

熊本大学博士論文

欠陥を有する溶接接合部の破壊に対する  
安全性の評価に関する研究

1999年3月

東 康 二

## 《目次》

第1章 序論	…1
§ 1.1 研究の背景と主題	…1
§ 1.2 研究の概要	…2
第2章 既往の研究	…7
§ 2.1 経緯と概要	…7
§ 2.2 脆性破壊発生の評価に関する既往の研究	…8
第3章 引張・曲げ複合加力法による予歪み材の溶接止端部からの破壊	…13
§ 3.1 研究の目的と概要	…13
§ 3.2 実験概要	…14
3.2.1 試験体概要	…14
3.2.2 溶接概要及び手順	…15
3.2.3 試験体寸法	…16
3.2.4 実験装置	…16
3.2.5 载荷手順	…17
3.2.6 測定方法	…17
§ 3.3 予歪み実験	…18
3.3.1 予歪実験概要	…18
3.3.2 曲げ予歪実験	…18
3.3.3 引張予歪実験	…19
3.3.4 予歪実験結果	…19
§ 3.4 疲労試験	…20
3.4.1 疲労試験概要	…20
3.4.2 疲労試験結果	…20
§ 3.5 素材特性	…21
3.5.1 素材試験概要及び結果	…21
§ 3.6 実験結果	…22
3.6.1 実験結果	…22
§ 3.7 破断形態、耐力及び変形性能の検討	…23
3.7.1 予歪材の溶接接合部の破断形態、耐力及び変形性能の検討	…23
3.7.2 低温下における変形性能、耐力及び破断形態の検討	…27
3.7.3 止端部に欠陥を有する溶接継手の変形性能、耐力及び破断形態の検討	…29

§ 3.8	有限要素解析による検討	…31
	3.8.1 解析概要	…31
	3.8.2 解析条件	…31
	3.8.3 解析手順	…33
	3.8.4 要素及び応力-歪み関係の検討	…35
	3.8.5 引張予歪試験体に関する解析	…36
	3.8.6 曲げ予歪試験体に関する解析	…38
	3.8.7 低温における解析	…39
	3.8.8 止端部に欠陥を有する試験体に関する解析	…40
§ 3.9	結論	…41
	3.9.1 実験に関して	…41
	3.9.2 解析に関して	…43
<b>第 4 章</b>	<b>往復荷重を受ける溶接 T 継手の溶接止端部からの破壊</b>	<b>…45</b>
§ 4.1	研究の目的と概要	…45
§ 4.2	実験概要	…46
	4.2.1 試験体概要	…46
	4.2.2 溶接概要及び手順	…46
	4.2.3 試験体寸法	…47
	4.2.4 実験装置	…48
	4.2.5 载荷手順及び測定変位	…48
	4.2.6 測定方法	…49
§ 4.3	疲労試験	…49
§ 4.4	素材特性	…50
	4.4.1 引張試験	…50
	4.4.2 シャルピー衝撃試験	…51
§ 4.5	実験結果	…53
§ 4.6	破断形態、耐力及び変形性能の検討	…53
§ 4.7	有限要素解析による検討	…58
	4.7.1 解析概要	…58
	4.7.2 解析条件	…58
	4.7.3 解析手順	…59
	4.7.4 疲労亀裂を有さないモデルによる解析結果	…61
	4.7.5 疲労亀裂を有するモデルによる解析結果	…63

§ 4.8	結論	…65
	4.8.1 実験に関して	…65
	4.8.2 解析に関して	…65
<b>第 5 章</b>	<b>疲労亀裂を有する溶接 T 継手の破壊に対する安全性の評価</b>	<b>…67</b>
§ 5.1	研究の目的と概要	…67
§ 5.2	実験による疲労亀裂を有する T 継手の破壊に対する安全性の評価	…68
	5.2.1 評価方法の概要	…68
	5.2.2 BSI PD6493: 1991 による評価曲線	…68
	5.2.3 実験結果と FAD との比較	…68
§ 5.3	有限要素解析による疲労亀裂を有する T 継手の破壊に対する安全性の評価	…71
	5.3.1 有限要素解析結果と FAD との比較	…71
§ 5.4	結論	…73
<b>第 6 章</b>	<b>溶接欠陥を有する柱梁接合部の実験</b>	<b>…75</b>
§ 6.1	研究の目的と概要	…75
§ 6.2	実験概要	…75
	6.2.1 試験体及び溶接欠陥概要	…75
	6.2.2 載荷方法及び測定方法	…77
§ 6.3	素材特性	…77
	6.3.1 引張試験結果	…77
	6.3.2 シャルピー衝撃試験結果	…77
§ 6.4	実験結果	…79
	6.4.1 破断性状	…79
	6.4.2 欠陥断面観察	…79
§ 6.5	履歴挙動の検討	…81
	6.5.1 M- $\theta$ 関係	…81
	6.5.2 最大曲げ耐力及びモーメント上昇率	…86
§ 6.6	変形能力に関する検討	…86
	6.6.1 スケルトン曲線による累積塑性変形倍率	…86
	6.6.2 歪ゲージによる終局時のスケルトン歪の検討	…88
	6.6.3 マイクロビッカース硬度試験	…89
	6.6.4 硬度による終局時の引張歪の検討	…89
§ 6.7	非線形有限要素解析	…90
	6.7.1 解析概要及び解析結果	…90

6.7.2 終局歪度の検討	…90
§ 6.8 結論	…93
<b>第 7 章 欠陥を有する柱梁接合部の破壊に対する安全性の評価</b>	<b>…95</b>
§ 7.1 研究の目的と概要	…95
§ 7.2 欠陥の評価手法	…95
7.2.1 評価手順	…95
7.2.2 等価 CTOD の算定	…96
7.2.3 参照温度の算定	…96
7.2.4 破壊靱性とシャルピー遷移エネルギーとの相関	…97
§ 7.3 欠陥の評価	…97
§ 7.4 結論	…99
<b>第 8 章 総括</b>	<b>…101</b>
<b>謝辞</b>	<b>…105</b>
<b>付録</b>	<b>…107</b>
§ A1 改良スカラップ工法とノンスカラップ工法	…107
§ A2 延性亀裂発生条件に関する提案式	…109
§ A3 BSI PD6493: 1991 の Level 1 アプローチと CTOD 設計曲線との相関	…111

# 第 1 章 序論

# 第1章 序論

## § 1.1 研究の背景と主題

1994年1月アメリカ合衆国カリフォルニア州ノースリッジでM6.8、1995年1月兵庫県南部でM7.2、その4ヶ月後にはロシア連邦サハリン州北部でM7.5等、世界各地で大規模地震が続発している。これらの大規模地震により建築物は倒壊等重大な被害を受けたが、鋼構造建築物においては、その原因の殆どが施工不良によるものであった。しかしノースリッジ地震、兵庫県南部地震では、その後の検証により溶接接合部において脆性破壊が多数確認された[1.1, 1.2]。一般に鋼材では、形状の特異点や材料の不均一部分などに歪が集中することにより延性亀裂が発生、進展し、最大耐力に達した後に破断に到る。しかし溶接接合部などで外力が複雑に作用した場合、その部位が保有する耐力に達する前に脆性破壊を生じ、急激に破断に到ることがある。溶接接合部における亀裂破壊は種々の破壊要素を内在しており、一度発生した亀裂は接合部全体に伝播する可能性が大きく、それにより建物が倒壊する危険性が予測できるが、これを防止する設計基準はまだ確立されていない。

近年、超高層建築や大スパン構造物等の建設が数多く行われているが、このような建築構造物の大型化、鉄骨加工工程における省力化に伴い、大型断面の鋼材や高強度鋼などの新素材の活用、溶接施工の高能率化、自動化が押し進められている。しかし、兵庫県南部地震ではメガストラクチャーに用いられた大断面組立鋼管柱、大断面円形鋼管柱において脆性破壊が確認され、その予想し得なかった破壊形態の原因が問題となった。また鋼管トラスなどで多用されている冷間成形鋼管等の予歪材の場合も、製造過程で加えられた20%程度の塑性加工による材料の靱性の低下に起因して、地震時に脆性破壊を生じる可能性が高い。

兵庫県南部地震では、鋼構造ラーメン骨組の柱梁接合部における梁端部の引張破断が数多く見られたが、特に、下フランジ側ウェブに設けられたスカラップ底からの延性亀裂の発生に起因する脆性破断が顕著であった。このような脆性破断の発生は震災以前から予想されていたことであり、震災直後に改訂された技術指針[1.3]においては、スカラップを設けずに溶接施工するノンスカラップ工法やスカラップ形状を改良してスカラップ底への応力集中或はひずみ集中を緩和する改良スカラップ工法が推奨されている[付録 1]。しかしノンスカラップ工法に見られるような裏当金が一部省略されるディテール、あるいは裏当金がウェブで分断されるディテールでは、フランジとウェブの交差部に融合不良などの溶接欠陥を生じる可能性が高くなる。したがって、溶接欠陥が接合部の性能に及ぼす影響を定量的に評価した上で、溶接欠陥の合否基準を定める必要がある。溶接構造物における欠陥の有無の検査が超音波による探傷試験に大きく依存している現状においては、溶接欠陥の合理的な評価基準の確立が特に重要と言える。震災以降、多くの実大柱梁接合部の繰返し実験[1.4]が行われ、スカラップから進展した延性亀裂が脆性破壊へ移行する現象が確認されているが、破壊形態の移行が偶発的なため、鋼構造物における脆性破壊発生に関する研究はあまり行われていないのが実状である。しかし鋼構造物の破壊に関与する座屈問題と共に、脆性破壊においても設計基準を確立することが必要となる。

本研究の第 1 の目的は、溶接部に亀裂を発生進展させ構造物に於ける亀裂破壊を実験的に再現し、脆性破壊の発生に起因すると思われる予歪みが溶接部における亀裂発生、進展及び破断形態に及ぼす影響を明確化することである。非線形有限要素解析により試験体挙動に関して実験結果との比較検討を行うと共に、試験体内部の応力状態、歪状態を調査し、延性亀裂の発生の限界値となる材料特性を検討する。さらに第 2 の目的は、兵庫県南部地震で多数指摘された溶接欠陥を有する接合部について、脆性破壊を防止するための欠陥の評価法を確立することである。破壊評価基準としては、CEGB R6 法を用いた破壊評価線図 (FAD) によるアプローチがあり、これは英国の欠陥評価基準 BSI PD6493:1991 [1.5] に採用されているが、接合部に複合力が载荷された場合の大規模降伏状態における欠陥の評価について触れていない。そこで本研究では大規模降伏状態の欠陥の評価を提案する。また、豊田らは日本溶接協会規格 WES2805 [1.6] 及び WES3003 [1.7] を基に CTOD デザインカーブを用いて接合部の保有靱性を算出し、要求靱性と比較することにより欠陥の評価を行っている[1.8]。そこで欠陥を有する実大柱梁接合部の実験に適用し、その有効性を検討する。

## § 1.2 研究の概要

現在の耐震設計基準では、接合部の十分な塑性変形能力の確保が重視されている。しかし、形状の複雑な溶接接合部が単調増加荷重或は少数回の繰返し荷重を受けた時、延性亀裂が発生進展し、接合部の塑性耐力に達する以前に脆性破断に到ることがある。即ち入力エネルギーを塑性変形によって十分に吸収することなく、延性から脆性へ破壊形態が移行する。一般的に、脆性破壊は強度を増すための合金元素の添加、温度の低下、溶接入熱による材質変化などを要因として生じる。破壊の起点は溶接止端部やスクラップ底、溶接欠陥等であり、幾何学的形状に起因する歪集中を受ける部分である。実際に実験においても最も高頻度に亀裂が観察される場所である。このような亀裂による接合部破壊は、構造物の十分な塑性変形性能を確保するために最も避けたい破壊形態であるが、その防止策は確立されていない。そこで本論文では、複合荷重を受ける溶接接合部の亀裂発生基準を明確化し、脆性破壊発生に関する欠陥の評価法を提案、検討した。また繰返し载荷を受ける欠陥を有する柱梁接合部の破壊に関する評価法の検討を行った。本論文は、次にその概要を示すように、3 種の実験及び 2 種の評価方法、計 5 つのテーマから構成される。

### 第 1 テーマ: 引張・曲げ複合加力法による予歪材の溶接止端部からの破壊 (第 3 章)

鋼材で脆性破壊が起こる場合、それに先行して延性亀裂が発生進展することが知られている。脆性破壊発生基準を検討する場合、延性亀裂の進展による影響を考慮する必要がある。そこで延性亀裂の発生進展メカニズムを解明し、限界値となる材料特性を明確化することを目的として、最も単純な溶接接合部である溶接 T 継手に引張力と曲げモーメントを同時に载荷する実験により溶接止端部に亀裂を発生進展させ構造物における亀裂破壊を再現し、非線形有限要素解析を用いて実験と同様の载荷形態を再現し、試験体挙動に関して実験結果との比較検討を行うと共に、解析結果から溶接止端部近傍における試験体内

部の応力状態、歪み状態を調査した。ここでは脆性破壊の発生要因となる予歪に着目し、予歪が溶接止端部における亀裂発生、進展及び破断形態に及ぼす影響と亀裂発生基準を検討した。実験及び解析から予歪が試験体の耐力及び靱性を低下させることが確認され、延性亀裂の発生が一様伸びに支配されていることを確認した。また脆性破壊の発生に関するもう一つの要因となる低温状態についても検討した。実験及び解析から、荷重-変形関係は試験体温度に依存せず予歪量の影響を受けることが確認された。しかし、破断性状は明らかに温度に依存しており、低温下の実験では全試験体が、かなり低い変形で脆性破壊に到った。さらに溶接止端部に疲労亀裂による欠陥を設け、亀裂進展状況を検討した。実験から、全ての試験体で延性破壊と脆性破壊が同時に生じ、高応力脆性破壊と延性破壊の分岐が破断直前で起こっていることが確認された。

## 第2テーマ:往復荷重を受ける溶接 T 継手の溶接止端部からの破壊(第4章)

本テーマでは、溶接接合部を局所的に取り出し簡略化した溶接 T 継手の主材両端部を固定し、単調曲げ荷重或は1回の往復曲げ荷重を行い、正負交番繰返し荷重時の亀裂破壊を再現した。また、有限要素解析により試験体内部の応力、歪状態を調査した。試験体主材材料による影響も研究の対象とした。実験では材料の違い、板厚の違いによる破断形態への影響は見られなかった。また止端部に疲労亀裂を設けた試験体を用いた実験から、疲労亀裂深さは初期の荷重-変形関係に影響を与えず、終局耐力及び変形性能に影響することが確認された。

## 第3テーマ:疲労亀裂を有する溶接 T 継手の破壊に対する安全性の評価(第5章)

第1テーマ及び第2テーマの荷重方法による疲労亀裂による欠陥を設けた試験体について、英国の欠陥評価基準 BSI PD6493: 1991 を利用し破壊評価線図 FAD を用いて破壊を評価した。この手法は、材料の持つ耐力と靱性をもとに欠陥を有する部材の耐力比と靱性比を算出し、欠陥が許容されるか否かを判定するものであるが、本研究で行われた実験の試験体で示されるような欠陥周囲が大規模降伏する場合の適用について確立されていない。CEGB R6 法による FAD は単純引張や純曲げに対しては精度の良い評価を与えられることが知られているが、主材に軸力、曲げモーメントが同時に作用するため、FAD に適応するようにいくつかの仮定を加えて評価を行った。軸力、曲げモーメントが同時に作用する溶接 T 継手の場合、欠陥先端における応力拡大係数の算定式がないため、ここでは有限要素解析の結果を用いた。さらに材料の破壊靱性は日本機会学会基準の弾塑性破壊靱性試験に準ずる3点曲げ試験片(SEN B 試験片)を用いた実験により求めた。これらから耐力比、靱性比を算出し FAD にプロットした。また亀裂深さをパラメータとし、解析を用いて評価を行った。欠陥を含む断面の応力分布から変形に応じた軸力と曲げモーメントの関係を作成し、 $J_c$  における軸力と曲げモーメントから耐力比を算出し、弾性解析による J 積分値  $J_e$  と  $J_c$  から靱性比を算出して FAD にプロットした。その結果、実験に対応する評価を得ることができ、評価法の有効性が示された。

#### 第4テーマ:溶接欠陥を有する柱梁接合部の実験(第6章)

兵庫県南部地震で見られた柱梁接合部における脆性破断の発生は、震災以前から予想されていたことであり、震災直後に改訂された技術指針においてはノンスカラップ工法や改良スカラップ工法が推奨されている。しかしノンスカラップ工法に見られるようなディテールでは、フランジとウェブの交差部に融合不良などの溶接欠陥を生じる可能性が高くなる。したがって、溶接欠陥が接合部の性能に及ぼす影響を定量的に評価した上で、溶接欠陥の合否基準を定める必要がある。

そこで本研究では、溶接組立 H 型鋼(BH)或は角型鋼管(BS)を柱材、圧延 H 型鋼を梁材とする溶接接合部に人工欠陥を設けた実大柱梁部分架構の繰返し載荷実験を行った。BH 試験体では梁フランジ端部溶接部に部分溶込溶接により欠陥を生じさせ、BS 試験体では柱の通しダイアフラムと梁フランジの溶接部のルート部に鋼板を挿入して融合不良を生じさせた。BH 試験体では、梁の回転角は 1/6 に達したが、欠陥部より進展した延性亀裂は安定成長の状態であり、破断に到らなかった。断面観察から、BH 試験体では溶接の溶込が深く予定通りの欠陥が得られておらず、亀裂進展量も僅かで安定成長の状態にあったことが確認された。BS 試験体は下フランジ端の溶接止端部と欠陥より延性亀裂が進展し破断に到ったが、破面の一部には脆性破面が見られた。また梁端部のマイクロビッカース硬度試験から梁フランジの終局歪が推定でき、溶接部近傍に塑性ヒンジが形成されていたことも確認された。さらに、各試験体のスケルトン歪-変形角関係は同一勾配の直線に近似でき、梁の下フランジ端部近傍は同一の歪を受けていたことが明らかとなった。BH 試験体では、部分溶込溶接のルート部は隅肉溶接によって内部欠陥となったが、補強隅肉によって断面積を確保すれば、延性亀裂は安定して成長し、大きな歪を受けても安定した変形能力を発揮できることが明らかとなった。また、BH シリーズでは部分溶込溶接により欠陥部への歪集中が緩和されていたが、BS シリーズではスカラップ及び欠陥に大きく歪が集中したため破断に到ったことが有限要素解析により明らかとなった。

#### 第5テーマ:欠陥を有する柱梁接合部の破壊に対する安全性の評価(第7章)

第4テーマの実験を基に、有限要素解析による応力分布及び歪分布から破壊力学的アプローチを用いて欠陥からの破壊に対する安全性の評価を試みた。欠陥を破壊力学的に等価な亀裂特性寸法に変換し、接合部の歪集中を考慮して評価された作用歪を用いて等価 CTOD を算定した。また繰返し荷重時の塑性変形による温度上昇、履歴による靱性の低下を考慮し、スケルトン歪を用いて破壊パラメータ算定時に対応する参照温度を算出した。さらに参照温度における吸収エネルギーを算出し、シャルピー衝撃試験結果をもとに等価遷移温度を推定した。それらをもとに 0°Cにおける必要靱性値を推定し、これと保有靱性値とを照合し、許容されるか否かを判定した。その結果、塑性拘束の影響をどのように考慮するか実験結果と合致した。BH シリーズでは、梁フランジ端部の溶接止端部に発生した延性亀裂に関しても、脆性破壊は発生しないという評価となり、実験結果と一致した。

以上により、延性亀裂発生基準と脆性破壊発生に関して、数値モデルを用いた 2 種の評価法の有効性を明らかにした。

## «参考文献»

- [1.1] SAC Joint Venture: Interim guidelines: evaluation, repair, modification and design of welded steel moment frame structures, SAC-95-02, FEMA 267, SAC Joint Venture and Federal Emergency Management Agency, Sacramento and Washington, D.C., 1995, 1 vol.
- [1.2] 「1995年兵庫県南部地震鉄骨構造建築物被害調査報告書」, 日本建築学会近畿支部鉄骨構造部会, 1995年5月
- [1.3] 「鉄骨工事技術指針」, 日本建築学会, 1996年2月
- [1.4] 「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」, 日本建築学会近畿支部鉄骨構造部会, 1997年7月
- [1.5] BSI: Guidance on Methods for the Assessing the Acceptability of flaws in Fusion Welded structures, BSI PD6493, 1991
- [1.6] 「溶接継手の脆性破壊発生及び疲労き裂進展に対する欠陥の評価方法」, WES2805-1997, 日本溶接協会, 1997年3月
- [1.7] 「低温用圧延鋼板判定基準」, WES3003-1995 (HPIS B102-1995), 日本溶接協会, 1995年11月
- [1.8] Toyoda, M.: Problems to Materials for Avoiding Failure of Steel Framed Structures under Heavy Earthquake. Document for IIW JWG on Brittle Fracture, Paris, France, April 1998

## 第2章 既往の研究

## 第2章 既往の研究

### § 2.1. 経緯と概要

建築構造物の溶接接合部の脆性破壊が、初めて実際に確認されたのは、1994年1月17日に発生したノースリッジ地震である。報告[2.1]には、鋼構造ラーメン骨組の柱梁接合部の溶接部におけるスラグ巻き込みや溶込不良を伴うルート部のノッチが破壊原因として挙げられている。さらに1995年1月17日に兵庫県南部地震が発生した。この地震においても溶接欠陥或いは下フランジ側ウェブに設けられたスカラップ底から進展した延性亀裂を起点とした脆性破壊が確認されている。7 大学共同で大規模な実大柱梁部分架構の繰返し載荷実験[2.2]が行われ、スカラップ底を起点とした脆性破壊の発生が確認された。

また柱材として多用される冷間成形鋼管等の予歪み材の場合、製造過程で加えられた 20%程度の塑性加工による材料の靱性の低下に起因して、鋼管柱材が地震時に突然脆性破壊を生じる可能性もある。特に、角型冷間成形鋼管の角部では大きな予歪を受ける。桑村らは冷間プレス成型角形鋼管で生じる角部外側からの高応力脆性破壊について、角部の延性伸び能力の不足に起因する応力集中部からの早期の延性亀裂の発生、切欠き靱性の不足による破壊形態の移行を指摘している。[2.3] 林らは予歪を受けた鋼素材の変形能力および靱性に関して、J 積分値と負荷歪の関係について剛塑性解析を用いて評価した[2.4]。また井上らは圧縮予歪が破壊靱性に及ぼす影響を調べ、曲げ部材の圧縮予歪による脆化を示した[2.5]。

脆性破壊は、形状の特異点などの歪集中部から発生した延性亀裂が安定成長した後に発生する。脆性破壊に先行する延性亀裂の発生基準として、桑村らは円周切欠きを有する丸棒の引張実験と有限要素解析を用いて、真一様伸びと三軸応力度による延性亀裂発生条件式を提案した[2.6]。また Wang らは理論的手法を用いて、延性亀裂の発生が一様伸びと Mises の相当応力で無次元化した三軸応力度に支配されることを示している[2.7]。両者の提案する延性亀裂発生条件の概略を付録-2 に示す。

溶接接合部の脆性破壊に関する研究は、1960年代から既に造船、機械の分野で行われていた。金沢らは脆性破壊発生の工学的破壊条件としての亀裂開口変位を、応力拡大係数、引張応力下の塑性域寸法と弾塑性亀裂モデルとして Dugdale モデル、Bilby モデルを用いて比較検討し、脆性破壊を予測する限界 COD の有効性を実証した[2.8]。永井らは脆性破壊強度評価法に関する一連の研究 [2.9, 2.10, 2.11] において、構造的応力集中部の COD 設計曲線の関係を見出し、その歪を簡便に推定する方法を提案した。一方、英国では1960年代末から CTOD の概念が構造用鋼に適用されてきたが、CTOD 駆動力をあらわす式がなく、溶接構造物には適用できなかった。Burdekin と Stone は帯状降伏モデルで等価 CTOD を明らかにした。その後、Burdekin と Dawes は経験則的な駆動力の関係として CTOD 設計曲線を示した。さらに、Wells が提案したグローバル歪が大規模降伏状態の CTOD と線形的に変化することを基に、弾塑性駆動力関係を示し、検証の実験を行った[2.12]。これらの研究が基本となり、現在の日本溶接協会規格 WES2805 [2.13]では CTOD 設計曲線による破壊評価が基準化された。

震災直後に改訂された技術指針[2.14]においては、ノンスカラップ工法や改良スカラップ工法が推奨さ

れている。中込らは柱梁接合部の梁フランジとウェブの交差部に人工欠陥(最大欠陥率は 7.5%)を有する  
 ノンスクラップ工法を用いた試験体の繰り返し载荷実験[2:15]を行っているが、欠陥に起因した破壊は生じ  
 ていない。しかしノンスクラップ工法に見られるような裏当金が一部省略されるディテール、あるいは裏当金  
 がウェブで分断されるディテールでは、フランジとウェブの交差部に融合不良などの溶接欠陥を生じる可  
 能性が高い。溶接欠陥が接合部の性能に及ぼす影響を定量的に評価した上で、溶接欠陥の可否基準を  
 定める必要がある。

## § 2.2 脆性破壊発生の評価に関する既往の研究

Burdekin と Dawes は 2 つの領域に分けて CTOD 設計曲線を提案した。

$$\Phi = \frac{\delta_{crit}}{2\pi\epsilon_y a} = \left(\frac{\epsilon_f}{\epsilon_y}\right)^2 \quad \text{for } \epsilon_f/\epsilon_y \leq 0.5 \quad (2.1)$$

$$\Phi = \frac{\delta_{crit}}{2\pi\epsilon_y a} = \frac{\epsilon_f}{\epsilon_y} - 0.25 \quad \text{for } \epsilon_f/\epsilon_y > 0.5 \quad (2.2)$$

ここで、 $\Phi$ は無次元化 CTOD、 $\delta_{crit}$ は限界 CTOD、 $\epsilon_f$ は破壊時の歪、 $\epsilon_y$ は降伏歪である。式(2.1)は線形弾性  
 破壊力学から導かれたものであり、亀裂寸法に基づく 2.0 の安  
 全率がかかっている。式(2.2)は実験データの上限值である。

破壊評価線図(FAD)を用いた欠陥評価手法は CEGB によ  
 って提案された。この手法は以下の式ように、脆性破壊と塑性  
 崩壊に関する 2 つのクライテリアからなり、破壊評価線図によ  
 って 2 つの相関を示す。

$$K_r = \frac{K}{K_c} \quad (2.3)$$

$$S_r = \frac{\sigma_n}{\sigma_f} \quad (2.4)$$

ここでは  $K_r$  は破壊パラメータ、 $K$  は応力拡大係数、 $K_c$  は材料の破壊靱性であり、 $S_r$  は塑性崩壊パラメータ、 $\sigma_n$  は有効断面応力、 $\sigma_f$  は流動応力である。

BSI PD 6493: 1991 [2.16]に導入された FAD による評価手法には、CTOD 設計曲線による手法と同様の  
 Level 1 アプローチ、Milne 等[2.17, 2.18]によって改良された CEGB R6 法による Level 2、Level 3 アプ  
 ローチがある。Level 1 アプローチと CTOD 設計曲線による手法との主な相違点は、破壊評価線図によって表  
 現されていること、明確な崩壊解析が含まれていることである。この相違点の詳細を付録-3 に示す。

既知の欠陥に対しては、帯状降伏モデルによる Level 2 アプローチが用いられる。しかし Level 2 の評価  
 曲線では、 $S_r$  は 0 から 1 の範囲にあるが、これは高い加工硬化を示す材料には適していない。HAZ 部のよ  
 うに応力-歪曲線が明確でない場合には、Level 3 の評価曲線式を用いる。Level 2, 3 については第 5 章で  
 詳細に述べる。

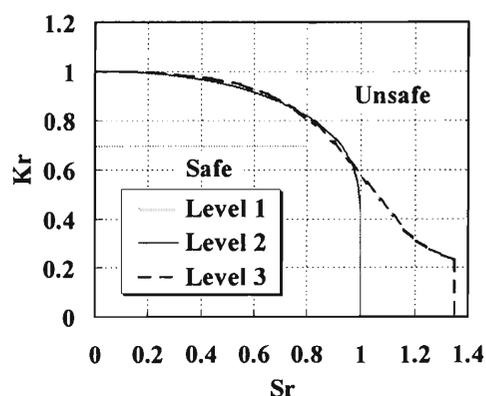


図 2.2.1 破壊評価線図

日本溶接協会では、溶接継手における脆性破壊発生に寄与する欠陥の評価手法として CTOD 設計曲線を用いた手法を採用した。このグループでは、評価手法を改良し、破壊力学的アプローチを組み込んで規格 WES2805 を作成した。さらに低温下の鋼材の脆性破壊について、低温用の圧延鋼板の規格 WES3003[2.19]を作成した。この中で、シャルピー吸収エネルギーと限界 CTOD との相関式を提案している。

豊田ら WES2805 の評価手法を基にして脆性破壊の発生を予測する手法を案している[2.20, 2.21]。ここで提案された破壊力学アプローチは CTOD 設計曲線の手法を改良したものであり、日本溶接協会規格 WES2805 及び WES3003 を基に以下に示される CTOD 評価曲線を用いて接合部の保有靱性値を算出し、要求靱性値と比較することにより評価を行う。

$$\delta = \varepsilon_y \bar{a} \frac{\pi}{8} \left( 9 \frac{\varepsilon}{\varepsilon_y} - 5 \right) \quad (2.5)$$

ここで、 $\delta$ は破壊パラメータ、 $\bar{a}$ は亀裂特性寸法、 $\varepsilon$ は亀裂に作用する歪、 $\varepsilon_y$ は材料の降伏歪である。この手法は BSI PD 6493: 1991 のレベル 1 アプローチと同様、経験則を基にしている。さらに、島貫らは、このアプローチがノースリッジ地震や兵庫県南部地震に被害を受けた建築物や地震後に行われた大規模な実大実験で見られた脆性破壊の発生の予測についての効果を検証した[2.22]。Pereira らは CTOD アプローチと FAD アプローチとの比較研究を行い、両評価手法の特性の違いを検討した[2.23]。

以上のように、脆性破壊に関する研究は蓄積されているが、その殆どが単純引張荷重や曲げ荷重を受ける場合のみである。しかし、建築構造物が地震などの外乱を受けた場合、接合部には複雑な荷重が加わる。破壊と塑性崩壊の複合した破壊モードを示す溶接 T 継手には、破壊を的確に評価する上で、FAD の手法が適している。しかし、この手法を直接適用するにはいくつかの問題がある。第 1 に、PD6493 によれば、元来、FAD の手法は引張を受ける部材を対象としているが、溶接 T 継手は引張と曲げの複合荷重を受けている。第 2 に、溶接 T 継手では大規模降伏と大変形を生じた後に脆性破壊が発生している。既存の FAD 手法はこのような靱性の高い構造物を対象とはしていない。また CTOD アプローチでは、等価欠陥寸法の大きさによってシャルピー吸収エネルギーと限界 CTOD との相関が適応できない場合がある。さらに両評価手法とも、塑性拘束の影響をいかに考慮するかが明確ではない。

脆性破壊発生基準として限界 CTOD、亀裂先端周囲の応力拡大係数(或は J 積分値)、引張応力下の塑性域寸法などが挙げられたが、実際の建築物において、それらの値を視覚化することは不可能である。本研究では、実験と数値モデル化した接合部から得られた値を用いて、上記評価手法で推奨されている算定式をできるだけ忠実に用いて評価を行った。ただし第 3 章および第 4 章に示される溶接 T 継手の破壊に対する安全性の評価では、塑性崩壊パラメータの算出に際して、断面の応力分布および解析における破壊の発生点、モーメント-軸力関係について仮定を加えた。第 5 章に示される欠陥を有する柱梁接合部の破壊に対する安全性の評価では、延性亀裂の成長、および南らの研究[2.24]をもとに塑性拘束の影響について仮定を加え、評価手法の検証を行った。

## 《参考文献》

- [2.1] SAC Joint Venture: Interim guidelines: evaluation, repair, modification and design of welded steel moment frame structures, SAC-95-02, FEMA 267, SAC Joint Venture and Federal Emergency Management Agency, Sacramento and Washington, D.C., 1995, 1 vol.
- [2.2] 「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」, 日本建築学会近畿支部鉄骨構造部会, 1997年7月
- [2.3] 桑村仁, 秋山宏, 山田哲, 邱榮政 「冷間プレス曲げによる鋼板の材質変化とその改善に関する研究」日本建築学会構造系論文集, 第 444 号, 129-135, 1993 年 2 月
- [2.4] 林健治, 高野一男, 佐々木定雄, 堀川浩甫 「予ひずみを受けた鋼素材の変形能力と破壊じん性に関する研究」, 材料, 第 36 卷, 第 410 号, 69-75, 1987 年 11 月
- [2.5] 井上肇, 前中浩, 佐久間正明 「圧縮予歪が破壊靱性に及ぼす影響」, 日本造船学会論文集, 第 160 号, 545-555, 1987 年
- [2.6] 桑村仁, 山本恵市 「三軸応力状態における構造用鋼材の延性き裂発生条件」, 日本建築学会構造系論文集, 第 477 号, 129-135, 1995 年 11 月
- [2.7] Wang, B., Kurobane, Y. and Makino, Y.: Damage Criterion and Modified CEGB Approach for Welded T-joints, 鋼構造論文集, 第 4 卷, 第 13 号, pp. 1-8, 1997 年 3 月
- [2.8] 金沢武, 三村宏, 町田進, 宮田隆司, 萩原行人 「脆性破壊発生のクライテリアに関する考察」, 日本造船学会論文集, 第 129 号, 237-246, 1971 年
- [2.9] 永井欣一, 梶本勝也, 谷口清久 「構造的応力集中部における脆性破壊発生特性について」, 日本造船学会論文集, 第 144 号, 420-428, 1978 年
- [2.10] 永井欣一, 岩田光正, 谷口清久, 梶本勝也, 南渚夫 「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 2 報)」, 日本造船学会論文集, 第 148 号, 169-176, 1980 年
- [2.11] 永井欣一, 梶本勝也, 谷口清久 「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 3 報)」, 日本造船学会論文集, 第 151 号, 223-230, 1982 年
- [2.12] Anderson, T.L.: Fracture Mechanics - Fundamentals and Applications – Second Edition, CRC Press, 1995
- [2.13] 「溶接継手の脆性破壊発生及び疲労き裂進展に対する欠陥の評価方法」, WES2805-1997, 日本溶接協会, 1997年3月
- [2.14] 「鉄骨工事技術指針」, 日本建築学会, 1996年2月
- [2.15] 中込忠男, 矢部喜堂, 坂本真一 「梁スカラップの有無がH形断面柱に溶接接合されるH形鋼梁端部の力学的性状に及ぼす影響」, 日本建築学会構造系論文集, 第 432 号, 51-59, 1992 年 2 月
- [2.16] BSI: Guidance on Methods for the Assessing the Acceptability of flaws in Fusion Welded structures, BSI PD6493, 1991
- [2.17] Milne, I.: Failure Assessment Diagrams and J-estimates -A comparison for Ferritin and Austenitic

Steels-, Int. J. of Pressure Vessels & Piping, Vol.13, 1983

- [2.18] Milne, I., Ainsworth, R.A., Dowling, A.R. and Stewart, A.T.: Assessment of the Integrity of Structures Containing Defects, CEBG Report R/H/R6 - Rev. 3, Int. J. of Pressure Vessels & Piping, Vol.32, pp 3-106, 1986
- [2.19] 「低温用圧延鋼板判定基準」, WES3003-1995 (HPIS B102-1995), 日本溶接協会, 1995年11月
- [2.20] 島貫広志, 豊田政男 「建築鉄骨脆性破壊事例の破壊力学的解析」, 鋼構造年次論文報告集, 第5巻, 63-70, 1997年
- [2.21] Toyoda, M.: Problems to Materials for Avoiding Failure of Steel Framed Structures under Heavy Earthquake. Document for IIW JWG on Brittle Fracture, Paris, France, April 1998
- [2.22] Shimanuki H.; Toyoda, M.; Hagiwara, Y.: Fracture Mechanics Analysis of Damaged Steel-Framed Structures in Recent Earthquakes. Proc. Int. Conf. Welded Construction in Seismic Areas, Hawaii, U.S.A., pp. 15-26, October 1998
- [2.23] Pereira, M., Machida, S., Yoshinari, H. and Morita, A.: Evaluation of Surface Flaws Located in Highly Strain Concentrated Zone of Stiffened Structural Components Proposals for Revision To BSI PD6493 – CEBG R6, IIW X-1371-97, 1-24, July 1997.
- [2.24] 南二三吉, 大畑充, 豊田政男, 有持和茂 「破壊靱性試験の構造性能評価へのTransferabilityを考慮した破壊靱性要求-破壊制御設計へのローカルアプローチの展開(第1報)」, 日本造船学会論文集, 第182号, 647-657, 1997年

### 第3章 引張・曲げ複合加力法による予歪み材の 溶接止端部からの破壊

### 第3章 引張・曲げ複合加力法による予歪材の溶接止端部からの破壊

#### § 3.1 研究の目的と概要

鋼管継手では溶接止端部に応力集中を受ける。鋼管 K 継手のギャップ部分が典型的な例である。実験[3.1]においても、延性亀裂が止端部に沿って徐々に進展することが確認され、さらに延性亀裂の不安定成長により早期に破壊に至ることも確認されている。Cheaitani 等はギャップ部分に機械的に貫通亀裂を設けた鋼管 K 継手について研究を行っている[3.2]が、過去の実験によれば、K 継手は溶接止端部に沿った表面亀裂が貫通亀裂に進展すると同時に破壊に至っている。従って Cheaitani のモデルでは実験で観察された K 継手の実挙動を必ずしも再現しているとは言えない。脆性破壊は延性亀裂の先端から発生するが、鋼管 K 継手が脆性破壊によって破断する状況は実験では見られない。恐らく、過去に行われた試験体が脆性破壊を引き起こすのに十分な管厚をもたなかったからである。

しかし、1994 年のノースリッジ地震、1995 年の兵庫県南部地震では、多くの鋼構造物の溶接継手で脆性破壊が見られた。いくつかの脆性破壊は梁端部の溶接止端部から発生していた。震災後の調査[3.3]では、延性亀裂の先端、或いは溶接止端部におけるスラグ巻込みによる溶接欠陥部を起点として脆性破壊が発生していることが明らかとなった。

構造物の溶接接合部における亀裂破壊と類似の現象を再現し、亀裂の発生から破断に至るメカニズムを明確化することを目的として、図 3.1.1 に示すような複合載荷実験を行った。試験体は 2 枚の鋼板からなる溶接 T 継手で、主材板厚は 22mm、26mm の 2 種類である。これに P 方向(主材軸方向)を一定荷重に保ったまま H 方向(リブプレート軸方向)に単調増加荷重を載荷することにより止端部に引張力と曲げモーメントを同時に与え、止端部から亀裂を発生進展させ試験体を破断させた。

試験体主材内の残留歪が試験体の亀裂の発生進展及び破断挙動に及ぼす影響を調査することを目的として、予備実験として主材に曲げ予歪(7.5%)及び引張予歪(7.5%,15%)を与えた後、本実験として複合載荷実験を行い、その荷重-変形関係において亀裂発生点と試験体挙動を具現化し、予歪を与えていない試験体の結果と比較することでその影響を調査した。更に破断形態及び破断面から、延性から脆性への破断形態の移行へ予歪が及ぼす影響を調査した。また試験体温度が破壊性状に及ぼす影響を確認するために、試験体温度 0°C のもとで引張予歪を与えた試験体について複合載荷実験を行った。

解析においては、亀裂発生点の歪状態から予歪の影響を調査すると共に、文献[3.4]にある亀裂発生歪が材料の一様伸びに支配されることについて検証した。

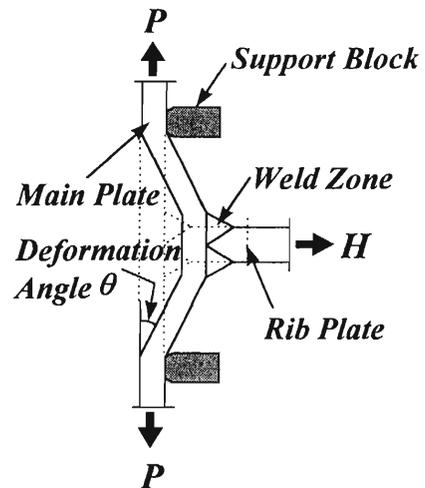


図 3.1.1 実験概要図

## § 3.2 実験概要

### 3.2.1 試験体概要

試験体主材には熱間圧延材 SS400 を用い、基本主材長  $L$  は 880mm とした。板厚が破壊形態に及ぼす影響を調査するため、主材板厚( $t$ )を 22mm,26mm の 2 種類とし、リブプレート溶接前または溶接後に主材に対し曲げ或は引張の予歪を与えた。予歪に伴う主材寸法の変化に関しては後述 3.3 節の予歪実験に記す。適用された予歪の種類、予歪量を表 3.2.1 に示す。全試験体はリブプレート溶接後に板幅方向で 80mm に研磨され、また支持ブロックとの摩擦を極力減らすため接触面を研磨した。試験体形状を図 3.2.1 に示す。

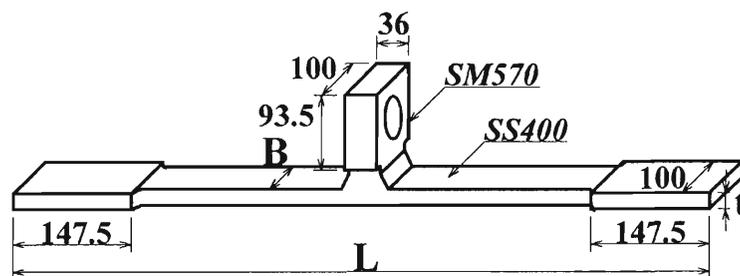


図 3.2.1 試験体形状図

表 3.2.1 試験体詳細

Thickness $t = 22$ mm			Thickness $t = 26$ mm		
Specimen No.	Application & Pre-strain ratio	Abbreviation	Specimen No.	Application & Pre-strain ratio	Abbreviation
1	Pre-tension before Welding	ptbw 0%	16	Pre-tension before Welding	ptbw 0%
2	0%		17	0%	
3	Pre-tension before Welding	ptbw 7.5%	18	Pre-tension before Welding	ptbw 7.5%
4	7.5%		19	7.5%	
5	Pre-tension before Welding	ptbw 15%	20	Pre-tension before Welding	ptbw 15%
6	15%		21	15%	
7	Pre-bending before Welding	pbbw-c 7.5%	22	Pre-bending before Welding	pbbw-c 7.5%
8	Compression side 7.5%		23	Compression side 7.5%	
9	Pre-bending before Welding	pbbw-t 7.5%	24	Pre-bending before Welding	pbbw-t 7.5%
10	Tension side 7.5%		25	Tension side 7.5%	
11	Pre-bending after Welding	pbaw-c 7.5%	26	Pre-bending after Welding	pbaw-c 7.5%
12 13	Compression side 7.5%		27 28	Compression side 7.5%	
14	Pre-bending after Welding	pbaw-t 7.5%	29	Pre-bending after Welding	pbaw-t 7.5%
15	Tension side 7.5%		30	Tension side 7.5%	

《Notes》 Compression side :歪計測面が圧縮側になるように曲げ予歪を与えた場合  
Tension side :歪計測面が引張側になるように曲げ予歪を与えた場合

### 3.2.2 溶接概要及び手順

溶接部では止端部の形状、残留応力及び残留歪が破壊形態に影響を及ぼすことから、リブプレート溶接時の熱影響について検討し、入熱量を考慮した。溶接は完全溶込み溶接とし、溶接時の収縮による角変化や溶接歪による影響をできるだけ小さくするため溶接ビードを7層とし、各層の溶接に要した時間を計測して各々を一致させ、層間温度を一定とした。溶接手順は図3.2.3.に示すように、1,2層を溶接した後、反転させガウジングを行ってから3,4,5,6層を溶接し、さらに反転させ7層目を溶接した。

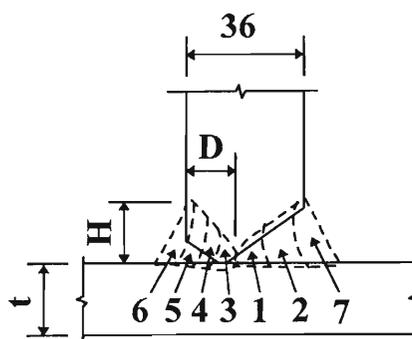


図 3.2.3 溶接部詳細

表 3.2.2 試験体寸法実測値

Specimen No.	Pre-strain ratio	Length (mm)	Breadth (mm)	Thickness (mm)	$S_p$ (mm)	$S_h$ (mm)	$l_0$ (mm)	$P_0$ (kN)
1	ptbw 0%	880	80.0	22.01	8.18	19.66	103.8	485.4
2	ptbw 0%	880	80.0	22.00	8.03	19.75	104.0	485.4
3	ptbw 7.5%	924	80.0	21.13	8.13	22.20	103.9	485.4
4	ptbw 7.5%	923	80.0	21.18	10.98	21.68	101.0	741.7
5	ptbw 15%	964	80.0	20.47	10.31	20.80	101.7	485.4
6	ptbw 15%	967	80.0	20.41	8.18	20.83	103.8	808.4
7	pbbw-c 7.5%	880	80.0	21.96	8.65	21.84	103.4	485.4
8	pbbw-c 7.5%	880	80.0	21.87	9.58	20.45	102.4	437.5
9	pbbw-t 7.5%	880	80.0	21.93	8.63	21.51	103.4	485.4
10	pbbw-t 7.5%	880	80.0	21.92	10.75	21.65	101.3	437.5
11	pbaw-c 7.5%	880	80.0	21.97	8.65	20.49	101.0	485.4
12	pbaw-c 7.5%	880	80.0	21.92	9.76	19.94	102.2	437.5
13	pbaw-c 7.5%	880	80.0	21.93	9.91	20.23	102.1	437.5
14	pbaw-t 7.5%	880	80.0	21.91	8.83	20.55	103.2	485.4
15	pbaw-t 7.5%	880	80.0	21.93	9.85	20.35	102.2	437.5
16	ptbw 0%	880	80.0	25.98	10.54	21.28	101.5	573.7
17	ptbw 0%	880	80.0	26.05	9.01	19.76	103.0	573.7
18	ptbw 7.5%	927	80.0	25.03	11.00	21.89	103.4	573.7
19	ptbw 7.5%	928	80.0	25.01	8.69	21.14	103.3	573.7
20	ptbw 15%	966	80.0	24.26	10.03	19.53	102.0	573.7
21	ptbw 15%	974	80.0	24.07	9.49	18.66	102.5	942.6
22	pbbw-c 7.5%	880	80.0	25.90	9.00	23.19	103.0	573.7
23	pbbw-c 7.5%	880	80.0	25.92	8.48	21.59	103.5	517.0
24	pbbw-t 7.5%	880	80.0	25.94	10.85	21.45	101.2	573.7
25	pbbw-t 7.5%	880	80.0	25.98	9.03	19.38	103.0	517.0
26	pbaw-c 7.5%	880	80.0	25.93	8.49	20.04	103.5	573.7
27	pbaw-c 7.5%	880	80.0	25.93	10.20	21.01	101.8	517.0
28	pbaw-c 7.5%	880	80.0	25.97	10.71	20.96	101.3	517.0
29	pbaw-t 7.5%	880	80.0	26.02	8.90	20.94	103.1	573.7
30	pbaw-t 7.5%	880	80.0	25.97	9.98	20.00	102.0	204.9

《Notes》  $S_p$ :P方向平均溶接サイズ  $S_h$ :H方向平均溶接サイズ  
 $l_0$ :支持ブロック-溶接止端部間平均距離  $P_0$ :P方向荷重

### 3.2.3 試験体寸法

溶接止端部近傍の主材板幅(B)、板厚(t)を図 3.2.4.に示す位置で測定した。板幅(B)は溶接止端部の主材板幅を B①、B②の位置でノギスを用いて測定し 2 箇所を平均した値とし、板厚(t)は t①～t④の位置でマイクロメーターを用いてそれぞれ 3 回測定し 4 箇所を平均した値とした。また溶接形状測定位置を図 3.2.5.に示す位置で測定した。溶接形状値は溶接部両端(s①～s④)を図 3.2.5.に示すようにけがいた後、ノギスで P 方向( $S_p$ )と H 方向( $S_h$ )の長さを 1 回ずつ測定し 4 箇所を平均した値とする。試験体寸法実測値を表 3.2.2 に示す。

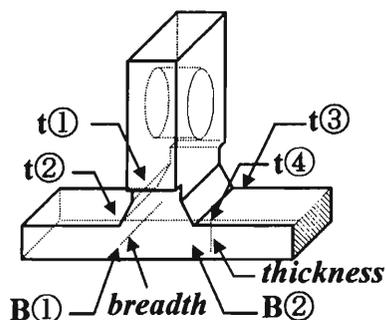


図 3.2.4 板幅(B)-板厚(t)測定位置図

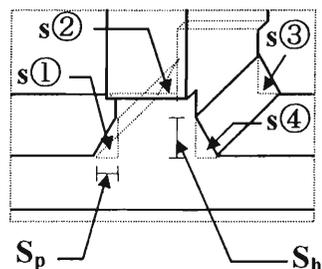


図 3.2.5 溶接形状測定位置

### 3.2.4 実験装置

溶接 T 継手試験体に引張力と曲げモーメントを同時に載荷するための実験装置のセットアップ図を図 3.2.6 に示す。P 方向は 100ton 万能試験機で載荷し、H 方向はオイルポンプに接続した 100ton センターホールジャッキを組み込んだ H 方向荷重載荷装置で載荷した。試験体と H 方向荷重載荷装置の支持ブロックとの接触面に生じる摩擦を極力減少させるため、支持ブロック表面にグラファイトグリース（二硫化モリブデン入り）を塗布した。H 方向荷重載荷装置の詳細図を図 3.2.7 に示す。

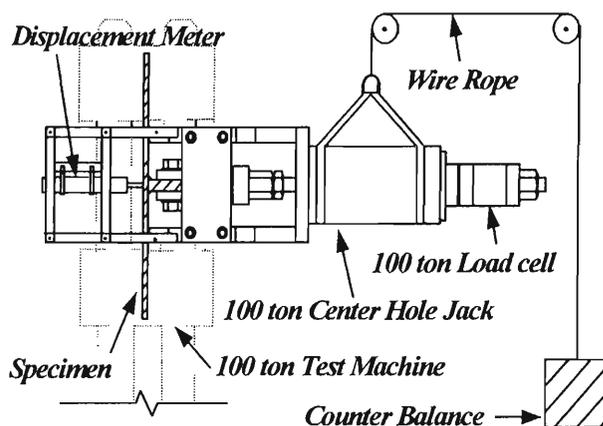


図 3.2.6 セットアップ図

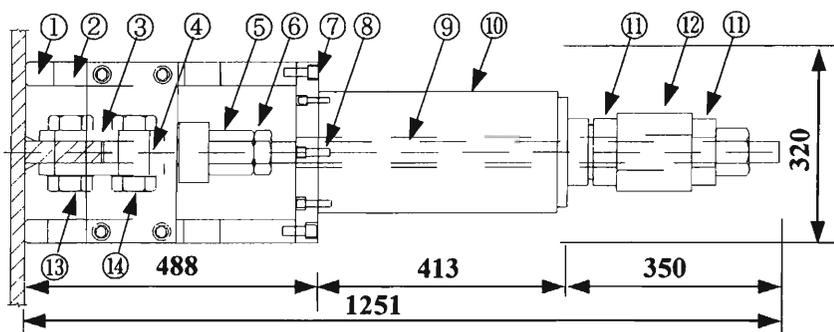


図 3.2.7 H 方向荷重載荷装置詳細図

①	試験片支持ブロック
②	試験片支持板
③	挟板
④	連結ボルト
⑤	連結金具
⑥	PC 鋼棒連結ネジ
⑦	六角穴付きボルト M16
⑧	六角穴付きボルト M12
⑨	PC バー
⑩	100ton センターホールジャッキ
⑪	座金
⑫	100ton ロードセル
⑬	ナット M48
⑭	ワッシャー

### 3.2.5 載荷手順

以下の手順に従い試験体に引張・曲げ複合載荷を行った。

[Step 1] P 方向に設定荷重  $P_0$  に達するまで載荷する。

[Step 2] P 方向荷重が  $P_0$  に達した後、P 方向荷重を一定に保ったまま H 方向荷重を載荷し、亀裂の発生を目視により随時確認しながら試験体が破断するまで載荷する。

また低温における実験では、試験体全体を冷却器中で十分に冷却した後、止端部を保冷材で冷却したまま状態で上記と同様の試験に供した。温度ゲージで試験体温度の上昇を追跡しながらセットアップし、設定温度近傍を確認した後実験を開始した。実験中、温度ゲージの値により試験体温度の変化を確認し、冷媒を溶接止端部周囲に配し試験体温度を一定に保った。

### 3.2.6 測定方法

P 方向荷重は万能試験機の出、H 方向荷重はデジタル指示機(TD-1LD)を経由したロードセルの出、H 方向変位は図 3.2.6 に示すとおり、試験体裏面の中央部に固定した高感度変位計(CDP-100)の出を歪計測器(TDS-301)で数値変換して記録した。実験中、ディスプレイで荷重-変形関係をグラフにより追跡し、亀裂発生時の変位を確認した。

荷重-変形関係を荷重- $\sin\theta$ 関係に変換し各試験体の実験結果について比較を行う。 $\sin\theta$ を算定する際に用いられる  $l_0$  は溶接止端部から支持ブロックの溶接側角部が試験体と接する位置の節点である。 $l_0$ の算定式を以下に示すと共に、算定図を図 3.2.8 に示す。これを用いて求められた  $l_0$  は表 3.2.2 に示されているとおりである。

$$l_0 = 160 - (18 + S_p + 30) \quad (3.1)$$

$\sin\theta$ の算定式を以下に示す。

$$\sin\theta = \frac{y\delta_o}{\sqrt{y\delta_o^2 + l_0^2}} \quad (3.2)$$

ここで  $y\delta_o$  は o 点の y 方向変位である。また  $P_0$  は次式により定義した。

$$P_0 = \alpha \cdot B \cdot t \cdot \sigma_u \quad (3.3)$$

$\alpha$ :定数     $B$ :主材幅     $t$ :主材板厚

$\sigma_u$ :引張強さ(394.03 MPa)

No.1,2,3,5,7,9,11,14,16,17,18,19,20,22,24,26,29    :  $\alpha = 0.70$

No.8,10,12,13,15,23,25,27,28    :  $\alpha = 0.63$

No.4,6,21    : 予歪実験結果をもとに $\alpha$ を算定

No.30    : 疲労亀裂による断面減少を考慮し $\alpha$ を算定

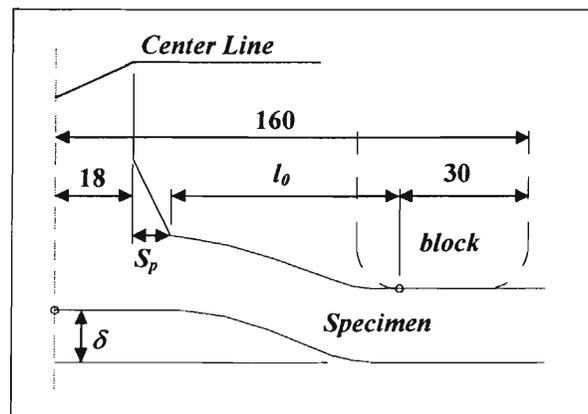


図 3.2.8  $l_0$  算定図

### § 3.3 予歪実験

#### 3.3.1 予歪実験概要

予歪による影響を調査するために、本年度の試験体として、リブプレート溶接前或は溶接後に7.5%の曲げ予歪を与えたもの、溶接前に7.5%、15%の引張予歪を与えたものを用意した。曲げ予歪は4点曲げ装置を用いて行い、引張予歪は万能試験機で単調载荷した。

#### 3.3.2 曲げ予歪実験

曲げ予歪を与える試験体に曲げ予歪実験を行うための実験装置のセットアップ図を図3.3.1に示す。リブプレート溶接前或いは溶接後で、主材及び溶接止端部近傍が受ける予歪の影響を調査するため、はさみ板を介した4点曲げ装置を用いた。図3.3.2に示すように溶接止端部から5mm、板幅中心線から10mm離れた位置で試験体表裏に左右2枚ずつ計8枚の歪ゲージ(YL-10)を貼付した。なお表裏の貼付位置は対称となるようにした。測定方法は複合载荷実験と同様である。以下に载荷手順を示す。

[Step 1] 矢印2点に载荷し曲げ実験を行った。上記8枚の歪ゲージ中、何れか2つが7.5%に達した時点で荷重を除荷した。

[Step 2] 試験体を反転させた後、主材が水平に戻るまで荷重を载荷した。主材の復元は歪値と目視により判断した。

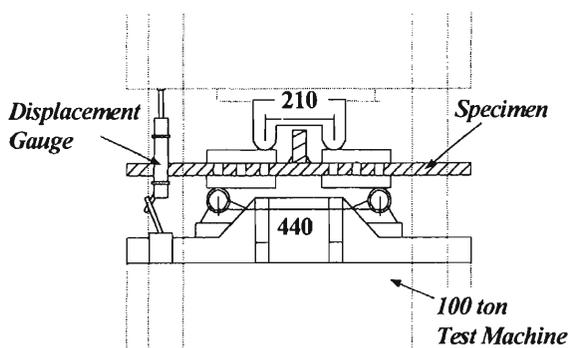


図 3.3.1 曲げ予歪実験装置

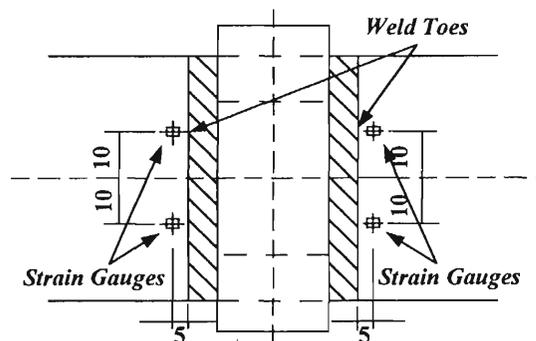


図 3.3.2 歪ゲージ貼付位置

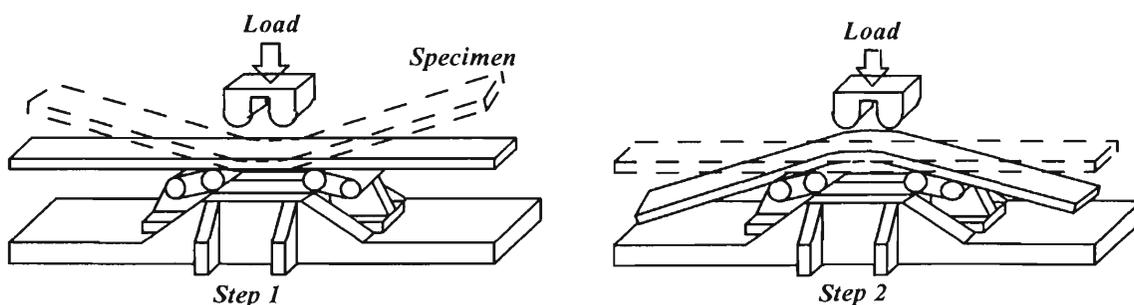


図 3.3.3 曲げ予歪実験概略図

### 3.3.3 引張予歪実験

素材試験と同様に万能試験機に試験体をセッティングし、高感度型変位計(CDP-100)を試験機中間部に挿入して変位を測定した。試験体の歪ゲージ貼付位置は曲げ予歪実験の場合と同様の場所に貼り付けた。試験体に貼付した8枚の歪ゲージ中、何れか2つが7.5%若しくは15%に達した時点で荷重を除荷した。

### 3.3.4 予歪実験結果

以上に述べた予歪実験において、荷重と歪ゲージ貼付位置における荷重-歪関係の概略図を図3.3.4,図3.3.5に示す。

曲げ予歪実験においては寸法の変化は見られなかったが、引張予歪実験においてかなりの寸法変化が確認された。引張予歪実験における母材長、板厚、板幅の変化を表3.3.1に示す。計測点は試験体中央部3カ所で、板幅は予歪実験後すべて80mmに研磨された。

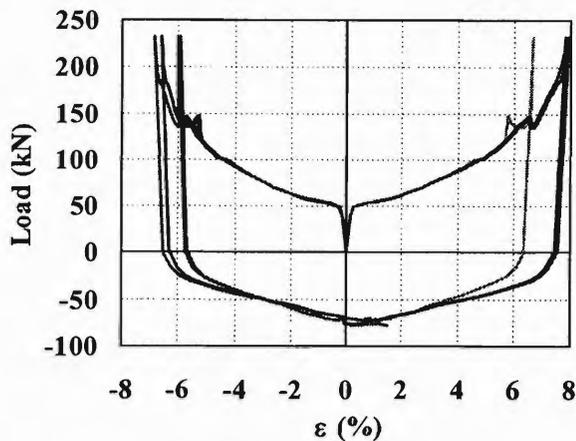


図 3.3.4 曲げ予歪実験結果(概略)

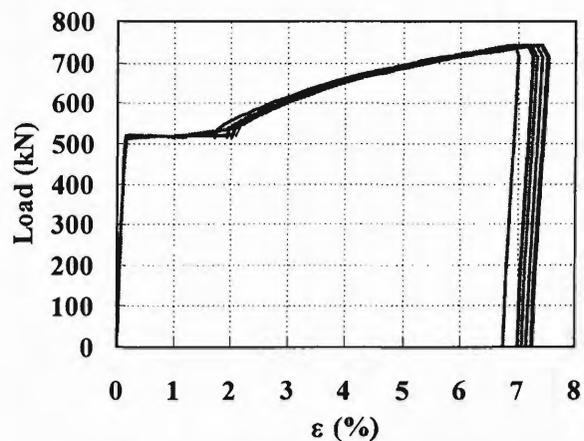


図 3.3.5 引張予歪実験結果(概略)

表 3.3.1 予歪による寸法変化

Specimen No.	Pre-strain ratio	L(mm) (original)	L(mm) (strained)	B(mm) (original)	B(mm) (strained)	t(mm) (original)	t(mm) (strained)
3	7.5%	880	924	90.0	87.3	22.00	21.13
4	7.5%	880	923	90.0	87.2	22.00	21.18
5	15%	880	964	90.0	84.7	22.03	20.47
6	15%	880	967	90.0	84.3	22.01	20.41
18	7.5%	880	927	90.0	87.2	26.05	25.03
19	7.5%	880	928	90.0	87.2	26.04	25.01
20	15%	880	966	90.0	84.8	26.05	24.26
21	15%	880	974	90.0	84.4	26.04	24.07

《Notes》 L: 主材長 B: 主材板幅 t: 主材板厚

## § 3.4 疲労試験

### 3.4.1 疲労試験概要

初期亀裂の有無が破断形態に及ぼす影響を調べるため、予歪を与えた 10 体について、3 点曲げの疲労試験により止端部に疲労亀裂を発生させた。

疲労試験における設定荷重は、素材試験より得られた降伏点と実断面測定値より曲げ降伏荷重を求め、これをもとに決定した。疲労亀裂長さは 1.5mm, 3.0mm, 4.5mm を目標とし、载荷中の試験体の側面から目視によって疲労亀裂を観察することで亀裂長さを測定した。また疲労試験

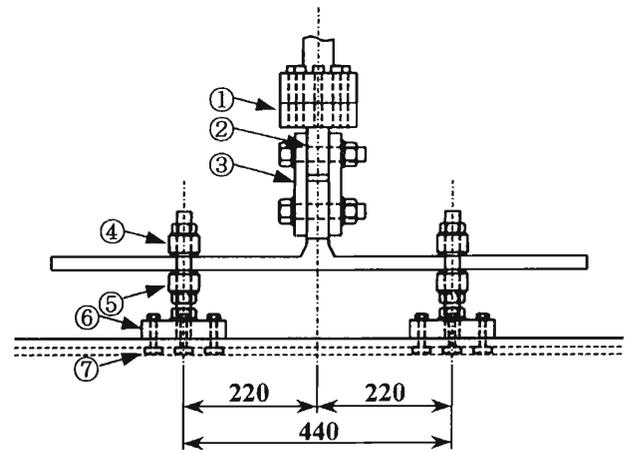


図 3.4.1 曲げ疲労試験装置組立図

によって生じた疲労破面と、複合载荷実験によって発生する延性・脆性破面とを区別するために、青熱脆性温度（280℃）で 2 時間加熱して疲労破面に青色錆を発生させた。疲労試験装置を図 3.4.1 に示す。

### 3.4.2 疲労試験結果

疲労試験結果を表 3.4.1 に示す。ここで亀裂深さは実験終了時の試験体側面における測定値である。

表 3.4.1 疲労試験結果

Specimen No.	t (mm)	B (mm)	$P_{max}$ (kN)	$\sigma_a$ (MPa)	R	N (Cycles)	d (mm)
8	21.87	80.0	14.71	221.9	-1	191330	2
10	21.92	80.0	14.71	219.6	-1	220000	0
12	21.92	80.0	14.71	220.7	-1	56360	2
13	21.93	80.0	14.71	220.3	-1	257520	0
15	21.93	80.0	14.71	220.4	-1	45340	3
23	25.92	80.0	19.61	211.8	-1	200000	1
25	25.98	80.0	19.61	210.2	-1	350000	0
27	25.93	80.0	19.61	209.8	-1	200000	0
28	25.97	80.0	19.61	208.6	-1	200000	0
30	25.97	80.0	19.61	209.4	-1	74670	14

《Notes》 t:板厚 B:板幅  $P_{max}$ :最大荷重  $\sigma_a$ :応力振幅

R:応力比 N:サイクル数 d:疲労亀裂深さ

## § 3.5 素材特性

### 3.5.1 素材試験概要及び結果

本実験に用いた試験体の主材の機械的性質を調べるために引張試験を行った。試験体形状は JIS 規格 14A 号試験片に準拠したもので、6 体の試験体を製作した。6 体の結果を平均したものを本実験の設定荷重算定に用いる資料とした。

歪度は試験片中央部の表裏に歪ゲージ(YL-10)を貼付し、高感度型変位計(CDP-100)を万能試験機中間部に挿入して変位を測定した。また使用した歪ゲージの測定可能歪度は20%程度であり、それ以降の塑性域での歪値は信用性に欠けるため、変位計の値を歪に変換することによって求めた。変換方法は、変位-歪関係における30000 $\mu$  ~ 50000 $\mu$ のデータより最小2乗法を用いて、変位と歪の関係式を作成し、変位計の値を歪に変換した。それらを歪ゲージより得られた応力-歪関係と変位計から変換した歪度を5%近傍で接続した。このようにして算定した塑性域を含めた応力-歪関係を図3.5.1に示す。以上より得られた14A素材試験結果を表3.5.1に示す。

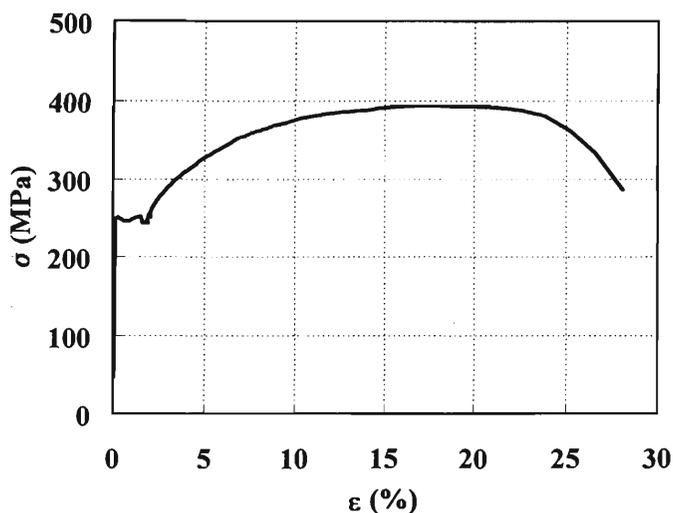


図 3.5.1 応力-歪関係

表3.5.1 14A号素材試験結果

Specimen No.	$\sigma_y$ (MPa)	$\epsilon_y$ (%)	$\sigma_y$ (MPa)	$\epsilon_y$ (%)	$\sigma_{st}$ (MPa)	$\epsilon_{st}$ (%)	$\sigma_u$ (MPa)	$\epsilon_u$ (%)	E.L. (%)	$\phi$ (%)	E (GPa)	Y.R.
1	261.08	0.1361	242.82	0.1258	241.42	1.900	396.01	19.07	35.05	74.76	194.1	0.6096
2	244.05	0.1644	—	—	242.63	1.754	396.81	16.65	36.45	76.18	178.4	0.6150
3	249.15	0.1306	239.48	0.1270	243.83	1.882	392.89	17.41	34.65	76.32	193.0	0.6342
4	248.29	0.1351	242.56	0.1327	251.12	1.852	391.80	18.43	35.80	75.81	185.6	0.6337
5	255.13	0.1315	246.02	0.1272	243.40	1.856	393.05	17.65	35.70	77.16	194.5	0.6491
6	253.12	0.1312	244.05	0.1266	243.07	1.818	393.61	18.95	37.35	76.02	194.6	0.6431
Average	251.80	0.1381	242.98	0.1278	244.24	1.844	394.03	18.02	35.83	76.04	190.0	0.6308

No.2の一部はデータ数不足のため読み取れなかった。

《Notes》  $\sigma_y$ : 上降伏応力度       $\epsilon_y$ :  $\sigma_y$  時の歪度       $\sigma_y$ : 下降伏応力度       $\epsilon_y$ :  $\sigma_y$  時の歪度  
 $\sigma_{st}$ : 歪硬化開始時の応力度       $\epsilon_{st}$ :  $\sigma_{st}$  時の歪度       $\sigma_u$ : 引張強さ       $\epsilon_u$ :  $\sigma_u$  時の歪度  
 E.L.: 破断伸び率       $\phi$ : 絞り      E: ヤング係数      Y.R.: 降伏比

## § 3.6 実験結果

### 3.6.1 実験結果

表 3.6.1 に全試験体の実験における結果を示す。

表 3.6.1 実験結果

Specimen No.	Temp. (Degree)	P (kN)	r	H <sub>max</sub> (kN)	sinθ <sub>max</sub>	H <sub>f</sub> (kN)	sinθ <sub>f</sub>
1	18.0	481.9	1.126	569.9	0.4973	539.4	0.5076
2	3.6	486.7	1.138	480.6	0.4014	476.1	0.4078
3	21.0	482.1	1.174	490.6	0.4033	481.9	0.4092
4	-22.0	715.3	1.737	483.1	0.3238	491.9	0.3336
5	18.0	484.3	1.217	466.7	0.4224	466.1	0.4270
6	-43.4	800.1	2.017	464.8	0.2824	410.0	0.2948
7	15.0	484.5	1.135	519.4	0.4422	519.4	0.4422
8	room	438.4	1.031	518.0	0.5273	507.1	0.5340
9	11.0	481.9	1.130	587.6	0.5008	559.8	0.5080
10	room	439.4	1.031	492.9	0.4578	488.2	0.4693
11	10.0	482.9	1.130	504.9	0.4518	480.0	0.4626
12	room	439.6	1.032	527.5	0.4368	519.8	0.4430
13	room	439.0	1.030	502.8	0.4867	496.6	0.4937
14	8.5	484.1	1.137	532.9	0.4698	515.8	0.4784
15	room	441.4	1.035	502.6	0.4813	487.6	0.5434
16	18.0	573.1	1.135	580.2	0.4201	580.2	0.4201
17	2.2	573.7	1.133	623.0	0.4570	619.6	0.4631
18	22.0	572.5	1.177	570.7	0.4206	554.6	0.4260
19	-12.4	569.7	1.172	549.6	0.3558	545.0	0.3588
20	18.0	572.2	1.213	477.6	0.3781	459.6	0.3870
21	-42.0	944.7	2.019	479.4	0.2292	479.4	0.2292
22	15.0	572.3	1.137	560.2	0.4122	559.8	0.4184
23	room	520.5	1.033	612.9	0.4792	586.2	0.4925
24	11.0	573.3	1.137	628.9	0.4417	605.8	0.4656
25	room	519.8	1.029	621.0	0.4777	602.2	0.4839
26	10.0	571.7	1.134	585.0	0.4700	561.6	0.4801
27	room	519.2	1.030	616.9	0.4768	608.5	0.4787
28	room	523.6	1.037	618.6	0.4700	593.0	0.4765
29	8.5	573.4	1.134	653.2	0.4811	632.7	0.4911
30	room	200.0	0.3962	226.4	0.2291	226.4	0.2291

《Notes》 P:P方向荷重実測値 r:P/(B・t・σ<sub>y</sub>) H<sub>max</sub>:H方向最大荷重 sinθ<sub>max</sub>:H<sub>max</sub>時のsinθ  
H<sub>f</sub>:破断時のH方向荷重 sinθ<sub>f</sub>:破断時のsinθ

### § 3.7 破断形態、耐力及び変形性能の検討

#### 3.7.1 予歪材の溶接接合部の破断形態、耐力及び変形性能の検討

全ての試験体において亀裂は歪集中を受ける溶接止端部の板幅中央部より発生し、全体変形の増大と共に、以下に示す経過を辿りながら伝播し、破断に至った。

[step.1]  $\sin\theta \approx 0.10$  前後で溶接止端部板幅方向中央部に

深さを持たない白い筋状の亀裂が発生する。

[step.2] 筋状の亀裂が徐々に幅をもちながら溶接止端部板幅方向全域に伝播する。

[step.3] 溶接止端部中央付近の亀裂が深さを持つ。(進展方向は確定出来ない程度)

[step.4] 溶接止端部中央の深さを持った亀裂が徐々に両端部に伝播すると共に、板厚方向では最大剪断応力方向(止端部から斜め45度に主材を横断する方向)に進展し、破断に至る。

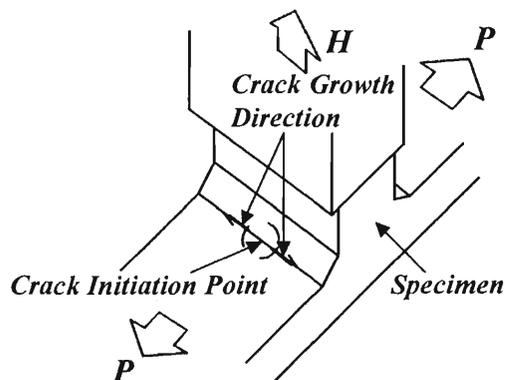


図 3.7.1 亀裂発生位置図

破断後、破断面を観察した結果、幾つかの試験体で溶接止端部側から板厚中央部付近にかけて延性破面と、その先端から非溶接面にかけてシェブロンパターンを有する脆性破面が存在し、延性破壊から脆性破壊への移行が確認された。延性破面は溶接止端部中央を原点とする楕円扇上に分布し、以後脆性破面を呈しているが、延性破面が最大剪断力方向に進展しているのに対し、脆性破面は試験体主材軸にほぼ垂直或は延性亀裂進展方向に対して垂直な方向に進展していた。表 3.7.1 に延性破面深さの計測値を示す。

表3.7.1 延性亀裂深さ計測値

Specimen No.	Ductile Crack Length(mm)	Ductile Crack Length(mm)	Specimen No.	Ductile Crack Length(mm)	Ductile Crack Length(mm)
1	24.9	7.85	16	10.2	—
2	7.95	—	17	9.65	—
3	24.7	—	18	6.10	—
5	1.15	—	20	20.1	—
7	2.50	—	22	10.4	—
9	24.4	7.50	24	8.55	—
11	26.4	7.10	26	2.20	—
14	6.80	—	29	1.60	—

各試験体の破壊形態は3種類に分類された。形態ごとに試験体それぞれの破断状況の詳細及び破断面観察結果を述べる。

[1]延性亀裂が進展し、そのまま延性破壊に至ったもの (図3.7.2参照)

- ・試験体 No.1 (t=22mm, ptbw 0%)

両止端部より亀裂が発生進展し、 $\sin\theta=0.40$  付近から一方の亀裂の進展速度が上がり破断した。一方の破断面は亀裂の発生進展に伴う最大剪断方向に生じた延性破面、他方の破断面は止端部より約 8mm の延性破面、そこから脆性破面であったが、これは延性破断による衝撃によって生じたものと思われる。

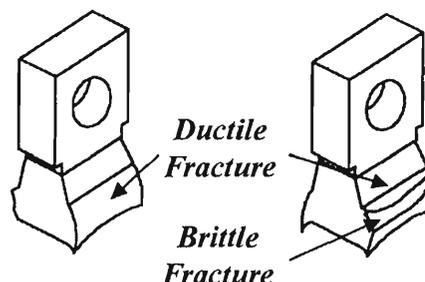


図 3.7.2 破断面[1]

- ・試験体 No.3 (t=22mm, ptbw 7.5%)

両止端部より亀裂は発生したが、亀裂が進展したのは一方のみでありそのまま破断に至った。破面は上記と同様の延性破面である。他方の亀裂は全く進展していない。

- ・試験体 No.9 (t=22mm, pbbw-t 7.5%)

上記試験体 No.1 と同様の発生進展経過を辿った。一方は延性破面、他方は止端部より約 8mm が延性破面、そこから非溶接面にかけて脆性破面を呈していた。

- ・試験体 No.11 (t=22mm, pbaw-c 7.5%)

上記試験体 No.1 と同様の発生進展経過を辿った。一方は延性破面、他方は止端部より約 7mm が延性破面、そこから非溶接面にかけて脆性破面を呈していた。

[2]破断寸前まで延性亀裂は殆ど進展せず、脆性破壊に移行したもの (図3.7.3参照)

- ・試験体 No.5 (t=22mm, ptbw 15%)

両止端部より亀裂が発生進展し、一方の脆性破壊により破断に至った。破断しなかった側の破面でも延性亀裂がかなり深く進展していた。

- ・試験体 No.7 (t=22mm, pbbw-c 7.5%)

両止端部より亀裂が発生したが、進展速度は遅く、一方から破断に至った。破面は両止端部ともに約 2mm の延性破面があり、そこから非溶接面にかけて脆性破面を呈していた。

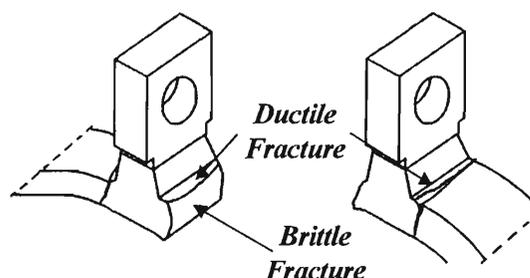


図 3.7.3 破断面[2]

- ・試験体 No.14 (t=22mm, pbaw-t 7.5%)

両止端部より亀裂が発生進展したが、破断直前まで亀裂は進展せず、一方の亀裂から脆性的に破断した。破面は板幅中央部付近にのみ止端部から約 7mm の幅で延性破面があり、止端部両端

及び非溶接面にかけて脆性破面を呈していた。

・試験体 No.16 (t=26mm, ptbw 0%)

両止端部より亀裂が発生進展し、一方のみ破断に至った。破断面は止端部から約 10mm の延性破面、止端部両端及び非溶接面にかけて脆性破面を呈しており、他方の破面にも同様の破面が覗かれた。この試験体が延性破断に至らなかったのは板厚の影響であると思われる。

・試験体 No.22 (t=26mm, pbbw 7.5%)

両止端部より亀裂が発生進展し、一方のみ破断に至った。破面は止端部約 10mm の延性破面があり、非溶接面にかけて脆性破面を呈しており、他方の破面にも同様の破面が覗かれた。

[3]一方が延性亀裂の進展により破断する直前に、他方が脆性破壊に移行したもの(図 3.7.4 参照)

・試験体 No.18 (t=26mm, ptbw 7.5%)

両止端部より亀裂が発生進展し、一方で脆性的な破断に至った。破面は止端部両端から約 10mm づつを残して止端部から約 10mm の延性破面があり、止端部両端及び非溶接面にかけて放射状に脆性破面を呈していた。更に破断面周上には延性破面が存在し、破断直前には延性破壊へ移行していることが確認された。

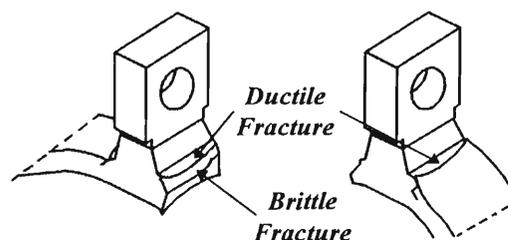


図 3.7.4 破断面[3]

・試験体 No.20 (t=26mm, ptbw 15%)

両止端部から亀裂が進展し、一方で脆性的に破断した。非破断面では浅い延性破面が観察された。一方の延性破面が大きかったことから試験体の破断状況と似ている。この試験体では板厚の影響で破断にまで至らなかった。

・試験体 No.24 (t=26mm, pbbw 7.5%)

両止端部から亀裂が進展し、一方で脆性的に破断した。延性亀裂は両止端部から均等に進展し、止端部から約 10mm の延性破面があり、非溶接面にかけて放射状に脆性破面を呈していた。

・試験体 No.26 (t=26mm, pbaw 7.5%)

両止端部から亀裂が発生したが、亀裂が深さをもって進展した止端部とは反対の止端部より脆性破壊した。破断面には滑らかな面状の延性破面は存在せず、止端部より 2mm まで延性的な破面で、非溶接面にかけて放射状に脆性破面を呈していた。

・試験体 No.29 (t=26mm, pbaw 7.5%)

両止端部から亀裂が発生し、均等に進展したが一方の延性亀裂が急速に進展し破断に至る直前に、他方の亀裂が脆性破壊に転換した。破断面は止端部から約 10mm の延性破面があり、非溶接面にかけて放射状に脆性破面を呈していた。

以下に各試験体のH-sinθ関係を比較し、各予歪による影響について考察を行う。

[1]板厚による影響(図3.7.5参照)

26mmの試験体の剛性が高いが、破壊形態が脆性であったため最大耐力及び変形能力は低く出ている。脆性破壊特有の剛性が低下することなく破断に至る挙動が見られる。

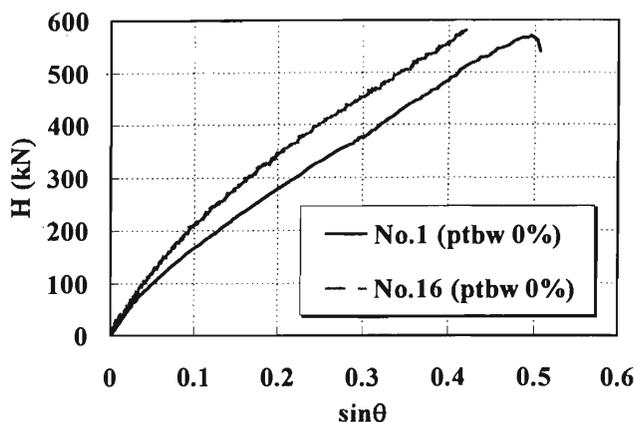


図 3.7.5 H-sinθ関係

[2]引張予歪による影響 (図3.7.6参照)

引張予歪を与えたことにより、初期剛性が上昇している。これは予歪による加工硬化によるものである。また7.5%の引張予歪を与えた試験体の最大耐力および変形能力の低下が確認されるとともに、試験体No.5では延性から脆性へ移行する破壊形態が確認された。

$\sin\theta=0.25$  近傍までは予歪量に関らずほぼ同様の挙動を示しているが、予歪量7.5%の試験体の場合、破断直前まで大きな剛性低下を起すことなく変形が進んでおり、予歪なしの試験体に近い挙動を示している。このことから予歪量は亀裂がある一定量進展した後の試験体挙動に影響を及ぼすと考えられる。亀裂発生点は全て  $\sin\theta\approx 0.12$  近傍であった。

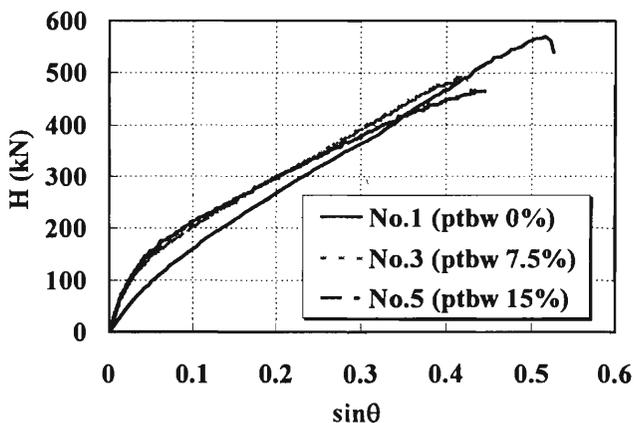
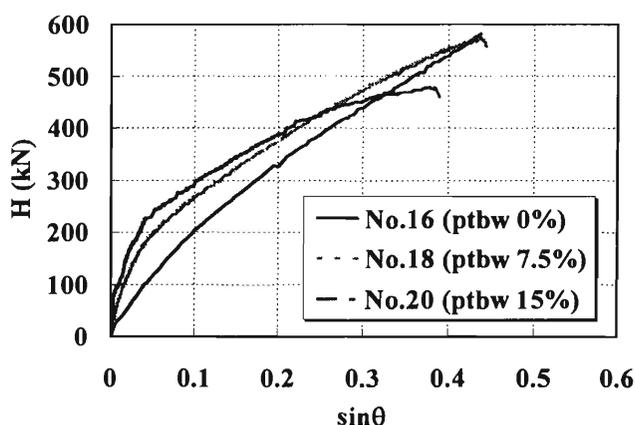


図 3.7.6 H-sinθ関係

[3]曲げ予歪による影響 (図3.7.7参照)

H-sinθ関係より、板厚22mmの試験体では曲げ予歪を与えた試験体の最大耐力及び変形性能の低下が見られるが、その差は引張予歪を与えた試験体ほど大きくはない。板厚26mmの試験体では予歪なしの試験体が脆性破壊を起したため最大耐力、変形性能が却って小さくなっているが、両試験体共、初期剛性には予歪の影響は見られない。

曲げ予歪を与えた試験体の挙動は予歪を与えていない試験体とほぼ一致していた。しかし破断面は延性破面から脆性破面への移行を示しており、曲げ予歪は延性から脆性へ破壊形態が移行する要因の一つと考えられる。亀裂発生点の  $\sin\theta$ は、亀裂発生点は pbbw-c 及び pbbw-t の場合  $\sin\theta\approx 0.12$ 、pbaw-c の場合  $\sin\theta\approx 0.08$ 、pbaw-t の場合  $\sin\theta\approx 0.10$  近傍であった。

#### [4]試験体挙動と破断面の関係

H-sin $\theta$ 関係上で脆性的な破壊挙動が明確に認められるのは No.5,7,16,17,22 であり、破断面観察の結果と共通する。H-sin $\theta$ 関係上では破断直前に剛性の低下を示し、延性的な挙動を示しながら、最終的には脆性破壊に至ったものが多数観察された。このような破壊形態の場合、延性亀裂深さも深く括れもかなり生じていることから、亀裂が進展することにより断面が減少するために引張力が集中し、高応力脆性破壊が生じたと考えられる。

溶接前曲げ及び引張予歪を与えた試験体全てにおいて、試験体挙動は延性的であり、また最大耐力及び変形性能(靱性)もほぼ予歪なしと同一であった。これは溶接時の熱影響により伸び能力が原材のものに回復したためであると考えられる。

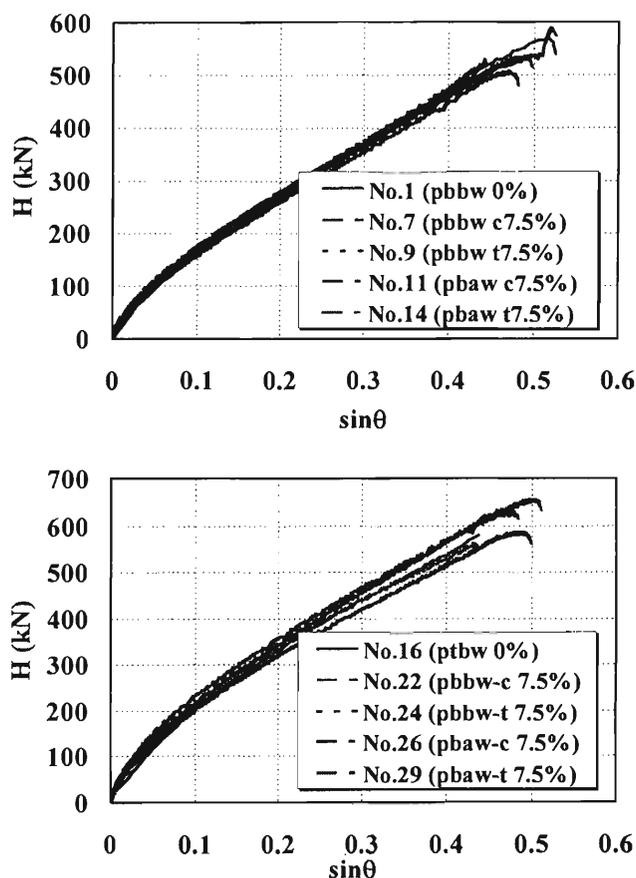


図 3.7.7 H-sin $\theta$ 関係

#### 3.7.2 低温下における破断形態、耐力及び変形性能の検討

表 3.7.2 に破面深さの計測値を示す。止端部近傍を保冷材で囲んでいたため、亀裂の発生進展状況を確認することはできなかったが、0°Cにおける実験では、破断面は板厚 22mm の試験体の場合、止端部より約 8mm が延性破面、残りが脆性破面であり、板厚 26mm の試験体の場合、両止端部より亀裂が発生進展し両方とも破断に至っていた。一方の破面は止端部から約 10mm の延性破面、そこから非溶接面にかけて脆性破面を呈しており、もう一方の破面は約 15mm の延性破面の後、脆性破面に移行していた。一般に約-50°C 程度で材料は脆化すると言われるが、複合載荷実験の場合、試験体温度が 0°C の場合でも破断形態に影響を及ぼすと言える。-45°Cにおける実験では、破断形態は板厚 22mm の試験体の場合、下側支持ブロックの止端部側接触部からの延性的な破断であり、板厚 26mm の試験体では止端部より生じた亀裂に起因する脆性破壊であった。板厚 22mm の試験体の破断部を観察した結果、板厚方向端部から均等にくびれが生じ、延性破壊に至っていた。破断後、破断に至らなかった側の亀裂面に沿って試験体を切断し破面を確認したところ、止端部より深さ 2mm の延性破面とそこから非溶接面にかけて脆性破面を呈し、1mm の厚さを残して接合していたことが明らかとなった。これは支持ブロック接触部の延性破壊が進行する過程の中で瞬時に脆性破壊が進行したが、それにより破壊エネルギーが開放され、最終的に延性破壊により破断したと考えられる。

板厚 26mm の試験体では止端部板幅中央部に幅 10mm、深さ 3mm の爪先状の延性亀裂が存在し、そこから非溶接面にかけてシェブロンパターンを有する脆性破面が観察され、延性破壊から脆性破壊への移行が確認された。この破断面は様々な方向へ進展しており、面を形成していない。

H-sinθ関係を比較し、試験体温度による影響について考察を行う。(図 3.7.8 参照)

試験体温度を 0℃とした実験の H-sinθ関係では、板厚 22mm の試験体において破壊形態の延性から脆性への移行が確認された。破断面は常温時の試験体と比較して延性破面面積が著しく少なく、このことから試験体温度が脆性破壊への破壊形態の移行に寄与していると考えられる。

26mm の試験体では破壊形態は脆性破壊であったが変形性能の低下は殆ど見られず、破断点は常温の試験体の H-sinθ関係を延長した線上であった。

予歪を与えた板厚 22,26mm 試験体の H-sinθ関係では、初期剛性はほぼ一致し、予歪実験時の荷重を考慮した P 方向荷重の増大に伴い変形性能の低下が見られた。板厚 22mm の試験体では、最大耐力到達後に徐々に剛性が低下する延性破壊挙動が見られた。

板厚 26mm の試験体では、耐力の上昇途中で破断に至っており典型的な脆性破壊の挙動を示していた。

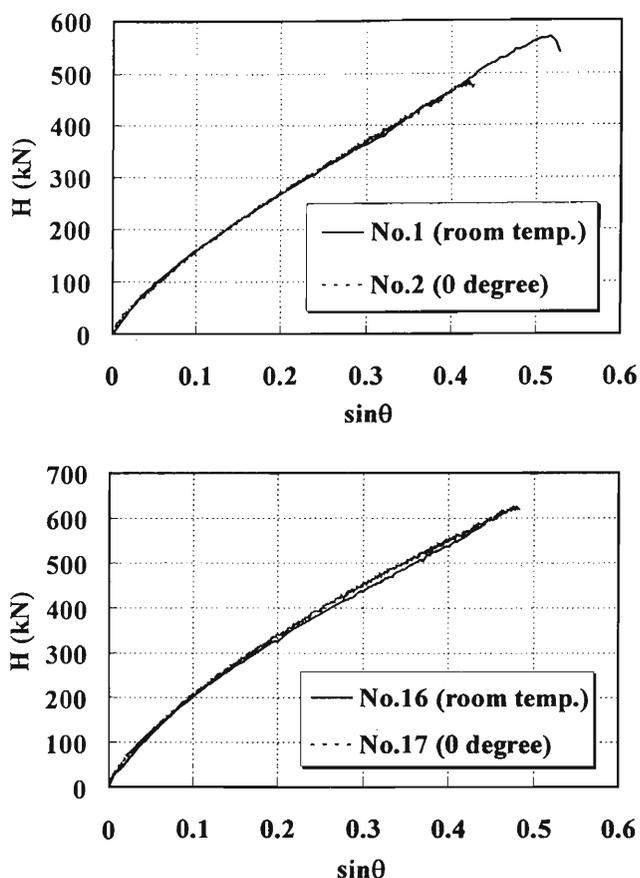


図 3.7.8 H-sinθ関係

表 3.7.2 破面深さ計測値

Specimen No.	Surface Type Depth(mm)	Surface Type Depth(mm)	Failure	Failure
2	D → B 6.70 16.25	D → B → C 3.60 14.95 4.35	○	×
4	D → B 3.45 17.35	D → B → C 2.40 16.60 1.45	○	×
6	D (at support block end) 13.60	D → B → C 1.50 18.55 0.60	○	×
17	D → B 9.45 17.80	D → B → C 15.25 13.35 1.50	○	×
19	D → B 8.85 17.80	C -	○	×
21	D → B 2.70 21.80	C -	○	×

《Notes》 D : Ductile surface (45°) B : Brittle surface (45°) C : Connected

### 3.7.3 止端部に欠陥を有する溶接継手の破断形態、耐力及び変形性能の検討

全ての試験体において、引張力による主材の止端部側表面の捲れあがりに伴い亀裂開口変位の拡大が見られた。また試験体側部に最大剪断応力方向(溶接止端部より斜め 45 度に主材を横断する方向)に谷を持つくびれが僅かに生じ全側面を横断したが、亀裂の伝播は破断直前まで殆ど見られなかった。また全ての試験体において、一方の溶接部から亀裂が最大剪断応力方向(止端部から斜め 45 度に主材を横断する方向)に伝播し延性破壊を生じると共に、他方の板厚中央部付近から材軸に垂直な方向へ伝播し脆性破壊を生じる破壊過程が見られた。破断形態により分別すると延性或は脆性破断となるが、全ての試験体で溶接部の一方では延性破壊のみ、他方では延性破壊から脆性破壊への移行が確認された。

実験結果及び破断面中央部における破面深さの計測結果を表 3.7.3 に示す。表中の○印は破断に到ったことを、×印は破断に到らなかったことを示す。本実験における延性から脆性への破壊形態の移行過程は、破断面上では溶接止端部側から板厚中央部付近にかけて延性破面、その先端から非溶接面にかけてシェブロンパターンを有する粗い繊維状の脆性破面として現れている。疲労亀裂は板幅方向に同一の深さを有して存在しており、延性亀裂は疲労亀裂に平行な状態から徐々に板幅中央部が先行して進展していたため、延性破面と脆性破面の境界曲線は直線的であり、均一な脆性破面を形成していた。延性破面は疲労亀裂先端から数 mm の間試験体材軸に垂直な方向に進展し、その後層状の粗い破面となり最大剪断力方向に伝播していた。脆性破面は試験体主材軸にほぼ垂直或は延性亀裂進展方向と垂直な方向に進展していた。破断形態と破断面状況から、本実験では疲労亀裂が存在したために亀裂は両溶接部共に均等に進展し、破断直前で延性と脆性の破壊形態へ分岐していたことが明らかとなった。

実験にから得られた  $H$ - $\sin\theta$  関係を図 3.7.9 に示す。P 方向設定荷重は疲労亀裂による断面欠損を考慮し前実験時よりも低い値に設定したため、予歪による加工硬化の影響が現れ僅かに初期剛性が上昇し、リブプレート溶接後曲げの試験体を除いて継手の変形性能及び最大耐力は低下している。また溶接前曲げの試験体の変形性能が高いのは、溶接時の熱影響により伸び能力が原材に回復したためであると考えられる。また亀裂の深さに関らず概形が一致していることから、疲労亀裂深さは初期剛性に影響しないと言える。

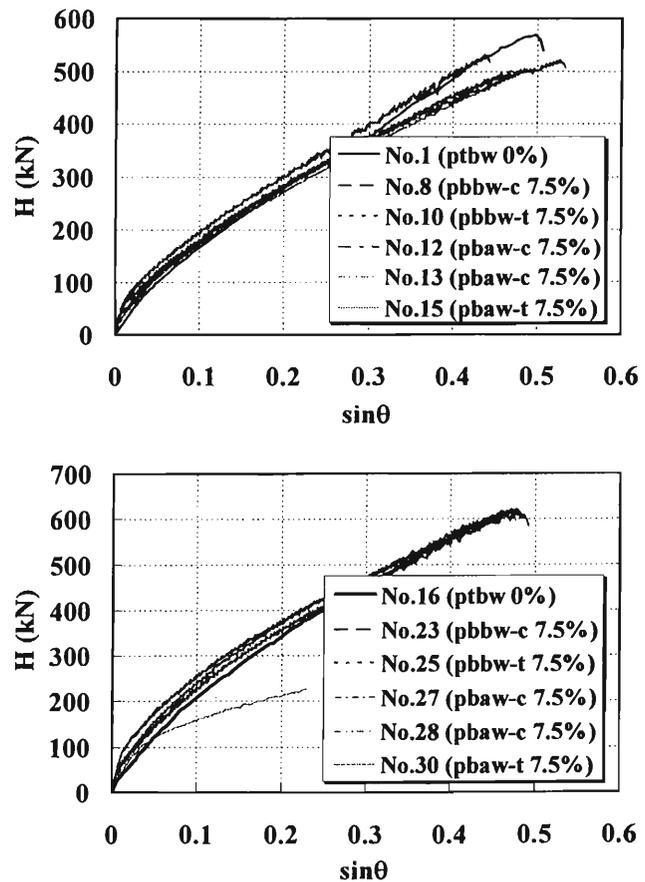


図 3.7.9  $H$ - $\sin\theta$ 関係

$\sin\theta=0.2$  付近から剛性の低下が見られるが、この近傍で延性亀裂が剛性の減少を始める深さに達したと考えられる。

延性破壊により破断に至った試験体の H- $\sin\theta$ 関係は、既往の実験の延性破壊と比較して破断直前の荷重低下が小さく、脆性的な様相を呈している。しかし脆性破壊により破断した試験体も最大耐力に達した後に僅かな荷重低下を起して破断に至っており、他側の延性亀裂も深く、くびれもかなり生じていることから、この場合、亀裂が進展したことにより断面が減少したために引張力が接合部に集中し脆性破断に至ったと考えられる。

表 3.7.3 破面深さ計測値

Specimen No.	Surface Type Depth(mm)	Surface Type Depth(mm)	Failure	Failure
8	F → Dv → S → D → B 1.15 6.05 1.70 5.75 11.10	F → D → S → D → C 0.80 5.70 1.90 18.60 Side	○	×
10	F → Dv → D → B → C 0.20 2.05 3.70 16.60 1.00	F → D → S → D 0.70 5.90 2.00 18.45	×	○
12	F → Dv → S → B 0.30 1.20 5.05 16.04	F → Dv → S → D 0.50 1.55 6.60 17.65	○	○
13	F → Dv → S → B → D 0.65 1.45 4.60 15.50 0.10	F → Dv → S → D 0.80 1.30 8.50 14.55	○	○
15	F → Dv → S → B → D 1.20 0.90 6.10 15.55 0.25	F → Dv → S → D 1.75 0.60 8.70 13.35	○	○
23	F → Dv → D → S → D → B → D 1.85 3.00 4.50 2.30 11.15 7.65 0.55	F → Dv → S → C 0.95 2.00 5.85 Side	○	×
25	F → Dv → S → D → B → D 0.60 1.50 1.15 6.90 12.70 0.10	F → Dv → D → S → D → C 0.45 1.45 7.15 1.50 21.60 0.10	○ Blowhole	×
27	F → S → B → D 0.20 4.10 17.80 6.85	F → Dv → S → D 0.50 1.90 8.75 18.65	○	○
28	F → Dv → S → B → C 0.55 2.00 7.75 14.65 Side	F → Dv → S → D → Dv → D 0.60 1.80 10.55 7.95 2.50 5.25	×	○
30	F → S → B → D 15.85 3.30 4.25 3.10	F → C 2.00 -	○	×

《Notes》 F : Fatigue surface

Dv : Ductile surface (Vertical)

D : Ductile surface (45°)

S : Stratified surface

B : Brittle surface (45°)

C : Connected

## § 3.8 有限要素解析による検討

### 3.8.1 解析概要

形状の特異点となる溶接止端部近傍の応力及び歪状態は複雑であり、実験によりその分布状態を知ることが非常に困難である。そこで本研究では、汎用有限要素プログラム ABAQUS(Ver.5.7)[3.5]を用いて非線形解析を行い、亀裂発生進展時の試験体内部の応力・歪状態を調査すると共に、解析により得られた荷重-変形関係と実験により得られた荷重-変形関係を比較することによって、実験における亀裂発生進展時の試験体挙動の再現を行い、亀裂進展のクライテリアとしての一様伸びの妥当性を調査した。その結果に基づいて溶接止端部における破断に至る過程に関する最良の材料定数を究明することが本解析の目的である。

解析モデルの要素分割には MENTAT II [3.6](汎用有限要素プログラム MARC のプリ/ポストプロセッサ)を用いて四辺形要素分割を行い、その節点、要素データを ABAQUS の入力形式に対応するように変換した。解析対象の試験体の主材板厚は実験同様 2 種類(22mm,26mm)とした。解析過程を以下に記す。

[1] 8 節点平面歪要素、8 節点立体要素を用いて連続体モデルによる解析を行い、実験結果との比較を行う。応力-歪関係の影響も検討する。

[2] 予歪を与えた試験体(ptbw7.5%,15%、pbaw7.5%)について解析を行う。引張予歪試験体は応力-歪関係を再設定することにより歪履歴を再現する。

[3] 低温状態での解析を行う。

[4] 止端部に欠陥を有する試験体の解析を行う。

### 3.8.2 解析条件

#### 1.材料定義

等方性材料の定義では von Mises の降伏条件を用い、ポアソン比は 0.3 とした。ABAQUS における硬化則は等方硬化を用いた。

#### 2 応力-歪関係

解析上の応力-歪関係は 14A 号素材試験により得られた公称応力-工学歪関係における一様伸びまでを次式で真応力-対数歪関係に変換した。試験体 No.1 或は No.16 の解析では、以下に示す a~g 点或は g' 点の 7 点を用いて断片線形近似したものを加工硬化データとした。

$$\sigma = \sigma_n(1 + \varepsilon_n) \quad (3.4)$$

$$\varepsilon = \ln(1 + \varepsilon_n) \quad (3.5)$$

ここで  $\sigma_n$  は公称応力、 $\varepsilon_n$  は工学歪である。

[i] a, b 点について

素材試験で得られた下降伏点( $\sigma_y, \varepsilon_y$ )、歪硬化開始点( $\sigma_{st}, \varepsilon_{st}$ )の平均値を上式で変換した点をそれぞれ a, b 点とする。

[ii]c, d, e, f 点について

一様伸びとなる点を上式で変換した点を f 点とした。そして、 $(\sigma_f - \sigma_a)$  に以下に示すそれぞれの割合を乗じて得られる値に相当する点を c, d, e 点とした。ここで  $\sigma_a, \sigma_f$  は a, f 点の真応力を表す。

$$\alpha=0.3 \quad \beta=0.6 \quad \gamma=0.85$$

[iii]g, g' 点について

一様伸び以降の応力-歪関係を理想化し、2 種類の断片線形近似を用いた。g 点は素材試験より得られた絞り値から算出した対数歪と破断荷重から算出した真応力により設定したもので、f-g 間は直線で近似した。これを Case 1 と称する。g' 点は亀裂発生後の挙動を調査するため一様伸び f 点以降の応力を便宜上一定となるように仮定したものであり、これを Case 2 と称する。

以上の過程で算出された a, b, c, d, e, f, g 点及び g' 点の真応力-対数歪の値を表 3.8.1 に示す。なお予歪を受けた試験体の応力-歪関係は後節に示す。

### 3 要素定義

解析に用いられる要素は 8 節点平面応力要素、8 節点平面歪要素、8 節点立体要素及び 20 節点立体要素である。各要素の構成則は、平面要素の場合、図 3.8.2a に示すような順番で節点が配列される。即ち節点 1~4 を反時計廻りに隅節点に配し、節点 5~8 はそれぞれ辺 1-2、辺 2-3、辺 3-4、辺 4-1 上の中間節点とする。8 節点立体要素の場合は図 3.8.2b に示すように、節点 1~4 を底面上隅点に反時計廻りに配し、それぞれに対応した形で節点 5~8 を配する。20 節点立体要素は 8 節点立体要素の底面边上(節点 1~4 を含む)、側面边上、上面边上にそれぞれ節点 9~12,13~16,17~20 を配したものである。

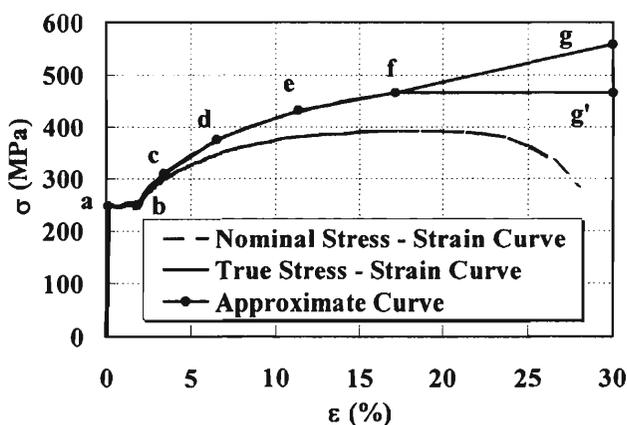


図 3.8.1 応力-歪関係

表 3.8.1 硬化則データ

Points	True Stress (MPa)	True Strain (%)
a	243.63	0.13380
b	248.74	1.8267
c	309.76	3.4004
d	376.31	6.5569
e	431.77	11.366
f	465.04	16.569
g	1373.87	142.89
g'	465.04	142.89
<b>Young Modulus(GPa)</b>		
205.9		

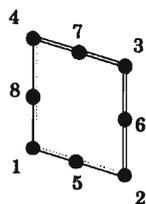


図 3.8.2a 8 節点平面要素

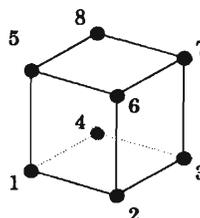


図 3.8.2b 8 節点立体要素

### 3.8.3 解析手順

8 節点平面要素 (Plane 要素) を用いた試験体モデルでは、対称性を考慮して 1/2 モデルとし、主材板幅方向の厚さは単位厚さとした。試験体モデル概要を図 3.8.3 に示す。8 節点立体要素 (Brick 要素) を用いた解析では、解析モデルは対称性を考慮に入れ図 3.8.4 に示すように試験体の 1/4 モデルとした。座標軸は図 3.8.4 右上に示される通りである。

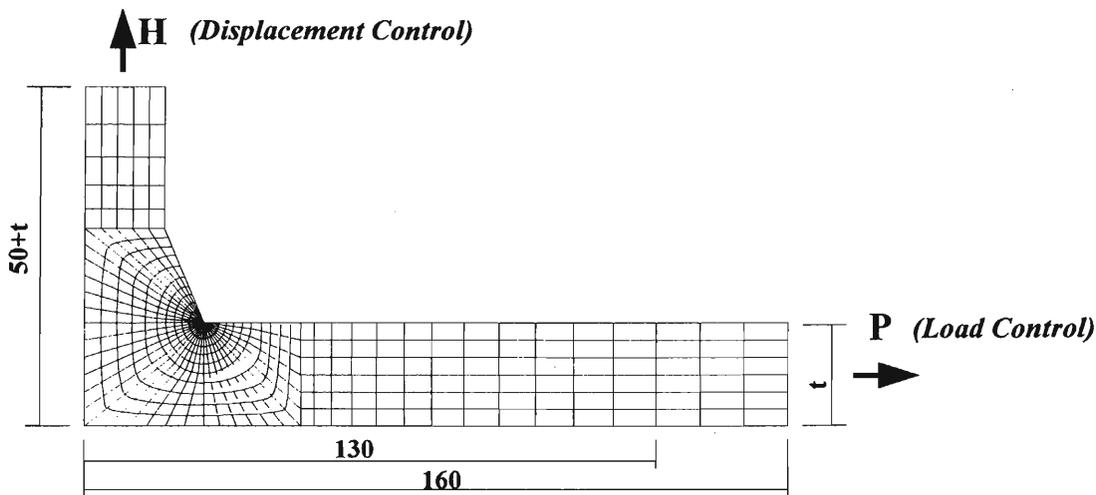


図 3.8.3 平面要素解析モデル

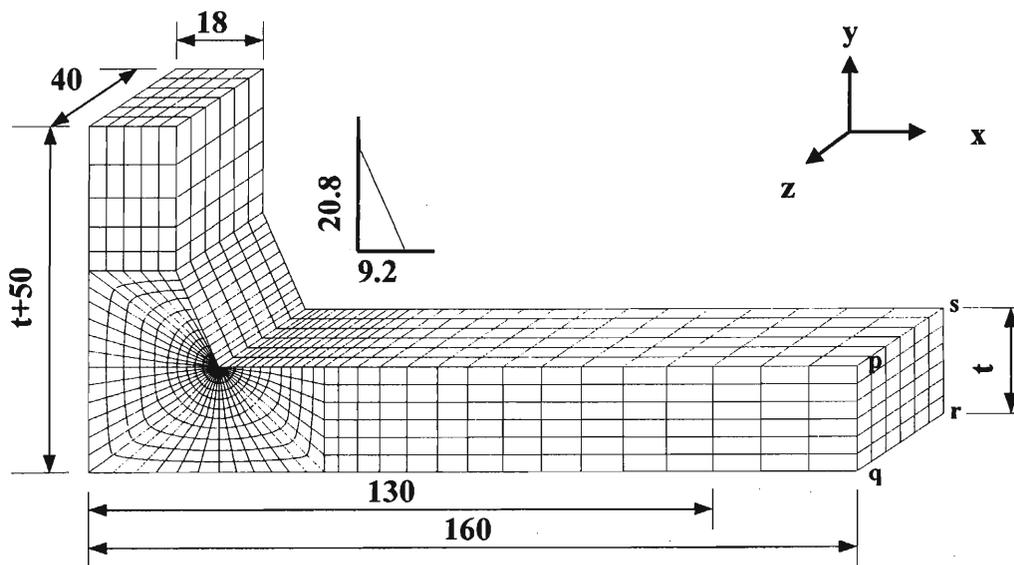


図 3.8.4 8 節点立体要素要素解析モデル

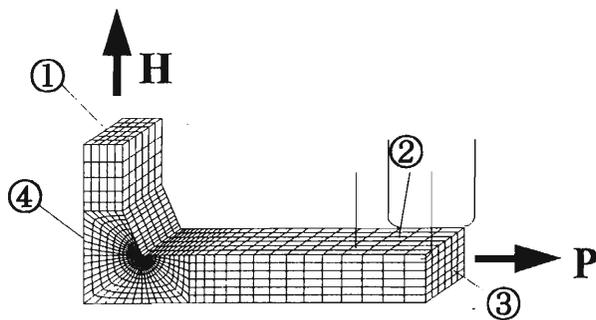


図 3.8.5 立体要素の境界条件

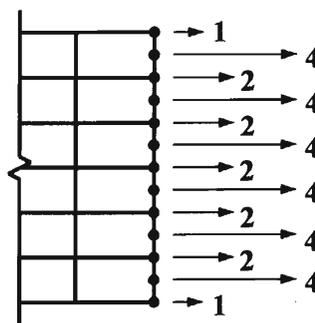


図 3.8.6 荷重分配図

以下に解析手順及び境界条件を示す。

[Step 1] 図 3.8.5 に示すように、試験体モデルの節点群③に P 方向の節点荷重を荷重制御により設定荷重( $P_0$ )に達するまで載荷する。設定荷重( $P_0$ )は実験値と同一である。平面解析では、図 3.8.6 に示すように、端部節点、要素の隅部節点、要素の中間節点に 1:2:4 の割合で分配し載荷した。立体解析では節点群③上の 4 個の隅節点(p, q, r, s 点)、これらの節点で定義される線分上の節点、残りの内部節点を 1:2:4 の割合で分配し載荷する。解析中、リブプレート中心軸上の節点群④は x 方向変位を拘束するようにローラー支持し、節点群①は y 方向変位を拘束するようにローラー支持している。

[Step 2] P 方向荷重が設定荷重( $P_0$ )に達した後、P 方向の荷重増分を 0 とし、変位制御により節点群①を y 方向に 50mm 平行移動させる。解析中、試験体と支持ブロックが接触する位置(節点群②)で y 方向変位を拘束するようにローラー支持する。

以上のような手順で解析した結果から、H-sin $\theta$ 関係を算出し実験値との比較を行った。sin $\theta$ の算出法は実験の式とは多少異なる。支持ブロックがローラー支持であり、解析では x 方向に移動することを考慮して次式により算出した。

$$\sin \theta = \frac{{}_y\delta_o}{\sqrt{{}_y\delta_o + (l_o + x \delta_a)^2}} \quad (3.6)$$

${}_y\delta_o$ : o 点の y 方向変位

${}_x\delta_a$ : a 点の x 方向変位

ここで、o, a 点については試験体主材軸を含む対称断面(z 方向変位を固定した面)上のものであり、o 点は試験体モデルの対称軸と非溶接面との交点にある節点、a 点は支持ブロックの溶接側角部が試験体と接する位置の節点である。

さらに解析から得られた応力分布図、歪分布図を用いて、試験体内部の応力状態、歪状態について検討を行った。分布図は、各要素の積分点において算出された応力値或いは歪値を等高線状に結び、等間隔の値域ごとに色分けしたものである。ここでは Mises の降伏条件に従う相当応力 $\sigma_{eq}$ 及び相当塑性歪 $\varepsilon_{eq}$ を用いた。主応力を( $\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z$ )とすると、相当応力は以下の式で定義される。

$$\sigma_{eq} = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_y - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_x)^2} \quad (3.7)$$

主歪を( $\varepsilon_x, \varepsilon_y, \varepsilon_z$ )とし、その弾性成分( $\varepsilon_x', \varepsilon_y', \varepsilon_z'$ )と塑性成分( $\varepsilon_x'', \varepsilon_y'', \varepsilon_z''$ )に分ける。すなわち、

$$\varepsilon_x = \varepsilon_x' + \varepsilon_x'' \quad \varepsilon_y = \varepsilon_y' + \varepsilon_y'' \quad \varepsilon_z = \varepsilon_z' + \varepsilon_z'' \quad (3.8)$$

このとき相当塑性歪は以下の式で定義される。

$$\varepsilon_{eq} = \frac{\sqrt{2}}{3} \sqrt{(\varepsilon_x'' - \varepsilon_y'')^2 + (\varepsilon_y'' - \varepsilon_z'')^2 + (\varepsilon_z'' - \varepsilon_x'')^2} \quad (3.9)$$

なお、解析プログラムの仕様により、x, y, z 軸方向はそれぞれ 11, 22, 33 として表される。

以降、相当応力及び相当塑性歪は式(3.7)及び(3.9)から求められる値とする。相当応力を表示している場合、凡例には MISES と表記され、相当塑性歪を表示している場合、凡例には PEEQ と表記される。

### 3.8.4 要素及び応力歪関係の検討

3.8.3 節の手順に従い、平面歪要素を用いた解析と平面応力要素を用いた解析を同一の要素分割モデルで行った。解析モデルは図 3.8.3 に示す、板厚 22mm の試験体 No.1 に対応するモデル(p22n1)である。モデル名は順に要素形状(p は平面、b は立体)、主材板厚、予歪の形態、モデル番号を表す。2 種類の材料定義を用いた解析と実験から得た H-sinθ 関係を図 3.8.7、図 3.8.8 に示す。Case 1 の場合、平面歪要素を用いた解析と平面応力要素を用いた解析結果が実験値を挟み込むような結果が得られた。このことから、実際の試験体内部は平面応力場と平面歪場が混在した状態にあると考えられる。

Case 1 の平面歪要素を用いた解析について、実験時に延性亀裂の発生が確認された sinθ=0.12 近傍の相当応力分布、相当塑性歪分布を図 3.8.9、図 3.8.10 に示す。sinθ=0.12 となる時点で溶接止端部近傍の全相当塑性歪が一様伸びに達している。これより、文献[3.4]に報告されている延性亀裂の発生が一様伸びに支配されていることが確認された。また同図から、最大せん断応力方向へ母材を横断して応力の塑性流動が生じていることが確認できる。

板厚 22mm の試験体 No.1 に対応する立体モデル(b22n1)について、Case 1 及び Case 2 の応力-歪関係を用いて解析を行った。それぞれの解析結果の H-sinθ 関係を図 3.8.11 に示す。

この結果から立体要素解析は、それぞれ実験の挙動を非常によく捉えていることが分かる。特に Case 2 の場合、亀裂発生以降の実験値の挙動も捉えていることが確認できる。一般鋼材の真応力-対数歪関係は Case 1 に近似されるが、Case 2 と比較した場合、変形が大きくなるにつれ解析値と実験値との開きが生じている。この

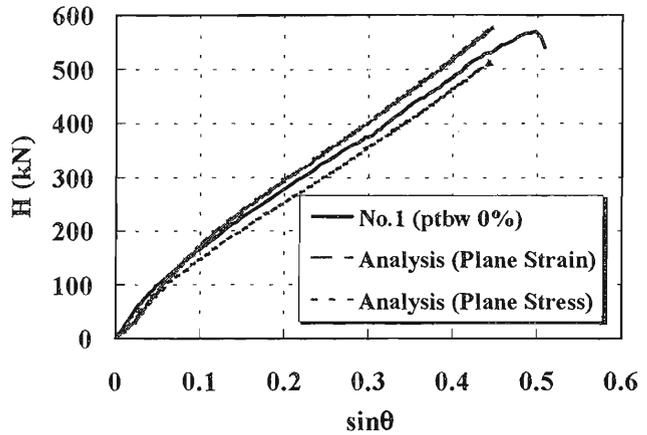


図 3.8.7 H-sinθ関係 (Case 1)

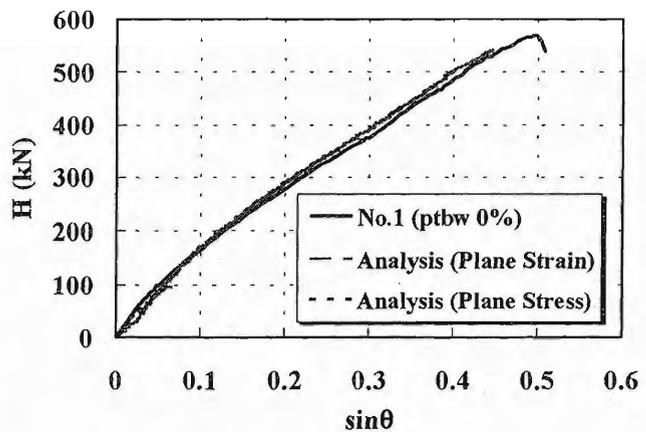


図 3.8.8 H-sinθ関係 (Case 2)

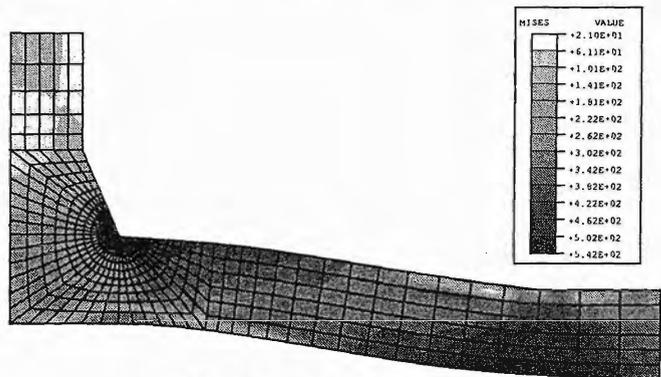


図 3.8.9 相当応力分布図

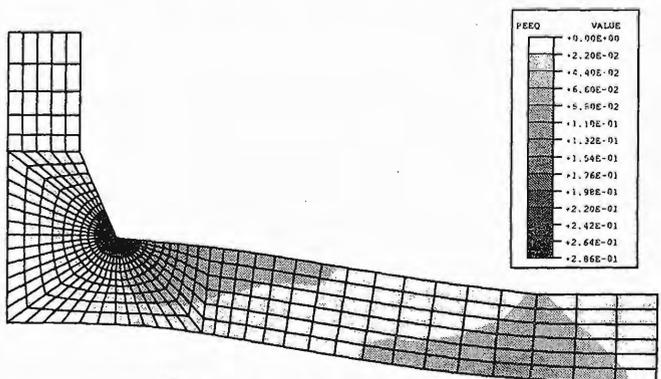


図 3.8.10 相当塑性歪分布図

原因として、亀裂発生進展による試験体剛性の低下が考えられる。

立体要素解析による  $\sin\theta=0.12$  近傍における相当塑性歪分布を図 3.8.12 に示す。平面歪場が多く存在する溶接止端部板幅中央部ほど歪が集中している。また、試験体主材軸断面の歪分布と平面歪要素を用いた解析の歪分布との比較を行ったところ、試験体中央部の板幅方向歪は相当塑性歪に対して十分小さいこと、及び分布形態がほぼ一致することが確認された。以上のことから亀裂発生点となる試験体板幅中央部は平面歪場に非常に近い状態になっていることが解析によって確認された。

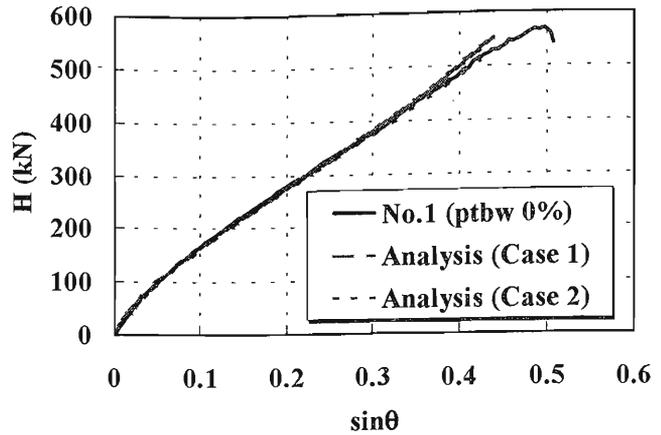


図 3.8.11 H-sinθ関係

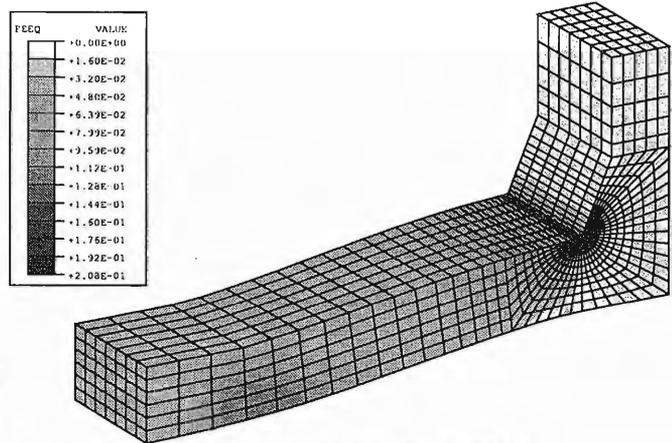


図 3.8.12 相当塑性歪分布図

### 3.8.5 引張予歪試験体に関する解析

#### 1.解析概要

7.5%及び 15%の引張予歪を与えた板厚 22mm の試験体 No.3, 5 について有限要素解析を行った。試験体モデルは試験体平面要素及び

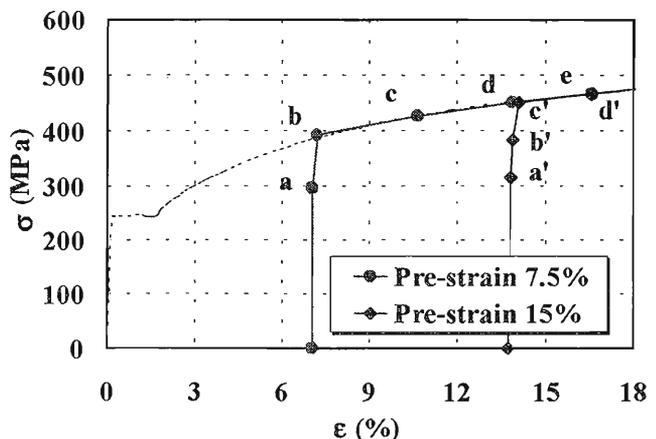
立体要素を用い、歪履歴による板厚の減少を考慮に入れたものとした。平面モデル(p22pt1, p22pt2)は 1/2 モデルとし、板幅方向を単位厚さとした。立体モデル(b22pt1, b22pt2)は 1/4 モデルとした。

#### 2.解析条件

試験体製作では、リブプレート溶接前に歪履歴を与え、溶接後、主材部を指定板幅に加工仕上げした。その経過を解析上で表現することは不可能である為、解析では応力-歪関係の入力データを変更することで引張予歪を与えた試験体の挙動を再現した。素材試験によって得られた応力-歪関係において、歪が

表 3.8.2 硬化則データ

ptbw7.5%	$\sigma$ (MPa)	$\epsilon$ (%)
a	294.35	7.0404
b	386.48	7.2321
c	426.02	10.661
d	450.31	13.889
e	465.05	16.572
f	1373.87	142.89
ptbw15%	$\sigma$ (MPa)	$\epsilon$ (%)
a'	315.05	13.836
b'	382.83	13.906
c'	451.33	14.116
d'	465.05	16.572
e'	1373.87	142.89



3.8.13 応力-歪関係

7.5%或は 15%に達したところで除荷、再載荷し、単軸引張の応力-歪関係に復帰する過程のうち、除荷した点を原点とした再載荷の過程を主材の応力-歪関係とした。これを真応力-対数歪関係に変換し、降伏以降を予歪量が 7.5%の場合 6点、15%の場合 5点により断片線形近似し、最大応力点以降は実試験体のものに近い Case 1 の関係を用いて解析を行った。7.5%及び 15%の予歪を与えた場合の応力-歪関係を図 3.8.13 に応力-歪の値を表 3.8.2 に示す。

### 3.解析結果及び考察

上記の要素分割モデルで平面歪要素を用いた解析と平面応力要素を用いた解析、更に立体要素を用いた解析を行った。7.5%及び 15%の予歪を与えた解析の  $H$ - $\sin\theta$ を 図 3.8.14、図 3.8.15 に示す。7.5%の予歪では、平面応力場解析と平面歪場解析結果が実験値を挟込む形となっている。立体要素を用いた解析の  $H$ - $\sin\theta$ 関係は、良い精度を持って実験値を捉えていることが確認出来る。各予歪量における相当塑性歪分布を調査したところ、実験において延性亀裂の発生が確認された  $\sin\theta=0.12$ の時点で新たに加えられた全相当塑性歪が原材の一樣伸びに達していることが確認できた。7.5%の予歪を受けた試験体の相当塑性歪分布図を 図 3.8.16 に例として示す。また平面解析の分布図

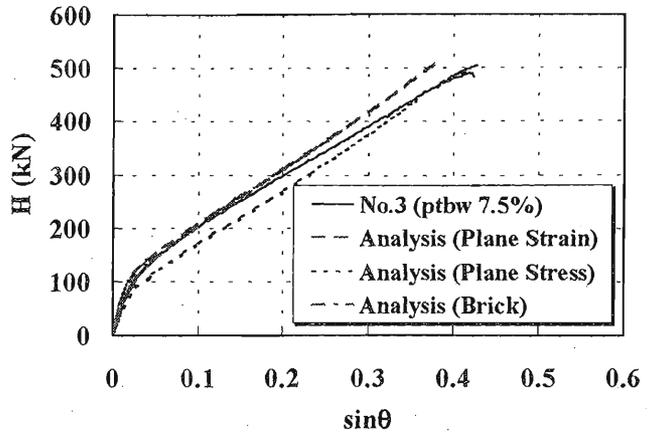


図 3.8.14  $H$ - $\sin\theta$ 関係

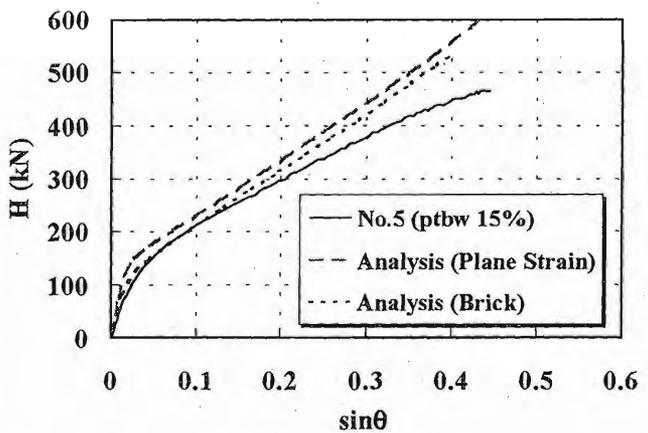


図 3.8.15  $H$ - $\sin\theta$ 関係

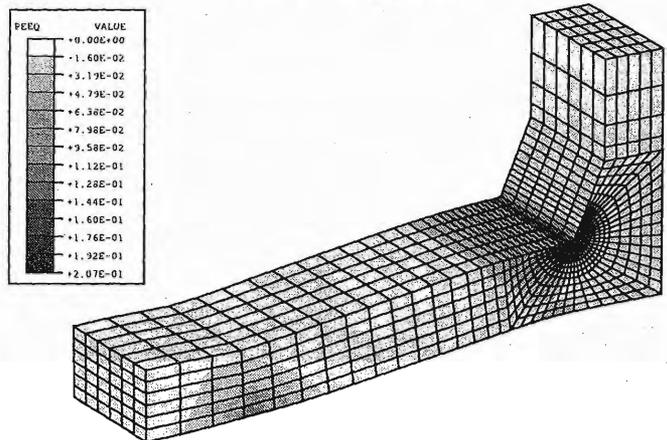


図 3.8.16 相当塑性歪分布図

と比較することにより試験体中央部が平面歪場にかなり近い状態であることが確認され、亀裂は歪履歴の有無にかかわらず、溶接止端部の全相当塑性歪が原材の一樣伸びに達する  $\sin\theta=0.12$  近傍で発生することが確認された。これは溶接による熱影響等により止端部付近の伸び能力が回復したためと考えられる。また前述の予歪なしの解析モデルと比較して、予歪を与えた解析モデルでは溶接止端部における歪集中が大きいことが確認された。これは予歪を与えることによって、試験体主材の降伏比が上昇したことに起因すると思われる。

### 3.8.6 曲げ予歪試験体に関する解析

#### 1.解析概要

リブプレート溶接後に7.5%の曲げ予歪を与えた試験体 No.11, 14 について有限要素解析を行った。試験体モデルは板厚 22mm の試験体 No.11 及び No.14 に対応するモデル(b22pb1)であり、立体要素を用いた。試験体 No.11 は主材のリブプレート溶接面が圧縮側、試験体 No.14 は引張側になるように曲げ予歪を与えた試験体である。

#### 2.解析条件

リブプレート溶接後に予歪が与えられた試験体の解析を行った。曲げ予歪を以下の過程で試験体に載荷した。

[step.1] 実験と同様、リブプレート中心軸より 220mm の位置で y 方向変位を拘束し、105mm の位置を止端部近傍の歪が 7.5%に達するまで変位制御により変位させる。設定変位は曲げが加えられた止端部近傍の相当塑性歪が概ね 7.5%に達した変位を調査し、決定した。

[step.2] 上記の曲げ載荷位置の変位を 0 まで戻す。この時、spring back を考慮し数 mm 荷重方向と逆に変位をとった。

[step.3] 3.8.3 節の載荷手順により、試験体に複合力を載荷する。

#### 3.解析結果及び考察

実験と立体解析から得られた H-sinθ 曲線を図 3.8.17、図 3.8.18 に示す。圧縮側曲げの試験体(試験体 No.11)の解析は、実験の挙動を非常に良く捉えていることが確認できたが、引張側曲げの試験体(試験体 No.14)の解析は、実験値より初期剛性が上昇した結果が得られた。この原因として、硬化則、バウジンガー効果等の解析における材料定義が考えられる。

圧縮側曲げ試験体の解析における、実験で亀裂が発生した溶接止端部板幅方向中央部近傍の相当塑性歪分布図を図 3.8.19 に示す。sinθ=0.08 で材料の一樣伸びに達しており、実験において確認された亀裂発生点と一致していることから、延性亀裂の発生は曲げ予歪を受けた場合においても、一樣伸びに支配されていることが裏付けられた。

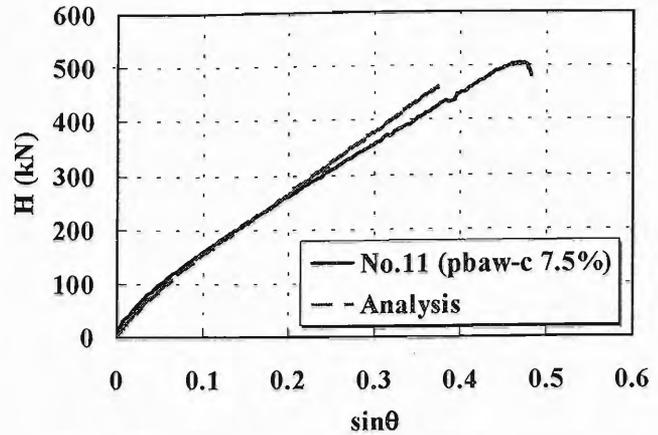


図 3.8.17 H-sinθ関係

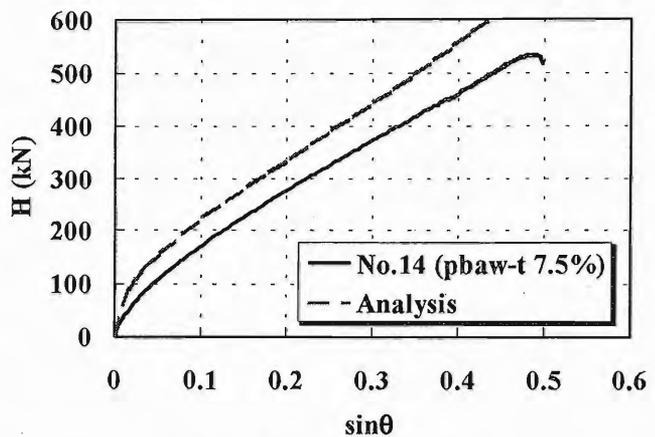


図 3.8.18 H-sinθ関係

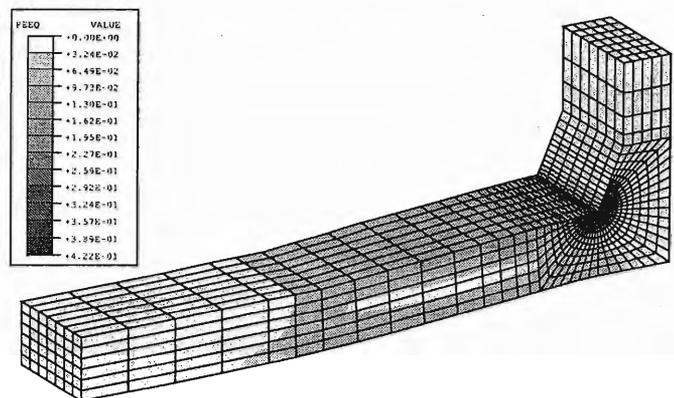


図 3.8.19 相当塑性歪分布図

### 3.8.7 低温における解析

#### 1.解析概要

引張予歪を受けた試験体を用いた低温下の実験について有限要素解析を行った。解析モデルは予歪による主材板厚の減少を考慮した主材板厚22mmの平面モデル(p22pt1が試験体No.4、p22pt2が試験体No.6に対応)で、予歪による影響を考慮するため、3.8.5節と同様、応力-歪関係を再載荷の過程を用いて定義することにより試験体挙動の再現を試みた。また試験体温度の変化による影響について調査するため、実験において計測された塑性変形に起因する温度の変化を図3.8.22に示すような直線で近似し、解析を行った。

#### 2.解析結果及び考察

温度変化を考慮した解析から得られたH-sinθ関係を実験結果と共に図3.8.22、図3.8.23に示す。解析結果は試験体挙動を的確に捉えているが、この結果は温度変化を組込まない解析の結果と一致していた。このことから荷重-変形関係は試験体温度には依存しないことが明らかとなった。しかし止端部近傍の応力分布を調査した結果、常温の引張予歪を受けた試験体と同様、形状の特異点となる止端部周辺への応力、歪の集中度がかなり高いことが確認された。(図3.8.16参照)

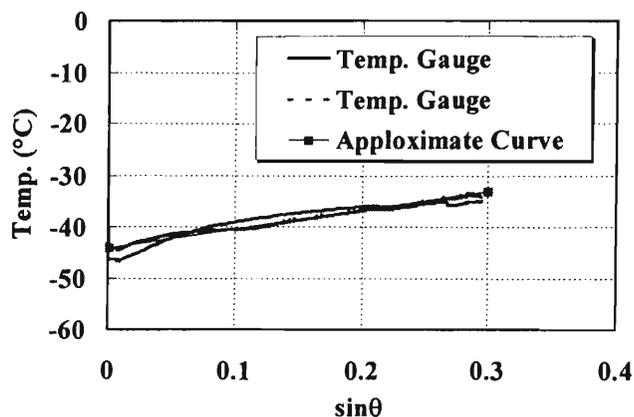


図 3.8.19 設定温度概略図

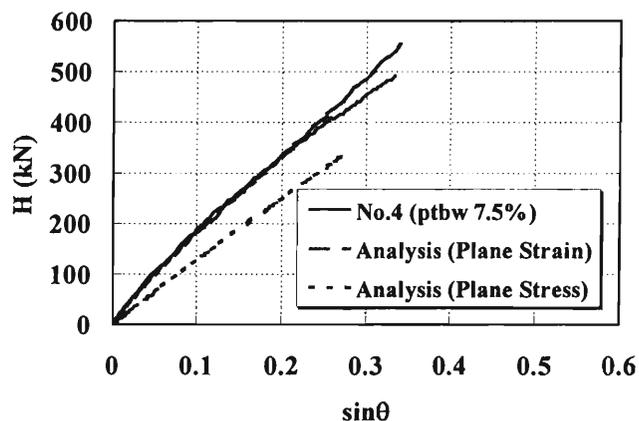


図 3.8.20 H-sinθ関係図

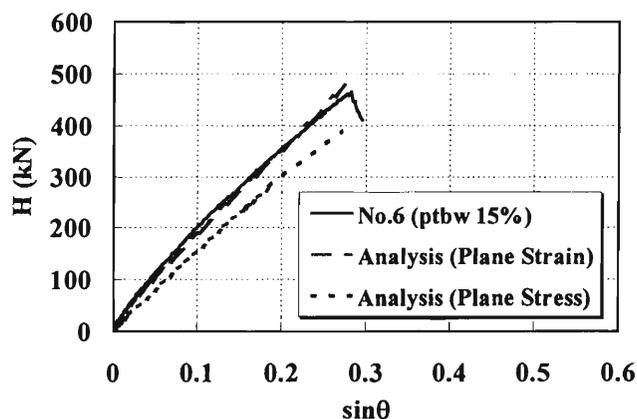


図 3.8.21 H-sinθ関係図

### 3.8.8 止端部に欠陥を有する試験体に関する解析

#### 1.解析概要

止端部に疲労亀裂を設けた試験体について解析を行った。実験では疲労亀裂が浅かったことにより亀裂深さによる影響が明確にならなかったため、設定深さを 3.0mmとしてモデルを作成した。解析手法は、前節 3.8.3 に従うものとし、疲労亀裂面上の節点を二重節点として拘束し 3 点曲げにより曲げ予歪を与えた後、節点間の拘束を開放することにより疲労亀裂を形成し、複合力を载荷した。解析には 8 節点平面歪要素を用い、解析モデルは対称性を考慮に入れ 1/2 モデルとした。

#### 2.解析結果及び考察

解析から得た亀裂深さ 0.0mm (C22pb1)及び 3.0mm (C22pb2)をもつ試験体の H-sin $\theta$ 曲線を図 3.8.22 に示す。H-sin $\theta$ 曲線では初期剛性は亀裂の有無にかかわらず変化はないが、亀裂の安定成長時の剛性が低い。図 3.8.23 に sin $\theta$ =0.05 時の疲労亀裂先端周囲の相当応力分布図を示す。亀裂が存在しない場合、応力は溶接止端部から最大剪断応力方向へ流れるが、疲労亀裂を有する試験体における亀裂先端の応力分布状態はモード I の形態に近い。このことは、亀裂進展開始時には、主材軸方向荷重  $P_0$  の影響が大きいと考えられる。载荷方法 I における疲労亀裂を持つ試験体では、2,3mm の深さで皺状の破断面が形成されていた。これは延性亀裂が進展によりモード I からモード II の破壊形態に変化したことを示している。

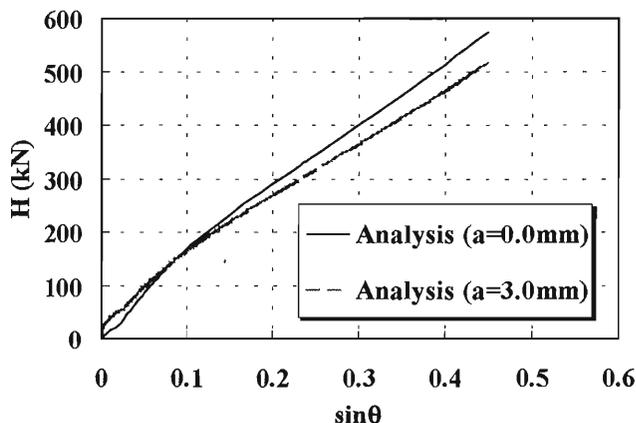
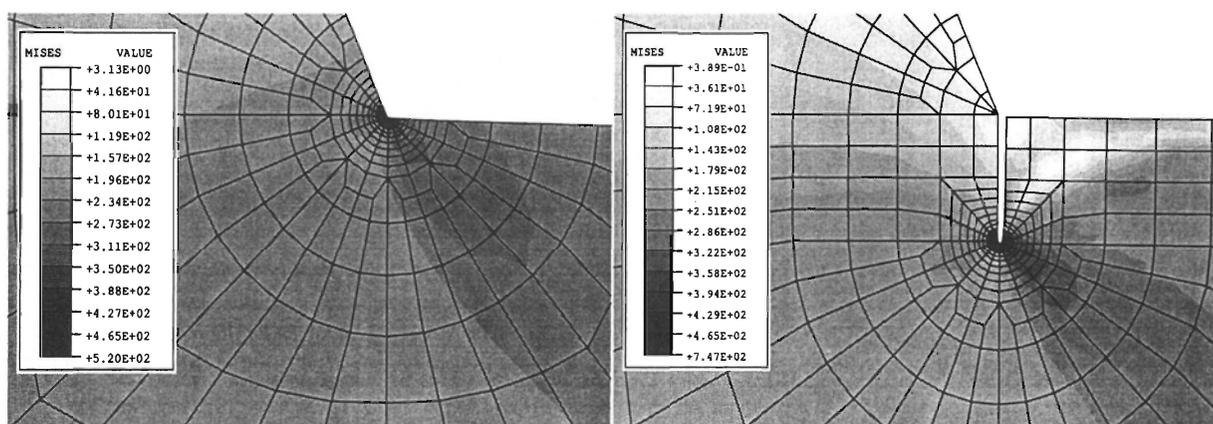


図 3.8.22 H-sin $\theta$ 曲線



(a) 亀裂深さ 0.0mm

(b) 亀裂深さ 3.0mm

図 3.8.23 相当応力分布図

## § 3.9 結論

### 3.9.1 実験に関して

以下に実験において確認されたことを列挙する。

#### 亀裂の発生進展に関して

- ・全ての試験体において、板幅方向に関して亀裂は平面歪場と思われる溶接止端部板幅中央部より発生し両端部へ伝播すると共に、板厚方向に関して最大剪断応力方向(溶接止端部より斜め45度に主材を横断する方向)に伝播した。
- ・延性亀裂は止端部の板幅中央部を中心として扇状に進展していることから、亀裂は止端部中央から発生後深さ方向へも進展している。
- ・目視により亀裂進展状況を観察した結果、初期の亀裂進展速度が速い時に、両止端部より延性亀裂が進展し、一方が延性破壊を起こす直前で、他方が脆性破壊に移行する傾向が現れていた。

#### 亀裂発生点に関して

- ・引張予歪を与えた場合、亀裂発生点の相違は殆ど認められず、全ての試験体で亀裂発生点は $\sin\theta\approx 0.12$ であった。
- ・曲げ予歪を与えた場合、亀裂発生点はpbbw-c及びpbbw-tの場合 $\sin\theta\approx 0.12$ 、pbaw-cの場合 $\sin\theta\approx 0.08$ 、pbaw-tの場合 $\sin\theta\approx 0.10$ 近傍であった。

#### 破断面に関して

- ・延性のみで破断したのは No.1,3,9,11 である。
- ・上記以外は溶接止端部側から板厚中央部付近にかけて滑らかな面状の延性破面と、その先端から非溶接面にかけてシェブロンパターンを有する粗い繊維状の脆性破面が存在し、延性破壊から脆性破壊への移行が確認された。延性破面は溶接止端部中央を原点とする楕円扇状に分布し、以後脆性破面を呈しているが、延性破面が最大剪断力方向に進展しているのに対し、脆性破面は試験体主材軸にほぼ垂直或は最大剪断力方向に垂直な方向(延性亀裂進展方向と垂直な方向)に進展していた。
- ・破断形状、破断面は各々の試験体で異なり板厚 26mm 試験体の場合は逆に予歪を与えた方に延性破面が多くみられるなど、予歪と脆性破壊の間に直接的な関係を確定するには至らなかった。
- ・破断に関しては予歪を与えた方が、より脆性的な破断状況が見られると推測されたが、予歪が引張の場合は影響がないと結論づけられる。

#### H-sinθ関係に関して

- ・予歪無し試験体も予歪を与えた試験体も板厚の大きい方が変形角は小さかった。
- ・引張予歪を与えたことによる加工硬化により初期剛性は上昇したが、継手の変形性能及び最大耐力は低下した。
- ・曲げ予歪による影響は殆ど見られないが、pt 型の方が僅かに最大耐力及び変形性能が高く現れた。

- ・ [2]の破断形態の試験体No.5,7,16,17,22の場合、荷重-変形関係上も脆性破壊特有の挙動（剛性が上昇を続け、破断時にも低下する事ない）がみられた。
- ・ No.14 では破断形態は[2]であったが、荷重-変形関係では延性挙動を示していた。
- ・ [3]の破断形態では、最終的な破断形態は脆性破壊であったが、荷重-変形関係では最大耐力に達した後で破断に至っており、破壊は延性的と言える。

#### 低温に関して

- ・ 支持ブロック接触部の延性破壊が進行する過程の中で瞬時に脆性破壊が進行したが、それにより破壊エネルギーが開放され、最終的に延性破壊により破断したことにより、脆性破面の周囲に微少幅の延性破面が存在していた。
- ・ 初期剛性はほぼ一致し、予歪実験時の荷重を考慮した P 方向荷重の増大に伴い変形性能の低下が見られた。
- ・ 試験体温度の低下により脆性破面率が著しく上昇し、破断面は板幅方向によって様々な方向へ進展しており、均一な曲面を形成していない。
- ・ 板厚 22mm の試験体では、最大耐力到達後に徐々に剛性が低下する延性破壊挙動が見られ、板厚 26mm の試験体では、耐力の上昇途中で破断に至っており典型的な脆性破壊の挙動を示した。
- ・ 荷重-変形関係から低温による試験体挙動に及ぼす影響は確定できないが、破断面観察より明らかに試験体温度が破断形態に影響を及ぼすことが確認された。
- ・ 解析により得られた  $H-\sin\theta$  関係から荷重-変形関係は試験体温度には依存せず、予歪量に依存することが明らかとなった。
- ・ 試験体温度  $0^{\circ}\text{C}$  に於ける実験では、何れの板厚でも  $H-\sin\theta$  関係上は常温下の結果と同一の曲線を辿ったが、22mm 試験体では破壊時の変形量は小さくなり、破断形態は脆性的となった。26mm 試験体でも破壊形態は脆性であったが、変形量は大きくなった。これらの事から、試験体温度は  $0$  度でも延性から脆性への破壊形態の移行に寄与するが、変形性能への影響は認められないと言える。試験体温度  $0^{\circ}\text{C}$  における実験では、何れの板厚でも  $H-\sin\theta$  関係上は常温下の結果と同一の曲線を辿ったが、22mm 試験体では破壊時の変形量は小さくなり、破断形態は脆性的となった。26mm 試験体でも破壊形態は脆性であったが、変形量は大きくなった。これらの事から、試験体温度は  $0$  度でも延性から脆性への破壊形態の移行に寄与するが、変形性能への影響は認められないと言える。

#### 止端部に欠陥を有する溶接継手に関して

- ・ 破断形態と破断面状況から、本実験では疲労亀裂が存在したために亀裂は両溶接部共に均等に進展し破断直前で延性と脆性の破壊形態へ分岐していたことが明らかとなった。
- ・ 全ての試験体に於いて、一方の溶接部から最大剪断応力方向(止端部から斜め  $45$  度に主材を横断する方向)に谷を持つくびれが僅かに生じたのち亀裂が伝播し延性破壊を生じると共に、他方

の板厚中央部付近から材軸に垂直な方向へ伝播し脆性破壊を生じる破壊過程が見られたが、亀裂の伝播は破断直前まで殆ど見られなかった。

- ・亀裂の深さに関係なく概形が一致していることから、疲労亀裂深さは初期剛性に影響しないことが明らかとなった。
- ・脆性破断に到った試験体も最大耐力に達した後に僅かな荷重低下を起しており、他側の延性亀裂も深くくびれもかなり生じていることから、この場合、亀裂が進展したことにより断面が減少したために引張力が接合部に集中し高応力脆性破壊に至ったと考えられる。
- ・歪み分布図上、歪み集中点は亀裂先端ではなく亀裂先端より主材軸方向へ入り込んだ点であり、この位置は、溶接止端部より最大剪断応力方向に伸ばした平面上である。実験に於いて層状の延性破面が生じた要因の一つとして、疲労亀裂先端から複合力により斜め 45 度に主材を横断する方向に歪みが流れ、歪み集中点との間に生じたずれを補完するように亀裂が進展する際に生じたものであると考えられる。
- ・実験により全試験体に於いて、一方の溶接部が延性破壊、他方が脆性破壊となり、それらが同時進行する破断形態が確認された。これまでの実験に於いても、予歪が脆性から延性へ破壊形態が移行する要因の一つであることが示唆され、同様の破壊形態が数体確認されているが、両止端部に於ける亀裂発生点、亀裂進展量の相違等不確定要素が多く、予歪と脆性破壊発生の因果関係を明確化することは困難であった。実験では止端部に予め疲労亀裂が存在していたことにより延性亀裂が両疲労亀裂先端部から板厚中央部付近までは均等に進展しており、このことから破断直前で破壊形態が分岐したことが明らかとなった。実験により全試験体において、一方の溶接部が延性破壊、他方が脆性破壊となり、それらが同時進行する破断形態が確認された。これまでの実験においても、予歪が脆性から延性へ破壊形態が移行する要因の一つであることが示唆され、同様の破壊形態が数体確認されているが、両止端部における亀裂発生点、亀裂進展量の相違等不確定要素が多く、予歪と脆性破壊発生の因果関係を明確化することは困難であった。実験では止端部に予め疲労亀裂が存在していたことにより延性亀裂が両疲労亀裂先端部から板厚中央部付近までは均等に進展しており、このことから破断直前で破壊形態が分岐したことが明らかとなった。破壊形態分岐の要因としては、金属粒子等の分子的な構成の不均一性(溶接熱影響に伴う残留歪の影響)、終局時の亀裂の微小進展に伴う荷重バランスの微小量変動による亀裂先端への応力集中等が考えられる。

### 3.9.2 解析に関して

本章の解析では ABAQUS を用いて行い、解析結果と実験結果の荷重-変形関係を比較することにより複合力を受ける試験体の挙動を捉え、また予歪を受けた試験体内部の応力、歪状態を解析により調査して亀裂発生点に関して検討を進めてきた。解析より明らかになったことを以下に列挙する。

- ・解析における試験体挙動は応力-歪関係に依存し、本解析でも実験の挙動を非常によく捉えている。特に材料定義を一様伸び以降、応力一定に理想化することで実験における亀裂発生以降

の試験体の挙動を的確に再現できることが確認できた。一般鋼材の真応力-対数歪関係は case1 に近似されるが、case2 と比較した場合、変形が大きくなるにつれ解析結果と実験結果との間に開きが生じている。この原因として、亀裂発生・進展による試験体剛性の低下が考えられる。

- ・引張予歪を受けた試験体の解析結果から、試験体挙動は材料定義における応力-歪関係に依存し、その関係を適当に設定することで試験体挙動を再現できる。リブプレートの材料は主材材料と異なるが、材料を試験体全体に均一に定義しても試験体挙動には影響を与えない。
- ・溶接後に曲げ予歪を受けた試験体の解析結果から、実験において予歪無しの試験体とほぼ一致した結果が得られたことが再現された。引張側の予歪の場合、実験結果よりも初期剛性が高くなったが、実験結果で圧縮側より引張側に与えた方が靱性は高くなる結果が得られていることが再現されたと考えられる。
- ・曲げ予歪の実験と解析から、実験で観測された亀裂発生点における止端部周囲の歪が材料の一樣伸びに達していることが確認された。
- ・解析後の応力、歪分布の画像処理により溶接止端部に応力、歪が集中しているのを確認し、さらに最大剪断応力方向へ母材を横断して応力の塑性流動が生じていることが確認された。また、立体解析における主材軸上の対称面の歪分布及び応力分布と平面歪場解析結果とを比較した場合、ほぼ一致しており、また立体解析結果において試験体板幅方向の歪は相当塑性歪に対して十分小さいことから、試験体中央部はほぼ平面歪場であることが確認された。また引張予歪試験体では予歪無し試験体に比べて歪集中が大きい事が確認された。

#### 《参考文献》

- [3.1] Kurobane, Y, and Ochi, K (1997a). "AWS vs. International Design Rules for Circular Tubular K-Connections," Engineering Structures, Vol. 19, No.3, pp 259-266.
- [3.2] Cheaitani MJ, and Burdekin, FM (1994). "Ultimate Strength of Cracked Tubular Joints," Tubular Structures VI, Grundy, Holgate and Wong (eds), Balkema, Rotterdam, ISBN 90 5410 520 8, pp 607-616.
- [3.3] 「兵庫県南部地震における鋼構造物の被害と教訓」4.2 破断モードにおける変形能力の推定, 日本建築学会, 69-77, 1996年7月
- [3.4] 桑村仁, 山本恵市「三軸応力状態における構造用鋼材の延性き裂発生条件」, 日本建築学会構造系論文集, 第477号, 129-135, 1995年11月
- [3.5] ABAQUS, ABAQUS v5.6 Manuals (User's Manuals I, II and III), Hibbitt, Karlsson and Sorensen, Inc, 1997
- [3.6] MENTAT, MENTAT II Manuals, Marc Analysis Research Corp., 1997

## 第 4 章 往復荷重を受ける溶接 T 継手の 溶接止端部からの破壊

## 第4章 往復载荷を受ける溶接T継手の溶接止端部からの破壊

### § 4.1 研究の目的と概要

兵庫県南部地震では、我が国で初めて建築鋼構造物の脆性破壊が報告された。脆性破壊が最も顕著に現れたのは溶接接合部であり、その多くはスカラップ端部や溶接不良などの歪集中部である。このような破壊現象は大地震発生以前から鋼構造物の重要な研究課題であったが、震災により早急な対策を要することとなった。以前より溶接接合部は単調増加あるいは繰り返し荷重を受けた時、接合部が十分な耐力に達する前に、溶接止端部に延性亀裂が発生し脆性破壊により破断に到る可能性があることが指摘されていた。単調増加荷重を受ける溶接接合部からの延性亀裂の発生及び脆性破壊に関しては、実験室でも再現されている(第3章)。しかし兵庫県南部地震のような大地震時には、塑性域に入る繰り返し荷重を受ける。そこで前章と同様の試験体に対して往復荷重を加え、溶接止端部からの破壊性状について、実験及び解析を行った。

本章では、溶接接合部の破壊性状に注目するという目的から、図 4.1.1 に示すように接合部を単純化した2枚の鋼板による溶接T継手を用いて実験を行った。試験体は、現実の接合部に比べて形状が単純化されているが、板厚や溶接寸法については実際の現場で用いられる寸法を参考にして製作した。なお試験体に用いた材料に対しては、いずれも素材試験およびシャルピー衝撃試験を行い、母材ならびに溶接部の機械的性質を確認した。また溶接止端部に欠陥を有する場合の破壊形態を調査することを目的として、溶接止端部に疲労亀裂を生じさせた試験体と生じさせない試験体の両方に対して実験を行った。

载荷は100トンセンターホールジャッキを組み込んだ载荷装置により、図 4.1.1 に示されるリブプレート部に圧縮引張交番载荷を行うこととした。载荷手順は、前章の複合载荷実験における破断時の変形量を参考に、リブプレート溶接側が圧縮側となる方向に設定変位まで変形させた後、载荷方向を反転させ試験体が破断するまで载荷を行った。ただし疲労亀裂が深い場合、圧縮側载荷時に破断に到るため、単調引張载荷とした。

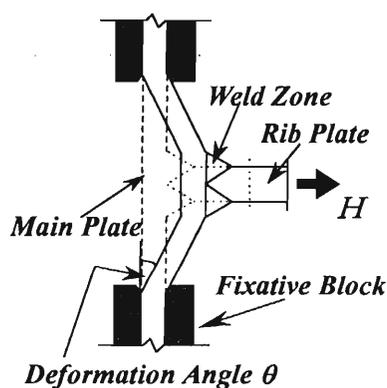


図 4.1.1 実験概要図(単調载荷)

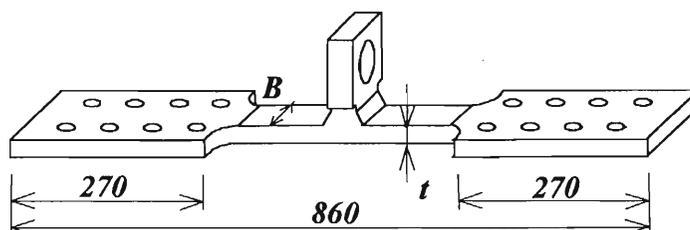


図 4.2.1 試験体概要図

## § 4.2 実験概要

### 4.2.1 試験体概要

試験体の形状を図 4.2.1 に示す。左右両端はショットブラスト処理した後、赤錆を発生させて摩擦力を確保した高力ボルト摩擦接合によって剛接合とした。試験体の主材には SS400 と SN490B の 2 種類を用いることとし、各々の材料において板厚  $t=22\text{mm}$ ,  $26\text{mm}$  の 2 種類に対して実験を行った。

溶接止端部に疲労亀裂を入れたものと入れていない試験体を用意した。疲労亀裂長さは 1.5mm、3.0mm、4.5mm、6.0mm を目標として、疲労試験機によって疲労亀裂を挿入した。

### 4.2.2 溶接概要及び手順

実験では溶接部の形状や残留応力及び残留歪が、破壊形態に大きな影響を与えると考えられる。そこで溶接時の入熱量を均一化するよう管理した。試験体溶接時の入熱量(各試験体における最大値のみ)を表 4.2.1 に示す。また各層ごとの温度を測定し、層間温度が  $250^{\circ}\text{C}$  以下の条件のもとに溶接を行った。

溶接は完全溶け込み溶接とし、溶接時の収縮などによるリッププレートへの傾きや溶接歪による影響を小さくするため、溶接ビードを 7 層とし、各層の溶接に要した時間を計測して溶接時間の均一化を図った。溶接手順は図 4.2.4 に示すように、1,2 層を溶接した後、反転させガウジングを行ってから 3,4,5,6 層を溶接し、さらに反転させて 7 層目を溶接した。

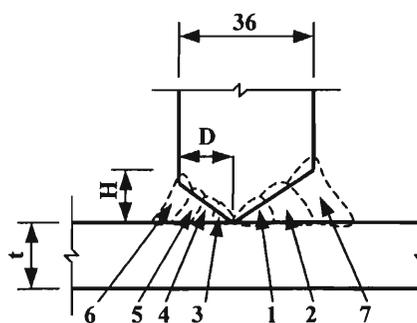


図 4.2.2 溶接手順

表 4.2.1 溶接条件・最大入熱量

Specimen No.	Current (A)	Voltage (V)	Heat Input (kJ/cm)	Specimen No.	Current (A)	Voltage (V)	Heat Input (kJ/cm)
1	350	42	51.45	13	350	42	52.92
2	350	42	55.86	14	350	42	52.92
3	350	42	51.45	15	350	42	51.45
4	350	42	55.86	16	350	42	60.27
5	350	42	55.86	17	350	42	61.74
6	350	42	55.86	18	350	42	58.80
7	350	42	57.33	19	350	42	64.68
8	350	42	57.33	20	350	42	58.80
9	350	42	58.80	21	350	42	61.74
10	350	42	60.27	22	350	42	72.03
11	350	42	55.86	23	350	42	72.03
12	350	42	54.39	24	350	42	63.21

### 4.2.3 試験体寸法

溶接止端部近傍の主材板幅(B)、板厚(t)は図 4.2.2 に示す位置で測定した。板幅(B)は、溶接止端部の母材板幅(図中 B①,B②の 2 カ所)に対してノギスを用いて測定したものを平均した。板厚(t)は、溶接止端部の両側面近傍(図中 t①,t②,t③,t④の 4 カ所)に対してマイクロメーターを用いてそれぞれ 3 回ずつ測定し、平均した。また溶接形状測定位置を図 4.2.3 に示す位置で測定した。母材長さ方向( $S_p$ )・高さ方向( $S_h$ )共に、s①～s④の 4 カ所をノギスで 1 回ずつ測定して、それを平均した。表 4.2.2 に、試験体の材料及び寸法と実験方法(疲労亀裂の有無を、ある場合は疲労亀裂長さも付記する)を示す。

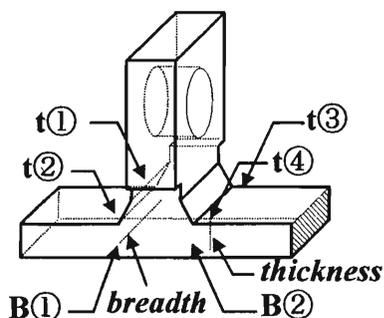


図 3.2.4 板幅(B)-板厚(t)測定位置図

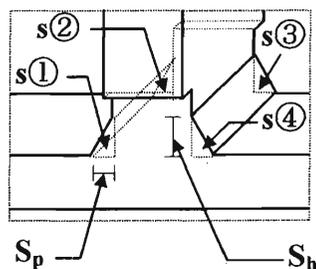


図 3.2.5 溶接形状測定位置

表 4.2.2 試験体寸法

Specimen	Material	Breadth (mm)	Thickness (mm)	$S_p$ (mm)	$S_h$ (mm)	Test Type	Fatigue Crack Depth (mm)
1	SN490B	80.0	22.027	12.28	18.53	R	0.0
2		80.0	22.043	11.90	19.23	F+R	4.4
3		80.0	22.010	12.64	19.78	F+R	疲労破断
4		80.0	22.006	13.20	19.03	F+R	1.2
5		80.0	21.985	13.43	19.80	F+R	12.8
6	SS400	80.0	22.019	11.61	19.74	Pre-test	0.0
7		80.0	22.039	11.90	18.85	Pre-test	0.0
8		80.0	22.114	12.15	18.85	R	0.0
9		80.0	22.025	11.30	19.08	F+R	1.0
10		80.0	22.006	12.85	19.16	F+R	1.4
11	SN490B	80.0	26.008	12.65	21.08	R	0.0
12		80.0	26.016	11.90	19.33	F+R	4.3
13		80.0	26.085	12.58	20.85	F+R	1.2
14		80.0	25.993	11.88	20.40	F+T	13.0
15		80.0	25.971	12.80	19.23	F+T	11.3
16	SS400	80.0	26.029	12.54	20.18	R	0.0
17		80.0	26.023	12.58	19.25	F+R	1.2
18		80.0	26.023	12.11	20.20	F+R	1.7
19		80.0	26.026	12.05	19.05	F+R	2.8
20		80.0	26.016	11.95	20.48	F+R	15.2
21	SS400	80.0	26.008	12.75	21.00	F+T	14.0
22		80.0	26.008	13.68	19.15	F+T	9.5
23		80.0	26.005	13.21	19.58	F+T	疲労破断
24		80.0	26.040	12.95	20.58	F+T	10.4

《Notes》 Test Type F: 疲労亀裂挿入

R: 往復载荷

T: 単調载荷

#### 4.2.4 実験装置

載荷装置のセットアップ図を図4.2.4に示す。載荷には100トンセンターホールジャッキを用い、これにロードセルを取り付けて荷重を測定した。載荷装置の先端は厚さ16mmのはさみ板2枚により試験体と接合した。なお圧縮載荷時に載荷装置全体の中心軸がずれ、座屈による負荷がかからないようにするため、ジャッキ下部(図中⑤)にリングを設け、そこから4方向にブレースを張り載荷装置を拘束した。

#### 4.2.5 載荷手順及び設定変位

実験は疲労亀裂深さに応じて、以下の手順に従って載荷を行った。また試験体6,7は載荷方法決定のための予備実験だったため、試行錯誤的に行った。

試験体 1, 2, 4, 5, 8, 9, 10, 11, 12, 13, 16, 17, 18, 19, 20

[Step 1] リブプレート溶接面が圧縮側となるように、設定変位 $\delta_0$ まで載荷する。

[Step 2] 除荷後、溶接止端部近傍における亀裂の発生(疲労亀裂を入れた試験体の場合、疲労亀裂の拡大及び延性亀裂の発生)を目視により随

時確認しながら、試験体が破断するまで、リブプレート溶接面が引張側となるように載荷する。

複合載荷実験における最大変形時の溶接止端部近傍の変形量を、本実験における $\sin\theta$ に換算すると、予歪を与えた試験体(7.5%曲げ予歪)の場合、予歪実験時の変形量はほぼ $\sin\theta=0.35$ 程度であり、また単調増加荷重実験時の最大耐力時の変形量は $\sin\theta=0.7$ 程度であった。地震時には接合部にかかる変形は主材軸に対してほぼ対象であると仮定して、圧縮・引張時の最大変形量がほぼ同一となるように設定変位を $\sin\theta=-0.35$ となる変位とした。

試験体 14, 15, 21, 22, 24

[Step 1] リブプレート溶接面が引張側となるように単調載荷を行い、試験体を破断させる。

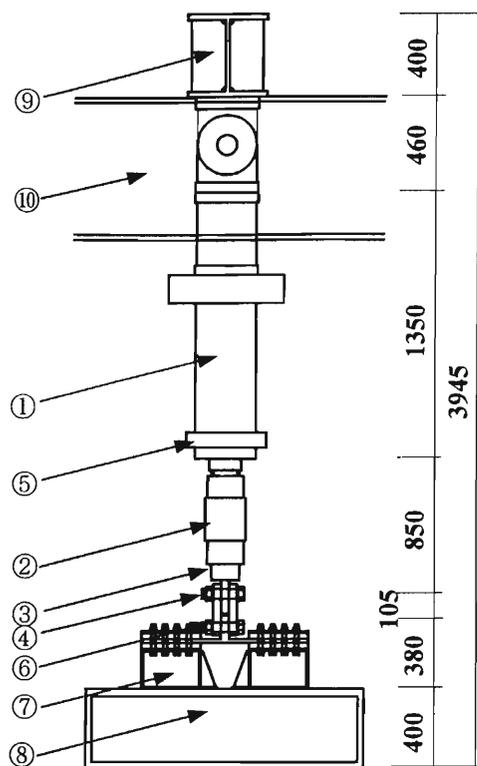
試験体 6

[Step 1] リブプレート溶接面が圧縮側になるように設定変位 $\sin\theta=-0.1$ まで載荷する。その後除荷し、載荷方向を反転させリブプレート溶接面が引張側となるように設定変位 $\sin\theta=0.35$ まで載荷する。

[Step 2] STEP 1を、試験体が破断するまで繰り返す。

試験体 7

[Step 1] リブプレート溶接面が圧縮側になるように設定変位 $\sin\theta=-0.16$ まで載荷する。その後除荷し、載荷方向を反転させリブプレート溶接面が引張側となるように載荷し、試験体を破断させる。



① 100t センターホールジャッキ	⑥ 穴空きプレート
② 100t ロードセル	⑦ 試験体支持ブロック
③ 連結金具	⑧ ベース
④ 連結ボルト	⑨ ベース
⑤ リング	⑩ ラーメン梁

図 4.2.4 載荷装置

#### 4.2.6 測定方法

H 方向荷重は電動式ポンプにより载荷しながら、ロードセルを接続したデジタル指示機(TD-1LD)によって逐次確認した。H 方向変位は試験体リブプレートの側面に測定治具を貼付し、高感度変位計(CDP-100)の出力を歪計測器(TDS-301)で数値変換して記録した。材軸方向変位は、試験体両端部の摩擦接合部側面に測定治具を設け、高感度変位計(CDP-50)を用いて測定した。

本実験結果は複合载荷実験と同様、荷重-変形関係を荷重- $\sin\theta$ 関係に変換して各試験体の実験結果を比較した。 $\sin\theta$ の算定式を(4.1)に示す。また式中に用いられている $l_0$ は、溶接止端部から支持ブロック溶接側角部が試験体と接する位置の点である。この値は試験体ごとに異なる。 $l_0$ の算定式を(4.2)式に、そしてこれを用いて求められた試験体ごとの $l_0$ を表 4.2.3 に示す。

$$\sin\theta = \frac{y\delta_0}{\sqrt{y\delta_0^2 + l_0^2}} \quad (4.1)$$

$$l_0 = 160 - (18 + S_p) \quad (4.2)$$

ここで、 $y\delta_0$ は試験体中央部母材非溶接面の H 方向変位である

#### § 4.3 疲労試験

初期亀裂の有無が溶接接合部に及ぼす影響を調べるため、全試験体のうちの 16 体に、疲労試験により溶接止端部に疲労亀裂を発生させた。疲労試験装置を図 4.3.1 に示す。疲労試験は 3 点曲げにより試験体の溶接止端部より疲労亀裂が発生するようにした。疲労試験における設定荷重は、素材試験より得られた降伏点と実断面測定の結果より降伏荷重を求め、これをもとに決定した。疲労亀裂長さは 1.5mm, 3.0mm, 4.5mm, 6.0mm を目標とし、载荷中の試験体の側面から目視によって疲労亀裂を観察することで亀裂長さを測定した。なお、試験体 No.3, 23 は溶接止端部からの疲労亀裂が進展し破断に到っている。

疲労亀裂と往復载荷実験によって発生する延性・脆性亀裂とを区別するために、青熱脆性温度(280℃)で 2 時間加熱して疲労破面に青色錆を発生させた。

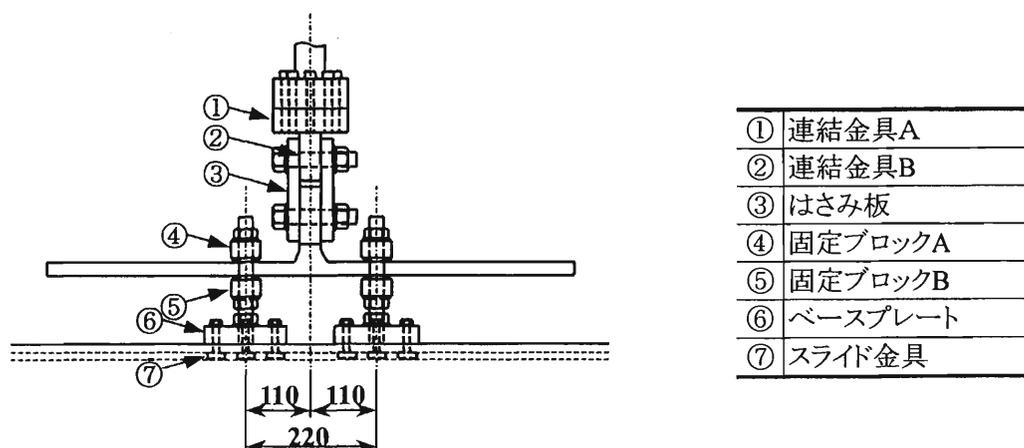


図 4.3.1 曲げ疲労試験装置組立図

## § 4.4 素材特性

### 4.4.1 引張試験

実験に用いた試験体の素材の機械的性質を調べるために、引張試験を行った。試験体には JIS 規格に準拠した 14A 号試験片を用いた。素材試験の対象としたのは、No.1~No.5, No.11~No.15 に用いた SN490B と、No.6~No.10, No.16~No.20 に用いた SS400 である。なお No.21~24 は SS400 であるが、第 3 章の主材材料と同一の板から切り出したため、機械的性質は表 3.2.1 に準ずるものとする。

引張試験の測定手順は第 3 章と同一である。算定した応力-歪関係を図 4.4.1 に、使用鋼材の機械的性質を表 4.4.1 に示す。

表 4.4.1 14A 号素材試験結果

Specimen	${}^u\sigma_y$ (MPa)	${}^u\varepsilon_y$ (%)	${}^l\sigma_y$ (MPa)	${}^l\varepsilon_y$ (%)	$\sigma_u$ (MPa)	$\varepsilon_u$ (%)	$\sigma_f$ (MPa)	$\varepsilon_f$ (%)	E.L. (%)	$\phi$ (%)	E (GPa)	Y.R.
SN-1	340.6	0.168	331.9	0.165	525.7	13.65	372.2	23.38	32.81	71.18	209	0.648
SN-2	344.4	0.163	340.3	0.161	523.6	13.80	344.1	23.83	32.52	72.38	211	0.658
SN-3	349.6	0.163	333.9	0.161	520.6	13.50	329.9	24.00	33.07	71.93	213	0.672
Average	344.9	0.164	335.4	0.162	523.3	13.65	348.7	23.74	32.80	71.83	211	0.659
SS-1	261.1	0.141	—	—	449.5	18.00	327.7	27.20	36.36	69.00	204	0.581
SS-2	260.8	0.136	—	—	447.7	16.15	314.9	25.09	36.26	68.31	192	0.583
SS-3	263.2	0.143	259.6	0.144	451.8	16.14	354.8	26.71	37.11	68.10	206	0.583
Average	261.7	0.140	259.6	0.144	449.6	16.76	332.5	26.33	36.58	68.47	200	0.582

《Notes》  ${}^u\sigma_y$  : 上降伏応力度(MPa)       ${}^u\varepsilon_y$  :  ${}^u\sigma_y$  時のひずみ度  
 ${}^l\sigma_y$  : 下降伏応力度(MPa)       ${}^l\varepsilon_y$  :  ${}^l\sigma_y$  時のひずみ度  
 $\sigma_u$  : 引張強さ(MPa)                       $\varepsilon_u$  :  $\sigma_u$  時のひずみ度  
 $\sigma_f$  : 破断応力度(MPa)                   $\varepsilon_f$  :  $\sigma_f$  時のひずみ度  
E.L. : 破断伸び率                               $\phi$  : 絞り  
E : ヤング係数(GPa)                          Y.R. : 降伏比

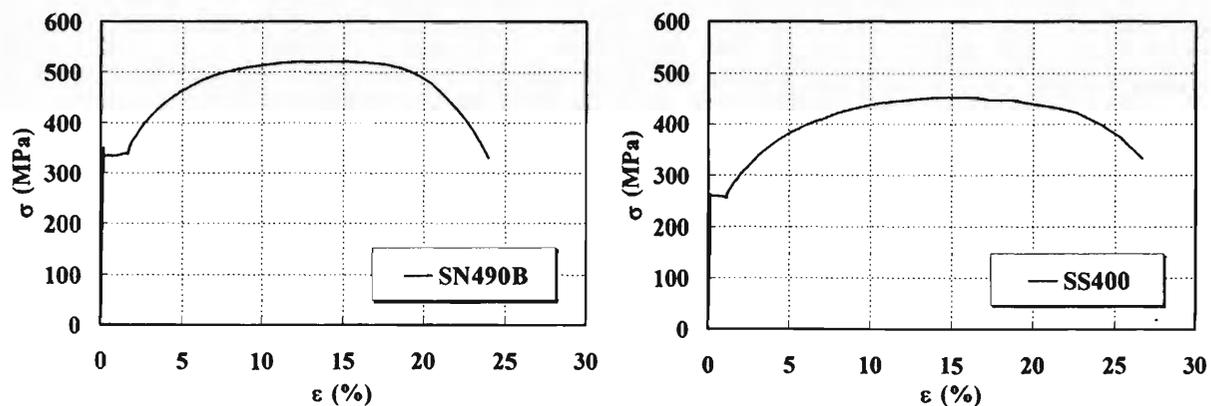


図 4.4.1 素材試験応力-歪関係

#### 4.4.2 シャルピー衝撃試験

試験体の破壊靱性を把握する目的で、シャルピー衝撃試験を行った。試験片には金属衝撃試験4号試験片を用い実験に用い、SN490B及びSS400の2種類の材質に対して行った。そして各材料を実際の試験体と同様な溶接条件で溶接を行い、これらから母材部(Base)、溶着金属部(DEPO)、ボンド部(BOND)の3カ所を切り出した。これら3つの部位について、試験体本数はSN490B及びSS400それぞれ各30本ずつの合計90本とし、試験体を3組セットにして温度を変えながらシャルピー衝撃試験を行った。温度の設定は-100℃から20℃(常温)の間程度で、試行錯誤的に行った。試験体の冷却には液体窒素を用いた。図4.4.2、図4.4.3にシャルピー衝撃試験結果を示す。エネルギー遷移曲線及び破面遷移曲線は、実験結果に基づき最小二乗法を用いて次式により決定した。

$${}_vE = \frac{{}_vE'_{shelf}}{2} \{1 + \tanh \alpha(T - {}_vT_{re})\} \quad (4.3)$$

$$B = 50 \{1 - \tanh \beta(T - {}_vT_{rs})\} \quad (4.4)$$

ここで ${}_vE$ は吸収エネルギー、 $B$ は脆性破面率、 ${}_vE'_{shelf}$ はシェルフエネルギー、 $\alpha$ はエネルギー係数、 $\beta$ は破面係数、 $T$ は試験体温度、 ${}_vT_{re}$ はエネルギー遷移温度、 ${}_vT_{rs}$ は破面遷移温度である。破面遷移温度は、シャルピー衝撃試験後、各試験体の脆性破面率を測定した値を最小二乗法を用いて近似した式から求めた。各材料・部位の0℃における衝撃値 ${}_vE_0$ 、シェルフエネルギー ${}_vE'_{shelf}$ 、エネルギー遷移温度 ${}_vT_{re}$ 、破面遷移温度 ${}_vT_{rs}$ を表4.4.2に示す。ほとんどの試験体でエネルギー遷移温度・破面遷移温度ともBOND部、母材、DEPO部の順に高くなっており、通常よりDEPO部の遷移温度が高く、脆い事が分かる。

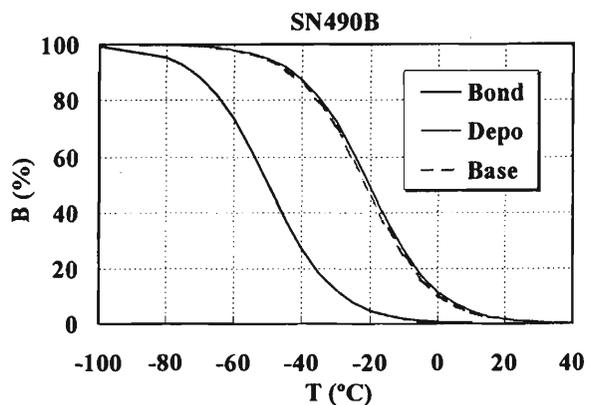
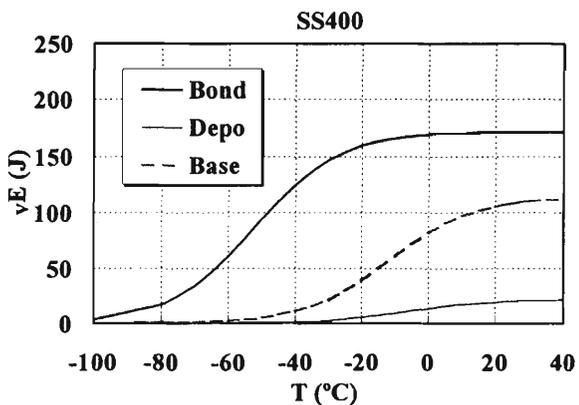
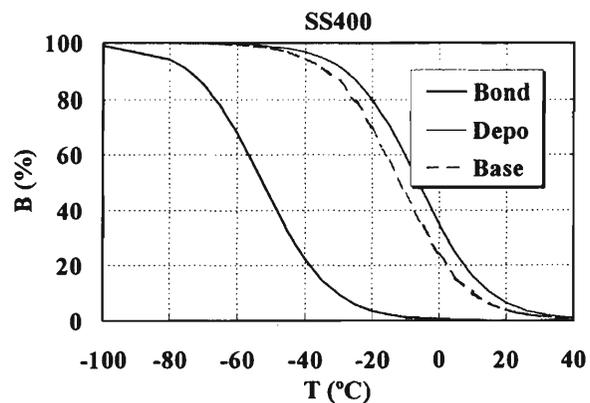
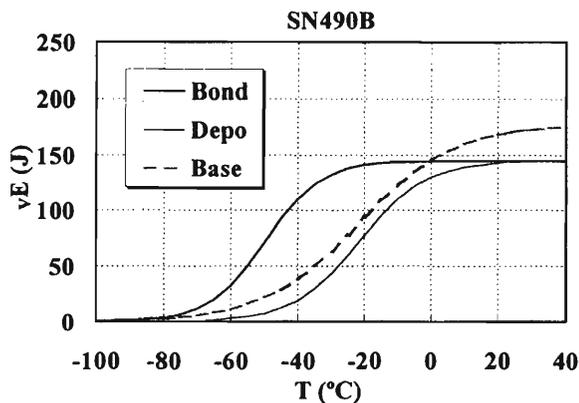


図 4.4.2 エネルギー遷移曲線

図 4.4.3 破面遷移曲線

表 4.4.3 衝撃試験結果

Material	Part	$vE_0$ (J)	$vE_{shelf}$ (J)	$vT_{re}$ (°C)	$vT_{rs}$ (°C)
SN490B	Base	145.196	177.250	-21.581	-11.213
	DEPO	130.083	145.392	-21.398	6.060
	Bond	144.512	144.883	-49.729	-1.864
SS400	Base	81.795	113.884	-11.696	15.711
	DEPO	13.718	22.075	-6.196	49.756
	Bond	168.897	171.442	-52.440	-38.068

表 4.5.1 実験結果

Specimen No.	Material	Thickness (mm)	a (mm)	$H_{max}$ (kN)	$\sin\theta_{max}$	$H_f$ (kN)	$\sin\theta_f$	Failure Type
1	SN490B	22.03	0.0	600.7	0.349	585.0	0.358	DB
2		22.04	4.4	551.6	0.348	551.6	0.348	BB
4		22.01	1.2	582.0	0.362	570.7	0.372	DD
5		21.99	12.8	-	-	-	-	CB
6	SS400	22.02	PRE	437.4	0.315	238.3	0.311	DD
7		22.04	PRE	625.2	0.395	620.8	0.402	DD
8		22.11	0.0	571.7	0.364	563.9	0.371	DB
9		22.02	1.0	556.5	0.358	553.1	0.366	DB
10		22.01	1.4	563.4	0.373	559.0	0.381	DB
11	SN490B	26.01	0.0	762.5	0.424	738.4	0.431	DB
12		26.02	4.3	710.0	0.417	710.0	0.417	BB
13		26.08	1.2	737.5	0.395	737.5	0.395	BB
14		25.99	13.0	361.8	0.245	361.8	0.245	BB
15		25.97	11.3	482.9	0.360	481.0	0.364	DD
16	SS400	26.03	0.0	607.0	0.379	590.9	0.393	DB
17		26.02	1.0	619.8	0.398	613.9	0.403	DB
18		26.02	1.7	592.8	0.359	592.8	0.359	BB
19		26.03	2.8	646.3	0.398	643.3	0.401	DB
20		26.02	15.2	-	-	-	-	CB
21	SS400	26.01	14.0	389.3	0.337	389.3	0.364	DD
22		26.02	9.5	493.3	0.377	490.8	0.382	DD
24		26.05	10.4	472.2	0.367	469.7	0.370	DD

《Notes》 a: 疲労亀裂深さ

$H_{max}$ : 最大荷重       $\sin\theta_{max}$ :  $H_{max}$  時の  $\sin\theta$

$H_f$ : 破断荷重       $\sin\theta_f$ : 破断時の  $\sin\theta$

Failure Type      BB:両方向とも脆性破壊

DB:一方脆性破壊・一方延性破壊

DD:両止端部とも延性破壊

CB:圧縮荷重時に破断

## § 4.5 実験結果

実験結果を表 4.5.1 にまとめる。往復载荷では、それぞれ材厚・材質及び疲労亀裂深さの異なる試験体において、いずれもリブプレート引張時にはほぼ  $\sin\theta=0.35$  程度に到ったときに大きな爆発音を伴ってリブプレート的一方(もしくは両方)の側で脆性破壊を起こし破断した。またいずれの試験体においてもリブプレート引張時  $\sin\theta=-0.2$  程度からの荷重の低下が見られるが、これは主材に P- $\Delta$  効果が生じた影響によると考えられる。単調引張载荷では、1 体のみ脆性破壊により早期に破断したが、他は  $\sin\theta=0.35$  程度に到ったときに延性亀裂が不安定成長し破断した。

往復载荷では、疲労亀裂のない試験体において  $\sin\theta=-0.2$  程度で溶接止端部板幅中央部分に白い筋状の微小な亀裂が目視により確認することが出来た。その後、亀裂は徐々に両端へ伝播し  $\sin\theta=0$  程度で深さを持った亀裂を確認することが出来た。疲労亀裂を有する試験体では  $\sin\theta=-0.20$  程度で溶接止端部全幅にわたって亀裂の開口が目視により確認でき、その後  $\sin\theta=0$  程度では亀裂部分の開口がかなり大きくなった。一方、試験体側部を観察したところ、亀裂の進展はいずれの試験体も最大剪断力方向(溶接止端部から斜め 45 度に主材を横断する方向)に谷を持つくびれを生じさせながら、この方向に亀裂が進展することを確認した。

## § 4.6 破断形態、耐力及び変形性能の検討

荷重-変形関係を以下の各点から比較し、考察を行った。比較した試験体を表 4.6.1～表 4.6.4 に、比較の概略図を図 4.6.1～図 4.6.4 に、往復载荷の場合を例として示す。なお、考察で「圧縮時」としているのはリブプレートが圧縮となるステップを、「引張時」とはリブプレートが引張となるステップを指す。

### 板厚に関して

- ・初期剛性は 26mm の方が高い。
- ・圧縮設定変位時の荷重は 26mm の方が大きい、板厚の増加分と同程度の増加である。
- ・P- $\Delta$  効果による荷重の低下は、26mm の方が低下量は小さい。
- ・最大耐力は 26mm の方が高いが、破断時の変形量にはほとんど差がない。
- ・破断形態は、22mm の試験体では 1 本(F22sn2)を除いていずれも片側脆性破壊・片側延性破壊で破断しているのに対し、26mm の試験体では 3 体(F26sn12,F26sn13,F26ss18)が両側脆性破壊で破断する結果となっている。

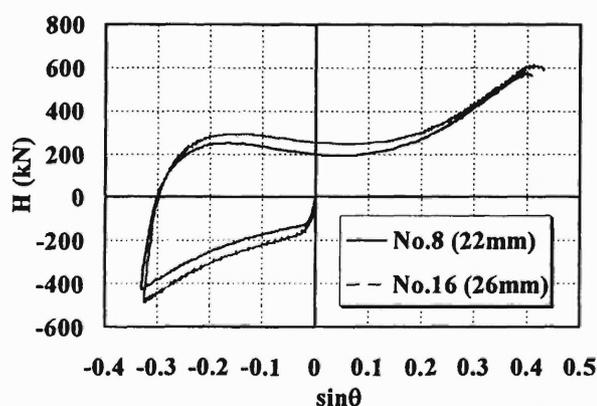


図 4.6.1 荷重-変形関係  
(凡例の括弧内は板厚を示す)

表 4.6.1 比較試験体

	Specimen No.	
22mm	1	8
26mm	11	16

### 材質に関して

- ・初期剛性は SS400, SN490B とも殆ど変わらない。
- ・圧縮設定変位時の荷重は SN490B 材を使った試験体の方が高く、材厚による違いの時よりも顕著であった。
- ・P-Δ効果による荷重の低下は、SN490B 材を用いた方が低下量は小さい。しかしその差は、材厚による違いの時ほどではない。
- ・最大耐力は SN490B 材の方が高いが、圧縮時の違いに比べるとやや差は小さくなっている。また変形量は試験体によって異なる結果を示し、傾向を見いだすことは出来なかった。
- ・破断形態については、SS 材の試験体(F26ss18)においても、SN 材の試験体(F22sn2, F26sn12, F26sn13)においても両側脆性破壊で破断したのがあり、材料による違いは見いだすことが出来なかった。

### 疲労亀裂に関して

- ・圧縮時の初期剛性は疲労亀裂の有無に関わらずほぼ同一である。
- ・圧縮設定変位時の荷重も、同一である。
- ・引張時の初期剛性も、疲労亀裂の有無に関わらずほぼ同一である。
- ・P-Δ効果の影響もほぼ同一であるが、疲労亀裂が3mm を越える試験体では荷重の低下がやや大きい傾向にある。
- ・引張時最大耐力は SS 材 26mm の試験体を除いては、疲労亀裂が長くなるに従って低下する傾向がある。ただし、破断形態はそれぞれ異なる。SS 材 26mm の試験体では疲労亀裂を入れた試験体の方が耐力が高くなるという結果を示した。
- ・破断時の最大変形は、疲労亀裂の長さによる傾向はみられず、破断形態に依存する結果となった。

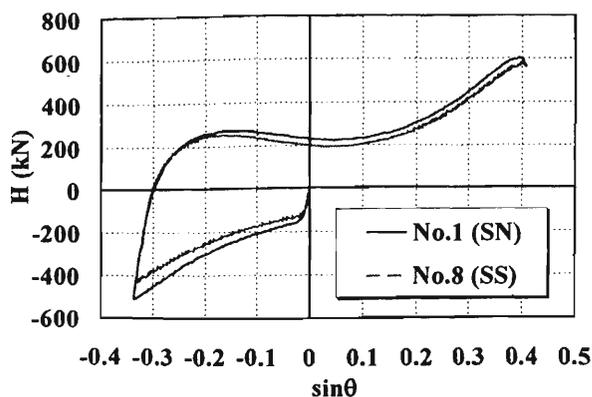


図 4.6.2 荷重-変形関係  
(凡例の括弧内は鋼材名を示す)

表 4.6.2 比較試験体

	Specimen No.	
SN490B	1	11
SS400	8	16

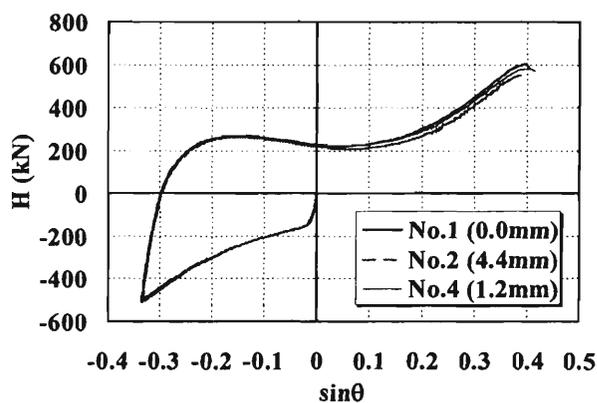


図 4.6.3 荷重-変形関係  
(凡例の括弧内は疲労亀裂深さを示す)

表 4.6.3 比較試験体

	Specimen No.			
Non Fatigue	1	8	11	16
Fatigue(small)	4	9	13	17
Fatigue(Large)	2	10	12	18,19

### 破断形態に関して

・溶接部両断面脆性破壊した試験体と、一方が脆性・他方が延性破壊した試験体を比較した場合、破断までの挙動はほぼ等しいが、破断形態により、最大耐力が大きく異なる。両断面脆性破壊で破断した試験体の方が、一方延性・他方脆性破壊で破断した試験体に比べて、靱性・耐力共に低い。なお、この両試験体は材料・板厚は同一である。

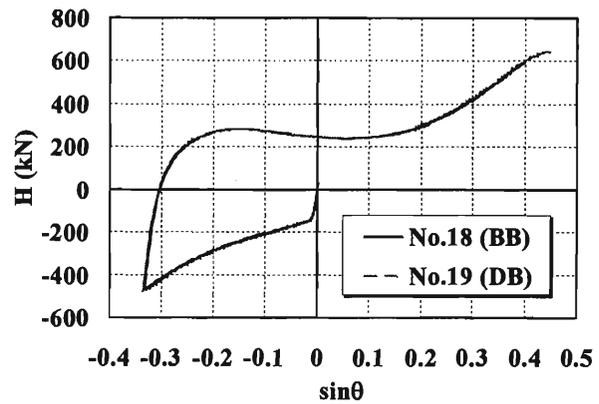


図 4.6.4 荷重-変形関係  
(凡例の括弧内は破断形態を示す)

表 4.6.4 比較試験体

	Specimen No.	
<b>Brittle + Brittle</b>	14	18
<b>Brittle + Ductile</b>	15	19

### 破断状況・破断面に関して

試験体破断後の破面を調べ、破断状況の観点から試験体の耐力の違いについて検討を行った。各試験体の破面は、鈍い光沢状の破面である延性破面と、斜めに荒い繊維状の破面(シェブロンパタン)を有する脆性破面からなっている。ただし、試験体によっては延性破面と脆性破面が混在するものや、破面が二層に別れているものもある。これらの破断状況を、表 4.6.5 にまとめた。

破壊形状は概ね以下に分類される。また、その代表的な試験体の破面写真を写真 4.6.1~4 に示す。

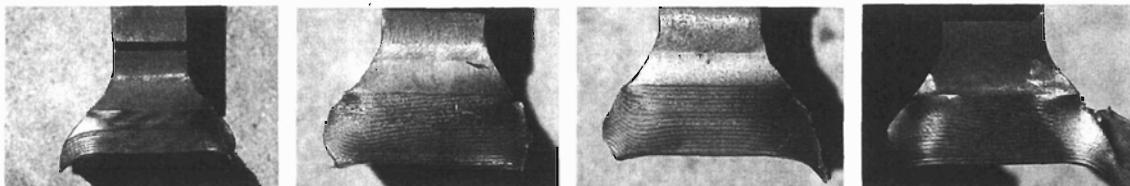


写真 4.6.1 DD(No.4) 写真 4.6.2 BB(No.18) 写真 4.6.3 DB(No.19) 写真 4.6.4 B(No.17)

- [1] BB タイプ。延性亀裂が進展したが、板厚中央部付近で溶接部の両側が脆性破壊を起こして破断したもの。(No.2, 12, 13, 14, 18)
- [2] DB タイプ。溶接部の一方では延性亀裂が破断寸前まで進展し、他方は進展の途中で脆性亀裂に移行し、試験体の両側が破断したもの。(No.1, 8, 9, 10, 11, 16, 17, 19)
- [3] DD タイプ。延性亀裂が進展し、破断に到ったもの。(No.4, 6, 15, 21, 22, 24)

以上から、疲労亀裂の有無が脆性破壊発生に寄与することが明らかとなった。疲労亀裂のない試験体も DB タイプであったが、最大耐力に達した後の破断であった。しかし亀裂が深い場合には、1体を除き、延性亀裂が安定成長し、そのまま破断に到っている。欠陥寸法が大きい場合、延性亀裂の進展により荷重が低下したことが、欠陥から脆性破壊を生じなかった理由と考えられる。板厚 26mm の試験体のうち、1体のみが十分な塑性変形をせずに脆性破壊へ移行しているが、破面の分布形状では、他の同等の疲労亀裂深さをもつ試験体との相違は見られなかった。この試験体の場合、脆性破壊発生点は板幅方向の中央部

ではなく、端部よりに存在した比較的大きな金属粒子であった。このことから、材料の不均在脆性破壊の発生の原因となったと考えられる。

なお、実験ではNo.12, 13, 17, 18, 19の5体の破面(表4.5.6中、網掛けがしてある箇所)が、何層かに別れる結果となった。破断時の衝撃が原因でこのようになることも考えられたが、写真4.6.5に示すように実験中の破面観察において、延性亀裂進展時から層状に亀裂が発生していることが確認されている。

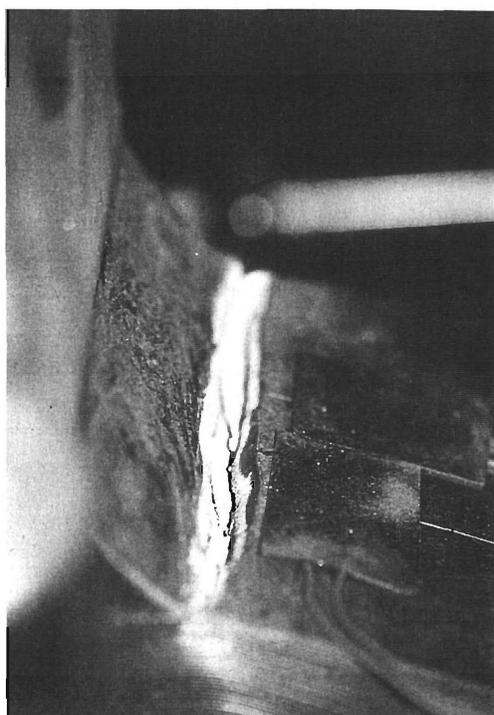


写真 4.6.5 载荷中の亀裂の状態(No.12)

表 4.6.5 破断状况

Specimen No.	Surface Type Depth(mm)	Surface Type Depth(mm)	Failure (L side)	Failure (R side)
1	Dv → D 1.3 29.7	Dv → D → B → D 0.8 13.9 8.6 1.8	○	○
2	F → Dv → D → B → D 4.1 2.6 8.5 9.4 4.5	F → Dv → D → B 4.4 7.1 8.4 10.1	○	○
4	F → Dv → D 0.9 3.2 26.6	F → Dv → D → B 1.2 3.0 19.1 6.4	○	○
5	-	F → D 12.8 10.4	×	○
8	Dv → D 2.2 28.0	Dv → D → B → D 2.5 8.4 15.3 1.1	○	○
9	F → Dv → D → B 1.0 3.1 7.9 15.2	F → Dv → D 0.6 2.8 26.9	○	○
10	F → Dv → D 1.2 4.9 25.8	F → D → B 1.4 13.7 13.1	○	○
11	Dv → D 3.7 30.1	Dv → D → B → D 1.2 22.7 10.3 2.0	○	○
12	F → Dv → D → B 3.4 2.9 12.4 12.2	F → Dv → D → B → D 4.3 2.4 4.9 10.5 3.9	○	○
13	F → Dv → D → B 0.3 0.4 10.8 12.4	F → Dv → D → B → D 1.2 2.6 9.6 12.4 3.9	○	○
14	F 3.3	F → Dv → B 13.3 3.0 12.3	×	○
15	F 10.3	F → D → D 11.3 10.4 6.6	×	○
16	Dv → D 2.5 33.8	Dv → D → B → D 2.5 14.0 14.3 2.1	○	○
17	F 1.1	F → Dv → B 1.2 3.0 15.2	×	○
18	F → Dv → D → B 1.7 2.3 6.5 17.4	F → Dv → D → B → D 0.8 2.8 10.0 17.2 0.9	○	○
19	F → Dv → D → B 2.8 4.0 9.4 16.2	F → Dv → D 0.7 3.2 33.4	○	○
20	F → D 15.2 12.1	-	○	×
21	F → D → D 14.0 10.5 5.0	F 2.3	○	×
22	F → D → D 9.5 10.7 7.1	F 5.3	○	×
24	F → D → D 10.4 11.1 6.6	F 1.1	○	×

《Notes》 F : Fatigue surface

Dv : Ductile surface (Vertical)

D : Ductile surface (45°)

S : Stratified surface

B : Brittle surface (45°)

C : Connected

## § 4.7 有限要素解析による検討

### 4.7.1 解析概要

往復载荷および単調载荷を受けた溶接 T 継手について非線形有限要素解析を行い、得られた荷重-変形関係を実験により得られた荷重-変形関係と比較することによって解析の有効性を検証し、亀裂発生時点や脆性・延性破壊発生時の溶接止端部近傍の応力・歪分布状態を調べた。また同時に、亀裂そのものの発生及びその進展状況を把握し、その結果に基づいて溶接止端部における破断に至る過程に関する最良の材料定数を究明する事を目的とする。

解析には前述の汎用有限要素解析プログラム ABAQUS(Ver5.7) [4.1]を用いた。解析要素としては 8 節点平面歪要素と 8 節点立体要素を用いて解析を行った。また前章において、亀裂の発生が一様伸びに支配されていることが確認されたことを踏まえ、本章においても、特に亀裂発生時の歪の値に注目し、検討を行う。なお解析の対象は板厚 22mm の試験体とし、疲労亀裂を有するモデルと、有さないモデルを製作した。

### 4.7.2 解析条件

#### 1. 材料定義

材料は SN490B 材と SS400 材の両方に対して解析を行う。これらの定義には von Mises の降伏条件を用い、ポアソン比は 0.3 とした。ヤング係数や降伏耐力に関しては、実験から得られた材料特性を用いた。また硬化則には混合硬化則を用いた。

#### 2. 応力-歪関係

解析上の応力-歪関係は、実験に先立って行われた 14A 号素材試験で得られた公称応力-工学歪関係において、一様伸びに達する点までを、次式によって換算した真応力-対数歪関係を用いて解析した。

$$\sigma = \sigma_n (1 + \varepsilon_n) \quad (3.4)$$

$$\varepsilon = \ln(1 + \varepsilon_n) \quad (3.5)$$

解析には、移動硬化則と等方硬化則の双方のパラメータから構成される混合硬化則を用いている。移動硬化成分は、真の移動硬化の項に低減項の組み合わせを付加することで定義される。非線形性を考慮し、温度などの影響を無視した硬化則の式は、次のように書ける。

$$\dot{\alpha} = C \frac{1}{\sigma^0} (\sigma - \alpha) \dot{\varepsilon}^{pl} - \gamma \alpha \dot{\varepsilon}^{pl} \quad (3.6)$$

ここで、 $C$  と  $\gamma$  は繰返し実験データより測定される材料定義である。 $C$  は初期移動硬化係数であり、 $\gamma$  は塑性変形の増加に伴う移動硬化係数の減少率である。移動硬化則は、偏向的な部分と静的な部分に分けられるが、偏向的な部分のみが材料挙動に影響を及ぼす。 $C$  と  $\gamma$  が 0 である場合は、等方硬化則となる。 $\gamma$  が 0 である場合は、線形 Ziegler 硬化則となる。

等方硬化成分は、弾性領域の範囲  $\sigma^0$  を定義する相当応力の根を、相当塑性歪の関数として定義する。この根は直接  $\sigma^0$  を代入するか、あるいは次のような単純な指数法則から導かれる。

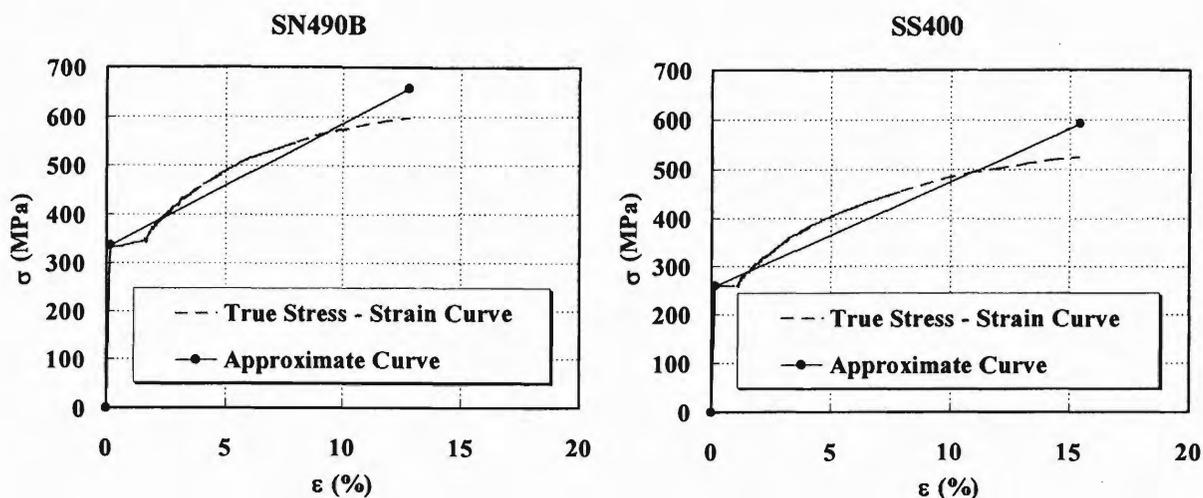


図 4.7.1 応力-歪関係

表 4.7.1 硬化則パラメータ

Material	Yield stress at zero plastic strain	Kinematic Hardening parameter (C)	Kinematic Hardening parameter (γ)
SN490	335.9	2266.3	11.00
SS400	260.9	2266.3	21.00
Material	Equivalent stress defining the size of the elastic range at zero plastic strain	Isotropic Hardening parameter (Q <sub>∞</sub> )	Isotropic Hardening parameter (b)
SN490	335.9	1000.0	0.26
SS400	260.9	2000.0	0.26

$$\sigma^0 = \sigma|_0 + Q_\infty (1 - e^{-b\bar{\epsilon}^n}) \quad (3.7)$$

ここで $\sigma|_0$ は塑性歪が0のときの降伏応力であり、 $Q_\infty$ と $b$ は材料定数である。 $Q_\infty$ は弾性域の範囲内における最大変形量であり、 $b$ は塑性歪が増加するに連れて弾性域の範囲が変化する割合を定義したものである。弾性域を定義する相当応力が一定値のままである場合( $\sigma^0 = \sigma|_0$ )、非線形移動硬化則となる。また、変数 $C$ の値は図4.7.1に示すような、真応力-対数歪関係の下降伏点から最大応力点までを直線近似した値を用いている。解析に用いた各パラメータは、降伏応力については実験より得られたデータを用いたが、その他は文献等を参考に決定した。各パラメータの値を表4.7.1に示す。

### 3. 要素定義

本章の解析での解析要素としては、8節点平面歪要素と、8節点立体要素の2種類を用いる。これらの要素の節点配列は、前章、図3.8.2に示す通りである。

#### 4.7.3 解析手順

8節点平面要素(Plane要素)を用いた試験体モデルでは、対称性を考慮して1/2モデルとし、主材板幅方向の厚さは単位厚さとした。図4.7.3に解析モデルの概略図を示す。また後述の8節点立体要素(Brick要素)を用いた解析では、解析モデルは対称性を考慮し1/4モデルとした。疲労亀裂を有さないモデルでは、応力・歪集中点であると考えられる溶接止端部近傍に要素を集中させ、放射状に広がるようように要素

分割を行った。また疲労亀裂を有するモデルでは、先に行う疲労亀裂を有しないモデルの解析結果をもとに基本モデルを作成し、それから疲労亀裂深さを変えたモデルを作って解析を行った。疲労亀裂深さは、実験で目標とされた深さ  $a=1.5\text{mm}$ ,  $3.0\text{mm}$ ,  $4.5\text{mm}$ ,  $6.0\text{mm}$  の計 4 種類に対して解析を行った。

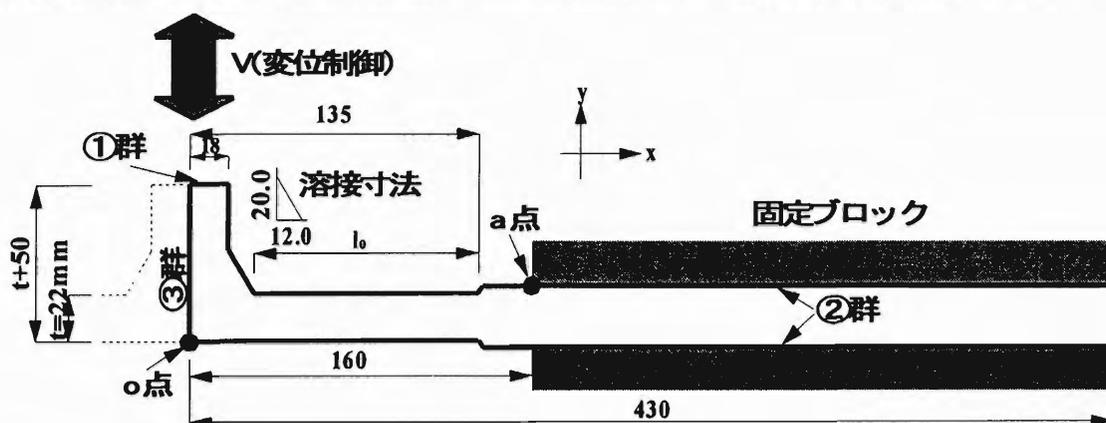


図 4.7.3 解析概略図

境界条件としては、①節点群に対して Y 方向変位を拘束して変位制御により反力が生じるようにすると共に、固定ブロックに接する②節点群を完全固定とした。また対称性を反映するために、③節点群の X 方向変位を拘束した。往復载荷の解析手順は以下のとおりである。

[Step 1] リブ溶接面が圧縮側となるように、 $\sin\theta = -0.35$  ( $y = -40.88\text{mm}$ ) まで①節点群に Y 方向へ強制変位を与える。

[Step 2] 载荷方向を反転して、 $\sin\theta = 0.4$  程度 ( $y = 50.00\text{mm}$ ) まで引き上げる。一方、実験から固定ブロックは正確には完全固定ではなく、わずかながら水平変位が生じていることが明らかになった。実験時の測定で得られた、固定ブロックの移動を図 4.7.4 に示す。これを多直線により近似し、②節点群へ強制変位として与える。解析に用いた①節点群及び②節点群の変位の値を、表 4.7.2 に示す。

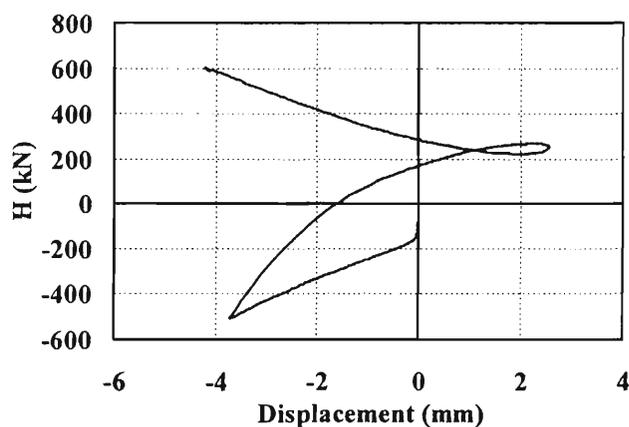


図 4.7.4 固定ブロック水平変位

表 4.7.2 設定変位

Step	①節点群 (Y方向変位)	②節点群 (X方向変位)
1	-4.88	-0.12
2	-40.88	-1.20
3	-37.00	-0.05
4	-34.00	0.55
5	-30.00	1.15
6	0.00	3.00
7	50.00	-0.10

以上のような手順により解析を行い、その結果から荷重-変形( $H-\sin\theta$ )関係を算出し、グラフ化する。 $\sin\theta$ の算出方法は、前章(3.6)式に拠った。o 点は試験体母材非溶接面上の、対称軸上の点を取り、a 点是对称軸から 160mm 離れた位置の、母材上リブ溶接面側に固定ブロックが接するコーナー部である(図 4.7.3 参照)。

#### 4.7.4 疲労亀裂を有さないモデルによる解析結果

##### 1. 平面解析

溶接止端部に疲労亀裂を有さない平面モデルを用いて解析を行った。解析の基本モデルを図 4.7.5 に示す。解析と実験から得られた  $H$ - $\sin\theta$  関係を図 4.7.6 に示す。ここで 4 体の解析結果を示しているが、それぞれ溶接止端部近傍の要素サイズが異なるモデルであり、末尾の数字はモデル番号を示す。

これらの解析結果を見ると明らかなように、解析結果は良く実験値を再現しており、平面要素を用いた有限要素解析によっても実験を再現することが可能であることを確認できた。これらの解析モデルのうち、基本形となっている p22sn0 モデルと、p22ss0 モデルの二つについて、実験で観測された亀裂発生点近傍 ( $\sin\theta = -0.2$ ) における相当応力分布を図 4.7.7, 4.7.8 に示す (相当応力の定義については 3.8.3 節を参照)。これらより、亀裂発生時の応力は溶接止端部から主材を 45 度に横断する方向に流れていることがわかり、実験により得られた亀裂進展方向と一致する結果となった。

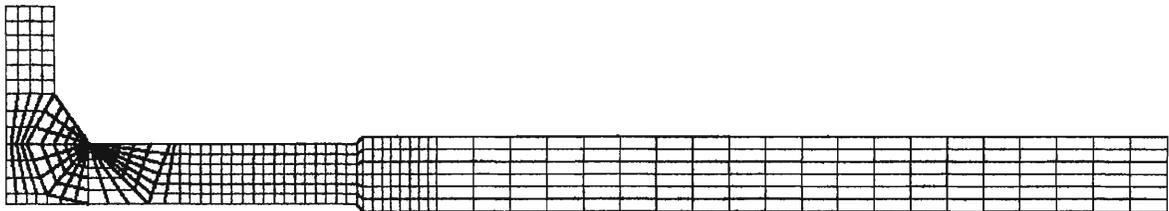


図 4.7.5 解析モデル (p22sn0, p22ss0)

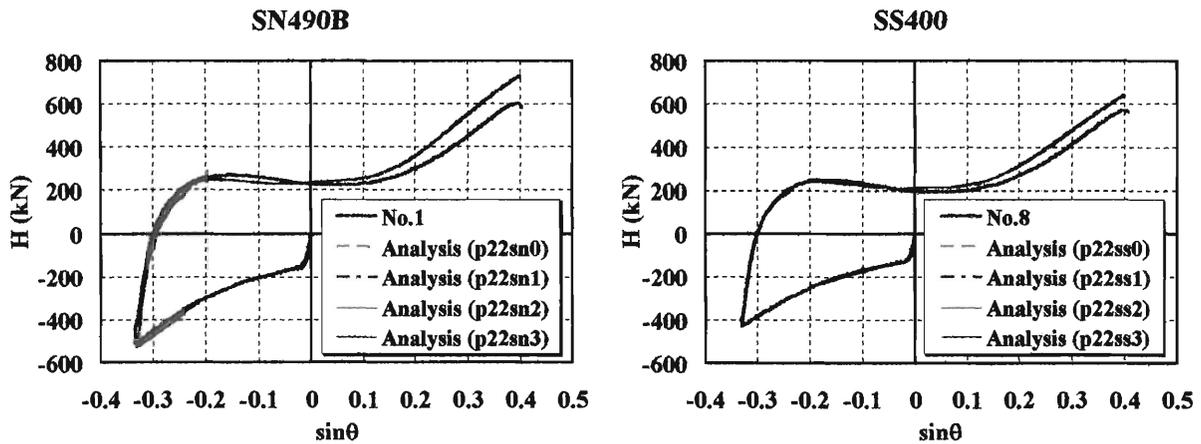


図 4.7.6  $H$ - $\sin\theta$  関係

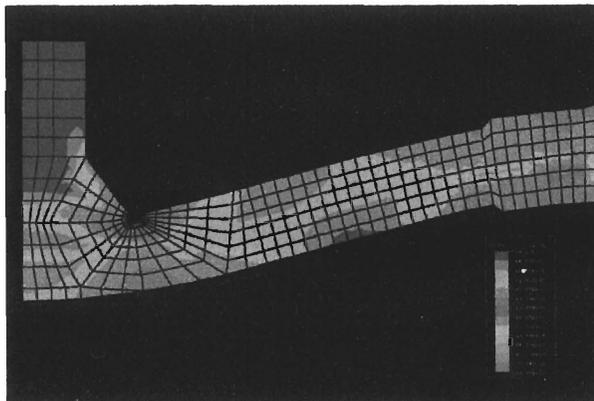


図 4.7.7 相当応力分布 (p22sn0)

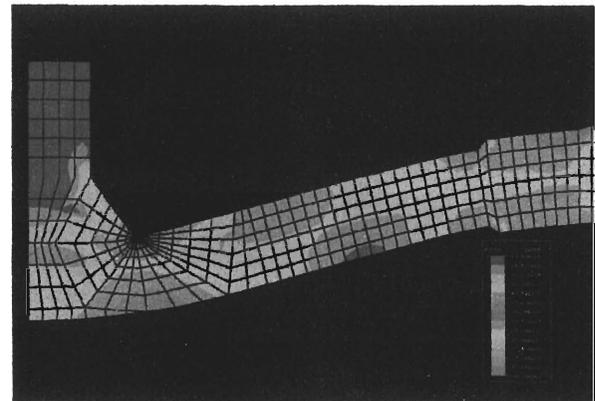


図 4.7.8 相当応力分布 (p22ss0)

## 2. 立体解析

解析要素として立体要素を用いた解析を行った。図 4.7.9 に立体解析モデルを示す。また立体要素を用いた解析から得られた  $H$ - $\sin\theta$  関係を、実験及び平面要素を用いた解析から得られた  $H$ - $\sin\theta$  関係と比較して図 4.7.10 に示す。

この解析結果から、立体要素を用いた解析は平面解析結果に比べて剛性の低い結果となり、また特にリブプレート圧縮サイクルにおいては実験値に比べて少し剛性の低い結果となった。しかし、前章の複合載荷を受ける溶接 T 継手に対する解析と同様、立体要素を用いた解析結果は平面要素を用いた解析結果に比べ、実験における破断点近傍まで、実験値に近い結果が得られていた。

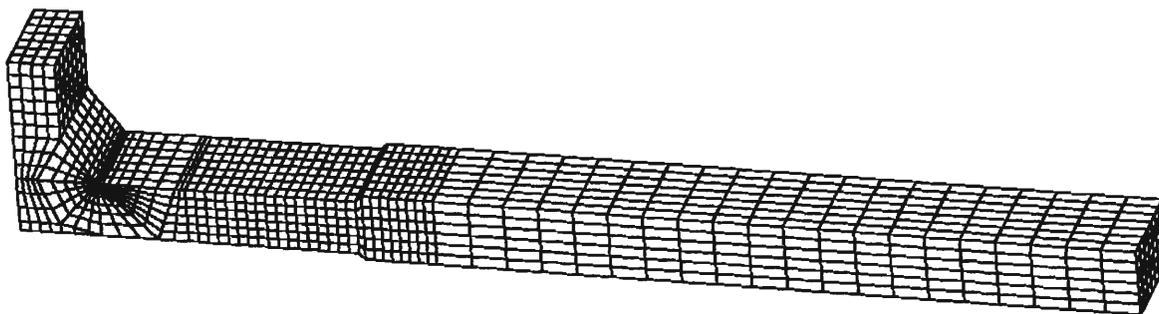


図 4.7.9 解析モデル (b22sn0, b22ss0)

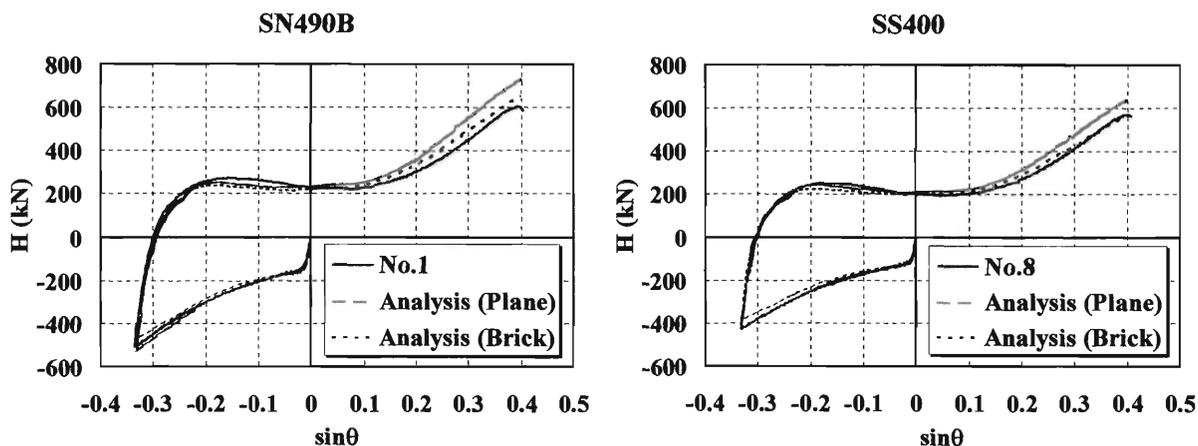


図 4.7.10  $H$ - $\sin\theta$  関係

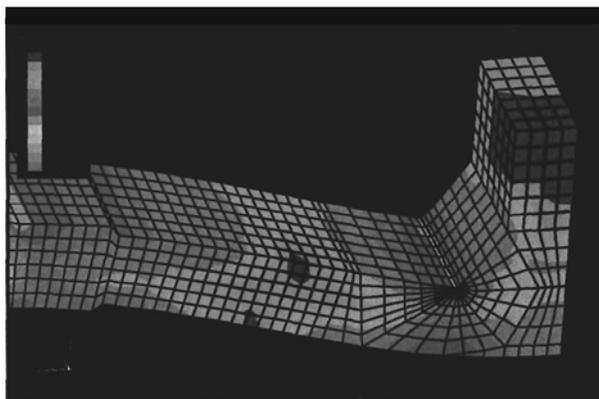


図 4.7.11 相当応力分布

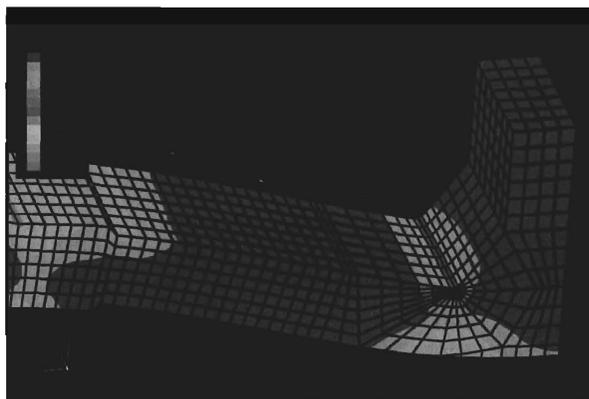


図 4.7.12 相当塑性歪分布

実験で観測された亀裂発生点近傍( $\sin\theta = -0.2$ )の相当応力分布及び相当塑性歪分布(定義については3.8.3節を参照)を図4.7.11, 4.7.12に示す。亀裂発生点となる溶接止端部の板幅方向中央部(図中の手前側が対称面)に特に応力・歪が集中していた。

#### 4.7.5 疲労亀裂を有するモデルによる解析結果

溶接止端部に疲労亀裂を有するモデルを用いて解析を行った。解析要素には平面歪要素を用いた。疲労亀裂は、予め亀裂方向の要素間の節点を二重節点として要素を分離することにより再現した。疲労亀裂の深さは、実験で目標とされた深さ $a=1.5\text{mm}$ ,  $3.0\text{mm}$ ,  $4.5\text{mm}$ ,  $6.0\text{mm}$ の4種類である。これらの解析と疲労亀裂を有さない試験体の実験から得られた $H$ - $\sin\theta$ 関係を図4.7.13に示す。疲労亀裂を有する解析から、疲労亀裂が深くなるに従い引張载荷時の剛性が低下することが明らかとなった。その影響は、耐力の高いSN490B材の方が顕著であり、SS400材ではほとんど差が見られない。しかし、疲労亀裂深さ $6.0\text{mm}$ の解析と、疲労亀裂を有さないモデルの解析との解析終了時( $\sin\theta=0.4$ )の耐力を比較したところ、SN材では0.90倍、SS材でも0.92倍にまで低下していることが明らかとなった。これは実験結果ともほぼ一致する。

疲労亀裂を有する試験体の亀裂開口時( $\sin\theta=-0.2$ )の相当応力分布及び相当塑性歪分布を図4.7.14, 4.7.15に示す。ここではSS材を用いた試験体を対象とした。これらの結果から、疲労亀裂が深いほど応力が亀裂先端に集中し、分布形状が大きくなる傾向が見られた。しかしその差は亀裂深さに対して線形的ではなく、 $3\text{mm}$ から $4.5\text{mm}$ になるときに、最も顕著な差を見せた。

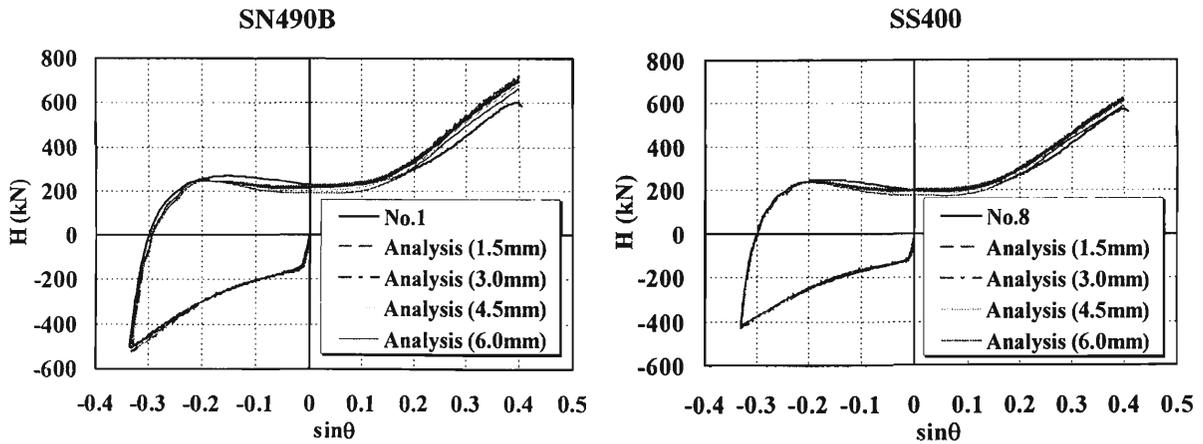
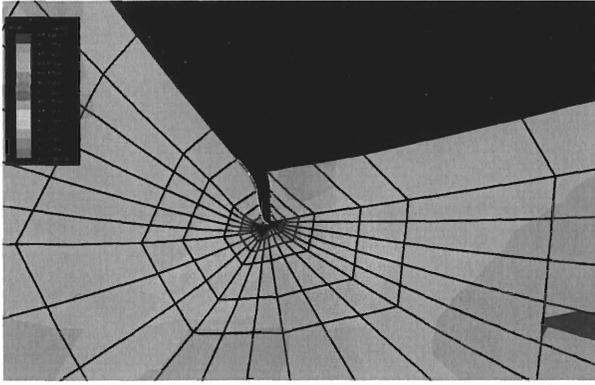
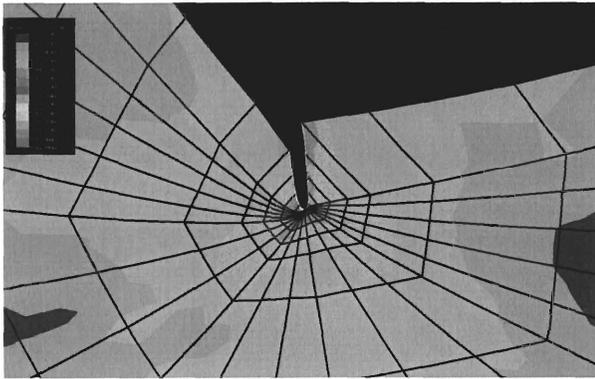
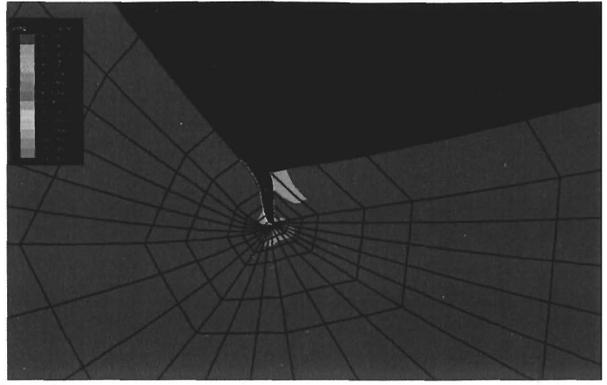


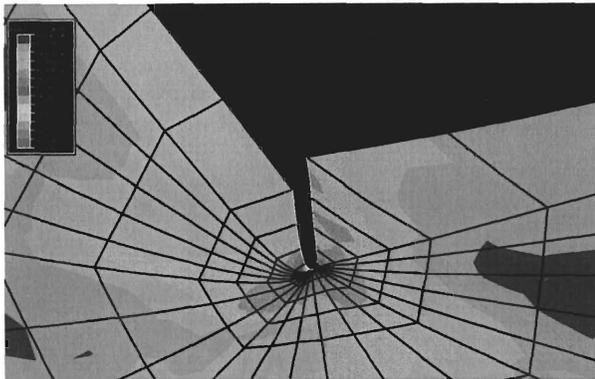
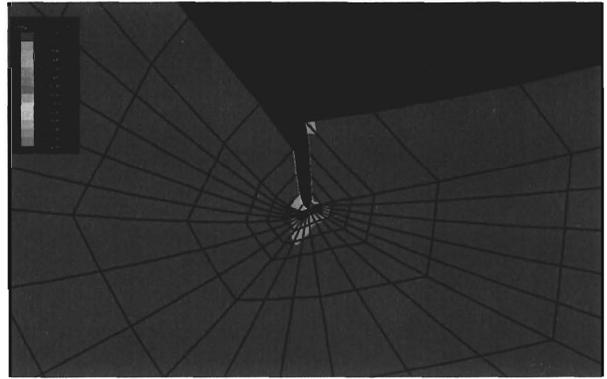
図 4.7.13  $H$ - $\sin\theta$ 関係



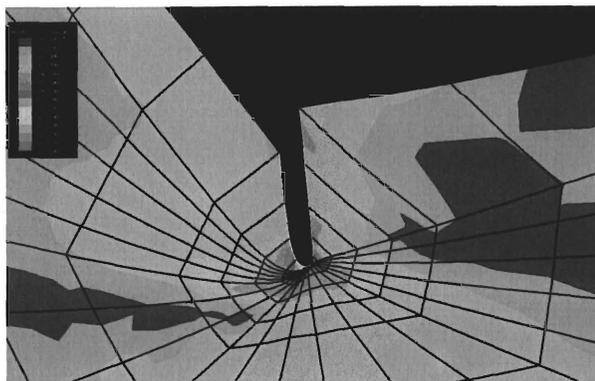
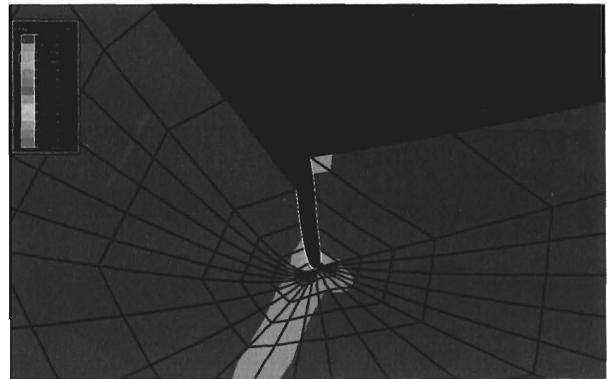
(a=1.5mm)



(a=3.0mm)



(a=4.5mm)



(a=6.0mm)



图 4.7.13 相当应力分布

图 4.7.14 相当塑性歪分布

## 5 4.8 結論

### 4.8.1 実験に関して

実験において確認できたことを、以下に列挙する。

- ・ 往復载荷によっても、第3章の実験と同様、溶接止端部から延性亀裂が発生・進展し、脆性破壊に移行することが確認された。
- ・ SS400 の試験体と SN490B の試験体を比べたところ、SS 材でも SN 材でも両側脆性破壊で破断した試験体があり、靱性の差異は認められない。
- ・ 疲労亀裂を入れることにより耐力が低下する。ただし SS400 材 26mm の試験体は疲労亀裂が深い試験体ほど耐力が高くなる結果となった。これは SS400 材に使用した溶着金属の破面遷移温度が高かったため、破壊が脆性的になりやすかったと考えられる。
- ・ 往復载荷を受けた疲労亀裂を入れた試験体で、破断形態が一方延性・他方脆性破壊で破断した試験体では、いずれの試験体も疲労亀裂の長い方が脆性破壊を起こし、短い側が延性破壊となっている。これより、疲労亀裂が破壊性状の移行に関する要因の一つであることが考えられる。
- ・ 板厚 26mm の疲労亀裂を有する試験体では、いずれも脆性破面の一部が何層かに分かれる結果となった。
- ・ 単調载荷を受けた場合は延性亀裂が成長し、そのまま破断に到っている。欠陥寸法が大きい場合、延性亀裂の進展により荷重が低下したことが、欠陥から脆性破壊を生じなかった理由と考えられる。
- ・ 単調载荷を受けた板厚 26mm の 1 体のみ十分な塑性変形をせずに脆性破壊へ移行しているが、破面の分布形状では、他の同等の疲労亀裂深さをもつ試験体との相違は見られなかった。この試験体の場合、脆性破壊発生点は板幅方向の中央部ではなく、端部よりに存在した比較的大きな金属粒子であった。このことから、材料の不均一が脆性破壊の発生の原因となったと考えられる。

### 4.8.2 解析に関して

本章で行った解析で得られた結果をまとめる。

- ・ 平面歪要素を用いた解析を行い、実験から得られた荷重-変形関係と比較したところ、解析値は非常によく実験値と一致する結果を得ることが出来た。
- ・ 立体要素を用いた解析を行ったところ、全体的に平面要素を用いた解析よりも荷重は低い値を示し、また特にリブプレート圧縮サイクルにおいては実験値より低い値となった。この結果は引張・曲げ複合载荷を受ける溶接 T 継手に対する解析結果と同じ傾向である。
- ・ 亀裂発生時 ( $\sin\theta = -0.2$  程度) の、溶接止端部近傍の応力・歪を調べた結果、応力・歪は著しく溶接止端部に集中していた。その最大値は平面歪要素を用いた解析の方が応力・歪とも少し高くなる傾向があった。

- ・ 亀裂発生時の応力・歪集中の状況を拡大して調べたところ、溶接止端部から斜め 45 度に主材を横断する方向に集中している模様が確認できた。これは実験による亀裂進展方向とも一致しており、初期の亀裂進展方向を裏付ける結果であるといえる。
- ・ 疲労亀裂を有する試験体に対して解析を行ったところ、疲労亀裂の深い試験体ほど引張載荷時の剛性が低くなった。疲労亀裂深さ 6mm の解析と、疲労亀裂を有しない解析との解析終了時( $\sin\theta=0.36$ )の耐力を比較したところ、SN 材では 0.90 倍、SS 材でも 0.92 倍にまで低下していることが分かった。
- ・ 疲労亀裂を有する試験体に対する解析で、応力・歪分布を調べたところ、疲労亀裂が深くなるに従って、応力・歪の分布形状が大きくなる傾向があった。その差は 3.0mm から 4.5mm になるときに最も大きくなった。

#### 《参考文献》

- [4.1] ABAQUS, ABAQUS v5.6 Manuals (User's Manuals I, II and III), Hibbitt, Karlsson and Sorensen, Inc, 1997
- [4.2] MENTAT, MENTAT II Manuals, Marc Analysis Research Corp., 1997

第 5 章 疲労亀裂を有する溶接 T 継手の  
破壊に対する安全性の評価

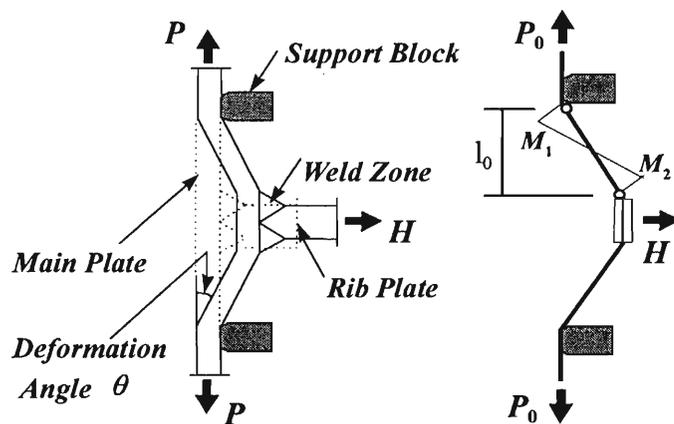
## 第 5 章 疲労亀裂を有する溶接 T 継手の破壊に対する安全性の評価

### § 5.1 研究の目的と概要

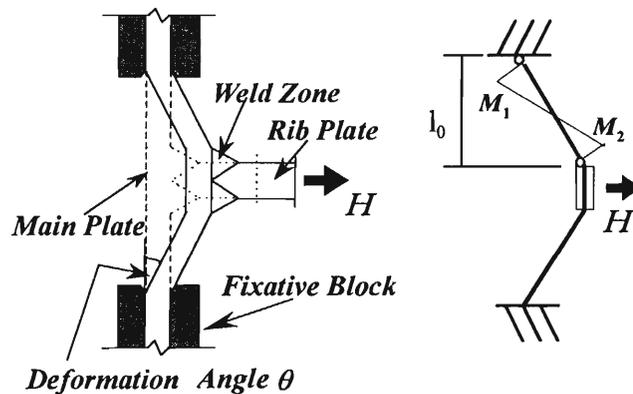
第 3 章及び第 4 章の荷重方法による疲労亀裂を有する溶接 T 継手試験体について、破壊評価線図 (FAD) をもとに破壊評価を行った。CEGB によって提案され、Milne 等[5.1, 5.2]によって改良された CEGB R6 法による破壊評価線図(FAD)を用いた欠陥評価手法が、BSI PD 6493: 1991[5.3]に導入された。この手法は脆性破壊と塑性崩壊に関する 2 つのクライテリアからなり、破壊評価線図によって 2 つの相関を示す。

溶接 T 継手が破壊と塑性崩壊の複合した破壊モードを示しているため、この手法は溶接 T 継手の破壊を的確に評価する上で適している。しかし、この手法を直接適用するにはいくつかの問題がある。第 1 に、PD6493 によれば、元来、FAD の手法は引張を受ける部材を対象としているが、溶接 T 継手は引張と曲げの複合荷重を受けている。第 2 に、溶接 T 継手では大規模降伏と大変形を生じた後に脆性破壊が発生している。既存の FAD 手法はこのような靱性の高い構造物を対象とはしていない。それ故、FAD 手法の適合性を改善するために必要な問題点を見出すために、実験と数値解析結果を用いて、できる限り PD6493 で推奨されている手法に従い、適宜、仮定を導入して評価を行った。さらに線形有限要素解析を用いて実験を数値的に再現し、数値解析のみで破壊評価を行った。Cheaitani 等 [5.4]もさらに複雑な構造体に対して FAD を適用し、数値解析モデルが FAD と一致することを示したが、実験結果は FAD と比較されていない。

なお本章では第 3 章および第 4 章の荷重方法を、それぞれ荷重方法 I (Method I)、荷重方法 II (Method II) と称する。図 5.1.1(a), (b)に荷重方法 I と II の実験概要図と線材モデルを再掲する。また評価の対象とした試験体は、荷重方法 I の場合は疲労亀裂を有する試験体(No.30 を除く計 9 体)とし、荷重方法 II の場合は単調引張荷重を受けた試験体(計 5 体)とした。



(a) 荷重方法 I



(b) 荷重方法 II

図 5.1.1 荷重概要図および線材モデル

## § 5.2 実験による疲労亀裂を有する T 継手の破壊に対する安全性の評価

### 5.2.1 評価手法の概要

評価手法を列記すると以下ようになる。

- 1) 評価曲線の決定
- 2) 破壊パラメータ  $K_r$  の算定
- 3) 塑性崩壊パラメータ  $S_r$  の算定

上記 2 つのパラメータは実験と数値解析結果から算定され、FAD にプロットされる。プロットされる点が評価曲線の内側に在るならば欠陥は許容され、評価曲線の外側に外れるならば欠陥から脆性破壊を起こす可能性があり、許容できないことを意味する。なお計算上で延性亀裂の進展は無視した。

### 5.2.2 BSI PD6493: 1991 による評価曲線

PD 6493: 1991 によると、2 つのパラメータは以下のように定義される。

$$K_r = \frac{K}{K_c} \quad (5.1)$$

$$S_r = \frac{\sigma_n}{\sigma_f} \quad (5.2)$$

ここで  $K$  は応力拡大係数、 $K_c$  は材料の破壊靱性、 $\sigma_n$  は有効断面応力、 $\sigma_f$  は流動応力である。 $\sigma_f$  は、降伏応力の 1.2 倍までは降伏応力と引張強さの平均と仮定され、1.2 $\sigma_y$  を超えた場合は $\sigma_f=1.2\sigma_y$ となる。既知の欠陥に対して、レベル 2 の評価曲線は次式で与えられる。

$$K_r = \frac{S_r}{\sqrt{\frac{8}{\pi^2} \ln \sec\left(\frac{\pi}{2} S_r\right)}} \quad (5.3)$$

PD6493 のレベル 2 の評価曲線では、 $S_r$  は 0 から 1 の範囲にあるが、これは高い加工硬化を示す材料には適していない。レベル 3 として改良された破壊評価曲線は次式で与えられる。これらの式は、HAZ 部のように応力-歪曲線が明確でない場合に適用する。

$$K_r = (1 - 0.14L_r^2) \{0.3 + 0.7 \exp(-0.65L_r^6)\} \quad (5.4)$$

$$L_r = \frac{\sigma_n}{\sigma_y} \quad (5.5)$$

ここで、 $L_r$  に関する $\sigma_n$ の最大値は降伏応力と引張強さの平均値、すなわち $\bar{\sigma}_y = (\sigma_u + \sigma_y)/2$ である。(5.3)、(5.4)式によって与えられる曲線と実験および解析の結果とを比較することにより評価を行った。

### 5.2.3 実験結果と FAD との比較

破壊パラメータ  $K_r$  は  $K_r = \sqrt{J_r}$  で計算され、 $J_r$  は亀裂先端に作用する力の破壊靱性に対する比  $J_r = J_e/J_c$  から求めた。ここで  $J_e$  は弾性の J 積分値である。複合荷重を受ける溶接 T 継手の場合、欠陥先端における

応力拡大係数の算定式がないため、ここでは有限要素解析を用いて  $J_e$  を算出した。材料の破壊靱性  $J_c$  は日本機学会基準の弾塑性破壊靱性試験[5.5]に準ずる3点曲げ試験(SENB 試験)により求めた。塑性崩壊に関するパラメータ  $S_r$  は荷重  $S$  と塑性崩壊荷重  $S_{pc}$  との比から求めた。ここでは、欠陥を有する溶接 T 継手の実験における最大荷重  $H_u$  と塑性崩壊荷重  $H_{pc}$  との比として定義した。 $K_r$  および  $S_r$  は以下の式により算出した。

$$K_r = \sqrt{\frac{J_e}{J_c}} \quad (5.6)$$

$$S_r = \frac{H_u}{H_{pc}} \quad (5.7)$$

塑性崩壊荷重は P- $\delta$  効果を考慮して単純塑性解析の手法を用いて算定した。以下の単純な仮定を用いて決定された塑性崩壊荷重は、矩形断面をもつ部材の塑性能力の下界を的確に予測することがわかっている。主材断面の応力は引張側、圧縮側ともに均一に、 $\pm \sigma_y$  の矩形の応力分布をとると仮定した。塑性崩壊荷重は次式で与えられる。

$$H_{pc} = 2(N \sin \theta + \frac{M_1 + M_2}{l} \cos \theta) \quad (5.8)$$

下付きの数字は図 5.1.1 に示される主材の位置を表す。疲労亀裂は 2 の位置に存在する。矩形応力分布を仮定すると、モーメントと軸力は以下の式で表される。

$$N = 2xB\sigma_y \quad (5.9)$$

$$M = \frac{Bt^2}{4}\sigma_y(1 - \frac{4x^2}{t^2}) \quad (5.10)$$

ここで  $x$  は図 5.2.1 に示される材軸と中立軸との距離である。荷重方法 I では  $P_0$  が既知であるので、以下の 2 つの釣合式に(5.9), (5.10)式を代入することにより  $x$  を算定できる。

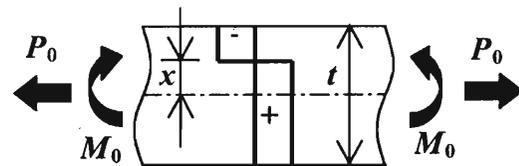


図 5.2.1 主材板厚方向の応力分布の仮定

$$H_{pc} = \frac{2}{\sin \theta} (N - P_0 \cos \theta) \quad (5.11)$$

$$H_{pc} = \frac{2}{\cos \theta} (\frac{M_1 + M_2}{l} + P_0 \sin \theta) \quad (5.12)$$

単純塑性理論の下界定理によれば、荷重方法 II の終局状態における水平荷重の最大値は中立軸が主材断面の外側に出た場合として与えられる。それゆえ塑性崩壊荷重は終局状態において引張応力のみが作用していると仮定でき、次式により算定できる。

$$H_{pc} = 2N \sin \theta = 2Bt \gamma \sigma_y \sin \theta \quad (5.13)$$

ここで  $\gamma$  は欠陥による断面積減少係数であり、次式で定義する。

$$\gamma = 1 - \frac{\text{crackarea}}{\text{gross-sectionalarea}} \quad (5.14)$$

ここで亀裂深さは疲労亀裂の最大深さと定義した。載荷方法 I の試験体の疲労亀裂は、全幅にわたり浅い表面亀裂となっていたが、載荷方法 II の試験体では、板幅中央部が深くなっていたため、 $S_r$  の算出の場合のみ、平均の深さとして定義した。

実験結果をプロットした FAD を図 5.2.2 に示す。1 体の試験体以外、すべてが評価曲線の外側に位置している。実際、これらの試験体は十分な塑性変形をしており、最大耐力に達していた。このことは、靱性の高い溶接継手が不安定領域まで荷重の上昇を保つことができることを意味する。評価曲線近傍にプロットされた 1 体は、他の試験体で見られた変形よりも小さな塑性変形で脆性破壊に到った。(sin $\theta=0.245$ ) このことは脆性挙動を示す溶接継手に FAD 手法が適用できることを示している。

実験の評価では、 $K_r$  を算定する際に用いる  $J_e$  値は SENB 試験によって決定した。SENB 試験片では、溶接 T 継手試験体の表面亀裂の亀裂先端と比較して、かなり大きな塑性拘束を受ける。南らは SENB 試験によって得られる破壊靱性は表面亀裂をもつ広幅の鋼板を用いた実験で得られる破壊靱性の 1/5 であると報告している。[5.6] このことから、算出された  $K_r$  が大きすぎ、最大荷重時の脆性破壊を過大評価した可能性がある。塑性拘束の影響の正確な度合いは明確ではないので、 $K_r$  においては、その影響を考慮していない。溶接 T 継手では破断前に延性亀裂の進展が見られたが、ここでは延性亀裂の進展による影響も考慮していない。

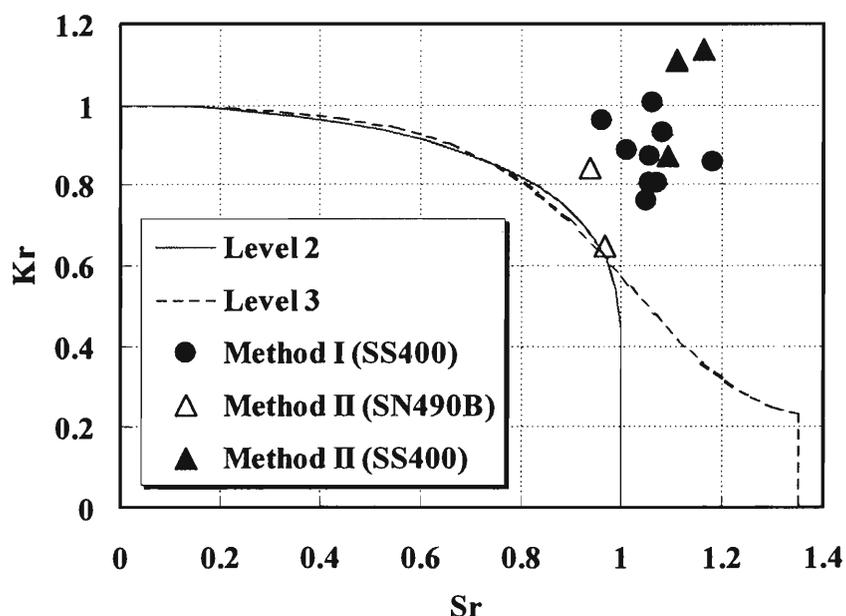


図 5.2.2 破壊評価線図

## § 5.3 有限要素解析による疲労亀裂を有する T 継手の破壊に対する安全性の評価

### 5.3.1 有限要素解析結果と FAD との比較

数値モデルを用いて、有限要素解析における亀裂先端の弾塑性 J 積分値が  $J_c$  に達した時点の T 継手の破壊評価を行った。Kr は(5.6)式を用いて算定した。ここで弾性の J 積分値  $J_e$  は弾性解析における同一荷重時の J 値として決定した。 $S_r$  は J 値が  $J_c$  に達した時点の荷重と塑性崩壊荷重の比として算出した。塑性崩壊荷重は主材の溶接止端部を通る断面におけるモーメント-軸力相関曲線上の点である。M-N 相関曲線の一例を有限要素解析から得たモーメント-軸力関係と共に図 5.3.1 に示す。 $S_r$  は原点から有限要素解析で  $J=J_c$  となる点まで直線を引き、M-N 相関曲線との交点を見出し、それぞれの点と原点との距離の比として定義した。M-N 相関曲線は主材断面の応力分布が矩形応力ブロックの仮定に従うと仮定して求めた。この解析における  $S_r$  の定義は前述の実験における  $S_r$  とは異なる。しかし、試験体が破壊した瞬間には主材には H 方向荷重の大部分が引張として働いているため、後者の定義から導かれた  $S_r$  と前者の定義から導かれた  $S_r$  は殆ど同一の値を示している。図 5.3.1 における実験の M-N 曲線の例は、変形の増大に伴いどのように応力の再分配がなされているかも示している。

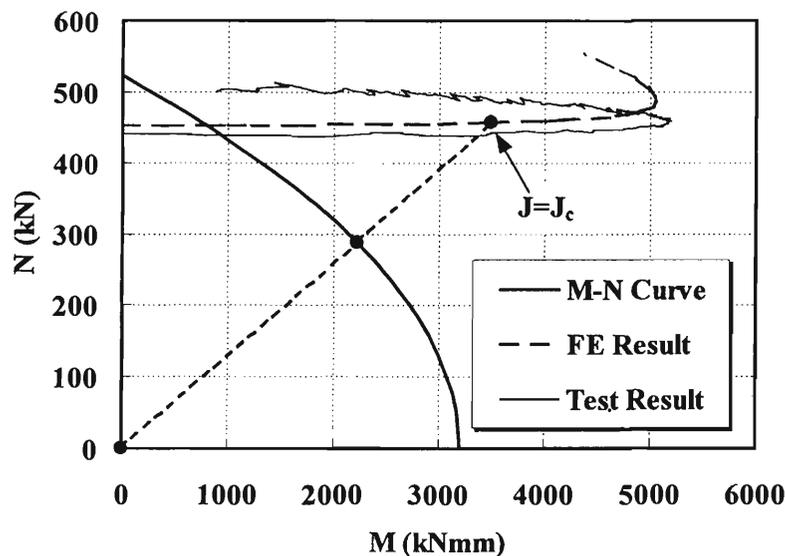
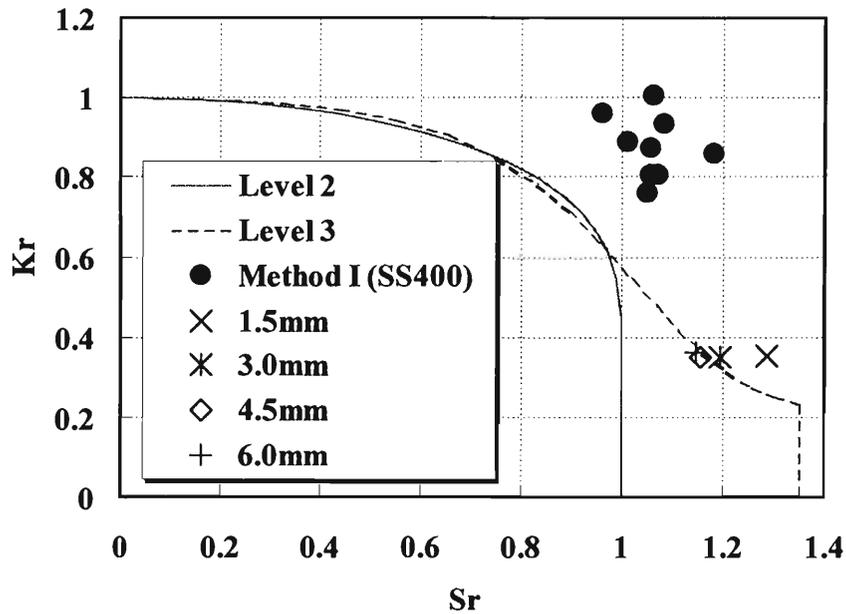


図 5.3.1 M-N 相関図 (C22ss6)

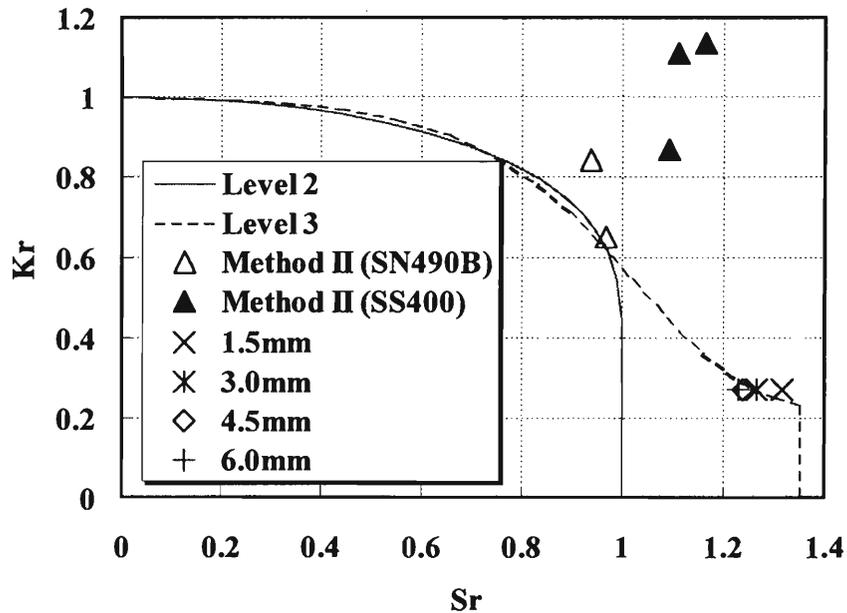
図 5.3.2(a), (b)に 2 つの荷重方法による実験と解析結果を比較した FAD を示す。有限要素解析結果は評価曲線と一致していることがわかる。表 5.3.1 に FE 解析による最大荷重  $H_{max}$  を示す。FAD において実験結果は FE 解析結果と一致していない。実験の破壊評価においては、試験体が最大荷重に達し破壊が生じた時点で亀裂進展力が  $J_c$  に達したと仮定した。数値モデルを用いた破壊評価においては、弾塑性破壊靱性  $J$  が  $J_c$  に達した時点で脆性破壊を起こす最大荷重値に達したと仮定した。図 5.3.3 に示されるとおり、最大荷重時における変形と同様、解析による最大荷重は実験で得られた値よりかなり低い。さらに、最大荷重が異なるために、実験結果に用いられた  $J_c$  値は数値モデルに用いられたものよりはるかに高くなっている。このことが実験の評価が FE 解析の評価と一致しないもう一つの理由である。

表 5.3.1 有限要素解析による最大荷重  $H_{max}$

Fatigue Crack Depth (mm)	$H_{max}$	
	Method I (kN)	Method II (kN)
1.5	171	189
3.0	131	166
4.5	103	152
6.0	89	140



(a) 荷荷方法 I



(b) 荷荷方法 II

図 5.3.2 実験結果と解析結果を比較した破壊評価線図

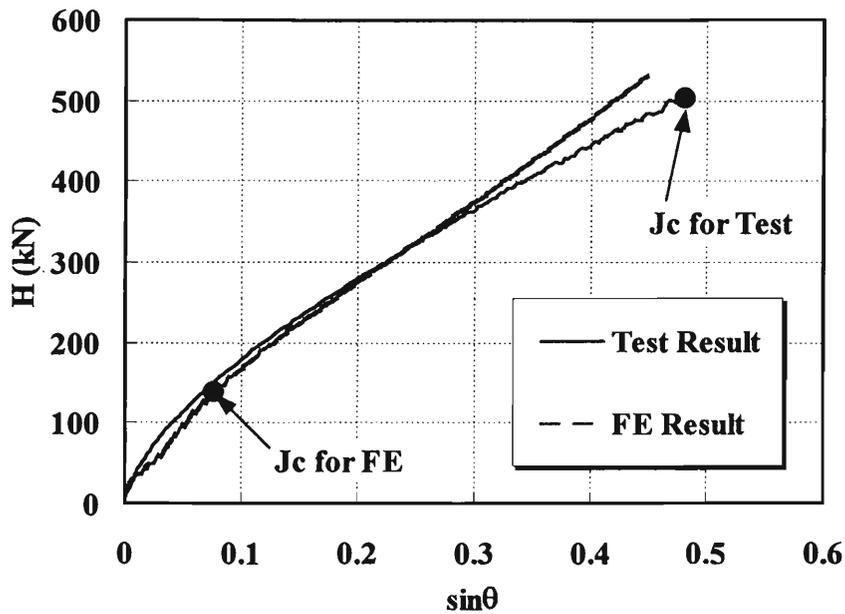


図 5.3.3 実験と有限要素解析との比較 (C22ss6)

## § 5.4 結論

本研究で明らかになったことを列記する。

1. 疲労亀裂を有する溶接 T 継手の実験結果に対する破壊評価は、大きな塑性変形をした後に継手が破断した場合、かなり安全側となる。十分な靱性を示さずに破断に到った 1 体の実験結果については、破壊評価曲線に近いことが明らかとなった。
2. SENB 試験体の亀裂先端では溶接 T 継手の表面亀裂の先端と比較して塑性拘束がかなり大きい。そのため算出された  $K_r$  値は大きくなりすぎ、終局破壊における脆性破壊の影響を過大評価することになる。
3. FE 解析結果は評価曲線と一致するが、FAD における実験結果とは一致しない。
4. 靱性の高い構造物に対して FAD を適用するには、2 つの問題を考慮する必要がある。第 1 に、延性亀裂の進展の影響を実験と数値解析結果の破壊評価に含める必要がある。第 2 に、限界  $J$  積分値に塑性拘束の影響を含める必要がある。今後、FAD アプローチの信頼性を高めるためには、更なる実験的検証が必要である。

《参考文献》

- [5.1] Milne, I.: Failure Assessment Diagrams and J-estimates -A comparison for Ferritin and Austenitic Steels-, Int. J. of Pressure Vessels & Piping, Vol.13, 1983
- [5.2] Milne, I., Ainsworth, R.A., Dowling, A.R. and Stewart, A.T.: Assessment of the Integrity of Structures Containing Defects, CEGB Report R/H/R6 - Rev. 3, Int. J. of Pressure Vessels & Piping, Vol.32, pp 3-106, 1986
- [5.3] BSI: Guidance on Methods for the Assessing the Acceptability of flaws in Fusion Welded structures, BSI PD6493, 1991
- [5.4] Cheaitani M.J. and Burdekin, F.M.: Ultimate Strength of Cracked Tubular Joints, Tubular Structures VI, Grundy, Holgate and Wong (eds), Balkema, Rotterdam, ISBN 90 5410 520 8, pp 607-616, 1994
- [5.5] 日本機学会基準: 弾塑性破壊靱性 $J_{Ic}$ 試験方法, JSME S 001-1981, 日本機械学会, 1981年
- [5.6] 南二三吉, 大畑充, 豊田政男, 有持和茂: 破壊靱性試験の構造性能評価へのTransferabilityを考慮した破壊靱性要求-破壊制御設計へのローカルアプローチの展開(第1報), 日本造船学会論文集, 第182号, 647-657, 1997年

## 第 6 章 溶接欠陥を有する柱梁接合部の実験

## 第6章 溶接欠陥を有する柱梁接合部の実験

### § 6.1 研究の目的と概要

兵庫県南部地震では、鋼構造ラーメン骨組の柱梁接合部における梁端部の脆性破壊が数多く見られた。地震後の検証により、これらの破壊は溶接欠陥や各種の欠陥から生じた延性亀裂を起点とするものであることが確認された。ただし、大部分の破壊は梁フランジの全断面降伏或いは局部座屈を生じた後に発生したものと推定され、このような破壊挙動は地震後に行われた大規模な実大実験[6.1]によっても確認された。実験では、全試験体の62%で脆性破壊が生じた。

溶接接合部をもつ建築構造物では不可避な欠陥は、様々な大きさ、形状、応力状態をもつ。実構造物が上記のような脆性破壊を生じることを防ぐためには、構造物に含まれる欠陥の破壊に対する安全性を評価する手法を確立する必要がある。しかし、繰返し応力下で全断面降伏後に様々な欠陥から発生する脆性破壊を予測するためには、多くの疑問点を解決しなければならない。最近、破壊力学を基にして脆性破壊の発生を予測する手法の一つ[6.2, 6.3, 6.4]が提案されるにいたったが、この手法が有効であるか否かは、多くの実大実験によって確かめる必要がある。

そこで本研究では、人工欠陥を設けた4体の実大柱梁部分架構を用いて繰返し載荷実験を行い、欠陥周辺の歪挙動などについて、できるだけ詳しく実験結果を数値モデル上で再現することを試みた。梁フランジの一方を補強し、他方に人工的に不溶着部をつくることにより溶接欠陥を設けた。1体は脆性破壊を起こし、残りの3体は延性亀裂が進展した。この実験から、ルート部に不溶着部をもつ部分溶込溶接でも、補強隅肉溶接によって十分な断面積を確保していれば、十分な耐力を確保できることが明らかになった。さらに非線形有限要素解析では、実験で観察された全体変形だけでなく局所歪も的確に再現できることが明らかとなった。

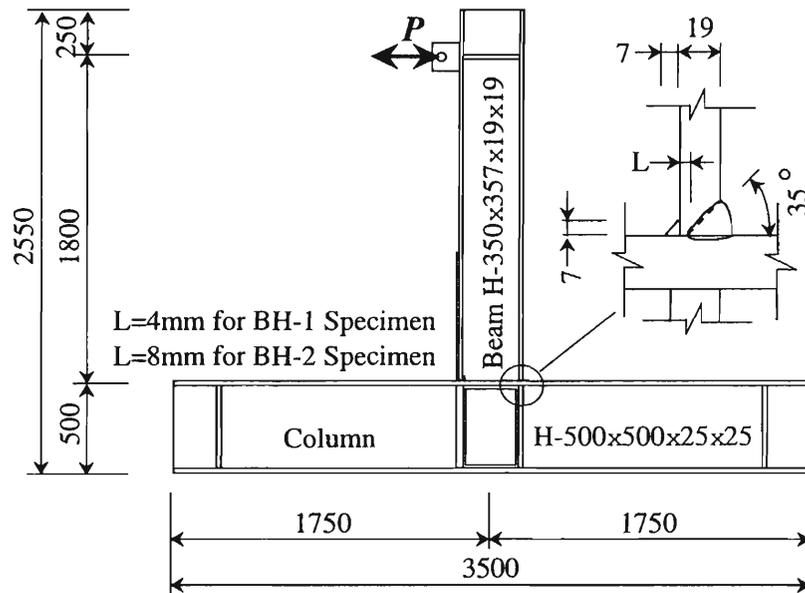
### § 6.2 実験概要

#### 6.2.1 試験体および溶接欠陥概要

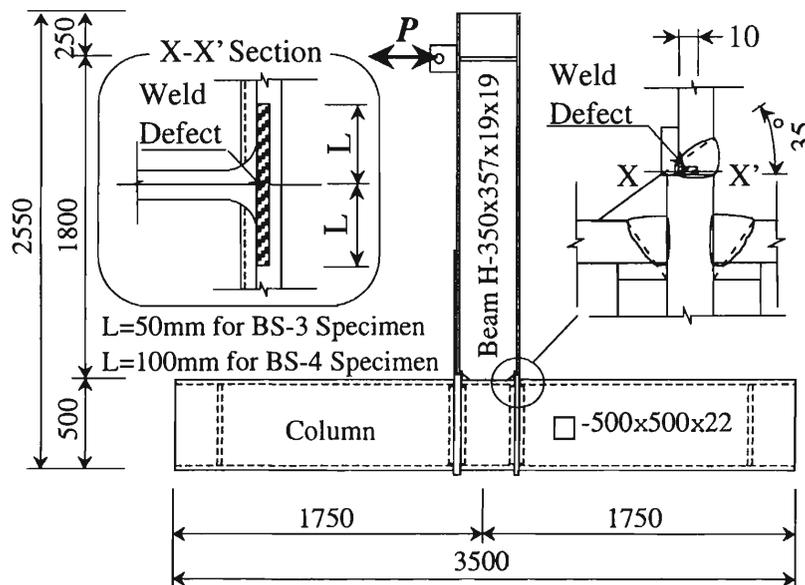
試験体は4体製作し、2体の柱材には溶接組立H型鋼(SS400、以下BHシリーズと称する)、2体には冷間成形角形鋼管(STKR400相当、以下BSシリーズと称する)を用い、梁材には圧延H型鋼(SS400)を用いた。なお加力装置の能力が小さいため、本来柱に用いられる断面を梁として採用した。また一方の梁フランジには、床スラブによる拘束効果を再現するためにカバープレート溶接した。以下、カバープレートのない梁フランジを下フランジと称する。BHシリーズの場合、パネルの剪断耐力を補うためパネル部にダブルプレート溶接した。人工欠陥は下フランジのみに設けた。全ての試験体に技術指針[6.5]に示されるノンスカラップ工法を用い、梁端溶接の始末端にはフラックスタブを用いた。BHシリーズでは梁フランジ端部溶接部に部分溶込溶接により不溶着部を設けた。さらにエンドタブを削除した後、欠陥を含む面の断面積を確保するため、フランジ裏側から補強隅肉溶接を行い、エンドタブ削除部分に廻し溶接を行った。なお部

分溶込溶接のメタルタッチ部に生じる未溶着部分は突き合わせ溶接の溶込不良と同じ形状であるので、ここでは溶接欠陥として扱った。BSシリーズでは柱の通しダイヤフラムと梁フランジの溶接部のルート部に鋼板を挿入し融合不良を生じさせることにより欠陥を設けた。ここでは梁ウェブの切欠き部に充填溶接を行っていない。

試験体および欠陥の形状詳細を図6.2.1に示し、各部材の公称寸法および想定欠陥寸法を表6.2.1に示す。溶接の入熱量は、BHシリーズの初層で20kJ/cm程度、仕上げ層で10kJ/cm程度となり、BSシリーズでは板挿入部をはじめに溶接したため、初層で10kJ/cm程度、仕上げ層で50kJ/cm程度となった。積層状況は、BHシリーズでは1層多パス溶接、BSシリーズでは1層1パス溶接とした。



(a) BH試験体



(b) BS試験体

図6.2.1 試験体形状図

表6.2.1 試験体および想定欠陥寸法

Specimen No.	Beam	Column	Defect type	Defect size(mm)	Defect ratio(%)
BH-1	H-350×357	H-500×500	Partial	357×4	20
BH-2		×25×25	Penetration	357×8	40
BS-3	×19×19	□-500×500	Lack of	100×10	15
BS-4		×22	Penetration	200×10	30

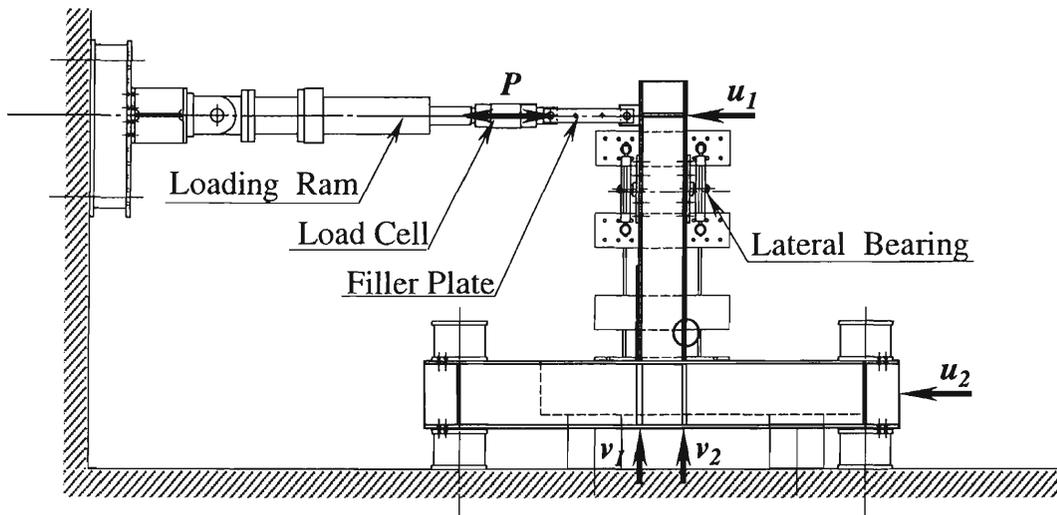


図6.2.2 実験概要図

## 6.2.2 荷重方法および測定方法

荷重方法は、図6.2.2に示すように、試験体の柱材両端部を固定し梁端に水平荷重を与えるものである。素材試験前に本実験を行ったため、梁の降伏応力度には推定値(320MPa)を用い、梁材の全断面を有効として全塑性モーメントを算定した。この変形量 $\delta_p$ を基準として、その整数倍の漸増振幅の正負交番繰返し荷重を変位制御により行い、図中に示す箇所の変位と荷重、および溶接接合部近傍の歪を測定した。以下、下フランジが圧縮を受ける荷重状態を圧縮側、引張を受ける荷重状態を引張側荷重と称する。

## § 6.3 素材特性

### 6.3.1 引張試験結果

試験体の各部材より切出した1B号試験片による引張試験結果を表6.3.1に示す。なお梁材の引張試験結果はフランジおよびウェブの平均値を示す。

### 6.3.2 シャルピー一衝撃試験結果

溶接部のシャルピー一衝撃試験結果を図6.3.1, 6.3.2および表6.3.2に示す。試験片は、梁フランジから切出した板を欠陥周囲の溶接状態と同一となるように入熱量を管理しながら溶接した後、母材、ボンド部、

DEPO部から切出した。なお試験片採取位置の層における入熱量は20~30kJ/cmであり、柱梁接合部の欠陥部とほぼ等しい入熱量であった。エネルギー遷移曲線および破面遷移曲線は、試験結果に基づき最小二乗法を用いて、次式により決定した。

$${}_{\nu}E = \frac{{}_{\nu}E_{shelf}}{2} \{1 + \tanh \alpha(T - {}_{\nu}T_{re})\} \tag{6.1}$$

$$B = 50\{1 - \tanh \beta(T - {}_{\nu}T_{rs})\} \tag{6.2}$$

ここで ${}_{\nu}E$ は吸収エネルギー、 $B$ は脆性破面率、 ${}_{\nu}E_{shelf}$ はシェルフエネルギー、 $\alpha$ はエネルギー係数、 $\beta$ は破面係数、 $T$ は試験体温度、 ${}_{\nu}T_{re}$ はエネルギー遷移温度、 ${}_{\nu}T_{rs}$ は破面遷移温度である。エネルギー遷移温度、破面遷移温度は共にBOND部、DEPO部、母材の順に高くなっており、通常の鋼材の場合と逆の結果を示しているが、いずれの試験体も0℃における衝撃値 ${}_{\nu}E_0$ は27J以上の値を示している。

表6.3.1 引張試験結果

Specimen	t (mm)	$\sigma_y$ (MPa)	$\sigma_u$ (MPa)	$\epsilon_u$ ( $\mu$ )	Y.R. (%)	E.L. (%)	E (GPa)
Beam(BH)	19.49	259.9	454.7	167062	57.2	29.9	204.7
Beam(BS)	19.38	251.3	453.1	170319	55.5	29.4	204.2
Diaphragm	24.52	355.6	528.9	146091	67.2	27.7	207.4
Cover plate	15.46	377.4	534.8	148805	70.6	26.4	208.0

t:板厚実測値  $\sigma_y$ :降伏応力度  $\sigma_u$ :引張強さ  $\epsilon_u$ : $\sigma_u$ 時の歪度  
Y.R.:降伏比 E.L.:破断伸び率 E:ヤング係数

表6.3.2 シャルピー衝撃試験結果

	${}_{\nu}E_0$ (J)	${}_{\nu}T_{re}$ (°C)	${}_{\nu}T_{rs}$ (°C)	${}_{\nu}E_{shelf}$ (J)
Base	41	5.5	23.6	107
DEPO	98	-7.8	-5.7	150
Bond	111	-12.3	-12.3	158

${}_{\nu}E_0$ :0℃における衝撃値  ${}_{\nu}T_{re}$ :エネルギー遷移温度  
 ${}_{\nu}T_{rs}$ :破面遷移温度  ${}_{\nu}E_{shelf}$ :シェルフエネルギー

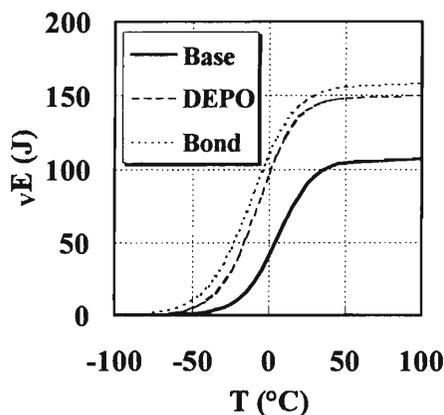


図6.3.1 エネルギー遷移曲線

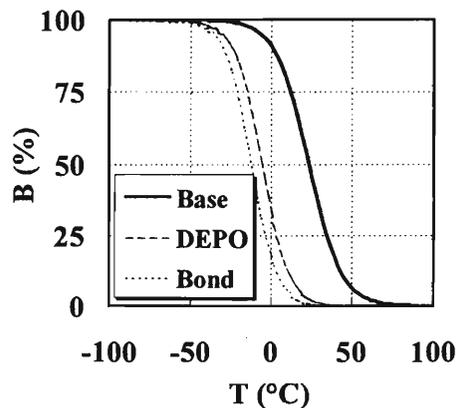
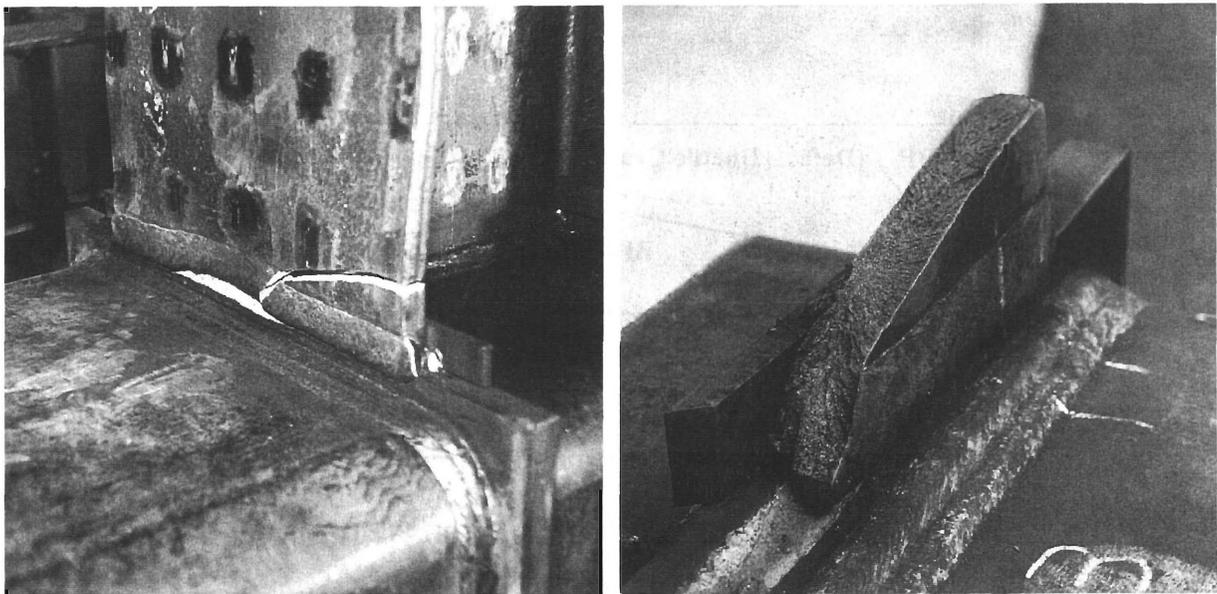


図6.3.2 破面遷移曲線

## § 6.4 実験結果

### 6.4.1 破断性状

BH-1およびBH-2試験体では、何れも上フランジおよびカバープレートに局部座屈および構面外変形が連成して生じ、ストローク限界により実験を終了しており、破断には到っていない。実験終了時にはフランジ中央および両端の溶接止端部に亀裂が確認されていたが、亀裂は安定成長の状態にあった。BS-3では梁の下フランジ端の溶接止端部と欠陥から延性亀裂が進展した。その後、下フランジの裏当金組立溶接を起点とする脆性破壊が生じ、亀裂が梁フランジを横断して破断に到った。BS-4でも同様に溶接止端部と欠陥から延性亀裂が進展し、延性破壊により破断に到ったが、フランジ端部では欠陥より延性亀裂が1mm程度進展したのち、脆性破壊へ移行した部分も確認された。BS-3の破断状況を写真6.4.1に示す。



(a) 破断状況

(b) 破断面

写真6.4.1 破断状況写真(BS-3)

### 6.4.2 欠陥断面観察

実験終了後、図 6.4.1 に示す位置を切出してエッチングを行い、その切断面を観察した。破断に到らなかった BH シリーズではブローホール、融合不良等も一部に見られたが、溶接の溶込が予想より深くなり、予定通りの大きさの欠陥が得られなかったことが明らかとなった。この原因は、梁フランジ端部と柱フランジ表面との密着が不十分であったためである。また欠陥からルート面に沿って進展した亀裂と、溶接止端部から進展した亀裂を確認することができた。BH シリーズの標本の切断面における欠陥の実測深さ、及び BS シリーズの破断面における欠陥の実測深さを図 6.4.2, 6.4.3 に示す。図中、横軸はフランジの縁からの距離を表わす。また BH シリーズでは欠陥からの亀裂進展量をあわせて示す。亀裂進展方向は欠陥よりルート面に概ね平行な方向であった。何れも亀裂進展量は小さく、亀裂は安定成長の状態にあったとみられる。

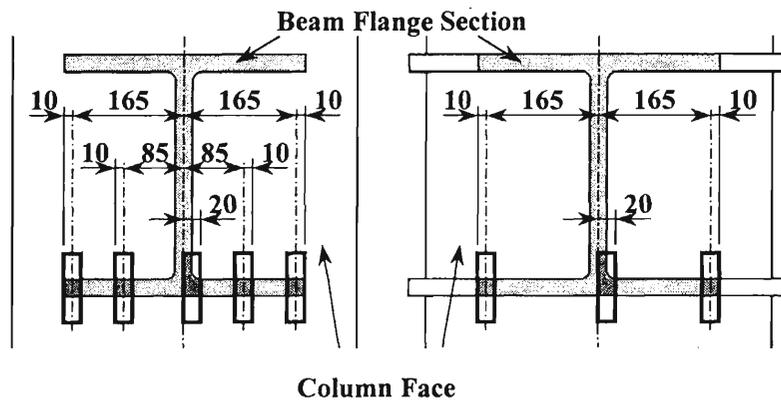


図 6.4.1 溶接断面標本採取位置

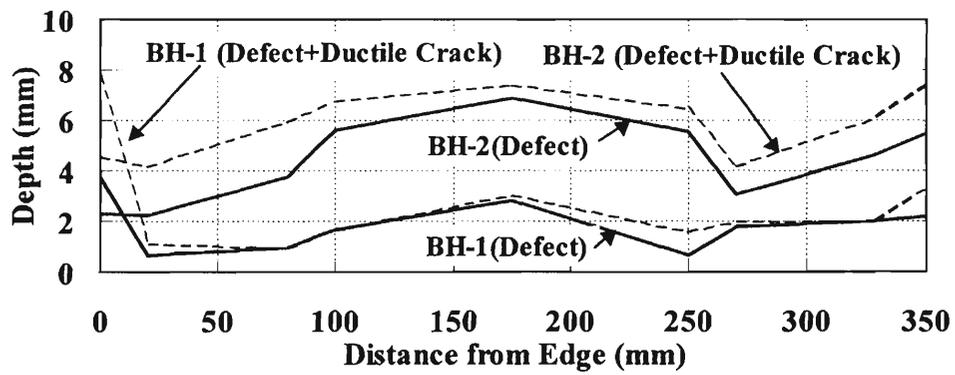


図 6.4.2 欠陥深さ及び亀裂進展量 (BH 試験体)

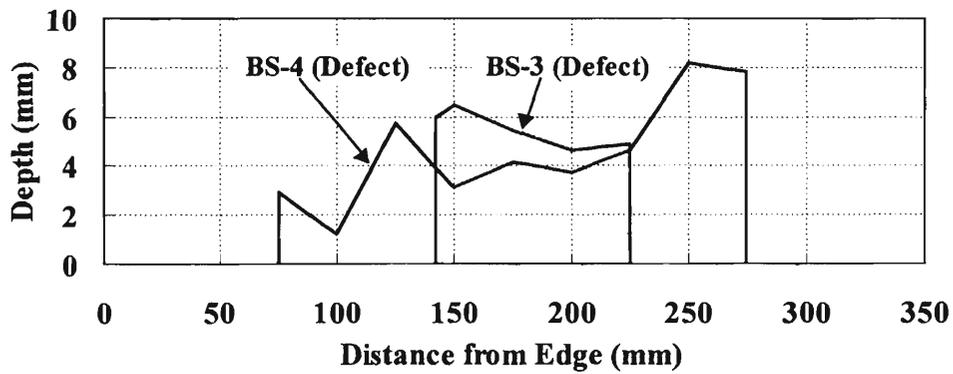


図 6.4.3 欠陥深さ (BS 試験体)

## § 6.5 履歴挙動の検討

### 6.5.1 M-θ関係

実験において得られた荷重-変形関係より、以下の式を用いて梁のみのモーメント-回転角関係を求めた。

$$M_m = P \times 1.8 \quad (kN \cdot m) \quad (6.3)$$

$$\theta_m = \frac{u_1 - u_3}{1.8} - \frac{v_2 - v_1}{0.33} \quad (rad) \quad (6.4)$$

$M_p$  および  $\theta_p$  により無次元化した履歴曲線を図 6.5.1～6.5.4 に示すとともに、実験結果を表 6.5.1 に示す。ここで  $M_p$  はカバープレートを含む梁全断面を有効として素材試験結果および実測寸法を用いた。また  $\theta_p$  は  $1_c \delta_p$  までの繰返し載荷過程における除荷曲線の勾配から求めた値を平均した。BH シリーズと BS シリーズでは明らかに変形能力の差が現れているが、各載荷過程の M-θ関係はほぼ一致している。

梁の局部座屈を考慮し、梁端の溶接線から 175mm 離れた位置(フランジ幅の半分の距離であり、Fig.2 の○印で示された位置)のフランジ中央に添付した歪ゲージ実測値を用いて求めた梁の曲げモーメント-軸方向歪履歴曲線をシリーズごとに図 6.5.5 に示す。ここでは歪ゲージの信頼限界までをプロットした。

表 6.5.1 実験結果

Specimen No.	$M_p$ (kNm)	$\theta_p$ ( $\times 10^{-3}$ rad)	$M_u$ (kNm)	$\theta_u$ ( $\times 10^{-3}$ rad)	$M_u/M_p$	$\eta_s^+$	$\eta_s^-$
BH-1	903.8	6.795	1681.4	181.8	1.86	33.2	16.8
BH-2	903.8	7.295	1571.0	168.4	1.74	27.5	13.9
BS-3	858.3	7.798	1334.5	54.99	1.55	8.3	8.0
BS-4	858.3	6.638	1266.5	46.39	1.48	5.5	8.3

$M_u$ : 最大曲げ耐力  $\theta_u$ : 最大回転角  $M_u/M_p$ : モーメント上昇率

$\eta_s$ : スケルトン曲線による塑性変形倍率

(+: 引張側載荷 -: 圧縮側載荷)

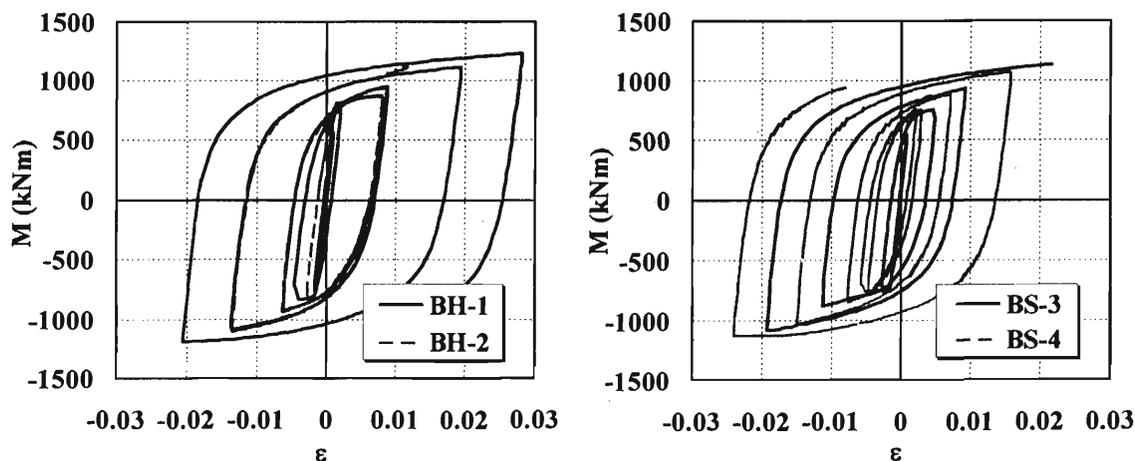


図6.5.5 モーメント-軸方向歪履歴曲線

BH-1

図中に示した時点での観察事項を以下に示す。なお、この試験体は最終的には層間変形角が大きくなり、実験治具のストローク限界により実験を終了している。

- 1 下フランジ外側中央の溶接止端に亀裂を確認
- 2 下フランジの局部座屈を確認
- 3 ターンバックル破壊
- 4 ターンバックル破壊
- 5 ジャッキ位置調整のため載荷及び除荷
- 6 下フランジ端部に亀裂を確認
- 7 上フランジの裏当て仮付けに亀裂を確認
- 8 ウェブの局部座屈を確認
- 9 下フランジで亀裂の進展を確認
- 10 上フランジカバープレート上部に局部座屈を確認
- 11 荷重が低下
- 12 はさみ板の盛換え
- 13 変位計の盛換え
- 14 ストローク限界に到達

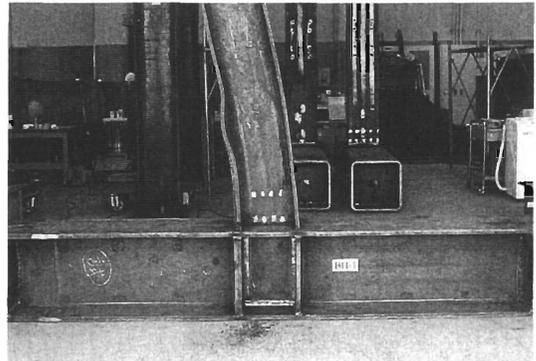


写真 6.5.1 実験終了時の全景(BH-1)

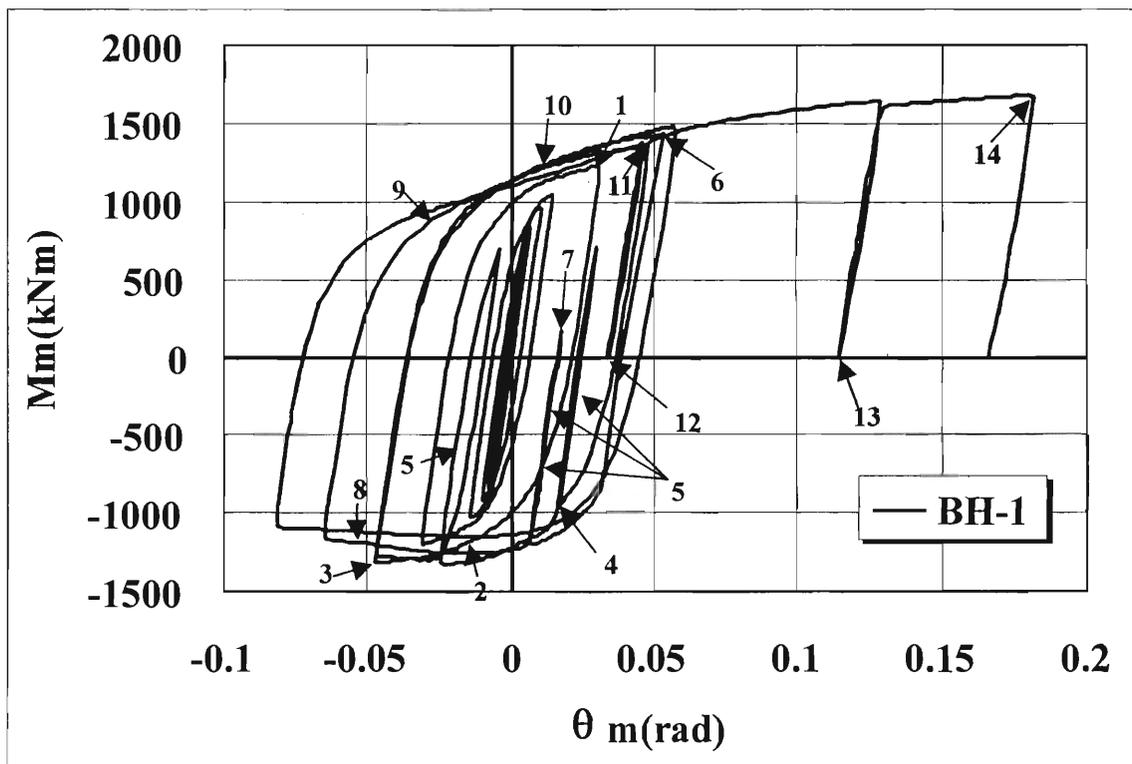


図 6.5.1 モーメント-回転角関係(BH-1)

## BH-2

前項同様、図中に示した時点での観察事項を以下に示す。  
なお、この試験体は最終的には層間変形及び構面外座屈が共に大きくなり、実験治具の限界により実験を終了している。曲線の概形は BH-1 試験体ともほぼ一致した挙動を示している。

- 1 下フランジに局部座屈を確認
- 2 亀裂の伝播らしき音を確認
- 3 上フランジカバープレート上部に局部座屈を確認
- 4 ジャッキ位置の調整
- 5 ウェブに局部座屈を確認
- 6 亀裂らしき音を確認
- 7 ジャッキのストローク限界
- 8 油圧ポンプの調子が悪化したため除荷
- 9 はさみ板及び変位計の盛換え
- 10 亀裂の伝播らしき音を確認
- 11 治具の限界に到達

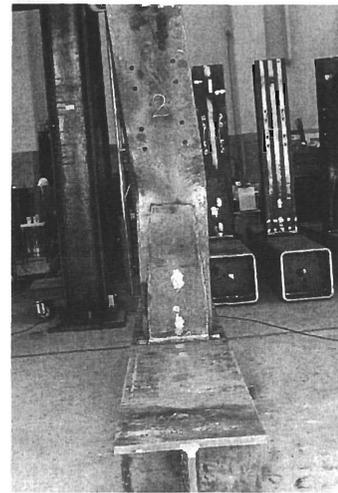


写真 6.5.2 梁の構面外座屈(BH-2)

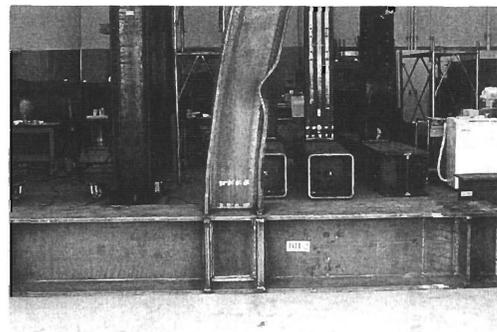


写真 6.5.3 実験終了時の全景(BH-2)

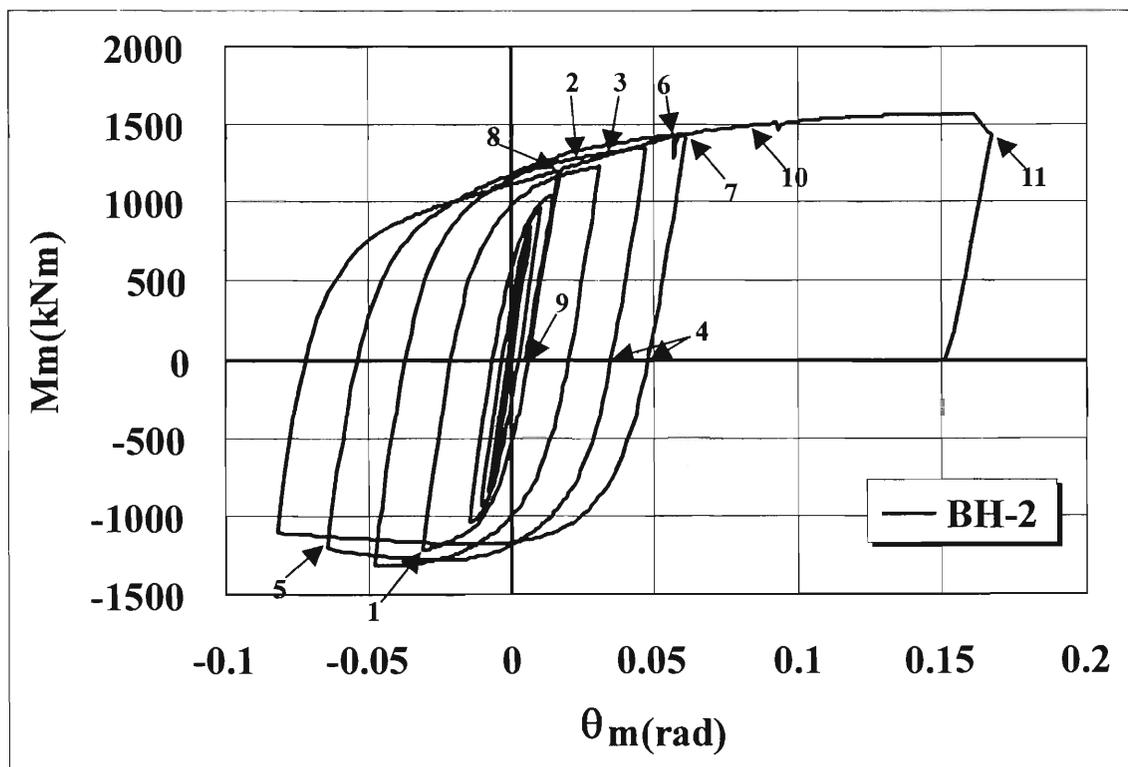


図 6.5.2 モーメント-回転角関係(BH-2)

### BS-3

前項同様、図中に示した時点での観察事項を以下に示す。この試験体は最終的には下フランジにて脆性破壊が発生し、破断に至っている。なお、 $2_c\delta_p$  の引張载荷ステップにおいて、盛替え時の計測ミスにより  $2_c\delta_p$  において除荷すべきところを  $3_c\delta_p$  まで载荷し、除荷後、前の圧縮側ステップと同じ変形量まで圧縮载荷する結果となった。

- 1 降伏。
- 2 下フランジに局部座屈を確認
- 3 亀裂の伝播らしき音を確認、下フランジ外側中央の溶接止端に亀裂の伝播を確認
- 4 上フランジに局部座屈を確認
- 5 下フランジが破断

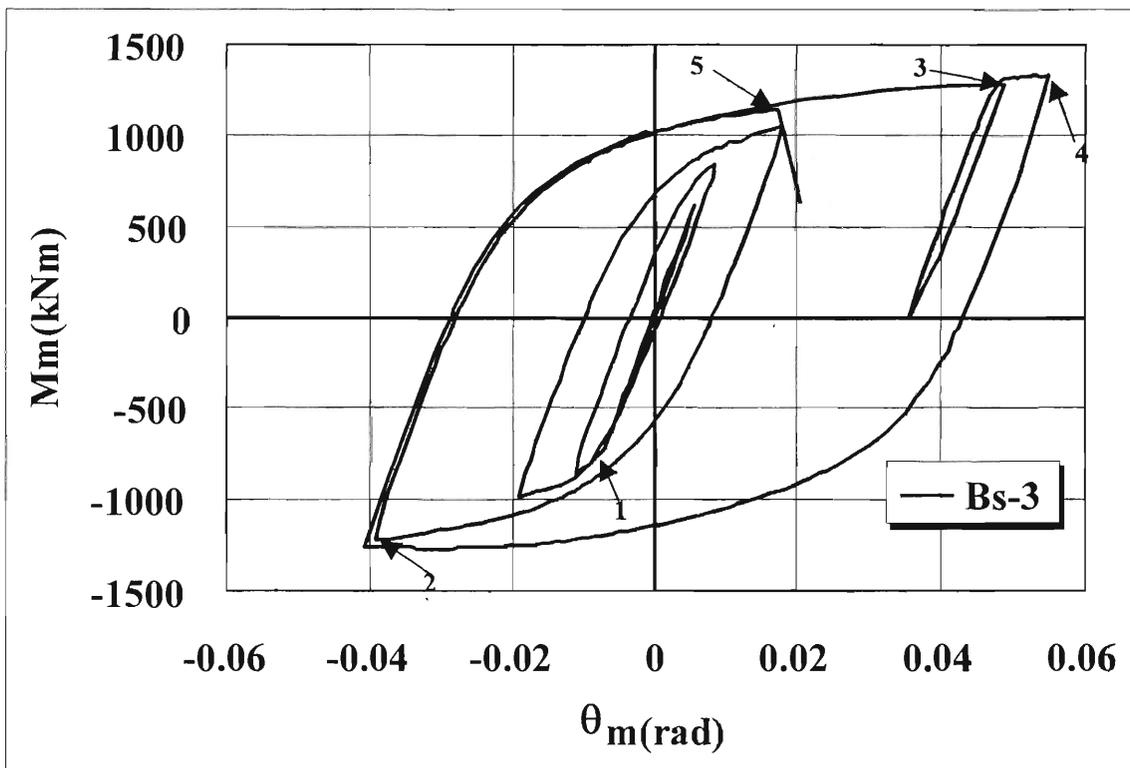


図 6.5.3 モーメント-回転角関係(BS-3)

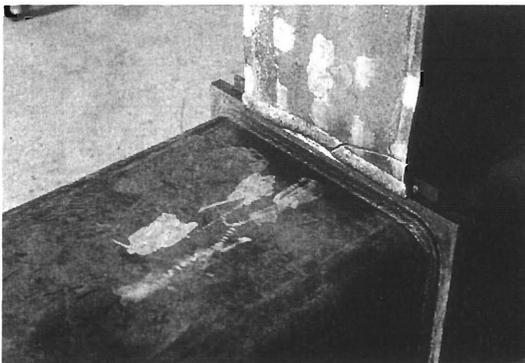


写真 6.5.4 下フランジの破断(BS-3)

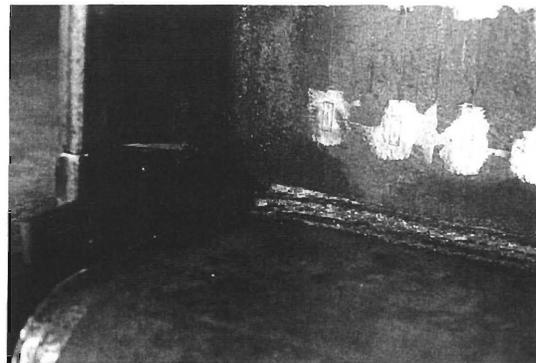


写真 6.5.5 下フランジの破断(BS-3)

BS-4

この試験体では溶接止端部から延性亀裂が発生・進展し、最終的には下フランジにて脆性破壊が発生し、破断に到った。早期に裏当て金組立溶接部の破断が見られたが、M- $\theta$  関係にその影響は見られない。BS-3 に見られたような破壊音を伴う急激な荷重低下は見られず、延性亀裂の進展とともに徐々に荷重が低下している。この結果は延性と脆性の破壊形態の違いと一致している。

- 1 降伏。
- 2 下フランジの裏当て金仮付けに亀裂を確認。
- 3 亀裂らしき音を確認。
- 4 下フランジ外側中央の溶接止端に亀裂を確認。
- 5 下フランジに局部座屈を確認。
- 6 下フランジの亀裂が広がる。
- 7 下フランジが破断。

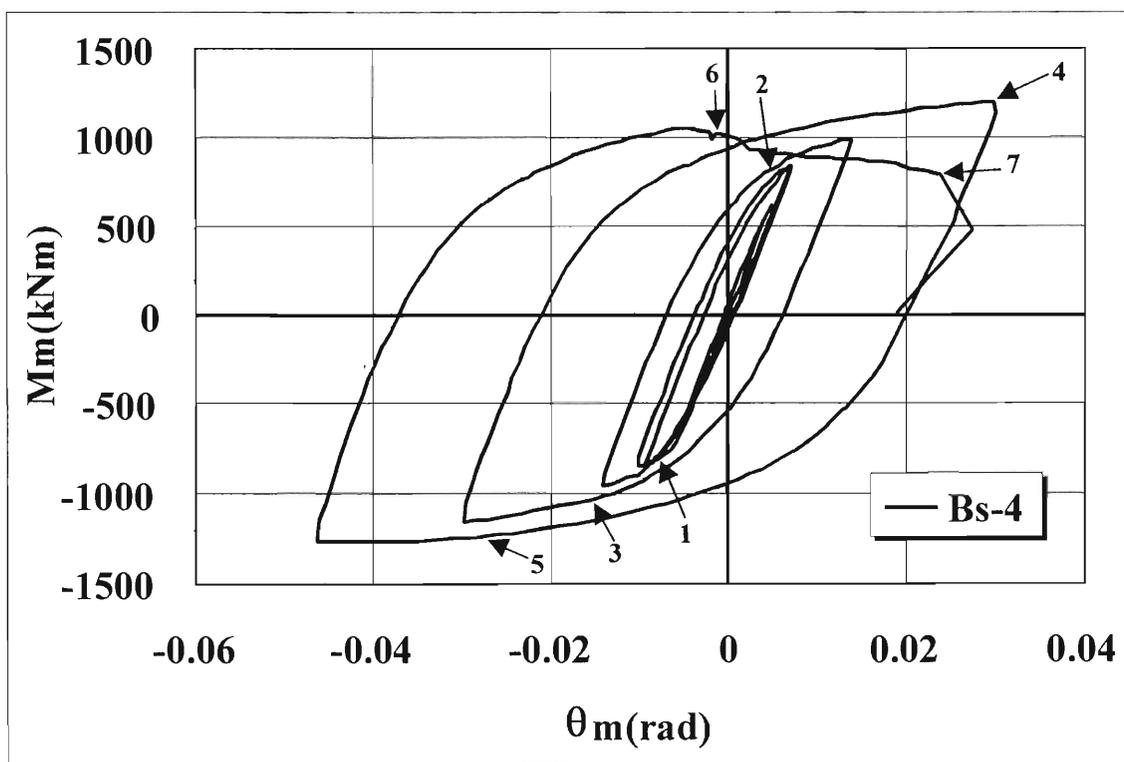


図 6.5.4 モーメント-回転角関係(BS-4)



写真 6.5.6 下フランジの破断(BS-4)

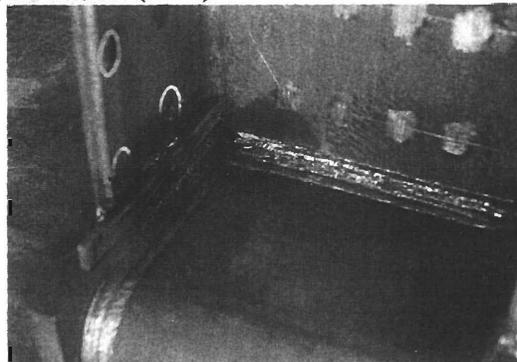


写真 6.5.7 裏当て金仮付けの破断(BS-4)

## 6.5.2 最大曲げ耐力およびモーメント上昇率

最大曲げ耐力に関しては、梁の上フランジをカバープレートにより補剛していたため、圧縮側荷重時は $2c_d$ 程度で梁の下フランジが局部座屈を起こすことより耐力が決定されており、各試験体の間に差は見られない。引張側荷重時はBHシリーズの場合、最終除荷直前も荷重は上昇傾向にあるのに対して、BSシリーズはかなり早期に破断に到っている。そのためBSシリーズの最大曲げ耐力及びモーメント上昇率はBHシリーズの80%程度となっている。さらに同一シリーズ中では、欠陥率の大きい試験体で最大曲げ耐力およびモーメント上昇率が僅かに減少している。

## § 6.6 変形能力に関する検討

### 6.6.1 スケルトン曲線による塑性変形倍率

実験で得られたモーメント-回転角関係のスケルトン曲線を図 6.6.1 に示し、スケルトン曲線における塑性変形倍率 $\eta_s$ を表 6.5.1 の実験結果に併せて示す。ここでスケルトン曲線は文献[6.6]に示される要領で作成した。また BH シリーズは実験終了時を変形能力限界とした。

さらにモーメント-軸方向歪関係から作成したスケルトン曲線を図 6.6.2 に示す。歪ゲージの実測値は、スケルトン歪が 2~5%に達すると信頼性を失うため、ここでは信頼限界までを示した。

M- $\theta$ 関係および M- $\epsilon$ 関係何れにおいても、圧縮側変形時は梁の下フランジの座屈により耐力が決定されたため、各試験体の履歴曲線の間にはあまり差が生じておらず、引張側変形時も亀裂進展により耐力が低下するまでのスケルトン曲線の概形はほぼ一致している。しかし、BH シリーズと BS シリーズの引張側の塑性変形倍率を比較すると、約 5 倍の差が生じている。BH シリーズと BS シリーズの M- $\theta$ 関係および M- $\epsilon$ 関係は殆ど等しいので、溶接線から 175mm 離れた位置の歪ゲージによる測定値を、欠陥を有する広幅板材の平均引張歪(Remote Strain)と見なせば、BS シリーズの梁フランジの平均引張歪が BH シリーズよりも大きいとは言えない。したがって、BH シリーズと BS シリーズの溶接欠陥の違いが塑性変形倍率に大きな差を与えたものと思われる。

通しダイアフラム形式の角形鋼管柱梁接合部に関する過去の研究[6.1]によれば、本実験とスカラップの形状が近い改良 A 型ディテール、フラックスタブ使用、工場溶接の場合の $\eta_A^+ + \eta_A^-$ (累積塑性変形倍率)は平均値が 63 で標準偏差が 16 である。それに対して、BS シリーズの $\eta_A^+ + \eta_A^-$ の値は平均値が 34 となり、明らかに本実験結果は小さく、人工欠陥により変形性能が低下したことを示している。しかし改良スカラップを用いた全供試体の実験値と比較した場合、 $\eta_A^+ + \eta_A^-$ の平均値が 57 で標準偏差が 20 であり、本実験結果と大きな差は無くなる。すなわち、スカラップ底から破壊しないように改良した接合部では、次の弱点であるエンドタブ周辺から亀裂が発生するケースが多くなり、小さい溶接欠陥が亀裂発生の原因となるために実験値のばらつきが大きくなる。そのため本実験のように大きな人工欠陥を有する接合部が、人工欠陥を有さない一般の接合部と大差ない変形性能を示す結果となった。

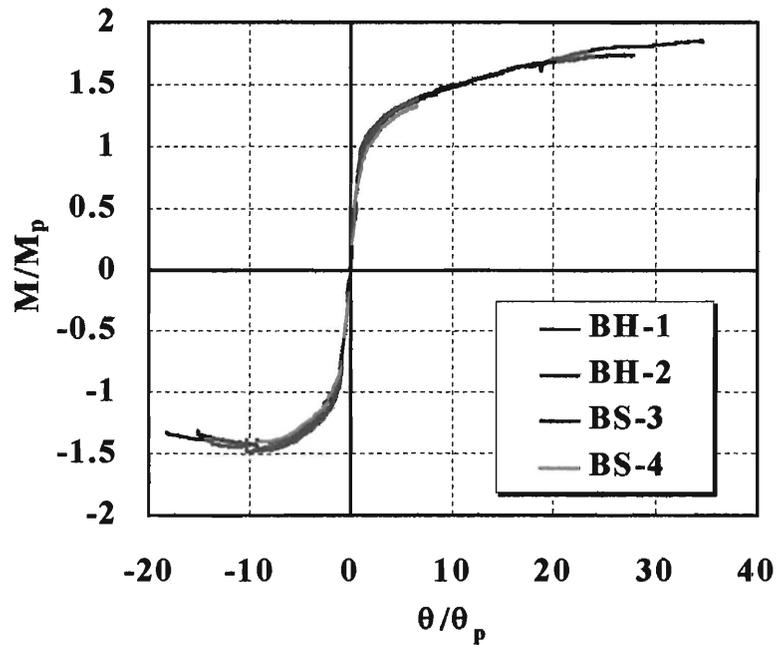


図.6.6.1 モーメント-回転角スケルトン曲線

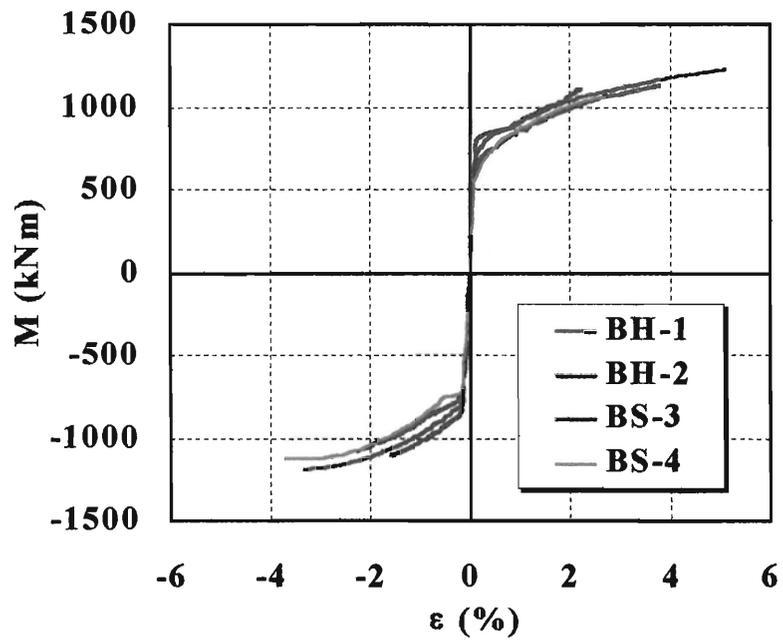


図 6.6.2 モーメント-スケルトン歪曲線

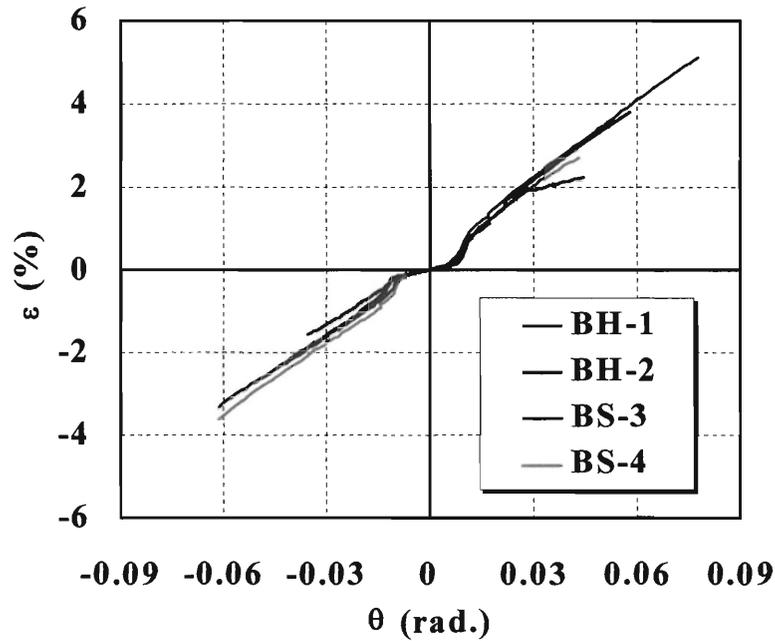


図 6.6.3 スケルトン歪-回転角曲線

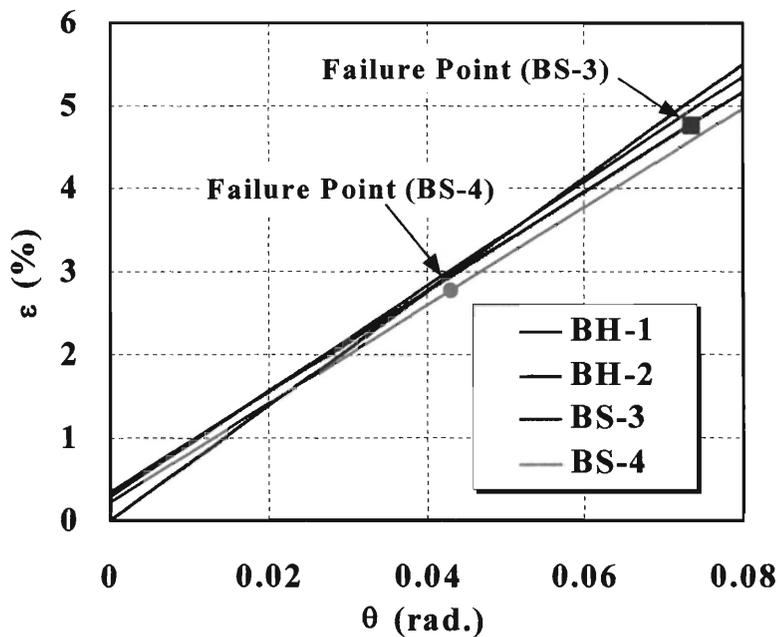


表6.6.1 終局時引張側スケルトン歪

Specimen	$\epsilon_{max}$ (%)
BH-1	15.23
BH-2	14.75
BS-3	4.77
BS-4	2.77

図 6.6.4 スケルトン歪-回転角関係 (近似直線)

### 6.6.2 歪ゲージ値による終局時のスケルトン歪の検討

M- $\theta$ および M- $\epsilon$ スケルトン曲線から、同一荷重時の回転角と歪の関係を描くと図 6.6.3 の通りとなり、弾性に近い範囲を除いて梁の回転角と歪の関係はほぼ同じ勾配の直線で表される。BH-2 の場合のみ、変形角に対して歪が途中で低下し始めるが、これは履歴により歪ゲージが測定不能になったためである。上記の直線関係を使って外挿を行うと、図 6.6.4 に見られるように、最大耐力時の下フランジの平均歪 $\epsilon_{max}$ を最大耐力時の回転角から推定することが出来る。この方法で推定したスケルトン歪 $\epsilon_{max}$ を表 6.6.1 に示す。

### 6.6.3 マイクロビッカース硬度試験

BHシリーズのマクロ試験片を用いてマイクロビッカース硬度試験を行い、履歴による硬度の上昇を調べた。図6.6.5の点線に示すように、梁フランジ板表面近傍と梁フランジ板厚中央部の溶着金属から梁材に至る柱面から40mmの範囲を測定し、梁の原材から切出した部分の硬度と比較した。代表的な結果を図6.6.6に示す。この場合の原材の硬度は177である。HAZ部の硬度が溶接熱影響により上昇している。母材部分にも硬度の上昇が見られ徐々に原材の値に収束しており、溶接部近傍に歪が集中していたと言える。

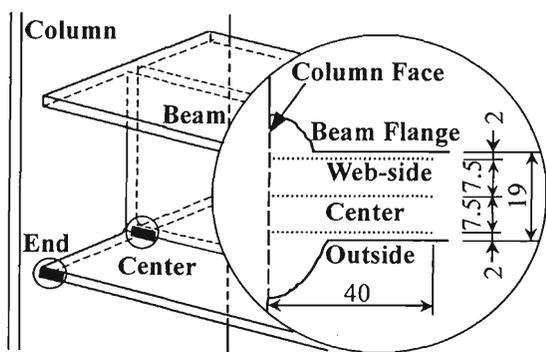


図 6.6.5 マイクロビッカース硬度測定位置

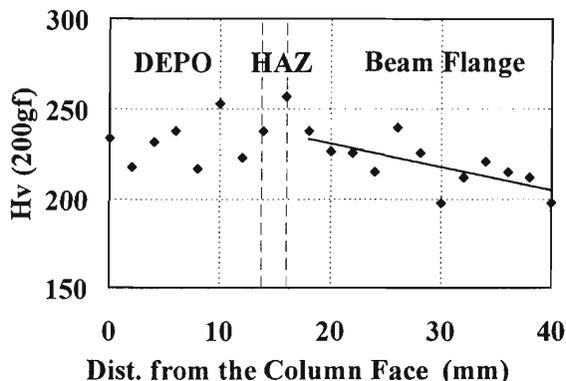


図 6.6.6 マイクロビッカース硬度試験結果

### 6.6.4 硬度による終局時の引張歪の検討

マイクロビッカース硬度試験の結果をもとに、梁フランジ側溶接部(HAZ 部)および柱面から 35mm 離れた点が受けた終局歪度を推定した。荷重を受けていない梁材のフランジ部から切出した 1 号試験片に引張予歪を与え硬度を測定し、図 6.6.7 に示すように予歪量と硬度の関係を直線近似した。以下に予歪量と硬度の関係式を示す。

$$\varepsilon = 0.0045Hv - 0.7654 \quad (6.5)$$

さらに溶着金属及びHAZ部と熱影響による硬度上昇部を除く梁フランジ内の硬度を直線近似し、HAZ端部位置および柱面から35mm離れた位置の硬度を(6.5)式に代入することにより、母材部分の歪を外挿した歪度を求めた。その結果を表6.6.3に示す。

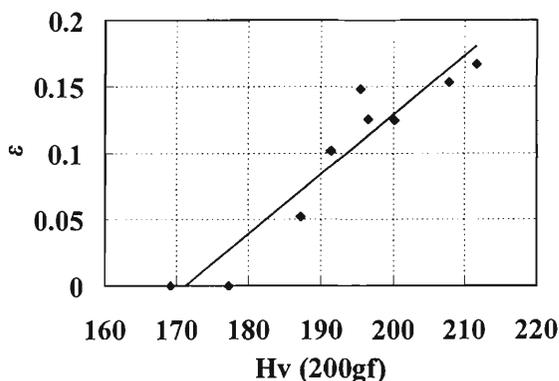


図6.6.7 予歪-マイクロビッカース硬度関係

表 6.6.3 マイクロビッカース硬さ試験により推定された終局歪度

	BH-1				BH-2			
	Flange End		Flange Center		Flange End		Flange Center	
	HAZ (%)	35mm (%)	HAZ (%)	35mm (%)	HAZ (%)	35mm (%)	HAZ (%)	35mm (%)
WS	22.77	16.95	9.86	17.78	22.42	13.94	13.18	14.46
CL	20.12	19.21	13.99	14.08	18.85	9.67	20.49	20.47
OS	20.02	12.71	28.42	18.64	20.83	12.75	26.49	20.50

WS (Web-side): ウェブ側    CL (Center Line): 板厚中央部    OS (Outside): 外側

文献[6.1]では柱面から70mmの位置におけるビッカース硬度およびスケルトン歪が求められているが、通しダイアフラム形式の柱梁接合部を用いていたため、改良スカラップ工法を用いた試験体では梁フランジ端部溶接線から35mm離れた位置となる。本実験において1号試験片から得た硬度の変化は文献[6.1]のものとはほぼ一致しているが、BH試験体から得た硬度の変化は文献[6.1]のものより大きい。また文献[6.1]の歪ゲージから得られた梁フランジ中央部の終局歪度は5~12%であるのに対し、BHシリーズ試験体の溶接線から35mm離れた位置における歪度は約20%であり、文献[6.1]のスケルトン歪より大きい。以上のことから部分溶込溶接のディテールではより大きな歪を受けても破壊しないと言える。

## § 6.7 非線形有限要素解析

### 6.7.1 解析概要及び解析結果

試験体の溶接部近傍が受けた歪の分布状態を調査するために有限要素解析を行った。解析には汎用プログラム ABAQUS (Version 5.7) [6.7]を用いた。解析モデルは対称性を考慮に入れ 1/2 モデルとし、欠陥深さは実測値の最大とした。また、欠陥幅は BH シリーズのモデルではフランジ幅、BS シリーズのモデルでは挿入したプレートの長さを用いた。要素には von Mises の降伏条件に従う 8 節点立体低減積分要素を用いた。材料定義として、試験体母材では、素材試験から得たデータを真応力-対数歪関係に変換し、折線近似したものを用いた。溶着金属では、ビッカース硬度から推定した応力-歪関係を真応力-対数歪関係に変換した。硬化則には等方硬化則を用いた。荷重方法は一方向単調引張荷重とし、荷重-変形関係を実験から得たスケルトン曲線と比較した。Fig.6.7.1 に実験と解析により得られた荷重-変形関係を示す。荷重-変形関係上、欠陥寸法による違いは見られなかったため、ここでは BH-2 及び BS-4 試験体の結果を示した。いずれの試験体とも実験値と解析値は良い対応を示している。

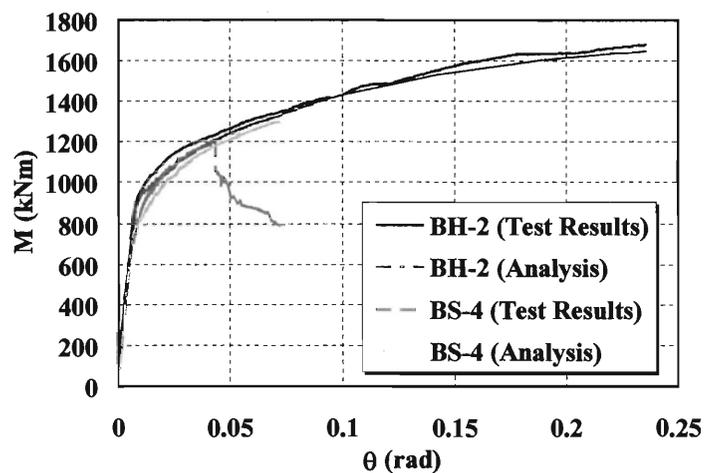


図6.7.1 モーメント-変形角関係

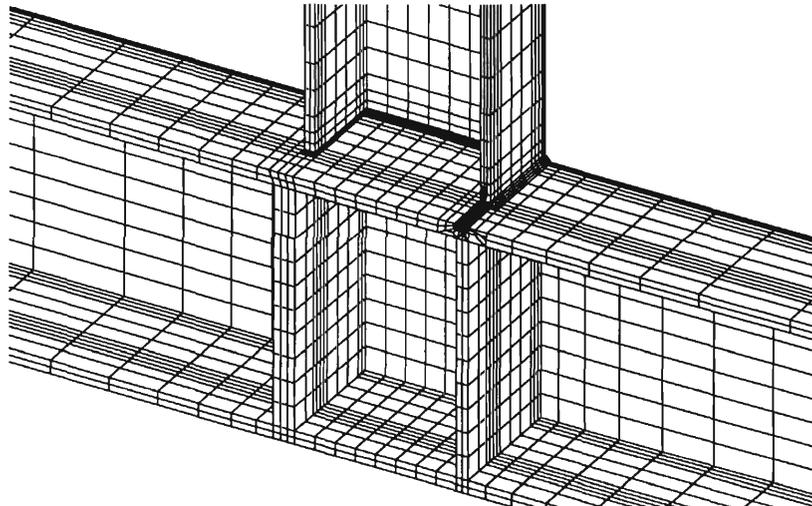
### 6.7.2 終局歪度の検討

解析モデルの接合部近傍を図 6.7.2(a), (b)に示す。解析モデルは、柱材軸を x 軸に、梁材軸を y 軸に一致させた。最大耐力時の梁の材軸方向塑性歪分布図を Fig.6.7.3 (a),(b)および図 6.7.4 に示す。梁材軸方向塑性歪分布図の場合、凡例に PE22 と表記される。また歪ゲージ貼付位置と欠陥部における梁材軸方向塑性歪を表 6.7.1 に示す。ここで欠陥部の歪として、BH シリーズの場合は欠陥全周に配した要素から求められた歪の平均値を、BS シリーズの場合は欠陥先端を除く周囲に配した要素から求められた歪の平

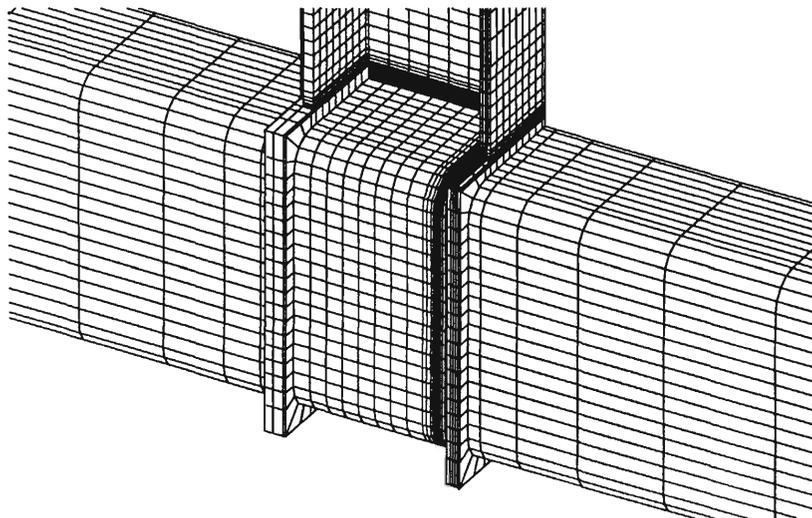
均値を用いた。また欠陥がない場合の同位置の歪を( )内に示した。何れのシリーズも、歪ゲージ貼付位置の歪は前述 6.6.2 節のスケルトン歪の推定値と概ね等しい値を示している。BS シリーズの試験体では、溶接線から離れた位置と比較して、欠陥部の歪は 4 倍程度大きく、スカラップ及び欠陥の影響が大きく現れている。このことから BS シリーズでは欠陥先端に歪が極度に集中したことにより、延性亀裂が急速に進展し破断に到ったと考えられる。また前述 6.3 節のビッカース硬度から推定した歪と比較すると、有限要素解析結果はかなり下回っている。その理由として、有限要素解析から得た歪はスケルトン歪であり、実大試験体では繰返し载荷の過程で梁フランジに局部座屈が生じていたことから、実際には梁フランジの溶接部近傍が大きな歪履歴を受けたため、ビッカース硬度からの推定値が大きくなったと考えられる。

表 6.7.1 終局相当塑性歪度

	BH-1		BH-2		BS-3		BS-4	
	Defect (%)	175mm (%)						
$\epsilon$	2.38 (1.02)	12.3 (11.8)	3.58 (1.02)	12.7 (11.8)	16.7 (2.38)	4.31 (4.94)	8.79 (1.31)	2.33 (3.03)

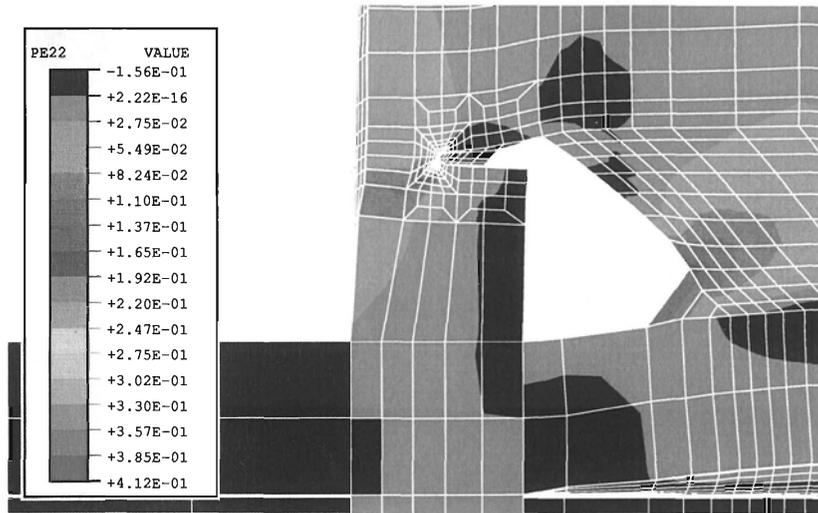


(a) BH-2 試験体

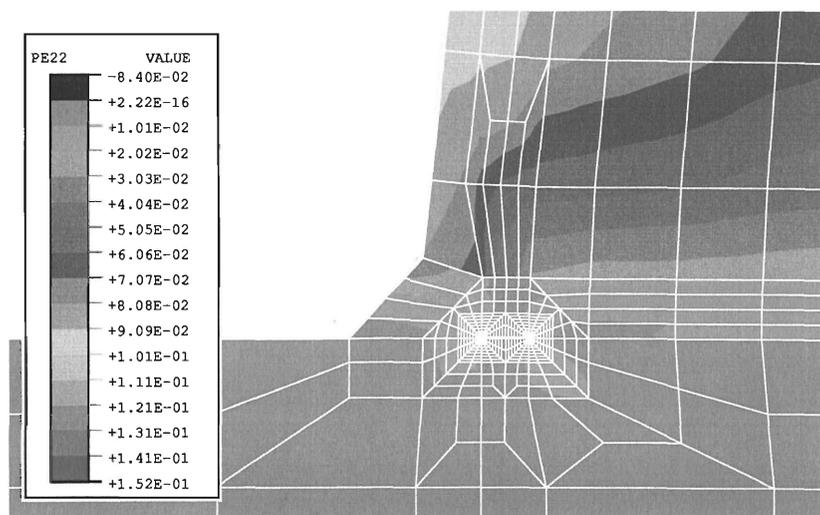


(b) BS-4 試験体図

6.7.2 解析モデル(柱梁接合部近傍)



(a) BH-2 試験体



(b) BS-4 試験体

図6.7.3 相当塑性歪分布図(対称軸上の断面)

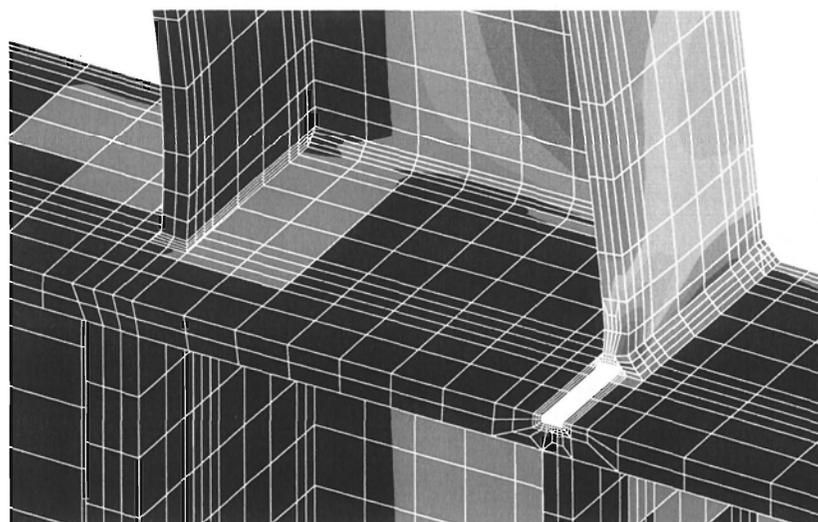


図 6.7.4 相当塑性歪分布図(接合部近傍: BH-2 試験体)

## § 6.8 結論

以上の実験結果から、欠陥の位置、形状、寸法により、終局状態 (破壊形態)に大きな差が生じることが明らかとなった。

BH シリーズの欠陥形態は内部欠陥であり、欠陥を含む面に十分な断面積を有するので、荷重の繰返しと共に亀裂は安定成長するが、1/6 以上の回転角に達しても破断には到らなかった。梁フランジの歪と梁の部材角の関係から、最大荷重時のスケルトン引張歪の大きさが推定でき、これと有限要素解析から求めた歪がほぼ一致することが確認できた。さらに、補強隅肉溶接により欠陥部の平均歪が小さくなり、歪集中が緩和されていたことが有限要素解析から明らかとなった。またマイクロビッカース硬度試験から推定された梁フランジの終局歪の検討から、本試験体は大きな歪を受けても安定した変形能力を発揮できることが明らかとなった。本実験では予定した欠陥寸法が得られなかったため、変形性能およびモーメント上昇率は十分に大きく、部分溶込溶接であっても断面積を確保すれば、安定した耐力が発揮できる結果となった。

BS シリーズは溶接ルートの欠陥であり、有限要素解析で示されたように、欠陥への応力集中が著しいために、延性亀裂の成長が BH シリーズの場合に比べて遥かに早くなり、脆性破壊を誘発する結果となった。角形鋼管の柱は梁ウェブの曲げモーメントを十分負担できないために梁フランジに作用する歪が大きくなるとする指摘があるが[6.8]、本実験ではこのような現象は顕著でなかった。本実験では梁の  $A_w/A_f$  比が 0.48 であり、かなり特別の場合であることがその原因であると思われる。

### 《参考文献》

- [6.1] 「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」, 日本建築学会近畿支部鉄骨構造部会, 1997年7月
- [6.2] 島貫広志, 豊田政男「建築鉄骨脆性破壊事例の破壊力学的解析」, 鋼構造年次論文報告集, 第5巻, 63-70, 1997年
- [6.3] Toyoda, M.: Problems to Materials for Avoiding Failure of Steel Framed Structures under Heavy Earthquake. Document for IIW JWG on Brittle Fracture, Paris, France, April 1998
- [6.4] Shimanuki H.; Toyoda, M.; Hagiwara, Y.: Fracture Mechanics Analysis of Damaged Steel-Framed Structures in Recent Earthquakes. Proc. Int. Conf. Welded Construction in Seismic Areas, Hawaii, U.S.A., pp. 15-26, October 1998
- [6.5] 「鉄骨工事技術指針」, 日本建築学会, 1996年2月
- [6.6] 「鋼構造接合部の力学性状に関する研究の現状」, 4.2.2変形性能の評価, 日本建築学会, 126-134, 1993年10月
- [6.7] ABAQUS, ABAQUS v5.6 Manuals (User's Manuals I, II and III), Hibbitt, Karlsson and Sorensen, Inc, 1997

[6.8] 「兵庫県南部地震における鋼構造物の被害と教訓」 4.2 破断モードにおける変形能力の推定, 日本建築学会, 69-77, 1996年7月

## 第 7 章 欠陥を有する柱梁接合部の 破壊に対する安全性の評価

## 第7章 欠陥を有する柱梁接合部の破壊に対する安全性の評価

### § 7.1 研究の目的と概要

近年、欠陥に関する破壊評価手法が提案されている。破壊評価基準としては、CEGB R6 法を用いた破壊評価線図 (FAD) によるアプローチがあり、これはイギリスの欠陥評価基準 BSI PD6493: 1991 が採用している。第 5 章では、この手法を用いて、複合力が载荷された大規模降伏状態にある欠陥の評価方法を提案した。また豊田ら[7.1, 7.2, 7.3]は日本溶接協会規格 WES2805[7.4]及び WES3003[7.5]を基に CTOD デザインカーブを用いて接合部の保有靱性値を算出し、要求靱性値と比較することにより欠陥の評価を行っている。第 6 章では梁フランジの歪と梁の部材角の関係から、最大荷重時のスケルトン引張歪の大きさが推定でき、これと有限要素解析から求めた歪度がほぼ一致することが確認できた。そこで有限要素解析による歪分布から、この破壊力学的アプローチを用いて欠陥を評価することを試みた。後述 7.3 節で述べるように、脆性破壊に先行する延性亀裂や切欠先端の塑性拘束の影響など、多くの問題点が見出されたが、数値モデルは良好に実験結果を再現できることが確かめられ、溶接欠陥による脆性破壊の危険性が、接合部と载荷状態が適当な数値モデルで再現できる場合、破壊力学アプローチによって予測できることを明らかにした。

### § 7.2 欠陥の評価手法

#### 7.2.1 評価手順

文献[7.1]で提案された破壊力学アプローチは CTOD 設計曲線の手法を改良したものである。この手法は BSI PD 6493: 1991[7.6]のレベル 1 アプローチと同様、経験則を基にしている。このアプローチはノースリッジ地震や兵庫県南部地震に被害を受けた建築物や実大実験で見られた脆性破壊の発生の予測に効果があることが検証された。[7.2, 7.3] そこで本研究では実験結果について文献[7.1, 7.2, 7.3]に示される手法を適用し、脆性破壊発生に関する欠陥の評価を試みた。評価手順は以下の通りである。

- 1) 欠陥を破壊力学的に等価な亀裂特性寸法に変換し、接合部の歪集中を考慮して評価された作用歪を用いて破壊靱性(等価 CTOD)  $\delta_{eq}$  を算定する。
- 2) 繰返し荷重時の塑性変形による温度上昇、履歴による靱性の低下を考慮し、スケルトン歪を用いて破壊パラメータ算定時に対応する参照温度  $T_{eq}$  を算出する。
- 3) 参照温度における吸収エネルギー  $vE(T_{eq}+\Delta T)$  を算出し、シャルピー衝撃試験結果をもとに遷移温度  $vTE$  を推定する。
- 4) 以上をもとに  $0^{\circ}\text{C}$  における必要靱性値(吸収エネルギー  $vE(0)$ )を推定する。
- 5) 必要靱性値と保有靱性値とを照合し、許容されるか否かを判定する。

## 7.2.2 等価 CTOD の算定

文献[7.4]では、欠陥を破壊力学を用いた解析にのせるため、欠陥形状の標準化を行い、亀裂特性寸法を決定している。ここで亀裂特性寸法とは、表面亀裂の場合は欠陥形状を等価な半楕円形状に置き換えた時の半幅を表し、貫通亀裂の場合は欠陥の半幅を表す。本研究では、有限要素解析により小規模降伏状態の亀裂先端の J 積分値を求め、次式により欠陥の評価に用いる亀裂特性寸法  $\bar{a}$  を算出した。

$$J = \frac{(1-\nu)^2}{E} \sigma_1^2 \pi \bar{a} \quad (7.1)$$

ここで  $E$  はヤング係数、 $\nu$  はポアソン比、 $\sigma_1$  は亀裂に作用する引張応力である。

鋼構造物の破壊強度評価には、外力、欠陥寸法、材料靱性の三者を関係づける破壊力学的アプローチがなされ、その一つとして CTOD 設計曲線が工学的に用いられる[7.7]。ここでは文献[7.4]に示される CTOD 設計曲線から限界 CTOD  $\delta_c$  を算出した。限界 CTOD と作用歪との関係は、上記で求められた亀裂特性寸法と亀裂に作用する局所歪  $\varepsilon$  を用いて次式で表される。

$$\delta_c = \varepsilon_y \bar{a} \frac{\pi}{8} \left( 9 \frac{\varepsilon}{\varepsilon_y} - 5 \right) \quad (7.2)$$

ここで  $\varepsilon_y$  は降伏歪である。局所歪は、欠陥及び亀裂がない時の評価箇所の平均歪で、ここでは前章 6.7 節で求められた欠陥のないモデルを用いた有限要素解析によるスケルトン歪を用いた。脆性破壊は欠陥における CTOD  $\delta$  が限界 CTOD  $\delta_c$  に達した時点で発生すると仮定されている。即ち、CTOD 設計曲線は次式で定義される。

$$\delta_{eq} = \delta_c \quad (7.3)$$

上記の限界 CTOD は SENB 試験片を用いた 3 点曲げ試験における限界 CTOD の換算式であるため、引張力を受ける広幅の平板に表面亀裂が生じた場合に比べて塑性拘束が大きい[7.7]。それ故、引張を受ける広幅の平板の限界 CTOD は低く見積られる。梁の下フランジの応力状態は引張を受ける広幅の平板の応力状態に近い。文献[7.3]では塑性拘束が小さい場合を考慮し、次式にて等価 CTOD  $\delta_{eq}$  に換算している。

$$\delta_{eq} = 0.2\delta_c \quad (7.4)$$

## 7.2.3 参照温度の算定

参照温度  $T_{eq}$  は次式により算定した。

$$\begin{aligned} T_{eq} &= T - \Delta T_A \\ \Delta T_A &= 3\varepsilon_{skeleton} & \varepsilon_{skeleton} &\leq 100,000\mu \\ \Delta T_A &= 1.65\varepsilon_{skeleton} + 13.5 & 100,000\mu &\leq \varepsilon_{skeleton} \leq 200,000\mu \end{aligned} \quad (7.5)$$

ここで  $T$  は実験前の試験体温度、 $\Delta T_A$  は歪履歴による温度増分、 $\varepsilon_{skeleton}$  はスケルトン歪である。 $\varepsilon_{skeleton}$  は上記の局所歪と同一とした。なお、本実験では静的に载荷を行ったので、塑性変形による温度上昇を考慮する必要はない。

## 7.2.4 破壊靱性とシャルピー遷移エネルギーとの相関

文献[7.5]ではシャルピー吸収エネルギーと限界 CTOD との相関関係は以下のように与えられている。

$$\begin{aligned}\delta(T) &= 0.001vE(T + \Delta T) \\ \Delta T &= 133 - 0.125\sigma_y - 6\sqrt{t}\end{aligned}\tag{7.6}$$

ここで  $\delta(T)$  は  $T$  度における限界 CTOD 値、 $vE(T+\Delta T)$  は  $T+\Delta T(^{\circ}\text{C})$  における吸収エネルギー、 $t$  は板厚である。またシャルピーエネルギー遷移曲線は文献[7.3]に従い次式で近似した。

$$vE(T) = \frac{vE_{\text{shelf}}}{e^{-b(T-vTE)} + 1}\tag{7.7}$$

ここで  $vE_{\text{shelf}}$  はシャルピー衝撃試験から得られたシェルフエネルギー、 $vTE$  はシャルピー吸収エネルギーの遷移温度、 $b$  は材料定数である。シャルピー衝撃試験の結果より、欠陥が存在する DEPO 部では  $vE_{\text{shelf}} = 150\text{J}$ 、 $b = 0.084$ 、BH シリーズの溶接止端部が存在する Bond 部では  $vE_{\text{shelf}} = 158\text{J}$ 、 $b = 0.070$  となった。(7.7) 式から評価遷移温度を算出し、0 度における必要吸収エネルギー  $vE(0)$  を推定した。

## § 7.3 欠陥の評価

7.2 節に示された手法に従い、欠陥寸法  $a$  をもつ数値モデルにより脆性破壊発生について評価を行った。0 $^{\circ}\text{C}$  における要求靱性値を推定した結果を表 7.2.1 に示す。これと前章 6.3 節の表 6.3.2 で示された素材試験と比較し、安全であるか否かを判断する。ここで欠陥が塑性拘束の影響をどのくらい受けるのかが問題となる。そこで、すべての試験体について等価 CTOD が(7.3)式による場合と、(7.4)式による場合の両方の計算結果を示した。さらに、BH 試験体では梁フランジの両端の溶接止端部から延性亀裂が安定して進展しており、これらが表面亀裂であったことから、これらの延性亀裂に対して、(7.4)式による等価 CTOD を用いて評価を行った。BS-3 試験体では、亀裂が梁フランジを貫通した時点で脆性破壊が発生した。梁の下フランジが延性亀裂の進展により中央に亀裂を持つ平板のようにその形状が変化し、塑性拘束が小さいと考えられたため、この貫通亀裂に対しても(7.4)式による等価 CTOD を用いて評価を行った。表中、Defect は欠陥部(延性亀裂の進展を含めない)の評価、BH シリーズの Crack は梁フランジ端部(前章 6.6 節の図 6.6.5 の End で示される部分)の溶接止端部に生じた延性亀裂深さの計測値を用いた評価、BS シリーズの Crack は延性亀裂が進展し貫通亀裂となった時点の評価を示す。

BH シリーズの欠陥は、有限要素解析結果に見られるように、補強隅肉により不溶着部は内部欠陥となり、かつ欠陥を含む断面が大きくなる。したがって、平均歪は大きくならず、歪集中も著しくない。延性亀裂の成長は 2mm 以内に納まっている。 $vE(0)$  は前章 6.3 節の表 6.3.2 に示された溶着金属の保有靱性値を下回る結果となり脆性破断は起こらないことを示しており、実験結果に対応した評価を与えている。BH シリーズでは、歪集中は、欠陥部より梁フランジ両端の溶接止端部で著しく(前章 6.7 節の図 6.7.4 を参照)、溶接止端部に発生した延性亀裂先端の要求靱性値は欠陥部より高い値を示している。しかし、ここでも保有靱性値を下回る結果となっており、脆性破壊は発生しないという評価となり実験結果と合致した。

表 7.2.1 必要破壊靱性の計算

Specimen	Positions	$\bar{a}$ (mm)	$t_a$ (mm)	$\sigma_y$ (MPa)	$\epsilon$ (%)	$\delta_c$ (mm)	$\delta_{eq}$ (mm)	$\epsilon_{skeleton}$ (%)	T (°C)	$\Delta T_A$ (°C)	$T_{eq}$ (°C)	$vE(0)$ (J)
BH-1	Defect	1.89	41.2	355	1.02	0.062	0.012 0.062	1.02	10	3.06	6.94	0.10 0.81
	Crack	0.91	19.5	355	17.8	0.571	0.114	17.8	10	42.9	-32.9	39.8
BH-2	Defect	3.24	39.9	355	1.02	0.106	0.021 0.106	1.02	10	3.06	6.94	0.18 2.64
	Crack	1.14	19.5	355	17.4	0.697	0.139	17.4	10	42.2	-32.2	75.8
BS-3	Defect	8.00	19.4	355	2.39	0.649	0.130 0.649	2.39	10	7.17	2.83	3.76 > 200
	Crack	50.0	19.4	251	1.17	1.947	0.390	1.17	10	3.51	6.49	> 200
BS-4	Defect	8.87	19.4	355	1.31	0.381	0.076 0.381	1.31	10	3.93	6.07	0.46 > 200

$\bar{a}$ : 亀裂特性寸法       $t$ : 板厚       $\sigma_y$ : 降伏応力       $\epsilon$ : 局所歪  
 $\delta_c$ : 限界 CTOD       $\delta_{eq}$ : 等価 CTOD       $\epsilon_{skeleton}$ : スケルトン歪  
 $T$ : 試験体温度       $\Delta T_A$ : 歪履歴による温度増分       $T_{eq}$ : 参照温度  
 $vE(0)$ : 0°Cにおける吸収エネルギー

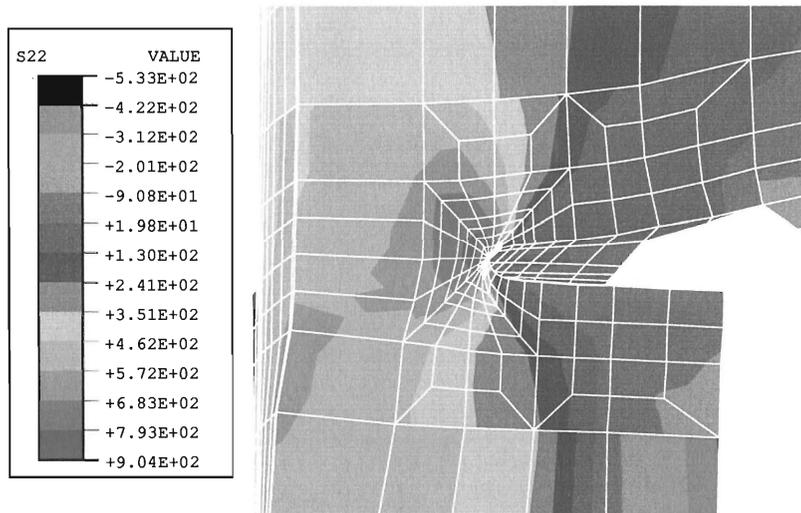


図 7.2.1 梁材軸方向応力分布図(対称軸上の断面)

BS-3 試験体は、欠陥より安定成長した延性亀裂が母材を貫通した後で、脆性破壊により急速に破壊した。BS-4 試験体では、延性亀裂が安定して進展した後、不安定成長し破断に到った。初期欠陥寸法を用いた破壊評価では、2 種の異なる予測が導かれた。欠陥先端の塑性拘束が小さいと仮定した場合、即ち(7.4)式を適用した場合、脆性破壊は起こらないという評価となり、逆に欠陥先端の塑性拘束が大きいと仮定した場合、脆性破壊が発生するという評価となる。しかし有限要素解析によると、欠陥先端は最大荷重時には三軸応力度が高くなっている。図 7.2.1 に示すように、亀裂先端周囲の要素における梁の材軸方向応力は、約  $2.6\sigma_y$  に達している。これらの試験体の塑性拘束は SENB 試験片のものに相当する。それ故、

これらの試験体は脆性破壊を起こす危険性が高いことを示唆する評価となり、このことは実験結果とも一致する。BS-3 の延性亀裂が進展し貫通亀裂となった時の局所歪を変形量から推定して破壊評価を行った場合、塑性拘束が小さいと仮定しても、必要靱性値  $vE(0)$  は材料の破壊靱性値よりも大きい。このことは脆性破壊の発生を示唆しており、実験結果と一致した評価が得られた。なおBS試験体の評価では、(7.7)式の適用範囲を超えたものがある。この場合、(7.6)式の根拠となった文献[7.5]の実験データから  $vE(0)$  が 200J 以上となると推定した。

## § 7.4 結論

梁フランジの歪と梁の部材角の関係から、最大荷重時のスケルトン引張歪の大きさが推定でき、これと有限要素解析から求めた歪がほぼ一致することが確認できたことにより、有限要素解析による応力分布及び歪分布から欠陥の評価を試みた。BH シリーズでは、欠陥部の評価、及び梁フランジ端部の溶接止端部に発生した延性亀裂の評価、いずれの場合も脆性破壊は発生しないということが示され、実験結果に対応した評価が得られた。

BS シリーズの欠陥部の評価でも、欠陥から脆性破壊は起こらないことが示された。さらに BS-3 では、延性亀裂が進展し貫通亀裂となった時点では、脆性破壊の発生を示唆する結果が得られ、実験結果と合致した。BS-4 では、欠陥寸法が大きいため、延性亀裂の進展により荷重が低下したことが、欠陥から脆性破壊を生じなかった理由と考えられる。

本研究が 4 体という限られた試験体数であったため、各種の欠陥の定量的評価は困難であるが、有限要素解析によって実験を再現した結果が得られた。今後、更に評価方法の検討を含めて欠陥を有する各種接合部の靱性に関して実験を行う必要がある。

### «参考文献»

- [6.1] 島貫広志, 豊田政男「建築鉄骨脆性破壊事例の破壊力学的解析」, 鋼構造年次論文報告集, 第 5 巻, 63-70, 1997年
- [6.2] Toyoda, M.: Problems to Materials for Avoiding Failure of Steel Framed Structures under Heavy Earthquake. Document for IIW JWG on Brittle Fracture, Paris, France, April 1998
- [6.3] Shimanuki H.; Toyoda, M.; Hagiwara, Y.: Fracture Mechanics Analysis of Damaged Steel-Framed Structures in Recent Earthquakes. Proc. Int. Conf. Welded Construction in Seismic Areas, Hawaii, U.S.A., pp. 15-26, October 1998
- [6.4] 「溶接継手の脆性破壊発生及び疲労き裂進展に対する欠陥の評価方法」, WES2805-1997, 日本溶接協会, 1997年3月
- [6.5] 「低温用圧延鋼板判定基準」, WES3003-1995 (HPIS B102-1995), 日本溶接協会, 1995年11月

- [6.6] BSI. Guidance on methods for assessing the acceptability of flaws in fusion welded structures. BSI PD 6493, 1991.
- [6.7] 南二三吉, 大畑充, 豊田政男, 有持和茂「破壊靱性試験の構造性能評価へのTransferabilityを考慮した破壊靱性要求-破壊制御設計へのローカルアプローチの展開(第1報)」, 日本造船学会論文集, 第182号, 647-657, 1997年

## 第 8 章 総括

## 第 8 章 総括

本論文は、Northridge 地震、兵庫県南部地震で多数指摘された溶接欠陥を有する接合部について、延性亀裂の発生を実験的および数値解析的に明らかにし、脆性破壊を防止するための欠陥の評価法を確立することを目的とした研究をまとめたものである。

以下に本論文の各章で得られた成果および問題点を総括する。

第 2 章では、これまでになされた脆性破壊の発生に関する研究と延性亀裂発生と予歪の関係に関する研究、及び脆性破壊発生に関する評価手法に関する研究を概観し、今後の研究について論じ、本研究の位置付けを行った。

第 3 章では、構造物の溶接接合部に於ける亀裂破壊と類似の現象を再現し、亀裂の発生から破断に至るメカニズムを明確化することを目的として、溶接接合部の最も単純な形態である 2 枚の鋼板からなる溶接 T 継手に引張と曲げを与える複合載荷実験を行った。特に試験体主材内の予歪が試験体の亀裂の発生進展及び破断挙動に及ぼす影響を調査することを目的として、予備実験として主材に曲げ予歪及び引張予歪を与えた。また試験体温度が破壊性状に及ぼす影響を確認する為に、試験体温度 0°C のもとで複合載荷実験を行った。さらに有限要素解析を用いて亀裂発生点の歪状態から予歪の影響を調査すると共に、亀裂発生歪が材料の一樣伸びに支配されることについて検証した。実験と有限要素解析の結果を、破断状況、変形能力および溶接止端部あるいは疲労亀裂先端近傍が受けた歪の観点から考察して、以下のよう結論を得た。

- 1) 予歪を与えた試験体では、初期の亀裂進展速度が速い時に、両止端部より延性亀裂が進展し、一方が延性破壊を起こす直前で、他方が脆性破壊に移行する傾向が現れていた。
- 2) 引張予歪を受けた試験体では、亀裂発生点の相違は殆ど認められず、全ての試験体で亀裂発生点は  $\sin\theta \approx 0.12$  であった。これはリブプレート溶接前に引張予歪を与えたため、溶接熱影響により材料の伸び能力が回復したためと考えられる。このことは、破断状況が延性的であったことから言える。
- 3) 引張予歪を受けた試験体の解析結果から、試験体挙動は材料定義に於ける応力-歪関係に依存し、その関係を適当に設定することで試験体挙動を再現できる。また予歪無し試験体に比べて歪集中が大きいことが確認された。
- 4) 引張予歪を受けたことによる加工硬化により初期剛性は上昇したが、継手の変形性能及び最大耐力は低下した。曲げ予歪による影響は殆ど見られないが、溶接部が引張の予歪を受けた試験体の方が僅かに最大耐力及び変形性能が高く現れた。
- 5) 曲げ予歪を受けた試験体の亀裂発生点は pbbw-c 及び pbbw-t の場合  $\sin\theta \approx 0.12$ 、pbaw-c の場合  $\sin\theta \approx 0.08$ 、pbaw-t の場合  $\sin\theta \approx 0.10$  近傍であった。有限要素解析から亀裂発生点における止端部周囲の歪が材料の一樣伸びに達していることが確認された。
- 6) 試験体温度 0°C に於ける実験では、何れの板厚でも H- $\sin\theta$  関係上は常温下の結果と同一の曲線を辿

ったが、22mm 試験体では破壊時の変形量は小さくなり、破断形態は脆性的となった。26mm 試験体でも破壊形態は脆性であったが、変形量は大きくなった。これらのことから、試験体温度は 0 度でも延性から脆性への破壊形態の移行に寄与するが、変形性能への影響は認められない。

- 7) 止端部に欠陥を有する全試験体では、一方の溶接部が延性破壊、他方が脆性破壊となり、それらが同時進行する破断形態が確認された。実験では止端部に予め疲労亀裂が存在していたことにより延性亀裂が両疲労亀裂先端部から板厚中央部付近までは均等に進展しており、このことから破断直前で破壊形態が分岐したことが明らかとなった。

第 4 章では第 3 章と同様の目的で、試験体の主材両端部を固定し、リブプレートに往復荷重あるいは単調引張荷重を載荷する実験を行った。実験と有限要素解析の結果を、破断状況、耐力および溶接止端部あるいは疲労亀裂先端近傍の歪分布・応力分布の観点から考察して、以下のような結論を得た。

- 1) 疲労亀裂により耐力が低下する傾向が見られた。ただし SS400 材 26mm の試験体は疲労亀裂が深い試験体ほど耐力が高くなる結果となった。これは SS400 材に使用した溶着金属の破面遷移温度が高かったため、破壊が脆性的になりやすかったと考えられる。
- 2) 往復荷重を受けた疲労亀裂を有する試験体で、破断形態が一方延性・他方脆性破壊で破断した試験体では、いずれの試験体も疲労亀裂の長い方が脆性破壊を起こし、短い側が延性破壊となっている。疲労亀裂から延性亀裂が進展したが、最終的に亀裂の深い方に応力が集中し脆性破断に到ったと考えられる。
- 3) 単調荷重を受けた場合は延性亀裂が成長し、そのまま破断に到っている。欠陥寸法が大きい場合、延性亀裂の進展により荷重が低下したことが、欠陥から脆性破壊を生じなかった理由と考えられる。
- 4) 単調荷重を受けた板厚 26mm の 1 体のみ十分な塑性変形をせずに脆性破壊へ移行しているが、破面の分布形状では、他の同等の疲労亀裂深さをもつ試験体との相違は見られなかった。この試験体の場合、脆性破壊発生点は板幅方向の中央部ではなく、端部よりに存在した比較的大きな金属粒子であったことから、材料の不均一が脆性破壊の発生の原因となったと考えられる。
- 5) 疲労亀裂を有する試験体に対する解析で応力・歪分布を調べたところ、疲労亀裂が深くなるに従って、応力・歪とも大きくなる傾向が見られた。特に 3.0mm から 4.5mm になるときに大きな差が見られた。

第 5 章では第 3 章及び第 4 章の荷重方法による疲労亀裂を有する溶接 T 継手試験体について、破壊評価線図(FAD)をもとに破壊評価を行った。引張を受ける部材を対象とし、大規模降伏と大変形までは検討されていない FAD 手法の適合性を改善するために必要な問題点を見出すために、実験と数値解析結果を用いて、できる限り PD6493 で推奨されている手法に従い、適宜、仮定を導入して評価を行った。さらに非線形有限要素解析を用いて実験を数値的に再現し、数値解析のみで破壊評価を行った。以下に本章で行った評価で得られた結果及び問題点をまとめる。

- 1) 疲労亀裂を有する溶接 T 継手の実験結果に対する破壊評価は、大きな塑性変形をした後に継手が破断した場合、かなり安全側となる。十分な靱性を示さずに破断に到った 1 体の実験結果については、破

壊評価曲線に近いことが明らかとなった。

- 2) SENB 試験体の亀裂先端では溶接 T 継手の表面亀裂の先端と比較して塑性拘束がかなり大きい。そのため算出された  $K_r$  値は大きくなりすぎ、終局破壊における脆性破壊の影響を過大評価することになる。
- 3) 有限要素解析結果は評価曲線の一つと一致するが、FAD における実験結果とは一致しない。
- 4) 靱性の高い構造物に対して FAD を適用するには、2 つの問題を考慮する必要がある。第 1 に、延性亀裂の進展の影響を実験と数値解析結果の破壊評価に含める必要がある。第 2 に、限界  $J$  積分値に塑性拘束の影響を含める必要がある。

第 6 章では梁フランジ溶接接合部に欠陥を有する実大柱梁接合部の部分架構の繰返し载荷実験を行った。実験と有限要素解析の結果を、破断状況、変形能力および欠陥近傍が受けた局所歪の観点から考察して、以下のような結論を得た。

- 1) BH シリーズの欠陥形態は内部欠陥であり、欠陥を含む面に十分な断面積を有するので、荷重の繰返しと共に亀裂は安定成長するが、 $1/6$  以上の回転角に達しても破断には到らなかった。
- 2) 有限要素解析から、BH シリーズでは補強隅肉溶接により欠陥部の平均歪が小さくなり、歪集中が緩和されていたことが明らかとなった。
- 3) マイクロビッカース硬度試験から推定された梁フランジの終局歪の検討から、本実験に用いた試験体は大きな歪を受けても安定した変形能力を発揮できることが明らかとなった。
- 4) 本実験では予定した欠陥寸法が得られなかったため、変形性能およびモーメント上昇率は十分に大きく、部分溶込溶接であっても断面積を確保すれば、安定した耐力が発揮できる結果となった。
- 5) BS シリーズは溶接ルートの欠陥であり、欠陥への応力集中が著しいために、延性亀裂の成長が BH シリーズの場合に比べて遥かに早くなり、脆性破壊を誘発する結果となった。

第 7 章では、有限要素解析による歪分布をもとに、日本溶接協会規格 WES2805 及び WES3003 を基に CTOD デザインカーブを用いて接合部の保有靱性値を算出し、要求靱性値と比較することにより欠陥の評価を行った。溶接欠陥による脆性破壊の危険性が、接合部と载荷状態が適当な数値モデルで再現できる場合、破壊力学アプローチによって予測できることを明らかにした。以下に評価で得られた結果及び問題点をまとめる。

- 1) BH シリーズでは、欠陥部の評価、及び梁フランジ端部の溶接止端部に発生した延性亀裂の評価、いずれの場合も脆性破壊は発生しないということが示され、実験結果に対応した評価が得られた。
- 2) BS シリーズの欠陥部の評価では、欠陥から脆性破壊は起こることが示唆され、実験結果に対応した評価が得られた。
- 3) BS-3 の延性亀裂が進展し貫通亀裂となった時点の評価では、脆性破壊の発生を示唆する結果が得られ、実験結果と合致した。
- 4) 延性亀裂の進展を考慮する場合としない場合で評価結果が異なった。脆性破壊が延性亀裂の進展後に生じることから、亀裂の進展をどのように考慮するかが問題となる。

- 5) 欠陥における塑性拘束の影響の有無により評価が分かれる場合が生じる。今後、塑性拘束の影響について定義式を検討する必要がある。
- 6) BS 試験体のような大きな欠陥の評価では、シャルピーエネルギー遷移曲線の定義式では適用範囲を超える場合がある。今後、この式を適用するもとなった WES3003 に示されるシャルピー吸収エネルギーと限界 CTOD との相関関係を更に検討する必要がある。

## 謝辞

熊本大学の卒業研究として本研究に着手して以来、熊本大学名誉教授 黒羽啓明 博士（現 熊本工業大学教授）、熊本大学教授 牧野雄二 博士には常に懇切なご指導、ご助言を賜りました。ここに深く感謝の意を表します。

本論文の審査委員として審査を賜りました、熊本大学教授 三井宜之 博士、同大学教授 大津政康 博士、同大学教授 小田 勇 博士ならびに同大助教授 村上 聖 博士には、適切なご指導、ご批判を賜り、感謝申し上げます。また本研究を進めるにあたり、熊本大学教授 小川厚二 博士、同大助教授 越智健之 博士、同大助教授 山成 實 博士には、適切なご助言を賜りました。ここに感謝の意を表します。

予備実験としての疲労試験を行うにあたり、多大なご協力をいただきました有明工業高等専門学校教授 原田克身 博士に厚く御礼申し上げます。また本学における実験の準備、実行にあたり数々のご協力を賜りました熊本大学技官 林田正信 氏、博陽工業(株) 角 毅 四郎 氏に御礼申し上げます。

FAD による評価手法につきまして、中華人民共和国 清華大学教授 王 波 博士には、熊本大学との共同研究の中で、本手法の有効性を示唆いただき、貴重なご意見を賜りました。ここに深く感謝申し上げます。また破壊力学的手法による欠陥の評価につきまして懇切丁寧なご指導を賜りました大阪大学教授 豊田政男 博士、同大学助教授 南 二三吉 博士、新日本製鐵(株) 島貫 広志 博士に深く感謝申し上げます。

本研究に関連した卒業研究あるいは修士課程における研究として共に実験と解析を行いました小出裕二 氏(現 鹿島建設(株))、原田史郎 氏(現 東急建設(株))、鷺見恭子 氏(現 (株)日本プロセス)、富田匡俊 氏(現 (株)構造設計集団 SDG)、安武正憲 氏(現 KCS)、山下優子 氏(現 (株)小西忠徳設計事務所)、岩下勉 氏(現 有明工業高等専門学校)、木内智子 氏(現 熊本大学大学院)には心より御礼申し上げます。また、熊本大学 牧野研究室、黒羽研究室の同輩及び後輩諸氏、その他、本研究に関連して、ご支援、ご協力いただいた多くの方々に御礼申し上げます。

末筆ながら、著者を常に影で支えてくれた妻 一恵に感謝します。

## 付録

## 付録

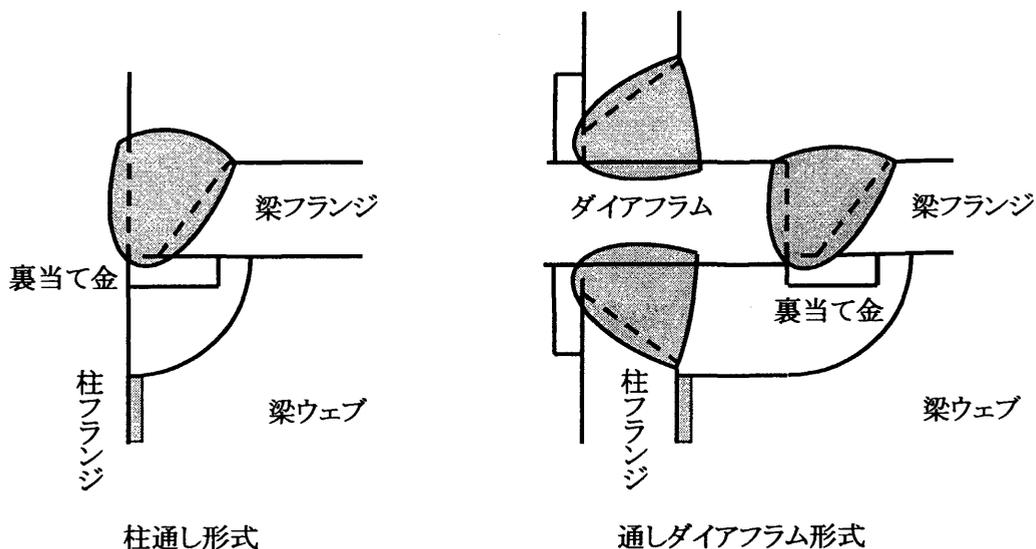
### § A1. 改良スカラップ工法とノンスカラップ工法 [A1.1]

スカラップは、裏当金を貫通させて完全溶込溶接をすることにより、溶接線が交差することによる割れなどの溶接欠陥や、多重溶接の入熱による接合部の材質劣化を避けるために設けられる。柱梁接合部の梁端を溶接接合する場合、一般に梁端のウェブに貝殻状の切欠きとなるスカラップを設ける。

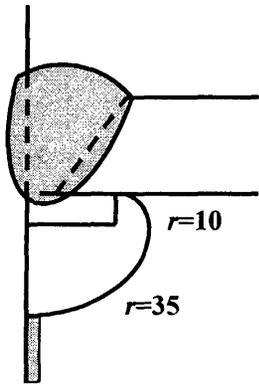
震災以降、多くの実大柱梁接合部の繰返し実験[A1.2]が行われ、従来型のスカラップ(図A1.1参照)から進展した延性亀裂が脆性破壊へ移行する現象が確認された。柱梁接合部にスカラップを設けた場合、地震などの過大な荷重を受けたときに応力が大きくなる部分に断面欠損を生じていることになり、下フランジ側ウェブに設けられたスカラップ底に歪が集中することにより延性亀裂が発生・進展し、脆性破断に到る場合もある。

そこでスカラップ底への応力集中あるいは歪集中を緩和させる形状に改良した改良スカラップ工法(図A1.2, A1.4)が提案された。上記の実験では、この改良による効果が立証された。

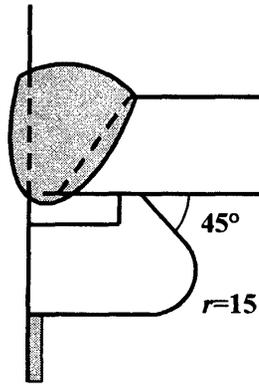
また現在では、建築構造用鋼材、溶接技術や溶接材料が向上し、溶接欠陥の発生や材質劣化が抑えられるようになってきており、溶接線の交差しても問題にはならなくなっている。そこで、スカラップを設けずに溶接施工するノンスカラップ工法(図A1.3, A1.5)が提案された。ノンスカラップ工法では裏当金の一部省略、あるいはウェブによる裏当金の分断というディテールとなり、フランジとウェブの交差部に融合不良などの溶接欠陥を生じる可能性が高くなるが、上記実験では梁端の力学性能が飛躍的に向上することが報告されている。



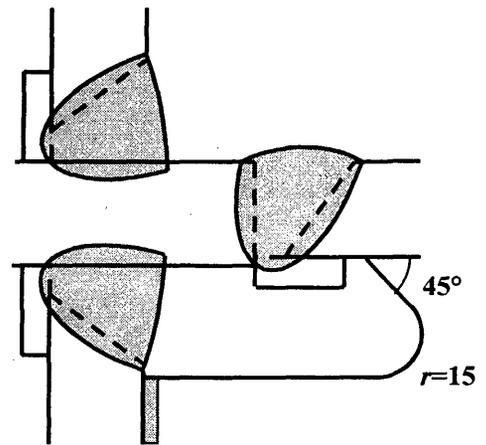
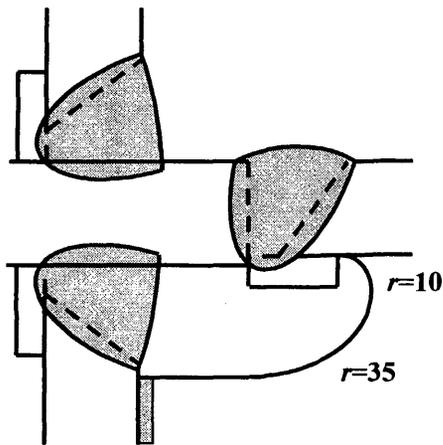
図A1.1 スカラップ工法(従来型)



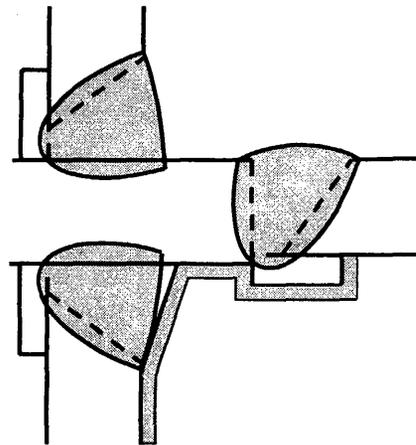
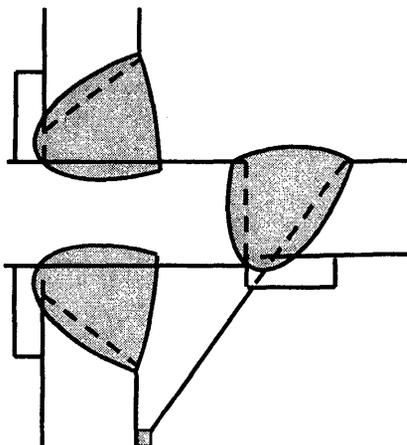
図A1.2 改良スカラップ工法



図A1.3 ノンスカラップ工法



図A1.4 改良スカラップ工法



図A1.5 ノンスカラップ工法

## § A2. 延性亀裂発生条件に関する提案式

延性亀裂は三軸応力度の高い部分で、介在物等を核としてマイクロボイドが形成され、それが成長合体して生じるものとされている。丸棒の三軸応力度 $\sigma_{tri}$ は次式で定義される。

$$\sigma_{tri} = \frac{\sigma_h}{\sigma_{eq}} \quad (A2.1)$$

$$\text{ただし } \sigma_H = \frac{1}{3}(\sigma_z + \sigma_r + \sigma_\theta)$$

$$\sigma_{eq} = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_z - \sigma_r)^2 + (\sigma_r - \sigma_\theta)^2 + (\sigma_\theta - \sigma_z)^2 + 6\tau_{zr}^2}$$

ここで $\sigma_H$ は静水圧応力、 $\sigma_{eq}$ はMisesの相当応力、 $\sigma_z$ は丸棒材軸方向の垂直応力、 $\sigma_r$ は径方向の垂直応力、 $\sigma_\theta$ は周方向の垂直応力、 $\tau_{zr}$ はzr方向の剪断応力である。桑村らは円周切欠きを有する丸棒の引張実験と有限要素解析を用いて、延性亀裂の発生が、外的要因から生じる三軸応力度と歪、および内的要因としての材料固有の特性である真一様伸びの3種のパラメータに支配されていることを示し、以下のような真一様伸びと三軸応力度による延性亀裂発生条件式を提案した[A2.1]。

$$\sqrt{\frac{e_c}{e_u}} \cdot \sigma_{tri-peak} = 1 \quad (A2.2)$$

ここで、 $e_c$ は延性亀裂発生歪、 $e_u$ は真一様伸び、 $\tau_{tri-peak}$ は切欠き底を通る断面内の三軸応力度のピーク値である。さらに、実験における延性亀裂発生点に三軸応力度と平均真歪の関係から、三軸応力度のピーク値が1.0前後であり、(A2.2)式から延性亀裂発生歪は真一様伸びの前後の値となることを示した。

また延性亀裂は微視的にはマイクロボイドの発生や合体によって発生するが、Wangらは、ボイドや微小な亀裂は内部に均等に分布しているとして材料の損傷をモデル化した連続体損傷理論を用いて、延性亀裂の発生を予測した[A2.2]。

損傷進展率 $\dot{D}$ は散逸ポテンシャル $\varphi^*$ と損傷歪エネルギー開放率 $y$ を用いて、次のように表わさる。

$$\dot{D} = -\frac{\partial \varphi^*}{\partial y} \quad (A2.3)$$

$$\text{ただし } \varphi^* = \frac{S_0}{s_0 + 1} \left(\frac{-y}{S_0}\right)^{s_0 + 1} \dot{\epsilon} \quad (A2.4)$$

$$\dot{\epsilon} = \sqrt{\frac{2}{3} \dot{\epsilon}_p : \dot{\epsilon}_p}$$

ここで $S_0, s_0$ は材料定数であり、 $\epsilon_p$ はGreen-Lagrange塑性歪テンソルである。損傷歪エネルギー開放率は次のように表される。

$$-y = \frac{\sigma_{eq}^2}{2E(1-D)} \left[ \frac{2}{3}(1+\nu) + 3(1-2\nu) \left(\frac{\sigma_H}{\sigma_{eq}}\right)^2 \right] \quad (A2.5)$$

ここで $\nu$ はポアソン比、 $E$ は弾性係数である。

3次元の場合、Ramberg-Osgood 硬化則から累積塑性歪  $e$  は次式となる。

$$e = \left[ \frac{\sigma_{eq}}{(1-D)K} \right]^M \quad (\text{A2.6})$$

ここで、 $M$  は材料による硬化指数、 $K$  は材料定数である。式(A2.3)から式(A2.6)をまとめると次式になる。

$$\dot{D} = \left( \frac{K^2}{2ES_0} \left[ \frac{2}{3}(1+\nu) + 3(1-2\nu) \left( \frac{\sigma_H}{\sigma_{eq}} \right)^2 \right] e^{\frac{2}{M}} \right)^{S_0} \dot{e} \quad (\text{A2.7})$$

三軸応力度は時間に対して一定であるので、損傷を開始する時の歪を  $e_D$  とすれば、 $e < e_D$  のとき  $D=0$  となる。式(A2.7)を積分すると次式となる。

$$D = \left( \frac{K^2}{2ES_0} \left[ \frac{2}{3}(1+\nu) + 3(1-2\nu) \left( \frac{\sigma_H}{\sigma_{eq}} \right)^2 \right] \right)^{S_0} \frac{M}{2s_0 + M} \left( e^{\frac{2s_0+M}{M}} - e_D^{\frac{2s_0+M}{M}} \right) \quad (\text{A2.8})$$

破壊時の損傷を示す固有値  $D_c$  に対応する三軸応力度の関数として、破壊時の歪を  $e_R$  とおくと、

$$D_c = \left( \frac{K^2}{2ES_0} \left[ \frac{2}{3}(1+\nu) + 3(1-2\nu) \left( \frac{\sigma_H}{\sigma_{eq}} \right)^2 \right] \right)^{S_0} \frac{M}{2s_0 + M} \left( e_R^{\frac{2s_0+M}{M}} - e_D^{\frac{2s_0+M}{M}} \right) \quad (\text{A2.9})$$

大変形を生じた場合、通常、硬化指数  $M$  はかなり高い値を示す。 $s_0$  はおよそ 1 であり、 $(2s_0+M)/M \approx 1$  となる。 $e_D/e_R$  は三軸応力度に依存し、1次元の場合と同様であると仮定すると、

$$\frac{e_D}{e_R} = \frac{\varepsilon_D}{\varepsilon_R} \quad (\text{A2.10})$$

ここで  $\varepsilon_D$ 、 $\varepsilon_R$  は、それぞれ 1次元の損傷開始時の歪と破壊時の歪である。三軸応力度は  $1/3$  となり  $e_R$  は式(A2.9)から、

$$e_{R|_{\frac{\sigma_H}{\sigma_{eq}} = \frac{1}{3}}} = \varepsilon_R = \frac{2ES_0 D_c}{K^2 \left( 1 - \frac{\varepsilon_D}{\varepsilon_R} \right)} \left[ \frac{2}{3}(1+\nu) + 3(1-2\nu) \left( \frac{1}{3} \right)^2 \right]^{-S_0} = \frac{2ES_0 D_c}{K^2 \left( 1 - \frac{\varepsilon_D}{\varepsilon_R} \right)} \quad (\text{A2.11})$$

式(A2.9)から式(A2.11)より、破壊時の歪は次式となる。

$$p_R = \varepsilon_R \left[ \frac{2}{3}(1+\nu) + 3(1-2\nu) \left( \frac{\sigma_H}{\sigma_{eq}} \right)^2 \right]^{-S_0} \quad (\text{A2.12})$$

ここで、 $S_0=1$  と仮定した。上式は、延性亀裂の発生が三軸応力度と相当塑性歪に支配されることを示している。ボイドや微小亀裂は、三軸応力度が最大となる位置に発生する。即ち、延性亀裂が発生したとき、三軸応力度はその最大値  $\sigma_{tri-peak}$  となり、歪は対応する相当塑性歪  $(e_R)_p$  となる。ここで  $\varepsilon_R = \varepsilon_u$  (一様伸び) と仮定すると、溶接構造物の延性亀裂発生に関する損傷基準は、一般構造用鋼材のポアソン比 0.3 を代入して次式で表すことができる。

$$(e_R)_p = \varepsilon_u \{ 0.867 + 1.2 \sigma_{tri-peak}^2 \}^{-1} \quad (\text{A2.13})$$

### § A3. BSI PD6493: 1991のLevel 1アプローチとCTOD設計曲線との相関 [A3.1]

破壊評価線図(FAD)を用いた欠陥評価手法は、以下の式ように、脆性破壊と塑性崩壊に関する 2 つのクライテリアからなり、破壊評価線図によって 2 つの相関を示す。

$$K_r = \frac{K}{K_c} \quad (\text{A3.1})$$

$$S_r = \frac{\sigma_n}{\sigma_f} \quad (\text{A3.2})$$

ここでは  $K_r$  は破壊パラメータ、 $K$  は応力拡大係数、 $K_c$  は材料の破壊靱性であり、 $S_r$  は塑性崩壊パラメータ、 $\sigma_n$  は有効断面応力、 $\sigma_f$  は流動応力である。

$K_{Ic}$ (或いは J 値に相当する K 値)が用いる場合、 $K$  の比は次式で定義される。

$$K_r = \frac{K_I}{K_{\text{eff}}} \quad (\text{A3.3})$$

ここで  $K_I$  はモード I の応力拡大係数、 $K_{\text{eff}}$  は有効応力拡大係数である。 $K_r$  を CTOD 値に置換ると、

$$\sqrt{\delta_r} = \sqrt{\frac{\delta_1}{\delta_{\text{crit}}}} \quad (\text{A3.4})$$

ここで  $\delta_1$  は CTOD 設計曲線の改良された次式から得られた作用 CTOD である。

$$\delta_1 = \frac{K_I^2}{\sigma_y E} \quad \text{for } \sigma_1/\sigma_y \leq 0.5 \quad (\text{A3.5})$$

$$\text{ただし } \frac{\sigma_1}{E} = \varepsilon_1, \quad \varepsilon_1 = \frac{1}{E} [k_t(P_m + P_b)] + S$$

ここで  $\varepsilon_1$  は最大歪、 $k_t$  は応力集中係数、 $P_m$  は膜応力、 $P_b$  は曲げ応力、 $S$  は温度応力や残留応力などの 2 次的な応力である。 $\varepsilon_1$ (即ち  $\sigma_1$ ) は全応力の最大値が断面に一様に作用するという仮定によって、残留応力、曲げ応力、応力集中を考慮している。本論、第 2 章の式(2.1)とは異なり、上式には亀裂寸法に対する 2 という安全率は含まれていない。改良されたアプローチでは、この安全率を FAD の式の中に組み入れており、 $\sigma_1/\sigma_y \leq 0.5$  に対して  $\sqrt{\delta_r} = 1/\sqrt{2}$  の位置における水平線となる(本論、第 2 章の図 2.2.1 参照)。応力の高い部分に対して、評価曲線は CTOD 設計曲線の経験的な部分から定義される。

$$\delta_1 = \frac{K_I^2}{\sigma_y E} \left( \frac{\sigma_y}{\sigma_1} \right)^2 (\frac{\sigma_1}{\sigma_y} - 0.25) \quad \text{for } \sigma_1/\sigma_y > 0.5 \quad (\text{A3.6})$$

改良 CTOD 設計曲線では最大応力の比  $S_r$  という形で安全側の破壊評価を行う。Level 1 に対して、 $S_r$  は式(2.4)で定義される。式(A3.6)では、限界荷重近傍において危険側に評価されるので  $S_r$  の値を 0.8 までに制限している。

《参考文献》

[A1.1] 「鉄骨工事技術指針」, 日本建築学会, 1996年2月

[A1.2] 「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」,  
日本建築学会近畿支部鉄骨構造部会, 1997年7月

[A2.1] 桑村仁, 山本恵市 「三軸応力状態における構造用鋼材の延性き裂発生条件」, 日本建築学会構  
造系論文集, 第 477 号, 129-135, 1995 年 11 月

[A2.2] Wang, B., Kurobane, Y. and Makino, Y.: Damage Criterion and Modified CEGB Approach for  
Welded T-joints, 鋼構造論文集, 第 4 巻, 第 13 号, pp. 1-8, 1997 年 3 月

[A3.1] Anderson, T.L.: Fracture Mechanics - Fundamentals and Applications – Second Edition, CRC Press,  
1995