

本研究はモーターボート競走公益資金による
(財)日本船舶振興会の補助金を受けて実施したものである

研究資料No. 388

第195研究部会

海洋構造物の低温用材料選定に関する研究

報 告 書

昭和 62 年 3 月

社 団 法 人
日 本 造 船 研 究 協 会

は し が き

本報告書は、日本船舶振興会昭和61年度補助事業として日本造船研究協会第195研究部会において実施した「海洋構造物の低温用材料選定に関する研究」の成果をとりまとめたものである。

第 195 研究部会委員会名簿

(S. 61年12月末現在)

(敬称略, 順不同)

部 会 長	町 田 進 (東 京 大 学)	
幹 事	豊 貞 雅 宏 (九 州 大 学)	萩 原 行 人 (新 日 本 製 鐵)
	矢 島 浩 (三 菱 重 工 業)	吉 成 仁 志 (東 京 大 学)
委 員	青 木 真 一 (川 崎 製 鉄)	天 野 虔 一 (川 崎 製 鉄)
	荒 井 宏 範 (日 本 海 事 協 会)	有 持 和 茂 (住 友 金 属 工 業)
	糸 賀 興 右 (川 崎 重 工 業)	岡 本 耕 一 (川 崎 重 工 業)
	小 沢 厚 夫 (三 菱 重 工 業)	小 野 塚 正 一 (石 川 島 播 磨 重 工 業)
	梶 本 勝 也 (三 菱 重 工 業)	川 合 垂 之 (新 日 本 製 鐵)
	金 沢 武 (千 葉 工 業 大 学)	金 綱 正 夫 (三 井 造 船)
	北 田 博 重 (日 本 海 事 協 会)	熊 倉 靖 (石 川 島 播 磨 重 工 業)
	渋 田 成 人 (住 友 重 機 械 工 業)	杉 山 忠 男 (日 本 鋼 管)
	高 嶋 修 嗣 (神 戸 製 鋼 所)	野 原 和 宏 (日 立 造 船 技 術 研 究 所)
	服 部 陽 一 (日 立 造 船)	福 岡 哲 二 (三 井 造 船)
	福 原 幸 雄 (神 戸 製 鋼 所)	藤 井 英 輔 (船 舶 技 術 研 究 所)
	別 所 清 (住 友 金 属 工 業)	松 下 久 雄 (三 井 造 船)
	山 田 直 樹 (日 本 鋼 管)	渡 辺 之 (日 本 鋼 管)

討 議 参 加 者

(敬称略, 順不同)

秋 山 憲 昭 (神 戸 製 鋼 所)	阿 部 研 吾 (神 戸 製 鋼 所)
井 上 健 裕 (新 日 本 製 鐵)	小 田 宗 隆 (川 崎 製 鉄)
金 田 重 裕 (東 京 大 学)	佐々木 治 夫 (石 川 島 播 磨 重 工 業)
前 田 泰 自 (三 井 造 船)	村 井 亮 介 (三 菱 重 工 業)
森 川 正 夫 (日 本 鋼 管)	

目 次

はじめに	1
1. ひずみの集中場でのひずみ分布の簡易推定法の検討	2
1.1 単純鋼管継手	2
1.1.1 供試体および実験方法	2
1.1.2 実験結果	2
1.1.3 解析結果	3
1.1.4 考 察	4
1.2 スチフナーを有する鋼管継手	31
1.2.1 供試体の作成	31
1.2.2 実験方法	31
1.2.3 実験結果	31
1.2.4 解析結果	31
1.2.5 考 察	52
2. 曲げを受ける鋼管T継手の脆性破壊試験	52
2.1 実験計画	52
2.1.1 実験目的	52
2.1.2 実験内容	52
2.2 モデル試験体および基礎継手の作製	52
2.2.1 試 供 材	52
2.2.2 鋼管T継手モデルおよび基礎継手の作製	53
2.3 基礎試験結果	55
2.3.1 丸棒引張試験	55
2.3.2 Vシャルピー衝撃試験	55
2.3.3 CTOD試験	55
2.4 モデル試験体の残留応力計測結果	60
2.5 モデル試験体の変形挙動（試験および応力解析）	64
2.5.1 鋼管T継手モデルの応力解析	64
2.5.2 鋼管T継手モデルの室温変形挙動試験	64
2.6 モデル試験体の脆性破壊試験	74
2.6.1 疲労予き裂の加工	74
2.6.2 鋼管T継手モデル試験体の低温破壊試験	74
2.6.3 試験結果	74
2.7 実験結果の考察	82
2.7.1 クラウン部のひずみ推定	82
2.7.2 破壊荷重の推定	83
2章付録 鋼管T継手の脆性破壊試験データ	88
3. 各種ひずみ速度下での破壊靱性試験	101
3.1 供試材と実験計画一覧	101

3.2	各種ひずみ速度下における丸棒引張試験結果	103
3.3	$V = 0.05 \text{ mm/s}$ での破壊靱性試験結果	108
3.4	$V = 1 \text{ mm/s}$ での破壊靱性試験結果	116
3.5	$V = 100 \text{ mm/s}$ での破壊靱性試験結果	124
3.6	$V = 3,000 \text{ mm/s}$ での破壊靱性試験結果	127
4.	初期許容欠陥評価	130
4.1	初期欠陥寸法のばらつき特性	130
4.2	材質選定時に考慮すべき欠陥寸法について	130
4.3	破壊確率の算定例	132
5.	許容欠陥寸法に関する Case Study	139
5.1	対象構造部材の抽出	139
5.1.1	対象構造物の選定	139
5.1.2	対象構造物主要構造配置及び対象構造部材の抽出	139
5.1.3	対象構造様式詳細	140
5.2	応力解析	141
5.2.1	半潜水式構造物 H T B 端部	141
5.2.2	半潜水式構造物ブレース継手(1)	142
5.2.3	半潜水式構造物ブレース継手(2)	142
5.2.4	鋼製傾斜壁型ケーソン ICE FACE 部	143
5.3	許容欠陥寸法に関する Case Study	166
5.3.1	評価方法	166
5.3.2	Case Study 結果	169
6.	あとがき	174

は　じ　め　に

低温域で使用する海洋構造物の材料選定を合理的に行える手法の開発をめざして、本部会では昭和59年度より活動を開始した。本年度は最終年度にあたり、必要な実験および調査は全て完了した。

本報告書は最終年度に行った実験結果および調査結果をまとめたものである。本年度の報告書には、1.応力集中による局部塑性域内のひずみ分布の推定、2.曲げを受ける鋼管T継手の脆性破壊、3.破壊靱性に及ぼすひずみ速度の影響に関する実験結果と、初期欠陥評価および許容欠陥寸法に関する Case Study という内容を含んでいる。

本部会での最終目標である材料選定のための合理的判定手法に関しては、個々の詳細な実験データ等を入れても、本部会の結果を最も利用する立場の設計関係の人々に誤解を与える危惧があるばかりでなく、非常に繁雑な報告書となる恐れがあるので、別に報告書を出すことにした。

1. ひずみ集中場でのひずみ分布の簡易推定法の検討

半潜水構造物や着底式プラットフォームなどの海洋構造物では鋼管が荷重伝達部材となっており、鋼管と鋼管、あるいは鋼管と板骨構造との結合部など非常に複雑な形状を有し、そのため構造的応力／ひずみ集中が一般構造物より通常はげしいものとなっている。

構造物全体としては巨視的には弾性状態であっても、応力集中がはげしい場合は、この応力集中部のごく近傍だけは塑性状態となり得ることも生じる。この塑性状態になる個所には疲労き裂が生じやすい。また万一この個所に欠陥が存在すれば、欠陥から疲労き裂が生じなくとも、この欠陥より脆性破壊を誘起する可能性もある。

第2年次あるいは本報告の第2章における結果をみても解かるが、脆性破壊強度を議論するためには欠陥位置におけるひずみ（応力ではない）を予測しておく必要がある。しかし塑性域におけるひずみ分布を求めることは通常の設計段階では費用、時間の観点よりなされない。しかも計算機が発達した今日においても弾塑性問題を実際に複雑な構造に適用して精度良く推定し得ることはかなり困難である。

上記の観点より、通常設計段階で行なわれる弾性有限要素法解析、あるいはそれにかわるもので得られる弾性応力分布をもとに、局所的な塑性域におけるひずみ分布を簡便に推定する手法を確立する必要がある。そこで本章においては海洋構造物における代表的な鋼管継手として、鋼管 K、Y、T K 継手および鋼管と板骨構造物との結合部を抽出し、これらのモデル試験体を作成し負荷中におけるひずみ分布を詳細に計測することにした。さらにこのモデル試験体について弾性有限要素解析も同時に実施し、Neuber 則を巧妙に適用することにより弾性解析結果より、塑性域におけるひずみ分布を簡易的に推定することの検討を行なうことにした。

1.1 単純鋼管継手

1.1.1 供試体および実験方法

前述の目的に従い次のような3体のモデルを製作し、負荷試験を行い、ひずみ集中部を中心にひずみを測定した。これら3体のモデルの形状・寸法および用いた鋼管の種類を図1.1.1に示す。図1.1.1(a)、(b)に示す Model I・Model IIはジャッキアップリグのK-Joint、図1.1.1(c)に示す Model IIIはジャケットのT・K-Jointを模したもので、寸法比はほぼ実物と同じである。各鋼管の溶接継手部は、通常の現場施工と同様な条件で手溶接を行なった。各モデルの外観写真を図1.1.2に示す。また、各モデルのひずみ測定位置および使用したゲージの軸数等を図1.1.3～図1.1.5に示す。

実験は図1.1.6に示すように、各モデルの主管両端のフランジをボルトにより拘束治具に固定し、枝管端部に引張りおよび圧縮の荷重を負荷し、各負荷段階でのひずみを測定した。図1.1.1の図中に示しているが、負荷方向は枝管軸方向で負荷荷重の大きさ $|P_A|$ と $|P_B|$ の主管に垂直な方向の分力がつり合うように荷重を設定した。負荷は油圧ジャッキにより行った。最大荷重は枝管の軸方向応力とその鋼管の規格降伏応力の80%となるように目標設定し、その最大荷重まで、1～2 tonの荷重ピッチで荷重増加し、各負荷段階でひずみを多点記録計およびフロッピーディスクに記録・記憶させた。

1.1.2 実験結果

目的のところでも述べたように本項では、単純鋼管継手モデルにおいて局部的にひずみが集中した領域のひずみを推定する方法を確立するという意味から主管と枝管の相貫線近傍のひずみに注目する。注目するひずみ測定領域を図1.1.7に示す $L_1 \sim L_6$ と定義する。通常よく言われる主管表面上クラウン部が L_1 、主管表面上サドル部が L_2 、枝管表面上クラウン部が L_3 、枝管表面上サドル部が L_4 にそれぞれ対応する。

上記 $L_1 \sim L_6$ の各部のひずみ測定結果を図1.1.8～図1.1.19に示す。図1.1.8を例にとって各シンボルの説明等を以下にする。図中横軸に溶接トウ部を原点として、溶接トウ位置からの距離をとっている。縦軸には、測定され

たひずみをとっている。図 1.1.8(a)の場合は、主管軸方向ひずみであるが、各測定領域 $L_1 \sim L_6$ で次のようなひずみを測定している。 L_1 、 L_5 が主管軸方向ひずみ、 L_2 が主管周方向ひずみ、 L_3 、 L_4 、 L_6 が枝管軸方向ひずみの場合である。図中●印がモデル外表面のひずみ測定結果であり、○はモデル内表面のひずみ測定結果である。図中縦軸のひずみのスケールが左右異なる場合は、横軸に平行な破線矢印で示した測定値のみそのスケールを用いる。また、図中 P_A 、 P_B はそれぞれ圧縮荷重および引張荷重をトン表示で表現している。

Model I の $L_1 \sim L_6$ の結果を図 1.1.8 ～ 図 1.1.12 に示している。図 1.1.8 ～ 図 1.1.10 の L_1 、 L_2 、 L_3 、 L_5 の場合はトウ位置に近いほどひずみ値は大きくなっているが、図 1.1.11 と図 1.1.12 の L_4 、 L_6 の高荷重条件では、トウから少し離れた位置でひずみが極大値を示すような分布である。

Model II の $L_1 \sim L_6$ の結果を図 1.1.13 ～ 図 1.1.16 に示す。図 1.1.14 に示す L_2 および図 1.1.13(b) に示す L_5 のそれぞれ高荷重条件では、トウ位置から少し離れた位置で極大値を示すようなひずみ分布である。他の L_1 、 L_3 、 L_4 、 L_6 はトウに近づくほどひずみ値が大きくなるような分布である。 L_2 が前述のような分布となったのは主管殻の面外曲がり変形のためであろう。

Model III の $L_1 \sim L_6$ の結果を図 1.1.17 ～ 図 1.1.20 に示す。図 1.1.17(b) に示す L_1 の場合は、トウ位置から少し離れた位置に極大値を示すが、それ以外はトウ位置に近いほど大きなひずみ値を示している。図 1.1.17(b) の○印に注目する。この測定値は主管内表面のひずみ値であり、荷重レベルが高くなるほど圧縮側に大きくなっており、 L_2 の外表面のひずみ分布が前述のような分布をするのは、主管殻の面外曲がり変形のためと思われる。

後述の考察のところでひずみ推定時に用いる降伏応力、加工硬化係数を求めるために行った丸棒引張試験結果を表 1.1.1 に示す。引張試験片形状・寸法は表の下に図示した。いずれとも主管と同一材より、引張方向と主管軸方向が一致するように試験片を採取したものである。

1.1.3 解析結果

本項では、後述するひずみ推定法に用いる応力集中率の情報を得る目的で、前述の各モデルについて弾性応力解析した結果を報告する。

弾性応力解析は、薄肉シェル要素および境界要素を用いた有限要素法を採用した。解析上の境界条件は、図 1.1.21(a) に示すように Z 軸に対称な 2 分の 1 の部分を解析するため、対称面上の各節点の y 方向の変位を拘束し、図 1.1.21(b) に示すように主管端部の節点のすべての方向の変位を拘束した。荷重は実験方法のところで述べたと同様の荷重比とした。また、最小要素分割サイズは板厚から板厚の 2 倍程度のものを用いた。

要素分割の概略と変形の概略を示す意味から各モデルの変形状態の概観を図 1.1.22 ～ 図 1.1.24 に示す。

実験結果のところで述べたと同様な $L_1 \sim L_6$ の位置での応力分布を図 1.1.25 ～ 図 1.1.33 に示す。図中の横軸は板厚中心での主管と枝管との相貫線からの距離をとった。縦軸には膜応力 (σ_m) および外表面応力 (σ_a , s or σ_c , s) を引張荷重側の枝管の平均応力 (σ_m) ave で除した値をとっている。注目する応力の方向は実験結果のところで述べたのと同様で次のようなものである。 $L_1 \sim L_5$ は主管軸方向、 L_2 は主管周方向、 L_3 、 L_4 、 L_6 は枝管軸方向である。図中実線が膜応力を枝管平均応力で除したもので、破線が外表面応力を枝管平均応力で除したものである。

前述の実験結果のところでは、高荷重条件で溶接トウ部から少し離れた位置で極大値を持つようなひずみ分布を示した例があった (Model I $L_4 \sim L_6$ 、Model II $L_2 \sim L_5$ 、Model III L_3 の位置) が、弾性応力解析結果ではそのような分布は得られていない。これは、実験結果が高荷重条件のため局部的に塑性化した一方、解析は弾性解析であるためであろう。

後述の考察のところでひずみ推定を行うが、その時弾性応力集中率を用いる。ここで得られた弾性応力解析結果の枝管平均応力に対する応力集中率と実験結果の応力集中率の比数は後述の考察のところで行うとして、各モデル各位置での枝管平均応力に対する応力集中率を表 1.1.2 にまとめた。なお、ここで言う応力集中率は、板厚中心で

の主管と枝管との相貫位置で外表面の応力集中率である。図 1. 1.25～図 1. 1.33 で、相貫線（横軸原点）に近い 2 点の結果から直線外挿して相貫線上の応力集中率を求めたものである。

1.1.4 考 察

本項では主管・枝管のそれぞれクラウン部・サドル部（ $L_1 \sim L_4$ ）の局部集中ひずみの推定法について考察する。

平板にスティフナを有するモデルの溶接トウ部の局部集中ひずみの推定法に関して、Neuber 則¹⁾を利用して下式²⁾に示すような局部集中ひずみの推定式を萩原が提案している。

$$K_\epsilon = \begin{cases} K_t & K_t \sigma \leq \sigma_Y \\ K_t + \frac{\alpha (\sigma / \sigma_Y - 1 / K_t) (K_t^{2/(1+n)} - K_t)}{1 - \alpha / K_t} & \frac{\sigma_Y}{K_t} \leq \sigma \leq \sigma_Y \end{cases} \quad (1.1.4 - 1)$$

ただし $\alpha = \sigma_{net} / \sigma$

$$\epsilon_l = K_\epsilon \cdot \epsilon_{nom}$$

ただし、 K_t : 弾性応力集中率

K_ϵ : ひずみ集中率

σ_Y : 降伏応力

n : 加工硬化係数

σ : Gross Stress

σ_{net} : Net Stress

ϵ_l : 局部集中ひずみ

ϵ_{nom} : Nominal Strain

上式を基に局部集中ひずみの推定を試みる。

注目する局部集中ひずみを、破壊の発生点となりやすいクラウン・サドルの溶接部のトウ位置のひずみとする。

図 1. 1.34～図 1. 1.35 に、各負荷荷重段階の溶接トウ位置の局部集中ひずみを示す。各図の横軸に各モデルの引張荷重側の枝管に作用する負荷荷重 P_B およびその枝管の平均応力に直した枝管平均応力（ σ_m ）ave をとり、縦軸にはトウ位置のひずみをとった。トウ位置のひずみは次のように定義した。すなわち、1. 1.2 の実験結果のところで示したひずみ分布のグラフにおいて、トウ位置に最も近い 2 つのデータを直線で結びトウ位置のひずみを推定した。その結果が図中○印を実線で結んだものである。図中の実線（実験結果）は、トウ位置のひずみが降伏ひずみ（図中に ϵ_Y で示した値）になるかなり低い荷重レベルで直線関係からずれている。したがって、注目している位置の残留応力 σ_{IR} （残留ひずみ $\epsilon_{IR} = \sigma_{IR} / E$ ）のため降伏が低荷重レベルで発生したものとおもわれる。そこで（1. 1.4 - 1）式を利用するにあたり $\alpha = 1$ として、残留応力の効果を、次に示すように考慮して局部集中ひずみを推定する。図に示すようにトウ位置のひずみと枝管負荷荷重の関係で直線関係が保たれる限界を A 点とし、その時の局部ひずみを ϵ_{IA} とし、その時の Nominal Strain を ϵ_{nA} とすると次式が満足される。

$$K_t = \epsilon_{IA} / \epsilon_{nA} \quad \dots\dots\dots (1.1.4 - 2)$$

ただし、 $\begin{cases} \epsilon_{IA} : \text{A点での局部ひずみ} \\ \epsilon_{nA} : \text{Nominal Strain} = (\sigma_m) \text{ave} / E \text{ at A} \end{cases}$

A 点で降伏しはじめたと考えると残留応力による残留ひずみ ϵ_{IR} は次式で表される。

$$\epsilon_{IR} = \epsilon_Y - \epsilon_{IA} \quad \dots\dots\dots (1.1.4 - 3)$$

ただし、 $\begin{cases} \epsilon_Y : \text{降伏ひずみ} \\ \epsilon_{IR} : \text{残留ひずみ} \end{cases}$

残留ひずみ ϵ_{IR} に対する Nominal Strain ϵ_{nR} は次式で与えられる。

$$\epsilon_{nR} = \epsilon_{IR} / K_t \quad \dots\dots\dots (1.1.4 - 4)$$

したがって、残留応力を考慮した場合の Nominal Strain ϵ'_n は次式で与えられる。

$$\epsilon'_n = \epsilon_n + \epsilon_{IR} = \frac{(\sigma_m) \text{ave}}{E} + \epsilon_{IR} \quad \dots\dots\dots (1.1.4 - 5)$$

ただし ϵ_n : 負荷荷重による Nominal Strain

以上より、(1.1.4-1)式において、 $\sigma/\sigma_Y = \epsilon_n/\epsilon_Y$ を代入することにより K_t が求められる。結局局部ひずみはトータルで $K_t \cdot \epsilon_n$ で与えられ、負荷荷重により発生する局部ひずみは次式で与えられる。

$$\epsilon_l = K_t \cdot \epsilon_n - \epsilon_{lR} \quad \dots\dots\dots (1.1.4-6)$$

(1.1.4-6)式で求めた局部集中ひずみを ϵ_l を図1.1.34～図1.1.39の図中破線で示した。ひずみの推定に用いた弾性応力集中率 K_t 、降伏応力 σ_Y 、加工硬化係数 n 、残留ひずみ ϵ_{lR} 、 ϵ_{lR} に対するNominal Strain ϵ_{nR} の値は図中に示した。各モデルの $L_1 \sim L_4$ のひずみ測定は一軸の応力集中ゲージでひずみ測定をしたため、局部集中ひずみの推定に用いた K_t は、前述の実験結果で十分弾性状態と考えられる荷重レベルのトウ位置での弾性ひずみ集中率を用いた。このトウ位置の弾性ひずみ集中率は、トウ位置に近い2つのデータから直線的に外挿したものである。また、材料定数である σ_Y 、 n 値は、1.1.2項で述べた丸棒引張試験結果を用いた。これらについて主管の材料のものしか求められていないので、枝管については同一鋼種の材料定数を用いた。また、主管サドル部 L_2 、枝管サドル部 L_4 は、図1.1.7に示したように各モデルそれぞれ2カ所ずつある。図1.1.34～図1.1.39の L_2 、 L_4 のひずみの実測値や K_t は、それぞれ2カ所の平均値である。図中Bで示してある位置は、 $\epsilon_n = \epsilon_Y$ となる位置であり、(1.1.4-1)式の適用限界であるが、ここではB点より高荷重領域でも(1.1.4-1)式が適用できるとして推定値を求めている。

図1.1.34、図1.1.35はModel Iの場合の実測値と推定値の比較であるが、図1.1.35(a)の L_3 の位置を除けば、実測値をほぼ推定できることがわかる。図1.1.36、図1.1.37はModel IIの場合の実測値と推定値の比較であるが、図1.1.37(a)の L_3 の位置を除けば、推定値と実測値はほぼよい対応である。図1.1.38、図1.1.39はModel IIIの場合の比較であるが、図1.1.38(b)の L_2 の位置を除けば、推定値は実測値をやや過大評価するかはほぼよい対応である。このように各モデルについて、1カ所ずつ推定値より実測値が大きく上まわる位置がある。これらの位置を弾性応力集中率 K_t に注目してみると、これらの位置は各モデルの $L_1 \sim L_4$ のうちの最も大きな K_t 値を示す位置である。したがって、これらの位置で実測値が推定値を大きく上まわったのは、 K_t 値の大きなところが選択的に大きな変形が進んだものと思われる。逆に言うならば応力集中が多数ある場合、変形が均等に進むなら前述の推定法がすべての位置で妥当なものとなるであろう。また、図1.1.34～図1.1.39において残留ひずみ ϵ_{lR} の降伏ひずみ ϵ_Y に対する比は、各モデル各位置において異なり、今後、局部集中ひずみ推定において ϵ_{lR} をどのように選定するかが問題である。

上記の検討は、局部集中ひずみの推定という意味から K_t 値として実測値を用いた。実機では弾性応力集中率 K_t 値を実測することはほとんど不可能である。したがって、前項の薄肉シェルによる有限要素法の計算結果と実測値を比較して、計算結果をどの程度修正すれば実測値を推定できるのかを調べる。図1.1.40に K_t の実測値と計算値の比較を示す。 $L_1 \sim L_3$ の場合は $K_t^{EXP.} = 1.5 \cdot K_t^{CAL.}$ ではほぼ推定でき、 L_4 の場合は $K_t^{EXP.} = 0.8 \cdot K_t^{CAL.}$ ではほぼ推定できることがわかる。このように注目する位置により修正係数が異なるのは次のような理由が考えられる。計算結果が、板厚中心の相貫線上の外表面の応力集中率を用いているが、注目する位置により実測値とよい対応をする位置が異なるためなどがある。また、図中に示した $K_t^{EXP.}$ と $K_t^{CAL.}$ の関係は、用いた計算法やFEMであるならばその要素の大きさなどにより異なるものと思われる。したがって、上記に示した関係は、最小要素サイズが板厚の等倍～2倍程度で、薄肉シェル要素および境界要素を用いた有限要素法を採用した場合に成立するものと言える。なお、図中●で示したModel II- L_1 の $K_t^{EXP.}$ が、 $K_t^{CAL.}$ に比べかなり小さい値となっている。この理由としては図1.1.13(a)に示したように、トウ位置に最も近いひずみ測定位置がトウから5mmの位置であり、実測値の $K_t^{EXP.}$ の信頼性が乏しいものと思われる。他のModelの L_1 の位置の応力集中率の値を参考にすると、Model II- L_1 の $K_t^{EXP.}$ は、1.5程度と思われる。よって、図1.1.36(a)のModel II- L_1 のひずみ推定には $K_t = 1.5$ として計算した。参考のため従来から提案されている応力集中率の計算値と実測値の比較を図1.1.41に示す。Kuangの式が比較的よい対応を示している。

参 考 文 献

- 1) H. Neuber : Theory of Stress Concentration for Shear -Strained Prismatical Bodies with Arbitrary Nonlinear Stress -Strain Law. Trans. ASME, J. Appl. Mech. Vol. 28 No. 4 (1961) p. 544
- 2) 萩原行人：隅肉溶接トウ部の表面切欠からの脆性破壊発生特性評価，日本造船学会論文集第157号 p. 333
- 3) 財団法人日本溶接協会編：塑性設計資料集（その十一）海洋パイプ構造物の構造強度研究における最近の進歩， p. 46
- 4) “ ” p. 47

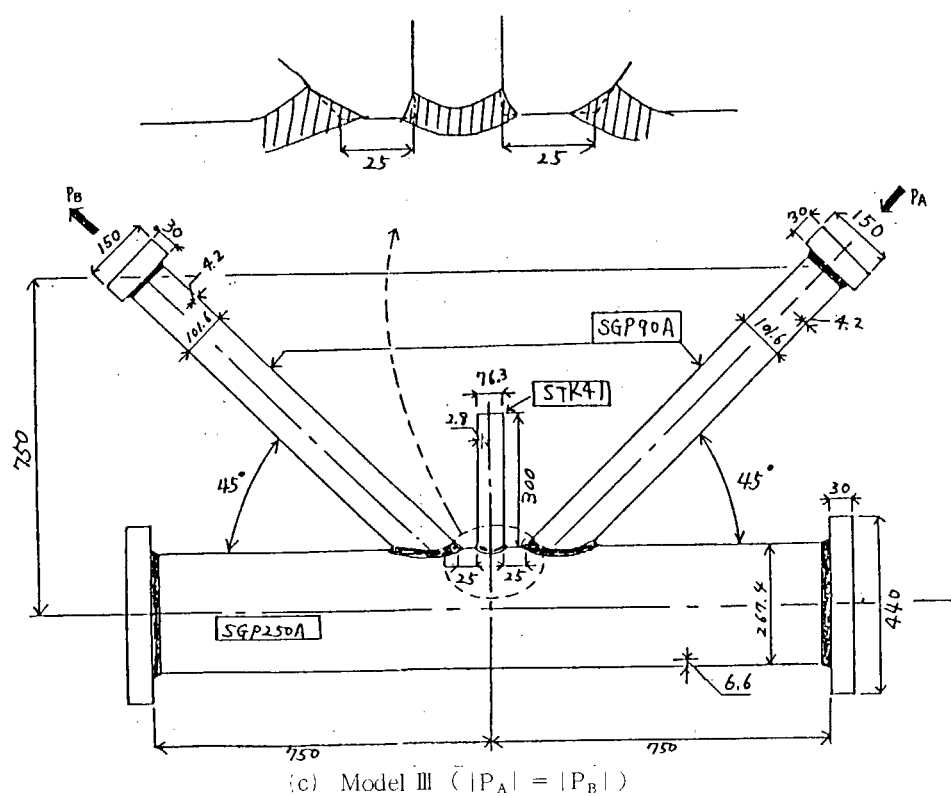
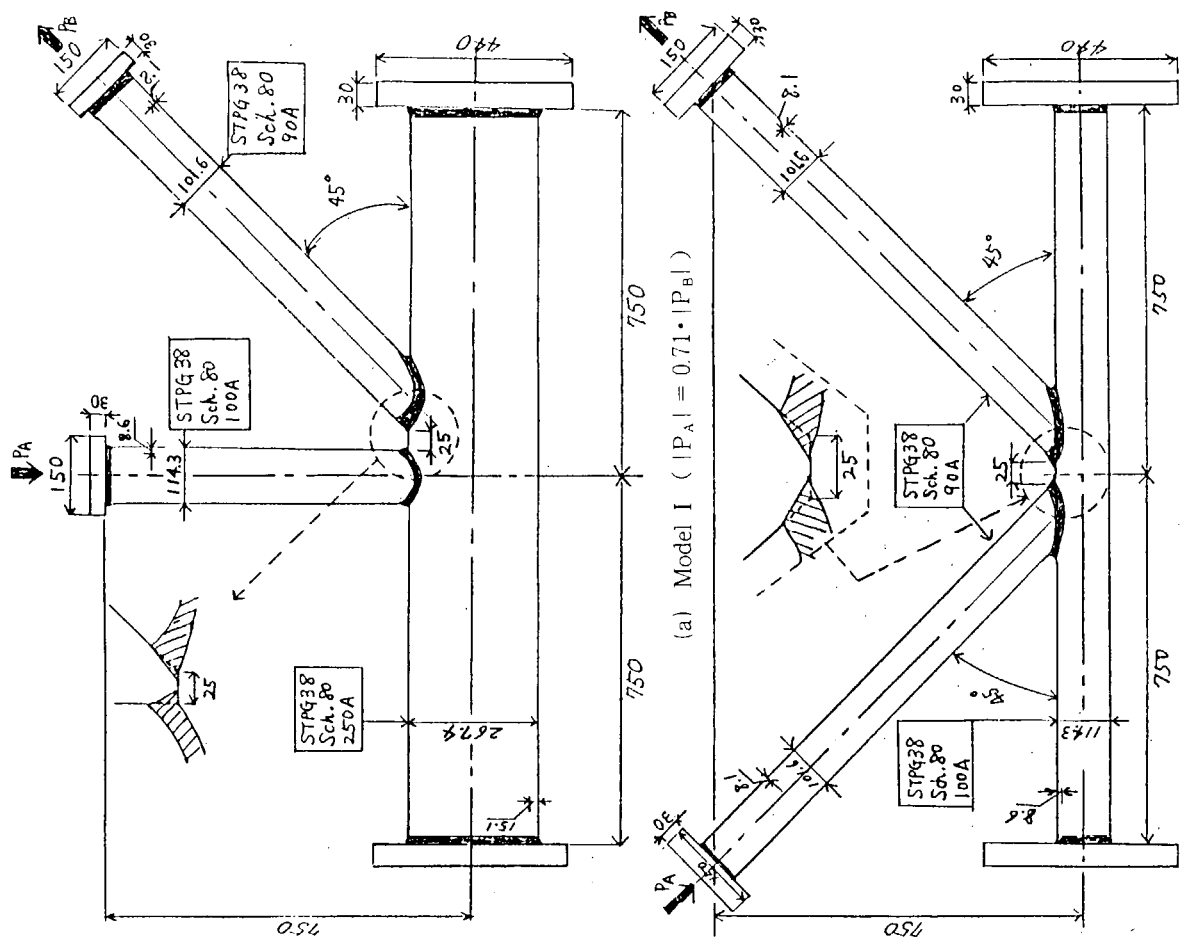
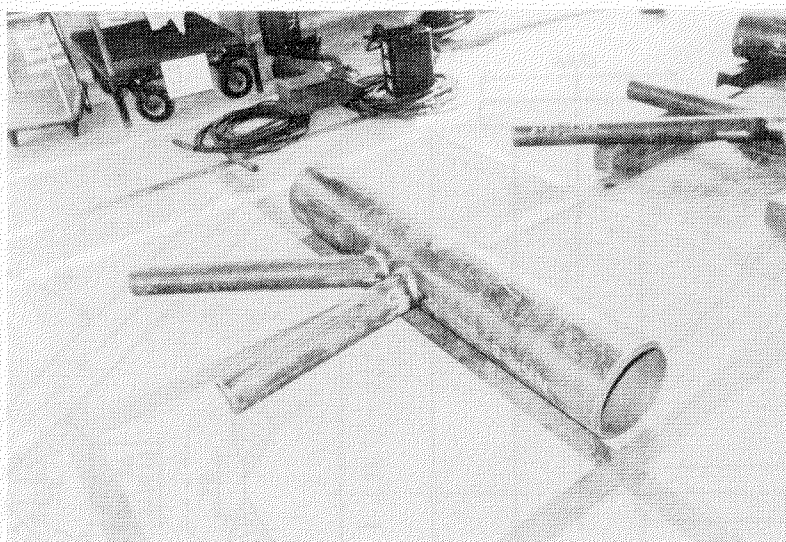


図 1.1.1 単純鋼管継手モデルの形状・寸法・鋼種

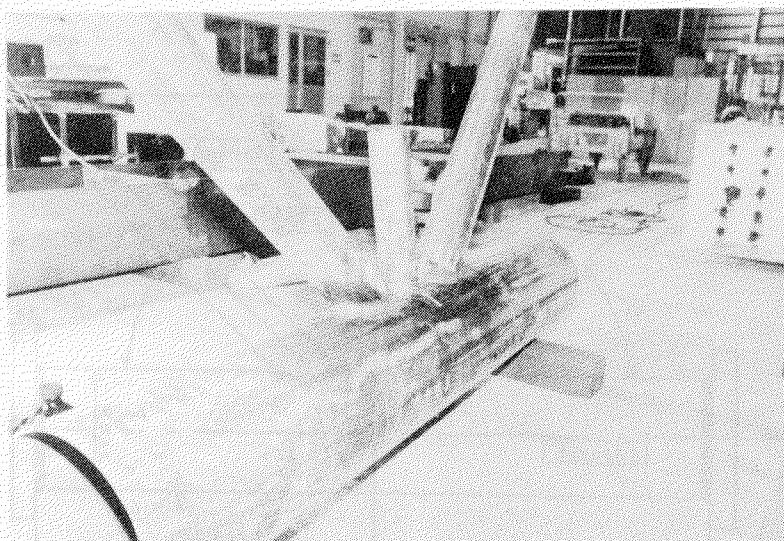
図 1.1.1 単純鋼管継手モデルの形状・寸法・鋼種



(a) Model I

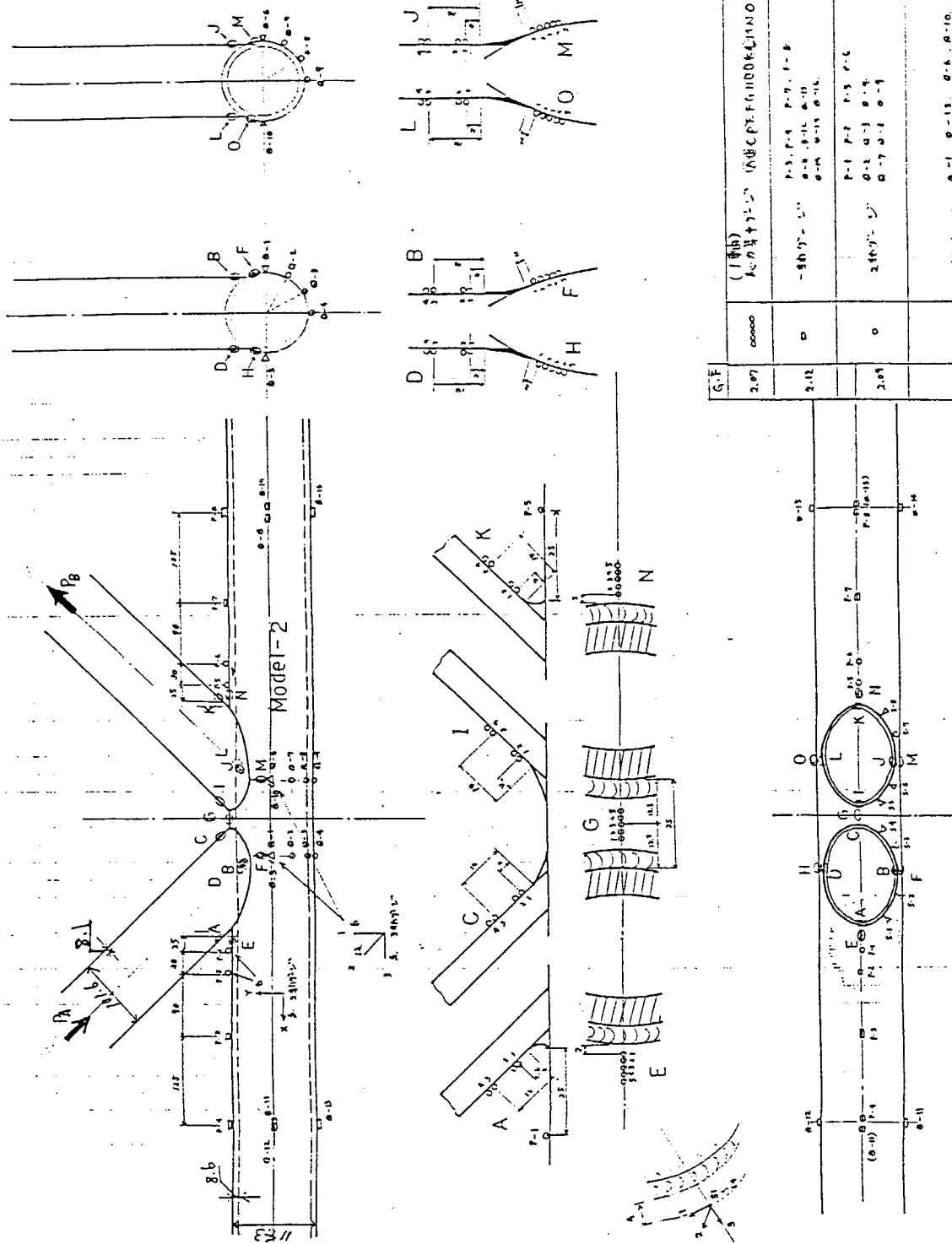


(b) Model II



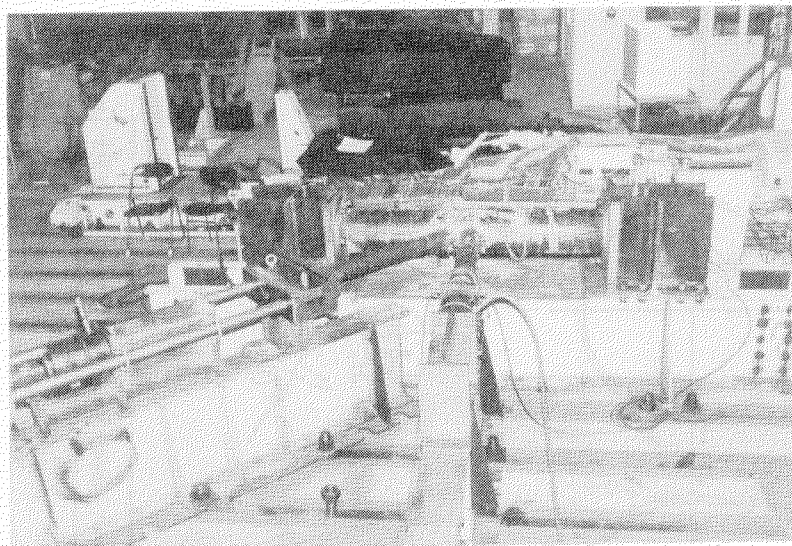
(c) Model III

図 1.1.2 単純鋼管継手モデル外観写真

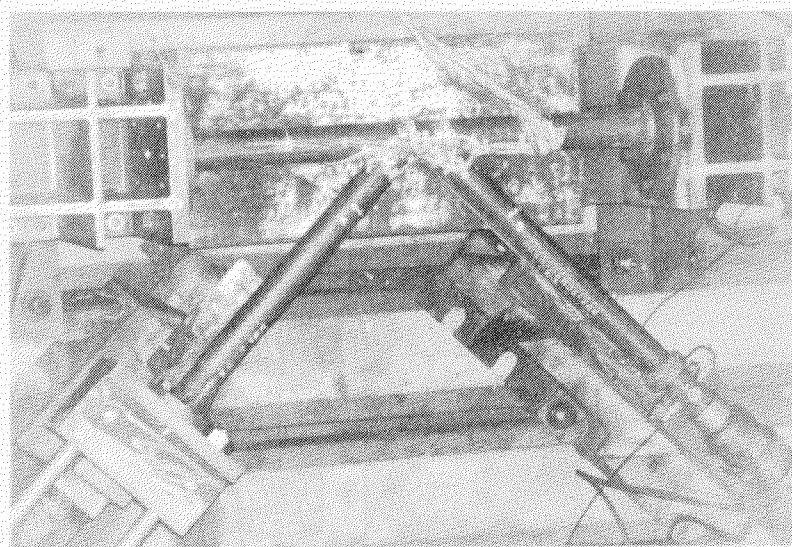


G.F	(1000)	(1000)	15719
2.07	0.0000	0.0000	15719
2.12	0	0.0000	10
2.09	0	0.0000	10
2.09	0	0.0000	12

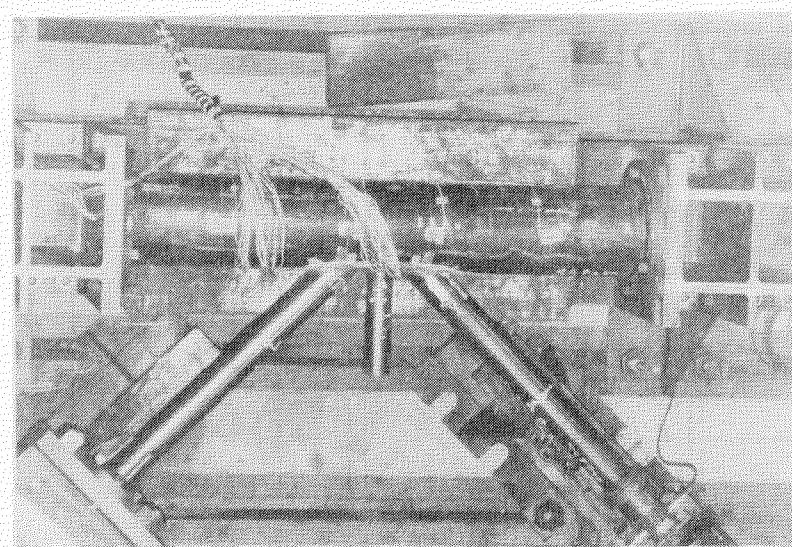
図 1.1.4 単純鋼管継手モデルひずみ測定位置 (Model II)



(a) Model I



(b) Model II



(c) Model III

図 1.1.6 単純鋼管継手モデル負荷実験状況写真

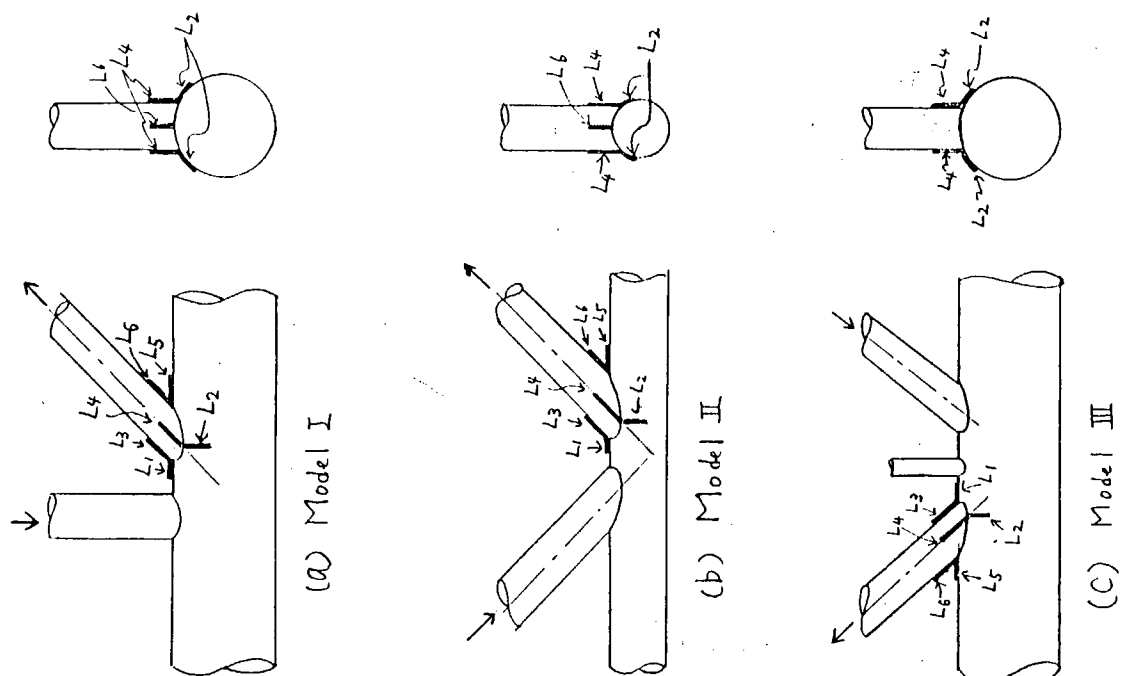


図1.1.7 局部集中ひずみ領域 $L_1 \sim L_6$ の定義

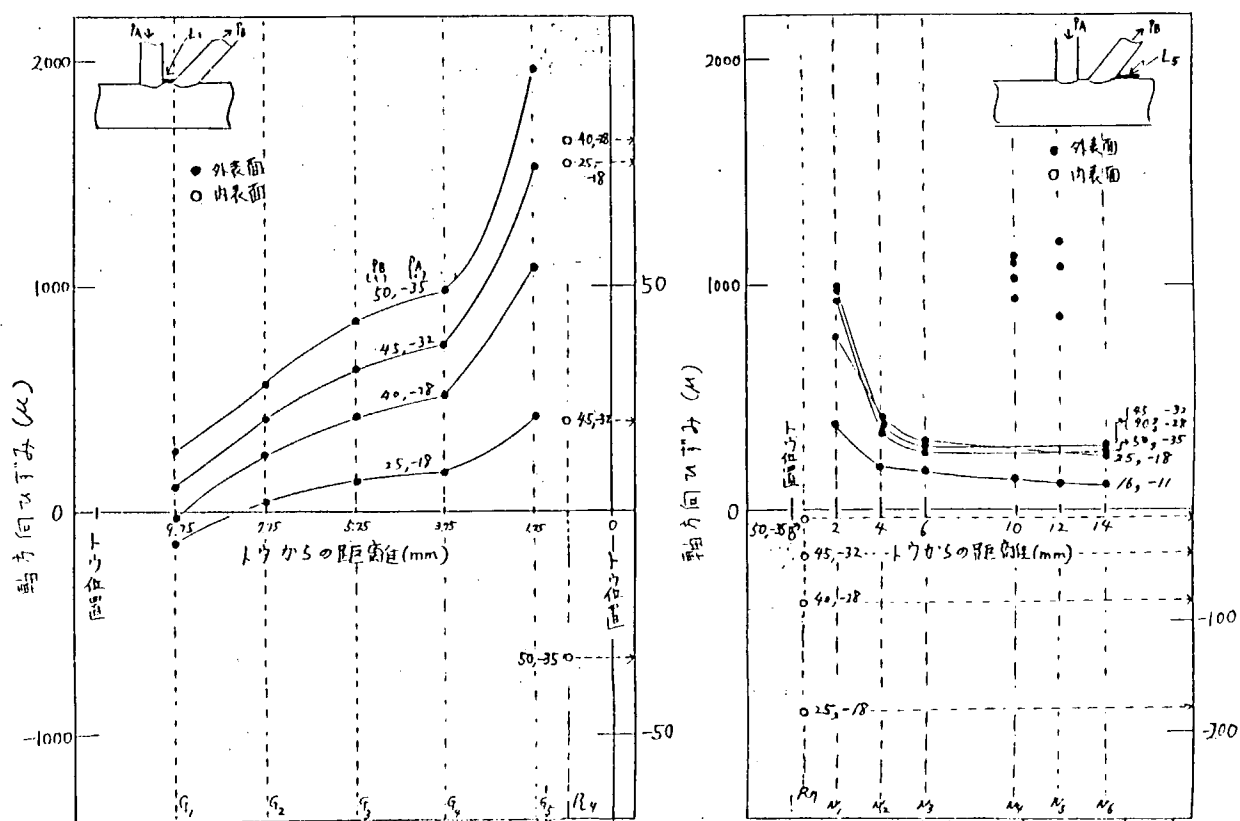


図1.1.8 Model I ひずみ集中部 L_1, L_5 のひずみ分布

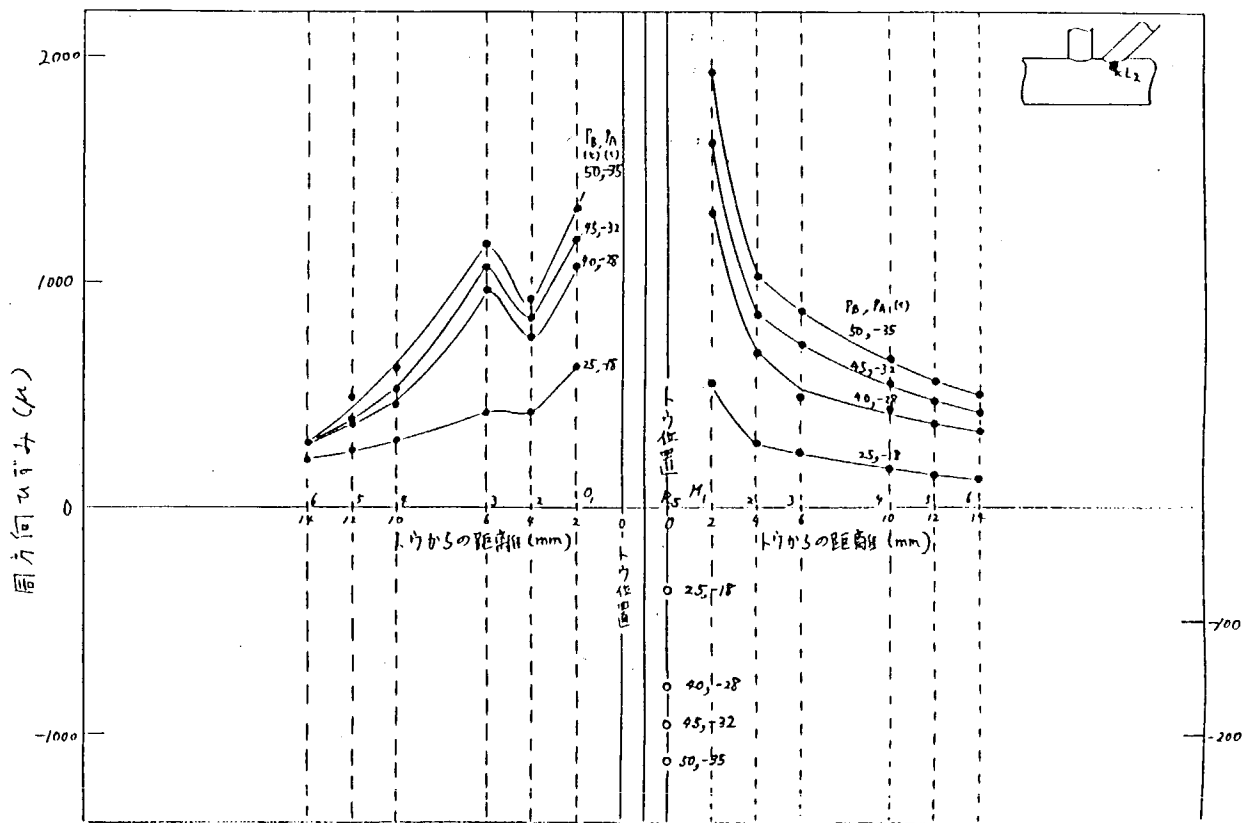


図 1.1.9 Model I ひずみ集中部 L_2 のひずみ分布 (主管)

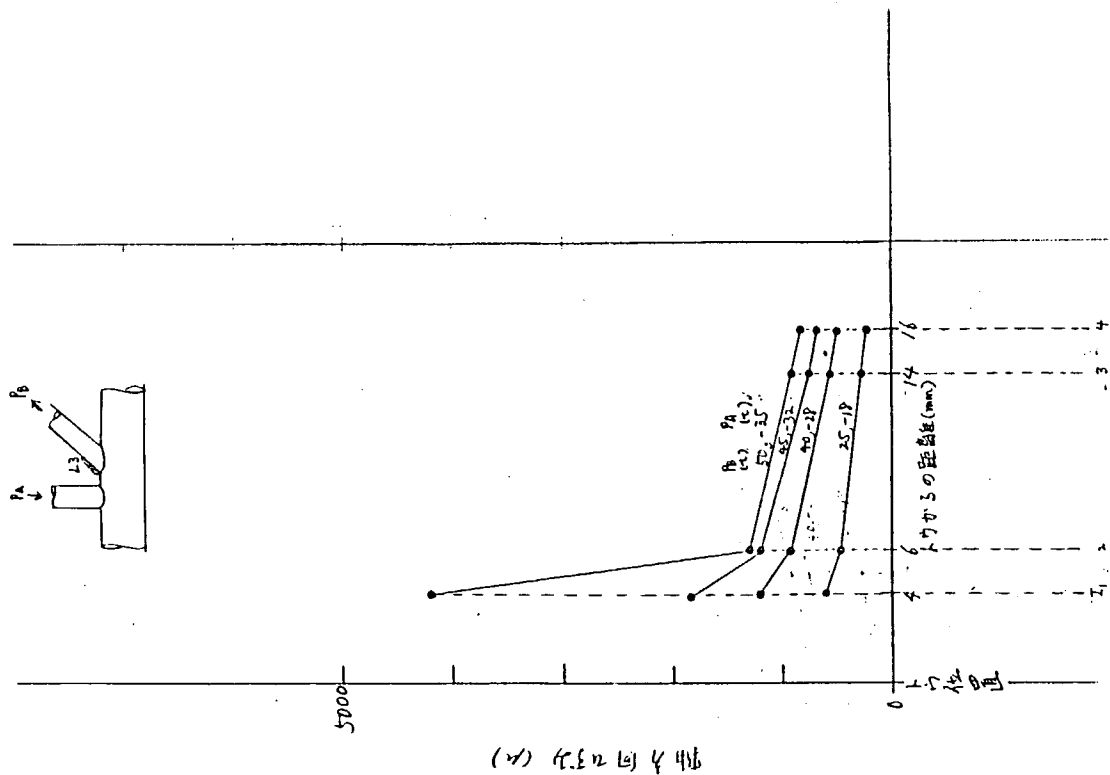


図 1.1.10 Model I ひずみ集中部 L_3 のひずみ分布 (枝管)

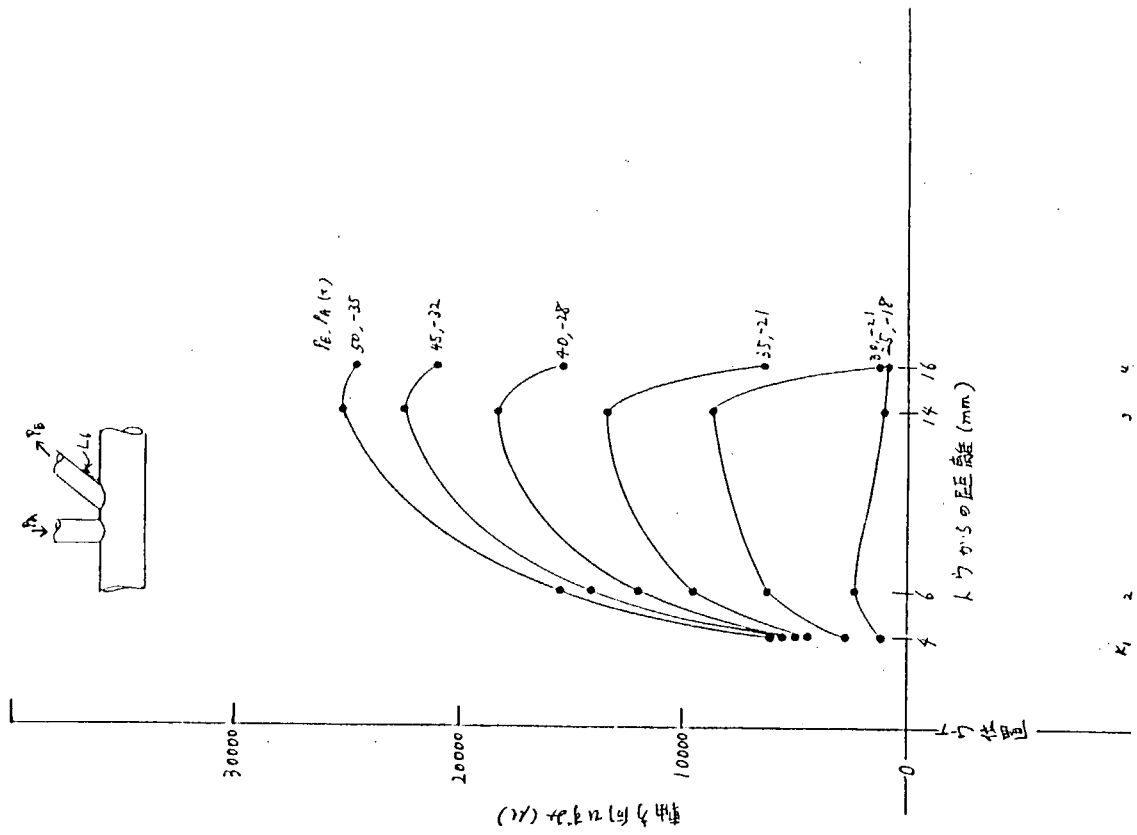


図 1.1.11 Model I ひずみ集中部 L_0 のひずみ分布 (枝管)

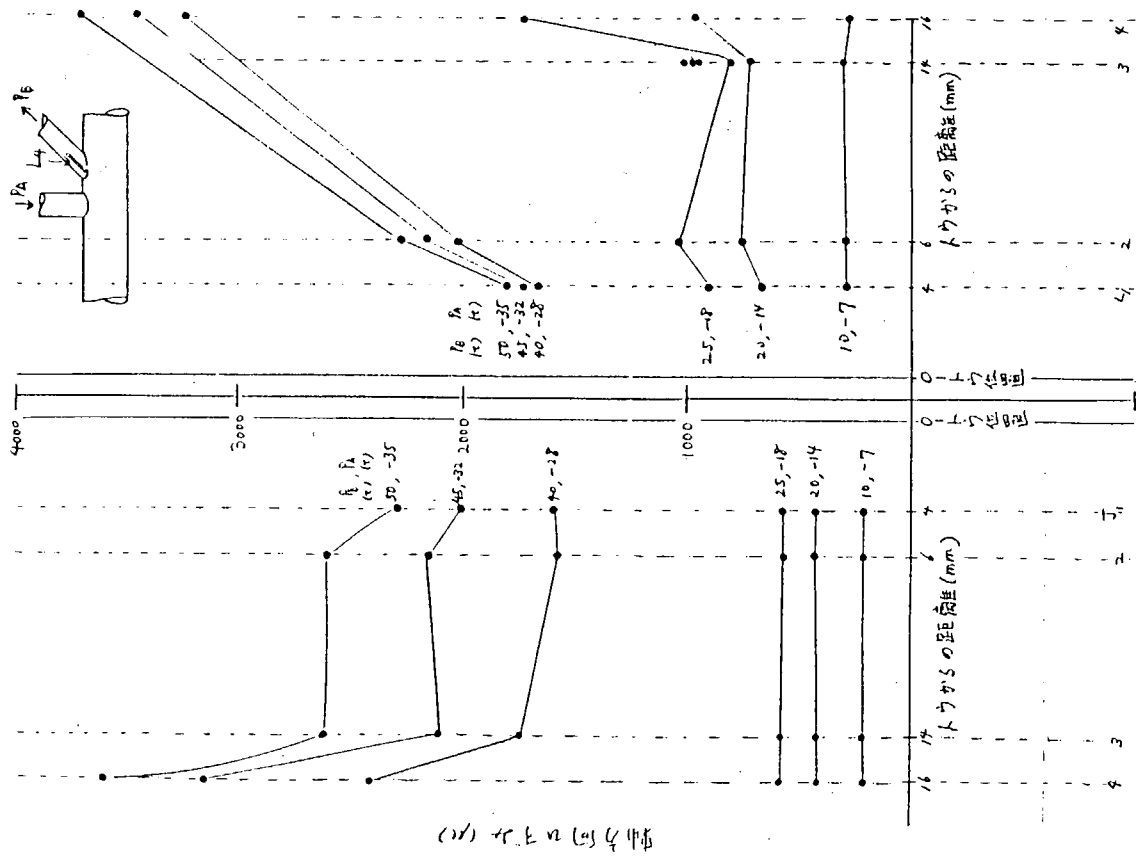
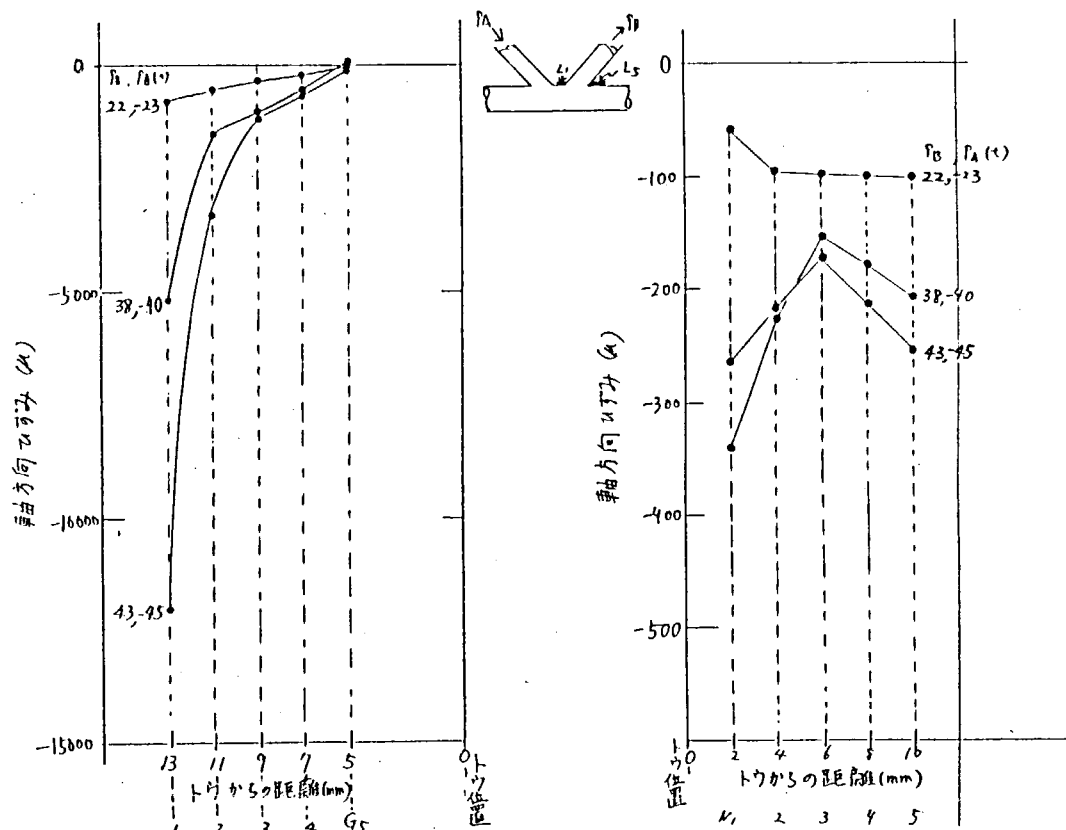


図 1.1.12 Model I ひずみ集中部 L_4 のひずみ分布 (枝管)



(a) Model II ひずみ集中部 L_1 の軸方向ひずみ分布 (b) Model II ひずみ集中部 L_5 の軸方向ひずみ分布

図 1.1.13 Model II ひずみ集中部 L_1 , L_5 のひずみ分布 (主管)

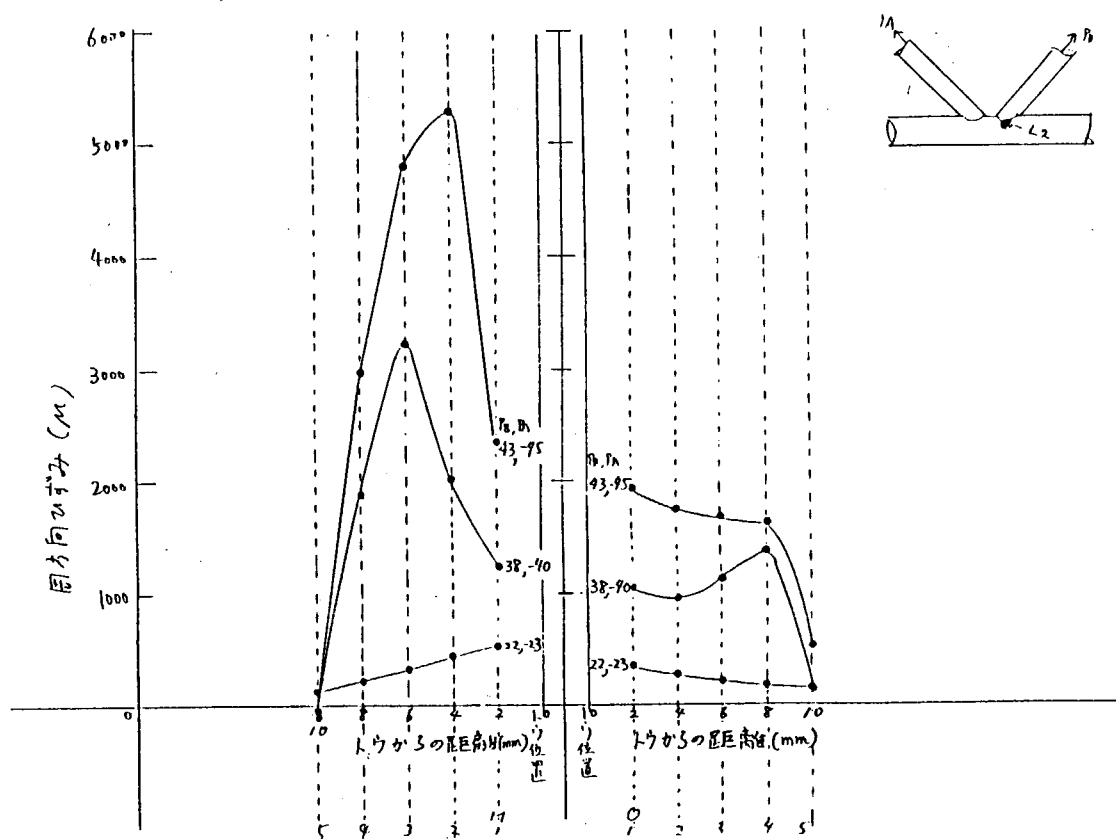


図 1.1.14 Model II ひずみ集中部 L_2 のひずみ分布 (主管)

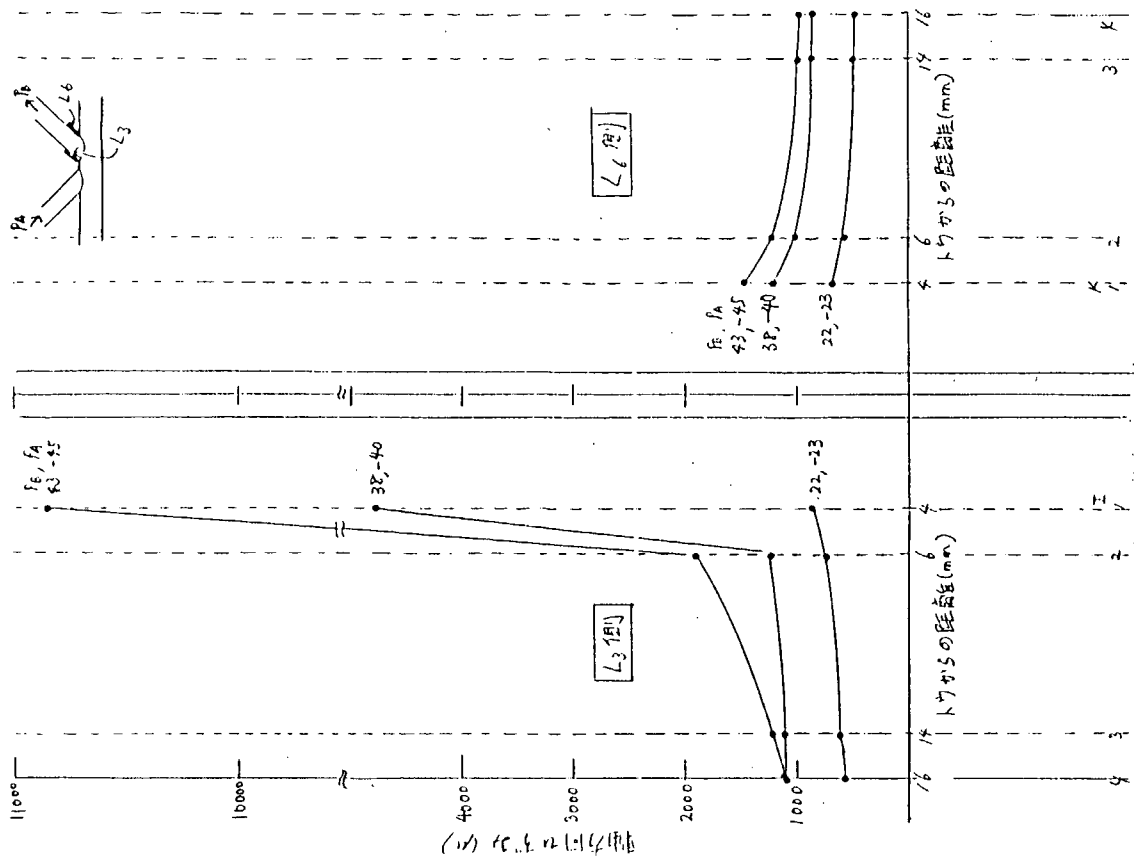


図 1.1.15 Model II ひずみ集中部 L_3 、 L_6 のひずみ分布 (枝管)

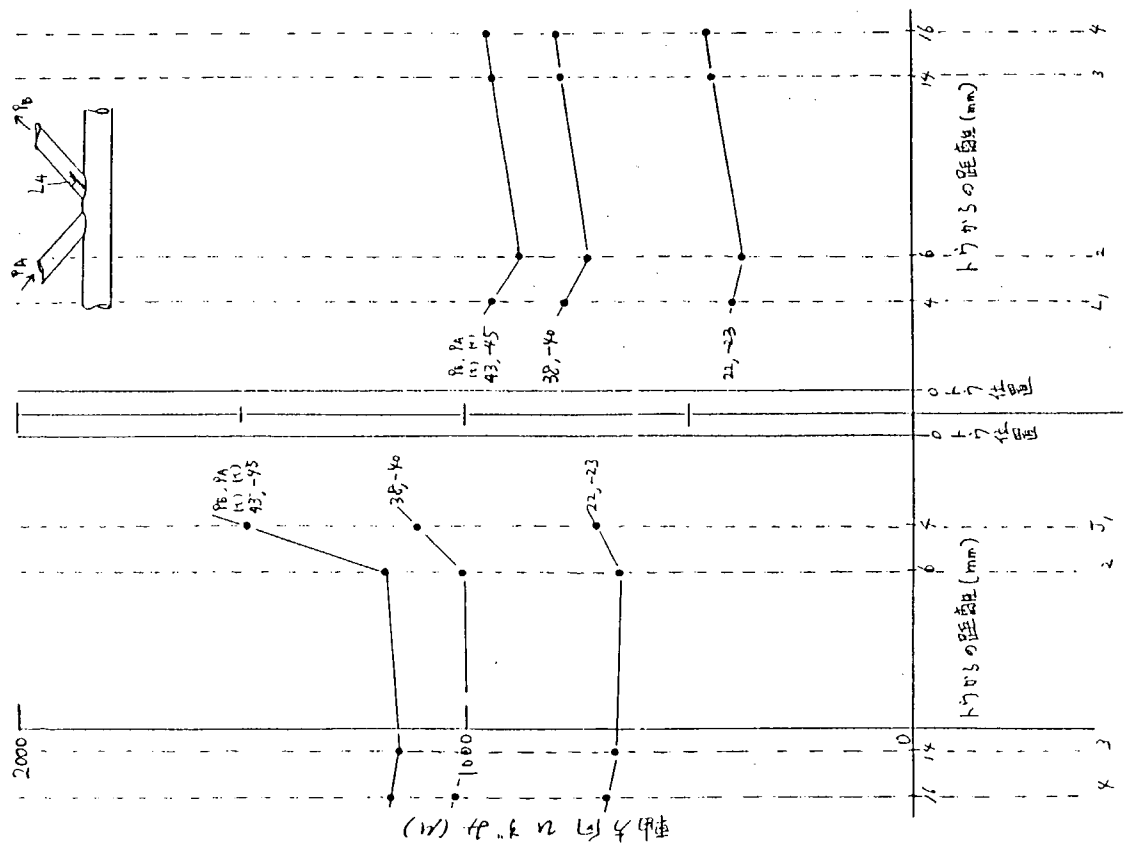
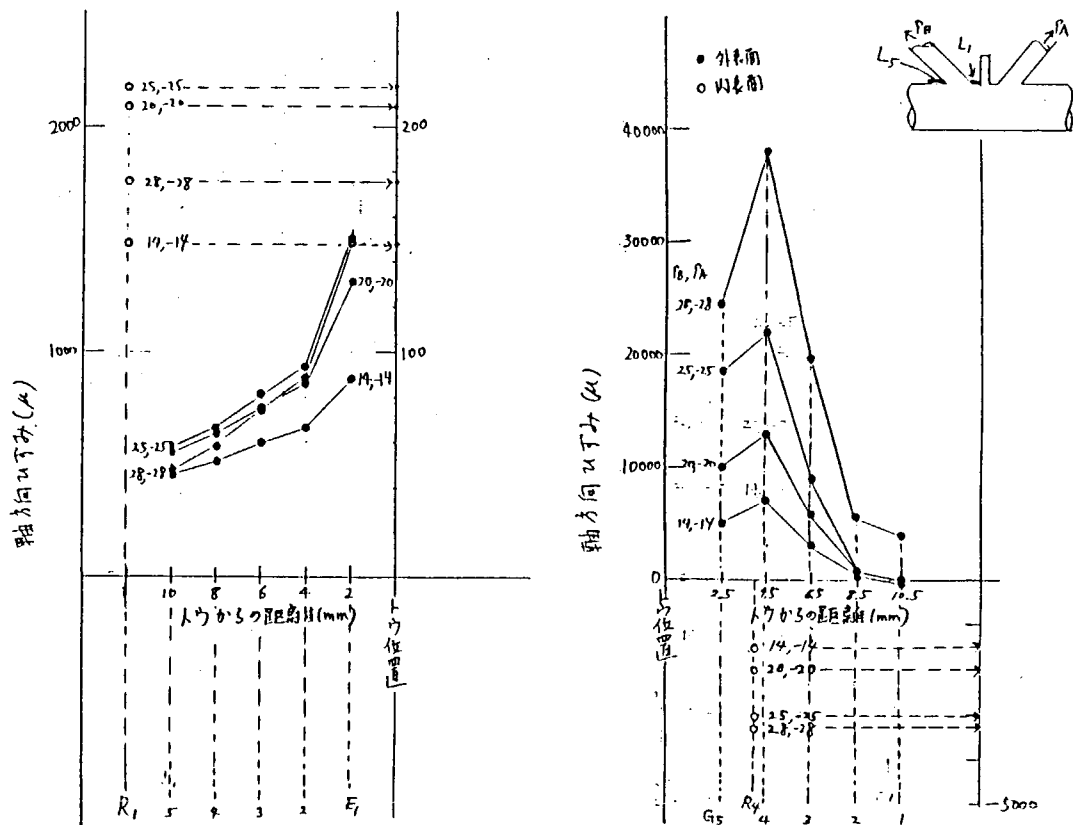


図 1.1.16 Model II ひずみ集中部 L_4 のひずみ分布 (枝管)



(a) Model III ひずみ集中部 L_5 軸方向ひずみ分布 (主管) (b) Model III ひずみ集中部 L_1 軸方向ひずみ分布 (主管)

図 1.17 Model III ひずみ集中部 L_1 , L_5 のひずみ分布 (主管)

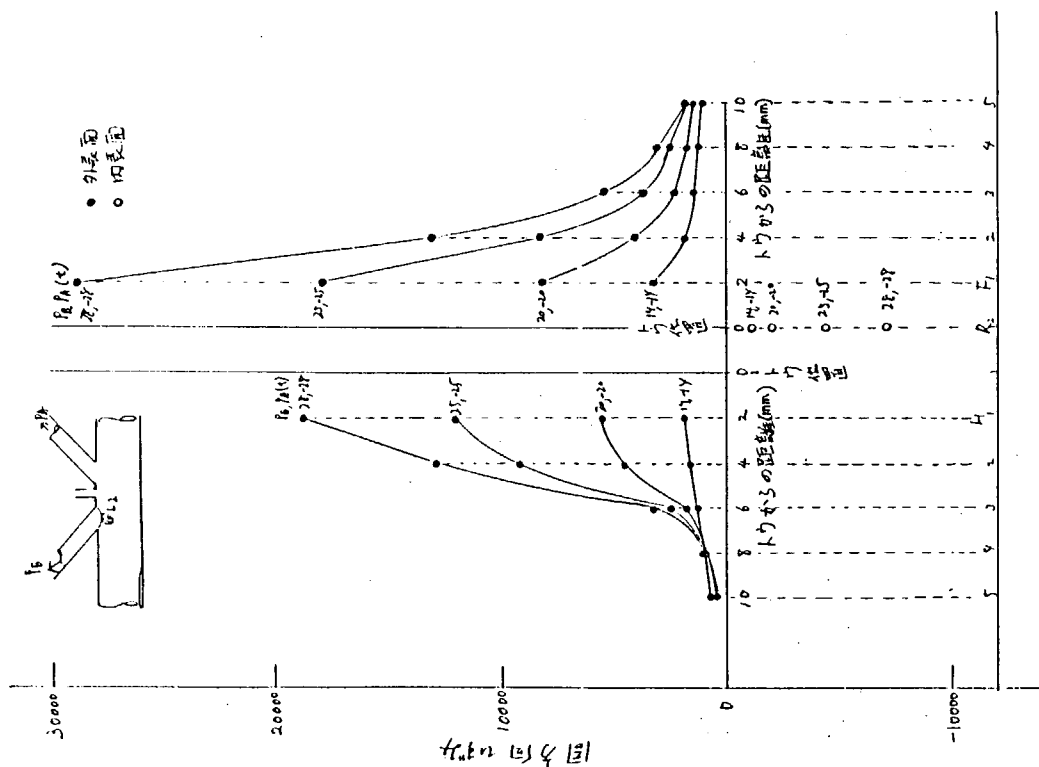


図 1.18 Model III ひずみ集中部 L_2 のひずみ分布 (主管)

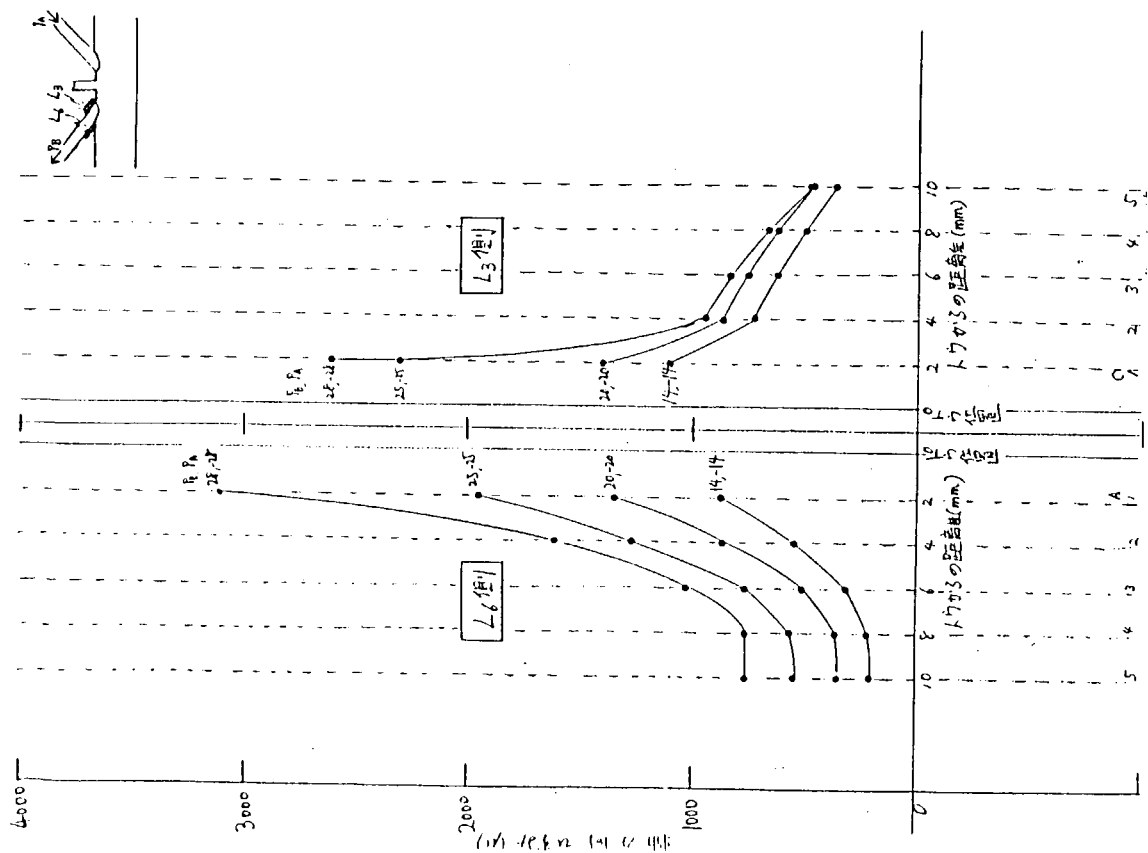


図 1.1.19 Model III ひずみ集中部 L_3 、 L_6 のひずみ分布 (枝管)

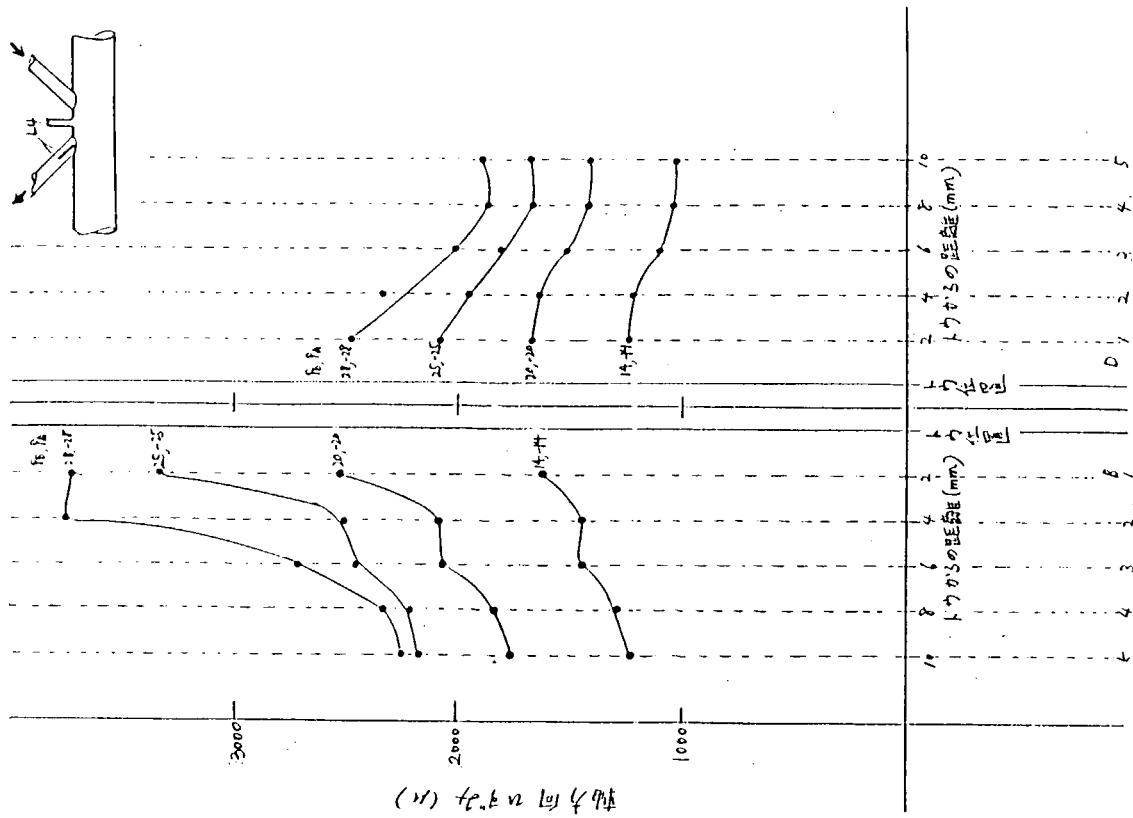
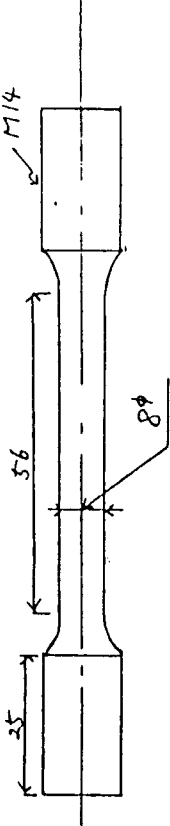


図 1.1.20 Model III ひずみ集中部 L_4 のひずみ分布 (枝管)

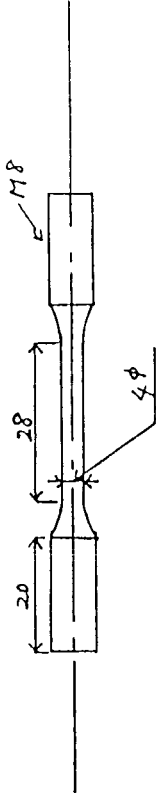
表 1. 1. 1 丸棒引張試験結果

材 質	降伏応力 (kgf/mm^2)	引張強さ (kgf/mm^2)	加工硬化係数
STPG38 Sch80 250A (Model I)	27.9	41.8	0.23
STPG38 Sch80 100A (Model II)	23.9	38.2	0.28
SGP250A (Model III)	31.1	36.0	0.1

Model I 主管 (STPG38 Sch8 250A) 丸棒引張試験片



Model II 主管 (STPG38 Sch8 100A)



Model III 主管 (SGP250A)

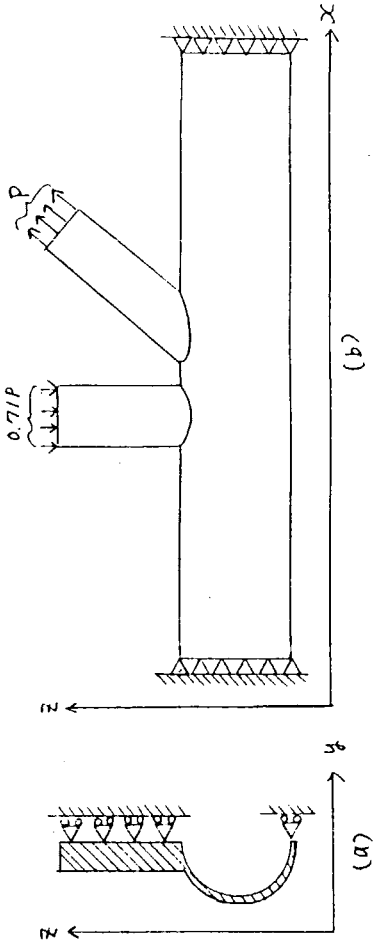
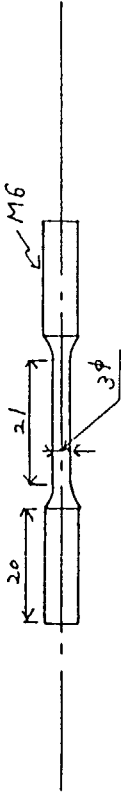


図 1. 1. 21 数値解析の境界条件

表 1. 1. 2 各モデル各位置の相貫線での
外表面応力集中度

位置 モデル	L ₁ (主 管) (クラウン)	L ₂ (主 管) (サドル)	L ₃ (枝 管) (クラウン)	L ₄ (枝 管) (サドル)	L ₅	L ₆
Model I	1.25	1.28	1.5	2.85	1.65	1.18
Model II	1.7	0.67	1.6	1.2	1.6	0.62
Model III	2.52	3.0	2.2	3.65	2.2	0.35

SR-195 K-JOINT M8 MATSEK (mod-11) (1183E/9/03)

STATIC LOAD CASE 1

IGRIS 3 ALPHA 30.00

BETA 30.00

DEFLECTION SCALE FACTOR= 5921.3

变形前
变形后

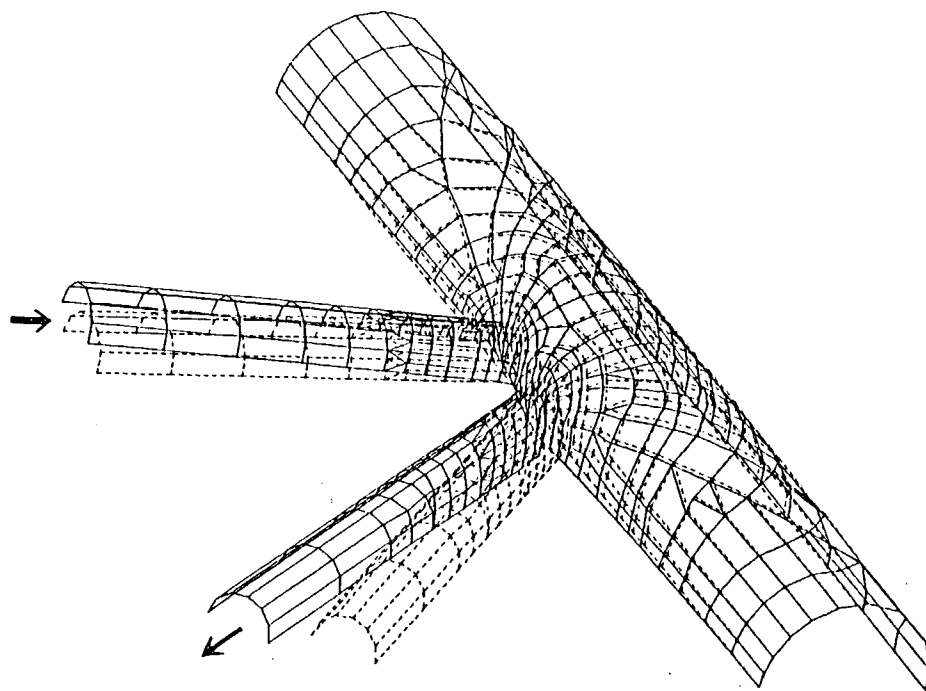


图 1.1.22 Model I 变形状态概观

128 1 2.0 5.0 1 273 2 1.0 5.0

CASE 1

3 ALPHA 30.00

80.00

SCALE FACTOR= 55549.

变形前
变形后

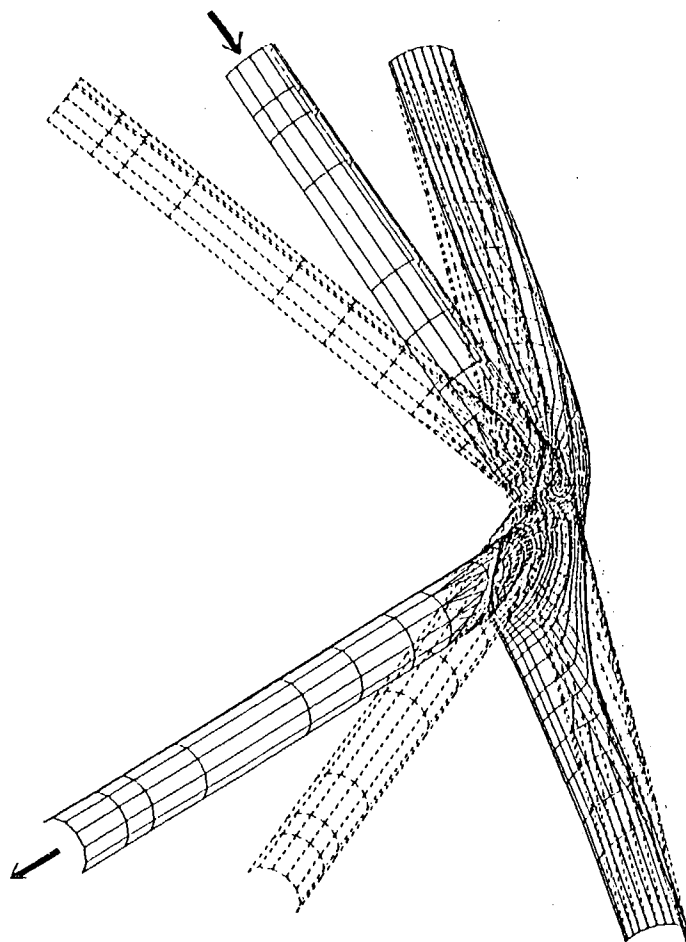


图 1.1.23 Model II 变形状态概观

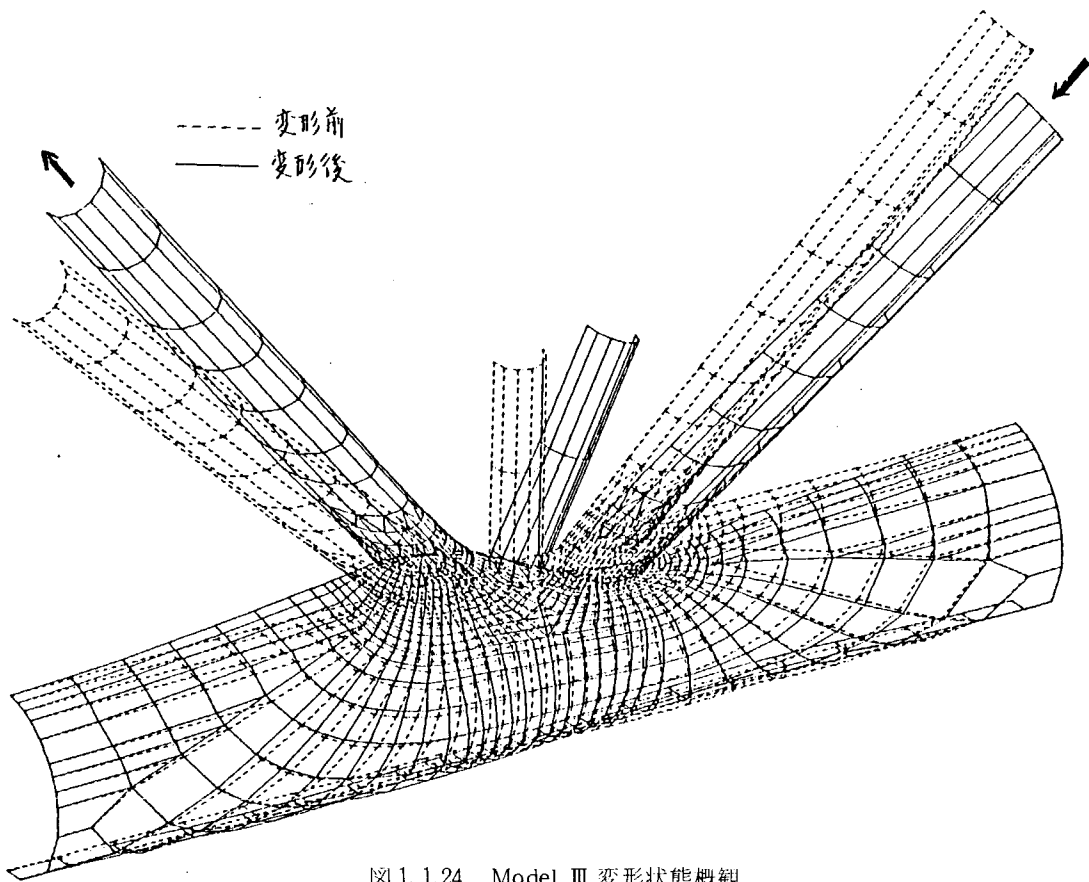


図 1.1.24 Model III 変形状態観視

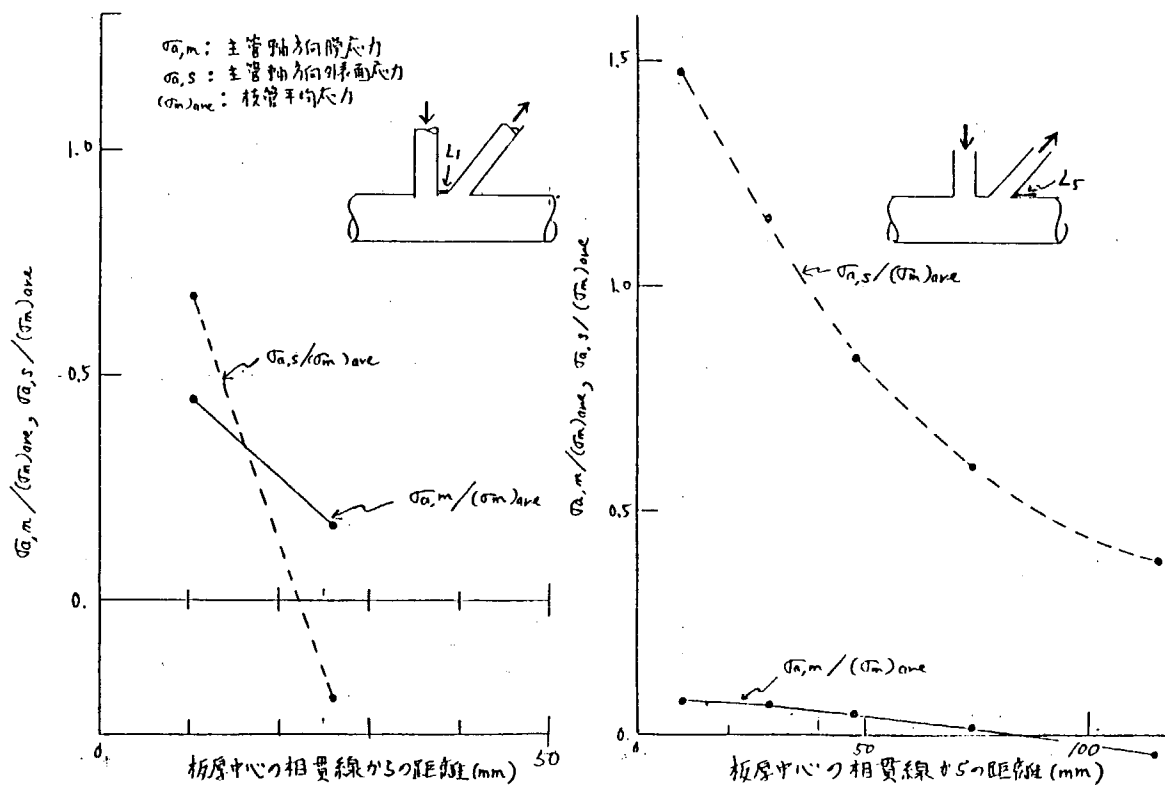
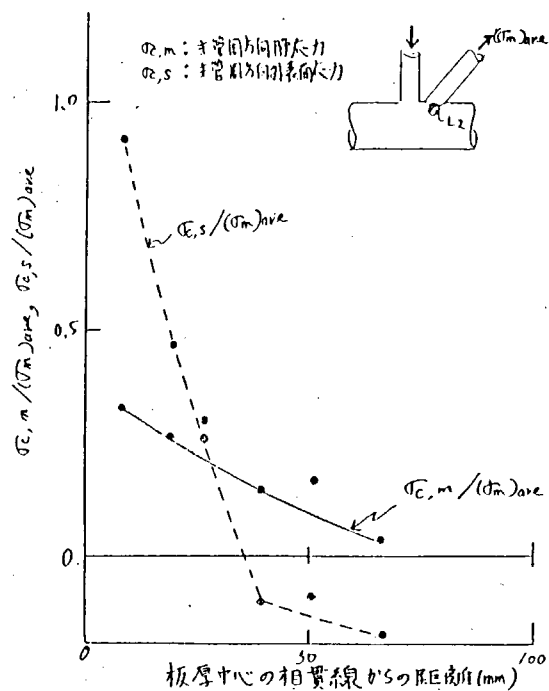
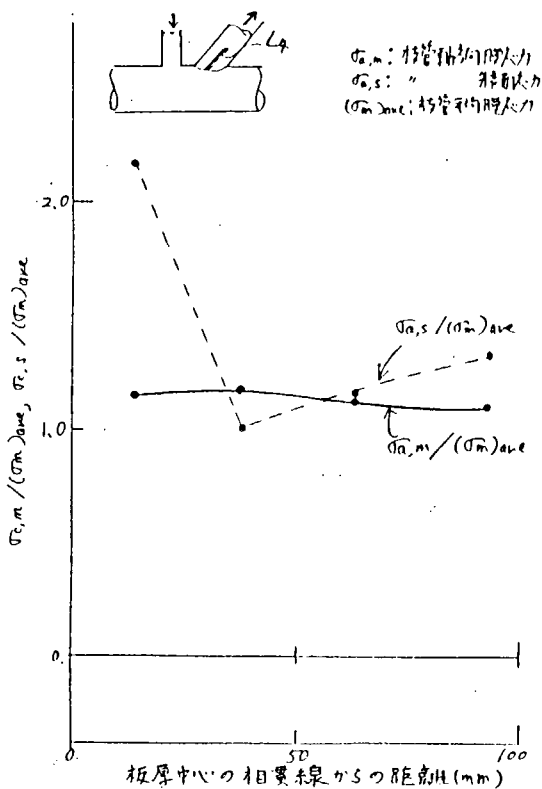


図 1.1.25 Model I ひずみ集中部 L_1 , L_5 の応力集中率分布 (主管)

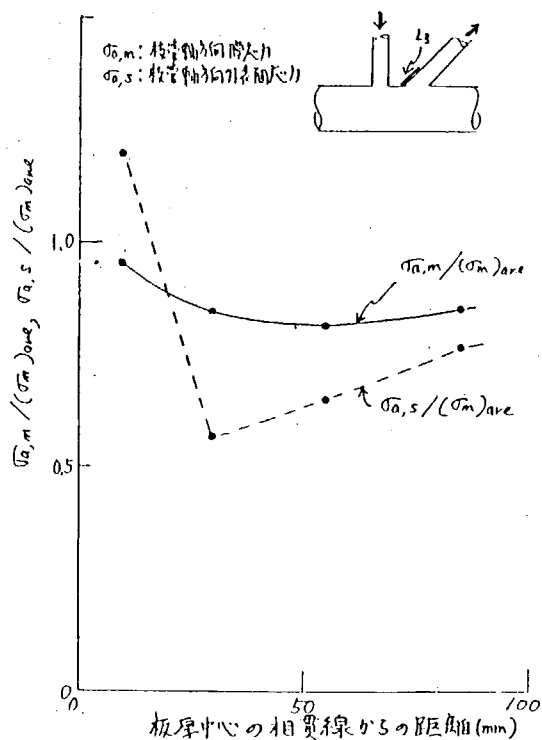


(a) Model I ひずみ集中部 L_2 の主管周方向応力集中率

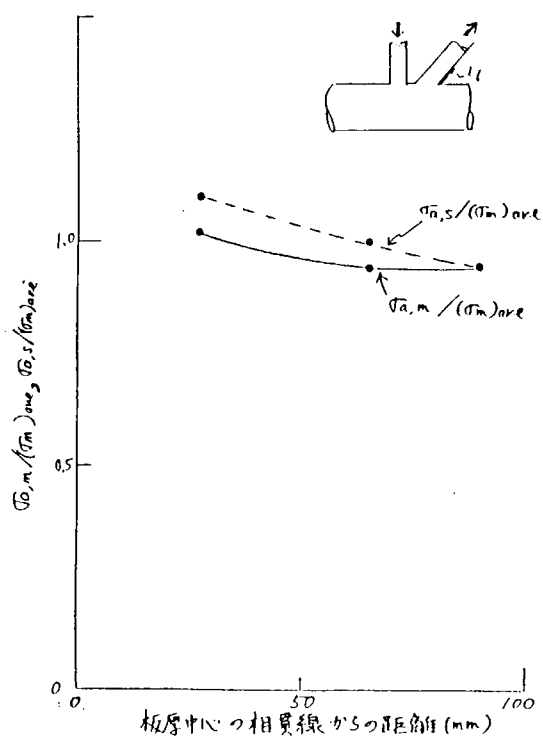


(b) Model I ひずみ集中部 L_4 の枝管軸方向応力集中率

図 1.1.26 Model I ひずみ集中部 L_2, L_4 の応力集中率分布

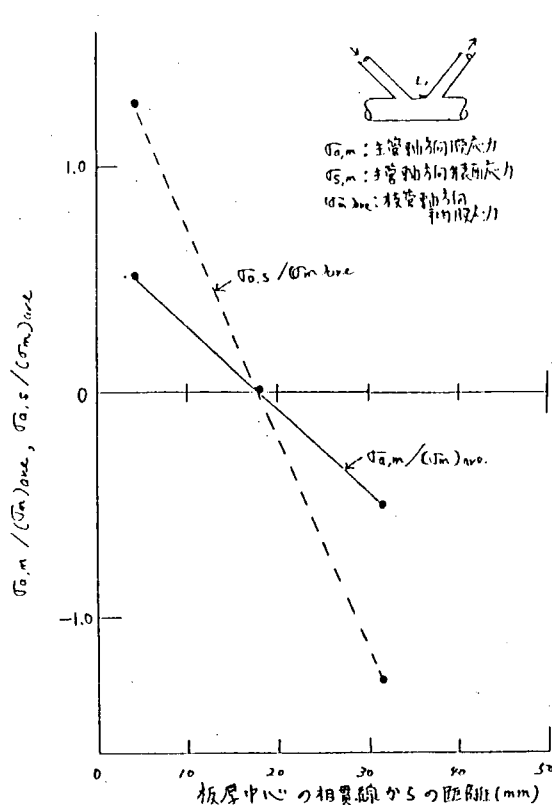


(a) Model I ひずみ集中部 L_3 枝管軸方向応力集中率

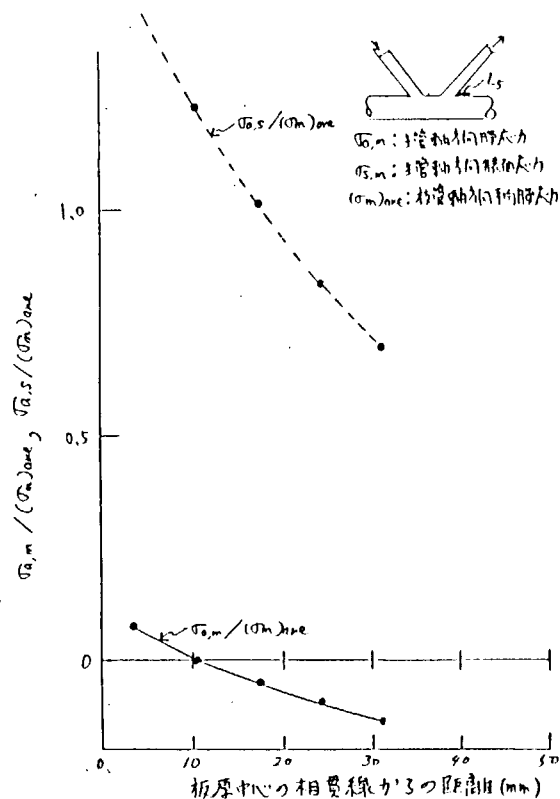


(b) Model I ひずみ集中部 L_6 枝管軸方向応力集中率

図 1.1.27 Model I ひずみ集中部 L_3, L_6 の応力集中率分布 (枝管)

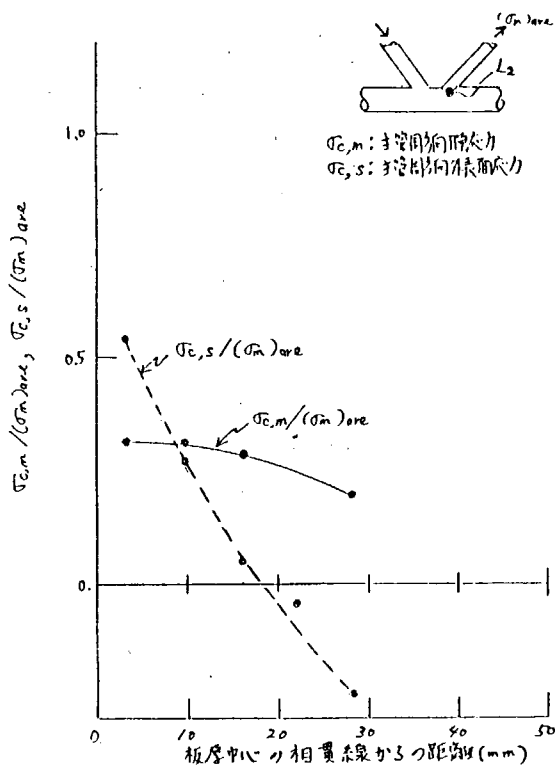


(a) Model II ひずみ集中部 L_1 の主管軸方向応力集中率

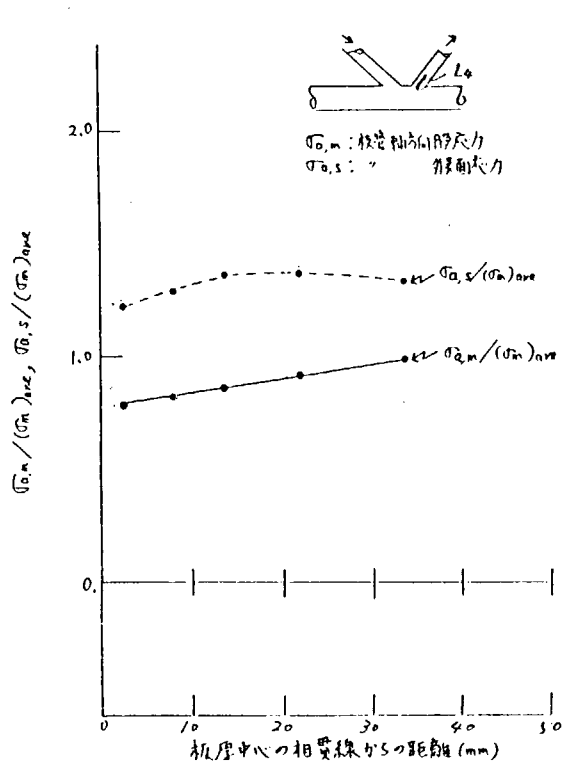


(b) Model II ひずみ集中部 L_5 の主管軸方向応力集中率

図 1.128 Model II ひずみ集中部 L_1, L_5 の応力集中率分布 (主管)

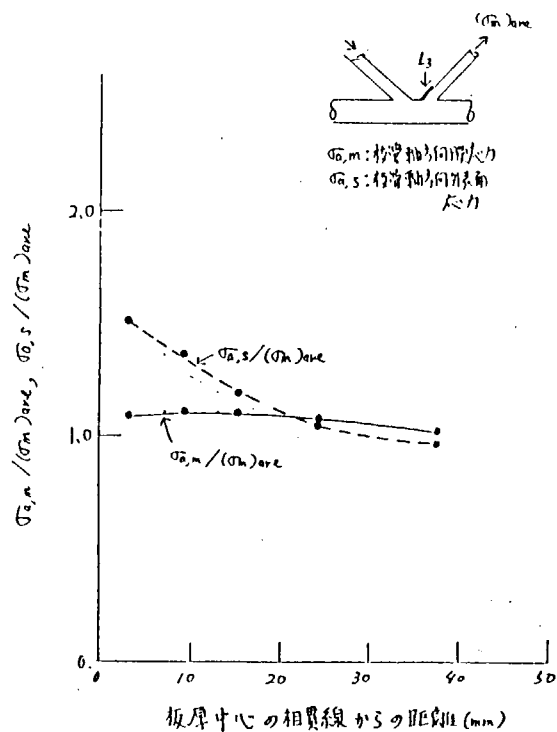


(a) Model II ひずみ集中部 L_2 の主管周方向応力集中率

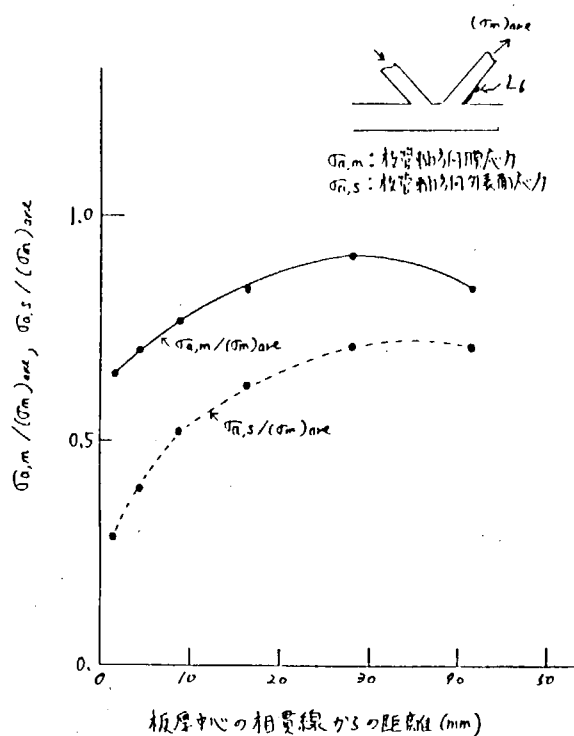


(b) Model II ひずみ集中部 L_4 の主管周方向応力集中率

図 1.129 Model II ひずみ集中部 L_2, L_4 の応力集中率分布

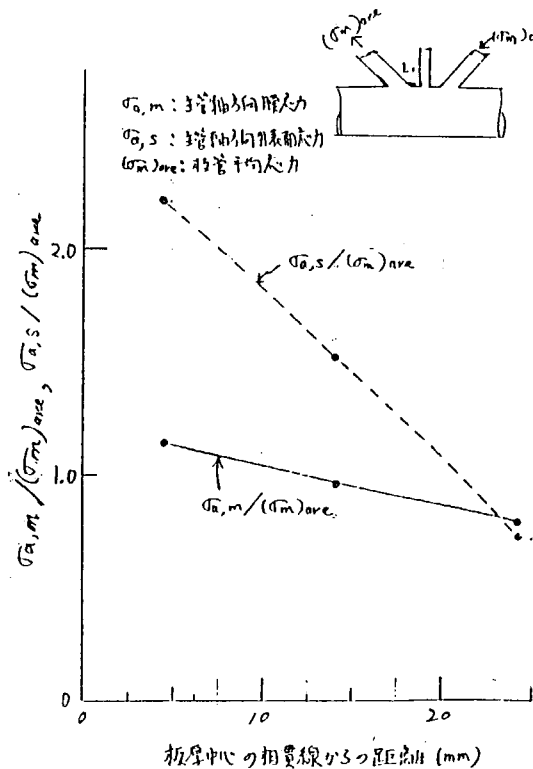


(a) Model II ひずみ集中部 L_3 枝管軸方向応力集中率

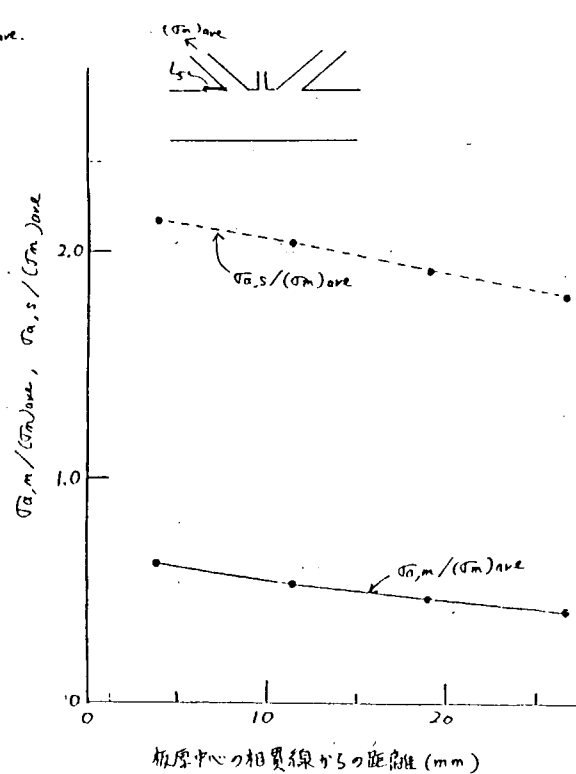


(b) Model II ひずみ集中部 L_6 枝管軸方向応力集中率

図 1.1.30 Model II ひずみ集中部 L_3, L_6 の応力集中率分布 (枝管)

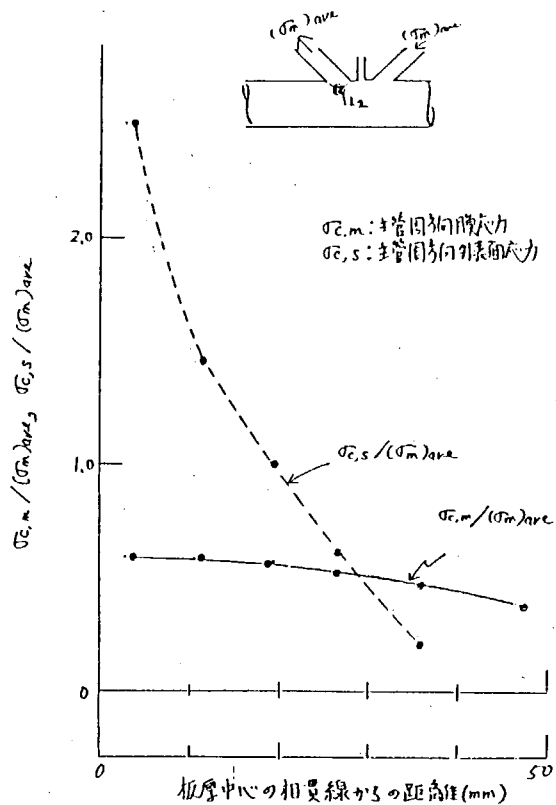


(a) Model III ひずみ集中部 L_1 の主管軸方向応力集中率

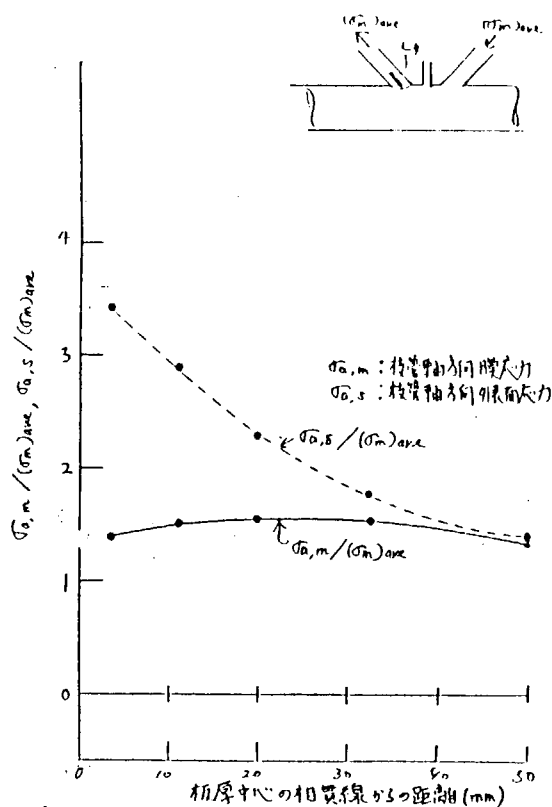


(b) Model III ひずみ集中部 L_5 の主管軸方向応力集中率

図 1.1.31 Model III ひずみ集中部 L_1, L_5 の応力集中率分布

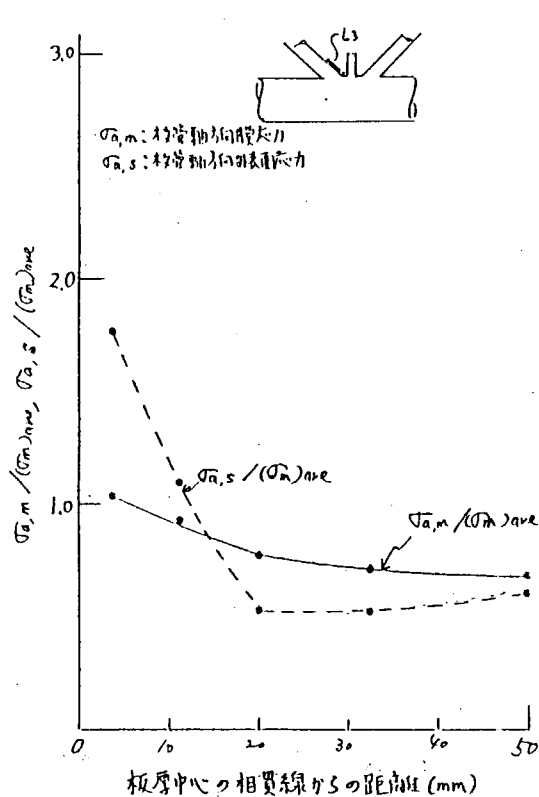


(a) Model III ひずみ集中部 L_2 の主管周方向応力集中率

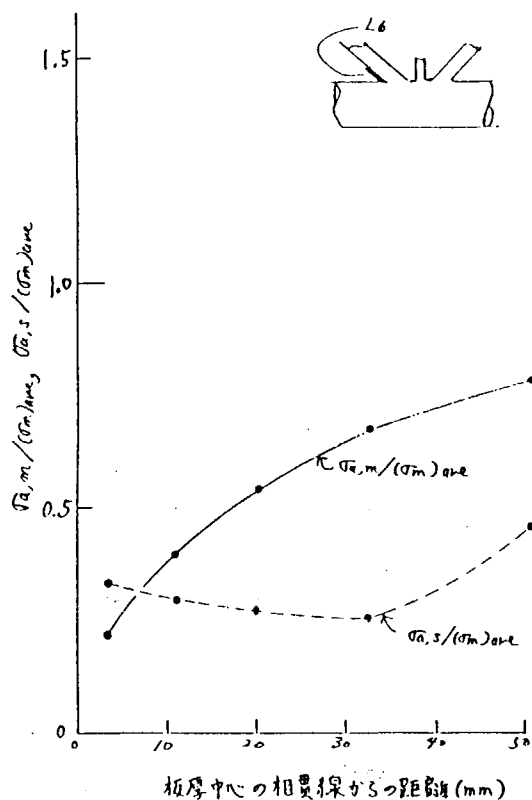


(b) Model III ひずみ集中部 L_4 の枝管軸方向応力集中率

図 1.132 Model III ひずみ集中部 L_2 , L_4 の応力集中分布

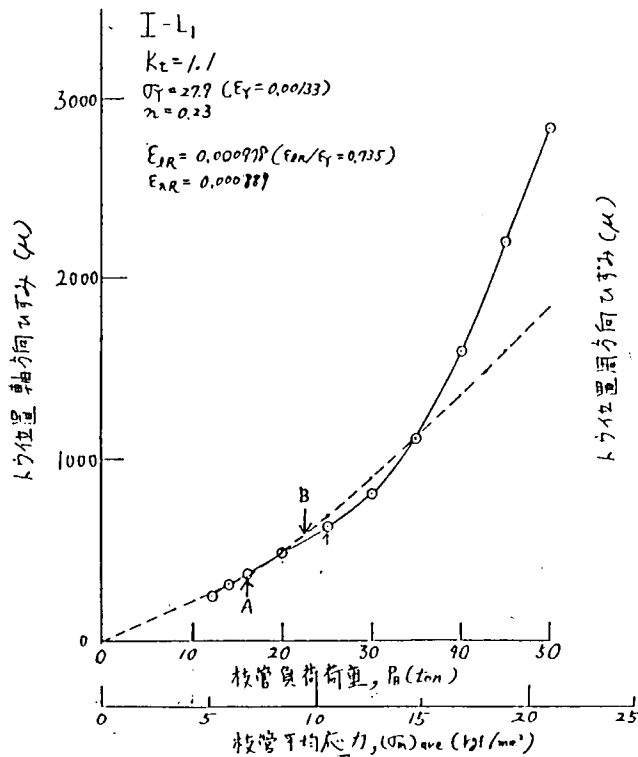


(a) Model III ひずみ集中部 L_3 枝管軸方向応力集中率

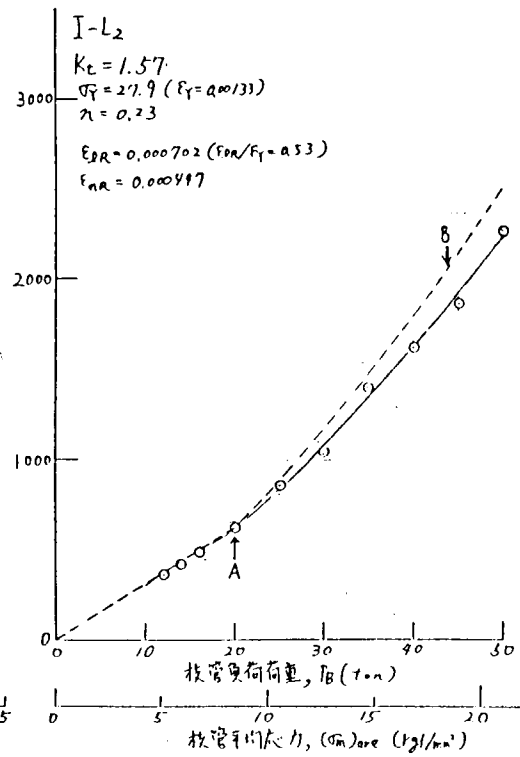


(b) Model III ひずみ集中部 L_6 枝管軸方向応力集中率

図 1.133 Model III ひずみ集中部 L_3 , L_6 の応力集中率分布 (枝管)

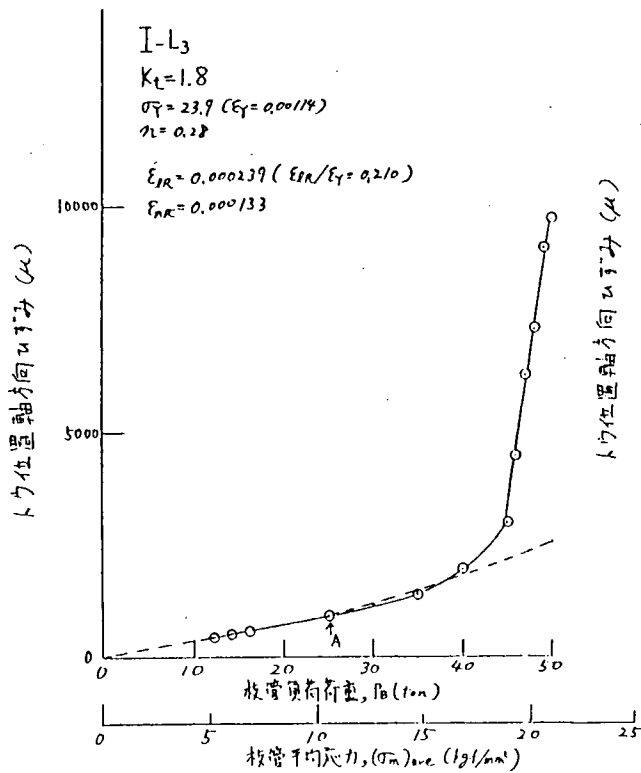


(a) L₁ の位置

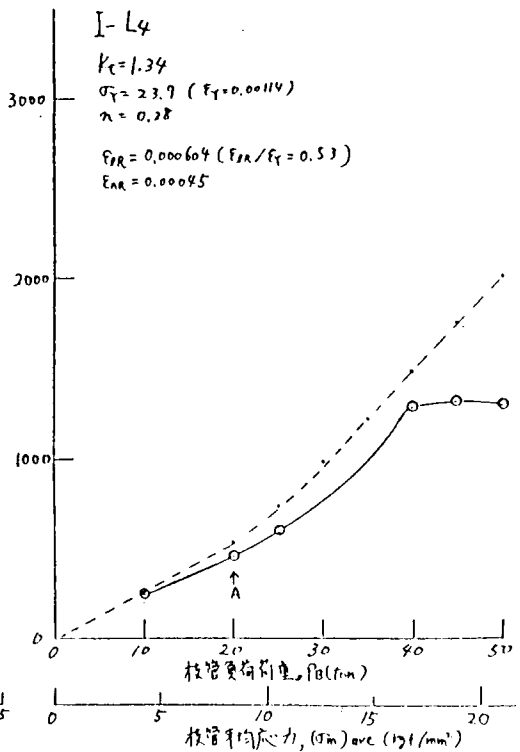


(b) L₂ の位置

図 1.1.34 Model I ひずみ集中部 L₁, L₂ のトウ位置でのひずみ (主管クラウン・サドル)

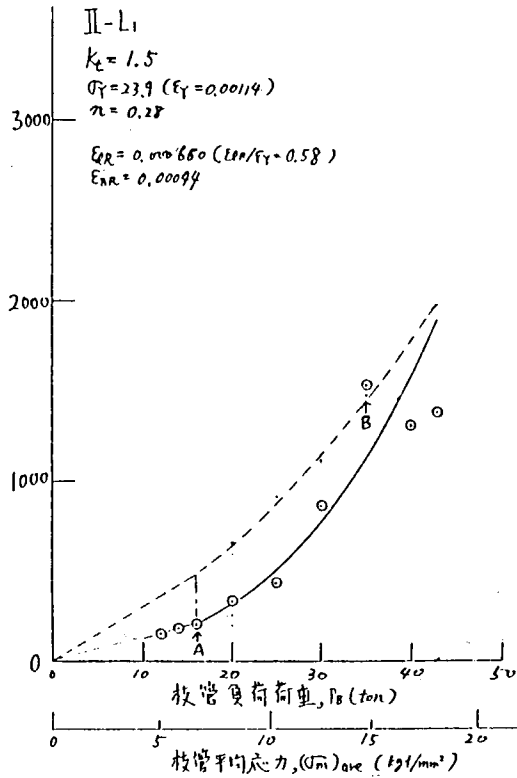


(a) L₃ の位置

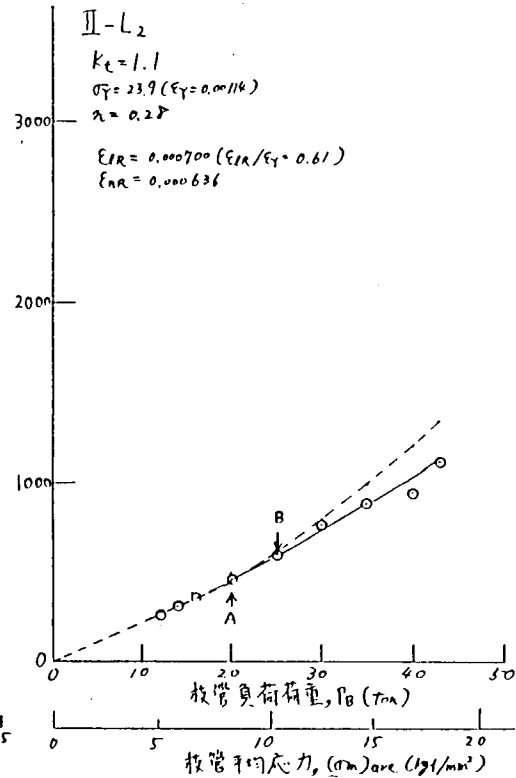


(b) L₄ の位置

図 1.1.35 Model I ひずみ集中部 L₃, L₄ のトウ位置でのひずみ (枝管クラウン・サドル)

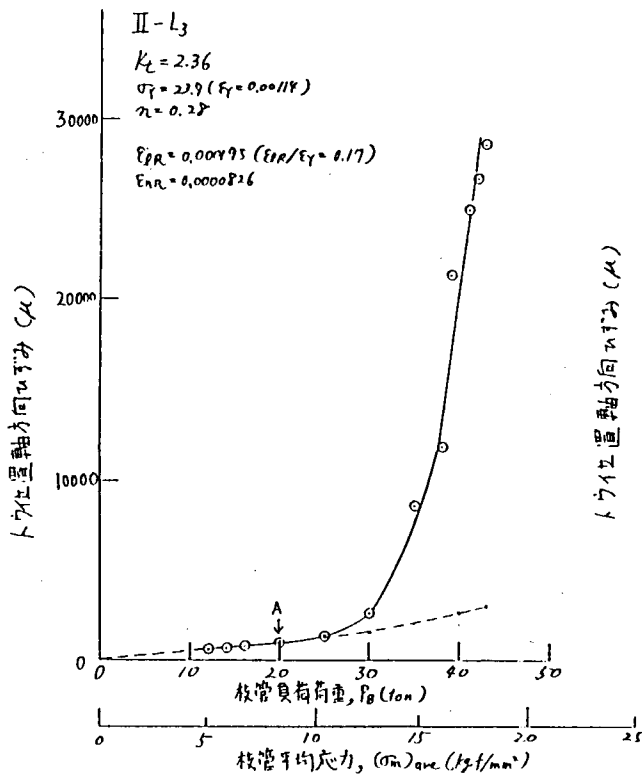


(a) L₁ の位置

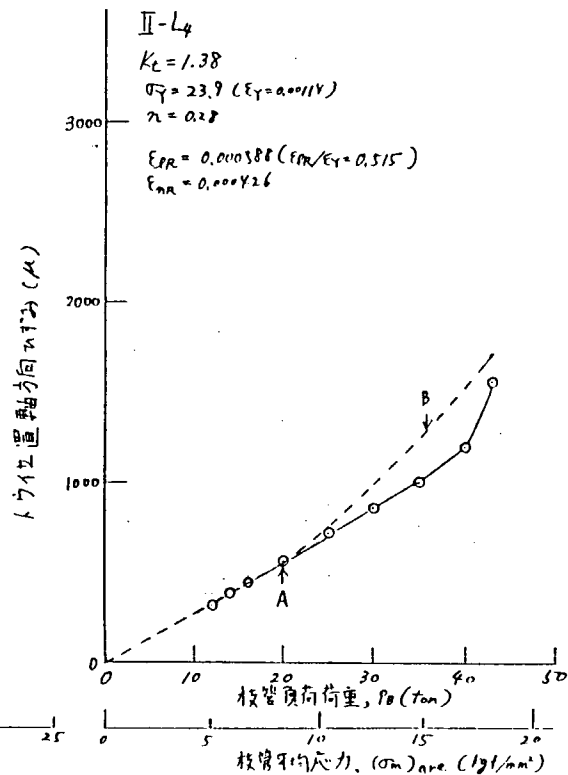


(b) L₂ の位置

図 1.136 Model II ひずみ集中部 L₁, L₂ のトウ位置でのひずみ (主管クラウン・サドル)

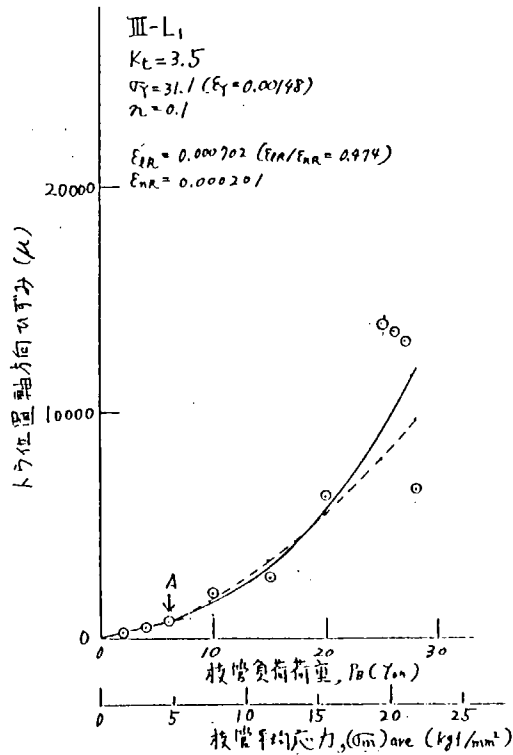


(a) L₃ の位置

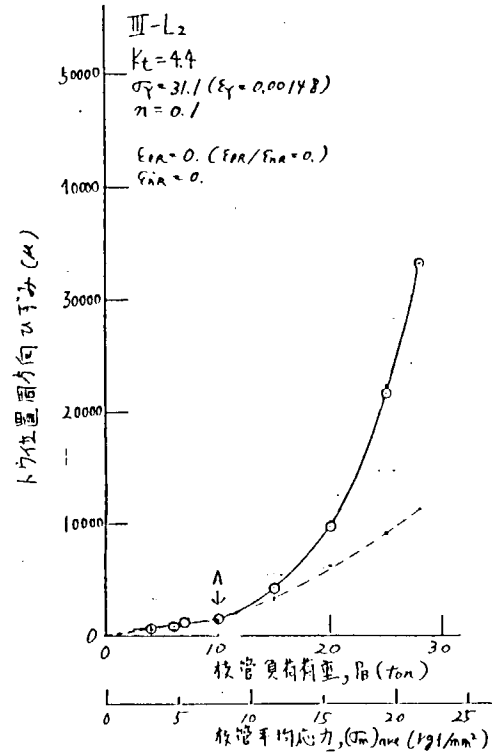


(b) L₄ の位置

図 1.137 Model II ひずみ集中部 L₃, L₄ のトウ位置でのひずみ (枝管クラウン・サドル)

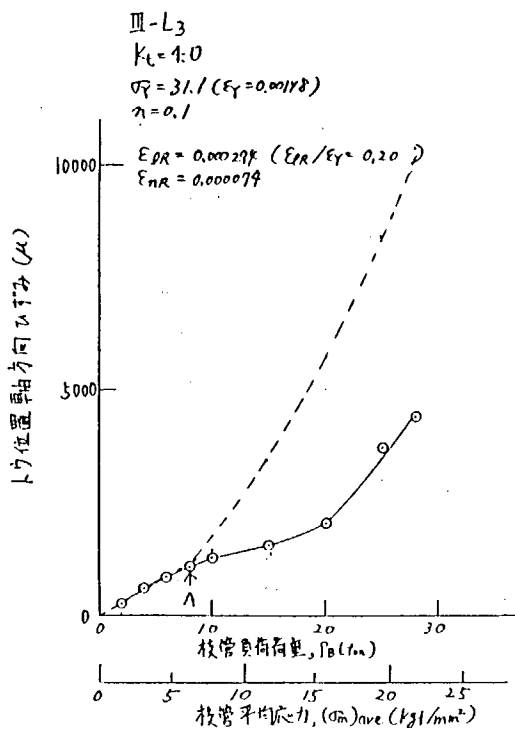


(a) L₁ の位置

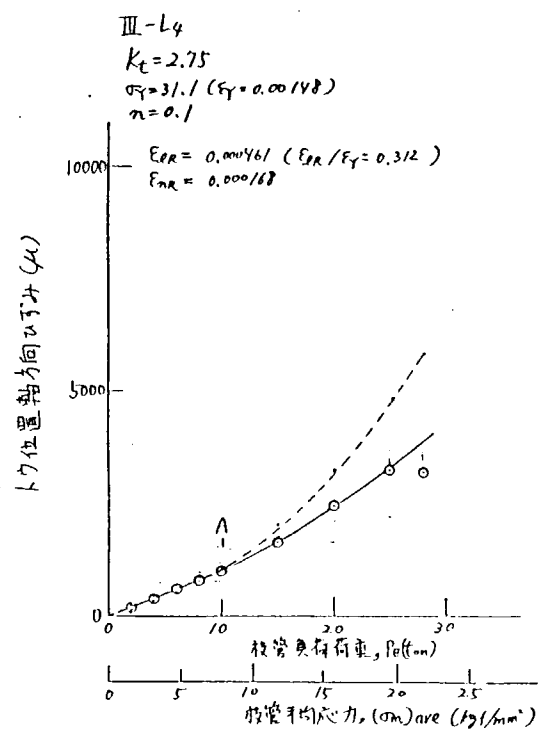


(b) L₂ の位置

図 1.138 Model III ひずみ集中部 L₁, L₂ のトウ位置でのひずみ (主管クラウン・サドル)



(a) L₃ の位置



(b) L₄ の位置

図 1.139 Model III ひずみ集中部 L₃, L₄ のトウ位置でのひずみ (枝管クラウン・サドル)

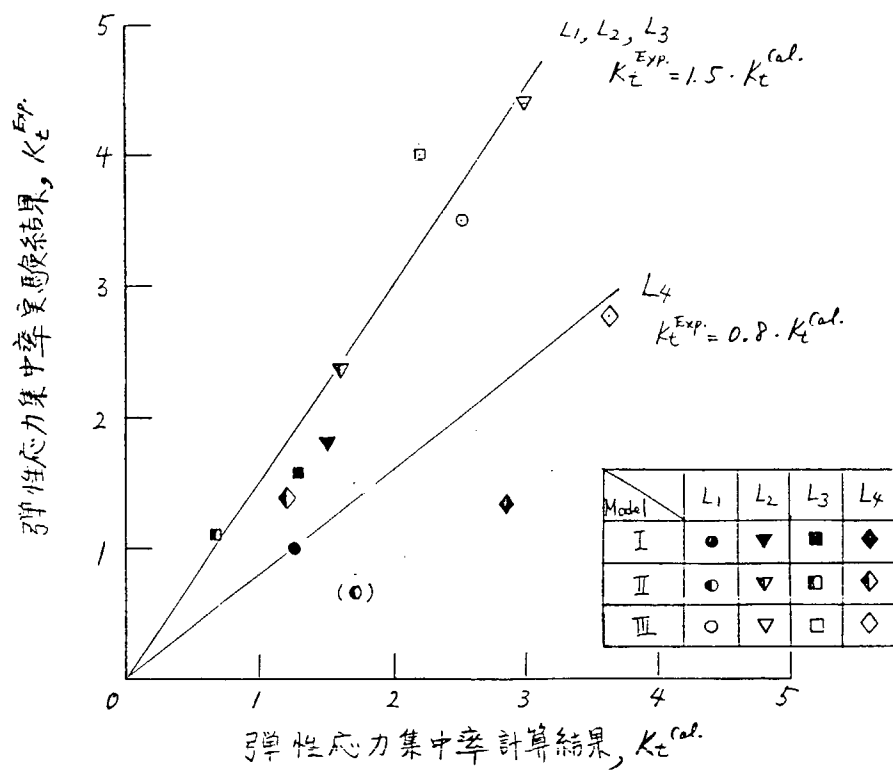


図 1. 1.40 弾性応力集中率の実測値と計算値の比較

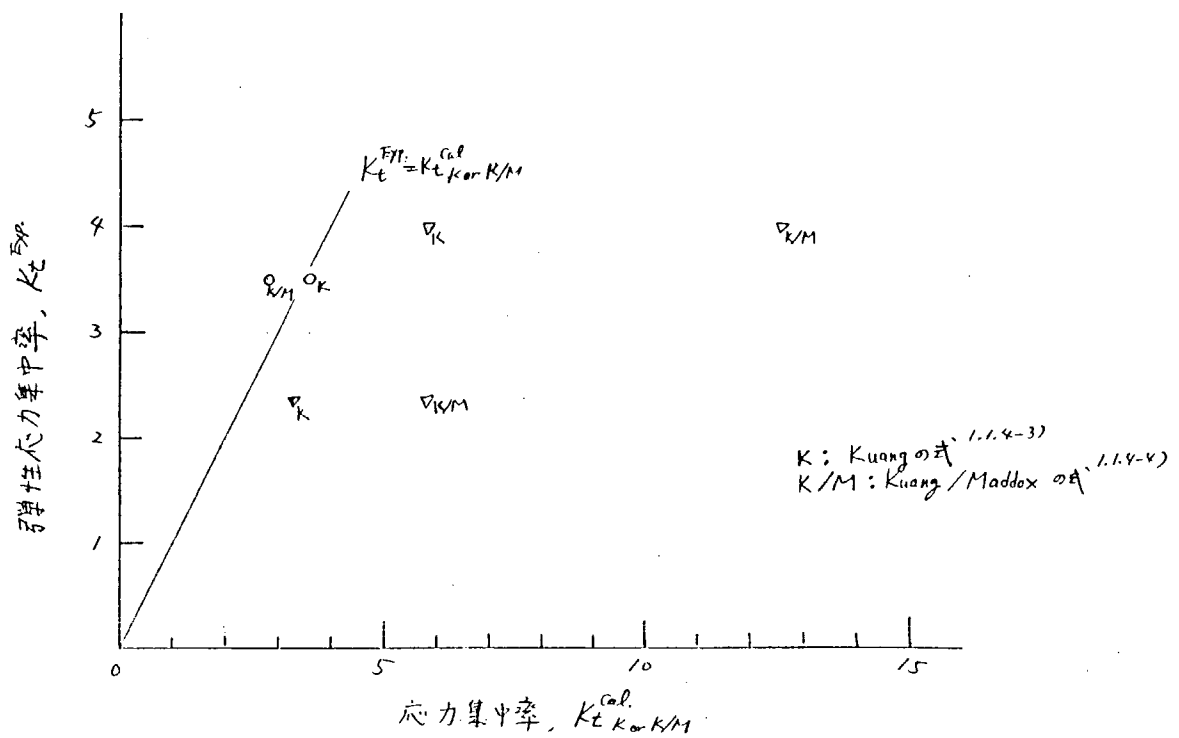


図 1. 1.41 従来の応力集中率の式による値と実測値の比較

1.2 スティフナーを有する鋼管継手

1.2.1 供試体の作製

スティフナーを有する鋼管継手の形状及び寸法を図 1.2.1 に示す。図中 X-Y 平面にある平板（以降水平板と呼ぶ）と鋼管との交差部における応力分布に注目する。水平板と鋼管の交差部の片側（ $\theta = 0^\circ$ ）ではスティフナー先端を滑らかに仕上げてあり、反対側（ $\theta = 180^\circ$ ）では、溶接のままとし、構造の不連続が残されている。また、仕上げてないスティフナー側の鋼管内にはスティフナーの先端にリングスティフナーが取り付けられている（ $\theta = 90^\circ \sim 270^\circ$ の範囲）。水平板と直交する位置にも内張板が設けられている（以降鉛直板と呼ぶ）。鉛直板は対称な構造をしており、鋼管との交差部先端は特に仕上げ処理は施こされていない。鋼管は 10mm 厚の圧延鋼板 S M41 を巻き加工したものである。素材の引張試験結果を表 1.2.1 に示す。同表の値は 2 本の試験結果の平均値である。

1.2.2 実験方法

このスティフナー付き鋼管継手試験片では鋼管に溶接されているスティフナー端部に応力集中を起こすが、スティフナー端部は形状を仕上げたものと溶接ままのものとを同じ試験片で対称の位置に設けて、その形状効果も調べた。

試験片の応力、ひずみ分布を調べるために鋼管部の内、外面で、図 1.2.2 および表 1.2.2 に示すような位置にひずみゲージを取り付けてひずみ分布を測定した。スティフナー端部においては応力集中ゲージを用いてひずみ勾配を計測した。

スティフナー部への応力、ひずみの流れを調べるために、図 1.2.3 に示すように一軸および三軸ゲージを用いてひずみ分布を測定した。

表 1.2.3 にひずみ測定用のゲージ、チャンネル一覧を示す。実験は室温で行ない、弾性範囲（100 tonf）で载荷、除荷した後、塑性域まで負荷して各荷重レベルでひずみ計測を行なった。

1.2.3 実験結果

図 1.2.4 および図 1.2.5 に鋼管部（a 断面、 $x = 2000 \text{ mm}$ ）の外面、内面のひずみ分布を示す。これは鋼管端部より 1000 mm の位置であるが、周方向に大きなひずみ勾配をもっており、鋼管の上下方向（ピンチャックの引張り面）にひずみが集中している。図 1.2.6 および図 1.2.7 には b 断面（ $x = 1200 \text{ mm}$ ）、また、図 1.2.8 および図 1.2.9 には c 断面（ $x = 1050 \text{ mm}$ ）における鋼管部周方向のひずみ分布を示す。同様な分布形状を示している。

図 1.2.10 および図 1.2.11 には端部仕上げがなされている鋼管外面および内面のスティフナー端におけるひずみ分布を示す。また、図 1.2.12 および図 1.2.13 は端部仕上げのなされていないスティフナー端におけるひずみ分布である。端部仕上げのなされていないスティフナーの場合にはひずみ勾配があり、大きなひずみが集中することがわかるが、端部仕上げがなされている場合にはほとんどひずみ集中を起こしていない。

ひずみ集中の程度を調べるために、ひずみ集中係数を次のように定義して、その値で比較、検討した。図 1.2.4 ～図 1.2.9 に示すように、鋼管は一樣な引張応力状態ではなく、鋼管のスティフナー側に応力が集中している。そこで、b 断面において実測したひずみを用いて、さらに、外面スティフナー端の場合には内面スティフナーの効果も考慮してノミナルな応力を求め、それでスティフナー端で測定したひずみを除してひずみ集中係数とした。

そのようにして求めたひずみ集中係数の値を表 1.2.4 に示す。スティフナー端部を仕上げることによってひずみ集中係数は大幅に減少する。また、鋼管の内面スティフナー端の方がひずみ集中が大きいことがわかる。

1.2.4 解析結果

(1) 解析プログラム

解析には汎用構造解析プログラム“NASTRAN”を用いる。

(2) 解析モデル

模型構造の対称性より全体の 1/2 の構造について解析する。モデルの全体図を図 1.2.14 に示す。用いた要素は、3 節点及び 4 節点のメンブレイン・マンド・ベンディング要素である。

交差部における鋼管部の要素は $10.4 \times 12.27 \text{ mm}$ の大きさで、板厚 10 mm と同程度となっている。

(3) 境界条件

境界条件は図 1.2.14 に示す通りである。すなわち、対称面 ($Z = 0$) で面外の変形 (U_z, θ_x, θ_y) を拘束し、荷重点 (水平板端) と反対側の端部で面内の変形を拘束している。

(4) 荷重条件

荷重は、水平板に一様分布荷重を作用させた。その大きさは、鋼管部に 1.0 kg/mm^2 の応力が生じる 31.1 トン に相当する。

(5) 解析結果

FEM 計算の結果得られた模型全体の変形図と主応力図を図 1.2.15 と図 1.2.16 に示す。表 1.2.1 に示された $a \sim i$ (d, h は除く) の各断面における軸方向のひずみ分布を図 1.2.17 ~ 図 1.2.23 に、 $\theta = 0^\circ$ におけるスティフナー端近傍の軸方向のひずみ分布を図 1.2.24 と図 1.2.25 に、 $\theta = 180^\circ$ におけるスティフナー端近傍のひずみ分布を図 1.2.26 と図 1.2.27 に示す。上記の各図には実験による計測結果も示している。

a 断面 ($X = 2000$) で軸方向ひずみが一様でなく $\theta = 0^\circ$ と 180° に大きく集中している。これは固定端のタブ板から鋼管に直接力が流れたためと考えられる。この傾向は実験結果とはよく一致するが実機の状態とは異なる。そこで実機に近い条件での解析も行なった。その場合の解析モデル及び境界条件を図 1.2.28 に示す。解析の結果として、変形図を図 1.2.29、主応力図を図 1.2.30 に、 $a \sim i$ 断面における軸方向応力分布を図 1.2.31 ~ 図 1.2.37 に、 $\theta = 0^\circ$ と 180° におけるスティフナー端近傍の軸方向応力分布を図 1.2.38 ~ 図 1.2.41 に示す。実機に近い条件では図 1.2.31 のようにスティフナーより十分離れた位置での軸方向応力の分布は一様になっている。

実験模型及び実機に近い条件において、スティフナー端で得られた応力 (ひずみ) 集中係数を表 1.2.5 に示す。ここで実験模型の場合には鋼管に様な応力が作用していないため公称応力の定義が明確でない。そこでスティフナー端から 50 mm 離れた点におけるひずみ値を公称応力と見なしている。

スティフナー端をグラインダー仕上げした $\theta = 0^\circ$ においては応力集中係数は 1.2 程度となっている。また実際に近い条件においては、 1.38 及び 1.55 という値が得られた。応力は膜応力が支配的で曲げ応力の占める割合は 10% 程度である。

スティフナー端が溶接のままで不連続な構造である $\theta = 180^\circ$ においては $1.5 \sim 2.3$ の応力集中係数が得られている。ただし、FEM 計算では溶接部の形状まではモデル化していないこと、計測結果にも溶接部の局所的な応力集中が十分に計測出来ていないことを考えると、溶接止端における応力集中係数は上述の値にさらに溶接による応力集中係数を掛けた値になると考えられる。

1.2.5 考 察

楕円孔を有する平板の解析および横方向にスチフナを有する平板の解析から楕円孔端あるいはスチフナ端部のひずみ集中部における塑性ひずみが弾性応力から次式で推定できることが示されている。¹⁾

$$K_\epsilon / K_t = 1 + \alpha (K_t \sigma / \sigma_Y - 1) (K_{\epsilon^*} / K_t - 1) / (K_t - \alpha) \quad (1.2.5.1)$$

$$\sigma_Y / K_t \leq \sigma \leq \sigma_Y / \alpha$$

ここで、 K_t : 弾性応力集中係数

K_ϵ : ひずみ集中係数

$K_{\epsilon^*} = K_t^{2/(1+n)}$

n : 材料のひずみ硬化指数

$\alpha = \sigma_{\text{net}} / \sigma$

(1.2.5.1) 式はひずみ集中部で降伏が開始してからそれを含む部材全体が全面降伏するまでの間で成立するもので、全面降伏すると塑性流動が起こるために外力 (応力) に対してひずみ集中係数を求めることは困難になる。ま

た、 α は平板のように有限の板幅で、それに対して無視できないほどの大きさの亀裂がある場合には(1.2.5.1)式のような定義になるが、亀裂が部材寸法に比べて十分に小さい場合には $\alpha = 1$ となる。(1.2.5.1)式によってひずみ集中部の塑性ひずみを推定すると、当然のことながら、ノミナルな応力、 σ のとりかたで K_t 値は異なるが、推定したひずみはノミナルなひずみの定義にかかわらずほぼ一定になる。したがって、(1.2.5.1)式の適用限界となる全面降伏が実情と対応できれば、適当にノミナルな応力を定義すればよいことになる。

1.2.3に示したスチフナー端において測定されたひずみ分布を基に、弾性ひずみから(1.2.5.1)式で塑性ひずみを推定した結果を図1.2.12に示す。推定線の変曲点より低荷重側は弾性範囲に対応しており、直線関係になるが、その範囲においても実験値との差がみられ、実験値の方が直線からずれて高くなる。さらに、それより高荷重側では、推定線は実線よりもかなり低くなる。その原因を調べるために、スチフナー端で測定したひずみを荷重に対して調べたものが図1.2.43である。この鋼材の降伏点は $31\text{kgf}/\text{mm}^2$ であり、降伏ひずみは 1480×10^{-6} である。ところが、図1.2.43に示すように、実験で得られた荷重～ひずみ曲線はひずみが降伏ひずみに達する前に直線性から外れてくる。これはモデル試験体の製作時の溶接による残留応力(ひずみ)の影響と考えられる。そのため、ひずみ推定の際には残留応力を考慮した解析を行なう必要がある。

図1.2.43の測定結果は、図1.2.44に示すようにひずみ集中部で $\epsilon_{1R'}$ なる残留ひずみが存在する場合の外力(荷重またはノミナルなひずみ)とひずみ集中部の局部ひずみの関係を表わしていると考えられる。いま、測定結果で外力と局部ひずみの関係が直線性から外れる限界をA点とし、その時の局部ひずみを ϵ_{1L} 、ノミナルなひずみを ϵ_{nL} として、それらの値からある点P(その時のノミナルなひずみ： ϵ_n)におけるひずみを推定する方法を考察する。 K_t は次式で与えられる。

$$K_t = \epsilon_{1L} / \epsilon_{nL} \quad (1.2.5.2)$$

ここで、 ϵ_{1L} が降伏ひずみを ϵ_Y に対応していると考えられることから、残留ひずみ $\epsilon_{1R'}$ は

$$\epsilon_{1R'} = \epsilon_Y - \epsilon_{1L} \quad (1.2.5.3)$$

となり、それに対応するノミナルなひずみを $\epsilon_{nR'}$ は

$$\epsilon_{nR'} = \epsilon_{1R'} / K_t \quad (1.2.5.4)$$

で与えられる。したがって、点Pにおいては全ノミナルひずみ ϵ_n は

$$\epsilon_n = \epsilon_n + \epsilon_{nR'} \quad (1.2.5.5)$$

となるから、(1.2.5.1)式において $\sigma / \sigma_Y = \epsilon_n' / \epsilon_Y$ を代入することによって K_ϵ が求まる。結局、局部ひずみはトータルで $[\epsilon_n' K_\epsilon]$ で与えられ、残留ひずみを除いた、測定されるひずみに対応する量としては

$$\epsilon_1 = \epsilon_n' K_\epsilon - \epsilon_{1R'} \quad (1.2.5.6)$$

となる。なお、ここで残留ひずみ $\epsilon_{1R'}$ は測定結果を基に求めたが、これが溶接残留応力分布とどのように関係あるかは今後の課題である。

(1.2.5.2)～(1.2.5.6)式を基に推定したスチフナーを有する鋼管継手のスチフナー端におけるひずみと実測値と比較したものを図1.2.45～図1.2.47に示す。図1.2.42に比べて推定精度が高まっており、ほぼ妥当な評価を与えているといえる。

参 考 文 献

- 1) 萩原：隅肉溶接トウ部の表面切欠からの脆性破壊発生特性評価，日本造船学会論文集 第157号 (1985)。

表 1.2.1 供試鋼板の機械的性質

方 向	σ_y kg f / mm ²	σ_B , kg f / mm ²	E long %
L	30.6	44.1	31.0
T	31.5	44.0	31.1

* σ_y = 下降伏点

* G.L. = 200 mm

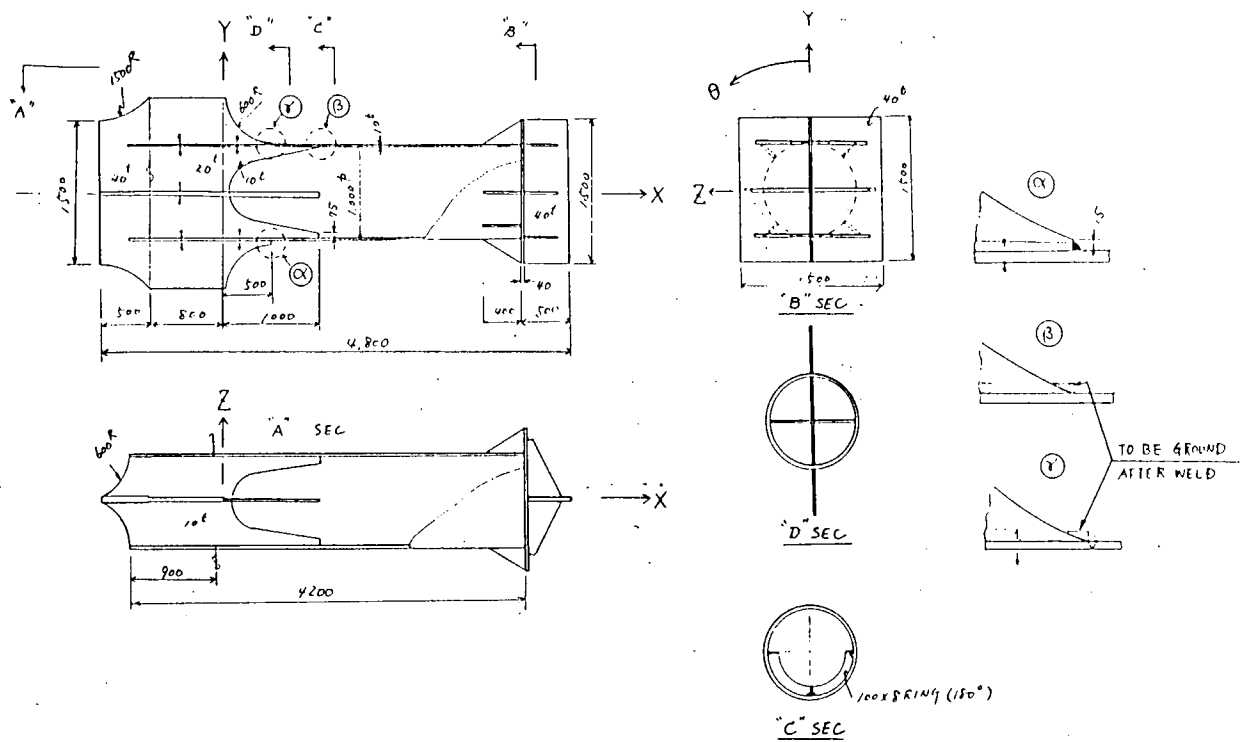


図 1.2.1 スティフナーを有する鋼管継手模型

表 1.2.2 ひずみゲージ貼付位置 (鋼管部)

θ	χ mm	i	h	g	f	e	d	c	b	a
		500	520	550	750	1000	1020	1050	1200	2000
0°	外面	◎	○	○	○	◎	○	○	○	○
	内面					◎		○	○	○
22.5°	外面	○		○	○	○		○		
	内面					○				
45°	外面	○		○	○	○		○	○	○
	内面					○				○
67.5°	外面	○		○	○	○		○		
	内面					○				
90°	外面	○		○	○	○		○	○	○
	内面					○		○	○	○
112.5°	外面	○		○	○	○		○		
	内面					○				
135°	外面	○		○	○	○		○	○	○
	内面					○				○
157.5°	外面	○		○	○	○		○		
	内面					○				
180°	外面	◎		○	○	◎		○	○	○
	内面					◎		○	○	○
225°	外面	○		○	○	○		○	○	○
	内面					○				
270°	外面	○		○	○	○		○	○	○
	内面					○		○	○	○
315°	外面	○		○	○	○		○	○	○
	内面					○				

○ 一軸ゲージ (GL=2mm)

◎ 応力集中ゲージ (GL=2mm)

表 1.2.3 ひずみ測定ゲージ，チャンネル一覧

No	S G	記号	位置	備考	No	S G	記号	位置	備考	No	S G	記号	位置	備考
0				load	51	300	49	G9		101	400	A5	A9*	
1	000			D	52	301	50	F9		102	401	A6	A11*	
2	001			D	53	302	51	C9		103	402	B1	B1*	
3	002	1	H1		54	303	52	B9		104	403	B2	B5*	
4	003	2	G1		55	304	53	A9		105	404	B3	B9*	
5	004	3	F1		56	305	54	I10		106	405	B4	B11*	
6	005	4	D1		57	306	55	G10		107	406	C1	C1*	
7	006	5	C1		58	307	56	F10		108	407	C2	C5*	
8	007	6	B1		59	308	57	E10		109	408	C3	C9*	
9	008	7	A1		60	309	58	C10		110	409	C4	C11*	
10	009	8	I2		61	310	59	B10		111	410	E1-1	E1*	SC
11	100	9	G2		62	311	60	A10		112	411	E1-2	E1*	SC
12	101	10	F2		63	312	61	I11		113	412	E1-3	E1*	SC
13	102	11	E2		64	313	62	G11		114	413	E1-4	E1*	SC
14	103	12	C2		65	314	63	F11		115	414	E1-5	E1*	SC
15	104	13	I3		66	315	64	E11		116	415	E2	E2*	
16	105	14	G3		67	316	65	C11		117	416	E3	E3*	
17	106	15	F3		68	317	66	B11		118	417	E4	E4*	
18	107	16	E3		69	318	67	A11		119	418	E5	E7*	
19	108	17	C3		70	319	68	I12		120	419	E6-1	E9*	SC
20	109	18	B3		71	320	69	G12		121	420	E6-2	E9*	SC
21	110	19	A3		72	321	70	F12		122	421	E6-3	E9*	SC
22	111	20	I4		73	322	71	E12		123	422	E6-4	E9*	SC
23	112	21	G4		74	323	72	C12		124	423	E6-5	E9*	SC
24	113	22	F4		75	324	73	B12		125	424	E7	E10*	
25	114	23	E4		76	325	74	A12		126	425	E8	E12*	
26	115	24	C4		77	326	1-1	I1	SC	127	426	BS1	BS1	
27	116	25	I5		78	327	1-2	I1	SC	128	427	BS2	BS2	
28	117	26	G5		79	328	1-3	I1	SC	129	428	BS3	BS3	
29	118	27	F5		80	329	1-4	I1	SC	130	429	BS4	BS4	
30	119	28	E5		81	330	1-5	I1	SC	131	430	BS5	BS5	
31	200	29	C5		82	331	2-1	E1	SC	132	431	BS6	BS6	
32	201	30	B5		83	332	2-2	E1	SC	133	432	BT1L	BT1	3D
33	202	31	A5		84	333	2-3	E1	SC	134	433	BT1T	BT1	3D
34	203	32	I6		85	334	2-4	E1	SC	135	434	BT1D	BT1	3D
35	204	33	G6		86	335	2-5	E1	SC	136	435	BT2L	BT2	3D
36	205	34	F6		87	336	3-1	I9	SC	137	436	BT2T	BT2	3D
37	206	35	E6		88	337	3-2	I9	SC	138	437	BT2D	BT2	3D
38	207	36	C6		89	338	3-3	I9	SC	139	438	BT3L	BT3	3D
39	208	37	I7		90	339	3-4	I9	SC	140	439	BT3T	BT3	3D
40	209	38	G7		91	340	3-5	I9	SC	141	440	BT3D	BT3	3D
41	210	39	F7		92	341	4-1	E9	SC	142	441	BT4L	BT4	3D
42	211	40	E7		93	342	4-2	E9	SC	143	442	BT4T	BT4	3D
43	212	41	C7		94	343	4-3	E9	SC	144	443	BT4D	BT4	3D
44	213	42	B7		95	344	4-4	E9	SC	145	444	BT5L	BT5	3D
45	214	43	A7		96	345	4-5	E9	SC	146	445	BT5T	BT5	3D
46	215	44	I8		97	346	A1	A1*		147	446	BT5D	BT5	3D
47	216	45	G8		98	347	A2	A3*		148	447	BT6L	BT6	3D
48	217	46	F8		99	348	A3	A5*		149	448	BT6T	BT6	3D
49	218	47	E8		100	349	A4	A7*		150	449	BT6D	BT6	3D
50	219	48	C8											

備考 : load; 負荷荷重 D; ダミーゲージ SC; 応力集中ゲージ

3D; 3軸ゲージ *: 内面

GF; 1軸外面・2.03 1軸ブラケット及び内面・2.05

3軸・2.07 応力集中外面・2.10 応力集中内面・2.04

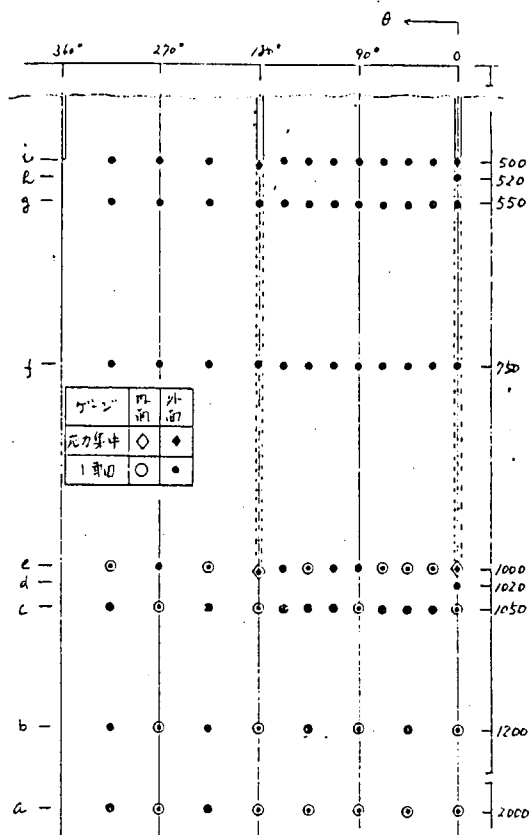
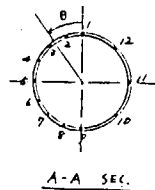
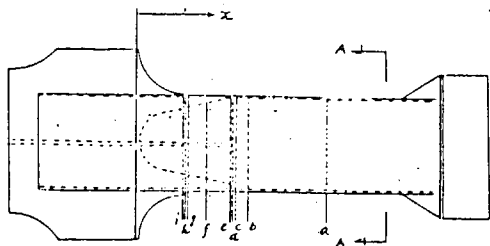


図 1.2.2 鋼管部のひずみゲージ貼付位置

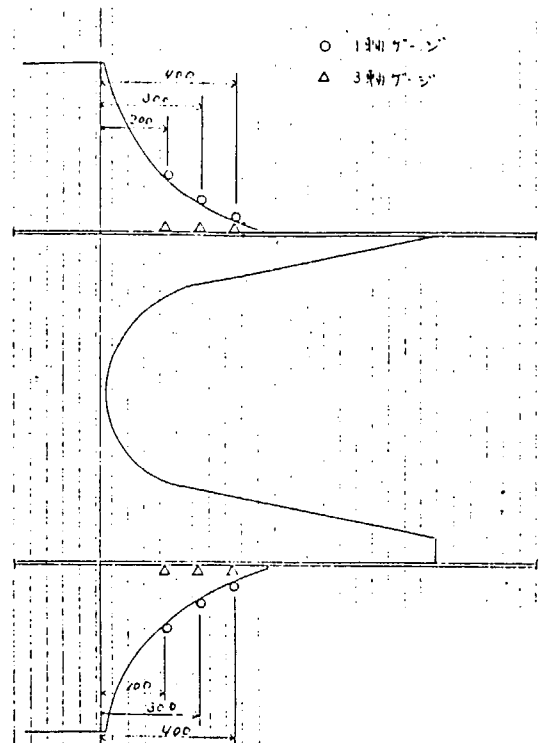


図 1.2.3 スティフナ部のひずみゲージ貼付位置

表 1.2.4 スティフナ端部における実測した応力、ひずみ集中係数

荷重 tonf		50	200	400	550
スティフナ 端部仕上げ あり	鋼管外面スティフナ	0.87	0.88	—	—
	鋼管内面スティフナ	0.93	1.12	1.31	1.27
スティフナ 端部仕上げ なし	鋼管外面スティフナ	1.17	1.25	1.68	1.75
	鋼管内面スティフナ	1.34	1.55	3.00	3.66

Nominal ひずみ = b 断面における実測ひずみ (外面スティフナ端の場合には内面スティフナの効果も考慮) としてひずみ集中係数を求めた

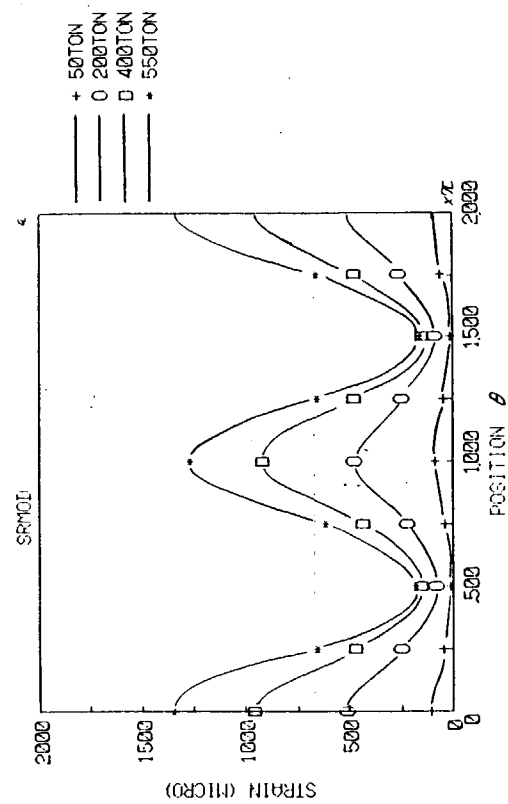


図 1.2.4 $x = 2000 \text{ mm}$ (a) における鋼管外面のひずみ分布

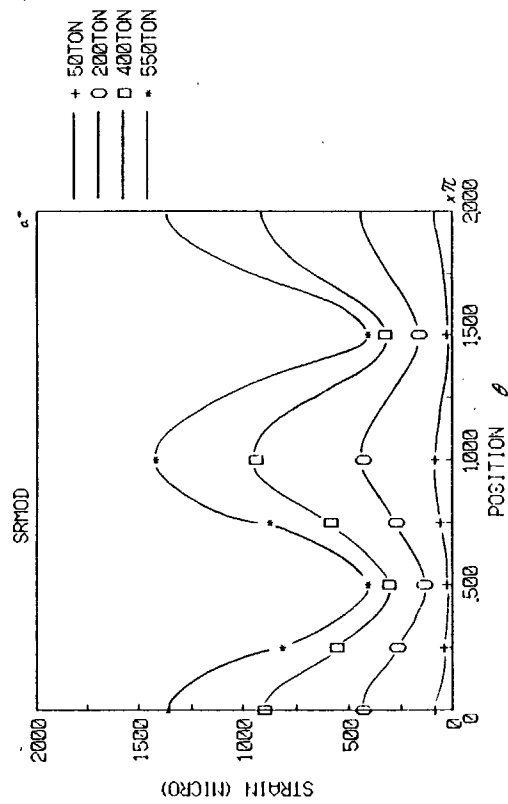


図 1.2.5 $x = 2000 \text{ mm}$ (a) における鋼管内面のひずみ分布

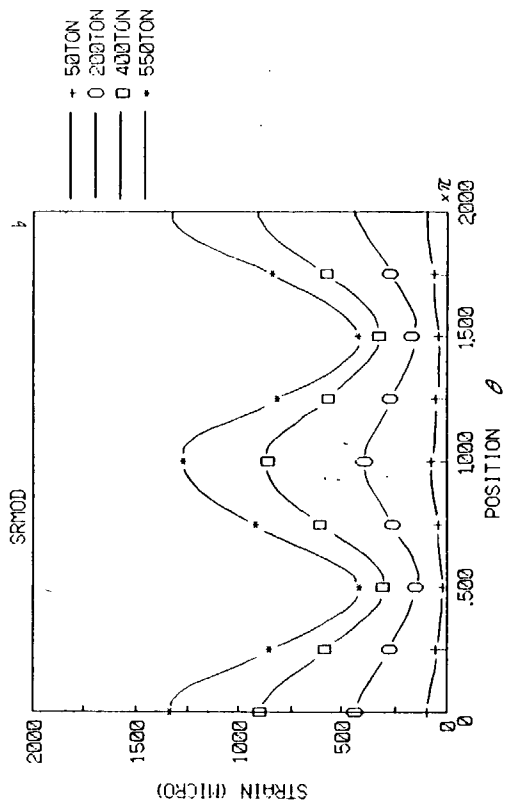


図 1.2.6 $x = 1200 \text{ mm}$ (b) における鋼管外面のひずみ分布

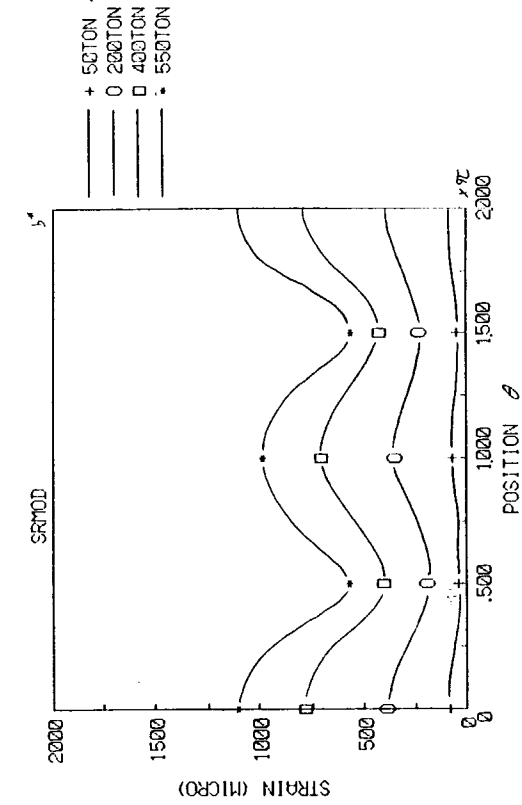


図 1.2.7 $x = 1200 \text{ mm}$ (b) における鋼管内面のひずみ分布

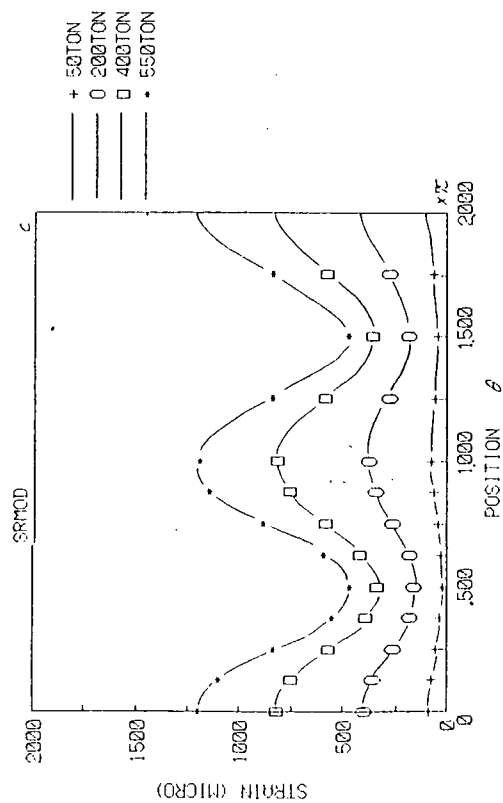
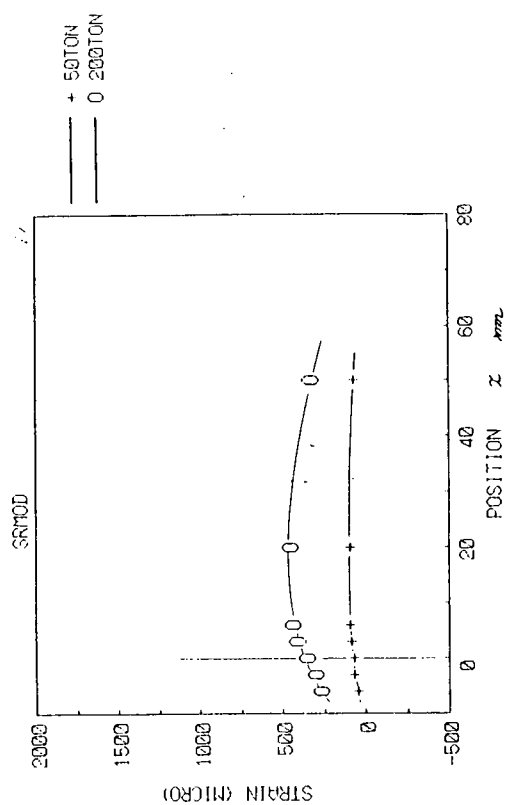


図 1.2.8 $x = 1050$ mm (c) における鋼管外面のひずみ分布

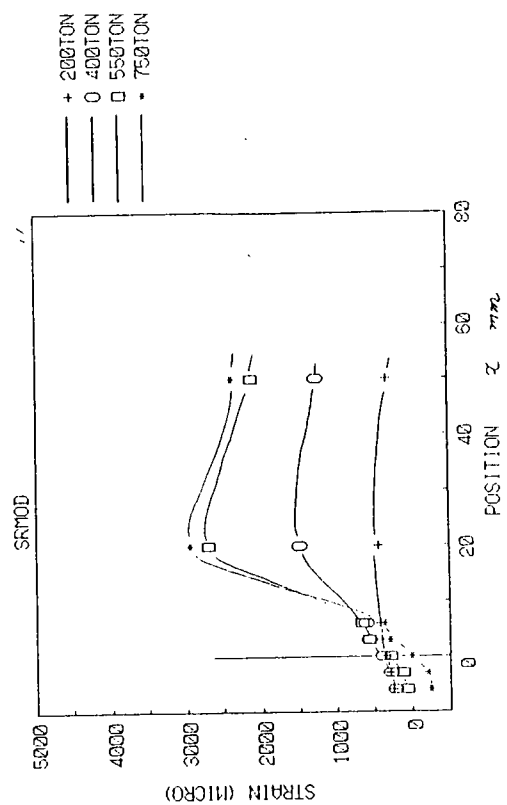


図 1.2.10 スティフナー端部 ($i, \theta = 0^\circ$) におけるひずみ分布

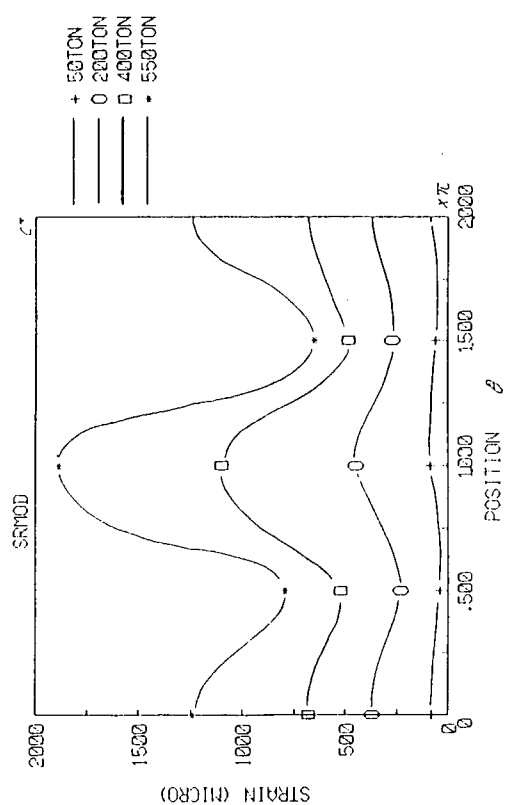


図 1.2.9 $x = 1050$ mm (c) における鋼管内面のひずみ分布

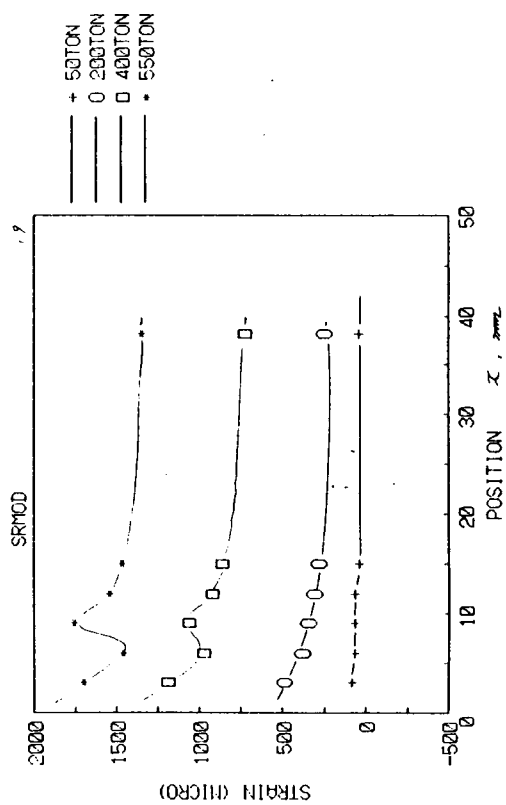


図 1.2.11 スティフナー端部 (i, $\theta = 90^\circ$) におけるひずみ分布

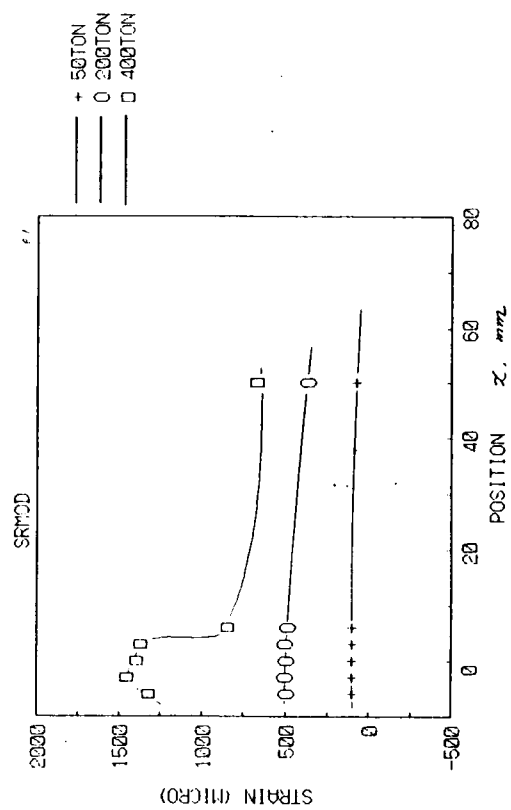
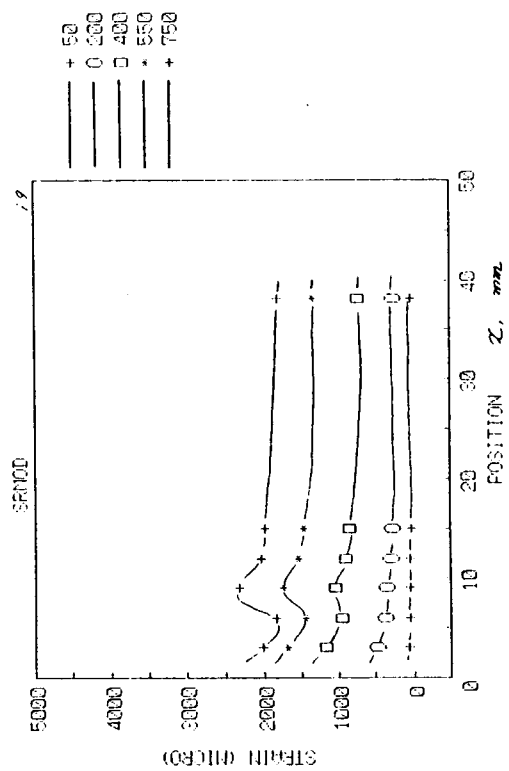


図 1.2.12 スティフナー端部 (e, $\theta = 0^\circ$) におけるひずみ分布



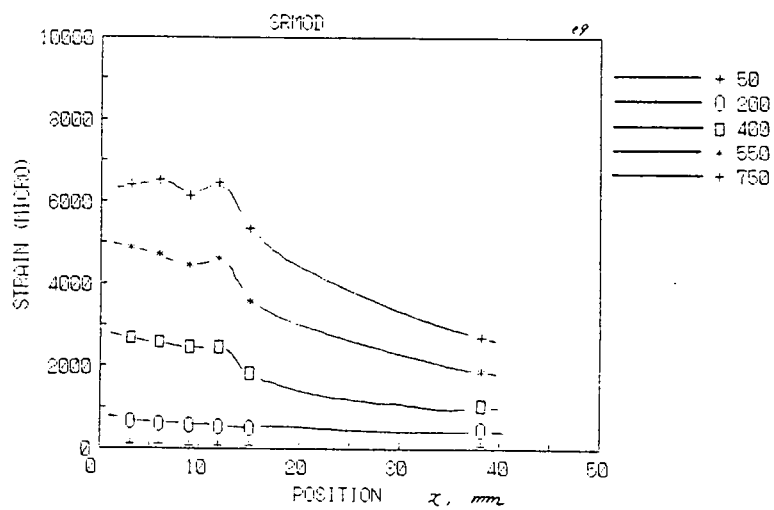
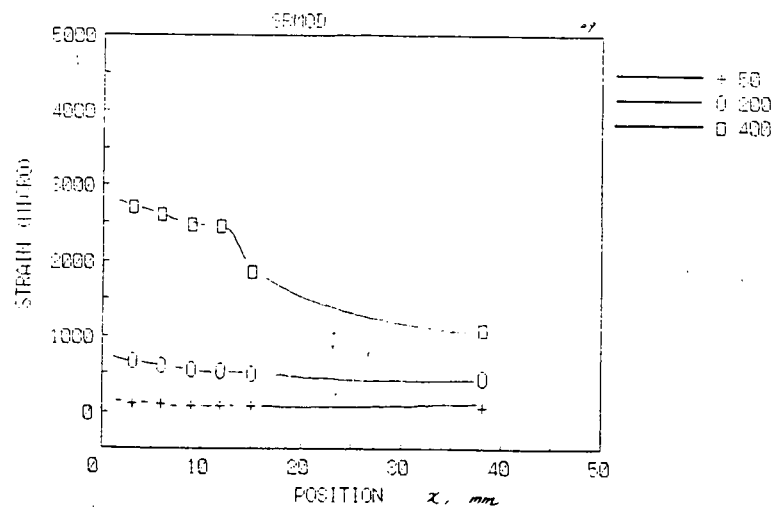


図 1.2.13 スティフナー端部 (e , $\theta = 90^\circ$) におけるひずみ分布

表 1.2.5.1 スティフナー端における応力集中係数

		実 験 模 型		実際に近い条件	
		計 測	F E M 計 算		
		K _t '	K _t '	K _t '	K _t
$\theta = 0^{\circ}$	X = 500	1.11	1.11	1.21	1.38
	X = 1000	1.37	1.18	1.25	1.55
$\theta = 180^{\circ}$	X = 500	1.78	2.25	1.46	1.62
	X = 1000	1.51	1.37	1.77	2.35

$$K_t' = \frac{\epsilon_{\max}}{\epsilon_{50}}$$

$\epsilon_{\max}$: スティフナー端近傍の最大ひずみ

ϵ_{50} : スティフナー端より50mm離れた点でのひずみ値

$$K_t = \frac{\sigma_{\max}}{\sigma_n}$$

$\sigma_{\max}$: スティフナー端近傍の最大応力

σ_n : 鋼管の公称応力

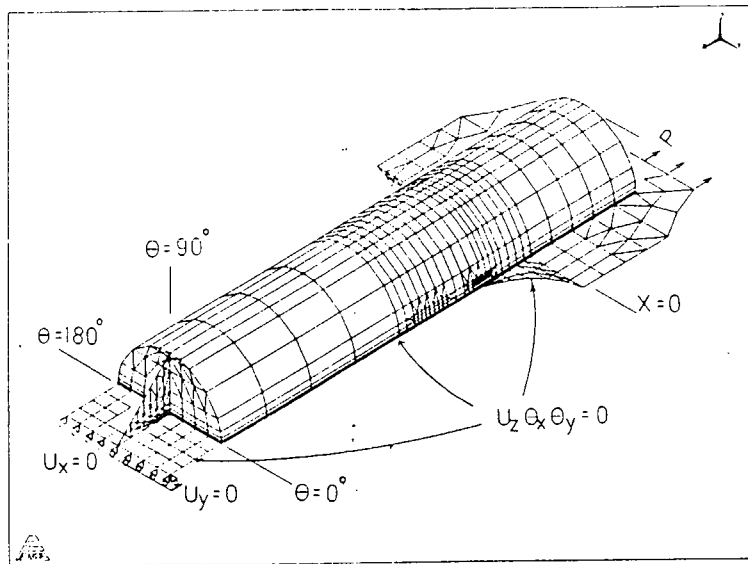


図 1.2.14 解析モデル

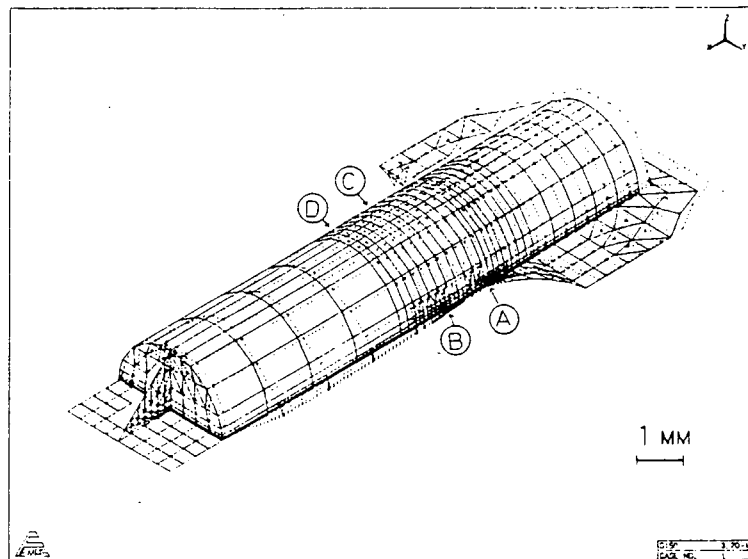


図 1.2.15 全体変形図

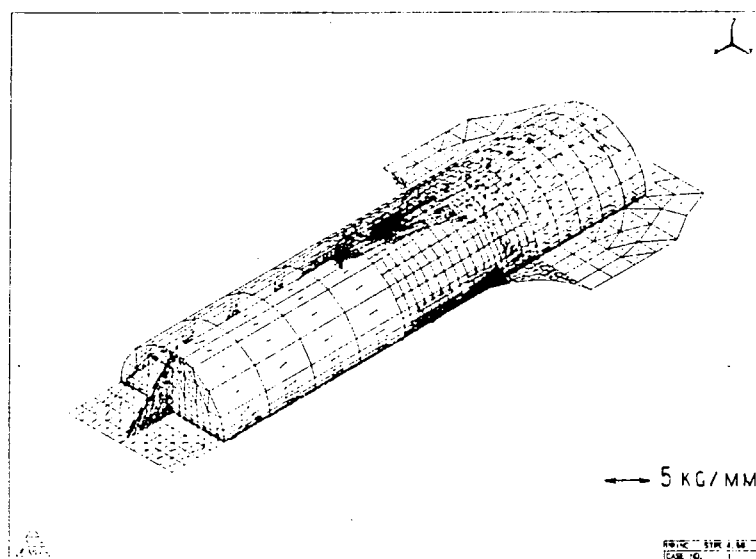


図 1.2.16 全体主応力図

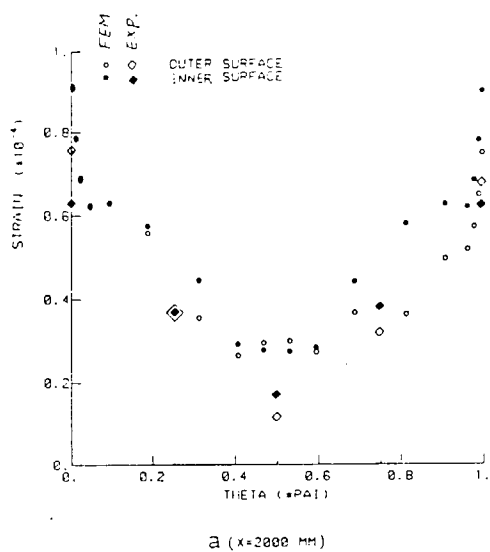


図 1.2.17 a 断面におけるひずみ分布 ($p = 31.1 \text{ ton}$)

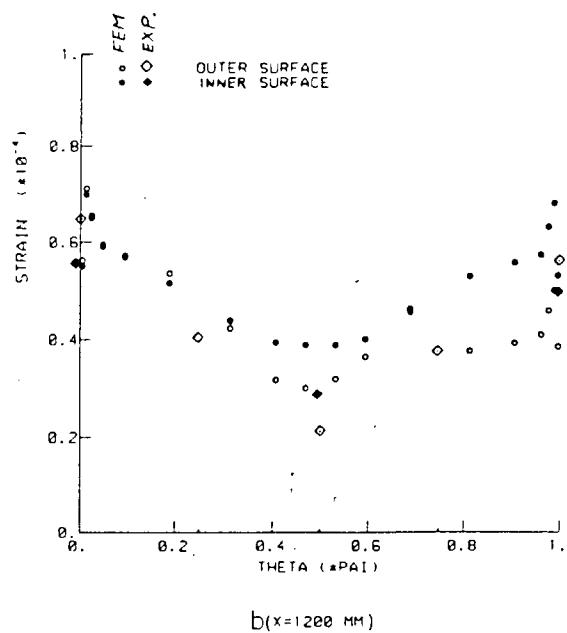


図 1.2.18 b 断面におけるひずみ分布 ($p = 31.1 \text{ ton}$)

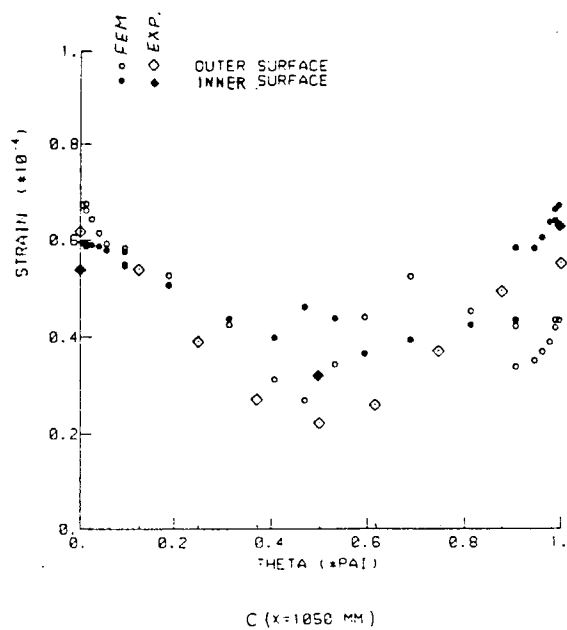


図 1.2.19 c 断面におけるひずみ分布 ($p = 31.1 \text{ ton}$)

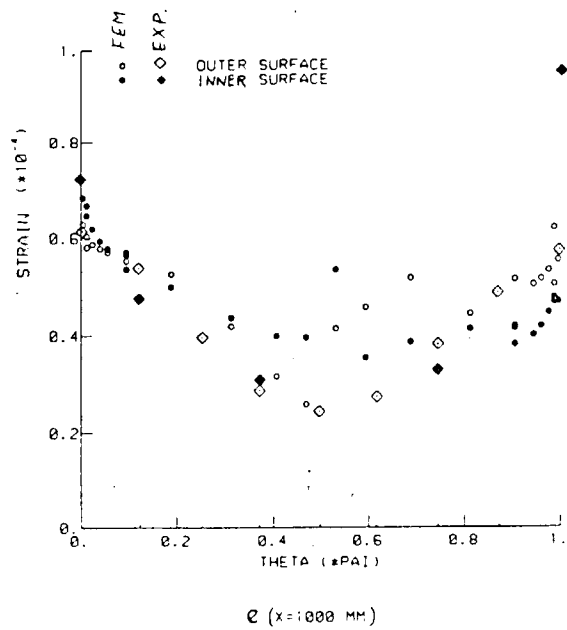


図 1.2.20 e 断面におけるひずみ分布 ($p = 31.1 \text{ ton}$)

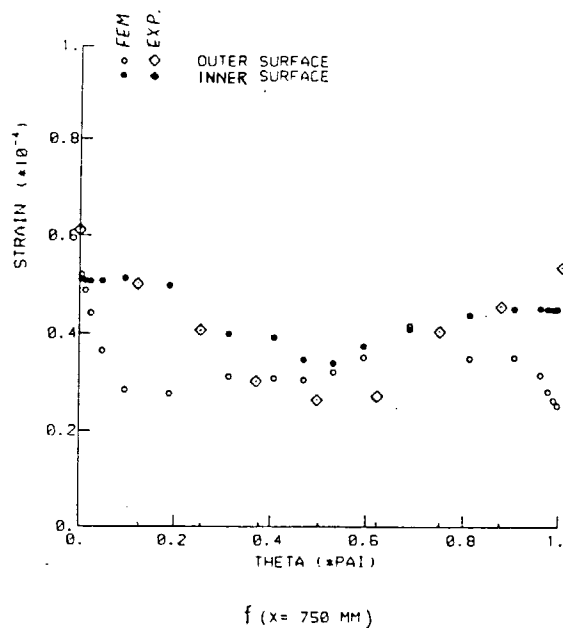


図 1.2.21 f 断面におけるひずみ分布 ($p = 31.1 \text{ ton}$)

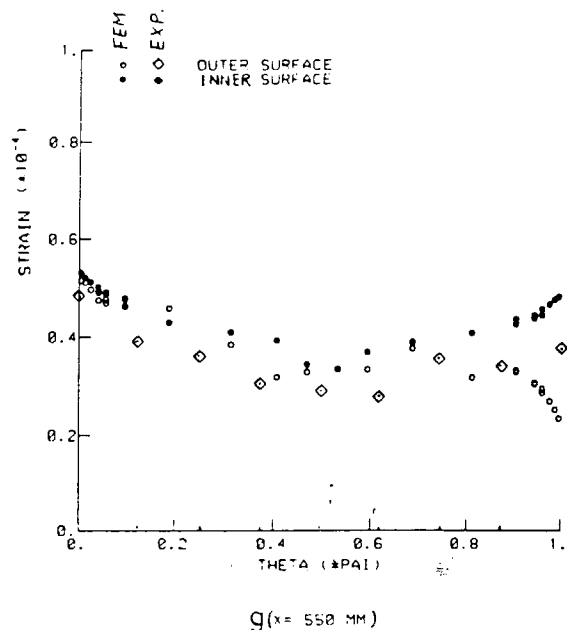


図 1.2.22 g 断面におけるひずみ分布 ($p = 31.1 \text{ ton}$)

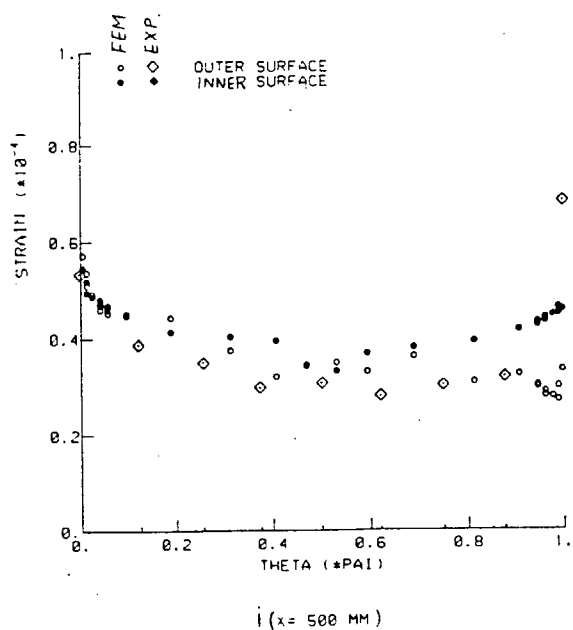


図 1.2.23 i 断面におけるひずみ分布 ($p = 31.1 \text{ ton}$)

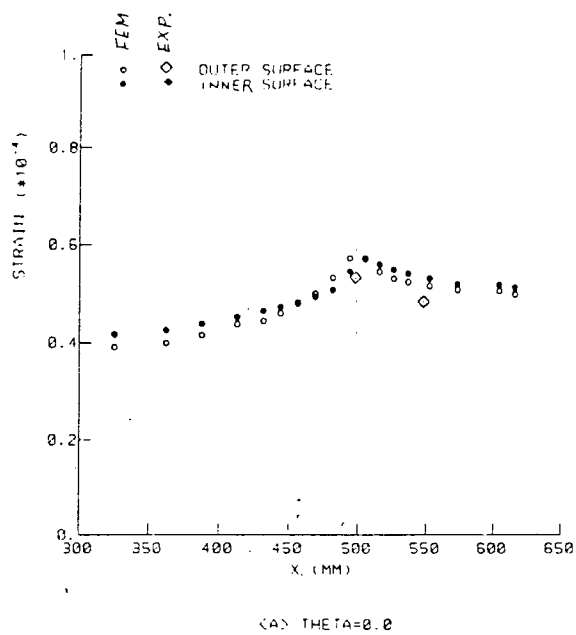


図 1.2.24 グラインダー仕上げした外側スティフナー端近傍 ($\theta = 0^\circ$, $x = 300 \sim 650 \text{ mm}$) のひずみ分布

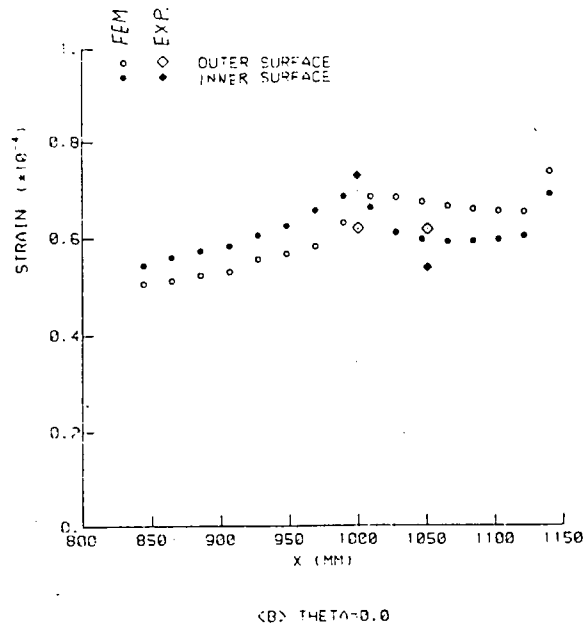


図 1.2.25 グラインダー仕上げした内側スティフナー端近傍 ($\theta = 0^\circ$, $x = 800 \sim 1150$ mm) のひずみ分布

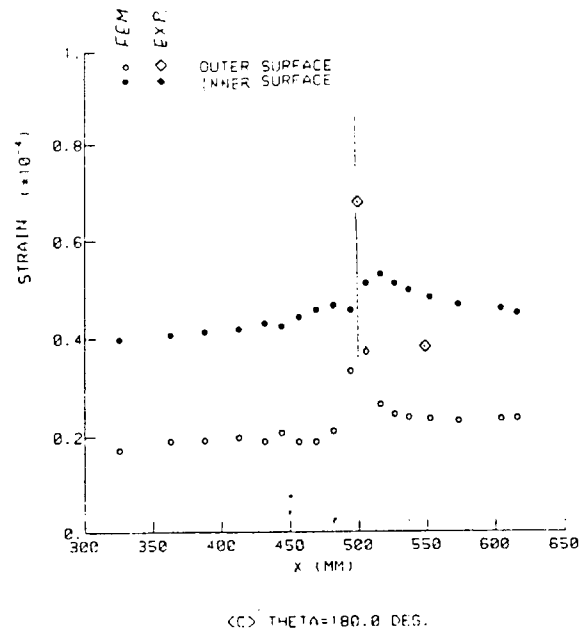


図 1.2.26 グラインダー仕上げしない外側スティフナー端近傍 ($\theta = 180^\circ$, $x = 300 \sim 650$ mm) のひずみ分布

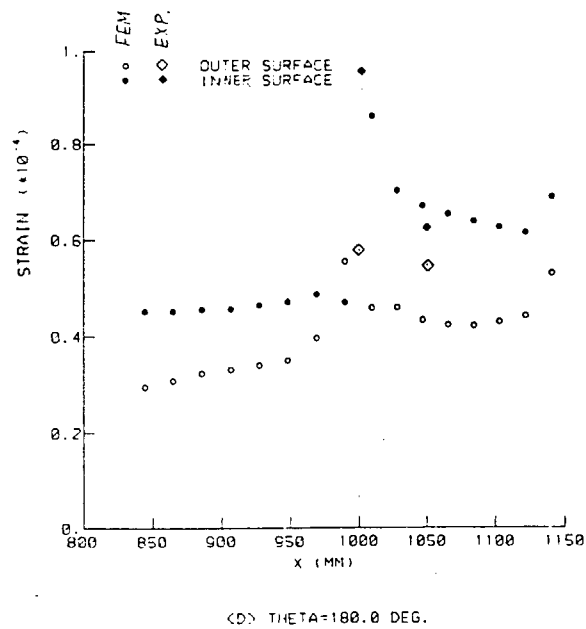


図 1.2.27 グラインダー仕上げしない内側スティフナー端近傍 ($\theta = 180^\circ$, $x = 800 \sim 1150$ mm) のひずみ分布

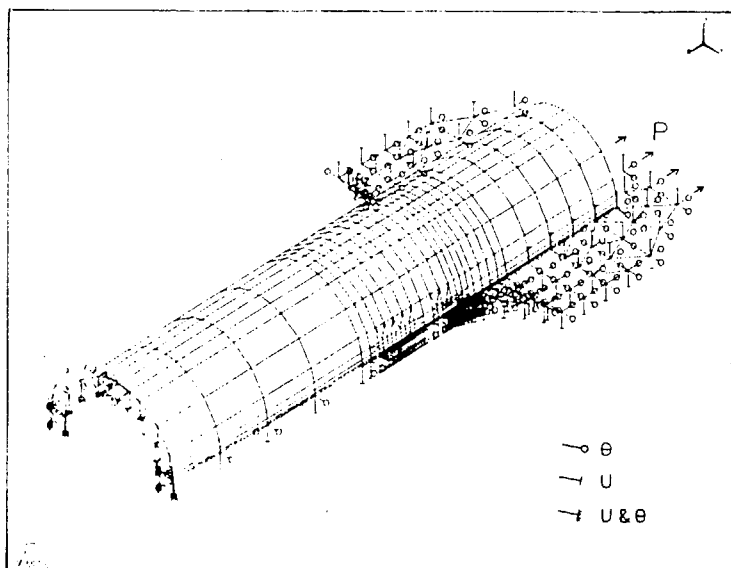


图 1.2.28 边界条件

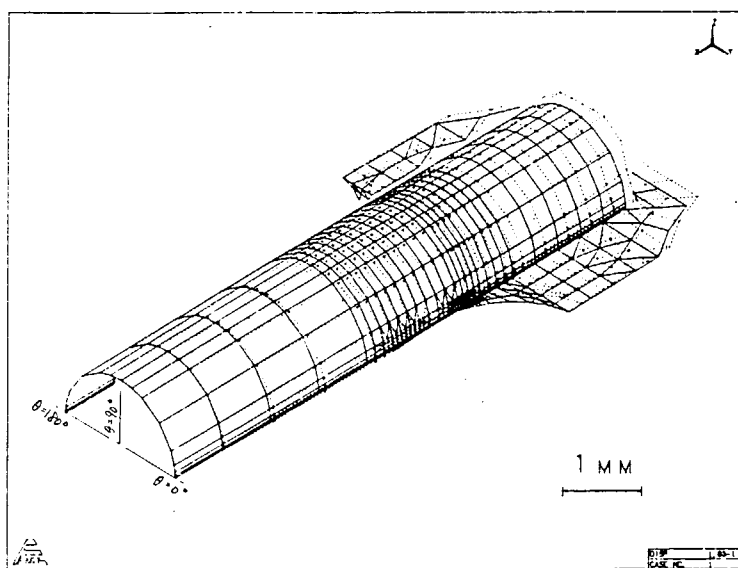


图 1.2.29 全体变形图

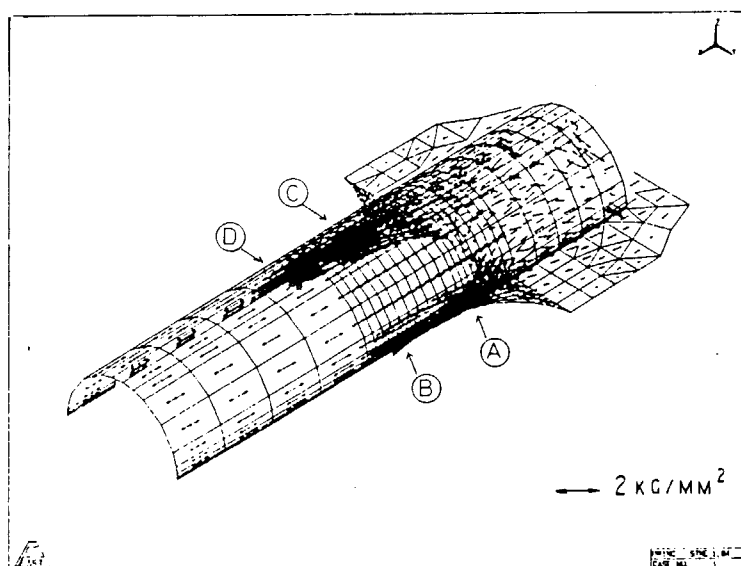


图 1.2.30 全体主应力图

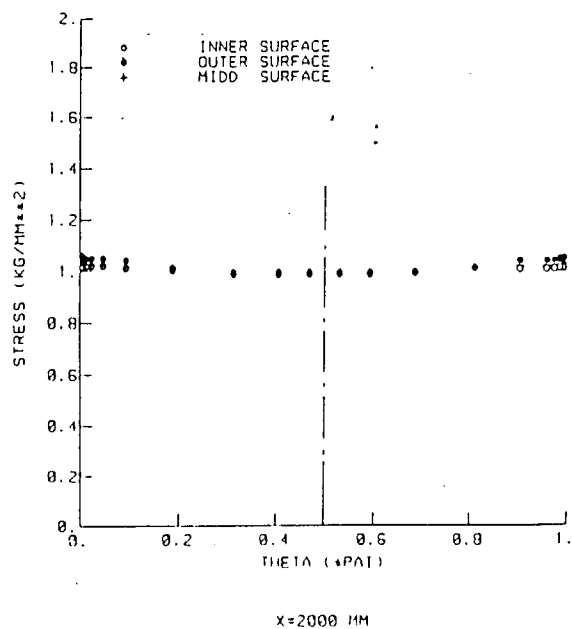


図 1.2.31 a 断面の応力分布

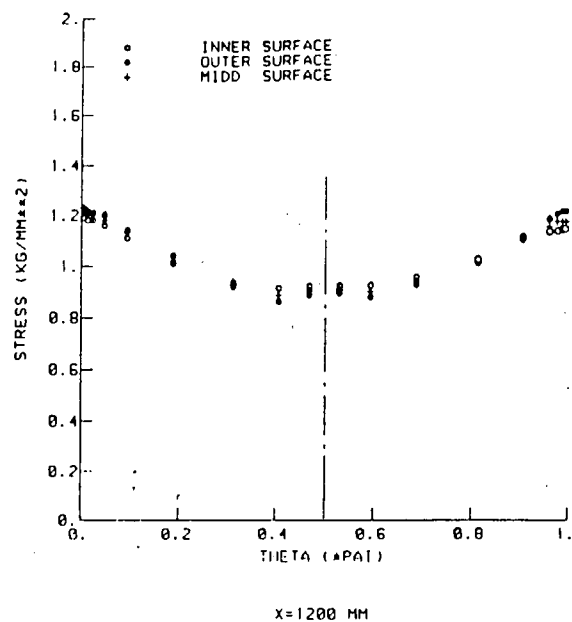


図 1.2.32 b 断面の応力分布

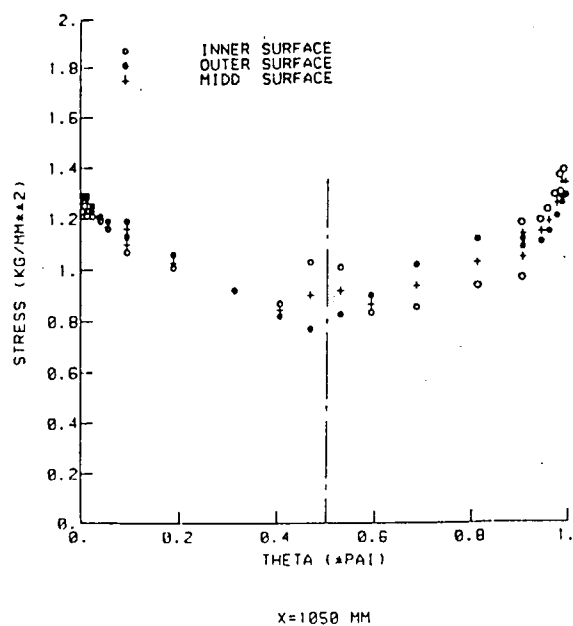


図 1.2.33 c 断面の応力分布

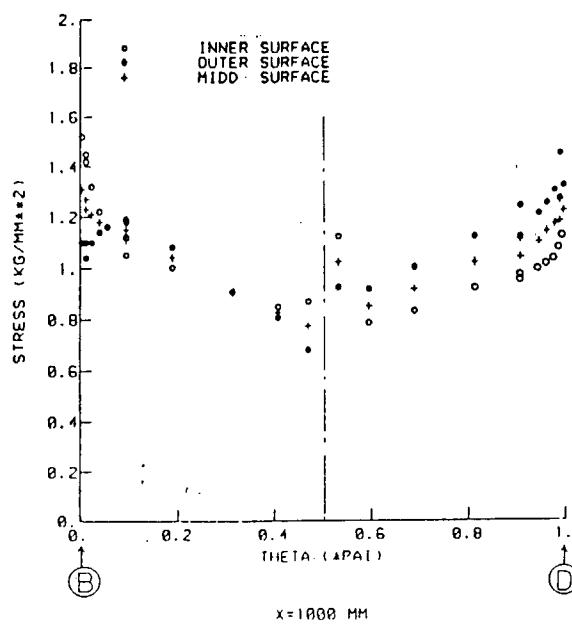


図 1.2.34 e 断面の応力分布

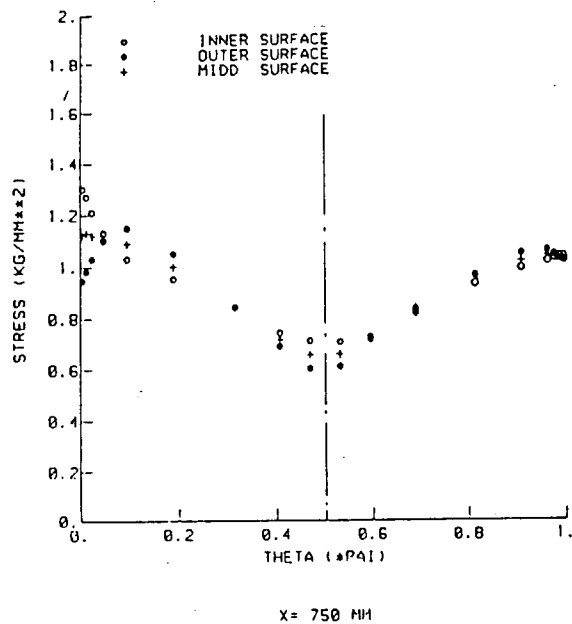


図 1.2.35 f 断面の応力分布

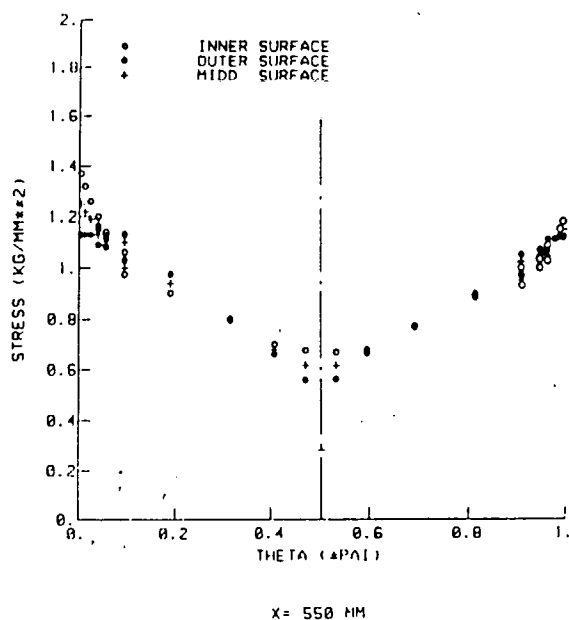


図 1.2.36 g 断面の応力分布

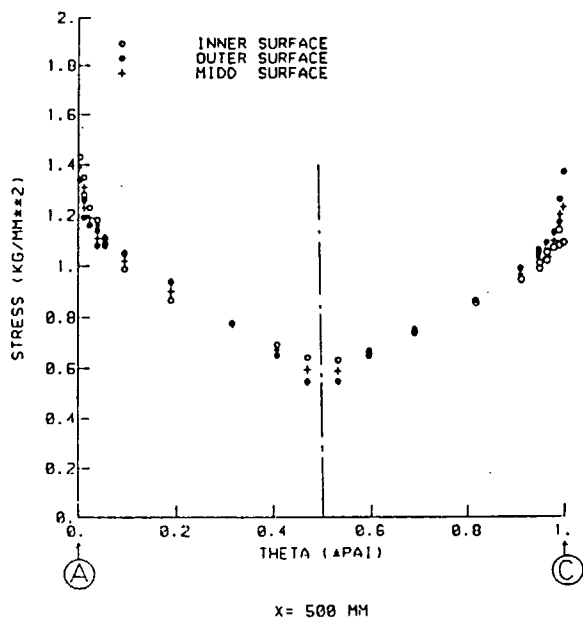


図 1.2.37 i 断面の応力分布

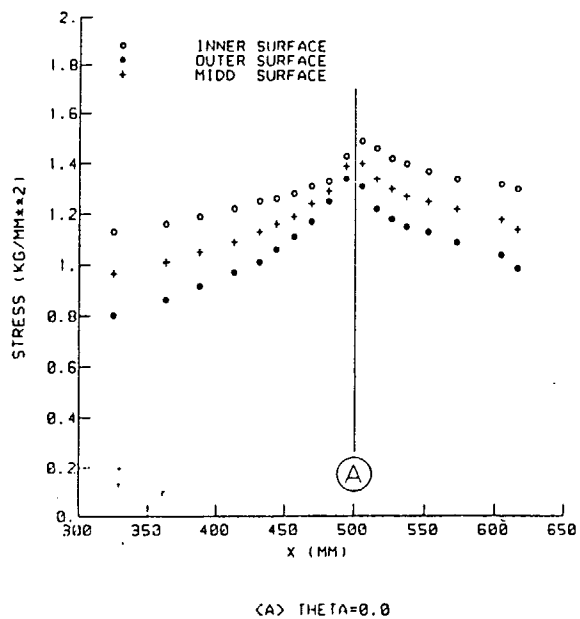
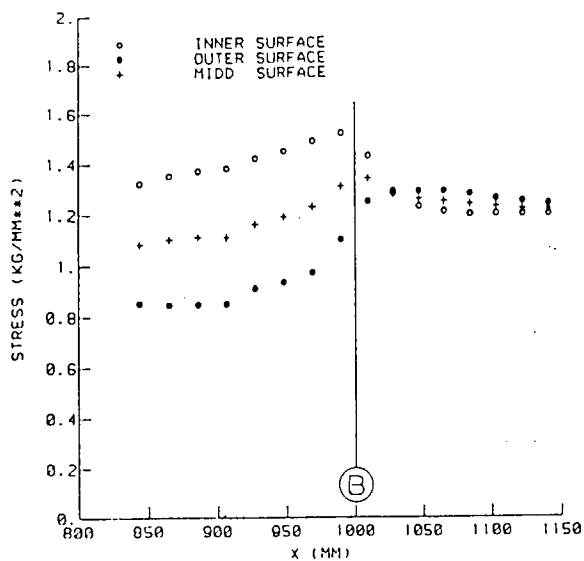
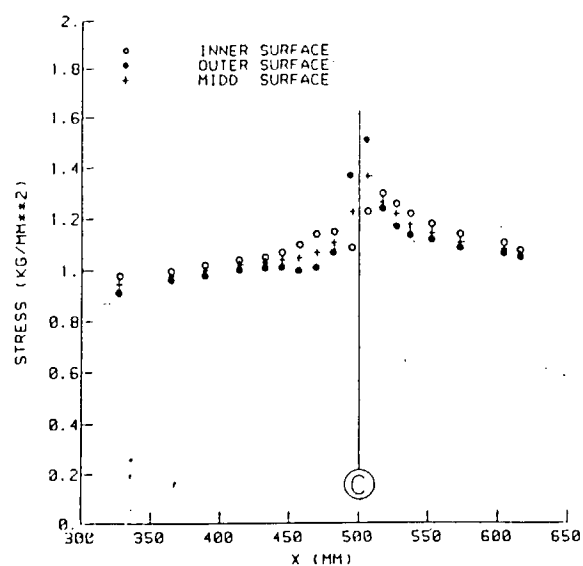


図 1.2.38 グラインダー仕上げした外側スティフナー
端近傍 ($\theta = 0^\circ$, $x = 300 \sim 650$ mm) の
応力分布



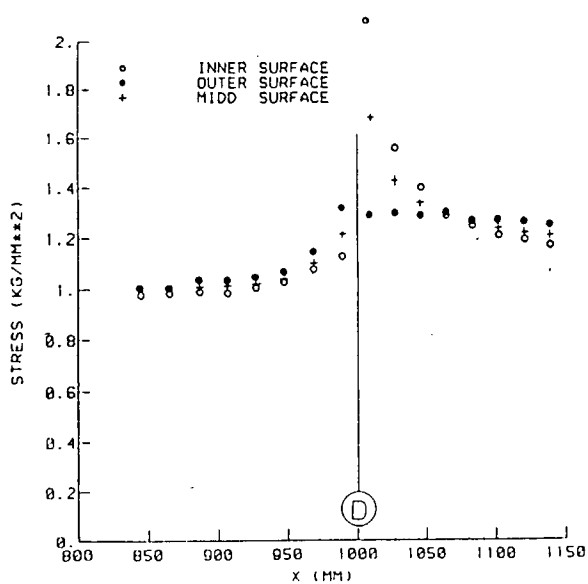
 THETA=0.0

図 1.2.39 グラインダー仕上げした内側スティフナー端近傍 ($\theta = 0^\circ$, $x = 800 \sim 1150$ mm) の応力分布



<C> THETA=180.0 DEG.

図 1.2.40 グラインダー仕上げしない外側スティフナー端近傍 ($\theta = 180^\circ$, $x = 300 \sim 650$ mm) の応力分布



<D> THETA=180.0 DEG.

図 1.2.41 グラインダー仕上げしない内側スティフナー端近傍 ($\theta = 180^\circ$, $x = 800 \sim 1150$ mm) の応力分布

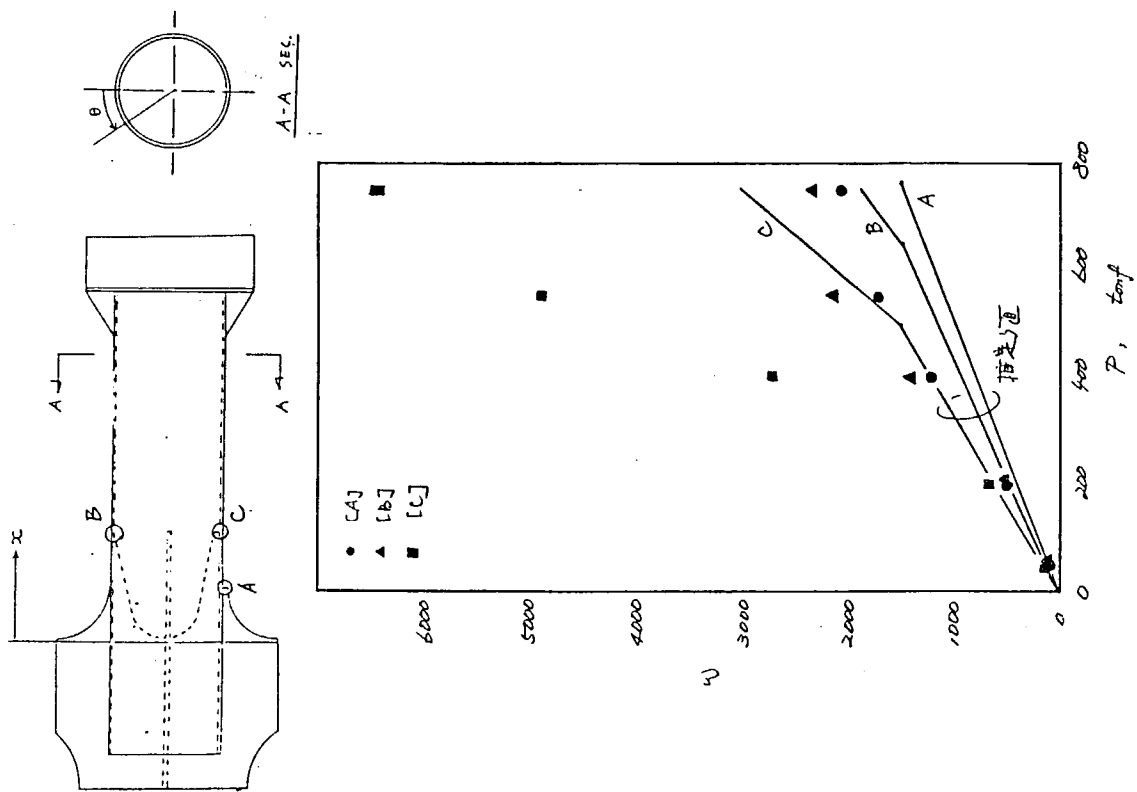


図 1.2.42 スチフナー端のひずみの推定結果
(残留応力なしとした場合)

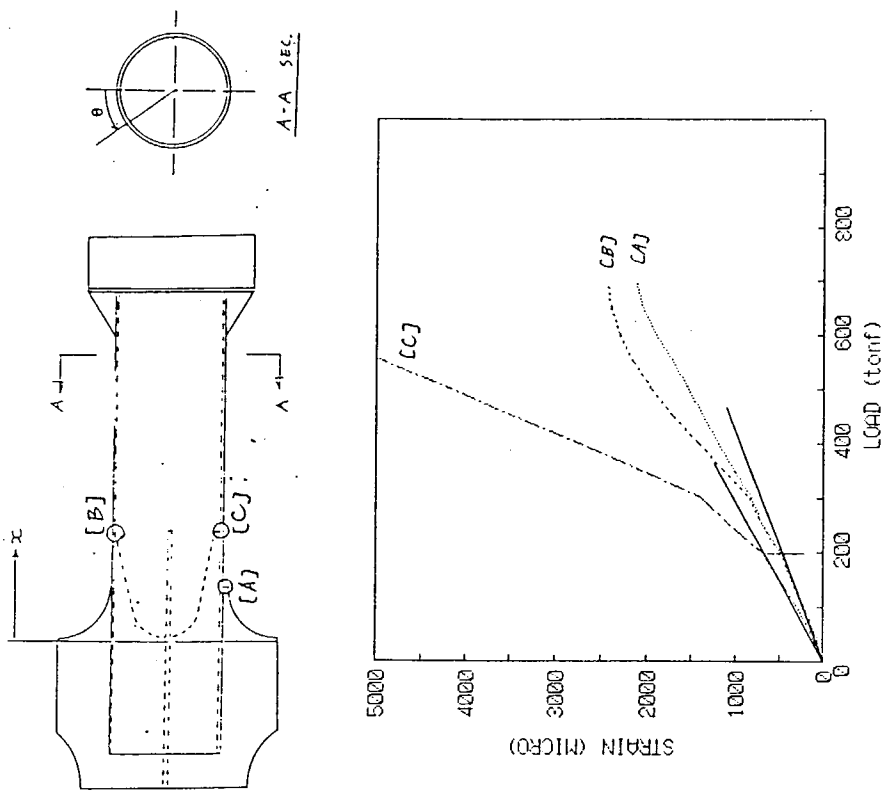


図 1.2.43 スチフナー端における実測ひずみと荷重の関係

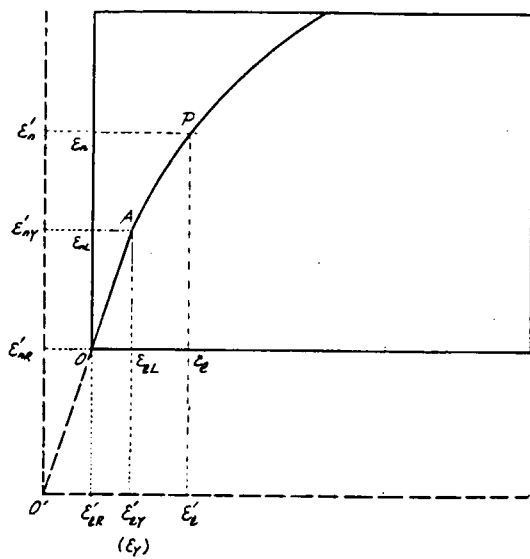


図 1. 2.44 外力と局部ひずみの関係
(残留応力の影響)

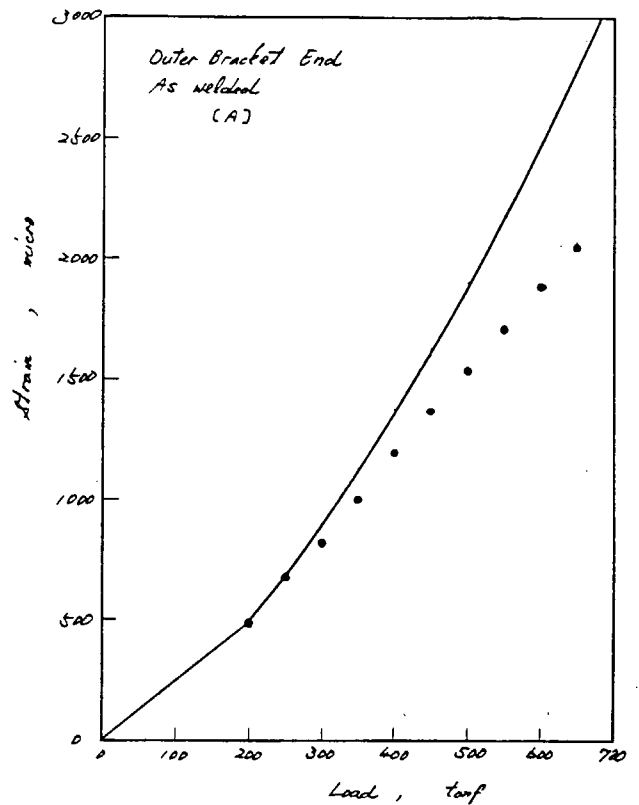


図 1. 2.45 スチフナー端のひずみの推定結果 (点A)
(残留応力を考慮した場合)

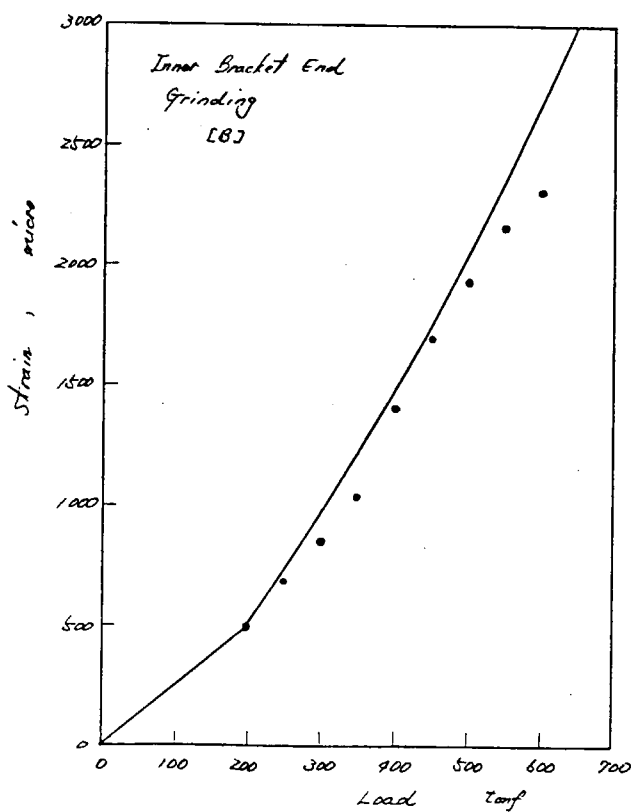


図 1. 2.46 スチフナー端のひずみの推定結果 (点B)
(残留応力を考慮した場合)

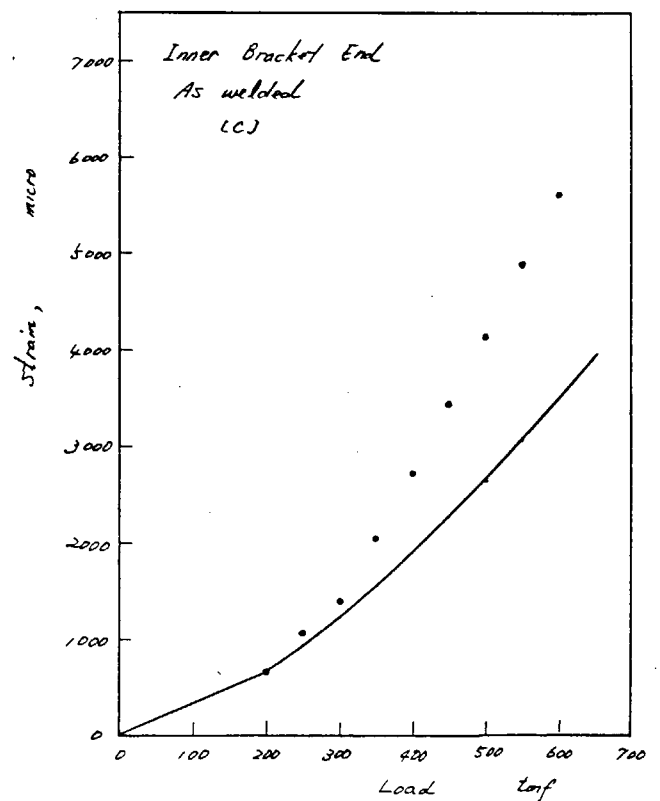


図 1. 2.47 スチフナー端のひずみの推定結果 (点C)
(残留応力を考慮した場合)

2. 曲げを受ける鋼管T継手の脆性破壊試験

2.1 実験計画

2.1.1 実験目的

第2年次は鋼管T継手の継手止端部に表面疲労き裂を挿入してブレースを引張り、脆性破壊実験を行った。しかし、実際の海洋構造物には引張だけではなく曲げ荷重も複合して作用する。そこで第3年次には鋼管T継手に曲げが作用する場合についての脆性破壊強度を同一手法で評価できるか否かの検討を行い、引張+曲げが作用する鋼管継手の脆性破壊強度評価法を確立せんとした。

2.1.2 実験内容

(1) 基礎試験

鋼管T継手モデルに用いる供試材の母材（AR&SR）および溶接継手（AW&PWHT）について以下の試験を行い、モデル試験解析の基礎データとした。

(a) 丸棒引張試験（母材のみ）

室温～-196℃の温度範囲で試験を行い、降伏点及び引張強さの温度依存性を求め、CTOD試験、モデル試験の解析に用いた。

(b) シャルピー衝撃試験

2mmVシャルピー試験片にて遷移曲線を求めた。

(c) CTOD試験

破壊靱性値を求め、モデル試験の条件決定および解析に用いた。

(2) 鋼管T継手の脆性破壊試験

(a) 室温変形挙動試験

鋼管T継手のクラウン部を中心に主管・枝管の内外面にひずみゲージを貼付し、約100点のひずみ計測により、クラウン部の弾性および弾塑性ひずみ分布を求めた。

次に、クラウン部に表面切欠を加工し、シリコンゴムキャスティング法により切欠先端部の開口変位（CTOD）を実測することによりCTOD-クリップゲージ変位のCalibration Curveを求めた。

また、有限要素法による弾性応力解析を実施し、クラウン部近傍の弾性応力分布の把握および実測結果との対応を調べた。

(b) 鋼管T継手モデルの残留応力の計測

鋼管T継手モデルのクラウン部を中心とした溶接残留応力分布を計測し、モデル試験結果を解析する基礎データとした。

なお、計測はAWとPWHTモデルの両者について疲労き裂加工前後に行った。

(c) 低温脆性破壊試験

AWおよびPWHTの鋼管T継手モデルについて、そのクラウン部に深さ約5mmの疲労き裂を導入した後に、低温にて脆性破壊試験を行った。試験結果よりCTOD概念に基づくモデル試験体の破壊強度評価および脆性破壊強度に及ぼす溶接残留応力の効果を調べた。

2.2 モデル試験体および基礎継手の作製

2.2.1 供試材

鋼管T継手モデル試験体および基礎継手試験体に用いた鋼板は板厚20mmのEH36-MOD鋼（KCL）であり、その化学成分および機械的性質をそれぞれ表2.2.1、表2.2.2に示す。

2.2.2 鋼管T継手モデルおよび基礎継手の作製

海洋構造物の代表的な格点継手形式である鋼管T継手を試験対象モデルとして選定した。その形状寸法を図2.2.1に示す。試験は主管の両端を支持、固定した状態で、枝管の端部にその軸方向と直角に曲げ荷重を負荷する形式とした(図2.2.2)。

試験体は図2.2.1に示すように主管($t=20$)、枝管($t=20$)共に、冷間にて半円筒状に曲げ加工したのちにユニオンメルト溶接にて突合わせ溶接して円筒を形成した。その後、主管と枝管をMAG溶接にてすみ肉溶接した。その溶接条件を表2.2.3に示す。

これらの試験体にはいずれも溶接組立時に溶接残留応力が生じ、この溶接残留応力が脆性破壊強度に大きな影響を及ぼすことが考えられる。そこで、溶接のままのものと溶接組立後に応力除去焼鈍を 600°C で1時間行ったものの2種類を用意した。

また基礎継手についても、鋼管T継手と同じ供試材を用いてMAG溶接にて作製した。溶接条件は鋼管T継手の主管と支管のMAG溶接と同一とした。

表 2.2.1 供試材の化学成分(ミルシート値)

C	Si	Mn	P	S
0.08	0.21	1.42	0.013	0.003

表 2.2.2 供試材の機械的性質(実測値)

Y. P kgf/mm ²	T. S kgf/mm ²	E ℓ . %	V-Charpy at -60°C kgf $\cdot$ m
42	51	33	29

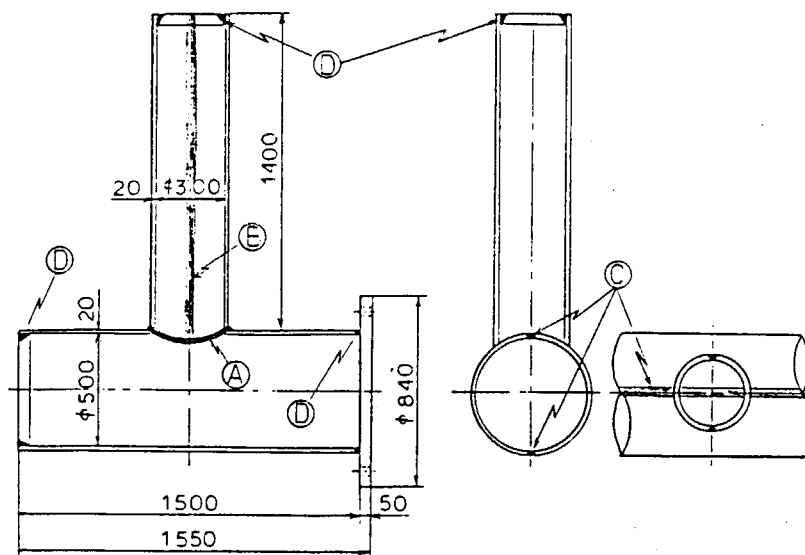


図 2.2.1 鋼管T継手モデル試験体

表 2.2.3 溶 接 条 件

記 号	溶接方法	溶接棒	速 度	溶接条件	備 考
Ⓐ	MAG TIG	MG50 TGS50	350~400mm/min	1層~仕上げ 280A~220A	
Ⓑ	初層 MAG あと ユニオン	MG50 US36×MF38	350~400mm/min 200~250mm/min	280A 650A~900A 32V~36V	
Ⓒ	初層 MAG あと ユニオン	同 上	同 上	同 上	
Ⓓ	MAG	MG50	350~400mm/min	1層~仕上げ 300A~300A	ひずみ取りのため約1000℃加熱

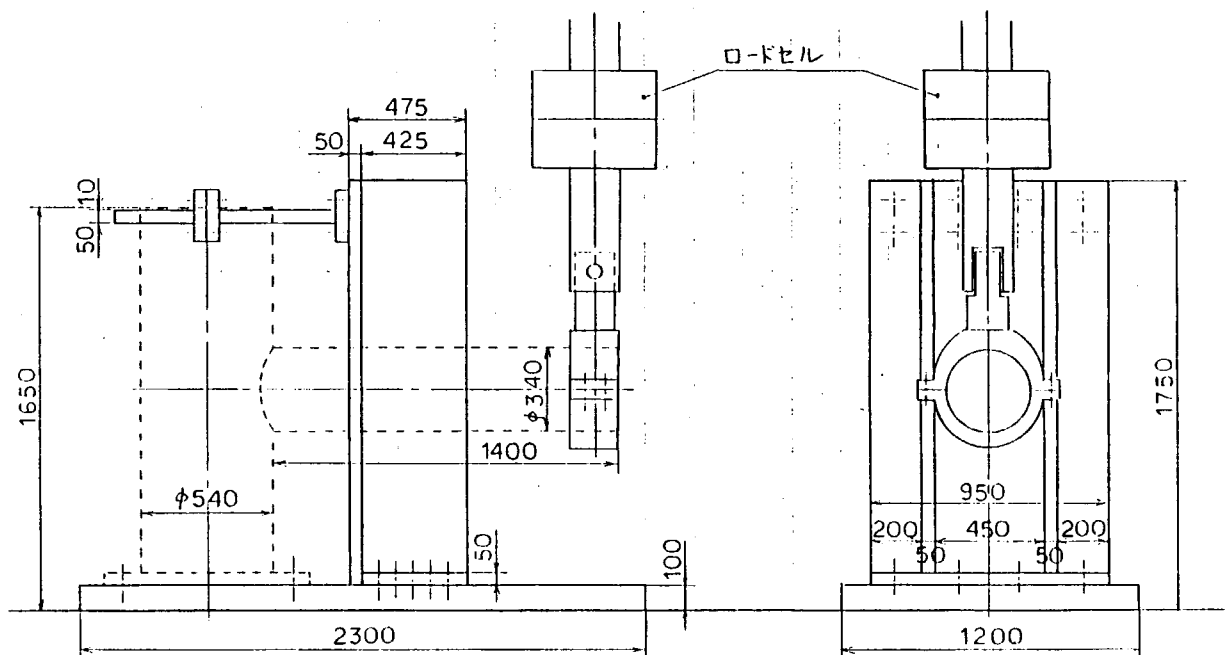


図 2.2.2 載 荷 要 領

2.3 基礎試験結果

2.3.1 丸棒引張試験

C T O D試験および鋼管T継手モデル試験のデータ解析において必要となる構成材料の降伏点、引張強さの温度依存性を丸棒引張試験（試験温度 R. T., -70 , -150 , -196 °C）にて求めた。試験は As Receive（AR）材とStress Release（SR）材について圧延直角方向に採取して行った。図 2.3.1 に試験片形状を示す。

試験結果を図 2.3.2 および付表 2.1.1 ～ 2.1.2 に示す。AR 材と SR 材による降伏点及び引張強さの差異はほとんど認められなかった。

2.3.2 シャルピー衝撃試験

供試材は母材の AR 材、SR 材および鋼管T継手モデル試験体と同一溶接条件にて作製した基礎継手の As Weld（AW）材、Post Weld Heat Treatment（PWHT）材の 4 種類であり、これらより圧延直角方向に試験片（2mm V ノッチ）を採取した。採取位置は母材については $\frac{1}{4}t$ 位置、基礎継手については図 2.3.3 に示すように V ノッチを Fusion Line（FL）と一致するように採取した。

試験結果として、母材 AR 材を図 2.3.4、付表 2.2.1、母材 SR 材を図 2.3.5、付表 2.2.1、基礎継手 AW 材を図 2.3.6、付表 2.2.2、基礎継手 PWHT 材を図 2.3.7、付表 2.2.3 にそれぞれ示す。

2.3.3 C T O D 試験

供試材はシャルピー衝撃試験と同一の母材 AR 材、SR 材および基礎継手 AW 材、PWHT 材の 4 種類に加え、鋼管T継手モデルにて破壊の起点と思われる主管の突合わせ溶接金属部より直接採取した実体材（AW 材、PWHT 材）の 6 種類である。

これらより圧延直角方向に試験片を採取した。試験片形状を図 2.3.8 に示す。ノッチ加工は、すべて表面切欠タイプとし、基礎継手については図 2.3.9 に示すように、疲労き裂を FL に一致するようにした。実体材は鋼管T継手モデルの破壊状態より図 2.3.10 に示すように溶接金属中から表面切欠タイプの C T O D 試験片を採取した。

試験結果として母材 AR 材、SR 材を図 2.3.11、付表 2.3.1 ～ 2.3.2 に、基礎継手 AW 材、PWHT 材を図 2.3.12、付表 2.3.3 ～ 2.3.6 に、実体材 AW 材、PWHT 材を図 2.3.13、付表 2.3.7 ～ 2.3.8 に示す。

また、図 2.3.14 にはすべての C T O D 試験結果をまとめて示す。なお、この図には後述する鋼管継手モデルの低温破壊試験結果（詳細は 2.6 節参照）により得られた C T O D 値もあわせて示してある。

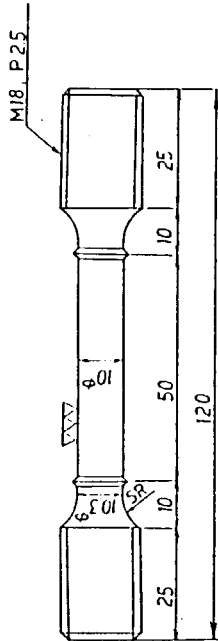


図 2.3.1 丸棒引張試験に用いた試験片形状

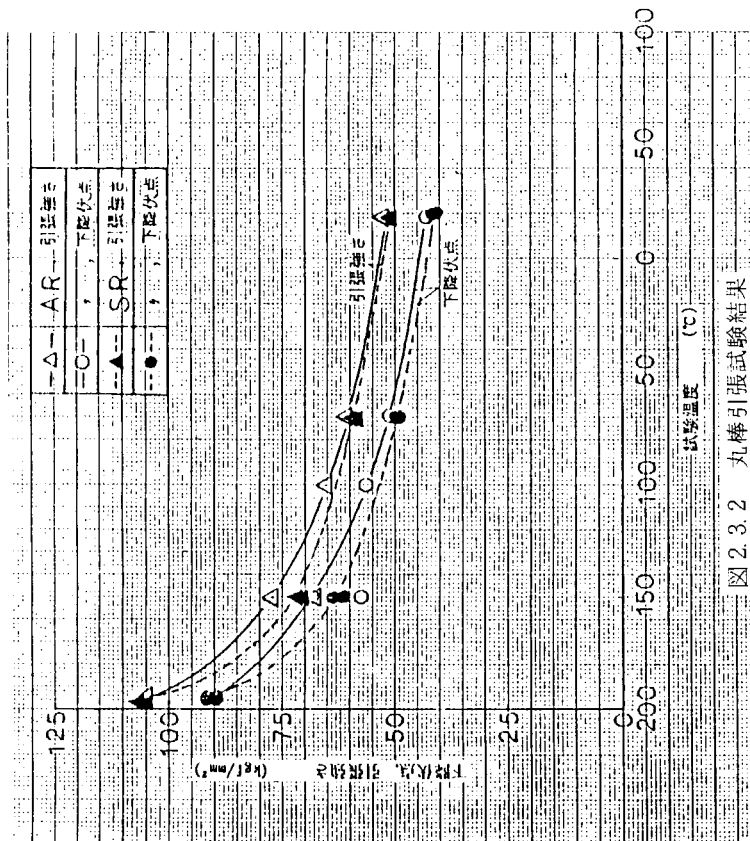


図 2.3.2 丸棒引張試験結果

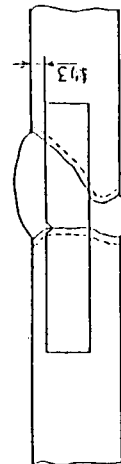


図 2.3.3 基礎継手シャルピー衝撃試験片の採取要領

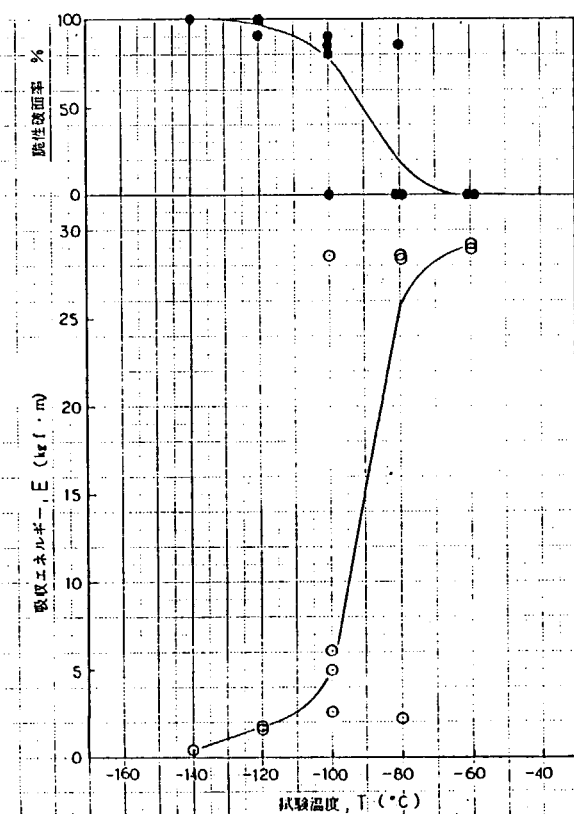


図 2.3.4 2 mVシャルピー衝撃試験結果 (母材, AR)

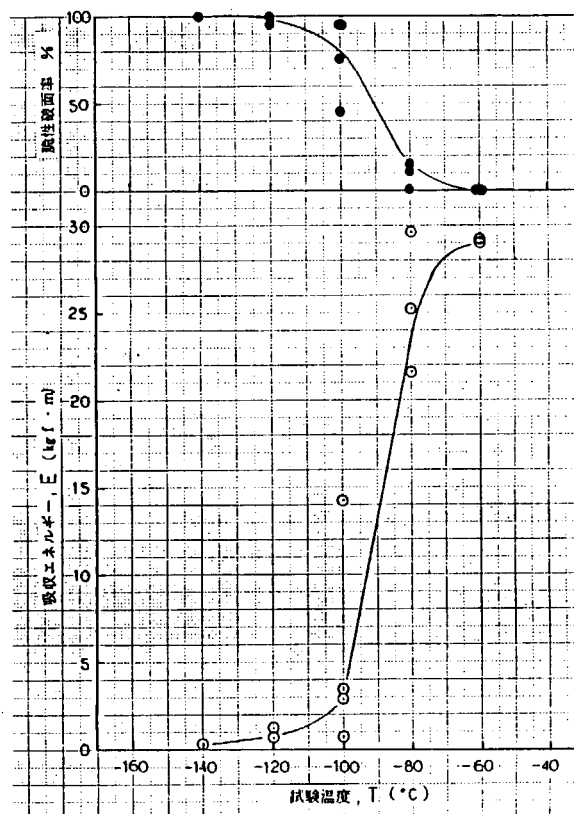


図 2.3.5 2 mVシャルピー衝撃試験結果 (母材, SR)

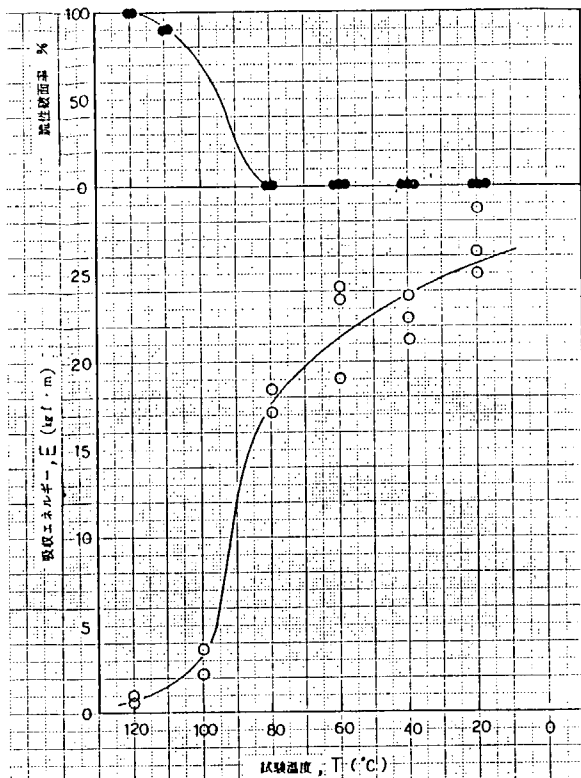


図 2.3.6 2 m V シャルピー衝撃試験結果
(継手, A W, BOND.)

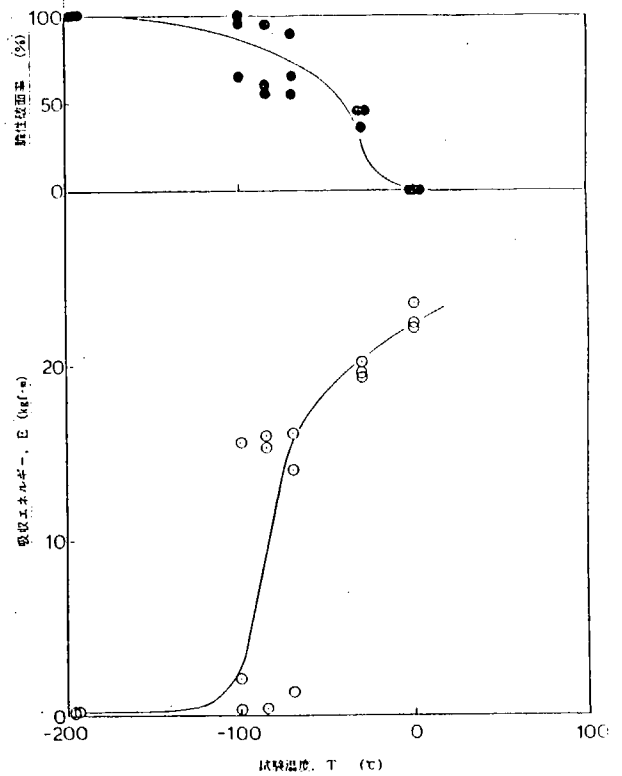


図 2.3.7 2 m V シャルピー衝撃試験結果
(継手, PWHT, BOND.)

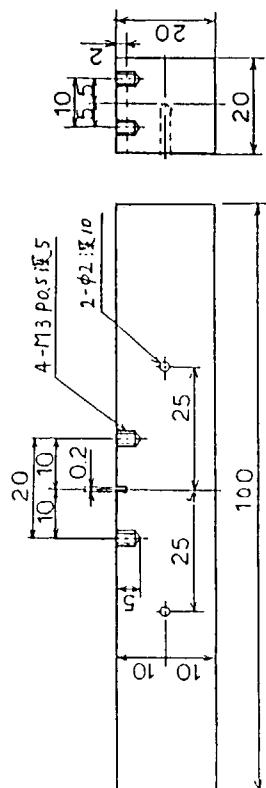


図 2.3.8 CTOD 試験片形状

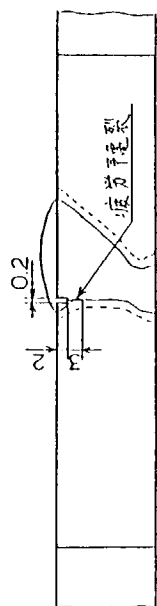


図 2.3.9 CTOD 試験片採取位置 (基礎継手)

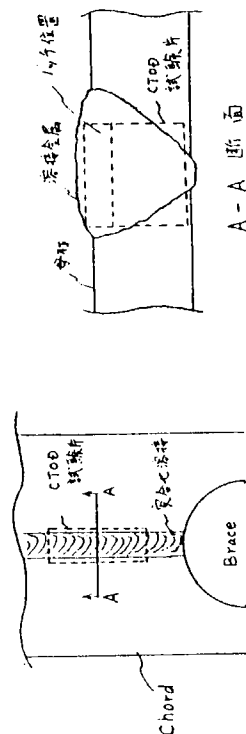


図 2.3.10 CTOD 試験片採取位置 (実体)

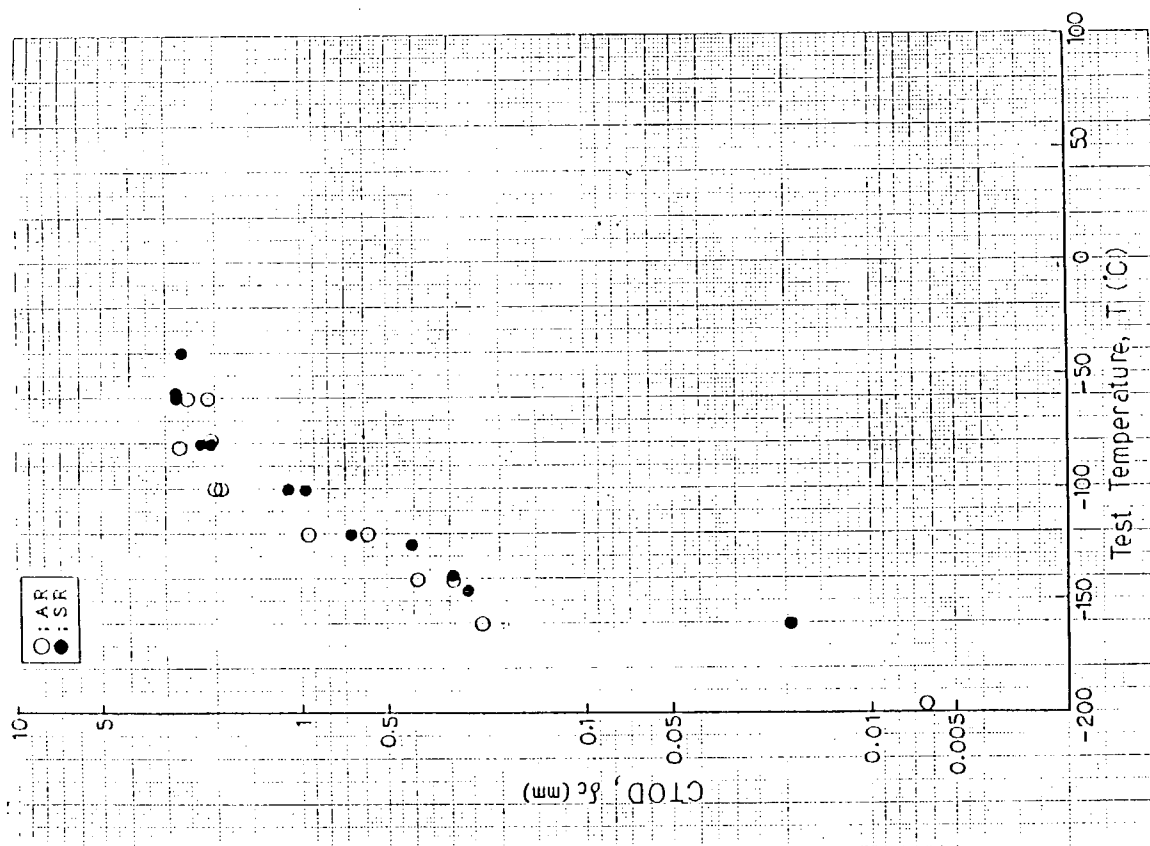


図 2.3.11 CTOD 試験結果 (母材)

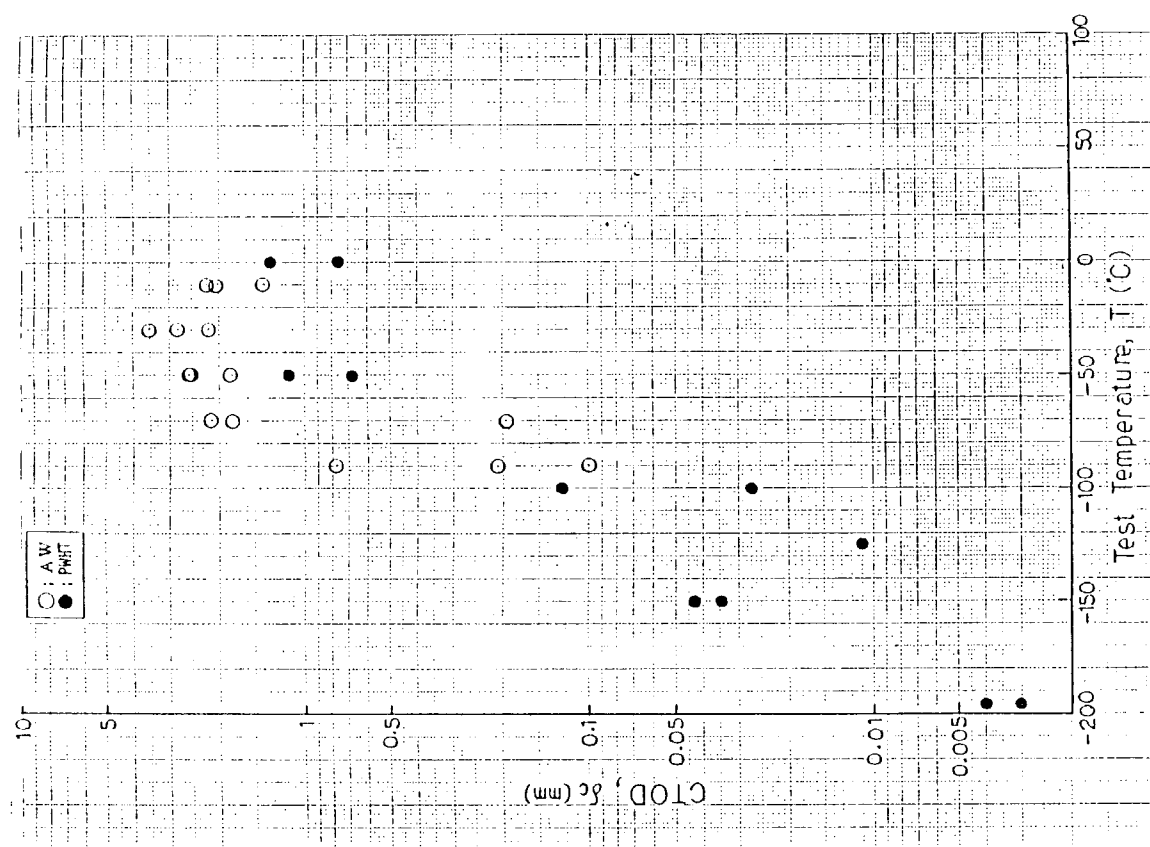


図 2.3.12 CTOD 試験結果 (基礎継手 (ボンド))

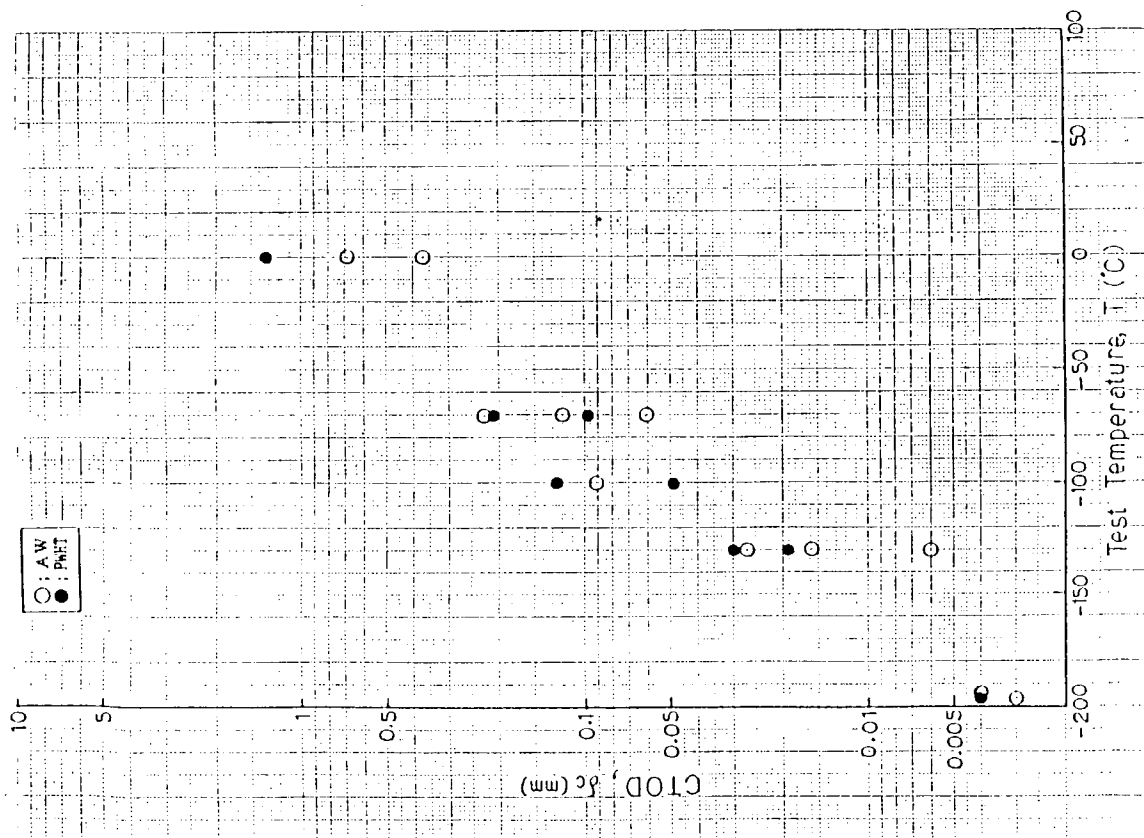


図 2.3.13 CTOD 試験結果 (実体材 (デボ))

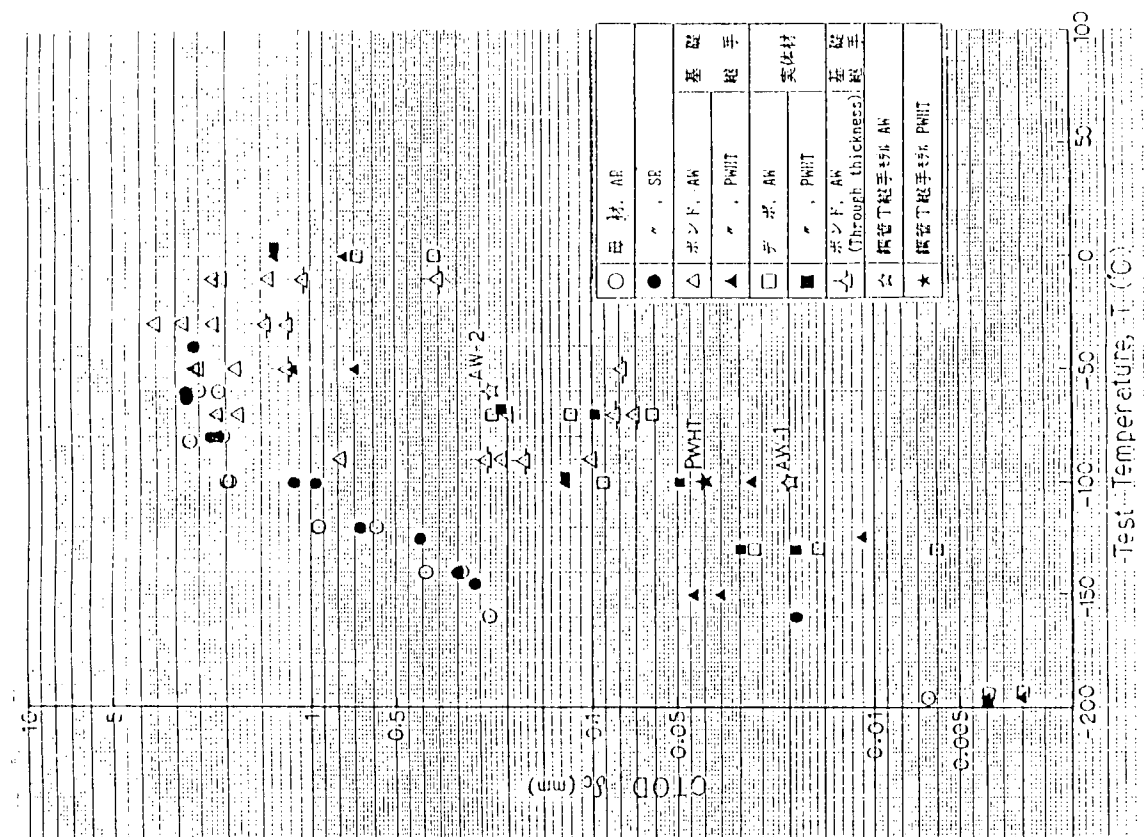


図 2.3.14 CTOD 試験結果 (母材, 基礎継手, 実体材)

2.4 モデル試験体の残留応力計測結果

海洋構造物の格点継手に存在する残留応力がその脆性破壊強度に及ぼす影響を調べるために鋼管T継手モデルについて残留応力の計測を行った。

計測に供した鋼管T継手モデルは、後述の低温破壊試験に用いる溶接のままのものと、応力除去焼鈍（600℃、1 Hr）を行ったものの各1体で、疲労き裂挿入時の疲労荷重によって残留応力が解放される可能性を考慮して、疲労き裂挿入前と挿入後の各段階で計測を行った。

残留応力の計測は、疲労き裂を挿入しないもう一方のクラウン部の図2.4.1に示す位置に、標点距離1mmの2軸ひずみゲージを貼付し、その周囲をペンシル型グラインダーを用いて井型状に深さ約2mm程度切り込んで応力弛緩する方法（図2.4.2(b)参照）に加え、1部の個所についてホールドリリング法およびX線法も併用して行った。図2.4.2にその計測状況を示す。

残留応力計測結果として、疲労き裂挿入前のものを図2.4.3～2.4.4および付表2.4.1～2.4.2に、疲労き裂挿入後のものを図2.4.5および付表2.4.3に、また溶接のままのものについて疲労き裂挿入前・後をまとめたものを図2.4.6に示す。なおX線法については破壊試験後の鋼管T継手モデルにより採取した試料（母材、溶接金属）によりCalibration Curveを求め、測定値の補正を行った。

これらの結果より、

- (1) 疲労き裂挿入前の溶接のままの試験体には、その溶接金属及び溶接止端部付近に供試材の降伏応力程度の高い引張残留応力が生じている。これに対し、応力除去焼鈍を行うと残留応力は10～20kgf/mm²程度まで低減される。
- (2) 井型状に切込んで測定する方法とホールドリリング法では傾向はほぼ同じであるが、残留応力値には若干の違いが見られる。またX線法では井型状に切込んで測定する方法の約半程度の値となっている。
- (3) 疲労き裂挿入時の疲労荷重により残留応力は低減する傾向を示している。

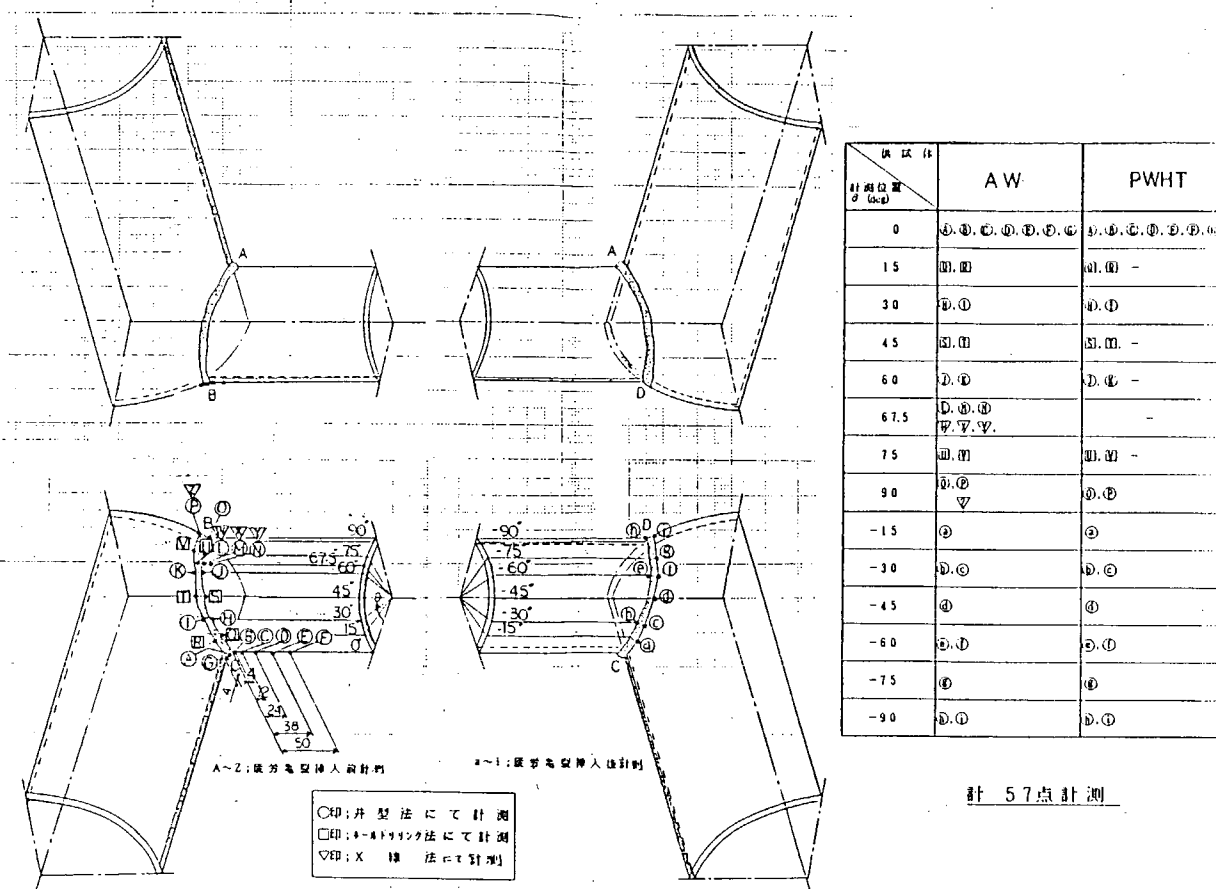
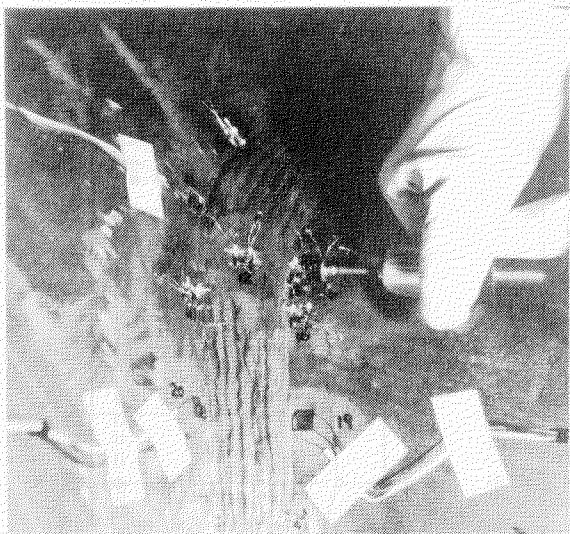
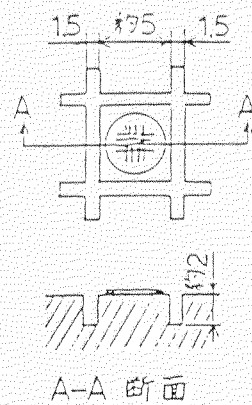


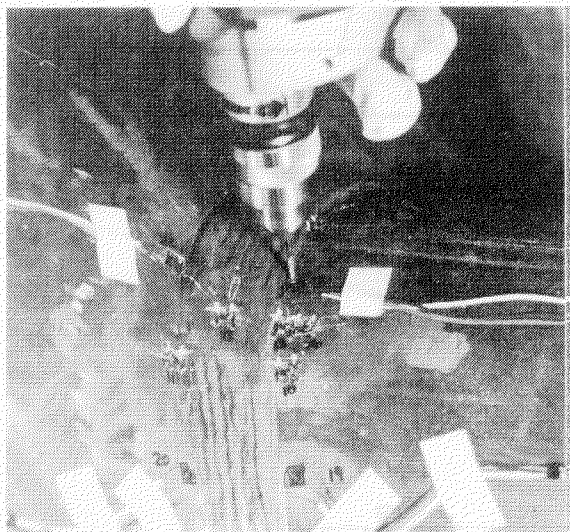
図2.4.1 残留応力計測位置



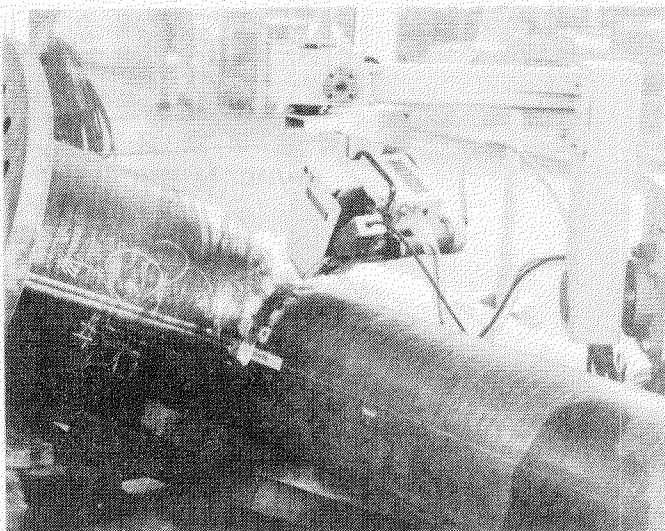
a) 井型法



b)



c) ホールドリリング法



d) X線法

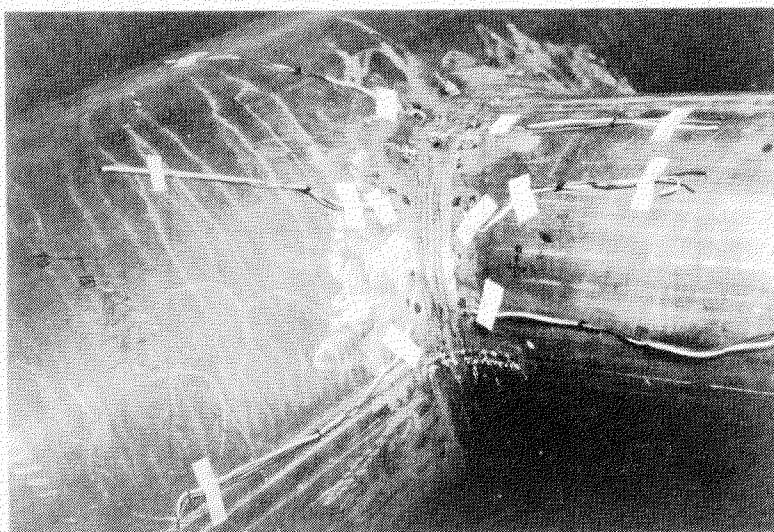
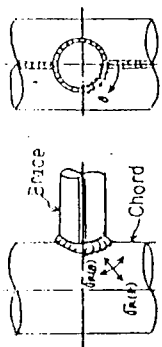


図 2.4.2 残留応力測定状況

$\sigma_R(r)$	$\sigma_R(\theta)$
AW	○
PWHT	●



H:ホールドリリング法による計測値
X: X線法による計測値

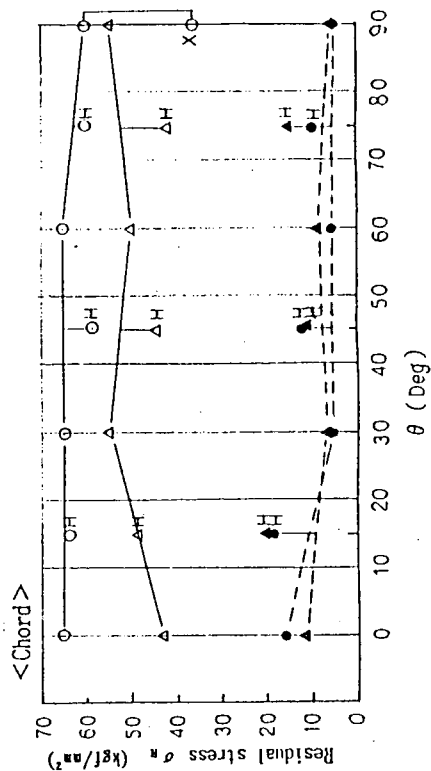
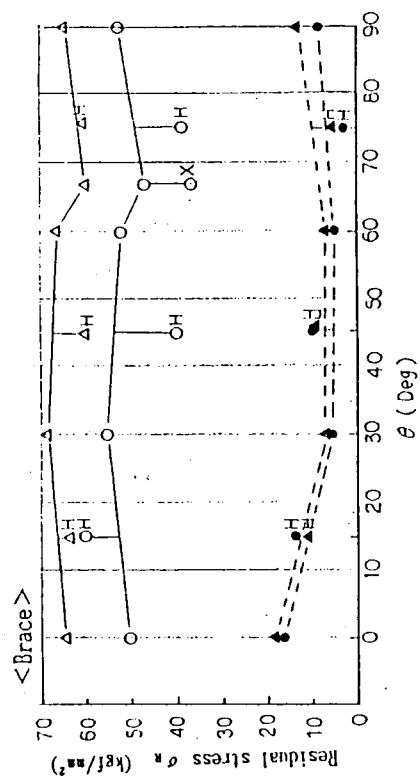
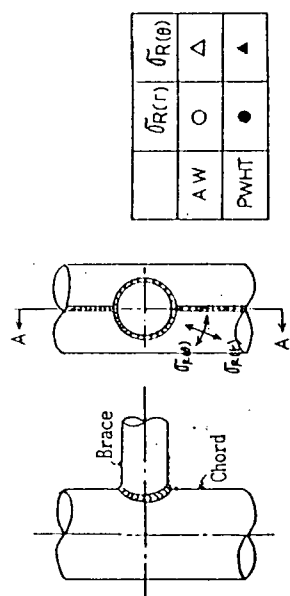


図 2.4.4 主菅および枝菅の残留応力分布 (疲労き裂挿入前, 主菅-枝管溶接線まわり)



$\sigma_R(r)$	$\sigma_R(\theta)$
AW	○
PWHT	●

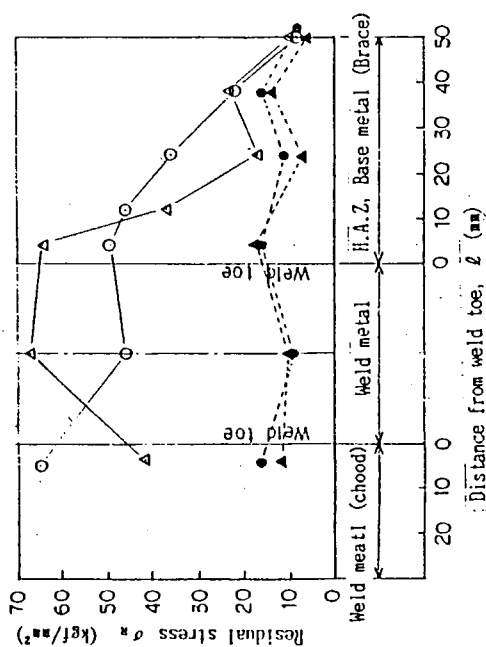


図 2.4.3 主菅および枝菅の残留応力分布 (疲労き裂挿入前, 断面 A-A)

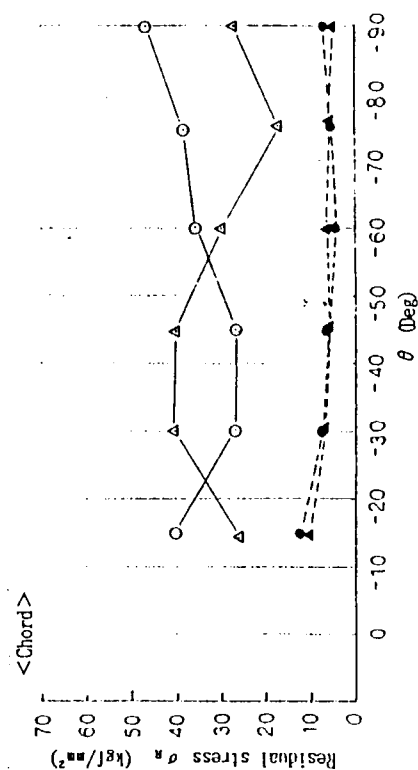
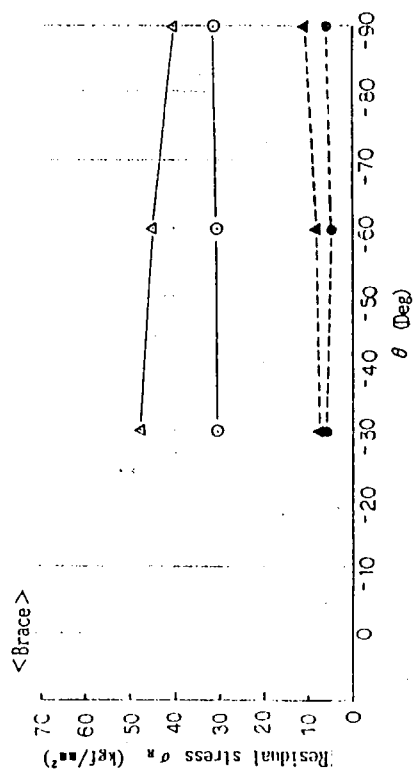
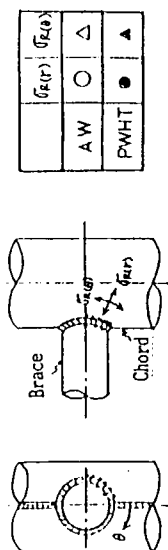


図 2.4.5 主管および枝管の残留応力分布 (疲勞き裂挿入後、
主管 - 枝管溶接線まわり)

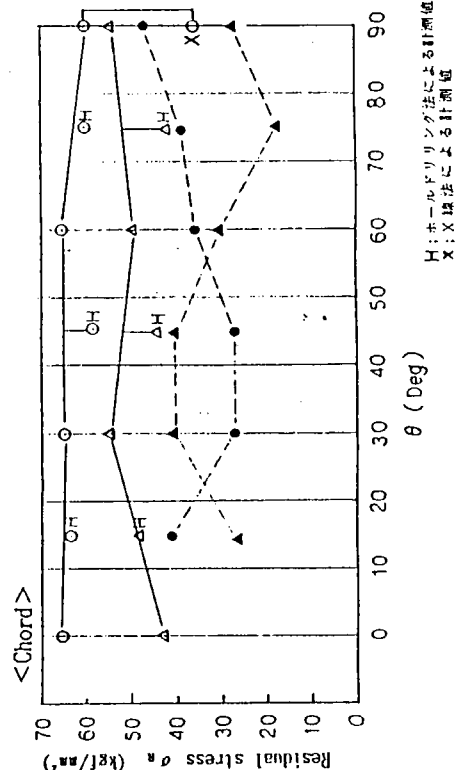
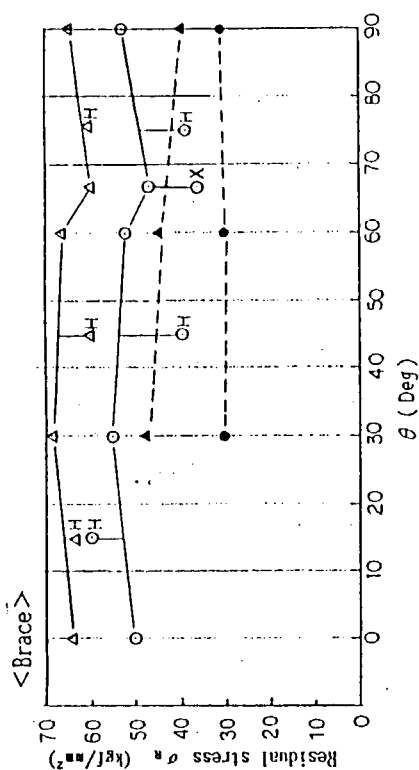
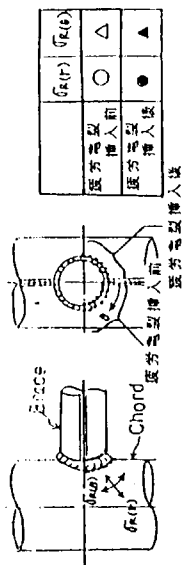


図 2.4.6 主管および枝管の残留応力分布
(AW, 主管 - 枝管溶接線まわり)

2.5 モデル試験体の変形挙動（試験および応力解析）

2.5.1 鋼管T継手モデルの応力解析

(1) 解析モデル

試験体，治具，荷重条件の対称性より解析モデルは図 2.5.1 に示す治具を含む $\frac{1}{2}$ モデルとした。

(2) 荷重条件，境界条件

荷重は枝管端部に鉛直単位荷重 10ton / 試験体（解析モデルは $\frac{1}{2}$ モデルのため 5 ton / モデル）を負荷した。

境界条件としては試験体および治具の中心に当たるモデル端面に対称条件を設定し，治具下面の定盤固定部を完全固定とした。（図 2.5.1 参照）

(3) 要素分割

解析モデルの要素分割についても同様に図 2.5.1 に示す。

相貫線近傍は円周方向に $7.5^\circ \sim 15^\circ$ ，半径方向に板厚の $\frac{1}{2}$ 程度（8 mm）の分割とした。

(4) 使用プログラム，計算条件等

使用プログラム：MSC / NASTRAN（Version 64）

使用要素：アイソパラメトリック 4 節点板要素（CQUAD4）

アイソパラメトリック 3 節点板要素（CTRIA3）

3 次元梁要素（CBAR）

剛梁要素（RBAR）

要素数，節点数：730 要素，805 節点

材料定数： $E = 21\,000 \text{ kg/mm}^2$ $\nu = 0.3$

(5) 解析結果

モデル全体の変形図，主応力線図を図 2.5.2，2.5.3 に示す。クラウン部近傍の応力分布を図 2.5.4 ～ 2.5.5 に，相貫線まわりの応力分布を図 2.5.6 ～ 2.5.7 に示す。

また相貫部近傍の主応力線図を図 2.5.8 ～ 2.5.9 に示す。

2.5.2 鋼管T継手モデルの室温変形挙動試験

鋼管T継手モデル試験体のうち As Weld のもの 1 体を用いて，まず室温の弾性および弾塑性ひずみ分布の計測を行った。その後クラウン部に表面切欠を加工し，その開口変位を測定した。

(1) 弾性および弾塑性ひずみ分布の計測

鋼管T継手モデル試験体のクラウン部を中心として図 2.5.10 および付表 2.5.1 に示すように試験体内外面各部にひずみゲージを貼付した。低温破壊試験時と同様の載荷方法にて枝管に $5 \sim 20^{\text{TONF}}$ の曲げ荷重を加え，弾性及び弾塑性ひずみ分布を計測した。

弾性状態である荷重 5^{TON} 時のクラウン部のひずみ分布を図 2.5.11 に，荷重 5^{TON} 時の値を用いて FEM 解析値と比較したものを図 2.5.12 ～ 2.5.13 に示す。図 2.5.11 には従来より提案されている応力集中係数 K_t 算出式を用いて求めたピーク応力値および DOE 規格による Hot spot stress 外挿値も示してある。

今回の計測結果および FEM 解析結果については Gibstein の式が最も良い対応をしているようである。また，計測結果と FEM 解析結果については，若干 FEM 解析値が高めであるが，両者はほぼ良い対応を示している。FEM 解析値の方が高くなった理由としては，今回のクラウン部最小要素の大きさが板厚の $\frac{1}{2}$ 程度（8 mm）と小さかったことが挙げられ，他の解析と比較することにより最小要素の大きさと，FEM 解析値との関係について有用な知見が得られるものと考ええる。

10^{TON} 以上の荷重ではクラウン部に最も近いゲージのひずみが大きく増加し，弾塑性ひずみの状態となっている。各荷重時におけるクラウン部近傍のひずみ分布を図 2.5.14 に示す。

本計測結果およびFEM解析結果より、今回低温破壊試験に用いた鋼管T継手ではクラウン部の主管側が曲げ荷重に対して最もひずみの集中する個所であることが明らかになった。

(2) C T O D計測

今回の鋼管T継手において曲げ荷重下で最もひずみの集中する個所であるクラウン部の主管側に深さ6.8 mm、表面長さ41.5 mmの表面切欠を加工し、クリップゲージおよびシリコンゴムキャスティング法により切欠表面の開口変位およびC T O Dを計測した。荷重は低温破壊試験ならびにひずみ計測と同様の方法にて5^{TON}～43^{TON}の曲げ荷重を負荷した。

図2.5.15に荷重－クリップゲージ変位曲線を、また図2.5.16にはシリコンゴムキャスティング法で求めた切欠最深部における開口状況を示す。

これよりC T O Dは切欠先端のR止まりにおける変位量で定義した。今回の試験は曲げ荷重であるため、切欠の表面のC T O Dが最深部のC T O Dより大きくなることも考えられることより、切欠の最深部と表面部の2ヶ所につきC T O Dを計測した。その結果より切欠最深部のC T O Dの方が大きいことがわかった。切欠最深部ならびに表面部における荷重－C T O D曲線を図2.5.17～2.5.18に、クリップゲージ変位－C T O D曲線を図2.5.19～2.5.20に示す。以上のことから、後述の鋼管T継手モデルの脆性破壊におけるC T O D値の推定には図2.5.19中に示す関係式を用いることとした。

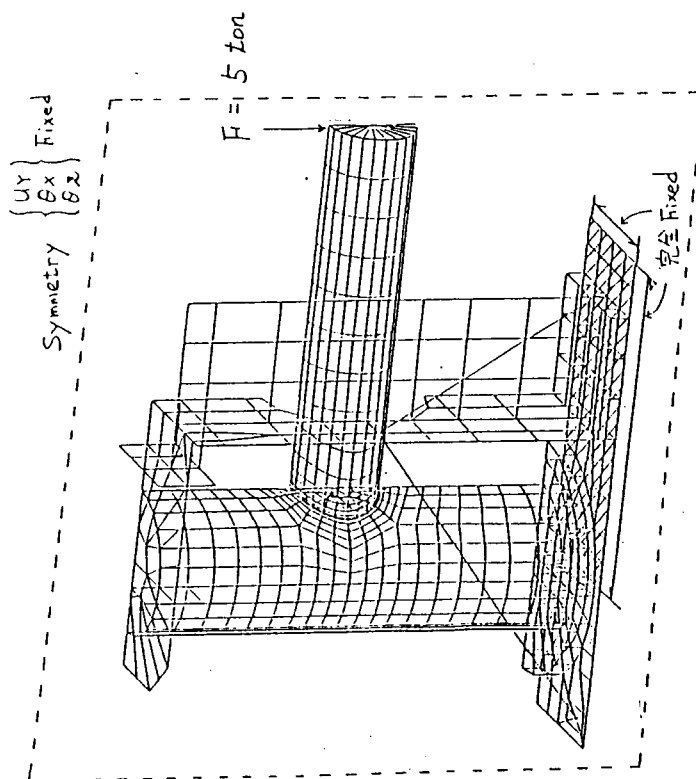


図 2.5.1 FEM 解析モデル図

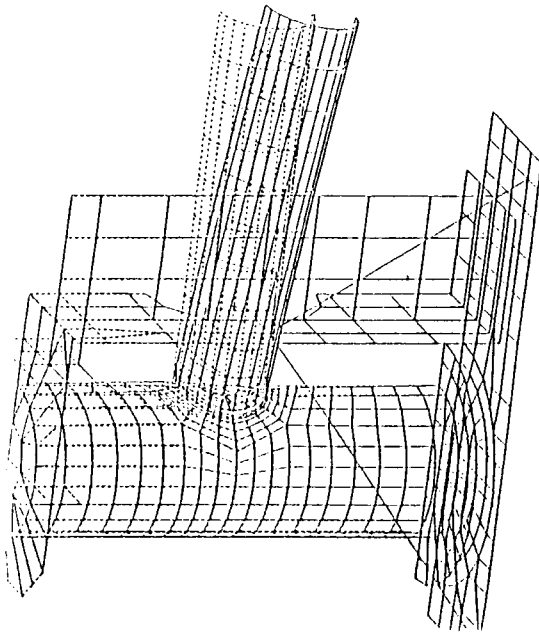


図 2.5.2 全体変形図

DIS. SCALE 10.000
 DEB. SCALE 200.000

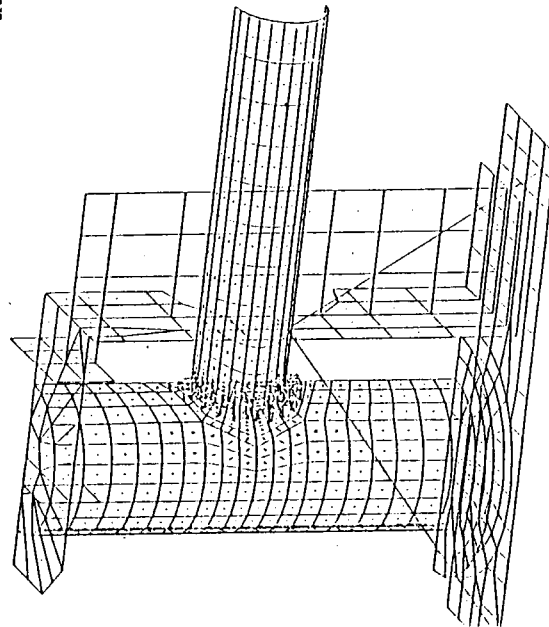


図 2.5.3 主応力分布図 (全体図)

PRS. SCALE 100.000
 DEB. SCALE 200.000

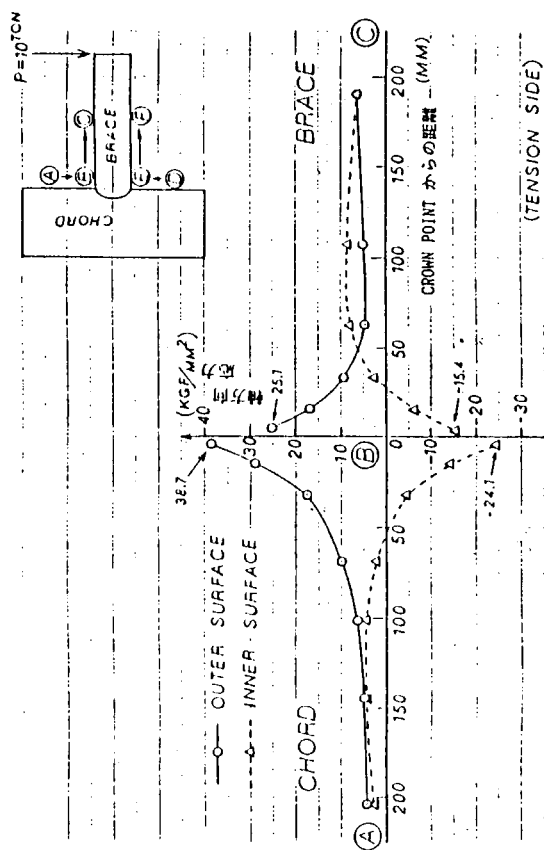


図 2.5.4 CROWN POINT 近傍の応力分布 (TENSION SIDE)

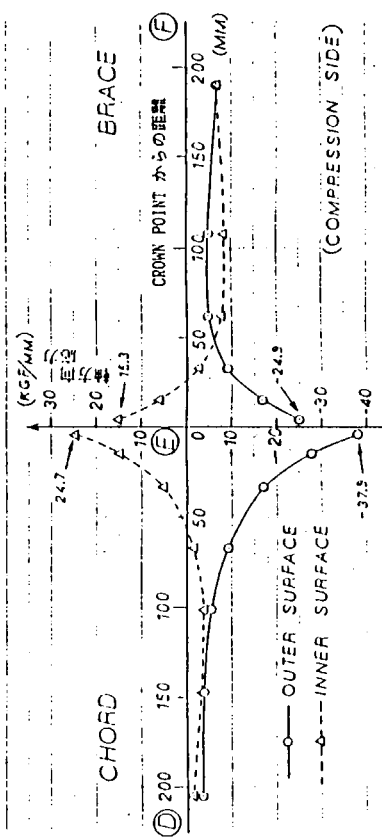


図 2.5.5 CROWN POINT 近傍の応力分布 (COMPRESSION SIDE)

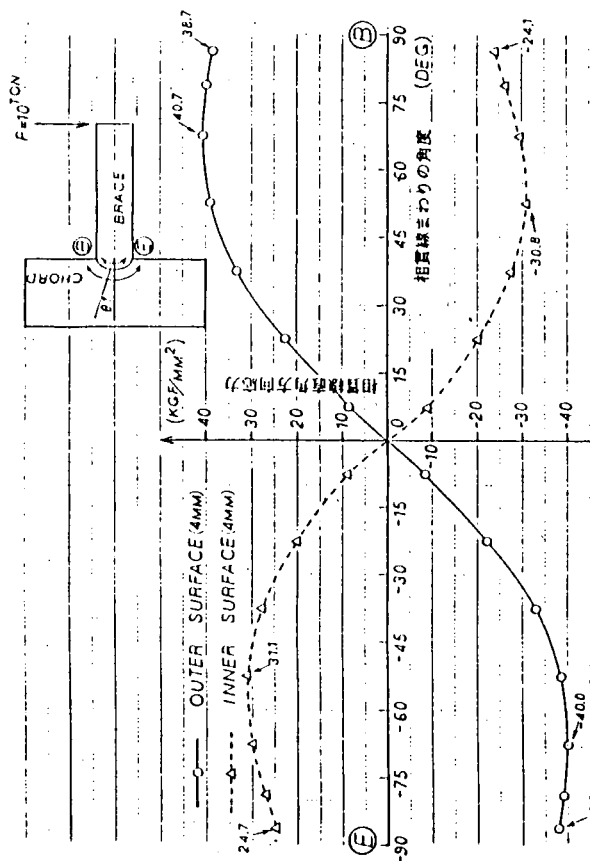


図 2.5.6 相貫線まわりの応力分布 (CHORD 側, 相貫線より 4 mm 位置)

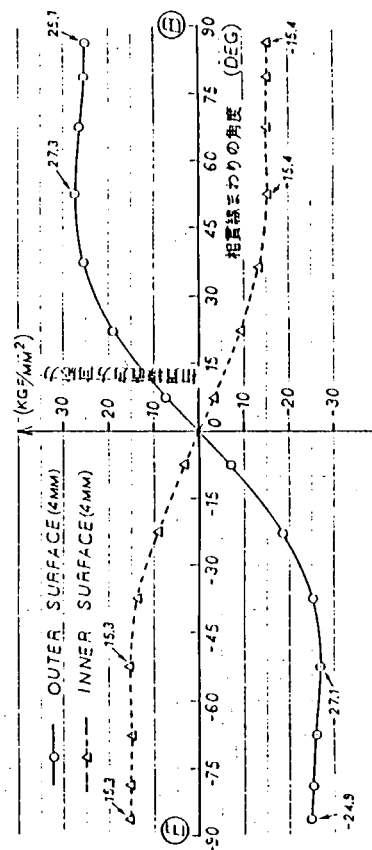
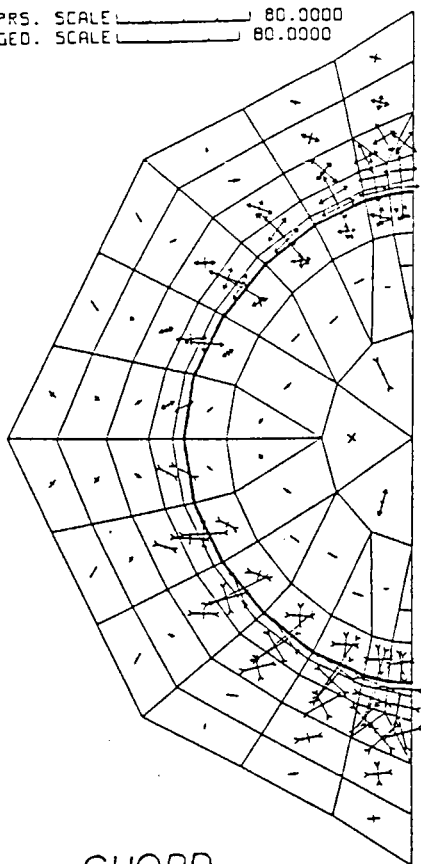


図 2.5.7 相貫線まわりの応力分布 (BRACE 側, 相貫線より 4 mm 位置)

PRS. SCALE: 80.0000
GEO. SCALE: 80.0000



PRS. SCALE: 100.000
GEO. SCALE: 100.000

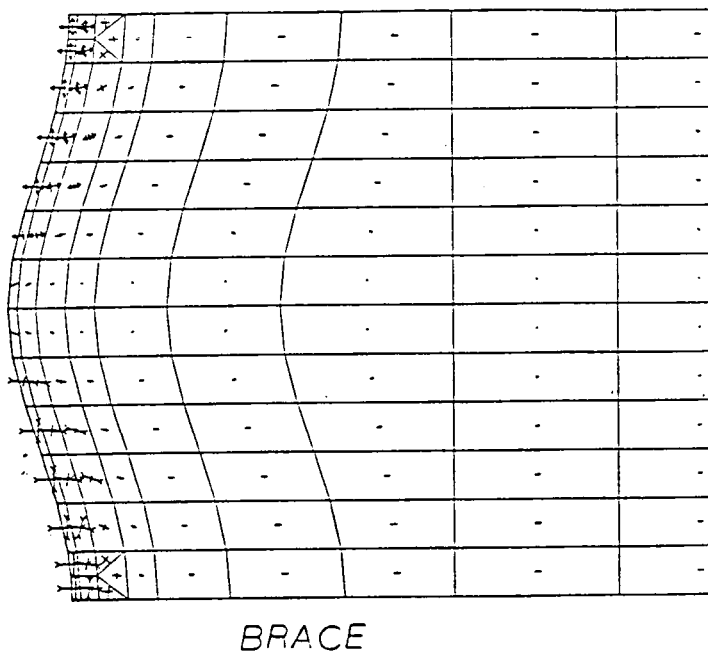
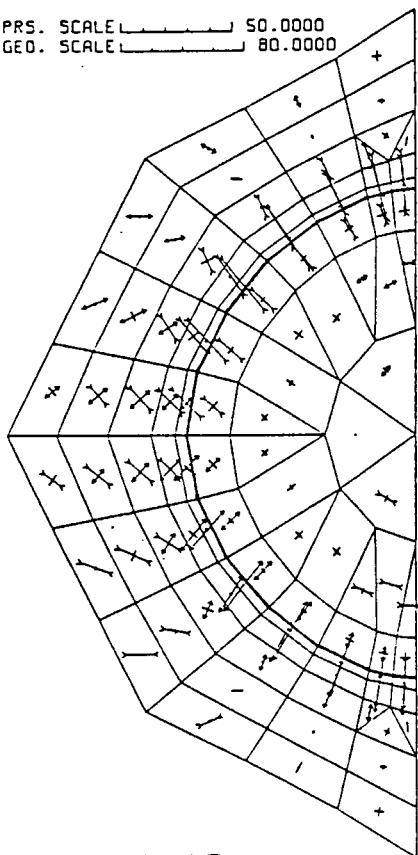


図 2.5.8 相貫線近傍の主応力分布（外面）

PRS. SCALE: 50.0000
GEO. SCALE: 80.0000



PRS. SCALE: 80.0000
GEO. SCALE: 100.000

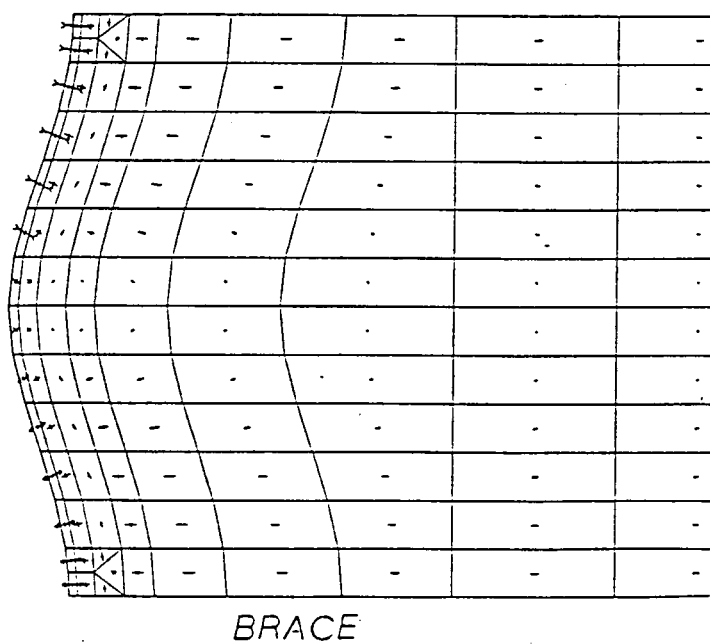


図 2.5.9 相貫線近傍の主応力分布（内面）

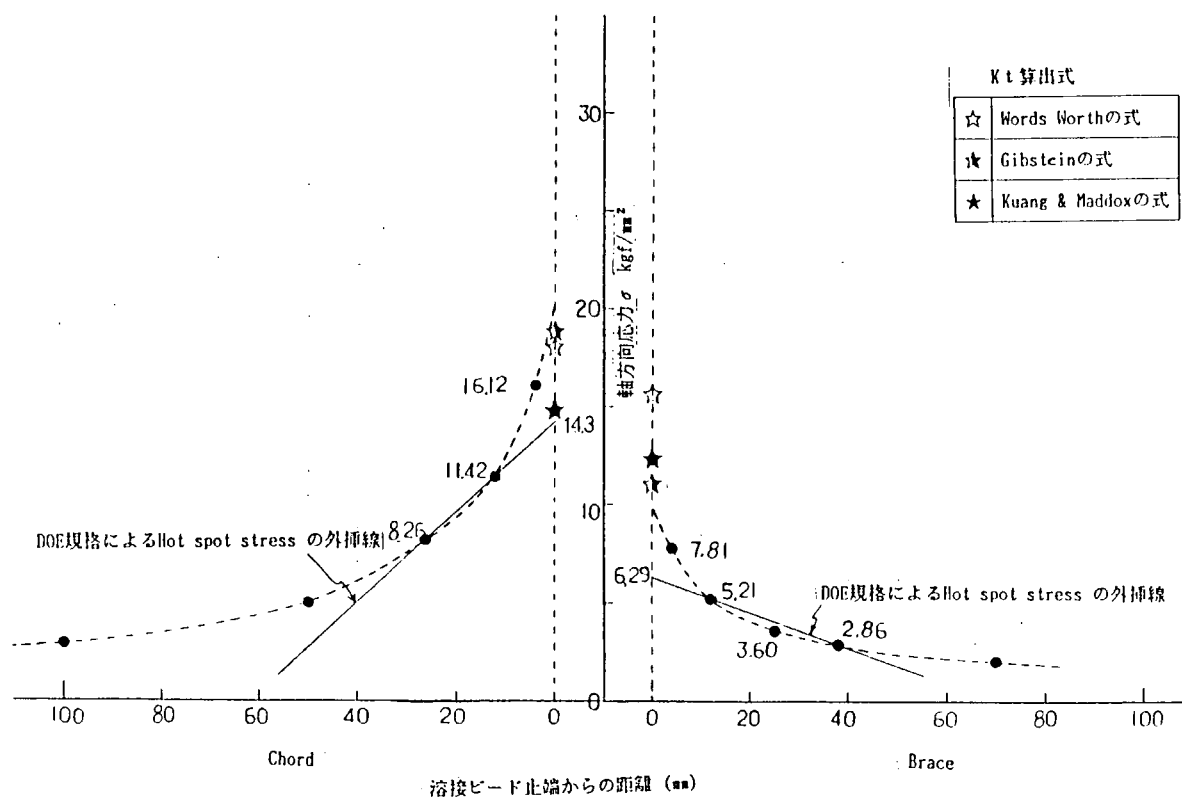
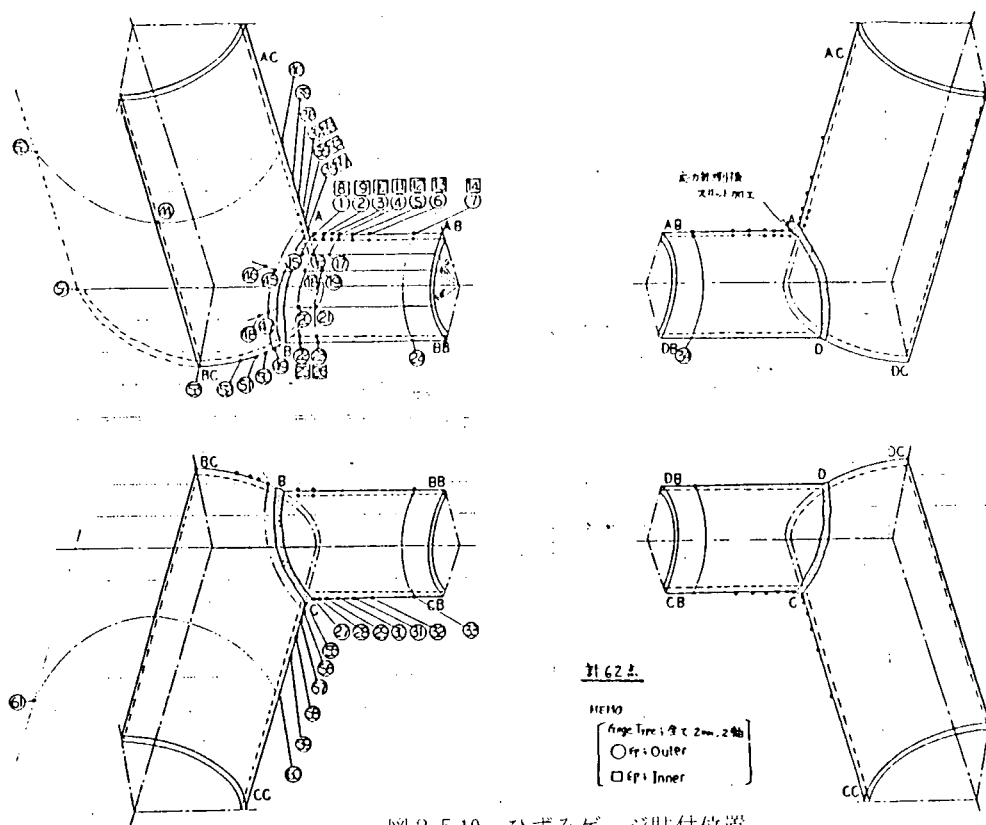


図 2.5.11 Crown point 近傍の応力分布 (測定結果およびKt による推定値) (荷重 5 TON)

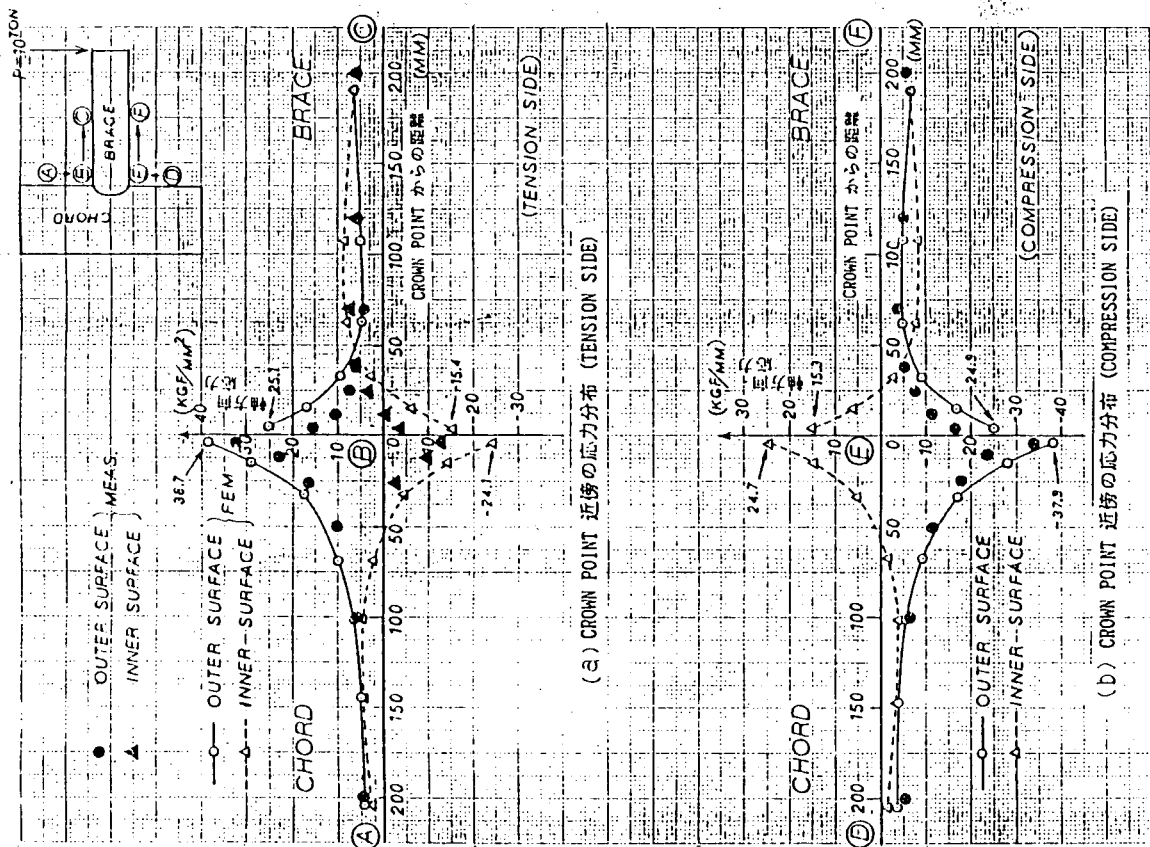


図 2.5.12 構造モデルの FEM 解析結果と測定結果①

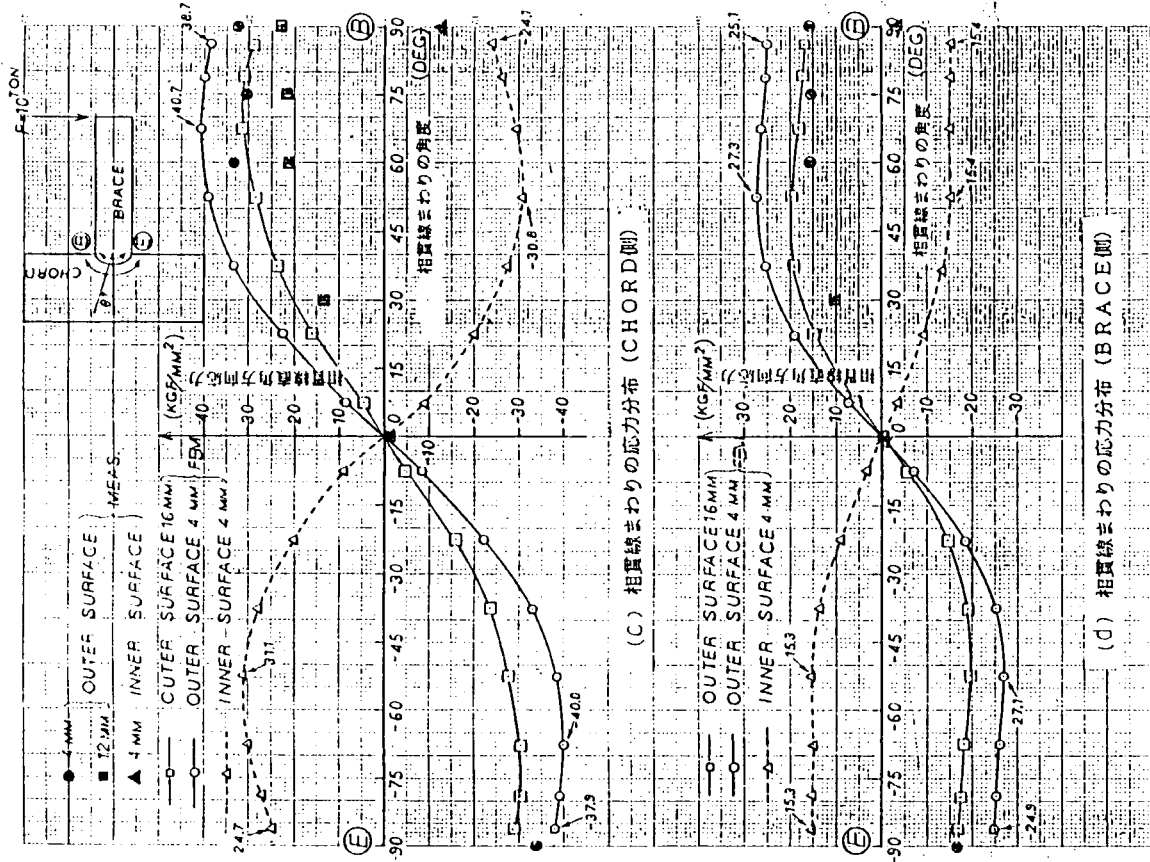


図 2.5.13 構造モデルの FEM 解析結果と測定結果②

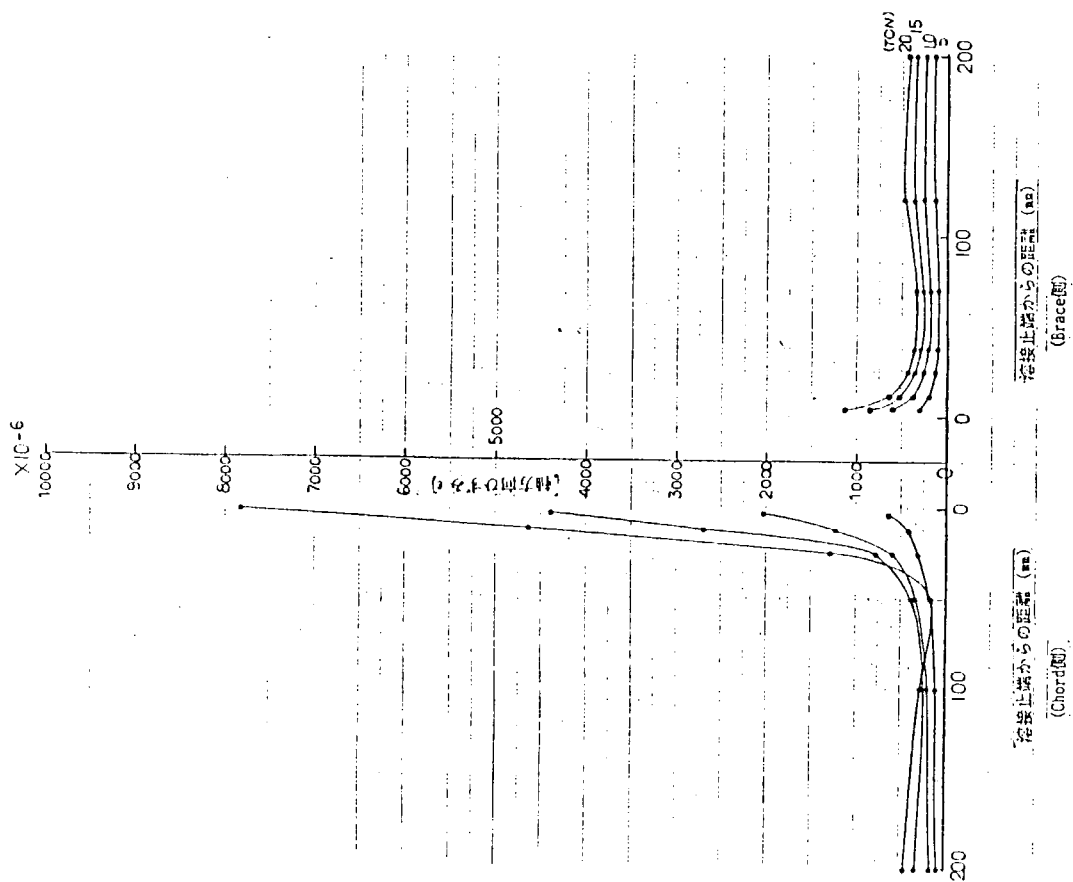
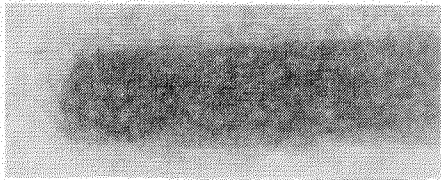
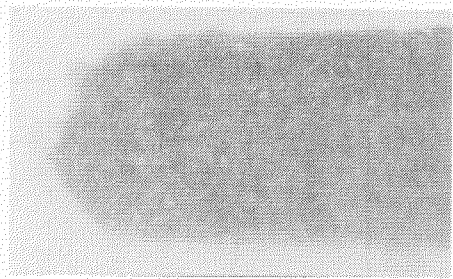
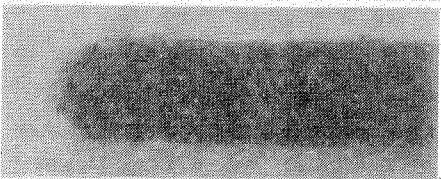
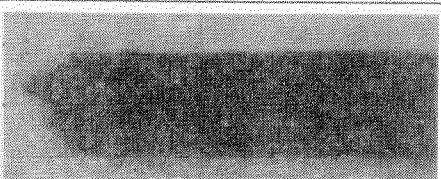
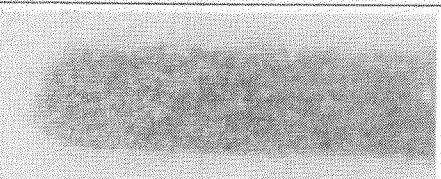
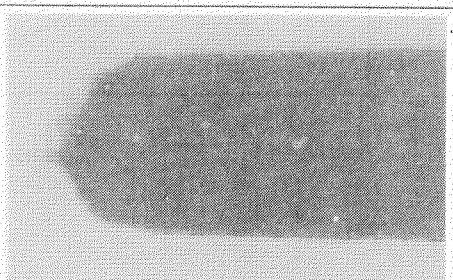
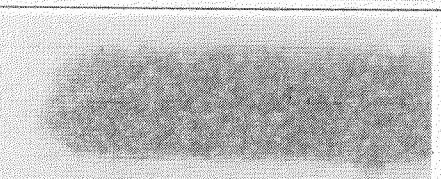
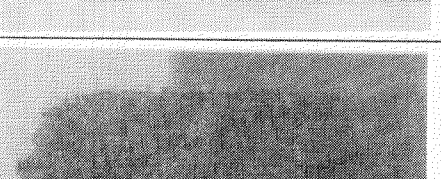
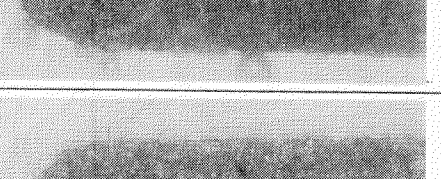


図 2.5.15 荷重-クリップゲージ変位曲線

図 2.5.14 Crown point 近傍のひずみ分布

荷重 (Tonf)	亀裂先端開口状況 ($\times 100$)	荷重 (Tonf)	亀裂先端開口状況 ($\times 100, \times 50$)
0		35	
5			37.5
10			
15		40	
20			41.5
25			43
30			43
32.5			43
			43
			43
			43

X: X50

図 2.5.16 シリコンゴムキャスト法による亀裂先端部の開口状況（最深部）

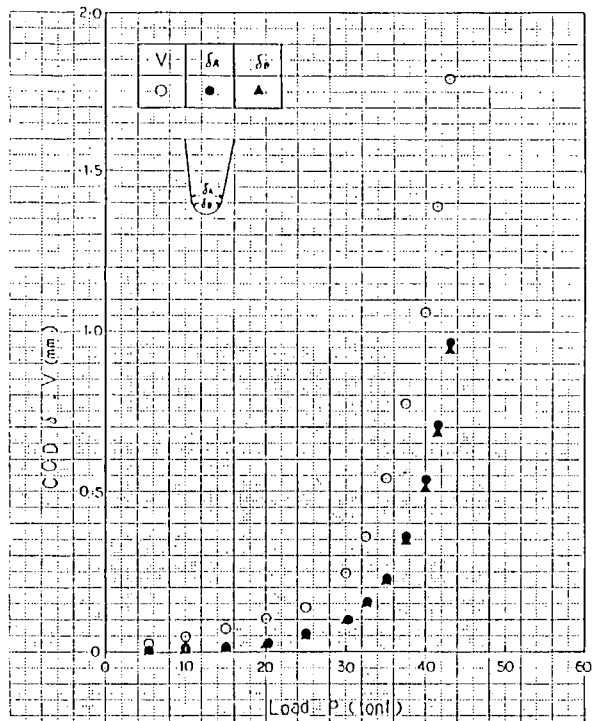


図 2.5.17 スリット開口変位の計測結果

(最深部)

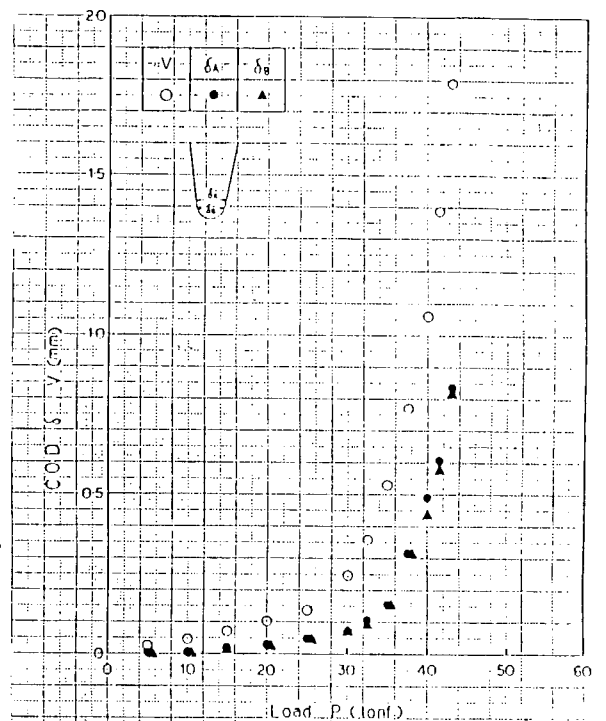


図 2.5.18 スリット開口変位の計測結果

(表面部)

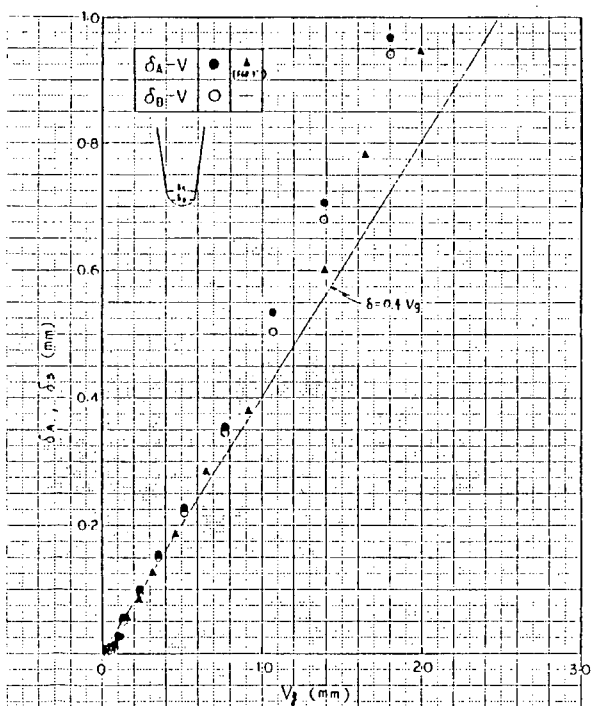


図 2.5.19 表面スリットのスリット先端および表面中央位置の開口変位の関係 (最深部)

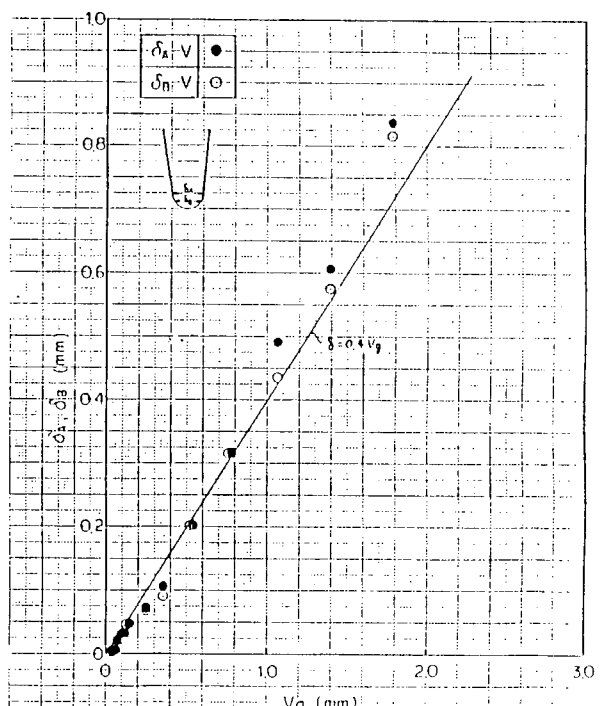


図 2.5.20 表面スリットのスリット先端および表面中央位置の開口変位の関係 (表面部)

2.6 モデル試験体の脆性破壊試験

2.6.1 疲労予き裂の加工

ひずみ計測およびFEM解析結果より、今回製作した鋼管T継手に曲げ荷重が作用した場合に応力集中が最大となるクラウン部の主管側に深さ約2mm、表面長さ約25mmの表面切欠をまず加工した。その後、低温破壊試験と同様の載荷方法にて疲労荷重を加えることにより疲労予き裂を加工した。疲労荷重は荷重制御方式（1～8^{TON}）で繰り返し速さは3Hzである（疲労予き裂の進展状況を把握する目的でピーチマーク操作をした）。疲労予き裂の加工深さは2.5.2節のCTOD計測時の切欠加工深さに合わせることを目標とし、その深さを適宜超音波探傷法（UT）にて計測した。なお、加工された予き裂の寸法はそれぞれの試験体の破面図中に示してある。（図2.6.1，2.6.3，2.6.5を参照）

2.6.2 鋼管T継手モデルの低温破壊試験

As Weldのもの2体およびPWH Tのもの1体の計3体の鋼管T継手モデルについて曲げ荷重による低温破壊試験を行った。基礎継手のCTOD試験結果より試験温度はAWとPWH T 1体ずつを－100℃、残りのAW 1体を－60℃とした。鋼管T継手のCTODは表面切欠中央部に取付けたクリップゲージの計測値を基に前述した室温変形挙動試験で得られたCTOD－クリップゲージ変位のCalibration Curve（図2.5.19）より求めた。

2.6.3 試験結果

3体の鋼管T継手モデルの低温破壊試験結果を表2.6.1にまとめて示す。図2.6.1にAW－1（試験温度－100℃）の破面写真を、また図2.6.2に破壊状況のスケッチ図を示す。同様にAW－2（試験温度－60℃）の破面写真およびスケッチを図2.6.3，図2.6.4に，PWH T（試験温度－100℃）の破面写真およびスケッチを図2.6.5，図2.6.6に示す。

各試験体ともほぼ同様の破壊状況を示している。疲労き裂は表面切欠を含めてはば目標どおり5～6mmの深さとなっているが、表面切欠部の外側にも溶接止端部に沿って深さ約1mm程度の浅い疲労き裂が主管－枝管溶接止端部の約1/3周程度発生している。破壊は表面切欠部の疲労き裂先端から発生してはば溶接止端部に沿って伝播している。破壊起点は主管の突合わせ溶接部の溶接金属のようである。

鋼管T継手モデルの脆性破壊試験により得られたCTOD値を、前述した基礎継手CTOD試験結果（図2.3.14）および実体材の溶接金属でのCTOD試験結果（図2.6.7）中に☆★印で示す。鋼管T継手モデルのCTOD値は三点曲げCTOD試験で得られた実体溶接金属部のCTOD値と良く一致している。

表 2.6.1 パイプT継手脆性破壊試験結果

試験体記号	試験温度 ℃	破壊荷重 P tonf	ブレース応力 σ_{brace} kgf/mm ²	クリップゲージ変位 V_g mm	CTOD δ_c mm
AW－1	－100	12.8	11.2	0.05	0.02
AW－2	－60	31.4	27.5	0.57	0.23
PWH T	－100	19.8	17.3	0.11	0.04

$$*1 \quad \sigma_{\text{brace}} = M / Z - P \ell / \frac{\pi (d_0^4 - d_1^4)}{32 d_0}$$

$$*2 \quad \text{CTOD} ; \delta_c = 0.4 V_g$$

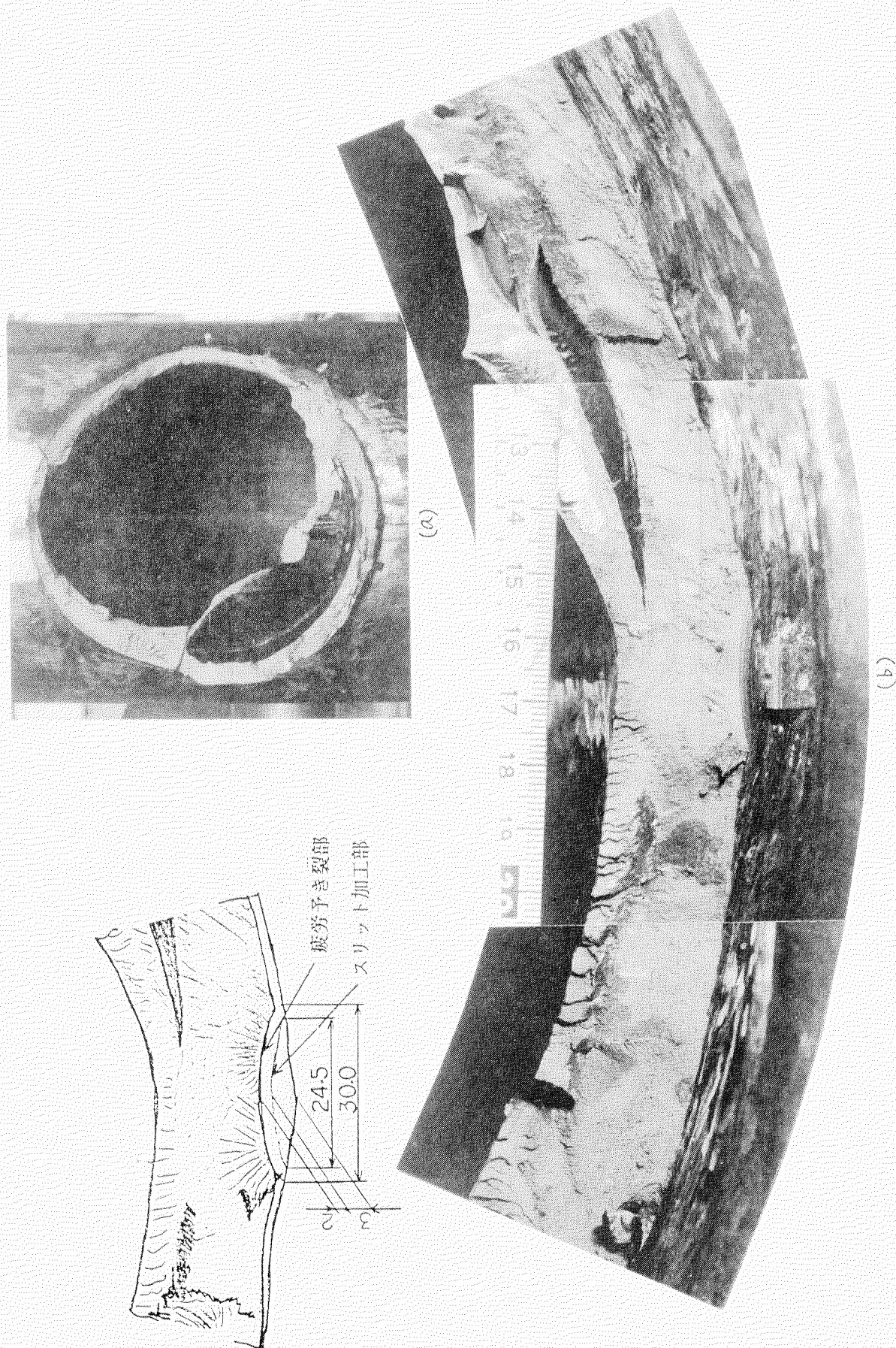
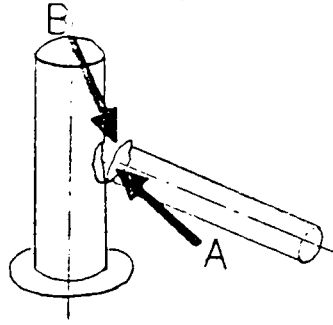
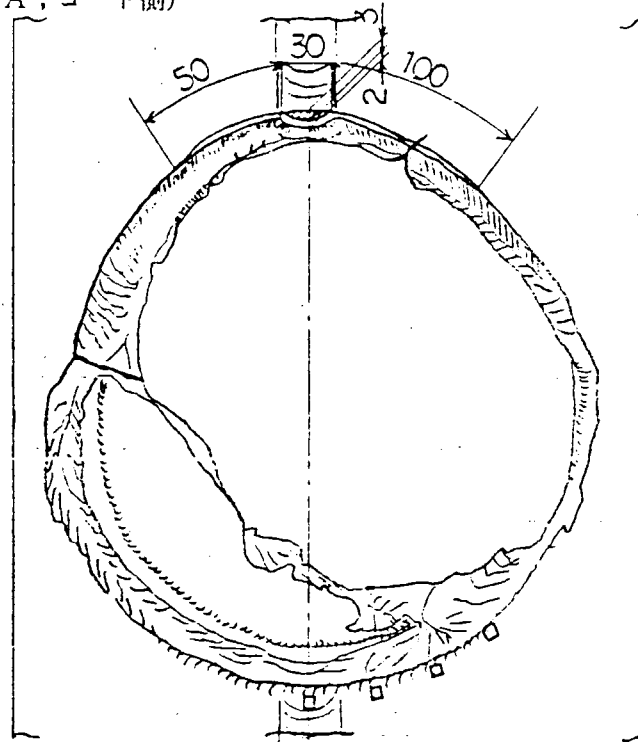


図 2.6.1 パイプ脆性破壊試験の破面写真 (AW-1)。(a)全体写真 (コード側)。(b)切欠部詳細写真 (ブレース側)



(矢視A ; コード側)



(矢視B ; ブレース側)

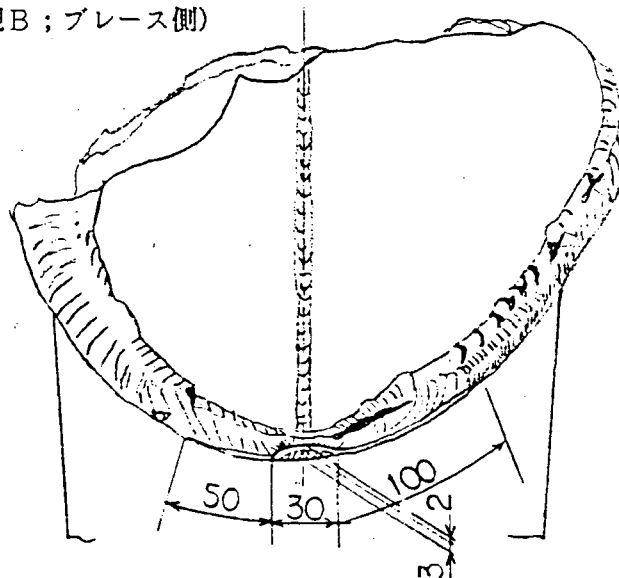
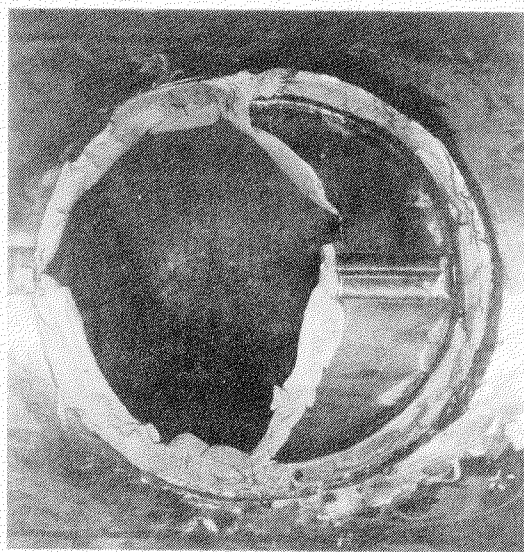
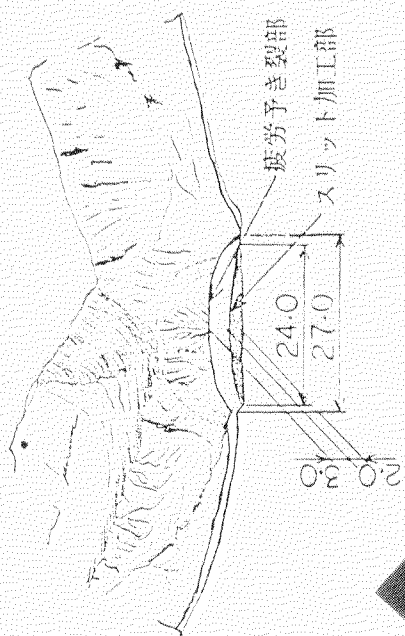


図 2.6.2 パイプT字継手，脆性破壊試験の破壊経路 (AW-1)



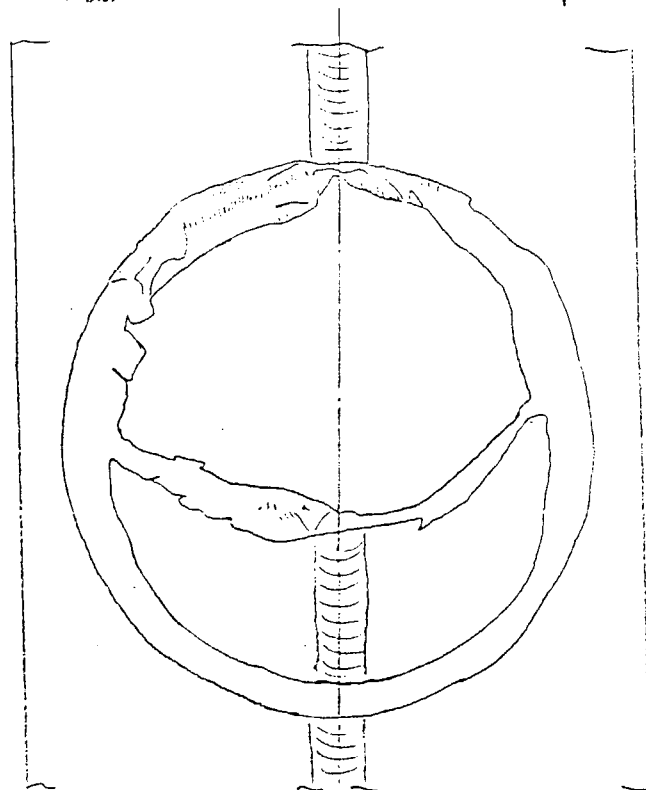
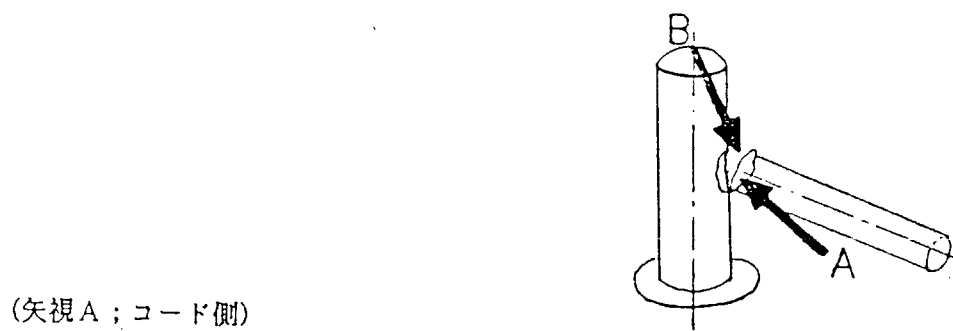
(a)



(b)



図 2.6.3 パイプ継手脆性破壊試験の破面写真 (AW-2), (a) 全体写真 (コード側), (b) 切欠部詳細写真 (ブレース側)



(矢視B ; ブレース側)

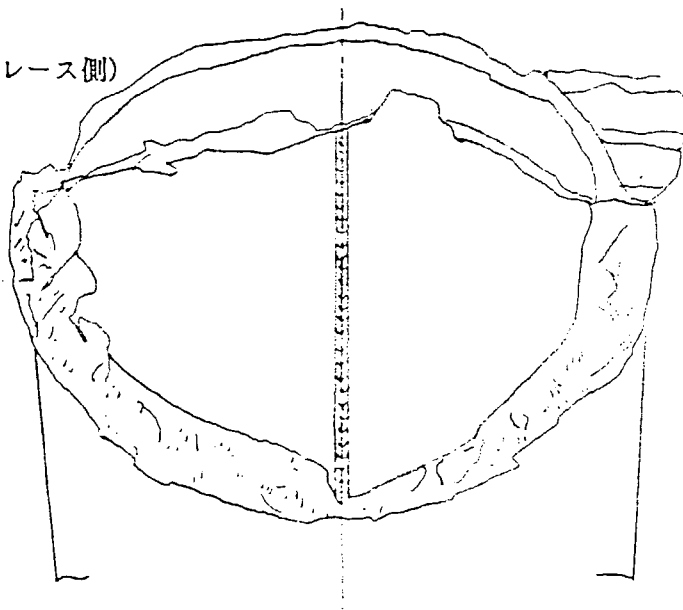


図 2.6.4 パイプT字継手，脆性破壊試験の破壊経路（AW-2）

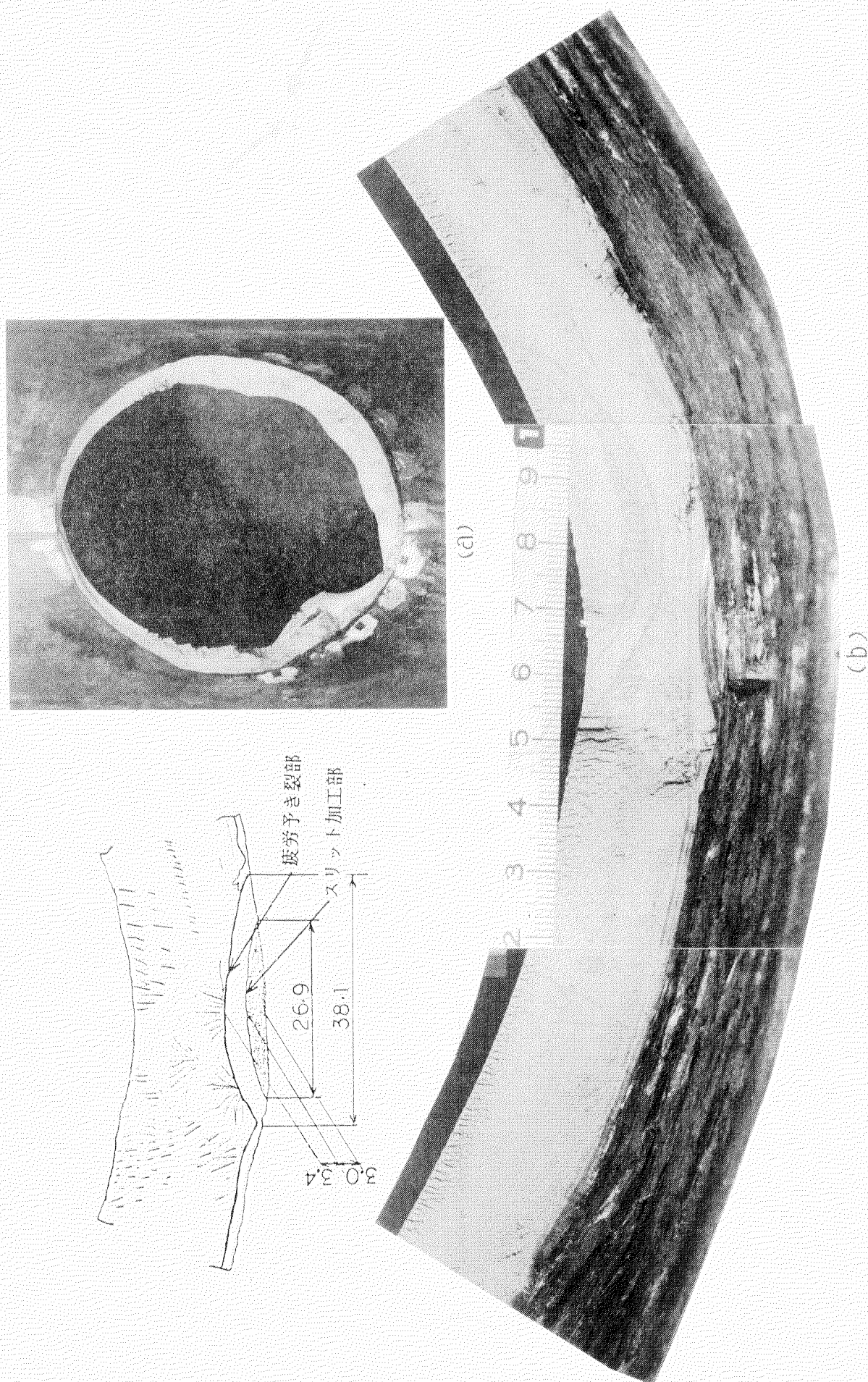
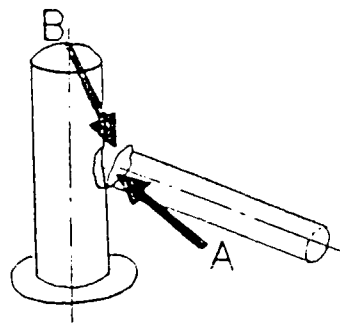
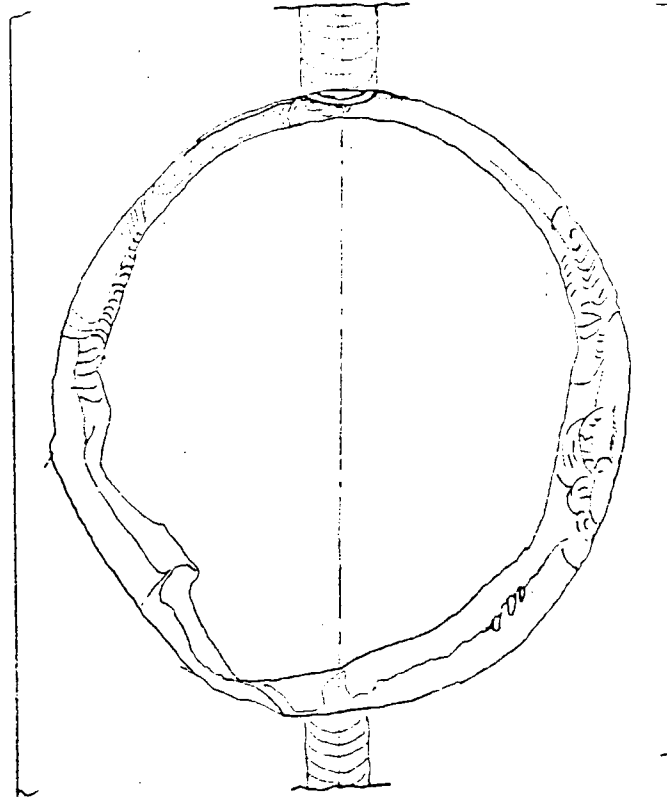


図 2.6.5 パイプ継手脆性破壊試験の破面写真 (PWHT) (a) 全体写真 (コード側), (b) 切欠部詳細写真 (ブレース側)



(矢視A；コード側)



(矢視B；ブレース側)

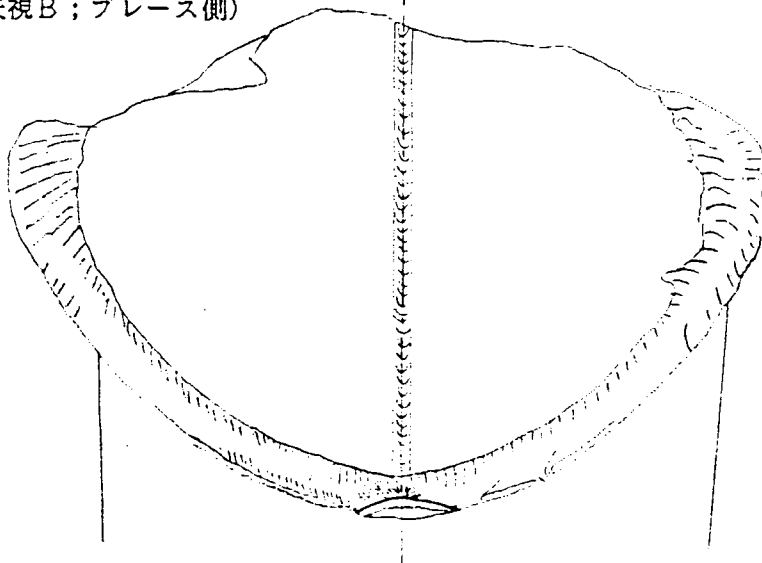


図 2.6.6 パイプT字継手，脆性破壊試験の破壊経路（PWHT）

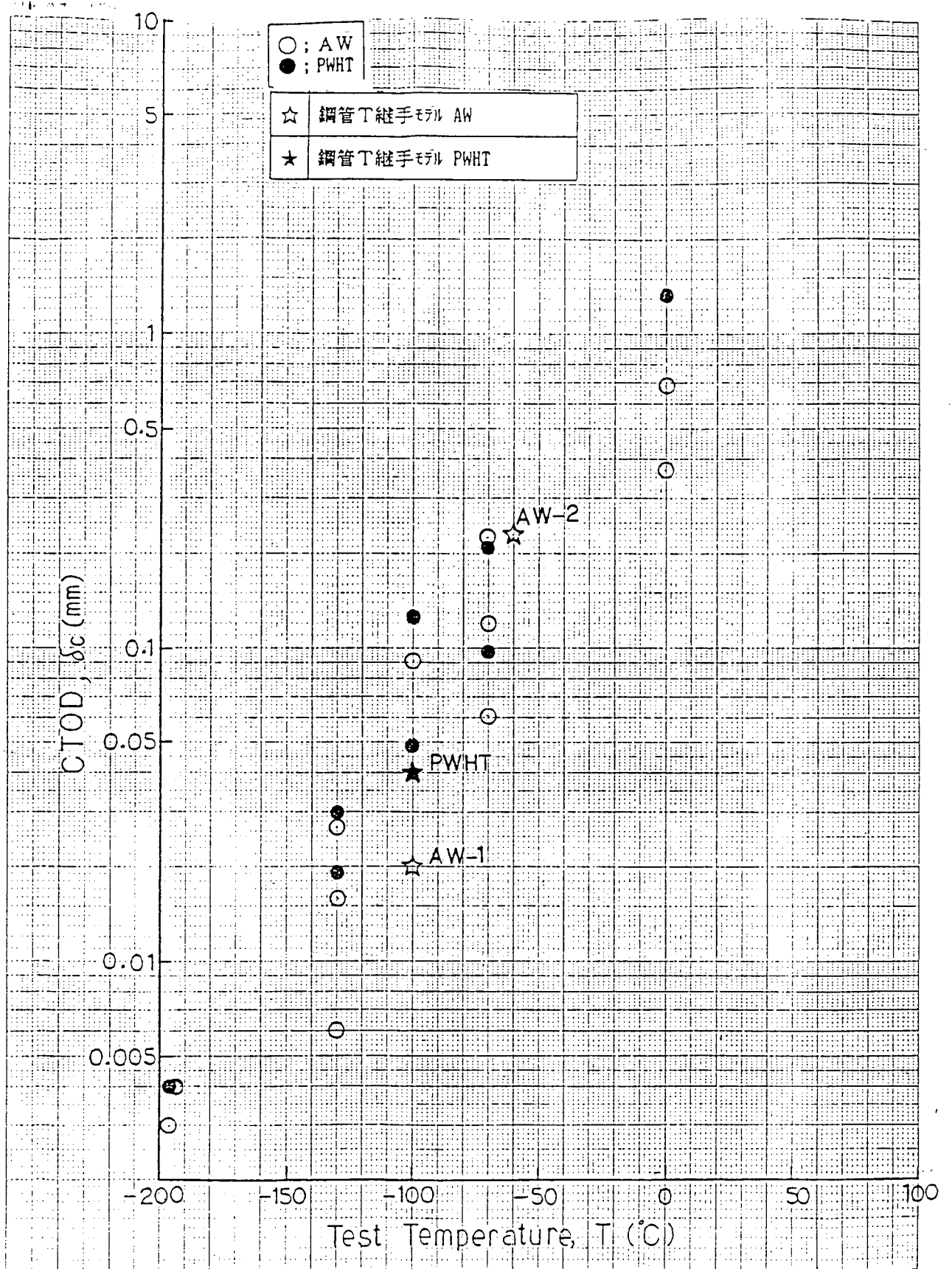


図 2.6.7 CTOD 試験結果〔実体（デボ）〕

2.7 実験結果の考察

2.7.1 クラウン部のひずみ推定

今回の鋼管T継手モデル試験体のクラウン部に発生した弾塑性ひずみを萩原の式を用いて推定する方法を検討する。

萩原の式によると、弾塑性状態のひずみ集中率 K_ϵ は次のように表わされる。

$$K_\epsilon \left\{ \begin{array}{ll} K_t & K_t \cdot \sigma_g \leq \sigma_Y \\ K_t = \frac{\alpha (\sigma_g / \sigma_Y - 1.125 / K_t) (K_t^{\frac{2}{1+n}} \cdot K_t)}{1.125 (1 - \alpha / K_t)} & \sigma_{net} \leq \sigma_Y \leq K_t \cdot \sigma_g \\ K_t^{\frac{2}{1+n}} & \sigma_Y \leq \sigma_{net} \end{array} \right\} \quad (2.7.1.1)$$

$$\epsilon_{Local} = K_\epsilon \cdot \epsilon_{nom} \quad \alpha = \sigma_{net} / \sigma_g$$

K_t : 弾性応力集中係数 n : ひずみ硬化係数

今回の鋼管T継手モデルへの適用に当たり、き裂が部材寸法に比べて十分に小さいことおよび弾性から弾塑性への連続性を考えて以下の数値を採用した。

$$\left. \begin{array}{l} \alpha = 1 \\ \text{定数係数 } 1.125 = 1.0 \end{array} \right\} \quad (2.7.1.2)$$

計算を用いた σ_g , K_t , σ_Y は以下の通り定めた。

$$\sigma_g = \frac{PL}{Z} = \frac{8.72 \text{ kg f} / \text{mm}^2}{10^{\text{TON}}} \quad (\text{鋼管T継手枝管の公称曲げ応力 } \sigma_{nom}) \quad (2.7.1.3)$$

K_t 算出のための σ_{Local} としては、弾性状態である $P = 5^{\text{TON}}$ 時の溶接止端部より4mm離れた位置の応力16.12 kg f / mm²を用いて算出した。

$$K_t = \frac{\sigma_{Local}}{\sigma_{nom}} = \frac{\sigma_{(4 \text{ mm})}}{\sigma_{nom}} = \frac{16.12 \times 2}{8.72} = 3.70 \quad (2.7.1.4)$$

σ_Y は室温の丸棒引張試験結果より次の値を用いた。

$$\sigma_Y = 42 \text{ kg f} / \text{mm}^2 \quad (2.7.1.5)$$

計算結果を図2.7.1に示す($\sigma_R = 0 \text{ kg f} / \text{mm}^2$ の線)。測定結果と推定結果はあまり良い対応を示していない。なお、図2.7.1中のmeasuredは溶接止端部より4mm離れた位置のひずみゲージの値を、またextrapolatedは溶接止端部より12mm, 26mm離れた位置のひずみゲージの値より外挿して求めたものである(図2.7.2参照)。

推定値に対して測定値が高くなった理由を以下のように考える。

弾塑性ひずみ測定に用いた鋼管T継手モデルはPWH T処理を施していないAW状態のため、クラウン部など溶接線近傍には高い溶接残留応力が存在する。このため、残留応力のない場合より低い作用応力で降伏することになり、残留応力を考慮していない推定値より高い値となりうる。

そこで、(2.7.1.1)の推定式において残留応力を考慮する方法を検討する。いま、クラウン部に σ_R なる溶接残留応力が存在すると仮定すると、この状態は

$$\sigma_{nR} = \frac{\sigma_R}{K_t} \quad (2.7.1.6)$$

なる公称応力 σ_{nR} が作用している場合と同様と考えられる。そこで、曲げ荷重により負荷される公称応力 σ_{nom} に、溶接残留応力による公称応力 σ_{nR} (公称溶接残留応力と呼ぶ)を加えたものを σ_g として採用し、ひずみを推定する。

$$\sigma_g = \sigma_{nom} + \sigma_{nR} \quad (2.7.1.7)$$

これに対し、ひずみゲージにより測定した値は既に残留応力が作用した状態を $\epsilon = 0$ として測定しているため、ひずみゲージ値に対応する推定値 ϵ'_{Local} としては (2.7.1.7) 式の σ_g を用いて (2.7.1.1) 式にて算出した値から溶接残留応力によるひずみ ϵ_R を引いたものとなる。

$$\epsilon'_{Local} = \epsilon_{Local} - \epsilon_R \quad (2.7.1.8)$$

ϵ_R としては残留応力をヤング率で除したものを採用した。

$$\epsilon_R = \sigma_R / E \quad (2.7.1.9)$$

以上の考えにより、溶接残留応力を考慮してひずみを推定した結果を図 2.7.1 中に $\sigma_R = 28.7 \text{ kg f / mm}^2$, $\sigma_R = 42 \text{ kg f / mm}^2$ の線で示す。

ここで、採用した残留応力値は

① 材料の降伏点相当と考えて $\sigma_Y = 42 \text{ kg f / mm}^2 = \sigma_R$ とする。

② 溶接止端部より 4 mm 離れた位置の荷重-ひずみ線図 (図 2.7.3) より $P = 5^{\text{TON}}$ 時を弾性限界と考え、この時のひずみ $\epsilon = 631 \times 10^{-6}$ を降伏ひずみ ϵ_Y より引いたものを溶接残留ひずみ ϵ_R とし、この ϵ_R にヤング率をかけたものを σ_R とする ($\sigma_R = 28.7 \text{ kg f / mm}^2 = 0.68 \sigma_Y$)。

の 2 つの考え方により仮定したものである。

図 2.7.1 より溶接残留応力 $\sigma_R = 28.7 \text{ kg f / mm}^2$ 程度を仮定した推定値が実測値と良い対応を示している。また、溶接残留応力として降伏応力を仮定した場合は、実測値よりやや安全側の推定値となっている。

2.7.2 破壊荷重の推定

前項にて検討したひずみ推定曲線および以下に示す C T O D デザインカーブを用いて鋼管 T 継手モデルの破壊荷重を推定する。

$$\frac{\delta}{\epsilon_Y \cdot \bar{a}} = \begin{cases} 2 (\epsilon / \epsilon_Y)^2 & \epsilon / \epsilon_Y \leq 1.0 \\ 3.5 \epsilon / \epsilon_Y - 1.5 & \epsilon / \epsilon_Y \geq 1.0 \end{cases} \quad (2.7.2.1)$$

なお、 $\bar{a}$ としては各モデル試験体実際に挿入されていた疲労予き裂の形状寸法を基にクラウン部止端より 4 mm の位置における主管内外面のひずみゲージによる応力値を用いて表 2.7.1 に示すとおり算出した。また、限界 C T O D 値としては、各モデル試験体に装着したクリップゲージ変位より実測された破断時 C T O D 値および 3 点曲げ C T O D 試験結果 (実体材) の推定下限値 (表 2.7.2) の 2 種類を用いた。

(1) 残留応力の影響を考慮しない場合

(2.7.2.1) 式および前項の検討結果より測定結果と最も良い対応を示している $\sigma_R = 28.7 \text{ kg f / mm}^2$ のひずみ推定線を用いて破壊荷重を推定した。その結果を各モデル試験体の破断時 C T O D 値を用いて求めたものについて図 2.7.4. に中に、3 点曲げ C T O D 試験結果 (実体材) の下限値を用いて求めたものを図 2.7.5 中に、それぞれ A W ◇, P W H T ☆ の記号で示す。推定値と測定値は概ね良い対応を示しているが、A W - 2 についてはモデル試験体の C T O D 値を用いた値が測定値よりかなり大きな値となっている。

(2) 残留応力の影響を考慮した場合

前項の検討結果からも明らかなように、今回用いたモデル試験体には高い溶接残留応力が存在しているが、(1) 項の推定にはこの影響が考慮されていない。そこで、以下のように溶接残留応力による C T O D 値 δ_R を求め、これを作用応力による C T O D 値 δ に加算して評価する方法を用いて A W 試験体の破壊荷重を推定した。

$$\delta_R = (1 - \nu^2) K_R^2 / 2 E \sigma_Y, K_R = \delta_R \sqrt{\pi \bar{a}} \quad (2.7.2.2)$$

$$\delta + \delta_R = \delta_C \quad (2.7.2.3)$$

ここで、残留応力としては前項の検討において測定値と最も良い対応を示した $\sigma_R = 28.7 \text{ kg f / mm}^2$ を採用した。

その結果を各モデル試験体の破断時のCTOD値を用いて求めたものについて図2.7.4中に、3点曲げCTOD試験結果（実体材）の下限值を用いて求めたものを図2.7.5中に◆の記号で示す。(1)項の結果より若干安全側の推定結果となっているが、AW-2のモデル試験体のCTOD値を用いたものについては、依然として測定値よりかなり大きな値となっている。この理由としては、ひずみ推定精度上の問題および破壊靱性値のバラツキ等が考えられる。また、PWH T試験体についてはPWH T処理により残留応力はかなり解放されていると考えられるため δ_R による補正は必要ないと考えられるが、(1)項ではひずみ推定線として $\sigma_R = 28.7 \text{ kg f / mm}^2$ のものを用いており、ひずみ推定において残留応力を考慮したものとなっている。そこで、 $\sigma_R = 0 \text{ kg f / mm}^2$ のひずみ推定線を用いてPWH T試験体の破壊荷重の推定を行った。その結果を各モデル試験体の破断時CTOD値を用いて求めたものについて図2.7.4に、3点曲げCTOD試験結果（実体材）の下限值を用いたものを図2.7.5に★の記号で示す。(1)項で求めた値よりも高い推定精度となっている。

以上の推定結果をまとめて表2.7.3，2.7.4に示す。これらの表および図2.7.5から残留応力を考慮することにより、3点曲げCTOD試験結果の下限值を用いて鋼管T継手モデルの破壊荷重を推定できることが明らかとなった。

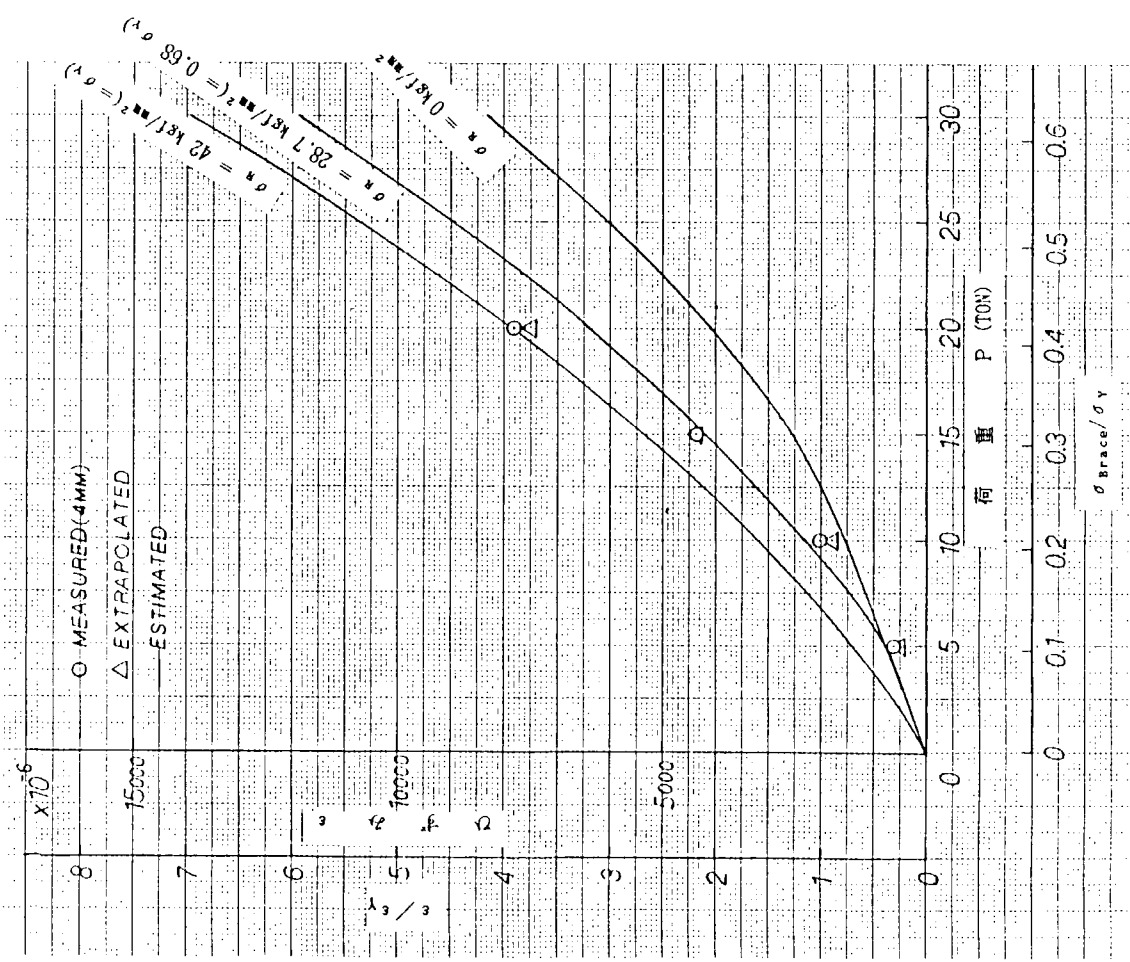


図 2.7.1 クラウン部のひずみ推定結果

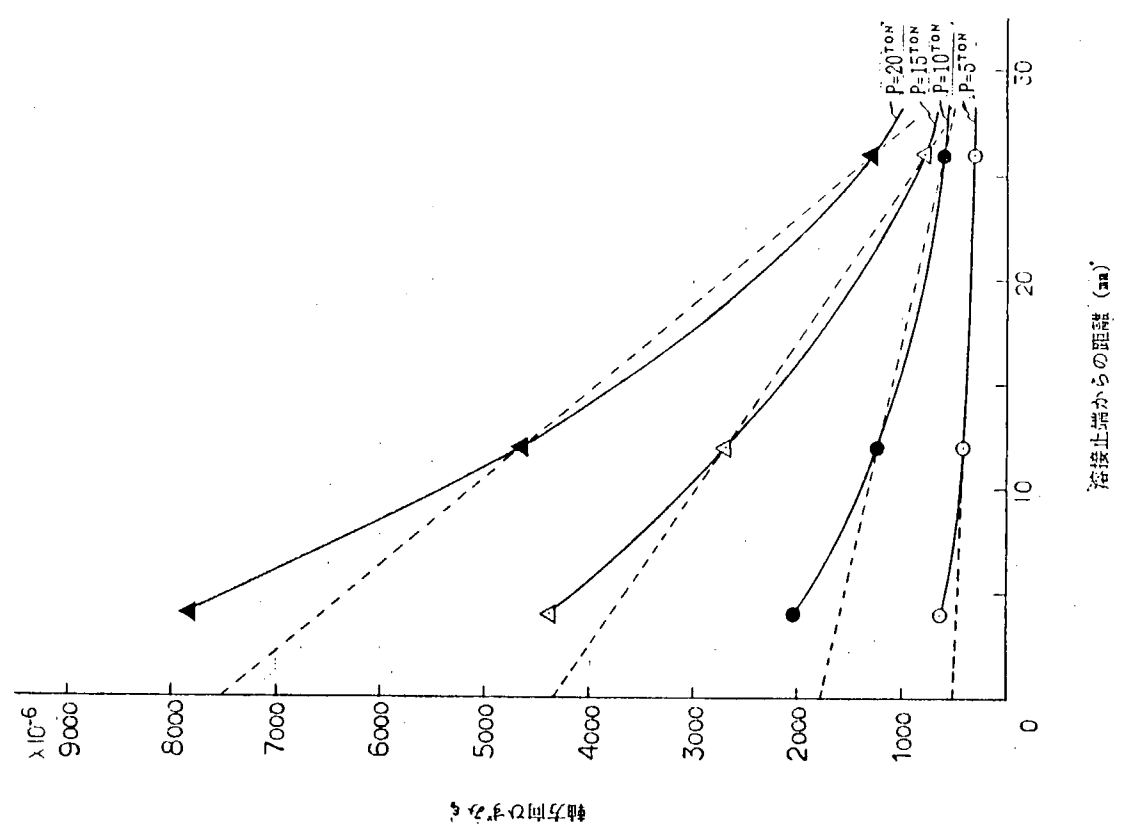


図 2.7.2 Crown point 近傍のひずみ分布 (拡大図)

表 2.7.1 き裂特性寸法 a および δ_R

試験体	き裂形状		$\bar{a}$ mm	残留応力による δ_R ($\sigma_R = 28.7 \text{ kgf/mm}^2$)
	a mm	2C mm		
AW-1	5.0	30.0	3.42	0.0034
AW-2	5.0	27.0	3.23	0.0036
PWHT	6.4	38.1	4.02	—

* K値算出式はJ.C.Newmanのものを用いた。

表 2.7.2 3点曲げCTOD試験下限値 (実体材)

温度	CTOD下限値 mm	
	AW	PWHT
-100℃	0.0195	0.044
-60℃	0.09	0.135

表 2.7.3 AW試験体の破壊荷重推定結果

試験体	破壊荷重 TON	推定荷重 TON		
		残留応力考慮せず 実体	CTOD試験 実体	残留応力考慮 CTOD試験
AW-1	12.8	12.7	12.5	11.8
AW-2	31.4	48.0	26.7	47.2
				26.3

表 2.7.4 PWHT試験体の破壊荷重推定結果

試験体	破壊荷重 TON	推定荷重 TON		
		$\sigma_R = 28.7 \text{ kgf/mm}^2$ による 実体	$\sigma_R = 0.007$ による CTOD試験 実体	CTOD試験
PWHT	19.8	14.3	14.8	20.1
				20.7

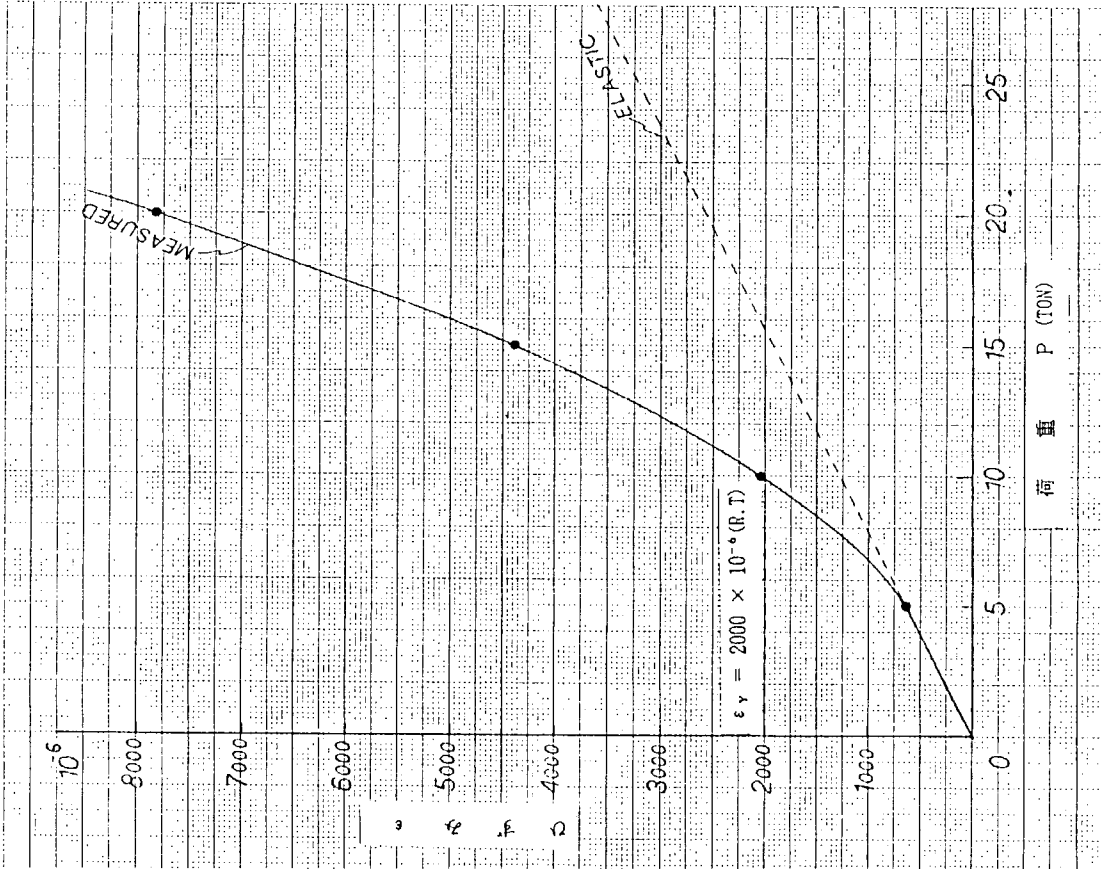


図 2.7.3 クラウソン部止端より4 mm位置の荷重-ひずみ線図
(測定値)

AW { ◇ 残留応力考慮せず
 ◆ 残留応力考慮

PWHT { ☆ $\sigma_R = 28.7 \text{ kgf/mm}^2$ のひずみ推定線を用いた場合
 ★ $\sigma_R = 0 \text{ kgf/mm}^2$ のひずみ推定線を用いた場合

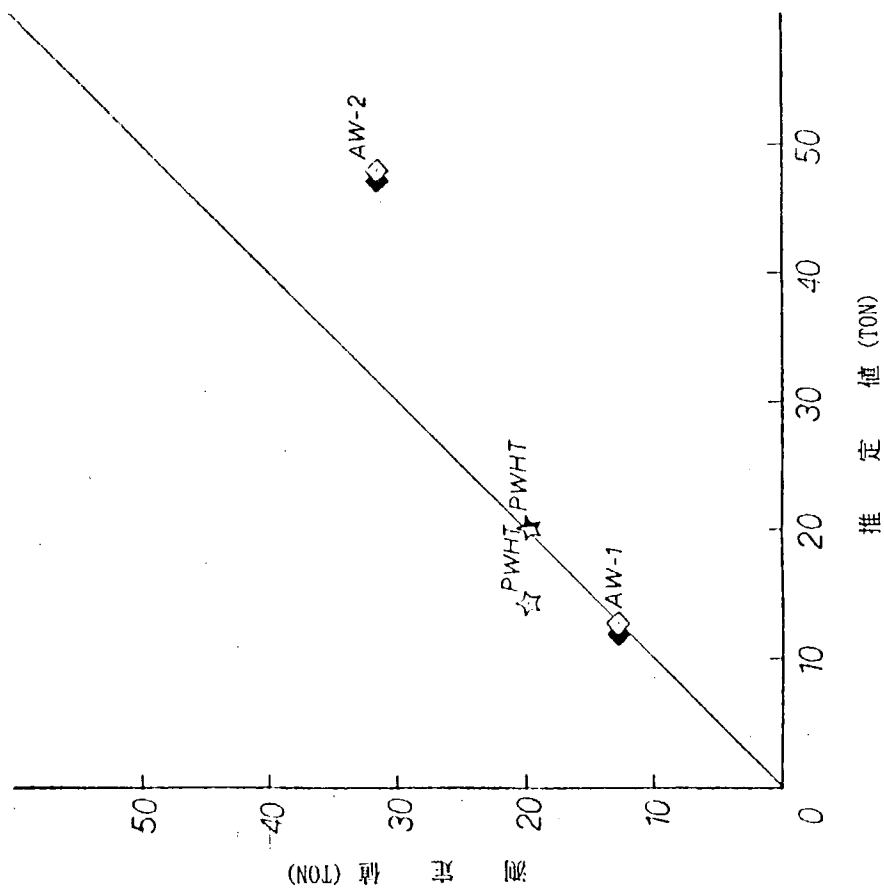


図 2.7.4 破壊荷重の推定（鋼管T継手のCTOD値を用いた場合）

AW { ◇ 残留応力考慮せず
 ◆ 残留応力考慮

PWHT { ☆ $\sigma_R = 28.7 \text{ kgf/mm}^2$ のひずみ推定線を用いた場合
 ★ $\sigma_R = 0 \text{ kgf/mm}^2$ のひずみ推定線を用いた場合

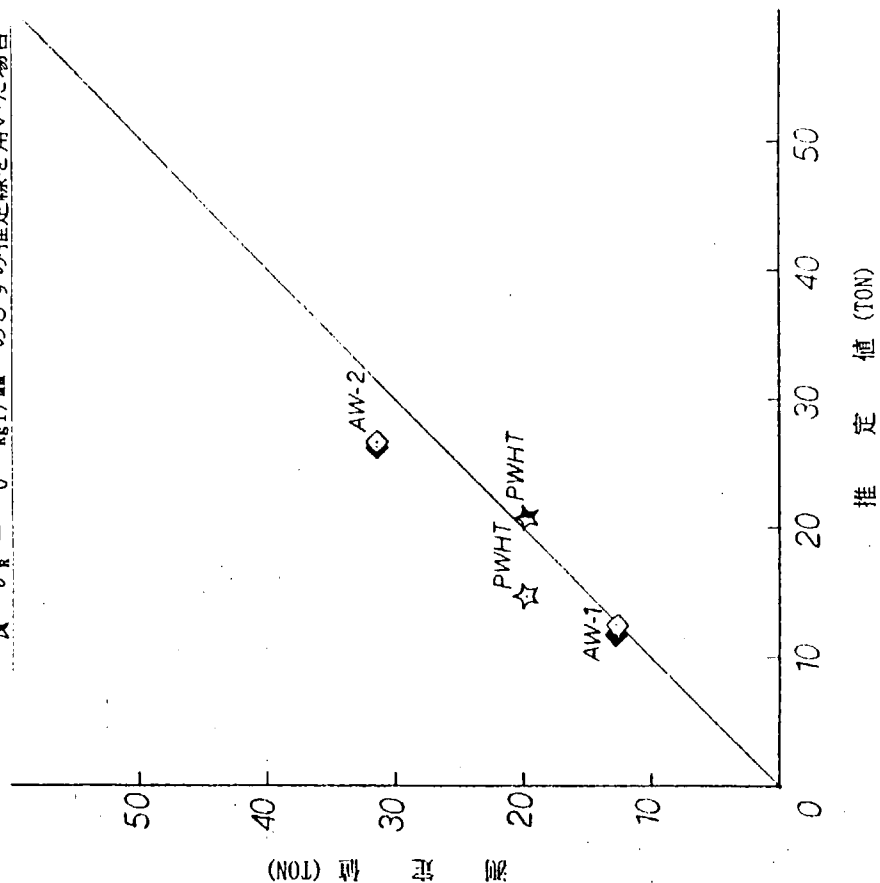


図 2.7.5 破壊荷重の推定（3点曲げCTOD試験によるCTOD値を用いた場合）

2章 付録 鋼管下継手の脆性破壊試験データ

付表 2.1.1 丸棒引張試験結果 (AR)

MITSUBISHI HEAVY INDUSTRIES, LTD.
HIROSHIMA TECHNICAL INSTITUTE

Name of Equipment S.R.195 丸棒引張試験機
Order No. 862101/037000

TEST RESULT (for General Test)

Date of Test 01.11.19
Sheet No. 13657-1

Requirements		Test Specimen			Tension Test					Bending Test		Impact Test	Hardness Test	Result
		Gauge Length	Size (Dia)	Area	Actual Load	Yield Point	Tensile Strength	Elongation	Reduction of Area	R.D.	Angle	Charpy	Brinell	
		mm	mm	mm ²	kgf	kgf/mm ²	kgf/mm ²	%	%	mm	mm	kgf-m	min. max.	
Test Mark	Material Grade					min. max.	min. max.	min. max.	min. max.			min. max.		
AS-1	HR36	50.0	9.99	78.4	(3390)3880 4100	(43.2) 49.5	52.3	32.0	70.6		18°C			
AS-8	"	"	10.0	78.5	(3310)3730 4020	(42.2) 47.5	51.2	33.0	77.5		"			
AS-2	"	"	10.0	78.5	(7030)8310 8310	(89.6) 105.9	105.9	29.4	51.7		-100°C			
AS-5	"	9.99	78.4		(7240)8220 8220	(92.0) 104.8	104.8	26.0	49.8		"			
AS-3	"	"	10.0	78.5	(4530)5130 5310	(57.7) 65.4	67.6	21.0	67.5		-150°C			
AS-6	"	"	10.0	78.5	(5380)6070 6070	(68.5) 77.3	77.3	28.0	68.6		"			
AS-4	"	9.99	78.4		(4450)5130 5130	(56.8) 65.4	65.4	33.0	70.2		-100°C			
AS-7	"	"	10.0	78.5	(4000)4480 4770	(51.0) 57.1	60.8	34.0	72.9		-70°C			
Description ()内の数値は、下降伏点。					Heat Treatment									
					Impact Test Temp. Type					Machine No. Tension : Bending : T-2321 Impact : I-74001 Hardness : H-770661				

We hereby certify that the material described herein has been made in accordance with the requirement of the specification.

for S. Kuroda
Manager of Experiment Laboratory

Surveyor

U&H 2502

付表 2.1.2 丸棒引張試験結果 (SR)

MITSUBISHI HEAVY INDUSTRIES, LTD.
HIROSHIMA TECHNICAL INSTITUTE

Name of Equipment S.R.195 丸棒引張試験機
Order No. 862101/037000

TEST RESULT (for General Test)

Date of Test 01.11.19
Sheet No. 13657-2

Requirements		Test Specimen			Tension Test					Bending Test		Impact Test	Hardness Test	Result
		Gauge Length	Size (Dia)	Area	Actual Load	Yield Point	Tensile Strength	Elongation	Reduction of Area	R.D.	Angle	Charpy	Brinell	
		mm	mm	mm ²	kgf	kgf/mm ²	kgf/mm ²	%	%	mm	mm	kgf-m	min. max.	
Test Mark	Material Grade					min. max.	min. max.	min. max.	min. max.			min. max.		
SR-1	HR36	50.0	10.0	78.5	(3280)3360 4010	(41.8) 42.8	51.1	32.6	73.7		18°C			
SR-8	"	"	10.0	78.5	(3200)3380 3980	(40.8) 43.1	50.7	31.0	75.5		"			
SR-2	"	9.98	78.2		(7000)8350 8350	(89.5) 106.8	106.8	27.6	53.3		-100°C			
SR-4	"	"	10.0	78.5	(7200)8210 8210	(91.7) 104.6	104.6	26.0	51.1		"			
SR-3	"	9.99	78.4		(4810)5630 5630	(61.4) 71.3	71.3	21.8	70.1		-150°C			
SR-5	"	9.98	78.2		(4980)5520 5520	(63.7) 70.6	70.6	25.4	64.7		"			
SR-6	"	"	10.0	78.5	(3900)4370 4630	(49.7) 55.7	59.0	35.0	72.0		-70°C			
SR-7	"	9.99	78.4		(3830)4340 4670	(48.9) 55.4	59.6	35.0	75.6		"			
Description ()内の数値は、下降伏点。					Heat Treatment									
					Impact Test Temp. Type					Machine No. Tension : Bending : T-2321 Impact : I-74001 Hardness : H-770661				

We hereby certify that the material described herein has been made in accordance with the requirement of the specification.

for S. Kuroda
Manager of Experiment Laboratory

Surveyor

U&H 2502

付表 2.2.1 2mmV シャルピー衝撃試験結果 (母材)

供試材	試験温度 (℃)	吸収エネルギー (kgf-m)	脆性破面率 (%)
SRシリーズ	-140	0.28	100
	-120	0.64	100
	-120	1.10	95
	-100	2.86	75
	-100	14.3	45
	-100	0.73	95
	-100	3.42	95
	-80	21.6	15
	-80	29.6	0
	-80	25.2	10
	-60	29.0	0
	-60	29.2	0
	-10	27.5	0
	0	28.7	0
	20	29.5	0
ARシリーズ	-140	0.46	100
	-120	1.80	100
	-120	1.69	90
	-100	2.64	90
	-100	4.97	85
	-100	28.5	0
	-100	6.11	80
	-80	2.21	85
	-80	28.5	0
	-80	28.6	0
	-60	29.2	0
	-60	29.0	0
	-10	29.0	0
	0	28.9	0
	20	29.2	0

付表 2.2.2 V シャルピー試験結果 (AW, BOND)

試験片 記号	試験温度 ℃	吸収エネルギー kgf-m	脆性破面率 %
1	-20	24.9	0
2		26.2	0
3		28.7	0
4	-40	22.4	0
5		21.2	0
6		23.7	0
7	-60	23.5	0
8		19.0	0
9		24.2	0
10	-80	18.4	0
11		17.1	0
12	-100	3.6	90
13		2.2	90
14	-120	1.0	100
15		0.5	100

付表 2. 2. 3 2 m V シャルピー衝撃試験結果
(継手, PWHT, BOND)



Name of Equipment: SR195基礎試験

Date of Test: 6/11/18

Order No. 865101/037020

TEST RESULT

(for Hardness Test
for Impact Test
for Bending Test)

Sheet No. 1287-3

Description		DATE Temp.	Test Time	1st m	Ave	NO. OF TESTS							
ノッチ位置: BOND.		0°C	1	23.5	25.7	0							
		"	2	22.4		0							
		"	3	22.1		0							
		-186°C	4	92	100	100							
		"	5	0.1		100							
		"	6	92		100							
		-100°C	7	2.1	6.0	95							
		"	8	15.6		85							
		"	9	93		100							
		-30°C	10	19.5	19.7	95							
		"	11	19.3		45							
		"	12	20.2		35							
Machine No. Hardness: H-73 (129) Impact: I-74 (1) Bending: T-2321		-70°C	13	14.0	19.5	65							
Material Grade: <u>E1136</u>		"	14	1.3		90							
Quantity: <u>18</u>		"	15	16.1		55							
Hardness Test	Shore	-88°C	16	15.3	10.6	60							
	Brinell	"	17	16.0		55							
	Vickers	"	18	0.4		95							
	Rockwell												
Impact Test		Tester	Charpy Type										
		Temp. <u>80記</u>											
		Type <u>2mm Vノッチ</u>											

We hereby certify that the test described herein
has been made in accordance with the requirement

for SKK 1000

Steel tested : ()
Groove shape : ()

材料 - AR

Sample No.	Fatigue cracking			COD Test results					Mode			
	Load Max/Min ($\times 10^3$ kgf)	R	Cycles ($\times 10^3$)	K _f max (kgf/mm^2)	Crack length a (mm)	Test temperature (°C)	Yield stress σ_y (kgf/mm^2)	Load P ($\times 10^3$ kgf)		Clippage displacement Vg (mm) Vp (mm)	CTOD δ (mm)	
A-1	1.34/0.15	0.1	44.1	80	5.4	-82	54.0	5.19	5.18	5.09	2.71	III
2	()	()	44.8	()	5.2	-100	57.0	5.44	3.61	3.51	1.93	III
3			44.8		5.1	-120	61.0	5.00	1.11	1.02	0.58	III
4			48.2		5.4	-140	66.0	5.50	0.84	0.68	0.39	III
5			45.0		5.7	-160	72.0	5.37	0.54	0.38	0.23	III
6			53.2		5.3	-100	57.0	5.31	3.83	3.68	1.99	V
7	58.5	5.6	-80	53.0	4.87	4.00	3.91	2.04	V			
8	53.8	5.5	-196	91.0	2.62	0.05	0	0.0064	I			
9	44.9	5.3	-120	61.0	5.31	1.86	1.71	0.94	III			
10	45.7	5.3	-60	50.0	4.96	4.04	3.93	2.12	III			
11	48.4	5.4	-60	50.0	4.87	4.86	4.69	2.50	III			
12	42.8	5.2	-140	66.0	5.28	0.59	0.47	0.29	III			

Size of Platen Jig : Crack Validity (BS 5762) :

(1) Difference of $a_{11}, a_{12}, a_{13} \leq 5\%$ W

(2) Difference between a_{max} and $a_{min} \leq 10\%$ W

(3) $a_{max} \geq 2.5\%$ W or 1.25mm

Test condition :

Span = (80) mm

Z = (0) mm

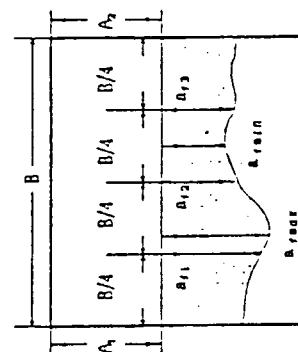
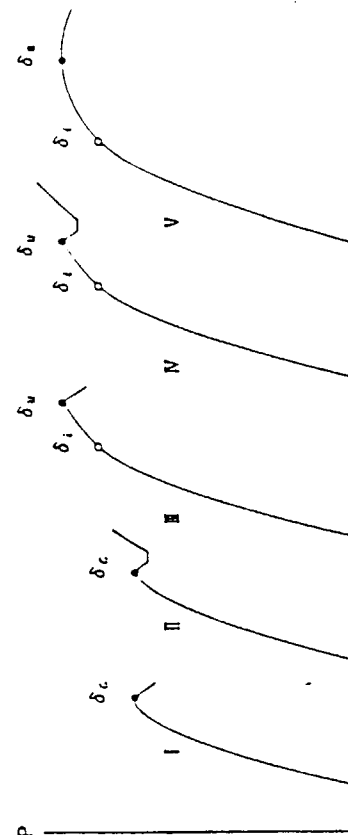
Notes :

$E = 21000 \text{ kgf/mm}^2$

$\nu = 0.3$

$a = (a_1 + a_2)/2 + (a_{11} + a_{12} + a_{13})/3$

CTOD : BS 5762



Steel tested : ()
Groove shape : ()

测试 - SR

Sample No.	Fatigue cracking			COD Test results					Mode		
	Load Max/Min ($\times 10^3$ kgf)	R	Cycles ($\times 10^3$)	K _f max (kgf/mm ²)	Crack length a (mm)	Test temperature (°C)	Yield stress σ_y (kgf/mm ²)	Load P ($\times 10^3$ kgf)		Clippage displacement Vg (mm) Vp (mm)	CTOD δ (mm)
S-1	1.34/0.15	0.1	39.7	80	5.2	-125	57.0	4.87	0.84	0.70	III
2			57.5		6.4	-80	50.0	4.62	4.58	4.42	III
3			44.8		5.5	-100	53.0	4.62	1.89	1.78	III
4			41.8		5.3	-140	60.0	4.94	0.64	0.49	III
5			45.6		5.5	-160	67.0	3.87	0.08	0	I
6			50.2		5.9	-100	53.0	4.52	2.34	2.24	III
7			51.0		5.6	-80	50.0	4.81	4.46	4.33	III
8			45.5		5.4	-120	56.0	4.87	1.32	1.22	III
9			48.3		5.6	-145	62.0	5.12	0.62	0.44	III
10			45.0		5.6	-60	48.0	4.62	5.45	5.30	III
11			44.8		5.4	-60	48.0	4.81	5.26	5.12	V
12			44.4		5.3	-40	46.0	4.56	5.00	4.85	V

■ Note (Type of P-Vg curve):

■ Crack Validity (IS 5762):

- (1) Differences of $a_{11}, a_{12}, a_{13} \leq 5\% W$
- (2) Differences between $a_{1,avg}$ and $a_{12,13} \leq 10\% W$
- (3) $a_{1,avg} \geq 2.5\% W$ or $1.25mm$

■ Size of Platen Jig:

() mm ϕ , or
() mm $\times$ () mm

■ Test condition:

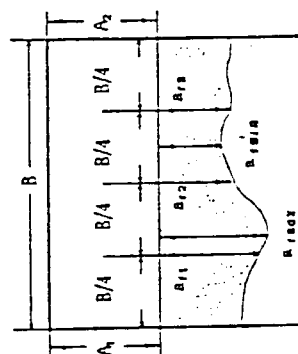
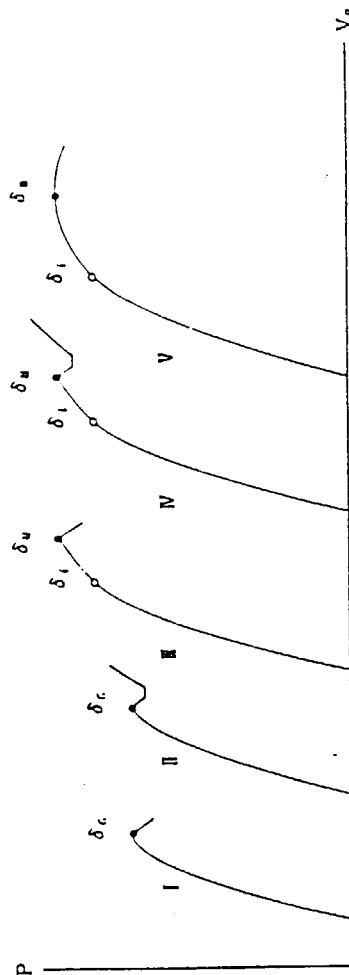
Span = (80) mm
Z = (0) mm

■ Notes:

$E=21000$ kgf/cm²
 $\nu=0.3$

$a = (A_1 + A_2)/2 + (a_{11} + a_{12} + a_{13})/3$

CTOD : IS 5762



付表 2.3.3 3PB COD TEST DATA

Steel tested : ()
Groove shape : ()

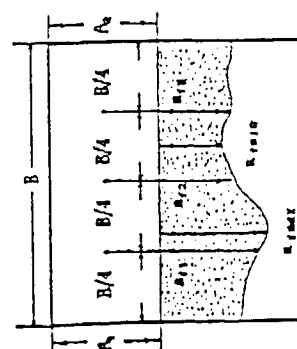
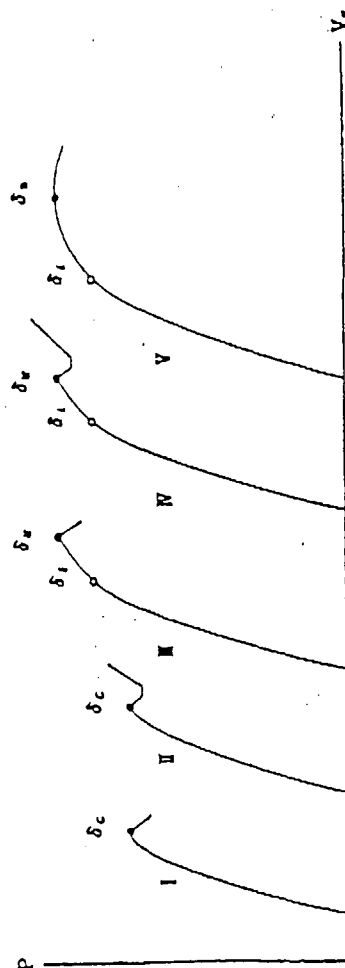
基礎継手 (ボンド) -AW, その1

Sample No.	Pre-compression		Specimen size		Fatigue crackling			Fatigue crack geometry						Validity		COD Test results																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																					
	Pre-com- pression strain (%)	Load ($\times 10^3$ kgf)	Thick- ness B (mm)	Width W (mm)	Load Rate ($\times 10^4$ kgf)	R	Cycles ($\times 10^3$)	$K_{I,max}$ ($\text{kgf}/\text{cm}^{3/2}$)	Machined notch		Fatigue crack length					a (mm)	Test temperature ($^{\circ}\text{C}$)	σ_f (kgf/cm^2)	Load P ($\times 10^3\text{kgf}$)	V_o (mm)	V_p (mm)	COD δ (mm)	Max																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																														
									A_1 (mm)	A_2 (mm)	a_{11} (mm)	a_{12} (mm)	a_{13} (mm)	a_{14} (mm)	a_{15} (mm)									a_{16} (mm)																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																													
SR5 1	1.59	28	1997	2046	1.5/0.1	0.09	83.6		125	141	257	247	256	282	191	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	

■ Crack Validity (BS 5702) :

- (1) Difference of $a_{11}, a_{12}, a_{13} \leq 5\% W$
- (2) Difference between a_{1max} and $a_{1min} \leq 10\% W$
- (3) $a_{1min} \geq 2.5\% W$ or 1.25mm

■ Max (Type of $P-V_o$ curve) :



■ Size of Platen Fig :

() = ϕ , or

() = $\times$ () =

■ Test condition :

Span = (80) mm

Z = (3) mm

■ Notes :

$E = 21000 \text{ kgf/mm}^2$

$\nu = 0.3$

$a = (a_1 + a_2)/2 + (a_{11} + a_{12} + a_{13})/3$

COD : BS 5702

Steel tested : ()

Groove shape : ()

基礎継手 (ボンド) -AW, その2

Sample No.	Pre-compression		Specimen size		Fatigue cracking			Fatigue crack geometry							Validity		COD Test results					Moh					
	Pre-compression strain (%)	Load ($\times 10^3$ kgf)	Thick-ness B (mm)	Width W (mm)	Load Max/Min ($\times 10^3$ kgf)	R	Cycles ($\times 10^3$)	$K_{f,max}$ (kgf /mm ^{3/2})	Machine notch		Fatigue crack length					a (mm)	Test temperature (°C)	σ_f (kgf/mm ²)	Load P ($\times 10^3$ kgf)	V_o (mm)	V_c (mm)		CTOD δ (mm)				
									A ₁ (mm)	A ₂ (mm)	a ₁₁ (mm)	a ₁₂ (mm)	a ₁₃ (mm)	a ₁₄ (mm)	a ₁₅ (mm)												
3852	1.00	29	19.98	20.53	1.6/2.1	0.1	84.3		1.84	1.28	3.00	2.31	2.54	3.00	2.31	9.18	Q	Q	Q	-70	52.0	6675	4.35	4.50	(mm)	2.12	III
3853	1.14	29	19.98	20.46	1.6/2.1	0.1	96.2		1.77	1.27	3.41	2.84	2.84	3.04	2.84	8.32	Q	Q	Q	-90	55.0	4950	0.16	0.28	(mm)	0.101	I
3854	1.27	29	19.98	20.55	1.6/2.1	0.1	77.1		1.86	1.31	3.43	2.88	3.03	3.22	2.26	4.37	Q	Q	Q	0	55.0	4075	1.58	1.75	(mm)	0.78	III
3855	1.00	29	19.98	20.45	1.6/2.1	0.1	73.3		1.82	1.23	3.03	2.89	2.23	3.23	2.80	4.67	Q	Q	Q	0	55.0	5100	0.40	0.58	(mm)	0.212	I
									</																		

Size of Platen Jig :

() mm ϕ , or() mm $\times$ () mm

Test condition :

Span = () mm

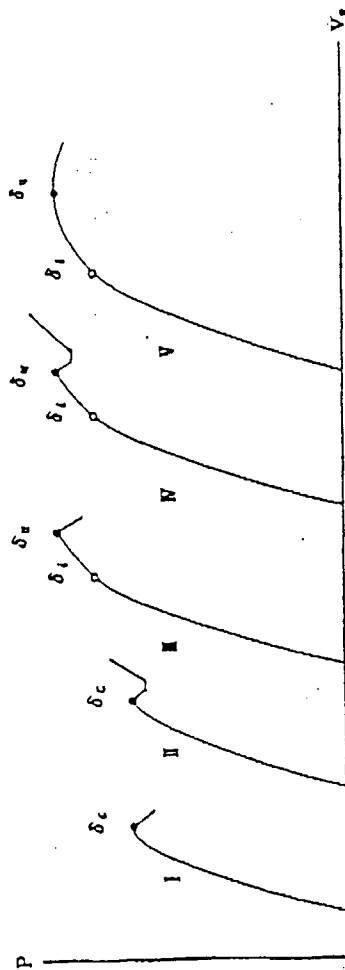
 $Z = ()$ mm

Notes :

 $E = 21000$ kgf/cm 2 $\nu = 0.3$ $a = (a_1 + a_2)/2 + (a_{11} + a_{12} + a_{13})/3$

CTOD : BS 5762

Crack Validity (BS 5762) :

(1) Difference of $a_{11}, a_{12}, a_{13} \leq 5\%$ W(2) Difference between $a_{1,max}$ and $a_{1,min} \leq 10\%$ W(3) $a_{1,min} \geq 2.5\%$ W or 1.25mmMohb (Type of P-Q₀ curve) :

付表 2.3.5 3PB COD TEST DATA

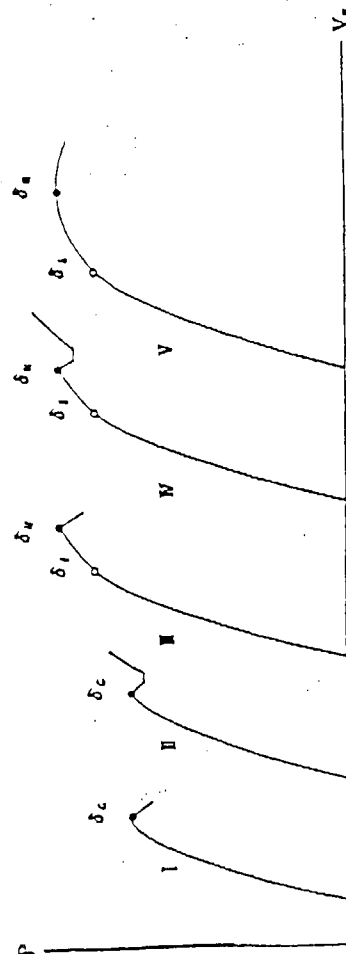
Steel tested : ()
Groove shape : ()

基礎継手 (ボンド) - AW, その3

(Through thickness)

Sample No.	Pre-compression		Specimen size		Fatigue crackling			Fatigue crack geometry							Validity	(TD) Test results					Remarks	
	Pre-compression strain (%)	Load (kgf)	Thickness B (mm)	Width W (mm)	Load Max/Min ($\times 10^3$ kgf)	R	Cycles ($\times 10^3$)	K_{max} (kgf/mm ²)	Machine notch		Fatigue crack length					a (mm)	Load P ($\times 10^3$ kgf)	V_0 (mm)	V_1 (mm)	CRD δ (mm)		
									A ₁ (mm)	A ₂ (mm)	a ₁₁ (mm)	a ₁₂ (mm)	a ₁₃ (mm)	a ₁₄ (mm)								a ₁₅ (mm)
1	1.93	50	20.06	40.01	12.00	0.1	40.1		12.99	12.99	2.74	2.74	2.74	2.74	2.74	-10	45.0	4.200	4.55	4.15	1.07	V
2	1.97	45	20.01	40.02					12.85	12.85	2.74	2.74	2.74	2.74	2.74			3.950	1.51	1.14	0.347	III
3	1.64	40	19.89	40.01					12.04	12.04	2.74	2.74	2.74	2.74	2.74	-30	46.5	4.275	5.00	4.60	1.19	V
4	1.30	35	20.01				41.6		11.89	11.89	2.74	2.74	2.74	2.74	2.74			4.550	5.80	5.35	1.43	V
5			20.00				53.2		11.72	11.72	2.74	2.74	2.74	2.74	2.74	-50	48.5	4.375	5.35	4.80	1.20	V
6	1.34		19.96	40.02			40.4		12.18	12.18	2.74	2.74	2.74	2.74	2.74			3.400	0.46	0.16	0.078	I
7	0.92		20.34						12.20	12.20	2.74	2.74	2.74	2.74	2.74	-70	52.0	3.650	0.46	0.18	0.083	I
8	1.27		20.02	40.01			48.5		12.09	12.09	2.74	2.74	2.74	2.74	2.74			4.450	2.90	2.55	0.704	II
9	1.83		20.20				51.5		10.97	10.97	2.74	2.74	2.74	2.74	2.74	-90	55.0	4.275	0.70	0.48	0.193	I
10	0.28		20.27				34.7		12.20	12.20	2.74	2.74	2.74	2.74	2.74			4.225	1.08	0.74	0.235	I

■ Note (Type of P-Q curve):



■ Crack Validity (IS 5702):

- (1) Difference of $a_{11}, a_{12}, a_{13} \leq 5\%$
- (2) Difference between a_{max} and $a_{min} \leq 10\%$
- (3) $a_{max} \geq 2.5\%$ or $1.25mm$

■ Size of Platen Jig:

- () = φ, or
() = X () =

■ Test condition:

$$S_{max} = (1/40) =$$

$$Z = (1/3) =$$

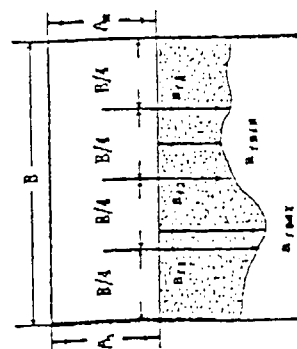
■ Notes:

$$E = 21000 \text{ kgf/cm}^2$$

$$\nu = 0.3$$

$$a = (a_1 + a_2)/2 + (a_{11} + a_{12} + a_{13})/3$$

CRD : IS 5702



Steel tested : ()
Groove slope : ()

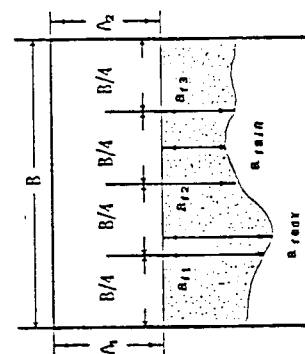
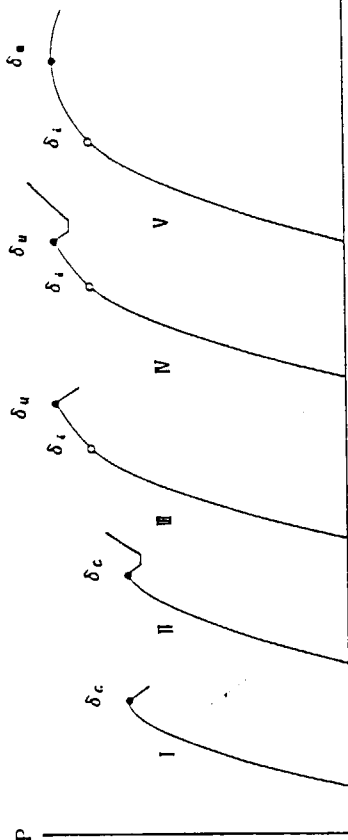
基礎継手 (ボンド) - PWHT

Sample No.	Pre-compression		Specimen size		Fatigue cracking			Fatigue crack geometry						Validity		COD Test results																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																									
	Pre-com- pression strain (%)	Load ($\times 10^3$ kgf)	Thick- ness B (mm)	Width W (mm)	Load Max/Min ($\times 10^3$ kgf)	R	Cycles ($\times 10^3$)	$K_{I, max}$ (kgf /mm ^{3/2})	Machined notch		Fatigue crack length					a (mm)	Test temperature (°C)	σ_f (kgf/mm ²)	Load P ($\times 10^3$ kgf)	V_g (mm)	V_p (mm)	CTOD δ (mm)	Max																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																		
									A_1 (mm)	A_2 (mm)	a_{11} (mm)	a_{12} (mm)	a_{13} (mm)	a_{1max} (mm)	a_{1min} (mm)																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																										
P -1			19.96	19.96	16.08	0.05	187																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																		

Size of Platen Jig :

() mm ϕ , or() mm $\times$ () mm

Crack Validity (BS 5762) :

(1) Difference of a_{11} , a_{12} , $a_{13} \leq 5\% W$ (2) Difference between a_{1max} and $a_{1min} \leq 10\% W$ (3) $a_{1min} \geq 2.5\% W$ or 1.25mmNote (Type of P-V_g curve) :

Test condition :

Span = (80) mm

Z = (1) mm

Notes :

 $E = 21000 \text{ kgf}/\text{mm}^2$ $\nu = 0.3$ $a = (a_1 + a_2)/2 + (a_{11} + a_{12} + a_{13})/3$

CTOD : BS 5762

Steel tested : ()
Groove shape : ()

実 体 材 (デ ボ) -AW

Sample No.	Pre-compression		Specimen size		Fatigue cracking			Fatigue crack geometry					Validity		COD Test results						Hsh		
	Pre-compression strain (%)	Load ($\times 10^3$ kgf)	Thick-ness B (mm)	Width W (mm)	Load Max/Min ($\times 10^3$ kgf)	R	Cycles ($\times 10^3$)	$K_{I,max}$ (kgf/mm ^{3/2})	Mechanical notch		Fatigue crack length					a (mm)	Test temperature (°C)	σ_f (kgf/mm ²)	Load P ($\times 10^3$ kgf)	V_e (mm)		V_r (mm)	CTOD δ (mm)
									Λ_1 (mm)	Λ_2 (mm)	a_{r1} (mm)	a_{r2} (mm)	a_{r3} (mm)	$a_{r,avg}$ (mm)									
A -1			20.00	20.01	16.008		152								5.26	0	44.0	3.940		1.330	0.675		
A -2			20.00	20.01	16.008		143								5.45	0	44.0	3.445		0.715	0.363		
A -3			20.00	20.00	16.008		124								5.57	-196	91.0	1.745		0.000	0.003		
A -4			20.00	20.01	16.008		121								5.65	-196	91.0	1.935		0.000	0.004		
A -5			20.00	20.00	16.008		158								5.37	-130	63.0	3.015		0.075	0.016		
A -6			20.01	20.01	16.008		117								5.86	-130	63.0	3.320		0.025	0.027		
A -7			20.00	20.00	16.008		153								5.37	-70	52.0	3.415		0.205	0.117		
A -8			20.00	20.01	16.008		181								5.58	-70	52.0	3.500		0.433	0.223		
A -9			19.99	19.97	16.008		138								6.10	-70	52.0	2.920		0.101	0.061		
A -10			19.99	20.00	16.008		114								6.13	-100	57.0	3.210		0.166	0.091		
A -11			20.00	19.93	16.008		115								6.03	-130	63.0	1.900		0.000	0.000		

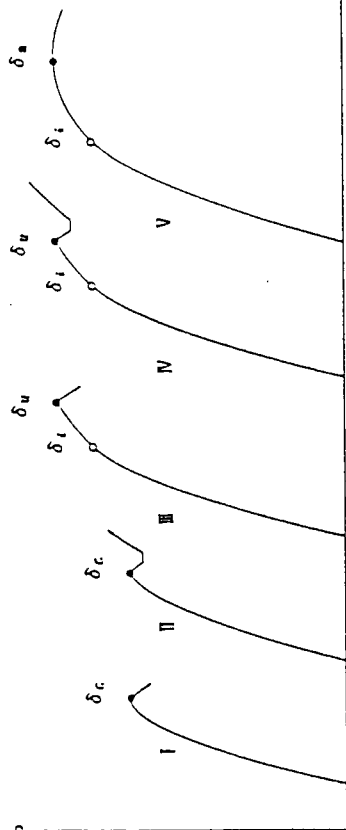
Size of Platen Jig :
() mm ϕ , or
() mm $\times$ () mm

Crack Validity (IS 5762) :
(1) Difference of $a_{r1}, a_{r2}, a_{r3} \leq 5\% W$
(2) Difference between $a_{r,max}$ and $a_{r,avg} \leq 10\% W$
(3) $a_{r,avg} \geq 2.5\% W$ or 1.25mm

Max (Type of P-V_g curve) :

Test condition :
 $S_{min} = (80) \text{ mm}$
 $Z = (1) \text{ mm}$

Notes :
 $E = 21000 \text{ kgf/mm}^2$
 $\nu = 0.3$
 $a = (a_1 + a_2)/2 + (a_{r1} + a_{r2} + a_{r3})/3$
CTOD : IS 5762



Steel tested : ()
Groove slope : ()

実 体 材 (デボ) - PWHT

Sample No.	Pre-compression		Specimen size		Fatigue cracking			Fatigue crack geometry						Validity		000 Test results							
	Pre-compression strain (%)	Load ($\times 10^3$ kgf)	Thick-ness B (mm)	Width W (mm)	Load Max/Min ($\times 10^3$ kgf)	R	Cycles ($\times 10^3$)	$K_{I, max}$ ($\text{kgf}/\text{mm}^{3/2}$)	Notched		Fatigue crack length					a (mm)	Test temperature (°C)	σ_f (kgf/cm^2)	Load P ($\times 10^3$ kgf)	V_g (mm)	V_r (mm)	CTOD δ (mm)	Max
									A_1 (mm)	A_2 (mm)	a_{11} (mm)	a_{12} (mm)	a_{13} (mm)	a_{max} (mm)	a_{min} (mm)								
P-1			20.00	20.00	15.00	0.00	105								5.67	-70	49.5	3140		0.173	0.098		
-2			19.99	20.00	16.00	0.05	102								5.89	-100	530	3410		0.062	0.049		
-3			20.00	20.00	16.00	0.05	106								6.01	-130	580	2885		0.010	0.019		
-4			19.99	20.00	16.00	0.05	113								9.95	-100	530	1865		0.394	0.126		
-5			19.98	19.99	16.00	0.03	100								5.37	0	43.0	3.775		2.694	1.316		
-6			19.98	19.98	16.00	0.03	69								5.49	-70	49.5	3.365		0.405	0.211		
-7			19.98	19.98	16.00	0.03	83								5.35	-130	58.0	3.365		0.025	0.029		
-8			19.98	19.98	16.00	0.03	89								5.66	-196	91.0	1.870		0.000	0.004		

Size of Platen Jig :

() mm ϕ , or
() mm $\times$ () mm

Test condition :

Span = (80) mm
Z = (1) mm

Notes :

$E = 21000 \text{ kgf}/\text{cm}^2$

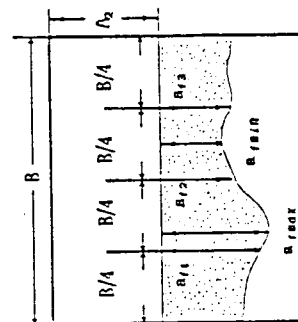
$\nu = 0.3$

$a = (a_1 + a_2)/2 + (a_{11} + a_{12} + a_{13})/3$

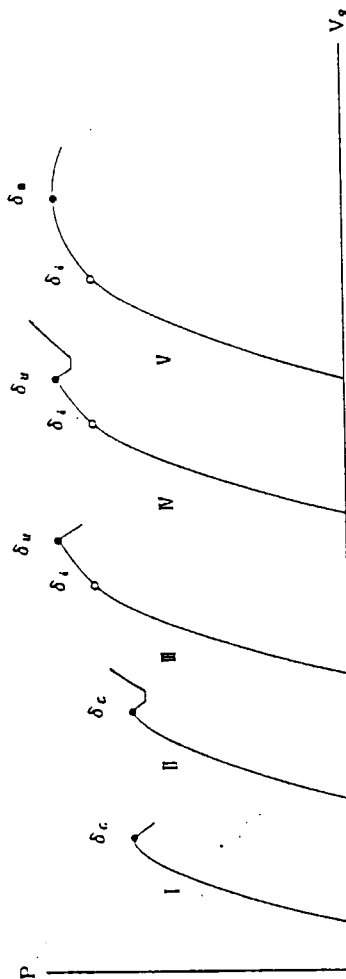
CTOD : RS 5762

Crack Validity (RS 5762) :

- (1) Difference of $a_{11}, a_{12}, a_{13} \leq 5\% W$
- (2) Difference between a_{max} and $a_{min} \leq 10\% W$
- (3) $a_{max} \geq 2.5\% W$ or 1.25mm



Max (Type of P-V_g curve) :



付表 2.4.1 残留応力計測結果（疲労亀裂挿入前；その 1）

ゲージ No	A W		P W H T	
	開放ひずみ $\epsilon_r (\times 10^{-3})$	残留応力 $\sigma_r (\text{kgf/mm}^2)$	開放ひずみ $\epsilon_t (\times 10^{-3})$	残留応力 $\sigma_t (\text{kgf/mm}^2)$
(A)	r	45.6	-220	8.9
	θ	67.0	-330	10.0
(B)	r	49.5	-500	15.8
	θ	65.0	-610	17.6
(C)	r	45.5	-450	11.4
	θ	36.8	-150	6.6
(D)	r	35.4	-420	10.9
	θ	17.6	-175	7.0
(E)	r	23.0	-570	16.1
	θ	22.3	-420	12.7
(F)	r	8.1	-310	8.3
	θ	10.2	-170	6.1
(G)	r	63.4	-570	15.7
	θ	42.6	-380	12.3
(H)	r	56.0	-170	5.6
	θ	68.0	-240	6.7
(I)	r	65.0	-170	5.5
	θ	54.5	-230	6.5
(J)	r	52.5	-130	4.9
	θ	67.0	-270	7.1
(K)	r	66.0	-150	5.7
	θ	50.5	-320	8.4
(L)	r	50.2		
	θ	59.0		
(M)	r	46.9		
	θ	60.2		
(N)	r	56.2		
	θ	42.3		
(O)	r	53.2	-210	8.5
	θ	64.5	-530	13.7
(P)	r	60.0	-150	4.9
	θ	54.5	-210	5.9

<備考>
 (A)～(P)：井型法による計測

$$\sigma_{\text{平均}} = -\frac{E}{1-\nu^2} (\epsilon_r + \nu \epsilon_\theta)$$
 但し $E = 2.1 \times 10^4 \text{ kgf/mm}^2$
 $\nu = 0.3$

付表 2.4.2 残留応力計測結果（疲労亀裂挿入前；その 2）

ゲージ No	A W		P W H T		
	開放ひずみ $\epsilon_r (\times 10^{-3})$	残留応力 $\sigma_r (\text{kgf/mm}^2)$	開放ひずみ $\epsilon_t (\times 10^{-3})$	残留応力 $\sigma_t (\text{kgf/mm}^2)$	
(G)	r	-235	63.0	-76	13.3
	θ	-340	64.0	-108	11.2
(R)	r	-414	65.5	-86	13.4
	θ	-158	47.6	-108	20.0
(S)	r	-120	39.4	-54	10.1
	θ	-390	60.0	-47	9.7
(T)	r	-375	58.6	-66	12.0
	θ	-140	43.6	-47	10.5
(U)	r	-100	39.0	1	2.7
	θ	-405	61.0	-44	6.0
(V)	r	-375	59.3	-24	9.6
	θ	-130	41.0	-100	14.9
(W)	r				
θ	52.5				
(X)	r				
θ	35.8				
(Y)	r				
θ	13.8				
(Z)	r				
θ	36.8				

<備考>
 (Q)～(V)：ホールドリリング法による計測

$$\sigma_{\text{平均}} = K_1 (\epsilon_r + \epsilon_\theta) - \frac{\sqrt{2}}{2} \cdot K_2 (\epsilon_r + \epsilon_\theta)$$

$$\sigma_{\text{平均}} = K_1 (\epsilon_r + \epsilon_\theta) + \frac{\sqrt{2}}{2} \cdot K_2 (\epsilon_r + \epsilon_\theta)$$

$$K_1 = \frac{E \cdot \lambda^2}{2(1+\nu)}, \quad K_2 = \frac{-E \cdot \lambda^2}{2 \cdot (3(1+\nu) - 4\lambda^2)}, \quad \lambda = r/a$$
 但し $a = \text{穴半径} = 1.0 \text{ mm}$
 $r = \text{穴中心からゲージ中心までの距離} = 3.5 \text{ mm}$
 $E = \text{ヤング係数} = 2.1 \times 10^4 \text{ kgf/mm}^2$
 $\nu = \text{ポアソン比} = 0.3$

(W)～(Z)：X線法による計測

付表 2.4.3 残留応力計測結果（疲労亀裂挿入後）

ゲージ No.	A W		P W H T		
	開放ひずみ $\epsilon_f (\times 10^{-4})$	残留応力 σ_R (kgf/mm ²)	開放ひずみ $\epsilon_f (\times 10^{-4})$	残留応力 σ_R (kgf/mm ²)	
①	r	-1540	40.4	-430	12.1
	θ	-690	26.6	-310	10.1
②	r	-740	29.8	-180	5.9
	θ	-1830	47.4	-250	7.0
③	r	-1530	27.0	-270	7.6
	θ	-710	40.3	-200	6.5
④	r	-1560	26.7	-220	6.3
	θ	-690	40.8	-180	5.7
⑤	r	-790	30.0	-70	3.8
	θ	-1705	44.8	-320	7.9
⑥	r	-1255	35.5	-130	4.3
	θ	-945	30.5	-190	5.3
⑦	r	-1560	38.0	-170	5.3
	θ	-290	17.5	-200	5.8
⑧	r	-920	31.0	-120	5.8
	θ	-1410	39.0	-410	10.3
⑨	r	-1870	47.0	-260	7.0
	θ	-550	25.7	-140	5.0

<備考>

⑨～⑪：井型法による計測

$$\sigma_{R(\theta)} = - \frac{E}{1-\nu^2} (\epsilon_r + \nu \epsilon_\theta)$$

但し $E = 2.1 \times 10^4 \text{ kgf/mm}^2$

$\nu = \text{ポアソン比} = 0.3$

付表 2.5.1 ひずみゲージ貼付位置（その1）

Gauge	Record No.	Position	Chord / Brace	Direction	Inner / Outer	Distance from toe (mm)	Gage Type
1	1	AB	B		O	4	KFC-2-D16 -11
2	2					12	
3	3					25	
4	4					38	
5	5					70	
6	6					120	
7	7					200	
8	14	AB	B		I	4	
9	15					12	
10	16					25	
11	17					38	
12	18					70	
13	19					120	
14	20					200	
15	28	AB-BB 15°	B		O	4	KFC-2-D16 -11
16	29					12	
17	30					38	
18	31					12	
19	32					38	
20	33					12	
21	34					38	
22	35	AB-BB 30°	B		O	4	
23	36					12	
24	37					38	
25	38					12	
26	39					38	
27	40					12	
28	41					38	
29	42	AB-BB 60°	B		O	4	KFC-2-D16 -11
30	43					12	
31	44					38	
32	45					12	
33	46					38	
34	47					200	
35	48					12	
36	49	BB	B		I	4	
37	50					12	
38	51					38	
39	52					200	
40	53					12	
41	54					38	
42	55					200	

Direction : Ac, Cc = Axial, Circumferential direction on chord
Ab, Cb = Axial, Circumferential direction on brace

3. 各種ひずみ速度下での破壊靱性試験

3.1 供試材と実験計画一覧

動的破壊靱性特性における、主としてひずみ速度の影響を検討する目的で、昭和61年度共同研究では、調質型高張力鋼板HT80材を供試材として試験研究を実施した。

HT80材を採用した理由は、昭和60年度の供試材HT50（TMCP鋼、FH36相当材、板厚40mm）に対して、静的引張試験の応力－ひずみ線図における硬化指数 n の異なる鋼材を用いて、動的破壊靱性試験を行ない、その影響を調べることを目的の一つとしたためである。

(1) 供試材

供試材は板厚25mmの調質型高張力鋼板HT80材であり、その化学成分及び機械性質等を表3.1.1及び表3.1.2に示す。

(2) 実験計画一覧

本試験研究項目では、各種ひずみ速度下における供試母材の強度特性を求める丸棒引張試験、試験片板厚を25mmとした2T-Type（ $B=25\text{mm}$ ， $W=100\text{mm}$ ， $a=50\text{mm}$ ）のCT試験片を用いた各種変位速度下でのCT試験、および試験片板厚25mmの標準試験片を用いたCOD試験を実施した。

実験実施計画の一覧を表3.1.3及び表3.1.4に示す。

表 3.1.1 供試材の化学成分（ミルシートによる）

供試材												C_{eq}^*	PCM ^{**}
	C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr	Mo	V	B		
NK-HITEN 80B	.11	.26	.85	.010	.003	.17	.75	.46	.45	.04	.001	.48	.24

$$* C_{eq} = C + \frac{1}{6} Mn + \frac{1}{24} Si + \frac{1}{40} Ni + \frac{1}{5} Cr + \frac{1}{4} Mo + \frac{1}{14} V$$

$$** PCM = C + \frac{1}{30} Si + \frac{1}{20} Mn + \frac{1}{20} Cu + \frac{1}{60} Ni + \frac{1}{20} Cr + \frac{1}{15} Mo + \frac{1}{10} V + 5 B$$

表 3.1.2 供試材の機械的性質（ミルシートによる）

供試材	板厚(mm)	引 張 試 験			曲げ試験	衝 撃 試 験 ^{**}	
		Y.P (kg f / mm ²)	T.S (kg f / mm ²)	El. [*] (%)		温 度 (℃)	エネルギー (kg・m)
NK-HITEN 80B	25	84	92	35	Good	-15	(Av.) 25.1

* G.L. = 50mm

** Impact Test : 10×10×55 (mm), 2mm V Charpy Test

各種ひずみ速度下における丸棒引張試験に用いた試験片の形状及び寸法を図3.1.1に、また、各種変位速度(v)での破壊靱性試験に用いたCT試験片の形状寸法を図3.1.2に、COD試験片の形状寸法を図3.1.3に示す。

表 3.1.3 丸棒引張試験実施計画

変位速度 (mm/sec)	0.01	1	100	(1 000)	4 000
試験温度 (°C)	R. T., -30, -60, -100, -140, -196 (6温度)				

(注) 1) 丸棒試験片寸法: $8\phi \times 50$ (G.L=40) (mm)

2) 変位速度: 油圧アクチュエータにおける速度

3) 試験実施担当: 船舶技研

表 3.1.4 破壊靱性試験実施計画

試験法	変位速度 (mm/sec)	試験温度	試験実施担当場所
C T試験	0.05	COD試験結果 による遷移領域 に合わせて選ぶ (5温度, 各3本)	川崎重工・技研
	1		石川島播磨重工・技研
	100		船舶技研
	3 000		新日本製鐵・第二技研
	0.05	遷移曲線を求める	川崎重工・技研
	1		石川島播磨重工・技研

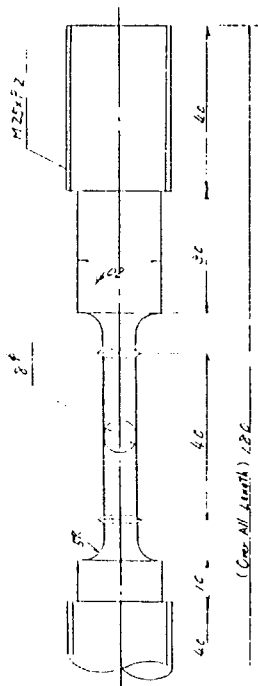


図 3.1.1 丸棒引張試験片

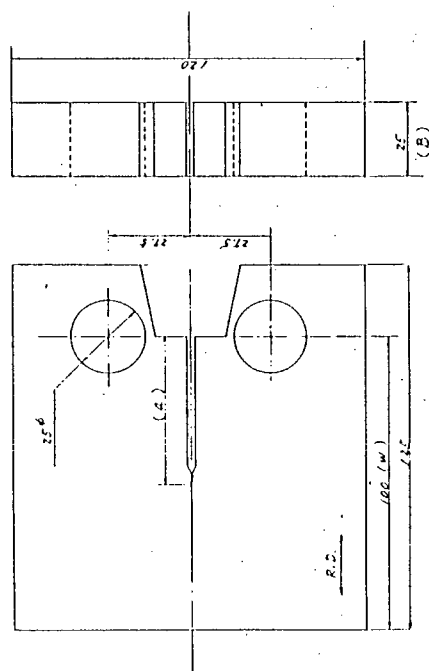


図 3.1.2 C T試験片

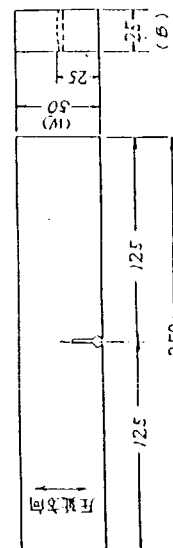


図 3.1.3 COD試験片

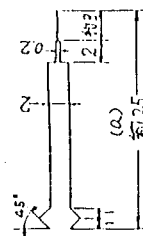


図 3.1.3 COD試験片

3.2 各種ひずみ速度下における丸棒引張試験結果

3.2.1 試験目的

動的破壊靱性試験に供試されるHT20材母材の強度特性に関して、各種ひずみ速度による影響を検討することを目的とする。

3.2.2 試験片および試験方法

試験片は図3.1.1に示す、平行部直径8mm、標点距離40mmのツバ付の丸棒試験片を用いた。供試材よりの採取方向は、試験片長手方向が圧延方向に対して直角となる方向（C方向）とした。

試験には20t/100t大型高速引張試験装置を使用し、試験要領については、昭和60年度共同研究の場合（2.4“引張速度に及ぼすひずみ速度の影響”）と同様である。

試験条件としては、油圧シリンダーの変位速度を、0.01, 1 (mm/s), 0.1, 4 m/secの4段階に変え、各変位速度において試験温度を室温、-30, -60, -100, -140及び-196 (°C)を目標にして、引張試験を実施した。

3.2.3 試験結果

試験結果について、一括して表3.2.1に示す。

試験結果から、変位速度0.01 mm/secにおける降伏点 σ_Y （0.2%耐力）および引張強さ σ_U の温度依存性を図3.2.1に示す。

また、各試験条件における σ_Y および σ_U の温度依存性を変位速度をパラメータとして図3.2.2および図3.2.3に示す。

図3.2.4には引張試験におけるひずみ速度を横軸にとり、温度をパラメータに、 σ_Y のひずみ速度依存性を示した。ここで、ひずみ速度としては、試験結果による荷重-時間記録から、弾性域における荷重の立上り部分の荷重速度 $\dot{P}$ (kgf/sec)を求め、 $\dot{\epsilon} = \dot{\epsilon}_p = \dot{P} / E \cdot A_0$ (sec⁻¹)により算出した値を用いた（ $\dot{\epsilon}_p$ ：荷重速度から算出したひずみ速度、E：ヤング率、 A_0 ：試験片断面積）。なお、標点距離（d）の間の変形速度 $\dot{d}$ から求めたひずみ速度 $\dot{\epsilon}_d = \dot{d} / d$ (sec⁻¹)あるいは平行部に貼付した塑性ひずみゲージ出力によるひずみ速力 $\dot{\epsilon}_1$ と $\dot{\epsilon}_p$ とは近似的に一致した値であった。

昭和60年度報告に示されているように、降伏応力 σ_Y の温度およびひずみ速度依存性を実験結果から次式による数式化を検討した。

$$\sigma_Y = \sigma_0 + \sigma_1 \exp(\alpha \cdot R) \quad (3.2.1)$$

ただし、ただし、 σ_0 ：内部摩擦力 (kgf/mm²)

σ_1 ：実験定数 (kgf/mm²)

α ：実験定数

$R = T_K \cdot \ell_n (A / \dot{\epsilon})$ (°K)

T_K ：試験温度（絶対温度）

$A = 10^8$ (sec⁻¹)：頻度係数

実験結果について、 σ_0 を種々変化させ、 $\log(\sigma_Y - \sigma_0)$ のRに対する相関々係を最小自乗法により求め、相関係数rが最大となる相関々係式を定めた。

なお、 σ_1 は $R = 0$ 、すなわち $\dot{\epsilon} = \infty$ における値として、 α は相関直線の傾斜から求められる。

得られた相関々係を図3.2.5に示す。

各種ひずみ速度下の引張試験による伸び（E ℓ ）および断面収縮率（R.A.）の温度依存性を図3.2.6に示した。

表 3.2.1 各種負荷速度による丸棒引張試験結果

Spec Code No.	Load Rate (mm/s)	Temp. (°C)	σ_Y (kgf/mm ²)	σ_U (kgf/mm ²)	E ℓ (%)	R. A. (%)	Note
H8RB-21	0.01	18	81.0	85.2	16.8	69.8	C (注)
39		18	83.4	87.5	17.3	68.3	C
31		- 1	84.4	89.1	17.5	69.5	C
37		- 40	86.7	92.1	18.4	67.9	C
23		- 80	89.9	96.1	18.9	65.9	C
34		-100	91.9	96.8	22.6	65.9	C
38		-140	100.2	103.6	21.8	63.9	C
35		-196	121.4	121.8	21.0	54.1	A
H8RB-27	1	12	85.3	89.3	17.8	64.8	C
28		0	85.3	89.3	17.1	68.2	C
29		- 30	88.7	92.3	16.7	67.5	A (C)
24		- 60	91.3	93.3	17.3	67.0	A (C)
1		-100	97.2	97.5	17.9	67.6	A
2		-140	107.9	103.5	16.3	65.7	A
3		-196	(125)	115.1	11.5	61.8	A
H8RB- 7	100	10	91.1	96.5	18.6	65.6	C
40		10	84.9	87.3	18.2	66.4	C
18		- 30	98.3	96.3	17.6	64.8	A
5		- 60	96.8	96.4	19.5	65.5	A
17		-100	105.6	102.2	16.3	63.5	A
15		-135	105.8	113.0	12.9	61.7	C
H8RB-14	4 000	11	(98.4)	98.4	19.9	66.4	B
13		10	(97.1)	97.1	19.8	66.2	B
36		- 30	(97.9)	99.5	18.5	66.9	C
12		- 6	(107.2)	107.2	19.1	65.0	B
10		-105	(115.1)	115.1	14.2	62.1	B
H8RB-25	0.01	-185	109.2	110.7	14.3	54.9	A
H8RB-32	1	-190	124.9	115.4	12.0	61.6	A
H8RB-04	100	- 55	91.3	93.7	19.4	62.7	C
06		- 55	93.3	93.1	17.4	65.6	A
H8RB-08	1 000	10	97.6	89.7	20.1	64.7	B
09		- 60	111.1	93.7	17.3	63.2	B

(注) A : 上降伏点, B : 下降伏点, C : 0.2 %耐力

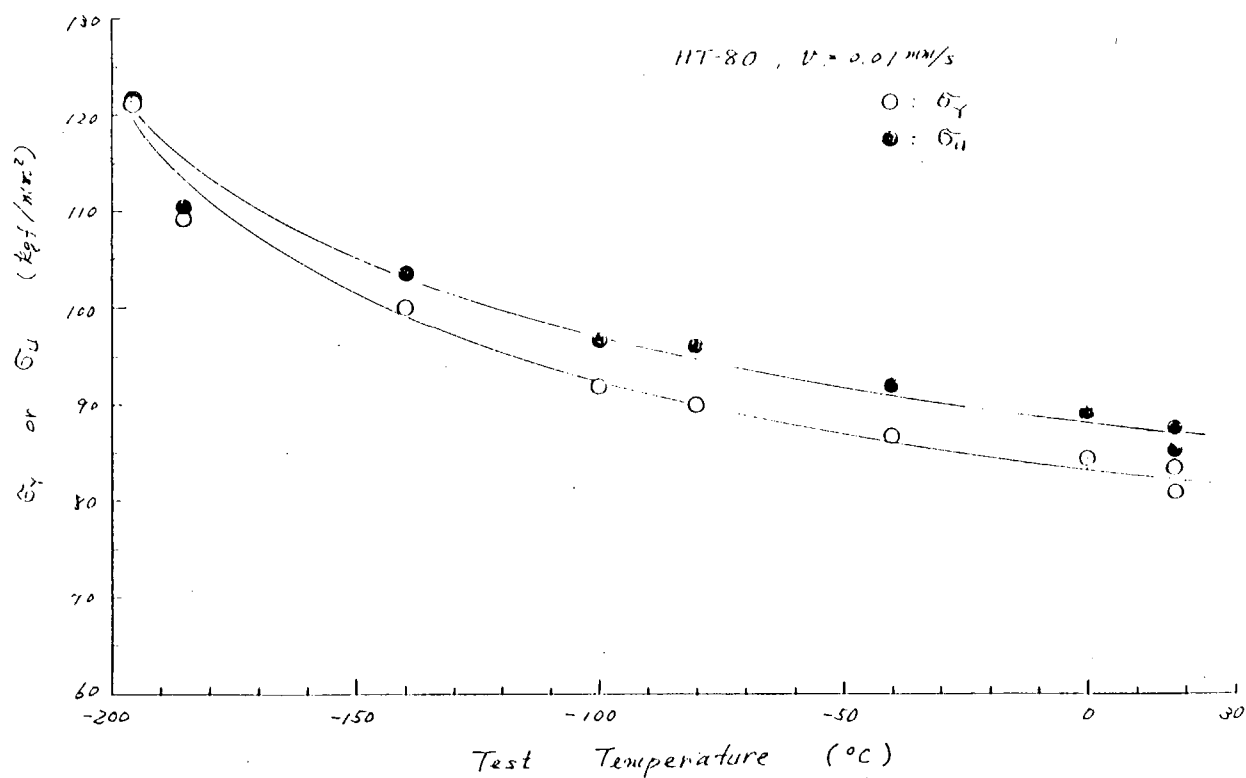


図 3.2.1 静的引張試験 ($v = 0.01 \text{ mm/s}$) による降伏点及び引張強さの温度依存性

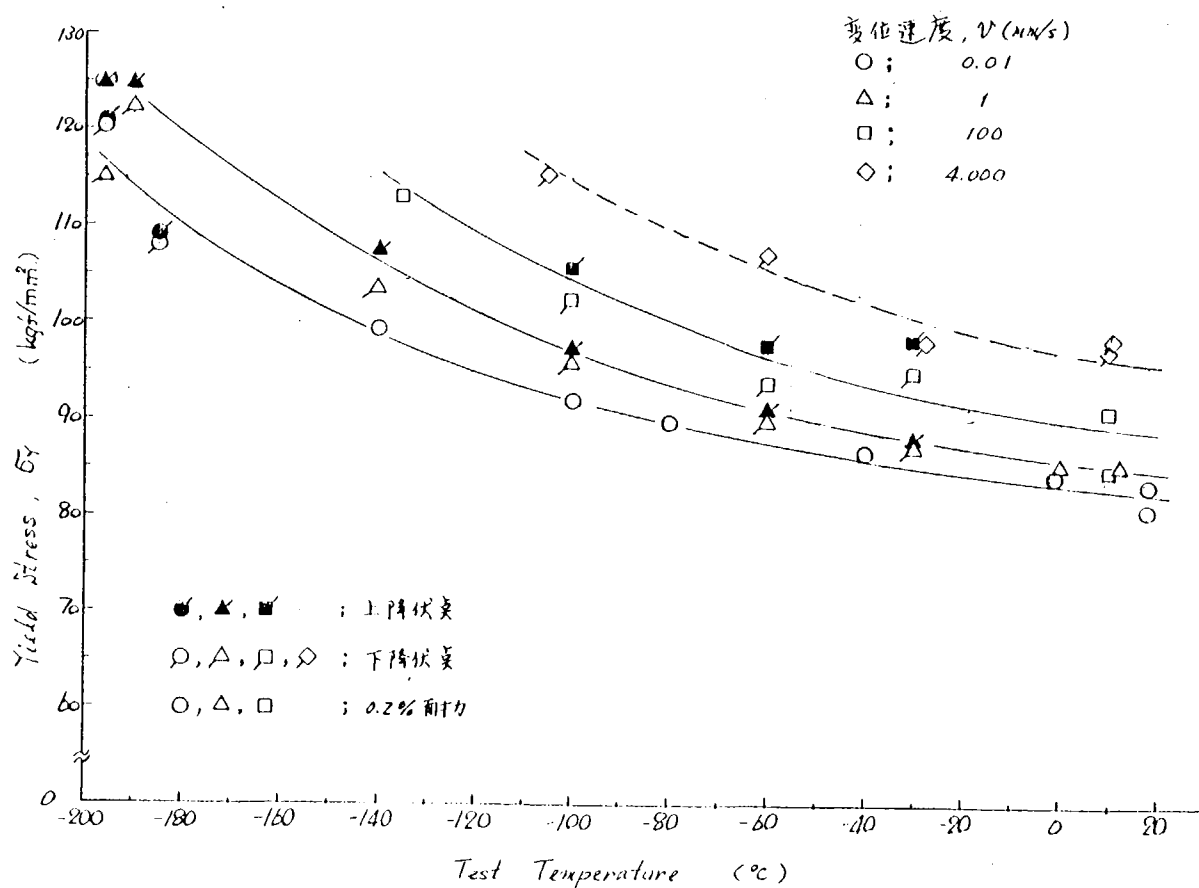


図 3.2.2 各種変位速度における降伏点の温度依存性

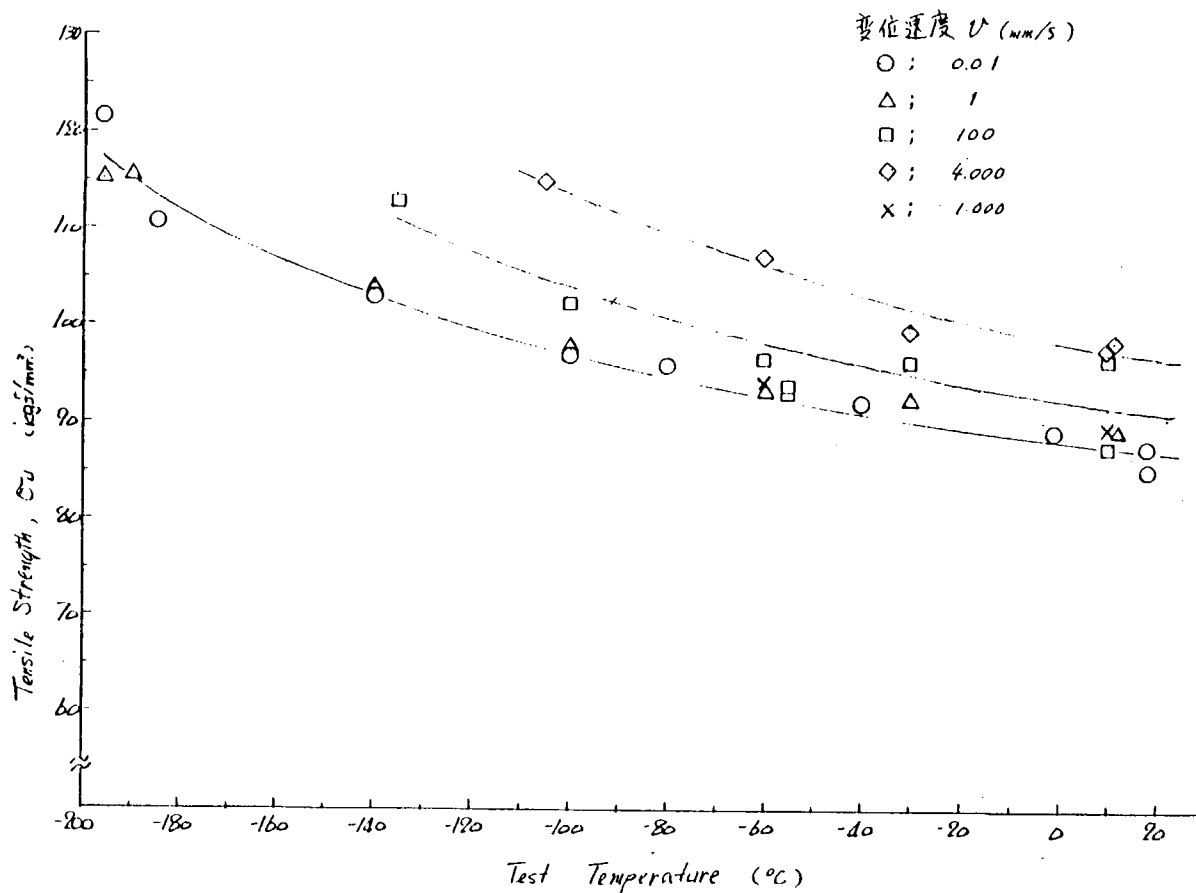


図 3.2.3 各種変位速度における引張強さの温度依存性

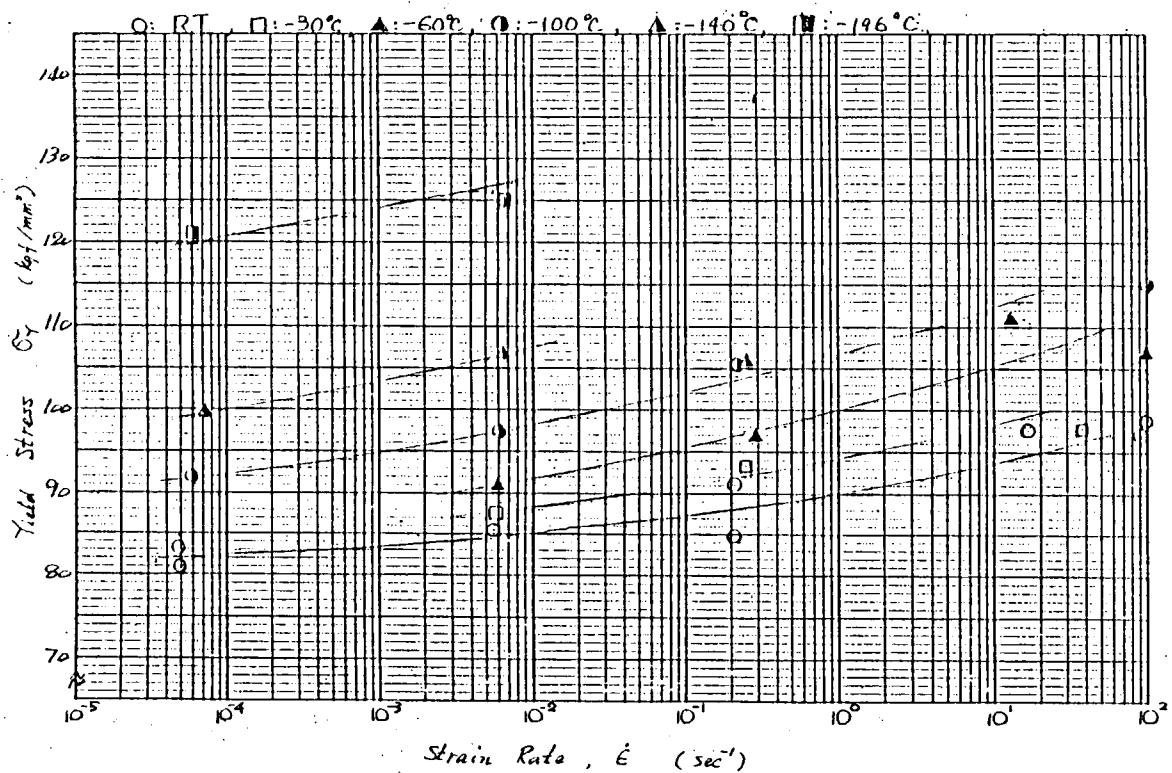


図 3.2.4 試験温度をパラメータとした降伏点のひずみ速度依存性

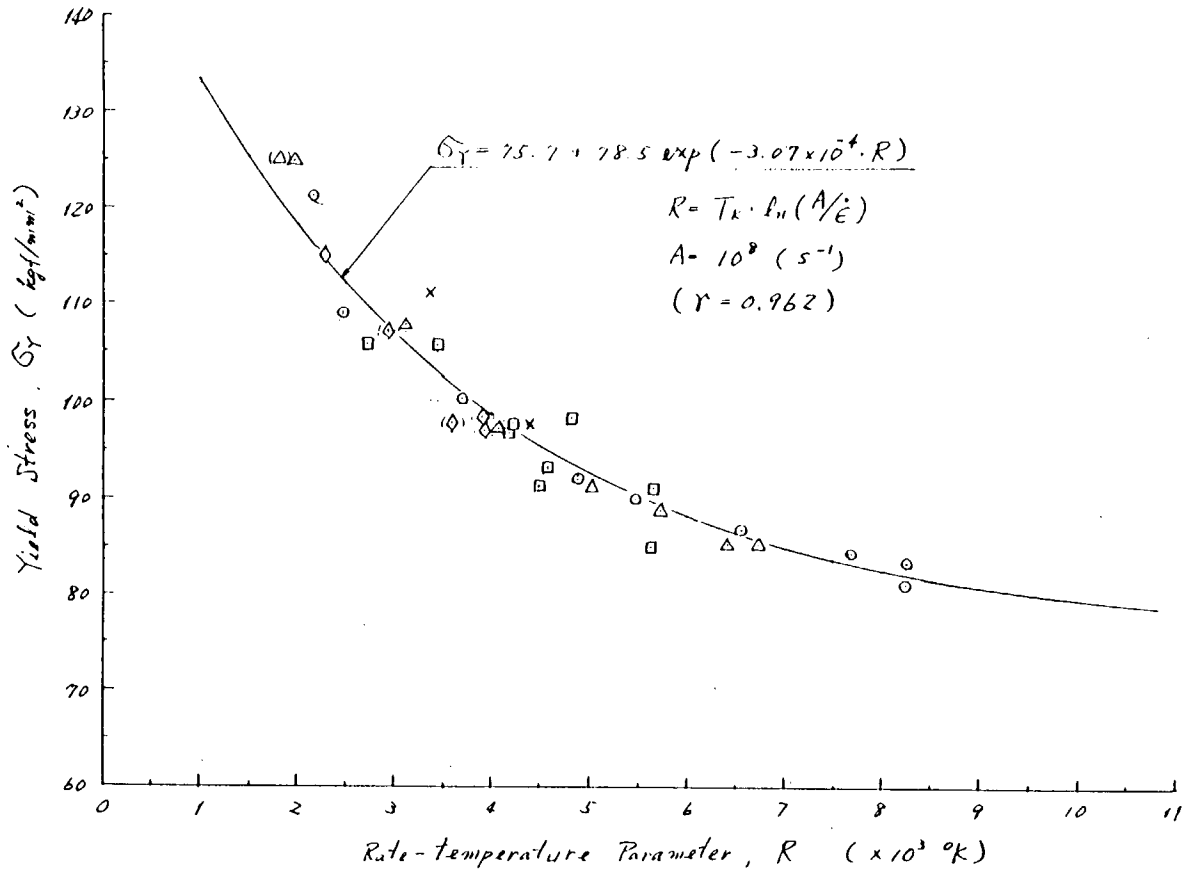


図 3.2.5 降伏点と Rate-temperature Parameter との相関関係

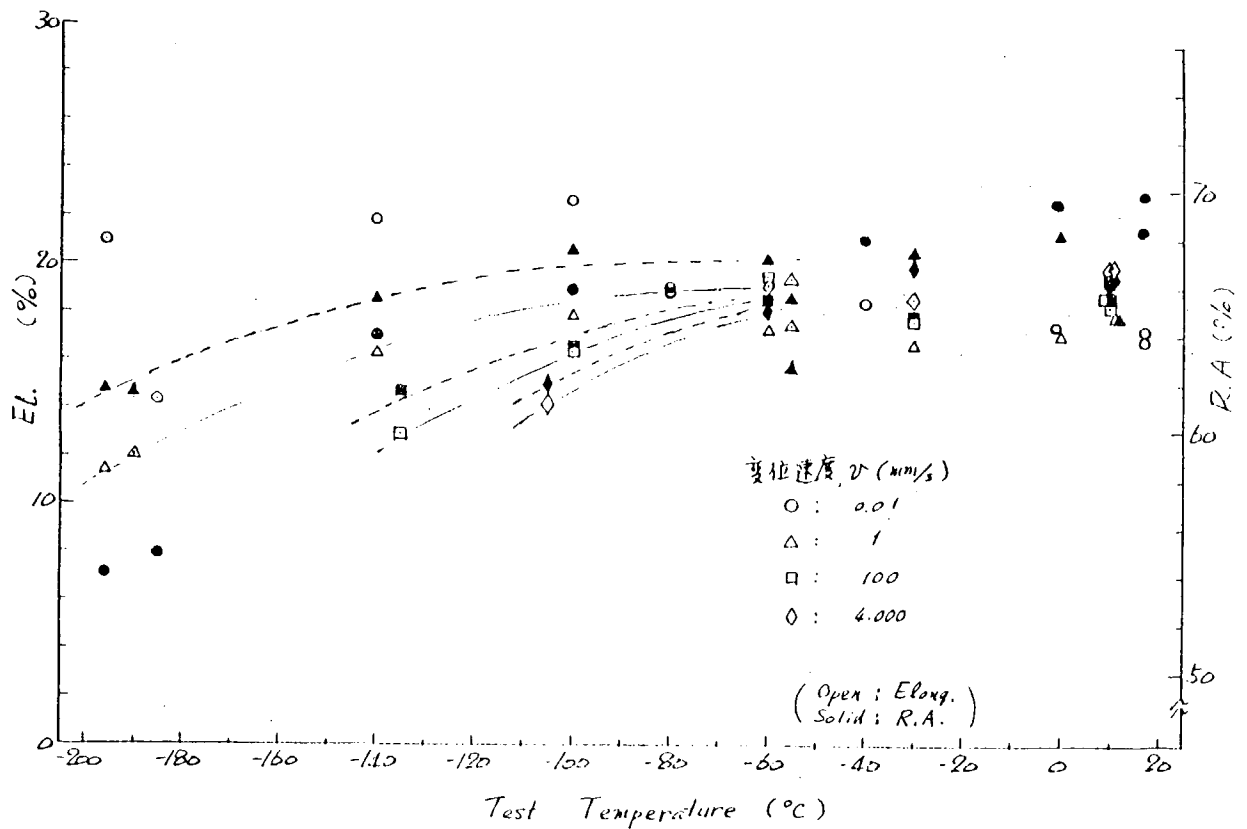


図 3.2.6 各種変位速度における伸び及び断面収縮率の試験温度による影響

3.3 V = 0.05 mm/s での破壊靱性試験結果

3.3.1 目 的

クロスヘッド変位速度が 0.05 mm/sec における破壊靱性値 δ_c を求める。

3.3.2 試 験 片

図 3.3.1 に試験片形状・寸法を示す。(a)は C T 試験片を、(b)は 3 点曲げ C T O D 試験片を示す。

3.3.3 試験方法

試験方法は高変位速度下での試験結果と直接比較ができるように C T 試験を主体としたが、試験法の相違による影響を調査するために BS 5762 に基づく 3 点曲げ C T O D 試験も合わせて行った。試験は 30 ton アムスラー試験機を用いて実施した。負荷速度の調整はクロスヘッドの変位を X-T レコーダーで記録し、時間軸に対するクロスヘッド変位の傾きが目標速度である 0.05 mm/s となるように油圧バルブの開閉を調節するように制御した。

3.3.4 試験条件

試験温度は 0, -20, -40, -60, -80°C の 5 温度とし、各温度において C T 試験片を各 2 体試験した。比較のため行った 3 点曲げ C T O D 試験は -80°C を除く 4 温度で実施し、-40°C のみ 2 繰返し、他の温度では各 1 体のみ実施した。

3.3.5 試験結果

試験結果を表 3.3.1 および 3.3.2 に示す。負荷変位速度は C T 試験の場合 0.034~0.050 mm/s の範囲に入っている。3 点曲げ C T O D 試験では -60°C において 0.158 mm/s と高い結果となったが、その他は 0.037~0.053 mm/s であり、ほぼ目標値が達成された。

δ_c の計算は、C T 試験片、3 点曲げ C T O D 試験片とも次式によって行った。

$$\delta_c = \frac{K^2 (1 - \nu^2)}{2 \sigma_Y E} + \frac{0.4 (W - a) V_P}{0.4W + 0.6a + Z} \quad (3.3.1)$$

ここで W : 図 3.3.1 参照

a : 切欠長さ

V_P : クリップゲージ変位の塑性成分

Z : 切欠端部からクリップゲージ変位計測位置までの距離

σ_Y : 降伏強度

E : ヤング率

ν : ポアソン比

K : 応力拡大係数

K 値の計算は C T 試験片に対しては ASTM E 399-83, 3 点曲げ C T O D 試験片に対しては BS 5762 に基く次式によった。

$$K = \frac{Y \cdot P}{B W^{1/2}} \quad (3.3.2)$$

$$\text{ここで } Y = \frac{\left(2 + \frac{a}{W}\right) \left\{0.886 + 4.64 \left(\frac{a}{W}\right) - 13.32 \left(\frac{a}{W}\right)^2 + 14.72 \left(\frac{a}{W}\right)^3 - 5.6 \left(\frac{a}{W}\right)^4\right\}}{\left(1 - \frac{a}{W}\right)^{\frac{3}{2}}}$$

(C T 試験片)

$$Y = \frac{S}{W} \left\{ 2.895 \left(\frac{a}{W}\right)^{\frac{1}{2}} - 4.605 \left(\frac{a}{W}\right)^{\frac{3}{2}} + 21.795 \left(\frac{a}{W}\right)^{\frac{5}{2}} - 37.665 \left(\frac{a}{W}\right)^{\frac{7}{2}} + 38.7 \left(\frac{a}{W}\right)^{\frac{9}{2}} \right\}$$

(3 点曲げ C T O D 試験片)

S : 3 点曲げスパン

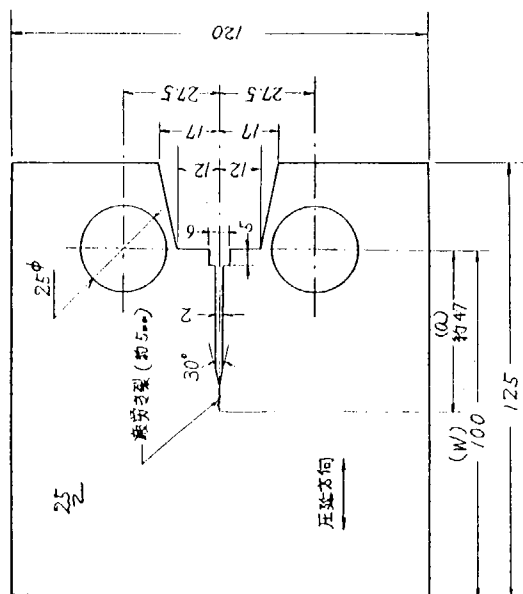
結果を図示したのが図 3. 3. 2 である。 δ_m が得られる -20°C 、 0°C において、リガメント寸法の差により 3 点曲げ C T O D 試験結果の方が C T 試験結果より低い値を示しているが、試験法による差はないと考えられる。図 3. 3. 3 ~ 3. 3. 6 には試験片破面の写真を示す。

表 3.3.1 C T 試験結果

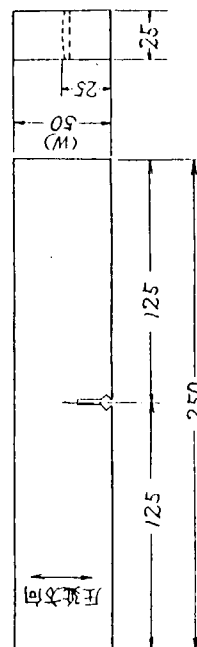
試験片番号	き裂長さ a (mm)	試験温度 T (°C)	降伏応力 σ_v (kgf/mm ²)	破壊荷重 P _r (kgf)	V _p (mm)	δ_c (mm)	負荷変位速度 v (mm/sec)	破壊型式 (BS 5762)
1	46.8	0	83.2	23,180	1.345	0.593	0.042	(V)
2	46.9	0	83.2	23,530	1.182	0.547	0.042	(V)
3	46.9	-20	84.5	23,480	1.236	0.561	0.034	(V)
4	46.5	-20	84.5	23,630	1.400	0.615	0.035	(V)
5	46.9	-40	86.0	19,430	0.145	0.152	0.039	(III)
6	47.1	-40	86.0	19,080	0.164	0.166	0.036	(III)
7	47.0	-60	88.0	14,790	0.055	0.084	0.050	(I)
8	46.9	-60	88.0	18,880	0.189	0.168	0.043	(III)
9	46.6	-80	90.2	14,890	0.055	0.087	0.048	(I)
10	47.0	-80	90.2	15,490	0.018	0.078	0.040	(I)

表 3.3.2 三点曲げ C T O D 試験結果

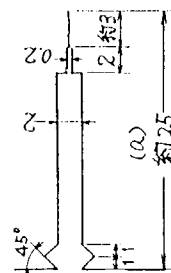
試験片番号	き裂長さ a (mm)	試験温度 T (°C)	降伏応力 σ_v (kgf/mm ²)	破壊荷重 P _r (kgf)	V _p (mm)	δ_c (mm)	負荷変位速度 v (mm/sec)	破壊型式 (BS 5762)
1	26.6	0	83.2	8,714	1.446	0.464	0.046	(V)
2	26.8	-20	84.5	9,119	0.784	0.299	0.045	(V)
3	26.8	-40	86.0	8,663	0.262	0.153	0.037	(III)
4	26.7	-40	86.0	8,511	0.246	0.146	0.053	(III)
5	26.9	-60	88.0	7,498	0.077	0.085	0.158	(I)



(a) CT試験片



切欠詳細



(b) CTOD試験片

図 3.3.1 試験片形状・寸法

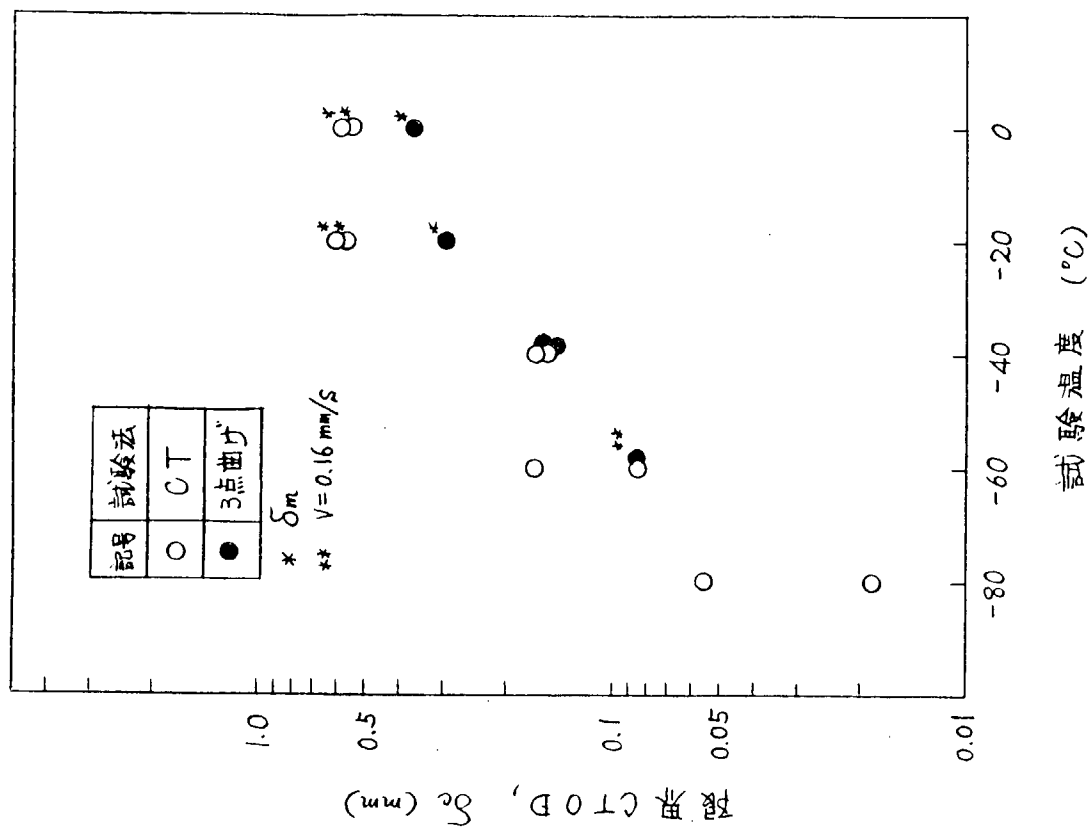


図 3.3.2 $V=0.05 \text{ mm/s}$ における破壊靱性値 δ_c

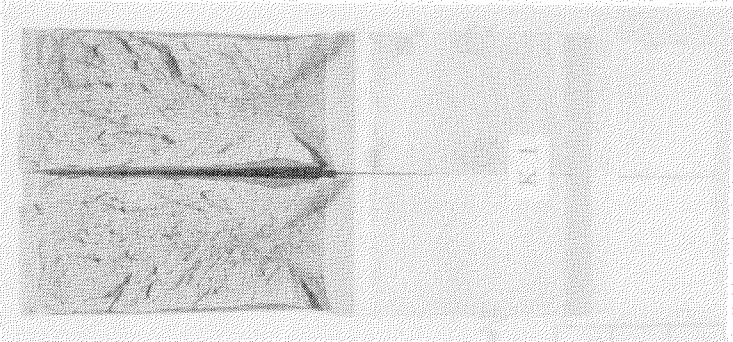
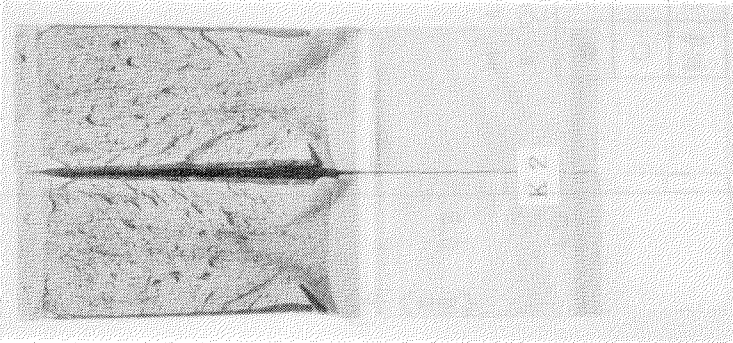
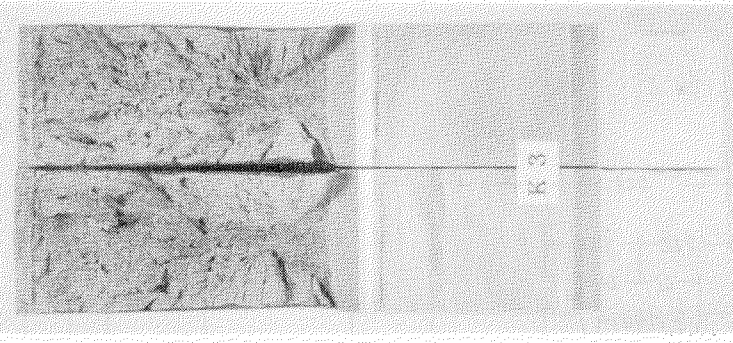
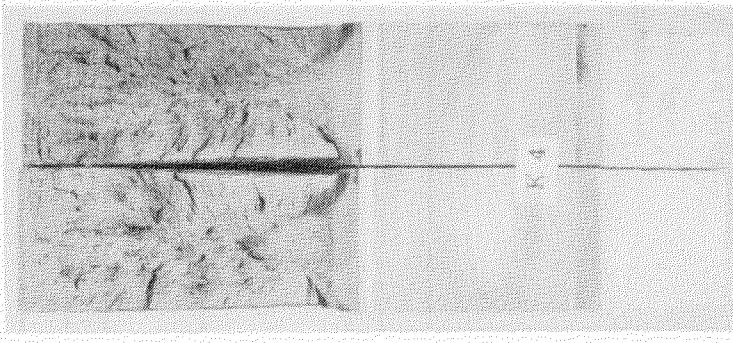
試験温度	破 面 写 真
0°C	
0°C	
-20°C	
-20°C	

図 3.3.3 CT 試験片破面 (その1)

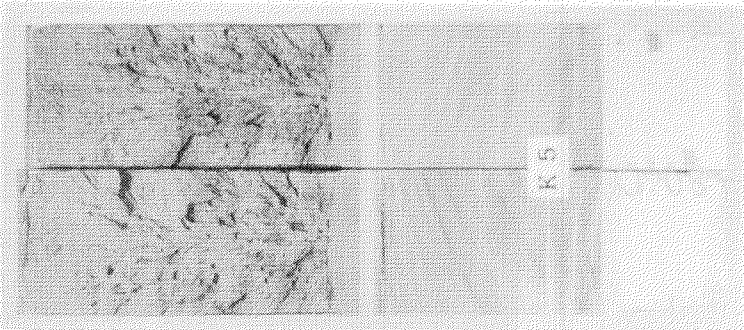
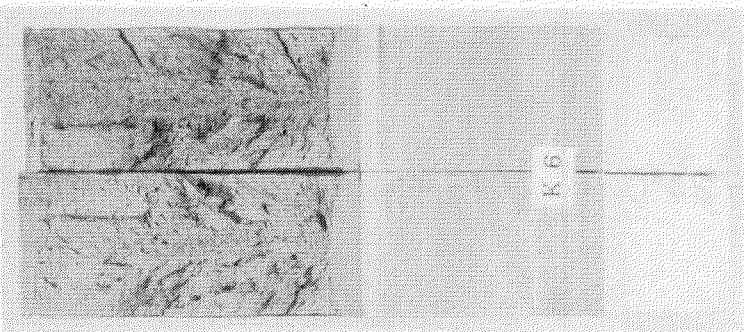
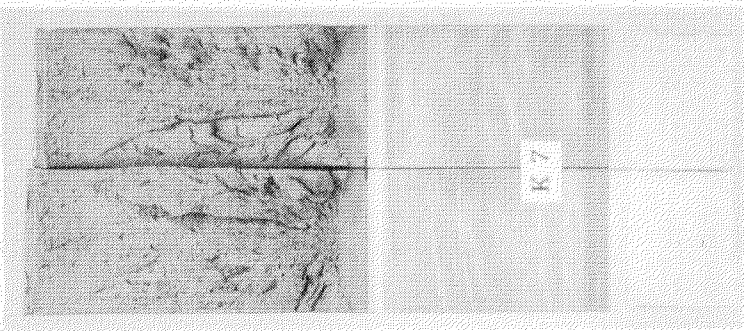
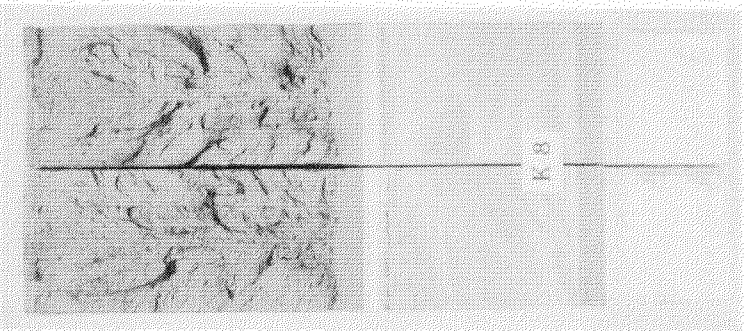
試験温度	破 面 写 真
-40℃	
-40℃	
-60℃	
-60℃	

図3.3.4 CT試験片破面（その2）

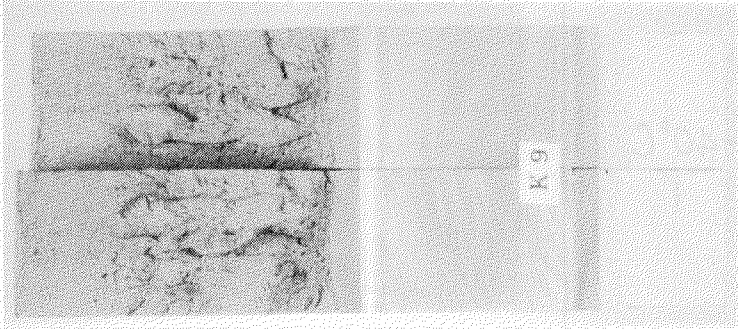
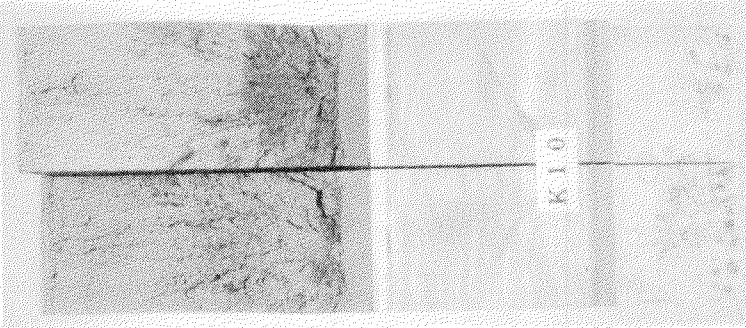
試験温度	破 面 写 真
-80℃	
-80℃	

図3.3.5 CT試験片破面（その3）

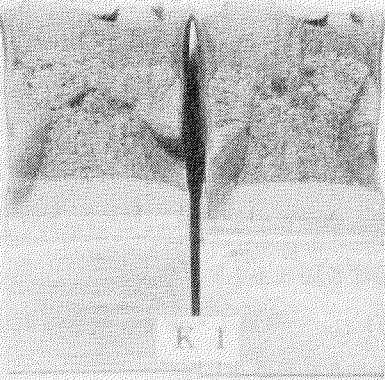
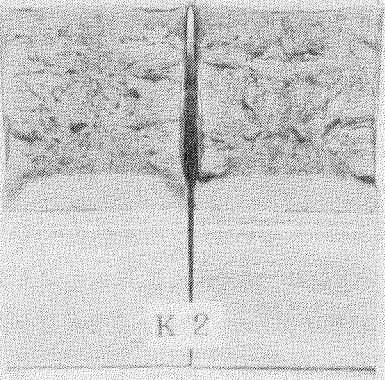
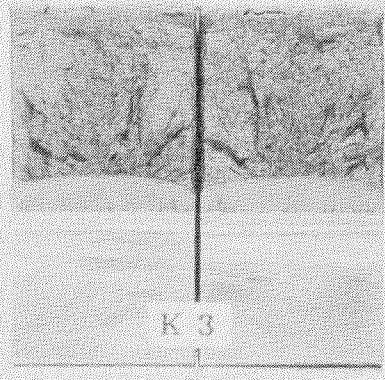
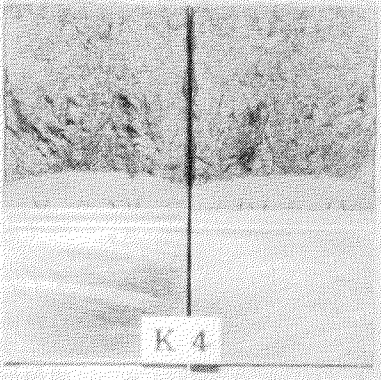
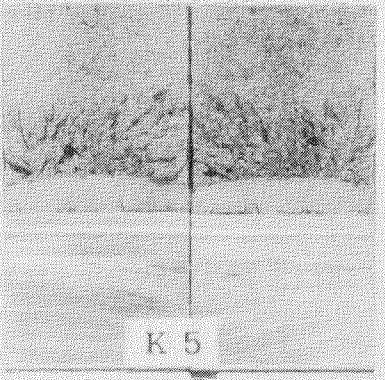
試験温度	破 面 写 真	
0°C		
-20°C		
-40°C		
-60°C		

図 3.3.6 CTOD 試験片破面

3.4 V = 1 mm/s での破壊靱性試験結果

3.4.1 試験条件

クロスヘッド速度（アクチュエーター速度）毎秒1mmによるCT試験およびCOD試験

3.4.2 試験方法

(1) 使用試験機

200トン（2MN）クローズド・ループ電気油圧式疲労試験機を用い、アクチュエーター速度制御の試験を実施した。

(2) 試験片

試験片は3.3項～3.6項に共通の板厚25mm側面形状2TタイプのCT試験片と、これに加え、板厚25mm、試験片深さ100mmのCOD試験片である。試験片形状を図3.4.1に示す。

予亀裂の導入条件は応力拡大係数の最大値 $K_{f\max} = 75 \text{ kgf} \cdot \text{mm}^{-\frac{3}{2}}$ 、変動幅 $70 \text{ kgf} \cdot \text{mm}^{-\frac{3}{2}}$ とした。試験片幅 $W = 100 \text{ mm}$ に対し、5mmの疲労亀裂を準備することを目標とした。

(3) 試験

試験は、CT試験では雰囲気制御状態で、COD試験ではエチルアルコール冷媒中に、試験片を浸潤させる状態で実施した。荷重・変位関係については、出力信号を一度トランジェント・メモリーに記憶させ後刻、再生解析する方法をとった。

3.4.3 試験結果

計測された荷重と開口変位からBSI規格BS 5762に記載されている次式に従い、限界CTOD δ_c 、 δ_u 、 δ_m （それぞれ破面が完全に脆性であった場合の限界CTOD、破面に延性亀裂の発生が認められた場合の限界CTOD、荷重変位曲線で最大荷重が現れ、延性亀裂の状態にともない除荷が生じた場合の最大荷重時の限界CTOD）を計算した。

$$\delta = \frac{K^2 (1 - \nu^2)}{2 \sigma_Y E} + \frac{0.4 (W - a) V_P}{0.4 W + 0.6 a + Z} \quad (3.4.1)$$

δ	： 亀裂先端開口変位量	(単位：mm)
K	： 応力拡大係数	($\text{kgf} \cdot \text{mm}^{-\frac{3}{2}}$)
E	： 縦弾性係数	(kgf / mm^2)
σ_Y	： 降伏応力	(kgf / mm^2)
ν	： ポアソン比	
W	： 試験片深さ	(mm)
a	： 亀裂長さ	(mm)
Z	： クリップ・ゲージ測定位置の距離補正（ここでは $Z = 0$ ）	(mm)
V_P	： クリップ・ゲージ変位の塑性成分	(mm)

ここで、応力拡大係数は、次式によった。

〔CT試験片〕

$$K = \frac{P}{BW^{\frac{1}{2}}} \cdot f\left(\frac{a}{W}\right)$$
$$f\left(\frac{a}{W}\right) = \frac{\left\{ 2 + \left(\frac{a}{W}\right) \right\} \left\{ 0.886 + 4.64 \left(\frac{a}{W}\right) - 13.32 \left(\frac{a}{W}\right)^2 + 14.72 \left(\frac{a}{W}\right)^3 - 5.64 \left(\frac{a}{W}\right)^4 \right\}}{\left\{ 1 - \left(\frac{a}{W}\right) \right\}^{\frac{3}{2}}}$$

(3.4.2)

〔C O D試験片〕

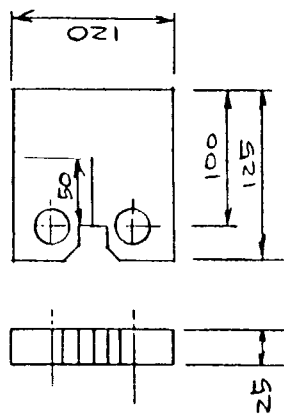
$$K = \left(\frac{PS}{BW^{\frac{3}{2}}} \right) f \left(\frac{a}{W} \right)$$

$$f \left(\frac{a}{W} \right) = 3 \left(\frac{a}{W} \right)^{\frac{1}{2}} \frac{ \left[1.99 - \left(\frac{a}{W} \right) \left(1 - \frac{a}{W} \right) \left\{ 2.15 - 3.93 \left(\frac{a}{W} \right) + 2.7 \left(\frac{a}{W} \right)^2 \right\} \right] }{ 2 \left\{ 1 + 2 \left(\frac{a}{W} \right) \right\} \left(1 - \frac{a}{W} \right)^{\frac{3}{2}} } \quad (3.4.3)$$

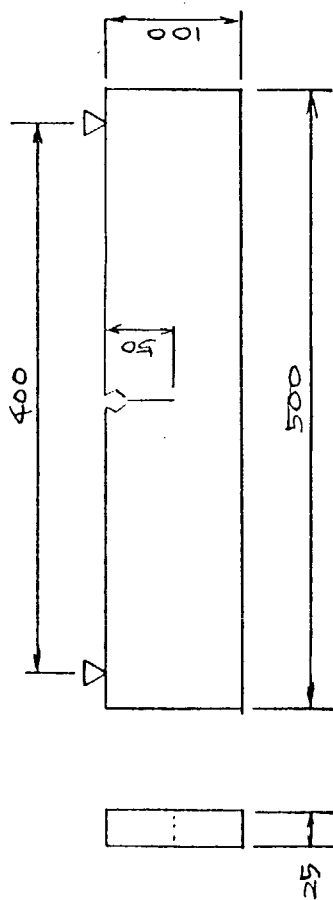
結果を表 3.4.1 および表 3.4.2 に示す。限界C T O Dの温度依存性を図 3.4.2 に示す。B S規格の破壊様式Ⅰ～Ⅴの区別に従い、様式Ⅰでは δ_c 、様式Ⅲでは δ_u 、様式Ⅴでは δ_m を示した。1例だけpop-inを生じた（様式Ⅱ）。その場合には δ_c および δ_m の双方を示した。

3.4.4 試験片破面

破面写真を図 3.4.3 に示す。試験温度 0℃では破面全体が延性破面であった。-60℃以下では疲労亀裂端より全領域にわたり脆性破面であった。



(a) CT試験片



(b) COD試験片

(単位: mm)

図 3.4.1 試験片の形状および寸法

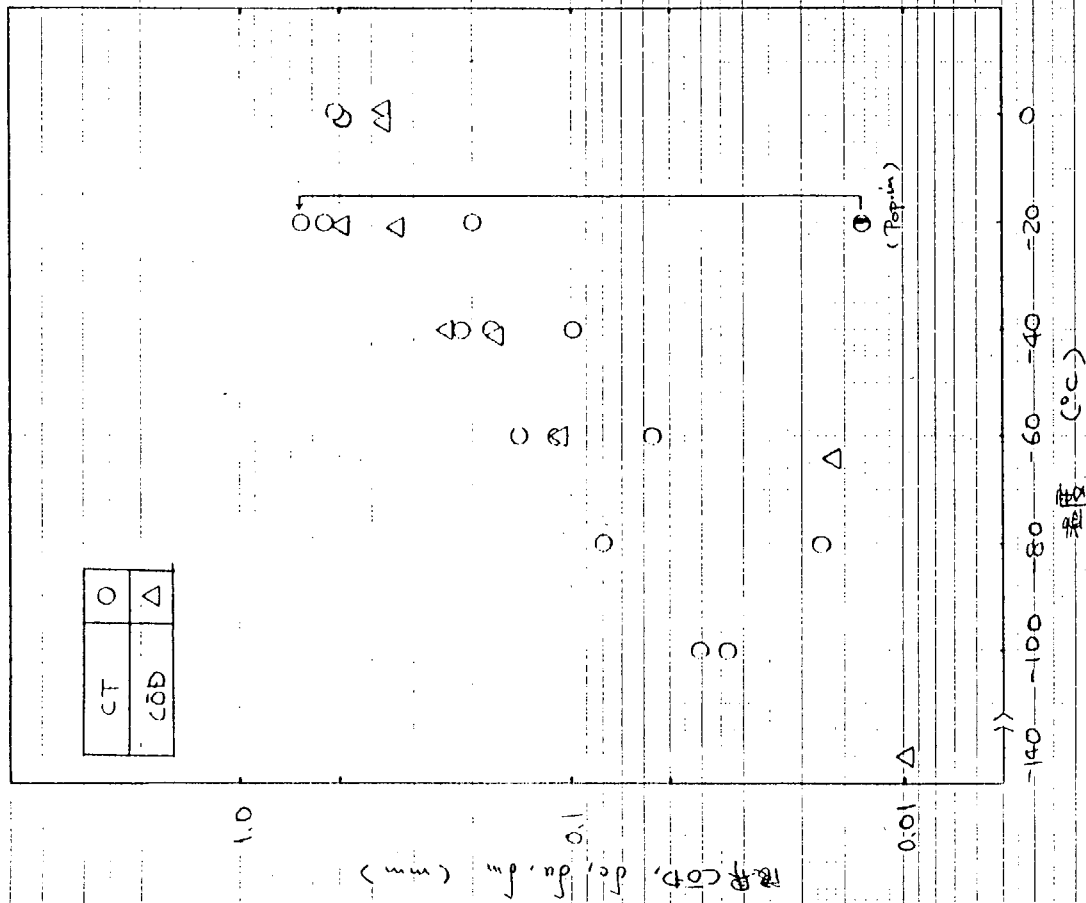


図 3.4.2 限界CODの温度依存性 (試験条件: アクチュ

エータ速度 1 mm/sec.)

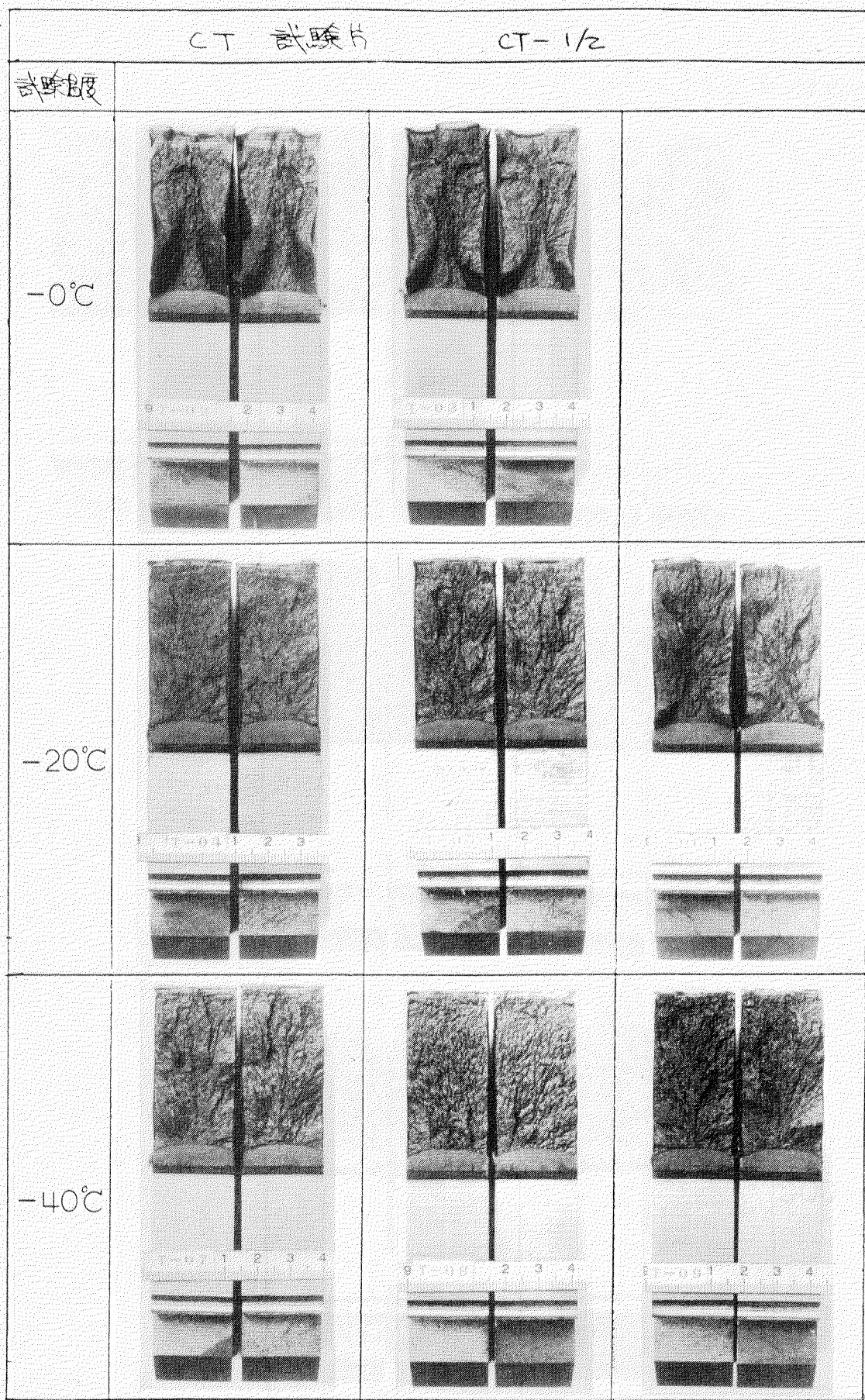


图3.4.3(a) 破 面 (CT)

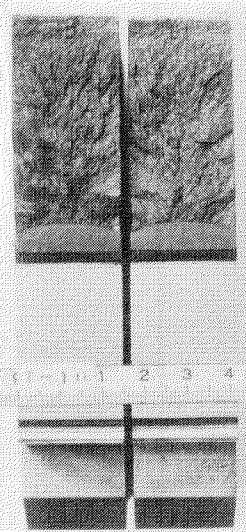
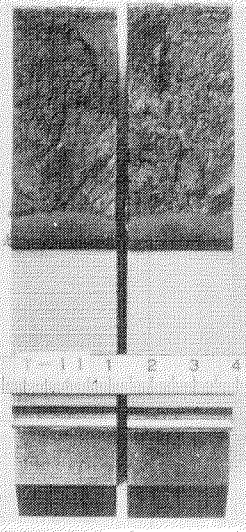
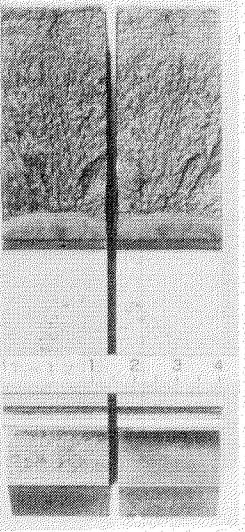
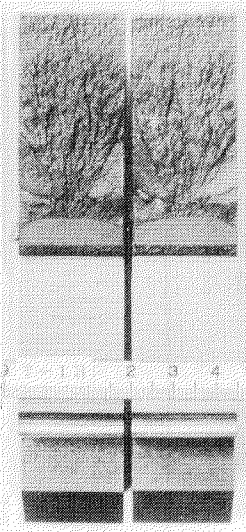
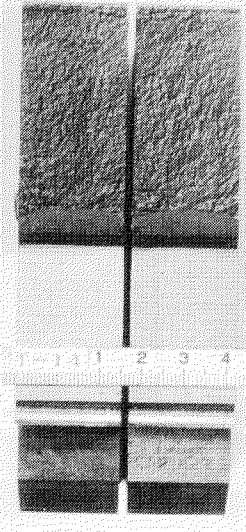
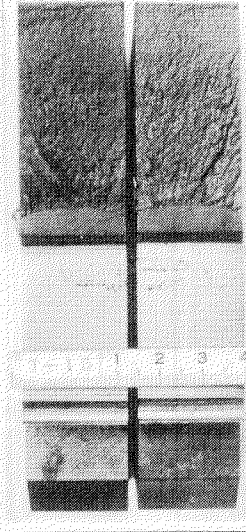
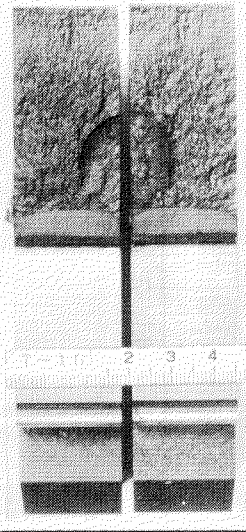
CT 試驗片 CT-2/2			
試驗溫度			
-60°C			
-80°C			
-100°C			

圖 3.4.3(b) 破 面 (CT)

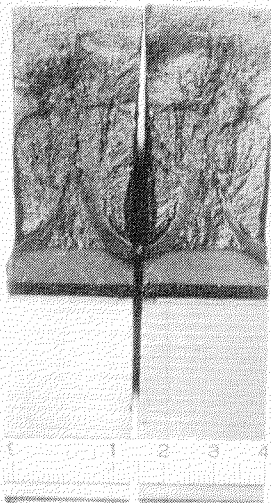
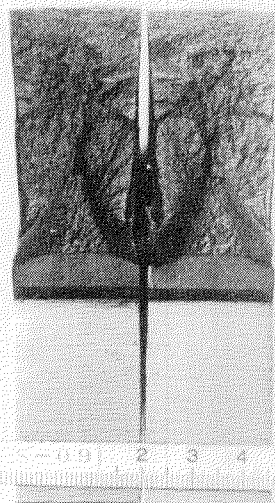
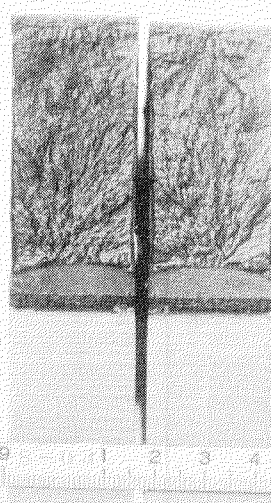
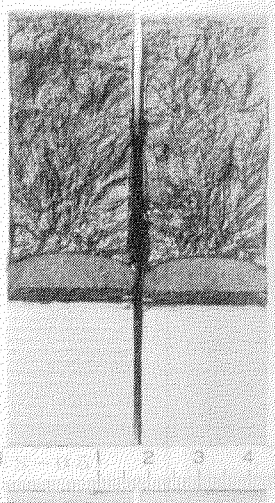
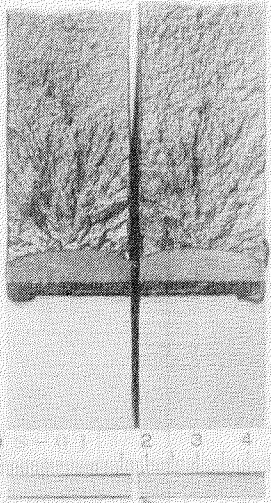
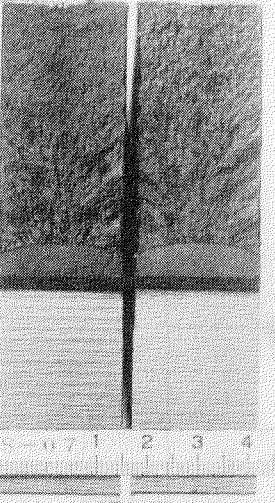
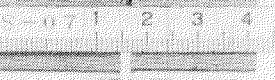
COD試験片		COD-1/2	
試験温度			
0℃			
			
-20℃			
			
-40℃			
			

図3.4.3(c) 破 面 (COD)

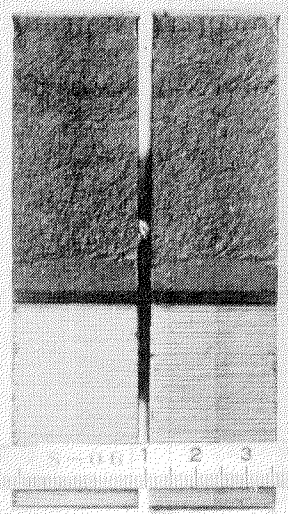
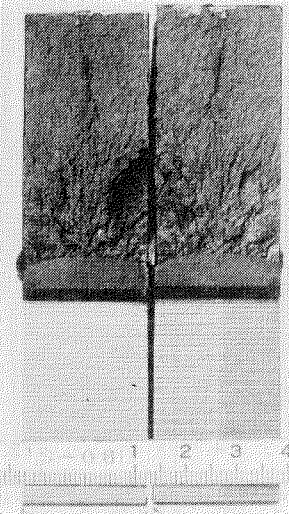
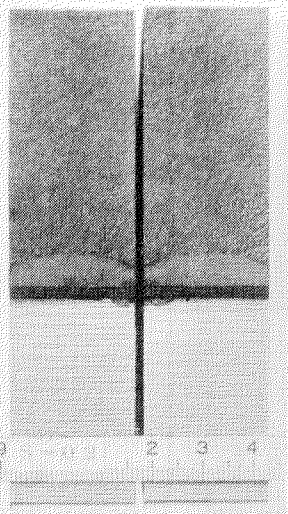
COD 試験片		COD-2/2	
試験板			
-60℃			
-140℃			

図 3.4.3(d) 破 面 (COD)

表 3.4.1 C T 試 験 結 果

切欠き 位 置	試 験 片 寸 法			試験温度	荷 重	クリップゲージ変位		限界COD値	破 壊 様 式
	板厚 t (mm)	幅 W (mm)	切欠き長さ a (mm)	T (℃)	P (kg f)			δ_c (mm)	
						V _g (mm)	V _p (mm)		
母 材 C方向	25.04	100.0	51.55	0	20,000 —	2.58 9.2 <	1.18 8.0 <	0.49 2.36	V
	25.12	100.0	51.31	0	21,250 17,100	2.66 6.30	1.20 5.13	0.52 1.60	V
	25.14	100.0	51.59	— 20	(14,060) 16,560	(1.172) 3.12	(0.190) 1.97	(0.135) 0.65	II
	25.15	100.0	51.29	— 20	17,500	1.484	0.280	0.203	III
	25.04	100.0	51.29	— 20	20,310 18,730	2.81 5.47	1.41 4.17	0.56 1.32	V
	25.07	100.0	51.32	— 40	18,440	1.565	0.291	0.218	III
	25.18	100.0	51.36	— 40	12,500	0.97	0.128	0.098	III
	25.15	100.0	51.41	— 40	17,190	1.375	0.186	0.171	I
	25.14	100.0	51.21	— 60	16,250	1.266	0.152	0.145	I
	24.97	100.0	51.03	— 60	14,690	1.111	0.099	0.112	I
	25.02	100.0	50.93	— 60	10,940	0.781	0.038	0.057	I
	25.01	100.0	51.22	— 78	13,130	0.953	0.048	0.080	I
	25.19	100.0	50.89	— 78	6,880	0.469	0.0	0.0177	I
	25.03	100.0	51.10	—100	9,530	0.688	0.0	0.034	I
	25.17	100.0	51.02	—100	10,630	0.743	0.0	0.042	I

(注) (a) 様式 V については 上段 最大荷重の時点における値

下段 破断時点における値

(b) 様式 II については () Pop-in 時点における値

下段 破断時点における値

(亀裂長さは初期状態として計算)

表 3.4.2 C O D 曲げ試験結果

切欠き 位 置	試 験 片 寸 法			試験温度	荷 重	クリップゲージ位置		限界COD 値	破 壊 様 式
	板 厚 t (mm)	幅 W (mm)	切欠き長さ a (mm)	T (℃)	P (kg f)	Z = 0 mm		δ_c (mm)	
						V _g (mm)	V _p (mm)		
母 材 C 方向	25.11	100.0	51.26	0	16,500 13,800	1.94 6.70	0.89 5.74	0.37 1.75	V
	25.14	100.0	51.39	0	15,940 —	1.94 4.13 <	0.88 3.09 <	0.37 0.97 <	V
	25.09	100.0	50.77	— 21	16,410	1.81	0.76	0.34	III
	25.18	100.0	51.24	— 21	16,410	2.38	1.30	0.49	III
	25.12	100.0	51.22	— 40	15,780	1.47	0.43	0.24	III
	25.15	100.0	50.94	— 41	14,690	1.188	0.236	0.169	I
	25.09	100.0	51.14	— 60	12,500	0.938	0.117	0.107	I
	25.14	100.0	51.35	— 64	5,780	0.375	0.0	0.016	I
	25.09	100.0	51.33	—140	4,690	0.280	0.0	0.0098	I

(注) 様式 V について：上段 最大荷重の時点における値

下段 破断時点における値

3.5 V = 100 mm / s での破壊靱性試験結果

3.5.1 試験条件

油圧アクチュエータの変位速度を100mm/sとした、高速変形負荷方式によるCT試験を実施する。

3.5.2 試験片及び試験方法

用いた試験片は図3.1.2に示す、2T-Typeの試験片である。ただし、試験片板厚は供試材の圧延板厚のままとしている。

試験片の採取方向は、切欠加工方向が圧延方向と平行となるようにした（C方向）。

試験は20t/100t大型高速引張試験装置を使用して行った。試験要領は昭和60年度共同研究（2.6“各種ひずみ速度下におけるCT試験結果”）の場合と同様である。すなわち、所定の変形速度を試験片に加えるため、あらかじめ、試験片を取付けた負荷機構が油圧アクチュエータと共に助走し、所定の速度に達した後、試験片に負荷を与える方式としている。

3.5.3 試験結果

試験結果を総括して表3.5.1及び表3.5.2に示す。試験結果から、破壊靱性値 K_{Id} の温度依存性を図3.5.1に、限界COD、 δ_c の温度依存性を図3.5.2に示した。

表 3.5.1 CT試験結果（ $v = 100 \text{ mm/s}$ ）

No	W	B (mm)	a	a/W	T (°C)	SY (kgf/mm ²)	SU (kgf/mm ²)	P (t)	V_g/dL	U (t・mm)
8	99.90	24.94	50.63	.5068	0	83.20	87.60	21.02	2.10	27.46
20	99.90	25.03	50.00	.5005	0	83.20	87.60	21.15*	2.70*	38.98
1	99.93	24.79	51.74	.5178	-20	84.50	89.50	19.68	2.30	28.41
6	99.98	25.04	51.33	.5134	-20	84.50	89.50	19.68	1.97	22.83
14	99.90	24.98	51.91	.5186	-20	84.50	89.50	18.15	1.66	17.25
2	99.90	24.80	53.75	.5380	-40	86.00	91.50	13.00	1.16	7.92
5	99.90	24.90	49.45	.4950	-40	86.00	91.50	15.20	1.05	8.32
10	99.60	24.99	51.48	.5169	-40	86.00	91.50	14.00	1.10	8.00
4	99.35	24.93	51.28	.5162	-60	88.00	93.60	14.20	1.09	8.00
19	99.90	24.95	51.94	.5199	-60	88.00	93.60	7.08	44	1.58
16	99.90	24.92	52.32	.5237	-60	88.00	93.60	—	95	—
11**	99.98	25.05	51.55	.5156	-60	88.00	93.60	12.35	92	5.69
13**	99.95	25.04	51.35	.5138	-60	88.00	93.60	10.05	75	3.80
15**	99.88	25.02	52.47	.5254	-60	88.00	93.60	11.82	93	5.63
3	99.85	24.92	50.98	.5106	-80	90.20	96.50	8.00	55	2.11
9	99.88	24.98	50.67	.5073	-80	90.20	96.50	10.50	69	3.63
17	99.93	25.08	50.93	.5097	-80	90.20	96.50	5.70	37	1.06

*) P_{max} 及び P_{max} における値

**) 変位速度；0.1～0.04 m/s

表 3.5.2 C T試験結果及び破壊靱性値 ($v = 100 \text{ mm/s}$)

No	Temp (°C)	P (t)	V_g (mm)	K_d ($\text{kg}/\text{mm}^{\frac{3}{2}}$)	B	δ_c^{**} (mm)	J_d (kg/mm)	B_1 (mm)	K_I ($\text{kg}/\text{mm}^{\frac{3}{2}}$)	J/SY (mm)	破壊モード (***)
8	0	21.0	2.096	826.5	247	.382	53.2	16	1 108.3	.640	(Ⅲ)
20	0	21.2*	2.700*	813.1	239	>.576	73.6	22	1 303.1	.884	V
1	-20	19.7	2.297	805.2	227	.425	56.4	16	1 141.1	.668	(Ⅲ)
6	-20	19.7	1.968	786.2	216	.332	44.9	13	1 018.0	.531	(Ⅲ)
14	-20	18.2	1.658	738.9	191	.237	34.5	10	892.1	.408	I
2	-40	13.0	1.160	567.4	109	.108	16.7	5	621.6	.195	I
5	-40	15.2	1.052	577.9	113	.100	16.2	5	612.2	.189	I
10	-40	14.0	1.104	567.5	109	.104	16.2	5	612.0	.189	I
4	-60	14.2	1.088	576.4	107	.099	16.3	4	613.1	.185	I
19	-60	7.1	444	289.8	.27	.016	3.2	1	273.2	.037	I
16	-60	—	952	—	—	.074	—	—	—	—	I
11	-60	12.4	920	496.6	80	.070	11.5	3	515.4	.131	I
13	-60	10.1	752	402.0	52	.047	7.7	2	420.5	.087	I
15	-60	11.8	928	490.8	78	.070	11.6	3	516.7	.131	I
3	-80	8.0	548	318.5	31	.025	4.3	1	314.5	.048	I
9	-80	10.5	689	412.9	52	.039	7.3	2	409.3	.080	I
17	-80	5.7	370	224.8	16	.011	2.1	1	221.1	.023	I

*) $P_{\max}$ 及び $P_{\max}$ における値**) δ_c : $\delta_c = 0.45 (W - a) (V_g - V') / (0.45 W + 0.55 a) \dots\dots\dots (V_g \geq 2 V')$ $\delta_c = 0.45 (W - a) V_g^2 / (0.45 W + 0.55) / (4 V') \dots\dots\dots (V_g < 2 V')$ $V' = r \sigma_{yst} \cdot W / E'$ $r = 2.34$

***) BS5762 但し (Ⅲ) 延性き裂の発生が伴っていることを示す。

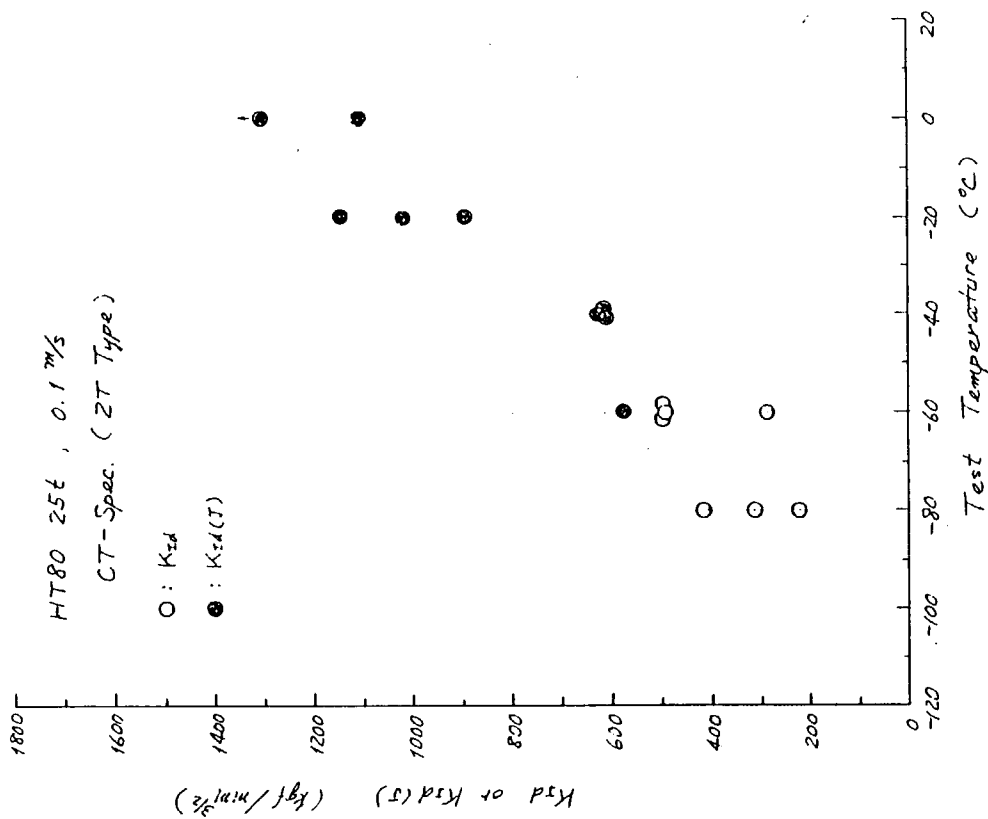


図 3.5.1 破壊靱性値 K_{Id} 又は $K_{Id}(J)$ の温度依存性
($V = 100 \text{ mm/s}$)

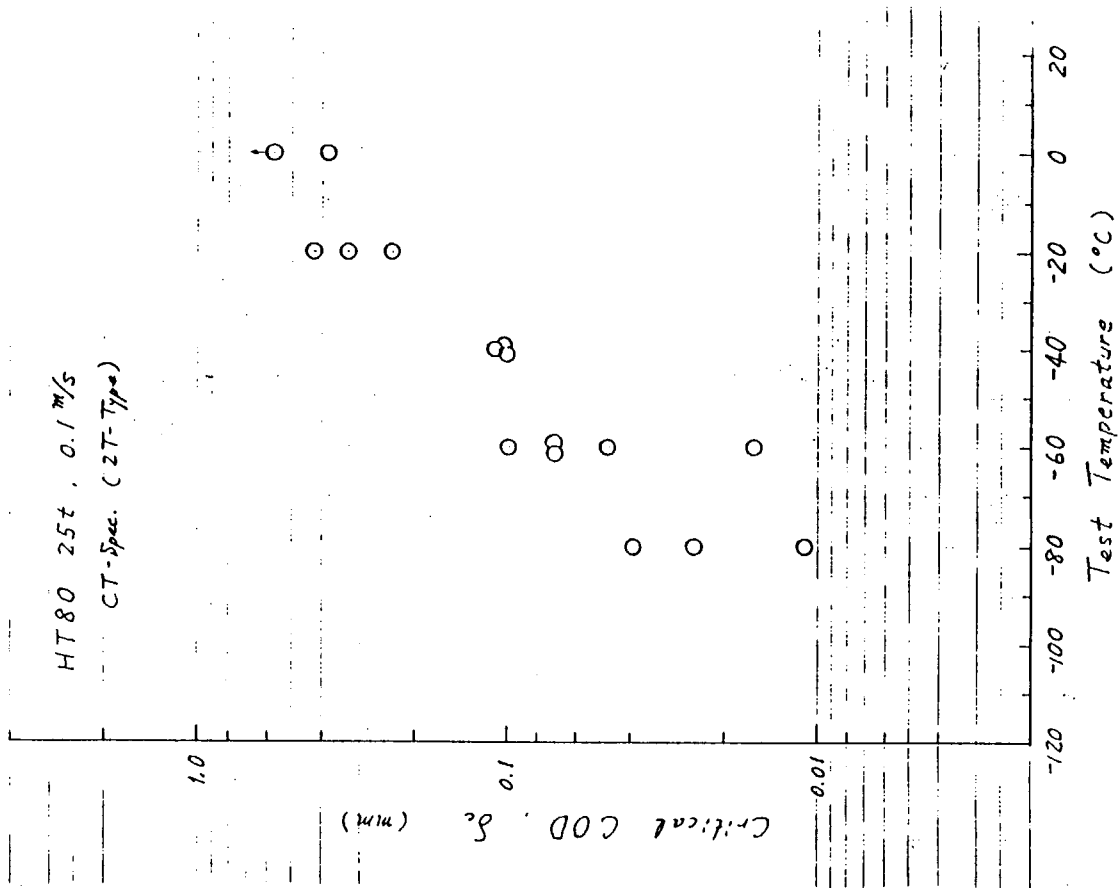


図 3.5.2 限界CTODの温度依存性 ($V = 100 \text{ mm/s}$)

3.6 V = 3 000 mm/s での破壊靱性試験結果

3.6.1 試験方法

A S T M E399 に定められた C T 試験片 (B = 25mm, W = 100 mm) を用いたアクチュエーター速度 3 000 mm/s の設定で試験を行った。試験データは開口変位を非接触変位計で、荷重を治具に貼付した歪ゲージにより測定した。歪ゲージ貼付位置を図 3.6.1 に示す。データは図 6.3.2 に示す計測システムによりコンピューターに取り込み、データ処理を行った。

3.6.2 試験結果

試験は -80℃ ~ 0℃ の温度範囲で 1 温度 3 体行った。結果を表 3.6.1 に示す。解析には図 3.6.1 の P 1 を荷重として用いた。但し試験片 24, 31 に付いては P 3 を用いた。また試験片 31 に歪ゲージを貼り P 1 の応答の遅れを測定しそれを用いて他のデータも補正して解析した。(Δt = 70 μs)

表中の C O D の値は B S 5762 に準じて計算した。表中の $K_{I,d}$ の値に () が付いているものは $B \geq 2.5(K/\sigma_y)^2$ の条件を満たしていないものである。 $K_{I,d}$, C O D の温度変化を図 3.6.3, 図 3.6.4 に示した。

表 3.6.1 破壊靱性試験結果

TP-NO	Temp ℃	W mm	B mm	a mm	P ₀ kN	v m/s	V _p mm	δc mm	K _{I,d} MPa√m	K _{I,d} (J) MPa√m	dK/dt GPa√m/s	Remarks
7	-20	100	25	50.7	133.0	1.56	0.139	0.134		181.8	299	
8	-20	100	25	50.1	131.2	1.57	0.183	0.077	(161.3)		327	pop-in
9	-40	100	25	50.0	87.5	1.31	0.065	0.054	(107.0)		250	
10	-40	100	25	50.6	71.2	1.18	0.062	0.040	(88.8)		266	
11	-60	100	25	51.3	54.1	1.08	0.012	0.016	68.9		201	
13	0	100	25	51.7	158.6	1.81	0.640	0.142	(204.7)		298	pop-in
14	-20	100	25	50.3	102.9	1.29	0.070	0.070	(127.3)		267	
16	-40	100	25	50.7	56.1	1.11	0.014	0.017	70.2		145	
18	-60	100	25	49.7	65.0	0.90	0.0	0.013	78.9		145	
19	0	100	25	50.0	136.3	1.83	0.803	0.394		342.6	252	
20	0	100	25	55.1	146.0	1.66	0.048	0.132	(210.9)		303	
21	-60	100	25	50.2	66.1	1.01	0.005	0.019	81.3		238	
24	-80	100	25	51.6	44.5	1.00	0.0	0.007	57.2		211	
25	-80	100	25	50.5	43.9	1.07	0.020	0.014	54.5		228	
31	-80	100	25	55.2	41.6	0.74	0.025	0.016	60.3		189	

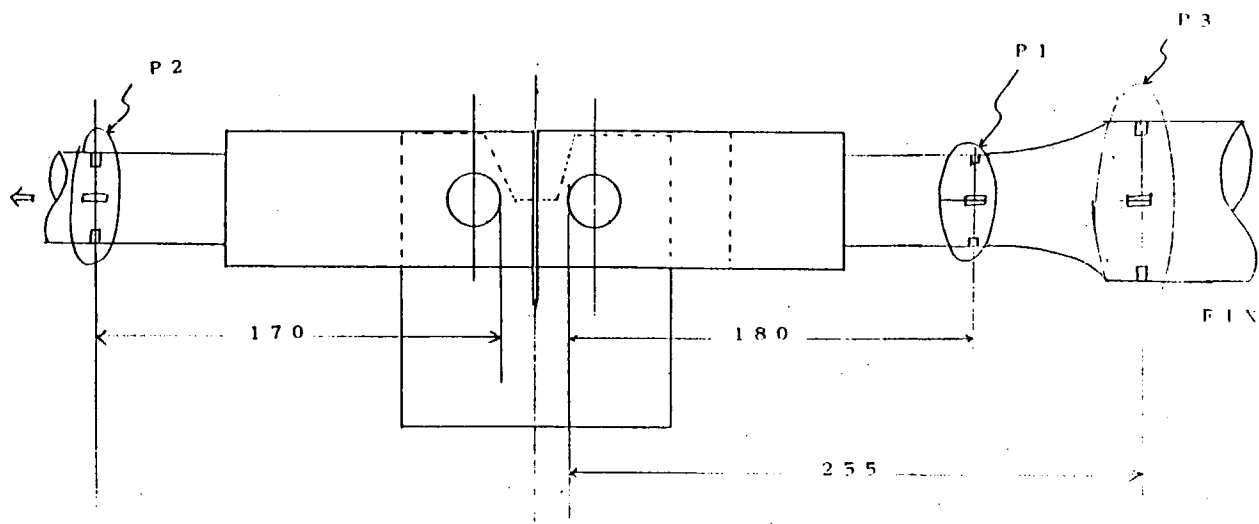


図 3. 6. 1 荷重計測位置 (各 4 ゲージ・1,000 Ω)

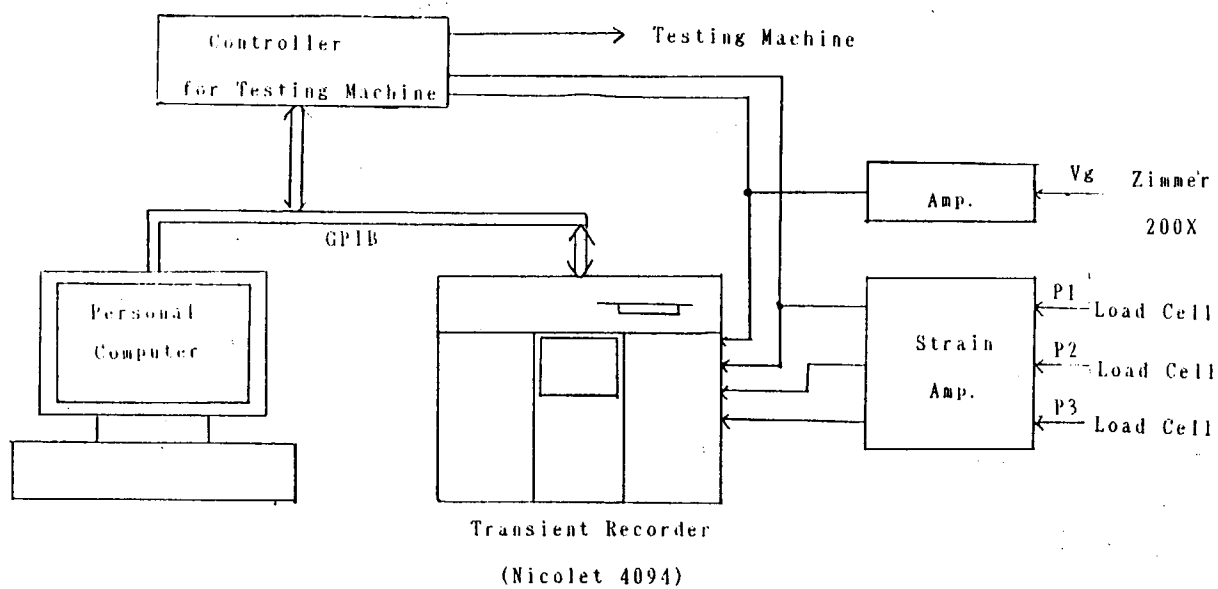


図 3. 6. 2 計測システム

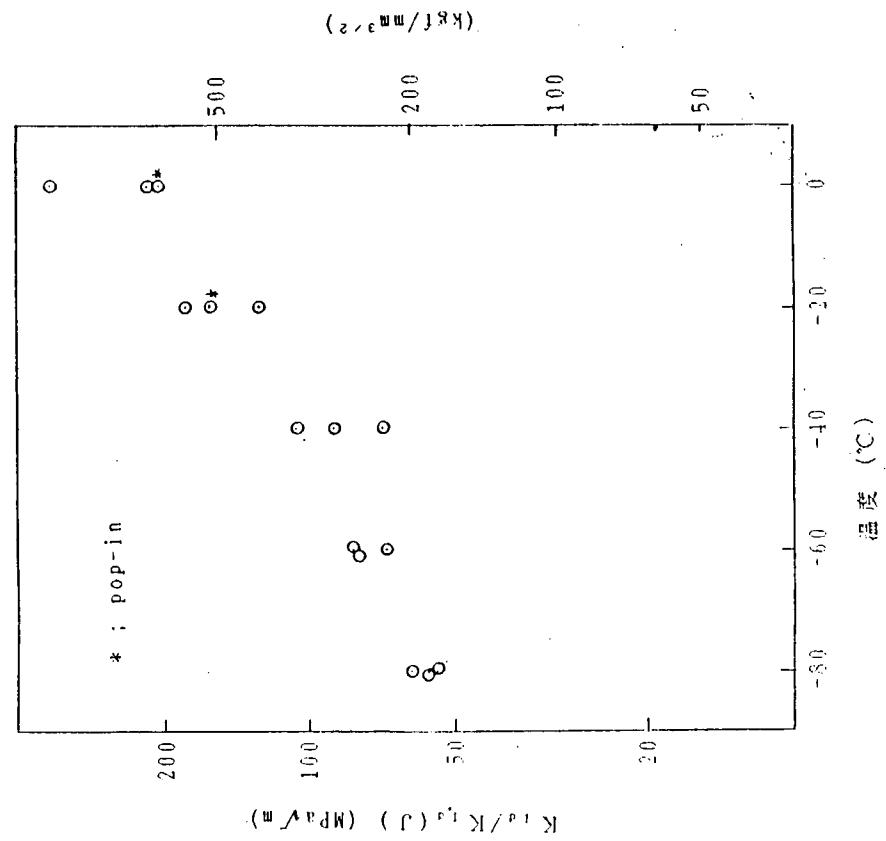


図 3.6.3 破壊靱性試験結果 (K_{10})

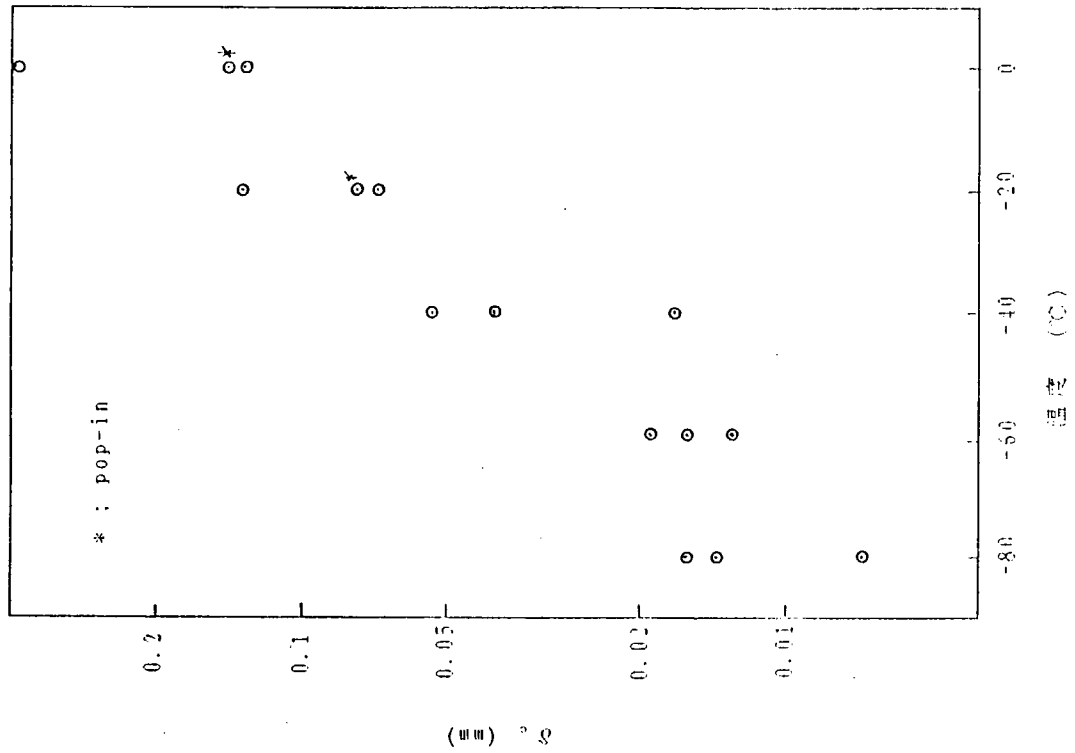


図 3.6.4 破壊靱性試験結果 (δ_c)

4. 初期欠陥評価

第1年度に実施した海洋構造物についての初期欠陥寸法のアンケート調査結果に基づき、材質選定の段階で考慮すべき欠陥の大きさに関して統計的検討を行った結果について述べる。また破壊靱性のばらつき特性を仮定して破壊確率を算定して破壊確率を算定し、各種パラメータの破壊確率に及ぼす影響について検討した結果について述べる。

4.1 初期欠陥寸法のばらつき特性

第1年度の整理結果によると、初期欠陥（ほとんどが表面欠陥）の寸法のばらつき特性は、次式のワイブル分布関数で表わすことができる。¹⁾

$$F_x(x) = 1 - \exp \left\{ - (x / 1.73)^{0.38} \right\} \quad (4.1)$$

$$F_y(y) = 1 - \exp \left\{ - (y / 0.33)^{1.0} \right\} \quad (4.2)$$

ここに、 $x = 2a / t$

$y = b / t$

$2a$: 欠陥長さ

b : 欠陥深さ

t : 板厚

4.2 材質選定時に考慮すべき欠陥寸法について

海洋構造物は、製造時において、溶接欠陥などの初期欠陥がどうしても生じてしまうであろう。しかし、製造後の非破壊検査（NDI）によって大多数の欠陥は発見され補修される。それでも、NDI技術の不確実性のためにすべての初期欠陥をなくすことは不可能である。これらの残存欠陥から使用中の繰返し荷重、水荷重などにより疲労き裂が進展し、場合によっては致命的な脆性破壊を引き起こす可能性もないとは言えない。したがって材質選定の段階では、使用期間中に最悪の場合どの程度き裂が拡大するかを予測し、その場合でも脆性破壊を生じることのないよう、適切な靱性値を持つ材料を選ぶ必要がある。

ここでは、セミサブ式海洋構造物のHTB端部を例として取り上げ（図4.1）、モンテカルロシミュレーションによって材質選定時に考慮すべき欠陥寸法についての検討を行う。計算は以下の仮定に基づく。

(1) 材料

降伏点 $\sigma_y = 36 \text{ kgf/mm}^2$ 、板厚 $t = 70 \text{ mm}$ とする。

(2) 初期欠陥

初期欠陥の個数は n_0 個とし、その寸法は式(4.1)、(4.2)により確率的に与えられる。NDI後にはこの n_0 は n 個に減少する。

(3) 欠陥発見確率

NDIでの欠陥発見確率 P_D は欠陥の寸法に依存するものとし、次式で与えられるとする。^{2), 6)}

$$P_D(x) = \begin{cases} 1 & : X \geq X_2 \\ \left(\frac{X - X_1}{X_2 - X_1} \right)^d & : X_2 > X \geq X_1 \\ 0 & : X_1 > X \end{cases} \quad (4.3)$$

ここで、 $X = 2a$ 又は b

X_1 : 発見可能な最小寸法。 X_1 以下では必ず見落してしまう。

X_2 : 見落すことのある最大寸法。 X_2 以上では必ず発見する。

d : 定数

$X_1 = 2 \text{ mm}$, $X_2 = 20 \text{ mm}$, $d = 0.125$ の場合の例を図 4.2 に示す。

(4) 負荷応力

20年間 (10^8 回) の応力振幅の長期分布は次式で与えられるとする。¹⁾

$$\log Q = -8.0 (\Delta \sigma_a / 7.2)^{1.0} \quad (4.4)$$

ここに, Q : 超過確率

$\Delta \sigma_a$: 応力振幅 (kg f / mm^2)

平均応力はゼロとする。

また, 全使用期間中に構造物に加わると予想される最大応力 (静的) は $0.8 \sigma_Y$ とし, 検討部位の応力集中係数は 3 とする。

(5) 疲労き裂進展則

疲労き裂は n 個の残存欠陥より使用開始後直ちに進展しはじめるものとし, 疲労き裂の進展はパリス則に従うものとする。すなわち,

$$\frac{da}{dN} = c (\Delta k)^m \quad (4.5)$$

ここで, $c = 2.2 \times 10^{-10}$
 $m = 3$) (kg f, mm 系)

また Δk は

$$\Delta k = U \times 2 \Delta \sigma_{eq} \sqrt{\pi a} \quad (4.6)$$

ここで, U : 開口比 = 0.5 とする

$\Delta \sigma_{eq}$: 等価応力振幅

$$= \left\{ \int_0^m \Delta \sigma_a^m f(\Delta \sigma_a) d(\Delta \sigma_a) \right\}^{1/m}$$

$f(\Delta \sigma_a)$: $\Delta \sigma_a$ の確率密度関数

により算定する。なお, 表面き裂へのパリス則の適用手法は WES 2805³⁾ に従う。

(6) 欠陥の評価

疲労き裂成長後の n 個のき裂のうち, 応力拡大係数が最大のものを脆性破壊に対し最も危険なき裂とみなす。そしてそのき裂の等価貫通欠陥寸法を $\bar{a}_{\max}$ と置く。

本シミュレーションでは n_0 , X_1 , X_2 , d などの定数の値をいくつか変化させて計算を行った。図 4.3 はシミュレーションのフローチャートである (同図には次節で述べる破壊確率の算定の流れも同時に示してある)。

なお, 計算の繰返し数は $ns = 100\,000$ 回とした。

図 4.4 は 1 例として $\bar{a}_{\max}$ の分布を示したものである。また, 図 4.5, 4.6, 4.7 は, 危険率 P_c (%) に対し $\bar{a}_{\max}$ の大きさを示したものである。例えば図 4.5 で $n_0 = 10$ 個のカーブを見ると, $P_c = 0.5\%$ のとき $\bar{a}_{\max}$ はほぼ 1.7 mm 程度となっている。この意味するところは, $\bar{a}_{\max} = 1.7 \text{ mm}$ すなわち全長 3.4 mm の貫通欠陥が使用中に生じうると考えておけば, 実際にき裂がこの値より大きくなる確率は 0.5% 程度であるということである。

図 4.5 ~ 4.7 には縦軸として δ_{creq1} , δ_{creq2} も示されている。これらは, WES 2805 の CTOD デザインカーブ

$$\delta = 3.5 e \bar{a} \quad (4.7)$$

より算定された要求靱性値である。すなわち, δ_{creq1} は

$$\delta_{creq1} = 3.5 e_{\max} \bar{a}_{\max} \quad (4.8)$$

ここで,

$$e_{\max} = \frac{\sigma_{\max}}{E}$$

$$\sigma_{\max} = K_t \times 0.8 \sigma_Y, K_t = 3$$

であり, $\delta_{c \text{ req2}}$ は

$$\delta_{c \text{ req2}} = 3.5 e'_{\max} \bar{a}_{\max} \quad (4.9)$$

$$\text{ここで, } e'_{\max} = K_t^2 \times (0.8 \sigma_Y)^2 / E \sigma_Y, K_t = 3$$

である。つまり, 式(4.8)の $e_{\max}$ はひずみを弾性的に算出したもので, 式(4.9)の $e'_{\max}$ はNeuber則⁴⁾により完全弾塑性体の塑性ひずみを算出したものである。式(4.9)の方がより現実的であると思われる。

これらの要求靱性値は, 使用中に脆性破壊が生じないために必要な限界CTOD値ということであるが, その信頼度が $(100 - P_c)\%$ ということである。ただし, 現実には破壊靱性の値もばらつくものであり, これを含めた検討が必要である。

4.3 破壊確率の算定例

4.2節と同様の検討対象に対し, 材料の破壊靱性値のばらつきを考慮して破壊確率を算定した。破壊靱性 δ_c のばらつき特性としては次式を仮定した。⁵⁾

$$F_{\delta_c}(\delta_c) = 1 - \exp \left\{ - (\delta_c / \beta)^\alpha \right\} \quad (4.10)$$

$$\text{ここで, } \alpha = 2.0$$

$$\beta = 0.391 \text{ (mm)}$$

β の値は, 3本の最低値の平均が0.2mmとなるように定めた。計算の流れは図4.3に示したとおりで, この場合は $\bar{a}$ が最大となるき裂のみが対象となるわけではなく, δ_c がばらつくために, より小さなき裂からでも破壊が生じる。

図4.8, 4.9, 4.10は計算結果の例である。各パラメータの値の変化に伴う破壊確率 P_f の変化の様相を示している。

次に, 各パラメータの破壊確率に及ぼす影響について検討する。⁶⁾ 今, 破壊確率 P_f が, 不確実性を含むパラメータ Z_i の関数として

$$P_f = P_f(Z_1, Z_2, \dots, Z_n)$$

で表わされるとする。このとき

$$\bar{P}_f = P_f(\bar{Z}_1, \bar{Z}_2, \dots, \bar{Z}_n)$$

$$\text{ここで, } \bar{Z}_i : Z_i \text{の平均値}$$

のように P_f の平均 $\bar{P}_f$ が与えられ, また変動係数 V_p は

$$V_p^2 = \sum_{i=1}^n \alpha_i^2 V_{Z_i}^2$$

$$\text{ここで, } V_{Z_i} : Z_i \text{の変動係数}$$

となる。そして

$$\alpha_i = \left(\frac{\partial P_f}{\partial Z_i} \right) \left(\frac{\bar{Z}_i}{\bar{P}_f} \right) \quad (4.11)$$

が影響度指標であって, Z_i の不確実さが P_f の不確実さにどの程度寄与するかを示す指標である。

各パラメータについて影響度指標を算定した結果を表4.1に示す。ただし, ひずみの値として式(4.9)の $e'_{\max}$ を用いた場合の結果である(図4.8～4.10の実線に対応)。 α_i の最も大きいパラメータは, 欠陥発見確率(式(4.3))の定数 X_2 であり, 同じ式の定数 X_1 や d よりはるかに大きい。このことは, 非破壊検査においては, いかに小さい欠

表 4.1 影響度指標

パラメータ Z_i	$\bar{Z}_i$	α_i
X_2	20 mm	2.79
d	0.125	1.35
n_0	10	1.04
X_1	2 mm	0.47

陥まで見つけるかということよりも、比較的大きい欠陥を確実に見つけるよう努力することが、破壊確率を下げることに効果があるということを示している。

参 考 文 献

- 1) 日本造船研究協会 第195研究部会, “海洋構造物の低温用材料選定に関する研究” 中間報告書 (1985)
- 2) 北川英夫, 久田俊明, 圧力技術 Vol. 17, No. 5 (1979)
- 3) 日本溶接協会規格 W E S 2805, “溶接継手の脆性破壊発生に対する欠陥の評価方法” (1983)
- 4) H. Neuber, Trans. ASME, J. Appl. Mech., Vol. 28, No. 4 (1961)
- 5) 金沢武, 町田進, 吉成仁志, 日本造船学会論文集, 第150号 (1981)
- 6) 岡村弘之, 板垣浩, “強度の統計的収扱い” 培風館

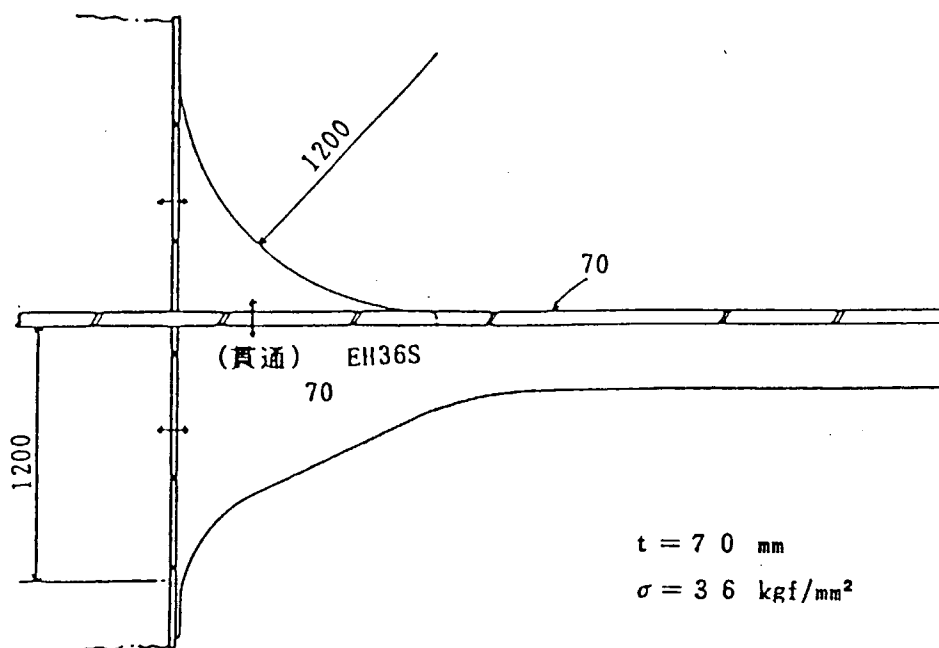
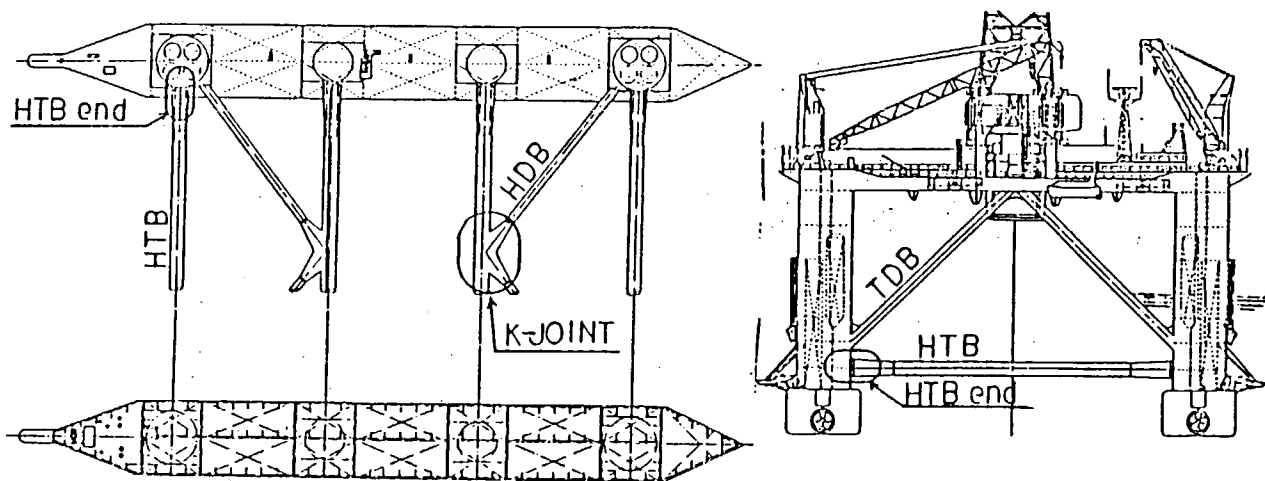


図 4.1 検討対象部

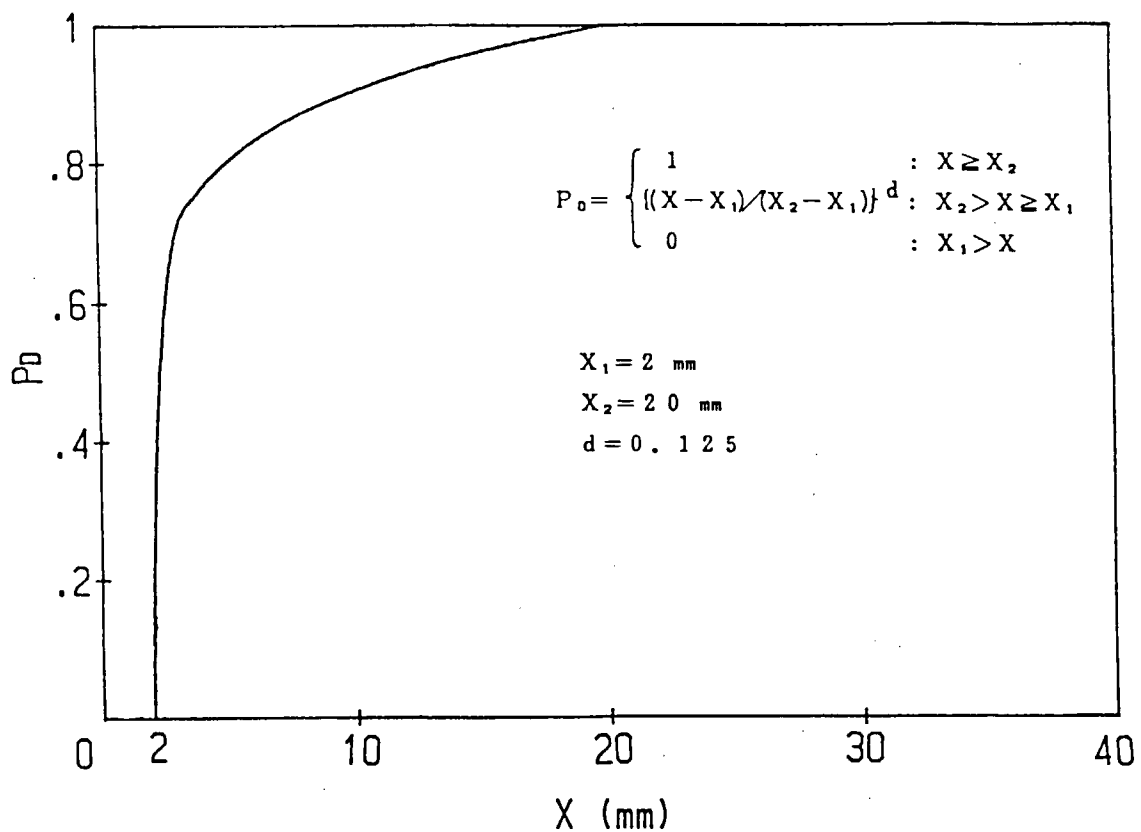


図 4.2 欠陥発見確率の例

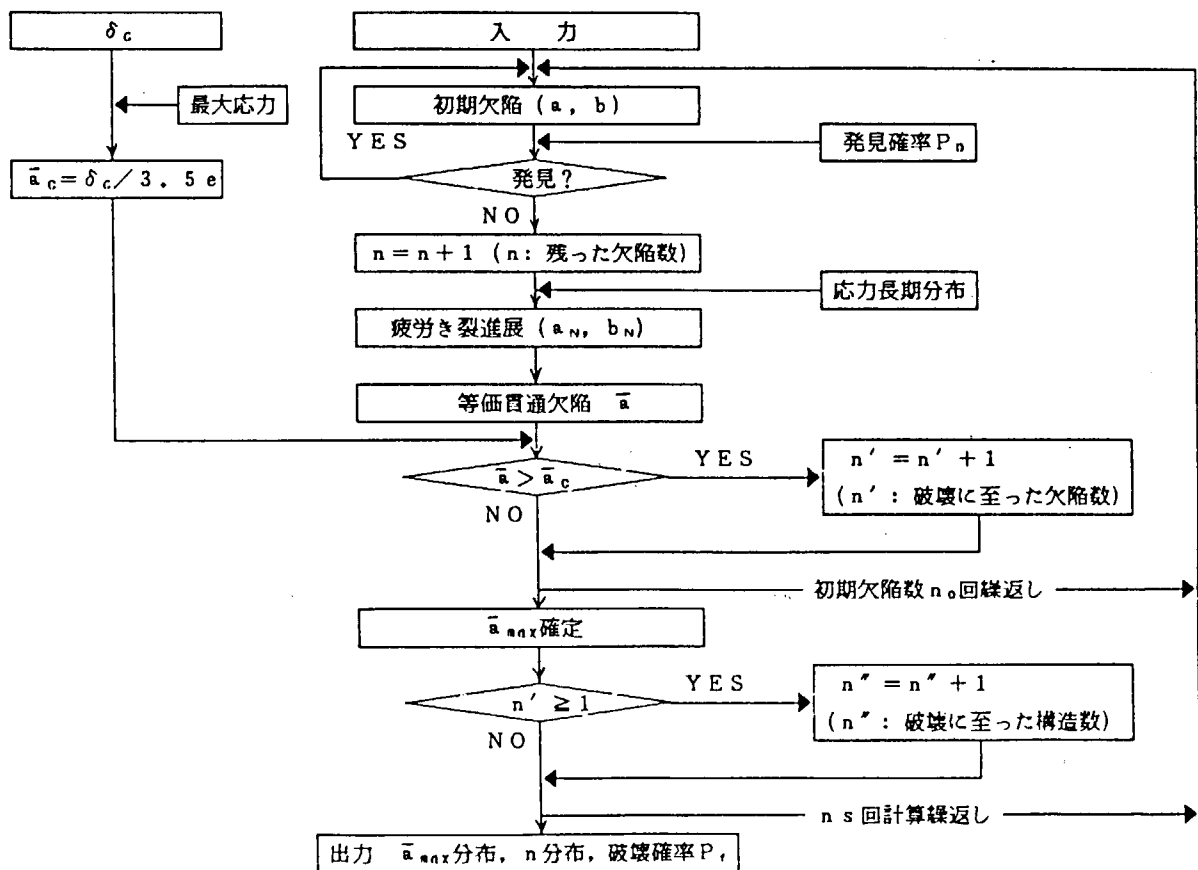


図 4.3 シミュレーションのフローチャート

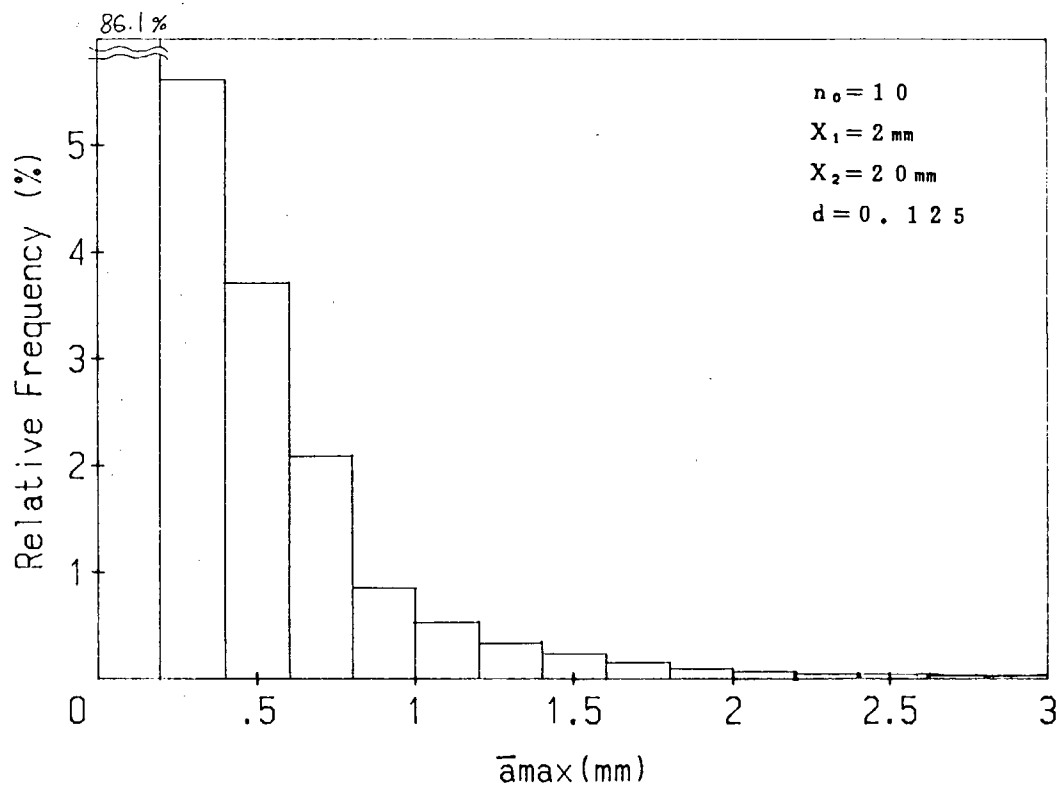


図 4.4 $\bar{a}_{\max}$ の分布の例

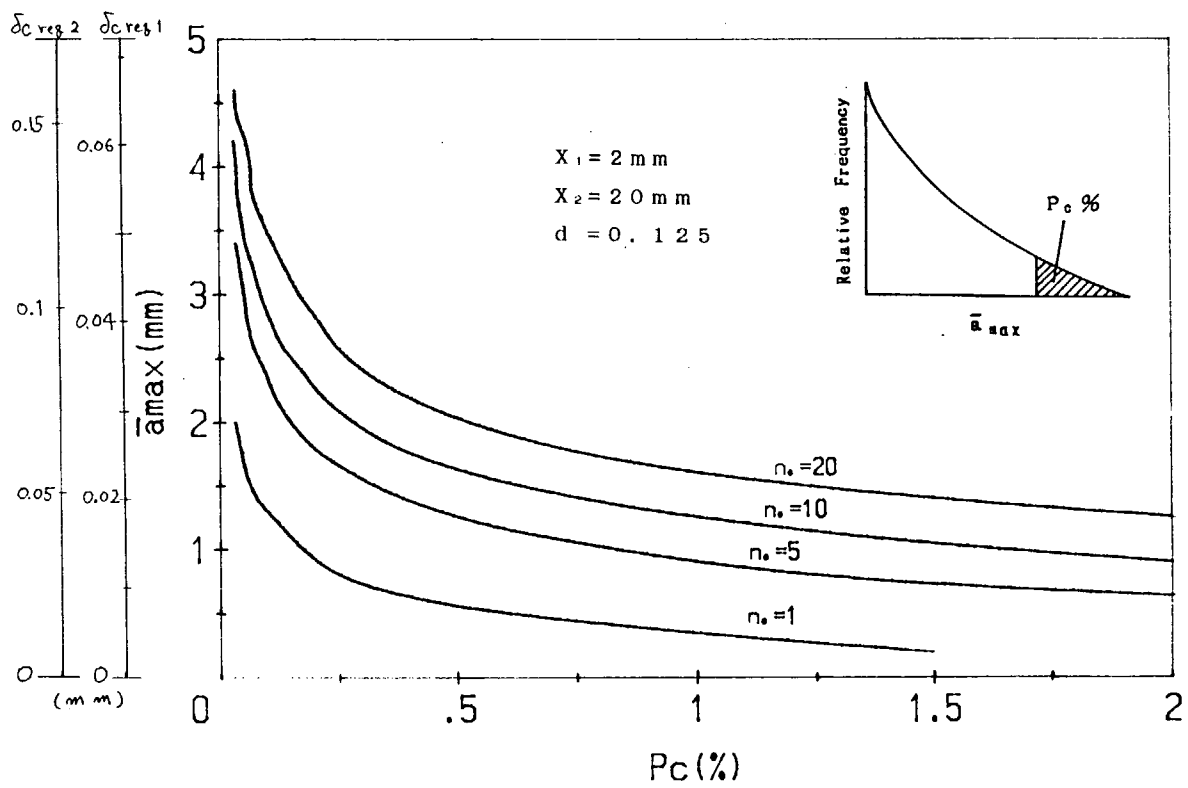


図 4.5 危険率 P_c と $\bar{a}_{\max}$ の関係 (n_0 の影響)

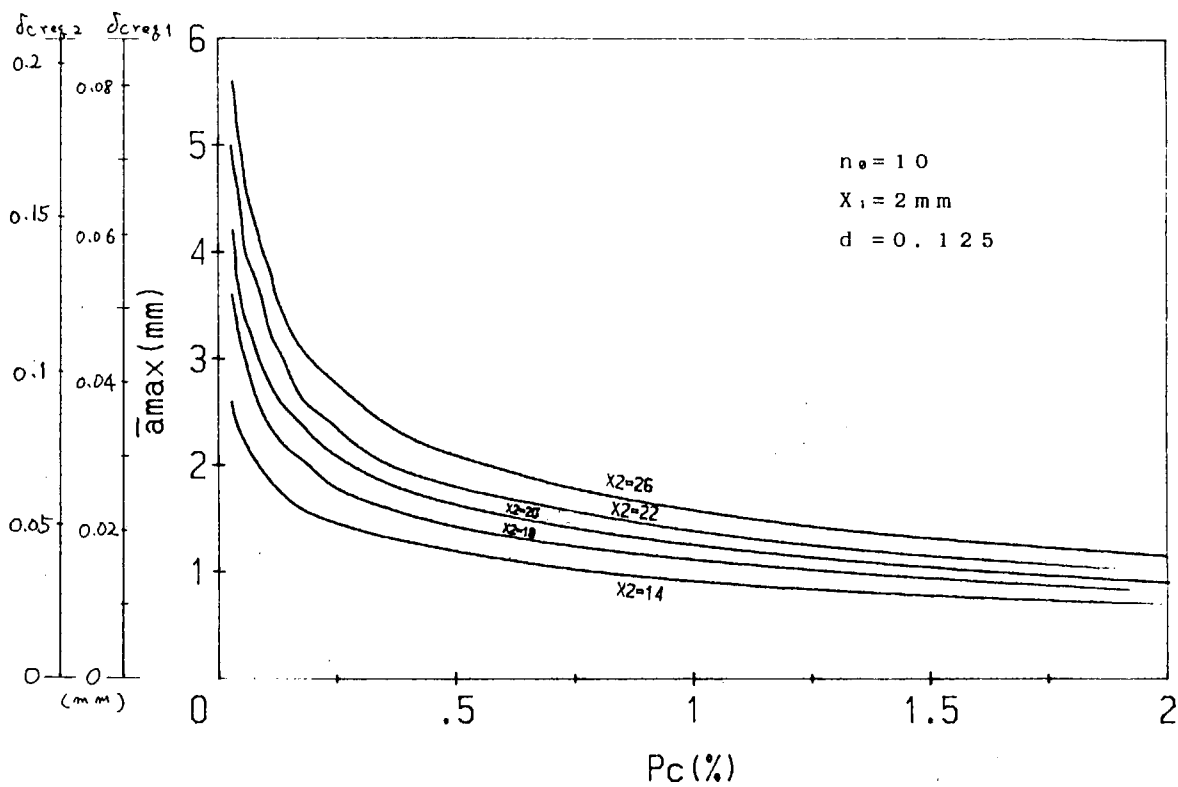


図 4.6 危険率 P_c と $\bar{a}_{max}$ の関係 (X_2 の影響)

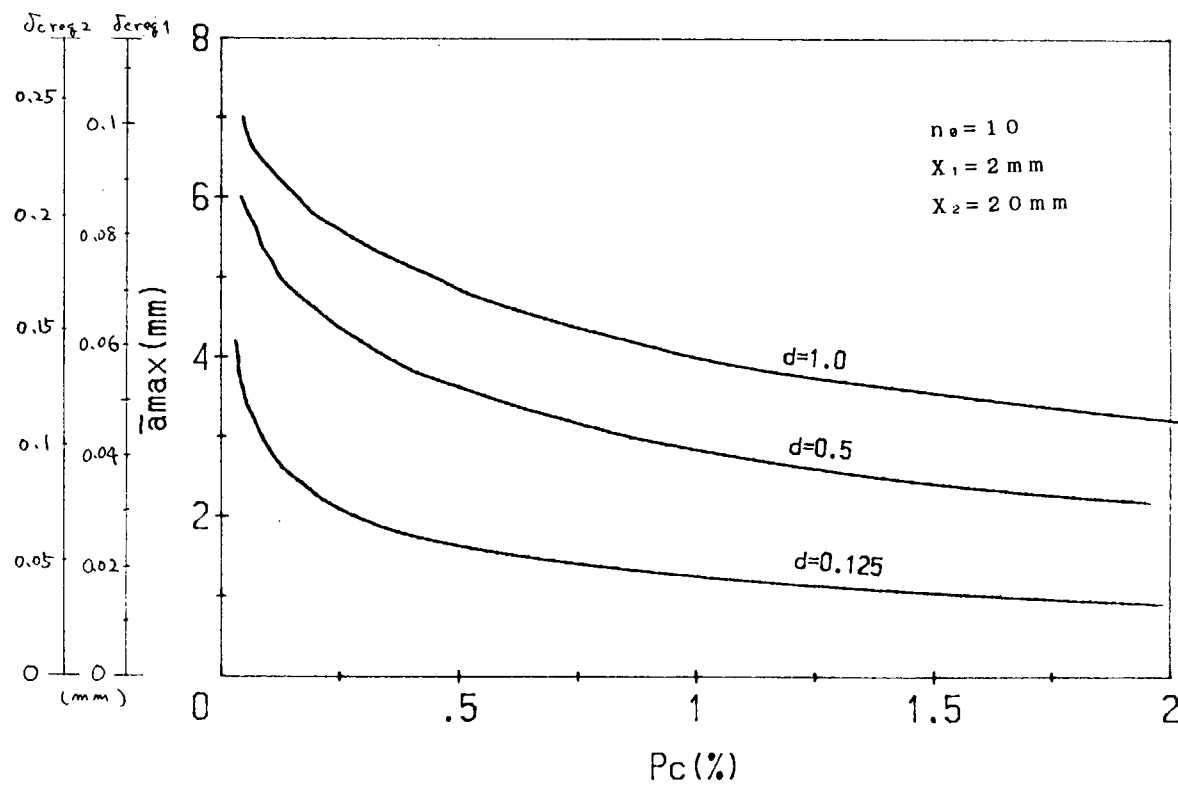


図 4.7 危険率 P_c と $\bar{a}_{max}$ の関係 (d の影響)

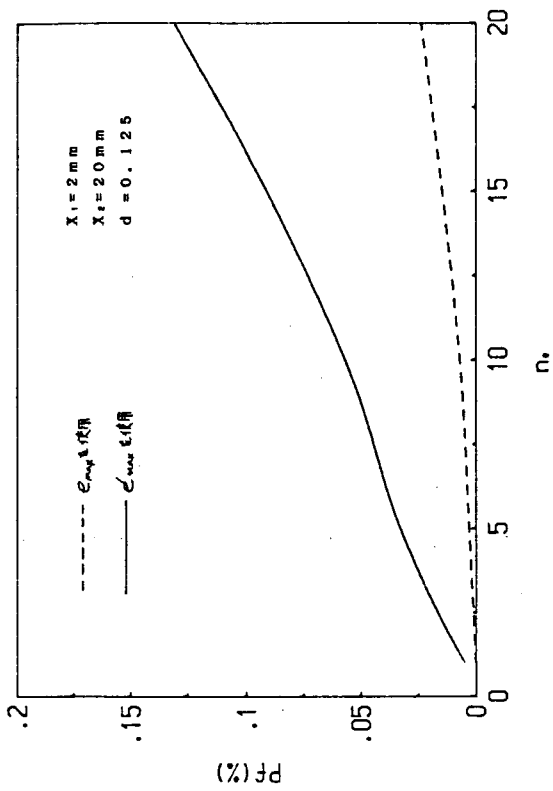


図 4.8 P_f に対する n_0 の影響

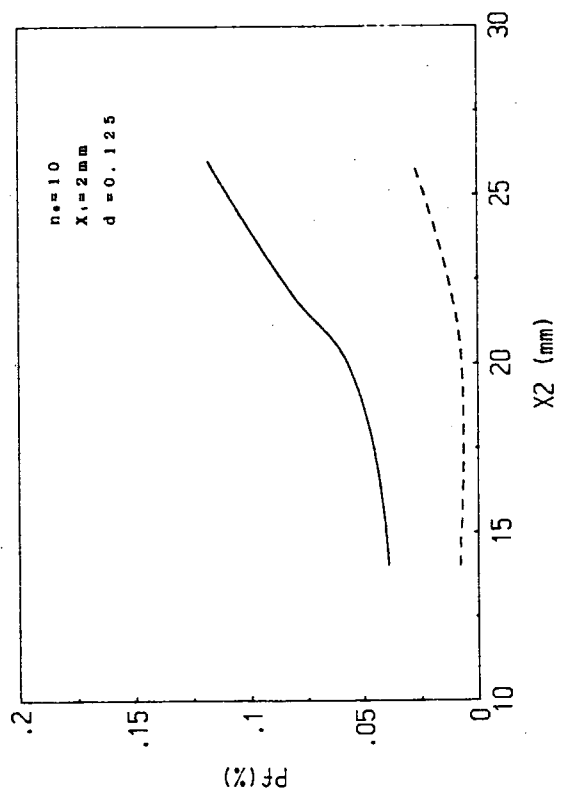


図 4.10 P_f に対する X_2 の影響

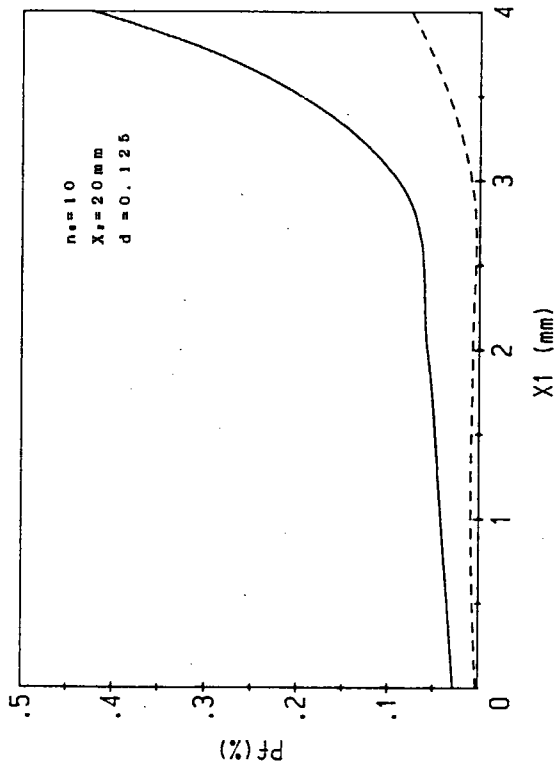


図 4.9 P_f に対する X_1 の影響

5. 許容欠陥寸法に関する Case Study

5.1 対象構造部材の抽出

5.1.1 対象構造物の選定

本研究の対象とする構造物が操業する北極圏や亜北極圏の水海域は、気温が低いうえ、氷の衝突などの過酷な自然条件につつまれている。この様な海域において操業するべく設計された海洋構造物には、さまざまなものがあり、表 5.1.1 にそれらの分類例を、図 5.1.1 ～図 5.1.5 に主なものの概念図を示す。

これらの構造様式は、応力集中度や、該部の破壊が構造全体に与える影響の程度等により、次の様に大別することができる。

Category 1 ……現行規則の Special application structure に相当する構造で、応力集中度も高く、該部破壊が、構造物の全損につながる恐れがある構造様式。

- 例) ・半潜水式構造物の Brace 格点部, Column と Lower Hull, Column と Upper Hull の各結合部
・モノポット型構造物のモノポットの上下結合部

Category 2 ……現行規則の Primary application structure に相当する構造で、構造物の全体強度に寄与する部材のうち Category 1 以外のもの。

- 例) ・各種の構造物において、外板、ガーダ、フレームで構成される外壁構造

ここでは、Category 1 に相当する構造様式を有する構造物の例として、半潜水式構造物を取りあげる。

半潜水式構造物には、Column の本数、Brace の配置等が異なる各種タイプがあり、それぞれ応力の厳しい継手の位置が異なる。また、それらの継手形状にも各種のものがあるので、構造配置、継手形状の異なる 3 機の半潜水式構造物を取り上げ、それぞれについて、Category 1 に対応し、応力の厳しい継手部を選んで、ケーススタディの対象とする。

また、Category 2 の構造様式の例として、鋼製傾斜壁型ケーソンを取りあげる。

5.1.2 対象構造物主要構造配置及び対象構造部材の抽出

(1) 半潜水式構造物

ここで取りあげた 3 機の半潜水式構造物の全体図を、図 5.1.6 ～図 5.1.8 に、またそれぞれの主要目を表 5.1.2 ～表 5.1.4 に示す。

図 5.1.6 の半潜水式構造物は、構造配置の簡素化、水海域でのジャミング現象の軽減等を考えて、Column の本数を 4 本としたものである。さらに氷と接触する Transverse Diagonal Brace (TDB) をなくし、そのかわりに 2 重構造とした甲板構造と Column を強固につなぐことにより、Pitch connecting moment^{*)}に対抗している。一方 Split 及び Squeeze force^{*)}に対抗するために、Structural redundancy も考慮して、2 本で 1 対とした Horizontal Transverse Brace (HTB) を設けている。

この構造の中で、Category 1 に相当する場所は、HTB と Column, Column と上部甲板, Column と Lower Hull の各結合部である。この中でもとくに、HTB と Column の結合部は、応力集中が高いことや、HTB に氷が衝突した場合を考えて、HTB 端部を検討対象とした。

図 5.1.7 の半潜水式構造物は、8 本の Column を、HTB, Horizontal Diagonal Brace (HDB) 及び TDB でつないだ構造である。HTB は Split force に、TDB, HDB は、Pitch connecting moment, Racking force^{*)}

*) Split & Squeeze Force
Pitch connecting moment
Racking force } 表 5.2.1 参照

に主として対抗している。

この構造の中で、Category 1 に相当し、応力集中が高い場所は、HTB と HDB の結合部（通常 K ジョイントと呼ぶ）であるので、この K ジョイントを検討対象とした。

図 5.1.8 の半潜水式構造物は、2 ロワーハル 6 コラム型で、それらを結ぶ 3 対の M 型のトラス構造ブレース及びそれらによって支持された上部甲板構造とから成っている。さらに、前後方向 3 本の Column 間には、Lower Hull から上部甲板まで左右舷 2 本ずつの補助ステーをたて、パイプラック及びサブストラクチャーからの荷重を Lower Hull に伝える構造としている。また、HDB を設けて構造全体の振り剛性を高めている。Brace は、端部にトランジションピースを設け、断面形状を円形から矩形に変化させ、Column または、上部甲板との結合部の応力の流れを滑らかにしている。

この構造の中で Category 1 に相当する部位は、Column と Brace、Column と Lower Hull、Brace と Brace 等の各結合部があるが、検討対象として、Brace 相互の結合部である K ジョイントを取り上げた。

(2) 鋼製傾斜壁型ケーソン

ここで取り上げた傾斜壁型ケーソンの全体形状図を図 5.1.9 に示す。この鋼製ケーソンは、SR 195 59 年度研究にて取り上げたものであり、下記の点について考慮されている。

- (a) 設置海域の Pack Ice Zone の水深は 30 m とする。
- (b) 本機の目的は、海底油試掘用プラットフォームとし、それに適当な上部面積とする。
- (c) 氷荷重を受ける水面での外壁傾斜は 30° とする。

この鋼製ケーソンの構造は、図 5.1.10 に示すように、外板に 400 mm 程度のスペースで設けられた防撓材が外板を支持し、この防撓材は、中間横桁、水平桁、主横桁等によって、支持されている。

鋼製ケーソンは、全体として板骨構造であるから、鋼管継手構造に比べて、不連続構造による応力集中は小さいが、氷が外板に直接当たる Ice Face 部の構造で防撓材が横桁を貫通する SLOT 部を検討対象とした。

5.1.3 対象構造様式詳細

(1) 半潜水式構造物 HTB 端部

HTB と Column の結合部は、鋼管構造と板骨構造の取り合い部であり、構造の不連続による応力集中をいかに少なくするかを考えて設計される。いくつかの例を図 5.1.11 に示す。図 5.1.11(i) の様に External Bracket を設けたものが一般的であるが、図 5.1.11(ii) の様に、全体の応力レベルを下げることににより External Bracket を無しとしたもの、図 5.1.11(iii) の様に、CUT-OUT を設けたものもある。また、Bracket toe の処理としては、As weld のままのもの、極部曲げをおさえるために Ring stiffener を設けたもの、応力集中を下げるために溶接後 Grind off したもの（図 5.1.11(iv)）などがある。また、応力の高い端部の応力レベルを下げるため端部を円錐状に広げたものもある。

これらの各種構造の中から、ここでは、External Bracket 付きで、端部を円錐状に広げたものを取り上げ、Bracket toe の処理の異なる次の 2 つのタイプを検討対象とする。（図 5.1.12 参照）

Type A …… External Bracket, Internal Bracket とともに Bracket toe を Grind off したもの。

Type B …… External Bracket, Internal Bracket とともに、Bracket toe を Grind off しないもので、Internal Bracket toe には、Ring stiffener を設けたもの。

また、それぞれについて、応力集中の生じる次の 3 ケ所に着目する。

- ① External Bracket toe
- ② Internal Bracket toe
- ③ Brace 平行部と円錐部の Knuckle 部の円周継手

(2) 半潜水式構造物ブレース継手(1)

ブレース構造には、無補強のもの、軸方向に補強されたもの、リング状に補強されたもの等があり、継手部の補強方法としては、Bracket 方式、Ring stiffener 方式及び継手部増厚方式によるものなど種々構造様式がある。

ここで取り上げた構造は、図 5.1.13 に示すように、HTB は Trans Ring で補強され、継手部も Bracket で補強された K-ジョイントである。

(3) 半潜式構造物ブレース継手(2)

ここでは、継手部増厚方式によって補強された K-ジョイントを取り上げる。

検討対象構造を図 5.1.14 に示す。この K-ジョイントは、各ブレース端部に増厚部を設け、斜ブレースをオーバーラップさせることにより継手部の疲労強度について配慮している。また、K 型継手溶接部は、グラインダーにより表面を滑らかに仕上げ、溶接による局部応力の集中をなくす配慮もなされている。

(4) 鋼製ケーソン Ice Face 部 Slot

Ice Face 部 Slot 構造を図 5.1.15 に示す。この Slot 構造は、大型タンカー等にみられる板骨構造の防撓材と桁との交差部構造と同一である。また、この Slot は、カラープレート及び防撓材の面材と桁のウェブとをむすぶ補強材により補強されているが、今回の検討には、カラープレートのみを考慮した。

5.2 応力解析

5.2.1 半潜式構造物 HTB 端部

(1) 解析方法

波浪外力によって海洋構造物に生じる応力応答の長期分布を求めるには、次の 2 つの方法がある。

まず、直接統計予測手法では、最初に各規則波中における応力の応答関数を求め、有義波高と波周期で定義された短期海象の波スペクトルを用いて応力の応答スペクトラムを求める。さらに、長期波浪の発現確率データを用いて、線形に足し合わせることで、応力振幅の長期分布を求める。

一方の設計波手法では、最も厳しい応力が生じる波長、波向、波高の組み合わせによる規則波を設定し、その設計波中での最大応力を求め、過去の経験から仮定した分布形状を用いることで、応力の長期分布を求める。この方法は、簡便な方法として広く用いられており、適切な長期分布形状を仮定すれば、直接統計予測法に充分近い結果を与えることが確認されている。

ここでは、図 5.1.6 の半潜式構造物の HTB 端部の応力振幅の長期分布を、設計波手法を用い、ワイブル分布を仮定することにより求める。

まず最初に、設計波が選定される。表 5.2.1 に一般的な 2 ロワーハル 6 コラム型の半潜式構造物に対する設計波の選定例を示す。ここで取り上げた半潜式構造物の HTB 端部に対して、最も厳しい応力条件を与える波条件は、次の通りである。

$$\begin{aligned}L_w &= 120.0 \text{ m} \\H_w &= 13.5 \text{ m} \\T &= 8.8 \text{ sec} \\ \theta &= 56^\circ \text{ (但し前後方向を } \theta = 0^\circ \text{ とする。)}\end{aligned}$$

設計波が定まると、運動応答及び流体力・慣性力が計算され、得られた流体力及び慣性力は、図 5.2.1 に示す様な強度計算用 3 次元骨組モデルに受け渡され、内力の応答値が計算される。

対象としている HTB 端部における構造の不連続に起因する応力集中係数及びこれを含んだ応力振幅の最大値は、ズームングによる 3 次元 FEM モデルに、3 次元骨組計算で得られた内力を荷重としてかけることにより計算される。

図 5.2.2 にこの計算モデルの全体図を示す。また、図 5.2.3 及び図 5.2.4 に HTB 及び Bracket の形状、寸法

及びメッシュ分割を示す。計算には、汎用プログラムMSC／NASTRANを用いた。

この結果から、図5.1.12の①～③の各応力集中部での応力集中係数（ K_t ）が求まる。このときの K_t を以下の様に定義する。

$$K_t = \frac{\sigma_{FEM}}{\sigma_{BEAM}}$$

但し

σ_{FEM} ；3次元FEM計算の結果から、Bracket toe等の検討対象部の最大応力振幅を周囲のメッシュの応力から外挿して求めた値（Shellの内面と外面を考慮して大きい方をとる。）

σ_{BEAM} ；3次元骨組計算による検討部分の応力振幅

ここで得られた σ_{FEM} は、再現期間20年の応力振幅の最大期待値に相当し、応力振幅の長期分布は、この値と、ワイブル分布で h パラメータを1.0と仮定すれば、妥当な結果が得られることが一般に確認されている。

また、波浪外力による応力振幅の計算と平行して、静水中での平均応力の計算を、図5.2.1の3次元骨組モデルを用いて行った。

(2) 計算結果

図5.2.5にBracket内の主応力分布を示す。

図5.2.6にはBracket toeにおけるShellの最大応力振幅を求めるためのBracketのLine上のShellの主応力の分布図を示す。

図5.2.7にはKnuckle部における同様の結果を示す。

表5.2.2には、静水中、波浪中での骨組応力、FEM解析による最大応力、応力集中係数等をまとめて示す。

図5.2.8に、応力の長期分布図を示す。

5.2.2 半潜式構造物ブレース継手(1)

(1) 解析方法

5.2.1のケースと同様に設計波手法を用いて、図5.2.9に示す全体骨組解析モデルにてブレースに生じる内力を求め、継手部を図5.2.10および11に示す3次元FEMモデルにてズームインし最大応力振幅を求めた。

ここで取り上げたKジョイントに対して最も厳しい条件を与える波条件は次のとおりである。

$$L_w = 184.5 \text{ m}$$

$$H_w = 14.3 \text{ m}$$

$$T = 10.9 \text{ sec}$$

$$\theta = 38.2^\circ$$

(2) 計算結果

図5.2.12および13にFEM要素中心における応力分布を示す。ブレース継手交差部における最大応力振幅は、要素中心の応力を外挿することにより求めた。表5.2.3には静水中での応力波浪中での最大応力振幅、応力集中係数をまとめて示す。

図5.2.14には、 $h = 1.0$ のワイブル分布を用いたときのブレース交差部における応力振幅の長期分布を示す。

5.2.3 半潜式構造物ブレース継手(2)

(1) 解析方法

不規則波中での応答を統計的に取り扱う直接統計予測手法を用いて、図5.1.8に示す半潜式構造物のブレース相互のK型継手部ホットスポット応力振幅の長期分布を求める。解析フローチャートを図5.2.15に示す。

まず、短期予測を行なう為に、図5.1.8の半潜式構造物の構造を図5.2.16に示すような梁要素に分割し、弾性骨組構造解析を実施し、TDBに生じる軸応力振幅の応答関数を求める。この軸応力振幅応答関数と波スペク

トラムの線形重ね合わせを行って応力応答スペクトラムを求め、スペクトル計算を行ない、応力応答の短期のパラメータ（分散 R^2 または標準偏差 R ）を算出する。次に、この短期の不規則波海面での統計的予測結果と波浪の長期データ（北海のデータ）により、TDBの軸応力振幅の応答の長期予測を行なう。

一方、Kジョイントの応力集中係数を求めるために、HTBとTDBとの取り合い部を平板シェル要素でモデル化し、FEM解析をMSC/NASTRANを用いて行なった。解析対象構造のFEM解析モデルを図5.2.18に示す。解析にあたり外力は、横構面にあるTDBに働く部材軸方向の力だけを考え、単位の圧縮力を端部から載荷した。この結果からWeld Toe付近のホットスポットでの応力集中係数（ K_t ）が求まる。このときの K_t を以下の様に定義する。

$$K_t = \frac{\sigma_{\text{HOT SPOT}}}{\sigma_{\text{nominal}}}$$

但し $\sigma_{\text{HOT SPOT}}$; 3次元FEM解析の結果より求めたWeld toe 付近でのホットスポット応力
 σ_{nominal} ; TDBの一般部における応力

この応力集中係数をTDBの軸応力応答の長期予測結果にかけ合わせて、Kジョイントのホットスポット応力振幅の長期分布を求める。

また、上記動的解析とは別に、図5.2.16に示す3次元骨組解析モデルにより、静水中でのKジョイントの静的応力計算を行なった。

(2) 計算結果

図5.2.17にTDBの軸応力振幅応答関数を示す。

図5.2.19、図5.2.20には、Kジョイントの3次元FEM解析によるHTBとTDBの主応力分布をそれぞれ示す。これらの図より、最大の応力集中は、HTB上の $\psi = 55^\circ$ の点で発生している。この点におけるHTB、TDBの相関線に垂直な線上の応力分布を図5.2.21に示す。

表5.2.4には、静水中、波浪中での骨組応力、3次元FEM解析による最大応力、応力集中係数等をまとめて示す。

図5.2.22には、Kジョイントのホットスポット応力振幅の長期分布を示す。この分布形状は、ワイブルパラメーター $h = 1.0$ のワイブル分布とよく一致している。

5.2.4 鋼製傾斜壁型ケーソン ICE FACE 部

(1) 解析方法

氷荷重がICE FACE部に作用した時のスロット部に生じる最大応力を平面FEM解析により求める。解析は、図5.2.25に示すように、4 ロンジスペース間（3 スロット）の横桁をモデル化し、端部に氷荷重より計算される剪断荷重をかけ、スロット部の最大応力を求めた。

氷荷重は、SR 195 59年度報告書の氷荷重を使用した。59年度報告書によれば、一年間に生じる最大荷重は、水平方向（ F_H ）7250 TON、垂直方向（ F_V ）2650 TONである。

ICE FACE部に働く外壁に垂直な氷圧（ P_n ）は、

$$P_n = P_H \cdot \cos \theta + P_V \cdot \sin \theta$$

$$P_H = \frac{F_H}{B \cdot h} \quad ; \text{水平方向氷圧}$$

$$P_V = \frac{F_V}{B \cdot h} \quad ; \text{垂直方向氷圧}$$

B ; ケーソンの投影幅

h ; 氷 厚

氷厚 2 m、投影幅 41.6 m とすると氷圧（ P_n ）は 91.4 T/m² となる。

横桁に生じる平均剪断応力（ τ ）は

$$\tau = \frac{P_n \cdot d \cdot s}{A_w} = 3.39 \text{ kg/mm}^2$$

s ; Trans. Web space (= 2.4 m)

A_w ; Web Area (= 3700 × 35 mm²)

なお、この水荷重は波浪荷重と異なり、片振り状態（ $\tau = 0 \sim 3.39 \text{ kg/mm}^2$ ）である。

(2) 解析結果

図 5. 2.26 にスロット部周方向応力分布を示す。最大変動応力範囲は 11.3 kg/mm² である。

また応力集中係数（ K_t ）を次式で求めるものとする。

$$K_t = \frac{\sigma_{\max}}{\sigma_{\theta}}$$

$$\sigma_{\theta} = \sigma_x \cos^2 \theta + \sigma_y \sin^2 \theta + 2 \tau \sin \theta \cdot \cos \theta$$

$\theta = 45^\circ$, $\sigma_x = \sigma_y = 0$, $\tau = 3.39 \text{ kg/mm}^2$ のとき K_t は、3.33 となる。

応力の長期分布は、S R 195 59 年度報告書図 1. 6.14 を用いると、図 5. 2.27 となる。

表 5. 1. 1 水海域海洋構造物の分類例

	構 造 物 例
浮遊式構造物 (弛緩係留)	・半潜式構造 (図 5. 1. 1) ・コンカルユニット (図 5. 1. 2) ・船 型 ・そ の 他
着底式構造物	・垂直壁型ケーソン (図 5. 1. 3) ・傾斜壁型ケーソン (図 5. 1. 4) ・モノポット型 (図 5. 1. 5) ・そ の 他
人 工 島	・グラベル アイランド ・サンドバック リティンド アイランド ・そ の 他

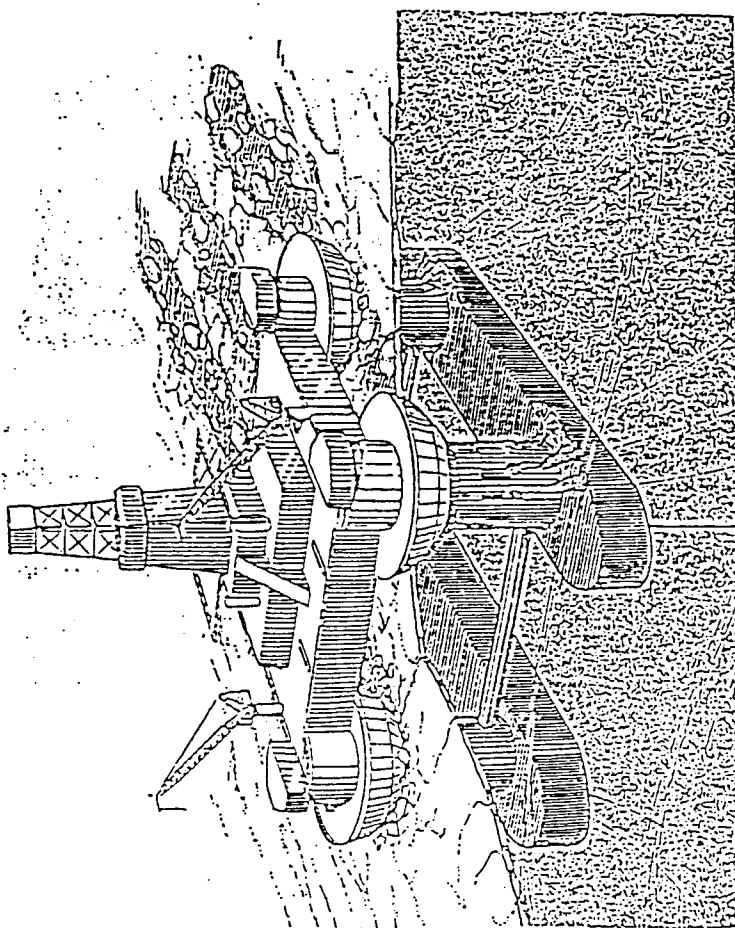


図 5.1.1 水海威用潜水式構造物設計例

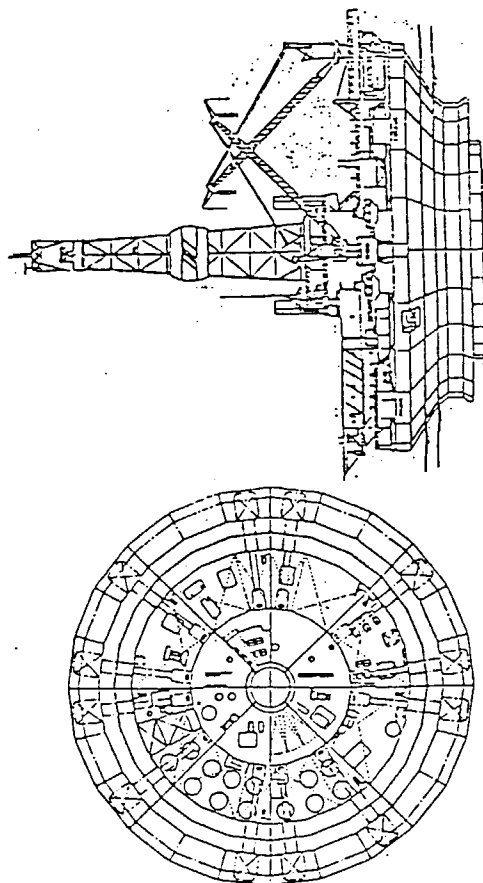


図 5.1.2 コニカルドリリングユニット例

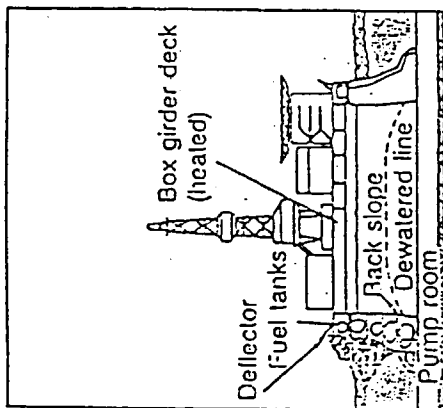


図 5.1.3 垂直壁型ケーソン例

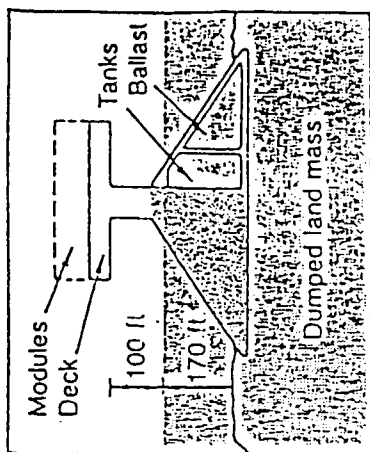


図 5.1.4 傾斜壁型ケーソン例

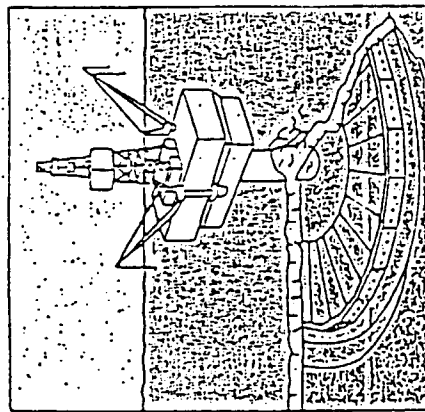


図 5.1.5 モノポット型アラットフォーム例

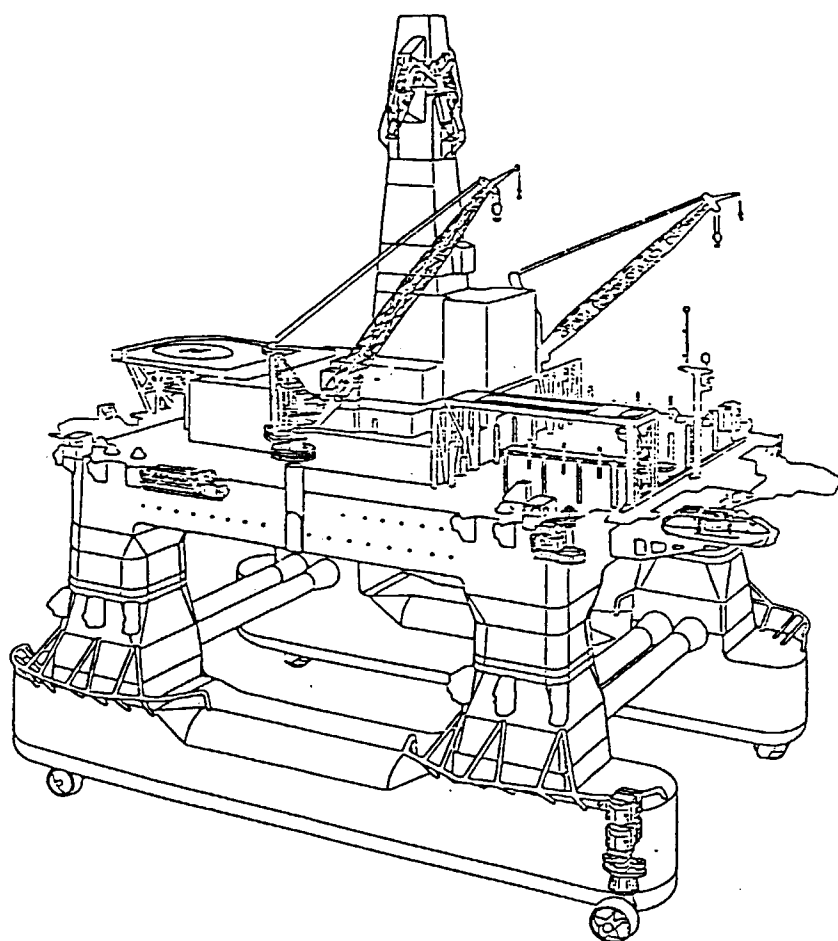


図 5.1.6 概略形状図

表 5.1.2 主要目表

ローワーハル	
長 さ	97.7 m
幅	14.5 m
高 さ	13.0 m
中心間距離	62.0 m
コ ラ ム	
高 さ	26.0 m
径	
(ローワーハル位置)	14.5 m × 15.5 m
(アッパーハル位置)	13.75 m × 13 m
アッパーハル	
長 さ	75.0 m
幅	75.0 m
深 さ	8.0 m
吃 水	
掘削作業時	28.0 m
荒 天 時	21.0 m
回 航 時	13.0 m

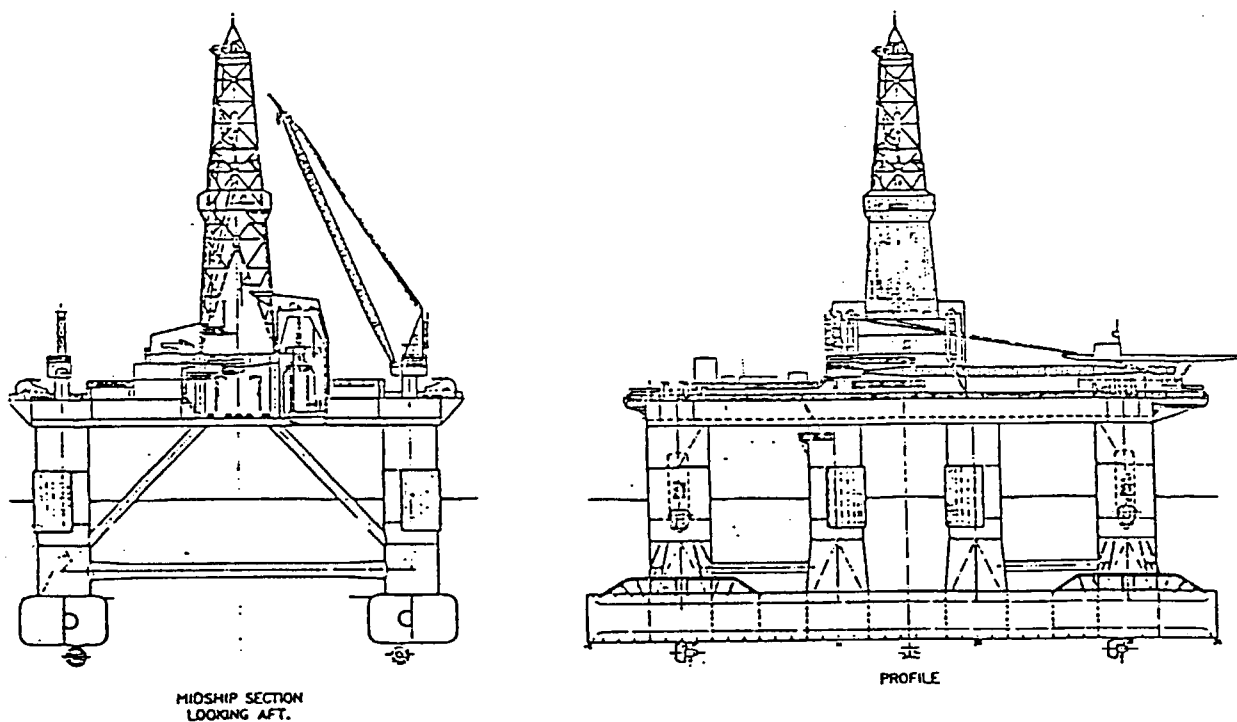


图 5.1.7 概略形状图

表 5.1.3 主要目表

Length overall (pontoons)	102.50 m
Breadth moulded	71.40 m
Length, upperhull	82.50 m
Breadth, upperhull	67.00 m
Elevation, upper deck	39.70 m
Elevation, lower deck	36.50 m
Draft, operating maximum	23.50 m
Draft, storm condition	19.50 m
Draft, transit (ex.thruster)	7.50 m
Diameter, HTB	2.25 m
Diameter, HDB	1.60 m

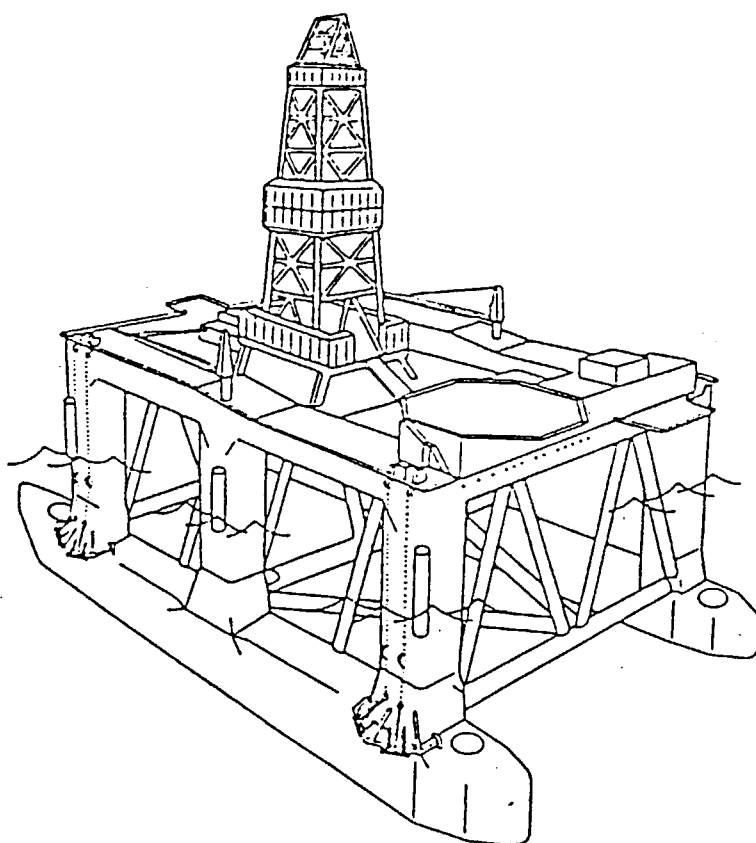


図 5.1.8 概略形状図

表 5.1.4 主要目表

ロワーハル		
長	さ m	102.00
幅	m	10.50
高	さ m	9.75
中心間距離	m	55.50
コラム		
長	さ m	9.00
幅	m	9.00
甲板		
長	さ m	75.00
幅	m	63.00
主甲板高さ	m	36.75
吃水		
掘削作業時	m	24.25
荒天時	m	20.75
回航時	m	9.45

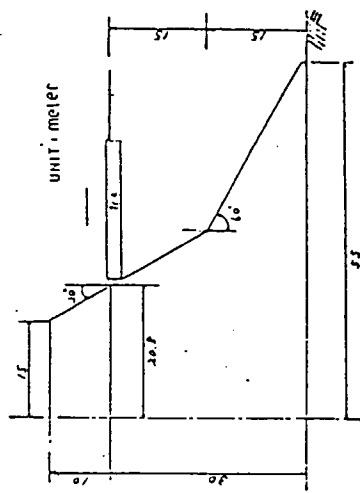
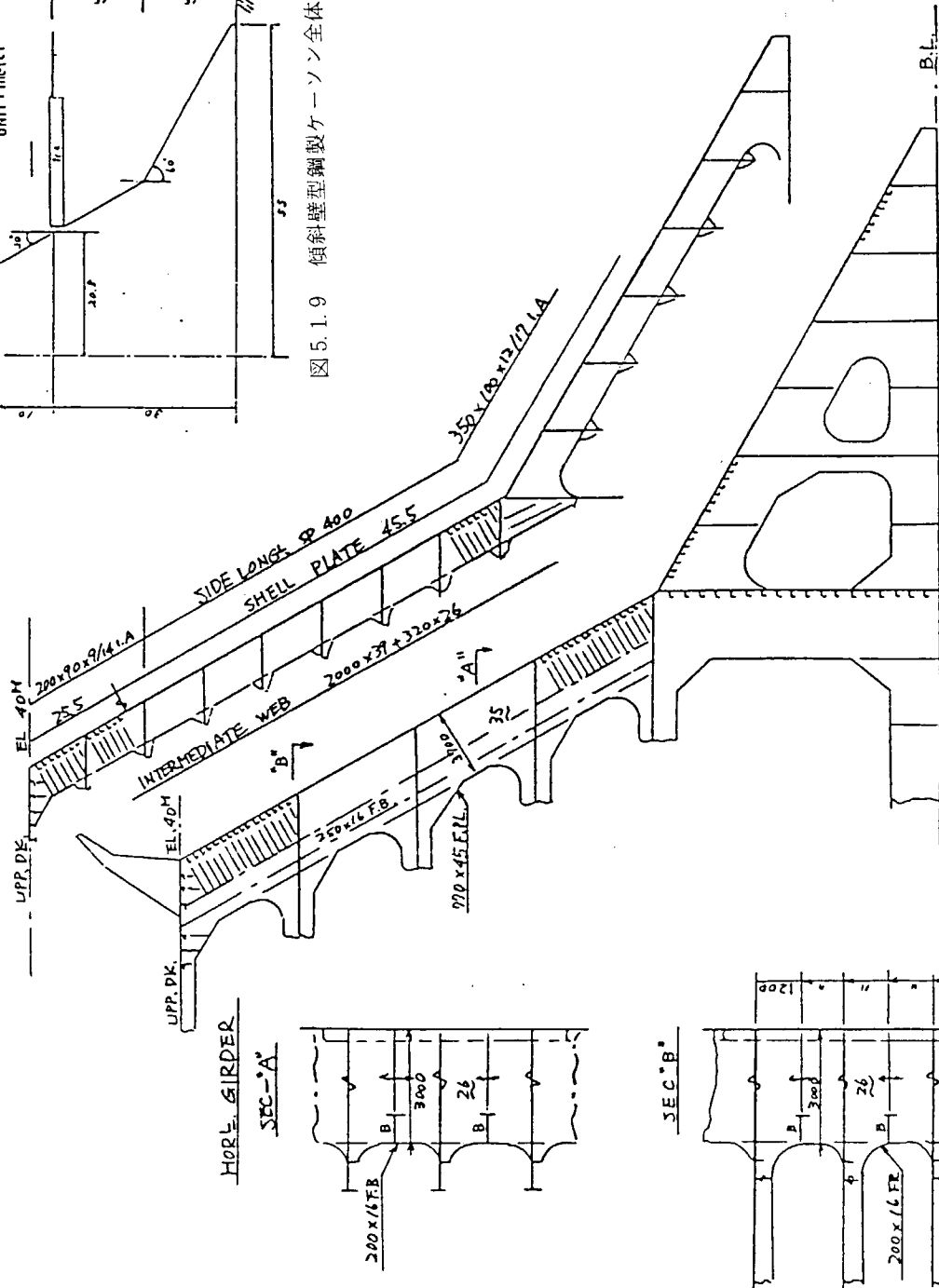
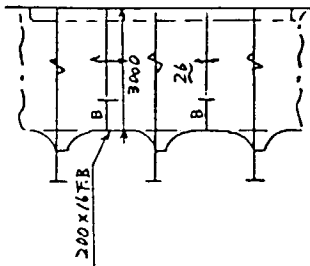


図 5.1.9 傾斜壁型鋼製ケーソン全体形状



HORL. GIRDER
SEC. 'A'



SEC. 'B'

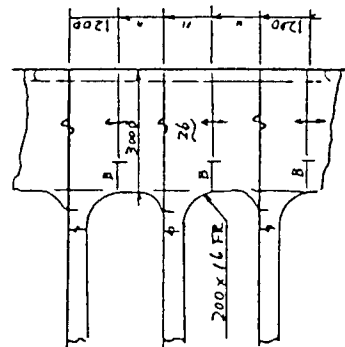
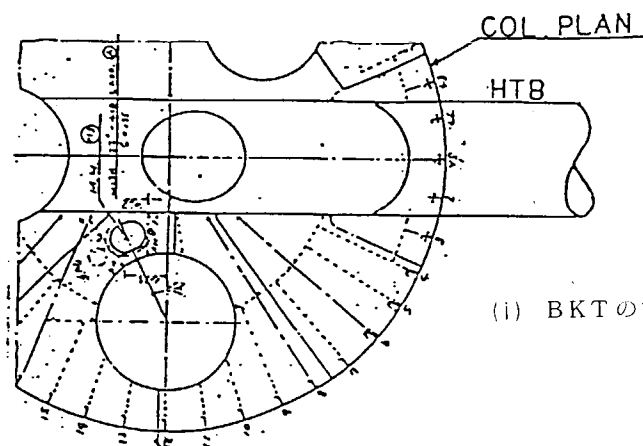
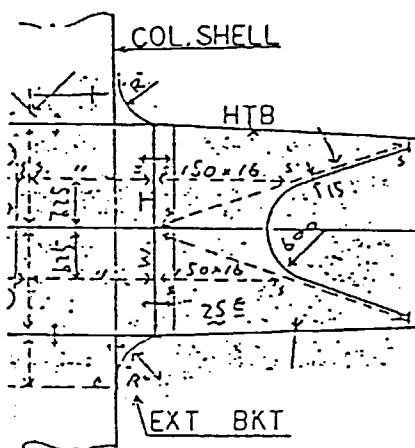


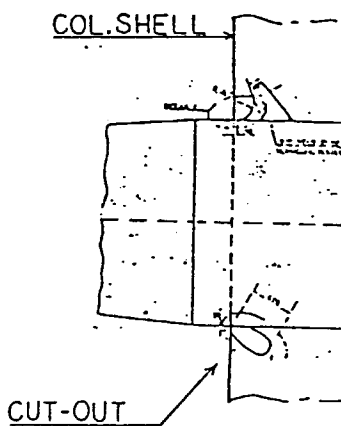
図 5.1.10 鋼製ケーソンの側部構造



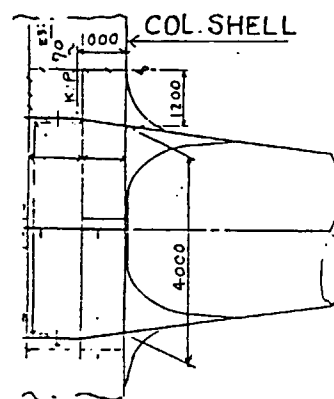
(i) BKT のない構造例



(ii) EXT BKT 例



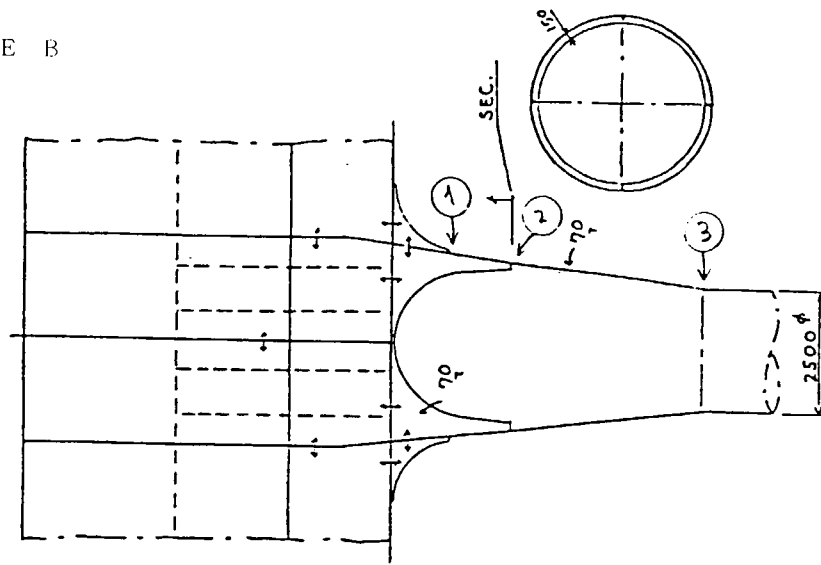
(iii) CUT-OUT 例



(iv) BKT TOEをGRIND OFF した例

図 5.1.11 Horizontal Transverse Brace とColumn との結合部詳細例

TYPE B



TYPE A

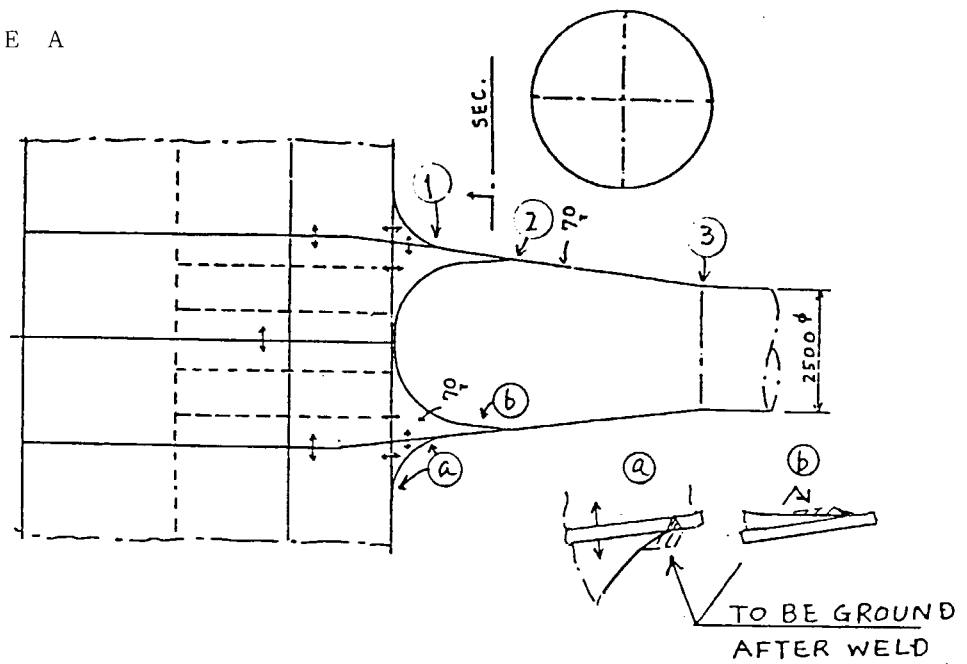


図 5.1.12 HTB 端部検討対象構造

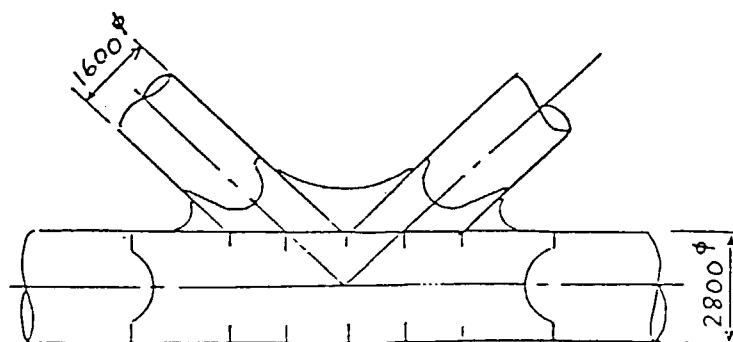


図 5.1.13 K-ジョイント(1)検討対象構造

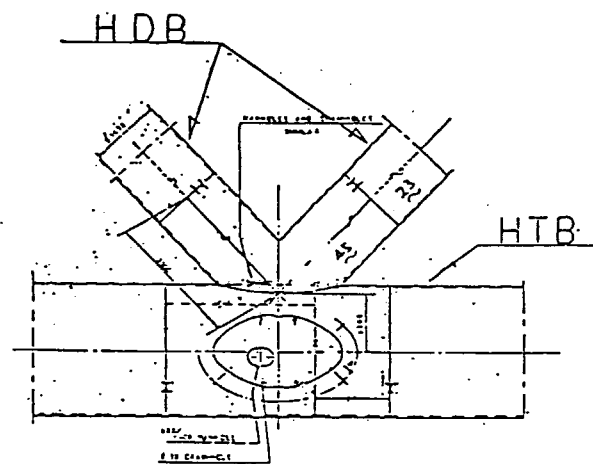
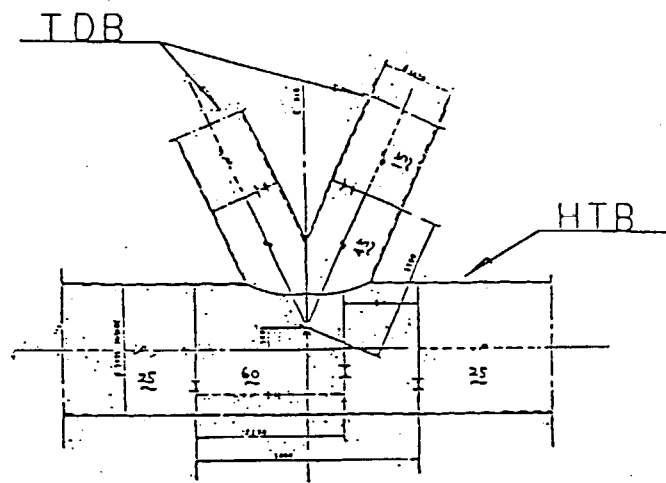


図 5.1.14 K-ジョイント(2)検討対象構造

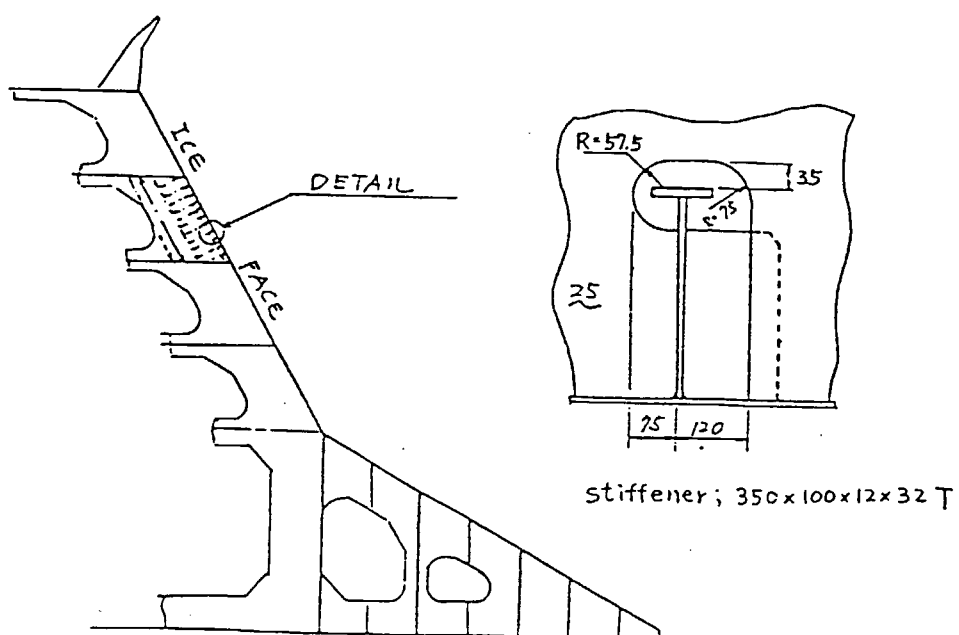
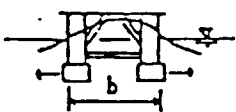
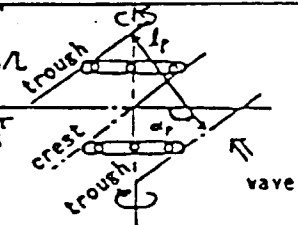
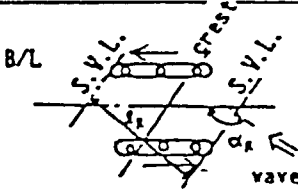


図 5.1.15 ICE FACE部 SLOT構造

表 5.2.1 設計波選定の例

パラメータ		波方向 (α) と波長 (λ) の目安
荷重状態	主要な応力	
(a) Split force & Squeeze force	H.T.B. 軸応力 コイル 曲げ, 剪断応力	$\alpha = 90^\circ$ (横波) $\lambda = 2b$ 
(b) Pitch-connecting Moment (Torsion)	T.D.B. 軸応力 H.D.B. 軸応力 甲板 δ - δ 曲げ, 剪断応力 H.T.B. 曲げ応力	$\alpha = \alpha_f = 90^\circ + \tan^{-1} B/L$ (斜波) $\lambda = \lambda_f = 2BL / \sqrt{L^2 + B^2}$ 
(c) Racking force	H.D.B. 軸応力 コイル 曲げ, 剪断応力	$\alpha = \alpha_r = 180^\circ - \tan^{-1} B/L$ (斜波) $\lambda = 2\lambda_r = 2\sqrt{L^2 + B^2}$ 
(d) Heave response (Max. vert. acc.)	甲板 δ - δ 曲げ, 剪断応力 T.D.B. 軸応力	運動応答関数を参考. 一般に $\left\{ \begin{array}{l} T_v = 14-16 \text{ sec.} \\ H_v = 100 \text{ year max.} \end{array} \right\}$ とする. $\alpha = 90^\circ$

H.T.B. 水平横バース

T.D.B. 鉛直横バース

H.D.B. 水平斜めバース

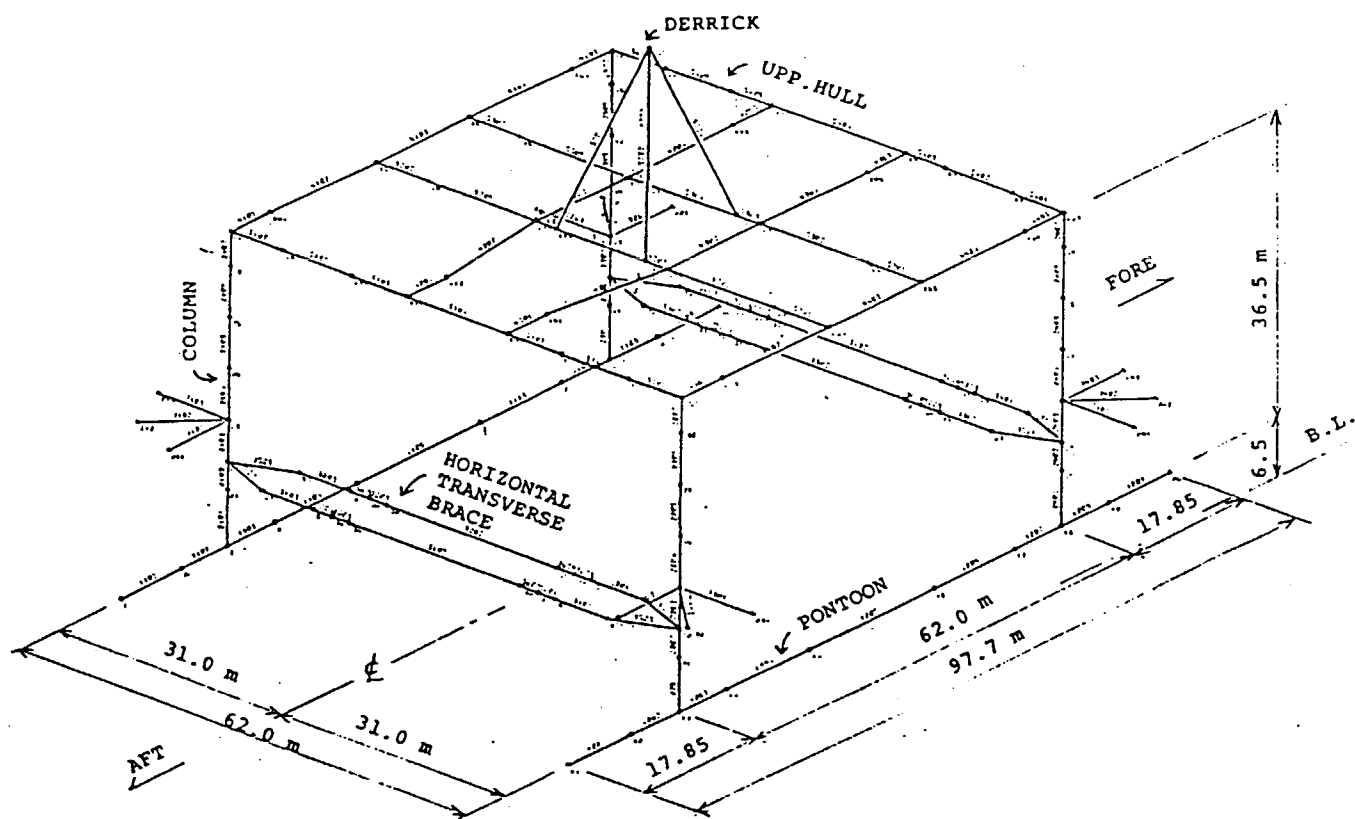


図 5.2.1 三次元骨組解析モデル

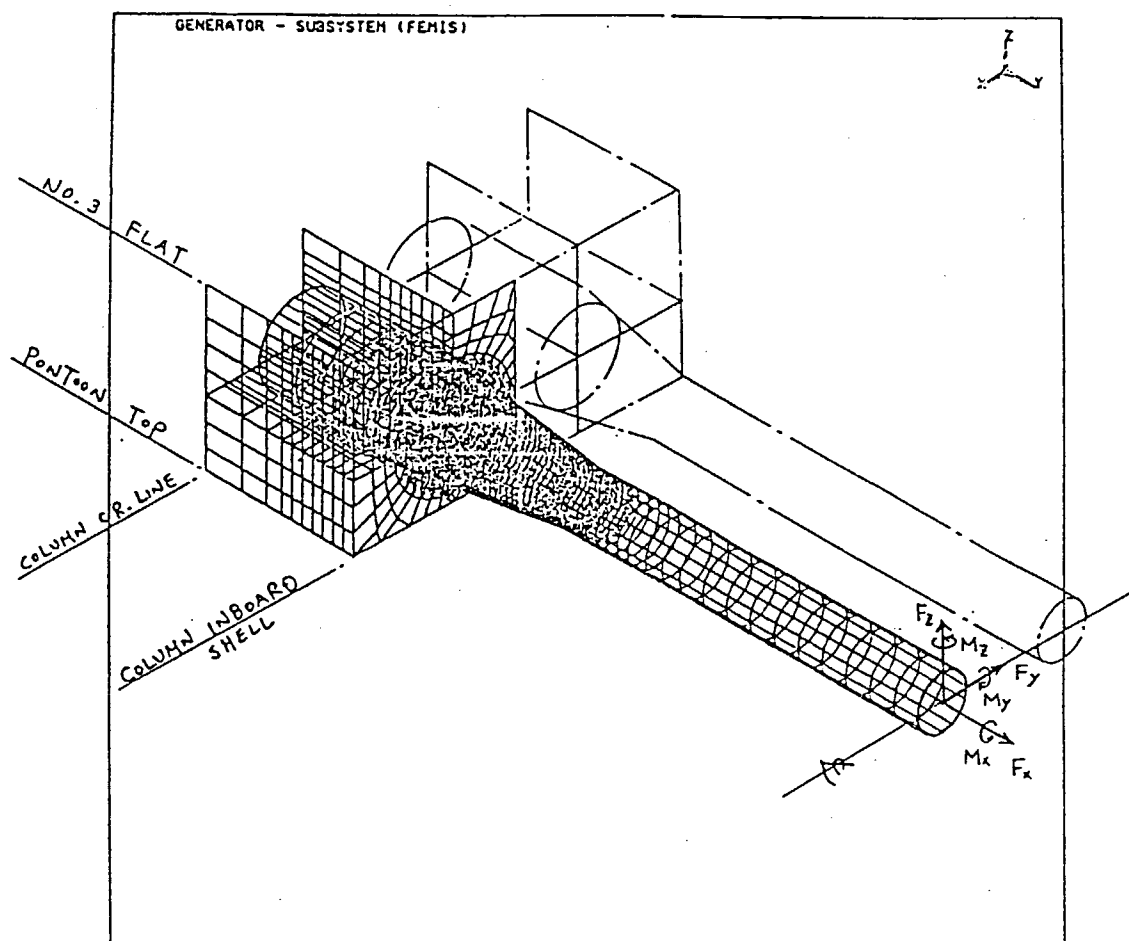


図 5.2.2 HTB 端部 3 次元 FEM 解析モデル

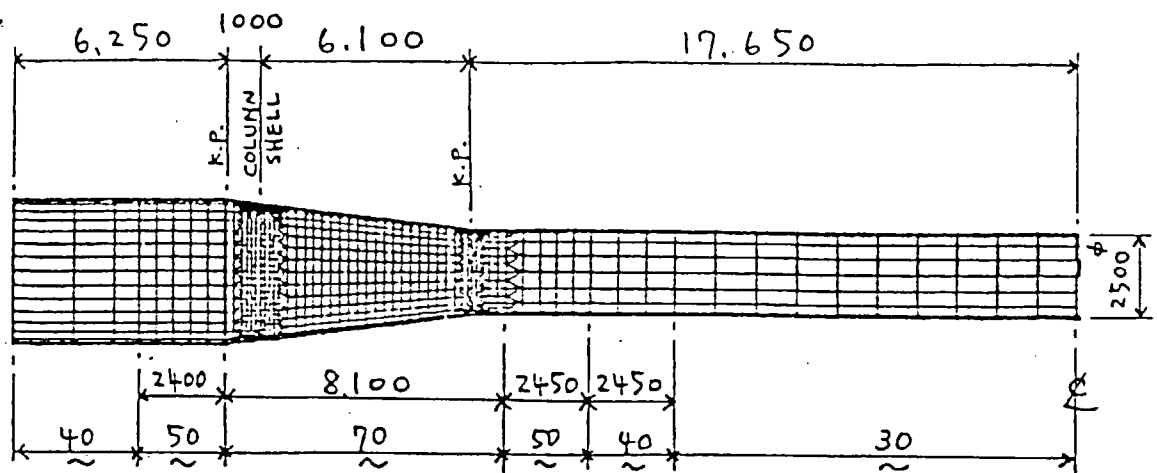


図 5.2.3 HTB の形状、寸法及びメッシュ分割

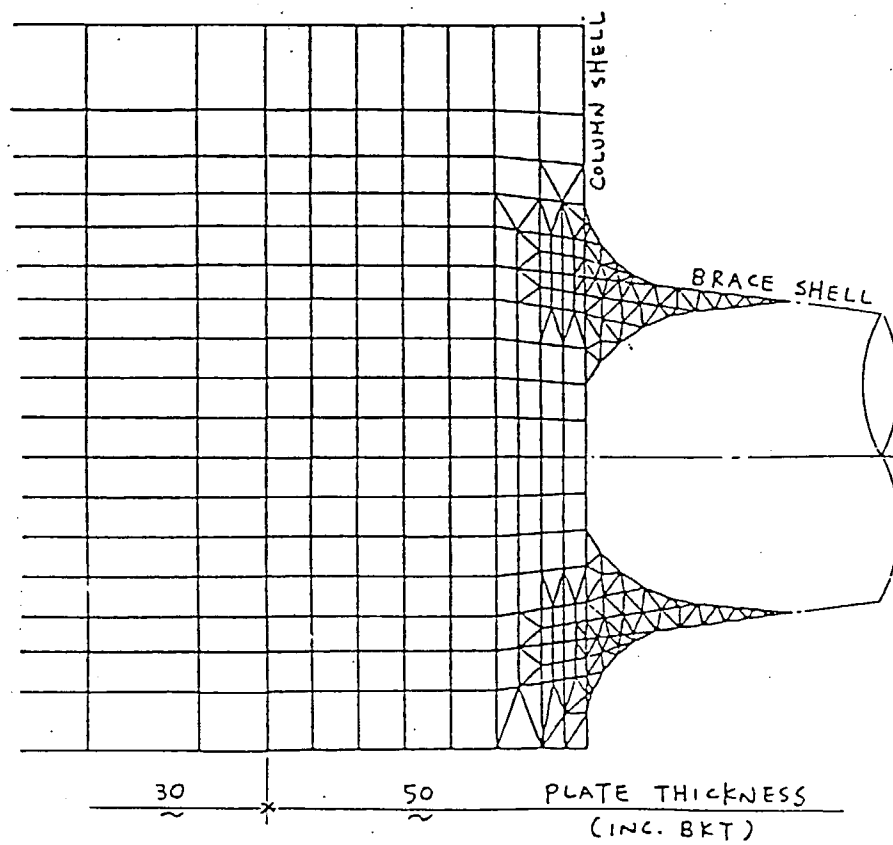
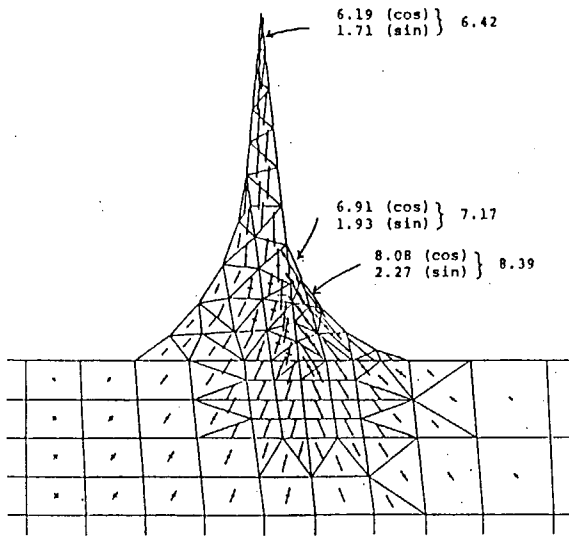


図 5.2.4 Bracket 形状、寸法及びメッシュ分割

TYPE "A"



TYPE "B"

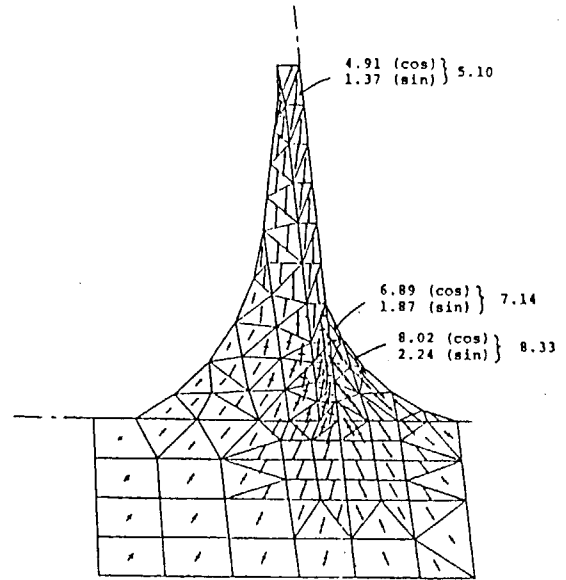


図 5.2.5 Bracket 内の主応力分布

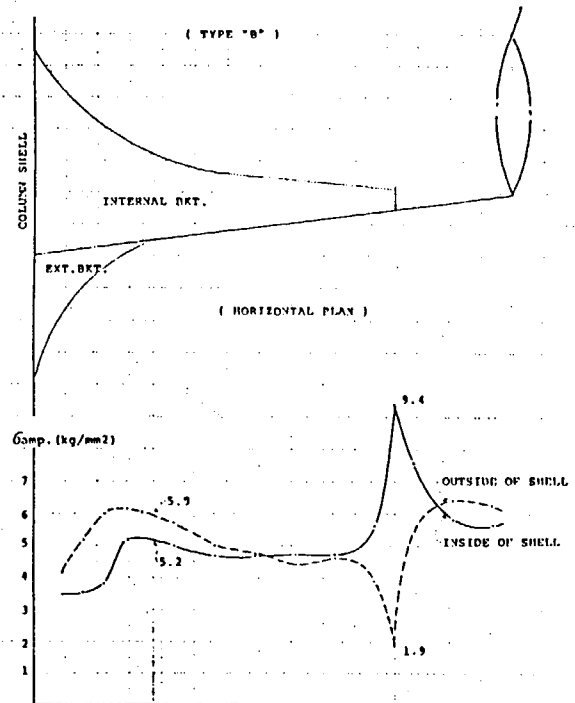
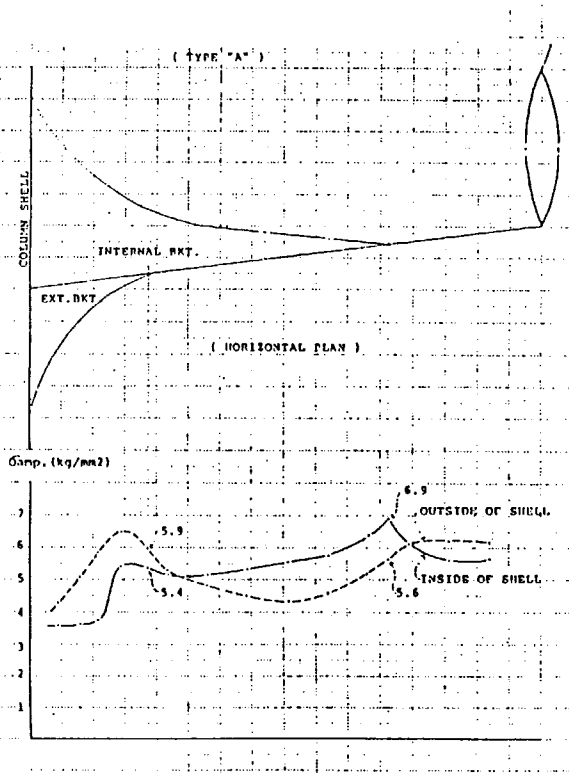
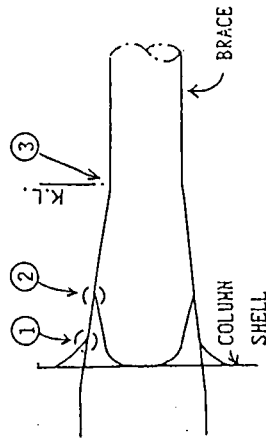


図 5.2.6 Bracket の LINE 上における Brace Shell の応力分布

表 5.2.2 HTB 端部の応力及び応力集中係数



	公称応力 (骨組計算) σ_N	最大応力 (FEM計算) σ_{ext} , 応力集中係数 K_t (UNIT: kg/mm ²)					
		TYPE A			TYPE B		
		位置	σ_{ext}	K_t	位置	σ_{ext}	K_t
① EXTERNAL BKT TOE部	静水中	2) BKT 先端	0.83		BKT 先端	0.54	
	波浪中 1)	SHELL	5.9	1.27	SHELL	5.9	1.27
② INTERNAL BKT TOE部	静水中	BKT 先端	0.93		BKT 先端	1.27	
	波浪中	SHELL	6.9	1.31	SHELL	9.4	1.79
③ KNUCKLE 部	静水中	3) KNUCKLE LINE上	2.11		KNUCKLE LINE上	2.11	
	波浪中		12.84	1.55		12.84	1.55

注 1) 20年間における応力振幅の最大期待値。

2) BKT TOE周囲のメッシュの応力から内挿して求めたPEAK STRESS。(図 5.2.6)

3) K.L.前後のメッシュの応力から内挿して求めたPEAK STRESS。(図 5.2.7)

4) 静水中の最大応力は、波浪中での K_t を用いて算出した。

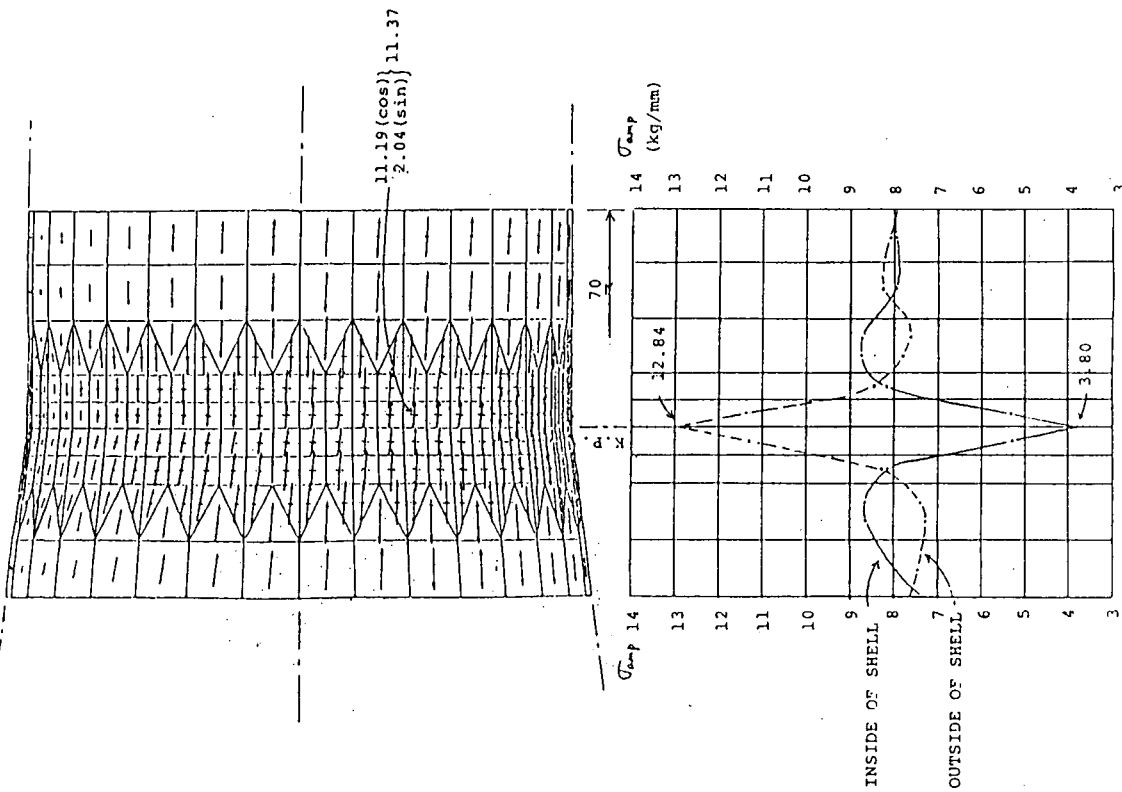


図 5.2.7 Brace ナックル部の応力分布

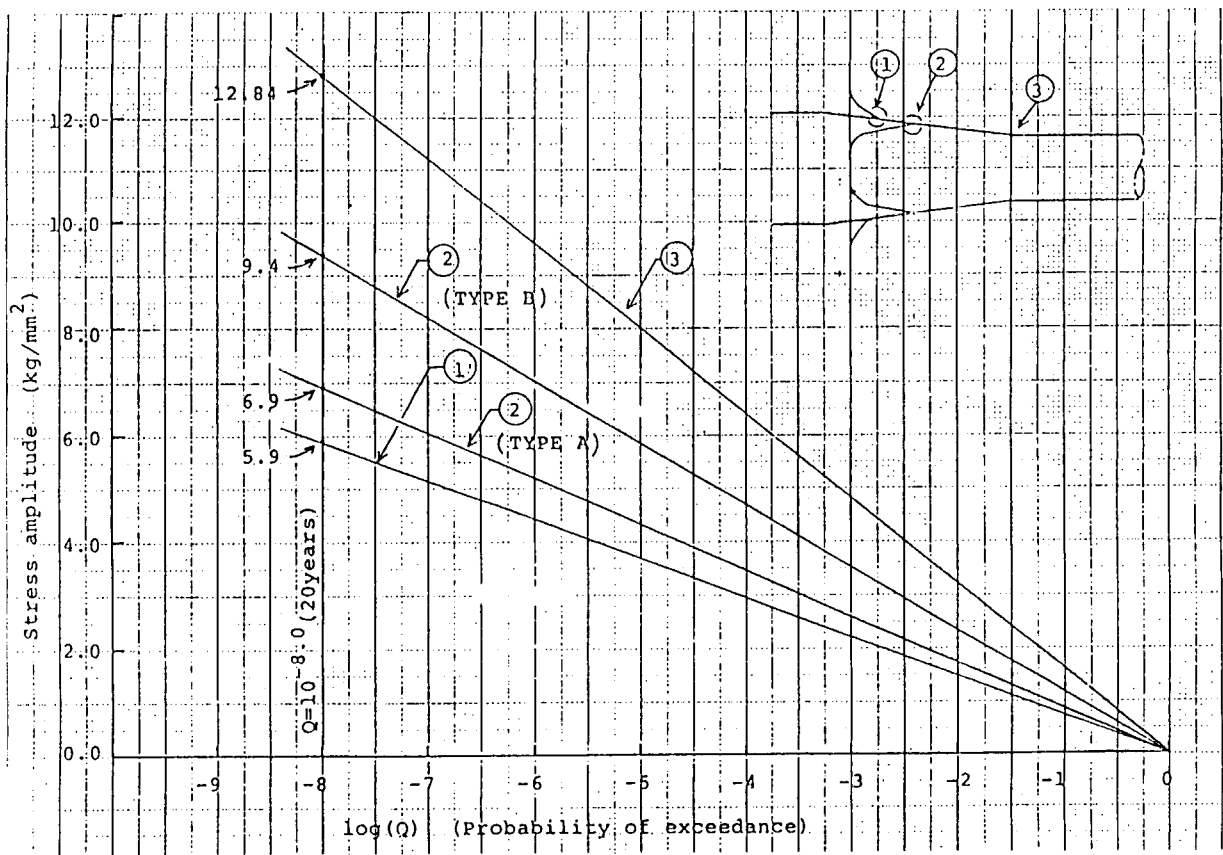


図 5.2.8 HTB 端部の応力の長期分布

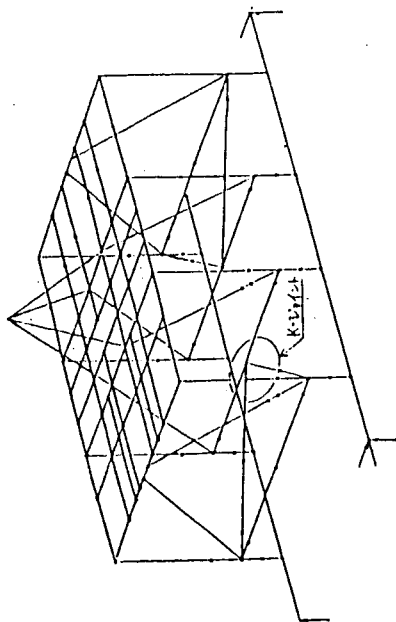
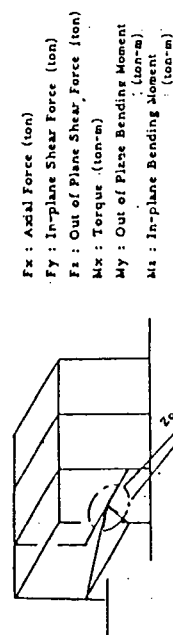


図 5.2.9 全体構造解析用骨組モデル



F_x : Axial Force (ton)
 F_y : In-plane Shear Force (ton)
 F_z : Out of Plane Shear Force (ton)
 M_x : Torque (ton-m)
 M_y : Out of Plane Bending Moment (ton-m)
 M_z : In-plane Bending Moment (ton-m)

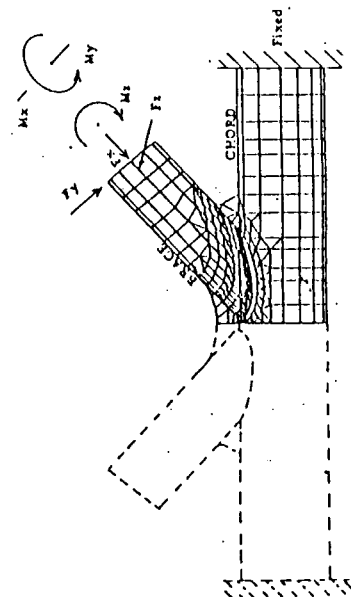


図 5.2.10 K・ジョイント FEM 解析モデル全体図と荷重条件

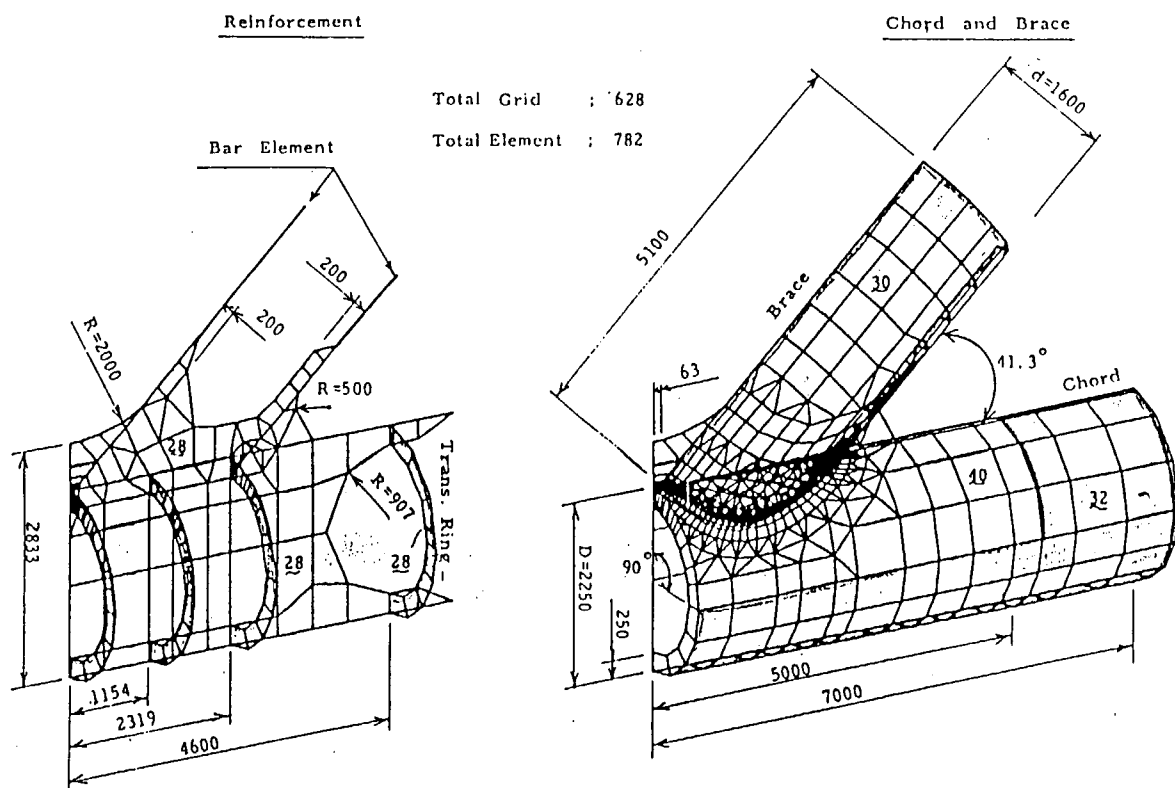


図 5.2.11 K・ジョイント FEM 解析モデル詳細

σ_r : Chord Inner Surface Stress

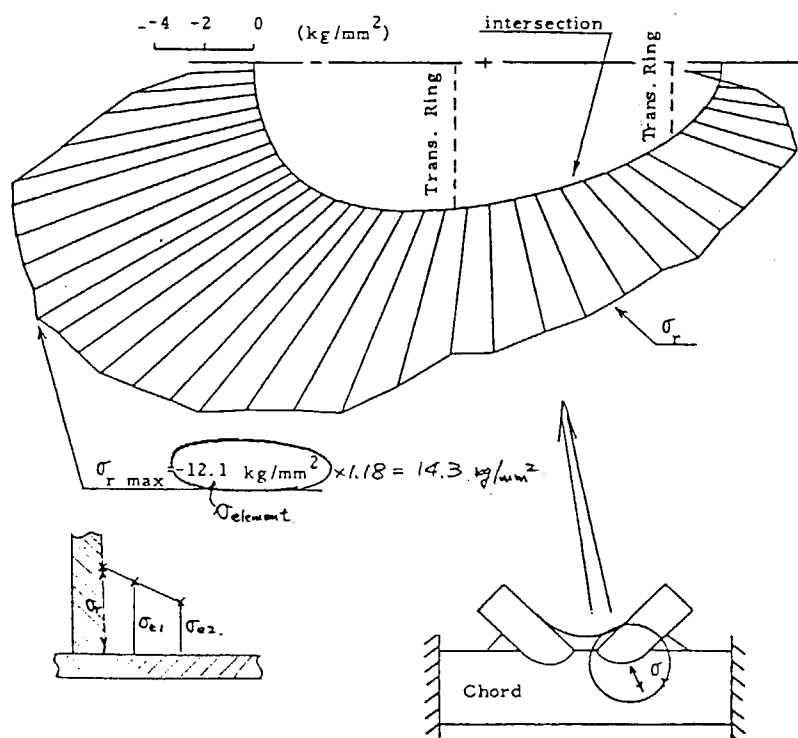
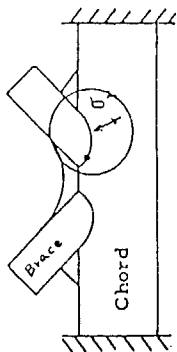


図 5.2.12 交差部における Chord の応力分布

表 5.2.3 K・ジョイントの応力及び応力集中係数



位置	公称応力 (骨組計算)	最大応力 (FEM計算)	応力集中係数
静水中	1.55	3.43	2.22
波浪中 ¹⁾	6.44	14.28 ²⁾	2.22

注) 1) 20年間に於ける応力振幅の最大期待値
2) 交点周囲のメッシュの応力から外挿して求めた PEAK STRESS

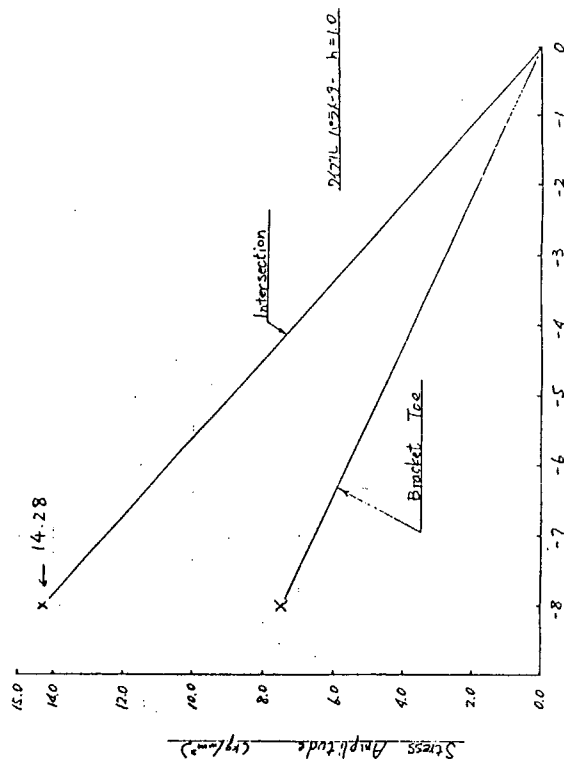


図 5.2.14 K・ジョイントの応力の長期分布

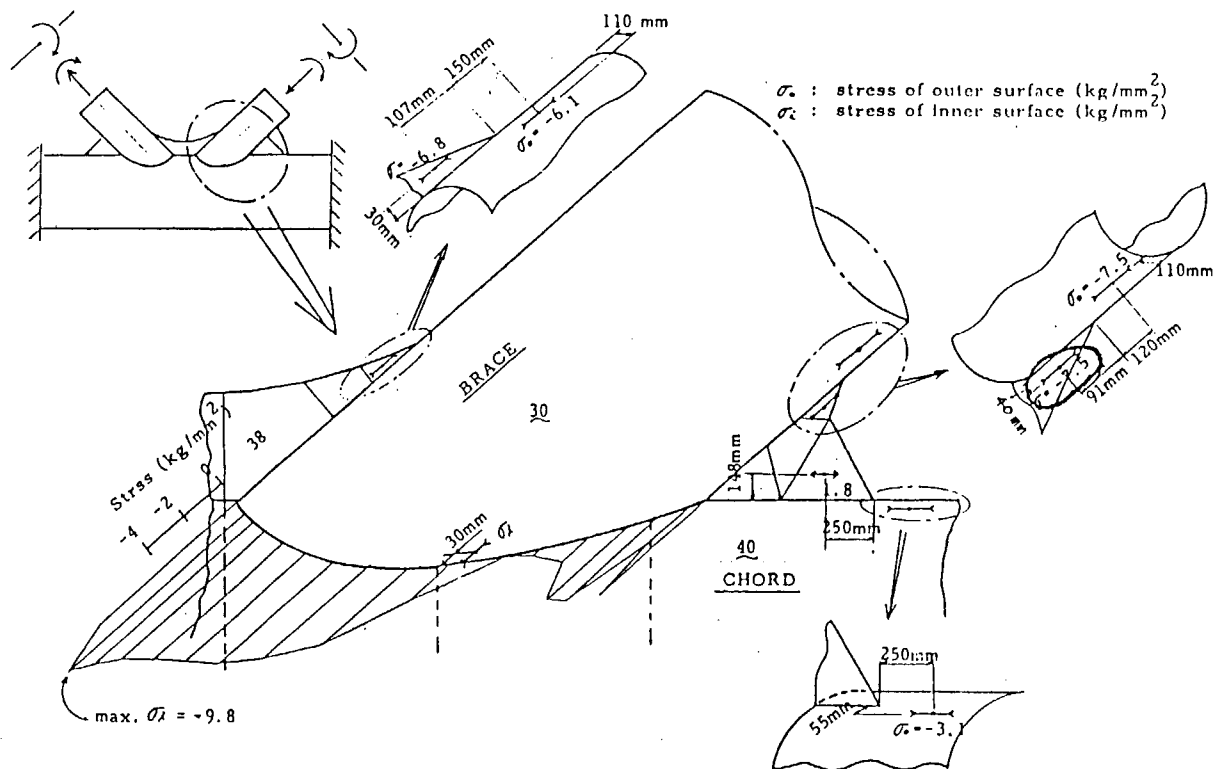


図 5.2.13 交差部における Brace の応力分布

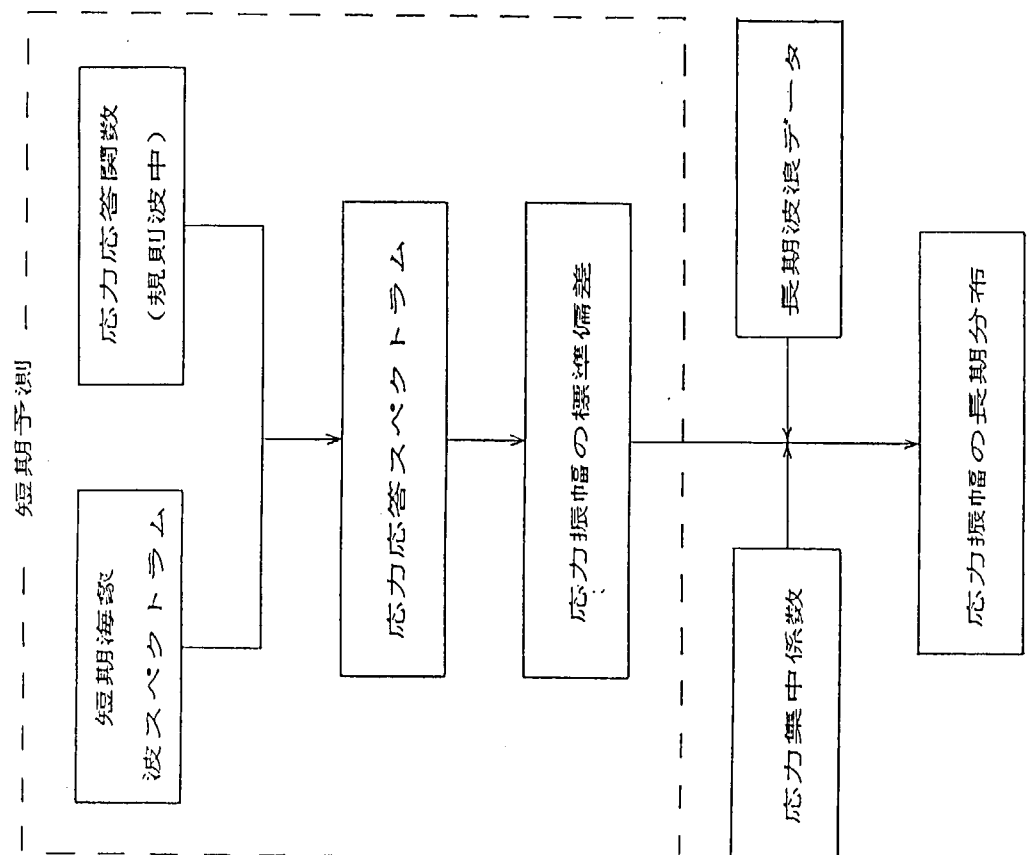


図 5. 2.15 応力振幅の長期分布解析フローチャート

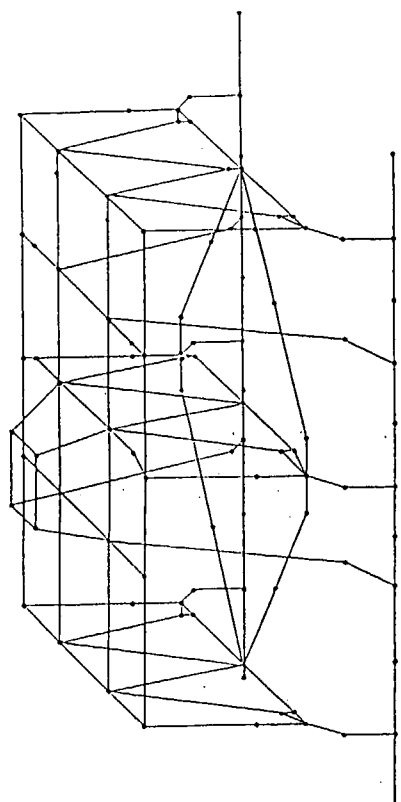


図 5. 2.16 弾性骨組構造解析モデル

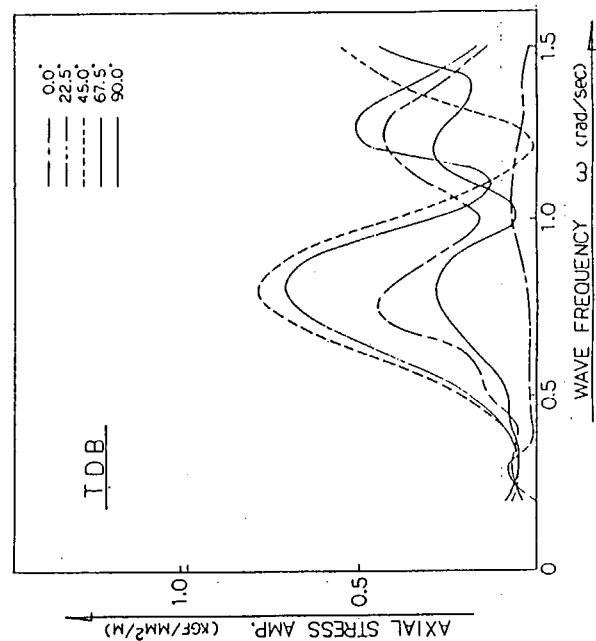


図 5. 2.17 横斜ブレース軸心力振幅応答関数

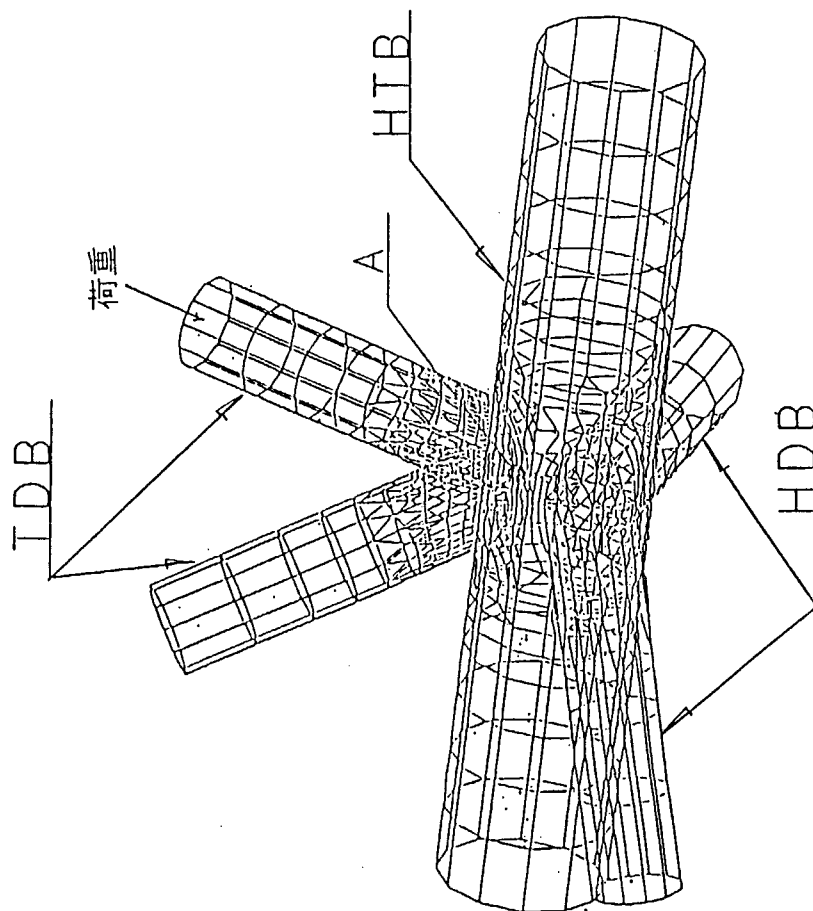


図 5.2.18 K 型継手有限要素解析モデル

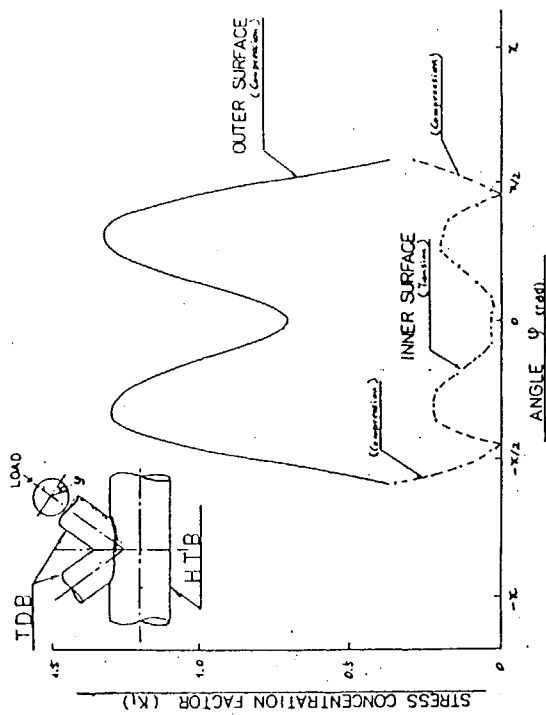


図 5.2.19 主応力分布図 (横水平ブレース)

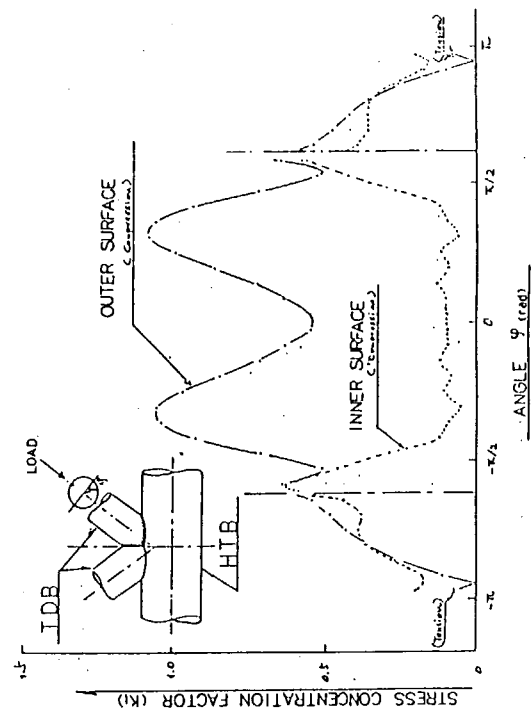


図 5.2.20 主応力分布図 (横斜ブレース)

表 5.2.4 K-ジョイントの応力及び応力集中係数

HTB と TDB との相関線上 ($\varphi = 55^\circ$)	静水中	公称応力 (骨組計算) (σ_N / kgf/mm^2)	最大応力 (FEM計算) (σ_{ext} / kgf/mm^2)	応力集中係数 K_t
		1.34 ($t = 15$)	2.10	
	波浪中	5.67 ($t = 15$) 1.89 ($t = 45$)	8.90	1.57 ($t = 15$) 4.71 ($t = 45$)

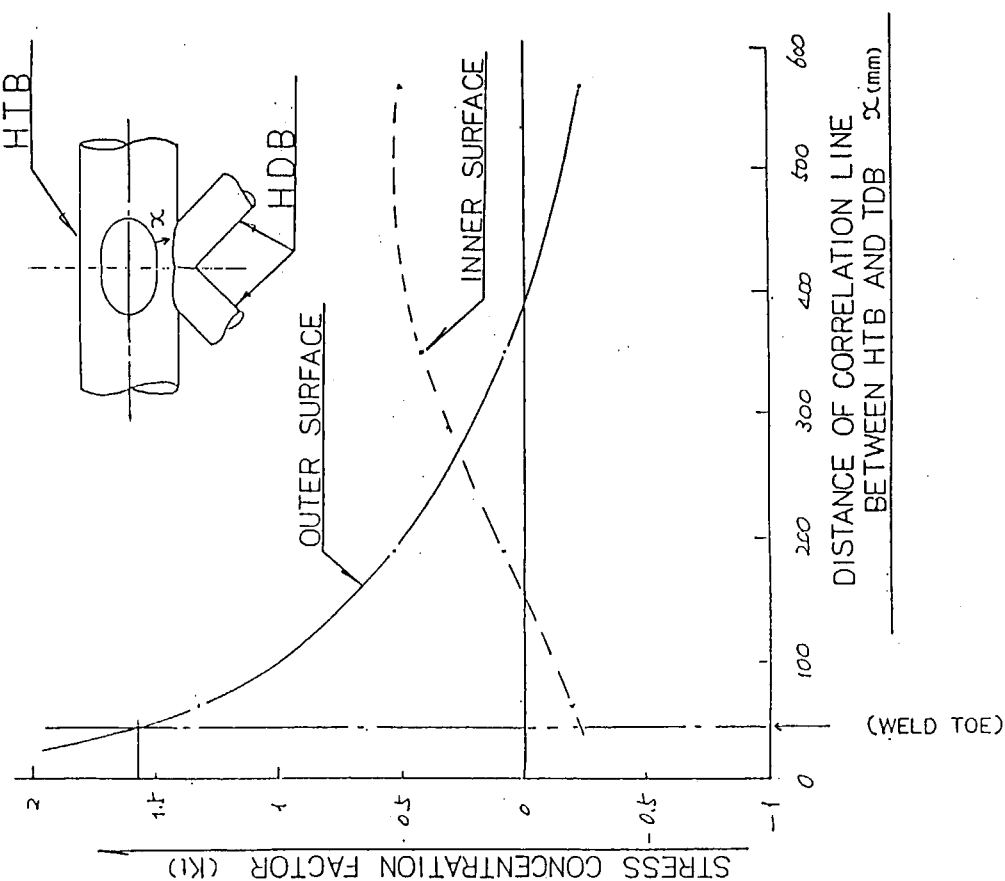
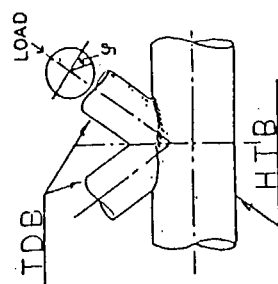


図 5.2.21 横水平・横斜ブレース相関線に垂直な線上の応力分布

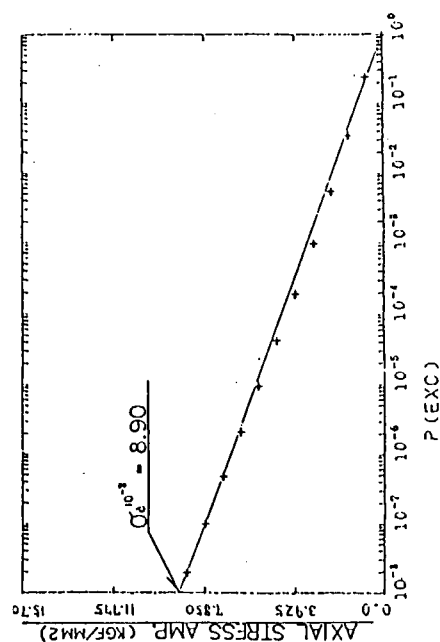


図 5.2.22 K 型継手部の長期応力分布

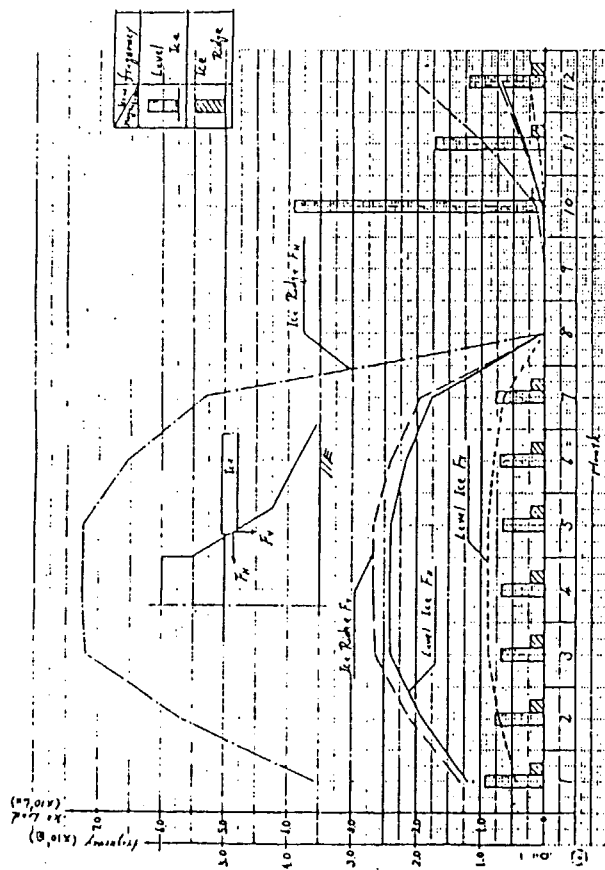


図 5.2.23 繰り返し氷荷重及びその頻度 (SR 195 59 年度報告書より)
(但し氷丘脈衝突頻度 15 回/km の場合)

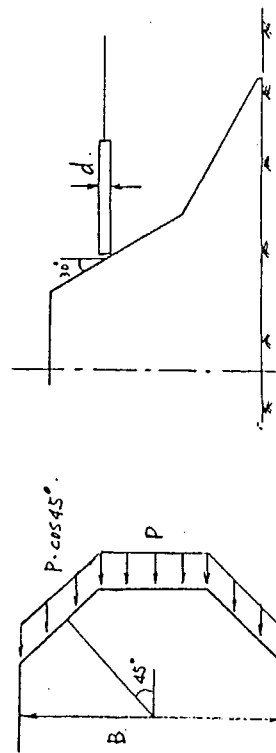


図 5.2.24 鋼製ケーソン ICE FACE 部に働く氷圧

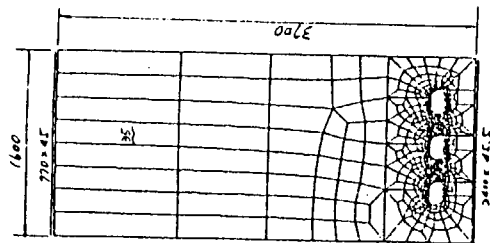


図 5.2.25 スロット部 FEM 解析モデル

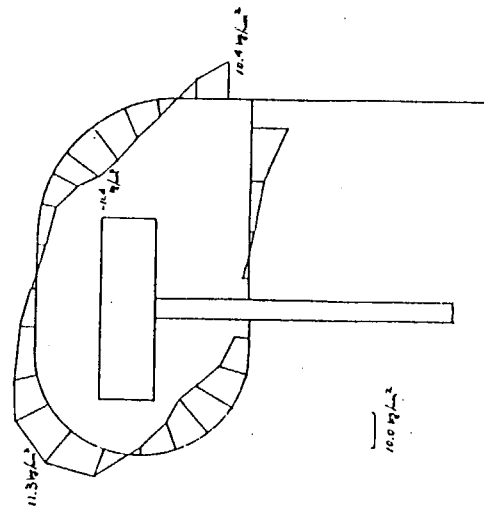


図 5.2.26 スロット部周方向応力分布

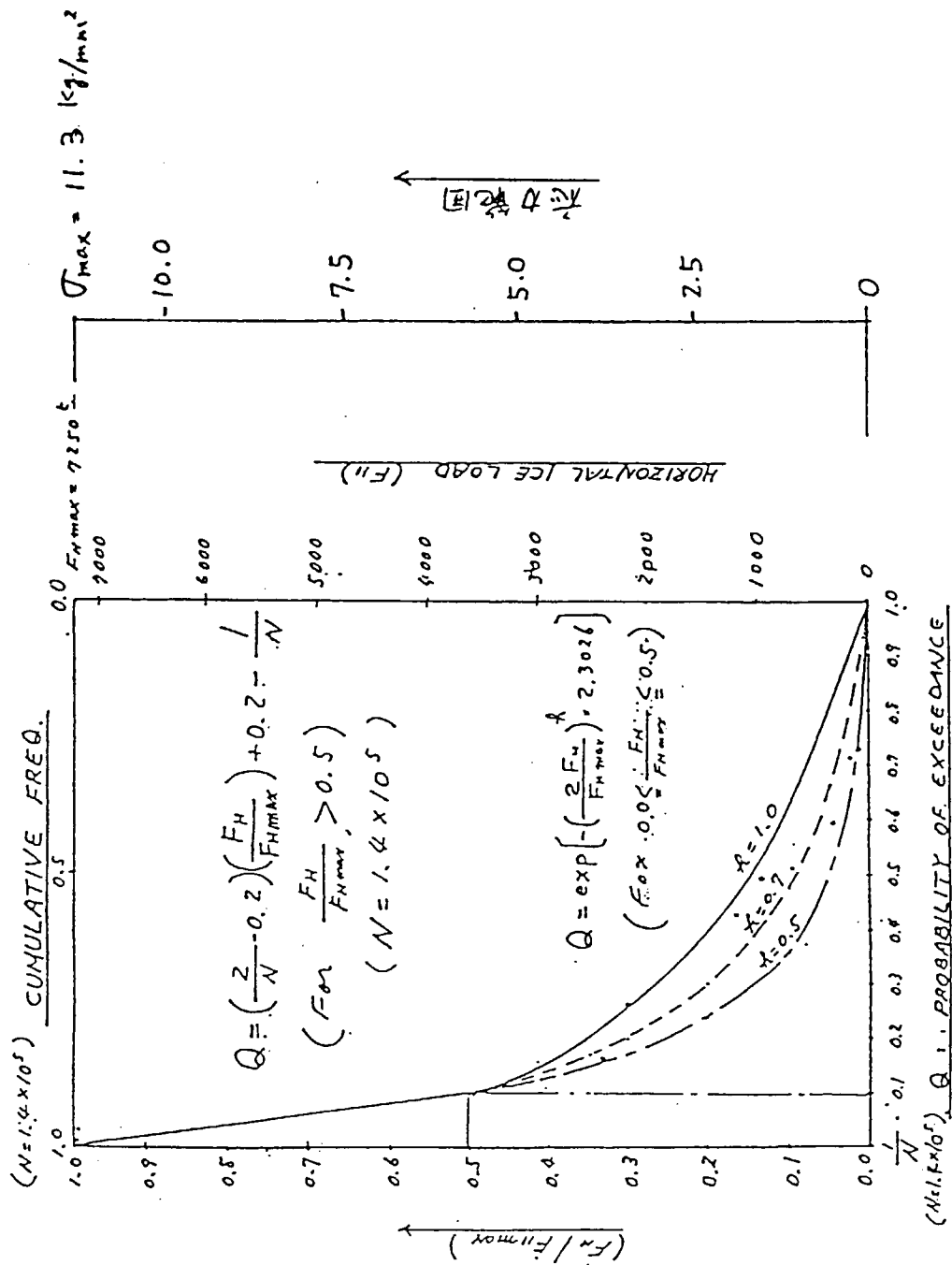


図 5.2.27 鋼製ケーソン ICE FACE 部 SLOT の応力の長期分布図
 (SR 195 59 年度報告書より)

5.3 許容欠陥寸法に関する Case Study

5.3.1 評価方法

材料選定の立場からは、4章に示した様な、引渡し時に残存する可能性を有する欠陥が、疲労等により拡大し脆性破壊などの重大な損傷を引き起こさないよう、検査期間や、稼動域の環境とのからみで検討し、その結果として材料に要求すべき性能を決定するのが本来の手法である。

一方すでに建造されている構造物や、すでに設計も完了している構造物では、材料選定はすでに行なわれている。このような場合には、最終破壊状態を予測し、上記の流れとは逆の道程をたどり、初期の許容欠陥寸法を求めることができ、非破壊検査で検出される欠陥との対応において安全性が論じ得る。

本節では後者の立場で5.2節で得られた応力解析結果をもとに許容欠陥寸法を求めるための手法について記す。その計算の流れ図を図5.3.1に示す。応力条件の厳しい個所において海洋構造物に許される欠陥寸法を求めなければならない。5.2に示したように海洋構造物には波浪外力や流水の衝突・外力等が作用し、常に一定の外力が作用しているわけではない。したがって生涯において最も厳しい条件の外力が作用した場合にでも安全であるための欠陥寸法をまず求める必要がある。

第60年度および本年度の2章における検討結果によると、脆性破壊発生に関する設計曲線は以下のように与えられる。¹⁾

$$\delta = \begin{cases} 2 \bar{a} \epsilon_Y (\epsilon / \epsilon_Y)^2 + \delta_R & \dots\dots\dots (\epsilon < 1) \\ 3.5 \bar{a} \epsilon_Y (\epsilon / \epsilon_Y - 1.5) + \delta_R & \dots\dots\dots (\epsilon \geq 1) \end{cases} \quad (5.3.1)$$

ただし

- $\bar{a}$: 等価欠陥寸法
- ϵ : 作用ひずみ
- ϵ_Y : 降伏ひずみ
- δ_R : 溶接残留応力による残留ひずみ
- δ : CTOD値

作用ひずみには面内ひずみ ϵ_M と面外ひずみ ϵ_B があり、 ϵ は

$$\epsilon = \epsilon_M + 0.75 \epsilon_B \quad (5.3.2)$$

で与えられる。対象部材が塑性域となっている場合は、弾性解析結果より1章での検討結果より ϵ_M および ϵ_B を求めることになる。ここでのひずみはき裂想定個所におけるものである。

また δ_R は以下のように与えられる。

$$\delta_R = (1 - \nu^2) K_R^2 / 2 E \sigma_Y \quad (5.3.3)$$

ただし

- K_R : 残留応力によるK値
- ν : ポアソン比、 E : ヤング率、 σ_Y : 降伏点

ここで残留応力分布が

$$\sigma_R(x) = \sigma_0 (1 - (x/f)^2) \quad (5.3.4)$$

ただし

- σ_0 : き裂中央における残留応力（残留応力の最大値）
- f : 定数
- x : き裂中央からの距離

とおける場合には、

$$K_R = \sigma_0 \sqrt{\pi \bar{a}} \left\{ 1 - \frac{1}{2} \left(\frac{\bar{a}}{f} \right)^2 \right\} \quad (5.2.5)$$

と与えられる。

(5.3.1) 式によって等価欠陥寸法 $\bar{a}$ を求めることができるが、生涯において最も厳しい条件において $\bar{a}$ を求めることは、 $\bar{a}$ を小さくみつめることに他ならない。

この条件としては以下の2 case を検討し、そのうちの $\bar{a}$ の小さい方を採用することになる。

- (1) 応力的に最も厳しい場合：すなわち survival condition に対応する。この時の δ_c 値は survival condition 時のひずみ速度に対応するものとなる。
- (2) ひずみ速度が最も速い状態：海洋構造物では流水が衝突した場合に対応する。この場合応力的には survival condition よりも厳しくない場合が生じるが、ひずみ速度が survival condition よりも速いため、 δ_c 値は survival condition におけるそれよりも小さくなる。もちろん survival condition よりも応力的に厳しければこの case が最も厳しくなる。

上述のように $\bar{a}$ を求め、この $\bar{a}$ を具体的なき裂寸法に変換する。このときき裂としては埋没き裂と表面き裂、さらには貫通き裂が考えられる。 δ_c 値が非常に大きければ貫通き裂となって後にしか脆性破壊の可能性が生れないが、海洋構造物では通常非貫通き裂が脆性破壊を考慮する場合の対象となる。非貫通き裂としては埋没き裂より、表面き裂の方が脆性破壊に対して厳しくなるから、ここでは非貫通き裂に $\bar{a}$ をおきかえる。疲労き裂として伝播してきたき裂は表面き裂状では半楕円き裂となるので、 $\bar{a}$ をここでは表面半楕円き裂におきかえる。 $\bar{a}$ はこの時以下のよう

$$\bar{a} = \left(\frac{K_{\max}}{\sigma_M + H \sigma_B} \right)^2 / \pi \quad (5.3.6)$$

ここで $K_{\max}$ は次式の K 値のうちの最大の値であり、通常 $\phi = \frac{\pi}{2}$ の場合の値である。

$$K = (\sigma_M + H \sigma_B) \sqrt{\pi \bar{a} / Q} \cdot F \quad (5.3.7)$$

ただし

$$\sigma_M = \epsilon_M / E$$

$$\sigma_B = \epsilon_B / E$$

$$Q = 1 + 1.464 (a/b)^{1.65}$$

$$F = \left\{ M_1 + M_2 \left(\frac{a}{t} \right)^2 + M_3 \left(\frac{a}{t} \right)^4 \right\} f_\phi \cdot g$$

$$M_1 = 1.13 - 0.09 (a/b), \quad M_2 = -0.54 + 0.89 / (0.2 + a/b)$$

$$M_3 = 0.5 - 1 / (0.65 + a/b) + 14 (1 - a/b)^{2.4}$$

$$f_\phi = \left\{ (a/b)^2 \cos^2 \phi + \sin^2 \phi \right\}^{1/4}$$

$$g = 1 + \left(0.1 + 0.35 \left(\frac{a}{t} \right)^2 \right) (1 - \sin \phi)^2$$

$$H = H_1 + (H_2 - H_1) \sin^P \phi, \quad P = 0.2 + (a/b) + 0.6 (a/t)$$

$$H_1 = 1 - 0.34 \frac{a}{t} - 0.11 \left(\frac{a}{b} \right) \left(\frac{a}{t} \right)$$

$$H_2 = 1 + G_1 \left(\frac{a}{t} \right) + G_2 \left(\frac{a}{t} \right)^2$$

$$G_1 = -1.22 - 0.12 \frac{a}{b}, \quad G_2 = 0.55 - 1.05 \left(\frac{a}{b} \right)^{0.75} + 0.47 \left(\frac{a}{b} \right)^{1.5}$$

a : き裂深さ

b : 表面におけるき裂半長

(5.3.8)

ϕ : 表面からの角度 (図 5.3.2 参照)

t : 板 厚

(5.3.6), (5.3.7) 式より, 深さ a のときの表面長さ $2b$ が求まる。図 5.3.3 に示すような結果が得られ(A)領域では脆性破壊を考慮する必要がないが, (B)領域では脆性破壊を生じる可能性が生じるということになる。

上記の結果は最終の破壊状態についてのもので, 初期においてこの大きさの欠陥が許容されるわけではなく, 稼動中においてき裂の成長がこの大きさまで許されるということである。海洋構造物は波浪外力等を受け作用荷重はランダム波となる。その出現順序は予測できないが, 5.2.で求めたようにその頻度分布は2母数ワイブル分布で一般に表わされる。

その分布関数は

$$F(\Delta\sigma) = 1 - \exp \left\{ - \left(\frac{\Delta\sigma}{\beta} \right)^\alpha \right\} \quad (5.3.9)$$

ただし

$\Delta\sigma$: 応力範囲

α : 形状母数

β : 位置母数

分布関数をサイクル数 N で表示すると

$$F(\Delta\sigma) = 1 - N / N_{\max} \quad (5.3.10)$$

ただし

N : $\Delta\sigma$ に対応する繰返し数

$N_{\max}$: 寿命中に発生する応力範囲の総繰返し数

この場合の等価応力係数 R_m は³⁾

$$R_m = \Gamma(m/\alpha + 1)^{1/m} / (\ell_n N_{\max})^{1/\alpha} \quad (5.3.11)$$

ただし

$\Gamma(x)$: ガンマ関数

応力振幅の最大期待値に対する R_m 倍の一定応力振幅が $N_{\max}$ 回作用したときに伝播するき裂成長量が, 応力頻度分布に対応するランダム波による線型的なき裂成長量と等しいとして定義されるのが等価応力係数である。したがってこの計算ではランダム荷重による retardation あるいは acceleration によるき裂成長に関する影響は無視されており, き裂成長を通常速く見積ることになる。これまでの損傷結果から判断すれば, 実際の成長より R_m を用いて計算すると 8~10 倍の成長速度になっている。⁴⁾ (5.3.1) 式の R_m を用いると疲労き裂伝播速度は最深部 および表面でそれぞれ以下のように表わされる。

$$\left. \begin{aligned} da/dN &= c (R_m \cdot \Delta K_D)^m \\ db/dN &= c (R_m \cdot \Delta K_S)^m \end{aligned} \right\} \quad (5.3.12)$$

ただし

N : 繰返し数

$\Delta K_D, \Delta K_S$: 最大期待値に対応する最深部および表面における応力拡大係数範囲

c, m : Paris の伝播則における定数

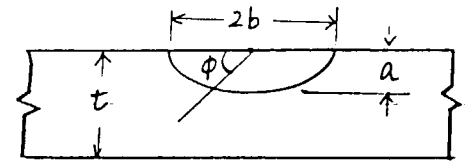


図 5.3.2 表面き裂に対する記号

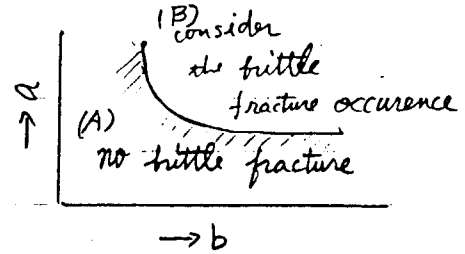
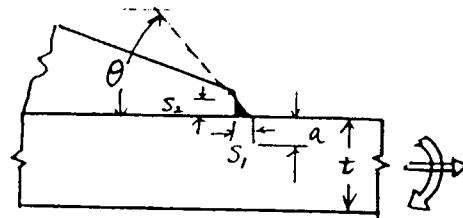


図 5.3.3

K 値を用いることにより以下のように与えられる。⁵⁾

$$\left. \begin{aligned} \Delta K_D &= (\Delta \sigma_M + H \Delta \sigma_B) \sqrt{\pi a / Q} \cdot F_{\phi = \frac{\pi}{2}} \cdot M_F \\ \Delta K_S &= (\Delta \sigma_M + H \Delta \sigma_B) \sqrt{\pi a / Q} \cdot F_{\phi = 0} \cdot K_{tp} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (5.3.13)$$



☒ 5.3.4

ただし

 $\Delta \sigma_M$: 構造的応力集中を含んだ面内応力範囲の最大期待値 $\Delta \sigma_B$: 面外曲げ応力範囲の最大期待値

H, F : (5.3.8) 式

M_F : すみ肉止端部における深さ方向の修正係数 (すみ肉部でない場合は1)

$K_{t,0}$: 溶接止端部における平均的応力集中係数 (応力集中部でない場合は 1)

であり、 M_F 、 K_{tp} はすみ肉溶接止端部については以下のように与えられる。

$$\left. \begin{aligned} M_F &= 1.01 (M_{FC} - 1) e^{-7.3\sqrt{a/t}} + 1.01 - 0.01 M_{FC} \\ M_{FC} &= -1.3919 \cdot \theta^3 + 4.7404 \cdot \theta^2 - 0.5732 \cdot \theta + 1 \\ K_{tp} &= 1 + 0.8 \sqrt{S_2/S_1} \end{aligned} \right\} \quad (5.3.14)$$

ただし

θ : フランク角 (図 5.3.4 参照, ラジアン)

S_1, S_2 : 脚長 (図 5.3.4 参照)

したがって(5.3.7)式より求めた限界き裂寸法より(5.3.12)式で疲労き裂伝播の逆算を寿命あるいは定期検査期間に対応するサイクル数まで行なえば初期に許容される欠陥寸法が求まる。

5.3.2 Case study 結果

ここでは前項の計算手法を適用して、5.2節で取り上げた部材の許容欠陥寸法を検討する。図5.3.5は本部会で60年度に得られたHT-50鋼溶接継手ボンド部の限界CTOD値(δ_c)をまとめて示したものである。59年度報告に示したように流水が衝突した場合のひずみ速度は $10^{-2}/s$ のオーダーであり、これは100 mm/sのクロスヘッド速度のものに対応する。セミサブの最低使用温度を $-30^{\circ}C$ とすると、 $10^{-2}/s$ に対応する δ_c 値は図5.3.5より0.09 mmとなる。

流水衝突時が必ずしも最大期待値 ($Q=10^{-8}$) レベルの応力が作用しているとは限らないが、ここでは安全側の検討のため、最大期待値レベルの応力作用時が $10^{-2} / \text{s}$ のひずみ速度になっていると仮定し、さらに溶接残留応力が降伏点 ($36 \text{ kg f } / \text{mm}^2$) の大きさに一様に存在していると仮定する。5.2 節で得られた応力値より許容欠陥寸法 $\bar{a}$ を求めた結果を表 5.3.1 に示す。作用応力が小さいため $\bar{a}$ はかなり大きくなっていることがわかる。疲労き裂伝播計算に用いるすみ肉溶接トウ部のフランク角は、グラインダ仕上げの場合 30° 、as weld の場合 60° と過去の経験より与えることとした。

疲労き裂伝播則（Paris 則）の定数 c 、 m については、本部会では計測していないが、強度レベルが同じなら、 c 、 m 値はあまり変化しないので、ここでは H T-50 鋼で行なわれた実験結果を参照して $c = 2.2 \times 10^{-10}$ 、 $m = 3$ と与えた。応力頻度分布はほぼ対数指数曲線となっているので、(5.3.9) 式の形状母数 α は 1 とし、一生涯の応力繰返し数 $N_{\max}$ を 10^8 サイクルとした。

上記の条件下で前項に示した手法により限界き裂寸法および初期許容欠陥寸法を求めた結果を図 5.3.6～図 5.3.7 に示す。

10に示す。

いずれの箇所もかなり大きな初期欠陥を許容することができ、これらの大きさの欠陥ならば非破壊検査で十分検出されるものであることがわかる。H T B端部のブラケットE N D部についてはグラインダ仕上げをすると許容欠陥寸法は外部ブラケット、内部ブラケットのすみ肉溶接トウ部で、大きくなるがわかるが、As weldでも十分許容される欠陥が大きく、あえて疲労き裂伝播の観点からはグラインダー仕上げを行なう必要はないと思われる。このような結果が得られたのは、疲労き裂発生を防止する観点から増厚して作用応力をかなり下げて設計されることから生じたものと考えられる。

なお5.2.4に示した鋼製人工島で引張応力の作用する部材として、作用応力が大きいのはSlot まわりで、この場合、対象箇所は母材であり最大期待値が11.3 kg f / mm²と低いので、従来船での実績からいっても問題とならないのでここでの計算は省略した。

参 考 文 献

- 1) 永井, 矢島, 梶本他: 構造的応力集中部における脆性破壊発生特性について (第4報), 日本造船学会論文集, Vol. 155 (1984)。p. 360
- 2) J. C. Newman and I. S. Raju : AN EMPIRICAL STRESS - INTENSITY FACTOR EQUATION FOR THE SURFACE CRACK , Eng. Fract. Mech. Vol. 15 , No1-2 (1981) p. 185
- 3) 高島: 疲労き裂進展および疲労被害度に対する等価応力範囲の計算法: 製鉄研究, Vol. 322 (1986)p. 38
- 4) 片坐他: 破壊管理制御設計手法の一提案, 日本造船学会論文集, Vol. 149 (1981)。p. 174
- 5) 日本造船研究協会第169研究部会: 船体構造の破壊管理制御設計指針, 日本造船研究協会報告書 (昭58.6)
- 6) 日本造船研究協会第195研究部会: 海洋構造物の低温材料選定に関する研究, 日本造船研究協会報告書 (昭61.3)
- 7) 日本造船研究協会第195研究部会: 海洋構造物の低温材料選定に関する研究, 日本造船研究協会報告書, 研究資料 No. 381 (昭60.3)
- 8) 豊貞, 藤井他: 破壊靱性に及ぼすひずみ速度の影響, 日本造船学会, 昭62年春季講演会に投稿中

表 5.3.1 Case studyで取上げた各部の作用応力と限界等価欠陥寸法 (セミサブリグ)

構造部材および 応力集中箇所	板厚 (mm)	グラインダ 仕上の有無	静水中応力 (kg f / mm ²)		最大応力振幅 (kg f / mm ²)		最大期待値 (kg f / mm ²)		等価欠陥寸法* $\bar{a}$ (mm)	フランク角** θ (degree)
			引張	曲げ	引張	曲げ	引張	曲げ		
H T B端 External BKT TOE部①	70	グラインダ仕上	0.79	0.04	5.65	0.25	6.44	0.29	35.05	30
		as weld	0.51	0.03	5.55	0.35	6.06	0.38	35.21	60
H T B端 Internal BKT TOE部②	70	グラインダ仕上	0.84	0.09	6.25	0.65	7.09	0.74	34.55	30
		as weld	0.76	0.51	5.65	3.75	6.41	4.26	33.40	60
H T B KNUCKL部③	70	as weld	1.37	0.74	8.32	4.52	9.69	5.26	30.60	—
ブレース継手(1) TOE部	35	as weld	-1.55	1.89	-5.08	9.21	3.53	7.32	33.78	60
ブレース継手(2) TOE部	45	as weld	0.90	1.20	3.80	5.10	4.70	6.30	33.53	60

注) 表中の応力は応力集中部の応力であり、グロス応力でない。

**) フランク角はすみ肉継手に関してのもので、グラインダー仕上げをする場合は30°、As weldの場合は60°として後の疲労き裂伝播計算に使用

*) 限界C T O D値を0.09 mmとし、溶接残留応力を36 kg f / mm²とした場合の計算値

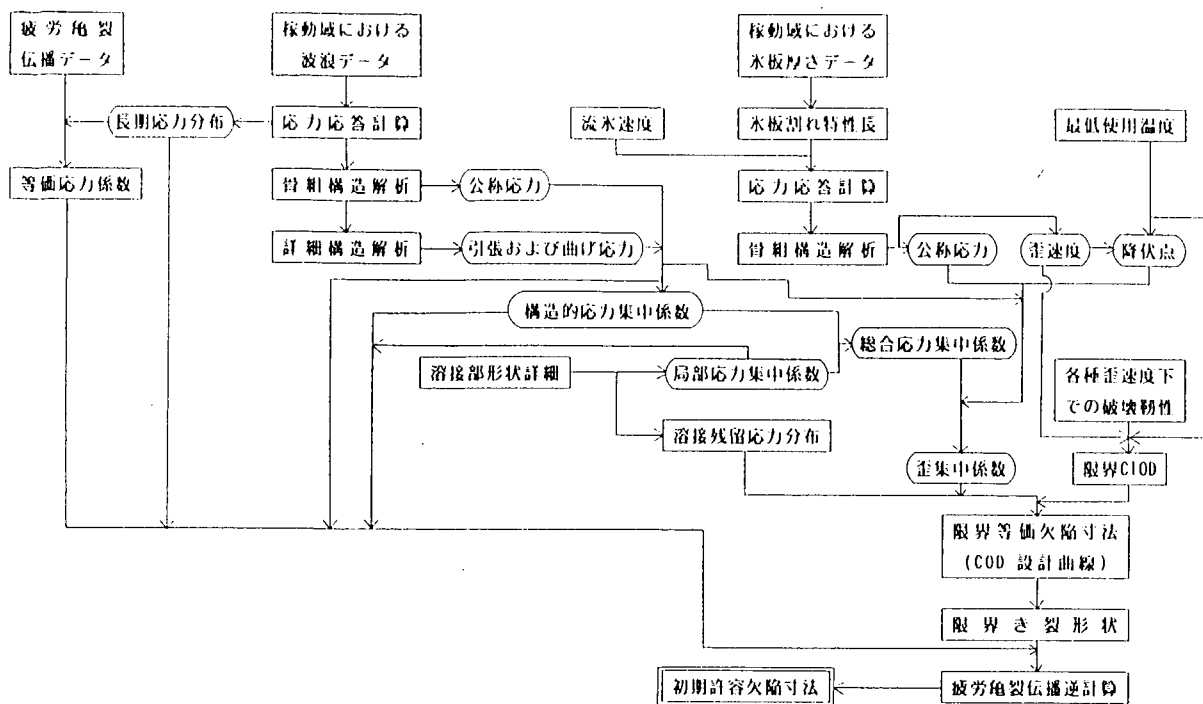


図 5.3.1 流水の衝突を考慮した許容欠陥寸法計算流れ図

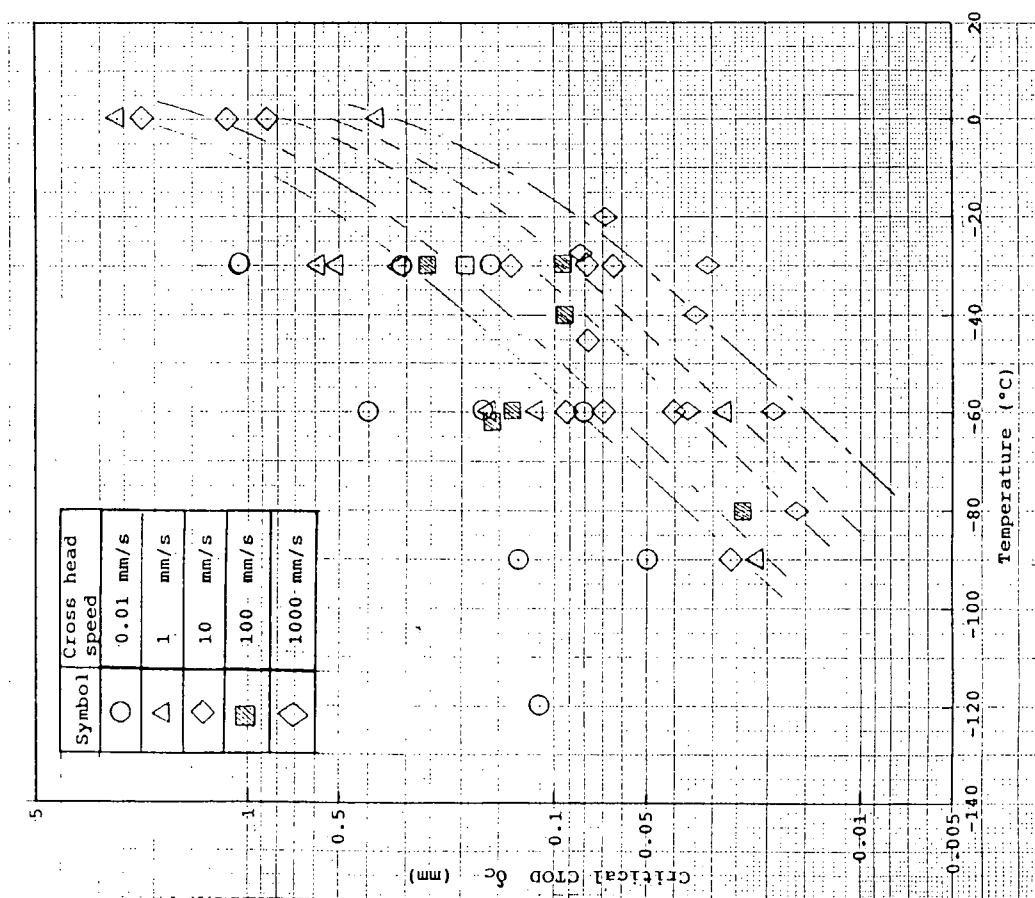


図 5.3.5 ボンド部の限界C.T.O.D

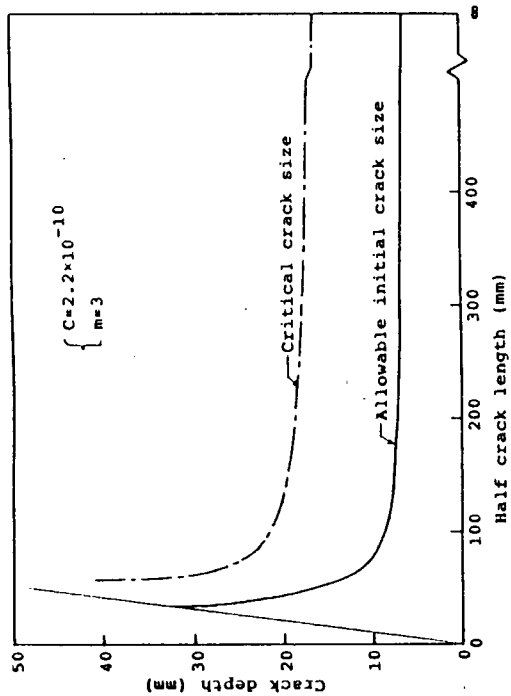


図 5.3.6 セミサブHTB・Knuckle の部についての許容欠陥寸法

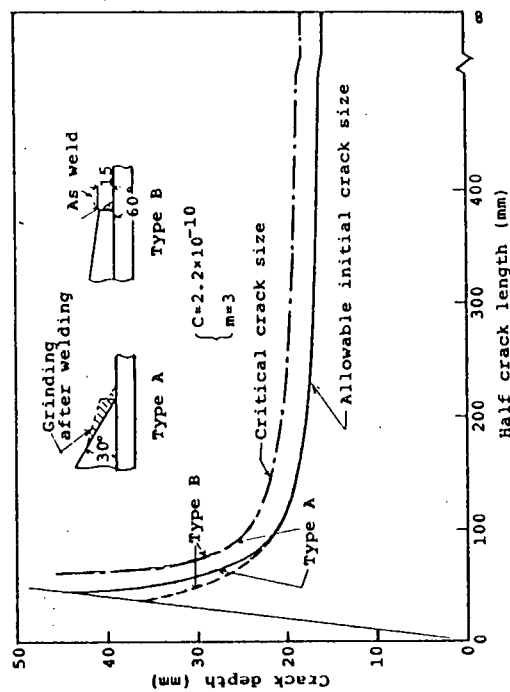


図 5.3.7 セミサブHTB external Bkt ①部についての許容欠陥寸法

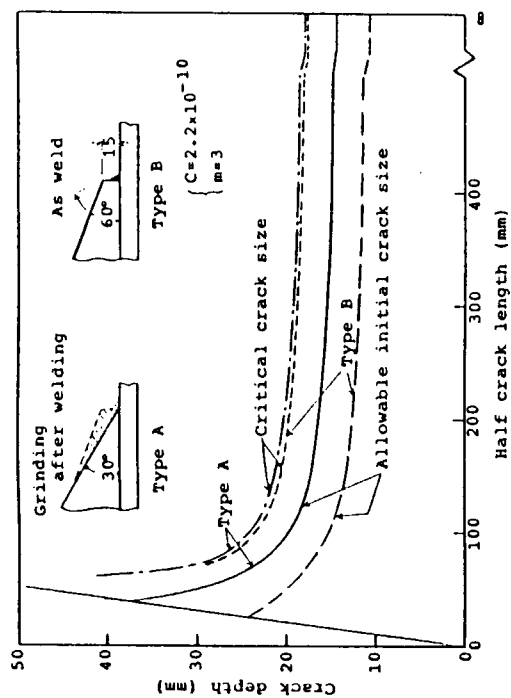


図 5.3.8 セミサブHTB internal Bkt ②部についての許容欠陥寸法

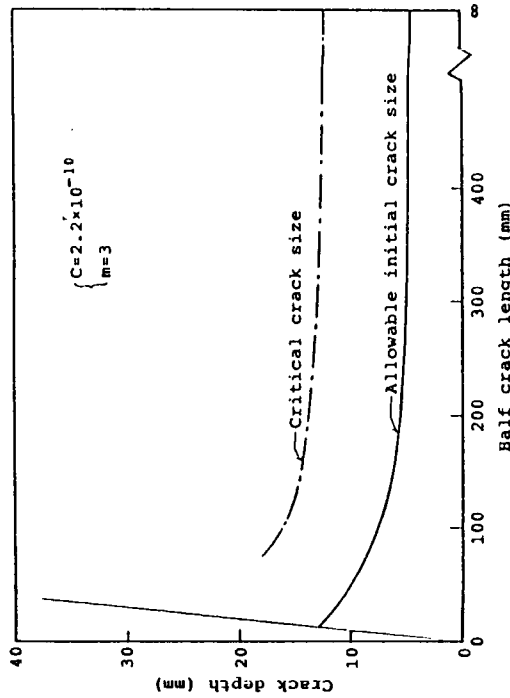


図 5.3.9 セミサブ・ブレース継手(1)の許容欠陥寸法

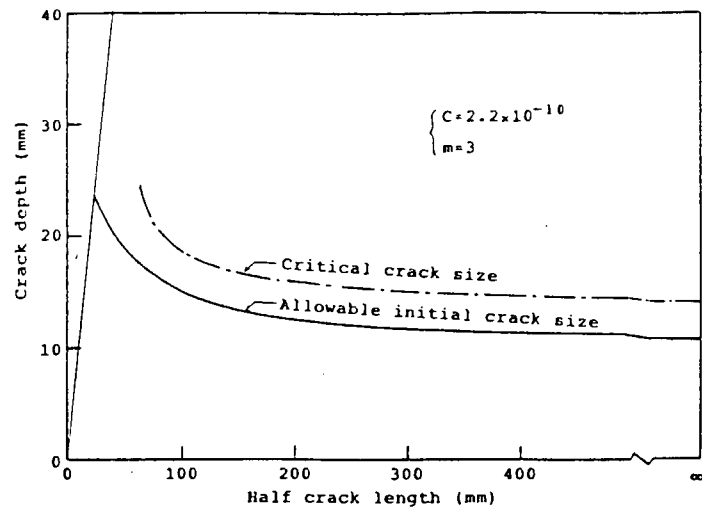


図 5.3.10 セミサブ・ブレース継手(2)の許容欠陥寸法

6. あ と が き

本報告書のはじめにふれたように、本報告書は当研究部会の第3年次の単年度報告として書かれたものである。この3ケ年にわたる研究により、海洋構造物の材料選定に関する主な実験結果はすべて得られ、道具としての基本的データは得られている。

これらの内容は多岐に分かれており、個々の問題で多少議論を要すことも存在すると同時に、総合的な視野からの検討を行なう必要があり、現在精力的に取りまとめ作業を行なっている。

これらの作業は62年度3月末を目標に完了する予定であり、材料選定に実際たずさわられる設計の方々にも道具として使用できるよう執筆すべく準備を始めている。