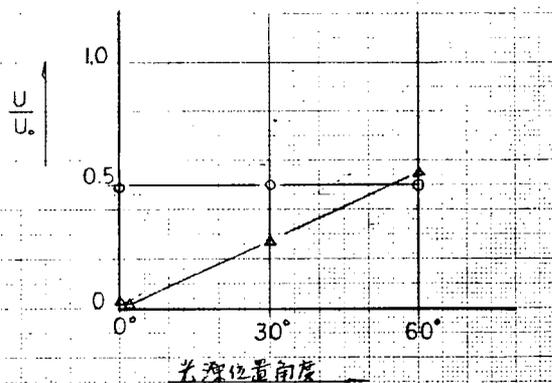


図 2.3.3.40 照度による影響

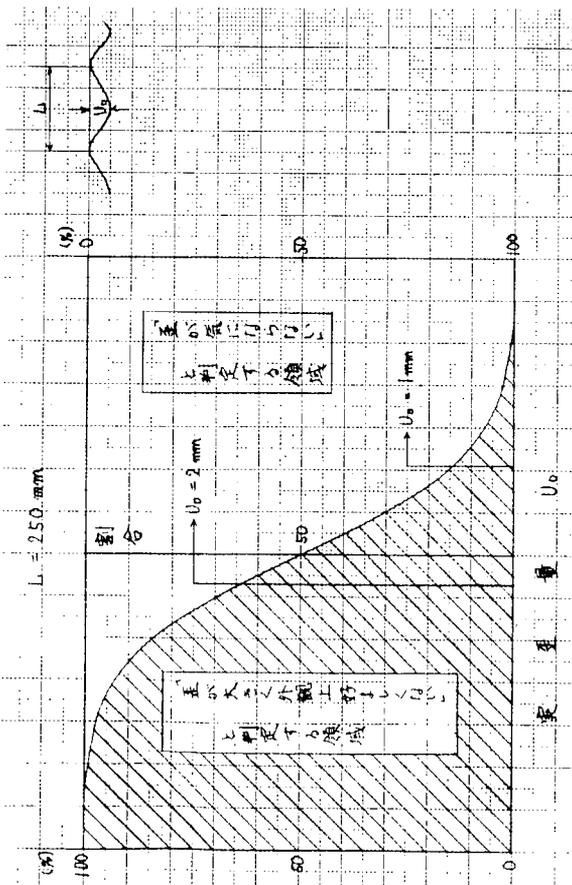


図 2.3.4.1 最悪条件での実歪量と感覚

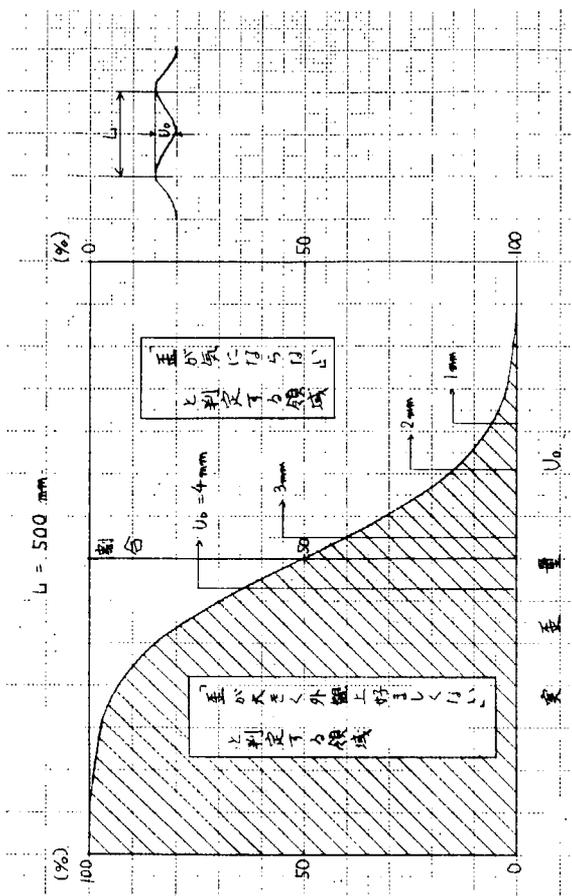


図 2.3.4.2 最悪条件での実歪量と感覚 (推定)

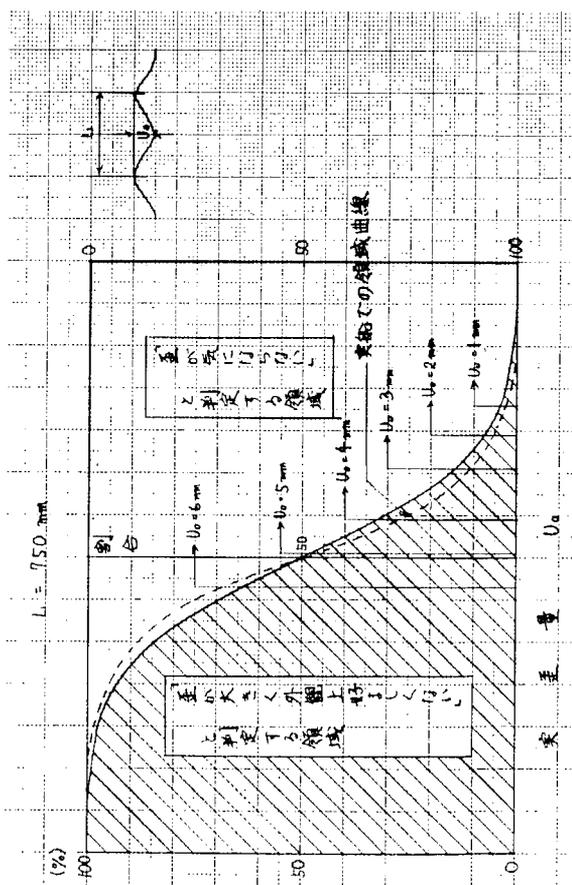


図 2.3.4.3 最悪条件での実歪量と感覚 (推定)

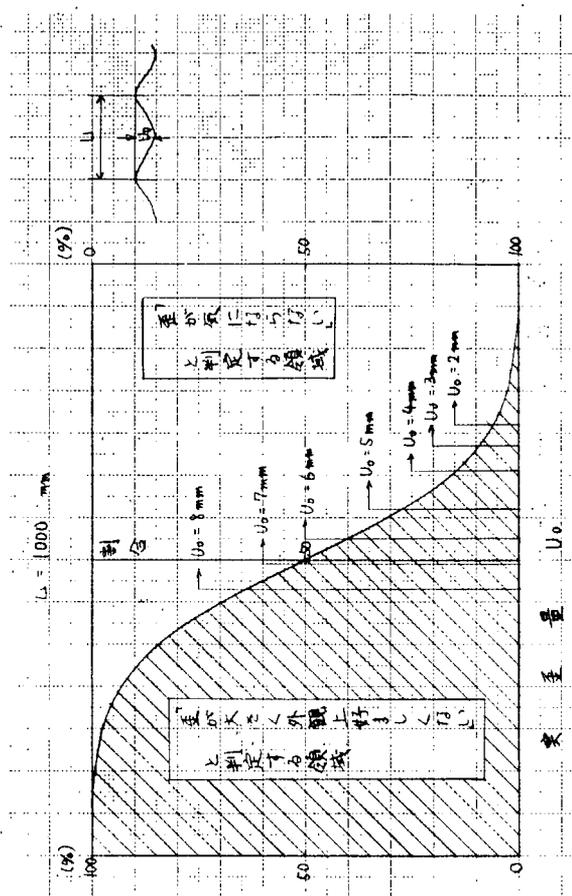


図 2.3.4.4 最悪条件での実歪量と感覚 (推定)

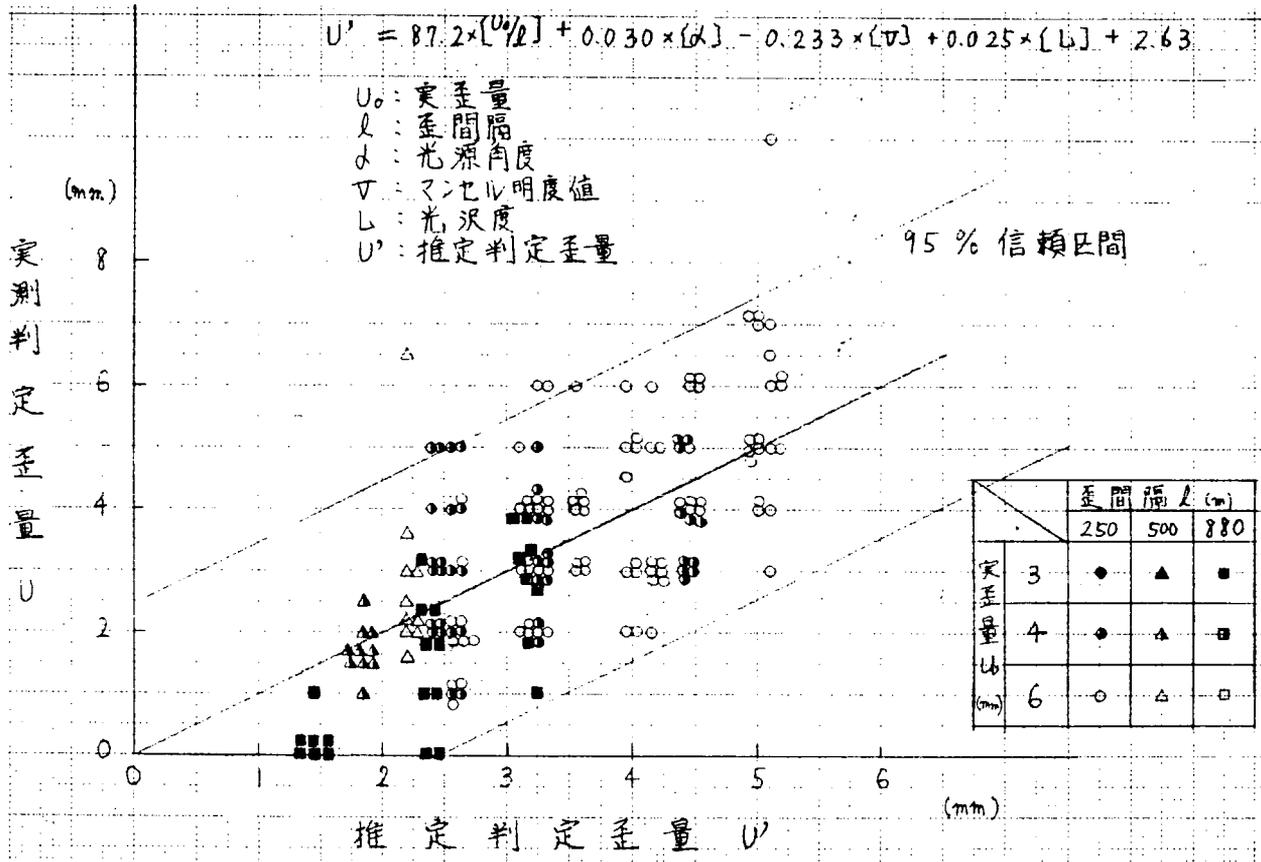


図 2.3.4.5 推定判定歪量  $U'$  と実測判定歪量  $U$  との対比

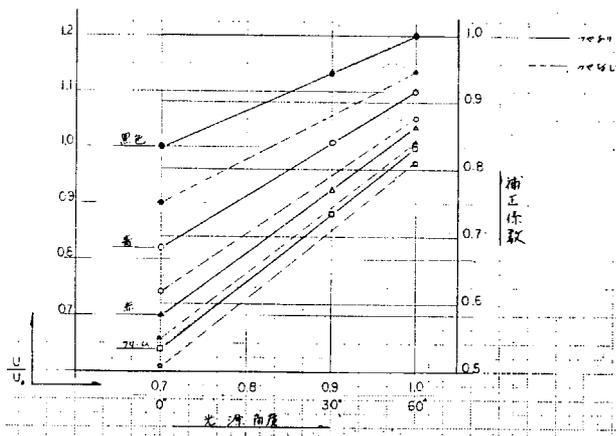


図 2.3.4.6 錯覚による補正グラフ

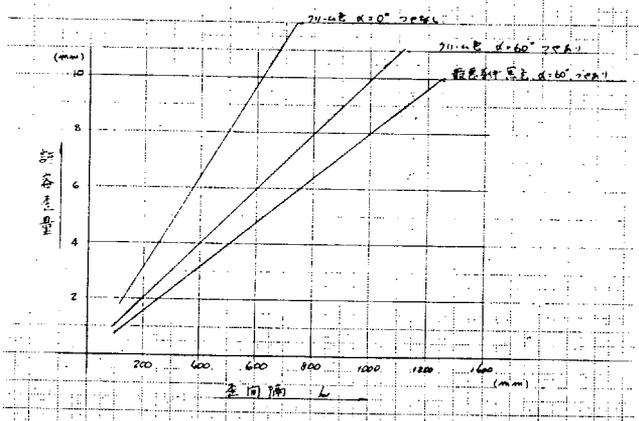


図 2.3.4.7 肉眼判定限界線

表 2.3.6 歪判定基準「ヤセ馬歪み」

適用箇所		適用条件		J. S. Q. S.												実船でのL 寸法 (m)	
				光源角度 60° 光沢度 つやあり 塗装色 黒				光源角度 60° 光沢度 つやあり 塗装色 クリーム				光源角度 0° 光沢度 つやなし 塗装色 クリーム					
				歪間隔 L (mm)	歪間隔 L (mm)	歪間隔 L (mm)	歪間隔 L (mm)	歪間隔 L (mm)	歪間隔 L (mm)	歪間隔 L (mm)	歪間隔 L (mm)	歪間隔 L (mm)	歪間隔 L (mm)	歪間隔 L (mm)	歪間隔 L (mm)		
中区分	小区分	標準範囲)	許容限界	≤0.6	0.7	0.8	0.9	1.0	1.1	≤0.6	0.7	0.8	0.9	1.0	1.1		
外板	中央部船側 中央部船底	(4) (4)	6 6		6	6	7	8			7	8	9	1.0			0.7~1.0
二重底頂板		(5)	6		6	6	7				7	8	9				0.7~0.9
隔壁		(6)	8		6	6	7	8			7	8	9	1.0			0.7~1.0
上甲板	中央部 非裸部	(4) (7)	6 9	5	6	6	7	8	9	6	7	8	9	1.0	1.0	1.1	0.6~1.1
船楼甲板	裸部 非裸部	(4) (7)	6 9		6	6	7				7	8	9				0.6~1.0
上部構造甲板	裸部 非裸部	(4) (7)	6 9	5	6	6	7			6	7	8	9	1.0	1.0		0.7~0.9
室壁	外壁	(4)	6	5	6	6	7	8		6	7	8	9	1.0	1.0	1.1	0.65~0.95
	内壁	(4)	6	5	6	6	7	8		6	7	8	9	1.0	1.0	1.1	"
	非裸部	(7)	9	5	6	6	7	8		6	7	8	9	1.0	1.0	1.1	0.65~0.95
内構部材	ガーダー, トランスの ウェブ	(5)	7		6	6	7	8	9		7	8	9	1.0	1.1		0.7~1.1
クロスデッキ		(5)	7		6	6	7	8	9		7	8	9	1.0	1.1		0.7~1.1
二重底	フロアおよび ガーダー	(6)	8		6	6	7	8	9		7	8	9	1.0	1.1		0.7~1.1
第2甲板	裸部 非裸部	(6) (7)	8 9		6	6	7				7	8	9				0.7~0.9

### 2.3.9 結 論

昭和47, 48年度の実験結果及び49年度の取りまとめ結果より次の結論を得た。

- (1) 表面歪測定装置としてのステレオカメラによる測定は可能ではあるが、測定精度 $\pm 6\text{ mm}$ で実用上十分でない。またモアレ装置は、感度及び精度 $\pm 1\text{ mm}$ で十分な結果が得られたが、現場適用については装置の機能上、i) 測定幅の拡幅 ii) 装置の可搬性, iii) 撮影角度の可動性等、装置自体を現場向き開発、改良を加える必要がある。
- (2) 歪量が肉眼判定に及ぼす影響は、ペイントの明度、光源角度、及び光沢度の因子が起因する。
- (3) スケールエフェクトについては、判定歪量 $U$ が実歪量 $U_0$ とスパン $L$ との比 $U_0/L$ について直線関係にある。
- (4) 肉眼判定に影響を及ぼす因子における最悪条件での実歪量と感覚との関係は、歪間隔 $250\text{ mm}$ で実歪量 $2\text{ mm}$ が限界点である。さらに、実船に適用するため、各要因の影響度を統計的に解析し、補正係数の把握の検討を行った結果、推定判定歪量精度は $\pm 2.5\text{ mm}$ である。
- (5) 49年度における取りまとめとして、47年度、48年度の実験結果より許容される歪量を設定し、外観による「やせ馬歪み」の判定基準を作成したが、現在、船体建造における工作上的の品質精度は日本鋼船工作精度標準(J.S.Q.S)によって行われている許容限界と本研究の歪判定基準の許容値との比較は適用箇所及び歪間隔によって相違があるが、ほぼ同程度である。

さらに、将来J.S.Q.S改訂の際には、本歪判定基準をバックデータとして検討されることを提案する。

### 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に関する研究

##### 3.1.1 まえがき

本研究は、板材に初期撓みおよび残留応力が存在する場合について、初期撓みおよび残留応力が強度に及ぼす影響を実験的並びに理論的に解明して、初期撓みの統計的資料をもとに工作基準設定のため基礎資料を得るのを目的としたものである。

本年度は、前年度までの研究成果をもとに信頼性理論を用いてタンカーのD<sup>K</sup> PLに問題をしばって検討し、過去の実績との比較を通して初期撓みの許容基準に対する検討を行った。

そのために比較のベースとなる過去の実績をどこにとるかをまず検討し、これを100,000 DWT以下の船とした。

次に強度および外力の統計的性質を調べた。すなわち、強度については前年度までの計算および実験結果に数式化をほどこし、最終強度を降伏応力、初期撓みおよびS/tを確率変数とする関数で表わし、個々の確率変数に対し統計的性質を調べ、これをもとに最終強度の統計的性質を求めた。さらに外力(によるD<sup>K</sup>の応力)の統計的性質は文献(1)より引用し、波浪曲げモーメントおよび静水曲げモーメントによる応力から求めた。

両者より破壊の確率を100,000 DWT以下(過去の実績)および100,000 DWT以上とに分けて求め、後者が過去の実績での破壊の確率に等しくなるような $\Delta$ 。(  $\delta_0 / s$  )とS/tとの関係を求め、過去の実績を基準にした初期撓みの許容量を求めた。

##### 3.1.2 過去の実績

初期撓みの許容基準の決定に際しては、現在破壊の確率に対する確固とした決め手がないので図3.1.1にも示すように過去の船の実績から信頼性理論を用いて過去に建造された船のD<sup>K</sup> PLがどの程度の破壊の確率をもっていたかを検討しこの値を規準にして現在建造されている船のD<sup>K</sup> PLの破壊の確率を求め、これを用いて許容限界を決定するという方法をとった。

なお、どこまでを過去の実績とするかは以下のような項目になって検討し、傾向を大きく異にする境界以下のものを過去の実績とした。

##### (1) L, B

船の大型化とともにL, Bは増大する。したがって、パネル数は増大する。本計算では一隻の船のD<sup>K</sup> PLの一枚が破壊する確率を対象とするので、大型化に伴なりパネル数の変化を調べた。これを図3.1.2に示す。なおパネルは、1 Long<sup>L</sup> spaceと1 Trans spaceで囲まれるものを1パネルとした。

##### (2) Long<sup>L</sup> Space ( S )

Long<sup>L</sup> Spaceを表3.1.2および3.1.3に示す。平均値はそれぞれ100,000 DWT以下で1,000 mm, 100,000 DWT以上で1,059 mmである。

##### (3) 使用鋼材

使用鋼材はほぼ100,000 DWTを境に軟鋼からHTに変化している(表3.1.2, 3.1.3の備考覧参照)。

##### (4) $\frac{S}{t} \sqrt{\frac{\sigma_y}{E}}$ および残留応力の影響

図3.1.3に $\frac{S}{t} \sqrt{\frac{\sigma_y}{E}}$ と船の大きさ(DWT)との関係を示す。板厚あるいは材質の変化により100,000 DWT以下の

船では $\frac{S}{t} \sqrt{\frac{\sigma_y}{E}}$ の平均がほぼ1.3また100,000 DWT以上では1.7の近傍にくる。図3.1.5からも判るように $\frac{S}{t} \sqrt{\frac{\sigma_y}{E}}$

が 1.3 以下では残留応力の影響はほとんどないが、これが 2.0 近傍になると残留応力の影響が大きく現われる。

(5) 初期撓みについては、大型化の影響は図 3.1.4 の通りである。

(6) 外力 (  $D^k P L$  の応力 )

秋田らの計算<sup>1)</sup>によれば、波浪縦曲げモーメント (  $Q = 10^{-9}$  レベル ) による  $D^k P L$  の応力は船の大きさ ( 50,000 ~ 500,000 DWT ) に無関係に同一レベルにある ( 表 3.1.6(a), 図 3.1.6 )。

以上、特に(3)および(4)に注目し、過去の実績を 100,000 DWT 以下の船とした。

3.1.3 強度の統計的性質

図 3.1.5<sup>2)</sup>に初期撓みおよび残留応力を有する周辺単純支持の正方形板が圧縮荷重を受けた場合の最終強度を示す。

本図をもとに最終強度 (  $\sigma_u$  ) を初期撓み ( 残留応力を含む ) (  $\delta_0$  ), 降伏応力 (  $\sigma_y$  ) および  $S/t$  の関数として求めそれらの統計量から  $\sigma_u$  の統計的性質を算出した。

(1) 初期撓みの統計的性質

船体中央部上甲板の初期撓みの度数分布を図 3.1.4<sup>3)</sup>に示す。図中  $L \leq 240$  m はほぼ 100,000 DWT 以下にあたり、 $L > 240$  m は 100,000 DWT 以上である。

初期撓みは、一隻の船の  $D^k P L$  の一枚が破壊する確率を対象としているので、船の大型化にともなうパネル数の増加も考慮して、その極値を求めた。

Gumbell<sup>4)</sup>によれば、極値の平均及び分散は次式で与えられる。

$$E [\Delta_{ou}] = \frac{\gamma}{\alpha_n} + \Delta_u \dots\dots\dots ( 3.1.1 )$$

$$S^2_{\Delta_{ou}} = \frac{1}{6} \left( \frac{\pi}{\alpha_n} \right)^2 \dots\dots\dots ( 3.1.2 )$$

ここで  $\Delta_u : F(\Delta_u) = 1 - 1/N_p$

$F(\Delta_u)$  : 初期分布関数で、こゝでは Gauss 分布と仮定

$N_p$  : 一隻の船のパネル総数 (  $0.6 L^2$ , 図 3.4.2 参照 )

$\alpha_n = N_p \cdot f(\Delta_u)$

$f(\Delta_u) = dF(\Delta_u)/d\Delta_u$

図 3.1.2 および図 3.1.4 をもとに  $E[\Delta_{ou}]$  および  $S^2_{\Delta_{ou}}$  を求めた。結果を表 3.1.1 に示す。

表 3.1.1 初期撓みの極値の平均および分散

	100,000 DWT 以下	100,000 DWT	200,000 DWT	300,000 DWT	400,000 DWT
初期関数の平均値	0.0722	0.0592	"	"	"
分散値	0.0516	0.0468	"	"	"
パネル総数 $N_p$	350	484	564	646	738
$E[\Delta_{ou}]$	0.2253	0.1892	0.1914	0.1933	0.1950
$S^2_{\Delta_{ou}}$	$4.68 \times 10^{-4}$	$3.04 \times 10^{-4}$	$3.03 \times 10^{-4}$	$2.97 \times 10^{-4}$	$2.90 \times 10^{-4}$

(2)  $S/t$

実船の  $S/t$  のちらばりの度合をみるために 40,000 ~ 400,000 DWT 級のタンカーの船体中央部  $D^k P L$  の  $S/t$  を調査した。

表 3.1.2 に 100,000 DWT 以下のそれを、また表 3.1.3 に 100,000 DWT 以上のそれを示す。

表 3.1.2 D<sup>K</sup> フレームスペースおよび板厚 ( 100,000 DWT以下 )

No	DWT	S ( mm )	t ( mm )	S / t	備 考
1	53,400	925	26	35.6	
2	53,500	970	24	40.4	
3	60,500	900	28	32.1	
4	61,500	1,000	24.5	40.8	
5	66,500	950	29	32.8	
6	69,800	1,150	30	38.3	
7	73,300	1,030	29	35.5	
8	78,600	1,075	30	35.8	
9*	78,600	800	24	33.3	

$$\overline{S/t} \text{ ( 平均値 )} = 36.5 \quad \overline{S} \text{ ( 平均値 )} = 1,000 \text{ mm}$$

$$S_{S/t}^2 \text{ ( 分散値 )} = 10.2 \quad \overline{t} \text{ ( " )} = 27.6 \text{ mm}$$

$$\text{C.O.V} = 9\%$$

注) HTは除く。 C.O.V=標準偏差/平均値

表 3.1.3 D<sup>K</sup> フレームスペースおよび板厚 ( 100,000 DWT以上 )

No	DWT	S ( mm )	t ( mm )	S / t	備 考
1	101,550	900	25	36.0	* No.2は軟鋼, 他は全てHT
2*	102,200	915	30	30.5	
3	118,500	1,000	25.4	39.4	
4	124,700	1,000	24	41.7	
5	173,000	1,000	25	40.0	
6	173,300	1,000	24.5	40.8	
7	173,500	1,000	24	41.7	
8	173,500	1,000	24.5	40.8	
9	173,900	940	25.4	37.0	
10	177,500	1,000	25.4	39.4	
11	180,000	1,250	33	37.9	
12	198,940	1,250	31	40.3	
13	215,000	1,000	25	40.0	
14	216,549	1,000	25	40.0	
15	223,424	1,000	29	34.5	
16	229,700	1,100	23	47.8	
17	231,700	1,100	29	37.9	
18	240,000	1,180	30	39.3	
19	270,000	1,200	25.5	47.1	
20	300,000	1,100	25	44.0	
21	400,000	1,160	28	41.4	

$$\overline{S/t} \text{ ( 平均値 )} = 40.4 \quad \overline{S} \text{ ( 平均値 )} = 1,059 \text{ mm}$$

$$S_{S/t}^2 \text{ ( 分散値 )} = 10.5 \quad \overline{t} \text{ ( " )} = 26.3 \text{ mm}$$

$$\text{C.O.V} = 8\%$$

注) 軟鋼を除く

(3)  $\sigma_y$  (降伏応力)

$\sigma_y$  についてはその最小保証値を用いた。これは  $\sigma_y$  についても極値(極小値)を用いることができるが、現実には最小保証値が与えられているのでその値を極値の平均値と考え、これを Deterministic に取り扱った。これを表 3.1.4 に示す。

表 3.1.4  $\sigma_y$  の最小保証値

材 質	$\sigma_y, \text{Kg/mm}^2$
軟鋼 (SM 41 相当)	24.0
HT (SM 50 相当)	32.0

(4) 強度の統計的性質

図 3.1.5 より  $\sigma_u$  と  $\sigma_{y,\Delta_0}$  ( $= \delta_0 / t$ ) および  $S/t$  との関係に数式化をほどこせば次式を得る(残留応力の影響を含む)。

$$\sigma_u = \sigma_y \left( \frac{\beta}{\Delta_0 + \alpha} + \epsilon \right) \dots \dots \dots (3.1.3)$$

$$\alpha = 0.5130 + 0.01225 \frac{S}{t} \quad \text{for } \sigma_y = 24 \text{ Kg/mm}^2$$

$$= 0.5130 + 0.01414 \frac{S}{t} \quad \text{for } \sigma_y = 32 \text{ ''}$$

$$\beta = 0.6868$$

$$\epsilon = 0.2846$$

$\sigma_u$  の平均および分散は次式で表わされる。

$$\bar{\sigma}_u = \sigma_y \left( \frac{\beta}{\bar{\Delta}_u + \bar{\alpha}} + \epsilon \right) \text{ (平均値)} \dots \dots \dots (3.1.4)$$

$$\text{ここに } \bar{\alpha} = 0.5130 + 0.01225 \frac{\bar{S}}{t} \quad \text{for } \sigma_y = 24 \text{ Kg/mm}^2$$

$$= 0.5130 + 0.01414 \frac{\bar{S}}{t} \quad \text{for } \sigma_y = 32 \text{ ''}$$

$$S^2_{\sigma_u} = \left\{ \frac{\beta \sigma_y}{(\bar{\Delta}_u + \bar{\alpha})^2} \right\}^2 (S^2_{\alpha} + S^2_{\Delta_0}) \text{ (分散値)} \dots \dots \dots (3.1.5)$$

$$\text{ここに } S^2_{\alpha} = (0.01225)^2 \cdot S^2_{S/t} \quad \text{for } \sigma_y = 24 \text{ Kg/mm}^2$$

$$= (0.01414)^2 \cdot S^2_{S/t} \quad \text{for } \sigma_y = 32 \text{ ''}$$

上記(1)(2)および(3)の値を式(3.1.4), (3.1.5)に代入し、各船の D<sup>K</sup> PL の強度の平均および標準偏差を求めたものを表 3.1.5 に示す。

表 3.1.5 強度の平均および標準偏差

	100,000 DWT 以 下	100,000 DWT	200,000 DWT	300,000 DWT	400,000 DWT
$\bar{\sigma}_u$	20.74	26.36	26.34	26.31	26.29
$S\sigma_u$	0.5243	0.6643	0.6618	0.6591	0.6564
C.O.V.	2.5%	2.5%	2.5%	2.5%	2.5%

なお、今回の計算は正方形板のものであるが、実船では 1 Long<sup>L</sup> Space と 1 Trans Space で囲まれた矩形パネルを一枚としている。ここでは、これがほぼ正方形板の挙動で近似できるものとして計算した。

3.1.4 外力の統計的性質

表 3.1.6(a)は 50,000 DWT 級から 500,000 DWT 級までの大きさの異なる 11 隻のタンカー中央部 D<sup>K</sup> PL の  $Q = 10^{-8}$  に対応する最大期待値を示したものであるが<sup>1)</sup> 応力的には可成り高い。

しかしながら、現実の海象では All Heading を考えた場合、短波頂不規則海面での発現破率  $Q = 10^{-8}$  の期待値が長波頂不規則海面での発現破率  $Q = 10^{-7}$  にほぼ等しいこと、あるいはシケた海面を航行する場合は、そういう海面を避けて

通るとか、Speed Reductionを行う等種々の操船の影響が入ってくるので長波頂不規則海面で考える場合は  $Q = 1.0^{\circ}$  程度の曲げモーメント（による応力）を想定すれば良いと考え、内挿を行って  $Q = 1.0^{\circ}$  の値に修正した（表 3.1.6(b)）。

また、今回の計算では船の耐用年数内（20年）に1回くるような応力を想定しているので、表 3.1.6 のデータをもとに波浪曲げ応力の極値の平均値を各船について求め、その値がらばりをもつことを考慮して“極値の平均値”の平均と分散を求めた。

すなわち、波浪曲げモーメントにより生ずる  $D^{\text{KL}}$  PL の応力(x)が指数分布するものを仮定する。

すなわち、

$$F(x) = 1 - e^{-\frac{x}{\lambda}} \dots\dots\dots (3.1.6)$$

$$f(x) = \frac{1}{\lambda} e^{-\frac{x}{\lambda}} \dots\dots\dots (3.1.7)$$

ここに  $\lambda$  は波浪曲げ応力の期待値

表 3.1.6(a)をもとに  $\lambda (= \sigma_d / 8.2 \ln 10)$  を求めたのが表 3.1.6(c)である。式(3.1.6)を初期関数にもつ極値の平均値は式(3.1.8)で表わされる。

$$E[\sigma_{uL}] = \lambda (\gamma + \ln N) \dots\dots\dots (3.1.8)$$

ここに  $\gamma = 0.5772$  (オイラー数)

$$N = 10^6$$

式(3.1.8)より各船の極値の平均値を求めた。これを表 3.1.6(d)に示す。したがって、計算に用いた外力（応力）は表 3.1.6(d)の平均値と(e)の静水曲げモーメントによる応力の平均値との和が  $D^{\text{KL}}$  PL にかかるものとし、分散は“極値の平均値”の分散を用いた。これを表 3.1.7 に示す。

表 3.1.6 外力の統計的性質

単位  $Kg/m^2$

No.	DWT	(a) $\sigma_d (10^{-8})$	(b) $\sigma_d (10^{-6})$	(c) $\lambda$	(d) $E[\sigma_{uL}]$	(e) $\sigma_s$	備考
1	50,839	12.89	9.67	0.700	10.07	3.9	E $[\sigma_{uL}]$ : 波浪曲 げ応力の極値の平均 値  $\sigma_s$ : 静水曲げ応力
2	60,584	13.89	10.42	0.754	10.85	7.9	
3	70,891	13.44	10.08	0.730	10.51	1.9	
4	103,690	14.11	10.58	0.766	11.02	5.9	
5	138,539	13.00	9.75	0.706	10.16	1.0	
6	155,455	13.22	9.92	0.718	10.33	5.1	
7	204,540	13.78	10.34	0.748	10.77	0.3	
8	209,413	14.11	10.58	0.766	11.02	6.4	
9	261,354	15.67	11.75	0.850	12.23	1.3	
10	372,698	12.33	9.25	0.670	9.64	4.6	
11	477,000	13.67	10.25	0.742	10.68	2.5	

$E[\sigma_{uL}]$  の平均値 = 10.66       $\sigma_s$  の平均値 = 3.71

“      分散値 = 5.826

表 3.1.7 外力 (による D<sup>K</sup> 応力) の平均及び分散

	CASE 1		CASE 2	
	100,000 DWT 以下	100,000 DWT 以上	100,000 DWT 以下	100,000 DWT 以上
$\bar{\sigma}_T (Kg/mm^2)$	14.37	14.37	14.37	18.39
$S_{\sigma_T} (")$	2.414	2.414	2.414	3.090
C.O.V.	17%	17%	17%	17%

表 3.1.7 は外力 (による応力) の平均および分散である。100,000 DWT 以上では軟鋼から HT に変わっており、したがって、許容応力を上げるのが普通であると考えられるので、今回は NV の規定より軟鋼の場合の 1.28 倍をとりこれを補正した。なお、比較のために許容応力を補正しない場合を CASE-1 とした。

3.1.5 破壊の確率

3.1.3 および 3.1.4 より強度 (R) および外力 (による応力 S) の分布を正規分布  $N_k(\sigma_u, S_{\sigma_u}^2)$  および  $N_k(\bar{\sigma}_T, S_{\sigma_T}^2)$  で表わすとすれば (R - S) の分布は次式で表わされる。

$$N_{R-S}(\bar{\sigma}_u - \bar{\sigma}_T / \sqrt{S_{\sigma_u}^2 + S_{\sigma_T}^2}, 1^2)$$

したがって、破壊の確率 (P<sub>f</sub>) は

$$P_f = \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \int_r^{\infty} e^{-\frac{x^2}{2}} dx \dots\dots\dots (3.1.9)$$

$$\text{ここに } r = \frac{\bar{\sigma}_u - \bar{\sigma}_T}{\sqrt{S_{\sigma_u}^2 + S_{\sigma_T}^2}} \text{ ( Safety Index )}$$

で表わされる。計算結果を表 3.1.8 に示す。

表 3.1.8 破壊の確率 (P<sub>f</sub>)

(a) CASE-1				
	100,000 DWT	200,000 DWT	300,000 DWT	400,000 DWT
$(\bar{\sigma}_u - \bar{\sigma}_T) Kg/mm^2$	11.99	11.97	11.94	11.92
$\sqrt{S_{\sigma_u}^2 + S_{\sigma_T}^2} "$	2.503	2.503	2.502	2.501
r	4.790	4.783	4.772	4.765
P <sub>f</sub>	1.9 × 10 <sup>-6</sup>	1.9 × 10 <sup>-6</sup>	2.0 × 10 <sup>-6</sup>	2.0 × 10 <sup>-6</sup>
(b) CASE-2				
	100,000 DWT	200,000 DWT	300,000 DWT	400,000 DWT
$(\bar{\sigma}_u - \bar{\sigma}_T) Kg/mm^2$	7.97	7.95	7.92	7.90
$\sqrt{S_{\sigma_u}^2 + S_{\sigma_T}^2} "$	3.160	3.160	3.159	3.158
r	2.522	2.516	2.507	2.501
P <sub>f</sub>	5.8 × 10 <sup>-3</sup>	5.9 × 10 <sup>-3</sup>	6.1 × 10 <sup>-3</sup>	6.2 × 10 <sup>-3</sup>
(c) 100,000 DWT 以下 (過去の実績)				
	100,000 DWT 以下			
$(\bar{\sigma}_u - \bar{\sigma}_T) Kg/mm^2$	6.37			
$\sqrt{S_{\sigma_u}^2 + S_{\sigma_T}^2} "$	2.47			
r	2.579			
P <sub>f</sub>	4.9 × 10 <sup>-3</sup>			

### 3.1.6 初期撓みの許容基準

表 3.1.8 の計算結果をもとに初期撓みの許容限界を求めた。表からも判るように破壊の確率は CASE-1, 過去の実績 CASE-2 の順に高くなっており, したがって, 100,000 DWT 以上の船に対しては危険側の CASE-2 の場合について許容限界を検討することにする。すなわち, CASE-2 について  $r$ -値 (あるいは破壊の確率) が過去の実績での  $r$ -値 (あるいは破壊の確率) に等しくなるように初期撓みの極値の平均値を補正し, それに対応する  $\bar{\sigma}_u$  を求め, 式 (3.1.3) の関係から  $\Delta_0$  と  $S/t$  の関係を求めた。

図 3.1.6 は  $\Delta_0$  の補正と  $r$  との関係を示したものであり, 破線は 100,000 DWT 以下のもの, また実線は 100,000 DWT 以上の値である。両者が交わるときの  $\Delta_0$  を求められれば, 式 (3.1.3) より  $\bar{\sigma}_u$  が求められる。

式 (3.1.3) から  $\Delta_0$  と  $S/t$  の関係を求めると次式を得る。すなわち,

$$\Delta_0 = \frac{\beta \sigma_y}{\sigma_u - \epsilon \sigma_y} - \alpha \dots \dots \dots (3.1.10)$$

$\sigma_u$  の C.O.V. が 2% 前後および  $\sigma_y$  は最小保証値を用いていることを考慮して, 式 (3.1.10) に  $\bar{\sigma}_u$ ,  $\sigma_y$ ,  $\epsilon$  および  $\beta$  の値を代入すれば次式を得る。すなわち,

$$\Delta_0 = 0.751 - 0.01414 \frac{S}{t} \dots \dots \dots (3.1.11)$$

式 (3.1.11) が過去の実績をベースとした初期撓みの許容量であるが, これを図 3.1.8 に示す (実線)。なお, 図中 J.S.Q.S (破線) とあるのは  $S$  (フレーム・スペース) をパラメータにとって表わした J.S.Q.S の許容基準である。

### 3.1.7 考 察

- (1) 初期撓みの許容基準算出に際しては過去の実績をベースにして行ったが, 表 3.1.2 から判るよう過去の実績であるとした 100,000 DWT 以下のデータが少なく, したがって, 強度の評価はかなりラフなものになっている可能性がある。この点は今後さらに資料の整備を行い, 今回得られた数値を逐次改善していく必要がある。
- (2) 外力についてもデータ数は少なく, 波浪曲げ応力あるいは静水曲げ応力等さらに多くの計算あるいは実験等によるデータが必要である。
- (3) 板材の最終強度は周辺単純支持の正方形板に正弦半波の初期撓みがある場合のもので, 実際の  $D^K P L$  のそれとは多少異なることに留意しなければならない。

### 3.1.8 結 論

前年度までの研究結果をもとに信頼性理論を用いて過去の実績からタンカー (100,000 DWT 以上) の  $D^K P L$  の初期撓みの許容基準に対する検討を行い以下の結論を得た。

- (1) 船の大型化によって HT が使用されるようになったため  $\frac{S}{t} \sqrt{\frac{\sigma_y}{E}}$  は 100,000 DWT 以下の船に比較して大となり, 初期撓みおよび残留応力の影響を大きく受け, 最終強度が低下する傾向にある。
- (2) 船の耐用年数内 (20 年) に一度遭遇するような外力に対し, 一隻の船の中央部  $D^K P L$  の 1 パネルが破壊する確率を求めたが, 100,000 DWT から 400,000 DWT 級の船では破壊の確率の変動はほとんどみられない。
- (3)  $S/t$  が増すにつれて  $\delta_0/t$  の許容基準をきびしくしなければならない。

今回得られた結果は限られた資料内でのものであり, したがって資料の整備とともに逐次今回の数値を改善していかなければならない。また, 今回得られた 100,000 DWT 以下の船をベースとした初期撓みの許容量を表 3.1.9 のハッチした部分のみであるが, これ以外についても今後検討していく必要がある。

#### 参考文献

- (1) 船体縦強度解析に関するトータルシステム  
—タンカーの縦強度について—

- (2) 圧縮を受ける正方形板の最終強度に関する研究  
 - 初期撓みおよび残留応力の影響について -

S 5 0 年度造船学会春期講演会発表予定 上田, 安川他

- (3) ISSC 1973 Report of Committee 5 P/44a

- (4) E.J. Gumbell

" Statistics of Extremes "

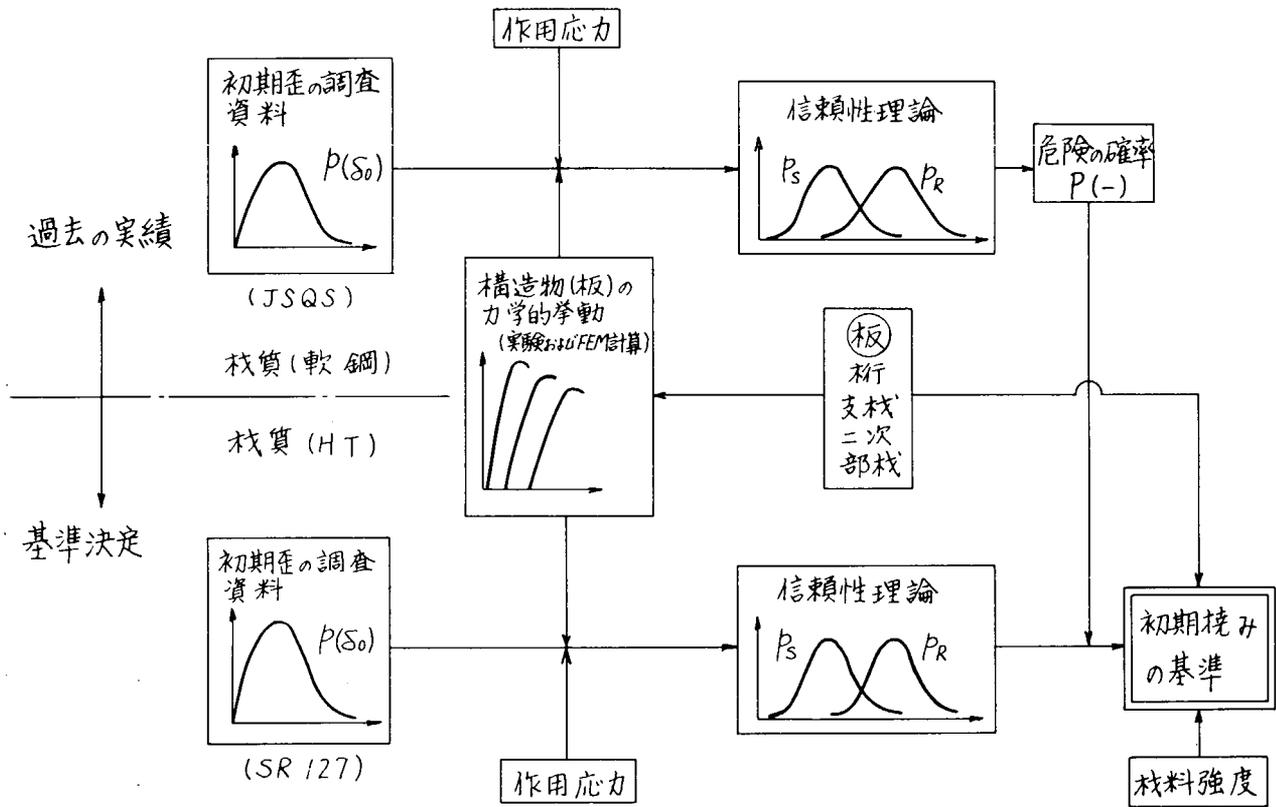


図 3. 1. 1 初期撓みの許容基準算出のための手順

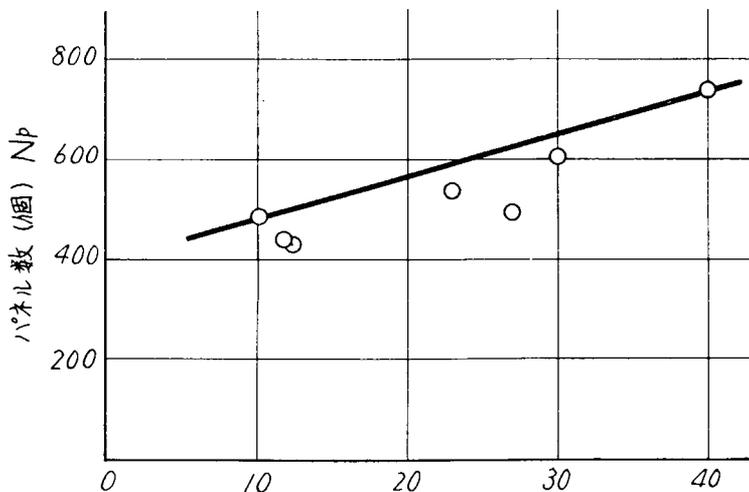


図 3. 1. 2 船の大型化にもなるパネル数の変化

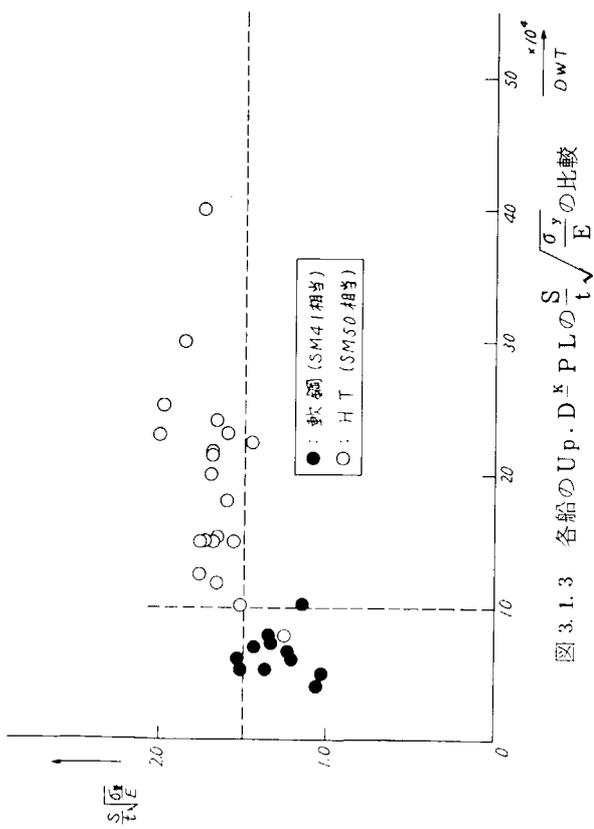


図 3.1.3 各船の Up.D<sup>k</sup>.P.L.の  $\frac{S_y}{E}$  の比較

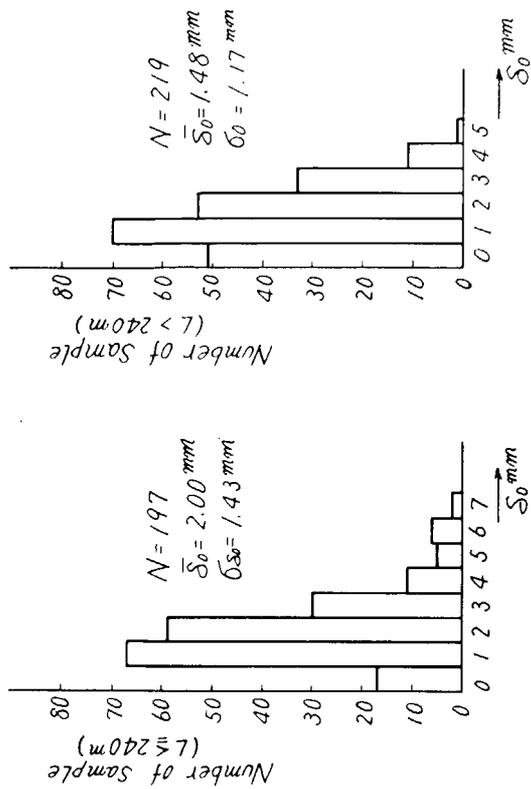


図 3.1.4 初期歪の分布形状 ( Deck Plate , parallel part)

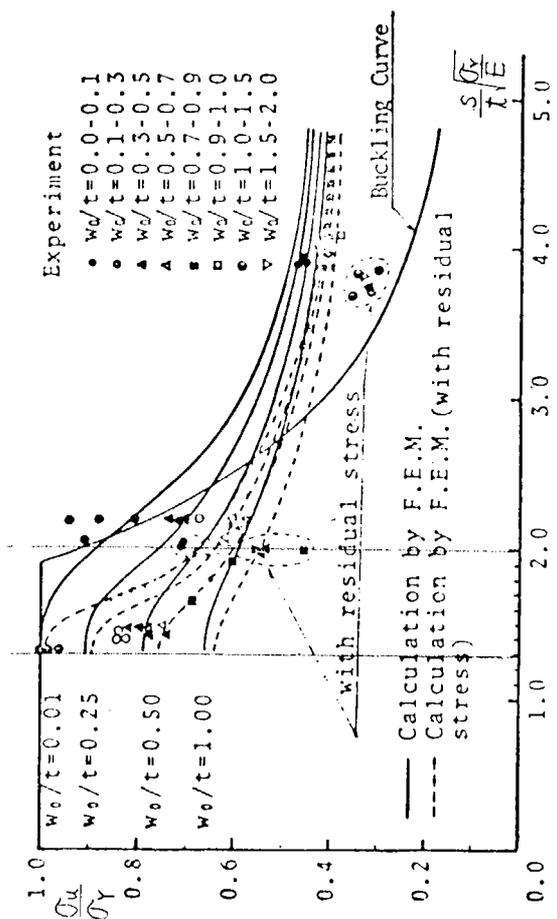


図 3.1.5 圧縮を受ける板材の最終強度

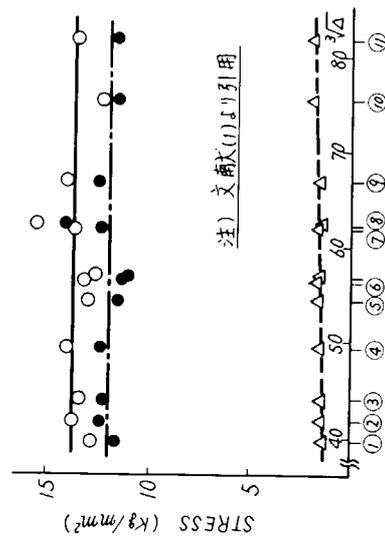


図 3.1.6  $Q = 10^{-8}$  に対する最大期待値

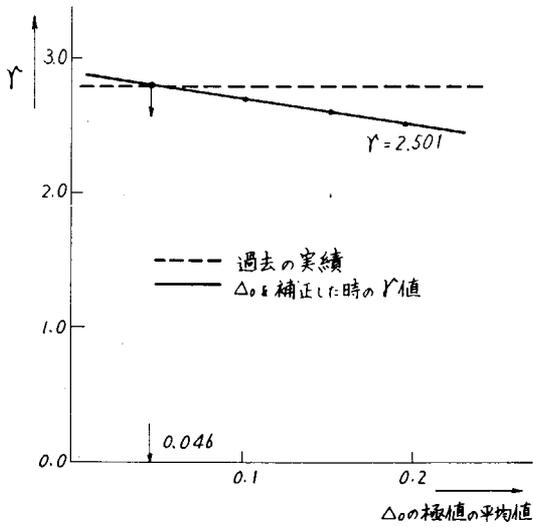


図 3.1.7  $\gamma$  と初期撓みの極値の平均値との関係

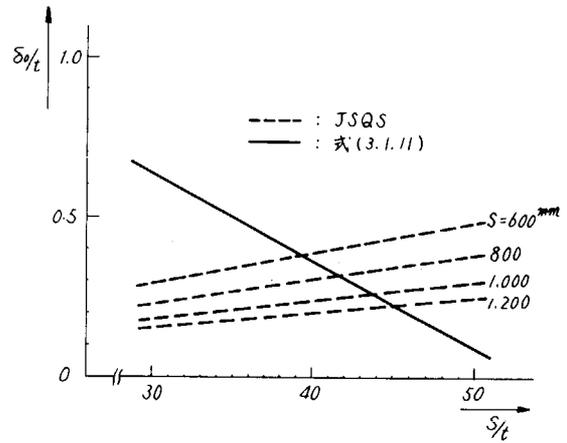


図 3.1.8 過去の実績を規準にした初期撓みの許容限界

表 3.1.9

大 区 分		歪 量			単位mm	
中区分	小 区 分	項 目	標準範囲	許容限界	備 考	
や せ 馬 歪	外 板	平行部 船側	4	6		
		平行部 船底	4	6		
		曲 部	5	7		
	二重底頂板		4	6		
	隔 壁	縦通隔壁				
		横 "	6	8		
		制水 "				
			中央部(0.6L $\otimes$ )	4	6	
	強 力 甲 板	前 後 部	6	9		
		非 裸 部	7	9		
	第 二 甲 板	裸 部	6	8		
		非 裸 部	7	9		
	船 楼 甲 板	裸 部	4	6		
		非 裸 部	7	9		
	上 部 構 造 甲 板	裸 部	4	6		
		非 裸 部	7	9		
ク ロ ス デ ッ キ		5	7			
室 壁	外 壁	4	6			
	内 壁	4	6			
	非 裸 部	7	9			
内 構 部 材	ガードトランスのウェブ	5	7			
二重底フローア ガ ー ダ ー		6	8			

## 3.2 桁材の工作歪と強度に関する研究

### 3.2.1 まえがき

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

本年度は実船相似型（3体）およびフェイス厚板型（3体）の計6体の供試体につき実験を行った。また、帯板要素法をもとにして理論解析を行い、実験と比較検討した。

### 3.2.2 模型実験

#### (1) 試験装置および試験方法

図3.2.1に示すように、試験装置は100トンロードセルを取付けた負荷ばり、横倒れ防止枠4個および模型支持台から構成されている。

試験方法は250トン曲げ圧縮試験機を用いて、2点支持、2点荷重の負荷形式で模型に純曲げモーメントを作用させその荷重はロードセルで検出した。

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

#### (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3.2.2に示すように研究対象のトランス（3パネルのウェブ、フェイス、スチフナおよびボトムプレート）と隣接トランスの役目を果たす2条の補助トランスおよびロンジフレームから構成されている。供試体の寸法形状および初期変形量を表3.2.1に示す。

供試体に用いた材料（SS41）の機械的性質を表3.2.2に示す。

#### (3) 計測方法

48年度と同様の計測位置に電気抵抗線歪計を貼布して応力分布の計測を実施した。また、供試体の変形も差動トランスを用いて48年度と同じ位置で計測した。

#### (4) 実験結果および考察

本年度は次のような目的で実船相似型（F8-S3シリーズ）とフェイス厚板型（F8-S3'シリーズ）との2シリーズの模型実験を実施した。すなわち、48年度の実験では実船相似型だけが、その最高荷重が工作歪の影響を余り受けなかったため、その原因がフェイスの面外初期変形にあると考え、その初期変形をかえると最終強度にどのように影響するか、また、フェイスの座屈強度を向上させると工作歪の最終強度に対する影響がどうなるかを検討するためにこの2シリーズの模型実験を行った。

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の例として写真を写真3.2.1～写真3.2.4に示す。また、フェイスの初期変形について図3.2.3～図3.2.5に、ウェブおよびフェイスの残留変形の一例として図3.2.6～図3.2.7に示す。

ウェブの初期変形はいずれのシリーズともトリッピングブラケット間でひと山に近いモードである。フェイスの面外初期変形は、中央断面ではF8S3-20(L)はスチフナの無い側へ、F8S3-20(R)はスチフナのある側へ、F8S3-20(LR)は両側へそれぞれ0.3～0.8mm位撓んでいるが、フェイス厚板型ではほとんどフェイスは撓んでいない。崩壊後のウェブの残留変形は、いずれのシリーズともトリッピングブラケット間のひと山のモードと各パネルでひと山を示すモードが混在している。

フェイスの残留変形は、実船相似型では中央部で集中的に大きくねじれ変形を生じているが、フェイス厚板型ではねじれ変形はほとんどない。

次に、桁の塑性域の進展についてその結果を示すと図3.2.8～図3.2.9のようになる。ただし、これは中央断面について荷重10トンおきに示したものである。実船相似型およびフェイス厚板型のいずれも、まず、フェイスの圧縮外縁で塑性化、フェイス幅方向に塑性域がひろがり、フェイス全体が塑性化すると最高荷重に達して桁が崩壊していること

がわかる。

桁の崩壊過程を図 3.2.1.0 に示す。実船相似形の桁では、純曲げを受けると、まず、最高荷重の約 $\frac{1}{3}$ でウェブパネルの局部座屈を生じ、その後、ウェブの剛性低下とともにフェイスの圧縮縁が塑性化し、それとほとんど同時に桁が横倒れしはじめてフェイスのねじれ座屈を生じて崩壊する。一方、フェイス厚板型の桁では、純曲げを受けると最高荷重の約 $\frac{1}{2}$ でウェブパネルの局部座屈が生じ、それと同時に桁の横倒れとフェイスの塑性化が起り、その後、フェイスのねじれ座屈を生じて崩壊する。

次に、実験結果および計算結果をまとめると表 3.2.3 のようになる。この表より、最高荷重は、実船相似型では  $P_{V1}$  ( 梁理論によるフェイス上面が塑性化するときの荷重 ) の 70 ~ 90 % であり、フェイス厚板型では  $P_{V1}$  の 90 ~ 100 % であることがわかる。

最高荷重と初期変形量との関係を示したが図 3.2.1.1 である。本年度の実船相似型について見るとウェブの初期変形量が異なるためにフェイスの面外初期変形が最終強度に及ぼす影響を見るのは困難であるが、崩壊後の変形モードと異なるフェイスの面外初期変形を有する F 8 S 3 - 2.0 ( R ) が他のものよりも最終強度が上がると考えられるが、実際はこれより大きなウェブの初期変形を有する F 8 S 3 - 2.0 ( L R ) より最高荷重が低下している。したがって、フェイスの面外初期変形が最終強度に及ぼす影響はほとんどないようである。47, 48, 49 年度の実船相似型について、それほど最高荷重が変らないのを見るとトリッピングブラケットの位置でのフェイスの面内方向の支持状態はあまり最終強度に影響を及ぼさないと言える。また、フェイス厚板型については、その最高荷重は工作歪の影響を受け実船相似型の約 1.6 倍である。すなわち、フェイスの板厚を 2 倍にすると桁の最終強度は約 1.6 倍になる。

### 3.2.3 理論解析

#### (1) 解析理論

48 年度において有限帯板要素法による平板構造の弾塑性大たわみ解析の基礎理論および単一板材についての解析結果を報告した。本年度は、前年度に引き続きこの有限帯板要素法をもとにして工作歪が桁材の強度に及ぼす影響を解析した。

解析理論は、48 年度に報告した基礎理論とほぼ同じであるので、ここでは省略するが、特に本年度においては、桁構造全体の剛性に対するスチフナの寄与を考慮した。また、崩壊時において、桁の横倒れよりフェイスが面内方向に大きく変形することも考慮している。

#### (2) 解析対象と仮定

解析は、図 3.2.1.2 に示すような実験で用いた実船相似型の桁を対象とした。構造のモデル化において、形状、境界条件などは図 3.2.1.2 および図 3.2.1.3 に示す。すなわち、解析対象部分の両端部においてウェブは単純支持とし、フェイスも横倒れに対して単純支持としたが、戻れに対しては拘束した。また、実験桁の補助トランスおよびロンジフレームの影響はボトムプレートの有効巾およびスチフナの相当巾として考慮した。材料定数は表 3.2.4 に示すように実験値に合わせた値を用いた。また、計算に際しては変位関数の展開項数を 3 項までとった。

純曲げを受ける桁の最終強度と工作歪との関係を明らかにするため、次のような問題を検討するために計 6 ケースについて計算を行った。

##### (a) 工作歪の絶対量が最終強度に及ぼす影響

図 3.2.1.4 に示すような初期撓み形状を有し、その絶対値  $\delta$  がウェブ板厚の 0.1 倍 ( F 8 S 3 - 0.1 ) , 1.0 倍 ( F 8 S 3 - 1.0 ) および 2.0 倍 ( F 8 S 3 - 2.0 ) の 3 ケースについて計算を行った。

##### (b) 桁の局部不整、すなわち、フェイスの面外初期撓みおよびウェブの面外初期撓みの影響

F 8 S 3 - 0.1 を基準として図 3.2.1.4 に示すようにフェイスに面外撓みを与えたもの ( F 8 S 3 - 0.1 ( F ) ) およびウェブに板厚相当の初期撓みを有するもの ( F 8 S 3 - 0.1 ( W ) ) について計算を行った。

(c) フェイスの面内初期変形の形状の影響

フェイスの面内初期変形の形状が実験桁のように直線状のもの、すなわち、 $\sin$ の1半波成分と3半波成分との比が9:1のもの(F8S3-1.0')について計算した。

(3) 解析結果および実験との比較

解析結果を図3.2.15～図3.2.22に示す。最高荷重と初期変形量との関係を示すと図3.2.11の破線のようになる。すなわち、その最高荷重は工作歪の影響を少し受けることがわかる。また、図3.2.21よりフェイスの面外初期撓みは桁の強度にあまり影響を及ぼさないことがわかる。また、ウェブの初期撓みは桁の鉛直たわみに対する剛性に大きく影響を及ぼし、最終強度にも影響を及ぼすことがわかる。図3.2.22から明らかのようにフェイスの面内初期変形の形状は桁の最終強度にはあまり影響を及ぼさないことがわかる。

### 3.2.4 結 論

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

- (1) 実験によるとフェイス厚板型の桁では、純曲げを受けると最高荷重の約 $1/2$ でウェブパネルの局部座屈が生じ、それと同時に桁の横倒れとフェイスの塑性化が起り、その後フェイスのねじれ座屈を生じて崩壊する。その最高荷重は工作歪の影響を受け、その値は実船相似型の約1.6倍である。
- (2) 実験によると最高荷重は、実船相似型の桁では工作歪を考慮しない梁理論によるフェイス上面が塑性化するときの荷重の70～90%であり、フェイス厚板型では90～100%である。
- (3) 実船相似型の桁では、実験および理論解析によるとフェイスの面外工作歪はあまり最終強度に影響を及ぼさない。
- (4) 理論解析によると実船相似型の桁では、その最高荷重は工作歪の影響を少し受ける。
- (5) 理論解析によると実船相似型の桁では、ウェブの初期撓みは桁の鉛直たわみに対する剛性に大きく影響を及ぼし、最終強度にも影響を及ぼす。
- (6) 理論解析によると実船相似型の桁ではフェイスの面内初期変形の形状はその最終強度にはあまり影響を及ぼさない。

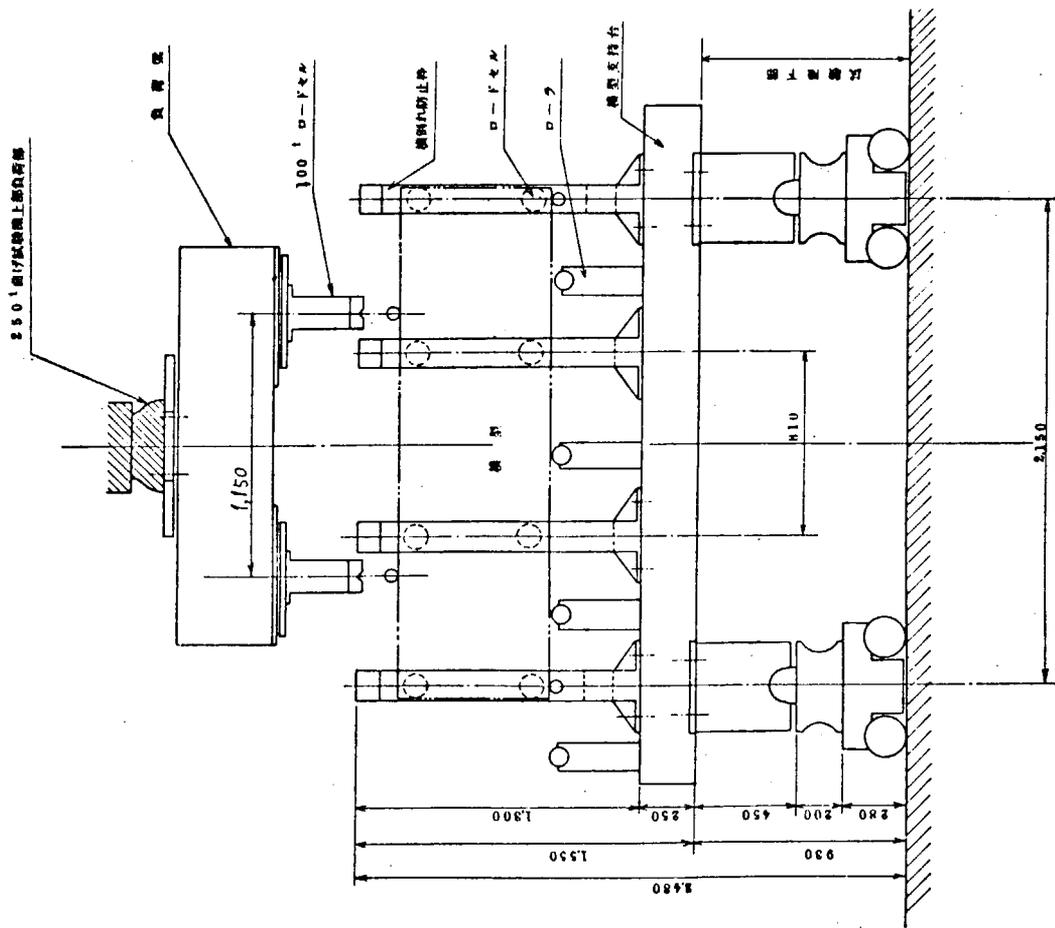


図 3.2.1 実験装置概観

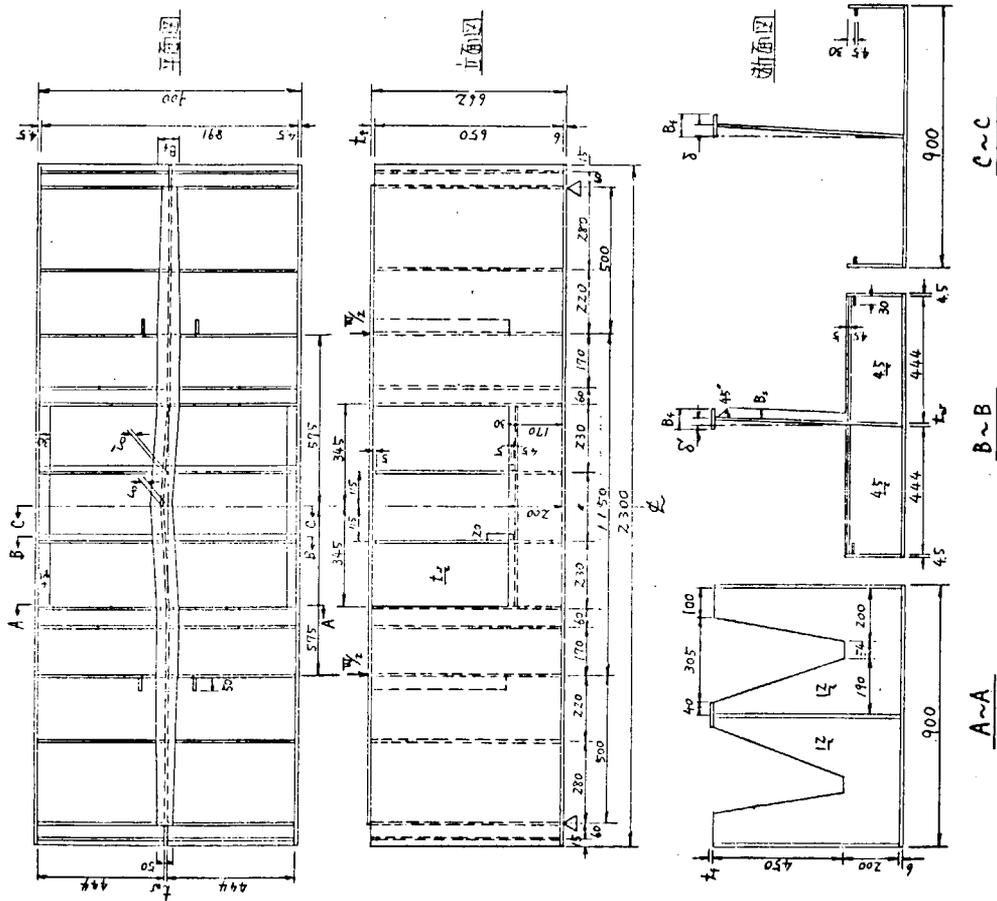


図 3.2.2 供試体

表 3.2.1 供試体の寸法形状および初期変形量

供 試 体		公称初期変形	実測初期変形	フェイスの寸法	スチフナの寸法	ウェブの板厚
型	記 号	$\delta / tw$	$\delta / tw$	$B_f \times t_f$	$B_s \times t_s$	$tw$
実 船 相似型	F8-S3-20 ( R )	2.0	1.95	80×5.86	30×4.40	3.31
	F8-S3-20 ( LR )	2.0	2.27			
	F8-S3-20 ( L )	2.0	2.55			
フェイス 厚板型	F8-S3'-00	0.0	0.25	80×11.79	30×4.40	3.31
	F8-S3'-10	1.0	1.04			
	F8-S3'-20	2.0	1.76			

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

(L) : フェイスとウェブとの溶接について、スチフナの無い側から先に溶接したもの

(R) : " " " " スチフナのある側から "

(LR) : " " " " ウェブの両面を同時に溶接したもの

フェイス厚板型はすべて ( LR ) である。

表 3.2.2 材料の機械的性質 ( 平均値 )

板 厚	降 伏 応 力	引 張 強 さ	ヤ ン グ 率	伸 び ( GL = 100 mm )	絞 り
$t ( mm )$	$\sigma_y ( Kg/m^2 )$	$\sigma_B ( Kg/m^2 )$	$E ( Kg/m^2 )$	$\delta ( \% )$	$\phi ( \% )$
3.31	30.0	43.0	21,700	28.0	43.0
4.40	31.0	47.0	21,200	33.0	42.0
5.86	28.0	45.0	21,500	38.0	45.0
11.79	28.0	45.0	21,300	37.0	45.0

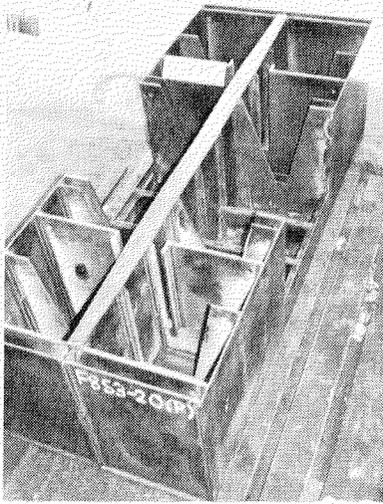


写真 3.2.1 初期変形 ( F 8 -  
S 3 - 2 0 ( R ) )

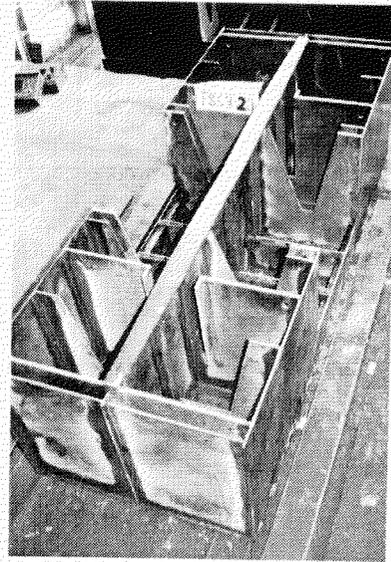


写真 3.2.3 初期変形 ( F 8 -  
S 3 ' - 2 0 )

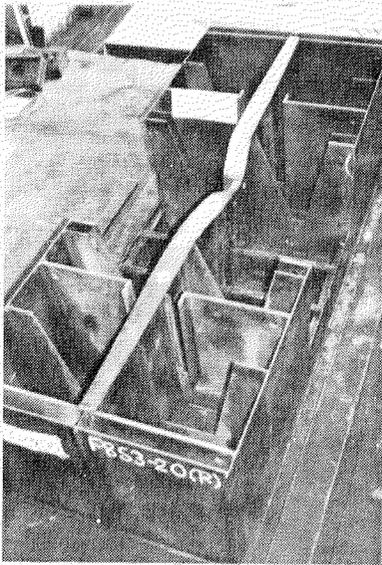


写真 3.2.2 ( a ) 崩壊形状 ( F 8 -  
S 3 - 2 0 ( R ) )

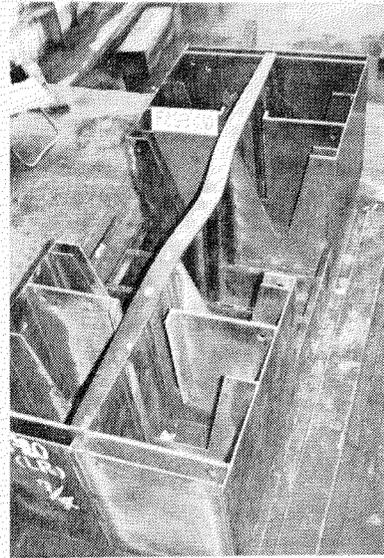


写真 3.2.4 ( a ) 崩壊形状 ( F 8 -  
S 3 ' - 2 0 )

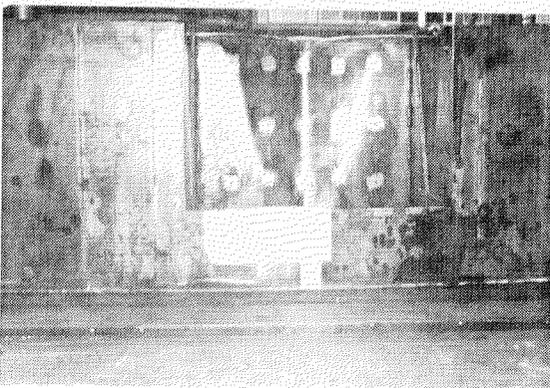


写真 3.2.2 ( b ) 崩壊形状 ( F 8 - S 3 - 2 0 ( R ) )

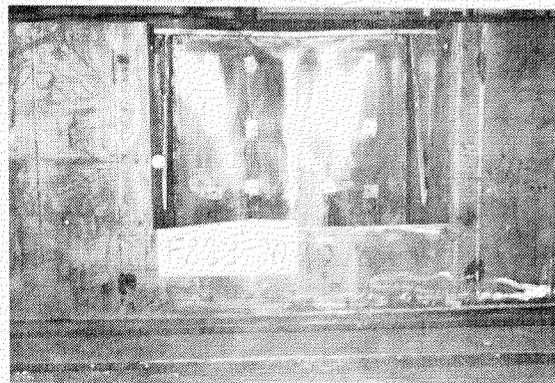


写真 3.2.4 ( b ) 崩壊形状 ( F 8 - S 3 ' - 2 0 )

Test Piece No. F8S3-20(R)

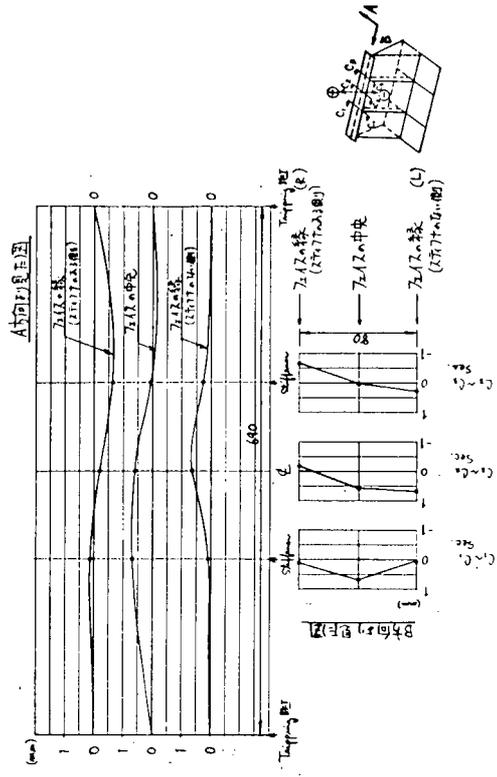


図 3.2.4 フェイスの初期変形 (F8S3-20(R))

Test Piece No. F8S3-20(L)

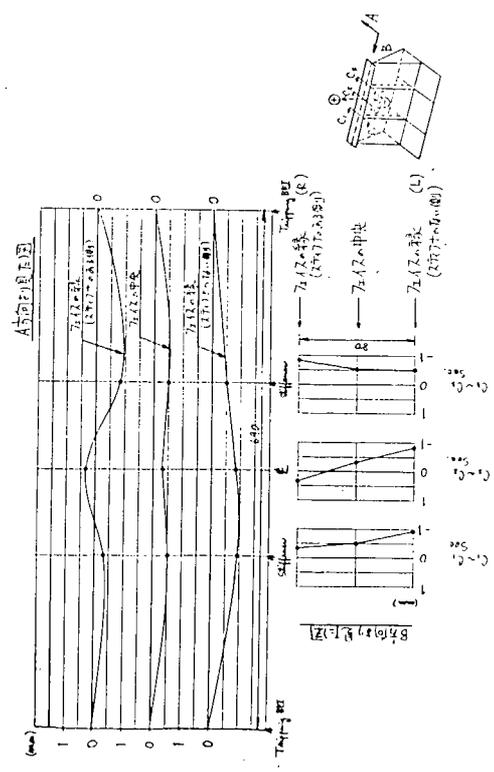


図 3.2.3 フェイスの初期変形 (F8S3-20(L))

Test Piece No. F8S3-20(L) (乱数変形)

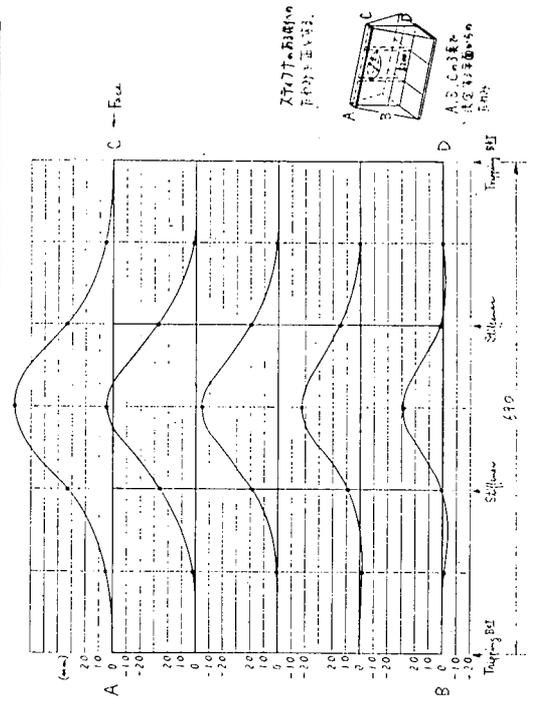


図 3.2.6 ウェブの崩壊後の変形 (F8S3-20(L))

Test Piece No. F8S3-20(LR)

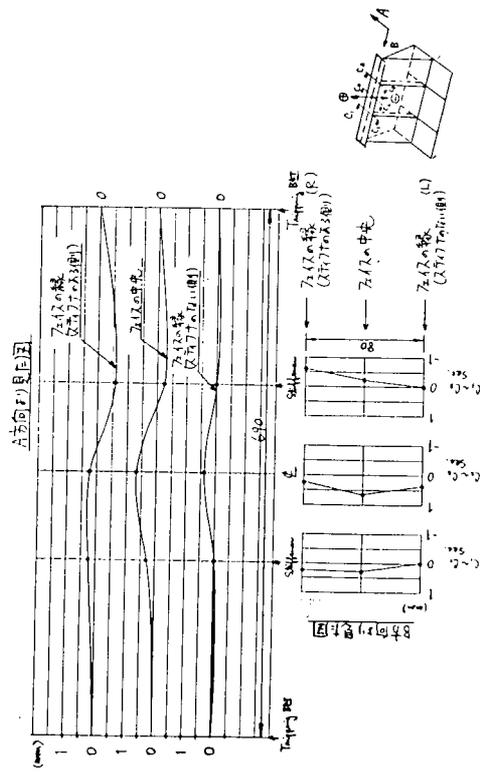


図 3.2.5 フェイスの初期変形 (F8S3-20(LR))

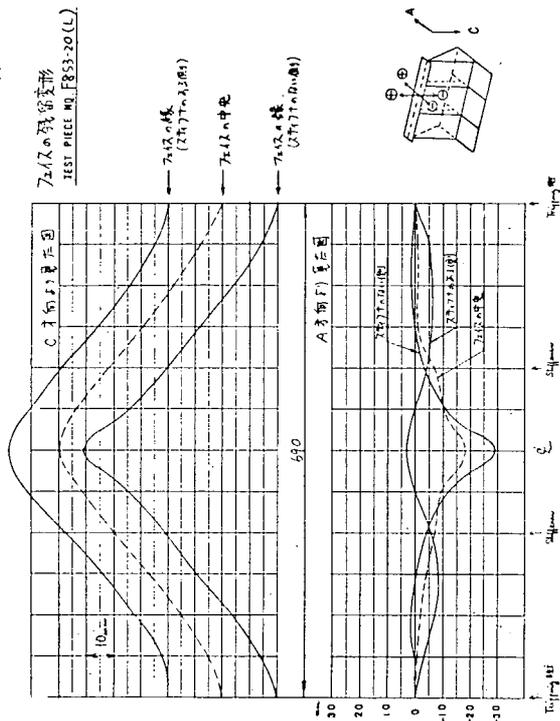


図 3.2.7 フェイスの崩壊後の変形 (F8S3-20(L))

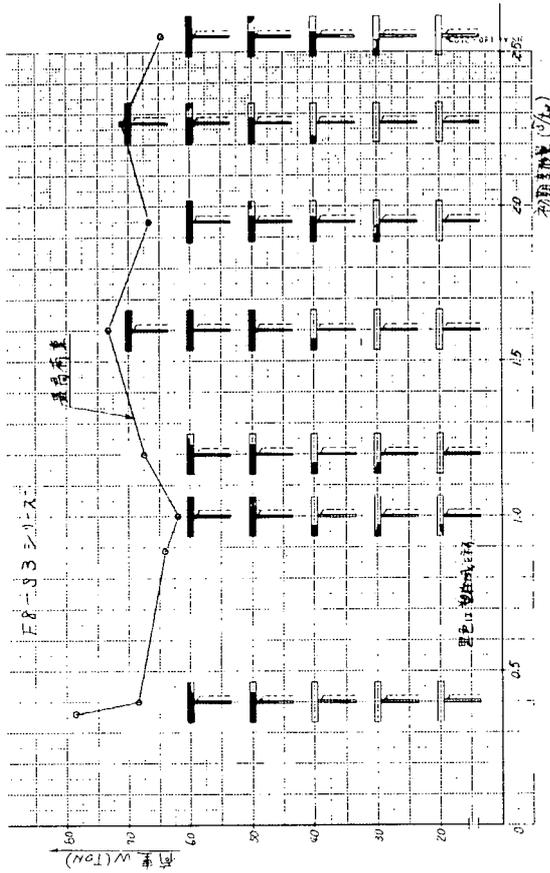


図 3.2.8 桁の塑性域の進展 (実船相似型) (中央断面)

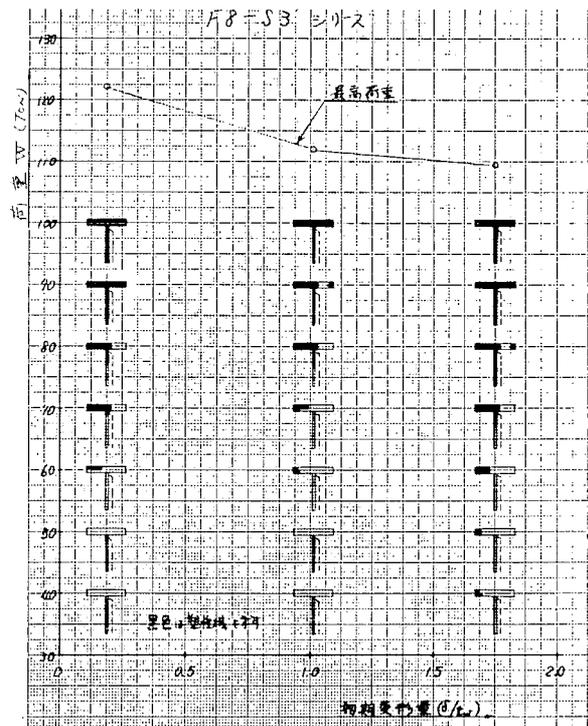


図 3.2.9 桁の塑性域の進展 (フェイス厚板型) (中央断面)

崩壊過程

型	試験電圧 試験荷重	記号	高さ
F8S3-20 (実船相似型) L=32	48t	F8S3-00	10 20 30 40 50 60 70 80 90 100 110 120
		-00'	○ □ △ X
		-05	○ □ △ X
		-10	○ □ △ X
		-15	○ □ △ X
49t	-20(R)	○ □ △ X	
	-20(LR)	○ □ △ X	
	-20(L)	○ □ △ X	

- 注: 桁の破断
- 7t7の肩荷重
  - 7t7の塑性発生
  - X 最終荷重
  - △ 7t7の破断
  - 桁の1~2割荷重に達した
  - 桁の7割荷重に達した

図 3.2.10 (1) 桁の崩壊過程

崩壊過程

型	年数 完結	記号	荷重 (t)
F5S15 3H-X (7x7x厚板型) L=33.2	48年	F5S15-00	10 20 30 40 50 60 70 80 90 100 110 120
			○ ○ ○ X
F8'S3 3H-X (7x7厚板型) L=45	48年	F8'S3-00	○ ○ ○ X
			○ ○ ○ X
F8S3' 3H-X (7x7厚板型) L=33.2	49年	F8S3'-00	○ ○ ○ X
			○ ○ ○ X

● 7x7の荷重  
 ○ 7x7の荷重  
 X 最終荷重  
 △ 7x7の荷重  
 ■ 荷重の増大  
 □ 荷重の増大

図 3.2.1 0(2) 桁の崩壊過程

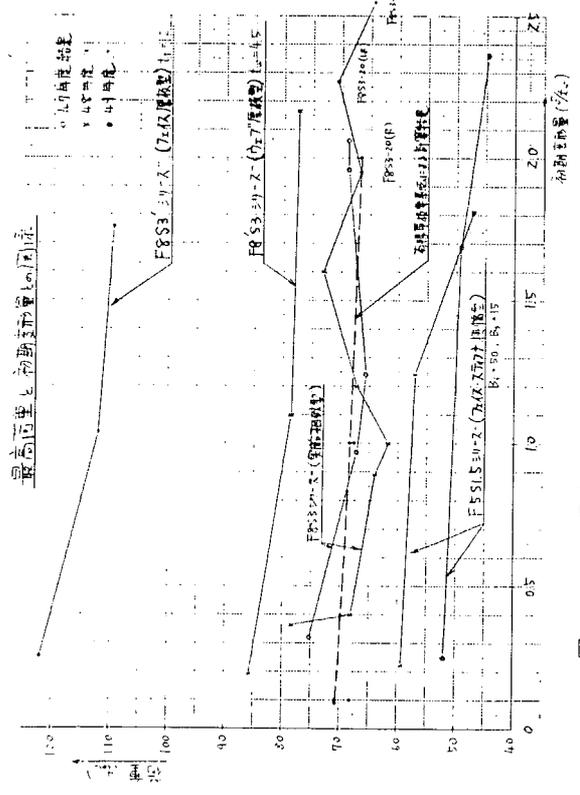


図 3.2.1 1 最高荷重と初期変形量との関係

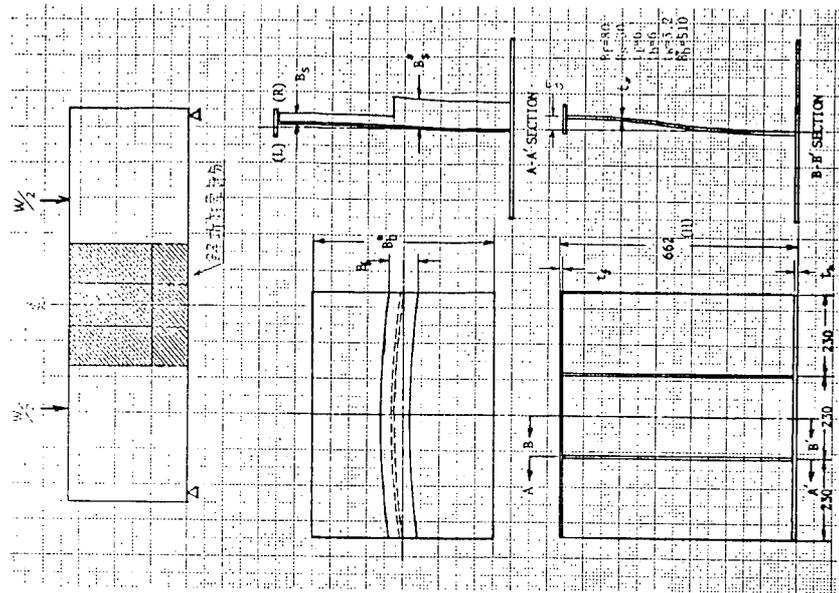


図 3.2.1 2 桁の解析モデル (実船相似型)

表 3.2.3 実験結果および計算結果のまとめ

実験 実施 年度	供試体		計 算 値				実 験 値				備 考	
	型	記 号	ウェブの局 部 座 屈 (t)	全塑性モー メント荷重 P <sub>MP</sub> (t)	フェイ スの塑性 発生荷重 P <sub>Y1</sub> (t)	フェイ スの塑性 発生荷重 P <sub>Y2</sub> (t)	P <sub>YZ</sub> P <sub>MP</sub> (%)	最高荷重 P <sub>MAX</sub> (t)	フェイ スの塑性 発生 荷 重 (t)	P <sub>MAX</sub> P <sub>MP</sub> (%)		P <sub>MAX</sub> P <sub>Y1</sub> (%)
47	実 船 相 似 型	F8-S3-00	2.63	142.2	8.60	5.88	41.4	7.52	5.55	52.9	87.4	トリッピン グ B <sup>K</sup> の位置で フェイスが通 内方向に比較 的固定に近い 状態で支持さ れる構造模型
		-05	"	"	"	5.09	35.8	6.70	3.60	47.2	78.0	
		-10	"	"	"	4.81	33.8	6.57	4.95	46.2	76.4	
		-15	"	"	"	4.23	29.7	6.89	3.85	48.5	80.1	
		-20	"	"	"	4.17	29.3	6.89	4.45	48.5	80.1	
		F5-S15-00	2.30	128.0	7.29	4.46	3.48	5.20	3.30	40.6	71.3	
48	実 船 相 似 型	-10	"	"	"	2.82	2.20	4.92	2.40	3.84	67.5	トリッピン グ B <sup>K</sup> の位置で フェイスが面 内方向に比較 的単純支持に 近い状態で支 持される構造 模型
		-20	"	"	"	2.44	1.91	4.47	2.80	3.49	61.3	
		F8-S3-00	2.63	142.2	8.60	5.83	41.0	7.80	4.90	54.9	90.7	
		-00'	"	"	"	5.78	40.6	6.80	4.25	47.8	79.1	
		05	"	"	"	5.17	36.4	6.42	2.95	45.1	74.7	
		-10	"	"	"	5.05	35.5	6.17	2.15	43.4	71.7	
49	実 船 相 似 型	-15	"	"	"	4.85	3.41	6.72	2.70	47.3	78.1	トリッピン グ B <sup>K</sup> の位置で フェイスが面 内方向に比較 的単純支持に 近い状態で支 持される構造 模型
		-15'	"	"	"	4.50	3.16	7.31	3.75	51.4	85.0	
		F5-S15-00	2.30	128.0	7.29	4.52	35.3	5.91	4.25	46.2	81.1	
		-10	"	"	"	3.16	24.7	5.71	4.00	44.6	78.3	
		-20	"	"	"	2.74	21.4	4.71	2.28	36.8	64.6	
		F8-S3-00	6.69	175.1	103.2	6.82	38.9	8.60	3.40	49.1	83.3	
49	実 船 相 似 型	-10	"	"	"	6.69	38.2	7.89	5.15	45.1	76.4	トリッピン グ B <sup>K</sup> の位置で フェイスが面 内方向に比較 的単純支持に 近い状態で支 持される構造 模型
		-20	"	"	"	5.80	33.1	7.79	3.50	44.5	75.4	
		F8-S3-20(R)	2.63	142.2	8.60	4.25	29.9	6.67	2.30	46.9	77.6	
		-20(LR)	"	"	"	4.02	28.3	7.08	3.35	49.8	82.3	
		-20(L)	"	"	"	3.86	27.1	6.45	2.60	45.4	75.0	
		F8-S3-00	3.30	180.3	120.2	9.36	51.9	12.20	6.50	67.7	101.5	
49	実 船 相 似 型	-10	"	"	"	7.84	43.5	11.20	5.50	62.1	93.2	トリッピン グ B <sup>K</sup> の位置で フェイスが面 内方向に比較 的単純支持に 近い状態で支 持される構造 模型
		-20	"	"	"	6.84	37.9	10.95	3.60	60.7	91.1	

\* 桁を梁と考へ、梁理論による、フェイス面が塑性化するときの荷重

\*\* 48年度に行った解析的方法による、フェイス中央面が塑性化するときの荷重

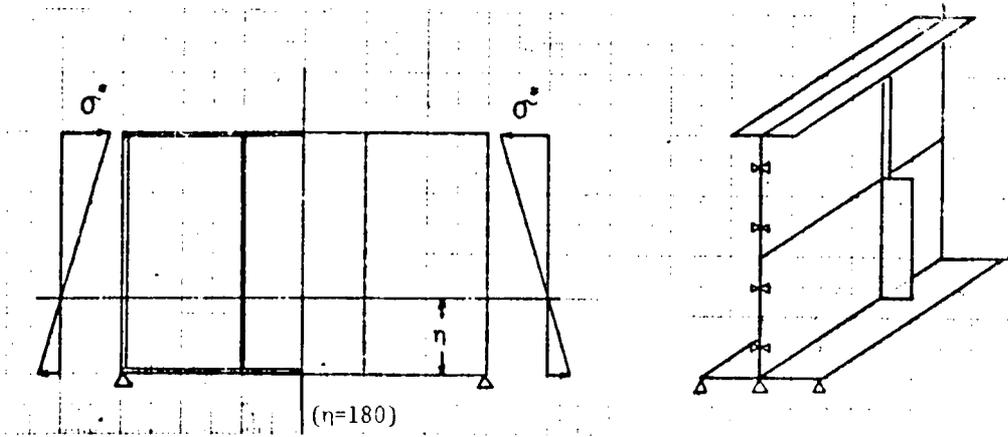


図 3.2.1.3 荷重条件および要素分割

表 3.2.4 材料の機械的性質

THICKNESS OF PLATE	EXPERIMENT*		FINITE STRIP METHOD	
	YIELD STRESS	YOUNG'S MODULUS	YIELD STRESS	YOUNG'S MODULUS
	$\sigma_y$ Kg/mm <sup>2</sup>	E Kg/mm <sup>2</sup>	$\sigma_y$ Kg/mm <sup>2</sup>	E Kg/mm <sup>2</sup>
3.2 WEB	25.8	20,400	26	20,400
4.5 STIFFENER	25.9	20,000	$\infty$	20,000
6.0 FACE	32.3	20,300	32	20,400

\* 48年度実施結果

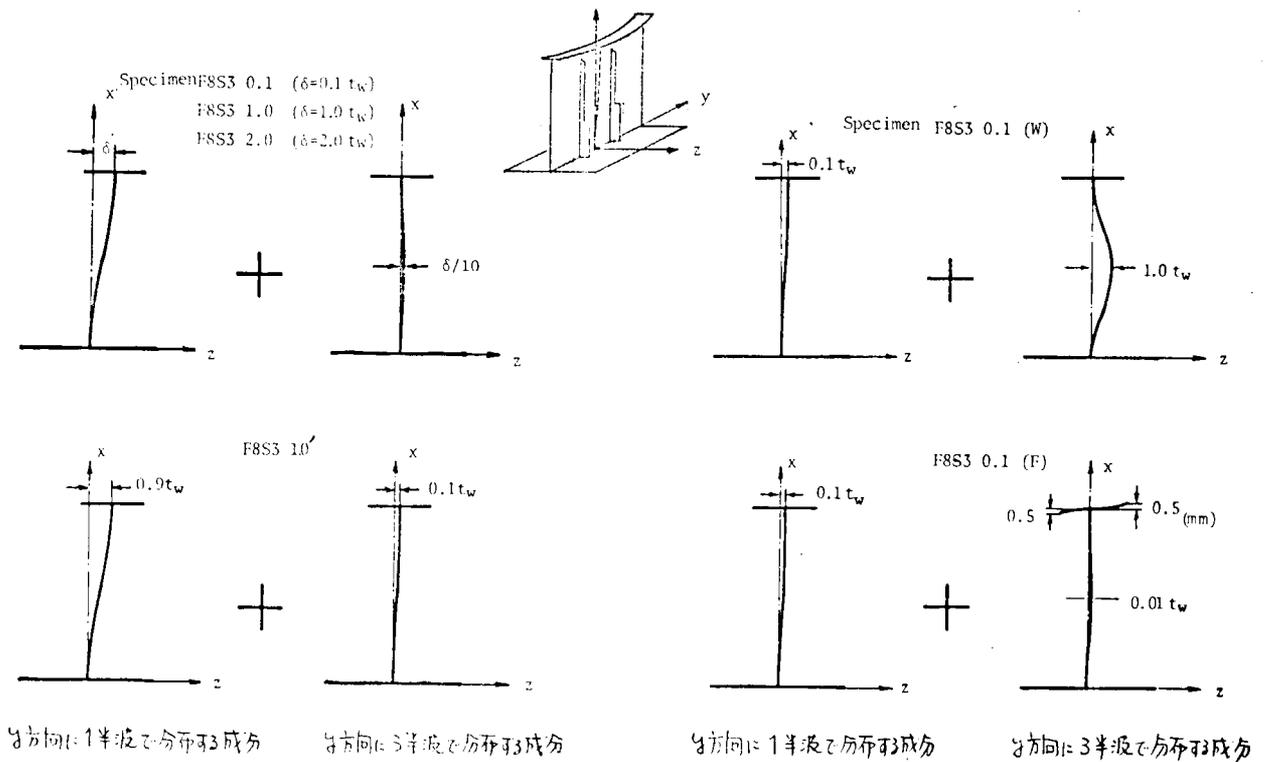


図 3.2.1.4 解析モデルの初期撓み成分

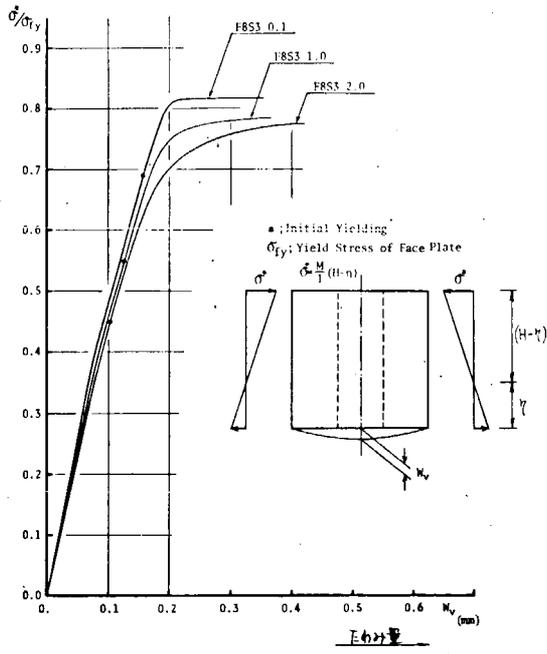


図 3.2.15 桁の鉛直たわみ曲線

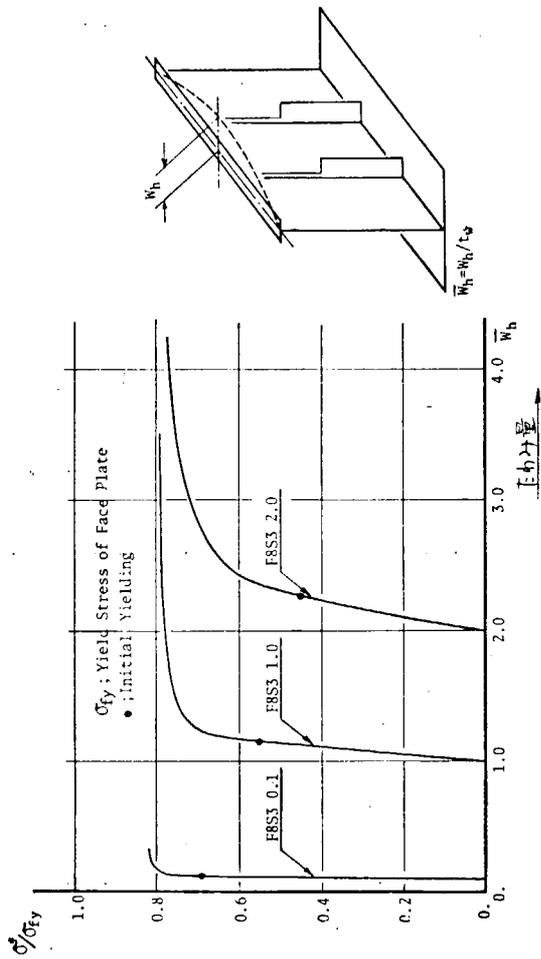
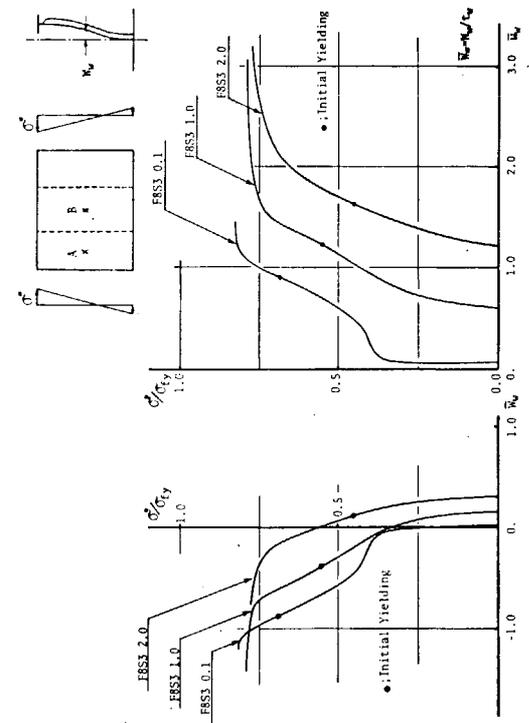


図 3.2.16 桁の横倒れ曲線



(a) A 梁におけるウェブの捻み

(b) B 梁におけるウェブの捻み

図 3.2.17 ウェブの捻み曲線

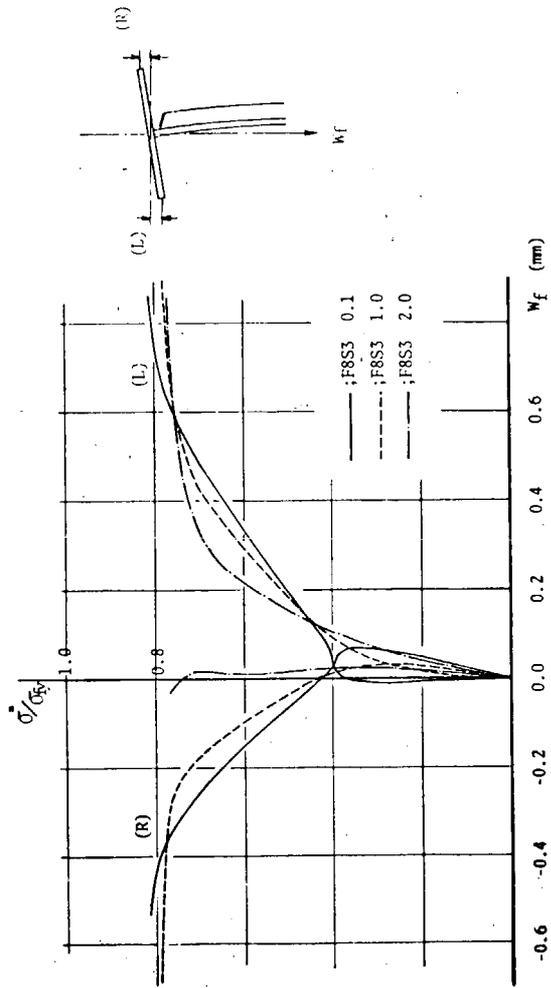


図 3.2.18 フェイスの振れ

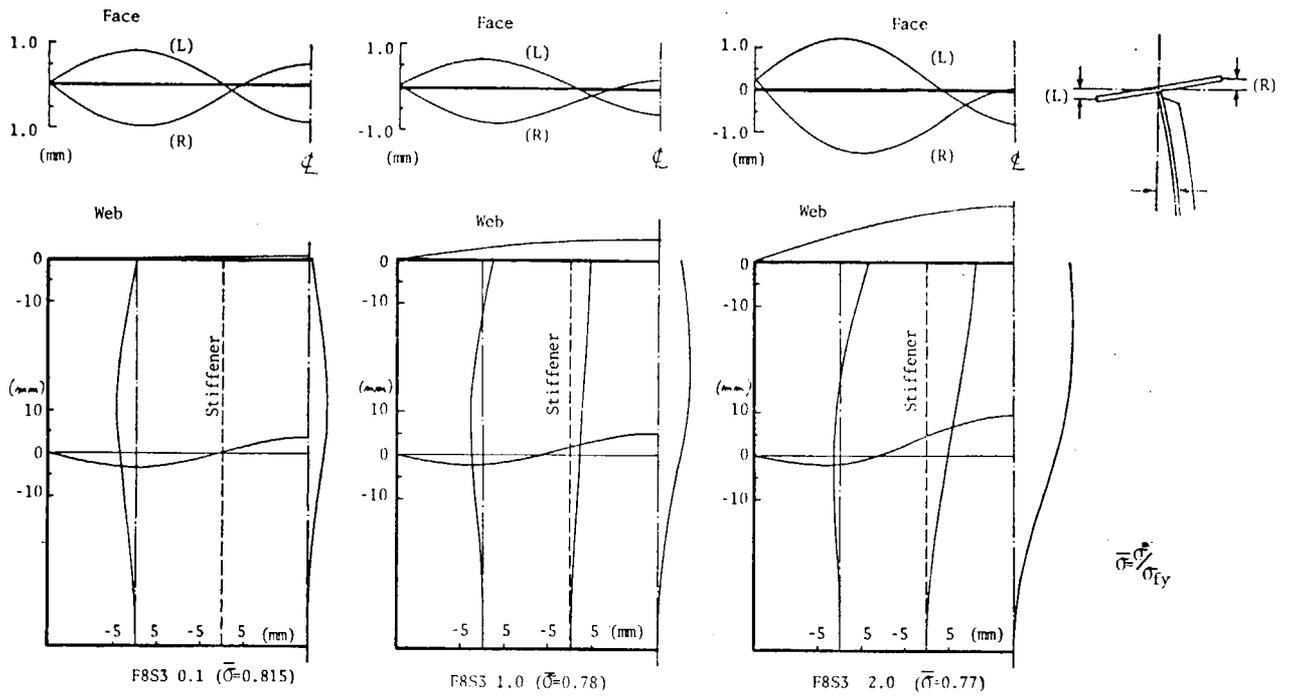


図 3.2.1.9 最終強度近傍における桁の形態

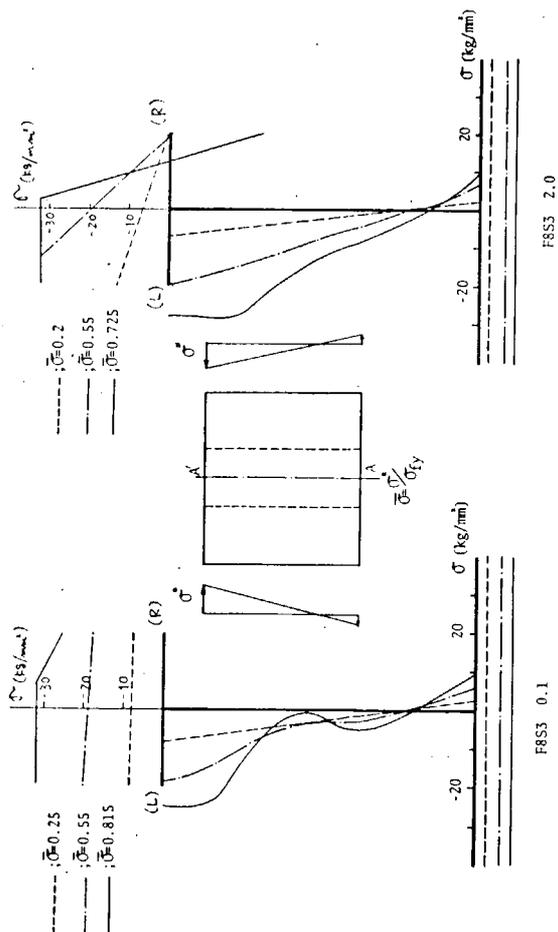


図 3.2.2.0 中央断面における軸応力分布

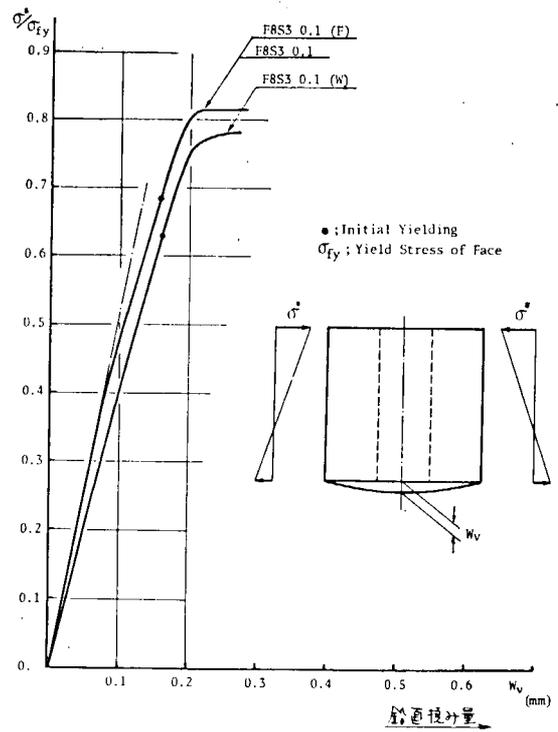


図 3.2.2.1 局部不整の影響

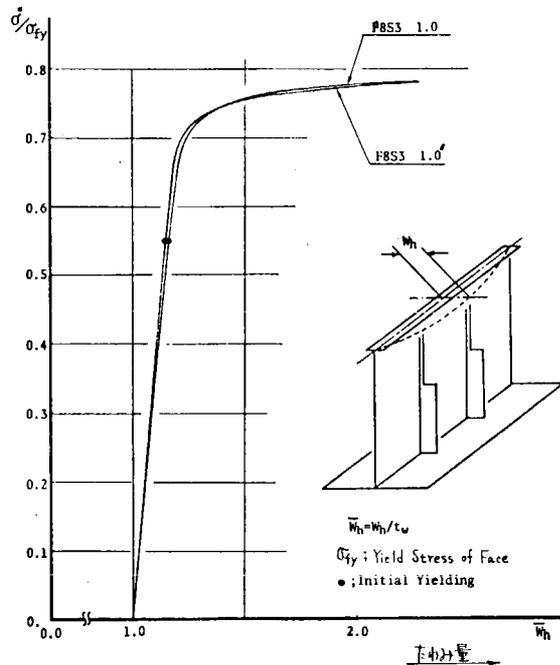


図 3.2.2.2 フェイスの初期撓み形状の影響

### 3.3 柱部材の工作歪と強度に関する研究

#### 3.3.1 まえがき

船殻部材のストラット部について、その工作歪と強度の関係を調査した。

46年度に予備実験、47～48年度には模型実験（実船の5分の1縮尺模型）を行うとともに梁の弾塑性有限変形を解析する電算プログラムを作成した。

49年度は、以上の実験、解析をとりまとめストラット部に関して工作精度基準の設定を試みた。

また、国内各社のストラットの実績を調査収集した。

#### 3.3.2 考察

図 3.3.1 には本研究の結果から工作精度基準提案までの Flow を示した。この Flow に沿って以下に説明する。

##### (1) 強度

実船模型による実験、解析プログラムによる計算及びその結果については昨年度報告した。ここでは表 3.3.1 と図 3.3.2 に初期撓みと強度（最高荷重）の関係を示す。最高荷重について計算値を基準（平均値）と仮定し実験値をデータとすると（実験値）／（計算値）の値のバラツキは標準偏差 0.07 と評価される。正規分布を考えれば強度が計算値の 0.93 倍を下廻る確率は 0.159、0.86 倍を下廻る確率は、0.0228、0.79 倍を下廻る確率は 0.00135 となる。

##### (2) 外力

本来波浪中での応力を予測するには規則波中における各部材応力応答を求め統計処理によって不規則波中での応力の予測を行うべきであるが、これに代えて船体外板面に加わる変動圧の統計予測を行い、特定の発現確率に相当する変動圧と同等の変動圧を生ぜしめるような単成分規則波を想定し、その規則波中における応力解析を行ったものがある。<sup>1)</sup> それでは 27 万トンタンカーを対象として(i)各発現確率に相当するトランスリングの応力分布 (ii)波の一周期間における応力変動 (iii)変動応力の近似的長期分布などの解析が行われている。その中でストラット部の応力の近似的長期分布を取り出し、これよりストラットに負荷される外力を算出する。図 3.3.3 にストラット部の平均軸応力の各発現確率に対応する値とそれから推定される近似的長期分布を示す。応力として平均軸応力を採れば発現確率  $10^{-8}$ （波高 1.0 m に相当）で  $1.3 \text{ Kg/mm}^2$  となる。

現在考慮している荷重は軸圧縮力であるから（平均軸応力）×（断面積）の軸力が直接対象とする。

##### (3) NK-rule<sup>2)</sup>

NK-rule 鋼船規則 C 編 2.9.4.5 支材の項で strut の断面積の基準は

$$\frac{0.77 s b_s h}{1 - 0.5 \ell / k} \quad (cm^3)$$

$$\frac{\ell}{k} > 0.6 \text{ に対し}$$

$$1.1 S b_s h \quad (")$$

$$\frac{\ell}{k} \leq 0.6 \text{ に対し}$$

と与えられている。

Sは横桁の心距(m),  $b_s$ は支材の支持する巾(m), hは $b_s$ の中央から竜骨上面上1.35  $\alpha$ の点までの距離と倉口頂部までの距離の大きい方(m),  $\ell$ は船側横桁及び縦通隔壁横行の内面間で測った支材の長さ(m),  $k = \sqrt{I/A}$  (cm), Iは支材の最小断面2次モーメント( $cm^4$ ), Aは支材の断面積( $cm^2$ )

NKの基準で $\ell/k \leq 0.6$ について計算すると

$$\text{断面積 } A = 1.1 S b_s h \quad (cm^2)$$

$$P = S b_s h \rho \quad \rho: \text{海水の比重} (Kg/m^3 / m, \text{ head})$$

$$\text{より許容応力 } \sigma = \frac{P}{A} = \frac{1.025 \times 10^3}{1.1 \times 10^2} = 9.32 \quad Kg/cm^2$$

となる。

#### (4) 初期撓み実測値

本研究部会で行われた調査研究にストラットの初期撓みの実測 data の頻度分布がある。図 3.3.4 にこれを示す。直線型ストラットについては data が少なく連続フェイス型ストラットについてのみ表記されている。初期不整量は正值だけしかなく正規分布とは考えられないが、バラツキは標準偏差で評価すると平均値 2.7 mm に対し 1.14 mm となる。標本数は 134 体であるが、その最大値は 10 mm である。また、トランス材まで含めた場合の初期撓みは平均値 5.3 mm, 標準偏差 3.39 mm 最大値 20 mm である。

(5) (1)において強度のバラツキを, (2)において外力のバラツキを統計的に評価し, 両者より初期撓みの許容量を決定する。これには(3)NK ruleによる設計した場合の数値及び(4)初期撓み実測 data との比較などを検討し吟味する。

以上, 工作精度許容基準の設定の Flow を説明した。現段階で最も重要なものは, 外力に関してはその発現確率をいくにするか, 強度と初期不整の実測データに関してはそのバラツキをどの確率にとどめるかであろう。統計的评价でもあり支材以外の部材についての基準と見合わせる必要があり, 50年度に具体的数値を決定したい。

### 3.3.3 国内各社のストラット

49年度研究の一環として国内各社のストラットの形状に関するアンケート調査を行った。載荷重量8万~41万トンのタンカーで, 9社\*30種のストラットの平行部, 断面形状を載荷重量とストラット形式に関して, 並べた(表3.3.2)なお, 表中, 寸法数字は単位mm, 2ストラット構造の場合は upper strut を u, lower strut を l, 3ストラット構造の middle strut を m と表記している。太数字, 記号は載荷重量(万トン), 造船会社名である。

\*御協力頂いた9社

佐世保重工業, 住友重機械工業, 川崎重工業, 日立造船, 函館ドック, 日本鋼管, 三菱重工業, 石川島播磨重工業, 三井造船である。

また, 収集したストラットの断面形状特性を表3.3.3, 図3.3.5, 図3.3.6にまとめた。

#### 参考文献

- 1) S R 134 提出資料「Tanker に負荷する波浪変動圧及びその横強度計算」
- 2) 日本海事協会「船級登録及び構造検査等に関する規則集」49年版

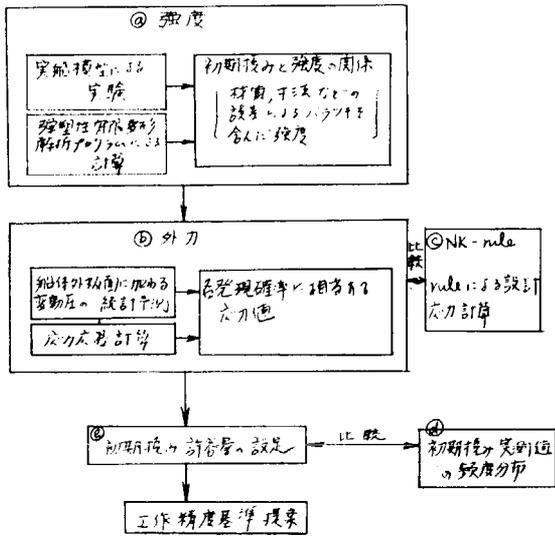


図 3.3.1 基準設定フロー

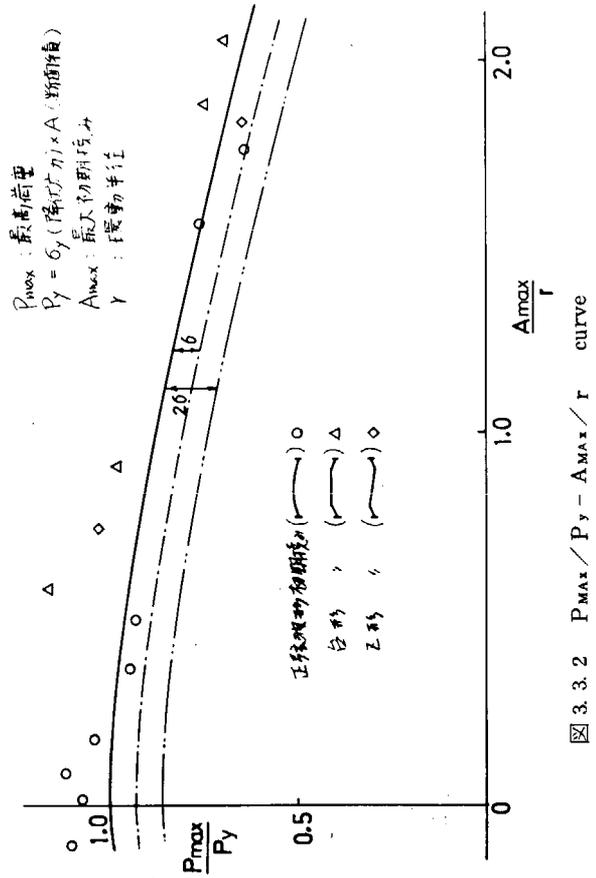


図 3.3.2  $P_{max}/P_y - A_{max}/r$  curve

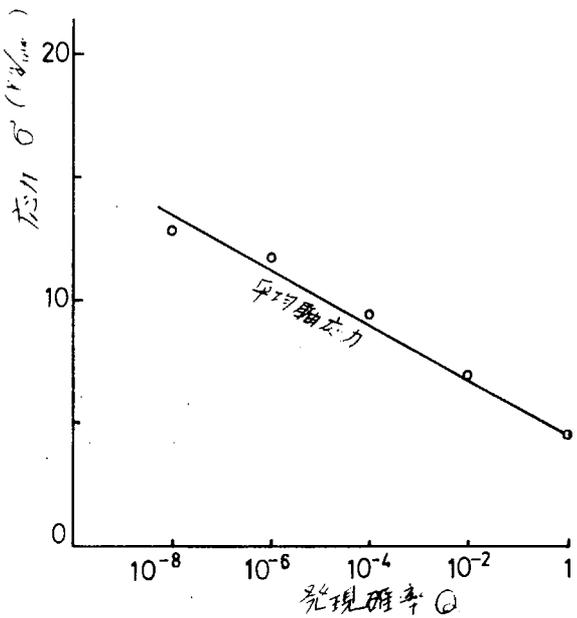


図 3.3.3 ストラット部応力の長期分布

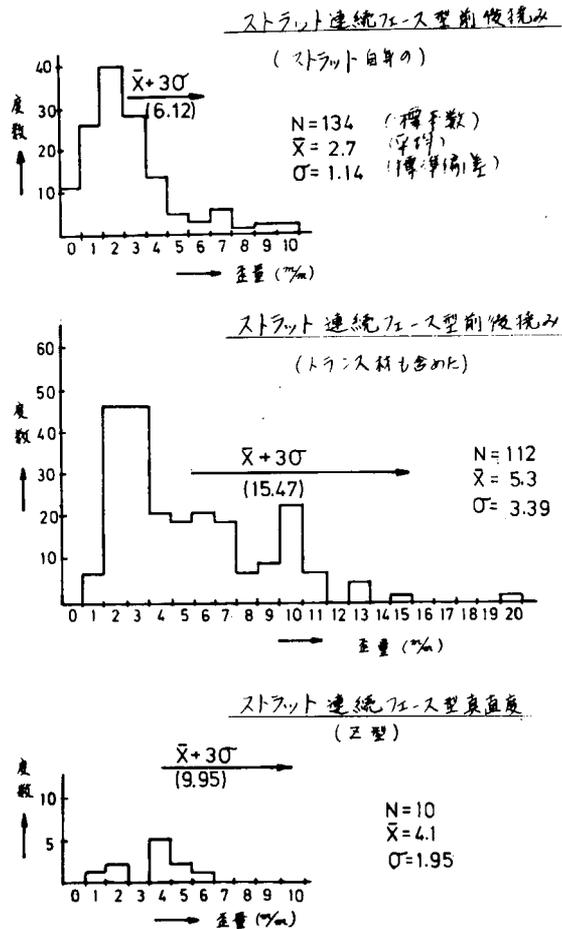


図 3.3.4 ストラット初期撓み実測 data

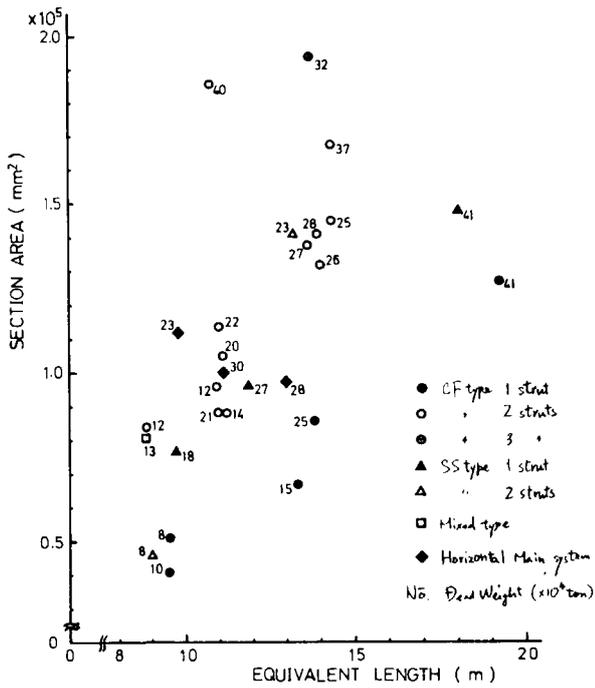


図 3.3.5 ストラットの長さ と 断面積 の関係

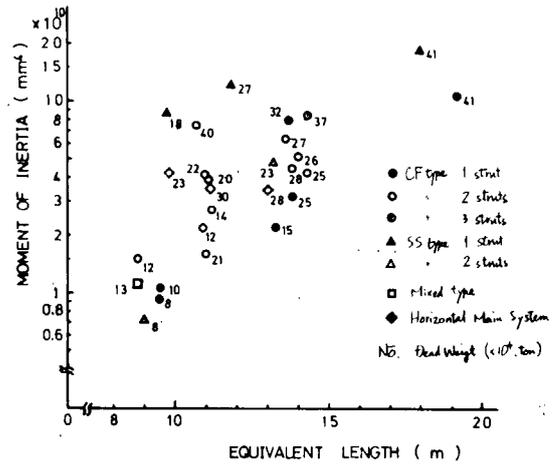


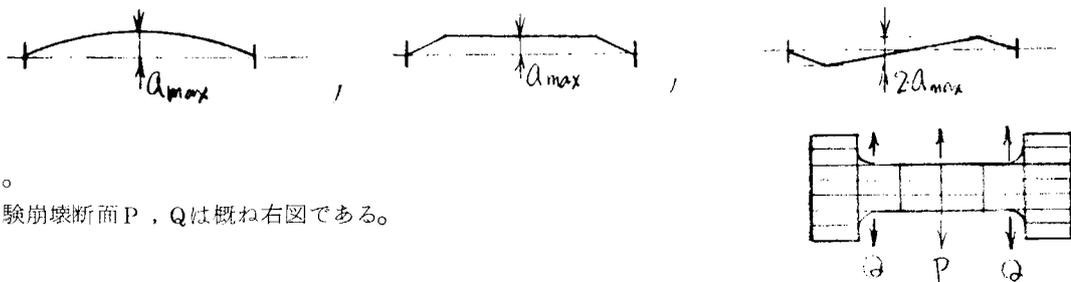
図 3.3.6 ストラットの長さ と 断面 2 次モーメント の関係

表 3.3.1 実験解析結果

供試体 名称*1)	初期 撓 形 状 *2)	最大初期 撓 $A_{MAX}$ *3)	最 高 荷 重			
			実 験	実験崩壊*4) 断 面	計 算	比
B-1	半波正弦波形	1 mm	148 ton	Q	138.5 ton	1.08
B-2	"	10	143	Q	136.0	1.06
B-3	"	27	128	P	129.9	1.00
B-4	"	96	88	P	93.1	0.99
B-5	台 形	50	141	Q	127.0	1.11
B-6	"	112	99	Q	96.1	1.03
B-7	Z 形	40	148	Q	131.4	1.13
B-8	"	97	93	Q	96.1	0.98
C-1	半波正弦波形	-6	151	Q	136.6	1.12
C-2	"	5	154	Q	138.0	1.14
C-3	"	20	130	Q	132.3	0.99
C-4	"	85	105	P	95.7	1.11
C-5	台 形	32	168	Q	138.3	1.22
C-6	"	103	107	Q	99.2	1.07
					(平均)	1.074
					(標準偏差)	0.070

\*1) B, Cは各々直線型ストラット, 連続フェイス型ストラットの模型である。

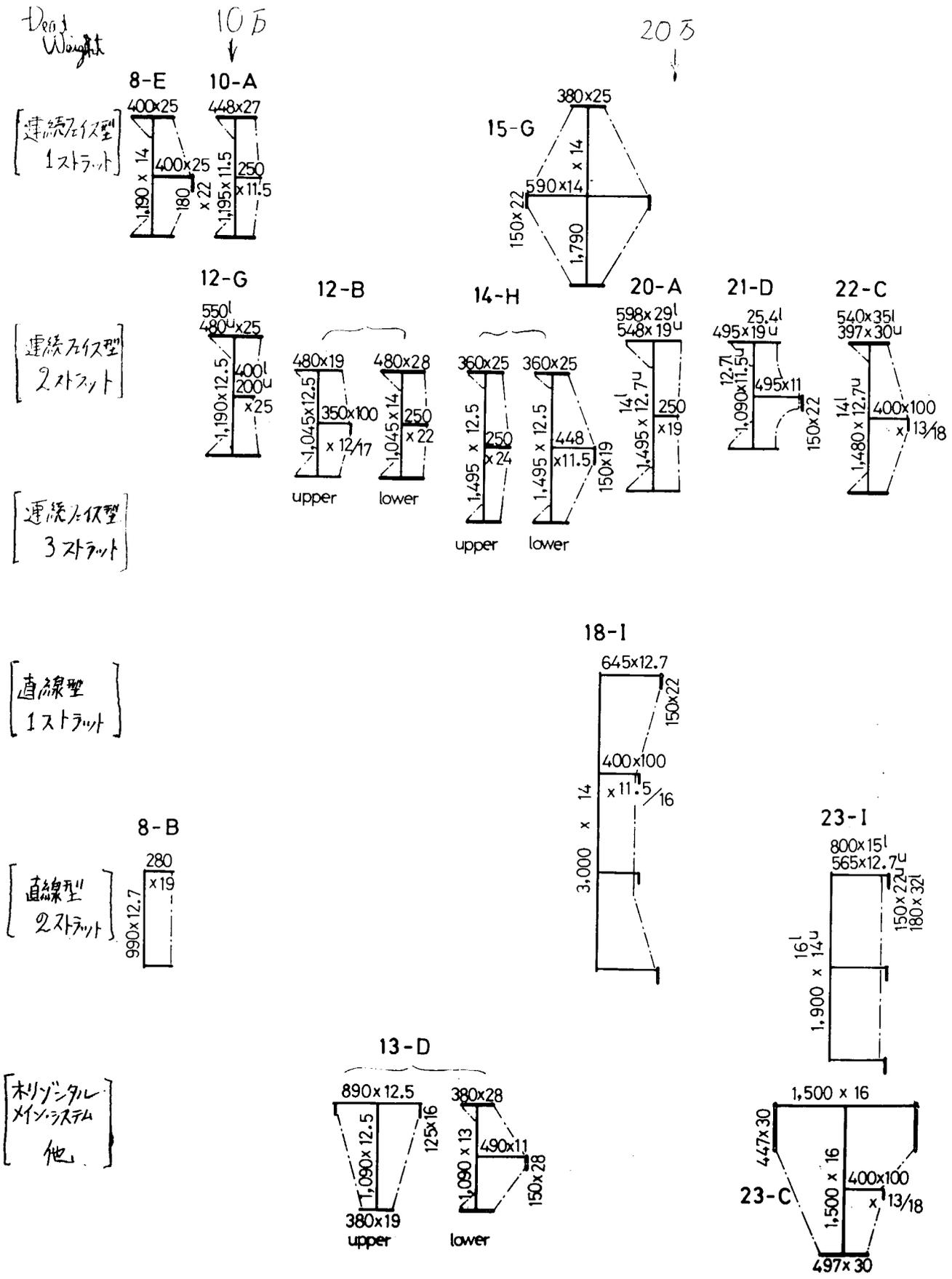
\*2), \*3) 半波正弦波形, 台形, Z形とは各々



である。

\*4) 実験崩壊断面 P, Qは概ね右図である。

表 3. 3. 2 ストラット断面の例



25万

30万

40万

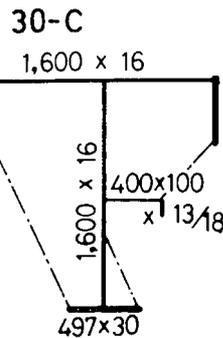
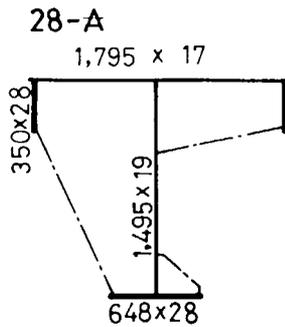
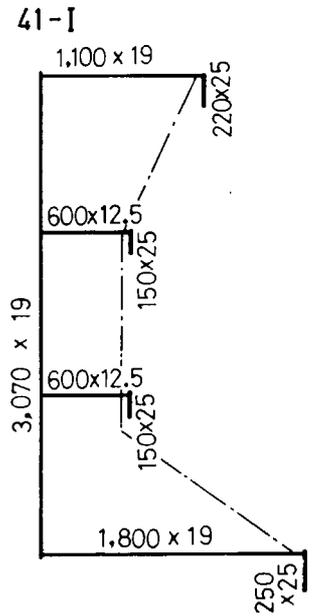
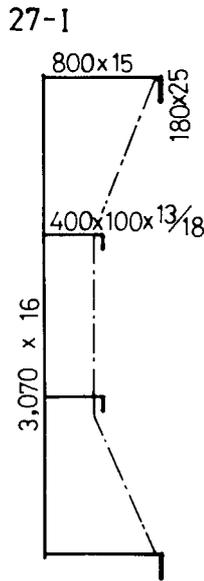
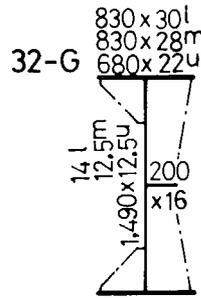
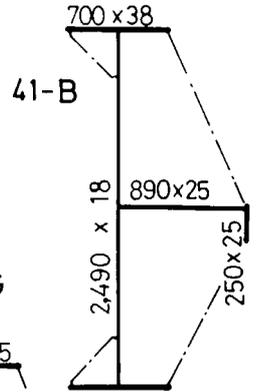
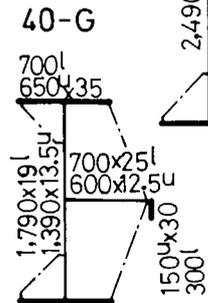
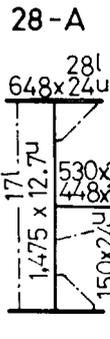
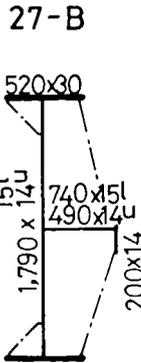
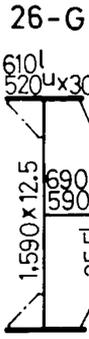
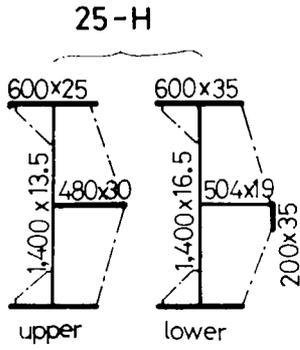
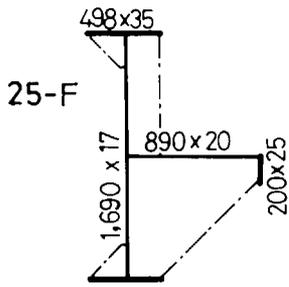


表 3.3.3 ストラットの断面形状, 定数

種類 *1)	名称 DW造船 万t会社	長さ*5) ( $\times 10^3 \text{mm}$ )	断面積 ( $\times 10^4 \text{mm}^2$ )	断面二次モーメント		*2) 剪断中心		*3) 振り剛性 ( $\times 10^7$ $\text{mm}^4$ )	*6) 曲げ振り 剛性 ( $\times$ $10^4 \text{mm}^4$ )
				$I_x$ ( $\times 10^8 \text{mm}^4$ )	$I_y$ ( $\times 10^{10} \text{mm}^4$ )	x座標 (mm)	y座標 (mm)		
CF1	8 E	9.5	5.1	0.91	0.12	1.3	39.7	0.80	0.99
"	10A	9.5	4.1	1.03	0.046	0	0	0.66	1.45
"	15G	13.3	6.7	2.20	0.44	0	38.8	0.77	1.94
"	25F	13.8	8.6	3.18	0.76	1.3	43.6	2.04	5.50
"	41B	19.2	12.7	10.6	1.11	0.8	48.0	3.64	34.4
CF2	12G	10.9	4.4	1.03	0.052	0	0	0.68	1.63
"	"	"	5.2	1.15	0.12	0	0	0.86	2.45
"	12B	8.8	3.7	0.62	0.068	0.3	13.7	0.32	0.96
"	"	"	4.7	0.87	0.062	0	0	0.89	1.41
"	14H	11.2	4.3	1.36	0.031	0	0	0.59	1.09
"	"	"	4.5	1.36	0.098	0.4	38.5	0.53	1.11
"	20A	11.1	4.5	1.52	0.061	0	0	0.41	2.92
"	"	"	6.0	2.33	0.11	0	0	1.17	5.78
"	21D	11.0	4.0	0.69	0.14	1.1	36.3	0.34	0.12
"	"	"	4.8	0.89	0.16	0.9	33.4	0.69	1.57
"	22C	11.0	5.0	1.65	0.082	0.1	16.0	0.87	1.73
"	"	"	6.4	2.41	0.14	0	9.3	1.69	5.04
"	25H	14.3	6.3	1.78	0.18	0	0	1.17	4.41
"	"	"	8.2	2.44	0.34	1.3	44.3	2.33	6.33
"	26G	14.0	6.1	2.39	0.22	0.3	25.8	1.1	4.49
"	"	"	7.1	2.73	0.41	0.5	28.8	1.38	7.27
"	27B	13.6	6.6	3.17	0.18	0.4	34.1	1.16	5.78
"	"	"	7.2	3.22	0.37	0.6	36.3	1.24	5.8
"	28A	13.8	5.9	2.04	0.21	0.4	23.5	0.80	5.97
"	"	"	8.2	2.43	0.35	0.5	23.0	1.8	6.99
"	37H	14.3	7.4	3.62	0.30	0	0	1.56	19.0
"	"	"	9.4	4.68	0.39	0	0	3.37	24.9
"	40G	10.7	7.6	2.5	0.38	0.6	28.5	2.15	7.82
"	"	"	11.0	4.85	0.79	2.5	70.3	3.04	16.9
CF3	32G	13.7	5.2	2.01	0.12	0	0	0.61	6.4
"	"	"	6.8	2.92	0.27	0	0	1.34	14.8
"	"	"	7.4	3.15	0.29	0	0	1.66	15.9
SS1	18I	9.7	7.7	8.64	0.40	-25.7	60.7	0.54	58.3
"	27I	11.8	9.6	12.0	0.77	-33.7	73.5	0.88	123.
"	41I	18.0	14.8	19.2	5.96	-57.5	-62.6	1.84	51.5
SS2	8B	9.0	2.3	0.36	0.018	-10.0	0	0.20	0.32
"	23I	13.2	5.8	2.7	0.31	-26.0	71.8	0.45	14.7
"	"	"	8.3	4.11	0.92	-40.6	85.7	1.11	43.4
HM	13D	8.8	3.6	0.73	0.16	0	28.0	0.25	1.06
CF	"	"	4.5	0.77	0.15	1.1	44.3	0.77	0.80
HM	23C	9.8	11.2	4.19	2.26	-4.8	32.2	2.16	68.3
"	28A	13.0	9.7	3.48	2.46	0	-73.7	1.62	19.3
"	30C	11.1	10.0	3.49	2.35	-11.8	-12.5	1.74	18.7

\*1) CF1 ; 連続フィス型 (ストラットのフェイスプレートがトランスリングのフェイスプレートにつながっている)

1 ストラット構造

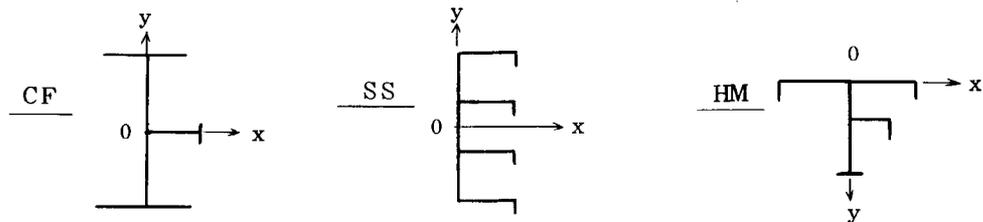
CF2, CF3 ; 連続フェイス型 2, 3 ストラット構造

SS1 ; 直線型 (ストラットのステフナが外板, 縦隔壁に直交する) 1 ストラット構造

SS2 ; 直線型 2 ストラット構造

HM ; ホリゾンタルメイン構造

\*2) x, y 座標



\*3), \*4) 振り剛性, 曲げ振り剛性は各々 G J の J, E Γ の Γ を意味する。

\*5) ストラットの長さとしてはタンク巾 (外板と縦通隔壁の距離) とトランスリングのフェイスからフェイスの距離の平均を等価長さとし, これを示した。

### 3.4 初期不整柱の圧縮・二軸曲げ強度に関する研究

#### 3.4.1 はじめに

最終的に 2 軸曲げ状態で崩壊する初期不整柱の強度実験とその解析を行った。実際の構造に使用されている圧縮力を受ける骨組部材は初期撓みや偏心を考慮してその崩壊形式を論じるならば常に 2 軸曲げ荷重に対する崩壊であると言える。何故なら初期撓み及び偏心というものは部材断面の主軸に関して一軸方向成分のみ存し、他の軸方向成分が零であるということは非現実的でもあるし、実際には 2 軸方向の成分がともにあるはずであるから荷重の初期の段階から部材は 2 軸曲げの状態にあると言える。しかしながら、初期撓みおよび偏心の各軸方向成分に差のある場合には一軸方向成分のみ考慮し、他軸成分を無視した状態を初期の負荷状態と考えて差し支えない。例えば、 $x$  軸方向の初期撓みと偏心量が  $y$  軸方向のそれに比べ甚だ大きい場合には、 $y$  軸方向成分は無視し得るので、したがって、一軸曲げ解析に意義が生じる。もう一つの例としては、初期撓みと偏心が両方向成分ともに微小である場合には、軸力と弱軸曲げのみに対応する解析で十分である。もう少し厳密に量的な比較をするには、 $x$  軸、 $y$  軸方向の初期撓みおよび偏心量を対応する断面回転 2 次半径  $r_y$ 、 $r_x$  で割った商どうしを比較するほうが妥当である。しかし、これらの商が  $x$ 、 $y$  の両方向に関し、同程度の量であるならばあくまでも 2 軸曲げの解析を要する。構造にビームカラム（圧縮と曲げを受ける部材）を使用する際には経済上の観点からその部材に加わる曲げは強軸回りの曲げとなるように設計するのが常である。そのときにも弱軸曲げに対応する方向の偏心と初期撓みは不可避である。この場合の部材は当然 2 軸曲げ状態にあつて曲げ換れの形式で崩壊する。例えば、このような圧縮力と強軸曲げとを受ける部材が他に初期撓みも偏心量もない荷重状態であれば、いわゆる横倒れ座屈により崩壊する。もとに戻つて弱軸曲げに対応する初期撓みと偏心量が初めからある場合には後の解析の節で知る通り崩壊荷重は横倒れ座屈荷重よりも低下するのである。以上述べたようにランダムな初期不整を有する個々の柱の強度はほとんど必然的に 2 軸曲げ強度として把握することが必要である。初期撓みを有する柱の 2 軸曲げ強度を系統的に調べた研究はほとんどない。ただし、柱の 2 軸曲げ強度を数値解析するプログラムさえあれば初期撓みおよび初期応力のある場合を解析することは何ら困難なことではないので、数例について解析したり、実験と比較することが行われている。2 軸偏心圧縮を受け 2 軸方向の初期撓みを有する柱の挙動は、文献(2)に報告されている。なお、その解析法は文献(1)の手法によつていて実験と計算との対応もほぼ満足すべき程度であつたが、初期撓みはわずか 2 例しか扱つていないので、単なる示威の域を出ない。従来、2 軸方向に初期撓みを有する柱の強度実験が系統的に初期撓みを変化させた供試体を用いて実験されなかった最大の理由は、恐らく供試体に期待通りの量だけ 2 軸方向の初期撓みを付与することが困難であることとパラメータの多過ぎることもまた一因である。初期不整柱の 2 軸曲げ強度に影響を及ぼす項目を列挙すると、断面形状、柱長、材料、定数、偏心量、初期撓み、初期応力、境界条件、などである。これらの中で通常の意味で初期不整として考慮すべき項目は、偏心量、初期撓み及び初期応力であるが、これら 3 項目全てについて強度へ及ぼす影響の度合いを調べることは至難である。ゆえに本研究では、部材の初期応力は焼鈍により無くし、偏心量と初期撓みのみを変化させて他の項目は全て一定条件の下でその影響を調べる実験を行った。ただし、2 本の供試体（T18 と HT2）のみは応力焼鈍は行わず残留応力のある供試体である。実験に対応する解析は文献(1)の増分法にもとづく数値解析解（ $P_{t1}$ ）と文献(2)の近似公式を修正して初期撓みの影響を含めた公式による計算値（ $P_{t2}$ ）の 2 つを求めて比較した。もちろん実験のみでは、偏心と初期撓みの強度への影響が十分には明らかにはされないので数値実験により補足した。

#### 3.4.2 実験

初期撓みを有する柱の偏心圧縮による 2 軸曲げ強度実験を行った。供試体は初期撓みと偏心量の組み合わせを種々に変えて計 28 本からなる。その内分けはほぼ断面性能の等しい T シリーズ 18 本と HT シリーズ 10 本である。

##### (1) 荷重および支持条件

荷重は両端における圧縮荷重である。各供試体の荷重位置はおおよそ柱断面の中心にあるもの、一軸方向にのみ偏心したもの及び 2 軸両方向共に偏心したものからなつていて、それらの荷重位置は概略すると図 3.4.2 に示される通り 7 種類である。T16

と T17 の 2 つを除く他の全ての試験は柱端支持が球座である。T16 と T17 は偏心荷重が弱軸曲げを生ずるように荷重されているので、柱端支持条件として半柱体座（カマボコ型）を使用し、弱軸曲げに関し回転自由、強軸曲げに関し固定となるように位置している。柱端には厚板（20mm厚）を溶接し、断面の反り（warping）を拘束している。

## (2) 初期撓み

初期撓みの影響を調べる基準として上述 7 種類の（偏心）荷重位置のそれぞれに対し、初期撓みなしの供試体がある。その同じ荷重位置に対してさらに初期撓みのある供試体を最大 2 種類作って実験した。初期撓みの形状は、それぞれ  $x$ 、 $y$  方向撓み成分である  $U_{ini}$ 、 $V_{ini}$  分布がともにおおむね半波長の正弦波形を為している。その振巾に当たる柱長中央の断面での初期撓み  $U_0$ 、 $V_0$  の絶対値はほぼ等しく、図 3.4.2 に略図のある通り  $U_0$ 、 $V_0$  の絶対値はともに 5mm の場合と 10mm の場合の 2 種類とからなっている。

## (3) 供試体の寸法と材料定数

供試体が焼鈍を経た後の段階で 2 軸方向の初期撓みを設計値通り実現させるために、フランジ、ウェブ板を初めから曲線辺を付けて切り出し、溶接組立てしている。柱断面形状は H 型である。断面巾( $b$ )×高さ( $d$ )×フランジ板厚( $t_f$ )×ウェブ板厚( $t_w$ )が  $75 \times 75 \times 9 \times 4.5$  (mm) でその断面回転 2 次半径 ( $r_x, r_y$ ) は約  $r_x = 30$  mm  $r_y = 20$  mm となっている。

通常市販されている WF 型型鋼の 2 軸曲げ挙動はこの程度の H 型断面の柱で十分に代表し得ることが他の報告でも明らか<sup>4)</sup>にされている。柱長は全ての供試体共に 1 m である。

## (4) 材料定数

全ての供試体はそれぞれ 2 枚の鋼板（フランジ用の 9mm 板厚板、ウェブ用の 4.5mm 板厚板）から切出し製作されている。T シリーズと HT シリーズの供試体は異なる鋼材を用いたので、供試体の材料定数は焼鈍された短柱を用いて試験し、その結果次のような完全弾塑性体とする。

T シリーズでは、 $E = 21,000 \frac{\text{kg}}{\text{mm}^2}$ 、 $\sigma_y = 27.3 \frac{\text{kg}}{\text{mm}^2}$

HT シリーズでは、 $E = 22,055 \frac{\text{kg}}{\text{mm}^2}$ 、 $\sigma_y = 25.73 \frac{\text{kg}}{\text{mm}^2}$ 、ただし  $\nu$  は  $\frac{1}{3}$  と仮定した。

## (5) 実験結果

全供試体の偏心量と初期撓み量の実測値および最高荷重の実験値と計算値が、表 3.4.1-(a)、(b) に記されている。なお、これらの数値（2 軸の不整量と強度比）を 3 次的に図示するために投影法を用いて図 3.4.4 に図示している。同図の平面図上に画かれた楕円は HT シリーズの柱が偏心のみ有したときの強度の等高線である。柱中央断面の撓み挙動に関して、実験結果と解析結果との比較を図 3.4.3 に示す。

### 3.4.3 解析

柱の 2 軸曲げ弾塑性挙動は文献(1)の方法により解析することができる。その解析法は任意の荷重状態で平衡する変形状態を既知として、その状態より微小な荷重増分状態に対応する変形増分を線型な関係式により定めるものである。ここで考慮される変形成分は  $x$ 、 $y$ 、 $z$  軸方向の変位および柱軸回りの断面回転角の 4 成分である。断面力は軸力、 $x$  軸、 $y$  軸回りの曲げ、 $z$  軸回りの捩りである。捩りに関する成分は St. Venant 捩り、Wagner 捩りおよび応力繊維の捩れにより生じる付加的捩りである。このように増分法にもとづく解析法においては外力零に対応する初期平衡状態に初期撓みおよび初期応力（溶接残留応力等）を設定しさえすれば、初期不整柱の挙動解析を為すことができる。増分間の関係式である連立方程式の係数行列式の値は、外力が増すにしたがい単調に減少する。これは荷重-変位曲線において変位の荷重による微係数が減少することを意味し、この微係数が零となる荷重は、すなわち、最高荷重である。ゆえに柱の最高荷重は係数行列式 = 0 で判定される。構造部材の弾塑性挙動を精密に解析するには、現状では増分法が唯一の手段であると言える。この種の数値解析問題で一般に精度を上げるには、各変数の有効桁数を増やし、要素区分（柱軸と断面内）の数および荷重段階の数をともに増やすことが必要となる。しかし、このために計算量が増加し、数値計算に伴う誤差（桁落ち、丸め）も重層的に蓄積される。したがって、計算回数を増やす場合には、誤差の排除に何らか

の配慮を要する。個々の問題に応じて解の精度あるいは誤差を論ずるのは、より詳細な研究で今後に残された課題である。本研究の初期不整柱の実験（HTシリーズ）を文献(1)の方法でも解析している。そのとき荷重増分の間で断面剛性を一定と仮定しているので、この線型化された断面力増分と計算された変形増分に対応する真の断面力増分との差を線型化に伴う誤差とし、次の荷重段階の計算においてこの誤差を補正するようにプログラムした。このプログラムを用いてHTシリーズ供試体の弾塑性挙動解析を行っている。初期撓みも初期応力もない場合に対する柱の2軸曲げ強度に関しては、近似式が文献(2)に報告されている。その近似式は偏心量の比較的大きな場合に強度をやや低目に評価し過ぎていたため、その公式に直接初期撓みによる影響を代入しても誤差を増やすので公式の精度を上げるために内接近似式の誘導を検討し直す。なお上述の公式は初期撓みを考慮に入れていないので、それを考慮する式に改める必要がある。初期撓みの分布を正弦波形として

$$U_{ini} = U_0 \sin \frac{\pi}{L} Z, \quad V_{ini} = V_0 \sin \frac{\pi}{L} Z \quad \dots\dots\dots (3.4.1)$$

を仮定する。初期撓みの影響を撓み振巾  $U_0, V_0$  により表示するならば、偏心量 ( $e_x, e_y$ ) と同等の効果は持ち得ないことは明らかである。したがって、その影響をモーメントの付加項として評価するには  $P \cdot U_0, P \cdot V_0$  に何らかの減少係数を乗じた量を付加モーメントとすべきである。圧縮と一軸曲げを受ける矩形断面柱の場合、初期撓みによる強度への影響は文献(3)で調べられている。矩形断面以外の断面形に対しても全く同様の式を引用してみる。強度への効果が等しくなるように初期撓み  $U_0$  を偏心量に換算することができる。柱端が弾性の場合にはこの等価偏心量は

$$\frac{U_0}{\left\{ 1 + \left( \frac{\pi^2}{8} - 1 \right) \frac{P}{P_y^e} \right\}} \quad \text{である。}$$

柱端断面が一端塑性または両端塑性の場合には、この等価偏心量は簡単な表式とはならない。しかし、近似的には上記の式で評価できる。したがって、偏心  $e_x, e_y$  と初期撓み  $U_0, V_0$  のある場合には、 $x, y$  方向のそれぞれの等価偏心量  $\bar{e}_x, \bar{e}_y$  は

$$\begin{aligned} \bar{e}_x &= e_x + \frac{U_0}{\left\{ 1 + \left( \frac{\pi^2}{8} - 1 \right) \frac{P}{P_y^e} \right\}} \\ \bar{e}_y &= e_y + \frac{V_0}{\left\{ 1 + \left( \frac{\pi^2}{8} - 1 \right) \frac{P}{P_x^e} \right\}} \end{aligned} \quad \dots\dots\dots (3.4.2)$$

とおく。以上の考慮を払い結局、初期不整柱の2軸曲げ強度は次式となる。

$$\left[ \frac{P \cdot \bar{e}_y}{M_{xu} (1 - P/P_x^e)} \right]^2 + \left[ \frac{P \cdot \bar{e}_x}{M_{yu} (1 - P/P_y^e)} \right]^2 - (1 - P/P_y^e) \cdot (1 - P/P_u) = 0 \quad \dots\dots\dots (3.4.3)$$

ここで、

$M_{xu}, M_{yu}$  : 単一曲げ荷重のみによる最高荷重、ただし、崩壊形式は横倒れ、塑性曲げを含む。

$P_u$  : 圧縮荷重による真直柱の最高荷重

$$\left. \begin{aligned} M_{xu} &= \begin{cases} M_x^e & M_x^e \leq M_{xy} \\ M_{xp} \cdot M_x^e / (M_{xp} - M_{xy} + M_x^e) & M_x^e > M_{xy} \end{cases} \\ M_{yu} &= \begin{cases} M_y^e & M_y^e \leq M_{yx} \\ M_{yp} \cdot M_y^e / (M_{yp} - M_{yx} + M_y^e) & M_y^e > M_{yx} \end{cases} \\ P_u &= \begin{cases} P_e & P_e \leq P_f \\ P_p \cdot P_e / (P_p - P_f + P_e) & P_e > P_f \end{cases} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (3.4.4)$$

ただし,  $P, M_y, M_x$  ; 材端の使用荷重

$M_{xy}, M_{yx}$  ; 純曲げ荷重に対する初期降伏

$P_y$  ; 一様圧縮荷重に対する初期降伏 ( 圧縮初期応力  $\sigma_{rc}$  のない場合には  $P_p$  と等しい )

$M_x^e, M_y^e$  ; 純曲げ荷重に対する弾性横倒れ座屈荷重 ( 2 軸対称断面の場合,  $M_y^e \gg M_{yp}$  となるので,  $M_{yu} = M_{yp}$  とおける )

$P_0$  ; 一様圧縮荷重に対し全ての座屈モードの中で最小な弾性座屈荷重 ( 非 2 軸対称断面柱の場合には連成座屈値 )

$P_x^e, P_y^e$  ; 強軸および弱軸曲げ方向に対するオイラー座屈荷重

$P_T^e$  ; 純振り座屈荷重

$P_p$  ; 全断面塑性軸力

$M_{xp}, M_{yp}$  ; 強軸及び弱軸方向の全塑性曲げモーメント

$\sigma_Y, \sigma_{rc}$  ; 降伏応力, 圧縮残留応力

$E, G$  ; 縦弾性係数, 横弾性係数

$L$  ; 柱長

$A$  ; 断面積

$x_0, y_0$  ; 図心と剪断中心との距離

$r_x, r_y$  ; 強軸および弱軸曲げに対する断面 2 次半径

$r_s$  ; 極 2 次半径

$I_{xx}, I_{yy}$  ; 弱軸及び強軸曲げに対する断面 2 次モーメント

$GK$  ; St. Venant 振り剛性

$I_{\omega\omega}$  ; warping 関数  $\omega(x, y)$  の断面 2 次モーメント

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

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

$P_0$  = 下式の最小正根  $P$

$$(P \cdot y_0)^2 (P_x^e - P) + (P \cdot x_0)^2 (P_y^e - P) - (P_x^e - P)(P_y^e - P)(P_T^e - P)r_s^2 = 0$$

..... ( 3.4.5 )

$$I_{xx} = \iint x^2 dA, \quad I_{yy} = \iint y^2 dA$$

$$I_{\omega\omega} = \iint \omega^2 dA$$

板要素で構成された薄肉開断面の場合には  $i$  板要素の板巾  $b_i$  と板厚  $t_i$  を用いて

$$K \doteq \sum_i \frac{b_i t_i^3}{3}$$

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

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

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

$$P_T^e = (P_\omega^e + GK) / r_s^2$$

$$P_o = \left(\frac{\pi}{L}\right)^2 E I_{oo}$$

$$P_p = \sigma_Y \cdot A$$

$$P_Y = (\sigma_Y - \sigma_{rc}) \cdot A$$

$$r_x = \sqrt{I_{yy}/A}$$

$$r_y = \sqrt{I_{xx}/A}$$

初期応力のある場合

部材の加工時に発生し、残留した応力分布を内包する部材の強度を加える場合にも強度方程式(3.4.3)をそのまま適用する。その係数である  $P_u$ ,  $M_{xu}$ ,  $M_{yu}$  の値を初期応力のある真直部材の単一荷重成分に対するそれぞれの最大荷重とする。初期応力のある真直部材の強度に関する多くの研究がある<sup>5),6)</sup>。正確にはこれらの解析による値を用いるべきであるが、近似的には初期降伏荷重  $P_Y$ ,  $M_{xy}$ ,  $M_{yX}$  に初期応力を考慮するならば(3.3.4)式により  $P_u$ ,  $M_{xu}$ ,  $M_{yu}$  を算定することができる。

#### 3.4.4 考察と設計資料

最高荷重に関して言えば、両解析結果はともに実験結果より総じて低目(平均すれば約5%)の値を示している。最高荷重に関し、実験結果に比べ計算結果が低目の値となっているのは材料を完全弾塑性体と仮定し、短柱試験において認められる余剰強度を無視して計算することに起因する。なお、実験結果に対する計算結果( $P_{t2}$  について)のバラツキの度合を調べるとHTシリーズに関して平均値0.971, 標準偏差0.062, 変動係数6.4%, 最大偏差0.129である。Tシリーズは平均値0.945, 標準偏差0.081, 変動係数8.6%, 最大偏差0.189である。最大偏差を生じた供試柱はHT10とT17でともに初期撓みの最大な場合であるので恐らく断面形状が完全なH形を損じていたものと思われる。変動係数の値が上記の値であることは、この種の解析としては満足すべきであろう。しかしながら  $P_{t1}$  と  $P_{t2}$  の両解析解は互いに良好な一致を得た。実験計画案では偏心と初期撓みがともに柱の崩壊荷重を低下させるようにそれらの正負符号を一致させたが、実際の供試体ではそれらの  $x$ ,  $y$  方向成分のいずれか一つまたは両者ともに逆符号となったものもあって、実験結果のみでは初期撓みによる崩壊荷重低下の度合いを確かめることは困難であった。偏心と初期撓みとが逆符号になる場合には逆に初期撓みが偏心による荷重低下を打消してしまふ。そこで実験結果と増分法解と近似公式解との対応を確かめた上で数値実験により初期撓みの影響を定量化した。偏心と初期撓みとが柱強度にどのように影響するのか、それらの違いはどの程度であるのかを調べるために、初期不整に関して典型的な3つの場合について計算された結果の一部を図示している。

$$\text{Case 1} \quad e_x/r_y = e_y/r_y = \alpha, \quad U_0 = V_0 = 0$$

$$\text{Case 2} \quad e_x = e_y = 0, \quad U_0/r_y = U_0/r_x = \alpha$$

$$\text{Case 3} \quad e_x/r_y = e_y/r_x = U_0/r_y = U_0/r_x = \frac{1}{2}\alpha$$

ただし、 $\alpha$  はパラメータ値である。このような初期不整柱の強度曲線を図3.4.4, 3.4.5に無次元表示した。

図3.4.5の横軸の  $P_E$  は真直柱の弾性座屈荷重  $P_o$  を全塑性軸力  $P_p$  で除して無次元量である。縦軸の  $P$  は不整柱の強度  $P_{max}$  を  $P_p$  で割った比であり、 $P_{ru}$  は  $P_{max}$  を真直柱強度  $P_u$  で割った比である。ただし、 $P_o = P_y^o$  となる領域では

$$P_E = \left(\frac{\pi r_y}{L}\right)^2 \cdot \left(\frac{E}{\sigma_Y}\right)$$

と表わせる。図中の実線はP曲線、一点鎖線は $P_{r,u}$ 曲線であるが、 $P_E \leq 1$ の領域では $P_{r,u}$ とPとは一致している。 $\alpha = 0$ の場合には真直柱の強度比( $P_u / P_p$ )を表わし、ここで扱う問題のように初期応力のない場合には図中の折線となる。同図は初期撓みのみの場合(Case 2)に対してパラメータとして不整柱強度比P、 $P_{r,u}$ を弾性座屈比 $P_E$ の関数として表示している。各 $\alpha$ 値に対する $P_{r,u}$ 曲線を見ると $P_E = 1$ で最小となっていることがわかる。図3.4.6にはある一定 $P_E$ 値の柱の強度比PをCase 1と2の場合に対して初期不整量比 $\alpha$ の関数として表示している。当然偏心の効果が初期撓みの効果に優るから同一 $P_E$ 柱に対し、Case 1, 2, 3の3曲線を比較すれば、Case 2, 3, 1の順で低くなっている。しかし、これらの効果の違いはそれほど大きくないことが曲線の接近していることよりわかる。ここでパラメータ $P_E$ 値の0.5, 1.0, 2.0である柱は真直柱の場合にそれぞれ弾性座屈する比較的長い柱、塑性崩壊と弾性座屈とが同時となる柱、塑性崩壊する比較的短い柱を代表している。初期不整量比 $\alpha$ の小さな領域に注目するとP曲線の形は $P_E$ 値により異なることがわかる。すなわち、上に凸な $P_E = 0.5$ の曲線と下に凸な $P_E = 2.0$ の曲線は比較的なだらかであるのに反し、 $P_E = 1.0$ では非常に尖っている。 $P_E = 1$ の近辺では微小な初期不整量によっても強度低下が著しいことを意味している。

### 3.4.5 初期撓みの暫定規準

初期不整量に規制値を設けることの意義は、同じ材料、形状、重量の部材において初期不整を小さくすることにより強度を高めることができることにある。一定の強度を保たせるには、初期不整量が増えれば鋼材重量も増やさなくてはならない。コストの面でみると、初期不整量のある新たな規制値以下に抑えるのに要するコストとそのため生ずる必要鋼材重量の減少というメリットとの得失から最適な初期不整規制値が決定される。しかし、現在の知識では、後者のコストは計算できるけれども、前者のメリットは計算できる段階にない。部材の初期不整量は、工作法により左右されるとはいえ、本質的には非常に制御し難い一面をも持つ確率的な量である。この種の確率量に規制値を設定するには部材強度の信頼性の観点から決定するのが望ましい。しかし、現時点では基礎となるべき統計量の多くが未知であるので強度の信頼性以前の段階で決定すべきである。したがって、柱部材に関しては現在ある初期不整量の確率分布のみから判断してその規制値を決定すべきであろう。J.S.Q.Sは船殻部材の初期撓み等の統計的観測により標準範囲および許容限界を定めている。H型柱の場合、断面寸法、柱長の如何に拘わらず弱軸曲げ方向の初期撓み( $U_0$ )に規定を設け、標準範囲は4mm、許容限界は6mmとしている。この確率分布の調査は、本報告書の2.1(船殻部材の歪量に関する調査研究)においてもなされている。2.1の調査結果では、H型柱に関しては弱軸曲げを誘起する初期撓み振巾( $U_0$ )をスパン(L)の関数として取扱っている。 $U_0$ の平均値( $\bar{U}_0$ )と標準偏差( $\sigma_{u_0}$ )をLの関数として図示しているので、J.S.Q.Sの標準範囲と許容限界に対応する $U_0$ 規制値は $\bar{U}_0 + 2\sigma_{u_0}$ と $\bar{U}_0 + 3\sigma_{u_0}$ である。柱の座屈実験からSouthwell等の方法を用いて、逆に初期撓み振巾( $U_0$ )を推定する研究が従来からなされている。それらの研究によると $U_0$ はLに比例する考えと断面2次半径rとLのそれぞれに比例する項の和であるとする考えとの2通りの考え方があつた。不整柱の強度計算の結果からみると $U_0$ 値よりむしろ $U_0/r_y$ 値が強度に影響する因子として適当である。したがって、2.1の調査で集計された統計量を再整理して

$$U_0/r_y = a_0 + b_0 \cdot L/r_y$$

の形にまとめ、暫定規準値も $U_0/r_y$ の形で示すことが望ましい。ただし、規制値に等しい初期不整量をもつ部材の強度を基礎にして部材の設計はなされるべきであるので、初期不整規制値と強度曲線とを一对にして与えなくてはならない。この強度曲線は本報の計算法により定める。なお、強軸曲げ方向の初期撓み振巾( $V_0$ )の規制値も同じく統計調査の結果から定めるべきであるが、暫定値としては、 $V_0$ 規制値= $U_0$ の規制値とみなす。(ただし、検査対象からは外してもよいであろう)強度計算上は

$$\left( \frac{V_0}{r_x} \right)_{\text{Limit}} = \left( \frac{U_0}{r_y} \right)_{\text{Limit}} \cdot \left( \frac{r_y}{r_x} \right)_{\text{mean}}$$

とする。

### 3.4.6 おわりに

初期撓みを有する柱の偏心圧縮荷重による2軸曲げ強度を調べる一連の実験を行い、増分法による解析と比較してさらに近似公式を用いた計算による数値実験で補足した結果、初期撓みと偏心量とが柱の2軸曲げ強度に及ぼす影響をある程度量的にも把握することができた。

1. 偏心量は初期撓みよりも柱強度 $P$ を劣化させるが、それら2種類の不整による効果はほとんど等しい。

不整柱の強度 $P$ と同断面の全塑性軸力 $P_p$ 、および同じ柱で初期不整のない場合の強度 $P_u$ の比 $P$ および $P_{ru}$ は不整量の効果を絶対的および相対的に評価するのに用いられる。真直柱の弾性座屈値 $P_e$ の $P_p$ による比 $P_E$ を用いて寸法と材料を無次元表示すると

2. 強度比力は不整量 $\alpha$ の大きくなるにつれ、またその柱の特性値 $P_E$ の小さくなるにつれて減少する。
3. 一定不整量 $\alpha$ の不整柱では、真直柱との強度比 $P_{ru}$ は $P_E = 1$ のときに最小となる。すなわち、 $P_E = 1$ の柱が初期不整に最も敏感である。
4. 短柱を除いて同一 $P_E$ 値の柱では不整量 $\alpha$ の微小なときに強度比 $P$ の減少率は大きい。

初期不整の暫定規準に関しては現行部材の実態調査(2.1)の結果からのみ定めればよい。そのとき、初期撓み( $U_0$ ,  $V_0$ )を断面2次半径( $r_y$ ,  $r_x$ )で除した比 $U_0/r_y$ ,  $V_0/r_x$ に規制値を設ける。

初期撓み規準と設計上の強度曲線とは一対にして与えることが望ましい。

### 参 考 文 献

- 1) 藤田, 吉田, 大勝「2軸曲げを受ける柱の弾塑性解析(その2)」日本造船学会論文集127号(1970)
- 2) 藤田, 吉田, 大勝「2軸曲げを受ける柱の弾塑性解析(その3)」造論129号(1971)
- 3) 大勝「矩形断面柱の弾塑性挙動」日本鋼構造協会座屈小委員会資料(1974)
- 4) W.F.Chen, T.Atсутa「Ultimate Strength of Biaxially Loaded Steel H-Columns」ASCE, ST3(1973)P469~489
- 5) 藤田「残留応力を有する柱の塑性域における座屈について」造論102号(1958)P219
- 6) G.C.Lee and others.「INELASTIC TORSIONAL BUCKLING OF H-COLUMNS」ASCE, Vol. 93, ST5, (1967) P295

表 3.4.1(a) 実験結果と解析解 (HTシリーズ)

試験 番号	偏 心 (mm)		初期撓み振巾 (mm)		最 高 荷 重 (ton)			理論値と実験値の比	
	$e_x$	$e_y$	$U_0$	$V_0$	実験値	増分法解	近似公式解	$P_{t1}/P_{exp}$	$P_{t2}/P_{exp}$
					$P_{exp}$	$P_{t1}$	$P_{t2}$		
HT 1	0.5	14.8	9.738	9.442	22.1	22377	22694	1.013	1.027
HT 2	1.0	0.9	-0.555	-1.128	44.6	40446	41640	0.907	0.934
HT 3	20.1	31.0	4.732	4.183	16.5	15.097	14.905	0.915	0.903
HT 4	-13.4	13.1	8.893	9.927	27.5	23502	25.975	0.855	0.945
HT 5	3.5	30.0	4.647	5.312	19.9	19.791	20.151	0.995	1.013
HT 6	20.2	21.0	10.348	9.488	13.8	14.294	13.754	1.036	0.997
HT 7	0.5	31.07	9.327	10.125	20.9	17.763	18.240	0.850	0.873
HT 8	-19.4	0.4	8.658	9.80	26.4	23.713	25.763	0.898	0.976
HT 9	10.45	30.93	10.642	8.278	16.5	15.657	15.527	0.949	0.941
HT10	20.1	29.7	10.110	9.128	12.05	13.631	13.260	1.131	1.100

表 3.4.1(b) 実験結果と解析解 (Tシリーズ)

試験 番号	偏 心 (mm)		初 期 撓 み (mm)		最 高 荷 重 (ton)		
	$e_x$	$e_y$	$U_0$	$V_0$	$P_{exp}$	$P_{t2}$	$P_{t2}/P_{exp}$
T 1	0.08	0.05	-0.56	-2.01	41.83	43.41	1.038
T 2	0.08	1.10	-5.75	5.19	35.2	34.40	0.977
T 3	0.35	0.50	9.75	-8.80	32.6	27.86	0.855
T 4	0.33	15.25	-0.71	-1.58	39.25	34.26	0.873
T 5	0.85	15.75	11.16	9.84	25.1	22.11	0.881
T 6	0.675	30.28	0.65	-0.76	24.5	24.52	1.001
T 7	0.73	29.68	-4.34	5.14	23.05	22.16	0.961
T 8	0.30	30.10	9.32	11.06	22.75	19.01	0.836
T 9	9.75	29.18	-0.02	-0.63	21.6	22.23	1.029
T10	10.08	29.43	-9.35	9.21	22.65	21.14	0.933
T11	19.60	30.60	-0.40	0.10	18.15	17.76	0.979
T12	19.63	29.05	-5.10	-4.69	22.36	20.82	0.932
T13	19.35	29.48	-9.35	-10.28	23.2	24.65	1.063
T14	9.75	15.30	-0.45	-0.18	29.7	26.66	0.898
T15	9.05	14.83	-9.88	9.67	30.7	27.31	0.890
T16	20.08	0.18	-0.24	-0.10	24.47	20.10	0.821
T17	19.20	0.08	-10.43	9.25	25.3	28.69	1.134
T18	19.13	30.13	-10.34	-9.48	27.8	25.03	0.900

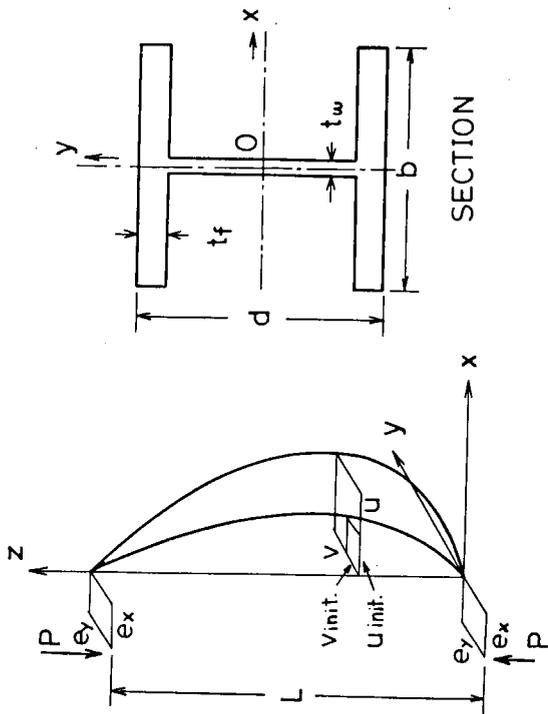


図 3.4.1 座標系

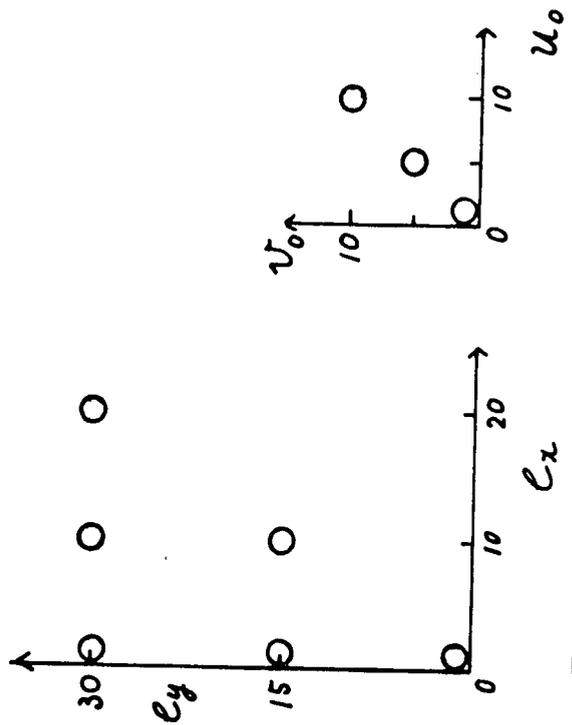


図 3.4.2 実験の偏心量と初期撓み振巾 (mm単位) 概略図

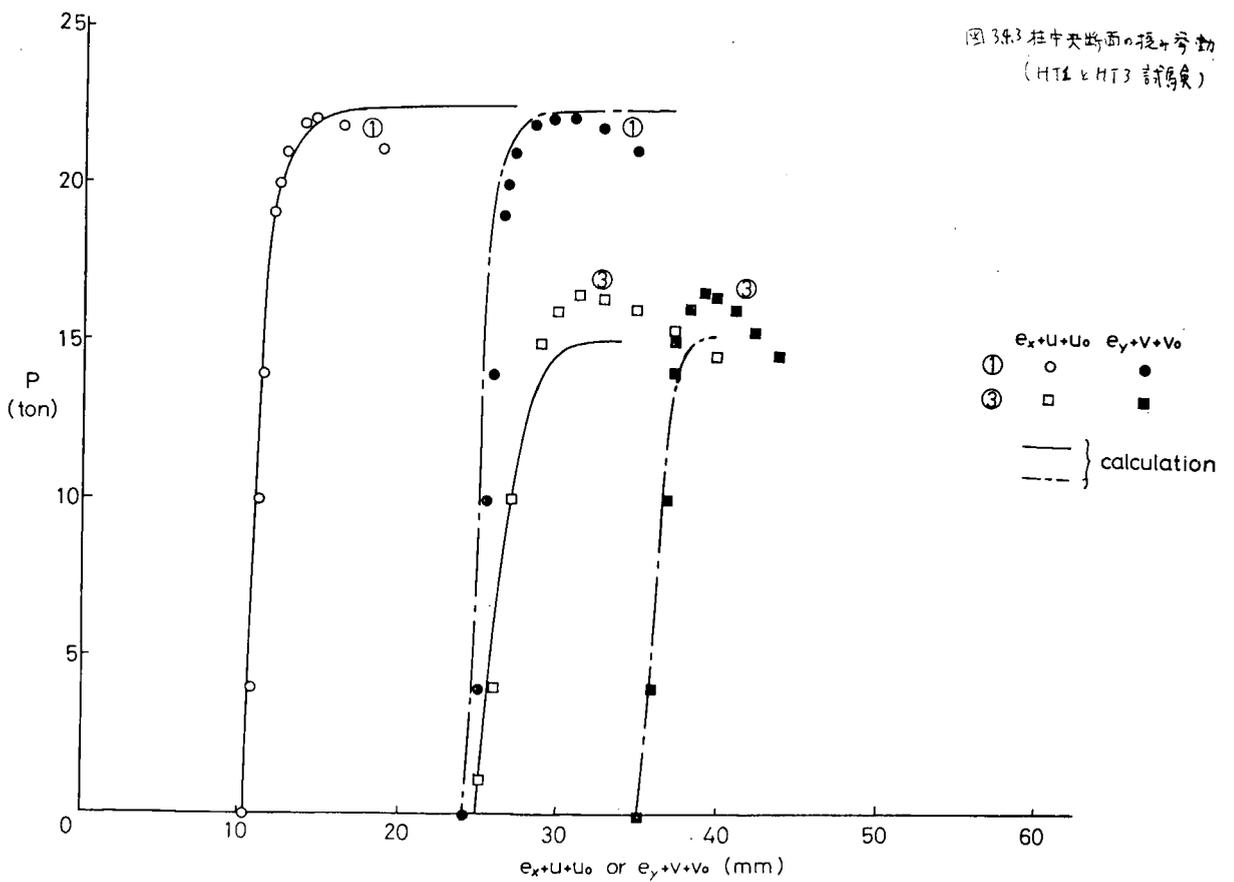


図 3.4.3 柱中央断面の撓み挙動 (HT1 と HT3 試験)

図 3.4.3 柱中央断面の撓み挙動 (HT1 と HT3 試験)

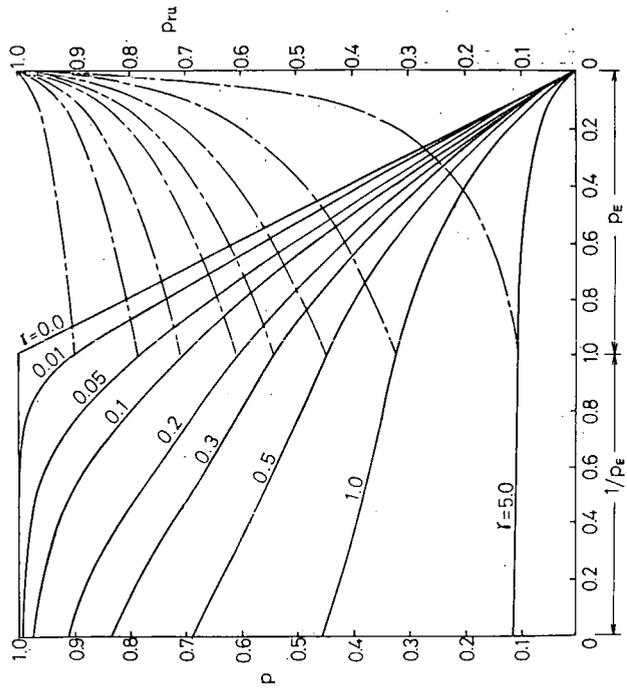


図 3.4.5 初期撓みによる柱強度への影響  
(Case 2 ( $U_0/f_y = V_0/f_x = \alpha$ ))

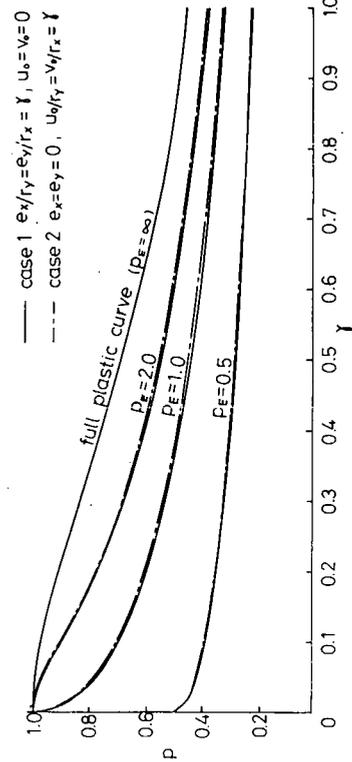


図 3.4.6 偏心量と初期撓み量の柱強度への影響比較

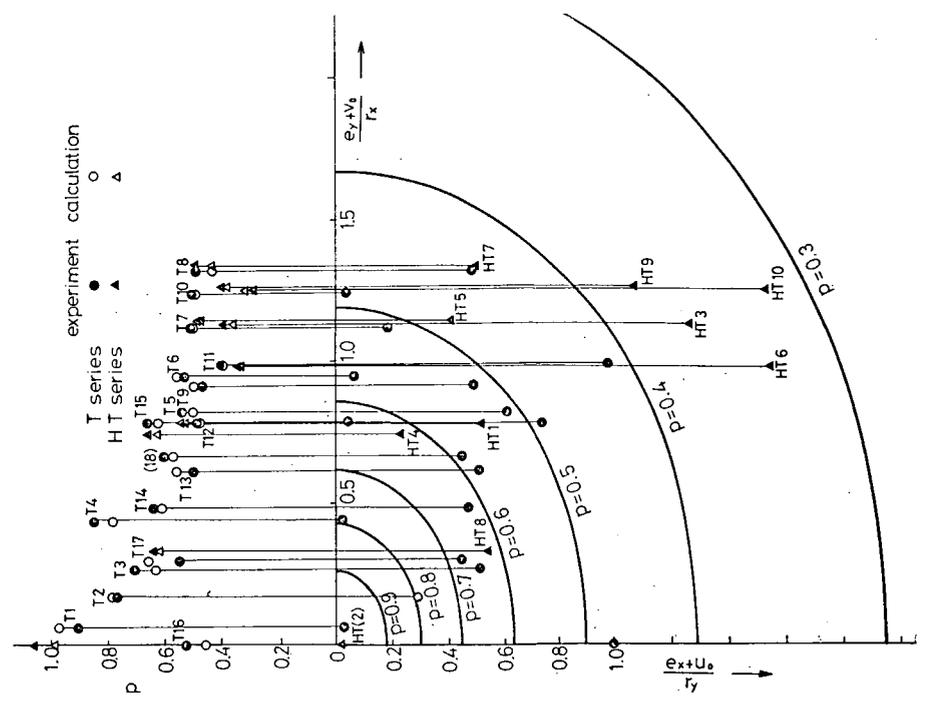


図 3.4.4 近似相当偏心量と強度

### 3.5 2次部材の初期たわみと強度に関する研究

#### 3.5.1 はじめに

内構部材に取付けられる2次部材に初期たわみがある場合、その初期たわみが内構部材に及ぼす影響を明らかにすべく46年度より4年間にわたって一連の実験並びに検討を行ってきた。

本報告は、それらの概要を述べ、さらに許容初期たわみの決め方並びにこれにもとづく試算を行って許容初期たわみの基準案を作成してみたものである。

#### 3.5.2 既実施事項概要

##### (1) 2次部材寸法の実態調査<sup>\*1</sup>

実船に使用されている二次部材のうち Web Stiffener, Floor Stiffener 及び Tripping Bracket の寸法について、造船13社に対しアンケート調査を行い、整理とりまとめた。

##### (2) 2次元モデルによる予備試験<sup>\*1</sup>

Web Stiffener, Floor Stiffener 及び Tripping Bracket を含むほぼ 1 Long ℓ Space 取り出して桁材の二次元モデルにつき、初期たわみを変え、それぞれ剪断荷重、床面荷重、面外荷重を加えた一連の試験を実施した。

結果によると、初期たわみが板厚の1~2倍程度あっても最高荷重の低下は1割以内である。

##### (3) 三角形 Bracket の試験<sup>\*2</sup>

さらに Bilge Corner を対象に三角形 Bracket について Bracket の寸法並びに初期たわみ量を変えた約20体のモデルについて面内曲げ荷重を加えた一連の試験を行い、初期たわみによる Bracket 自体の強度低下率を求めた。

結果によると Bracket の最高荷重は初期たわみが板厚程度存在する場合約2割低下することが明らかになった。

##### (4) Deck Trans モデルによる Tripping Bracket の試験<sup>\*3</sup>

実船相似の Deck Trans 3次元モデルにより、その Tripping Bracket の初期たわみを変えて一連の均一曲げ試験を実施した。

結果によると、座屈開始以前には力が殆んど流入しないこと。また Tripping Bracket に初期たわみがあっても、その強度低下はほとんどないこと等明らかになっている。

#### 3.5.3 2次部材の許容初期たわみ

##### (1) 適用範囲について

2次部材とは Primary Member に対する Secondary Member としての総称で定義が明確でないが、通常は Pannel Breaker としての Wed Stiffener, Lateral Stability 保持のための Tripping Bracket 等、本来力を受けもたない部材で Primary Member が有効に作用するための補助的役割をするのが厳密な意味での2次部材と言えよう。

したがって、例えば Bilge Corner の Bracket, 床面荷重に対する Floor Stiffener, Strut End 部にある Tripping Bracket 等直接力の流入のある部材は、どちらかと言えば Semi-Primary Member に類するものと言えよう。

2次部材は、その用途が多岐にわたり、その許容初期たわみも統一論的に取扱うことはとうていできないが、概念的には上述2つのカテゴリーに分け、それぞれについて考え方の試案を以下にまとめてみる。

\*1 SR127 研究部会 46年度報告書 SR-Report No159, P125, S47-3

\*2 SR127 研究部会 47年度報告書 SR-Report No173, P147, S48-3

\*3 SR127 研究部会 48年度報告書 SR-Report No189, P136, S49-3

(2) 許容初期たわみ決定の基本的考え方

2次部材の許容初期たわみは、次のように決めれば良いと考えられる。

図 3.5.1 に示す通り 2 次部材の剛性は一般に初期たわみが大きくなれば低下する。一方、座屈防止の面からは限界剛性比  $r^*$  が存在する。よって両者の交点を許容初期たわみと考えれば良いであろう。

また、2 次部材のうち Semi-Primary Member に対する許容初期たわみは他の 1 次部材の場合に準じてその耐荷能力の低減を Criterion に採るべきであろう。しかしながら 2 次部材の場合、形状寸法、荷重条件がそれぞれによって大巾に変わるので、Criterion を一定したとしても実際は個々に処置せざるを得ない場合が多いであろう。

(3) 許容初期たわみ計算例

前記考えにもとづいていくつかのケースについて許容初期たわみを試算してみる。

(a) Web Stiffener の許容初期たわみ

120 型及び 240 型タンカー Deck Trans の Web Stiffener につき試算してみた。寸法諸元を図 3.5.2 に、計算結果を表 3.5.1 にまとめている。これらをもとに許容初期たわみを求めてみると図 3.5.3 のようになる。

本来ならば、荷重条件、初期たわみ形状、部材寸法等多くのシリーズ計算を行って決めるのが理想ではあるが、上記計算結果よりみて、Web Stiffener の許容初期たわみとしては

$$(\delta/t)_{\text{allowable}} = 2$$

程度としておけば良いのではなからうか。

(b) Tripping Bracket の許容初期たわみ

上記と同様 Tripping Bracket について試算結果を表 3.5.2 に、用いた寸法諸元を図 3.5.4 に示す。これによると

$$(\delta/t)_{\text{allowable}} \cong 3$$

は許容されると思われる。

(c) Floor Stiffener の許容初期たわみ

46 年度研究結果より、とりあえず最高荷重低下率 10% を Criterion としておさえれば図 3.5.5 の通り許容初期たわみが求められる。

よって Floor Stiffener については、

$$(\delta/t)_{\text{allowable}} = 1$$

程度としておけば良いのではなからうか。

(d) Corner 部三角形 Bracket の許容初期たわみ

47 年度研究結果を再整理し、低下率 10% を Criterion にとれば図 3.5.6 の通り許容初期たわみが得られる。よって、このような三角形 Bracket については

$$(\delta/b) = (\delta/t \cdot t/b) = 3/1000$$

と、この場合板厚には関係しない値となっているが、この値自体については、もう少し他の一次部材の許容初期たわみ等との関連より検討する必要がある。

### 3.5.4 結 言

2 次部材のこれまで行った試験結果についてとりまとめ、さらに許容初期歪の決め方について提案を行い、1~2 の試算を行ってみた。

前にも述べたごとく 2 次部材の用途は多岐にわたっており、1 次部材との関連にて決めるべき要素も多分にありますが、今後の検討に待ちたい。

表3.5.1 Web Stiffener についての試算結果

	120 型		240 型		備考
限界剛性比 $r^*$	2.80		0.433		Handbook of Structural Stability P3-154, CRC-Japan, S46-3 による。
実船剛性比 $r = \frac{EI}{Db}$	$26.8 \gg r^*$		$86.7 \gg r^*$		
初期たわみによる剛性低下	$\delta/t$	0.0	2.0	4.0	<p><math>P = 1 \text{ kg/mm} (0.541)</math> <math>t = 1.15 (12)</math> <math>1.050</math> <math>(1.940)</math> FEM計算モデル</p>
	$W_{max}$	0.218	1.376	4.665	
	剛性低下	1.0	0.16	0.07	
			0.0	2.0	4.0
			0.327	1.500	4.665
			1.0	0.22	0.07

表3.5.2 Tripping Bracket についての試算結果

	120 型		240 型		備考
所要剛性 $K_{cr}$	$1.56 \times 10^2 \text{ kg/m}^2$		$2.55 \times 10^2 \text{ kg/m}^2$		<p>所要剛性計算モデル</p>
実船剛性 $K$	$3.930 \times 10^3$		$2.325 \times 10^3$		
初期たわみによる剛性低下	$\delta/t$	0.0	1.74	0.0	1.67
	$K_{T.B}$	$7.36 \times 10^3$	$4.71 \times 10^3$	$3.930 \times 10^3$	$3.878 \times 10^3$
	long. $\ell$ による補正	$6.24 \times 10^3$	$4.23 \times 10^3$	$2.325 \times 10^3$	$2.306 \times 10^3$
剛性低下	1.0	0.678	1.0	0.999	0.99

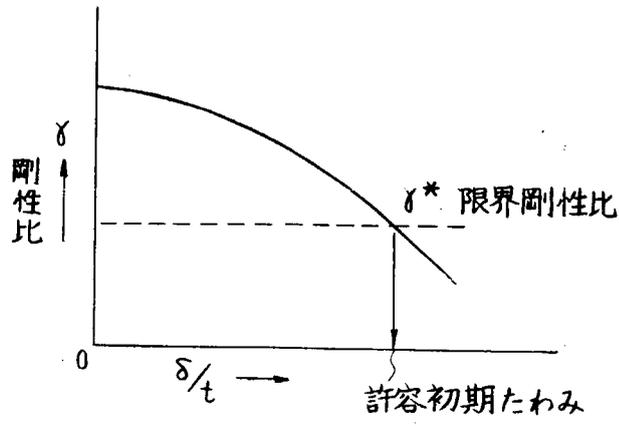


図 3. 5. 1 2次部材の許容初期たわみ決定法

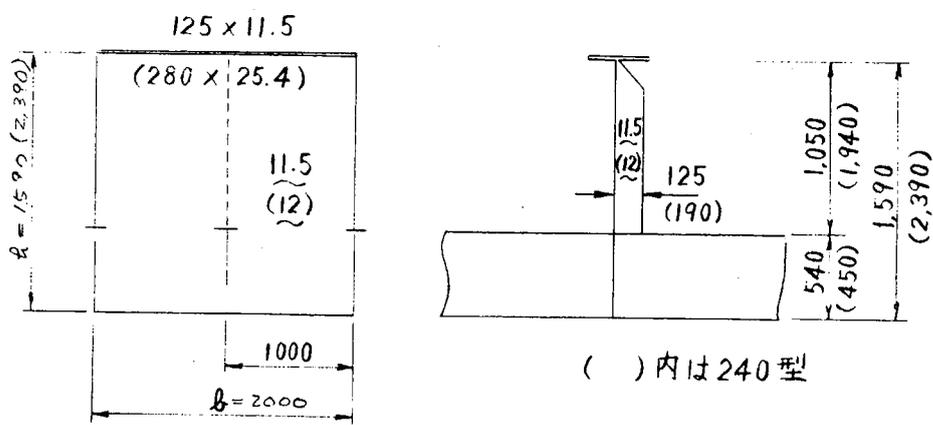


図 3. 5. 2 Deck Trans , Web Stiffener 寸法諸元

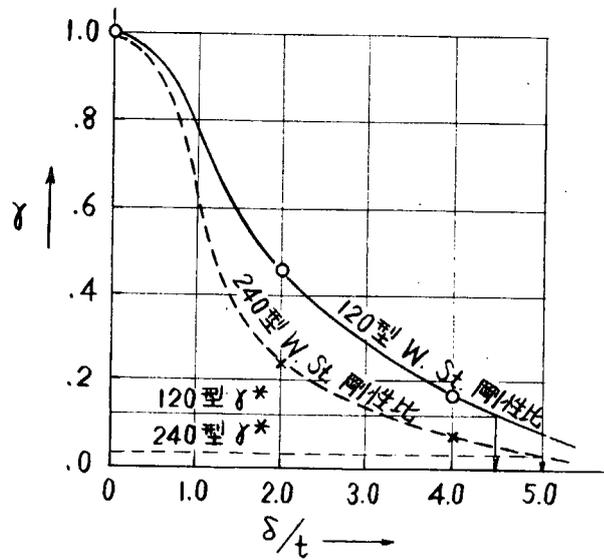


図 3. 5. 3 Web Stiffener 許容初期たわみ決定チャート



### 3.6 溶接による初期不整と平板の強度・剛性に関する研究

#### 3.6.1 緒言

一般の構造物は溶接により組み立てられているが、この溶接のために溶接残留応力や初期変形等の初期不整を伴っている。したがって、安全な溶接構造物を設計する上で、これら初期不整が構造要素の面内剛性や最終強度に及ぼす影響を明らかにすることは非常に重要な問題である。本年度は、特に溶接残留応力の影響を明らかにする目的で、溶接残留応力と初期たわみを有する板の圧縮および溶接残留応力のみ、あるいは初期たわみのみを有する桁の剪断に関する実験を行った。そして昭和47年度に完成した弾塑性大たわみ解析用のプログラムを用いて理論解析を行い、溶接による初期不整が面内剛性や最終強度に及ぼす影響を明らかにした。

#### 3.6.2 平板の圧縮

##### (1) 実験

##### (a) 試験体概要

試験体は $500 \times 500$  mmの正方形板で、その板厚は4.5 mmおよび9.0 mmの二種類である。試験体は、日立造船の多点ユニバーサルプレス機を用いて初期たわみを付加し、さらに端部に溶接ビードを置いて残留応力を生ぜしめた。その製作手順および溶接条件を図3.6.1および表3.6.1に示す。試験体は板厚4.5 mmのものをC-4.5シリーズ、板厚9.0 mmのものをC-9.0シリーズと呼ぶ。

##### (b) 溶接残留応力の計測

圧縮試験に先立ち、両シリーズの試験体各1体について溶接残留応力の計測を行った。板厚4.5 mmの場合についてその結果を図3.6.2に示す。図に示す位置に抵抗線ひずみゲージを貼付し、ゲージのまわりを10~20 mmの矩形角に機械鋸で切断して、いわゆる応力解放法で残留ひずみを計測した。ひずみから応力への換算は弾性計算で行ったが、図で破線の部分は一方向のひずみしか計測していない部分で推定の応力値である。ここで示した残留応力は板の表裏の平均値であるが、ビードの部分は引張りでは降伏しており、そこから少し内側に入った部分では10%程度の圧縮の残留応力となっている。板巾の中央部になるほどこの圧縮残留応力は小さくなり、場所によっては引張りの応力場となっている。各試験体ともビードを置くことによって横たわみが増加しているが、これについては理論解析のところで議論する。なお板厚9.0 mmの場合についてもほぼ同様の結果が得られている。

##### (c) 圧縮試験

昭和47年度に製作した治具を用いて、周辺単純支持の条件で圧縮試験を行った。図3.6.3に示す位置に抵抗線ひずみゲージおよび電動式変位計をとりつけて200 ton試験機を用いて載荷した。試験結果を試験体細目と併せて表3.6.2に示す。

##### (i) 横たわみ

C-4.5およびC-9.0両シリーズについて、荷重と板中央部における横たわみの関係を図3.6.4(a)(b)に示すが、初期たわみや溶接残留応力のために横たわみの増加が大きくなっていることがわかる。また、図3.6.5(a)(b)は両シリーズの中で代表的なもの2体について横たわみ波形の荷重による変化を示したものである。薄板であるC-4.5-1.28RSの場合には横たわみが全体的に増加しているのに対して厚板であるC-9.0-0.02RSの場合には板中央部での横たわみの増加が著しくて屋根型の変形モードを示し、座屈波長の短くなる様子が良く表われている。

##### (ii) 圧縮応力分布

図3.6.6(a)(b)は、同じく代表的なもの2体について板中央断面上での圧縮応力の分布を示したものである。同図(a)に示す薄板の場合には横たわみが大きくなると板中央部ではほとんど圧縮力を受け持たず、両端部の有効な部分が圧縮力を受け持つことがわかる。他方同図(b)に示す厚板の場合には、横たわみが大きくてもかなりの圧縮力を板中央部で受け持っている。しかしながら局部塑性化によって板中央部での横たわみが急増しはじめると薄

板の場合と同様に圧縮力を受け持つのは両端の有効な部分だけとなることがわかる。

### (iii) 最終強度

昭和47年度の初期たわみのみを有する板の圧縮試験結果と比較すると溶接残留応力のために両シリーズとも約10~15%最終強度が低下している。これについては、初期たわみ量の影響も含めて理論解析のところで議論する。

## (2) 理論解析および結果の考察

ここでは初期たわみおよび溶接残留応力が圧縮を受ける平板の面内剛性および最終強度に及ぼす影響を有限要素法による弾塑性大たわみ解析を行って明らかにする。ここで解析したのはすべて500×500mmの正方形板で周辺単純支持の条件とした。

### (a) 初期たわみ波形の影響

初期たわみの影響を取り扱う上で、その最大たわみ量が同じであっても初期たわみ形状によって板の挙動が異ってくるのが予想される。ここでは初期たわみの最大量を同じにして図3.6.7に示す4種類のたわみ波形を仮定し、板厚4.5mmおよび9.0mmの2つの板厚に対して解析を行った。

まず板厚4.5mmの場合について、その解析結果を図3.6.8(a)に示す。同図は荷重と板中央の横たわみの関係を示したものであるが、初期たわみ量が小さい場合には初期たわみ波形の差による影響はほとんど現われていない。しかし、初期たわみ量が大きくなると剛性・強度とも波形による差が見られ、板の初期たわみともこの平面とでつくる体積が大きいほど低くなる傾向が見られる。いずれの初期たわみ形状の場合にもその最終強度は平板の最終強度を越えることはないようである。

図3.6.8(b)に板厚9.0mmの場合の解析結果を示すが、板厚4.5mmの場合と同様の傾向を示している。

### (b) 残留応力と溶接変形の関係

一般に溶接構造物においては初期変形と残留応力を生ずるが、両者の間には密接な関係が存在する。問題をここで取り扱っているような板要素に限るならば、その初期たわみはまず板の端部にフランジやスチフナを溶接したときのすみ肉部の角変形によって生じ、さらにすみ肉部近傍の圧縮の固有ひずみによって生ずる圧縮の残留応力によってたわみが付加される。ここでは試験結果との比較を目的として何らかの理由で初期たわみを生じている板の端部を溶接したときに生ずる付加たわみと残留応力の関係を調べた。すなわち、図3.6.9(a)に示すように、板の端部の黒塗りの部分に圧縮の固有ひずみを与えて溶接された状態を再現した。固有ひずみはこの端部が塑性化するまで増分的に与えた。与えた固有ひずみと付加たわみの関係および最終状態での残留応力分布を図3.6.9(b)(c)に示す。

初期たわみが大きいと端部を溶接することによって生ずる付加たわみも大きくなる。この曲げにより板中央部での圧縮残留応力は緩和され局部曲げ応力が大きくなっている。同図(c)に示す残留応力分布を図3.6.2に示した計測結果と比較すると傾向・絶対値とも良く一致しており、このような固有ひずみを与える方法でも実際に近い残留応力場を与え得ることがわかる。他の板厚についての解析でも同様の結果が得られた。

### (c) 初期たわみ量および溶接残留応力の影響

ここでは、板厚4.5mm、9.0mmおよび12.7mmの3種類の板について初期たわみのみが有する場合および初期たわみと残留応力の両者が有する場合の解析を行った。初期たわみの形状はsine半波を仮定し、また、残留応力は前項の方法で付加したものである。それぞれの板厚について荷重と板中央の横たわみの関係を図3.6.10(a)(b)(c)に示す。実線は初期たわみのみが、また、破線は初期たわみと残留応力の両者が存在する場合である。初期たわみがない場合は座屈を生ずるが、その荷重は残留応力の存在によって著しく低下することが同図(a)からわかる。

図3.6.10(a)(b)(c)は荷重と荷重点の変位の関係を示したもので、その傾きが板の面内剛性を表わすことになる。まず、同図(a)に示す薄板の場合の両面剛性は、初期たわみ量が小さいと始めはほぼ弾性係数Eに等しいが、座屈荷重を越えるあたりから低下して約E/2となる。初期たわみ量が大きいと面内剛性は始めから低いが、荷重が増加

するにしたがって、さらに低下してやはり座屈荷重近くで約  $E/2$  となる直線部を示す。荷重がさらに加わるとやがて塑性化が始まり面内剛性は順次低下して零となり最終強度に到る。一方、同図(b)(c)に示す厚板の場合には、面内剛性は初期たわみが大きいとやはり始めから低いが、荷重が増加してもあまり低下しない。しかし、塑性化が始まると面内剛性が急激に低下して最終強度に至る。残留応力が有る場合も同様の傾向を示すが、面内剛性の低下はさらに著しい。

次に、最終強度は初期たわみ量が大きいほど低下し、その低下は図 3.6.10、図 3.6.11 からみられるように厚板ほど著しい。初期たわみ量が大きいと先に圧縮試験結果でも示したように、薄板の場合には始めから圧縮力を受け持つ有効部分が狭く剛性が低いためにたわみが大きくなるが、板厚が薄いので塑性化がはやくなることはない。他方厚板の場合は、たわみは増加しにくい、板厚が厚いので局所的な塑性化がはやくなるのが特徴である。また、これに残留応力が加わると最終強度がさらに低下する場合が多い。この残留応力の影響は 2 つに分けて考えることができる。まず、周辺近傍の引張残留応力場は、たわみを生じた状態での最も有効に圧縮力を受け持つ部分とほぼ一致し、その部分での塑性化を遅れさせるので最終強度を高める働きがある。他は圧縮残留応力の影響で、たわみの増加と局部塑性をはやめるので最終強度を低くする働きがある。これらの要因がからみ合って残留応力による最終強度の低下は  $b/t=50\sim60$  程度の板の場合に最も著しく極厚板および極薄板ではあまり低下しないようである。

#### (d) 試験結果との比較

最終強度に関する理論解析結果および圧縮試験結果を昭和 47 年度の試験結果と併せて図 3.6.12 (a)(b)(c) に示す。板厚 9.0 mm のものを除いて有限要素法による解析結果のほうが多少高めであるが、これは試験結果には初期たわみ加工時の局所的な塑性化、初期たわみ波形の相違、あるいは荷重条件等の誤差が含まれているためと思われる。これらのことを考えるならば、解析結果および試験結果の両者は良く一致しているといえる。

図 3.6.12 の結果をまとめて座屈値と併せて示したものが図 3.6.13 である。初期たわみによる最終強度の低下が厚板ほど著しいこと、また、溶接残留応力との重畳効果が  $b/t\sqrt{\sigma_y/E} \approx 2 (b/t=50\sim60)$  で最も著しくなること等が良くわかる。

#### (e) 初期変形に伴う曲げ応力の影響

以上の結果は、初期変形に伴う曲げ応力を考慮していないものであった。試験体はプレス加工により塑性変形後除荷されて板全体で平衡するような面内応力と曲げ応力を伴っているが、その影響は小さく、初期たわみに伴う曲げ応力を無視した解析でも試験結果と良く一致したものである。しかしながら実際の構造物においては、先にも述べたように初期たわみは主として板端部のすみ肉溶接部の角変形と圧縮残留応力とによって生ずることが多いと考えられ、このような場合には必ず初期たわみは曲げ応力を伴っているはずである。そこで、この曲げ応力の影響を調べるために、まず、板の端部に等分布曲げモーメントを与えて初期たわみを生ぜしめた。板厚 4.5 mm の場合についての解析結果を図 3.6.14 (a) に示す。これによると板中央で板厚程度の横たわみがある場合、板中央部では  $\pm 7\%$  程度の曲げ応力を生じていることがわかる。このような曲げ応力が面内圧縮を受ける板の挙動に及ぼす影響について調べたのが図 3.6.14 (b) である。図で実線はこの曲げ応力が無い場合、一点鎖線は曲げ応力がある場合で、初期たわみが大きくなるとこの曲げ応力の影響が無視できないものとなることがわかる。このような観点より実際の溶接構造物における初期変形にどのような初期応力が伴っているかを明らかにすることは今後重要な問題になるとと思われる。

### 3.6.3 平板・桁の剪断および曲げ

#### (1) 桁の剪断に関する実験

今年度は表 3.6.3 (a)(b) に示すように初期たわみの影響を調べるシリーズおよび溶接残留応力の影響を調べるシリーズの剪断試験を行った。

(a) 試験体概要

試験体寸法およびその細目を図 3.6.15 および表 3.6.4 に示す。この寸法は昭和 48 年度に用いた試験体と同様である。ウェブ板厚 3.2 mm のものを GS-3.2 シリーズ、4.5 mm のものを GS-4.5 シリーズと呼ぶ。試験体名称中で sr のついているものは、川崎重工神戸工場で応力焼鈍処理を行ったもの、また L のついているものはスチフナとウェブの溶接線のすぐそばにこれとは別に溶接ビードを置いて溶接残留応力を大きくしたものである。

応力焼鈍処理を行って初期たわみの影響のみを調べたものについてはその初期たわみを図 3.6.16 (a)(b) に示す。なお、残留応力の影響を調べる試験体について、残留応力の計測は行っていない。

(b) 剪断試験

図 3.6.15 の寸法図に併記してある位置に抵抗線ひずみゲージおよび電動式変位計を取り付け、200 ton 試験機を用いて剪断試験を行った。その試験結果をまとめて表 3.6.5 に示す。

一例として GS-4.5-0.0 sr の試験体を取りあげてその変形挙動を示す。図 3.6.17 (a) は横たわみ波形の変化を、また図 3.6.17 (b) は荷重と横たわみの関係を示したものであるが、この試験体は塑性座屈する寸法となっているために横たわみは荷重が増加してもほとんど変わらず、崩壊直前になって急増している。全体的な変形挙動は、昭和 48 年度の試験結果と同様の傾向を示している。

図 3.6.18 (a)(b)(c)(d) は各試験体について荷重と垂直たわみの関係を示したものである。同図(a)(c)は溶接残留応力の影響を、また、(b)(d)は初期たわみの影響を示している。今回の実験ではすべての試験体において、まず、ウェブが塑性化して塑性化が進行してゆく過程でフランジが引き込まれて塑性関節を生じて崩壊に至っている。この形の試験体においては初期たわみおよび溶接残留応力は最終強度に対してほとんど影響を及ぼしていない。写真 3.6.1 に崩壊後の試験体を示すが、特に GS-4.5-0.0 sr の写真で良くわかるように各試験体ともウェブはほぼ全断面塑性化し、同時にフランジにも塑性関節ができています。

最終強度についての曲げ、剪断相関曲線と試験結果を昭和 48 年度の試験結果と併せて図 3.6.19 に示す。

(2) 剪断および曲げの理論解析

(a) 剪断を受ける正方形板の剛性・強度

解析したのは 500×500 mm の周辺単純支持の正方形板で、板厚は 4.5 mm、3.2 mm および 2.5 mm の 3 種類である。図 3.6.20 (a)(b)(c) に荷重と板中央の横たわみの関係を、図 3.6.21 (a)(b)(c) に荷重と剪断変形の関係を、また、図 3.6.22 (a)(b)(c) に最終強度と初期たわみの関係を示す。

まず弾性座屈する場合の面内剛性は、始めは剪断剛性  $G$  に等しいが、座屈後は圧縮の場合の  $\frac{E}{2}$  に対して  $\frac{3}{4}G$  となることからわかる。

最終強度は弾性座屈の場合は初期たわみ量が大きいと多少低くなるが、塑性座屈の場合は初期たわみ量が大きいと多少高くなる。いずれにしても剪断の場合、初期たわみ量は最終強度にあまり影響を与えず、その値はいずれの場合もほぼ塑性強度  $V_p$  に等しい。これは剪断の場合には座屈後も  $45^\circ$  方向のテンション場が荷重の増加を受け持ち、降伏応力まで荷重を持つためと思われる。

(b) 曲げを受ける正方形板の最終強度

解析したのは 500×500 mm の周辺単純支持の正方形板で、板厚 4.5 mm である。これは塑性座屈する寸法であるが、解析結果を図 3.6.23 に示す。この場合も初期たわみ量による最終強度の低下は少いようである。

(c) 曲げ、剪断および曲げ剪断を受ける桁の最終強度

桁の解析においては、フランジおよびスチフナの取り扱いが問題となる。ここでの解析では、フランジには弾塑性たわみを考慮したビーム要素を用い、スチフナは剛体として取り扱った。解析した桁の寸法は昭和 48 年度および今年度実験を行った試験体と同じで、ウェブは巾 500 mm、高さ 1000 mm、フランジは巾 120 mm、板厚 14 mm である。ただし、解析したのはウェブ板厚 3.2 mm のもののみで、降伏応力はウェブ、フランジとも  $27 \frac{\text{kg}}{\text{mm}^2}$  とした。

ウェブの周辺条件はスチフナ辺固定，フランジ辺単純支持とした。

(i) 曲げ

解析結果を図3.6.24に示す。同図に示す曲げ応力の分布を見ると座屈後曲げの圧縮応力を受け持つのはフランジとそれに続くウェブの有効巾の部分だけとなることわかる。荷重がさらに増加するとやがて圧縮側のフランジが塑性化し，続いてウェブの有効巾の部分へと塑性化が拡がり崩壊に至っている。初期たわみが大きくなると最終強度は低下するが，その低下はわずかである。これはこのような崩壊の形式のためと思われる。

(ii) 剪断および曲げ・剪断

ここでは剪断荷重および曲げ・剪断荷重を受ける桁の解析を行った。解析結果を図3.6.25(a)(b)に示す。(a)図は荷重と垂直たわみの関係を，また，(b)図は荷重と横たわみの関係を示したものである。まず，純剪断の場合には，始め単純剪断応力場であったものが座屈後2つ波の剪断の張力場に移行し，さらに荷重が増加するとやがてウェブ全断面でほぼ同時に塑性化がおこり，フランジの端部に塑性関節ができて崩壊に至っている。一方，曲げ剪断の場合には，始めは曲げの影響を多く受けているが，座屈後は剪断の影響が大きくなり，たわみ波形は2つ波の剪断波形に移行する。さらに荷重を加えると，まず曲げの圧縮側のウェブがほぼ同時に塑性化し，やがてフランジに塑性関節を生じて崩壊に至っている。初期たわみ量が大きいと剪断の場合の最終強度は低くなっているが，曲げ剪断の場合の最終強度は逆に高くなっている。

### 3.6.4 結論

まず圧縮を受ける正方形板の剛性・強度に関しては以下のような結論が得られた。

- (1) 初期たわみ波形の剛性・強度に及ぼす影響は，初期たわみ量が小さい場合にはほとんど無視できるが，初期たわみ量が大きくなるとその影響が現われてくる。しかしながら，その最終強度は初期たわみなしの場合の最終強度を越えることはないようである。
- (2) 弾性座屈の場合，初期たわみ量が小さいと面内剛性は座屈荷重を越えるあたりから低下してほぼ $E/2$ になる。初期たわみ量が大きいと面内剛性は始めから低いが，荷重を加えるにしたがって，さらに低下して座屈荷重を越えるあたりからやはりほぼ $E/2$ となる。そしてやがて塑性化が始まり最終強度に至る。
- (3) 塑性座屈，あるいはそれに近いような場合にも初期たわみ量に応じて面内剛性は始めから低いが，荷重が増えてもあまり低下しない。しかし，塑性化が始まると急激に面内剛性が低下して最終強度に至る。
- (4) 初期たわみ量が大きいほど最終強度は低下する。その低下は厚板ほど著しい。
- (5) 初期たわみに残留応力が加わると最終強度がさらに低下する場合が多い。その低下は  $b/t\sqrt{\sigma_y}/E \div 2$  で最も著しく，極厚板および極薄板ではあまり重畳の効果がない。
- (6) 初期たわみに伴う曲げ応力を考慮すると最終強度はさらに低下する。初期たわみ量が小さい場合にはその影響は無視できるが，初期たわみ量が大きくなるとその影響は無視できない。

また，曲げおよび剪断の場合には以下のような結論が得られた。

- (1) 剪断を受ける正方形板の面内剛性は，初期たわみが小さいと始めは剪断剛性 $G$ に等しいが，弾性座屈する場合は座屈後約 $3G/4$ となる。一方，最終強度は板厚，初期たわみ量に関係なくほぼ塑性強度 $V_p$ に等しい。
- (2) 曲げを受ける正方形板の最終強度は，塑性座屈の場合には初期たわみ量が大きいと低下するが，その低下はわずかである。
- (3) 曲げを受ける桁の最終強度は初期たわみ量が大きくなると多少低下するが，その低下はわずかである。
- (4) 剪断を受ける桁の最終強度は，理論解析では初期たわみにより低下している。実験では初期たわみ，残留応力とも最終強度にあまり影響を及ぼさないようである。
- (5) 曲げ剪断を受ける桁の最終強度は初期たわみがあると多少高くなっている。

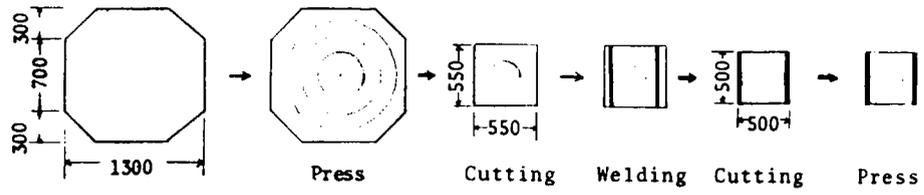


図 3.6.1 試験片製作手順

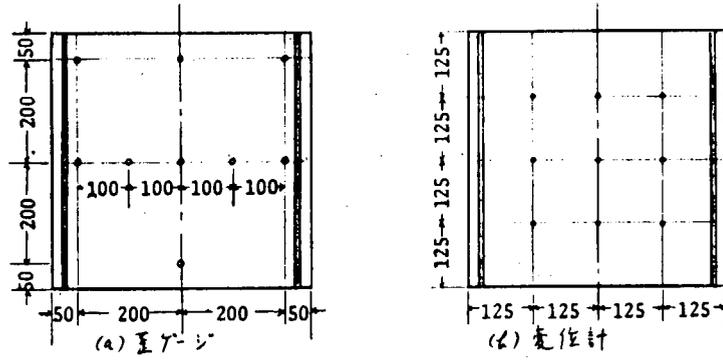


図 3.6.3 歪ゲージはりつけ位置および変位計とりつけ位置

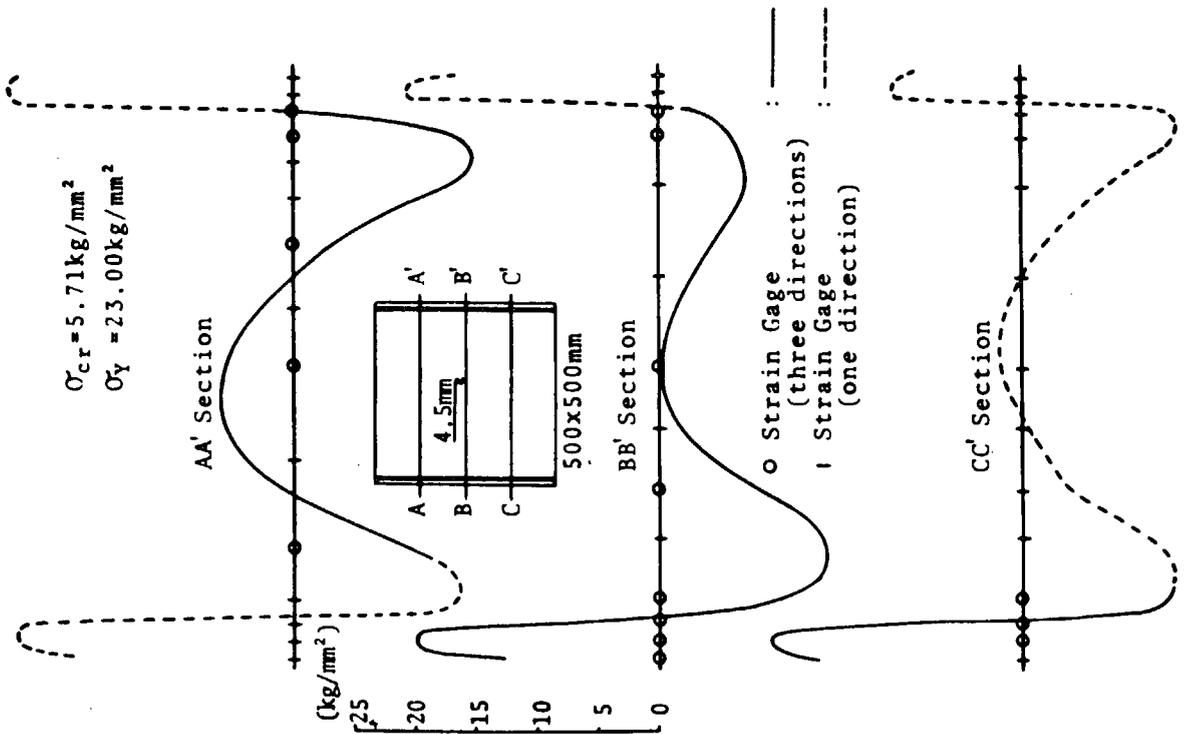


図 3.6.2 溶接残留応力 (実測)

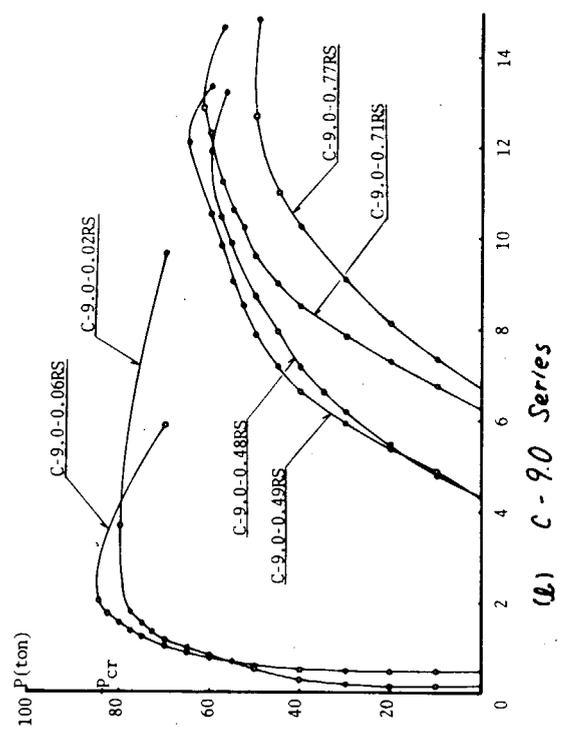
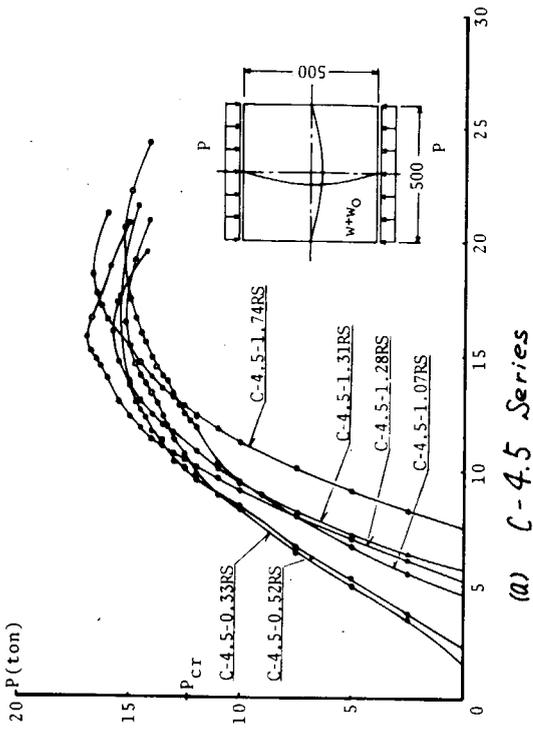


図 3.6.4 荷重・横たわみ曲線

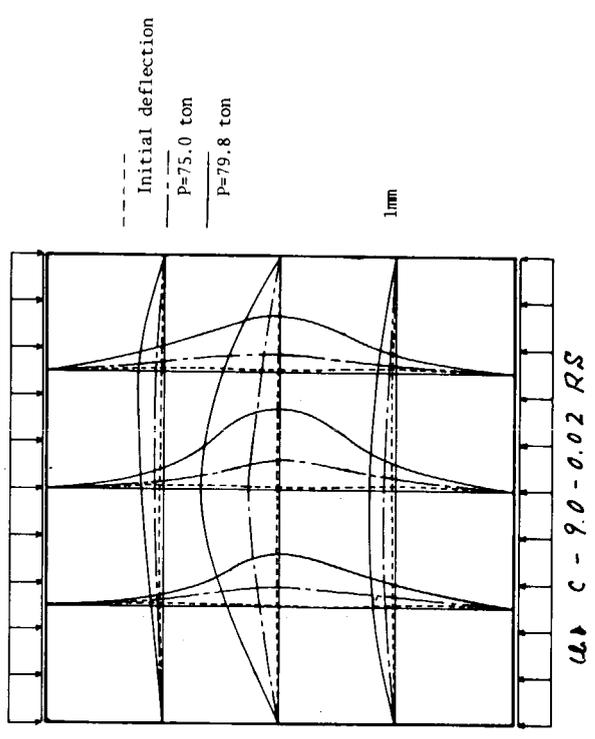
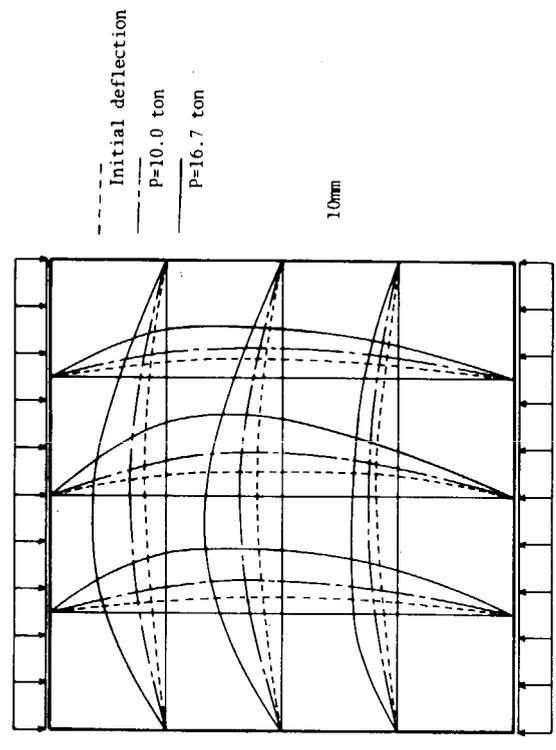


図 3.6.5 横たわみ波形

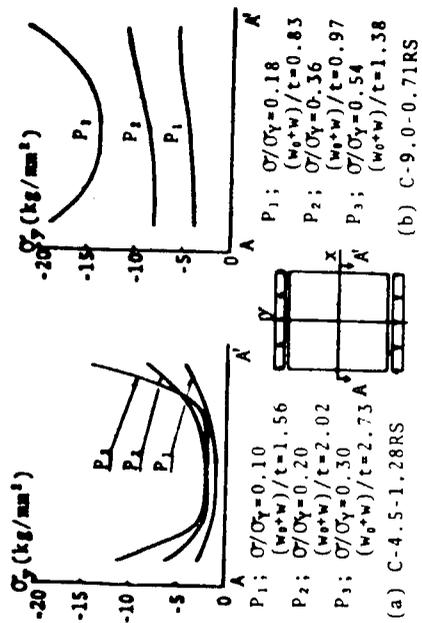


図 3.6.6 圧縮応力分布

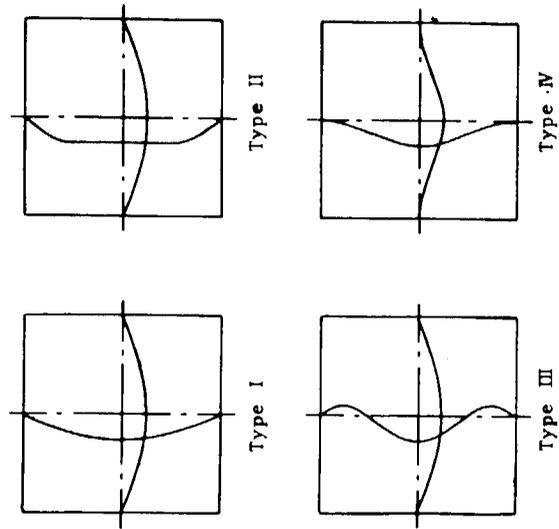


図 3.6.7 解析に用いた初期たわみ

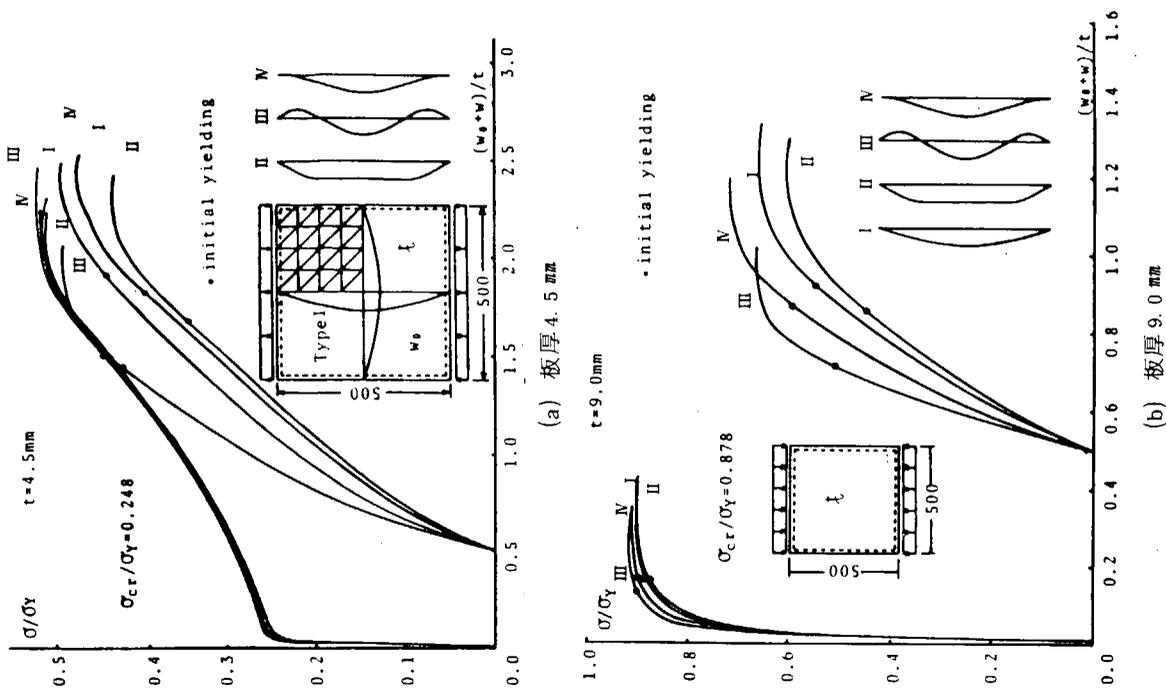


図 3.6.8 初期たわみ波形の影響

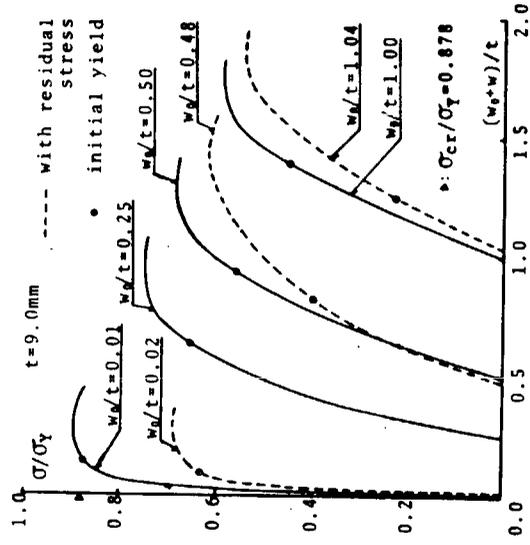
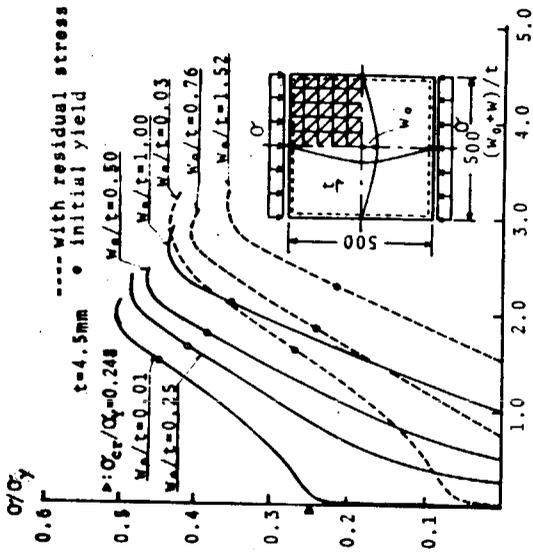
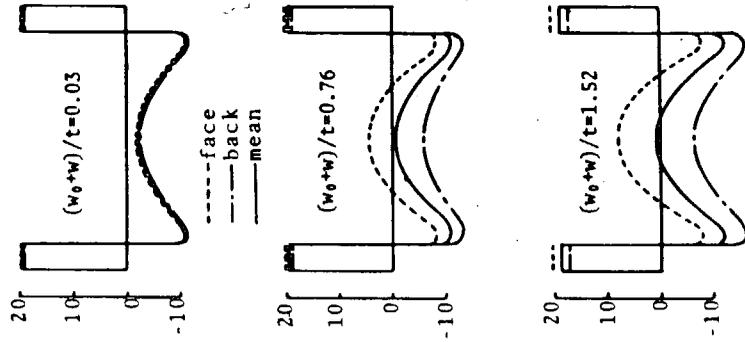
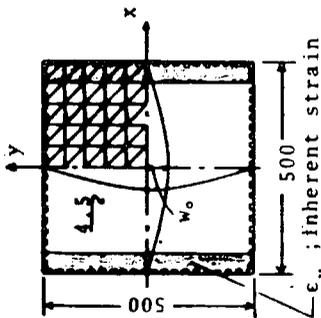


Fig.11 (b)  $t = 9.0\text{mm}$

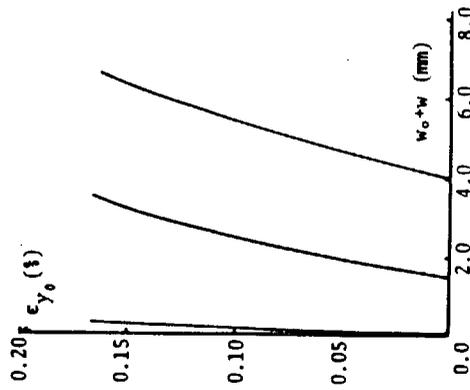
図 3.6.10 荷重・たわみ曲線 (その1)



(c) 溶接残留応力



(a) 要素分割



(b) 固有歪と行加圧の関係

図 3.6.9 初期たわみと溶接残留応力の関係

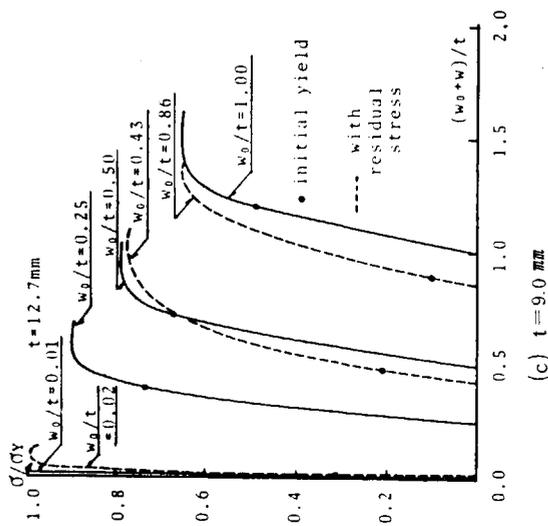
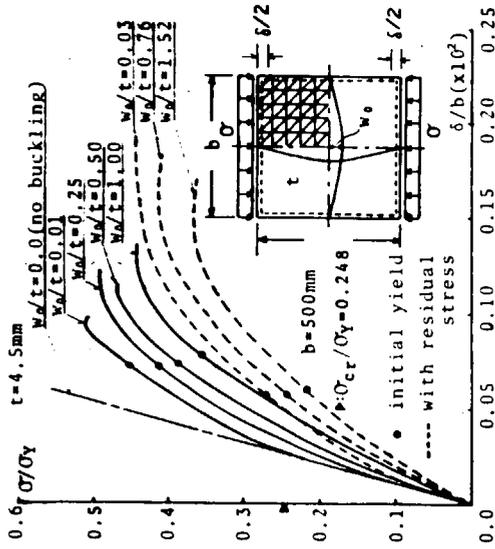
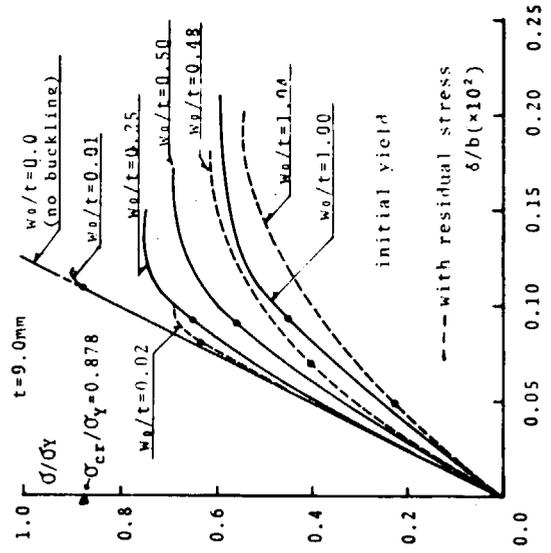


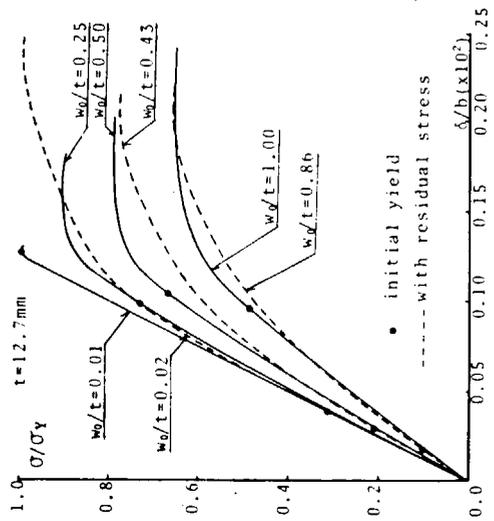
図 3.6.10 荷重・たわみ曲線 (その 2)



(a)  $t = 4.5 \text{ mm}$



(b)  $t = 9.0 \text{ mm}$



(c)  $t = 12.7 \text{ mm}$

図 3.6.11 荷重・変位曲線 (その 1)

図 3.6.11 荷重・変位曲線 (その 2)

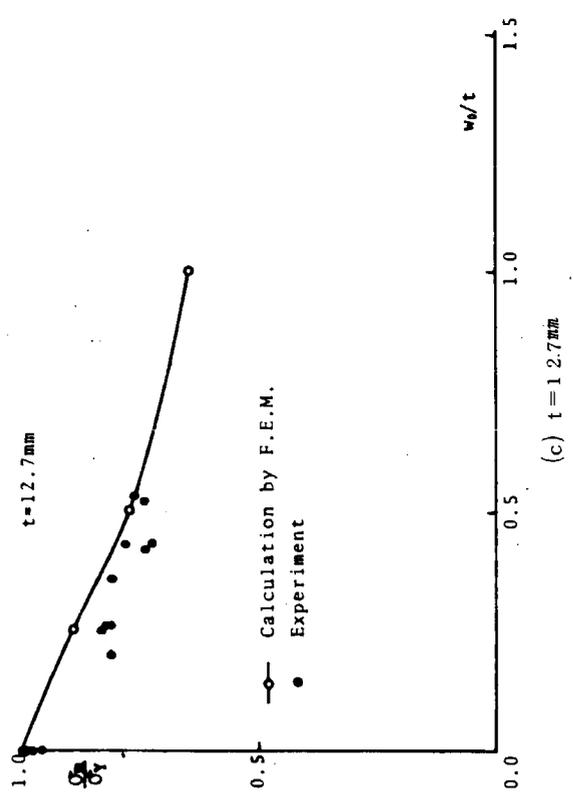
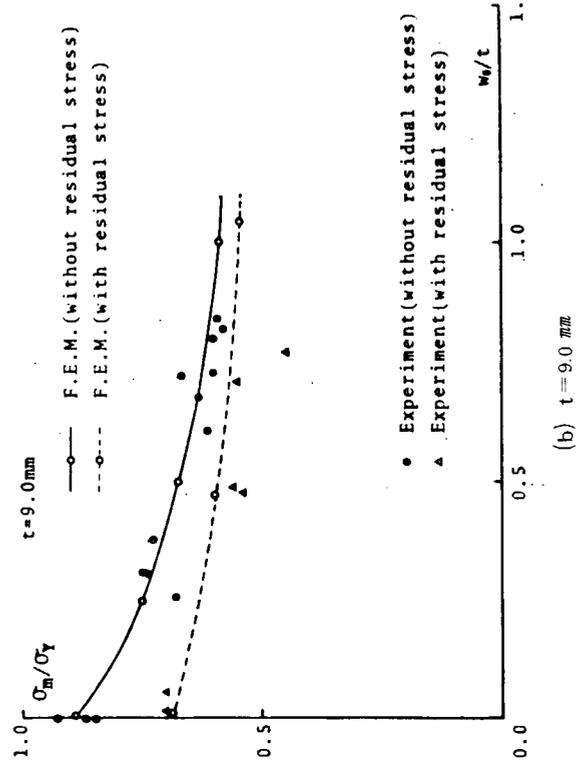
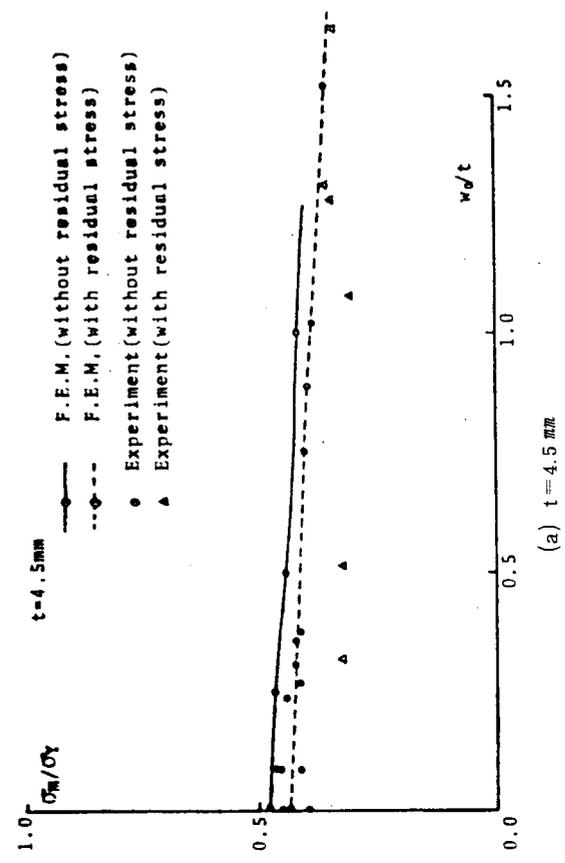


図 3.6.12 初期たわみおよび溶接残留応力が最終強度に及ぼす影響 (その2)

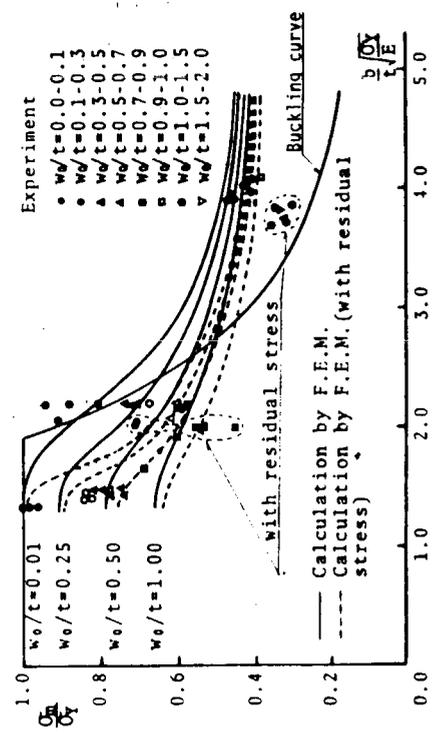


図 3.6.12 初期たわみおよび溶接残留応力が最終強度に及ぼす影響 (その1)

図 3.6.13 圧縮最終強度曲線

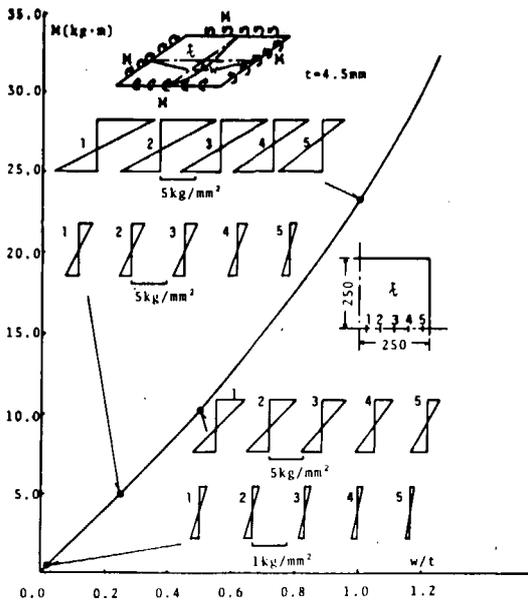


図 3.6.14 (a) 曲げ応力の影響—曲げ応力

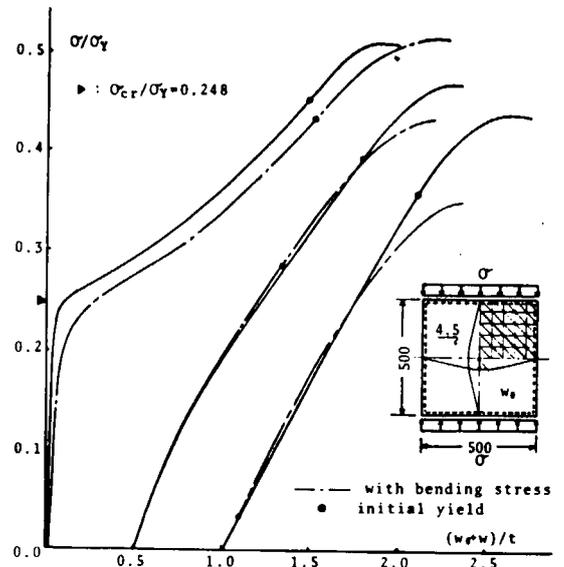


図 3.6.14 (b) 曲げ応力の影響—荷重～たわみ曲線

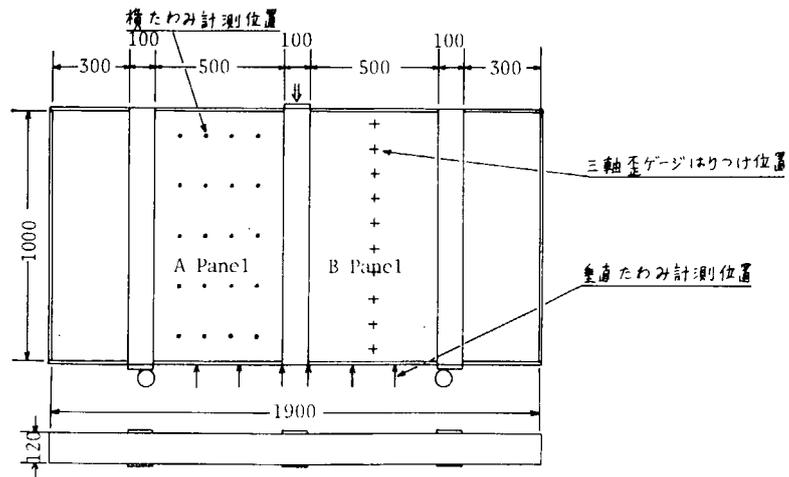
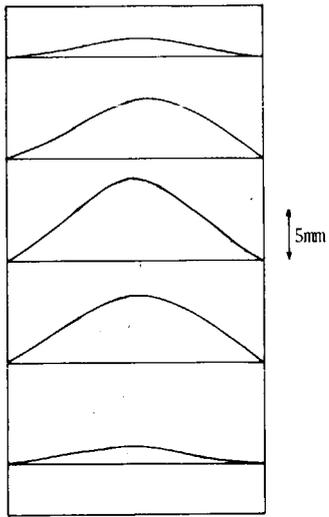
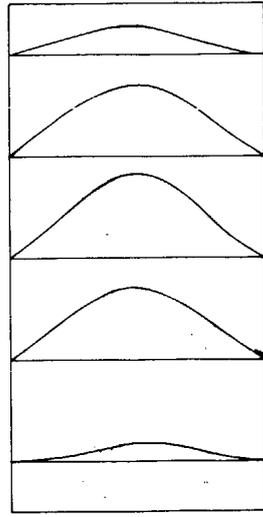


図 3.6.15 剪断試験片

GS-4.5-2.0sr

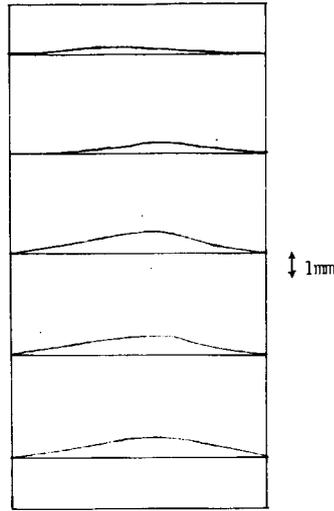


A Panel

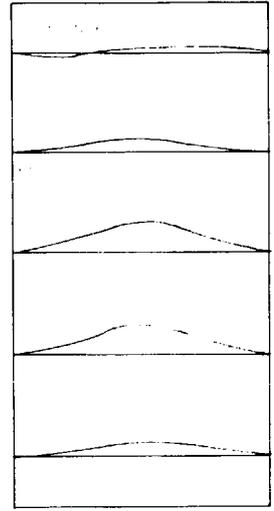


B Panel

GS-3.2-0.0sr

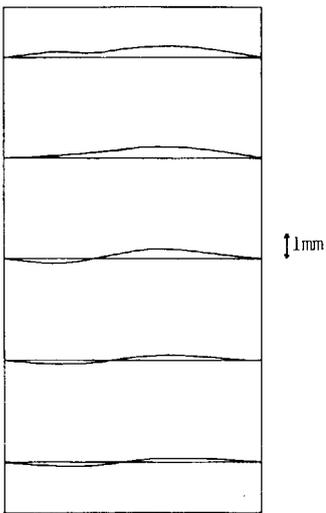


A Panel

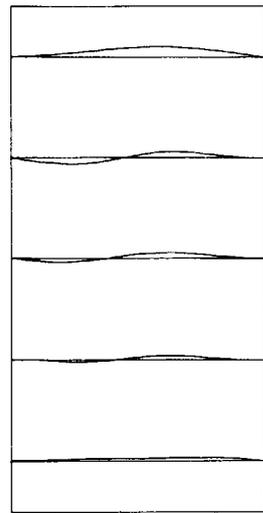


B Panel

GS-4.5-0.0sr

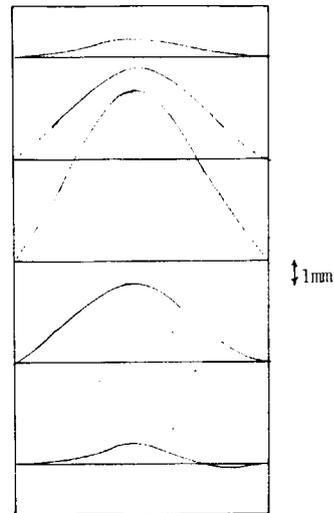


A Panel

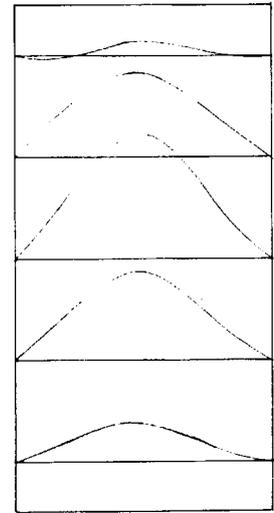


B Panel

GS-3.2-1.0sr



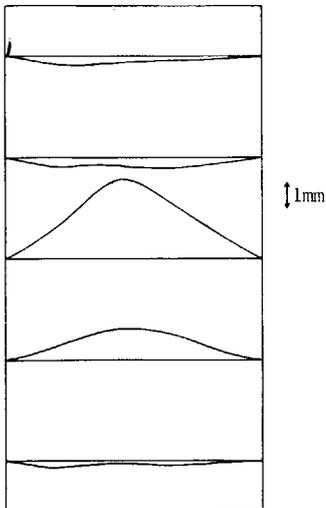
A Panel



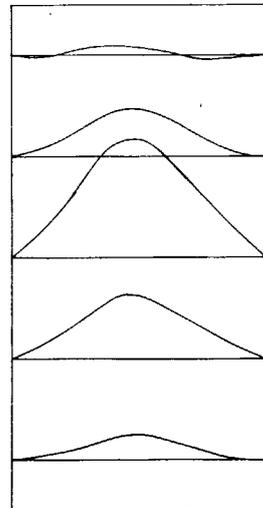
B Panel

図 3.6.16(b) 初期たわみ (GS-3.2 Series)

GS-4.5-1.0sr

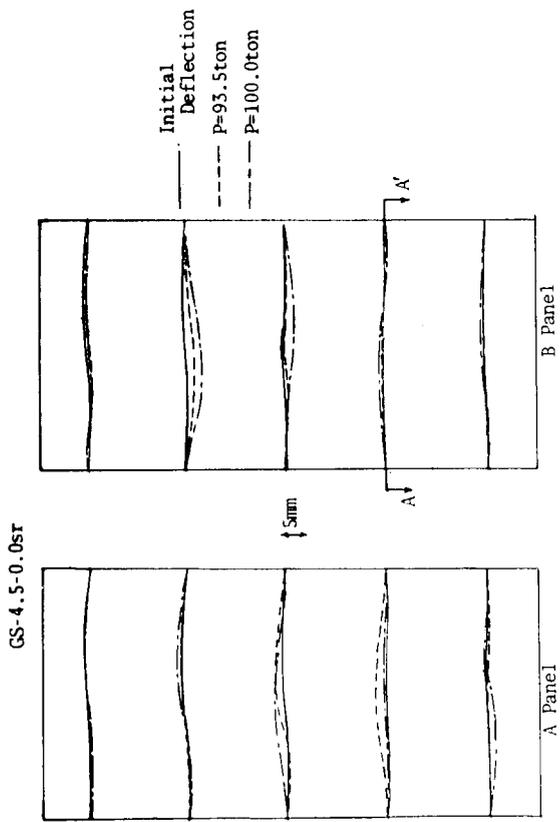


A Panel



B Panel

図 3.6.16(a) 初期たわみ (GS-4.5 Series)



(a) 横たわみ波形  
の変化

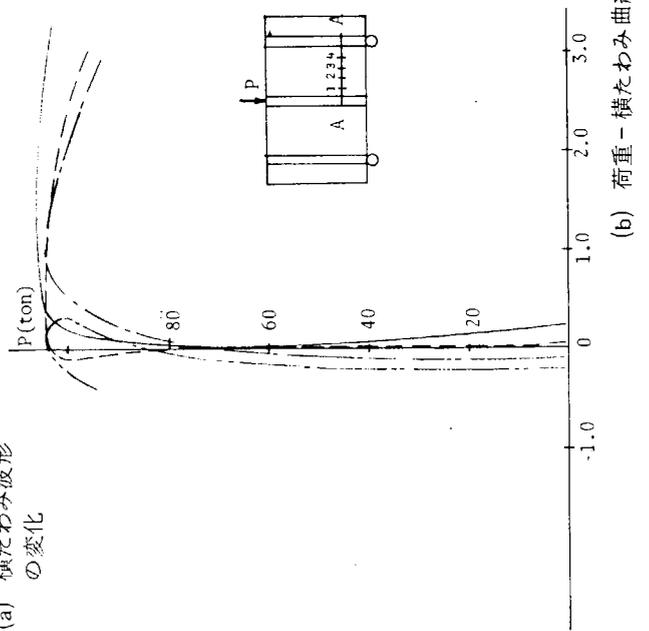


図 3.6.17 変形挙動 (GS-4.5-0.0Sr)

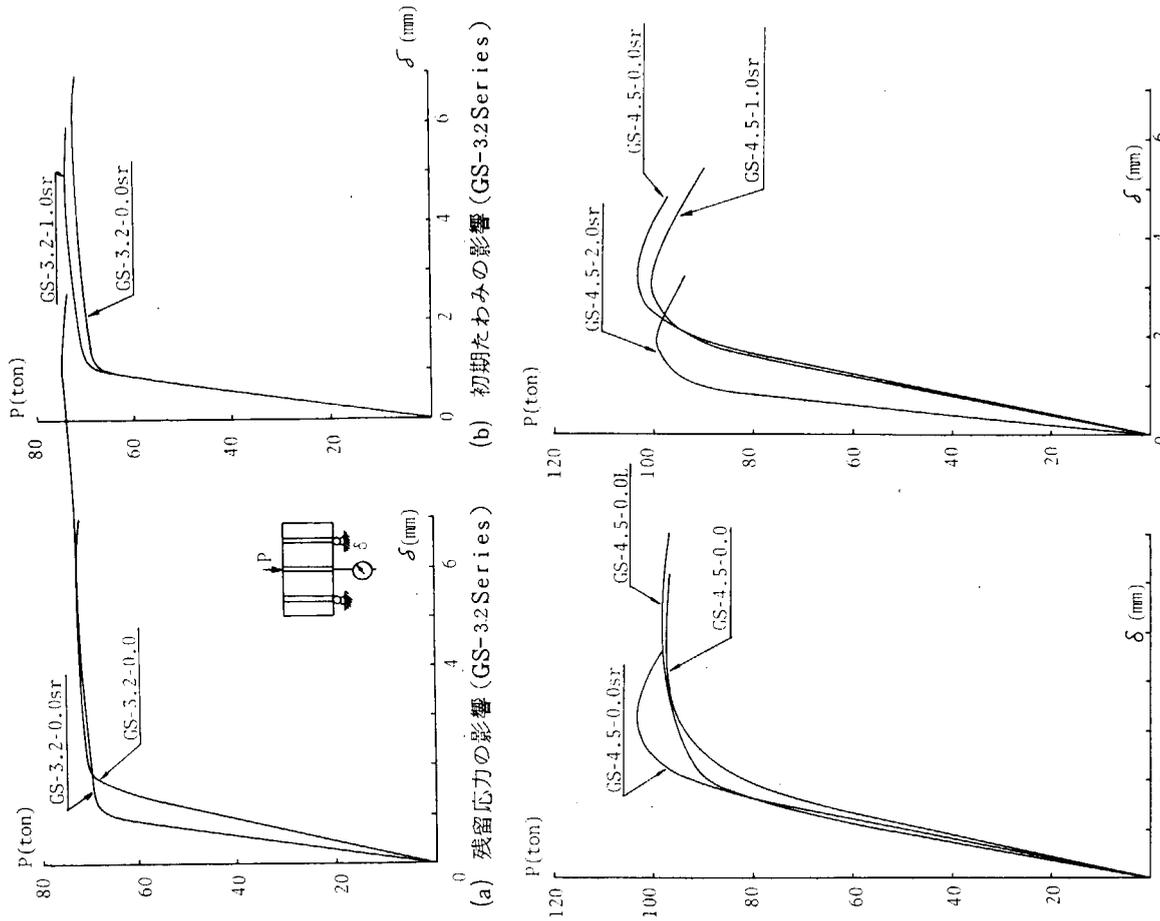


図 3.6.18 荷重-垂直たわみ曲線

$m: M/M_Y$  (M: 負荷モーメント  
M<sub>Y</sub>: 降伏モーメント)

$v: V/V_P$  (V: 剪断力  
V<sub>P</sub>: web全断面塑性剪断力)

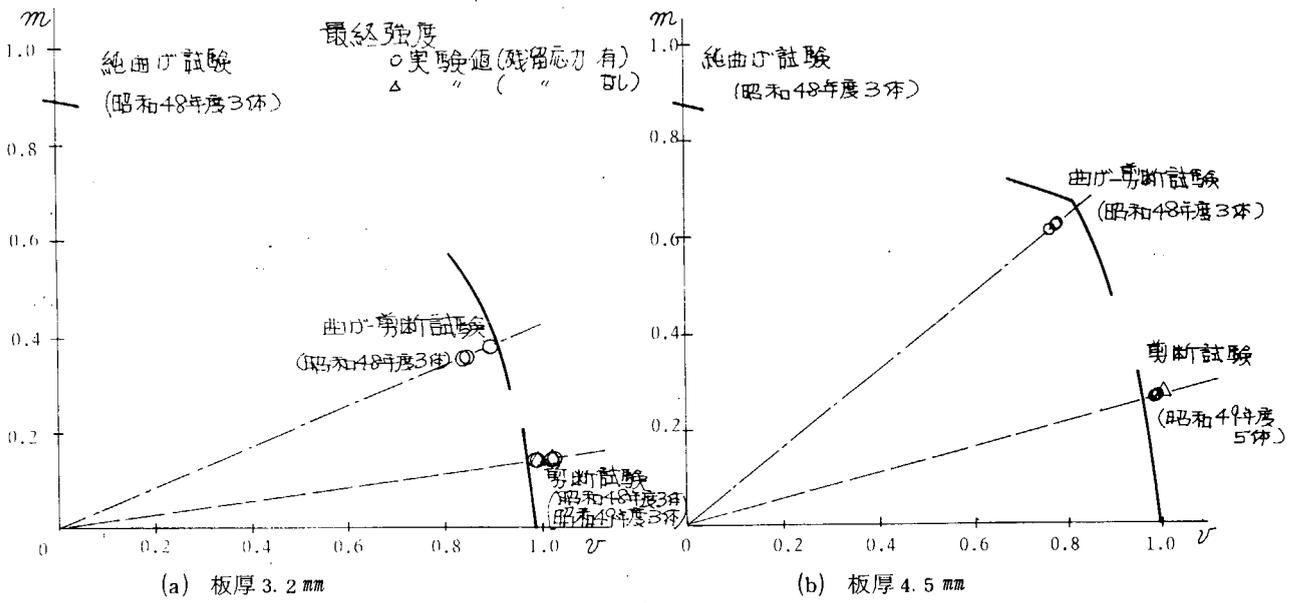


図 3.6.19 最終強度曲線(実験)

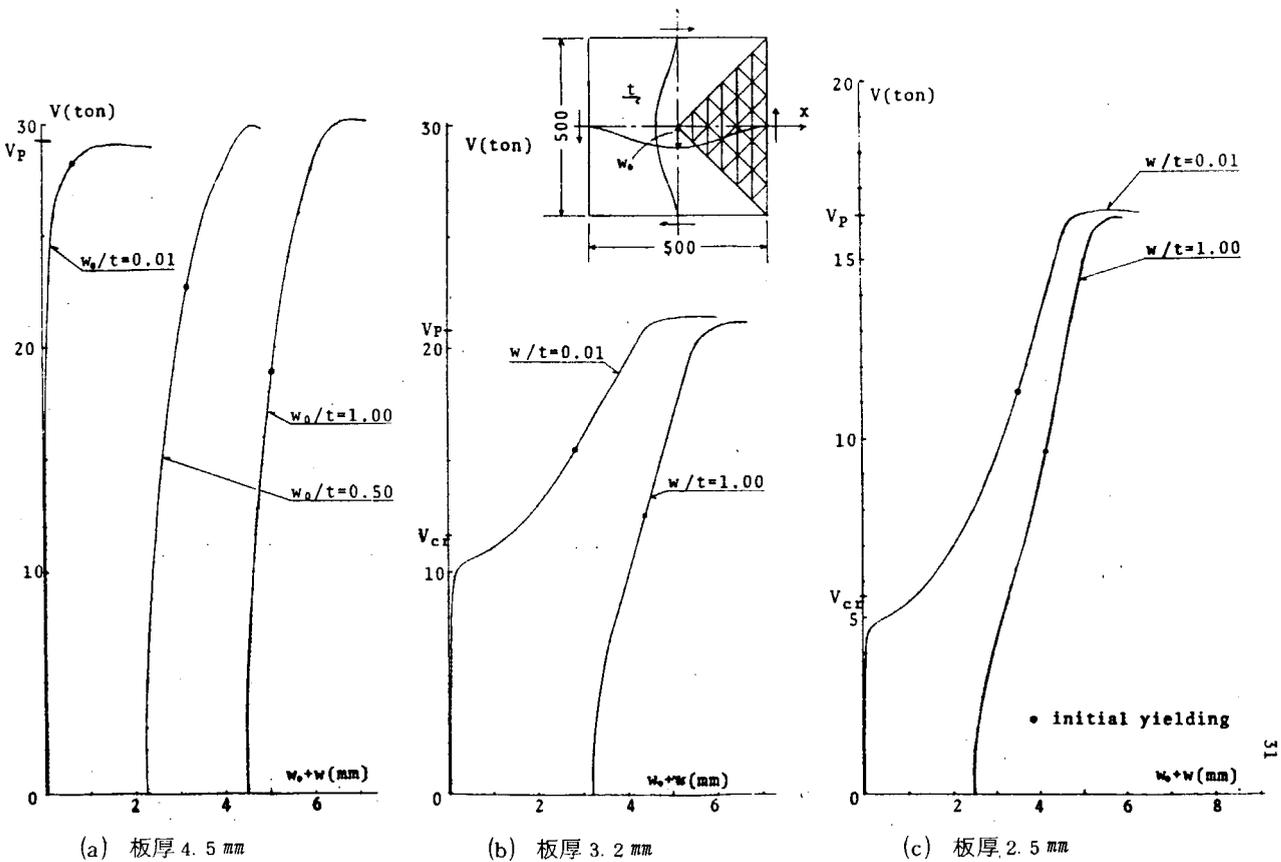


図 3.6.20 荷重～たわみ曲線

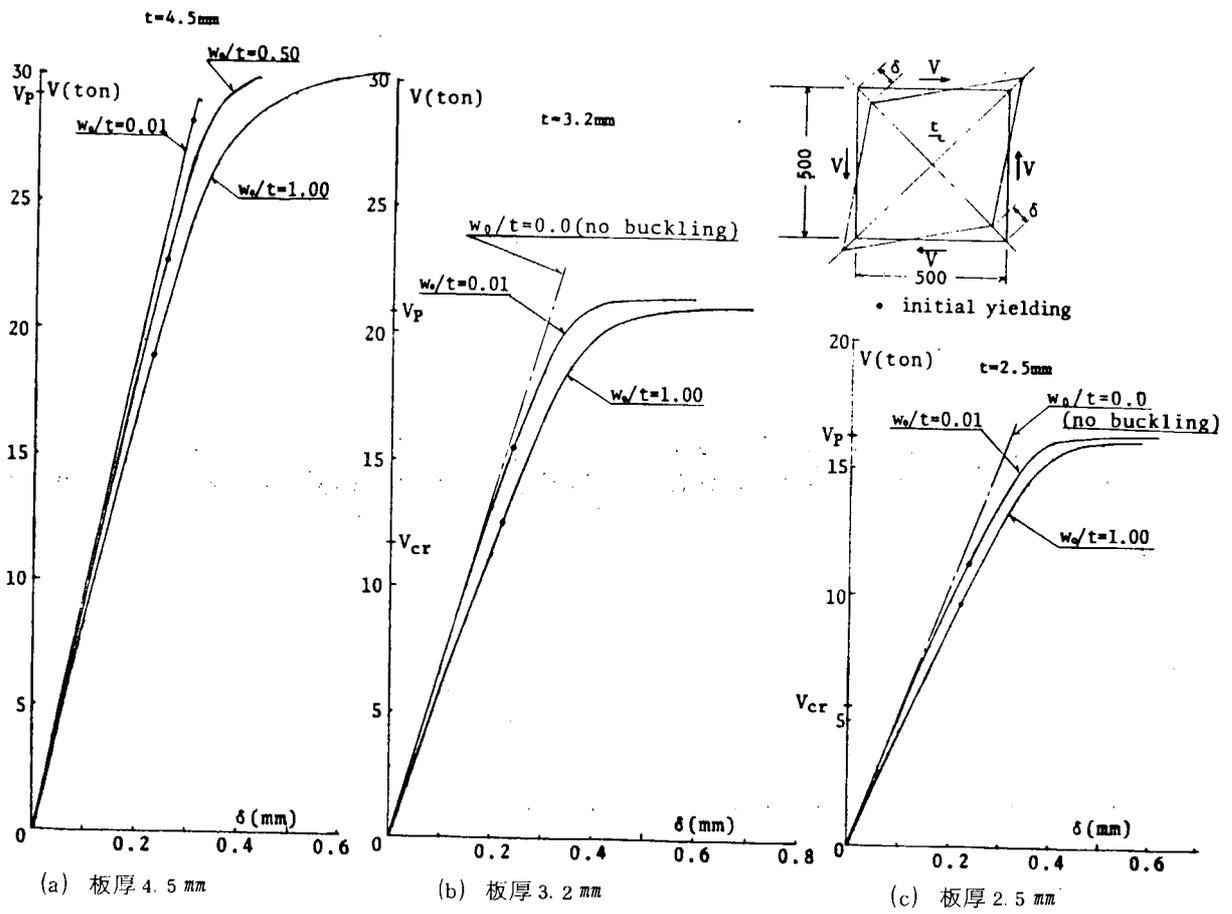


图 3.6.2.1 荷重～変位曲線

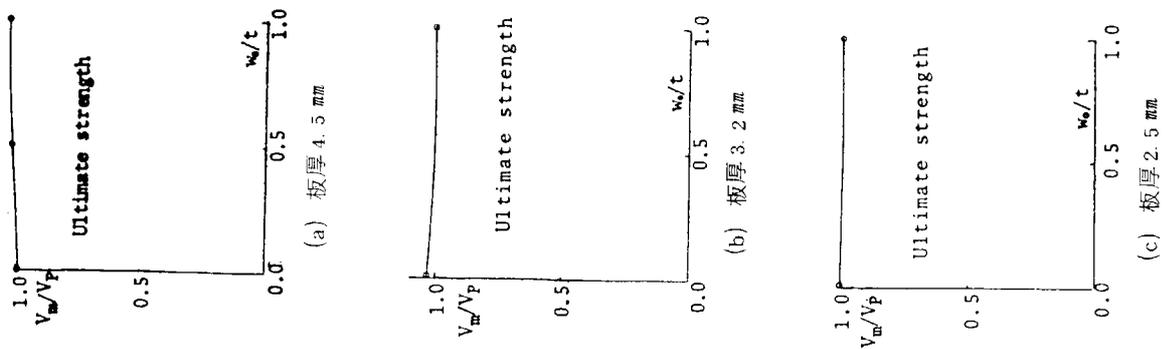


图 3.6.2.2 剪断最終強度

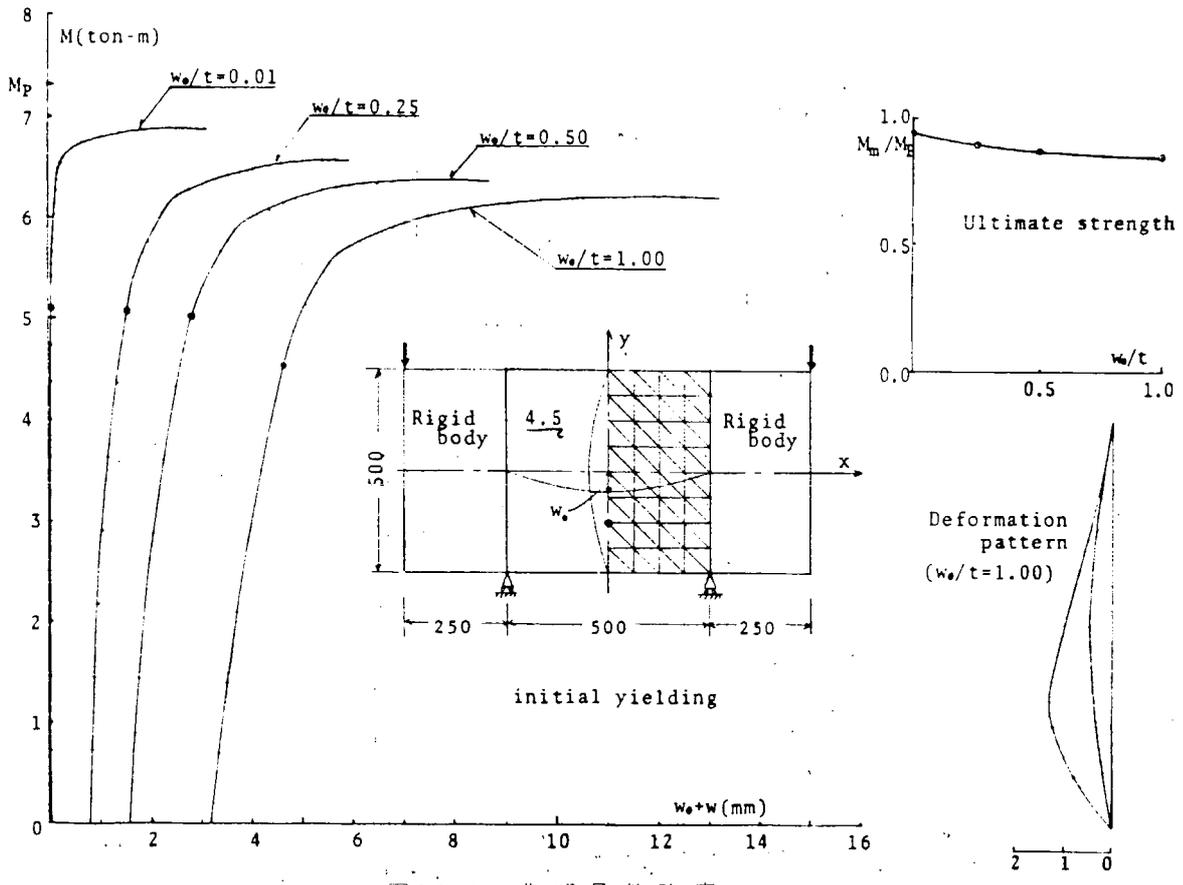


図 3.6.2.3 曲げ最終強度

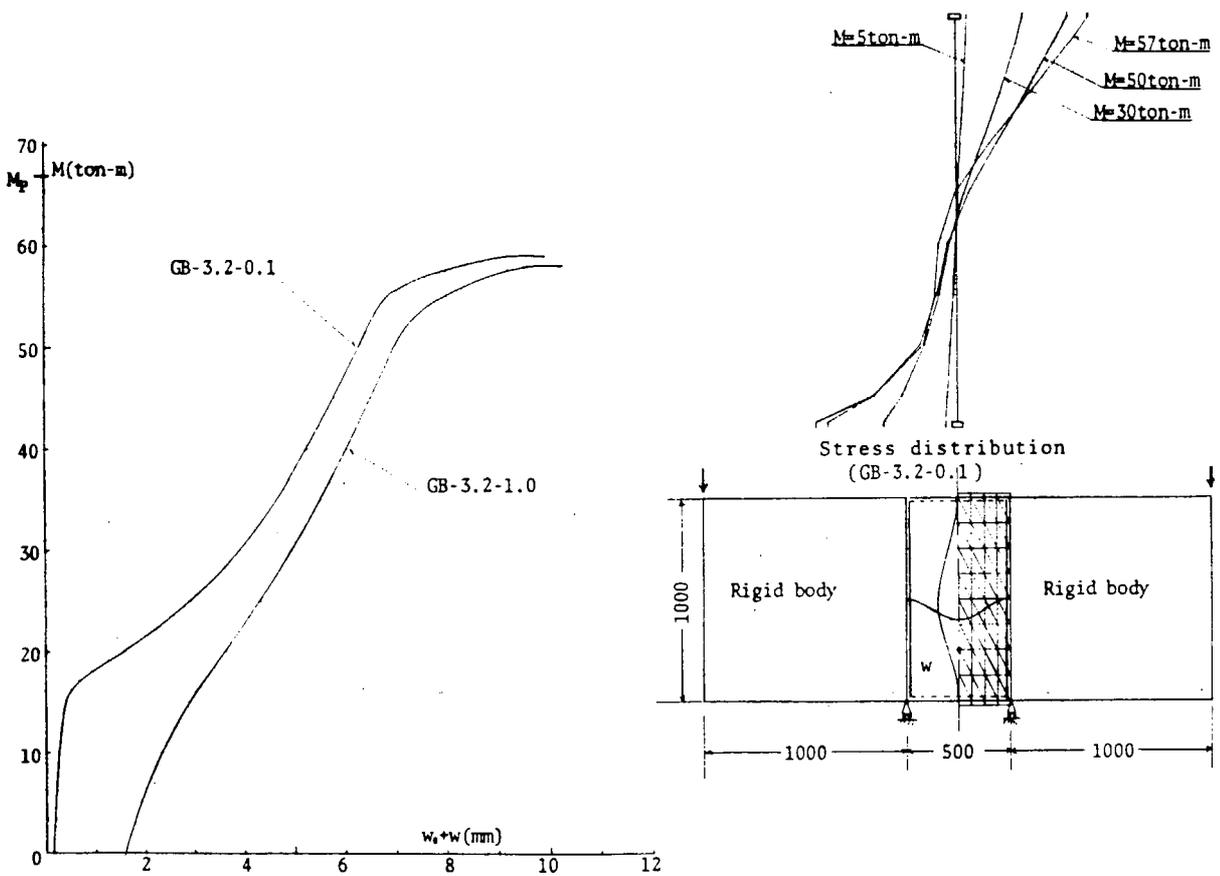


図 3.6.2.4 桁の曲げ最終強度

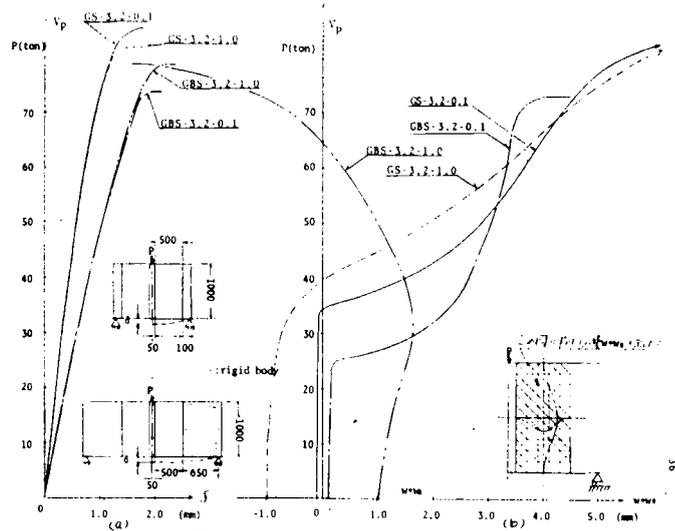


図 3.6.25 剪断および曲げ・剪断をうける桁の最終強度

表 3.6.1 溶接条件

Specimen	Welding Speed	Current	Welding Rod
C-4.5 Series	28.6Cm/min	100Amp.	D4303
C-9.0 Series	20.0Cm/min	200Amp.	D4313

表 3.6.2 試験体細目および試験結果 (圧縮)

Specimen	t (mm)	$\sigma_y$ (kg/mm <sup>2</sup> )	$w_0$ (mm)	$w_0/t$	$P_{max}$ (ton)	$\sigma_{mean}$ (kg/mm <sup>2</sup> )	$\sigma_{mean}/\sigma_y$
C-4.5-0.33RS	4.34	22.01	1.50	0.33	15.75	6.98	0.32
C-4.5-0.52RS	4.34	22.01	2.25	0.52	15.45	7.12	0.32
C-4.5-1.07RS	4.34	23.42	4.60	1.07	15.30	7.05	0.30
C-4.5-1.28RS	4.34	23.08	5.55	1.28	16.95	7.81	0.34
C-4.5-1.31RS	4.34	21.05	5.70	1.31	15.80	7.28	0.35
C-4.5-1.74RS	4.34	22.87	7.50	1.74	16.63	7.66	0.33
C-9.0-0.02RS	8.85	25.60	0.18	0.02	79.80	18.03	0.70
C-9.0-0.06RS	8.95	26.81	0.50	0.06	84.60	18.91	0.70
C-9.0-0.48RS	8.83	25.28	4.30	0.48	59.80	13.55	0.54
C-9.0-0.49RS	8.70	25.55	4.25	0.49	62.60	14.34	0.56
C-9.0-0.71RS	8.80	25.55	6.22	0.71	61.80	14.05	0.55
C-9.0-0.77RS	8.70	25.55	6.70	0.77	50.00	11.49	0.45

表 3.6.3 剪断試験体

$t_w=3.2\text{mm}$

Residual stress \ w/t	0.0	1.0
no	1	2
yes	3	X

$t_w=4.5\text{mm}$

Residual stress \ w/t	0.0	1.0	2.0
no	4	5	6
yes	7	X	X
yes (large)	8	X	X

表 3.6.4 試験体細目 (剪断)

Specimen	$t_w$ (mm)	$t_f$ (mm)	$\sigma_{Yw}$ (kg/mm <sup>2</sup> )	$\sigma_{Yf}$ (kg/mm <sup>2</sup> )	$w_0/t$		Residual stress
					A Panel	B Panel	
1 GS-3.2-0.0sr	3.17	14.05	23.15	23.70	0.268	0.375	no
2 GS-3.2-1.0sr	3.17	14.05	23.15	23.70	2.107	1.527	no
3 GS-3.2-0.0	3.17	14.05	23.15	23.70	0.189	0.095	yes
4 GS-4.5-0.0sr	4.35	14.05	22.47	23.70	0.103	0.092	no
5 GS-4.5-1.0sr	4.35	14.05	22.47	23.70	0.690	1.076	no
6 GS-4.5-2.0sr	4.39	14.05	22.78	23.70	1.822	1.879	no
7 GS-4.5-0.0	4.39	14.05	22.78	23.70	0.239	0.223	yes
8 GS-4.5-0.0L	4.39	14.05	22.78	23.70	0.155	0.137	yes (large)

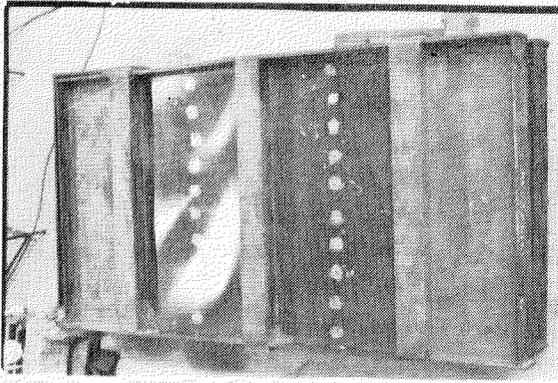
$t_w$  ; thickness of web plate  
 $t_f$  ; thickness of flange plate  
 $\sigma_{Yw}$  ; yield stress of web plate  
 $\sigma_{Yf}$  ; yield stress of flange plate

$w_0/t$  ; maximum value of initial deflection  
 divided by web plate thickness

表 3.6.5 剪断試験結果

Specimen	$V_p$ (ton)	$V_u^c$ (ton)	$V_u^c/V_p$	$V_u^e$ (ton)	$V_u^e/V_p$	$V_u^e/V_u^c$
GS-3.2-0.0sr	36.69	36.56	0.996	36.35	0.991	0.995
GS-3.2-1.0sr	36.69	36.56	0.996	37.00	1.008	1.012
GS-3.2-0.0	36.69	36.56	0.996	37.50	1.022	1.026
GS-4.5-0.0sr	48.87	48.87	1.000	51.85	1.061	1.061
GS-4.5-1.0sr	48.87	48.87	1.000	50.50	1.033	1.033
GS-4.5-2.0sr	50.00	50.00	1.000	49.75	0.995	0.995
GS-4.5-0.0	50.00	50.00	1.000	48.75	0.975	0.975
GS-4.5-0.0L	50.00	50.00	1.000	49.10	0.982	0.982

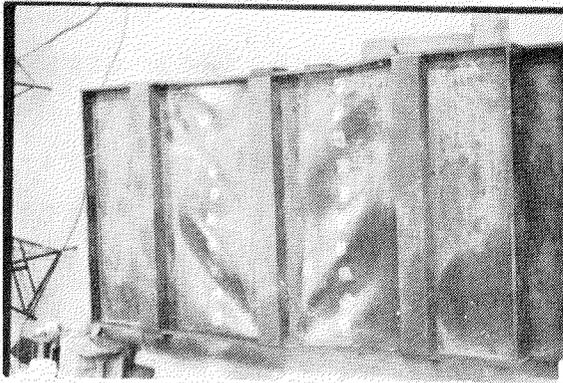
$V_u^c$  ; ultimate strength  
 (calculation)  
 $V_u^e$  ; ultimate strength  
 (experiment)  
 $V_p$  ; plastic strength



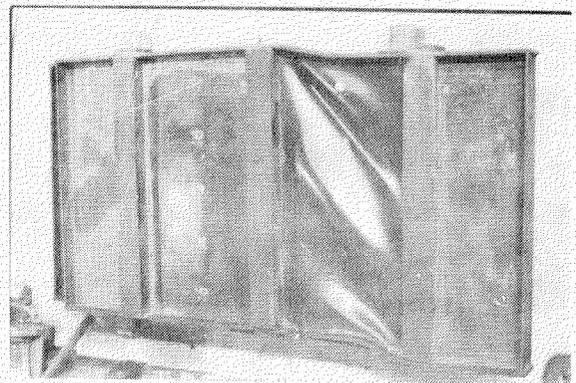
GS-3.2-0.0



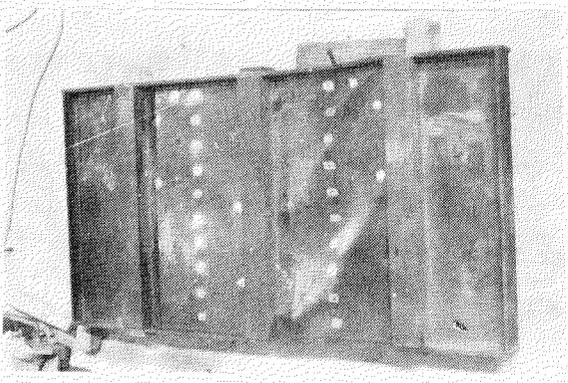
GS-4.5-0.0 sr



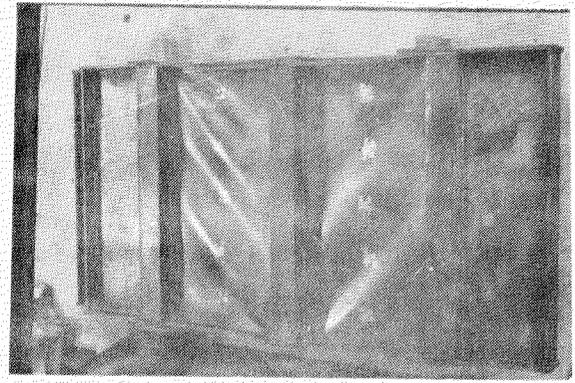
GS-3.2-1.0 sr



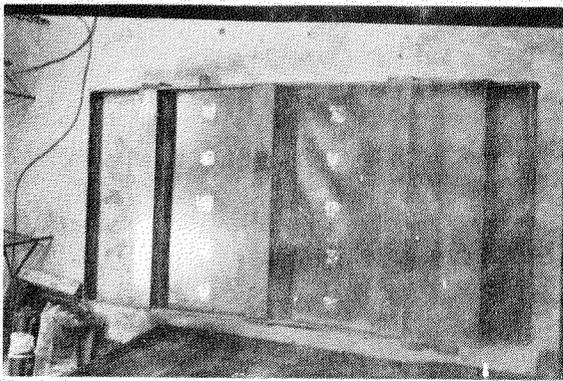
GS-4.5-2.0 sr



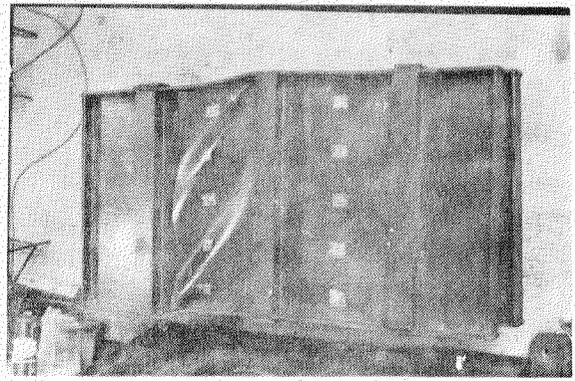
GS-3.2-0.0 sr



GS-4.5-0.0 L



GS-4.5-1.0 sr



GS-4.5-0.0

写真3.6.1 各試験体の崩壊形式

### 3.7 橋梁事故と初期不整の関係について

#### 3.7.1 はじめに

1969年より1971年にかけて

- i) Der Neuen Donau Brücke (オーストリア, 1969-11-6)
- ii) Milford Haven Bridge (イギリス, 1970-6-2)
- iii) West Gate Bridge (オーストラリア, 1970-10-15)
- iv) Koblenzer Südbrücke (西独, 1971-11-10)

と、スパン200~300mの長大な箱桁橋の加設中の事故がたてつづけに発生した。これらはいずれも座屈・崩壊によるものであり、大型化、軽量化に対して初期歪等の存在により十分にその安全性が保たれていなかったためであるとされている。

「船殻部材の歪量の強度に及ぼす影響」について取り組んでいるSR127部会としては、他分野の事故とはいえ見透し得ない問題であり、その実態を把握し、必要ならば許容工作歪基準作成に当ってこれらを反映さすべく文献調査W.G.\*<sup>1</sup>が作られた。

これらの事故の概要及びその原因に関する資料をふまえ、本報告では、前半に前田の資料<sup>1)~5)</sup>にもとづき上記4大事故の概要を、後半に事故後箱桁橋の設計法について英国で行われたMerrison委員会の研究報告についてその概要を述べることとする。

#### 3.7.2 橋梁事故の概要

##### (1) オーストリア、ウィーン市第4ダニューブ河橋梁の事故

本橋の概要は図3.7.1に示す通り、非対称に210mという長い中央径間を持つ全長412mの三径間連続桁橋で、その断面は2つのBox Girderよりなり31.38m巾員の鋼床版構造である。

使用材はst52, st44, st37等で、単位床面積当り430kg/m<sup>2</sup>の鋼重である。

設計、製作、架設はWagner-Biro Co., 検査(Prof Engineer)はT.H.WionのP.Stein教授である。

架設の方法は図3.7.2に示す張出し工法である。

事故は、閉合作業を日中に終え、夜20時44分25秒に発表した。最初図3.7.2図中のM<sub>1</sub>点に、次いでM<sub>2</sub>, M<sub>3</sub>点に座屈を生じたが、幸い落橋にいたらず、死傷者も出なかった。座屈状況、並びに座屈を発生した下部フランジの詳細寸法を図3.7.3に示すが、断面変化点の溶接継手に極めて近い場所である。

事故の原因は次の通りとされている。

- i) 死荷重応力計算が正確でなかったこと。
- ii) 温度作用に対する配慮がなされなかったこと。
- iii) 部材に避けられない初期不整が存在したこと。

以上の3原因により、オーストリアの設計示方書での要求値(架設時、降伏に対して1.65, 線型座屈に対し1.25の安全率)では、実際はM<sub>1</sub>点で1を割ったためである。なお、材料に欠陥は認められていない。

##### (2) イギリス、ウェールズ、ミルフォードヘイヴン橋の事故

本橋の概要並びに架設方法について図3.7.4に示す通り、鋼床版逆台形箱形断面の全長821mの7径間連続鋼橋である。

使用材はBS968(SM50相当)、単位床面積当り鋼重は300kg/m<sup>2</sup>と非常に軽い。

設計はFreemann, Fox & Pantuers Co., 施工はAE Farr社, 製作はJ.T.Horsley社である。

事故は図3.7.5に示すごとく橋脚⑥上で断面が座屈し、第2径間全部約600トンが墜落、死者4名、負傷者6名

\*1 吉田(東大), 杉本(三井), 沓岐(三菱)

を出した。

事故原因究明のため、Merrison 調査団が組織され、約7カ月めのころ次ぎのことが明らかにされた。

- i) 事故の原因は橋脚⑥の位置にある箱桁内部のダイヤフラム板の座屈によって生じた。そしてこのダイヤフラム座屈の原因は
- ii) 主桁の腹板が傾斜しているため下端に沿って大きな圧縮力を生ずるが、これに対し十分配慮されてなかった。(計算書では耐荷力1285トンと称しているが、事故後の精密計算では初期たわみなしでも500トンで座屈、900~1300トンで崩壊することが判り、事故時には963トンが作用していると推定されている。)
- iii) ダイヤフラムは、補剛材つき板で19mm程度の初期たわみが存在している。
- iv) 橋脚上の支持用沓が少しずれていたため、反力が偏って作用した。

等々、結局ぎりぎりの強度設計を行ったために安全上の余裕がなく、製作時の歪や溶接応力の存在がこれに加わって架設時安全率を低げてしまったためである。

### (3) オーストラリア、メルボルン市、ウェストゲート橋の事故

本橋の概要を図3.7.6に示す。中央径間336mの斜張橋を含む848mの5径間連続桁を主体として、全長2600mの橋梁である。断面は3室の逆台形箱桁で、降伏点35%の高張力鋼を用い、単位床面積鋼重250kg/m<sup>2</sup>と非常に軽い構造であった。

設計と施工管理はFreemann, Fox & Partners と Maunsell & Partners Joint, 施工はWorld Structures & Constructions Pty, Ltd, と John Houand Pty, Ltd との Joint である。

架設方法としては、桁を橋軸長手方向に2分割し、地上で組立てたブロックをジャッキアップし、空中にて溶接により一本の完全断面の桁とすることとした。しかし、本橋は永年、垂直両方に非対称構造であるため、前例のない工法として非常に難しいものである。

事故が起る前、⑭-⑮径間の架設に際してトラブルを生じていた。すなわち、片側半分をジャッキアップしたとき、内側のフランジに座屈を生じ8cm喰い違ったものを無理に閉合した。事故径間⑩-⑪ではこの喰い違いが10cmあり、水平方向にも喰い違いがあったため、ジャッキで矯正を試みたがうまくゆかず、次に高い方の桁に8トンのブロック7個のせて高低差をなくそうとした。このころより、中央付近の上フランジ縁が座屈を始め、うまくゆかず、そこで、コンクリートブロックをおろし中央部の漆接ボルト37本抜きとった瞬間、突然この部分がふくれ上り、箱桁の他の部分にも座屈が移行し、残った片側断面にもかなり荷重が移行してかかり、桁全体として変形が進み、最初の座屈開始後約1時間して図3.7.7のような運動を起して落橋した。本事故により35名死亡、約30名の負傷者を出した。

事故の原因は

- i) 径間中央で横方向継手のボルトを30本抜いたため、ダイヤフラムを介して相手桁に重量がかかり、荷重にたえられず折れまがった。
- ii) 間接的には工法に無理があり、理論計算なしのまま過大なコンクリートブロックをのせて座屈を生じた。
- iii) 非対称断面であり、どうしても両桁が合いにくくなること、また、上下フランジは3m近く突出しており、特に上フランジはコンクリート床版を合成させる設計のため薄くなり、座屈など生じやすい構造で高さ58mの空中で合せる工法自体に無理があった。

以上技術的要因の他に、設計自体粗雑であること、発注者、設計者、施工者間の連絡の悪さ、予算の制約からくる無理な軽量化、工期等数々の人災的要因が大きくひびいて起るべくして起った事故とされている。

### (4) 西独、コブレンツ市、ライン河橋梁の事故

本橋の概要を図3.7.8に示す。全長442mの三径間逆台形箱桁橋である。

架設は図3.7.9に示す通り、長さ17m、91トンのブロックを張出し工法により現場溶接で接合する。設計は西独政府地方建設局、製作と架設はMAN社、Proof EngineerはT.H.DarmstadtのProf Klöppelである。

事故状況を同じく図3.7.9に示す。このため死者13名、重軽傷者13名を出した。

事故原因はモデルテスト等含めた調査により次のことが明らかとなった。

i) 折損位置については、ほぼ実験でもこのようになること。

ii) 底板の現場突合せ溶接を自動溶接機を用いるため図3.7.1 0に示す通り、 $45.6\text{ cm} \times 11\text{ m}$ の非補剛部分があり、これがため該部の安全率が著しく低下した。

架設の安全率として DIN 示方書によると  $1.25 \sim 1.35$  が普通であるが本橋の場合  $1.69$  を採用したが、初期たわみ約  $2\text{ mm}$  があったため、<sup>\*1</sup>このように一部無補剛の場合、安全率を  $1.0$  に低下したと云う。調査関係者の一致していることは「設計上の誤りや架設上の過失はなかった。鋼板の座屈応力計算に用いられた線形理論に欠陥がある」とのことで結局西独政府は、この添接方法を禁止し、かつ板に働く応力計算には非線形理論を用いるべしとの命令を出し、同時に示方書の改訂を命じて、とりあえず安全率を  $1.71$  にあげることとした。

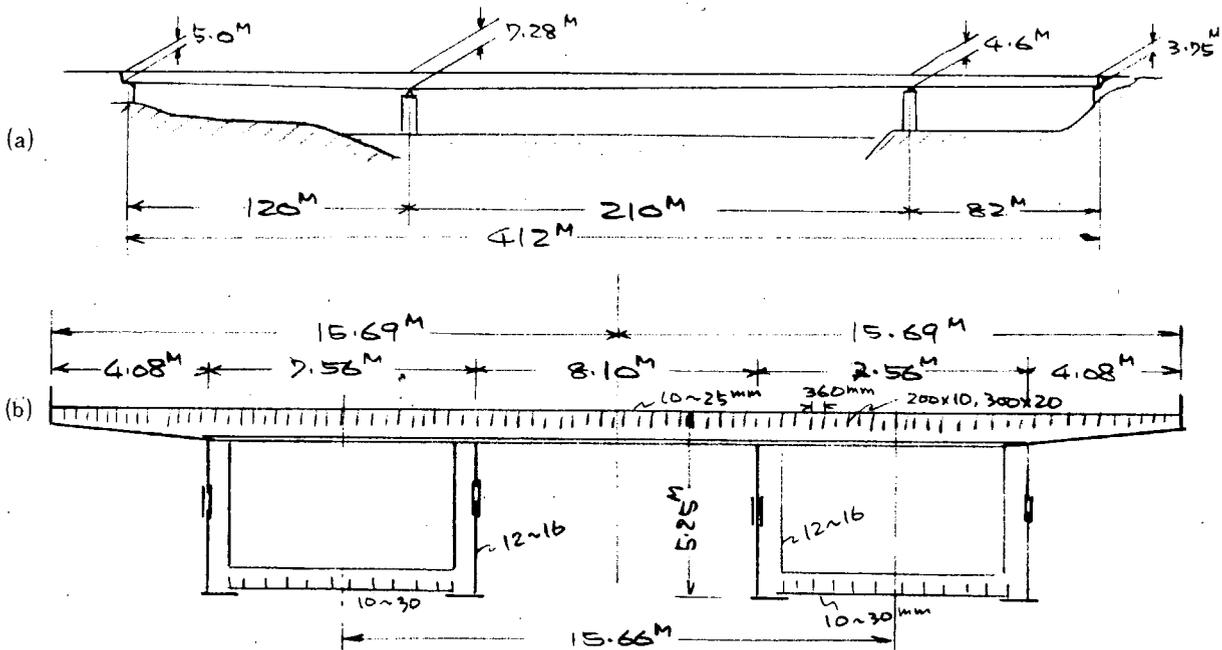


図 3.7.1 Nouen Donau Brücke の側面図及び断面図

\*1 1mmならOKだった。

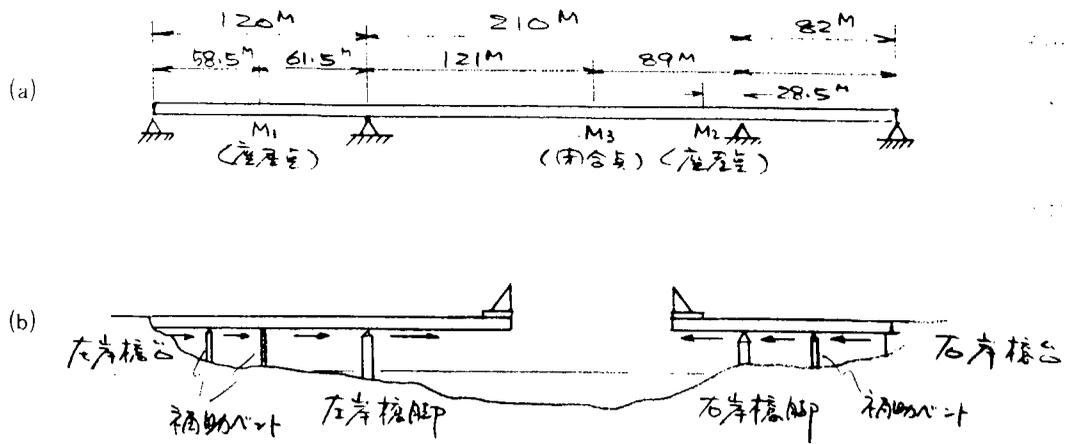


図 3.7.2 張出し架設方法並びに座屈発生位置

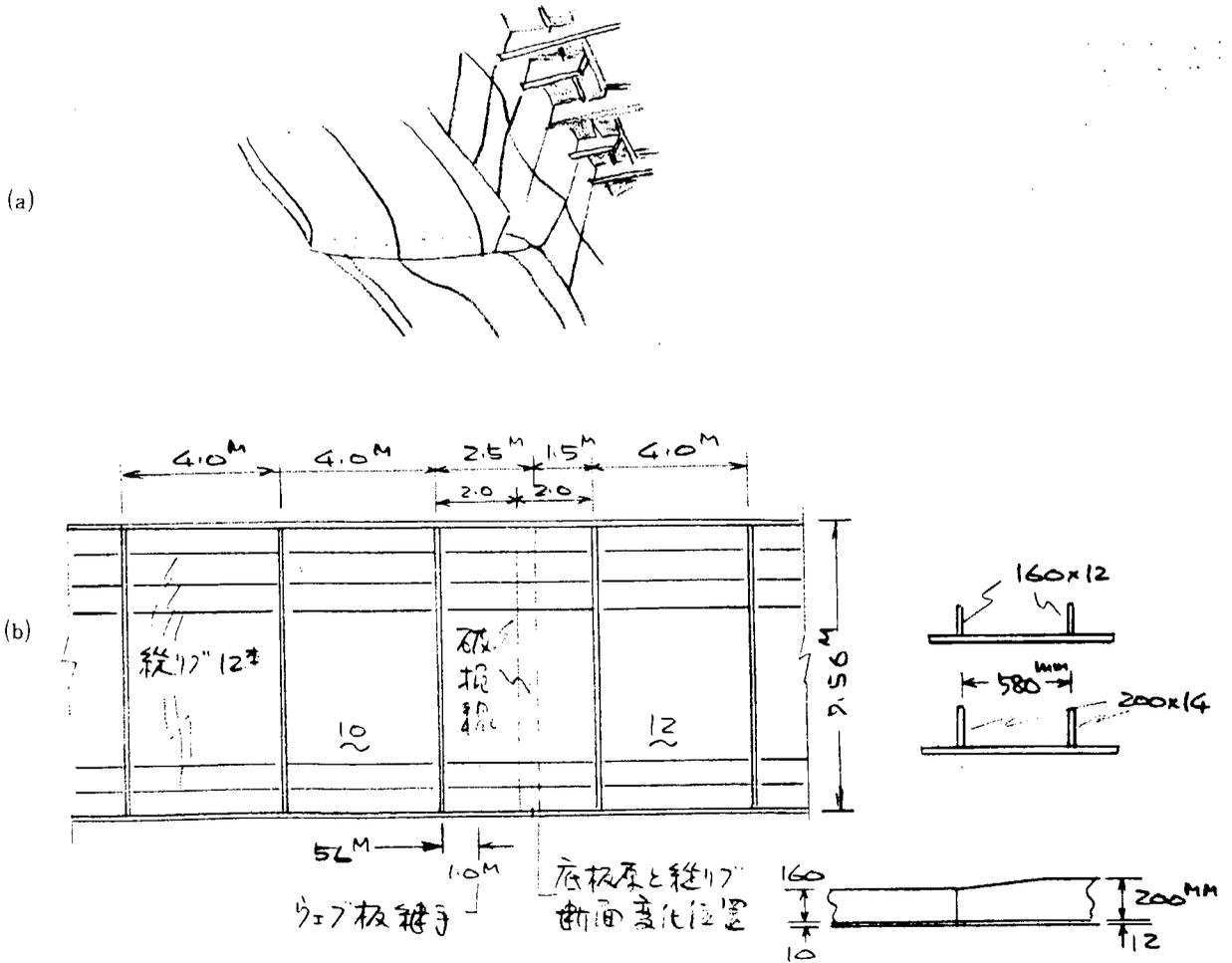


図 3.7.3 下フランジの座屈状況並びに詳細寸法

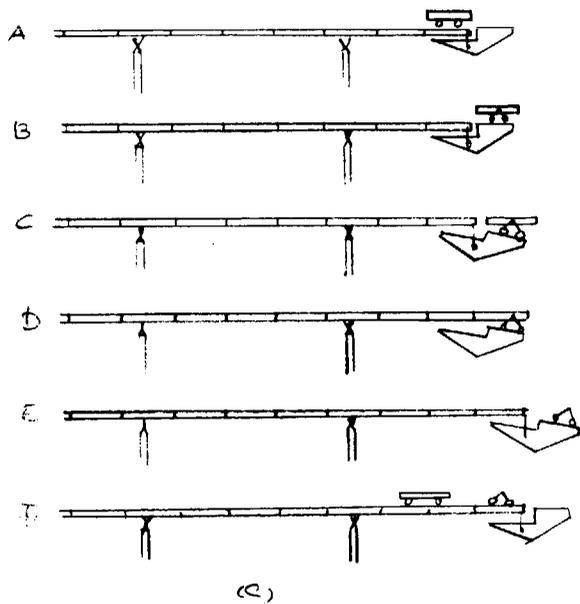
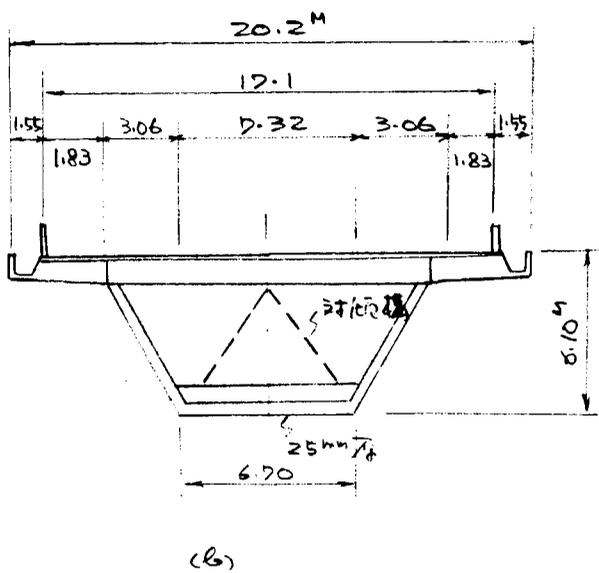
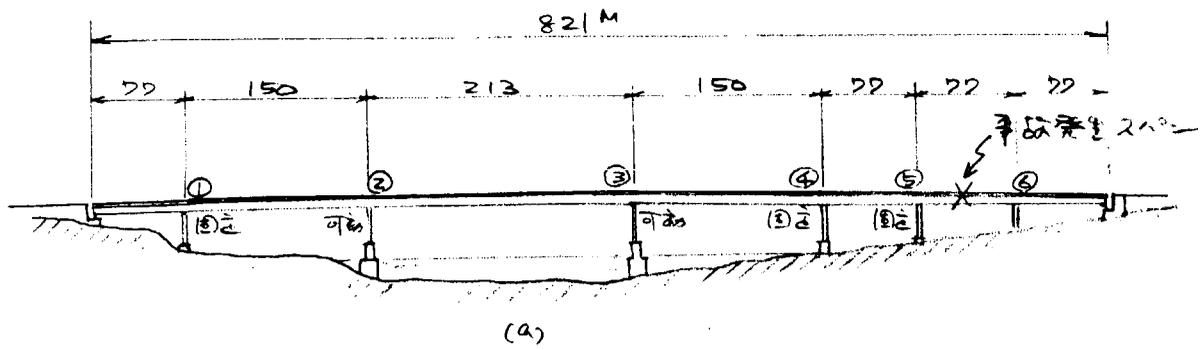


図 3.7.4 Milford Haven 橋の側面図，断面図並びに架設方法

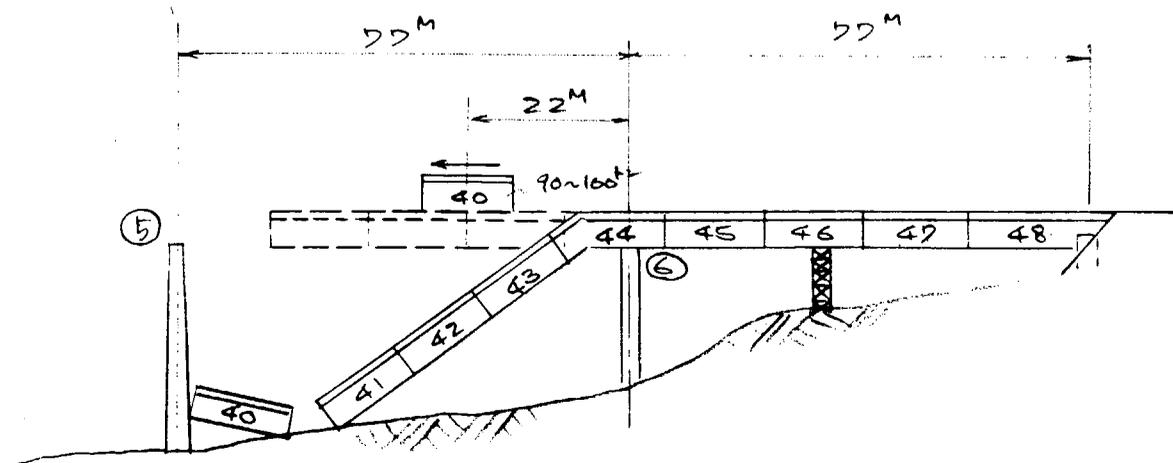


図 3.7.5 落橋状況

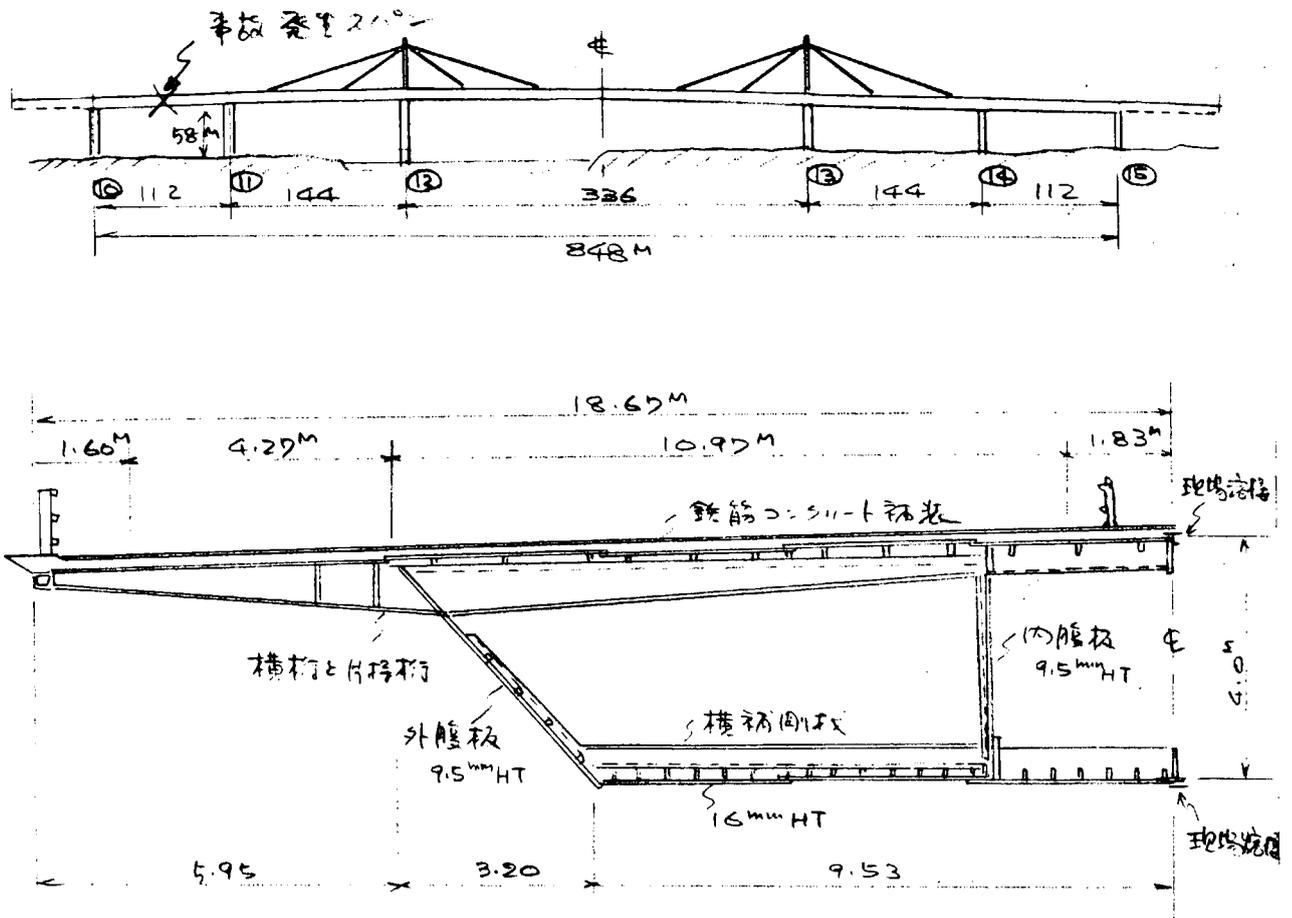


图 3.7.6 West Gate Bridge 側面図及び断面図

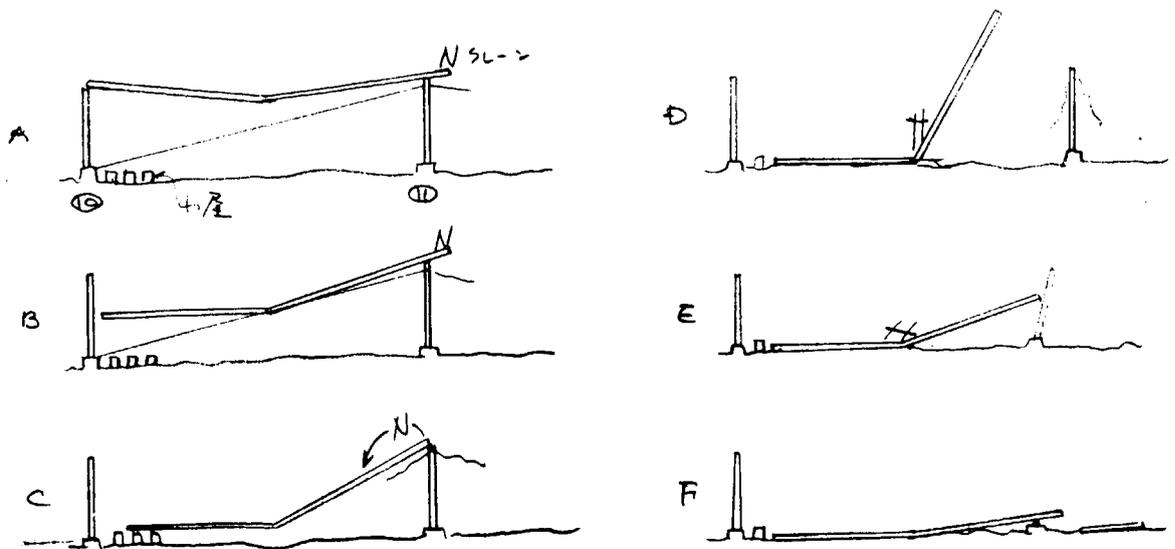


图 3.7.7 落橋状況

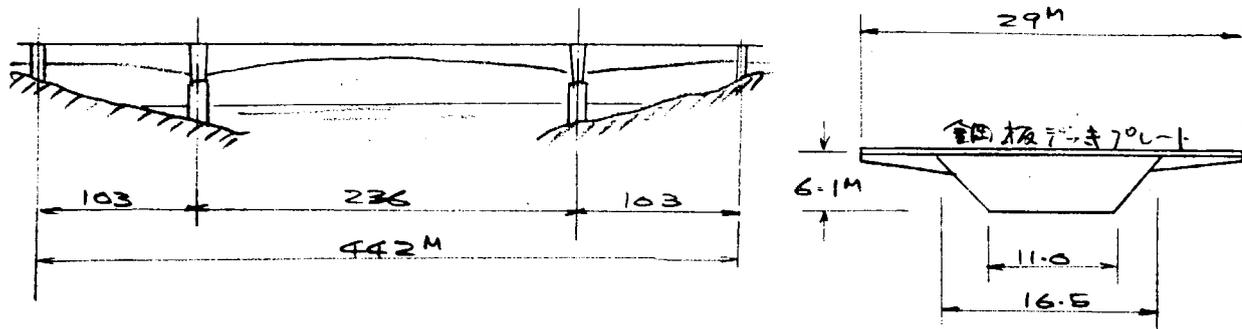


図 3.7.8 Koblenzer Südbrücke の側面図及び断面図

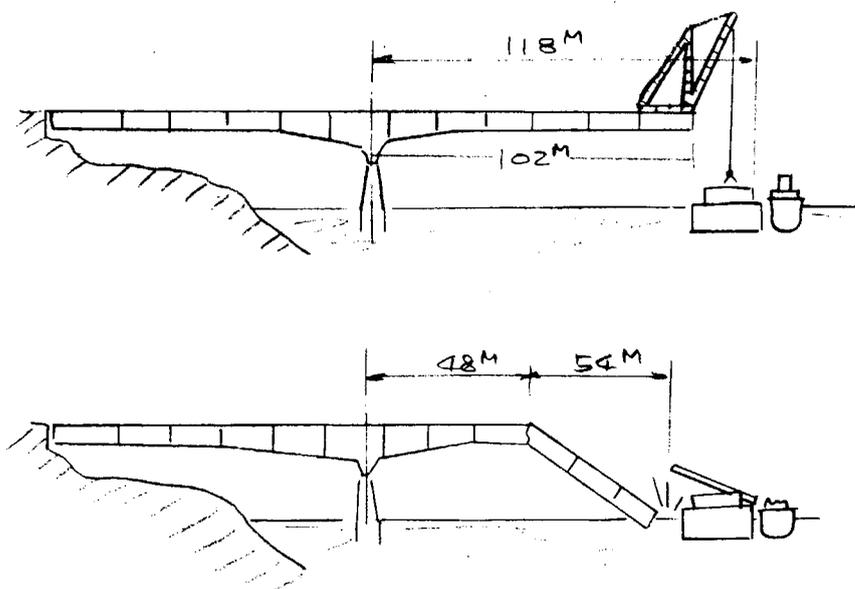


図 3.7.9 事故状況

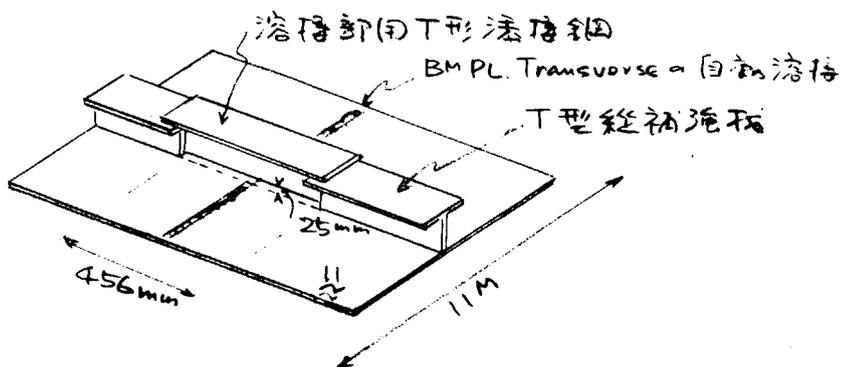


図 3.7.10 座屈発生部詳細

### 3.7.3 メリソン委員会報告書概要

#### (1) 報告書の構成

3.7.1 に述べた1970年のミルフォード・ヘブン橋の事故を契機として英国にCommittee of Investigation into the Design and Erection of Steel Box Girder Bridges (Merrison委員会)が組織され、1971年に中間報告として、"Inquiry into the Basis of Design and Method of Erection of Steel Box Girder Bridges-Interim Report"が、英国環境庁及びスコットランド開発庁・ウェールズ支局から発行され、これには付録としてAppendix A及びBが付されており、特にAppendix Aは、"Criteria for the Assessment of Steel Box Girder Bridges With Particular References to the Bridges at Milford Haven & Avonmorth"との表題のもとに、その時期までの検討内容を詳細に説明している。

1973年から1974年にかけて、同委員会は最終報告を発行した。これは、"Report of the Committee"を主文としてAppendix I, II, IIIから構成されている。主文では委員会の経過と今回の内容が基本的には中間報告の内容と同一であり、Appendix Iに掲げる設計基準は、British Standard Code of Practiceの改定作業が終了し、新しいCodeが完成するまでの暫定的なものであるが、新Codeの内容は、これと大差ないものになるであろうと述べている。

Appendix Iは、本報告の主要部分であり、"Interim Design and Workmanship Rules"の名のもとに以下の4 Partsに分かれている。

Part I Loading and General Design Requirements

Part II Design Rules

Part III Basis for the Design Rules and for the Design of Special Structures not  
Within the scope of part II

Part IV Materials and Workmanship

Appendix II, IIIは、それぞれ"Summary of Research Work Undertaken for the Committee"  
"Recommendations in the Committees Interim Report"との題名で、いずれも事務的な内容をもつ短文である。

以下では、Appendix Iにもられた新設計法の考え方のあらすじを4つのPartsの区分にとらわれず整理してまとめ、一部中間報告の内容も含めて概説する。

#### (2) 設計原則

鋼箱桁橋の設計は、以下の2つの基本的な設計原則に適合したものでなければならない。

使用不可設計： $(\text{外力} \times \gamma_{ss})$ による力or応力 $\leq$ (使用不可限界における力or応力) $/\gamma_{ms}$

(Unserviceability)  
Design

崩壊設計： $(\text{外力} \times \gamma_{sc})$ による力or応力 $\leq$ (崩壊限界における力or応力) $/\gamma_{mc}$

(Collapse Design)

ここで、使用不可とは構造物の使用機能を維持するために補修が必要な状態をさし、その限界(使用不可限界)として

(a) 過度の永久撓みによる構造要素の塑性変形あるいは、舗装、塗装の損傷

(b) 応力が降伏応力を越えるような要素座屈、ただし、塑性再分布が許される場合は除く

(c) 疲労亀裂発生

を考える。一方、崩壊限界としては

- (a) 橋の支持構造の転倒
- (b) 桁の任意断面において、断面力が先述した原則に不適合
- (c) 板要素については経験的な式から限界を定め、防撓板については、任意点の最大相当応力が降伏応力を越える状態を、疲労破壊については、引張力を受ける要素の亀裂が伝播して有効断面積を減少させる状態を限界とする。

### (3) 構造解析と構造設計

#### (a) 外力と安全係数

外力の種類として、死荷重、活荷重、架設時荷重、冰雪荷重、風荷重、温度荷重、不整量による荷重等を考え、おのおの算定法及び組合せ可能性を与えている。

安全係数については、各種の荷重に対して先述の式中の $\gamma_{sc}$ 、 $\gamma_{mc}$ 、 $\gamma_{ss}$ 、 $\gamma_{ms}$ の値を表の形で与えている。

#### (b) 安全解析

弾性梁理論により、2軸曲げ、剪断、捩りを解析し、断面内応力分布、断面力、撓みを求める。崩壊限界断面力は、断面を構成する構造要素の崩壊限界強度にもとづく。

#### (c) 応力解析

線型解析：単純梁理論から計算される応力分布を基礎として剪断遅れによる軸応力分布、ゆかみ拘束に軸応力、断面変形拘束による軸応力及び断面変形による巾方向応力等を弾性線型理論によって求め、修正項として付加する。このようにして求めた応力分布により、使用不可限界、疲労限界を検討する。

非線型解析：仮定した分布形と大きさを有する初期撓み、残留応力の影響や部分的な塑性化を考慮するため、面外変形の面内剛性低下に対する効果の算定等必要に応じて弾性非線型理論を用いて応力解析を行い、これにもとづいて板要素や防撓板構造の座屈限界や崩壊限界を検討する。

以下に、初期撓みを有する矩形板要素の崩壊強度を検討する手続きを示す。なお、これは、計算式と図表とによる近似解析手法であり、別に変形理論による有限要素法解析を推奨している。

#### (d) 各種部分構造の簡易設計法

各種部分構造の構造特徴に応じて線型理論により解析した応力と式あるいは図表の形式で与えられた使用不可限界あるいは崩壊限界とにより部分構造の構造要素寸法を検討する。対象としては、web構造、flange構造、diaphragm構造、cross-frame構造、box-column構造及びconnection構造である。例えば、web構造には、web plate panel、web vertical stiffener及びweb horizontal stiffenerの設計が含まれる。

### (4) 溶接残留応力の取扱い

#### (a) 溶接残留応力の算定

各種溶接継手形式に対して開先種類、ビード位置及び層数を用いて溶接線方向の残留応力を算定する式及びノモグラフを与えている。

#### (b) 溶接残留応力の考慮法

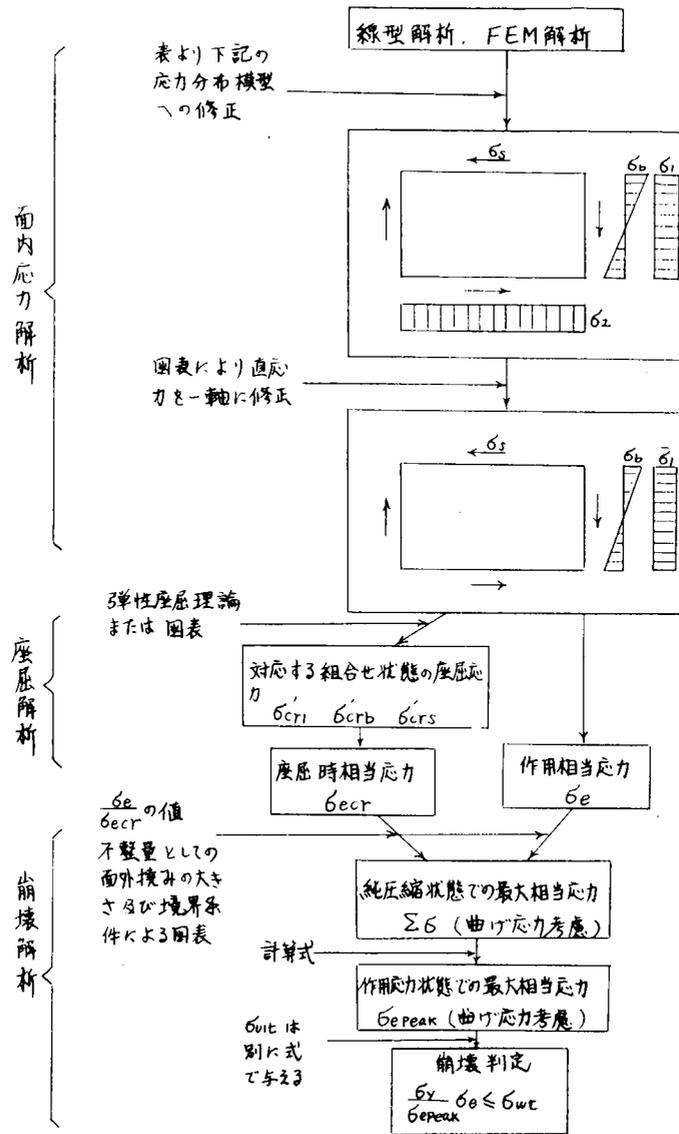
簡易設計法においては、(崩壊限界応力/ $\gamma_{mc}$ )の修正項として直接考慮するか、あるいは降伏応力の修正項として間接的に崩壊限界応力に対して考慮する。このような、(2)に述べた基本式の右辺に対して考慮する例としてstiffened flange panelの圧縮及び面内曲げ強度がある。

非線型解析においては、存在する残留応力に等価な付加的な面外撓みを算定して付加初期撓みとするか、あるいは、外力に対する付加応力として取扱う。この例としては、unstiffened plate panelやstiffener outstandがある。

### (5) 初期不整の取扱い

初期不整には、部材相互の位置の不整と部材自身の形状の不整とに分けて考えることができる。

板要素の近似崩壊解析法



(a) 位置不整

diaphragm 中央面の支承 (bearing) に対する橋軸方向の偏心, diaphragm 面内における支承の位置及び角度の不整, 脚構造の偏心に対しては, 計算上の偏心量に支承の種類によって規定される偏心量を付加するか, あるいは公差に規定係数を乗じたものを不整量とする。また, splice の不整については公差を与えている。

(b) 部材形状不整

板, 防撓材, cross-frame, cross-girder, vertical primary web stiffener に対する製作公差を表の形で与えている (後述)。

簡易設計法にもとづく場合には, 製作上の誤差がこの公差の範囲内になるようにする。

非線型解析においては, 構造要素の種類に応じて一般に面外初期変形として座屈波形に対応する形状を有する初期撓み, 溶接残留応力に等価な面外撓み, diaphragm や cross-phrame frame 等の隣接部材の影響による面外撓みの和をとり, この初期変形による面内剛性の低下を導入した解析を行い, 使用不可限界あるいは崩壊限界を検討する。

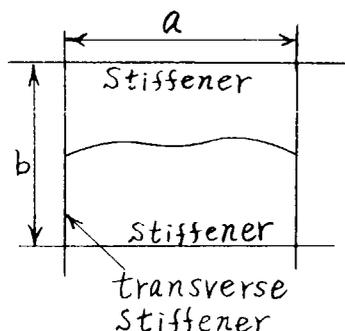
(c) 製作公差

plate panel, stiffener, cross-frame, cross-girder, vertical primary web stiffener

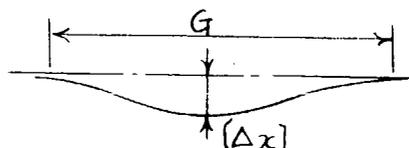
の各要素に対し、公差が表及び式で与えられており、その測定のためのゲージ長さについて詳細な規定が付されている。測定された誤差の一部が上記の公差以上になっている場合、plate panel, stiffener, longitudinal stiffener of web panel のそれぞれに対して特別に指定された方法で測定した値にもとづく有効値がある規準値以下の場合許容誤差とする緩和条項がある。以下に例として plate panel と stiffener の製作公差を示す。

### 製作公差の例

撓みモード



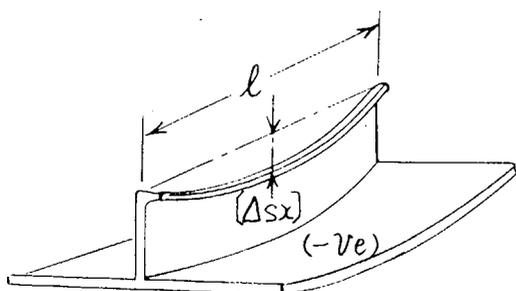
公差



$$[\Delta_x] = \frac{G}{30t} \left(1 + \frac{b}{5000}\right) \text{ mm for } t < 25 \text{ mm}$$

$$= \frac{G}{750} \left(1 + \frac{b}{5000}\right) \text{ mm for } t > 25 \text{ mm}$$

ただし、圧縮を受ける flange 等では、1.0 mm 以下、web panel では、3.0 mm 以下とはしない。



$$[\Delta_{sx}] = -\frac{l}{1200}$$

あるいは、2.0 mm の内の大きい方

### 3.7.4 おわりに

3.7.2 に挙げた橋梁事故から得られる教訓として大型構造物に経済設計を行うにつれて相対的に薄肉化が行われる結果、従来の実績のある構造物の挙動とは別の薄肉構造としての挙動が現われてきて余剰強度が少なくなり、小さな設計施行上の不注意が容易に構造物を破壊に至らしめるので、十分な配慮が必要である。

3.7.3 に概説したメリソン委員会報告は、事故を契機として B. S. code の改訂を目標とした仕事であるから当然とは言うものの、外力の取扱いから始まり、FEM 及び実験を背景とした筆算向きの解析法と設計法とを展開し、相当微細な構造までを対象としている点は、構造物を全体として統一的な視点でとらえており、貴重な資料である。特に、初期撓みを含めた非線型解析を重要な解析手段として採用し、かつ、近似的とはいえ一応崩壊を設計の基準としていることは、今後の平板構造の設計に対して一つの方向を示している。

参 考 文 献

- (1) 伊藤学, 成瀬輝男: "鋼箱桁橋に関する国際会議の報告", 橋梁と基礎, 1973-9
- (2) 山浦広海: "オーストラリア/ウェストゲイト橋崩壊事故と当事者の責任", JSCE, 1972-2
- (3) 阿部英彦: "近年の鋼橋の事故例と問題点", JSSC, 1973-2
- (4) 高村 清: "欧州の橋梁架設事故", JSSC, 1973-10
- (5) 前田幸雄: "海外における最近の橋梁事故について", 生産と技術, 1973-3
- (6) 前田幸雄: "架設中の安全性", JSSC, 1974-2
- (7) 日本道路協会橋梁委員会示方書小委員会幹事会: "West Gate Bridge 落橋事故調査報告書", 1972-3
- (8) The State of Victoria: "Report of Royal Commission in to the Failure of West Gate Bridge", 1971-8
- (9) Department of the Environment: "Inquiry into the Basis of Design and Method of Erection of steel Box Girder Bridges"-Interim Report and Appendix B, 1971
- (10) Department of the Environment: "Criteria for the Assesment of steel Box Girder Bridge with Particular Refrences to the Bridges at Milford Haven and Avonmouth", 1971-9
- (11) Department of the Environment: "Inquiry into the Basis of Design and Method of Erection of Steel Box Girder Bridges " Report of Committee Appendix II and Appendix III, 1973
- (12) Department of the Enviroment: "Inquiry into the Basis of Design and Method of Erection of Steel Box Girder Bridges " Appendix I, Interim Design and Workmanship rules, 1973~74

## 4. 船殻部材の歪量と材料強度に関する研究

### 4.1 初期歪が継手の疲れ強さに及ぼす影響

47年度は突合せ継手の角変形が継手の疲れ強さに及ぼす影響を求めた。

48, 49年度は、溶接裏当金が片面突合溶接継手の時間疲れ強さに及ぼす影響を求めた。

#### 4.1.1 試験方法

##### (1) 供試鋼材, 溶接棒

供試鋼材の化学成分, 機械的性質を表4.1.1に示す。

表4.1.1

鋼材	ビート No	化 学 成 分 %							引 張 試 験			曲げ 試験
		C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Y.P kg/mm <sup>2</sup>	T.S	E.L %	
SM41A	16917	.17	.06	.56	.014	.017	—	—	26	44	31	良
SM50A	14511	.17	.47	1.28	.020	.018	—	—	35	53	24	良
SM58	18196	.15	.50	1.42	.020	.013	.70	.74	54	67	33	良

溶接棒はJISD4316, JISD5016, 4mmφを各々使用した。

##### (2) 試験片

試験片の形状寸法を図4.1.1に示す。

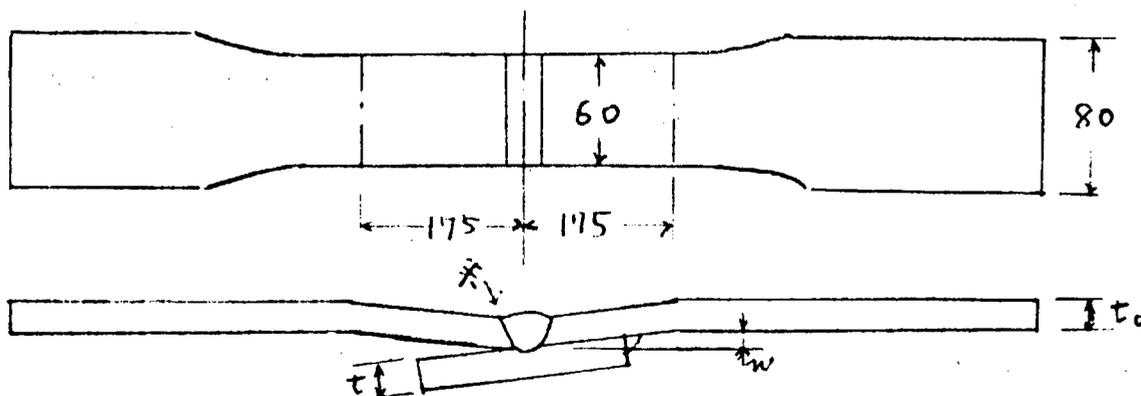


図4.1.1

試験片は裏当金形状  $l/t$  を各々 2.3.5 として, 裏当金形状が片面溶接継手の強度に及ぼす影響を検討した。

表4.1.2に試験片形状寸法を示す。

表4.1.2

T NO.	鋼種	$t_0$	$t$	$l/t$	裏当金
4A-1	SM41A	8	8	2	
-2				3	
-3				5	
5A-1	SM50A	8	8	2	
-2				3	
-3				5	
6A-1	SM58	8	8	2	
-2				3	
-3				5	

(3) 試験機

油圧型万能疲労試験機 50T-2T  
片振引張荷重, 繰返し速度 300CPM

4.1.2 実験結果

実験結果を図4.1.2～図4.1.4に示す。

図4.1.2は, 突合溶接継手の角変形Wと時間疲れ強さ, 図4.1.3は, 裏当金付継手の裏当金巾ℓと時間疲れ強さ, との関係をそれぞれ示す。

実験結果よりつぎのことが判った。

- 1) 溶接突合せ継手の時間疲れ強さは一般に継手の角変形とともに低下する。
- 2) 継手の角変形をもつ溶接部の疲労クラックは, 継手の凹入側ビードトウで生ずる。  
したがって, 継手の角変形量の疲れ強さへの影響は近似的に凹入側応力とビードトウの応力集中率とによって評価される。
- 3) 本実験の範囲では(図4.1.3)  
裏当金の形状寸法はℓ/t=3.0, 溶接脚長3mm程度まででそれ以上ℓ/tを大きくしても疲れ強さへの影響は少ない。
- 4) J.S.Q.Sにおける継手の角変計許容値を表4.1.3に示す。

表4.1.3

大区分		溶 接		補 修 要 領
中区分	小区分	許 容 範 囲		
		適 用 個 所	許 容 値	
継手の変形	継手の角変形	(1).6L $\square$ スキンプレート	骨1スパンにつき 6mm以下(4)	許容限界をこえた場合は歪取りにより修正するか切断後再度取付直しの上再溶接する
		(2)前後部外板及び重要横強度部材	7mm以下(5)	
		(3)その他	8mm以下(6)	

( )内は標準範囲

例えば

$$* \sigma = \sigma_t + \sigma_b = \sigma_t \left( 1 + \frac{6w}{t} \cdot \frac{t \text{ on } h \frac{m}{2}}{m} \right)$$

$$m = \sqrt{12 \frac{\sigma_t}{E} \cdot \frac{t}{\ell}}$$

$$\sigma_t = \frac{P}{b \cdot t}$$

ℓ : スパンの長さの½      w : 初期変形量

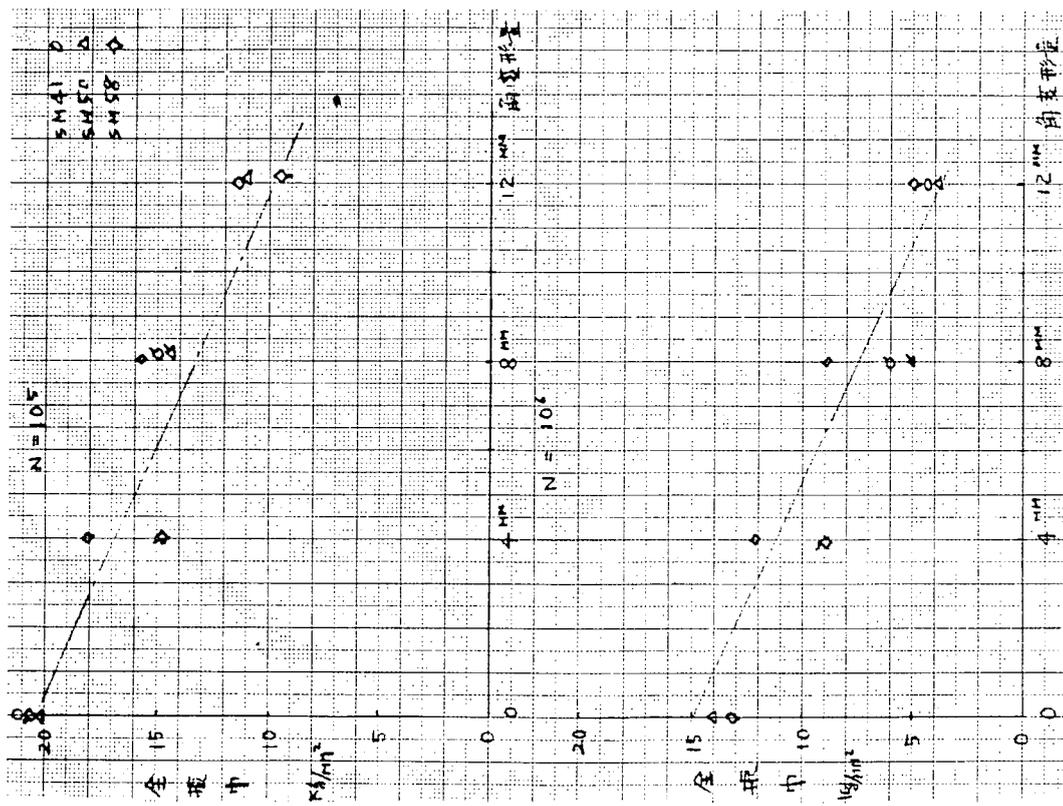


図 4.1.2 角変形量  $w$  と時間疲れ強さ

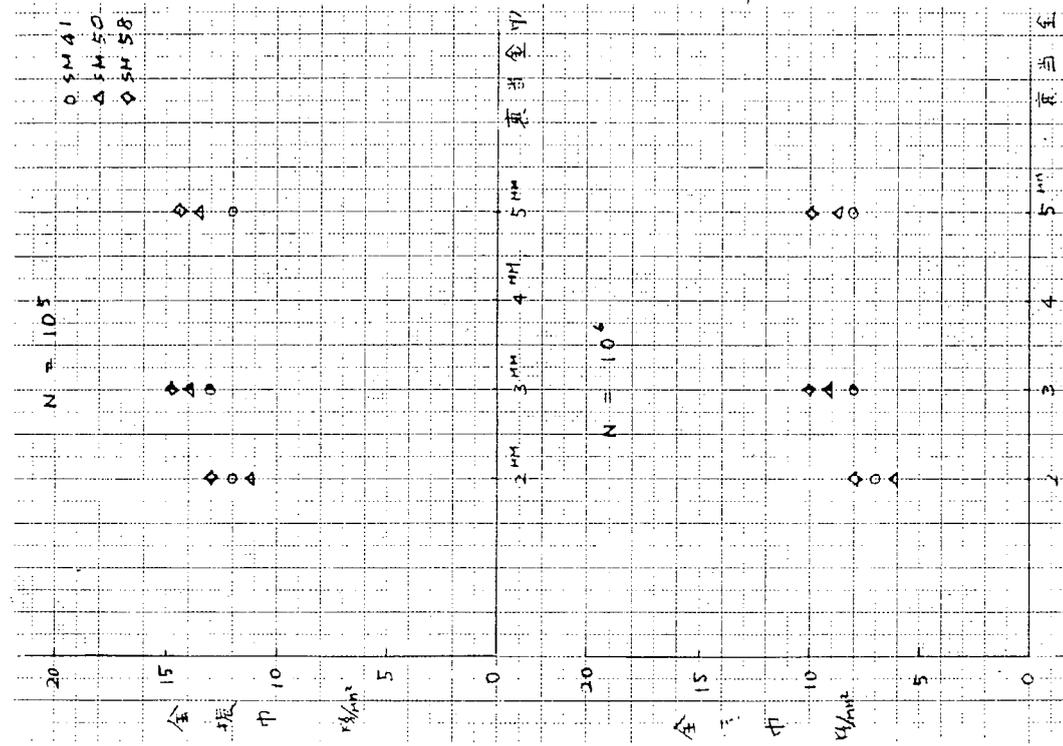
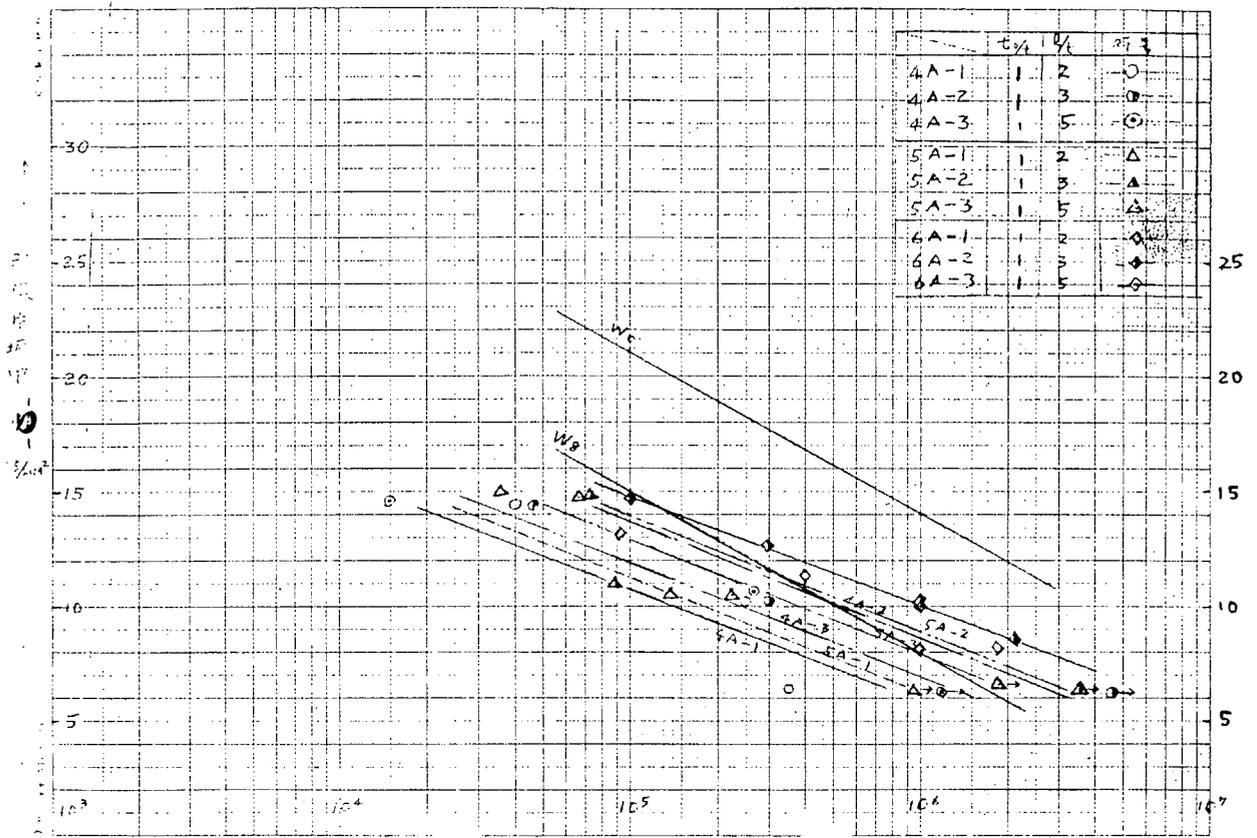


図 4.1.3 裏当金巾  $\theta$  と時間疲れ強さ



☒ 4.1.4

## 4.2 建造中に発生する歪の解析と防止法の研究

### 4.2.1 緒言

船体建造において溶接される各種部材は溶接中に複雑な変形を示す。この変形の大きさは溶接施工に支障を及ぼすことがないように、事前に対策を立てなければならない。また、溶接後に残留する変形量は製品の使用性能上から要求される許容値以内でなければならない。

従来、手溶接などの溶接変形問題に関しては多くの研究が行われてきた。しかし、エレクトロガス溶接などのような大入熱溶接の場合の資料はまだ不十分であると思われる。

本研究では、エレクトロガス溶接における拘束材と横収縮の関係について詳細な検討を行った。そして適正拘束材の寸法と配置を定めるための資料を得た。また、板厚12mm程度の比較的薄板の片面溶接において面外変形が問題になることが多い。この面外変形に対する取付誤差の影響、拘束の影響などに関する資料を得た。

### 4.2.2 大入熱溶接の変形対策に関する一般的考察

金属材料は、溶接アークによって移動する熱源から熱エネルギーを得るときわめて敏感に反応して、ある部分は膨張し、また、ある部分は収縮しようとする。これらの膨張、収縮は内のおよび外的に抵抗を受ける。その結果は熱応力と熱変形となってあらわれる。必然的に加える熱エネルギーが大きいほど、また、それを受ける物体の変形抵抗が小さいほど熱変形は大きくなる。

溶接変形の最適対処法を定めるには、まずその周辺の条件が明確にされなければならない。ここで、溶接変形対策の一般的概念図を図4.2.1に示す。2種類の制約される条件がある。一つは溶接施工に支障を与えない健全な溶接継手を作るために必要な許容変形量である。溶接される物体は溶接中に各種の複雑な変形挙動を示すが、それらの変形量が許容値内に入ることが必要な条件である。他の一つは製品の使用条件、継手性能から要求される許容変形量である。溶接後に残留する最終変形量はこの要求値を満足しなければならない。

大入熱溶接はきわめて能率の高い溶接法である。この高能率性を十分に発揮させるには、溶接変形対策を事前に細かく検討しておく必要がある。たとえば、厚板を対象とするエレクトロガス溶接では、一旦変形を生ずるとそれを除去することはきわめて困難である。したがって、まず溶接変形を極力少なくするような対策が必要である。それは、たとえば、溶着量を必要最小限にするように設計して溶接入熱量を減少させることである。一方さらに、変形の発生機構を検討して変形量を分析し定量化することである。これにより、合理的な拘束方法を採用すること、あるいは溶接収縮量を考慮に入れた事前の加工、取付などを行って溶接変形問題に対処することができる。

### 4.2.3 エレクトロガス溶接の拘束材

#### (1) 横収縮量の大きさ

溶接変形の型式は一般に図4.2.1に示すように、6種類に分けられる。エレクトロガス溶接では、横収縮量はかなり大きい。面外方向への角変形も問題になる場合がある。その他の型式の変形は比較的小さい。

手溶接の横収縮量については多くの実験データと計算式がある。たとえば、多層溶接に対する計算式の一つとしてSpraragenらの式がある。

$$S = 0.2b + 0.05d \quad \dots\dots\dots (4.2.1)$$

ただし、S = 横収縮量, mm

b = 開先断面の平均幅, mm

d = ルートギャップ, mm

エレクトロガス溶接は、開先内の仮づけを全く行わない継手の立向大入熱一層溶接である。その収縮量は手溶接の場合とはかなり異なってくる。図4.2.3は各種の大入熱溶接継手の横収縮量を示す。ここでは、(4.2.1)式との比較も考えて溶接前の開先断面の平均幅を基準にとった。実際には、収縮量に影響を及ぼす要因としては溶接条件、すなわち、電流、電圧、溶接速度がある。また一方、変形抵抗に関する要因としては、溶接長、板幅および拘束の方法

がある。これらの各種の要因を含めて、実用的見地から横収縮量を次のように表示してみる。

$$S = kb \quad \dots\dots\dots (4.2.2)$$

ただし、 $S$  = 最終横収縮量,  $mm$   
 $k = k$  (溶接条件, 溶接長, 板幅, 外的拘束)  
 $b$  = 開先断面の平均幅,  $mm$

図 4.2.3 のデータからエレクトロスラグの場合も含めて概略値を求めると次のようになる。

$$k = 0.12 \sim 0.20 \quad \dots\dots\dots (4.2.3)$$

ただし、溶接入熱量 =  $80 \sim 120 \text{ KJ/cm/cm}$   
 溶接長 =  $1,300 \sim 2,000 \text{ mm}$   
 板幅 =  $1,000 \sim 1,200 \text{ mm}$   
 外的拘束 = 始端部にスタートタブおよび  
 終端部近傍に拘束材

(4.2.2), (4.2.3) 式と (4.2.1) 式を比較して平均開先幅を基準にするとエレクトロガス溶液の横収縮量は手溶接の場合に較べて小さいことがわかる。

(2) 溶接中の開先間隔の変化

図 4.2.4 は代表的試験板のエレクトロガス溶接の横収縮の計測例である。ここで最終横収縮量を分析すると次のように表示できる。

$$S = S_g + S_t \quad \dots\dots\dots (4.2.4)$$

ただし、 $S$  = 最終横収縮量 =  $2.4 \text{ mm}$   
 $S_g$  = アークが通過した時点における  
 開先間隔の変化量 =  $1.2 \text{ mm}$   
 $S_t$  = 溶着された金属が凝固冷却する  
 過程に生ずる収縮量 =  $1.2 \text{ mm}$

この例から明らかなように、先に溶接された部分の影響によって溶接アークが到着する以前に、開先間隔はかなり大きく狭められる。この溶接中に生ずる開先間隔の減少量は、最終収縮量の $\frac{1}{2}$ くらいの値である。

今までのデータは終端部近傍に拘束材を取付けた場合のものである。施工方法、溶接条件を決めるためには、溶接中の開先変化量  $S_g$  をできるだけ正しく予測することが重要である。そこで以下に  $S_g$  の発生機構、拘束材の有無の影響などについてさらに考察を行う。

(3) 拘束材と開先変化、回転変形および角変形

(a) 開先変化、回転変形

図 4.2.5 は拘束板の寸法と最終横収縮量  $S$  の関係を示した。これから拘束材がないものと有るものでは最終収縮量は全く異なる。その原因は溶接中に生ずる被溶接板の回転変形によるものである。溶接アークが連続的に移動しているとき溶接アークより前方のまだ溶接されていない部分の開先は図 4.2.6 の上部に示すような傾向で変動する。すなわち、アークの位置では、開先は  $S_g$  だけ狭められる。一方、その前方は開く方向に  $\theta$  だけ回転変形する。 $S_g$  は開先を狭めを方向の変形であり、 $\theta$  は逆に開先を開かせる方向の変形である。この2つの相反する方向の変形が溶接の進行とともに加算される。

図 4.2.6 において上部に拘束材を全く取付けない B-O 試験板と1枚の拘束材をつけた BC-1 試験板の回転変形量の比較を行った。B-O 試験板に示されるように溶接開始の初期ステージでは、板は大きく開く方向に回転変形しようとする。これは溶着された金属がまだ高温の状態にあって、変形に対する抵抗が小さいため、溶接される2枚の板はほとんど剛体的に開く方向に回転する。この初期ステージでの変形は、上部に拘束板を取付ければ比較

的小さな拘束によって、ほとんど完全に防止することができる。これは図4.2.6のBC-1試験板の結果から明らかである。

さらに溶接が進行していき接合された部分が強度をもつようになると被溶接板自体が変形に対して非常に大きな抵抗をもつようになる。それは、外的拘束材による抵抗とは比較にならないほどの大きな値である。したがって、このステージに入ると拘束材は変形防止に対してほとんど寄与しなくなる。これは図4.2.6のB-OとBC-1の両試験片の $x$ が100-150mm以降の回転変形率がほとんど等しいことから実証される。また、図4.2.5において、BC-1, CD-1, DC-1およびCE-1試験板の最終横収縮量が拘束材の寸法に関係せず、ほとんど同一であることから明らかである。

(4.2.4)式における $S_g$ の値を数式であらわすと次のようになる。

(i) 溶接開始の初期ステージ ( $x_0 \leq h$ )

$$S_g^1(x_0) = \lambda_1 x_0 + \frac{1}{2} \varphi_1 x_0^2$$

(ii) 準定常状態 ( $h < x$ )

$$S_g^2(x_0) = S_g^1(h) + \varphi_1 h(x_0 - h) + \lambda_2(x_0 - h) + \frac{1}{2} \varphi_2(x_0 - h)^2$$

..... (4.2.5)

ここで  $\lambda$  : 溶接熱源が単位長さだけ進む間にその部分の開先間隔が狭くなる割合。

$\varphi$  : その間に熱源前方の未溶接部の開先が回転変形する割合で、閉じる方向の回転変形を正とする。

この実験から(4.2.5)式の $h, \lambda_1, \varphi_1, \lambda_2, \varphi_2$ を求めると次のようになる。

$$h = 100 \text{ mm}$$

$$\lambda_1 = -2 \times 10^{-3} \text{ mm/mm}, \quad \varphi_1 = 7.0 \times 10^{-6} \text{ rad/mm} \quad \dots\dots \text{初期ステージ}$$

$$\lambda_2 = 3.6 \times 10^{-3} \text{ "}, \quad \varphi_2 = -5.3 \times 10^{-6} \text{ "} \quad \dots\dots \text{準定常 "}$$

..... (4.2.6)

つきに、溶接中の開先間隔の変化について理論的考察を行う。

図4.2.7はエレクトロガス溶接の温度分布の計測例である。

移動線熱源による温度分布の計算式をもとにして

$$T = \frac{0.24 \eta EI}{d} \cdot \frac{1}{2 \pi K} e^{-z_0} K_0(z)$$

$$Z_0 = \frac{u x}{2 K}, \quad K = \frac{K}{c \rho}$$

$$Z = \frac{u x}{2 K} = |Z_0| \sqrt{1 + \left(\frac{y}{x}\right)^2}$$

..... (4.2.7)

ここで  $d$  = 板厚 (cm) ,  $u$  = 溶接速度 (cm/sec)

$\eta$  = 熱効率 ,  $I$  = 溶接電流 (Amp)

$E$  = アーク電圧 (Volts) ,  $c$  = 比重 (cal/C·gr)

$\rho$  = 比重 (gr/cm<sup>3</sup>) ,  $K = \frac{K}{c \rho}$  (cm<sup>2</sup>/sec)

$K_0(z)$  = 第0次のModified Bessel Function

熱源が単位長さだけ移動したとき被溶接板に生ずる温度変化は次の式であらわされる。

$$\frac{\partial T}{\partial x} = \frac{0.24 \eta EI}{d} \frac{1}{2 \pi K} \left(\frac{u}{2 K}\right) e^{-z_0} \left[ K_0(z) + \frac{x}{|x|} \frac{1}{\sqrt{1 + \left(\frac{y}{x}\right)^2}} K_1(z) \right]$$

$K_1(z)$  = 第1次のModified Bessel Function

..... (4.2.8)

図4.2.7の温度分布について(4.2.8)式により $\frac{\partial T}{\partial x}$ を求めてその温度変化を与えたときの被溶接板の形状変化を計算した。その例を図4.2.8に示す。これから熱源近傍の温度変化の影響が板全体に及び、未溶接部の開先間隔は

開く方向に回転することを示している。

なお、(4.2.5)式および(4.2.6)式に示した $\lambda$ 、 $\varphi$ の値は溶接条件とさらに板の寸法、溶接長に関係する。このように溶接中の被溶接板の変形挙動はかなり明確にすることができた。

#### (b) 角変形

板は面内方向の変形に対する剛性は非常に大きい。これに比較すると面外方向の剛性は小さい。エレクトロガス溶接では、拘束材は被溶接板の片面に取付ける。それが明らかに面外変形の原因となる。図4.2.9と図4.2.10から拘束材の数量が多いほど角変形が大きくなることがわかる。このような点からエレクトロガス溶接における拘束材の要否を次にまとめる。

#### (4) 適正拘束材の配置

拘束材は、溶接の初期ステージで生じようとする回転変形を防止させるために取付けなければならない。このステージでは、溶着された部分の金属がまだ高温の状態 で強度が低い段階である。したがって、この変形は、溶接開始端から離れた位置に比較的小さな寸法の拘束材を取付けることによって防止することができる。

次に、溶着された部分の金属が凝固・冷却して次第に強度をもつようになって溶接の進行とともに板は変形し続け、開先間隔は、わずかながら順次変化していく。この段階になると被溶接板自体が熱荷重に対して十分大きな抵抗をもつ。通常考えられる程度の寸法の拘束材では溶接板自体のもつ抵抗力にくらべると一般にははるかに小さい。このステージでは、拘束材は、むしろ角変形を発生させる原因となって不利である。

#### 4.2.4 片面サブマージドアーク溶接の面外変形

サブマージドアーク溶接の横収縮量については、たとえば(4.2.1)式、あるいは図4.2.3などからその値を推定することができる。片面溶接では、板厚が1.2mm程度の比較的薄い場合に面外変形を生ずる場合が多い。この面外変形に対する取付誤差の影響と拘束の影響について実験を行った。

##### (1) 角変形量に及ぼす初期変形量の影響

試験板の寸法と溶接条件を図4.2.11、表4.2.1および表4.2.2に示す。計測結果の一例を図4.2.12～図4.2.15に示す。図4.2.16は初期角変形量と溶接角変形量の関係を示したものである。この図からわかるように、角変形は初期変形が発生している方向と同じ方向に発生する。その大きさは初期変形量にほとんど左右されることなく2～3度の値となる。これから初期変形、すなわち取付誤差は面外変形発生に敏感に反応することがわかる。

図4.2.17は初期変形と縦曲り変形の関係を示した。これから溶接面(B-面)に凹の初期変形をもつ場合は溶接面から凸になるように縦曲り変形する。その逆に、凸の初期変形の場合は溶接面が凹になるように縦曲り変形する。

この実験結果をまとめて表4.2.3に示す。

##### (2) 縦曲り変形に及ぼす長手方向拘束の影響

板厚1.2mmのSS41鋼板を片面溶接し、主として縦曲り剛性が面外変形に及ぼす影響を示した。溶接端の変形防止を考慮して端部の拘束の効果についても検討した。試験条件と溶接条件を表4.2.4と表4.2.5に示す。拘束方法を図4.2.18に示す。図4.2.19は各試験板の縦曲り変形を示す。この実験結果からつぎのことがわかる。薄板の片面溶接による面外変形は、長手方向に拘束して剛性を大きくすることによって軽減できる。しかし、拘束材を除去するとスプリングバックにより拘束をしない場合と同じ程度の変形にもどる。したがって、拘束材を除去する以前に次の工程に移るか、もし可能であれば板継溶接に先立ち一部の防撓材を配材しておくことが変形防止の点で有効である。

#### 4.2.5 結論

##### (1) エレクトロガス溶接の拘束材

(a) 溶接開始の初期ステージ、すなわち溶着された金属がまだ高温状態で変形に対する抵抗が小さい段階では、溶接されるべき2枚の板は、互に開く方向にほとんど剛体的に回転変形しようとする。この変形量は以後の溶接施工を

不可能にするほど大きいものであるから防止させなければならない。この初期ステージは溶接が開始端から100～150 mm程度進む間の短い時間である。このステージの変形は溶接開始端から離れた位置に比較的小さな拘束材を取付けることによってほとんど完全に防止することができる。

- (b) さらに溶接が進行して溶接をした部分が強度をもつようになると溶接板自体が変形に対して大きな抵抗をもつ。この準定常ステージに入ると大きな拘束材をつけても変形防止の効果は小さい。拘束材の数量・寸法を大きくすることは、逆に面外方向に角変形を発生させる原因となって一般に不利である。
- (c) 未溶接部の開先間隔は、回転変形と収縮変形によって溶接の進行とともに位置によって変化する。この溶接中の開先変動量は、最終横収縮量の半程度の大きな値である。

## (2) 片面溶接の変形

- (a) 板厚1.2 mm程度の薄板の片面溶接では、面外変形を生じ易い。取付誤差、すなわち初期変形があると角変形および縦曲り変形の原因となる。角変形は初期変形の存在していた方向に生ずる。その大きさは初期角変形量の大きさにはほとんど関係なく、この実験の場合は2～3度であった。また、角変形の発生に応じて被溶接板には縦曲り変形を生ずる。
- (b) 他方また、薄板の縦曲り変形は、長手方向に拘束することによって軽減することができる。しかし、溶接固有ひずみに影響を及ぼすほどではないため、拘束材を取除けばスプリングバックによってもとに戻る。したがって、拘束材を取付けたままの状態での次の工程に進むか、あるいは板継溶接に先立って一部の防撓部材を溶接しておくことが変形防止の点で有効である。

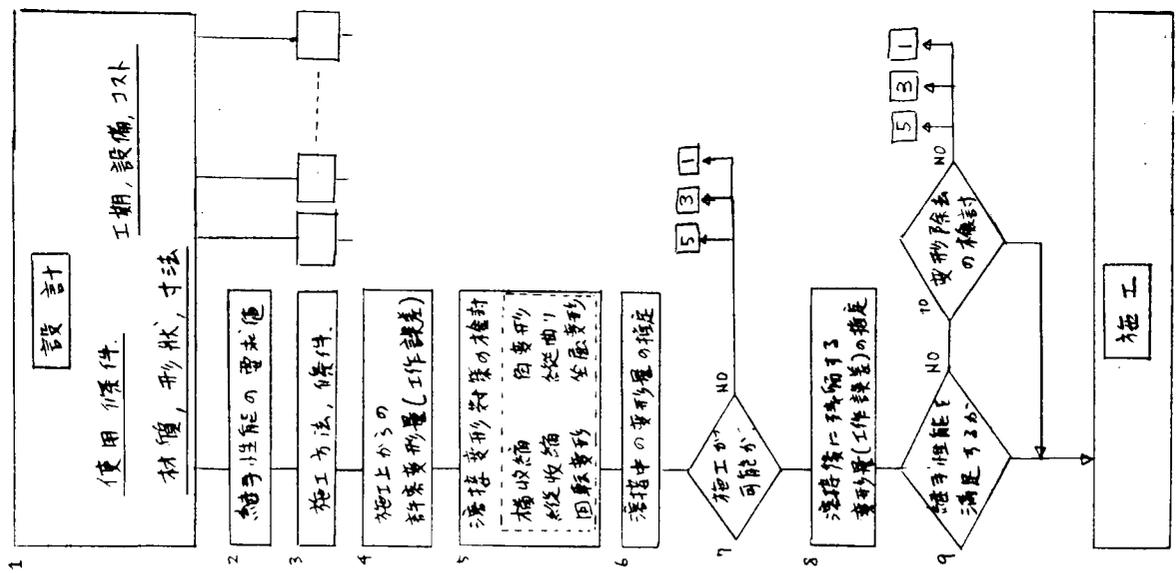


図 4.2.1 溶接変形対策の概念図

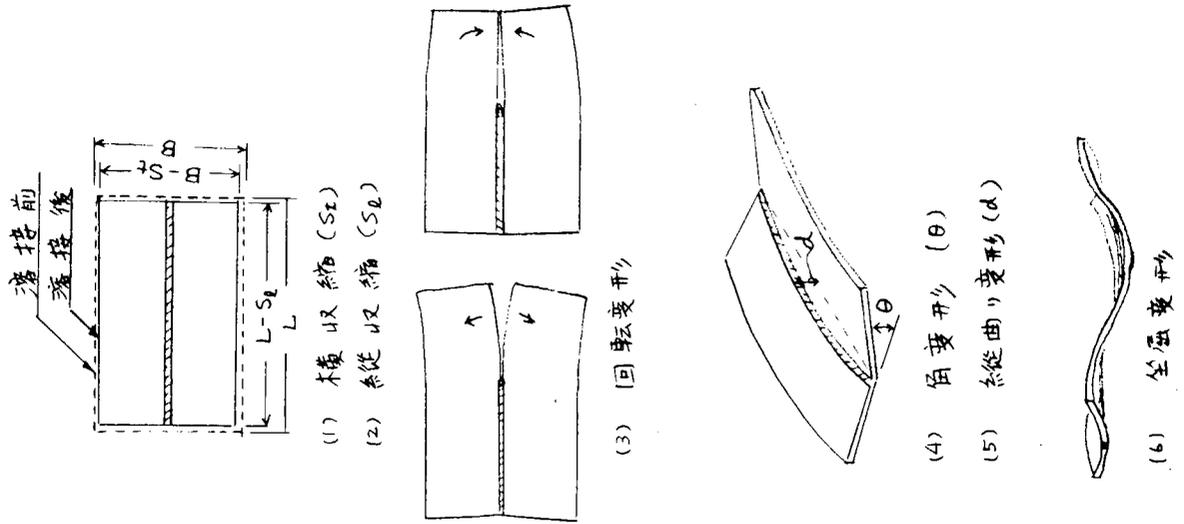


図 4.2.2 溶接変形の種類

- エレクトロスタフ溶接  
 $h = 30 \sim 100 \text{ mm}$
- エレクトロガス溶接  
 $h = 19 \sim 32 \text{ mm}$
- △ 片面工オンキル溶接  
 $h = 12 \text{ mm}$

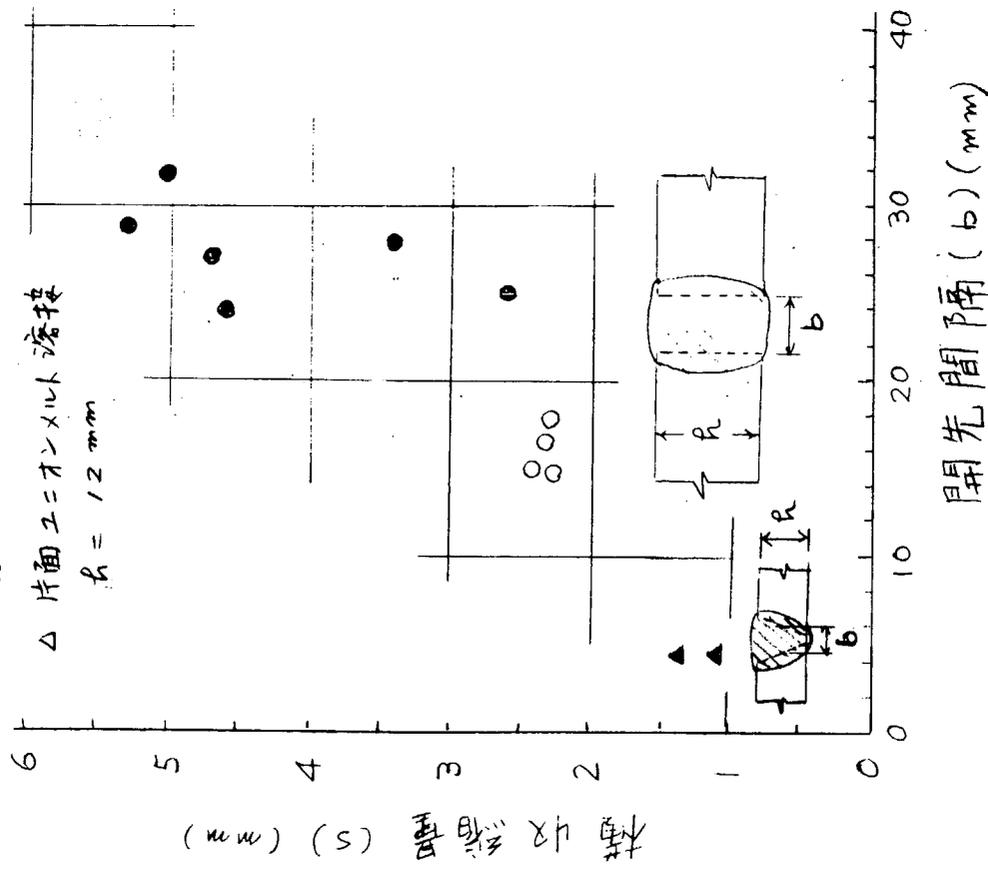
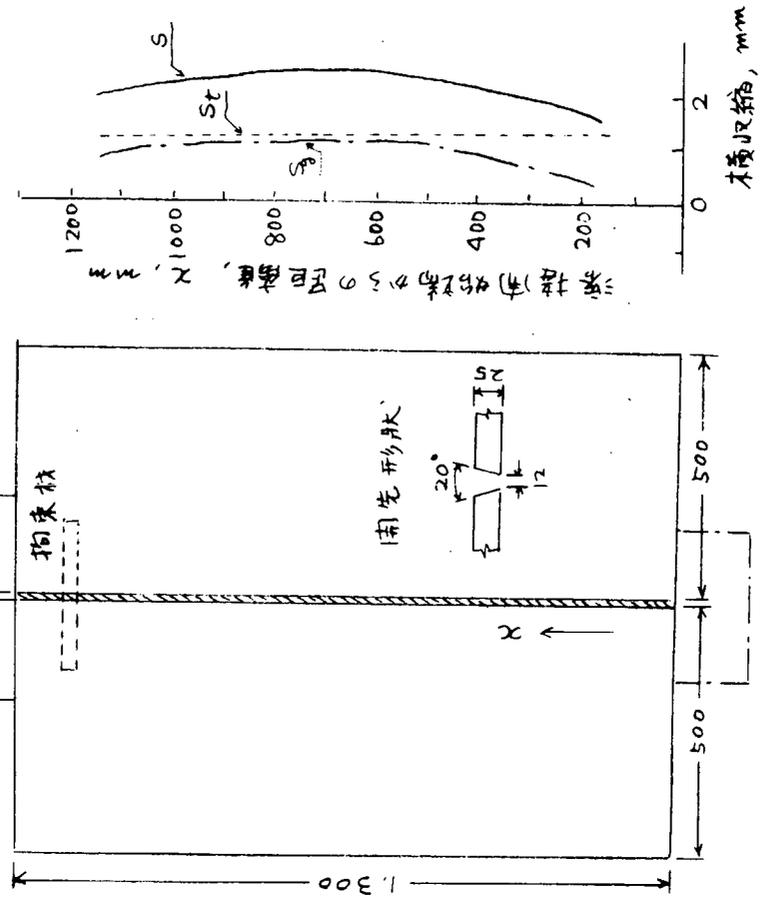


図 4.2.3 大入熱溶接による横収縮量

供試材料  
SM41A  
 $\sigma_y = 28 \text{ Kg/mm}^2$   
 $\sigma_B = 45 \text{ mm}$   
 $t = 25 \text{ mm}$

溶接条件

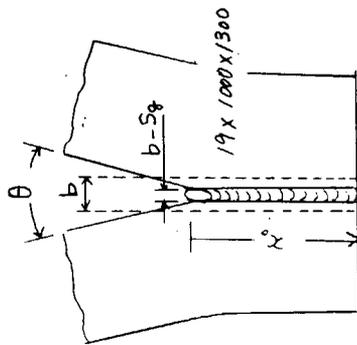
電流 : 600 Amp.  
電圧 : 34 Volts  
速度 : 5.4 cm/min.



S: 溶着金属が冷却した後の最終収縮量  
Sg: アークが通過した時点におけるギャップ変化量  
St: 溶着金属の凝固・冷却過程に生じた収縮量

図 4.2.4 エレクトロガス溶接の横収縮の例

試験板 記号	拘束板		平均入熱量/秒厚
	板厚(t), mm	数量	
B-0	19	5	140
C-0	25	"	133
D-0	32	"	122
BC-1	19	1	106
CD-1	25	1	102
CE-1	25	1	103
DC-1	32	1	97



Sg: 収縮ε(t)と一致  
θ: 拘束方向ε(t)と一致

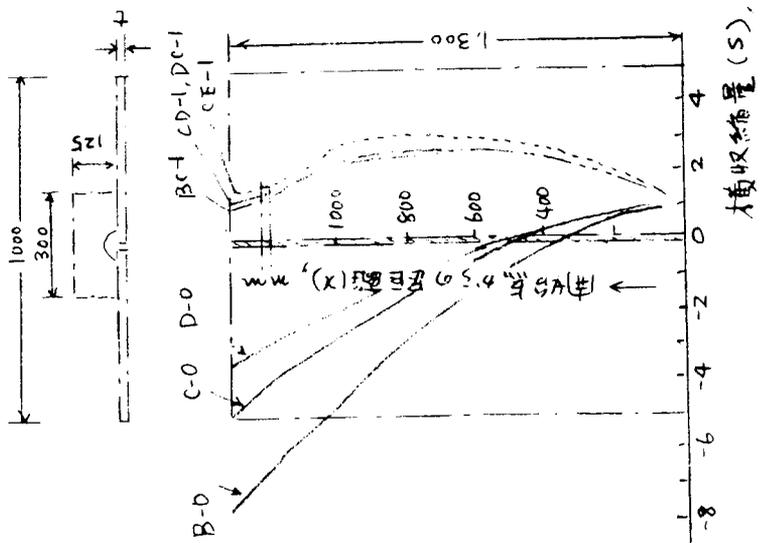


図 4.2.5 拘束材の寸法と横収縮量

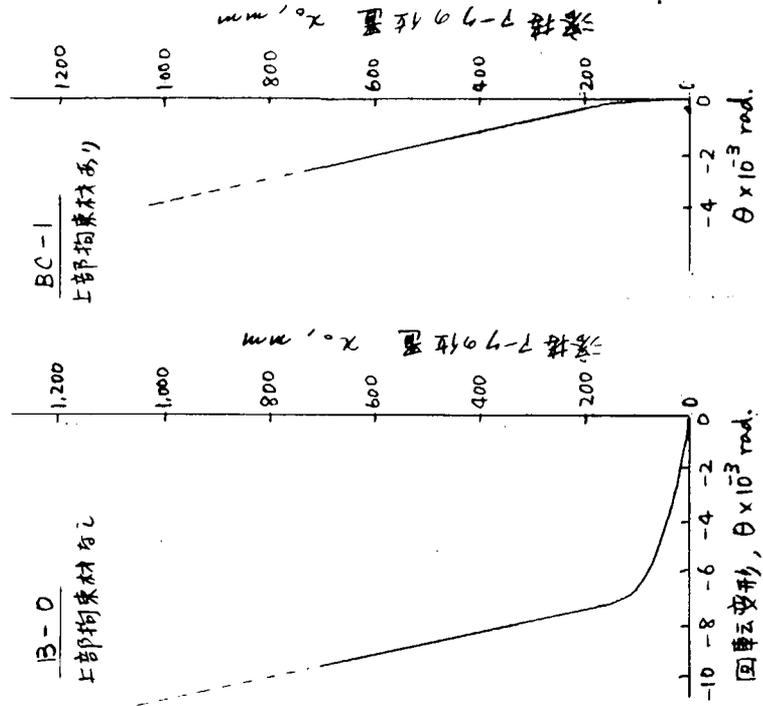
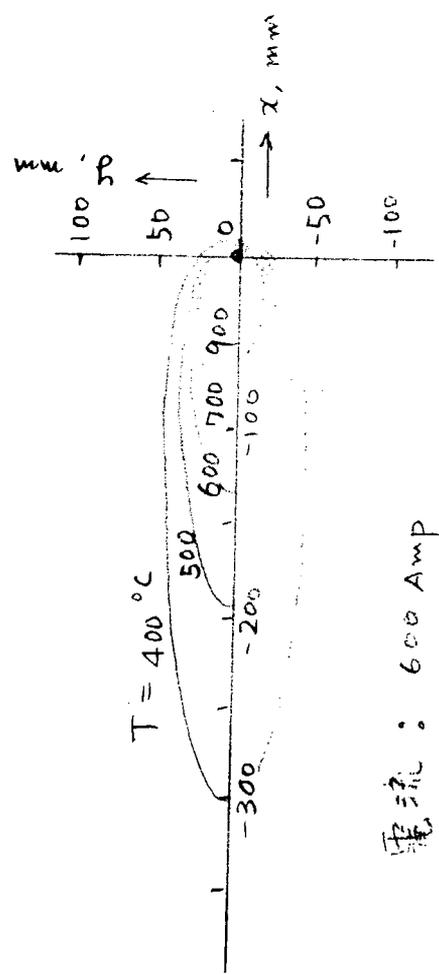
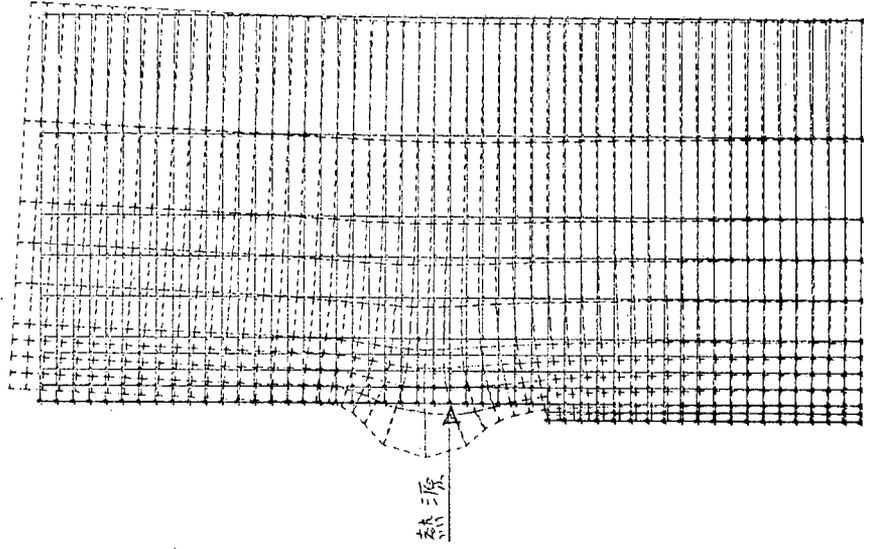
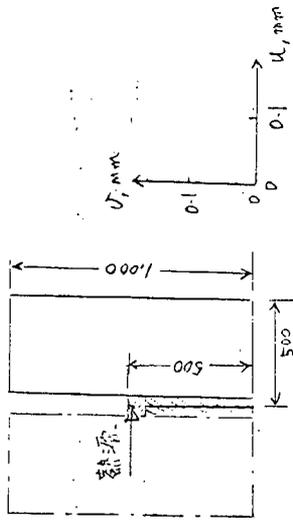


図 4.2.6 回転変形に対する拘束材の効果



電流 : 600 Amp  
 電圧 : 34 Volts  
 速度 : 5.9 cm/min

図 4.2.7 エレクトロガス溶接の温度分布の例

NINO O-  
 図 4.2.8 開先間隔変化の計算例

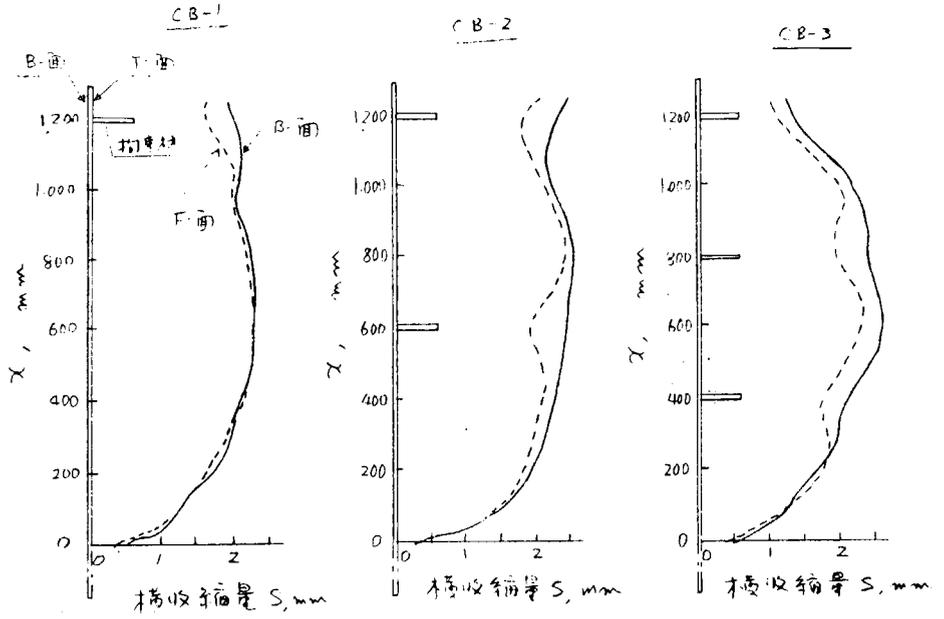
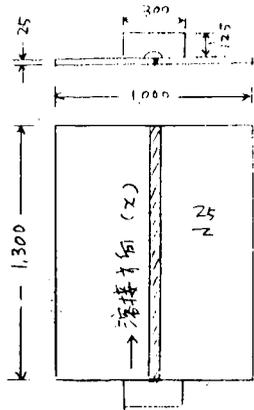


図 4.2.9 拘束材の数と横収縮分布

(a) 溶接中



(b) 冷却後

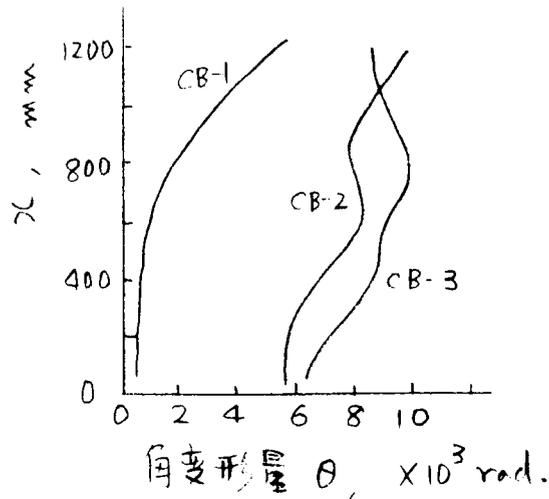
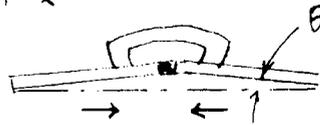


図 4.2.10 拘束材の数と角変形量



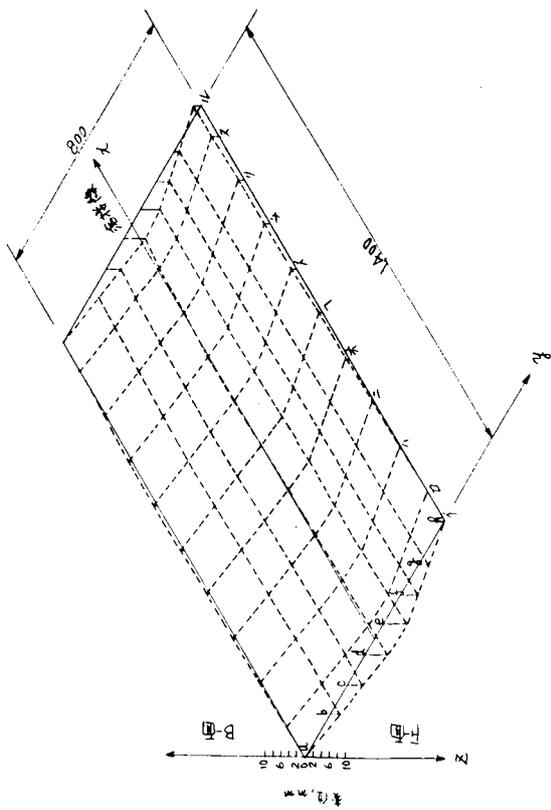


图 4.2.1.2 初期面外变形形状 ( T.P.No.B )

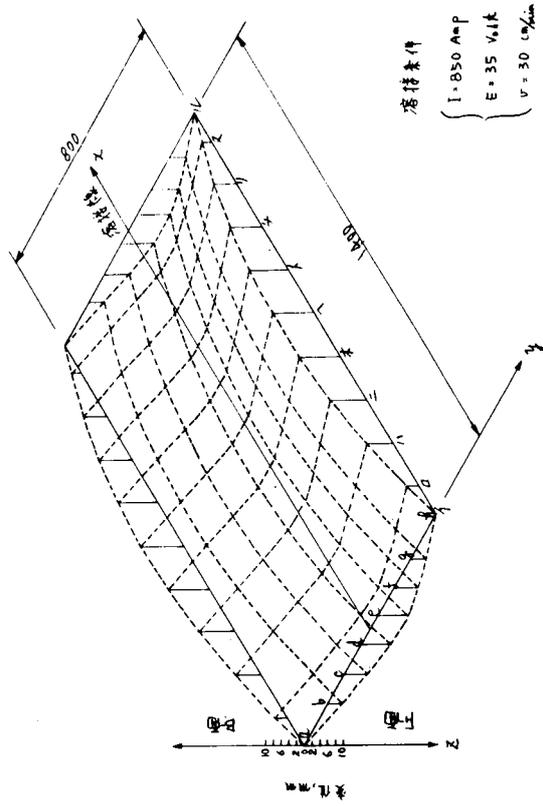


图 4.2.1.3 焊接面外变形形状 ( T.P.No.B )

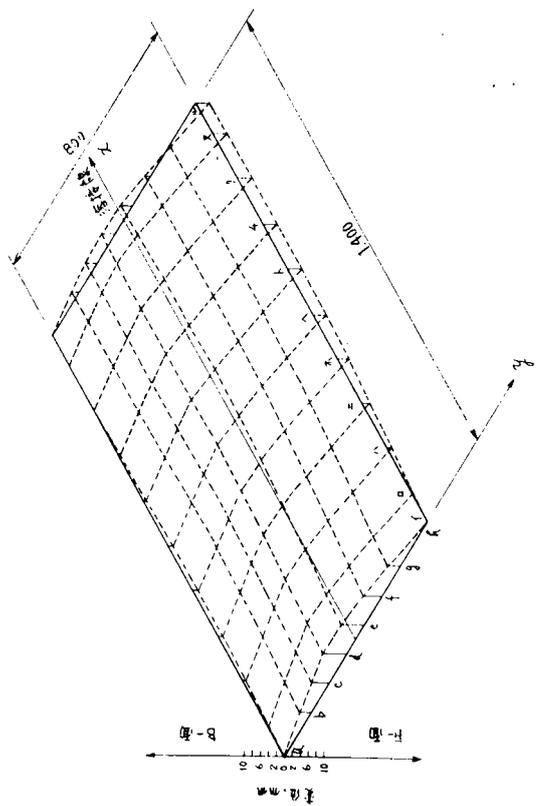


图 4.2.1.4 初期面外变形形状 ( T.P.No.E )

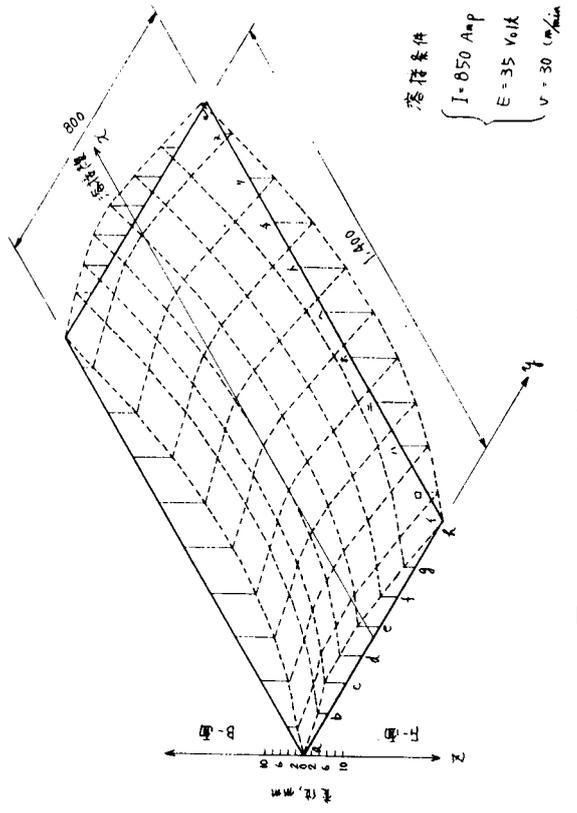


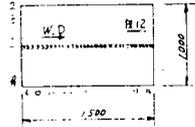
图 4.2.1.5 焊接面外变形形状 ( T.P.No.E )

溶接条件

—片面工—

US43 (48°) 1F30・F30・1×RR2

$i = 850 \text{ Amp.}$   
 $E = 35 \text{ Volt}$   
 $v = 30 \text{ cm/min}$



注)  $2\theta$ 、 $2\theta'$  共に  $1 \sim 1.2 \text{ mm}$  の平均角変り量である。

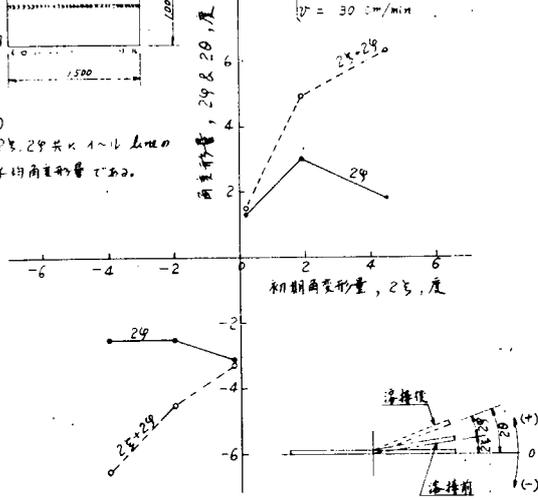


図 4.2.16 初期角変形と溶接角変形との関係

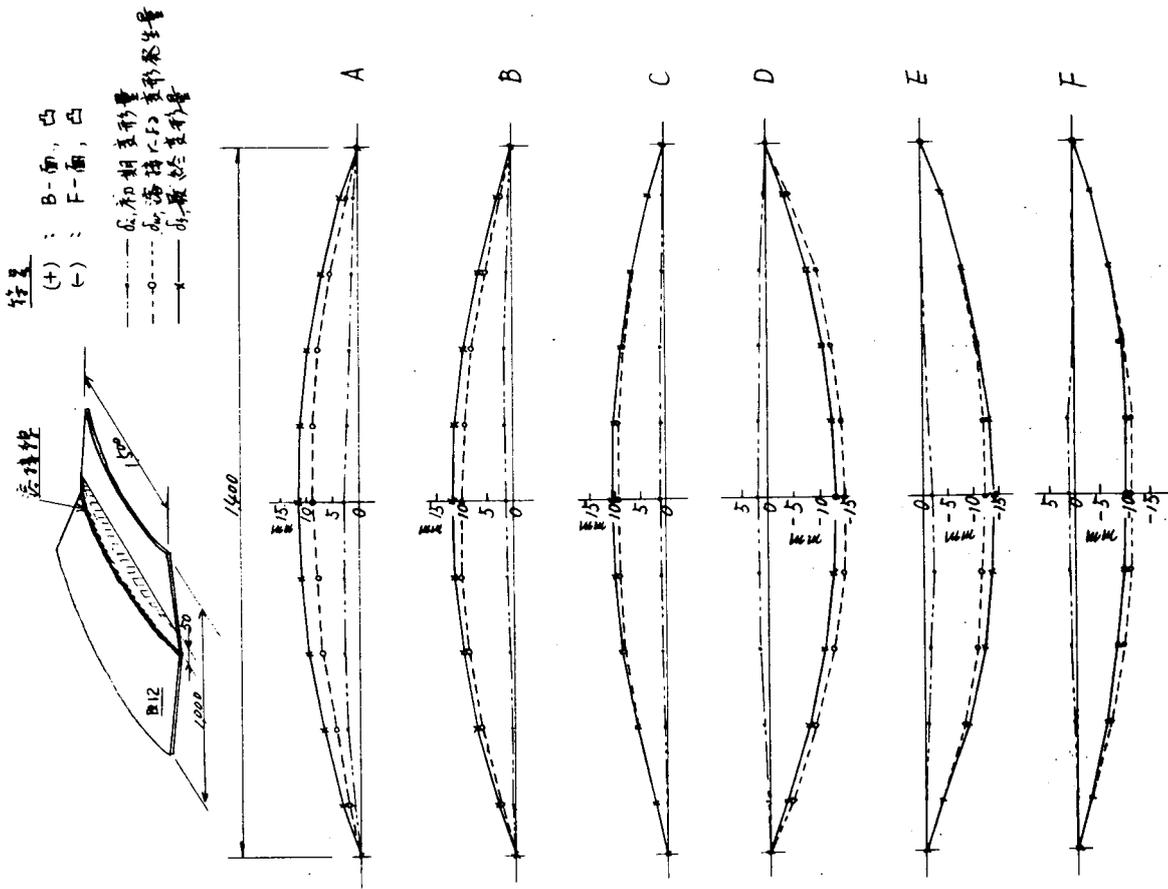


図 4.2.17 縦曲り変形の発生状況

表 4.2.3 面内および面外変形量

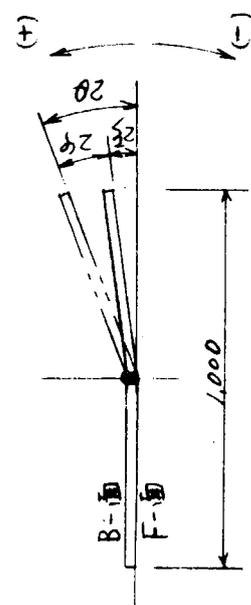
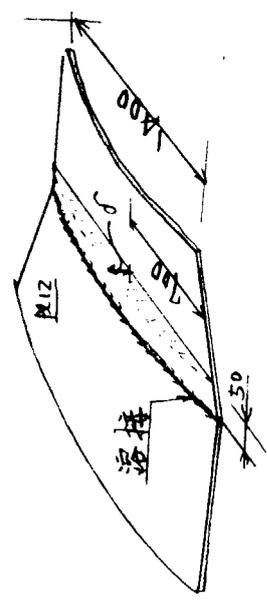
T.P.No	角 変 形 度			縦 曲 り (中央部のたわみ) mm			横 収 縮 mm		
	初期変形 $2\zeta$	溶接変形 $2\varphi$	最終変形 $2\theta$	初期縦曲り $\delta_1$	溶接縦曲り $\delta_w$	最終縦曲り $\delta_f$	B-面	F-面	平均値
A	4.5	1.8	6.3	3.0	9.0	12.0	0.9	1.4	1.15
B	1.9	3.0	4.9	2.0	10.0	12.0	1.0	1.6	1.3
C	0.2	1.3	1.5	1.0	9.0	10.0	1.1	1.1	1.1
D	-0.2	-3.1	-3.3	2.0	-15.0	-13.0	1.25	1.65	1.45
E	-2.0	-2.5	-4.5	-2.0	-12.0	-14.0	1.0	1.6	1.3
F	-4.0	-2.5	-6.5	1.0	-11.0	-10.0	1.0	1.55	1.3
備考	 <p>(+): B-面,凸 (-): F-面,凸</p>			 <p>(+): B-面,凸 (-): F-面,凸</p>			<p>° G · L = 100 mm ° 値は 11 点計測値の平均値である。</p>		

表 4.2.4 試験条件の一覧

符号	試験片	符号	試験片
B-1		A-1	
B-2		A-2	
B-3		A-3	
B-4		A-4	
B-5		A-5	
B-6		A-6	

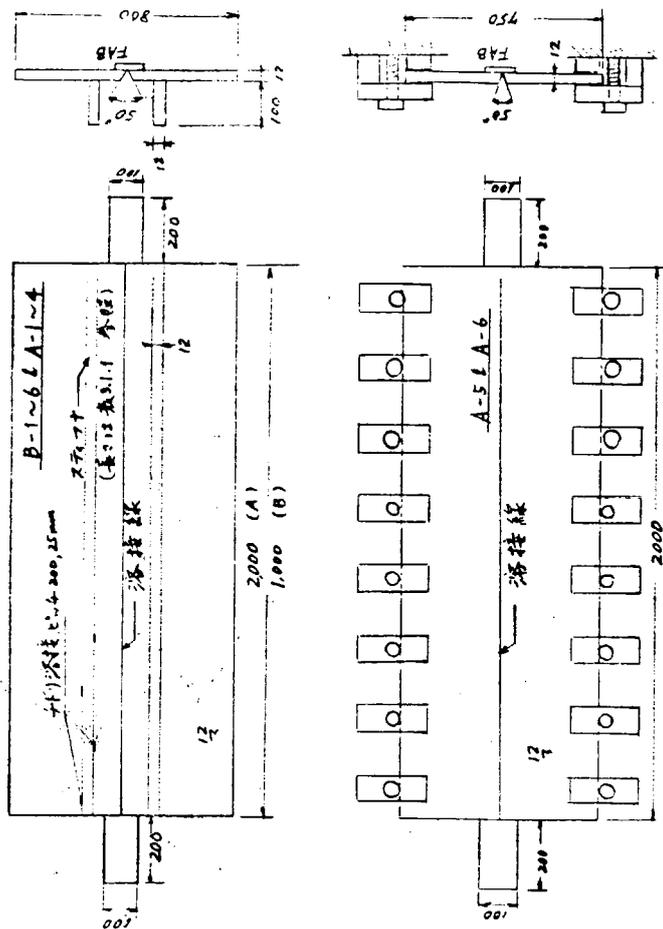


図 4.2.1.8 試験片形状および拘束状態

表 4.2.5 溶接条件

電極	電流 (Amp)	電圧 (V)	速度 (cm/min)	電極傾斜 (°)	鉄線径 (mm)	同定形状	フラックス	溶接位置	表示方法
1電極	900	34	34	0	RR-2	50°V	PTH-05	US-43 4Bφ	FAB-1 マシヤト

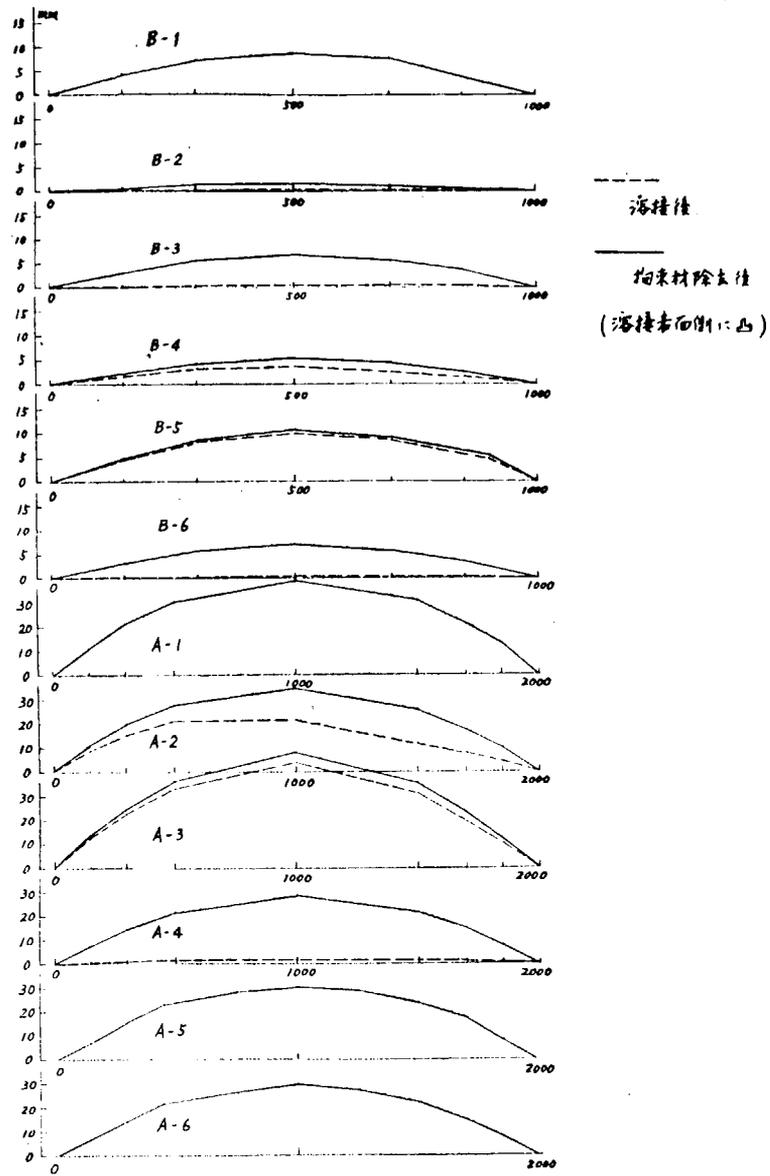


図 4.2.19 縦曲り変形  
(溶接線中心から 20 mm の位置での計測値)