

繰返し塑性履歴を受ける
構造用鋼材・溶接接合部に対する
破壊解析手法に関する研究

2000年3月

山田文富

①

繰返し塑性履歴を受ける
構造用鋼材・溶接接合部に対する
破壊解析手法に関する研究

2000年3月

山田 文富

目次

| | | |
|---|---|----|
| 第1章 序 | … | 1 |
| 1.1 研究の背景および目的 | … | 2 |
| 1.2 本論文の構成 | … | 4 |
| 参考文献 | … | 5 |
| 第2章 構造用鋼材の多軸応力状態における繰返し応力-歪関係 | … | 7 |
| 2.1 はじめに | … | 8 |
| 2.2 繰返し応力-歪関係の定式化 | … | 11 |
| 2.2.1 数理塑性モデル | … | 11 |
| 2.2.2 構成方程式 | … | 13 |
| 2.3 解析と実験の比較 | … | 20 |
| 2.3.1 試験体 | … | 20 |
| 2.3.2 実験方法 | … | 21 |
| 2.3.3 载荷形式 | … | 21 |
| 2.3.4 数値解析と実験との比較 | … | 22 |
| 2.4 硬化パラメタの決定方法 | … | 33 |
| 2.5 既往の研究における応力-歪関係式との比較 | … | 36 |
| 2.6 まとめ | … | 39 |
| 参考文献 | … | 41 |
| 第3章 繰返し塑性履歴を受ける構造用鋼材の初期延性亀裂進展に対する J 積分の有効性の検討 | … | 43 |
| 3.1 はじめに | … | 44 |
| 3.2 J 積分 | … | 46 |
| 3.3 中央切り欠きモデルによる検討 | … | 49 |
| 3.3.1 载荷実験概要 | … | 49 |
| 3.3.2 解析モデルおよび解析方法 | … | 50 |
| 3.3.3 繰返し履歴を受けた場合の J 積分の有効性の検証 | … | 52 |
| 3.4 J 積分による破壊条件の検討 | … | 57 |
| 3.4.1 実験概要 | … | 57 |
| 3.4.2 解析概要 | … | 58 |
| 3.4.3 実験結果、解析結果および考察 | … | 60 |

| | | |
|---------|--------------------------------------|-------|
| 3. 5 | まとめ | … 65 |
| | 参考文献 | … 66 |
| 第4章 | 繰返し塑性履歴を受けた構造用鋼材の破壊靱性への適用 | … 67 |
| 4. 1 | はじめに | … 68 |
| 4. 2 | 载荷実験による破壊靱性の変化の把握 | … 69 |
| 4. 2. 1 | はじめに | … 69 |
| 4. 2. 2 | 実験概要 | … 70 |
| 4. 2. 3 | 結果および考察 | … 71 |
| 4. 3 | 予歪を受けた欠損率25%の切り欠きを有する構造用鋼材の破壊解析 | … 81 |
| 4. 3. 1 | はじめに | … 81 |
| 4. 3. 2 | 解析概要 | … 82 |
| 4. 3. 3 | 解析結果および考察 | … 83 |
| 4. 4 | 予歪を受けた欠損率5%の切り欠きを有する構造用鋼材の破壊解析 | … 89 |
| 4. 4. 1 | はじめに | … 89 |
| 4. 4. 2 | 解析概要 | … 90 |
| 4. 4. 3 | 解析結果および考察 | … 91 |
| 4. 5 | まとめ | … 98 |
| | 参考文献 | … 99 |
| 第5章 | 繰返し塑性履歴を受ける梁端溶接接合部への適用（エンドタブからの亀裂進展） | … 101 |
| 5. 1 | はじめに | … 102 |
| 5. 2 | 実験概要 | … 103 |
| 5. 2. 1 | 実験計画および試験体 | … 103 |
| 5. 2. 2 | 载荷および測定方法 | … 105 |
| 5. 3 | 実験結果および考察 | … 111 |
| 5. 3. 1 | 荷重と歪および変形の関係 | … 111 |
| 5. 3. 2 | 亀裂進展量と荷重の関係 | … 113 |
| 5. 3. 3 | 梁端の歪分布性状 | … 115 |
| 5. 3. 4 | 最終状況および亀裂の進展 | … 118 |
| 5. 4 | 破壊解析による考察 | … 121 |
| 5. 4. 1 | 略算式による検討 | … 121 |
| 5. 4. 2 | 溶着金属の影響 | … 124 |
| 5. 4. 3 | \int 積分による検討 | … 129 |
| 5. 5 | まとめ | … 133 |

| | |
|----------|-------|
| 参考文献 | … 135 |
| 第 6 章 結論 | … 137 |
| 謝辭 | … 143 |
| 関連論文 | … 144 |

第 1 章

序

第1章 序

1.1 研究の背景および目的

近年、建築鋼構造物の大型化・高層化により、部材に極厚鋼あるいは高張力鋼を用いる機会が増えている。構造物全体の耐力・変形能力に大きな影響を与える柱梁接合部においては溶接接合部が多く用いられているが、溶接部には溶接割れ、溶け込み不足、ブローホールなどの溶接欠陥、あるいはエンドタブ、裏当て金、隅肉溶接、スカラップなどによってできる応力集中部となる切り欠きが存在する 경우가多く、さらに溶着金属、ボンド部、および熱影響部は母材と比較して靱性が低いことが多いばかりではなく、残留応力や地震などによる繰返し力によって材質の低下も生じていると考えられる。また、先の兵庫県南部地震で柱梁接合部が高応力脆性破壊を起こした例がいくつか報告され¹⁾、実験室における実大実験においても従前に言われていた極厚鋼を使った柱梁接合部^{1,2)~1,5)}だけではなく、通常多く使われている梁フランジ厚の柱梁接合部の実大実験においても梁端部が塑性化した後に脆性的な破壊が起ることが報告^{1,6)}されている。

したがって、鋼構造物の耐震安全性を評価する上で、溶接欠陥や切り欠きからの破壊発生を定量的に把握することは非常に重要なことである。

破壊の発生を定量的にとらえることについては破壊力学の分野で近年活発に研究されており、数値解析により求めた破壊パラメタの値が材料試験によるその材料の限界値に達すると破壊が生じるという手法を用いているが、建築鋼構造の分野で問題となる破壊は地震力などの繰返し力により部材に大規模な塑性変形が生じた後に起こるものであり、このような非弾性域において繰返し力を受けた場合の破壊現象に関してはあまり研究されていない。

また、弾塑性破壊力学による破壊解析を行う際には、J積分やCTODなどの破壊パラメタを有限要素法などの数値解析により求めることになるが、履歴の非線形性を精度よく表現でき、切り欠き先端のように多軸応力状態で、かつ繰返し塑性履歴を受ける場合に適用でき

る素材の繰返し応力-歪関係式が必要となる。繰返し応力-歪関係式は、これまで様々なもの^(例えは1.8)が提案されているが、前述の条件を満たし、かつ繰返し履歴を決定する硬化パラメタの数が少なく、容易に用いられるものはない。

以上のような背景から、本論文は、非弾性域において繰返し力を受けた場合の構造用鋼材の破壊を定量的に把握する為の破壊解析手法の有効性並びに有用性を示すことを目的とし、破壊解析に必要となる多軸応力状態に適用できる繰返し応力-歪関係を定式化した上で、破壊パラメタとして J 積分を用いた破壊解析手法を提示しその有効性を載荷実験と数値解析により検証し、さらにその破壊解析手法を繰返し塑性履歴を受けた構造用鋼材の破壊靱性の変化および梁端溶接部のエンドタブからの延性亀裂進展に対して適用することにより、その有用性を示す。

1. 2 本論文の構成

本論文は6章から構成される。

2章では、まず破壊パラメタを数値解析で求める際に必要となる多軸応力状態に適用できる繰返し応力歪関係の数理モデルの提唱およびその妥当性の検証を行なう。

3章では、その数理モデルに基づく数値解析および実験によって、残留塑性歪が存在する場合に使えるようにエネルギー保存則に基づいて拡張した \hat{J} 積分を用いた非線形破壊力学的手法により、繰返し塑性履歴を受ける構造用鋼材の初期延性亀裂進展が定量的に把握できることを示す。また、スケルトンによる方法により単調塑性履歴の場合の J 積分による方法で評価できることを示す。

4章と5章では、以上の手法の適用例として、それぞれ繰返し塑性履歴を受けた構造用鋼材の破壊靱性の変化と梁端溶接部のエンドタブからの亀裂進展を取り上げ、繰返し塑性履歴を受けた後における破壊靱性の変化を破壊解析により推定できること、並びにエンドタブからの亀裂進展が破壊解析により定量化できることを示す。

6章では、2章から5章までに得られた結論をまとめて述べている。

参考文献

- 1.1)日本建築学会近畿支部鉄骨部会：1995年兵庫県南部地震鉄骨造建物被害報告書，1995年
- 1.2)加藤勉，森田耕次：極厚鋼部材の脆性破壊，日本建築学会論文報告集，第156号，pp.1～10、昭和44年2月
- 1.3)加藤勉，森田耕次，橋本健一：極厚鋼部材の脆性破壊（その2），日本建築学会論文報告集，第176号，pp.11～16，昭和45年10月
- 1.4)藤本盛久，橋本篤秀，中込忠男，金鐘洛，村松弘道：柱はり溶接接合部の破壊特性の検討（極厚鋼板を用いた柱はり溶接接合部の破壊に関する実験的研究 その1），日本建築学会構造系論文報告集，第349号，pp.81～90，昭和60年3月
- 1.5)藤本盛久，橋本篤秀，中込忠男，金鐘洛，村松弘道：柱はり溶接接合部の力学的性状および破壊に及ぼす影響について（極厚鋼板を用いた柱はり溶接接合部の破壊に関する実験的研究 その2），日本建築学会構造系論文報告集，第357号，pp.81～88，昭和60年11月
- 1.6)中込忠男，山田丈富，中野秀二，岡希光，的場耕，村井正敏：高速載荷による柱梁溶接接合部の力学的性能に関する実験的研究，日本建築学会構造系論文集，第499号，pp.115～122、1997年9月
- 1.7) 藤本盛久，橋本篤秀，中込忠男，山田丈富：繰返し力を受ける鋼構造溶接接合部の破壊挙動に関する研究—第1報 構造用鋼材の多軸応力状態における繰返し応力—ひずみ関係，日本建築学会構造系論文報告集，第356号，pp93～102，1985年10月
- 1.8) Yoshitsura Yokoo, Tsuneyoshi Nakamura, Toshiro Komiyama and Yasuo Kawada : Non-Stationary Hysteretic Uniaxial Stress-Strain Relations of a Wide Flange Steel, 日本建築学会論文報告集、第259号～第260号、昭和52年9月～10月

第 2 章

構造用鋼材の多軸応力状態における 繰返し応力-歪関係

2章 構造用鋼材の繰返し応力-歪関係の定式化

2.1 はじめに

地震力などの繰返し力を受ける構造部材の弾塑性解析を行う際には、対象となる材料の繰返し応力-歪関係を明確にとらえておく必要がある。その際、柱-梁接合部などでは多軸応力状態となるので、理論的に多軸応力状態に適用できるものであることが必要である。また、数値解析に際しては応力-歪関係を数式で表すことが不可欠となる。その数式はそれを構成するパラメタの数が少なく、表現は簡明であることが実用上望ましい。

数値解析で応力-歪関係を用いる場合、一般に等方硬化モデルと移動硬化モデルが使われることが多い。Hill^{2.3)}による等方硬化、Prager^{2.4)}により提案され、Ziegler^{2.5)}によって修正された移動硬化モデルは、繰返し力を受ける材料の実際の非線形挙動を表し切れていないことは周知の事実である。また、この2つのモデルを組み合わせたモデル^{2.6),2.7)}がいくつか提案されている。それらはいずれも bi-linear あるいは tri-linear 型のものであるが、これでも降伏棚およびバウシinger効果部分などの実際の挙動を正しく表すには不十分であると思われる。

さらに、応力空間においていくつかの応力曲面を設定し、それらによって材料の繰返し履歴を予測する重曲面法がいくつか提案されている。Duwez^{2.8)}により提案され Iwan^{2.9)}によって展開されたサブレイヤーテクニックは、材料の挙動を異なった降伏点をもつ2つ以上の平行な曲面で表すモデルであり、Mroz^{2.10)}の方法はいくつかの合同な曲面を考え、それらの曲面によって塑性歪硬化率を決定するモデルである。これらは、応力-歪関係式を構成し、履歴特性を決定するパラメタ(以下、硬化パラメタと称する)の数が多いいものとなっている。

Dafalias と Popov^{2.11)}のモデルでは、境界曲面と降伏曲面の2つを設定し、それらの位置と大きさによって塑性歪硬化率が決まるものとしている。このモデルは、塑性歪の小さい範囲の繰返し履歴ではあまり実験結果と合わないことや、除荷中に荷重方向を逆にして再

降伏させると実際の挙動よりも応力が上がり過ぎてしまうなどの欠点がある。これらの欠点を解消するために、Peterson と Popov^{2.12)}は構成方程式の決定を降伏曲面の大きさと移動により行い、それらの予測のために中間曲面を導入している。しかし、このモデルでは単調引張実験と繰返し載荷実験の結果から降伏曲面の大きさを決めるなど、数値解析に際しての準備が繁雑となっている。

また、完全な実験式としては、履歴曲線を Ramberg-Osgood 関数で表示するもの^{2.13)}、非線形部分を Skeleton Curve と双曲線を用いて表すもの^{2.14)}、Stress-Strain Curve を用いるもの^{2.15)}などがある。これらはいずれも単軸応力状態に対応するもので、理論的には多軸応力状態には適用できず、さらに硬化パラメタの数が多いものもある。

一方、激震時に部材が塑性化すると予想される鋼構造溶接接合部において切欠きあるいは溶接欠陥が存在する場合、そこから脆性的な破壊が起こる危険性があるために、これまでに鋼構造溶接接合部の破壊性状に関して一連の実験的研究を進められている^{2.16),2.17),2.18)}。この破壊現象に非線形破壊力学を適用し、脆性破壊の定量的な把握を行うには亀裂先端における力学情報を表すパラメタ、たとえば残留歪があっても適用可能な \int 積分値を有限要素法などを用いて計算しなければならない。その際に、多軸応力状態に適用でき、なおかつ対象となる材料の挙動の非線形性が再現できる繰返し応力-歪関係が必要となる。

そこで本章では、多軸応力状態に適用可能なこと、履歴の非線形性、数値解析をする際に必要となる硬化パラメタの数が少ないことなどを考慮して、Dafalias-Popov のモデル^{2.11)}を修正・拡張し、使いやすい形に簡潔化したモデルを提唱する。そしてそれに基づく数値解析結果と実験結果との比較を行い、その有用性を示すと同時に硬化パラメタの決定方法を示すものである。その際、硬化パラメタを構造用鋼材や溶着金属の単調引張試験から容易に求められるように定義している。さらに、これらの妥当性を既往の研究における Ramberg-Osgood 関数を用いた応力-歪関係式^{2.13)}と比較することにより検討を行う。

また、次の第3章において、本章で提唱した繰返し応力-歪関係を用いて、 \int 積分が繰

返し荷重下の切欠きを有する構造用鋼材に適用できることを数値解析的に示した上で、繰返し塑性履歴を受ける鋼構造部材に対して有限要素法による解析を行い、 J 積分値を計算し、初期の亀裂進展を定量的に把握できることを実験的に検証する。その際に、本章で提唱した繰返し応力-歪関係が多軸応力状態にも適用可能なことを実験的に検討した結果を示す。

2.2 繰返し応力-歪関係の定式化

2.2.1 数理塑性モデル

次のような基本仮定に基づく数理塑性モデルを設定する。

[1] 応力空間において、初期降伏曲面、降伏曲面、中間曲面、および境界曲面の4つの曲面を仮定する。図 2.1 に 2次元応力空間の例を示す。

[2] 降伏条件は Von Mises の式を用いる。

[3] 降伏曲面は、移動・拡大・収縮を考え、回転やゆがみはないものと仮定し、その移動は Ziegler 則^{2.5)} (図 2.2) に従うものとする。

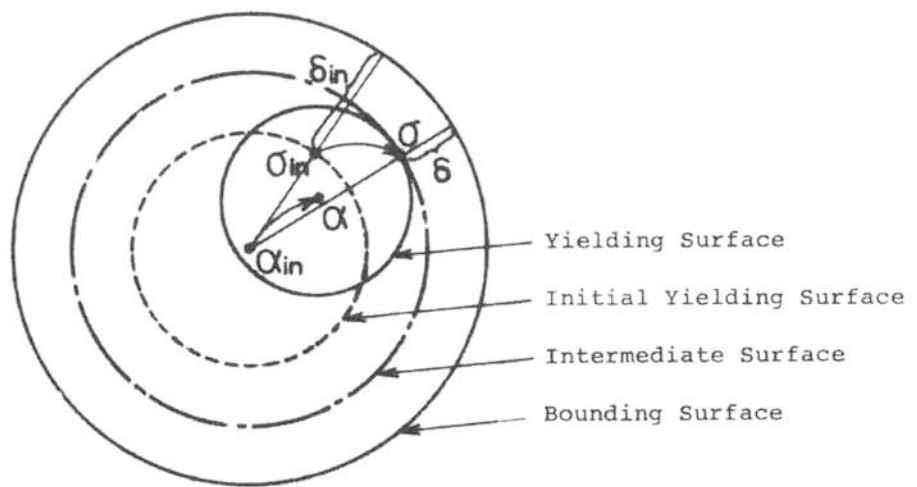
[4] 中間曲面および境界曲面は、初期降伏曲面と相似形とする。

[5] 中間曲面は、境界曲面の拡大および塑性歪硬化率に関する状態変数を決めるための補助的な曲面とし、降伏曲面が中間曲面に接触し、さらに広がる場合にだけ拡大するものとする。

[6] 境界曲面は、降伏棚も含め中間曲面が広がる時だけに拡大するものとする。境界曲面の大きさは、降伏曲面と中間曲面が接している時に累積される相当塑性歪の関数とする。

[7] 塑性歪硬化率は、降伏曲面上の応力点と境界曲面との距離を状態変数とする。

[8] 降伏棚の影響を考慮に入れ、初期降伏曲面上で累積される相当塑性歪が単調引張試験での歪硬化が開始する時の塑性歪(ϵ_M^p)に達するまで非硬化状態とする。



- α : Center of Initial yield surface
- σ : Stress Point
- δ : Distance between Bounding Surface and the Current Stress point on Yielding Surface
- in : Initiation of yielding for each loading process

図 2.1 応力空間における重曲面法

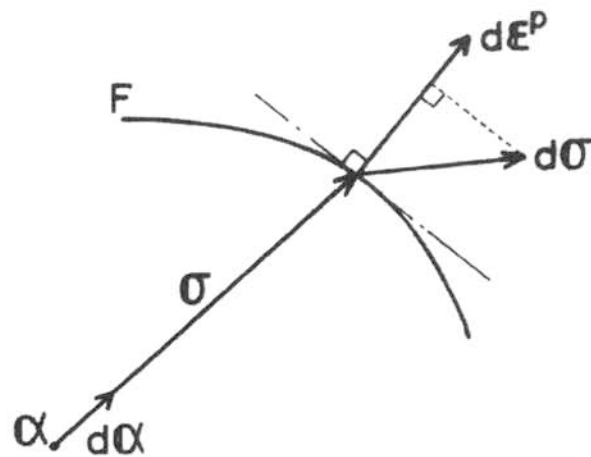


図 2.2 Ziegler's Law

2.2.2 構成方程式

基本仮定〔2〕より、塑性ポテンシャルを偏差応力で表すと、下記(2.1)式となる。

$$F_0 = \frac{3}{2} \sigma'_{ij} \sigma'_{ij} = \bar{\sigma}_0^2 \quad \cdots (2.1)$$

ここで、 $\sigma'_{ij} = \sigma_{ij} - \frac{1}{3} \delta_{ij} \sigma_{kk}$ $\cdots (2.2)$

δ_{ij} : Kronecker のデルタ記号

降伏曲面が移動した後は、(2.3)式となる。

$$F = \frac{3}{2} (\sigma'_{ij} - \alpha'_{ij})(\sigma'_{ij} - \alpha'_{ij}) = \bar{\sigma}^2 \quad \cdots (2.3)$$

ここで、 α'_{ij} は降伏曲面の中心の位置を表す。

塑性歪増分が偏差応力に比例すると仮定すると、(2.4)、(2.5)式となる。

$$d\varepsilon_{ij}^p \propto (\sigma'_{ij} - \alpha'_{ij}) \quad \cdots (2.4)$$

$$d\varepsilon_{ij}^p = d\lambda \frac{\partial F}{\partial \sigma_{ij}}, \quad d\lambda > 0 \quad \cdots (2.5)$$

さらに、ベクトル $(d\sigma_{ij} - cd\varepsilon_{ij}^p)$ と $d\varepsilon^p$ との直交条件より、(2.6)式が得られる。

$$(d\sigma_{ij} - cd\varepsilon_{ij}^p) \frac{\partial F}{\partial \sigma_{ij}} = 0 \quad \cdots (2.6)$$

ここで、 $c = \frac{2}{3} E^p$ $\cdots (2.7)$

E^p : 塑性歪硬化率

(2.6)式に(2.5)式を代入すると、次のようになる。

$$\left(d\sigma_{ij} - cd\lambda \frac{\partial F}{\partial \sigma_{ij}} \right) \frac{\partial F}{\partial \sigma_{ij}} = 0 \quad \cdots (2.8)$$

$$d\lambda = \frac{1}{c} \frac{\frac{\partial F}{\partial \sigma_{ij}} d\sigma_{ij}}{\frac{\partial F}{\partial \sigma_{kl}} \frac{\partial F}{\partial \sigma_{kl}}} \quad \cdots (2.9)$$

Ziegler 則に従い、降伏曲面の中心と降伏曲面上の応力点とを結んだ方向に降伏曲面が移動するものと仮定すると(基本仮定〔3〕)、(2.10)式が成り立つ。

$$d\alpha_{ij} = d\mu(\sigma_{ij} - d\alpha_{ij}), \quad d\mu > 0 \quad \dots (2.10)$$

一方、(2.3)式を微分すると、(2.11)式となる。

$$\frac{\partial F}{\partial \sigma_{ij}} (d\sigma_{ij} - d\alpha_{ij}) = 2\bar{\sigma}d\bar{\sigma} \quad \dots (2.11)$$

(2.11)式に(2.10)式を代入すると、次のようになる。

$$\frac{\partial F}{\partial \sigma_{ij}} \{d\sigma_{ij} - d\mu(\sigma_{ij} - \alpha_{ij})\} = 2\bar{\sigma}d\bar{\sigma} \quad \dots (2.12)$$

$$d\mu = \frac{\frac{\partial F}{\partial \sigma_{ij}} d\sigma_{ij} - 2\bar{\sigma}d\bar{\sigma}}{(\sigma_{kl} - \alpha_{kl}) \frac{\partial F}{\partial \sigma_{kl}}} \quad \dots (2.13)$$

ここで、次のような降伏曲面の拡大・収縮率 χ を導入する。 χ が正のとき拡大、負のとき収縮を表す。

$$d\bar{\sigma} = \chi \frac{\frac{\partial F}{\partial \sigma_{ij}} d\sigma_{ij}}{2\bar{\sigma}} \quad \dots (2.14)$$

(2.13)式に(2.14)式を代入すると、(2.15)式が得られる。

$$d\mu = \frac{(1 - \chi) \frac{\partial F}{\partial \sigma_{ij}} d\sigma_{ij}}{(\sigma_{kl} - \alpha_{kl}) \frac{\partial F}{\partial \sigma_{kl}}} \quad \dots (2.15)$$

(2.10)、(2.15)式より、 $\chi=1$ のときは $d\alpha_{ij} = 0$ となり等方硬化と一致し、 $\chi=0$ のときは移動硬化と一致する。このことから χ は等方硬化と移動硬化の比とも見なせられる。

降伏曲面の中心の移動を考えない(応力点に基づいた)相当応力増分と相当塑性歪増分の関係は、(2.16)式で表される。

$$d\bar{\sigma}_0 = E^p d\varepsilon^p \quad \dots (2.16)$$

塑性歪硬化率 E^p は、降伏曲面上の応力点と境界曲面との距離によって決定されるものとして（基本仮定〔7〕）、次のように仮定する(図 2.3)。

$$E^p = E^B + h \left(\frac{\delta}{\delta_{in} - \delta} \right) \quad \cdots (2.17)$$

ここで、 E^B は境界曲面のこう配、 δ は降伏曲面上の応力点と境界曲面との距離、 δ_{in} は初期降伏および再降伏時の δ の初期値を表す。また、(2.17)式は $\delta = 0$ で $E^p = E^B$ となり、 $\delta = \delta_{in}$ で $E^p = \infty$ となる。

境界曲面の大きさは次式のように仮定する(基本仮定〔6〕、図 2.4)。

$$\sigma^B = \sigma_{in}^B + E^B \varepsilon_c^p \quad \cdots (2.18)$$

ここで、 σ_{in}^B は境界曲面の初期の大きさ、 ε_c^p は中間曲面と降伏曲面が接しているときに累積される相当塑性歪を表す。

降伏曲面上の応力点と境界曲面との距離は次式で表される。

$$\delta = \sigma_B - \bar{\sigma}_0 \quad \cdots (2.19)$$

ここで、 $\bar{\sigma}_0$ は(2.1)式のように初期降伏曲面の中心を原点とした相当応力を示す。

(2.19)式を相当塑性歪で微分し、(2.18)式を代入すると、(2.20)、(2.21)式となる。

$$\frac{d\delta}{d\bar{\varepsilon}^p} = \frac{d\sigma_B}{d\bar{\varepsilon}^p} - \frac{d\bar{\sigma}_0}{d\bar{\varepsilon}^p} \quad \cdots (2.20)$$

$$\frac{d\delta}{d\bar{\varepsilon}^p} = E^B \frac{d\varepsilon_c^p}{d\bar{\varepsilon}^p} - \frac{d\bar{\sigma}_0}{d\bar{\varepsilon}^p} \quad \cdots (2.21)$$

さらに、(2.16)、(2.17)、(2.21)式より、(2.22)式が導かれる。

$$E^B \frac{d\varepsilon_c^p}{d\bar{\varepsilon}^p} - \frac{d\delta}{d\bar{\varepsilon}^p} = E^B + h \left(\frac{\delta}{\delta_{in} - \delta} \right) \quad \cdots (2.22)$$

また、基本仮定〔6〕の前半部分は、(2.23)式となる。

$$E^B = \begin{cases} E^B: \text{降伏曲面と中間曲面とが接している時} \\ 0: \text{降伏曲面と中間曲面とが離れている時} \end{cases} \quad \dots (2.23)$$

(2.22)式に(2.23)式を代入すると、(2.24)、(2.25)式となる。

$$-\frac{d\delta}{d\bar{\varepsilon}^p} = h \left(\frac{\delta}{\delta_{in} - \delta} \right) \quad \dots (2.24)$$

$$h d\bar{\varepsilon}^p = \left(1 - \frac{\delta_{in}}{\delta} \right) d\delta \quad \dots (2.25)$$

ここで、(2.23)式の2つの場合に分けて(2.25)式を展開する。

まず、 $E^B = E^B$ のとき(図 2.5 の STATUS(i))、(2.25)式を初期降伏時から積分すると、次のようになる。

$$\int_0^{\bar{\varepsilon}_c^p} h d\bar{\varepsilon}^p = \int_{\delta_{in}}^{\delta} \left(1 - \frac{\delta_{in}}{\delta} \right) d\delta \quad \dots (2.26)$$

$$h \bar{\varepsilon}_c^p = \left[\delta - \delta_{in} \ln|\delta| \right]_{\delta_{in}}^{\delta} \quad \dots (2.27)$$

$$h = \frac{\delta}{\bar{\varepsilon}_c^p} + \frac{\delta_{in}}{\bar{\varepsilon}_c^p} \left\{ \ln \left(\frac{\delta_{in}}{\delta} \right) - 1 \right\} \quad \dots (2.28)$$

さらに、(2.17)、(2.28)式より(2.29)式が得られる。

$$E^p = E^B + \left[\frac{\delta}{\bar{\varepsilon}_c^p} + \frac{\delta_{in}}{\bar{\varepsilon}_c^p} \left\{ \ln \left(\frac{\delta_{in}}{\delta} \right) - 1 \right\} \right] \left(\frac{\delta}{\delta_{in} - \delta} \right) \quad \dots (2.29)$$

次に、 $E^B = 0$ のとき(図 2.5 の STATUS(ii))、(2.25)式を(2.30)式のように再降伏時から積分すると、 $E^B = E^B$ のときと同様に(2.31)式が得られる。

$$\int_0^{\bar{\varepsilon}_{ci}^p} h d\bar{\varepsilon}^p = \int_{\delta_{in}}^{\delta} \left(1 - \frac{\delta_{in}}{\delta} \right) d\delta \quad \dots (2.30)$$

ここで、 $\bar{\varepsilon}_{ci}^p$ は再降伏時から累積された相当塑性歪を表す。

$$E^p = \left[\frac{\delta}{\bar{\varepsilon}_{ci}^p} + \frac{\delta_{in}}{\bar{\varepsilon}_{ci}^p} \left\{ \ln \left(\frac{\delta_{in}}{\delta} \right) - 1 \right\} \right] \left(\frac{\delta}{\delta_{in} - \delta} \right) \quad \dots (2.31)$$

以上の結果を総合すると、弾塑性応力-歪関係テンソルは(2.32)式で表示できる。

$$d\sigma_{ij} = 2G \left(d\varepsilon_{ij} + \frac{\nu}{1-2\nu} d\varepsilon_{mm} \delta_{ij} + \sigma'_{ij} \frac{\sigma'_{kl} d\varepsilon_{kl}}{H} \right) \quad \dots (2.32)$$

ここで、 $H = \frac{2}{3} \bar{\sigma}^2 \left(1 + \frac{E^p}{3G} \right) \quad \dots (2.33)$

$$G = \frac{E}{2(1+\nu)} \quad \dots (2.34)$$

E^p は(2.29)、(2.31)式による。

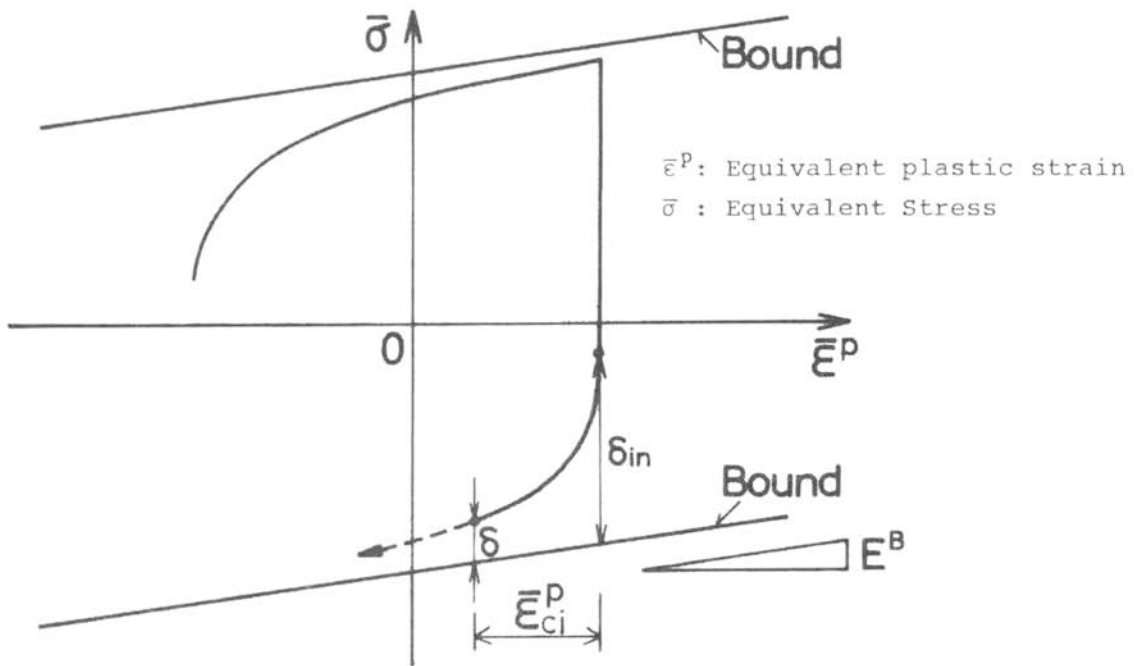


図 2.3 相当応力-歪関係における δ と δ_{in} の関係

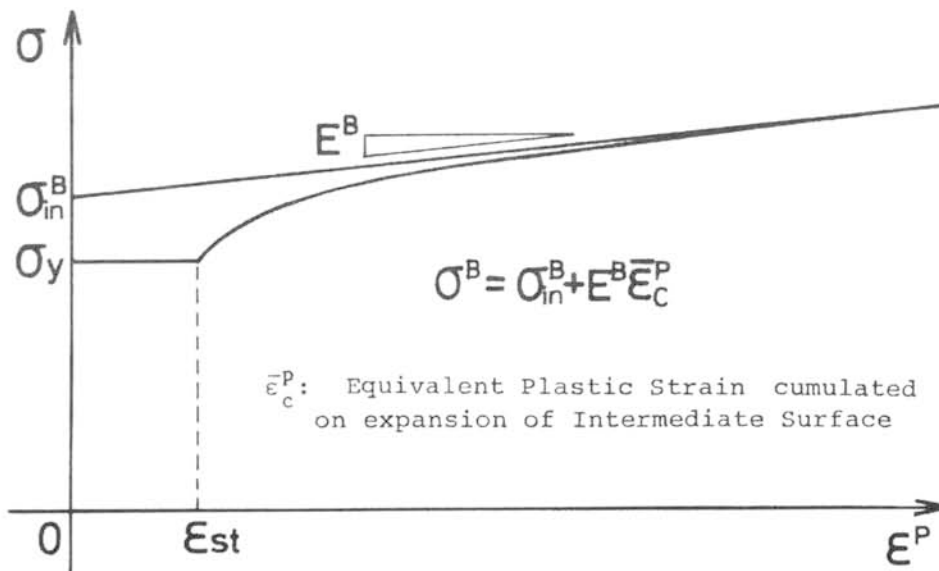


図 2.4 硬化パラメタの決定方法

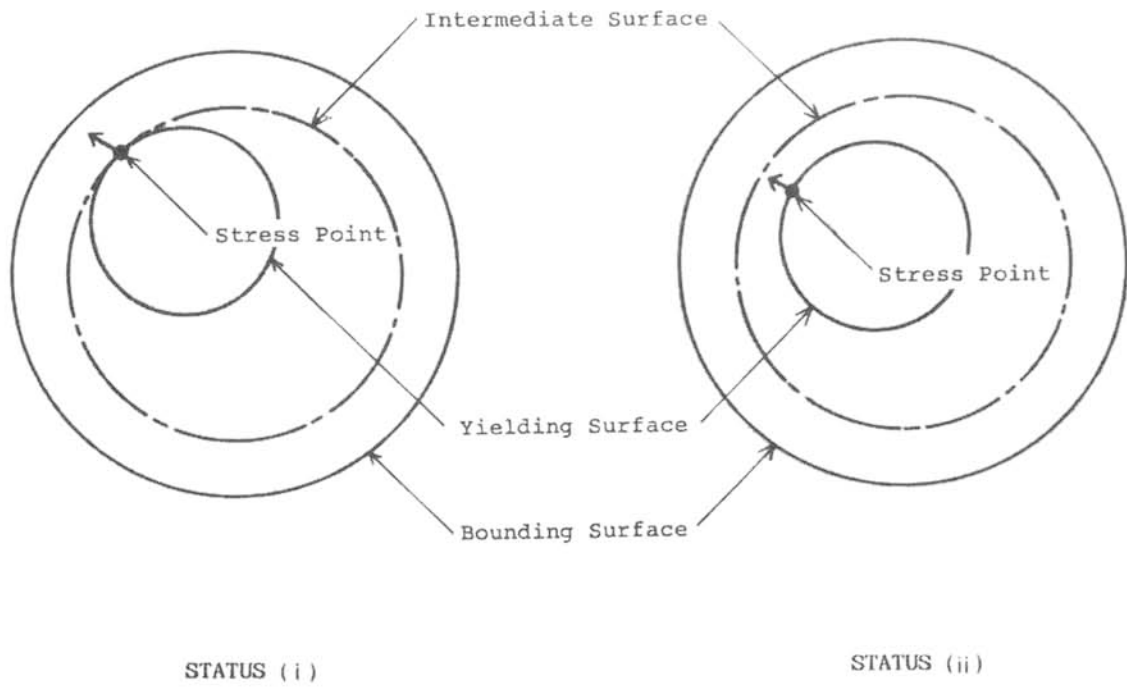


図 2.5 応力空間における各曲面の状態

2.3 解析と実験との比較

2.2節で説明した数理塑性モデルにおける硬化パラメタの決定、および数値解析結果と実験結果の比較・検討のために実験を行った。

2.3.1 試験体

鋼種は、中・高層建築構造物に多く用いられている SM50A(旧 JIS 呼称、現 SM490A)と、それに整合する溶着金属(D5016 使用)とした。ただし実験の一部では SM58Q (旧 JIS 呼称、現 SM570Q) 鋼材も用いている。試験体は、平行部を有するものでは座屈の恐れがあるので、図 2.6 に示すような砂時計型で最小断面部の直径が 10mm の旧 WES-162 (現 WES1101) の 3 号試験片とした。溶着金属に関しては、あらかじめ超音波探傷および X 線探傷を行い、欠陥部分は避けるようにした。表 2.1 に SM50A 鋼板(PL22)の化学成分、表 2.2 に溶接条件を示す。

2.3.2 実験方法

载荷は、電気油圧式疲労試験機により静的繰返し加力を行った。载荷の制御方法は、試験体の最小断面の直径方向変位を比例コンパス型変位計で検出し、それを軸方向歪に換算して制御用歪とした。

2.3.3 载荷形式

このモデルにおける硬化パラメタである $\sigma_y, \epsilon_M, \sigma_{in}^B, E^B$ を求めるためには単調载荷、 λ を定めるためには降伏棚の途中で除荷する载荷と歪振幅を漸増させる载荷を行う必要がある。また、解析結果との比較のためにそれら以外の载荷形式も採用している。これらの载荷形式を表 2.3 にまとめて示す。単調载荷は同一のものを 2 体、繰返し载荷は 1 種類につき 1 体とし、第 1 除荷点と振幅中心を変化させた漸増型、引張あるいは圧縮側のみで歪を漸増させた片振幅型、振幅中心および除荷点が一定でないシフト型、乱数表に基づいて除荷歪度を決めたランダム型について行った。SM58Q 鋼材についてはランダム型の载荷を行っている。

2.3.4 数値解析と実験との比較

表 2.4 に示す素材の機械的性質および硬化パラメタを用いて、このモデルに基づく数値解析を行った。なお硬化パラメタについては、それらを用いた解析結果が実験結果とほぼ一致するまでフィードバックを繰り返して決定した。

ところで、この実験で用いた試験体は砂時計型であるために、平滑試験体と比べて最小断面部の周囲の拘束により応力度が上昇する。したがって、一般の解析にこのモデルを用いる場合、上述の拘束効果を考慮して硬化パラメタの値を修正しなければならない。このために、拘束を受けるものと拘束を受けないものとの降伏曲面および境界曲面は各々相似形であるという仮定を設けることにする。図 2.7 に同一鋼板(SM50A、PL22)の 4 号試験片と砂時計型試験体による真応力-対数歪曲線についての実験結果(○印)と解析結果(4 号試験片は一点鎖線、砂時計型試験体は実線)とを対比して示す。これにより上述の仮定が妥当であることが分かる。

解析結果と実験結果との比較を異なる載荷形式の中から 1~3 例選び、SM50A に関して図 2.8~図 2.13 に、溶着金属に関して図 2.14~図 2.18 に示す。実線が解析結果、破線が実験結果を表す。両者共に、いずれの載荷形式のものも非常に良く履歴性状を再現していることが認められる。

さらに、この実験から定めた硬化パラメタの決定方法の妥当性およびこのモデルの一般性を検討するために、この実験と同型の試験体による既往の実験^{2.19)}における SS41、SM50A、SM58Q 鋼材に関する実験結果からいくつかを引用して、それらに対する解析結果との比較を行う。SS41 に関して図 2.19~図 2.20 に、SM50A に関して図 2.21~図 2.22 に、SM58Q に関して図 2.23 に示す。いずれも実験結果と解析結果とが良く一致しており、このモデルに基づく解析方法は一般的な構造用鋼材に適用可能であると判断できる。

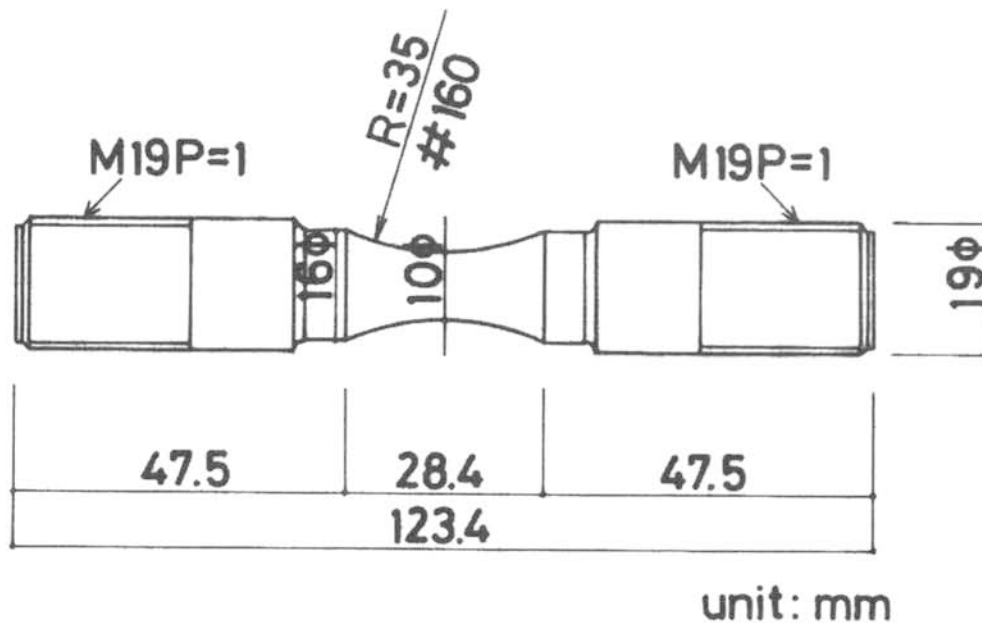


図 2.6 砂時計型試験片

表 2.1 化学成分 (%)

| C | Si | Mn | P | S | Cu | Cr |
|------|------|------|-------|-------|------|------|
| 0.16 | 0.36 | 1.41 | 0.019 | 0.006 | 0.17 | 0.15 |

表 2.2 溶接条件

| 溶接棒 D5016 | 電流(A) | 電圧(V) | 速度 (mm/min) | 層間温度 (°C) |
|------------|-------|-------|-------------|-----------|
| 4φ (1~3層) | 180 | 30V | 150±10 | 30~130 |
| 5φ (4~19層) | 220 | | | |

表 2.3 载荷形式

| | 単調 | 繰返し | | | |
|---------------|----|-------|------|--------|---------|
| | | 漸増型*1 | 片振幅型 | シフト型*2 | ランダム型*3 |
| SM50A PL22 | 2 | 9 | 4 | 3 | 3 |
| Weld Metal | 2 | 8 | 3 | 3 | 3 |

*1 3体は降伏棚の途中で除荷する。

*2 1体は降伏棚の途中で除荷する。

*3 乱数表で決定した。

表 2.4 繰返し応力-歪関係を決定する硬化パラメタ

| | σ_y (kg/mm ²) | ϵ_{st} (%) | σ_{in}^B (kg/mm ²) | E^B (kg/mm ²) | χ_1 | χ_2 | χ_3 |
|-------------|-------------------------------------|------------------------|--|--------------------------------|----------|----------|----------|
| SM50A(PL22) | 33.5 | 1.47 | 48.4 | 90.0 | -40. | 0. | 0.020 |
| Weld Metal* | 52.5 | 1.70 | 56.5 | 110.0 | -39. | 0. | 0.015 |
| SS41(PL25) | 28.0 | 1.30 | 40.0 | 80.0 | -44. | 0. | 0.022 |
| SM50A(PL25) | 31.3 | 1.25 | 48.0 | 85.0 | -48. | 0. | 0.020 |
| SM58Q(PL25) | 64.0 | 1.50 | 65.0 | 140.0 | -52. | 0. | 0. |

* 低水素系溶接棒 (D5016、L55)

σ_y : 降伏点

ϵ_{st} : 歪硬化開始点の歪

σ_{in}^B : 境界曲面の初期の大きさ

E^B : 境界曲面の硬化率

χ : 降伏曲面の拡大・縮小率

$$\chi = \begin{cases} \chi_1 : 0 \leq \bar{\epsilon}_c^p < \epsilon_{st}^p / 3 & \cdots (2.35) \\ \chi_2 : \epsilon_{st}^p / 3 \leq \bar{\epsilon}_c^p < \epsilon_{st}^p & \cdots (2.36) \\ \chi_3 : \epsilon_{st}^p \leq \bar{\epsilon}_c^p & \cdots (2.37) \end{cases}$$

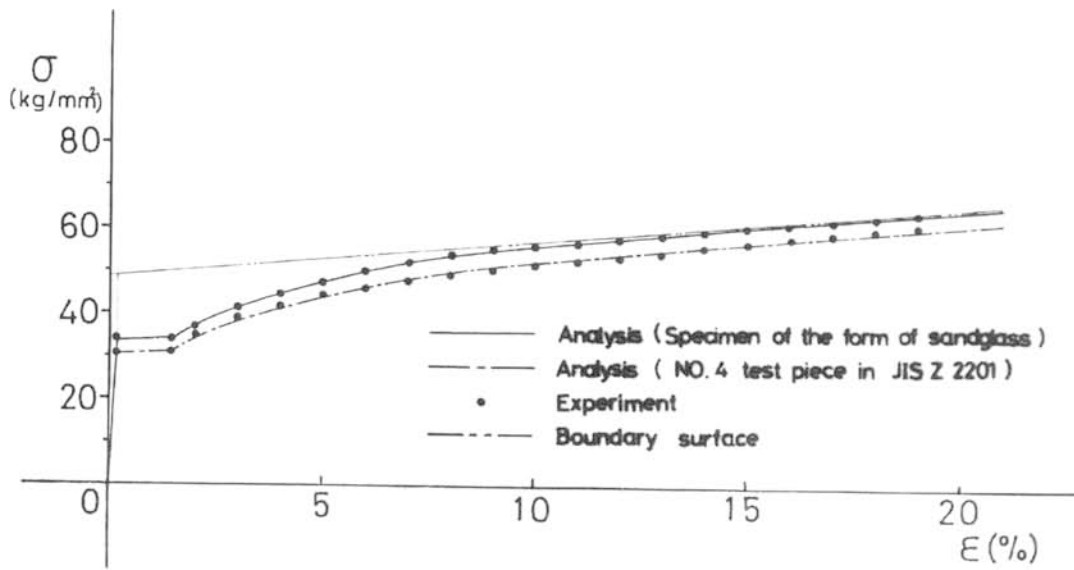


図 2.7 応力-歪関係 (SM50A、単調)

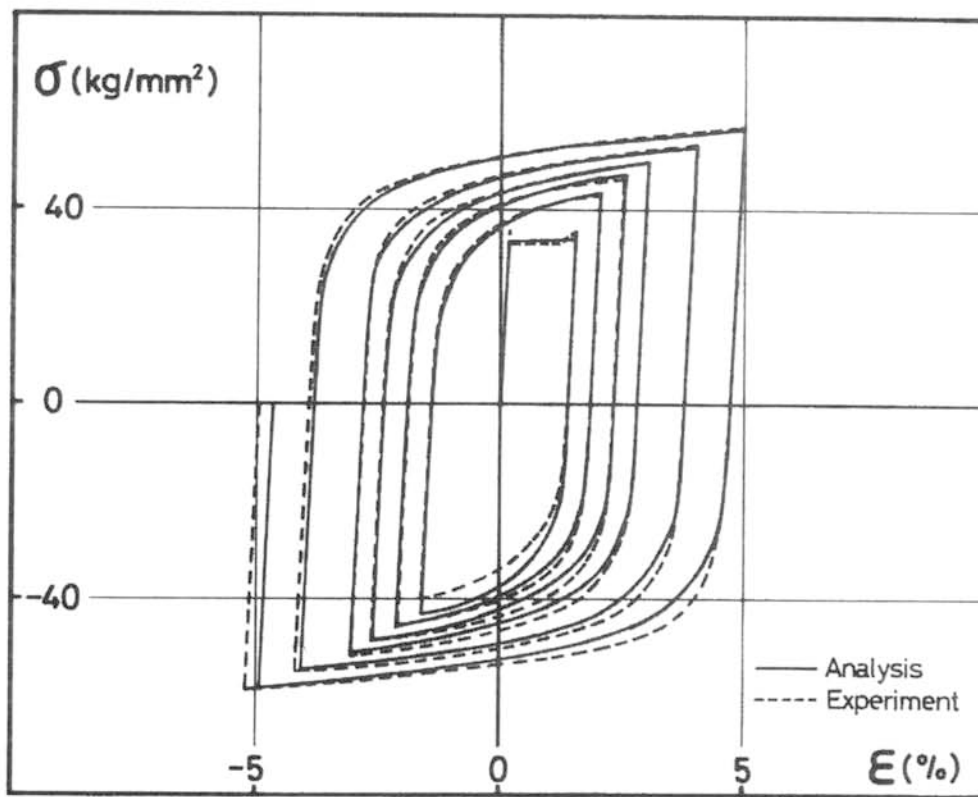


図 2.8 応力-歪関係 (SM50A、漸増型)

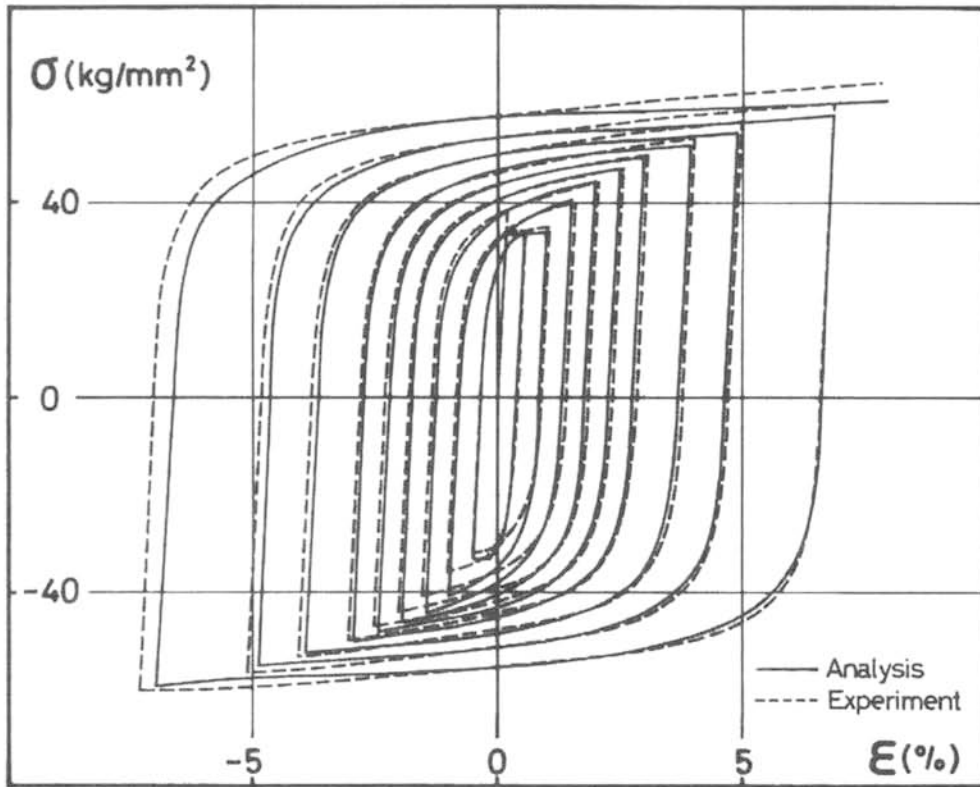


図 2.9 応力-歪関係 (SM50A、漸増型)

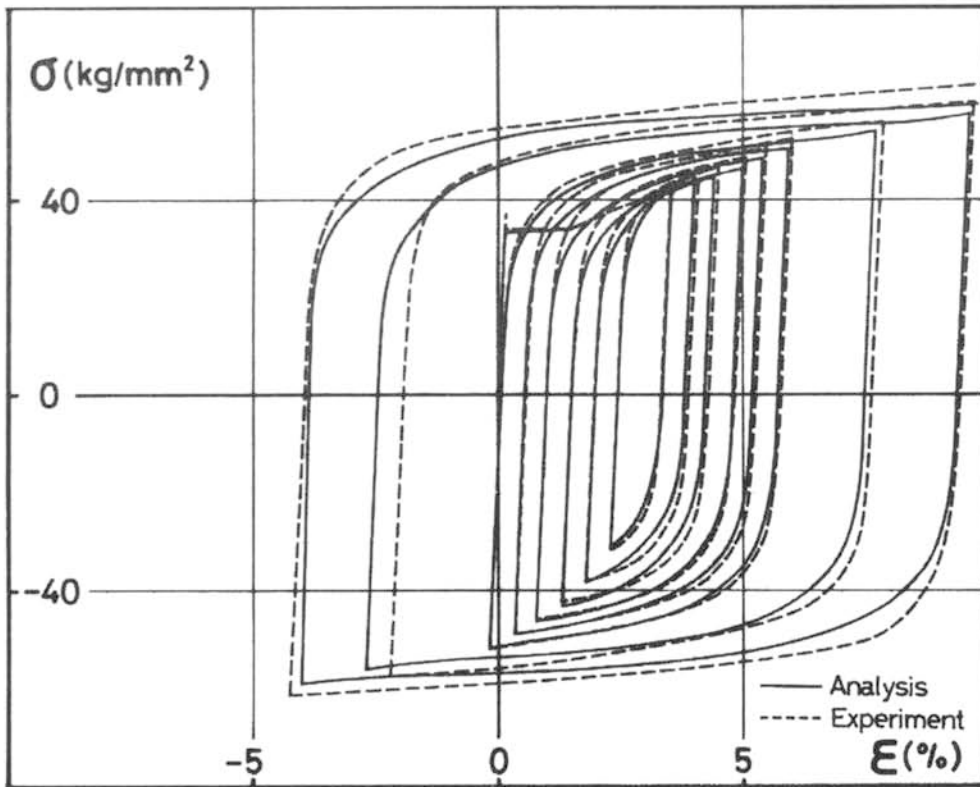


図 2.10 応力-歪関係 (SM50A、漸増型)

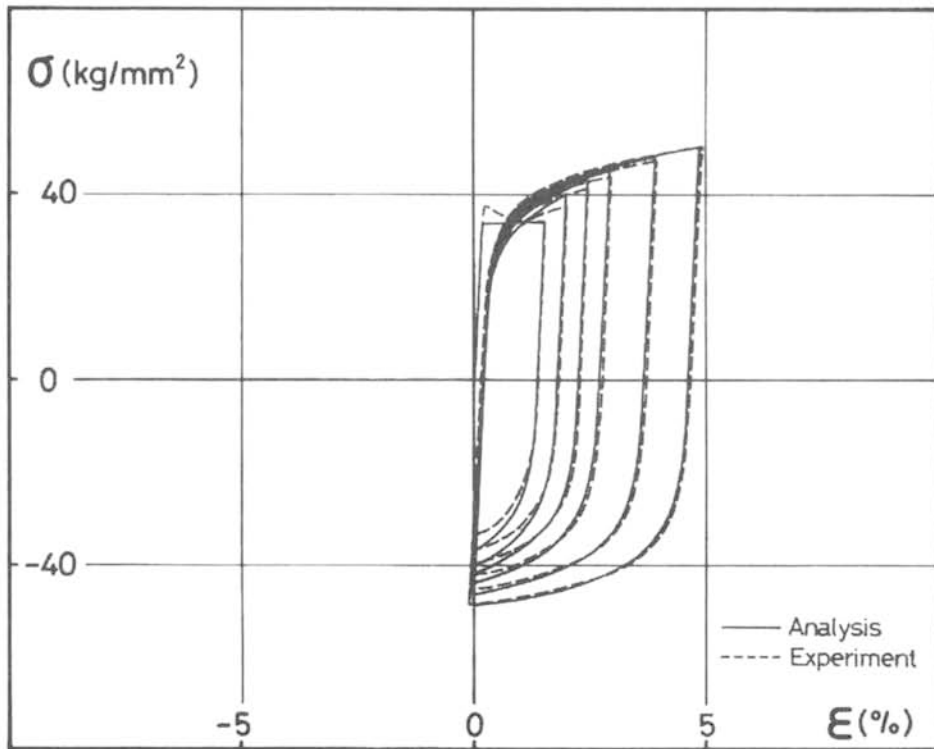


図 2.11 応力-歪関係 (SM50A、片側漸増型)

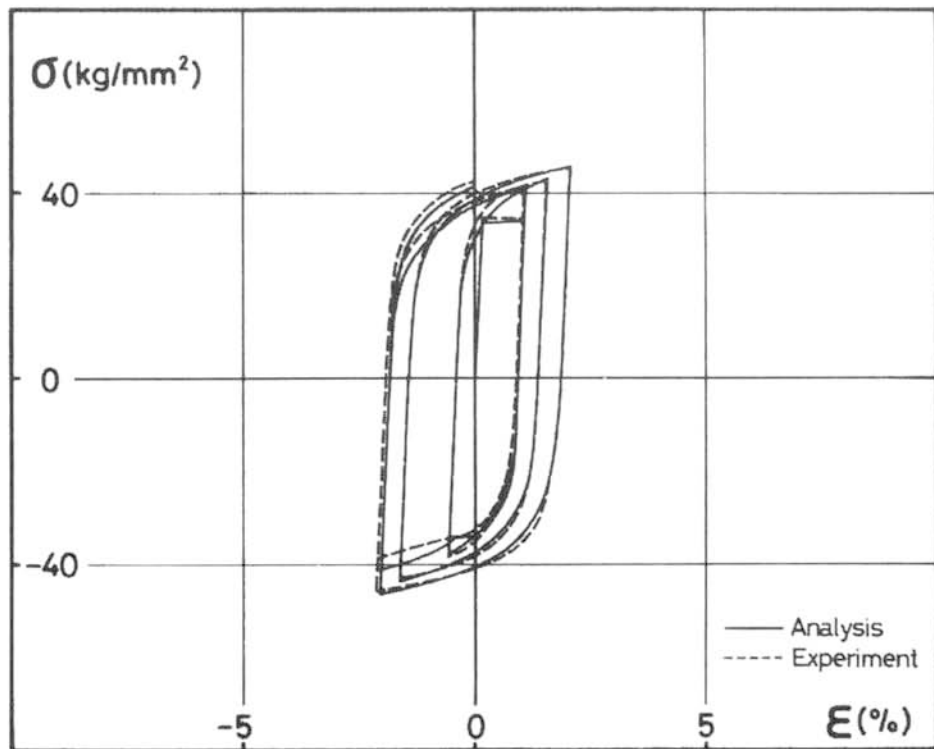


図 2.12 応力-歪関係 (SM50A、シフト型)

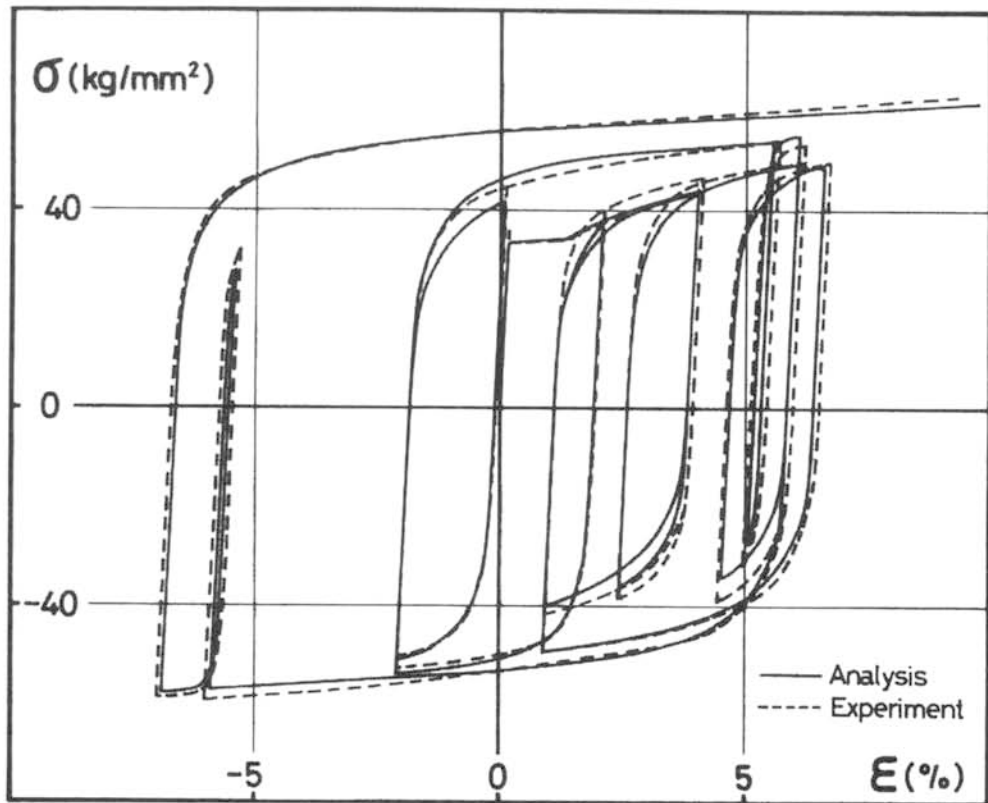


図 2.13 応力-歪関係 (SM50A、ランダム型)

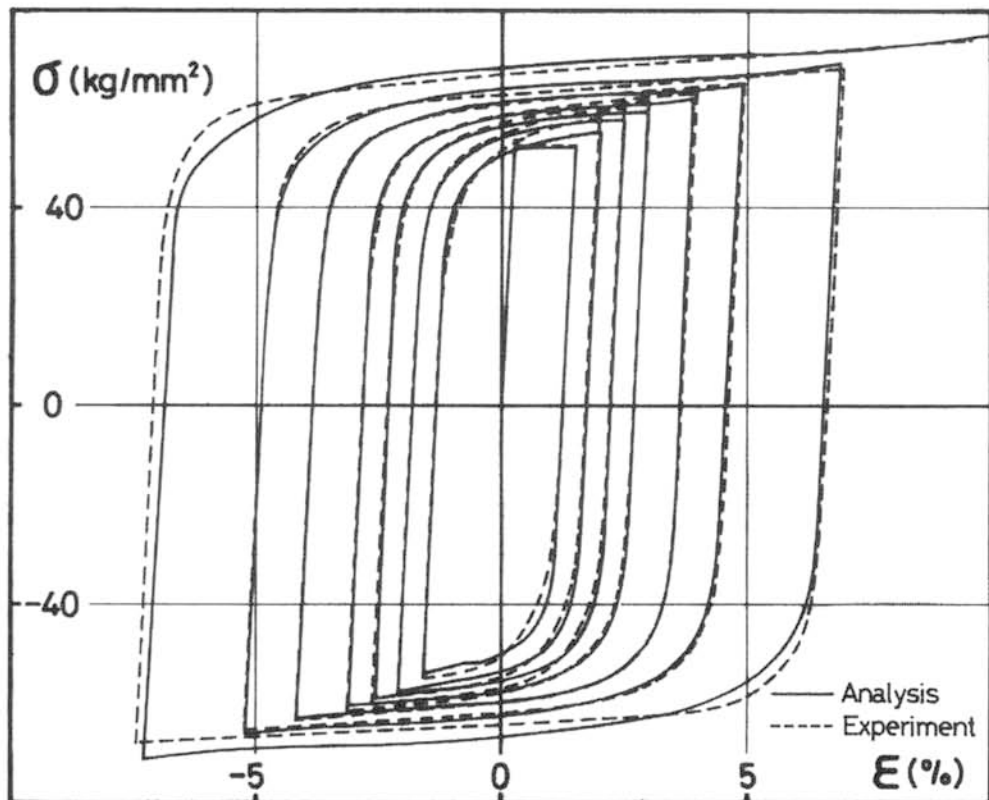


図 2.14 応力-歪関係 (溶着金属、漸増型)

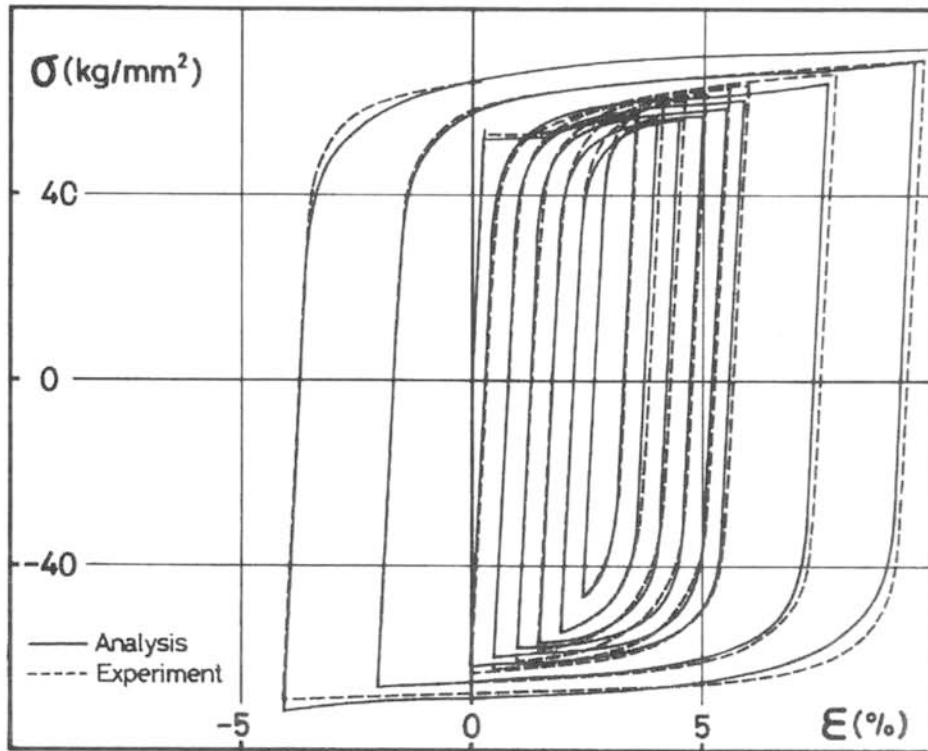


図 2.15 応力-歪関係 (溶着金属、漸増型)

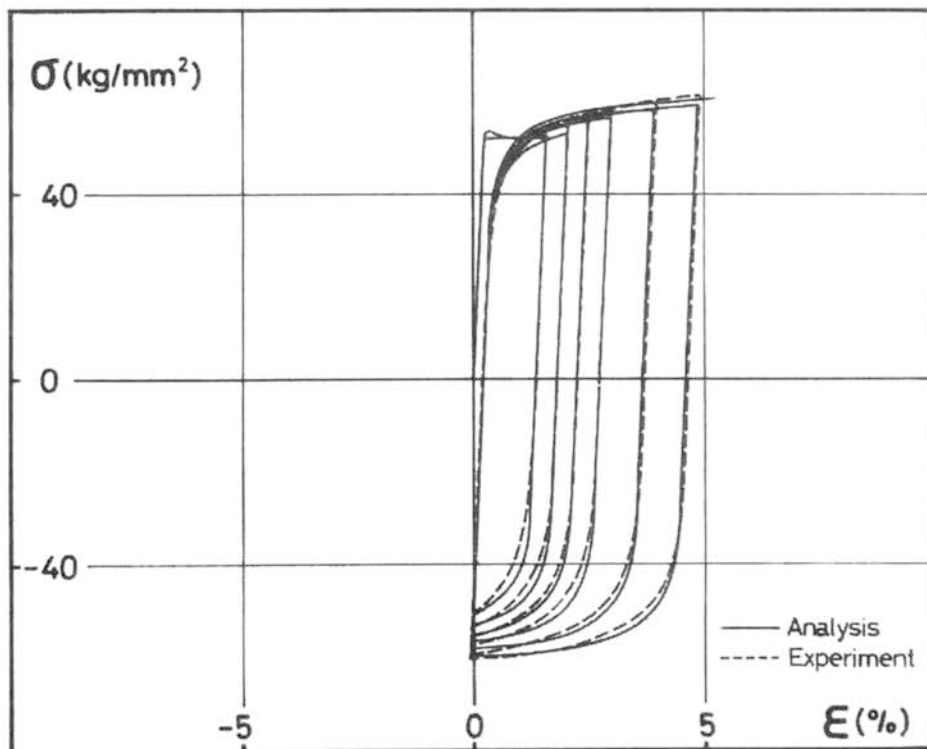


図 2.16 応力-歪関係 (溶着金属、片側漸増型)

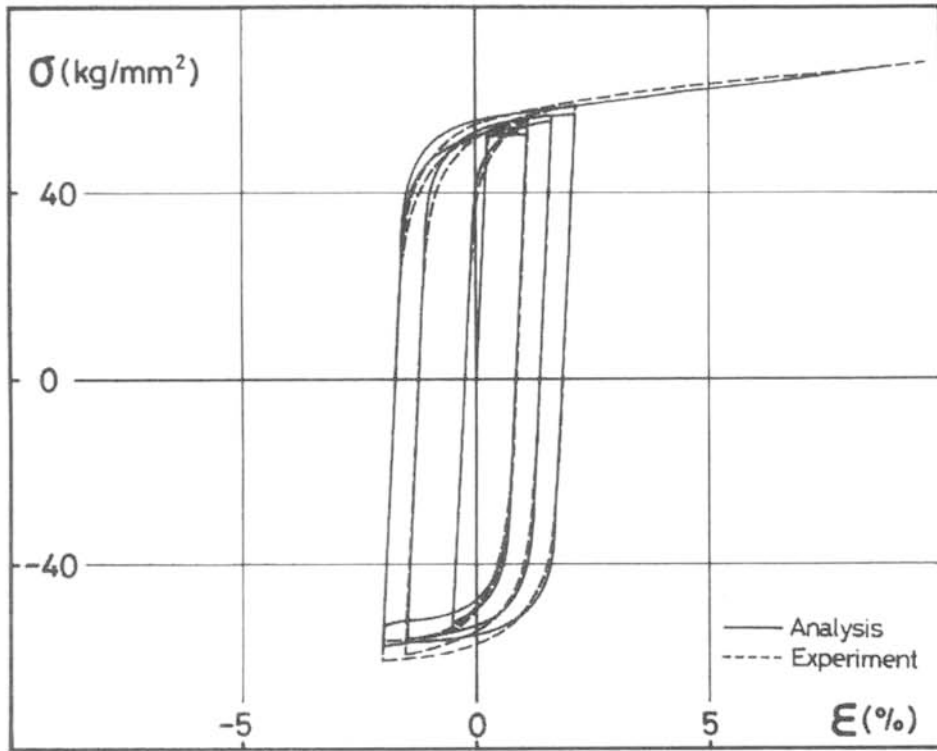


図 2.17 応力-歪関係 (溶着金属、シフト型)

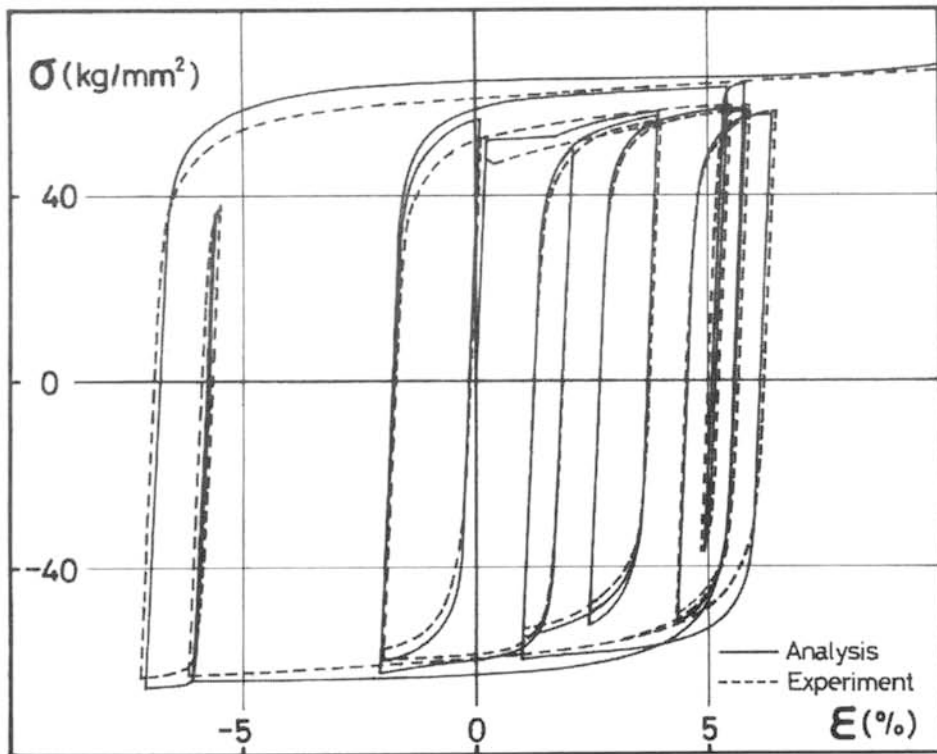


図 2.18 応力-歪関係 (溶着金属、ランダム型)

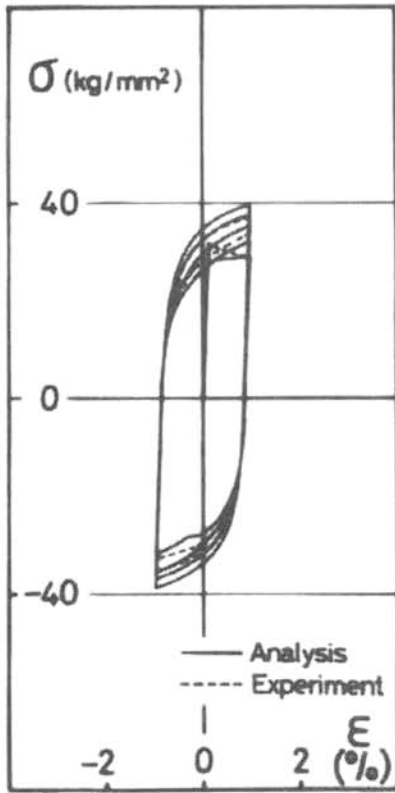


図 2.19 応力-歪関係 (SS41、± 1%)

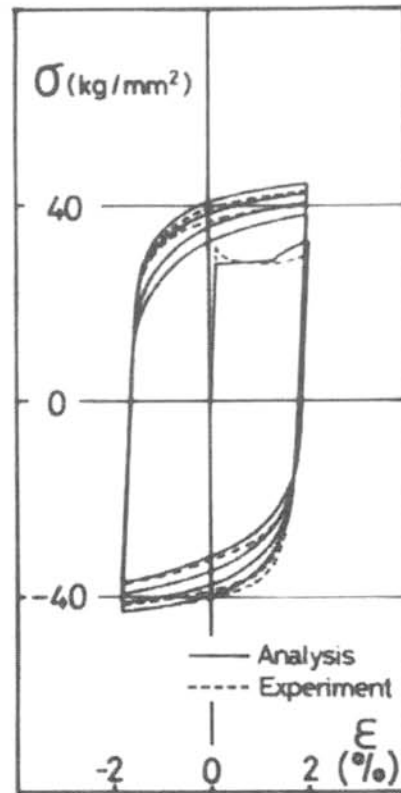


図 2.20 応力-歪関係 (SS41、± 2%)

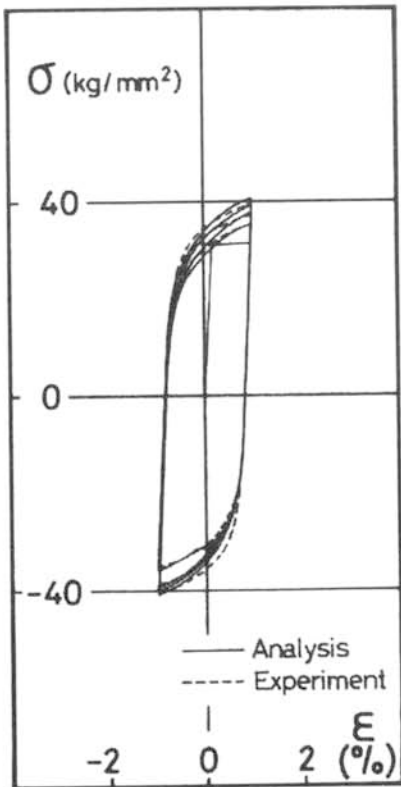


図 2.21 応力-歪関係 (SM50A、± 1%)

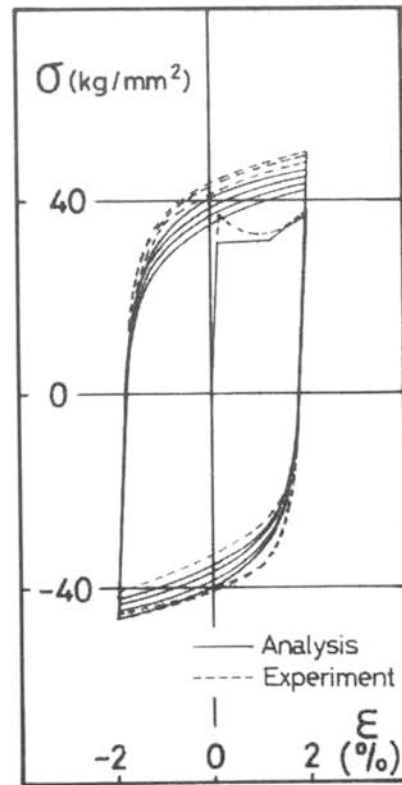


図 2.22 応力-歪関係 (SM50A、± 2%)

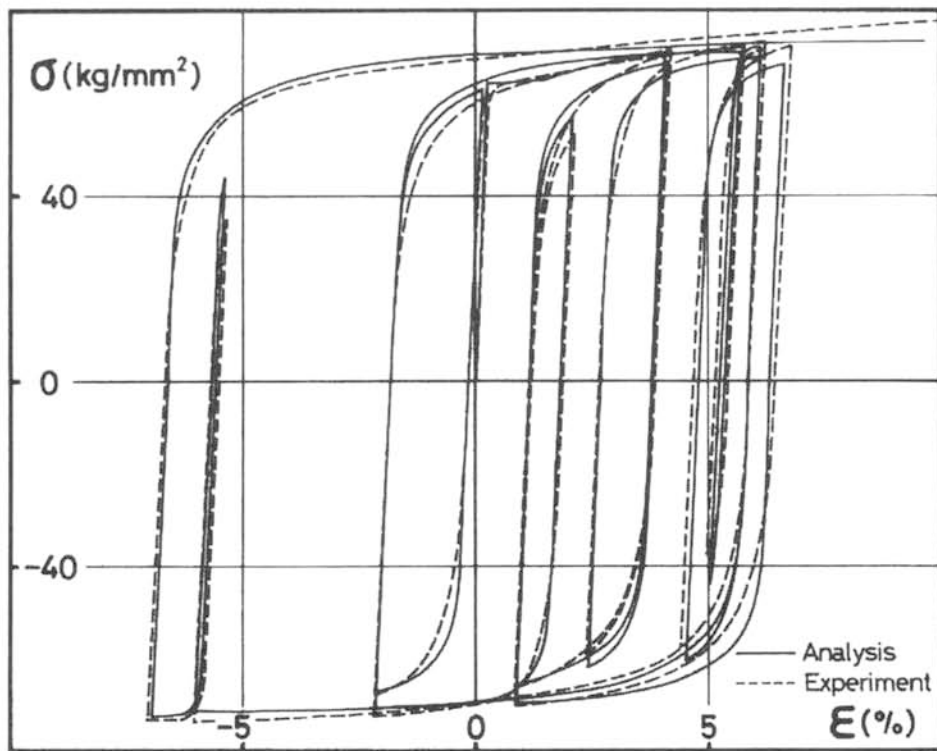


図 2.23 応力-歪関係 (SM58Q、ランダム型)

2.4 硬化パラメタの決定方法

このモデルに基づく解析を行う場合に必要となる硬化パラメタは $\sigma_y, \varepsilon_{st}^p, \sigma_m^B, E^B$ および χ であるが、以下に述べるように χ は $\sigma_y, \varepsilon_{st}^p, \sigma_m^B$ および E^B を用いて表されるため、硬化パラメタとして実験から定めなければならないものは、 $\sigma_y, \varepsilon_{st}^p, \sigma_m^B$ および E^B の4つである。

境界曲面の初期の大きさ σ_m^B と境界曲面のこう配 E^B に関しては、単調引張試験から得られる真応力-塑性対数歪曲線が歪の大きいところでほぼ直線となることから、そこでの漸近線を引いて真応力の軸と交わった点を σ_m^B 、その直線の傾きを E^B とする(図2.4)。このように、硬化パラメタはすべて単調引張試験結果から容易に求めることができる。

降伏曲面の拡大・収縮 χ の値は、繰返しの载荷実験の結果から、降伏棚の初期の段階で降伏曲面の収縮が大きく起っていること、歪硬化開始以降は降伏曲面の拡大あるいは収縮量はわずかであることが認めらるので、 χ の値を次の3つの範囲に区分することにする。

$$\chi = \begin{cases} \chi_1 : 0 \leq \bar{\varepsilon}_c^p < \varepsilon_{st}^p / 3 & \cdots (2.35) \\ \chi_2 : \varepsilon_{st}^p / 3 \leq \bar{\varepsilon}_c^p < \varepsilon_{st}^p & \cdots (2.36) \\ \chi_3 : \varepsilon_{st}^p \leq \bar{\varepsilon}_c^p & \cdots (2.37) \end{cases}$$

ここで、(2.10)、(2.15)式を単軸応力状態の場合に直すと、(2.38)式なる。

$$d\alpha = (1 - \chi)d\sigma \cdots (2.38)$$

降伏棚の傾きを E_f^p (kg/mm²)とすると、(2.35)式の範囲の降伏曲面の中心の移動量(α)は(2.39)式となり、 χ は(2.40)式で表される。

$$\alpha = (1 - \chi_1)E_f^p \varepsilon_{st}^p / 3 \cdots (2.39)$$

$$\chi_1 = 1 - \frac{3\alpha}{E_f^p \varepsilon_{st}^p} \cdots (2.40)$$

また、 α (kg/mm²)と σ_y (kg/mm²)との間に図2.24に示すように、(2.41)式の関係がある。

$$\alpha = \frac{152.5 + \sigma_y}{19.59} \quad \cdots (2.41)$$

したがって、(2.40)、(2.41)式より(2.42)式が得られる。

$$\chi_1 = 1 - \frac{152.5 + \sigma_y}{6.52E_f^p \varepsilon_{st}^p} \quad \cdots (2.42)$$

ここで、本報の解析では、(2.43)式のように仮定している。

$$E_f^p = 2.5 \times 10^{-3} E \quad \cdots (2.43)$$

χ_2 については(2.44)式と仮定した。

$$\chi_2 = 0 \quad \cdots (2.44)$$

χ_3 の値は、繰返し载荷時の硬化特性にかかわるものであるが、ここでは簡略化して、図2.25に示すように境界曲面のこう配 E^B と線形関係があるものとし、(2.45)式で表すことにする。

$$\chi_3 = -\frac{E^B}{2683} + 0.053 \quad \cdots (2.45)$$

ところで、再降伏以降の履歴形状は初期の応力増分($\Delta \sigma$)と塑性歪硬化率の初期値(E_m^p)

に左右されるので、本論文での解析では以下のように仮定した。

$$\Delta \sigma = 2.0 \quad (\text{kg/mm}^2) \quad \cdots (2.46)$$

$$E_m^p = \begin{cases} E & : 0 \leq \bar{\varepsilon}_c^p < \varepsilon_{st}^p \quad \cdots (2.47) \\ \left\{ 1 + \frac{0.5}{0.04 - \varepsilon_{st}^p} (\bar{\varepsilon}_c^p - \varepsilon_{st}^p) \right\} E & : \varepsilon_{st}^p \leq \bar{\varepsilon}_c^p < 0.04 \quad \cdots (2.48) \\ 1.5E & : 0.04 \leq \bar{\varepsilon}_c^p \quad \cdots (2.49) \end{cases}$$

また、単調引張载荷時に歪硬化が開始する歪の近傍の硬化特性をより良く再現できるように、実験結果に基づき最初の δ_{in} の値を(2.50)式のように定義した。

$$\delta_{in} = \sigma_{in}^B - \sigma_y / (570\varepsilon_{st}^p - 3.2) \quad \cdots (2.50)$$

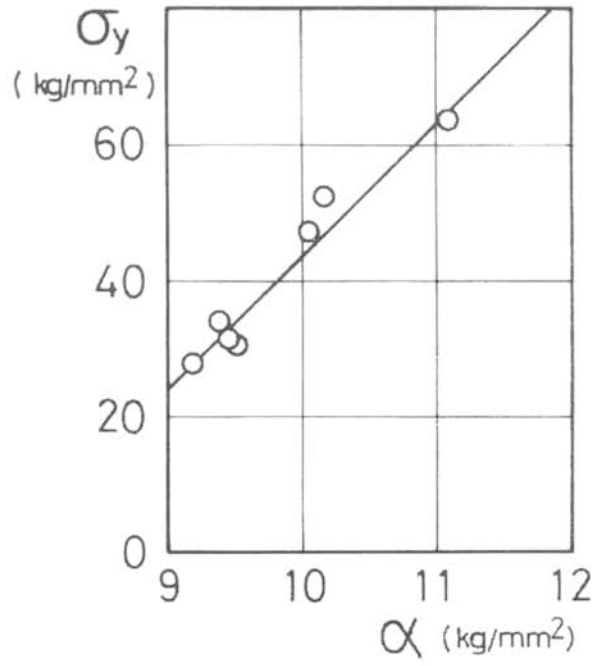


図 2.24 $\sigma_y - \alpha$ 関係

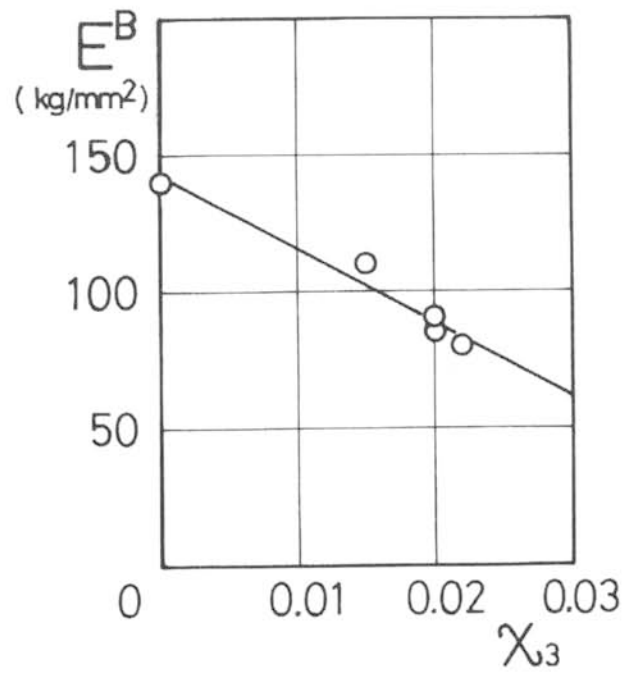


図 2.25 $E^B - \chi_3$ 関係

2.5 既往の研究における応力-歪関係式との比較

このモデルが一般に妥当であるかどうかをさらに検討するために、既往の研究における応力-歪関係式との比較を行う。

ここでは、建築の分野で一般に用いられることの多い Ramberg-Osgood の式を用いた横尾・中村らの式を取り上げる。適用する実験結果は、横尾・中村らの論文^{2,13)}から引用した。図 2.26、図 2.27 に実験結果を破線、横尾・中村らの式で実験結果からはずれる部分を一点鎖線、本報の解析結果を実線で示す。なお、縦軸は公称応力度、横軸は工学歪度で表している。本報の解析で用いた硬化パラメタは表 2.5 に示すとおりである。これらの硬化パラメタは図 2.26 に基づいて決定しており、 σ_y は歪硬化が開始する時の応力とし、 σ_m^B と E^B は単調引張に対する解析結果が実験による圧縮側の歪硬化部分の曲線と一致するように決めた。

図 2.26 では、Dafalias と Popov のモデルの欠点である多軸応力状態で起こりやすい除荷中に荷重方向を逆にして再降伏させると実際の挙動よりも応力が上がり過ぎてしまうという現象が改良されていることが分かる。

図 2.27 では、履歴が進むにつれて再降伏後の剛性が低く早めに曲がっている。これは σ_y の値を前述のように小さく評価していること、それによって χ_3 の値が小さくなっていること、および σ_m^B と E^B の値を図 2.26 のものと一致するように決めたため、いずれも小さめに評価されていることに起因している。しかし、硬化パラメタの数が少ないことと単調引張試験結果がなかったことを考えれば、履歴性状を良く再現していると言える。

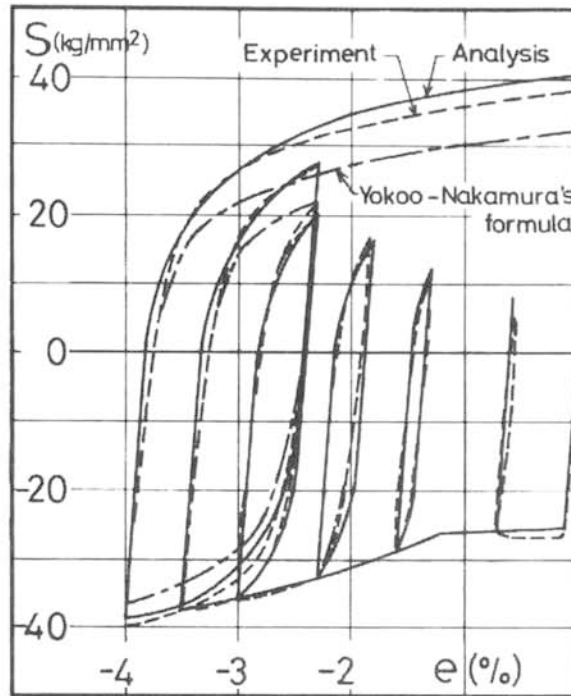


図 2.26 他のモデルとの比較その 1 (公称応力-工学歪関係)

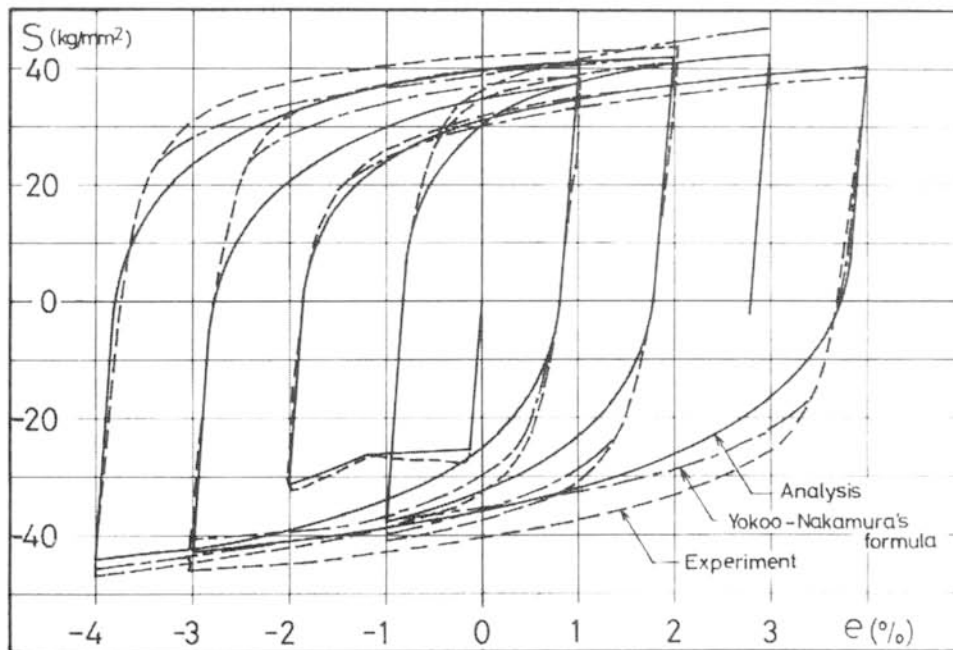


図 2.27 他のモデルとの比較その 2 (公称応力-工学歪関係)

表 2.5 解析用硬化パラメタ

| σ_y (kg/mm ²) | ε_{st} (%) | σ_{in}^B (kg/mm ²) | E^B (kg/mm ²) | χ_1 | χ_2 | χ_3 |
|-------------------------------------|---------------------------|--|--------------------------------|----------|----------|----------|
| 26.0 | 1.20 | 41.0 | 80.0 | -49.0 | 0. | 0.023 |

2.6 まとめ

(1)多軸応力状態に適用可能で、履歴の非線形性を再現できる繰返し応力-歪関係式を提唱し、その有用性の検証を行った。ここで行った検証は、単軸応力状態について、SM50A、溶着金属および SM58Q 材の実験結果との比較、既往の SS41 と SM50A 材に関する実験結果^{2.18)}との比較、および既往の研究における応力-歪関係式^{2.13)}との比較によって行った。

(2)本章で提唱した繰返し応力-歪関係式は、応力空間を設定した重曲面法による Dafalias と Popov の数理塑性モデル^{2.11)}に対し、次の i)~iii)の事項を新たに導入し、拡張・修正を行い、利用しやすい形に簡潔化したものである。

i)境界曲面の拡大および塑性歪硬化率 (E^P) を決めるための補助的な曲面として、中間曲面を設定する。中間曲面の拡大は、降伏曲面が中間曲面に接触しさらに広がる場合にだけ起こるものとし、その場合塑性歪硬化率を(2.29)式で、それ以外、すなわち降伏曲面と中間曲面が離れている場合は(2.31)式で示したとおり以下とした。

$$E^P = \begin{cases} E^B + \left[\frac{\delta}{\bar{\varepsilon}_c^p} + \frac{\delta_{in}}{\bar{\varepsilon}_c^p} \left\{ \ln \left(\frac{\delta_{in}}{\delta} \right) - 1 \right\} \right] \left(\frac{\delta}{\delta_{in} - \delta} \right) & : E^B = E^B \\ \left[\frac{\delta}{\bar{\varepsilon}_{ci}^p} + \frac{\delta_{in}}{\bar{\varepsilon}_{ci}^p} \left\{ \ln \left(\frac{\delta_{in}}{\delta} \right) - 1 \right\} \right] \left(\frac{\delta}{\delta_{in} - \delta} \right) & : E^B = 0 \end{cases}$$

ii)降伏曲面の拡大・収縮率 χ を定義して、これを用いて降伏曲面の移動を下式で表すものとした。

$$d\alpha_{ij} = \frac{(1-\chi) \frac{\partial F}{\partial \sigma_{mn}} d\sigma_{mn}}{(\sigma_{kl} - \alpha_{kl}) \frac{\partial F}{\partial \sigma_{kl}}} (\sigma_{ij} - \alpha_{ij})$$

iii)応力-歪関係において、降伏棚の影響を取り入れる。

(3)本研究の繰返し応力-歪関係のモデルに基づく数値解析に際して必要となる硬化パラメタは $\sigma_y, \varepsilon_{st}, \sigma_m^B$ および E^B の4つであり、 χ については下式のように3つに区分して定義するものとした。

$$\chi = \begin{cases} \chi_1 = 1 - \frac{152.5 + \sigma_y}{6.52E_f^p \varepsilon_{st}^p} & : 0 \leq \bar{\varepsilon}_c^p < \varepsilon_{st}^p / 3 \\ \chi_2 = 0 & : \varepsilon_{st}^p / 3 \leq \bar{\varepsilon}_c^p < \varepsilon_{st}^p \\ \chi_3 = -\frac{E^B}{2683} + 0.053 & : \varepsilon_{st}^p \leq \bar{\varepsilon}_c^p \end{cases}$$

これらの硬化パラメタはすべて単調引張試験結果から容易に求めることができるように定義されている。

なお、このモデルが多軸応力状態にも適用できることの実験的な検証は、第3章で示す。

参考文献

- 2.1) 藤本盛久, 中込忠男, 山田丈富: 繰返し力を受ける鋼構造接合部の力学的挙動に関する非線形破壊力学的研究, 日本鋼構造協会第 15 回大会研究集会マトリックス解析法研究発表論文集, pp.161-166, 昭和 56 年 7 月
- 2.2) 藤本盛久, 中込忠男, 山田丈富: 繰返し力を受ける鋼構造接合部の力学的挙動に関する非線形破壊力学的研究 (その 1・鋼素材および溶着金属の多軸応力状態における繰返し応力-歪関係), 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.1763-1764, 昭和 56 年 9 月
- 2.3) Hill,R.: Mathematical Theory of Plasticity, Oxford University Press, Oxford England, 1950
- 2.4) Prager, W.: A New Method of Analyzing Stresses and Strain Work-Hardening Plastic Solids, Jour. Appl. Mech., pp.493-496, December 1956,
- 2.5) Ziegler, H.: A Modification of Prager's Hardening Rule, Quarterly of Applied Mathematics, Vol.17, pp.55-65, 1959
- 2.6) Hodge, P.G., Jr.: A New Method of Analyzing Stress and Strain Work Hardening Solids, Jour. Appl. Mech., 23, 482, 1957
- 2.7) 山田稔, 辻文三: 鋼材の応力-歪関係に関する研究, 日本建築学会論文報告集, 第 270 号, pp.17-22, 昭和 53 年 8 月
- 2.8) Duwez, P.: On the Plasticity of Crystals, Physical Review, Vol.47, pp.494-501, 1935
- 2.9) Iwan, W.D.: On a Class of Models for the Yielding Behavior of Continuous and Composite Systems, Jour. Appl. Mech. Vol.34, p.612,1945
- 2.10) Mroz, Z. and Lind, N.C.: Simplified Theories of Cyclic Plasticity, Acta Mech. 22, pp.131-152,1975
- 2.11) Dafalias, Y. F. and Popov, E. P. : Plastic Internal Variables Formalism of Cyclic Plasticity, Jour. App. Mech., pp.645-651, December 1976
- 2.12) Peterson, H. and Popov, E. P. : Constitutive Relations For Generalized Loadings, Jour. of the

Engineering Mechanics Division, pp.611-627, August 1977

- 2.13) Yoshitsura Yokoo, Tsuneyoshi Nakamura, Toshiro Komiyama and Yasuo Kawada : Non-Stationary Hysteretic Uniaxial Stress-Strain Relations of a Wide Flange Steel, 日本建築学会論文報告集, 第 259 号～第 260 号, 昭和 52 年 9 月～10 月
- 2.14) 加藤勉, 秋山宏, 山内泰之 : 鋼材の応力-ひずみ履歴曲線に関する実験則, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.937-938, 昭和 48 年 10 月
- 2.15) 福知保長, 土井康生, 井崎征男 : 鋼材の繰返し履歴挙動に関する研究, 日本建築学会論文報告集, 第 294 号, pp.53-60, 昭和 55 年 8 月
- 2.16) 藤本盛久, 中込忠男, 松村弘道, 橋本一雄, 山田丈富 : エンドタブを有する接合部の歪集中及び亀裂進展に関する基礎的研究, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.1783-1784, 昭和 56 年 9 月
- 2.17) 藤本盛久, 中込忠男, 金鐘洛, 多賀雅泰 : エンドタブ・裏当金を有する柱はり接合部の破壊性状に関する実験的研究, 日本建築学会論文報告集, 第 334 号, pp.58-69, 昭和 58 年 12 月
- 2.18) 藤本盛久, 橋本篤秀, 中込忠男, 金鐘洛, 松村弘道ほか : 鋼構造柱はり溶接接合部の脆性破壊に関する実験的研究 (その 1～その 6), 日本建築学会大会学術講演梗概集, 昭和 58 年 9 月および昭和 59 年 9 月
- 2.19) 藤本盛久, 青木博文, 三木千寿, 中込忠男 : 繰返し塑性ひずみを受ける構造用鋼材の力学的特性, 第 22 回構造工学シンポジウム

第 3 章

繰返し塑性履歴を受ける構造用鋼材の 初期延性亀裂進展に対する J 積分の有効性の検証

第3章 繰返し塑性履歴を受けた構造用鋼材の初期延性亀裂進展に対する \hat{J} 積分の有効性の検討

3.1 はじめに

破壊の発生を定量的にとらえることについては破壊力学の分野で近年活発に研究されているが、建築鋼構造の分野で問題となる破壊は地震力などの繰返し力により部材に大規模な塑性変形が生じた後に起こるものであり、このような非弾性域において繰返し力を受けた場合の破壊現象に関して研究の途についたばかりであるのが現状である。

非線形破壊力学は、線形破壊力学で扱うことのできない範囲、すなわち小規模降伏を超える大規模降伏および全面降伏における破壊靱性を扱うために提案され発展してきたものである。非線形破壊力学における破壊条件として、COD破壊条件、 J_{IC} 破壊条件などが挙げられる。COD破壊条件は小規模降伏と全面降伏との中間、すなわち大規模降伏が生じる範囲での破壊条件を表すのに有効であることが示されているが、全面降伏では物理的に不明確なものとなる。また、 J_{IC} 破壊条件における J 積分はいずれの範囲でも物理的に明確な量となるが、全歪理論に従う弾塑性体に対して定義されているために、除荷が生じる、すなわち残留塑性歪が存在するものには適用できないという制約がある。 J 積分にはその他にも物体力、慣性力が考慮されていないことや亀裂面は自由表面に限ることなどの適用制限が多い為に、これらを取り除くために様々な拡張がなされている。その中の一つに \hat{J} 積分^{3.1)}があり、物体力あるいは残留塑性歪が存在する場合などにも使えるようにエネルギー保存則に基づいて拡張されている。しかし、この \hat{J} 積分が建築の分野で対象としている繰返し塑性履歴を受ける鋼材の初期の延性亀裂進展に対しても有効であるか否かは検証されていない。

また、建築構造の分野で破壊力学を適用する試みも近年なされはじめているが、繰返し塑性履歴を受ける場合の破壊発生の定量化についてはほとんど行われていない。

第3章は、破壊発生の定量化の第一段階として、スリット状の切り欠き先端における初

期の延性亀裂進展（マイクロボイドの成長・合体による延性亀裂発生を指す）をとりあげ、繰返し塑性履歴を受ける鋼材の初期延性亀裂進展に対して J 積分による破壊条件が適用できることを、第 2 章で提唱した多軸応力状態においても適用可能な繰返し応力-歪関係の数理モデルである重曲面法モデルを使った増分法に基づく弾塑性有限要素法による数値解析および载荷実験によって明らかにすることにより、繰返し塑性履歴を受ける構造用鋼材に対する破壊解析手法の検証を行う。

3. 2 \hat{J} 積分

材料の破壊は巨視的に見ると亀裂の進展挙動であるが、微視的な状況が全体の巨視的な現象を支配する組織敏感な現象であり、亀裂先端の微視的な特徴を考慮しなければならない。また破壊の条件としては、物理的に明確な量で表すことが望ましい。 \hat{J} 積分は、そのような観点から、岸本、青木、坂田^{3,1)}によって塑性変形、物体力、温度場、物体の慣性の影響が無視できない場合における亀裂進展挙動を表すための力学パラメタとしてエネルギー保存則に基づいて導かれている。すなわち、亀裂進展時に実際に破壊が進行する微小領域 (end region) に流入するエネルギーとして \hat{J} 積分は定義されている。

この \hat{J} 積分を本研究の目的に沿うように、残留塑性歪が存在する場合に適応できるように表示式の簡略化を行う。

体積 A 、表面積 S の物体を考え、その系における運動方程式を立てると (3.1) 式のようなになる。

$$\sigma_{ij,j} + F_i = \rho \cdot \ddot{u}_i \quad \dots\dots (3.1)$$

ここで、 σ_{ij} は応力テンソル、 F_i は物体力ベクトル、 u_i は変位ベクトル、 ρ は密度を示す。

これを基にして、図3.1に示すように亀裂が X_1 方向 (亀裂方向) に単位長さ l だけ進展する場合を考えると、end region に流入するエネルギーは (3.2) 式のように表される。

$$\hat{J} = -\int_{\Gamma_{end}} T_i \frac{\partial u_i}{\partial x_1} d\Gamma \quad \dots (3.2)$$

ここで、end region とは実際に破壊が進行する微小領域で、この中の破壊過程は物質によって固有のものであり、亀裂長さや負荷条件に無関係であると仮定する。また、 Γ_{end} は end region を囲んで亀裂の下面から上面に向う積分経路を表す。 T_i は表面力を示す。

(3.2) 式を経路独立になるように変形すると、 \hat{J} 積分の基本定義式として (3.3) 式が得られる。

$$\hat{J} = \int_{\Gamma_0 + \Gamma_s - \Gamma_{end}} W_e n_1 d\Gamma - \int_{\Gamma + \Gamma_s} T_i \frac{\partial u_i}{\partial x_1} d\Gamma + \iint_A \left[\sigma_{ij} \frac{\partial \varepsilon_{ij}^*}{\partial x_1} + (\rho \ddot{u}_i - F_i) \frac{\partial u_i}{\partial x_1} \right] dA \quad \dots \quad (3.3)$$

ここで、 W_e は弾性歪エネルギー密度、 Γ_0 はend regionを含む任意の領域を囲んで亀裂の下面から上面に向う積分経路を示す。

Γ_s は Γ_{end} と Γ_0 の間の経路を示す。 ε_{ij}^* はeigen 歪を示す。

さらに、end regionを微量として無視し、物体力、慣性力は無いものとし、 ε_{ij}^* を塑性歪 (ε_{ij}^p) 成分のみとすると、(3.4) 式となる。

$$\hat{J} = \int_{\Gamma_0} \left[W_e n_1 - T_i \frac{\partial u_i}{\partial x_1} \right] d\Gamma + \iint_A \sigma_{ij} \frac{\partial \varepsilon_{ij}^p}{\partial x_1} dA \quad \dots \quad (3.4)$$

(3.4) 式で表される \hat{J} 積分は、物理的に塑性変形を伴う場合のエネルギー解放率とも言え、残留歪が存在する場合にも適用できること、経路独立積分であり、弾塑性問題において除荷の存在しない単調载荷を受ける物体に対しては J 積分の定義式と等しくなる、という特徴がある。

なお、(3.4)式の中に面積積分の項があるため、線積分のみの J 積分と比べると計算誤差が入りやすい欠点があるが、切り欠き先端における特異面積積分の極限操作をしなくても5%の誤差で計算できることや要素分割数を増やしても高精度の解を得ることができないこと^{3.2)} から、以下の計算では特異要素などの導入はしないこととした。

次に、 J 積分に基づく破壊靱性 (J_c 、 J_{in} 、 J_{IC}) について述べる^{3.3)}。

亀裂（スリット状の切り欠き）を有する試験片の破壊に対する抵抗は、亀裂先端の塑性鈍化直線とR曲線で表示されるが、破壊靱性には、破壊機構によって、へき開破壊靱性 J_c と弾塑性破壊靱性 J_{in} がある。へき開破壊靱性 J_c は、へき開破壊の開始点で定義され、鈍化曲線上でへき開破壊する場合と延性引裂き（ディンプル）破壊が発生しR曲線に沿って延性引裂きがある程度進展した後に、へき開破壊が生じる場合がある。弾塑性破壊靱性 J_{in} は鈍化曲線とR曲線の交点として定義され、破壊開始機構は延性引裂きである。弾塑性破壊靱性 J_{IC} は、

J_{in} が試験片寸法などの特定の条件を満足する場合 J_{IC} と定義される。

日本機械学会の弾塑性破壊靱性 J_{IC} 試験方法^{3,4)}では、次式が有効な条件として規定されている。

$$b_0, B \geq 25J_{in} / \sigma_{fs} \quad \dots (3.5)$$

ここで、 b_0 はリガメント幅、 B は試験片厚、 σ_{fs} は有効降伏強度、 $(\sigma_y + \sigma_u) / 2$ である。

したがって、図 3.2 に模式的に示すように、 J_{IC} および R 曲線は延性亀裂発生および進展に関する材料固有の値となるが、 J_c や J_{in} は温度や試験片形状に依存する。

本章では、材料固有の値である J_{IC} を用いた破壊条件を考えることとするが、同様の破壊条件を温度や形状寸法を考慮すれば、 J_c や J_{in} にも適用できるものである。

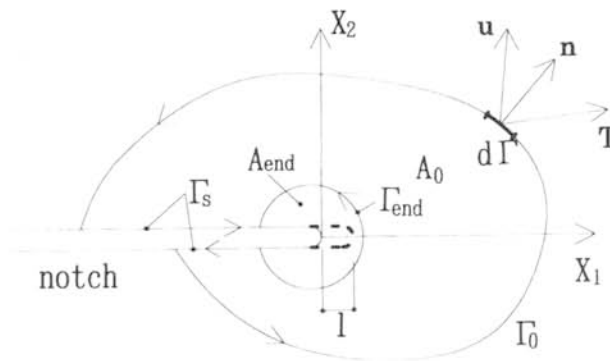


図 3.1 \hat{J} 積分の為の切り欠き先端の座標系

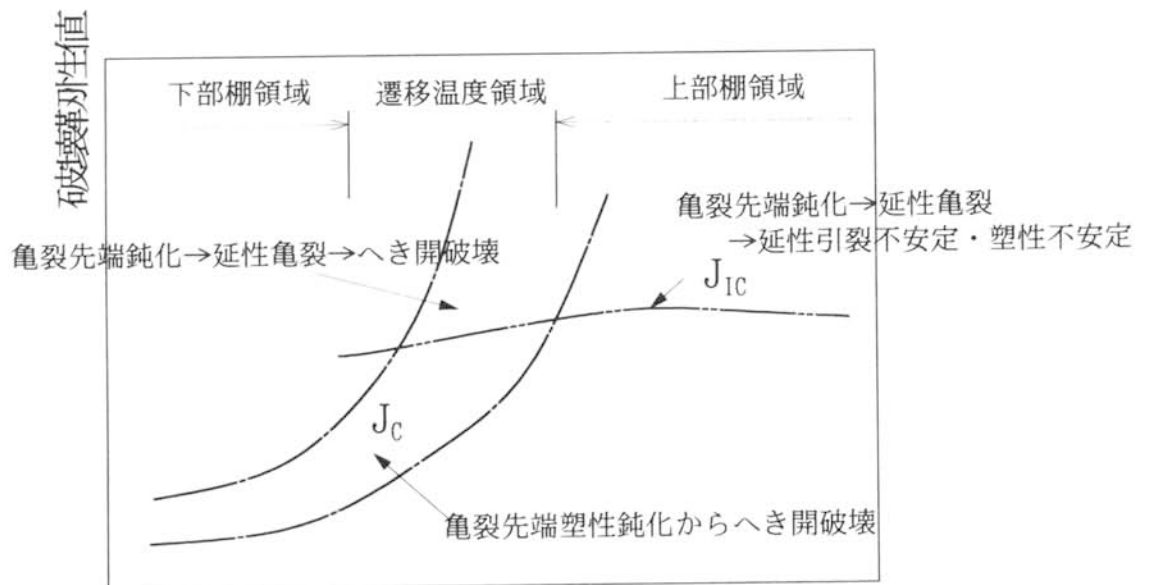


図 3.2 破壊靱性 J_c 、 J_{in} 、 J_{IC} と温度^{3,3)}

3. 3 中央切り欠きモデルによる検討

板の中央にスリット状の切り欠きを有する簡単なモデルを設定し、それに対して有限要素法による繰返し弾塑性解析および載荷実験を行い、 J 積分の繰返し履歴を受ける鋼材の初期の延性亀裂進展に対する有効性を検討する。

3. 3. 1 載荷実験概要

供試体は、図 3.3 に示すように、板厚 9mm、幅 40mm、標点距離 60mm であり、切り欠き長さは最大荷重に至る前に全断面が塑性化するように、10mm とした。また、溶接による自然欠陥を想定して、切り欠き先端半径を 0 に近づける為に、先ず鋼板の中央に直径 2mm の孔をドリルあけし、その左右 1mm づつ機械切り欠きを施し、疲労試験機により疲労クラックを導入し所定の長さにした。

載荷は、単調載荷の場合 100tf 万能試験機、繰返し載荷の場合 ± 50 tf 疲労試験機を用いて、静的に行った。繰返し載荷は、 ± 0.3 mm の変位制御で、3 サイクル繰返しその後破断するまで一方向に引張った。計測は、クリップゲージにより標点間の変位について行い、載荷中随時 5~20 倍の拡大鏡を用いた目視により初期の亀裂進展（以降、実験に関する記述では亀裂発生と称する）やその後の亀裂進展について観察を行った。

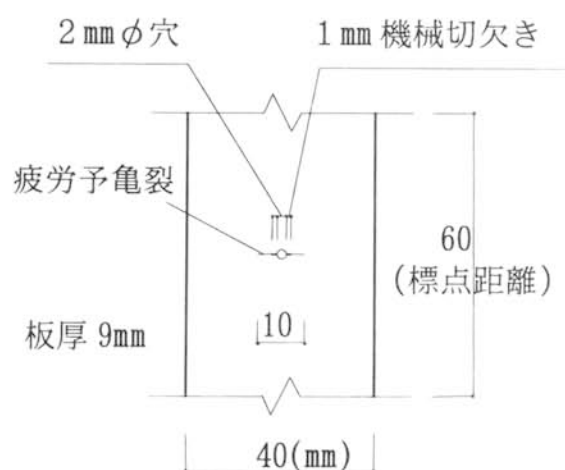


図3.3 供試体

3.3.2 解析モデルおよび解析方法

実験で用いた供試体を、図3.4に示すようにその対称性を考慮し、1/4のモデルを設定して、要素数80、節点数54に要素分割した。亀裂先端近くは歪、応力の集中が起こるために分割を細かくしている。

境界条件は対称軸上をローラー支持とした。切り欠き面の開閉は、切り欠きが図3.1に示す座標系で X_1 軸上にあるので、次式の条件により行った。

$$\begin{aligned} u_2 > 0, & \quad f_2 = 0 \\ u_2 = 0, & \quad f_2 > 0 \quad \dots \quad (3.6) \end{aligned}$$

ここで、 u_2 と f_2 は、それぞれ切り欠き面上の節点における切り欠き直角方向の変位と節点力を示す。

外力は変位制御により与える。なお、解析に使用した素材の重曲面法モデルによる繰返し応力-歪関係の解析用の諸パラメタを表3.1に、素材試験結果と表3.1のパラメタを用いて解析した素材の応力-歪関係の比較を図3.5に示す。なお、応力度 (σ) は真応力度、歪 (ε) は対数歪で表す。

このような解析モデルに対し、平面応力問題とし三角形定歪要素を用いた有限要素法による繰返し弾塑性解析を行い、それによって得られる変位・応力・歪などの力学情報により J 積分値および J 積分値を求める。 J 積分の線積分および J 積分の定義式 (3.4) における第一項の線積分は積分経路上の節点での数値から台形公式による線積分を行い、第二項の面積積分は経路内の各要素の重心位置での数値を要素の代表値として行っている。積分は前出の図3.4に示す3経路およびそれらの内部の面積について行い、代表値としてはそれらの平均値を用いた。

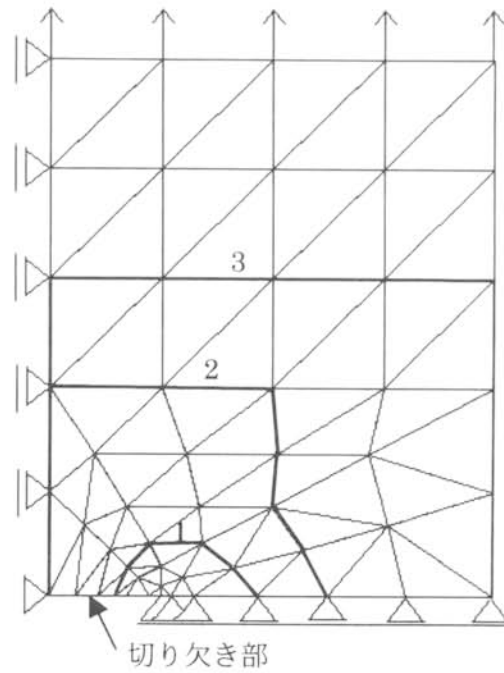


図 3.4 解析モデルおよび積分経路

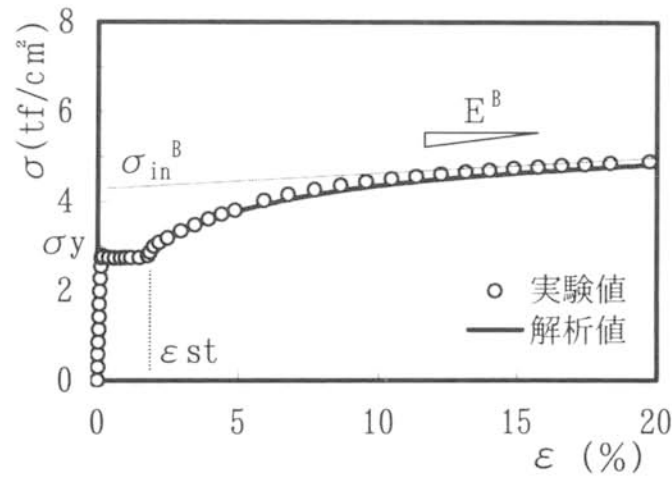


図 3.5 素材の真応力—対数歪関係

表 3.1 素材試験結果及び解析用パラメタ

| 素材試験結果 | | | 解析用硬化パラメタ | | | | | | |
|-------------------------------------|-------------------------------------|------------|-------------------------------------|------------------------|--|--------------------------------|----------|----------|----------|
| σ_y (tf/cm ²) | σ_u (tf/cm ²) | E l (%) | σ_y (tf/cm ²) | ϵ_{st} (%) | σ_{in}^B (tf/cm ²) | E^B (tf/cm ²) | χ_1 | χ_2 | χ_3 |
| 2.76 | 4.33 | 28.2 | 2.76 | 1.80 | 4.31 | 3.03 | -24.2 | 0.00 | 0.0519 |

σ_y : 降伏点 σ_u : 引張強さ E l : 破断伸び ϵ_{st} : 歪硬化開始時歪

σ_{in}^B : 境界曲面の初期の大きさ E^B : 境界曲面の傾き $\chi_1 \sim \chi_3$: 降伏曲面の拡大収縮率

3. 3. 3 繰返し履歴を受けた場合の J 積分の有効性の検証

J 積分の有効性の検証としては、解析では単調荷重で J 積分と一致することと積分経路独立性があることを示し、荷重実験では単調荷重と繰返し荷重における初期の延性亀裂進展時の J 積分の値がほぼ同じであることを示すことを行う。

図3.6は、解析により求めた各繰返しサイクルの引張りの最大変位時および亀裂が発生した時の J 値を、各積分経路毎に示したものである。除荷過程の生じない1サイクルの最大変位時には、 J 積分の値もプロットした。

これより、どの荷重段階でも3経路ともほぼ同じ値になっており、経路独立性が保たれていることが分かる。また、1サイクルの最大変位時には J 積分値のほうが若干低目であるが、ほぼ J 積分値と同じ値となっている。さらに、繰返しの回数が増す毎に J 積分値が大きくなっており、定性的に妥当であると言える。なお、弾性時には J 積分値と J 積分とは解析プログラム内での計算式が同一となるため、同じ値であった。

荷重実験では、単調荷重、繰返し荷重の試験体ともに、全断面塑性化後、切り欠き先端が鈍化した後、切り欠き前縁の板厚中央から亀裂が発生し、それが板厚全部に広がり、その後若干の亀裂進展を生じ最大荷重に至った。破断面は写真 3.1 に示すように、いずれも延性破面であった。

以下に実験結果と解析結果を対比しながら考察を行う。

図 3.7 は、単調荷重の試験体の荷重－変位関係で、実験結果を太線、解析結果を細線で示している。図中の▽は実験時の目視による切り欠き前縁の板厚中央に亀裂が確認された点、▼は、切り欠き前縁の板厚全体に亀裂が広がった点を示す。また、亀裂が発生するまでは荷重－変位曲線の形状が実験と解析でほぼ一致しているが、亀裂発生以降では異なっている。これは亀裂進展による有効断面積の減少により実験による荷重が上昇しなくなったためである。本節では初期の延性亀裂進展を対象とする為、亀裂発生点として、切り欠き前縁の板厚中央に亀裂が確認された点を採用することとした。

図 3.8 は、繰返し載荷の荷重－変位関係を前述の図 3.6 と同様な形式で表したものである。3 サイクル繰返した後、一方向に引張る途中で延性亀裂が観察された。

図 3.9 は、繰返し載荷のものの荷重－変位関係の正荷重側のスケルトンによる単調化曲線と、単調載荷のものを示したものである。これより、繰返し載荷の履歴曲線はスケルトンによる単調化をすれば、単調載荷とほぼ一致すること、亀裂発生点もそれによりほぼ同一時期になることが言える。従って、今回行った繰返し履歴では、切り欠きの開閉等に起因する切り欠き先端の破壊領域の損傷による靱性劣化は余り大きいものではないと思われる。

図 3.10 は、解析による J 積分値－変位関係で、実験と同じ単調載荷及び繰返し載荷 ($\delta = -0.3 \sim +0.3 \text{mm}$) のものを示している。また、繰返し載荷については、 J 積分値－変位関係のスケルトン曲線も示した。図中の三角の記号は亀裂発生点を示す。

これより、亀裂発生時の J 積分値は単調載荷、繰返し載荷共に約 200kg/cm であり、ほぼ同程度の値となった。

なお、これまでに得られている J_{IC} の値を参考までに示すと、既往の文献^{例えば 3.5)}に示されている SS400 と SM490 材の圧延方向の J_{IC} 値は $20 \sim 620 \text{kg/cm}$ (16 例) であり、その平均値 (220kg/cm) と同じ程度の値であった。

また、亀裂発生時の J 積分値が J_{IC} であるためには、亀裂先端が特異応力場 (HRR 場)^{3.6), 3.7)} となっている必要があるが、HRR 場となる条件を満たしていない本研究の試験片と同程度の大きさの中央切り欠き試験片で検討した文献^{3.8)}では、板厚が 6mm 以上であれば有効な J 積分値となることを明らかにしていることから、今回の実験における亀裂発生時の J 積分値が J_{IC} 値であると推定される。

圧縮時には切り欠きが閉じるため、 J 値はほぼ 0 となっている。この試験体のように切り欠き先端半径が 0 である場合、圧縮載荷時に切り欠きが完全に閉じたときには、切り欠きが無い状態と同じになることが言える。

また、前述のように繰返し载荷の \hat{J} 積分値-変位関係から求めた引張側のスケルトン曲線は、単調载荷のものとはほぼ同一の曲線となっている。このことから、今回の実験のように \hat{J} が約 100kg/cm 以下で 3 回程度の繰返し履歴のように、切り欠きの開閉などに起因する切り欠き先端の破壊領域の損傷による靱性劣化が無視できる場合には、荷重-変位関係及び \hat{J} 積分値-変位関係のスケルトン曲線により、繰返し载荷時の初期の延性亀裂進展を単調载荷と同様に評価できると推察される。

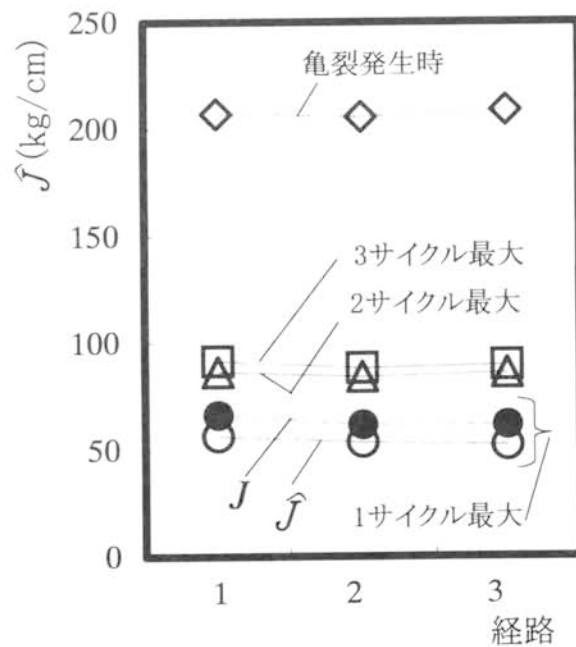


図3.6 経路ごとの \hat{J} 積分の値

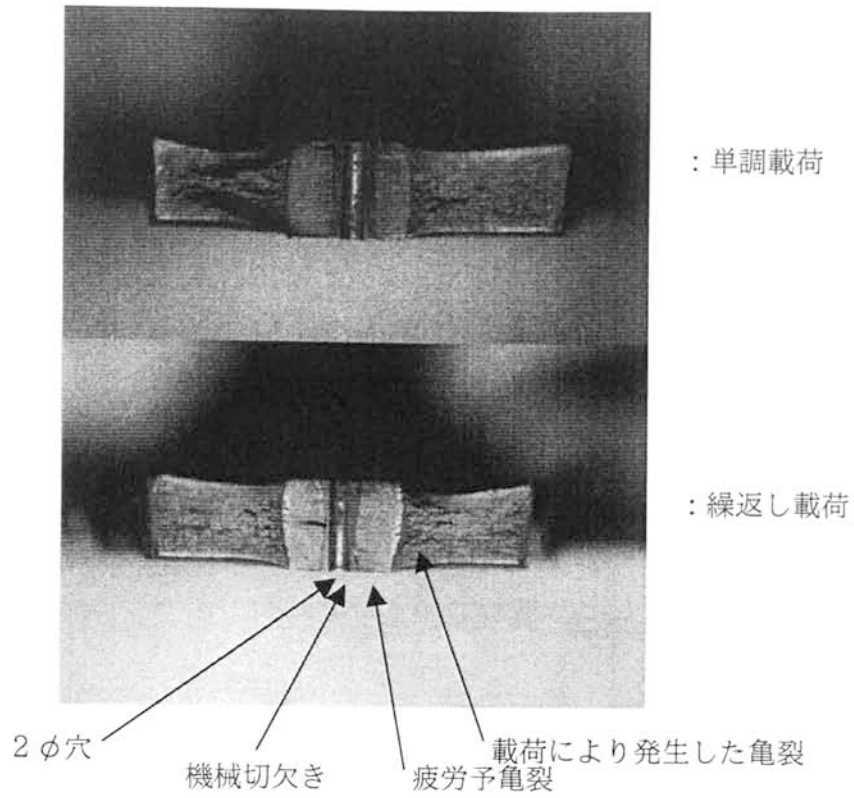


写真 3.1 破断面

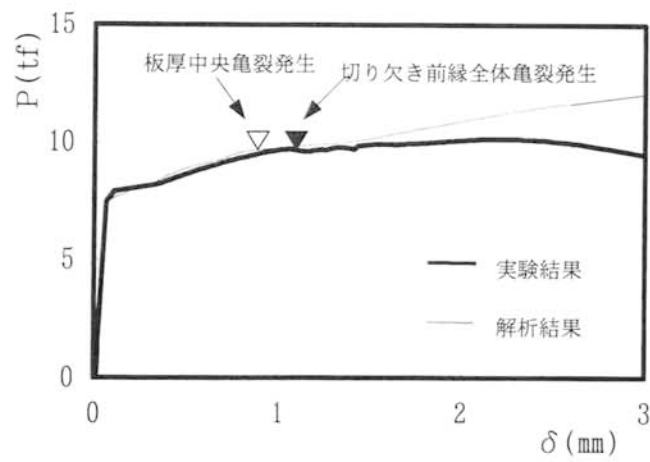


図 3.7 単調载荷の履歴曲線の実験値と解析値の比較

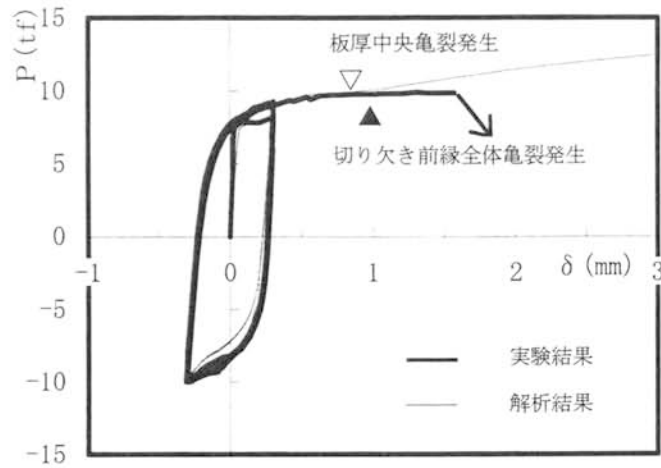


図 3.8 繰返し載荷の履歴曲線の実験値と解析値の比較

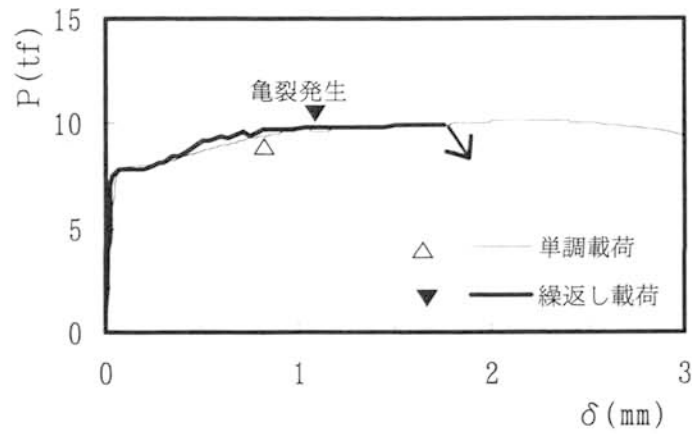


図 3.9 単調載荷とスケルトン化した繰返し載荷の比較

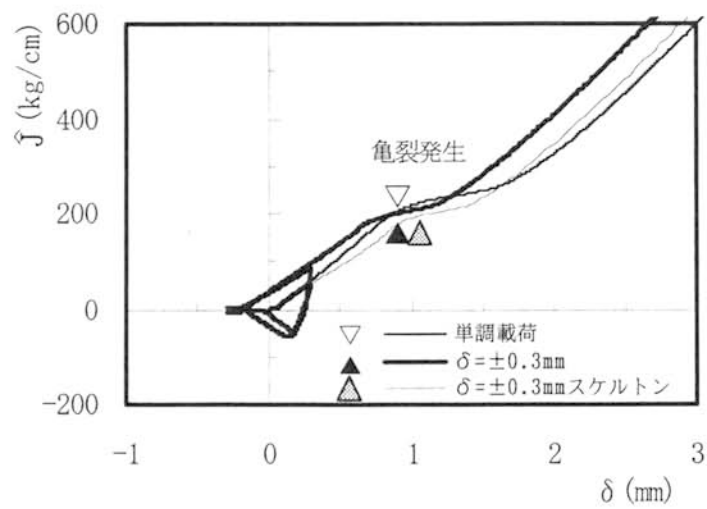


図3.10 \hat{J} — δ 関係

3. 4 J 積分による破壊条件の検討

近接切り欠きを有する鋼材に対する繰返し载荷実験を行い、その鋼素材の破壊靱性試験として J_{IC} 試験も実施することにより、 J 積分による破壊条件（初期の延性亀裂進展条件）の検討を行う。なお、2章で提唱した繰返し応力-歪関係式が多軸応力状態でも適用できることの実験的検証も行う。

3. 4. 1 実験概要

試験体は 19mm 厚の SM50A 鋼板から切り出したもので、その形状寸法を図 3.11 に示す。切り欠きは幅 0.2mm とし、中央に径 1mm の穴を開けてからワイヤカット法で加工している。従って、切り欠き先端半径は 0.1mm となっている。使用鋼材の機械的性質を表 3.2 に示す。なお、 J_{IC} 値は、ASTM E-24（現 ASTM E-813）の J_{IC} 破壊靱性試験法に基づき、原厚によるコンパクトテンション試験片で Rカーブ法により求めた。

载荷は、载荷能力 ±50ton の油圧ジャッキで行い、計算上の降伏変位の 5 倍の変位で 3 回、10 倍の変位で 3 回正負繰返し载荷した後、一方向に単調に引張り破断させることを目標とした。測定は変位計、歪ゲージによる他、切り欠きの周辺にモアレグリッドシート（56x50mm）を貼付し、歪分布をモアレ法により求めた。

3. 4. 2 解析概要

試験体の対称条件より、試験体の1/4を解析の対象とし、図3.12のように要素分割して、対称軸上の辺をローラー支持、載荷辺の加力方向と直角方向の変位を拘束し、加力方向に同一変位を与えた。なお、切り欠き先端は歪集中がある為要素分割を細かくしており、最小要素寸法は0.2mmである。

また、本解析では圧縮加力の際切り欠き面が閉じた時の影響が考慮できるように、前述の(3.6)式を適用した。なお、試験体の切り欠きには0.2mmの幅があり、切り欠き先端半径は0.1mmとなるが、解析では切り欠き先端半径0mmと仮定した。

以上のモデルを用いて、前述の3.2節と同様な方法で有限要素法による繰返し弾塑性解析を行い、 J 積分値を求めた。 J 積分は、図3.12に示す3経路およびその内部について計算した。また、解析に使用した重曲面法モデルによる繰返し応力-歪関係の解析用諸パラメータを表3.2に示す。

解析では、2つの近接切り欠き間の破断までをシミュレートすることとし、計算時間および精度を考慮して、計算上の降伏変位の5倍で2回繰返し、その後降伏変位の10倍まで計算を行った。

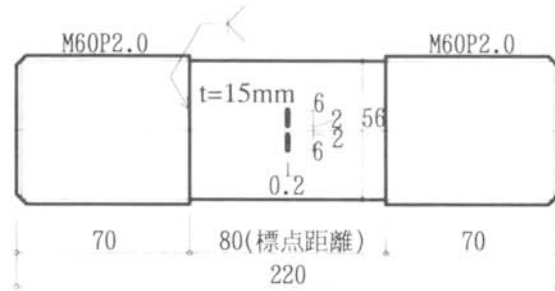


図 3.11 2つの近接した切り欠きをもつ試験体

$F/2$, $\delta/2$

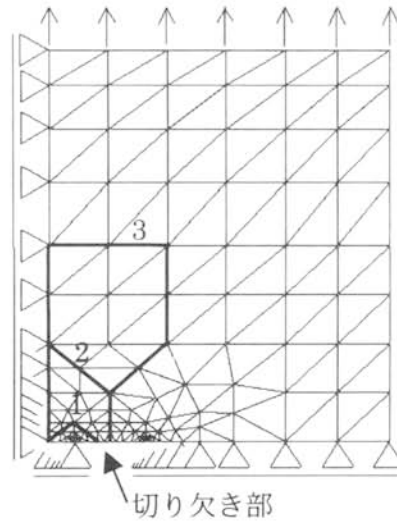


図 3.12 解析モデルおよび積分経路

表 3.2 素材試験結果及び解析用パラメタ

| 素材試験結果 | | | | 解析用パラメタ | | | | | | |
|-----------------------|-----------------------|------|----------|-----------------------|-----------------|-----------------------|-----------------------|----------|----------|----------|
| σ_y | σ_u | E l | J_{IC} | σ_y | ϵ_{st} | σ_{in}^B | E^B | χ_1 | χ_2 | χ_3 |
| (tf/cm ²) | (tf/cm ²) | (%) | (kg/cm) | (tf/cm ²) | (%) | (tf/cm ²) | (tf/cm ²) | | | |
| 4.20 | 5.73 | 25.2 | 260 | 4.20 | 1.85 | 5.25 | 115.0 | -33.5 | 0.00 | 0.02 |

σ_y : 降伏点 σ_u : 引張強さ E l: 破断伸び J_{IC} : J_{IC} 値 ϵ_{st} : 歪硬化開始時歪
 σ_{in}^B : 境界曲面の初期の大きさ E^B : 境界曲面の傾き $\chi_1 \sim \chi_3$: 降伏曲面の拡大収縮率

3. 4. 3 実験結果、解析結果および考察

図3.13に、実験による荷重 (F/F_y) - 変位 (δ/δ_y) 関係を示す。ただし、 δ_y は降伏歪 ε_y に標点距離 ($L=80\text{ mm}$) を乗じたもの ($\varepsilon_y \times L$) であり、 F_y は全断面積 (A) で計算した降伏荷重 ($A \times \sigma_y$) である。図中の▽印は切り欠きの内側部分の板表面に亀裂の発生が観察された点で、3サイクルの最大変位時であった。なお、本実験では亀裂長さが板厚に比べ小さかったため、切り欠き前縁の板厚中央部を観察することはできなかったが、前述の3.3節の実験で観察したように広がり板表面で亀裂が確認される前に板厚中央に亀裂が発生していたものと推察される。▼印は切り欠きの内側部分が貫通した点で、4サイクルの引張り载荷途中であり、その直後に荷重の低下が見られた。切り欠きの内側が貫通した後は各サイクルでの最大荷重の低下が見られるが、履歴曲線は安定した紡錘形となっている。また、各サイクルの圧縮载荷時の最大荷重近傍では、切り欠きが閉じることにより剛性および荷重の増大が見られる。

図3.14に、解析による荷重 (F/F_y) - 変位 (δ/δ_y) 関係を示す。繰返し载荷による硬化や圧縮時の亀裂が閉じることによる剛性の増大など、前出の図3.12に示す実験による挙動を良く再現していると言える。

図3.15に1サイクル目の最大変位時の歪分布、図3.16に3サイクル目の最大変位時の歪分布を、左半分の実験によるもの、右半分に解析によるものを示す。実験による歪分布はモアレ法により求めたものである。これらより、解析結果の方が実験結果の歪値より大きく、切り欠き先端の歪分布形が若干異なるが、要素が荒いことや切り欠き先端半径の違いを考慮すれば、歪分布形を良く再現していると言える。したがって、切り欠き先端部のように多軸応力状態となりさらに繰返し履歴を受けた場合の歪分布を、前章で提唱した重曲面法モデルによる繰返し応力-歪関係により良く再現できると言える。

図3.17に、 \int 積分値 (\int/J_{IC}) - 変位 (δ/δ_y) 関係を示す。ここで、 J_{IC} は、表3.2で示した破壊靱性試験による値である。

1 サイクル目の最大変位時で \hat{J}/J_{IC} は1.0を超えており、亀裂発生が観察された時期（3 サイクル最大時）より早い段階で、 \hat{J} 値が J_{IC} 値に達している。また、サイクル数が増す毎に \hat{J}/J_{IC} の値が大きくなっている。

亀裂発生を板表面で観察された点としたことや、表3.3に示すように切り欠きの先端曲率半径が大きくなる（本実験では曲率半径0.1mm）と J_{IC} の値が少し大きくなることを考えれば、以下の条件により初期の延性亀裂が起るものと判断できる。

$$\hat{J} \geq J_{IC} \quad \dots (3.7)$$

さらに、切り欠きの開閉などに起因する切り欠き先端の破壊領域の損傷による靱性劣化が大きい場合、本実験の条件から言うと \hat{J} 値が 300kg/cm で3回程度の繰返し履歴を超えるような場合には、 J_{IC} の代わりに靱性劣化を考慮した限界 J 値 (μJ_{IC}) を考える必要があると考えられる。

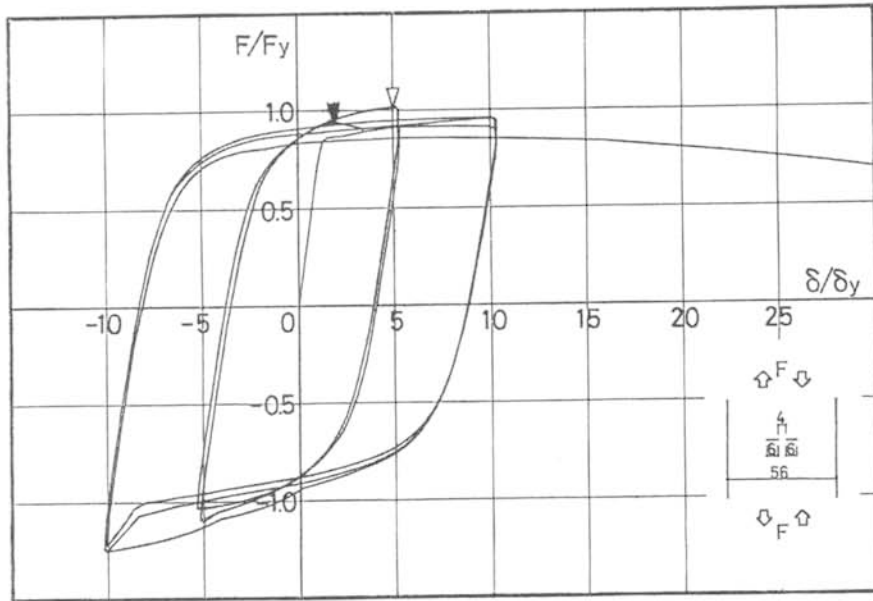


図 3.13 荷重-変位関係(実験)

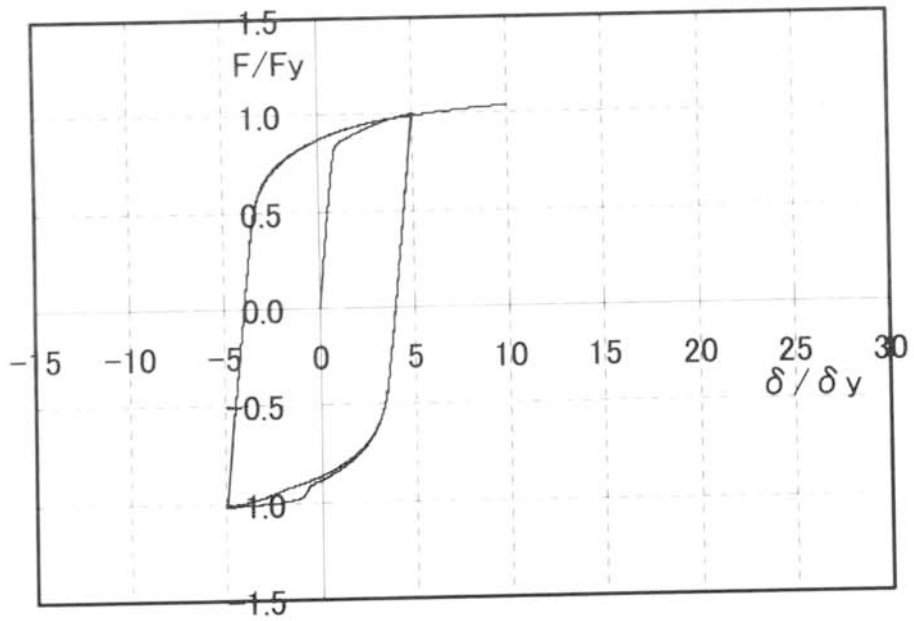


図 3.14 荷重-変位関係(解析)

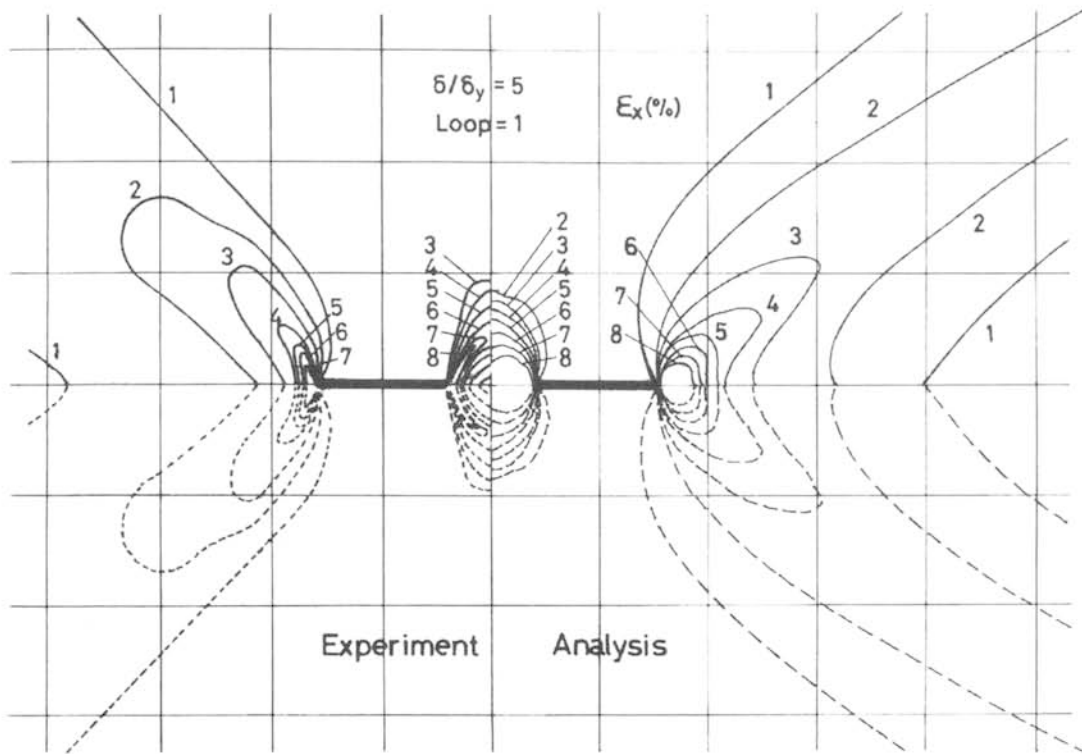


図 3.15 単調荷重時歪分布 (1 サイクル最大変位時)

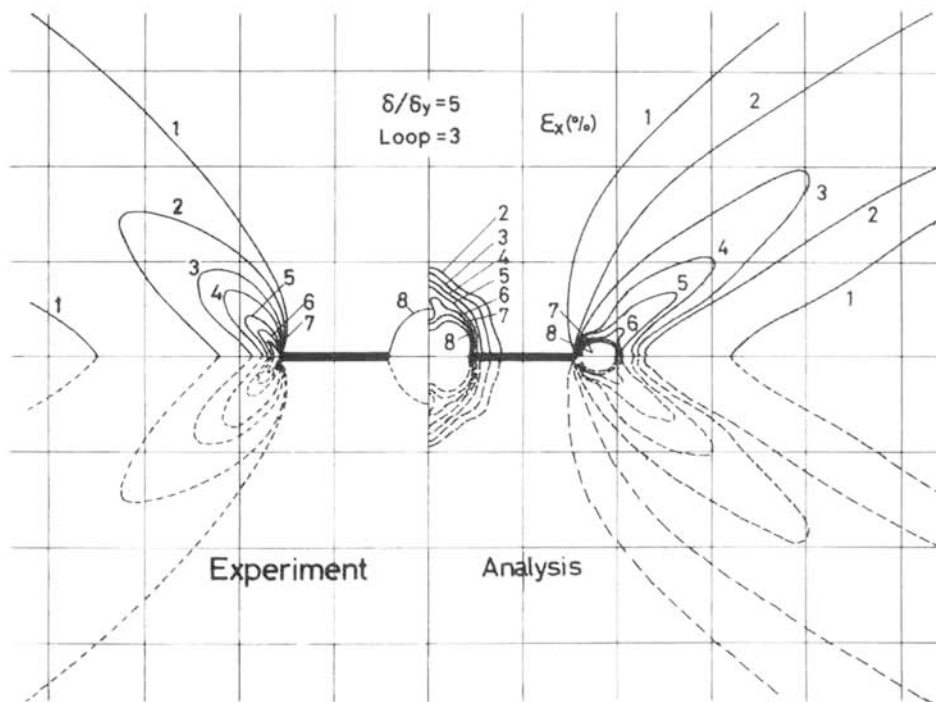


図 3.16 繰返し荷重時歪分布 (3 サイクル最大変位時)

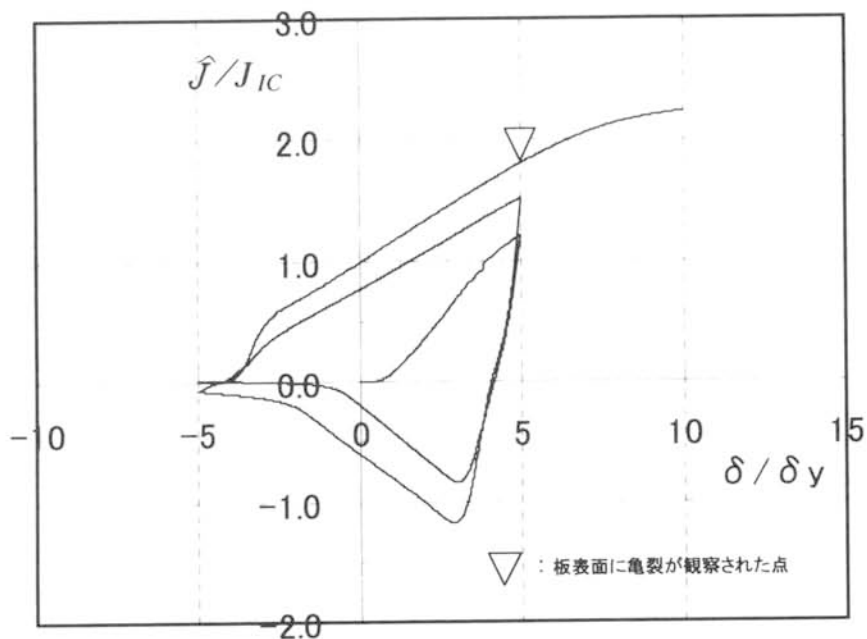


図 3.17 \hat{J} 積分—変位関係

表 3.3 切り欠き先端曲率半径の J_{IC} 値に与える影響

| 切り欠き導入法 | 疲労亀裂 | ワイヤカット* ¹ | | 機械切り欠き* ² | |
|------------------|------|----------------------|-------|----------------------|-----|
| 切り欠き先端半径 (mm) | 0 | 0.025 | 0.075 | 0.275 | 0.5 |
| J_{IC} (kg/cm) | 500 | 510 | 580 | 測定不能 | |

板厚 22mm SM50A コンパクトテンション試験片

*1 切り欠き先端形状：半円形

*2 切り欠き先端形状：四角形

3. 5 まとめ

切り欠きを有する構造用鋼材が塑性域に及ぶ繰返し力を受けた場合の初期の延性亀裂進展に対する破壊パラメタとして J 積分を取り上げ、まず、中央切欠き試験片に対して有限要素法による繰返し弾塑性解析および載荷実験を行い、繰返し塑性域における初期の延性亀裂進展に J 積分が適用可能であることを明らかにした。

さらに、 J_{IC} 破壊靱性試験を実施した、近接した2つの切り欠きを有する構造用鋼材に対して、繰返し弾塑性解析と繰返し載荷実験を行い、 J 積分を用いた下式により初期の延性亀裂進展を推定できることを示した。

$$J \geq J_{IC}$$

ここで、今回行った J 値が 300kg/cm で3回程度の繰返し塑性履歴を超えるような、切り欠き先端の破壊領域に損傷が起る場合には、それを考慮した限界 J 値を考える必要があると考えられる。

また、繰返し載荷時の初期の延性亀裂進展は、今回行った J 値が 300kg/cm で3回程度の繰返し塑性履歴で、切り欠きの開閉などに起因する切り欠き先端の破壊領域の損傷による靱性劣化が無視できる場合には、荷重-変位関係及び J 積分値-変位関係の単調化スケルトン曲線により、単調載荷と同様に評価できると推察される。

参考文献

- 3.1)岸本喜久雄, 青木 繁, 坂田 勝: き裂進展挙動を記述するための破壊パラメータについて, 日本機械学会論文集(A編), 46 巻 410 号, pp.1049~1061, 昭和 55 年 10 月
- 3.2)岸本喜久雄, 青木 繁, 竹内則康, 坂田 勝: \int 積分の有限要素解析における計算精度の検討, 日本機械学会論文集(A編), 54 巻 504 号, pp.1623~1628, 昭和 63 年 8 月
- 3.3)JSME S001-1992 (弾塑性破壊靱性 J_{IC} 試験方法 増補第 1 版)、日本機械学会、1992 年 2 月
- 3.4)JSME S001-1981 (弾塑性破壊靱性 J_{IC} 試験方法)、日本機械学会、1981 年 9 月
- 3.5)藤本盛久, 青木博文, 中込忠男, 細沢治: 試験体切断による J_{IC} 値決定法の検討, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.1175~1176, 昭和 51 年 10 月
- 3.6)Hutchinson, J. W.: Plastic stress and strain fields at a crack tip, Journal of the Mechanics and Physics of Solides, 16, pp.337~347, 1968
- 3.7)Rice, J. R. and Rosengren, G. F. :Plastic strain deformation near a crack tip in a power-law hardening material, journal of the Mechanics and Physics of Solids, 16, pp.1~12,1968
- 3.8)町田賢司, 菊池正紀, 宮本博: CCT試験片の板厚効果に関する研究, 日本機械学会論文集, 51 巻 467 号, pp.1845~1851, 昭和 60 年 7 月
- 3.9)藤本盛久, 中込忠男, 山田丈富: 繰返し力を受ける鋼構造接合部の力学的挙動に関する非線形破壊力学的研究 (その 2・繰返し力を受ける鋼構造接合部の亀裂発生の \int 積分による定量的把握), 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.1765~1766, 1981 年 9 月
- 3.10)山田丈富: 繰返し力を受ける予亀裂を有する鋼材の破壊挙動に関する研究, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.1095~1096, 1994 年 9 月

第 4 章

繰返し塑性履歴を受けた 構造用鋼材の破壊靱性への適用

第4章 繰返し塑性歪を受けた構造用鋼材の破壊靱性への適用

4.1 はじめに

3章では、繰返し塑性歪履歴を受ける構造用鋼材の初期亀裂進展に対して J 積分による破壊条件が適用できることを検証した。その際、繰返し载荷の J 積分-歪曲線を単調化スケルトン曲線により単調履歴と同様に評価できることを考察した。

本章では、3章までに示した破壊解析手法の適用例として、繰返し塑性歪を受けた鋼材の破壊靱性値の変化を取り上げ、繰返し塑性歪を受けた鋼材および溶接部に対する CTOD 試験とそれを模擬した欠陥率を 5%と 25%の 2種類とした中央切り欠き試験片モデルに対する数値解析を行い、繰返し塑性歪履歴を受けた後の構造用鋼材の破壊靱性値の変化に対する考察を行った。

4.2 載荷実験による破壊靱性の変化の把握

4.2.1 はじめに

種々の繰返し塑性履歴を与えた SM490A 鋼材に対して、破壊靱性を評価する材料試験の 1 つである CTOD 試験を行ない、繰返し塑性履歴が構造用鋼材の破壊靱性に与える影響を実験的に把握することを目的とした。

なお、試験片形状、載荷・測定・データ整理方法については、ASTM規格 E 1290^{4.2.1)}に従って行った。また、溶接協会の「き裂開口変位 (CTOD) 試験方法」^{4.2.2)}を参考にした。

なお、CTOD と J 積分の間には、下式の関係があり、本節で取り上げた限界 CTOD 値は限界 J 値 (破壊時の J 値、すなわち温度領域および試験片寸法に応じて J_C 、 J_m 又は J_{IC} 値) に換算できるものである。

$$CTOD = \frac{J}{\alpha\sigma_y} \quad \dots (4.2.1)$$

ここで、 α は平面応力状態で約 1、平面歪状態で約 2 となり、歪硬化指数にも依存する数値、 σ_y は材料の降伏点を示す。

4.2.2 実験概要

供試材は SM490A 材で、その機械的性質と化学成分を表 4.2.1 および表 4.2.2 に示す。

種々の塑性歪履歴を与える方法は、図 4.2.1 に示す四点曲げ試験体により行ない、その等曲げ区間のフランジに一様な歪を与えるものとした。

供試体は、この四点曲げ試験体の等曲げ区間となる両ダイアフラム間の上下フランジ材、及び荷重をしていない母材とそれを用いた CO₂ ガスシールドアーク溶接による溶接継手を用いた。溶接条件は、表 4.2.3 に示すとおりである。

以上の材料から、図 4.2.5 に示すような、厚さ 20 mm、高さ 20 mm、長さ 110 mm の中央部に切り欠きを加工した CTOD 試験片を、四点曲げ試験体のフランジでは図 4.2.2 に示す位置から切り出し（その位置における歪履歴は図 4.2.3 および図 4.2.4 に示す位置に貼付した歪ゲージによって計測した。）、疲労試験機を用いて切り欠き先端に疲労予亀裂を挿入した。そして 100 t 万能試験機によってローラースパン 80 mm の三点曲げ荷重形式である CTOD 試験を行った。荷重速度は静的に行い、試験温度はシャルピー衝撃試験の結果を基にして母材では -120°C、-90°C、-60°C、-30°C、0°C の 5 温度とし、試験中試験片の温度をそれらの ±2°C 以内になるように、液体窒素等で制御した。測定は、荷重、開口変位及び荷重線上の鉛直変位とし、脆性破壊または最大荷重時の CTOD 値を限界 CTOD 値とした。CTOD 試験の試験システム図を図 4.2.6 に示す。

4.2.3 結果及び考察

図 4.2.7 に未載荷の母材、H A Z、および溶着金属の遷移曲線を示す。横軸に温度、縦軸に限界 C T O D を表す。図下の記号の δm 、 δu 、 δc の添字は破壊形態を示し、それぞれ延性破壊、延性亀裂進展後脆性破壊、脆性破壊を示す。これより母材、H A Z、溶着金属の順で破壊靱性が低下していることが分かる。今回用いた素材および溶接部では、溶着金属の破壊靱性値が最も低く、脆性-延性遷移温度も母材で約 -70°C であるのに対し、溶着金属では約 110°C 高温側の約 40°C となっている。

表 4.2.4 に、C T O D 試験片加工前の塑性歪を、累積塑性歪と N スケルトン最大歪として示す。これらを基にして、以下の考察を行う。なお N スケルトン最大歪は、繰返し履歴を単調履歴に置き換える骨格 (スケルトン) 曲線法において、図 4.2.8 に示すようにマイナス履歴側の第一ループのバウジンガー領域を除いたものとして定義するものである。

図 4.2.9 に未載荷のもの及び単調載荷でほぼ同じ N スケルトン最大歪となっている 4 M 2 5 A、4 M 2 5 B、4 M 5 B の母材についての限界 C T O D - 温度関係を示す。これから、累積塑性歪の値が異なるにも拘わらず、N スケルトン最大歪が同じ単調載荷による歪を受けた試験体では、限界 C T O D 値はほぼ同じであることが分かる。

図 4.2.10 は、単調載荷と繰返し載荷を与えた試験体を比較するために、未載荷のもの、4 M 5 B、4 C 2、4 C 2 0 A、についての限界 C T O D - 温度関係を示したものである。単調載荷、繰返し載荷に拘らず、N スケルトン最大歪が同じものでは累積塑性歪の値が大きく異なっても、限界 C T O D 値はほぼ同程度になることが分かる。従って、破壊靱性への塑性歪履歴の影響は N スケルトン最大歪で表わすことができるものと考えられる。

次に、種々の塑性歪履歴のもの -60°C における C T O D 試験結果を N スケルトン最大歪について整理すると、図 4.2.11 のようになる。比較の温度は母材の遷移温度近辺のものを選択した。このように N スケルトン最大歪が大きくなると限界 C T O D が低下しており、本研究の材料の -60°C における限界 C T O D と N スケルトン最大歪の関係については、近

似式 (4.2.1) のような 1 次式で表わすことができる。

$$\delta_c = \delta_{c0} - 0.0794 \varepsilon_{NS} \quad \dots\dots (4.2.1)$$

δ_c : 限界CTOD(mm)

δ_{c0} : 塑性歪 0 %の時の限界CTOD(mm)

ε_{NS} : Nスケルトン最大歪 (%)

なお、相関係数は 0.73 であった。

表 4.2.1 供試材の機械的性質

| | 引張試験 | | | | 衝撃試験 (0°C) |
|--------|-----------------------------|------------------------------|------|-----------|----------------|
| | 降伏点 (N/mm ²) | 引張強さ (N/mm ²) | 降伏比 | 伸び (%) | 吸収エネルギー (J) |
| SM490A | 368 | 511 | 0.72 | 28 | 271 |
| YGW11 | 513 | 572 | 0.90 | 31 | 184 |

表 4.2.2 供試材の化学成分

| | 化学成分 (%) | | | | | | | | |
|--------|----------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|
| | C | Si | Mn | P | S | Ni | Cr | V | Ti |
| SM490A | 0.15 | 0.360 | 1.360 | 0.014 | 0.003 | 0.010 | 0.010 | 0.035 | - |
| YGW11 | 0.050 | 0.710 | 1.600 | 0.013 | 0.008 | - | - | - | 0.200 |

表 4.2.3 溶接条件

| パス数 | 電流(A) | 電圧(V) | 速度 (cm/min) | 入熱 (J/cm) |
|-----|---------|-------|-------------|---------------|
| 1~2 | 380~400 | 42~43 | 40~43 | 23,900~24,000 |
| 3~7 | 400~420 | 43~44 | 35~40 | 29,500~27,700 |

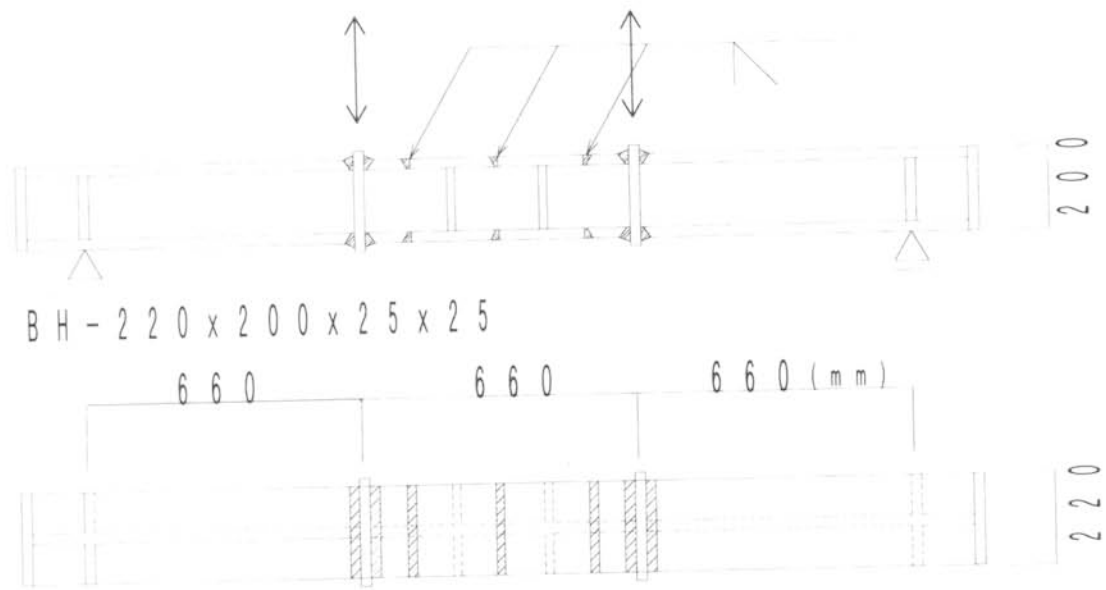


図 4.2.1 梁曲げ試験体

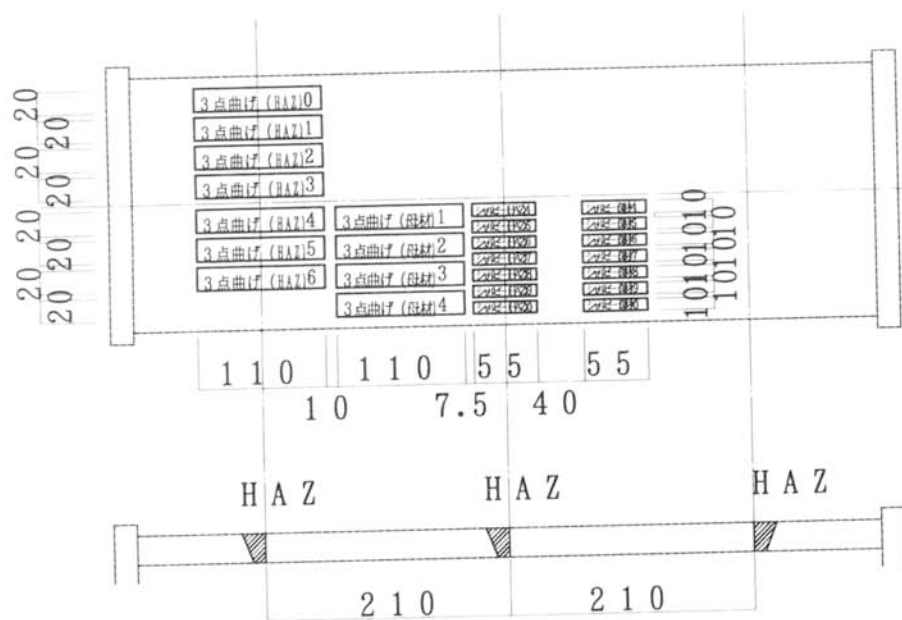


図 4.2.2 CTOD 試験片切り出し位置

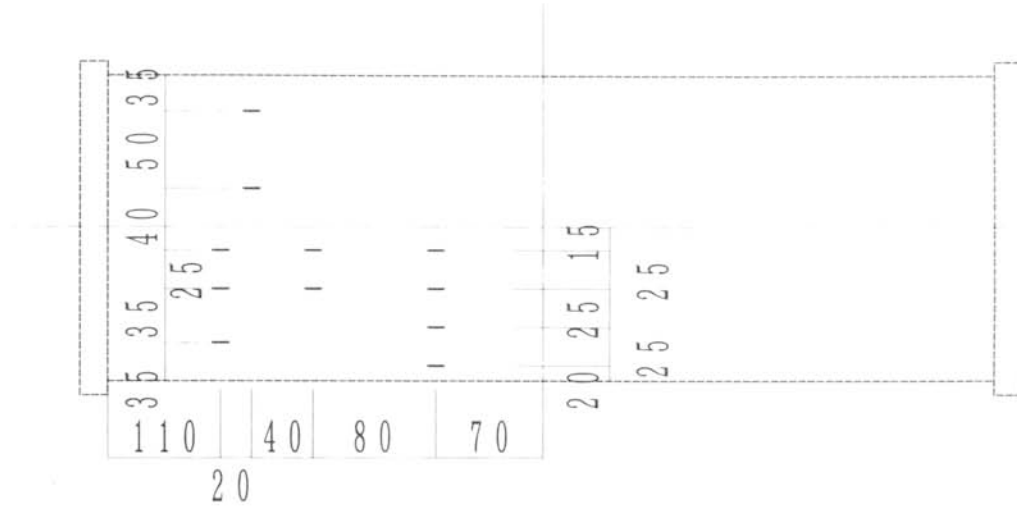


図 4.2.3 歪ゲージ貼付位置 (上フランジ)

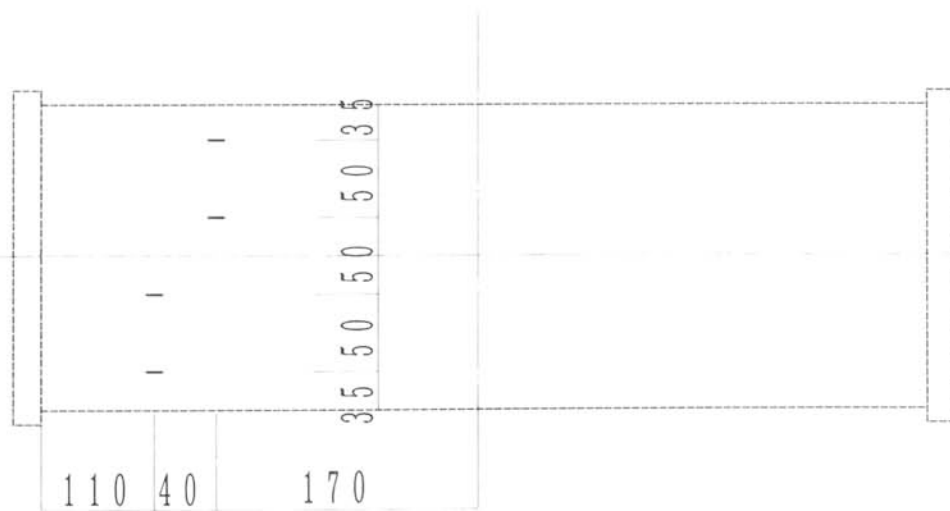


図 4.2.4 歪ゲージ貼付位置 (下フランジ)

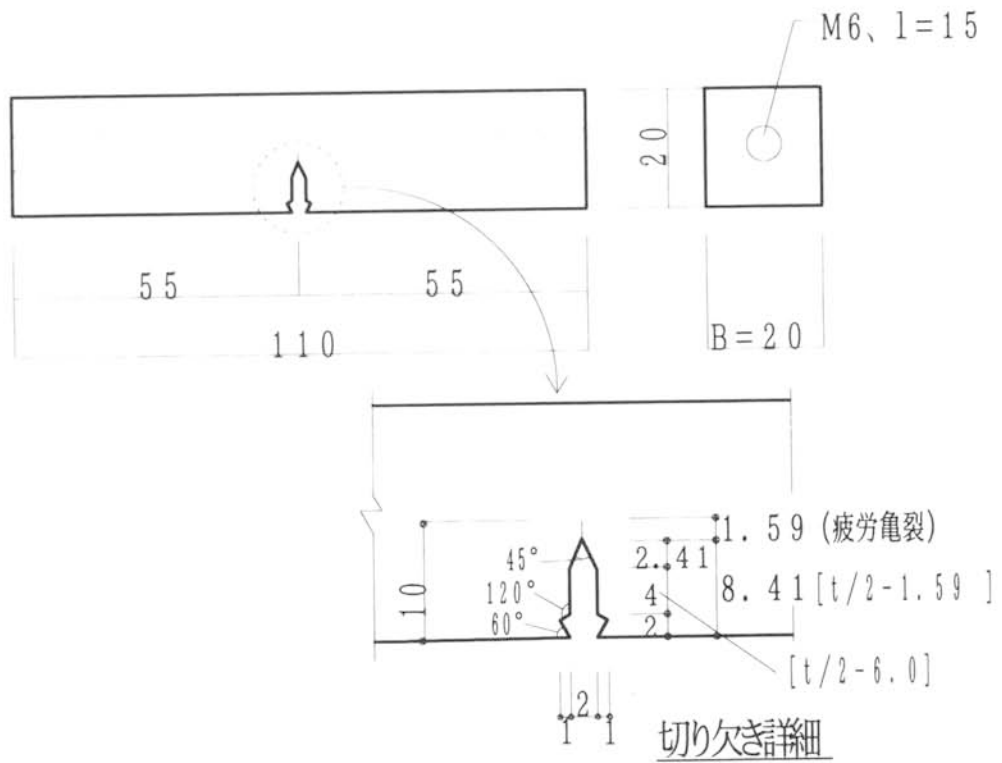


図 4.2.5 CTOD試験片

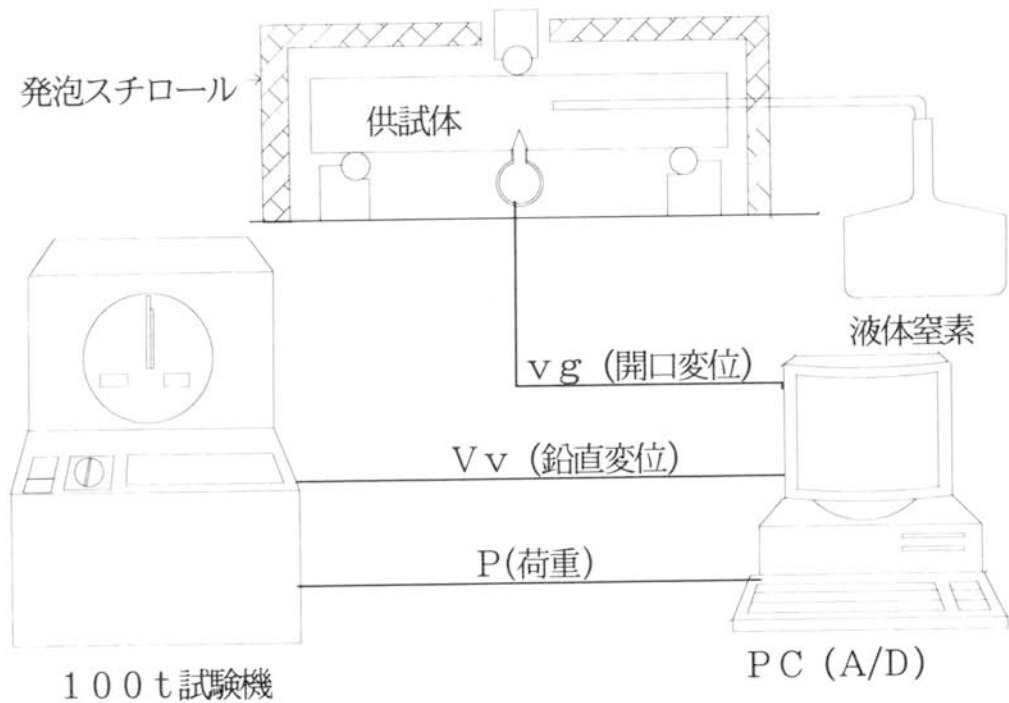
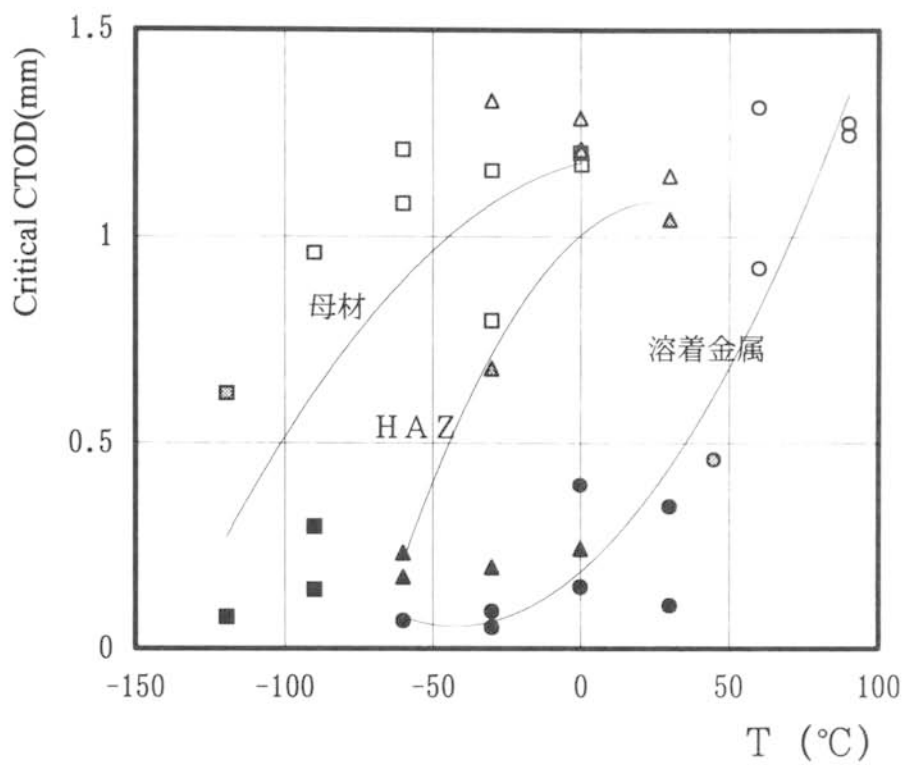


図 4.2.6 試験システム



| | δm | δu | δc |
|------|------------|------------|------------|
| 母材 | □ | ▣ | ■ |
| HAZ | △ | ▴ | ▲ |
| 溶着金属 | ○ | ◐ | ● |

図 4.2.7 母材、HAZ、溶着金属の限界CTOD-温度関係

表 4.2.4 試験片加工前の塑性歪

| 試験体名 | 累積塑性歪 (%) | | Nスケルトン最大歪(%) | |
|-------|-----------|--------|--------------|-------|
| | 上フランジ | 下フランジ | 上フランジ | 下フランジ |
| 4M25A | 4.25 | -4.38 | 2.40 | -2.48 |
| 4M25B | 2.13 | -2.15 | 2.43 | -2.43 |
| 4M5A | 9.40 | -9.05 | 4.68 | -4.60 |
| 4M5B | -6.15 | 10.13 | -2.63 | 3.78 |
| 4C1 | 12.20 | -15.33 | 1.65 | -1.85 |
| 4C2 | 22.55 | -33.40 | 3.88 | -4.55 |
| 4C20A | 50.85 | -66.63 | 3.95 | -4.20 |
| 4C3 | 2.50 | -0.51 | 5.18 | -4.15 |
| 4C1-5 | 16.48 | -23.05 | 4.55 | -5.20 |

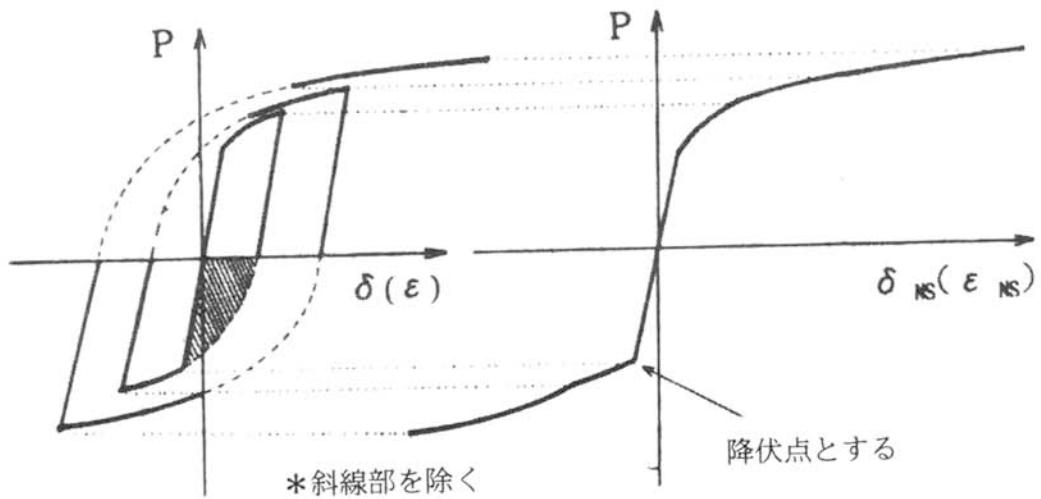


図 4.2.8 Nスケルトン算出方法

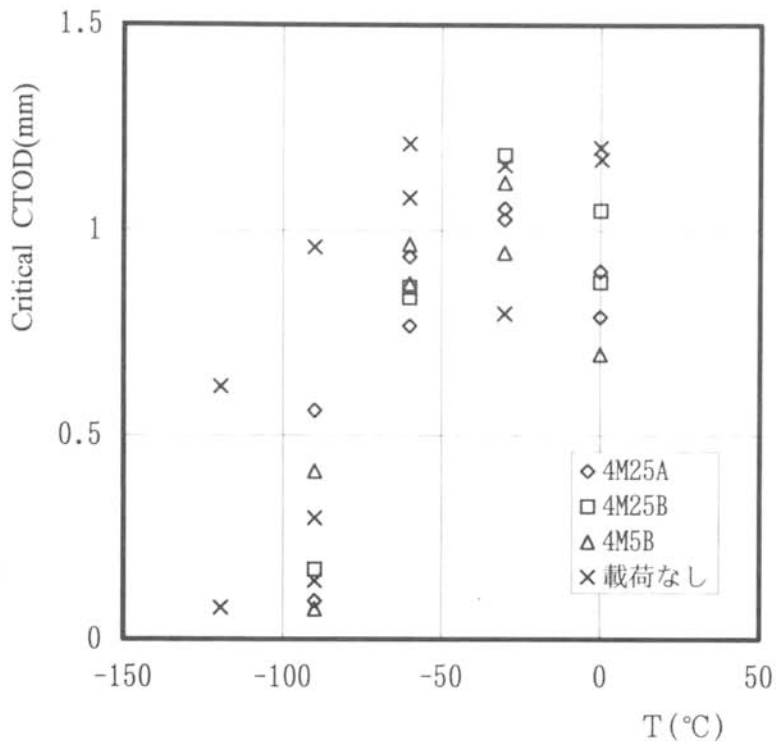


図 4.2.9 限界CTOD-温度関係 (単調載荷)

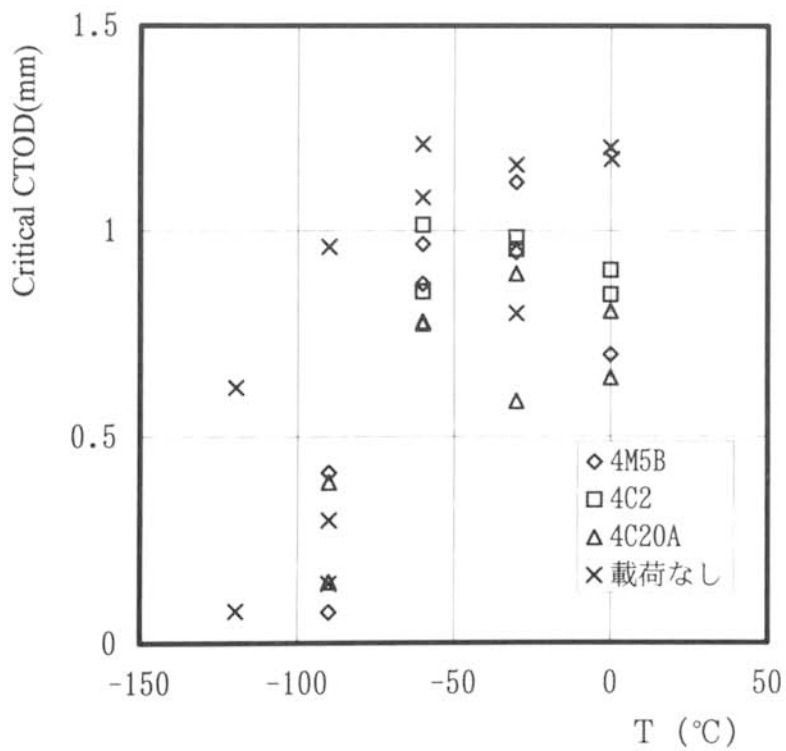


図 4.2.10 限界CTOD-温度関係 (繰返し載荷)

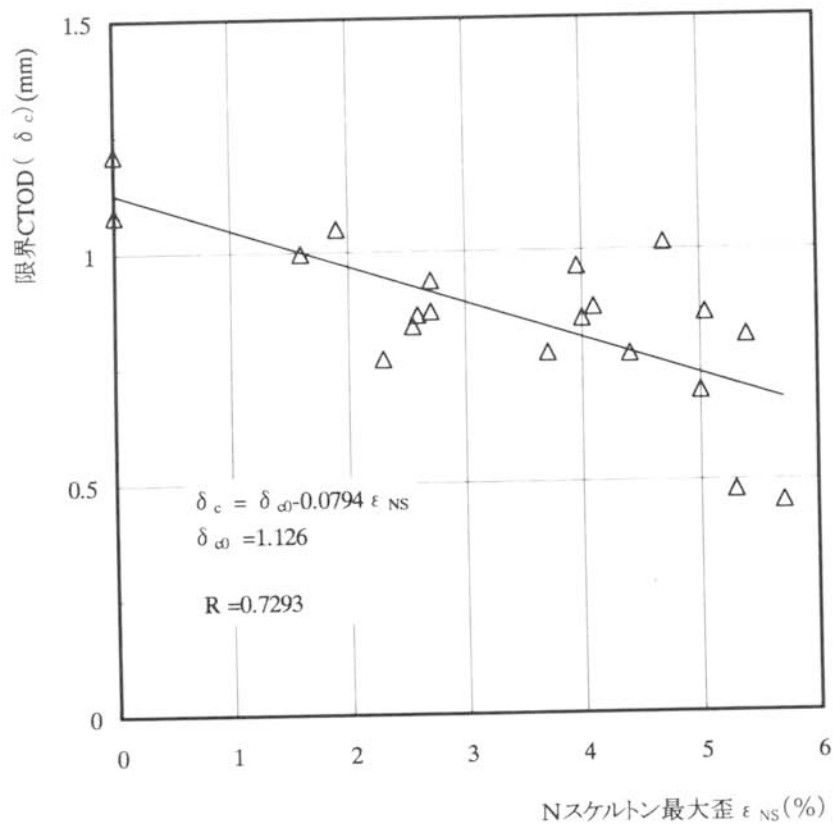


図 4.2.11 限界CTOD—スケルトン最大歪関係 (-60°C)

4.3 予歪を受けた欠損率25%の切り欠きを有する構造用鋼材の破壊解析

4.3.1 はじめに

繰返し塑性履歴を受けた鋼材の破壊靱性値（限界 CTOD 値）が履歴曲線をスケルトン曲線で評価したNスケルトン最大歪と相関のあることを前節で明らかにした^{4.3.1)}。しかし、切り欠き先端の応力歪状態の変化と切り欠き先端前方部の組織自体の破壊靱性値の低下の両方を含めた効果として捉えている。

本節では、前者（繰返し塑性履歴による切り欠き先端の応力歪状態の変化）の効果について把握する為に、まず、切り欠きがない状態で塑性予歪を与えた場合の欠陥率の大きいスリット状切り欠きを有する構造用鋼材について、前章で有効性を検証した破壊解析手法を用いて考察を行なった。

4.3.2 解析概要

本節の解析では、厳密には4.2節で行ったCTOD試験と同様の3点曲げモデルで行う必要があるが、解析の簡便さから中央切り欠き試験片モデルによった。

図4.3.1に示す幅中央に長さ10mmのスリット状の切り欠きを有する厚さ9mm、幅40mmの鋼板を解析対象とした。解析モデルは図4.3.2に示すように、形状の対称性から解析対象の1/4部分とした。このモデルに対して三角形定歪要素を用いた弾塑性有限要素法による数値解析を行った。

予歪量は鋼板全体に一樣な引張り歪とし、0%、1%、3%、5%の4種類とした。解析手順は、先ず切り欠きの無い平滑材にこれらの引張り歪を与え、除荷した時の応力・歪状態を切り欠き材の初期状態に設定し、その後単調に引張り荷重を与えた。解析に使用した応力歪関係は、2章で提唱した多軸応力状態で繰返し载荷に対応できる重曲面法モデルによるもので、前述の平滑材の解析と切り欠き材の解析を同一の応力歪モデルを用いて連続して行った。解析に用いた繰返し応力歪関係の解析用のパラメタを表4.3.1に示す。

また、同時に、破壊パラメタである J 積分を計算した。積分経路は切り欠きまわりに3経路とり、それらを平均したものを代表値とした。さらに、ローカルフラクチャークライテリアにおけるRKRモデル^{4.3.2)}で用いられる切り欠き(亀裂)前方の切り欠きに垂直な方向の応力 σ_{yy} についても計算を行った。

4.3.3 解析結果および考察

図 4.3.3 に、各予歪の荷重—変位関係を示す。これから、予歪が大きいほど同一変位時の荷重が大きくなっているが、履歴の全体形状はほとんど同じであることが分かる。

図 4.3.4 に、 \hat{J} 積分値と変位（標点 60mm）の関係を示す。これから、変位の大きいところで予歪の影響が出てきており、予歪が大きいほど同一変位時の \hat{J} 積分値が高くなっている。これは、 \hat{J} 積分の限界値（ J_{IC} 値）が予歪量により低下すると考えず、一定値と仮定すると、予歪が大きいほど小さい変位時に延性亀裂が発生・進展すると考えることができる。

図 4.3.5 は、切り欠き先端の要素の切り欠きに垂直な方向の応力(σ_{yy})とそれと同じ方向の塑性歪(ε_p)の関係を示したものである。切り欠き先端は多軸応力状態となるが、予歪を与えた後の応力歪履歴は、見かけ上降伏した後は予歪を与えない履歴曲線とほぼ同一になっている。

ここで、残留歪のある場合に適用できるように簡略化した \hat{J} 積分は、3章で示した(3.4)式とおなじ下式で表される。

$$\hat{J} = \int_{\Gamma_0} \left[W_e n_1 - T_i \frac{\partial u_i}{\partial x_1} \right] d\Gamma + \iint_A \sigma_{ij} \frac{\partial \varepsilon_{ij}^p}{\partial x_1} dA \quad \dots\dots (4.3.1)$$

ここで、 W_e は弾性歪エネルギー密度、 Γ_0 は破壊領域を含む任意の領域を囲んで亀裂の下面から上面に向う積分経路を示す。 ε_{ij}^p は塑性歪を示す。

この式の第2項から分かるように、塑性歪は歪勾配として与えられており、今回のように予歪の歪勾配が無い場合には、予歪によって変化した応力歪関係の履歴形状にのみ \hat{J} 積分が影響されると言える。したがって、前述の図4.3.4に示した \hat{J} —変位関係の予歪による差は、図4.3.5のように変化した応力歪関係の形状の違いの影響によるものと言える。

図 4.3.6 は、ローカルフラクチャークライテリアにおける RKR モデルで用いられる切り欠き（亀裂）前方の切り欠きに垂直な方向の応力 σ_{yy} の最大値（本解析では切り欠き先端の要素の値）と変位の関係を示す。これから、予歪量が大きいほど同一変位時の σ_{yy} が大きい

ことが分かる。 σ_{yy} の値が限界へき開応力 σ_e に達するとへき開破壊が起こるというクラ
テリアを用いると、脆性破壊に関しても予歪が大きいほど発生し易くなることが言える。

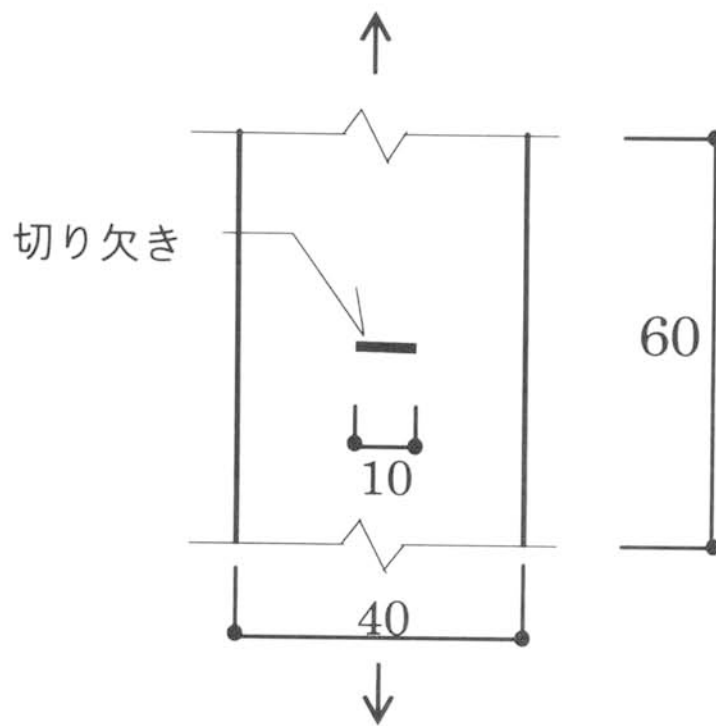


図 4.3.1 解析対象

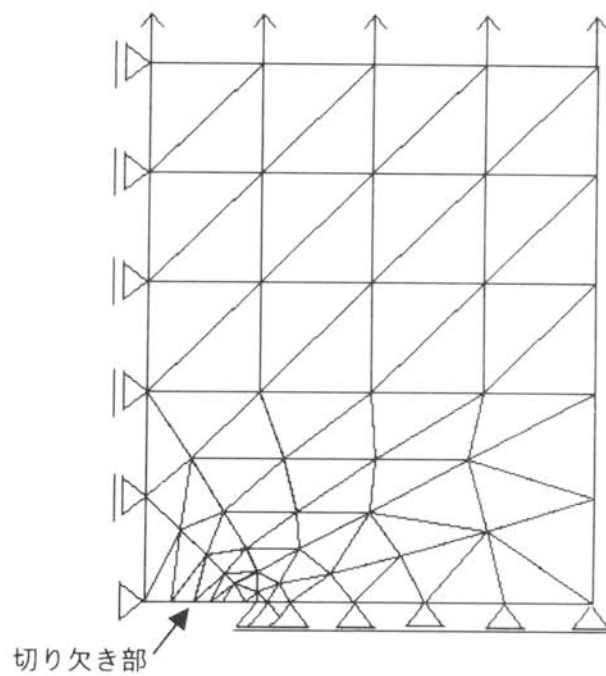


図 4.3.2 解析モデル

表 4.3.1 解析用応力-歪関係パラメタ (重曲面法)

| 鋼種 | σ_y (tf/cm ²) | ε_{st} (%) | σ_{in}^B (tf/cm ²) | E^B (tf/cm ²) |
|-------|-------------------------------------|---------------------------|--|--------------------------------|
| SS400 | 2.76 | 1.80 | 4.31 | 3.03 |

σ_y : 降伏点

ε_{st} : 歪硬化開始時歪

σ_{in}^B : 境界曲面の初期値

E^B : 境界曲面の傾き

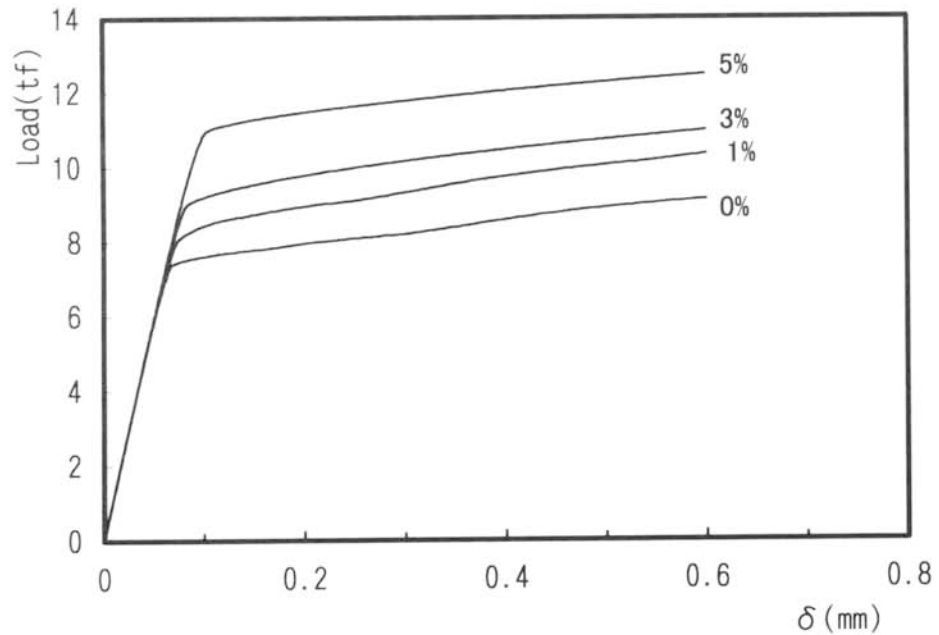


図 4.3.3 荷重-変位関係

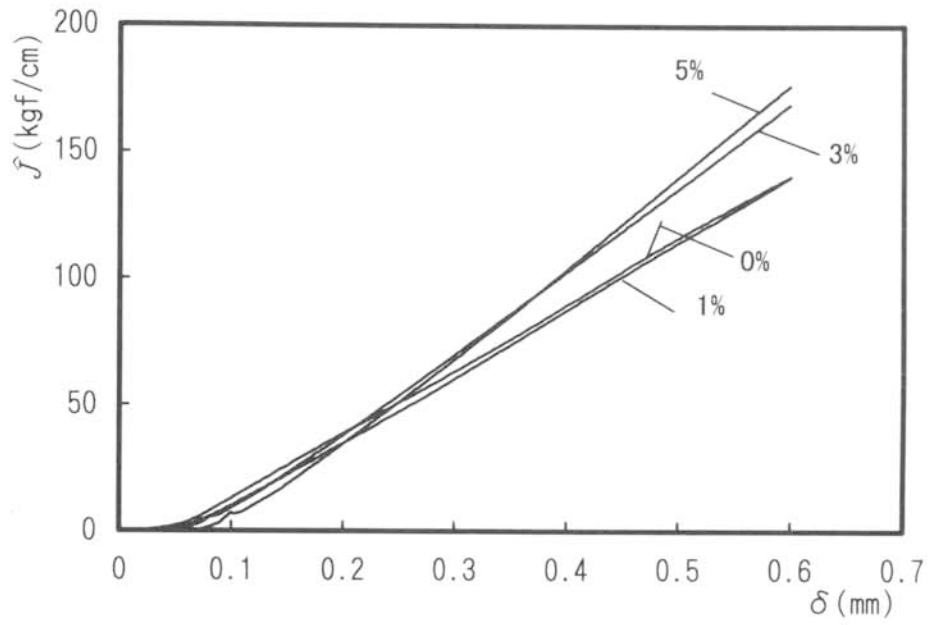


図 4.3.4 \hat{J} -変位関係

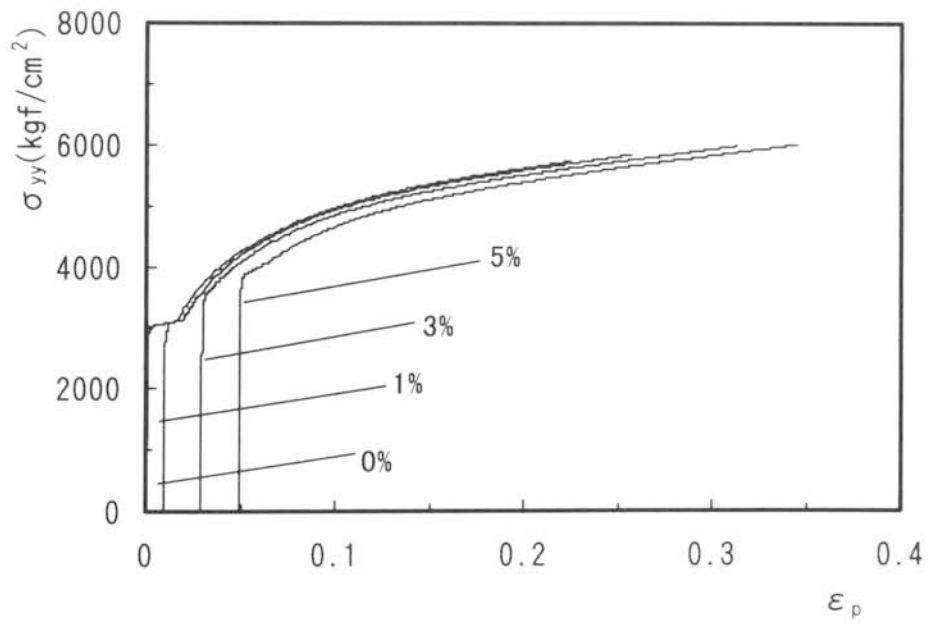


図 4.3.5 $\sigma_{yy} - \epsilon_p$ 関係

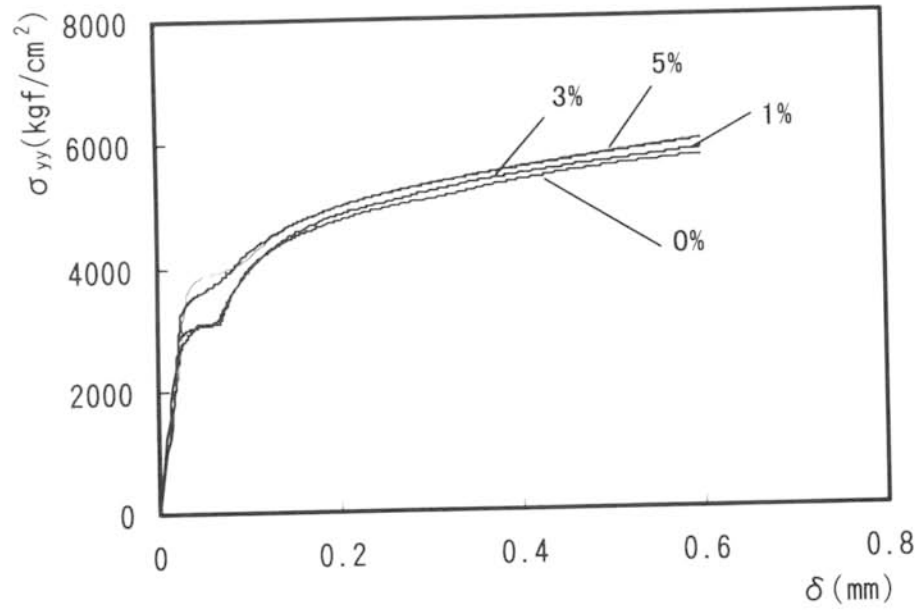


図 4.3.6 σ_{yy} -変位関係

4.4 予歪を受けた欠損率5%の切り欠きを有する構造用鋼材の破壊解析

4.4.1 はじめに

前節では、予歪を受けた板幅中央に欠陥率の大きい（25%）切り欠きを有する構造用鋼材について、3章で有効性を検証した破壊解析手法を用いて、切り欠きがない状態で与えた予歪による応力歪曲線の変化が破壊靱性に影響を与えることを明らかにした。

本節は、実際の梁フランジ端部を想定して欠陥率の比較的小さい（5%）場合の破壊に関して、同様の破壊解析手法を適用し、考察を行った。

また、比較の為に、切り欠きのある状態で予歪を与えた場合の検討も行った。

4.4.2 解析概要

解析対象は、50_{kg}鋼の梁フランジ端を単純にモデル化したもので、図 4.4.1 に示すように、幅中央に長さ 1cm のスリット状の貫通切り欠きを有する、幅(B) 20cm、長さ 1.25B (25cm) の引張り側フランジで、対称性から幅方向を 1/2 としたものである。なお、フランジ板厚は単位厚さ (1cm) とした。欠陥面積の全断面積に占める割合は 5% である。このモデルに対して平面応力問題として三角形定歪要素を用いた弾塑性有限要素法による数値解析を行った。

解析ケースは、表 4.4.1 に示すように歪履歴を変化させた 4 ケースとした。Monotonic は歪履歴の無い状態で単調に引張るもの、3% pre-strain は、切り欠きの無いフランジの長手方向に一律な 3% の引張り予歪がある状態から切り欠きを入れて単調に引張るもの、6% pre-strain は切り欠きの無いフランジの長手方向に一律な 3% の引張り予歪がある状態から切り欠きを入れて単調に引張るものである。3% cyclic は切り欠きがあるモデルで 3% まで一旦引張り载荷し、除荷後再度単調に引張るもので、切り欠きがある状態で予歪を与えた場合に相当する。

解析に使用した応力歪関係は、多軸応力状態で繰返し载荷に対応できる重曲面法モデルによるもので、前述の切り欠きの無いモデルと切り欠きのあるモデルの解析には同一の応力歪関係を用いて連続して行った。解析に用いた応力歪関係の解析用のパラメタは SM490 を想定して、表 4.4.2 に示す値を用いた。

また、同じに破壊パラメタである J 積分を計算した。積分経路は図 4.4.2 に示すように、切り欠きまわりに 3 経路とり、それらを平均したものを代表値とした。

4.4.3 解析結果および考察

図 4.4.3 に、各歪履歴の荷重—変位関係を重ねて示す。これから、予歪が大きいほど全体の降伏荷重が上昇すること、3%の一方方向繰返しでは、単調引張りのものと完全に履歴曲線が重なることが分かる。なお、解析で得られた値は、図 4.4.1 の解析モデルで得られた値をそのまま用いている。

図 4.4.4 に、荷重—歪関係を示す。歪は切り欠き位置と反対側端の荷重をかけているフランジ端における歪である（図 4.4.1 参照）。これより、切り欠きからフランジ幅の 1.25 倍離れたところでは、切り欠きによる歪集中や歪の乱れの影響が無いことが分かる。

図 4.4.5 は、 \int 積分値と歪の関係を示す。ここで用いた歪は、前述の歪と同じ位置のものであるが、予歪の値も含めた値としている。これから、3%の一方方向繰返し歪のものは、除荷部を除けば歪履歴の無いものとほとんど一致している。また、一様な予歪を与えたものは、歪履歴を与えないのもあるいは一方方向繰返しのものと比べ、同じ歪の時の \int 値が小さくなっている。すなわち、歪履歴の無い初期状態から考えれば、切り欠きの無い状態で歪履歴を受けた場合より、切り欠きのある状態で歪履歴を受けた場合の方が、延性亀裂が発生・進展し易いことが言える。さらにこれより、切り欠きのある状態で塑性履歴を受けた場合は \int - ε 曲線をスケルトン化することにより、単調の場合の \int - ε 曲線、すなわち J - ε 曲線と一致することが分かる。また、切り欠きの無い状態で塑性履歴を受けた場合は、スケルトンによる方法では \int 値（スケルトン化した場合の J 値）を過大評価してしまっていることが分かる。

図 4.4.6 は、予歪履歴を与えた後の歪値を歪の原点として図 4.4.4 を書き直したものである。これより、一様な予歪を与えると \int 値が大きくなることが言える。これは、前節の欠陥率の大きな場合の結果^{4.4.2)}より明らかに差が大きくなっており、欠陥率が小さい為、塑性域の広がりや素材の降伏棚の影響などがでたものと推定される。また、一方方向繰返しのものは、今回の解析条件では、6%の一様な予歪を与えたものと同程度の \int 値となった。

また、仮にへき開破壊（脆性破壊）に関する破壊靱性値 J_c 値を400kg/cmと仮定すると、予歪無しの場合平均歪が約5.7%で脆性破断することになる。予歪が3%では、予歪無しの場合の2/3の平均歪（約3.7%）で脆性破断することになる。予歪が6%では、予歪無しの場合の1/3の平均歪（約2%）で脆性破断することになる。切り欠きがある状態での予歪が3%では、予歪6%とほぼ同様な結果となる。

ここで、予歪を与えた状態で破壊靱性試験を行ったとすると、4.2節で求めた限界CTOD値のように破壊靱性値は低下することになる。本節の \int 積分による破壊解析の結果に対して、予歪履歴を考慮した J_c 値を400kg/cmと仮定し、そこで亀裂が発生するものとし、P- δ 曲線から予歪後の状態での見かけ上の限界J値を逆算してみる。

中央切り欠き試験片に対して試験片の荷重-変位関係から破壊パラメータを計算する簡便式として、Riceら^{4.4.3)}が次式を提案している。

$$J = G + \frac{2}{Bb_0} \left(\int_0^\delta Pd\delta - \frac{1}{2}P\delta \right) \dots (4.4.1)$$

ここで、 G はGriffithによるエネルギー解放率（平面応力の場合 $G=K_1^2/E$ ）、 B は試験片の厚さ、 b_0 はリガメント長さ、 P は荷重、 δ は変位を示す。

解析によるP- δ 曲線より上式(4.4.1)を求め、さらに4.2節のCTOD試験結果を(4.2.1)式で換算して、まとめたものが、図4.4.7である。縦軸は予歪後の見かけ上の限界J値を予歪0%の時の限界J値で無次元化した値、横軸は予歪（CTOD試験ではNスケルトン最大歪）である。

これより、本節の解析結果は、4.2節で示したCTOD試験での予歪量と限界CTOD値の関係の下限付近となっており、予歪後の状態での J_c 値が低下することと、予歪前の状態を初期値と考え予歪履歴により破壊パラメータが増大することが同一の現象を表しているものと推察される。

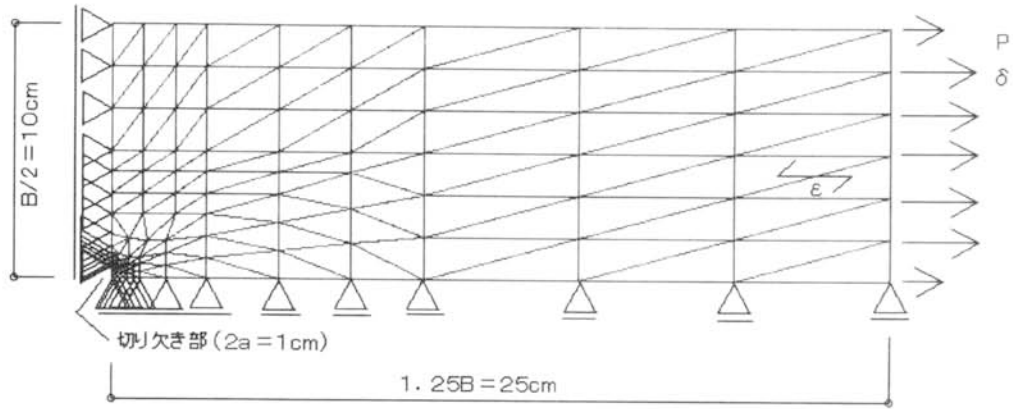


図 4.4.1 解析モデル

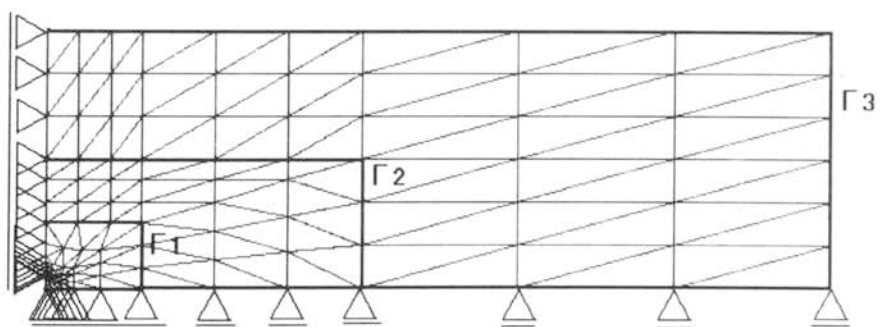


図 4.4.2 積分経路

表 4.4.1 解析ケース

| 歪履歴 | 記号 |
|------------|---------------|
| 無し | Monotonic |
| 3% 予歪 | 3% pre-strain |
| 6% 予歪 | 6% pre-strain |
| 3% 一方向繰返し歪 | 3% cyclic |

表 4.4.2 解析用応力-歪関係パラメタ (重曲面法)

| 鋼種 | σ_y (tf/cm ²) | ϵ_{st} (%) | σ_{in}^B (tf/cm ²) | E^B (tf/cm ²) |
|-------------------|-------------------------------------|------------------------|--|--------------------------------|
| 50 [*] 鋼 | 3.30 | 1.50 | 4.50 | 9.00 |

σ_y : 降伏点

ϵ_{st} : 歪硬化開始時歪

σ_{in}^B : 境界曲面の初期値

E^B : 境界曲面の傾き

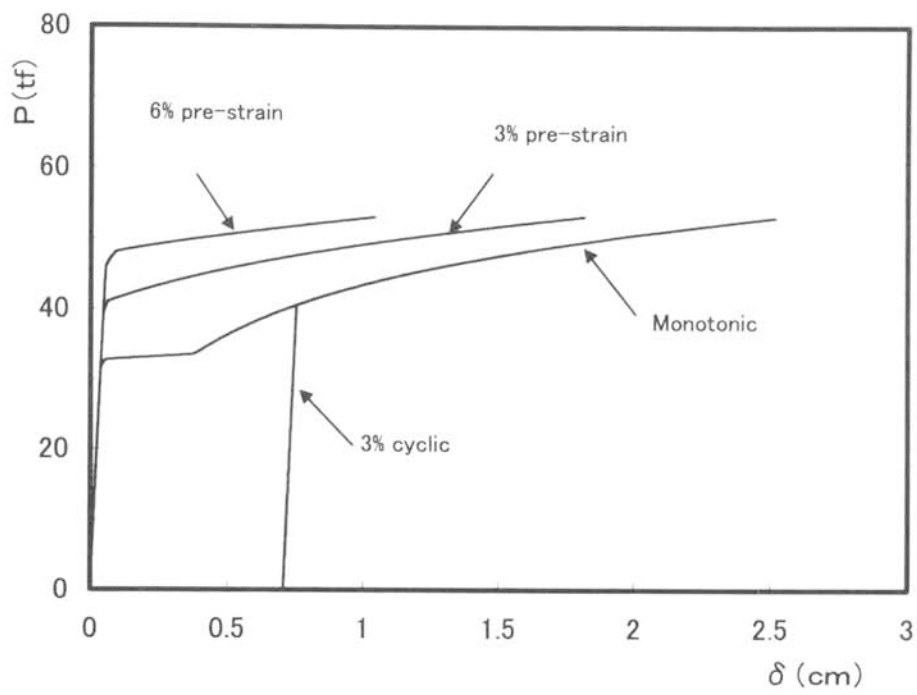


図 4.4.3 荷重-変位関係

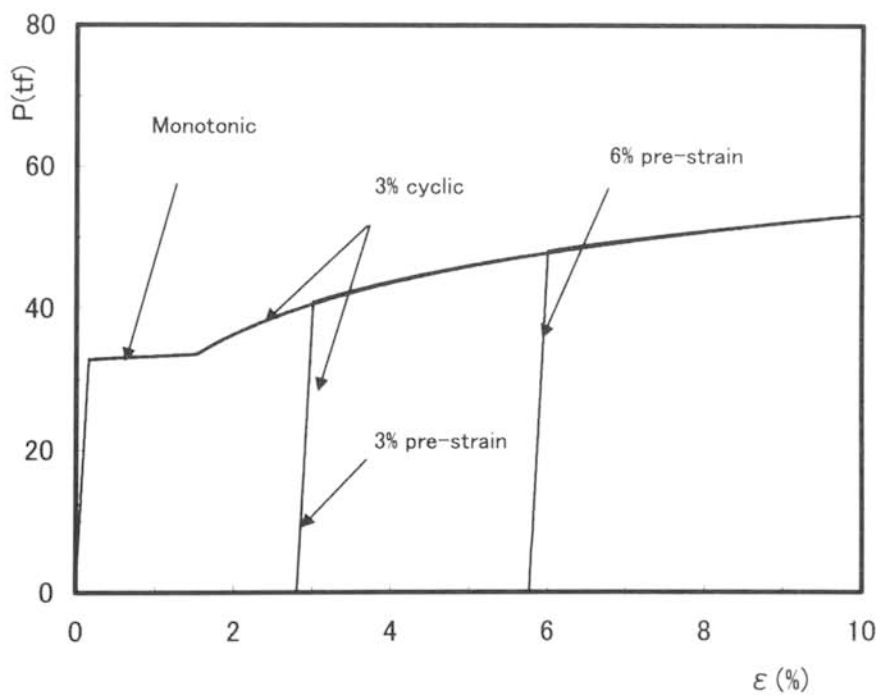


図 4.4.4 荷重-歪関係

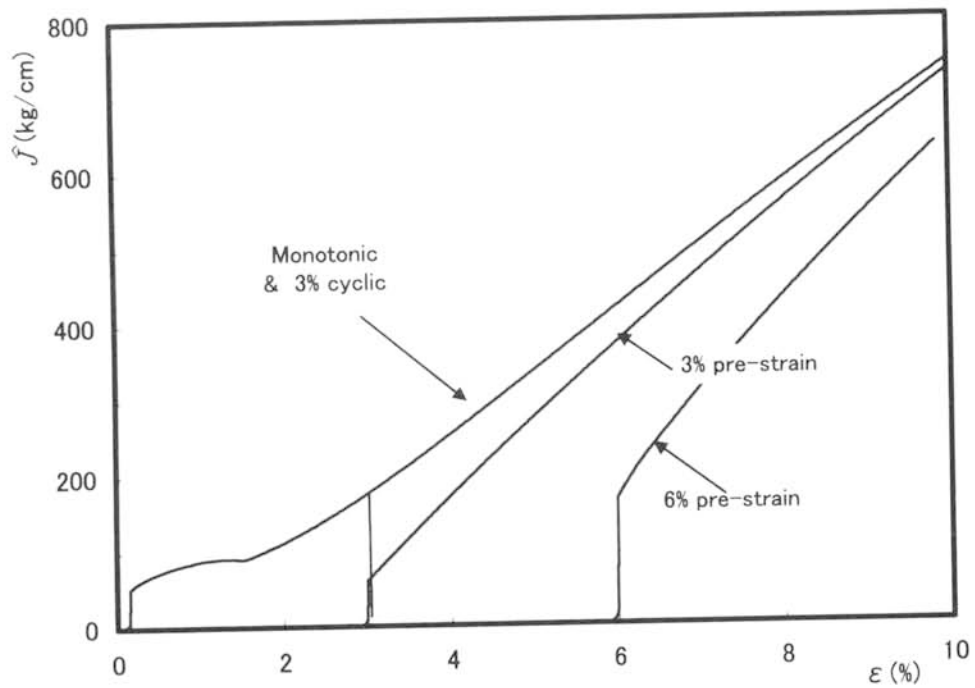


図 4.4.5 $\bar{\sigma} - \epsilon$ 関係

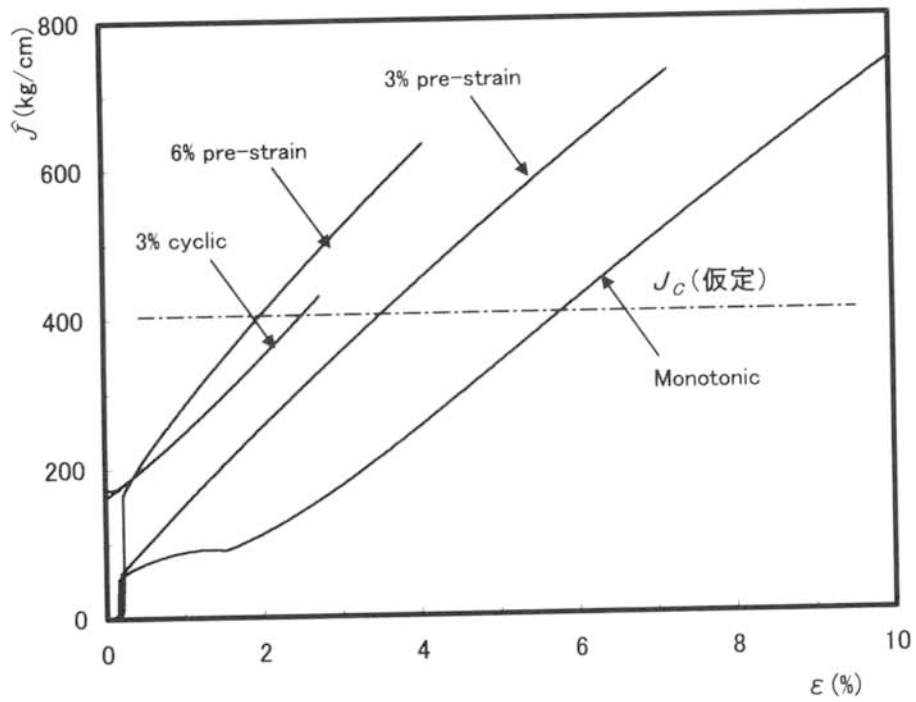


図 4.4.6 $\bar{\sigma} - \epsilon$ (予歪後の歪)関係

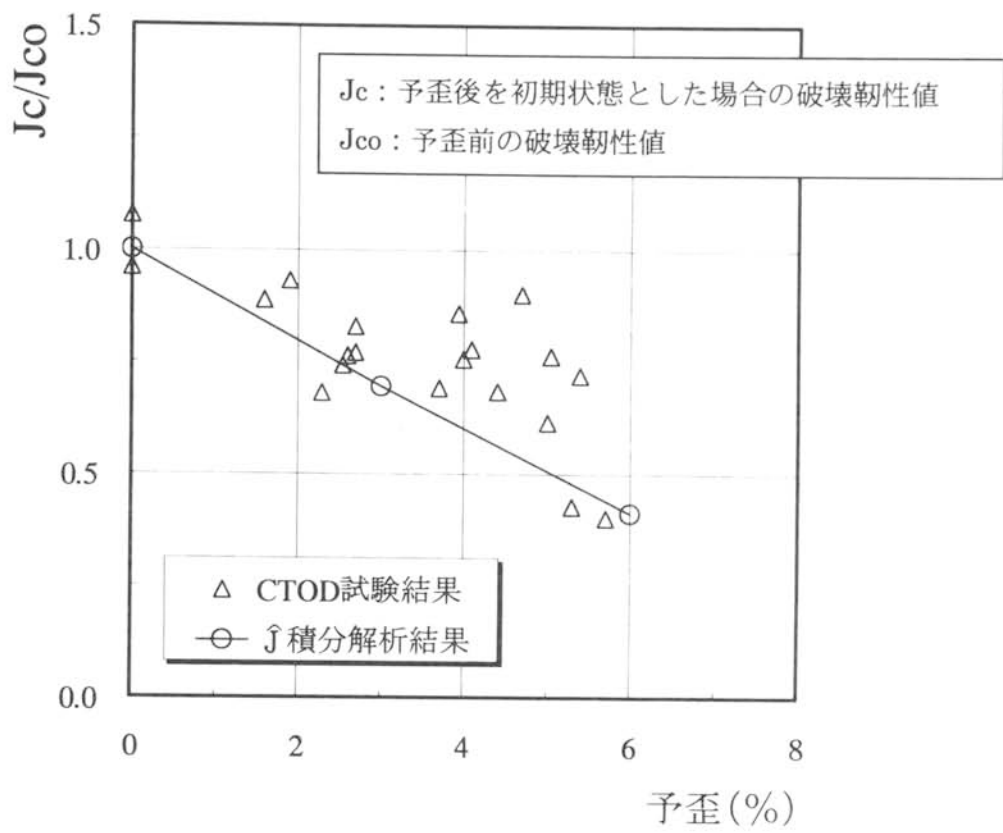


図 4.4.7 J_c/J_{co} - 予歪関係

4.5 まとめ

塑性履歴を受けた構造用鋼材に対して、3章で有効性を検証した破壊解析手法を適用し、塑性歪を受けた構造用鋼材の破壊靱性値の変化について考察を行った。その結果を以下に示す。

SM490A 鋼材とその溶接部、並びに繰返し塑性歪を与えた鋼材に対しCTOD試験を行った結果、繰返し塑性歪を受けたSM490A鋼の限界CTOD値は、載荷形式の違いによらずNスケルトン最大歪の大きさに応じて低下する。

2種類の欠陥率の切り欠きを有する予歪を受けた50^{kg}鋼材の中央切り欠き試験片モデルについて、破壊解析を行い、一様な予歪を受けた場合より切り欠きのある状態で歪履歴を受けた場合の方が、延性亀裂が発生し易いこと、並びに欠陥率が大きい場合より小さい場合の方が、破壊パラメタ (J 値) に対して予歪の影響が大きくなることを明らかにした。また、切り欠きのある状態で塑性履歴を受けた場合は J - ϵ 曲線をスケルトン化することにより、単調の場合の J - ϵ 曲線と一致することを、並びに切り欠きのない状態で塑性履歴を受けた場合は、スケルトンによる方法では J 値を過大評価することを明らかにした。

さらに、欠陥率5%の場合の予歪後の破壊パラメタ (J 値) と平均歪の関係から前述のCTOD試験と同様な結果が得られたことより、予歪後の状態を初期値とした場合の破壊靱性値が低下することと、予歪前の状態を初期値と考え破壊靱性値が一定値で予歪履歴により破壊パラメタが増大することが同一の現象であることを示した。

本章の解析では、簡便さから中央切り欠き試験片モデルによったが、CTOD試験の結果と厳密に検証するためにはCTOD試験と同様の曲げモデルで解析を行う必要がある。

参考文献

- 4.2.1) ASTM E1290-89 “Standard Test Method for Crack-Tip Opening Displacement (CTOD) Fracture Toughness Measurement”
- 4.2.2) き裂開口変位 (CTOD) 試験方法, 溶接協会規格 (案)
- 4.3.1) 中込忠男, 山田丈富, 日高新悟, 大林郁良: 繰返し塑性歪を受ける SM490A 鋼材の材質劣化に関する実験的研究, 日本建築学会構造系論文集, 第 489 号, pp.87~94, 1996 年 11 月
- 4.3.2) Ritchie, R.O., Knott, J.J. and Rice, J.R.: On the Relationship Between Critical Tensile Stress and Fracture Toughness in Mild Steel, *J. Mech. Phys. Solids*, Vol.21, 1973
- 4.4.1) 山田丈富: 切り欠きを有する予歪を受けた鋼材の破壊挙動に関する研究, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.225~226, 1996 年 9 月
- 4.4.2) 山田丈富: 切り欠きを有する予歪を受けた鋼材の破壊挙動に関する研究 その 2, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.517~518, 1997 年 9 月
- 4.4.3) Rice, J.R., Paris, P.C. and Merkle, J.G.: Some Further Results of J-Integral Analysis and Estimates, *Progress in Flaw Growth and Fracture Toughness Testing*, ASTM STP536, pp.231-245, 1973

第 5 章

繰返し塑性履歴を受ける
梁端溶接接合部への適用
(エンドタブからの亀裂進展)

第5章 繰返し塑性履歴を受ける梁端溶接接合部への適用(エンドタブからの亀裂進展)

5.1 はじめに

エンドタブや裏当て金などの溶接施工方法に起因する切欠きからの破壊に着目して、藤本らは実大 T 型引張り曲げ試験体を用いて単調荷重により、エンドタブの有無、裏当て金の隅肉溶接方法などを検討する実験を行ない、その結果、H 形鋼柱の場合はエンドタブをそのまま残しても問題がないことなどを報告^{5.1)}している。また、圧縮から引張りまでの異なる柱軸力を一定に保った柱梁接合部を含んだ実大十字型試験体を用いて、数回の繰返し荷重実験を行ない、エンドタブに関しては、そのまま残しても特に問題がない結果が得られたことも報告^{5.2),5.3)}している。

しかし、最近の研究において、柱梁の実大実験でエンドタブに生じた延性亀裂が脆性亀裂に転化した事例が報告^{5.3),5.4)}されており、脆性破壊の起点となりうる延性亀裂の発生・進展を定量化することが重要となっている。

本章は、柱梁接合部への破壊解析手法の適用の一例として、エンドタブを有する梁端溶接接合部をとりあげる。ここでは、エンドタブと梁母材間のスリット状の切り欠きからの亀裂進展に着目して、エンドタブを有する柱梁接合部の梁フランジ部分を取り出した実大モデル試験体を用いて十数回の繰返し荷重実験並びに有限要素法による数値解析を行ない、エンドタブからの亀裂進展の繰返し荷重と単調荷重の場合の比較や寸法効果に対して考察を加え、さらに破壊パラメタに関する略算式に対する検討および破壊パラメタに与える溶着金属の影響に関する検討を行った。

5.2 実験概要

5.2.1 実験計画および試験体

本実験は、極厚断面部材により構成される柱梁溶接接合部を想定し、柱フランジの面外剛性が十分大きく剛体とみなせるものとしてエンドタブを有する梁端溶接接合部の試験体を製作し、繰返し載荷実験を行ない、エンドタブと梁フランジの間に形成される切欠きより発生・進展する亀裂に着目して、試験体の寸法形状および歪履歴の違いによる亀裂進展量の差異を実験的に把握し、さらに後述の破壊解析の為に基礎データを提示するものである。

試験体は、図 5.1 に示すような実際の鋼構造柱梁接合部を対象として、特に梁の引張り側フランジ部分を取り出してモデル化したもので、図 5.2 に示すように梁フランジ幅をパラメタとするタイプ 1 とタイプ 2 の 2 種類である。柱フランジの梁フランジに対する面外剛性が十分大きなものとなるよう、柱フランジの厚さは 50 mm としている。載荷形式は単調および繰返しとし、単調引張り試験体がタイプ 1、タイプ 2 について各 1 体、また繰返し載荷試験体がタイプ 1 について 4 体、タイプ 2 についての 2 体の計 8 体である。試験体一覧を表 5.1 に示す。なお、同一タイプの繰返し載荷試験体では、試験体ごとに歪履歴を変化させている。

溶接は、図 5.3 に示すような開先形状で、すべての試験体に鋼製エンドタブを使用して梁端溶接接合を行ない、あわせて裏はつりを施している。なお、溶接棒 L-55(D5016)を用いた手溶接とし、溶接条件は、表 5.2 に示した。また、あらかじめ逆歪を与え、溶接入熱による接合部の角変形が相殺されるように配慮した。

供試鋼板は柱フランジとスチフナ部分を SM50A(相当品)の鋼板 PL22 とし、柱フランジ部分は SM50B の鋼板 PL50 とした。使用鋼材ならびに溶着金属の機械的性質、化学成分をそれぞれ表 5.3、表 5.4 に挙げる。

加力機への試験体の取り付けは、加力機取り付け用治具を介し、試験体の梁フランジ、

柱ウェブ、スチフナとも治具に溶接接合し(開先 $K45^\circ$)、治具から加力機へはボルトにより固定した。

5. 2. 2 載荷および測定方法

加力には±600ton 万能試験機を用いて行ない、図 5.4 に本実験における歪制御繰返し載荷の載荷計画を各試験体ごとに示してある。図中の数字はループナンバー(Loop No.)を表わしている。タイプ 1 の幅の大きな試験体では制御歪が 0.5%のものの繰返し数を 7 回～10 回、1%の繰返し数を 3 回～5 回まで変化させたのが主な違いであり、タイプ 2 の幅の小さな試験体では歪制御での片振りと両振りとが主に異なる点である。歪制御形式を主として、圧縮側に 0.2%と小さくし引張り側にシフトさせているのは、梁端歪度の数値計算によると完全両振りとなるよりも片側にシフトすることが多い^{5.5)}という理由による。

エンドタブにより形成される切欠き近傍の歪を計測するためのモアレの写真撮影は単調載荷、繰返し載荷ともに、載荷前、試験体の降伏時、亀裂の発生時および亀裂の進展時に行ない、さらに繰返し載荷試験体では前後のループで歪の大きさが同じ場合、その歪の大きさの最初と最後のループにおける最大荷重時の 2 次元歪を撮影した。

なおモアレ写真の撮影に際しては、撮影中は試験機の変位を一定に保った。

図 5.5 に W.S.G.およびモアレグリッドシートの貼付位置ならびにダイヤルゲージの設置位置を示す。ダイヤルゲージはパーカッション溶接で立てたスタッドに治具で固定し、柱フランジと標点(梁フランジ幅が 300 mmであるタイプ 1 の試験体については 50 mm、同幅が 150 mmであるタイプ 2 の試験体については 25mm)間の変位を測定した。図 5.4 に示した制御は歪制御によるものとし、歪の値として、梁フランジ幅方向かつ長さ方向中央の表裏の歪値の平均値を用いた。

また、実験中は X-Y レコーダおよびリアルタイムグラフィックモニターTV(R.G.M.)により荷重-歪関係を追跡するとともに、チェックのため、スチフナの面外変形をモニターした。なお本実験で取り扱う応力、歪はすべて公称応力、公称歪とする。

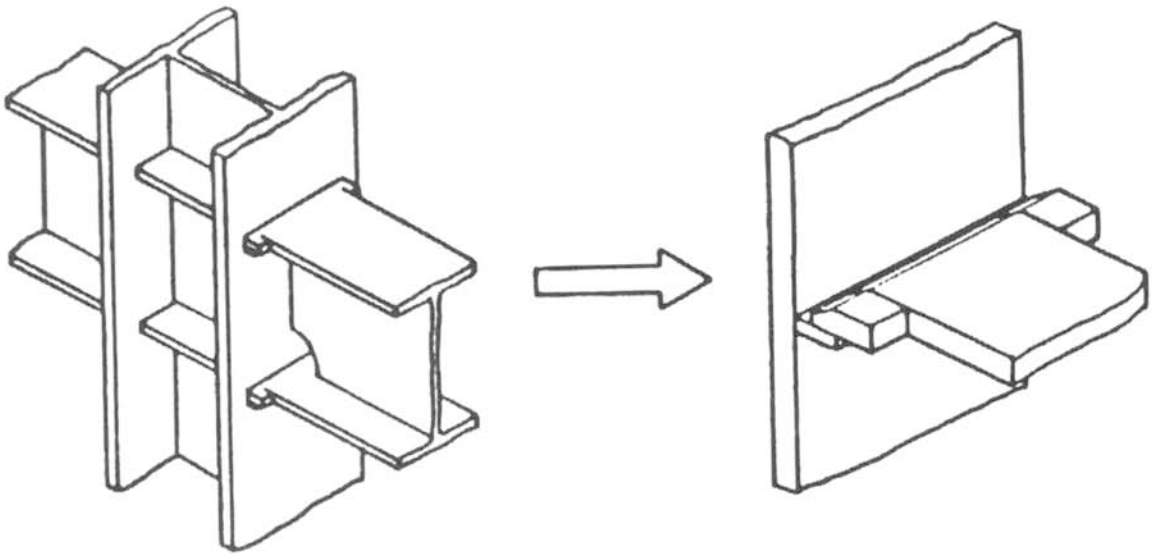


図 5.1 柱梁接合部のモデル化

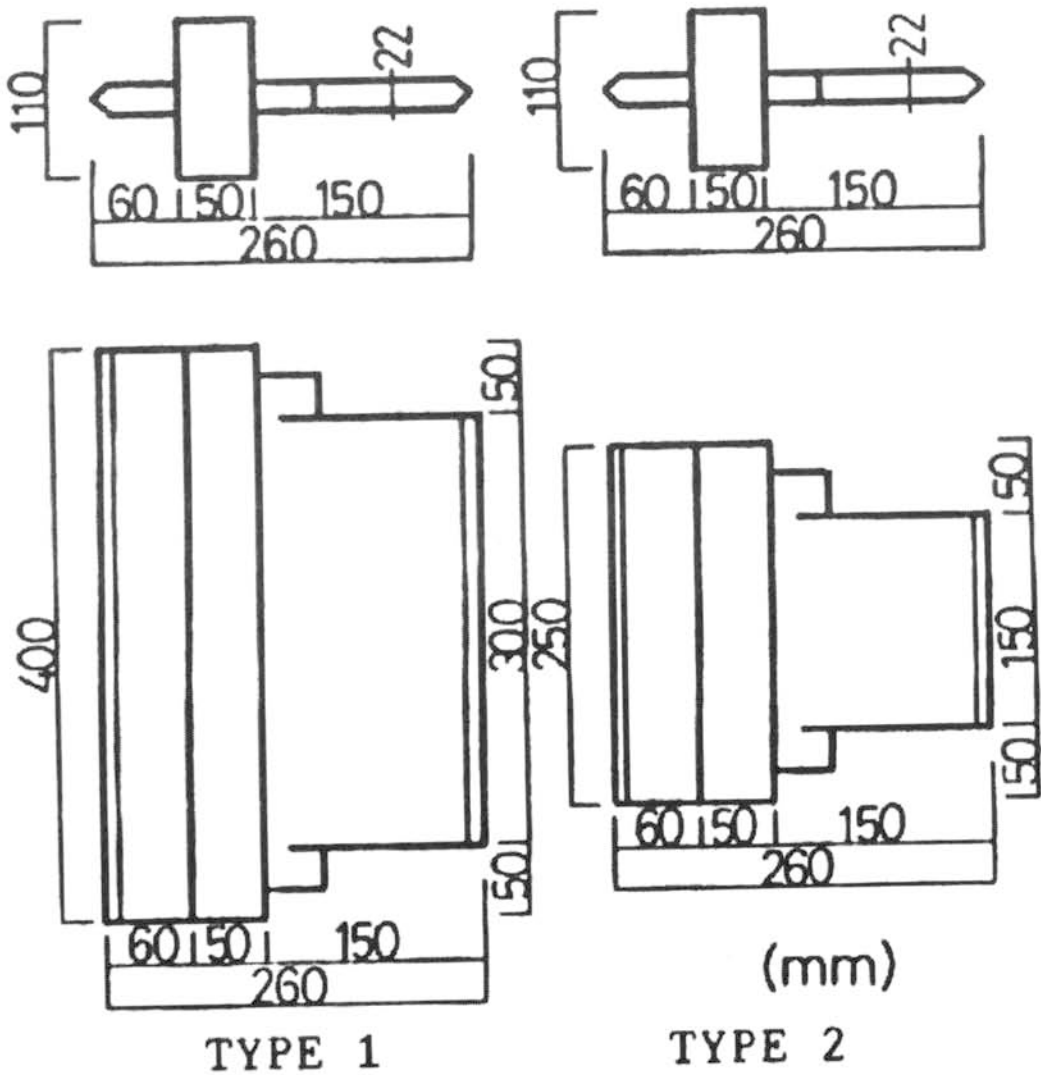
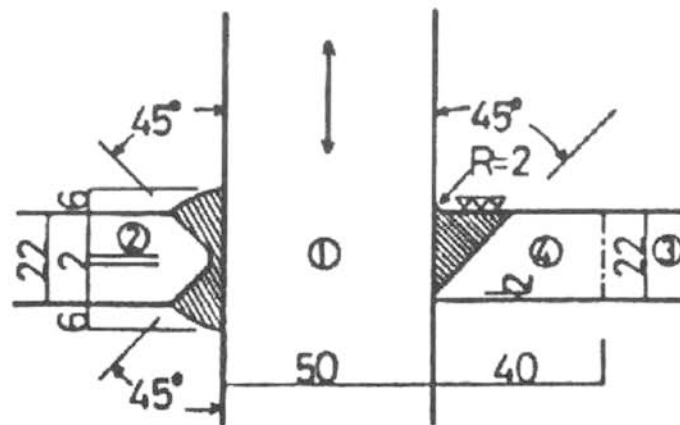
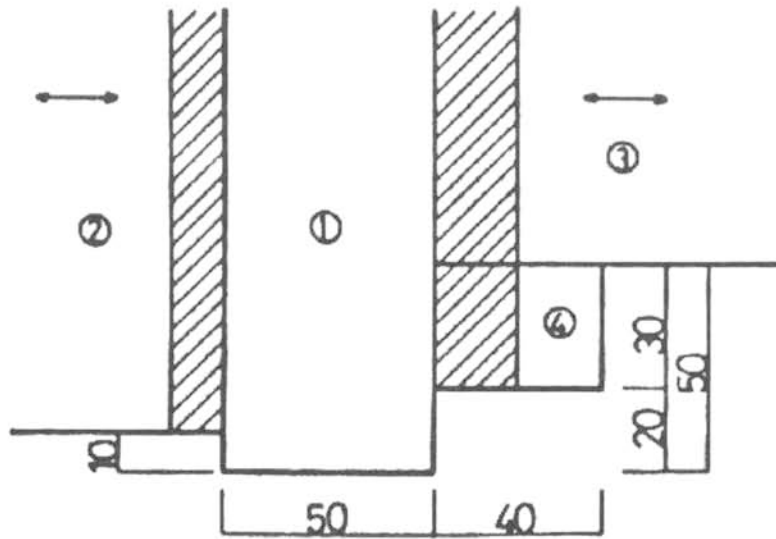


図 5.2 2タイプの試験体の形状寸法



- ① Column-flange
- ② Stiffner
- ③ Beam-flange
- ④ End-tab

図 5.3 溶接部のディテール

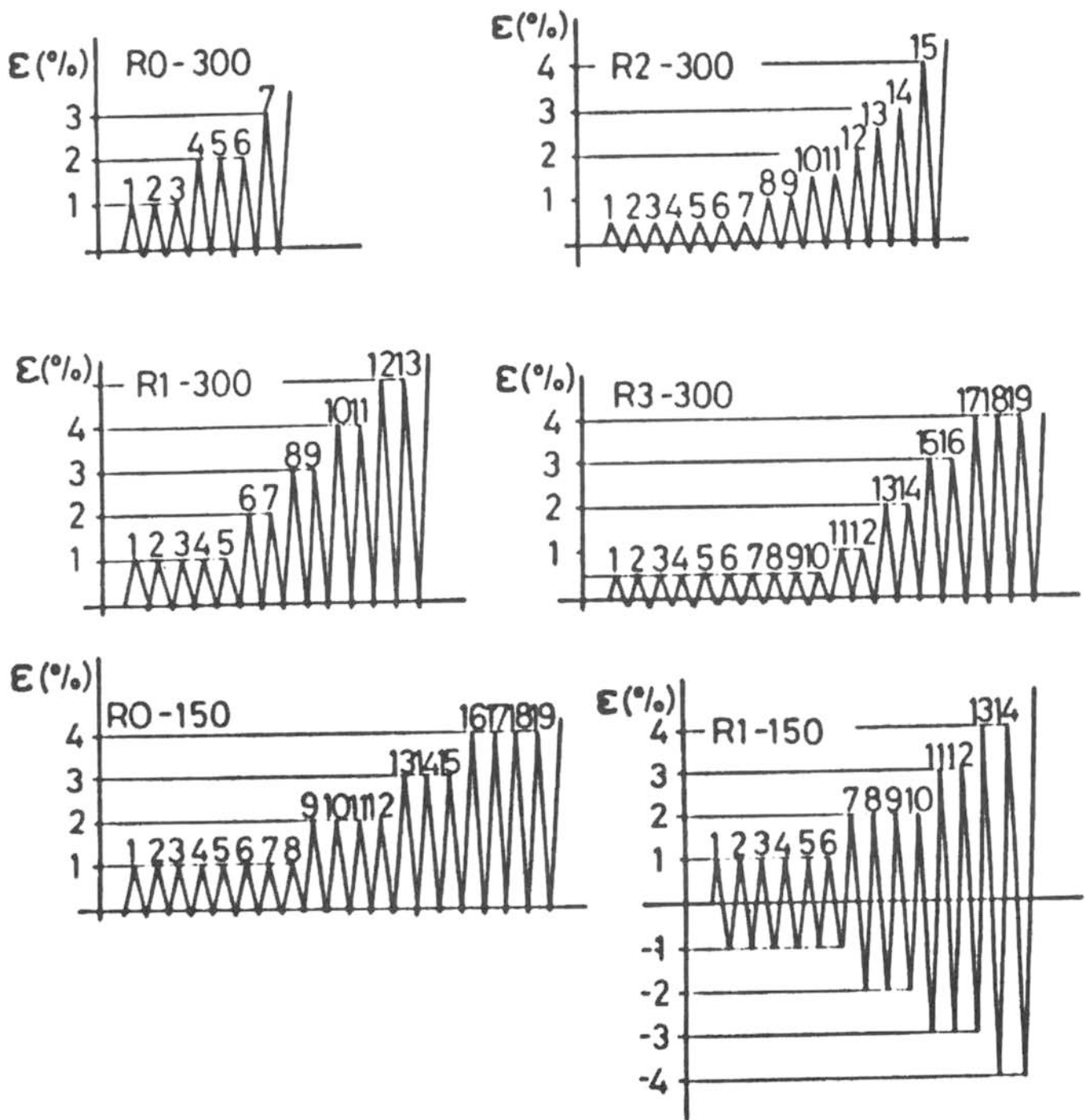


図 5.4 載荷計画

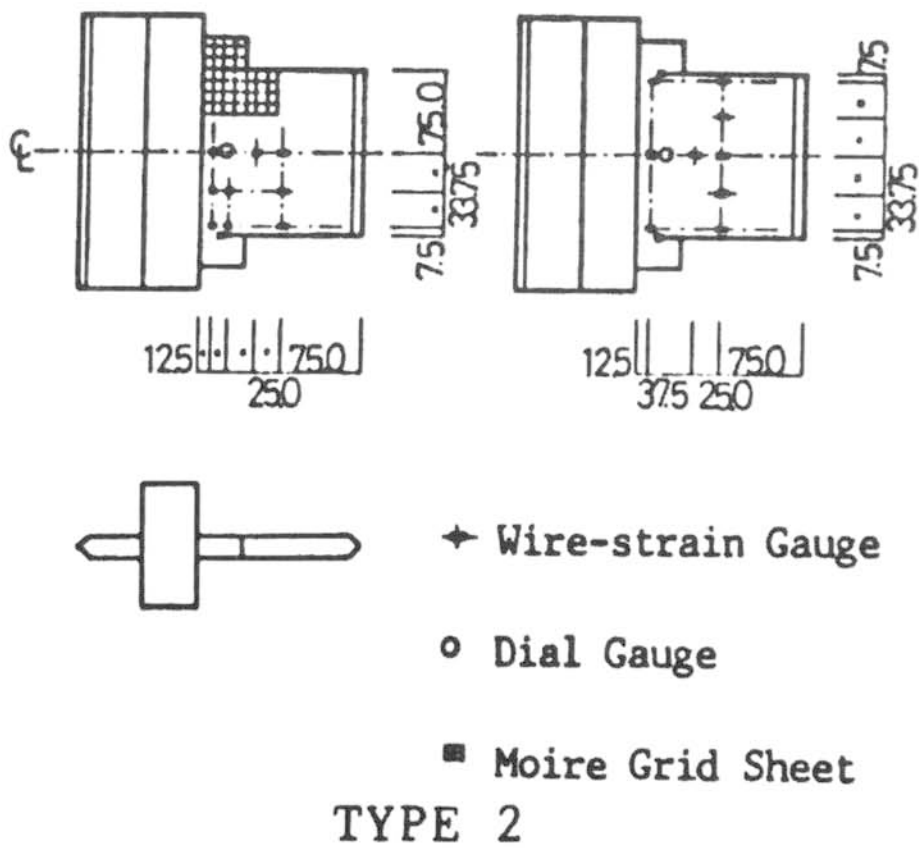
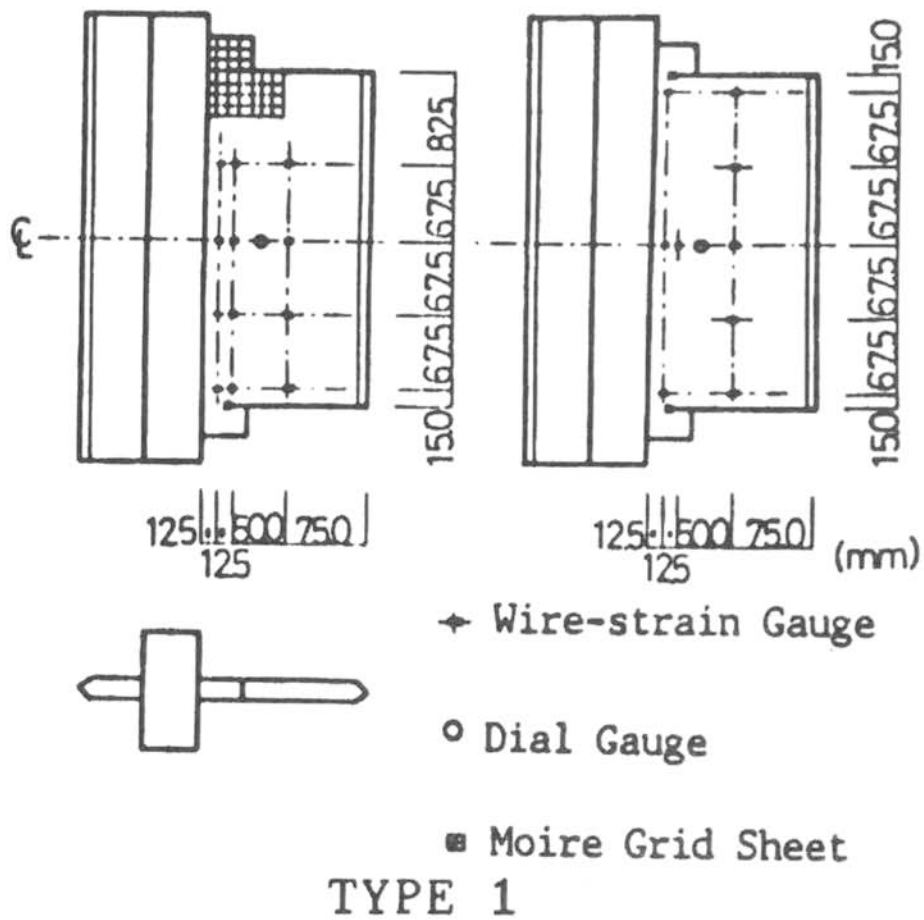


図 5.5 歪ゲージおよび変位計位置

表 5.1 試験体一覧

| 試験体 | 単調 | 繰返し | | | |
|--------|-------|--------|--------|--------|--------|
| | | R0-300 | R1-300 | R2-300 | R3-300 |
| TYPE 1 | M-300 | R0-300 | R1-300 | R2-300 | R3-300 |
| TYPE 2 | M-150 | R0-150 | R1-150 | - | - |

表 5.2 溶接条件

| 溶接棒 (D5016) | 電流 | 電圧 | 速度 | 層間温度 |
|-----------------|------|-----|--------------------|----------|
| 4φ (1層,11パス) | 180A | 30V | 150±10 (mm/min) | 30-130°C |
| 5φ (2-10層,12パス) | 230A | | | |

表 5.3 機械的性質

| | | σ_y (kgf/mm ²) | σ_u (kgf/mm ²) | σ_y/σ_u | ϵ_{st} (%) | El (%) | ϕ (%) |
|--------------|---|--------------------------------------|--------------------------------------|---------------------|------------------------|-----------|---------------|
| SM50A | L | 30.2 | 48.4 | 0.62 | 1.47 | 29.6 | 67.2 |
| PL22 | C | 30.7 | 48.8 | 0.63 | 1.36 | 28.2 | 58.2 |
| SM50B | L | 31.1 | 48.4 | 0.64 | 1.66 | 42.1 | 73.9 |
| PL50 | C | 30.9 | 49.4 | 0.63 | 1.37 | 37.1 | 68.4 |
| D5016 (Depo) | | 47.4 | 56.8 | 0.83 | 2.33 | 30.6 | 75.2 |

表 5.4 化学成分 (%)

| | C | Si | Mn | P | S | Cu | Cr |
|------------|------|------|------|-------|-------|------|------|
| SM50A PL22 | 0.16 | 0.36 | 1.41 | 0.019 | 0.006 | 0.17 | 0.15 |
| SM50B PL50 | 0.17 | 0.36 | 1.42 | 0.018 | 0.005 | 0.16 | 0.15 |
| D5016 | 0.06 | 0.52 | 1.00 | 0.015 | 0.009 | - | - |

5.3 実験結果および考察

5.3.1 荷重と歪および変形の関係

単調引張り試験体の荷重と歪の関係を図 5.6 に示す。繰返し試験体のうち、タイプ 1 とタイプ 2 のうち一例ずつ、荷重と歪の関係を図 5.7 に、荷重と変形量 of 関係を図 5.8 に示す。ここに縦軸は、荷重 F を梁原断面(A)の降伏荷重($F_y = \sigma_y \cdot A$)で除した無次元量 F/F_y 、また横軸は梁フランジ長さ l (タイプ 1:50 mm、タイプ 2:25 mm)を標点距離とする変位(δ)を、その間の梁母材の降伏変位($\delta_y = \varepsilon_y \cdot l$)で除した無次元量 δ/δ_y 、および制御歪 ε である。

いずれの試験体のループとも安定しており、降伏時における梁フランジの応力は素材試験結果とほぼ同じである。

荷重—変形関係を R0-300 試験体について見ると、制御形式を片振りとした試験体の変位履歴はほぼ両振りを示すことから、載荷計画において制御に歪制御を採用し、また制御形式として圧縮側歪を 0.2% と小さくし引張り側にシフトさせたことはおおむね妥当であったといえよう。

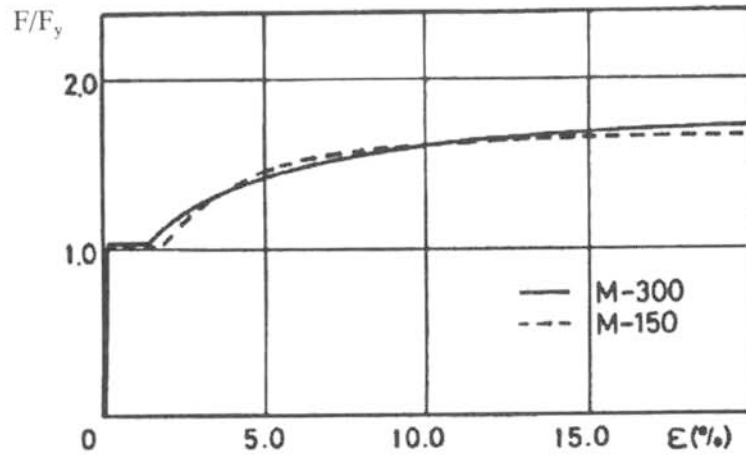


図 5.6 荷重-歪関係 (単調載荷)

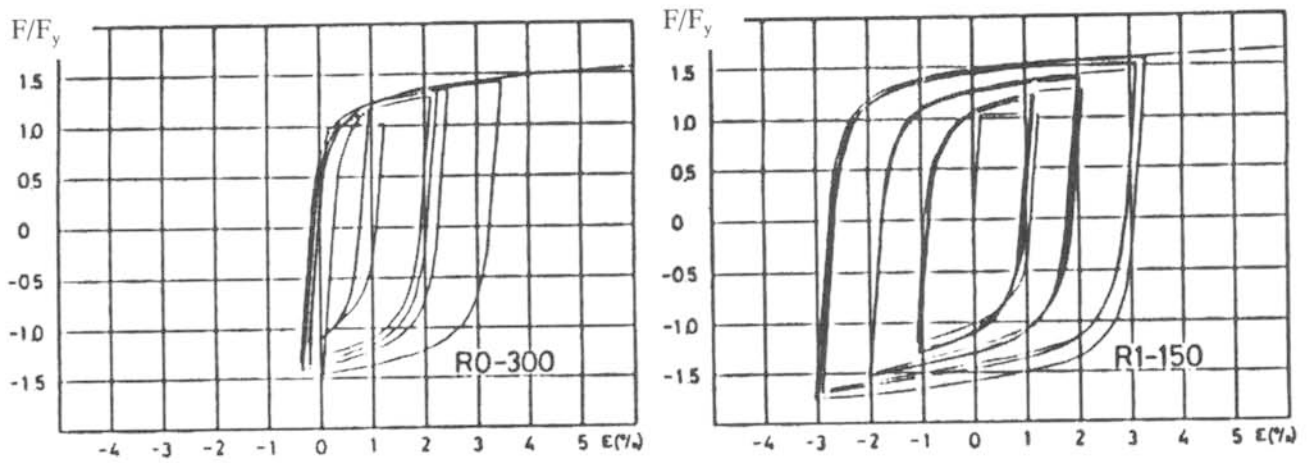


図 5.7 荷重-歪関係 (繰返し載荷)

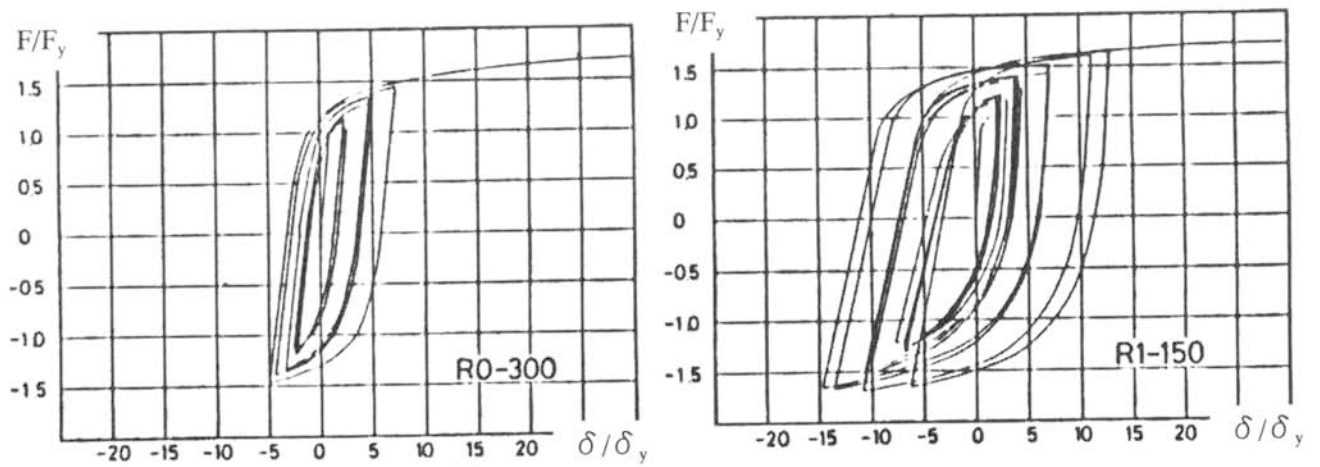


図 5.8 荷重-変位関係 (繰返し載荷)

5.3.2 亀裂進展量と荷重の関係

単調荷重の例として、梁フランジ幅が 300mm の M-300 と同幅が 150mm の M-150 についての $F/F_y - \Sigma \Delta a$ 関係の比較を図 5.9 に、また繰返し荷重の例として、タイプ 1 の試験体 4 体の比較を図 5.10 に示す。ここに $\Sigma \Delta a$ は亀裂進展量 Δa の総和を表わしている。図 5.10 の図中には単調荷重 (M-300) の場合の回帰式を記入している。

F/F_y を一定として見た場合、単調試験体では、梁フランジ幅の広い M-300 が、M-150 に比べ亀裂が進み易くなっており、寸法効果が現れているものと考えられる。繰返し試験体においては、歪が 0.5~1% では繰返し数が多いほど亀裂が進展しやすい傾向が見られるものの、数十回程度の繰返し数では、顕著な有意差は表われていない。繰返し荷重については、3 章の 3.3 節で示したように、破壊パラメタに与える繰返し荷重の影響は破壊パラメタをスケルトン化することにより単調荷重の場合と同様に評価できることから、試験体が同一形状の場合、荷重で評価することはスケルトン歪で評価することと同じであるので、亀裂進展の差が荷重履歴に影響されない結果になったことの説明ができる。

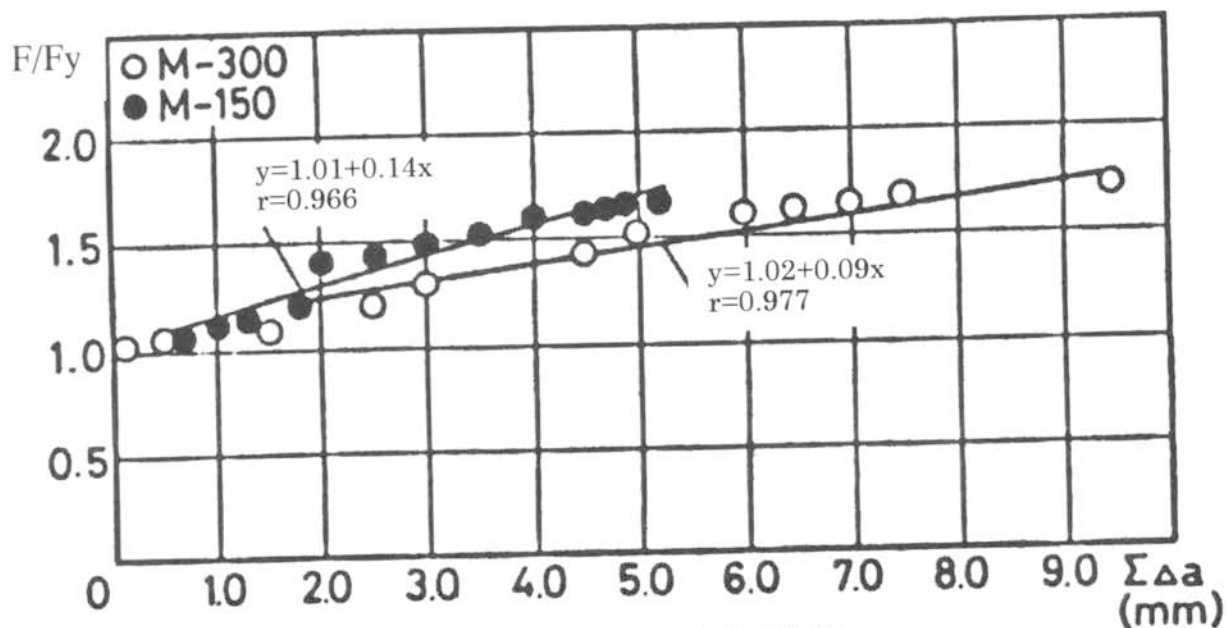


図 5.9 荷重- $\Sigma \Delta a$ 歪関係 (単調載荷)

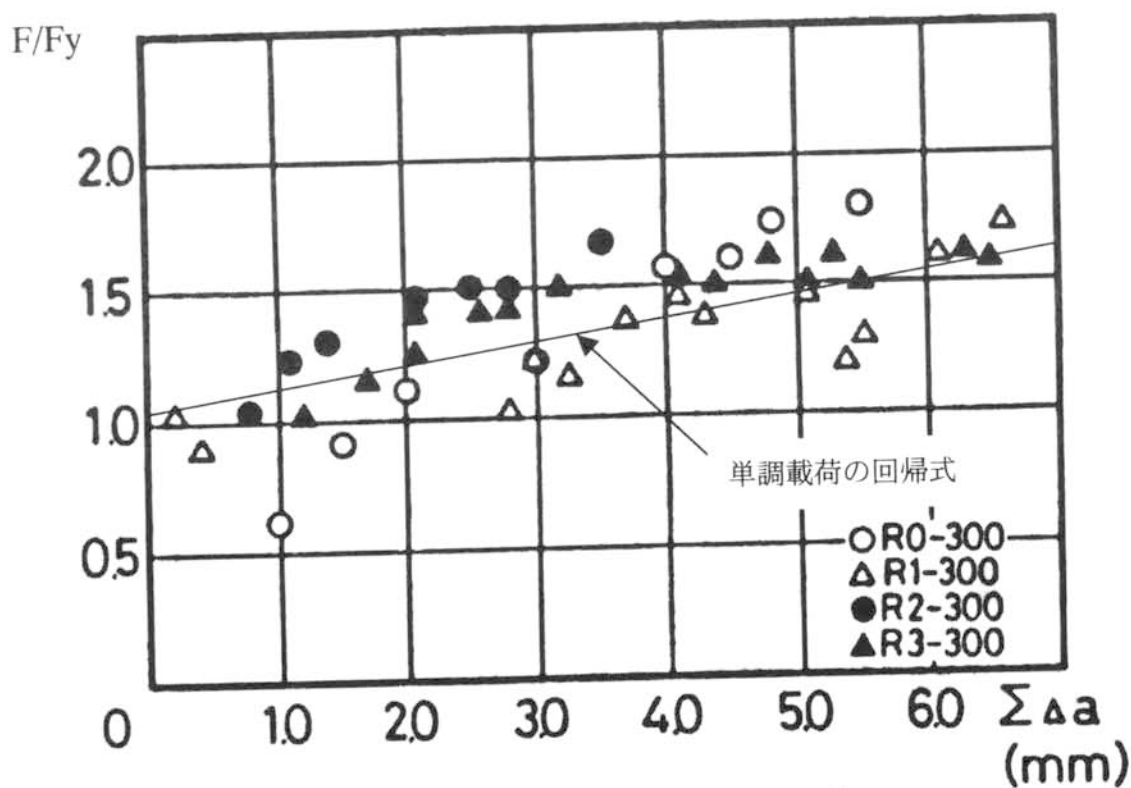


図 5.10 荷重- $\Sigma \Delta a$ 歪関係 (繰返し載荷)

5. 3. 3 梁端の歪分布性状

各試験体の柱フランジより 12.5 mm 離れた位置における梁フランジ断面の歪分布を W.S.G. により測定し、タイプ 1 の代表的な例を図 5.11 に示す。縦軸は、梁フランジでの W.S.G. の位置を示し、横軸は歪を百分率で表わしたものである。図中の折れ線を示す数値は、単調試験体についてはそのときの制御歪、また繰返し試験体についてはループ番号である。なお、図中の破線は、モアレグリッドシート貼付のため、W.S.G. が貼付できなかったものについて、その対称点の歪を用いて表示したものである。測定点の白丸は引張り載荷を、黒丸は圧縮載荷を表わしている。これより、制御歪の値が増大するにつれ、エンドタブ取り付け部近傍の歪が増大していくことがわかる。

図 5.12 はタイプ 2 の試験体の亀裂長さが 3 mm の時の加力方向 (ϵ_x) および直角方向 (ϵ_y) の歪分布を表わしたものである。加力方向歪 (ϵ_x) 及び加力直角方向歪 (ϵ_y) 共に、繰返し载荷の方が単調载荷の場合より小さい歪になっていることから、繰返し履歴を受けると小さな歪で亀裂が進展するものと考えられる。これは、破壊パラメタが制御歪との関係に対してスケルトン曲線で評価でき、繰返し履歴では歪が小さくともスケルトン歪は大きくなっていることから説明できる。

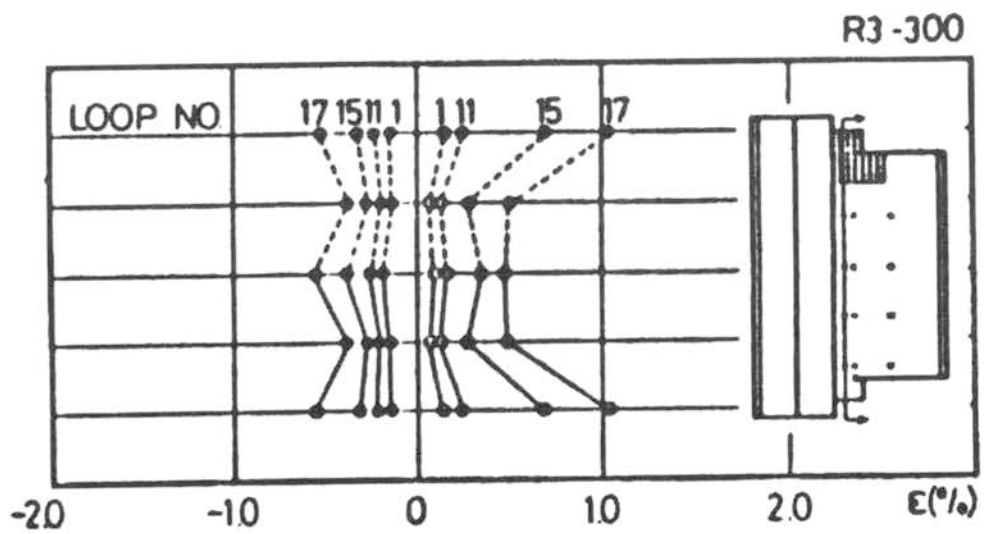
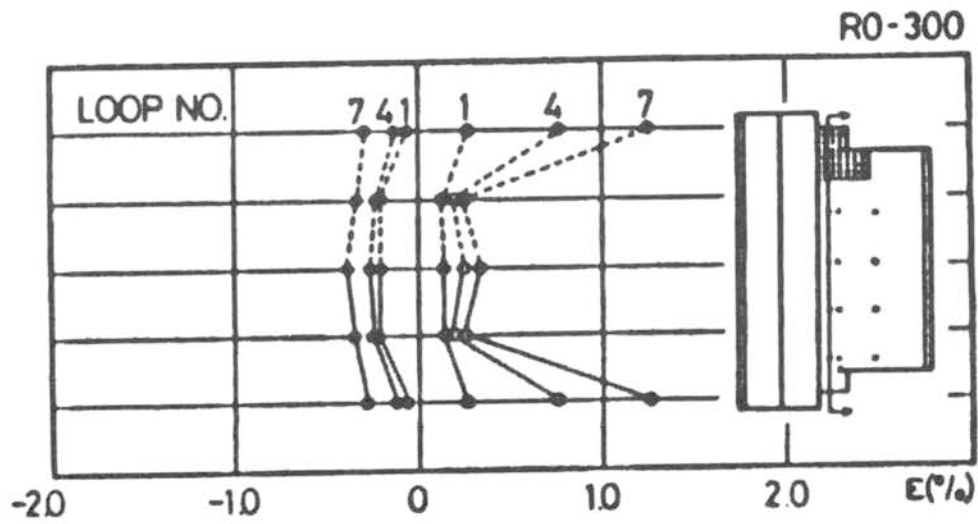
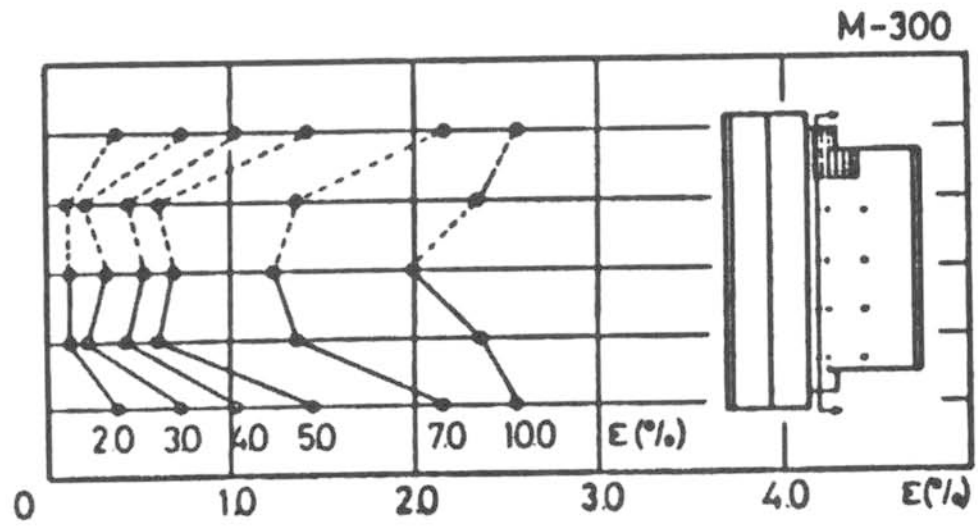


図 5.11 梁フランジの歪分布

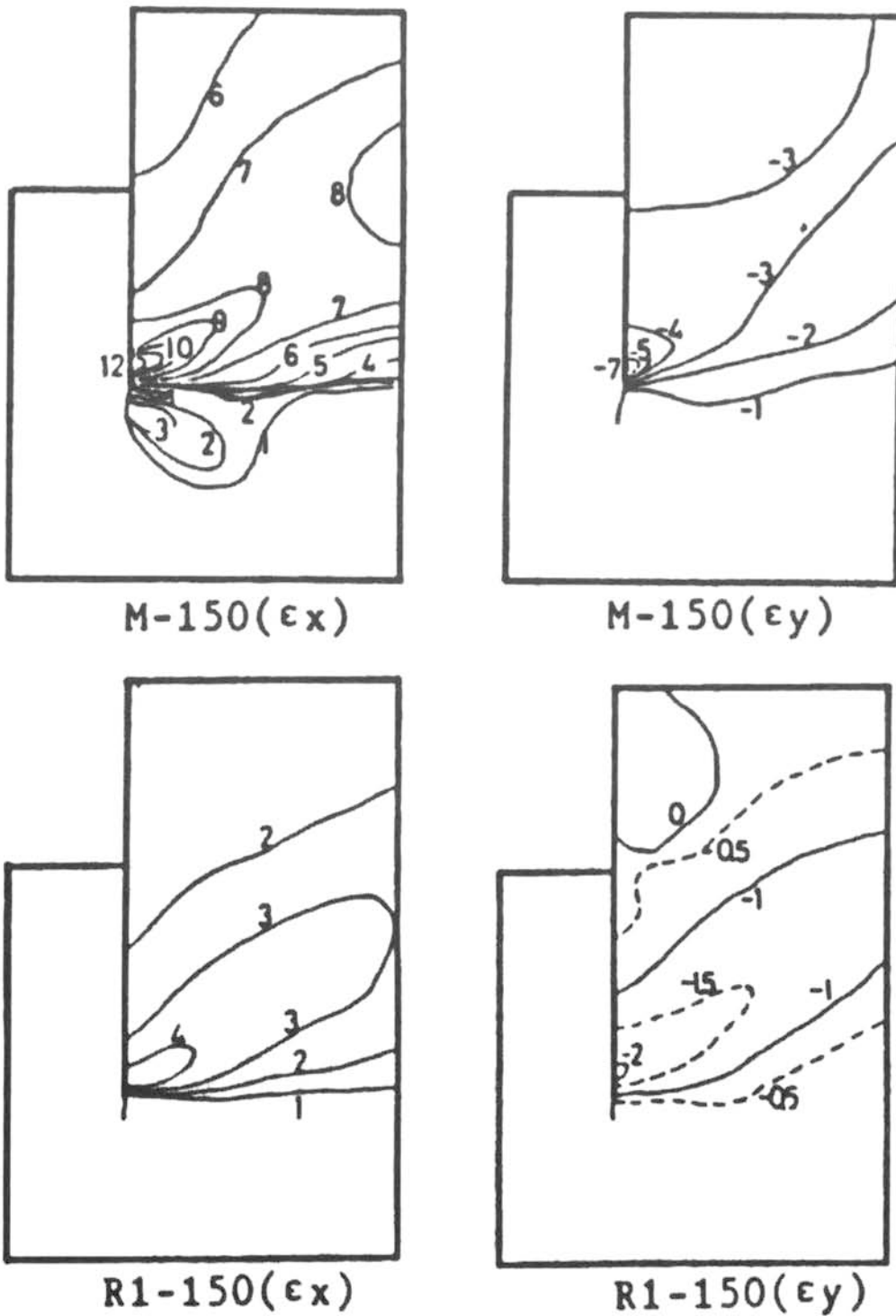


図 5.12 モアレ法による歪分布

5.3.4 最終状況および亀裂の進展

実験結果の概要を表 5.5 に示す。最大荷重時における梁フランジの応力は、素材試験結果(表 5.3)と比べ各試験体とも若干高いものとなっているが、形状寸法、歪履歴の違いによる差異はほとんど認められない。しかしながら絞りは、試験体寸法の小さなものの方がやや大きな値を示している。

試験体は、梁フランジ中央に生じた亀裂がエンドタブと梁フランジとの間に形成される切欠きの端部より発生・進展した亀裂とつながって破断した 1 体(R2-300)を除き、いずれも梁母材で破断した。この試験体についても、破断に先立ち、梁フランジ中央部における亀裂の顕著な進展が観察されている。

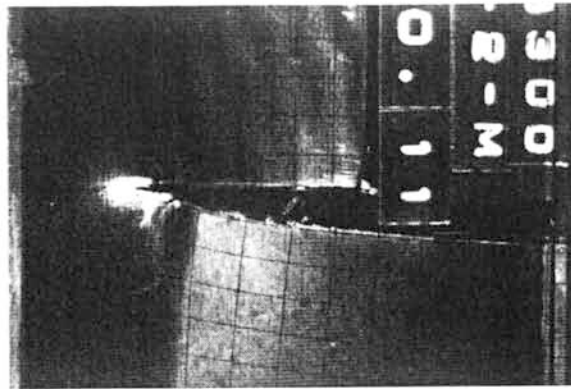
切欠きの端部を起点とする亀裂の発生は、いずれの試験体も第 1 ループの引張り側で確認された。その時の荷重は、タイプ 1 の試験体では 205t~210t、またタイプ 2 の試験体では 105t であった。応力で見ると両者でよく一致していることがわかる。亀裂の発生は直ちに耐力の低下をもたらすものではなく、ほとんど亀裂発生前と同様に耐力上昇し、亀裂の進展方向が梁フランジの内側に変化し、しばらく進展した後に耐力の低下をきたした。しかしながら、この時点では梁フランジ中央部の断面がくびれて発生した亀裂が卓越しており、接合部の耐力の低下は梁フランジ断面のくびれによると考えられる。

また、切り欠き先端の亀裂の進展状況について、単調荷重のもの例を写真 5.1 に、繰返し荷重のもの例を写真 5.2 に示す。いずれも、切り欠き線方向に亀裂が進展している。また、梁フランジ中央に生じた亀裂がエンドタブと梁フランジとの間に形成される切欠きの端部より発生・進展した亀裂とつながって破断した 1 体(R2-300)のものを、写真 5.3 に示すが、この場合は、切り欠き線方向に亀裂が進展した後、切り欠き線方向とフランジ幅方向に亀裂が 2 分し、フランジ幅方向に進んだ亀裂がフランジ中央で発生した亀裂とつながっている。これは、フランジ幅方向の溶接金属の靱性値が低かったことにより生じたものと推察される。

以上の結果より、柱梁接合部の梁フランジに関して、最大耐力は寸法形状および歪履歴によって影響を受けないが、変形能力はやや影響を受けることが確認された。また、エンドタブと梁フランジとの間に形成される切欠きより亀裂が発生・進展するものの、本実験において梁フランジに用いた鋼材のように靱性が良好で本実験で対象としたような最大 20 回程度の繰返しの場合には、エンドタブの存在が接合部の耐力低下をもたらす直接の原因とはならないと考えられる。しかしながら、溶接金属の靱性はバラツキが大きく亀裂先端部での靱性が低くなっていた場合には、そのことにより破断の原因になり得ることには注意を要すると思われる。

表 5.5 実験結果

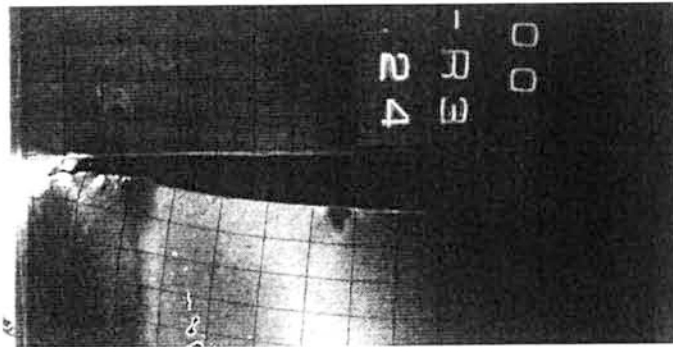
| 試験体 | El. (%) | ϕ (%) | σ_u (kgf/mm ²) |
|--------|---------|------------|-----------------------------------|
| M-300 | 48.40 | 47.57 | 52.58 |
| M-150 | 41.00 | 54.55 | 50.45 |
| R0-300 | 48.67 | 50.21 | 53.79 |
| R1-300 | 49.67 | 39.44 | 52.73 |
| R2-300 | 44.33 | 42.35 | 52.58 |
| R3-300 | 45.73 | 43.50 | 54.02 |
| R0-150 | 38.80 | 55.51 | 52.73 |
| R1-150 | 46.00 | 56.90 | 52.73 |



↑
エンドタブ
↓

↑
フランジ
↓

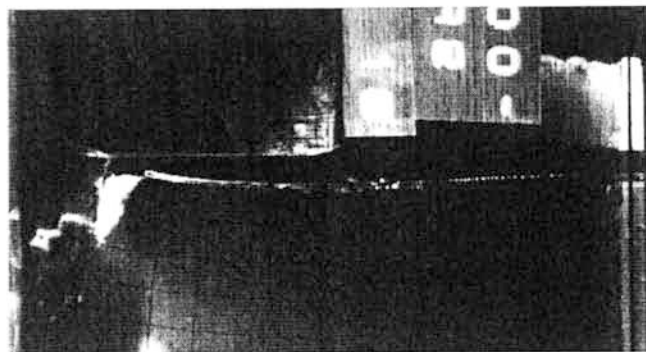
写真5.1 単調載荷 (M-300) 切り欠き先端の亀裂



↑
エンドタブ
↓

↑
フランジ
↓

写真5.2 繰返し載荷 (R3-300) 切り欠き先端の亀裂



↑
エンドタブ
↓

↑
フランジ
↓

写真5.3 繰返し載荷 (R2-300) 切り欠き先端の亀裂

5.4 破壊解析による考察

5.4.1 略算式による検討

エンドタブと梁フランジの間に存在する切欠きからの初期の亀裂進展を J クライテリオ
ンに基づいて評価する限界一様歪の略算式^{5.6)} (SM50A については $\frac{1}{2}n\sigma_{\text{flow}} \approx 5$)

$$J = \frac{B}{2} n \sigma_{\text{flow}} (\varepsilon - \varepsilon_{\text{st}}) \quad \dots(5.1)$$

ここで、 $\sigma_{\text{flow}} = \frac{1}{2}(\sigma_y + \sigma_u)$

ε_{st} : 歪硬化開始時の歪

n : 応力-歪関係を指数表示した時の指数

B : 梁フランジ幅

ε : 梁端の平均歪 (本実験では制御歪)

を用い、単調引張り試験体について $J/B - \Sigma \Delta a$ の関係を比較したものが図 5.13 である。同
じ亀裂進展量に対し J/B の値 (すなわち $5(\varepsilon - \varepsilon_{\text{st}})$) は M-300 が M-150 に比べ高くなって
おり、 $F/F_y - \Sigma \Delta a$ の関係と同様の傾向で、フランジ幅に対する寸法効果があることが分か
る。

図 5.14 に M-300 と M-150 の $J - \Sigma \Delta a$ 関係を示す。これより $J - \Sigma \Delta a$ 関係は試験体の大
きさによらずほぼ一定であることが分かる。このことから、単調引張り試験体の亀裂進展
量は、試験体寸法が異なる場合には寸法効果のため応力や歪による評価はできないが、略
算式によれば、J 値から亀裂進展量の総和を推定することが可能であることがわかる。

表 5.6 は、J 値が 24.5kgf/mm (溶接金属の破壊靱性 J_{IC}) の時の $\Sigma \Delta a$ の値を各試験体につ
いてまとめたものである。なお、繰返し試験体は、制御歪 (ε) をスケルトン歪 ($\varepsilon_{\text{skeleton}}$)
に置き換え求めた。単調引張り試験体、繰返し試験体ともに、ほぼ同程度の亀裂進展量 (平
均 2.7mm) となっている。

以上より、単調引張り試験体に関しては、 J_{IC} 破壊条件に基づく限界一様歪略算式(5.1)を

用い良い精度で亀裂進展を推定できるものと思われる。さらに、繰返し試験体は、荷重-歪関係をスケルトンによる単調化を行い、制御歪 (ε) をスケルトン歪 ($\varepsilon_{\text{skeleton}}$) に置き換えることで、単調荷重と同様に J 積分の限界一様歪略算式、すなわち式 (5.2) を用い亀裂進展を推定できるものと考えられる。

$$J = \frac{B}{2} n \sigma_{\text{flow}} (\varepsilon_{\text{skeleton}} - \varepsilon_{\text{st}}) \quad \dots(5.2)$$

ここで、 $\sigma_{\text{flow}} = \frac{1}{2}(\sigma_y + \sigma_u)$

ε_{st} : 歪硬化開始時の歪

n : 応力-歪関係を指数表示した時の指数

B : 梁フランジ幅

$\varepsilon_{\text{skeleton}}$: 梁端のスケルトン化した平均歪

表 5.6 亀裂進展量 ($J=24.5\text{kgf/mm}$)

| 試験体 | $\Sigma \Delta a$ (mm) |
|--------|------------------------|
| M-300 | 2.76 |
| M-150 | 2.23 |
| R0-300 | 2.93 |
| R1-300 | 2.59 |
| R2-300 | 2.04 |
| R3-300 | 2.75 |
| R0-150 | 3.42 |
| R1-150 | 2.98 |

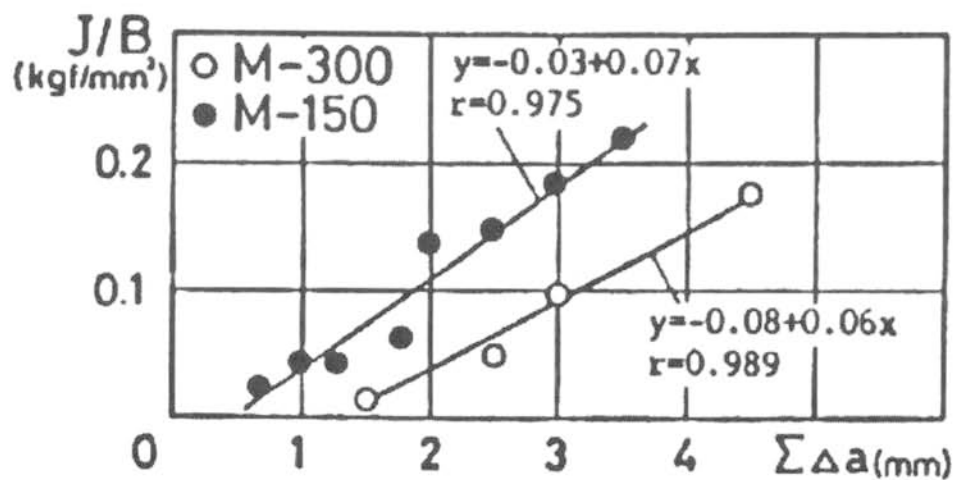


図 5.13 J/B- $\Sigma \Delta a$ 関係 (単調載荷)

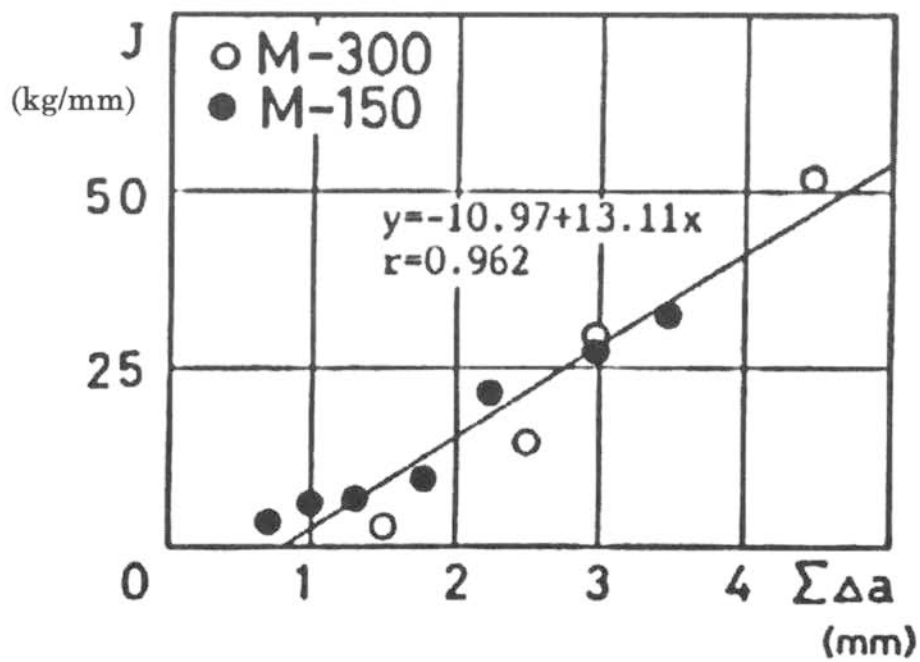


図 5.14 J- $\Sigma \Delta a$ 関係 (単調載荷)

5. 4. 2 溶着金属の影響

実際のエンドタブによってできるスリット上の切り欠き先端部周辺は、梁母材と溶着金属からなる複合材料となっている。本節では、破壊パラメタである J 積分に与える溶着金属の影響について考察を行った。なお、単調載荷で検討を行うので、破壊パラメタとしては J 積分を用いた。

タイプ 1 の単調試験体 M-300 を対象として定歪三角形要素による弾塑性解析を行なう。そして、その結果をもとに J 積分を計算する。J 積分の計算にあたっては、モデルを複合材料として扱う場合と単一材料として扱う場合の 2 通りを試み、複合材料として扱った場合には、従来の J 積分に加えて相境界を考慮した次式^{5.7)}から J 積分を計算し両者を比較した。

$$J = \int_{\Gamma_1} (W\delta_{jx} - \sigma_{ij}u_{i,x}n_j) dS - \int_{\Gamma_2} (W\delta_{jx} - \sigma_{ij}u_{i,x}n_j) dS \quad \dots (5.3)$$

ここで

Γ_1 : 図 5.15 の A 点から始まり切り欠き先端を囲んで点 B に終わる径路

Γ_2 : Γ_1 内に含まれる相境界を含む径路

W: 歪エネルギー密度 $W = \int_0^{\epsilon_{ij}} \sigma_{ij} d\epsilon_{ij}$

n_j : Γ の外向き単位法線ベクトル

σ_{ij} : 応力テンソル

ϵ_{ij} : 歪テンソル

u_i : 変位ベクトル

δ_{jx} : クロネッカのデルタ

T_i : 表面力ベクトル $T = \sigma_{ij}n_j$

要素分割は図 5.16 によるものとし、解析における応力-歪関係は、梁母材と溶着金属の引張り試験から求め、熱影響部の影響は考慮していない。表 5.7 に応力歪関係の解析用パラ

メタを示す。

複合材料としてモデルを扱い相境界を考慮しない場合、考慮する場合、また単一材料として扱う場合について、図 5.17 の積分径路の Γ_4 、 Γ_5 、 Γ_6 の径路の J 値をそれぞれ比較したのが図 5.18 である。いずれの場合においても比較的良く径路独立性が示されている。

図 5.17 の径路について求めた J 値のうち、積分径路が支持点を含まない Γ_4 、 Γ_5 、 Γ_6 の 3 径路に対する値の平均値を、複合材料としてモデルを扱い相境界を考慮したもの、複合材料として扱い相境界を考慮しなかったもの、単一材料として扱ったものの 3 種類について比較したのが図 5.19 である。

複合材料として扱った場合において、相境界の寄与を考慮したものが考慮しなかったものに比べ J 値が低くなっているが、これは単調载荷を受けた際に切欠き端部に歪集中が誘発され、溶着金属の方が降伏点が高いことや、歪硬化しやすいことから説明できる。また相境界の考慮を行わない場合には、単一材料、複合材料のいずれとして扱っても J 値と歪の関係に差異は見られず、さらに複合材料として扱い相境界の寄与を考慮した場合に比べて安全側の評価となるため、本解析の対象のように異種材料(母材、溶着金属)のヤング率が同じ場合には相境界の寄与を考慮しなくともある程度の評価ができることがわかる。しかしながら一般の場合に関しては、異種材料の組み合わせ、外力条件などを変えた詳細な検討が必要であろう。

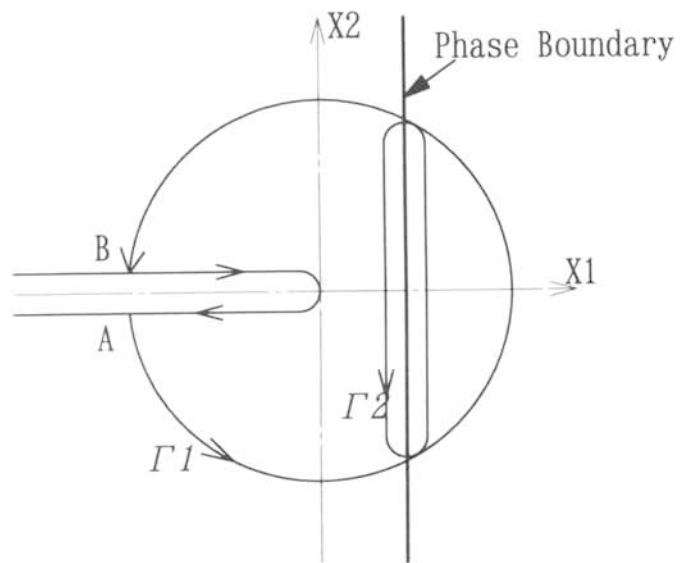


図 5.15 ノッチ先端の相境界

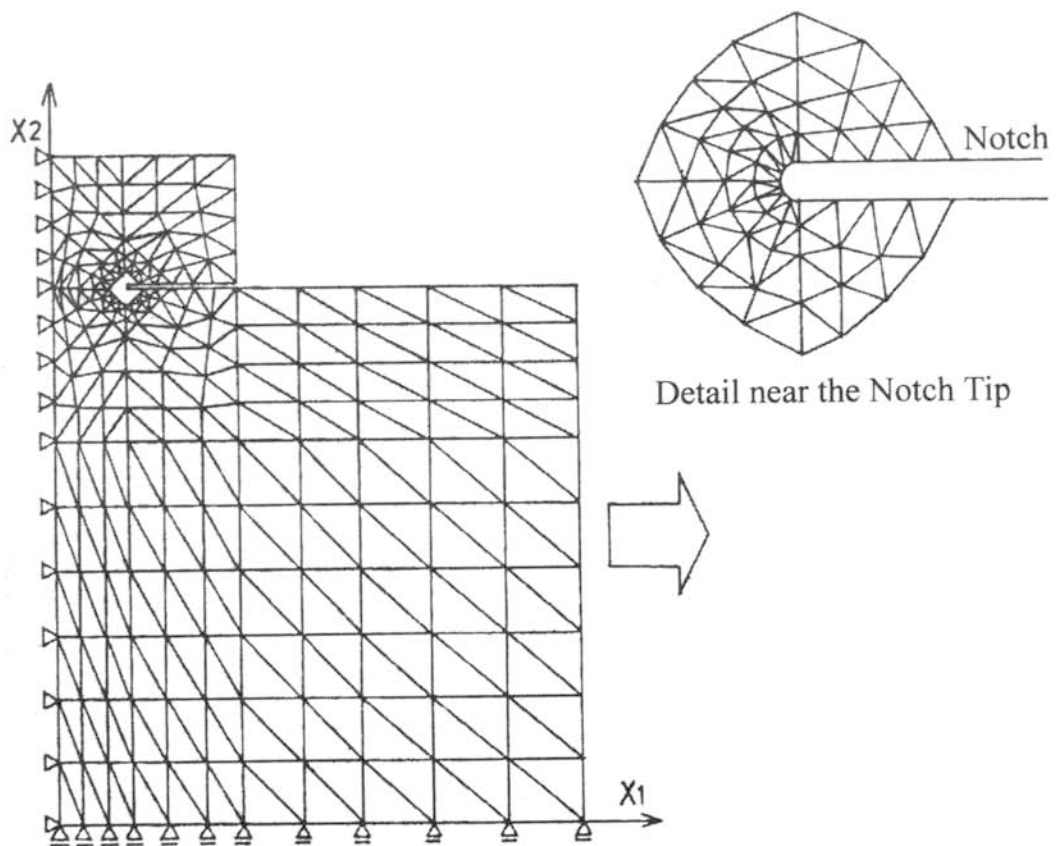


図 5.16 試験体の有限要素法における要素分割

表 5.7 解析用硬化パラメタ

| | σ_y (kg/mm ²) | ε_{st} (%) | σ_{in}^B (kg/mm ²) | E^B (kg/mm ²) | χ_1 | χ_2 | χ_3 |
|--------------|-------------------------------------|---------------------------|--|--------------------------------|----------|----------|----------|
| SM50A (PL22) | 30.2 | 1.47 | 43.0 | 90.0 | -39.2 | 0. | 0.016 |
| Weld Metal* | 47.4 | 1.70 | 49.4 | 130.0 | -39.0 | 0. | 0.015 |

* 低水素系溶接棒 (D5016、L55)

σ_y : 降伏点

ε_{st} : 歪硬化開始点の歪

σ_{in}^B : 境界曲面の初期の大きさ

E^B : 境界曲面の硬化率

χ : 降伏曲面の拡大・縮小率

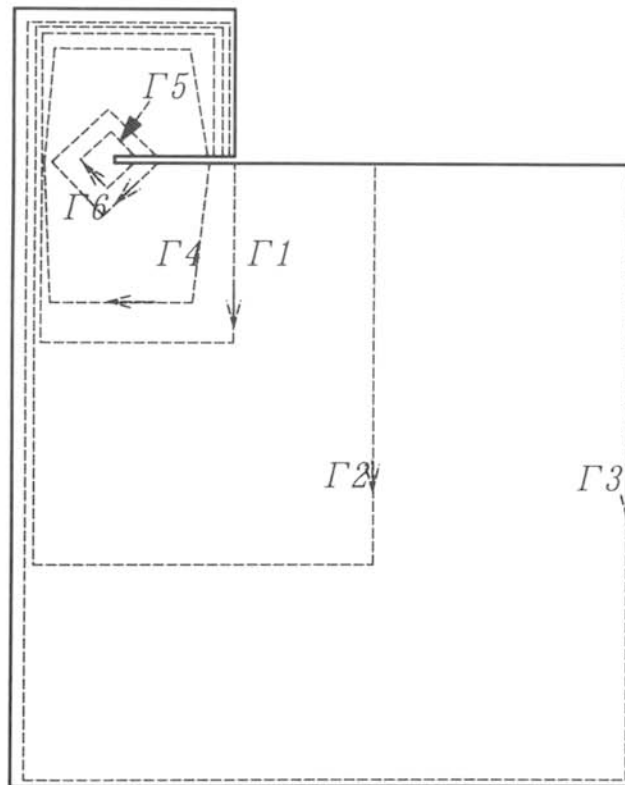


図 5.17 J 積分経路

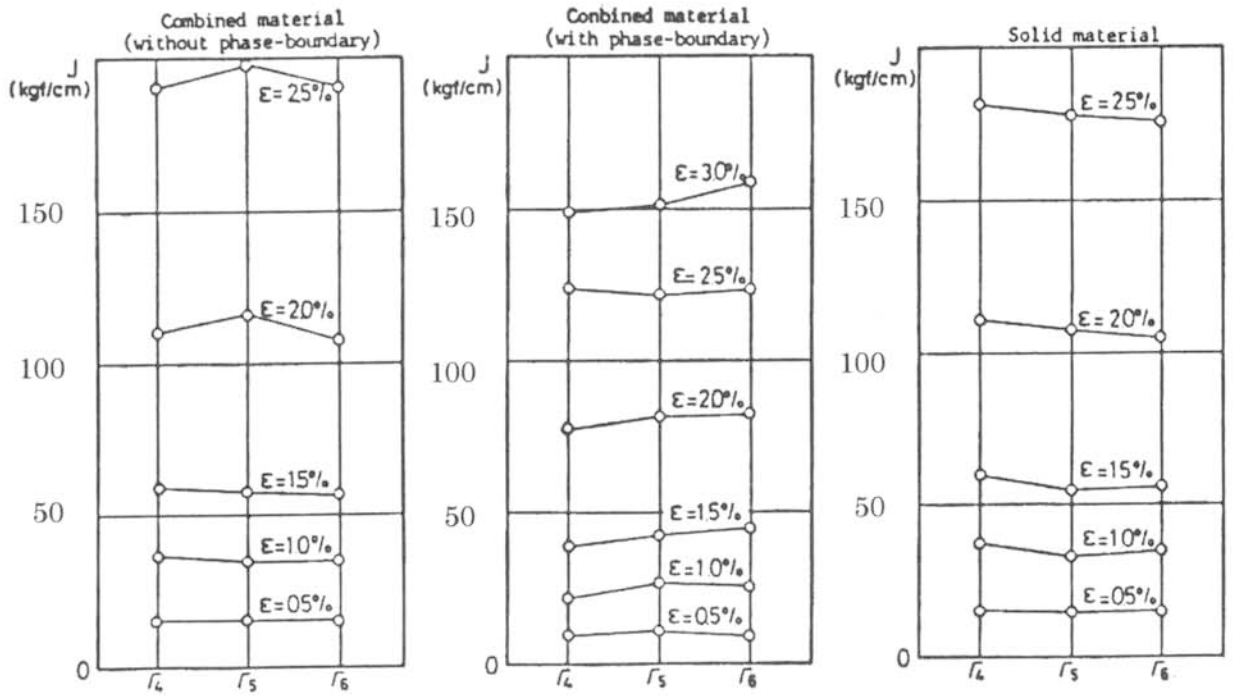


図 5.18 J 積分値の経路独立性

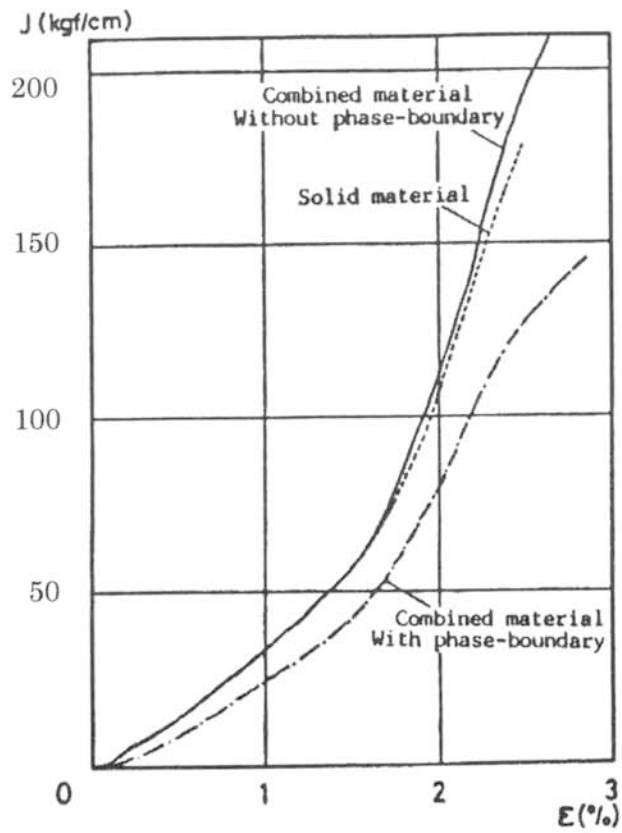


図 5.19 J 積分値-歪関係

5.4.3 J積分による検討

5.4.1節において実験結果から(5.2)式のように繰返し塑性履歴を受ける場合のJ積分をスケルトンの方法による歪により推定できることを示したが、実験では主として引張側にシフトする歪履歴であったことから、その履歴の影響に関して弾塑性有限要素法によるJ積分を用いた破壊解析により検討を行った。

要素分割は図 5.20 のように行ない、J積分はエンドタブと梁母材間のスリット状の切り欠き周りの3経路で計算を行ない、それらの平均値を代表値とした。材料は 5.4.2 節の結果を踏まえ、単一材として扱い、前出の表 5.7 の SM50A 材の解析用パラメタを用いた。

载荷履歴は、表 5.8 に示すように実験における M-300 に相当する「単調载荷」、実験における試験体 R0-300 に相当する「繰返载荷」、及び検討用に新しく加えた $-\varepsilon_{st}$ だけ圧縮した後引張载荷する「圧縮後引張载荷」の3ケースについて解析を行った。

略算式 (5.2) を下に再記する。

$$J = \frac{B}{2} n \sigma_{\text{flow}} (\varepsilon_{\text{skeleton}} - \varepsilon_{st}) \quad \dots(5.2)$$

この式は、梁フランジのスケルトン化した平均歪が ε_{st} を超えた領域での J 積分の略算式であり、 ε_{st} の値すなわち降伏棚の長さに左右される。梁フランジが繰返し载荷される場合においては、本実験のように引張側に歪がシフトしたり、あるいは初期载荷が引張側であった場合、降伏棚は引張り側に発現するものと考えられる。そのような場合には、この (5.2) により繰返し载荷の影響が考慮できる。

しかしながら、初期の载荷が圧縮側であったり、圧縮側に歪がシフトするような場合のように、圧縮側で降伏棚が発現する場合は、引張側において降伏棚は発現せず、履歴曲線が早期に硬化する為、J積分の値も変わってくるものと推察される。

そこで、本解析において降伏棚が圧縮側ですべて発現する場合として、 $-\varepsilon_{st}$ だけ圧縮した後引張载荷する「圧縮後引張载荷」を解析ケースに新たに加えた。

以降、解析結果について述べる。

図 5.21 は荷重－平均歪関係で、3つの载荷履歴のものを重ねて書いてある。荷重は梁フランジの降伏荷重で除している。これより、R0-300 に相当する繰返し载荷のものは最初の+1%以降の-0.2%+1%の繰返し载荷では降伏棚はほとんど発現しておらず、繰返し後の引張時の曲線は単調载荷とほぼ同じ曲線となっている。一方、圧縮後引張载荷では圧縮側で降伏棚がすべて発現しており、その後の引張载荷では単調载荷の曲線より高荷重の履歴曲線となっている。

図 5.22 は、 \hat{J} －平均歪関係で、3つの载荷履歴のものを重ねて書いてある。また、図中の一点鎖線は (5.1) 式の略算式による値を示す。これから、繰返し载荷の曲線は、繰返し载荷後の引張载荷の曲線が単調载荷とほぼ同じになっている。圧縮後引張载荷は、圧縮後の引張载荷において単調载荷の曲線より同一歪時の \hat{J} 値が高くなっている。これは、荷重－平均歪関係で示したように圧縮履歴による影響と考えられる。

したがって、圧縮側の履歴が不明な場合には、図中の 2 点鎖線のように (5.2) 式において ε_{st} を 0 とした下式を用いることにより、安全側に評価できると言える。

$$J = \frac{B}{2} n \sigma_{\text{flow}} \varepsilon_{\text{skeleton}} \quad \dots(5.3)$$

$$\text{ここで、} \sigma_{\text{flow}} = \frac{1}{2} (\sigma_y + \sigma_u)$$

ε_{st} : 歪硬化開始時の歪

n : 応力－歪関係を指数表示した時の指数

B : 梁フランジ幅

$\varepsilon_{\text{skeleton}}$: 梁端のスケルトン化した平均歪

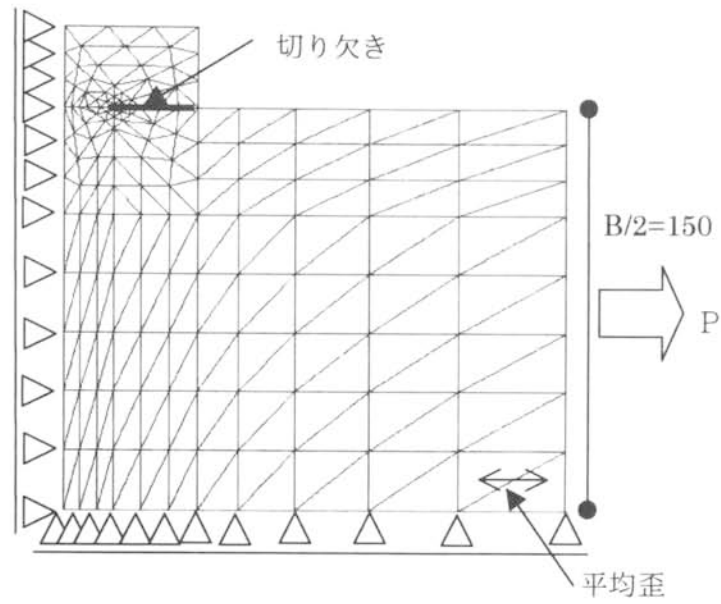


図 5.20 \int 積分用要素分割

表 5.8 解析の荷履歴

| 略称 | 解析の荷履歴 | 実験との関係 |
|--------|-----------------------------------|-----------|
| 単調荷 | 単調引張荷 | M-300 相当 |
| 繰返し荷 | +1% - 0.2% 3 回繰返し後引張荷 | R0-300 相当 |
| 圧縮後引張荷 | - ϵ_{st} (-1.47%) 圧縮後引張荷 | なし |

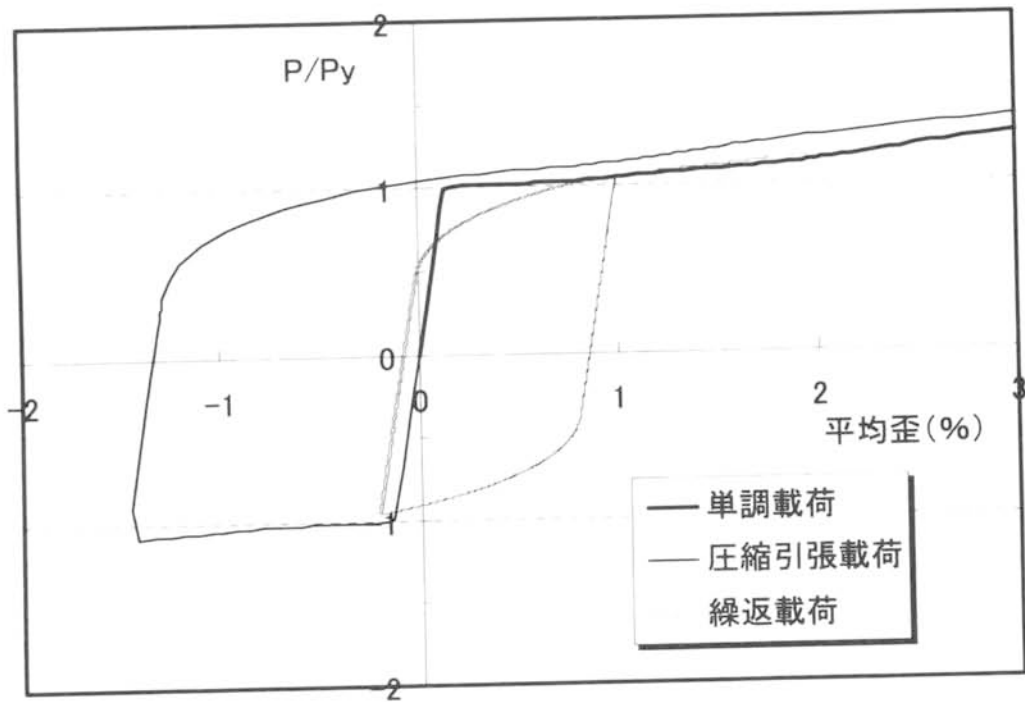


図 5.21 荷重-平均歪関係

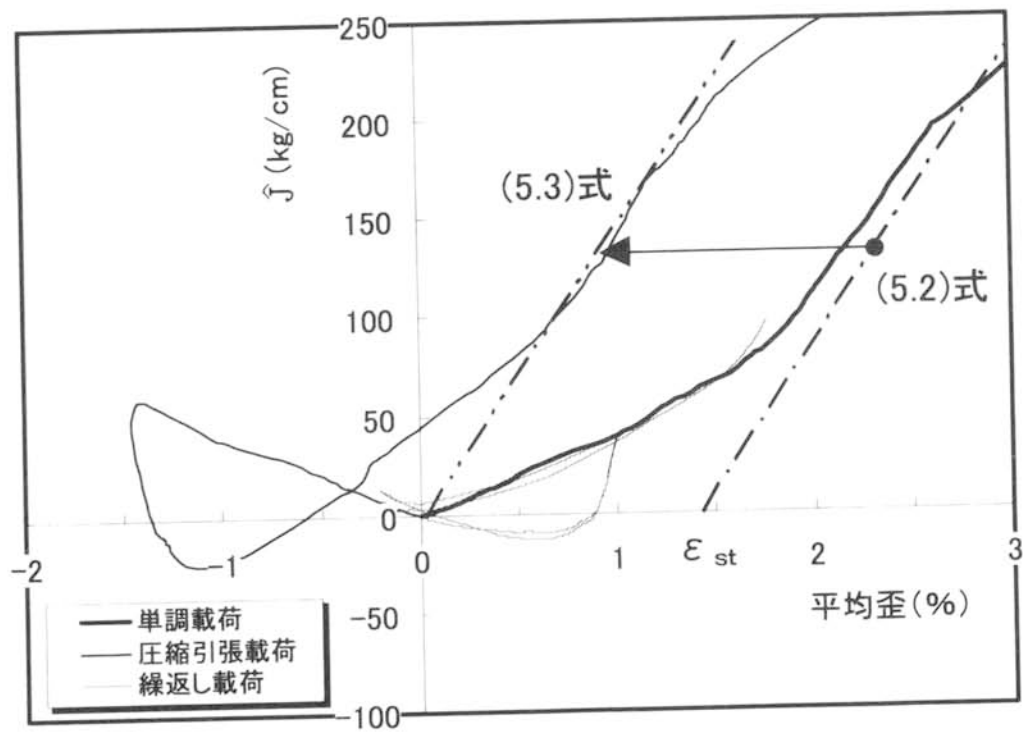


図 5.22 \hat{j} - 平均歪関係

5.5 まとめ

本章では、3章で示した破壊解析手法の適用例として、繰返し塑性履歴を受けるエンドタブを有する柱梁接合部を取り上げ、実験および解析を行ない、破壊解析による検討を加えた。

実験では、柱と梁フランジ部分からなる実大試験体を製作し、梁フランジとエンドタブの間に形成される切欠きから発生する亀裂に着目して、その進展量および進展の様子を繰返し実験により調べ、試験体の寸法形状、载荷形式の違いによる影響を把握した。

次に、 J_{IC} 破壊条件に基づいた単調载荷の場合の限界一様歪の略算式を用いて実験結果を評価し、さらに繰返し载荷の場合への拡張を行った。

また実験と同じ材料特性をもつ試験体モデルを想定して弾塑性有限要素解析を行ない、得られた結果をもとに溶着金属の強度の影響について非線形破壊力学による考察を加え、 \int 積分により载荷履歴の影響について考察した。

本研究により得られた結果を以下に示す。

1) 実験においては、亀裂の進展は早期から発生し、最高 20 回の繰返しに対して延性亀裂の進展が見られた。しかし、脆性的な破壊は1体も起こらなかった。

2) 亀裂進展量の総和を荷重で評価した場合、形状・寸法の違いにより差異がみとめられる。同一形状・寸法の試験体の場合の亀裂進展量の総和は、荷重で評価すると载荷形式の違いの影響はほとんどみとめられない。

3) 亀裂の発生は直ちに耐力の低下をもたらすものではなく、本実験における接合部の耐力低下は梁フランジ母材のくびれによってもたらされる耐力の低下によるところが大きかった。しかしこれは、本実験のようにフランジ母材や溶接金属の靱性が良い場合に言えることである。

4) 単調载荷試験体に関しては、 J_{IC} 破壊条件に基づく限界一様歪の略算式により良い精度で亀裂の進展を評価できる。歪が引張側にシフトするような繰返し载荷試験体に対しては、

スケルトン歪を用いることにより単調載荷の場合と同様に亀裂進展が評価できる。

また、圧縮側の履歴が大きい場合は、略算式において ε_{st} を無視することにより安全側に亀裂進展が評価できる。

5) 解析対象が異種材料から構成され相境界が存在する場合、相境界の寄与を考慮しなければ、単一材料、あるいは複合材料いずれとして扱っても J 値と制御歪の関係に差異は見られない。さらに、複合材料として扱い相境界の寄与を考慮した場合に比較して、安全側の評価となるため、本解析の対象のようなものでは相境界の寄与を考慮しなくとも、ある程度の評価は可能である。

参考文献

- 5.1) 藤本盛久, 中込忠男, 金鍾洛, 多賀雅泰: エンドタブ・裏当金を有する柱はり溶接部の破壊性状に関する実験的研究, 日本建築学会論文報告集, 第 334 号, 昭和 58 年 12 月
- 5.2) 藤本盛久, 橋本篤秀, 中込忠男, 金鍾洛, 村松道弘: 極厚鋼板を用いた柱はり溶接接合部の破壊に関する研究 (その 1) 柱はり溶接接合部の破壊特性の検討, 日本建築学会論文報告集, 第 349 号, 昭和 60 年 3 月
- 5.3) 藤本盛久, 橋本篤秀, 中込忠男, 金鍾洛, 村松道弘: 極厚鋼板を用いた柱はり溶接接合部の破壊に関する研究 (その 2) 柱はり溶接接合部の力学的性状および破壊に及ぼす影響について, 日本建築学会論文報告集, 第 357 号, 昭和 60 年 11 月
- 5.4) 通しダイアフラム形式で角形鋼管柱に接合される H 形鋼梁の塑性変形能力に関する実大実験報告書, 日本建築学会近畿支部鉄骨構造部会, 1997 年 7 月
- 5.5) 藤本盛久, 松下真治: 鋼構造柱はり接合部における柱フランジの板厚方向歪度とその分布に関する実験, 日本建築学会論文報告集, 第 309 号, 昭和 56 年 11 月
- 5.6) 藤本盛久, 中込忠男, 磯田和彦: エンドタブを有する柱梁接合部の安全性評価に関する非線形破壊力学的研究, 第 2 回破壊力学シンポジウム講演論文集, 昭和 58 年 6 月
- 5.7) 宮本博, 菊池正紀: 複合材料中のき裂の J 積分評価, 日本機械学会論文梗概集, NO.800-1, 1980 年 4 月

第 6 章

結論

第6章 結論

本論は、繰返し塑性履歴を受ける構造用鋼材における切り欠きからの破壊発生を定量的に把握する為の破壊解析手法の有効性並びに有用性を示すことを目的として、構造用鋼材の繰返し応力-歪関係の定式化を行った上で、繰返し塑性履歴を受ける構造用鋼材の破壊解析手法の有効性の検証を行い、さらにその破壊解析手法を2つの事例に適用しその有用性を示した。

まず、第2章で破壊パラメタを数値解析で求める際に必要となる繰返し応力-歪関係の数理モデルの提唱およびその妥当性の検証を行なった。第3章は、その数理モデルに基づく数値解析および実験に基づいた、残留塑性歪が存在する場合に使えるようにエネルギー保存則に基づいて拡張した J 積分を用いた非線形破壊力学的方法により、初期の延性亀裂進展が定量的に把握できることを示すことにより、破壊解析手法の有効性を示した。第4章では、第3章で示した破壊解析手法を適用した例として、繰返し塑性履歴を受けた構造用鋼材の破壊靱性の変化を、第5章では梁端溶接部のエンドタブからの亀裂進展について考察を行い、その有用性を示した。

各章をまとめると以下となる。

[2章]

(1)多軸応力状態に適用可能で、履歴の非線形性を再現できる繰返し応力-歪関係式を提唱し、その有用性の検証を行った。ここで行った検証は、単軸応力状態について、SM50A、溶着金属およびSM58Q材の実験結果との比較、既往のSS41とSM50A材に関する実験結果^{2.18)}との比較、および既往の研究における応力-歪関係式^{2.13)}との比較によって行った。

(2)本章で提唱した繰返し応力-歪関係式は、応力空間を設定した重曲面法によるDafaliasとPopovの数理塑性モデル^{2.11)}に対し、次のi)~iii)の事項を新たに導入し、拡張・修正を行い、利用しやすい形に簡潔化したものである。

i)境界曲面の拡大および塑性歪硬化率(E^p)を決めるための補助的な曲面として、

中間曲面を設定する。中間曲面の拡大は、降伏曲面が中間曲面に接触しさらに広がる場合にだけ起こるものとし、その場合塑性歪硬化率を(2.29)式で、それ以外、すなわち降伏曲面と中間曲面が離れている場合は(2.31)式で示したとおり以下とした。

$$E^p = \begin{cases} E^B + \left[\frac{\delta}{\bar{\varepsilon}_c^p} + \frac{\delta_{in}}{\bar{\varepsilon}_c^p} \left\{ \ln \left(\frac{\delta_{in}}{\delta} \right) - 1 \right\} \right] \left(\frac{\delta}{\delta_{in} - \delta} \right) & : E^B = E^B \\ \left[\frac{\delta}{\bar{\varepsilon}_{ci}^p} + \frac{\delta_{in}}{\bar{\varepsilon}_{ci}^p} \left\{ \ln \left(\frac{\delta_{in}}{\delta} \right) - 1 \right\} \right] \left(\frac{\delta}{\delta_{in} - \delta} \right) & : E^B = 0 \end{cases}$$

ii) 降伏曲面の拡大・収縮率 χ を定義して、これを用いて降伏曲面の移動を下式で表すものとした。

$$d\alpha_{ij} = \frac{(1-\chi) \frac{\partial F}{\partial \sigma_{mn}} d\sigma_{mn}}{(\sigma_{kl} - \alpha_{kl}) \frac{\partial F}{\partial \sigma_{kl}}} (\sigma_{ij} - \alpha_{ij})$$

iii) 応力-歪関係において、降伏棚の影響を取り入れる。

(3) 本研究の繰返し応力-歪関係のモデルに基づく数値解析に際して必要となる硬化パラメタは $\sigma_y, \varepsilon_{st}, \sigma_{in}^B$ および E^B の4つであり、 χ については下式のように3つに区分して定義するものとした。

$$\chi = \begin{cases} \chi_1 = 1 - \frac{152.5 + \sigma_y}{6.52 E_f^p \varepsilon_{st}^p} & : 0 \leq \bar{\varepsilon}_c^p < \varepsilon_{st}^p / 3 \\ \chi_2 = 0 & : \varepsilon_{st}^p / 3 \leq \bar{\varepsilon}_c^p < \varepsilon_{st}^p \\ \chi_3 = -\frac{E^B}{2683} + 0.053 & : \varepsilon_{st}^p \leq \bar{\varepsilon}_c^p \end{cases}$$

これらの硬化パラメタはすべて単調引張試験結果から容易に求めることができるように定義されている。

[3章]

切り欠きを有する構造用鋼材が塑性域に及ぶ繰返し力を受けた場合の初期の延性亀裂進

展に対する破壊パラメタとして J 積分を取り上げ、まず、中央切欠き試験片に対して有限要素法による繰返し弾塑性解析および載荷実験を行い、繰返し塑性域における初期の延性亀裂進展に J 積分が適用可能であることを明らかにした。

さらに、 J_{IC} 破壊靱性試験を実施した、近接した2つの切り欠きを有する構造用鋼材に対して、繰返し弾塑性解析と繰返し載荷実験を行い、 J 積分を用いた下式により初期の延性亀裂進展を推定できることを示した。

$$J \geq J_{IC}$$

ここで、今回行った J 値が300kg/cmで3回程度の繰返し履歴を超える場合のような、切り欠き先端の破壊領域に損傷が起る場合には、それを考慮した限界 J 値を考える必要があると考えられる。

また、繰返し載荷時の初期の延性亀裂進展は、今回の程度の繰返し履歴で、切り欠きの開閉などに起因する切り欠き先端の破壊領域の損傷による靱性劣化が無視できる場合には、荷重-変位関係及び J 積分値-変位関係の単調化スケルトン曲線により、単調載荷と同様に評価できると推察される。

[4章]

塑性履歴を受けた構造用鋼材に対して、3章までに示した破壊解析手法を適用し、塑性歪を受けた構造用鋼材の破壊靱性値の変化について考察を行った。

まず、SM490A 鋼材とその溶接部、並びに繰返し塑性歪を与えた鋼材に対しCTOD試験を行なった結果、繰返し塑性歪を受けたSM490A 鋼の限界CTOD値は、載荷形式の違いによらずNスケルトン最大歪の大きさに応じて低下することを示した。

次に、2種類の欠陥率の切り欠きを有する予歪を受けた50kg鋼材の中央切り欠き試験片モデルについて、破壊力学のパラメタを用いた弾塑性有限要素解析を行い、一様な予歪を受けた場合より切り欠きのある状態で歪履歴を受けた場合の方が、延性亀裂が発生し易い

こと、並びに欠陥率が大きい場合より小さい場合の方が、破壊パラメタ (J 値) に対して予歪の影響が大きくなることを明らかにした。また、切り欠きのある状態で塑性履歴を受けた場合は J - ε 曲線をスケルトン化することにより、単調の場合の J - ε 曲線と一致することを、並びに切り欠きのない状態で塑性履歴を受けた場合は、スケルトンによる方法では J 値を過大評価することを明らかにした。

さらに、欠陥率 5 % の場合の予歪後の破壊パラメタ (J 値) と平均歪の関係から前述の CTOD 試験と同様な結果が得られ、予歪後の状態での破壊靱性値 (J_c) が低下することと、予歪前の状態を初期値と考え、破壊靱性値を一定値で予歪履歴により破壊パラメタが増大することが同一の現象であることを示した。

本章の解析では、簡便さから中央切り欠き試験片モデルによったが、CTOD 試験の結果と厳密に検証するためには CTOD 試験と同様の曲げモデルで解析を行う必要がある。

[5章]

本章では、前章までの手法の適用例として、繰返し塑性履歴を受けるエンドタブを有する柱梁接合部を取り上げ、実験および解析を行ない、破壊解析による検討を加えた。

実験では、柱と梁フランジ部分からなる実大試験体を製作し、梁フランジとエンドタブの間に形成される切欠きから発生する亀裂に注目して、その進展量および進展の様子を繰返し実験により調べ、試験体の寸法形状、载荷形式の違いによる影響を把握した。

次に、 J_{IC} 破壊条件に基づいた単調载荷の場合の限界一様歪の略算式を用いて実験結果を評価し、さらに繰返し载荷の場合への拡張を行った。

また実験と同じ材料特性をもつ試験体モデルを想定して弾塑性有限要素解析を行ない、得られた結果をもとに溶着金属の強度の影響について非線形破壊力学による考察を加えた。

本研究により得られた結果を以下に示す。

1) 実験においては、亀裂の進展は早期から発生し、最高 20 回の繰返しに対して延性亀

裂の進展が見られた。しかし、脆性的な破壊は1体も起こらなかった。

2) 亀裂進展量の総和を荷重で評価した場合、形状・寸法の違いにより差異がみとめられる。同一形状・寸法の試験体の場合の亀裂進展量の総和は、荷重で評価すると载荷形式の違いの影響はほとんどみとめられない。

3) 亀裂の発生は直ちに耐力の低下をもたらすものではなく、本実験における接合部の耐力低下は梁フランジ母材のくびれによってもたらされる耐力の低下によるところが大きかった。しかしこれは、本実験のようにフランジ母材や溶接金属の靱性が良い場合に言えることである。

4) 単調载荷試験体に関しては、 J_{IC} 破壊条件に基づく限界一様歪の略算式により良い精度で亀裂の進展を評価できる。歪が引張側にシフトするような繰返し载荷試験体に対しては、スケルトン歪を用いることにより単調载荷の場合と同様に亀裂進展が評価できる。

また、圧縮側の履歴が大きい場合は、略算式において ε_{st} を無視することにより安全側に亀裂進展が評価できる。

5) 解析対象が異種材料から構成され相境界が存在する場合、相境界の寄与を考慮しなければ、単一材料、あるいは複合材料いずれとして扱っても J 値と制御歪の関係に差異は見られない。さらに、複合材料として扱い相境界の寄与を考慮した場合に比較して、安全側の評価となるため、本解析の対象のようなものでは相境界の寄与を考慮しなくとも、ある程度の評価は可能である。

本論では破壊として初期の延性亀裂進展に関して主に対象としたが、今後の課題として、建築鉄骨構造に特有の大きく塑性化した後の延性亀裂進展および脆性破壊について明らかにする必要がある。

謝辞

本論文をまとめるにあたり、筆者の恩師である東京工業大学名誉教授・藤本盛久博士、千葉工業大学工学部建築学科教授・橋本篤秀博士並びに信州大学工学部社会開発工学科教授・中込忠男博士には、多くの面でご指導ご鞭撻を頂きました。ここに深く感謝致します。

また、本論の実験・解析を遂行するにあたり、東京工業大学藤本研究室、信州大学中込研究室および千葉工業大学山田研究室の学生諸氏（当時）の協力を得たことに対して謝意を表します。

関連論文

- 1) 藤本盛久, 橋本篤秀, 中込忠男, 山田丈富: 構造用鋼材の多軸応力状態における繰返し応力-ひずみ関係 繰返し力を受ける鋼構造溶接接合部の破壊挙動に関する研究-第1報, 日本建築学会構造系論文報告集, 第356号, pp.93~102, 1985年10月
- 2) 藤本盛久, 中込忠男, 山田丈富: エンドタブを有する柱はり接合部の繰返し荷重下における安全性評価に関する研究, 日本建築学会構造工学論文集, Vol.33B, pp.243~250, 1987年3月
- 3) 中込忠男, 山田丈富, 日高新悟, 大林郁良: 繰返し塑性歪を受けるSM490A鋼材の材質劣化に関する実験的研究, 日本建築学会構造系論文集, 第489号, pp.87~94, 1996年11月
- 4) Tadao Nakagomi, Morihisa Fujimoto, Tomohisa Yamada: A Study Based on Nonlinear Fracture Mechanics on Fracture of Connection in Steel Structures under Cyclic Loads, The Third International Conference on Numerical Method in Fracture Mechanics, Swansea, pp.377~393, 1984.3
- 5) 藤本盛久, 中込忠男, 山田丈富: 繰返し力を受ける鋼構造接合部の力学的挙動に関する非線形破壊力学的研究, 日本鋼構造協会第15回大会研究集会マトリックス解析法研究発表論文集, pp.161~166, 1981年7月
- 6) 藤本盛久, 中込忠男, 山田丈富: 繰返し力を受ける鋼構造接合部の力学的挙動に関する非線形破壊力学的研究(その1) 鋼素材及び溶着金属の多軸応力状態における繰返し応力-歪関係, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.1763~1764, 1981年9月
- 7) 藤本盛久, 中込忠男, 山田丈富: 繰返し力を受ける鋼構造接合部の力学的挙動に関する非線形破壊力学的研究(その2) 繰返し力を受ける鋼構造接合部の亀裂発生の \int 積分による定量的把握, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.1765~1766, 1981年9月

- 8) 藤本盛久, 中込忠男, 村松弘道, 橋本一雄, 山田丈富: エンドタブを有する接合部の歪集中及び亀裂進展に関する基礎的研究(続), 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.1783～1784, 1981年9月
- 9) 山田丈富, 橋本篤秀: 繰返し力を受ける予亀裂を有する鋼材の破壊挙動に関する研究, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.1095～1096, 1994年9月
- 10) 山田丈富: 切り欠きを有する予歪を受けた鋼材の破壊挙動に関する研究, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.225～226, 1996年9月
- 11) 山田丈富: 切り欠きを有する予歪を受けた鋼材の破壊挙動に関する研究 その2, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.517～518, 1997年9月
- 12) 繰返し塑性予歪を受ける SM490A 鋼溶接接合部の破壊性状と材質劣化に関する実験的研究
—その1 繰返し載荷実験、日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.335～336, 1995年8月
- 13) 繰返し塑性予歪を受ける SM490A 鋼溶接接合部の破壊性状と材質劣化に関する実験的研究
—その2 シャルピー衝撃試験・ビッカース硬さ試験・丸棒引張試験、日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.337～338, 1995年8月
- 14) 繰返し塑性予歪を受ける SM490A 鋼溶接接合部の破壊性状と材質劣化に関する実験的研究
その3 CTOD 試験、日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.339～340, 1995年8月