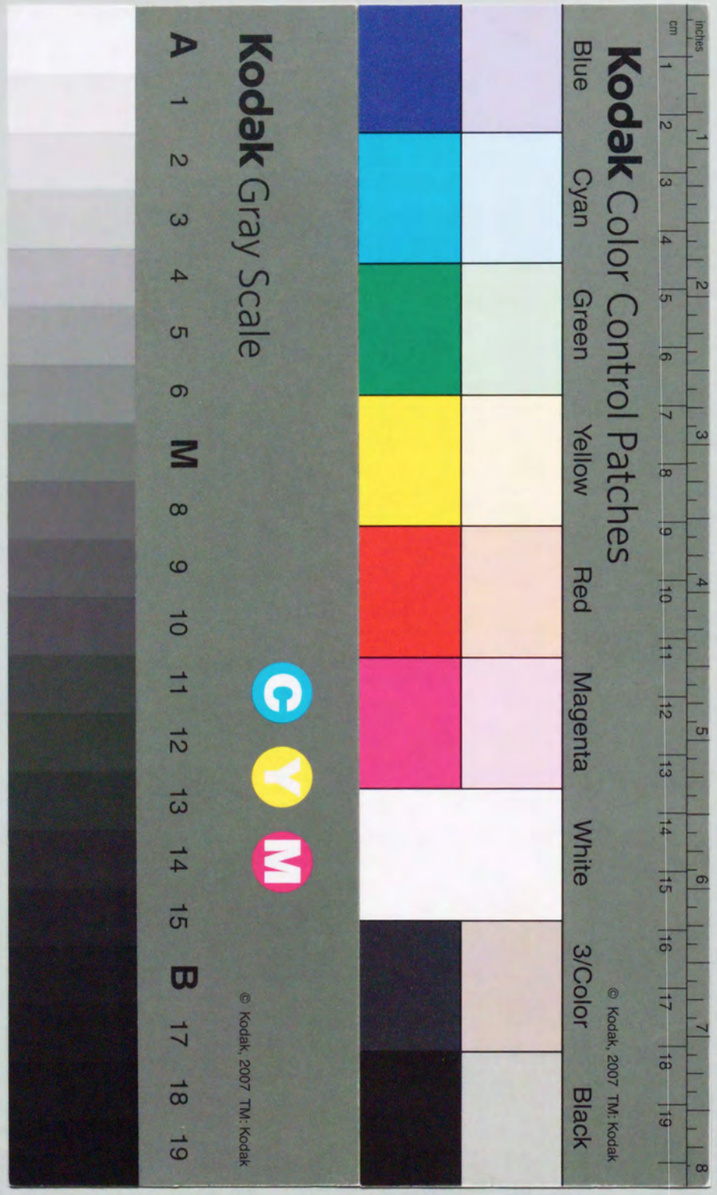
OUKA
The University of Osaka
Institutional Knowledge Archive

Title	建築鉄骨の激震下における脆性破壊性能評価法の構築とその展開
Author(s)	島貫, 広志
Citation	大阪大学, 2001, 博士論文
Version Type	VoR
URL	https://doi.org/10.11501/3184364
rights	
Note	

The University of Osaka Institutional Knowledge Archive : OUKA

https://ir.library.osaka-u.ac.jp/

The University of Osaka



建築鉄骨の激震下における
脆性破壊性能評価法の構築とその展開

平成 12 年 10 月

島 貫 広 志

建築鉄骨の激震下における
脆性破壊性能評価法の構築とその展開

平成 12 年 10 月

島 貫 広 志

目次

第1章　緒論 …… 1

1.1　研究の背景と目的 …… 1

1.2　建築鉄骨の脆性破壊事例 …… 3

1.2.1　ノースリッジ地震における建築鉄骨の脆性破壊事例 …… 3

1.2.2　兵庫県南部地震における建築鉄骨の脆性破壊事例 …… 6

1.2.3　各破壊事例の特徴と比較 …… 10

1.2.4　実大柱梁接合部試験体の繰返し載荷試験による脆性破壊事例 …… 10

1.3　建築鉄骨の脆性破壊防止策の現状 …… 12

1.4　鋼構造物の脆性破壊評価に関する既存手法と建築鉄骨への適用上の課題 …… 13

1.5　本論文の構成 …… 15

参考文献 …… 18

第 2 章　建築鉄骨の脆性破壊性能評価法の考え方と課題 …… 20

2.1　緒言 …… 20

2.2　建築鉄骨における脆性破壊の特徴 …… 20

2.3　建築鉄骨の脆性破壊性能評価の基本的考え方と本論文で取り上げる課題 …… 20

参考文献 …… 25

第 3 章　応力集中部からの延性き裂発生特性に関する検討 …… 26

3.1　緒言 …… 26

3.2　円周切欠き付丸棒試験による延性き裂発生試験 …… 27

3.2.1　供試鋼 …… 27

3.2.2　円周切欠き付丸棒試験片 …… 28

3.2.3　実験方法 …… 28

3.2.4　延性き裂発生の定義 …… 29

3.3　FEM 解析を用いた延性き裂発生特性の評価 …… 30

3.3.1　FEM による静的解析を用いた延性き裂発生特性評価 …… 30

3.3.1.1　FEM による円周切欠き丸棒試験の解析 …… 30

3.3.1.2　FEM 解析に基づいた延性き裂発生限界の決定手法 …… 31

3.3.1.3　延性き裂発生限界に及ぼす応力三軸度の影響 …… 32

3.3.2　FEM による動的解析手法の検討 …… 34

3.3.2.1　FEM による動的解析の方法 …… 34

3.3.2.2　平滑丸棒引張試験結果を用いた FEM による動的解析の妥当性検証 …… 36

3.3.3　動的延性き裂発生特性に及ぼす材料の応力－歪関係の影響とその特性評価 …… 39

3.3.3.1 円周切欠き付丸棒試験の FEM による動的解析 …… 39
3.3.3.2 動的 FEM 解析結果 …… 39
3.3.3.3 円周切欠き付丸棒試験片の応力三軸度と相当塑性歪の関係に及ぼす負荷速度の影響 …… 41
3.3.3.4 延性き裂発生限界に及ぼす負荷速度の影響 …… 43
3.3.3.5 延性き裂発生特性に及ぼす応力－歪関係の影響 …… 43
3.4 柱梁接合部の延性き裂発生限界の検討 …… 44
3.4.1 解析モデル …… 44
3.4.2 スカラップ底部の延性き裂発生限界の推定 …… 47
3.4.3 柱梁接合部の延性き裂発生限界変形角 …… 49
3.5 結言 …… 50
参考文献 …… 51

第 4 章 CTOD 設計曲線の歪勾配を持つ部分への適用性の検討 …… 53
4.1 緒言 …… 53
4.2 応力集中部のき裂に対する CTOD 設計曲線の適用性の検討 …… 53
4.2.1 CTOD 設計曲線 …… 53
4.2.2 FEM 解析における CTOD の定義 …… 54
4.2.2.1 解析モデル …… 54
4.2.2.2 解析結果 …… 56
4.2.2.3 き裂先端の要素寸法 …… 59
4.2.3 FEM 解析による応力集中を持つモデルの解析 …… 59
4.2.3.1 解析モデル …… 59
4.2.3.2 解析方法 …… 61
4.2.4 CTOD 設計曲線の適用性 …… 61
4.2.4.1 CTOD と評価歪の関係 …… 61
4.2.4.2 歪集中部のき裂による歪分布の変化 …… 62
4.2.4.3 CTOD 設計曲線の適用限界 …… 66
4.3 .CTOD 設計曲線の建築鉄骨構造への適用（複雑な歪分布を持つ構造物モデル） …… 68
4.3.1 解析方法 …… 68
4.3.1.1 静的解析 …… 68
4.3.1.2 動的解析 …… 72
4.3.2 歪分布場での CTOD 設計曲線の適用性 …… 73
4.3.2.1 評価に用いる歪の定義 …… 73
4.3.2.2 降伏比の影響 …… 76
4.3.2.3 動的負荷の影響 …… 77

4.4 柱梁接合部のき裂の CTOD 評価への応用 …… 79
4.4.1 検討に用いた柱梁接合部の形状と解析モデル …… 79
4.4.2 柱梁接合部の歪集中係数 …… 82
4.5 結言 …… 86
参考文献 …… 87

第 5 章 脆性破壊に及ぼす圧縮・引張繰返し負荷の影響 …… 88
5.1 緒言 …… 88
5.2 圧縮・引張繰返し負荷による延性き裂の進展と脆性破壊 …… 90
5.2.1 供試鋼 …… 90
5.2.2 繰返し 4 点曲げ試験 …… 95
5.2.3 脆性破壊限界に及ぼす繰返し負荷の影響 …… 98
5.2.4 脆性破壊限界に及ぼす初期き裂形状の影響 …… 100
5.2.5 繰返し負荷による延性き裂成長挙動 …… 101
5.2.6 繰返し負荷によるき裂先端部の歪履歴 …… 103
5.2.7 繰返し負荷による延性き裂の進展とその破壊靭性への影響 …… 105
5.3 柱梁接合部の繰返し動的負荷による温度上昇量の検討 …… 109
5.3.1 単調負荷によるき裂部の温度上昇 …… 109
5.3.2 温度上昇の簡易推定方法 …… 112
5.3.2.1 塑性仕事量と温度上昇 …… 112
5.3.2.2 繰返し負荷による温度上昇の推定 …… 113
5.4 結言 …… 115
参考文献 …… 116

第6章 破壊性能評価法による破壊事例の解析 …… 117
6.1 緒言 …… 117
6.2 建築鉄骨の破壊限界評価法の提案 …… 117
6.2.1 基本コンセプト …… 117
6.2.2 等価 CTOD の算定 …… 120
6.2.3 等価温度の算定 …… 122
6.2.3.1 歪速度の影響 …… 122
6.2.3.2 塑性変形による発熱による影響 …… 123
6.2.3.3 塑性変形による靭性劣化の影響 …… 124
6.2.4 破壊靭性値δc とシャルピー吸収エネルギーvE との相関 …… 125
6.3 破壊限界評価法の特徴 …… 126
6.3.1 き裂寸法と発熱の影響 …… 126

6.3.2 鋼材靭性と温度に及ぼす負荷履歴の影響 …… 128
6.4 破壊事例解析 …… 129
6.4.1 兵庫県南部地震によるスカラップからの破壊事例の解析 …… 129
6.4.2 ノースリッジ地震による柱梁溶接部での破壊事例解析 …… 134
6.4.3 実大載荷試験による破壊事例の解析 …… 137
6.5 結言 …… 138
参考文献 …… 139

第 7 章 柱梁接合部に使用する鋼材及び溶接部の必要破壊靭性の考え方 …… 141
7.1 緒言 …… 141
7.2 接合部モデル試験結果 …… 141
7.3 接合部モデル試験の FEM 解析 …… 143
7.4 接合部モデル試験の破壊限界強度評価 …… 145
7.5 材料の応力－歪関係の破壊性能に及ぼす影響の検討 …… 149
7.5.1 鋼材の応力－歪関係モデル …… 149
7.5.2 接合部の破壊強度と破壊靭性の関係に及ぼす応力－歪関係の影響 …… 150
7.6 結言 …… 155
参考文献 …… 155

第 8 章 総括 …… 157

謝辞 …… 160

本研究に関連する公表論文 …… 161

第 1 章 緒論

1.1 研究の背景と目的

6000 人を超す犠牲者を出す大惨事となった兵庫県南部地震では，激震により鉄骨造建物にも多大な被害をもたらした．特に，多数のビルの鉄骨で接合部や部材そのものが，鉄骨構造の終局状態として考慮されていない脆性破壊により破断し，鉄骨構造関係者に予想外とも言える衝撃を与えた．鋼材の脆性破壊による構造物の破壊事故は，これまで船舶，海洋構造物，タンク等など，繰返し負荷を受け疲労き裂の発生が懸念される構造物や鋼材破壊靭性が低下する低温環境下で使用される構造物で多くの事例が経験されている．こうした事故の経験から，破壊力学を応用した脆性破壊防止技術が研究され，構造物の破壊に対する安全性が向上してきた．一方，鉄骨造建物については，それらが多数建造されるようになってから兵庫県南部地震やノースリッジ地震以前には，大きな地震が都市部を襲った例が少ない．しかも，構造物は通常常温で使用されるため，これまで大規模な脆性破壊事例がほとんどなく，実験室での実大試験では知られていたものの，一般には鉄骨の脆性破壊はあまり知られておらず，脆性破壊対策が十分とは言えなかった．

また，後述するように，兵庫県南部地震では比較的大きな塑性変形後に脆性破壊した事例も多く，従来，他の構造物の脆性破壊評価で考慮されている応力・歪レベルより格段に大きい．また，地震時に大変形の繰返し負荷を受けるため破壊への繰返し負荷の影響を考慮する必要があり，従来から提案・適用されている脆性破壊評価法をそのまま適用するのが難しい脆性破壊形態である．しかし，地震国である日本においては，今後，兵庫県南部地震で起きた破壊事故を繰り返さぬよう，脆性破壊の合理的な防止対策を行うことが急務である．そのため，建築鉄骨に適用し，鉄骨構造の材料，施工，設計，コストの面から脆性破壊に対して合理的な解決方法の提案に応用できるよう，脆性破壊性能評価方法の早急な確立が求められている．

これまでの建築基準法施行令では，耐震設計の目標を地震の規模によって財産の保全と生命の保護の 2 段階に設定しており，建物の使用期間中に複数回経験すると考えられる中規模の地震に対しては，建物を構成する部材がほぼ弾性限界内にとどまり継続使用に支障をきたす損傷が生じないようにして財産の保全をはかるための仕様が規定されてきた．また，建物の使用期間中に一度経験するかしないかというような大規模な地震に対しては，建て直しが必要な程度の損傷を生じても倒壊せず，人が安全に避難できる程度の損傷にとどめ，人命の保護を図るための仕様が規定されてきた．しかし，そこには建築鉄骨の脆性破壊を防止するための規定はなされていなかった．

2000 年 6 月，この建築基準法施行令の改定が行われ，建設省から新しい建築基準の性能規定化の方針が示されている．性能規定とは，ある規定を上回る水準で建築物の目標性能を明確に設定し，その性能を達成させるように設計を行うという性能設計の考え方であり，建物の性能を確保した上でより自由な設計が可能になる．今後の新しい法令では安全性（人命の保護），修復性（財産の保全），使用性（機能性，居住性の確保）という基本構造性能を構造骨組，建築部材，設備機能，什器，地盤などの面から，工学的性能評価方法によって性能を明確にすることが求められるようになると思われ，構造性能の明確化のため脆性破壊性能評価方法の重要性が高まると考えられる．

1994 年の米国ノースリッジ地震や 1995 年兵庫県南部地震では鉄骨造建物においては，それまでの設計で考えられていた終局状態である局部座屈により耐力が低下する以前に，脆性破壊による構造部材の破断現象が多数見られた．このような現象は局部座屈が生じるまでは部材が破断しないことを前提とした鉄骨構造の耐震設計に問題を投げかけることとなり，建築鉄骨の脆性破壊の原因解明が行われ，耐脆性破壊対策の必要性も検討されてきた．脆性

破壊の原因の多くは施工不良であったが，当時の水準で適切と考えられる施工がなされた構造物でも脆性破壊した事例が多数見られている．たとえば兵庫県南部地震の被害事例では，溶接欠陥が認められない継手でも溶接止端部などから脆性破壊が発生している．また，ノースリッジ地震でも明らかな欠陥がないにもかかわらず溶接のルート部から脆性破壊により梁が破断している例も見られた．このように現状では正常と考えられる施工が行われた部位の破壊事例が多数見られ，脆性破壊に及ぼす材料特性の影響が注目を集めることとなった．そして，材料特性と構造性能の関係を定量的に把握する必要性が高まった．つまり，地震当時，一般に用いられている接合部ディテールを持つ構造物では材料の破壊靭性がどの程度であれば十分な変形性能が確保できるのか，高靭性の材料が必要なのか，接合部ディテールを改善すべきなのかを明確にできる手法の確立が急務となった．

兵庫県南部地震が生じる以前から実験室的には確認されていた建築鉄骨の脆性破壊現象に関し，（社）鋼材倶楽部の破壊性能研究会[1.1]や（社）日本溶接協会　鉄鋼部会技術委員会 APD 委員会[1.2]において建築鉄骨の脆性破壊特性についての研究を行っており，特に APD 委員会では建築鉄骨の破壊性能評価法の確立が一つの研究課題とされた．

その後，建設省の総合プロジェクト「次世代鋼材による鋼構造物の安全性向上技術の開発」[1.3]（以後，鋼材破断総プロと略する）において，APD 委員会において提案された破壊性能評価法の考え方も取り入れながら，こうした脆性破壊を防止するための方法が材料･設計･施工の多方面から検討されており，建築基準法の改定に合わせ，実際の設計施工を考慮して脆性破壊防止のための提案を盛り込んだ鉄骨の設計施工マニュアルの作製が行われている．

こうした現状を踏まえ，本研究では建築鉄骨について地震負荷によって引き起こされる脆性破壊現象を，地震負荷での特徴である大歪＋動的負荷＋繰返し負荷を考慮して，定量的に評価する手法を確立することを目的とし，特に次の点を中心に検討を行う．

建築鉄骨において大変形後の脆性破壊の引き金となる無欠陥部からの延性き裂発生特性に関し，従来，建築鉄骨特有の歪集中部の形状や地震時の負荷速度を考慮した検討は行われていなかった．この点に着目して延性き裂発生に及ぼす応力三軸度の影響や歪速度の影響について検討する．

次に，き裂から脆性破壊の発生特性を破壊力学的指標の一つであるき裂開口変位（CTOD）により評価することを前提に，複雑な歪勾配を持つ鉄骨構造の破壊危険部位の CTOD 設計曲線について検討する．特に，これまでに検討されていない歪勾配，動的負荷などの影響を考慮して評価に用いる歪や CTOD 設計曲線の適用限界について詳細に検討する．

また，地震負荷の特徴である大歪＋動的負荷＋繰返し負荷を考慮し，負荷時の延性き裂発生進展や塑性仕事による発熱が破壊限界に及ぼす影響について検討を行う．

これらの検討結果をもとに建築鉄骨の破壊性能評価法を構築し，脆性破壊に及ぼす塑性拘束の影響や繰返し負荷による破壊特性に及ぼす予歪の影響等に関する既往の知見も応用し，破壊事例や実大試験について定量的に脆性破壊性能の評価を行い，提案する破壊性能評価法の妥当性を検討する．

さらに，提案する破壊性能評価法の鉄骨構造の設計への応用を考え，部材の接合部強度と破壊靭性との関係についての考察も行い，本提案の手法の工学的適用性について明らかにする．

1.2　建築鉄骨の脆性破壊事例

建築鉄骨の破壊性能評価法に関する研究について検討を行うにあたって，まず，近年の地震による鉄骨の脆性破壊事例について調査された結果から，大地震による破壊の特徴を示し，本研究の重点や必要性などについて考察する．

1.2.1　ノースリッジ地震における建築鉄骨の脆性破壊事例

ノースリッジ地震は 1994 年 1 月 17 日の早朝にサンフランシスコ近郊で発生した直下型地震で地震の規模は M6.8 であった．この地震により倒壊した鉄骨造建物は無く，残留変形の生じた建物はロサンゼルス市北部の 2，3 棟程度であった．しかし，その後の調査で，残留変形が小さく，一見被害がないように見える鉄骨造建物においても柱梁接合部が脆性破壊により破断していることが確認され補修されることとなった．さらにその後の調べにより検査した建物のうち約 70%が補修を必要とするような重大な被害を受けていたことが判明，その補修方法やその後の建築基準の整備に対する大きな問題となった．特に，地表面の最大加速度で 200gal を超える地区で被害を受けたものが多かった．

米国で用いられている主な鉄骨構造は図 1.2.1 に示す SMRF (Special Moment Resisting Frame) と呼ばれる型式のものであり柱梁接合方法はH形鋼の柱に直接H形鋼の梁をセルフシールドアーク溶接 (FCAW) によって溶接することにより施工される．ダイアフラムは用いずに柱のウェブに補剛板を溶接することによってパネルゾーンの耐力を確保する構造のものもある．

この地震で見られた柱梁接合部における脆性破壊形態の典型的な例を図 1.2.2 に示す．脆性破壊の発生起点は図 1.2.3[1.4]に示すような梁端溶接ルート部，特に裏当て金と柱フランジの隙間が応力集中源となり溶接ルート部から破壊している事例が多く見られた．これらの破壊事例では図 1.2.4[1.5]のように溶接ルート部に溶け込み不足状の欠陥が存在する場合も報告されている．これらの例では梁端はほとんど塑性変形することなく脆性破壊した事例が多い．特に，ダイアフラムやスティフナーなどを用いた応力伝達を行っていない形状の場合には，図 1.2.5 に示すように，H形鋼柱のウェブ部につながる梁の幅方向の中央に応力が集中する上に，裏当て金による応力集中が重なり，破壊しやすくなったものと考えられる．また，柱母材の 0℃でのシャルピー吸収エネルギー，vE_0は 10J 程度[1.4]の結果が得られており靭性が低い場合が多い上に，米国で柱梁溶接に従来から採用されている FCAW の溶接金属も極めて靭性が低く，vE_0が 10J 以下[1.6][1.7]であることが多く，このような低靭性材料であることも小さい変形で脆性破壊が発生した原因の一つである．

なお，後述するように兵庫県南部地震で見られたようなスカラップ底からの破壊事例はほとんど観察されていない．これは，スカラップの形状は半円タイプであり，梁フランジに接するスカラップ底部は比較的滑らかに加工されており，歪集中が低く押さえられていること，また，溶接ルート部の靭性があまりにも低いことが影響しているものと考えられる．ただし，H 形鋼の K エリアと呼ばれる製造行程の最終段階のローラー矯正により歪が与えられるウエブとフランジ部をつなぐ R 部で靭性が著しく低く[1.8]，ここからき裂が発生する事例も見られた．

以上のことからノースリッジ地震での破壊事例の特徴をまとめると以下の点が挙げられる．

(1) 梁端がほとんど塑性変形せずに脆性破壊．
(2) 溶接欠陥からの破壊が発生する場合がある．
(3) 破壊の起点となっているき裂の寸法は，裏当て金の厚み＋溶接欠陥．（寸法が比較的大きい）

(4) 使用されていた鋼材，溶接金属の靭性が著しく低い．

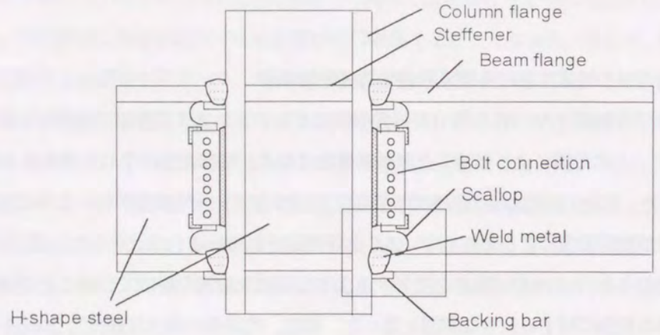


図 1.2.1　米国の SMRF（Special Moment Resisting Frame）の例

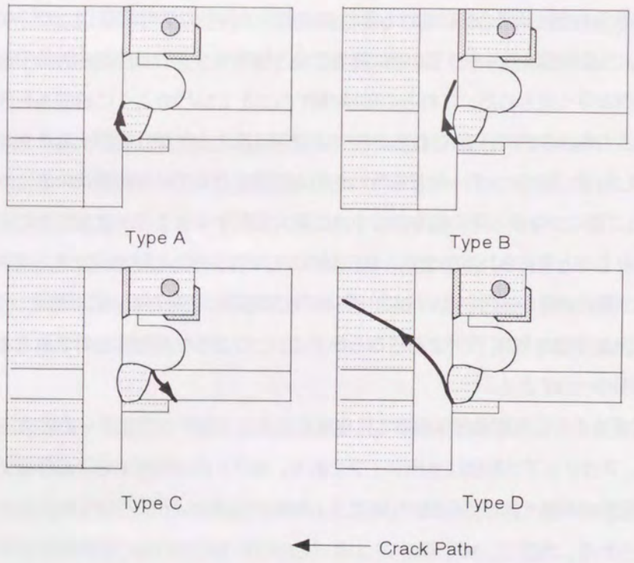


図 1.2.2　ノースリッジ地震による典型的き裂の伝播形態（図 1.2.1 の□内の詳細）

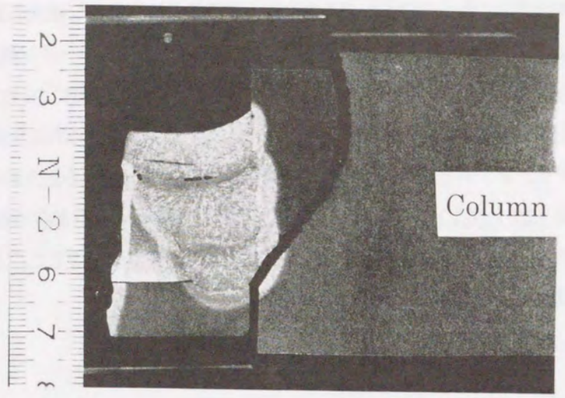


図 1.2.3　溶接ルート部から発生したき裂（Type D）

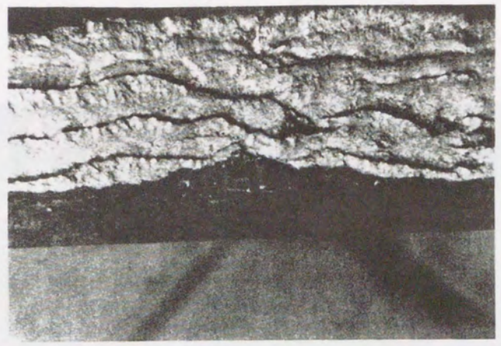


図 1.2.4　溶接ルート部の溶け込み不良欠陥（Type a）[1.15]

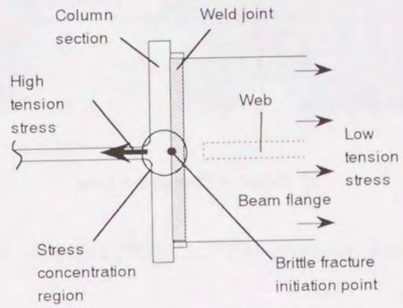
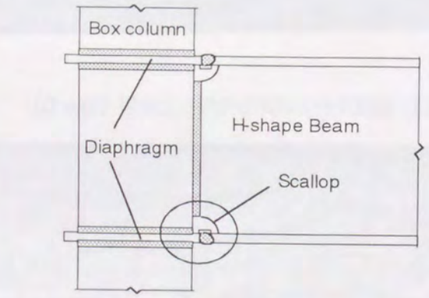


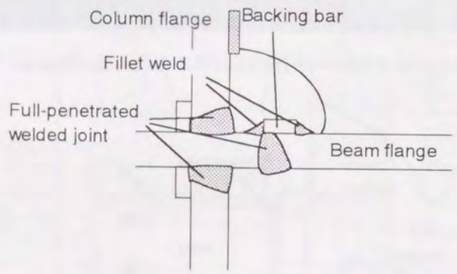
図 1.2.5　H 形鋼柱のウェブによる応力集中

1.2.2　兵庫県南部地震における建築鉄骨の脆性破壊事例

一方，兵庫県南部地震は1995年1月17日の早朝に淡路島北部で発生した都市直下型地震で地震の規模はM7.2であった．この地震では鋼構造物に多くの被害が見られたが，建築鉄骨にも多様な破壊形態が見られ，破壊事例が多数[1.9]報告されている．ここでは，現在，我が国の鉄骨造建物の主流である純ラーメン構造で，図1.2.6に示す箱形断面（主に冷間成形角形鋼管）柱を持ち，通しダイアフラム形式で作られた建物について限定して破壊形態を調べた．この構造形式では柱梁仕口部での損傷が最も多く，ダイアフラムと柱の溶接が完全溶け込み溶接でおこなわれていたものについてはダイアフラムと梁の溶接部付近で，特に，下フランジ側から脆性的に破断した事例が多い．この典型的な破壊形状を図1.2.7と図1.2.8に示す．このような脆性破壊が見られた部位の近傍は防錆塗装が剥離している例が多く見られ，地震により部材が数%以上もの大きな繰返し塑性変形の生じたことが推察され，このことは破断部サンプルの硬さ試験等の結果より確認されている[1.10]．



a)　Column - to - beam connection



b)　Detail of connection area

図1.2.6　日本の通しダイアフラム形式柱梁接合部の例

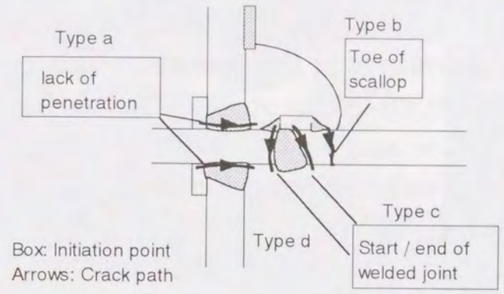


図1.2.7　兵庫県南部地震による柱梁接合部の典型的破壊形状



図1.2.8　兵庫県南部地震における柱梁接合部の破壊事例写真

このような破壊事例の中には，80 年代以降に施工され，施工時点で推奨されていた設計・施工基準に準拠し，大きな施工不良が無いものも多い．このことは当時の施工基準や材料特性の基準が兵庫県南部地震規模の地震に対して脆性破壊を阻止するのに十分でなかった可能性を示唆している．

破壊した通しダイアフラムと梁の接合部について詳細に調べると図1.2.9のようにスカラップ底部が破壊の起点となって母材部が破断したものや図 1.2.10 のように溶接端部が起点となって溶接部で破断したと思われるものが多く観察された．工場で溶接される仕口部では下フランジ側のスカラップ部近傍では裏当て金を取り付けるための隅肉溶接が行われるのが当時としては一般的であったが，形状的な応力集中が大きい上に，靭性が低いこともあり，これらの悪条件が重なり，あらかじめ溶接欠陥が無くても破壊の起点となったと思われる．また，溶接始終端部も同様に，応力集中や熱影響による材質的な劣化の上に，溶接欠陥が出来やすい位置であり，これらの悪条件が重なって破壊が発生したと考えられる．

図 1.2.11 に地震で被災したビルから採取したスカラップ底部の断面を示した．このサンプルはType d の破壊を起こした梁端から採取した．Type b の破壊は免れているもののスカラップ底の隅肉溶接トウ部に塑性変形の痕跡と延性き裂が生じており，もし Type d の破壊が生じなければ，この延性き裂から脆性破壊に転化したものと推察される．

以上，兵庫県南部地震での被害事例の特徴は次の 3 点にまとめられる，

(1) 梁端部など，大きく塑性変形してから脆性破壊した事例が多い．
(2) 溶接の欠陥を起点にした破壊の発生が多い．
(3) スカラップ底から破壊した事例ではあらかじめ，明らかな溶接欠陥や不良施工が無くても脆性破壊する場合がある．



図 1.2.9　スカラップ底部から発生した脆性き裂の例 (Type b)

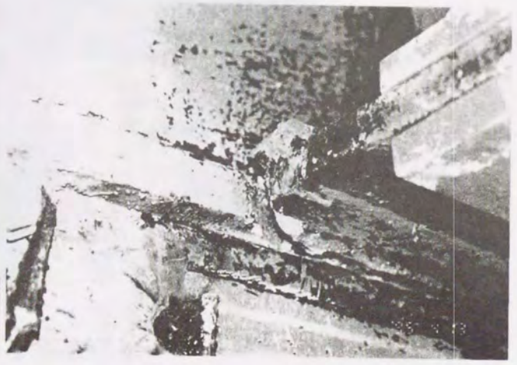


図 1.2.10　溶接端部から発生した脆性き裂の例 (Type d)

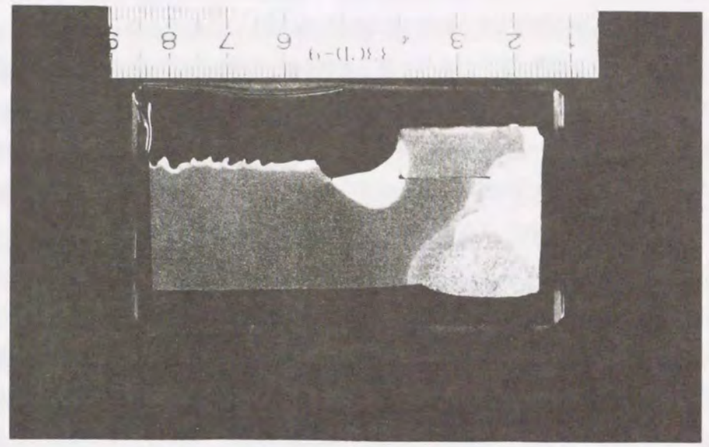


図 1.2.11(a)　スカラップ底部に発生した延性き裂



図 1.2.11(b)　スカラップ底部に発生した延性き裂の拡大図

1.2.3 各破壊事例の特徴と比較

大地震による建築鉄骨への負荷の特徴として大きな負荷速度，繰返し大変形が挙げられるが，ノースリッジ地震での破壊事例では大きな塑性変形を伴う破壊が観察されていない．このことから，ノースリッジ地震では大きな負荷速度の単調負荷によって破壊が生じたものと推定されるが，兵庫県南部地震では破壊部近傍に大きな塑性変形を伴った破壊が見られていることから，大負荷速度と繰返し大変形の重畳効果により破壊が生じたものと考えられる．

次に破壊部材と形態の観点からから破壊事例から得られた知見をまとめ，ノースリッジ地震と兵庫県南部地震により被害を受けた鉄骨の破壊事例の破壊部と破壊発生部の特徴を表 1.2.1 に示す．兵庫県南部地震ではノースリッジ地震での被害事例に見られた裏当て金部の隙間からの破壊は，日米の接合部ディテールの違いのため，ほとんど見られず，通しダイアフラムと梁の溶接接合部の始終端部やスカラップ底からの破壊が多い．

また，材料特性の観点から，日米では鋼材，溶接金属の破壊靭性のレベル大きく異なり，特に，米国では vE_0 が 10J 程度と低い実験結果が多数得られている．兵庫県南部地震で破壊した建物から採取された鉄骨の靭性についても多数の報告がある[1.10]が $vE_0 \geqq 100J$ の鋼材でも破壊した事例がある．日米では前述したように破壊時の塑性変形レベルが異なっているが，破壊靭性の違いも破壊形態の違いに影響しているものと考えられる．また，建築鉄骨の破壊限界性能は，建物が受けた地震波や構造，ディテールにより破壊部に発生する歪が異なるため，材料靭性が同じでも大きな差が表れると考えられる．

以上のことから我が国の建築鉄骨の脆性破壊に対する安全性を確保するためには，特に柱梁仕口部を対象とした大変形の繰返し，更には動的負荷の影響などを考慮した破壊性能評価手法の確立が不可欠であるといえる．

表 1.2.1　破壊部及び破壊発生部の比較

部材	破壊部または破壊発生部	ノースリッジ地震	阪神大震災
梁	裏当金ルート部(欠陥有り・欠陥無し)	有り(多)	有り(小)
端	スカラップ底	有り(小)	有り(多)
部	溶接始終端(エンドタブ取付部)	無し	有り(多)
／	隅肉溶接部	無し	有り(多)
	柱･柱あるいは柱・ダイアフラム溶接部	無し	有り
柱	角形鋼管柱角部	無し	有り
	柱フランジの剥離型破壊	有り(多)	無し
	大断面柱(柱母材,柱・柱梁接合部)	有り	有り
そ	厚板ベースプレートの脆性破壊	有り	無し
の	取付ショートビードやアークスポット	無し	有り
他	溶接忘れ，溶接不良，欠陥	有り	有り

1.2.4 実大柱梁接合部試験体の繰返し載荷試験による脆性破壊事例

兵庫県南部地震以後，実大柱梁接合部の載荷試験が多くの機関等で精力的に行われてきた．震災前から検討され1995年に建築学会から発表された鉄骨工事の施工指針であるJASS 6[1.11]では前述した梁端のスカラップ部からの破

壊を防止する施工法としてスカラップ底に 10mm R 程度の曲率を持たせ，スカラップ部では裏当て金の仮付け溶接を行わないようにすることなどの施工指針が示された．建設省の鋼材破断総プロ[1.3]ではこのような改良案も含め，溶接を行う建築構造用鋼の靭性規格下限レベルの特性を持つ鋼材を用いての実大実験が行われた．この結果，兵庫県南部地震で起きたような典型的な梁端の脆性破壊現象が再現されている．そして，新しいJASS 6 に基づいた施工では変形性能の向上は見られるものの，十分な変形性能が得られる前に脆性破壊する場合もあることが明らかとなった．この事例では繰返し負荷による塑性損傷が鋼材の靭性をさらに低下させたことや，機械加工の荒さ程度のわずかな傷から延性き裂が発生し，脆性破壊に転化することなども確認されている．また，より靭性の高い鋼材を用いた実験との比較により，接合部の破壊性能に及ぼす靭性の影響も明らかにされている．

破断総プロの実験に先立ち，関西の大学を中心とした 7 大学共同での柱梁接合部実大試験（接合部実大実験 JV）[1.12]が行われ，同じように脆性破壊した事例が報告されている．脆性破壊した事例は低温 (-23℃) で行われた実験に集中し，鋼材の破壊靭性が低下する低温下で脆性破壊が起こりやすくなる現象が顕著に現れた事例ともいえる．また，文献によると建築用鉄骨を用いて作製した実大モデルの繰返し載荷試験において，室温程度で実験し，脆性破壊した場合の脆性破壊の起点付近には必ず延性き裂が確認できるとの報告[1.13]もあり，延性き裂の発生やその進展が脆性破壊に及ぼす影響の取り扱いが重要となる．

ノースリッジ地震や兵庫県南部地震では地震時に大きな地動速度が観測されており，部材の歪速度が特に歪の集中する部位において大きくなり，脆性破壊を助長したとも考えられている．このことを踏まえて，高梨らは動的負荷による部材の繰返し曲げ試験[1.14]を行い，低温で靭性が低い場合，脆性破壊までの塑性変形能が著しく低下することを確認している．

また，秋山ら[1.15]は兵庫県南部地震で観測されている地震波を利用した柱梁接合部の動的負荷による実大試験を行い，脆性破壊を起こす以前に，大きな塑性変形によって著しい温度上昇が生じたものでは，変形性能が大きく上昇することも明らかにしている．

柱梁接合部の累積変形能力を調べたり，海洋型地震を想定した実大試験では，漸増型の繰返し負荷を与えることがある．例えば，接合部実大実験JV[1.12]での実験のように漸増型の繰返し負荷を比較的短時間に与えた場合には，塑性変形による発熱が累積することで破壊の生じる歪集中部の温度が数十℃以上も上昇することもあり，このために脆性破壊が起こりにくくなる可能性がある．しかし，兵庫県南部地震のような直下型地震では負荷の初期段階で地動最大変位を生じることがあり，その場合には，脆性破壊を妨げるほどの温度上昇が起こらない可能性がある．

その他の国内で行われた多くの実大試験でも兵庫県南部地震でみられたような大変形後の脆性破壊が多数確認されており，実際の地震での破壊がほぼ再現できていると考えられる．こうした実験の結果を総合すると，スカラップ底に曲率加工を施さない場合など，歪集中の大きなディテールを持つ接合部では早期に破壊すること，靭性の低い鋼材や溶接部の靭性が低い場合には破壊しやすいなど，破壊限界に及ぼす歪集中や材料靭性の重要性があらためて浮き彫りにされた．

また実大試験では地震による繰返し載荷によって与えられた歪履歴が破壊に及ぼす影響についてあまり明確にされていないが，予歪による靭性低下や延性き裂の発生進展の面で破壊特性に大きく影響するものと考えられる．

これまで述べたようなノースリッジ地震や兵庫県南部地震での被害事例や，地震を模擬した負荷による破壊事例から地震による建築鉄骨の脆性破壊は次の 4 つの特徴があるといえる．

(1)　大きな塑性変形後に脆性破壊する場合がある．

(2) 高歪速度下での破壊である.

(3) 繰返し圧縮・引張載荷による破壊である.

(4) 破壊の起点となる初期き裂寸法が小さい. あるいは予めき裂が無くても脆性破壊する.

そのため, 地震による鉄骨の脆性破壊の評価法を検討するにあたっては, 地震による上記の特徴 (大歪+動的+繰返し負荷+微少(無)き裂) での破壊発生条件を取り扱いに十分配慮したものとする必要がある. しかし, 後述するように, 現在の構造物の破壊性能評価法ではこれらの特徴を考慮した扱い方が十分確立されておらず, 今後はこれらの特徴に対応した新たな評価体系とする必要がある.

1.3 建築鉄骨の脆性破壊防止策の現状

米国では前述したように柱材そのものや, 梁端溶接に靭性の低いセルフシールドアーク溶接 (FCAW) 用溶接材料が多用されてきたが, ノースリッジ地震後, 溶接金属への厳しい靭性要求を新しく追加する動きとともに, 靭性を改善した溶接材料が推奨されるようになってきている. ただし, 破壊した柱や梁の母材や溶接部の靭性については規定が無く, 従来通りであり, 溶接金属部より破壊靭性が低いケースが多くなるものと思われる. この場合, 溶接部の母材側から破壊が生ずることが懸念され, 脆性破壊に対して溶接金属のみの靭性改良効果は限定的である可能性がある.

一方, 柱梁接合部の形状の面からの工夫については地震後, 精力的に研究されており, 梁端から少し離れた位置の梁フランジの断面を減らすことや, 梁端の補強を行うことにより地震時に発生する塑性ヒンジを梁端から移動させることによって梁端溶接部が塑性化しないようにする方法が推奨されている. 溶接金属靭性の対策との組み合わせにより大地震による梁端部での脆性破壊は減少すると思われるが, 従来と同様の接合部耐力を維持するためには構造物の全体重量が増し, 施工コストも上昇することになろう.

これに対し日本では接合部ディテールの改良に加え, 鋼材や溶接材料の靭性の見直しも進められており, 材料と形状の両面から性能規定化の考え方に基づいて耐震方法が選択できるような方向で検討されている. つまり, 構造物として要求される性能 (変形性能, 保有耐力) が確保できるように設計 (構造設計, ディテール設計) と材料性能 (引張特性, 靭性) の両面から研究が行われており, 最適設計を行う上で, 例えばシャルピーの吸収エネルギーがAであれば, Bの形状を持つ柱梁接合部の破壊強度はCであるということを評価できる手法の開発, すなわち, 目的の破壊強度を確保した材料や構造の選択できる方向を目指している. そのためには, 地震時の鉄骨の破壊性能に及ぼす材料特性の影響と形状による影響をその影響度の大きさの面から定量的に比較検討できる方法の確立が求められる.

1.4 鋼構造物の脆性破壊評価に関する既存手法と建築鉄骨への適用上の課題

建築鉄骨の破壊性能評価法を確立するにあたっては建築鉄骨における脆性破壊現象と材料特性との関係を明確化する必要があるが, 以下に述べるように多くの課題の解決が求められる.

一般に, タンク, 圧力容器, 海洋構造物など鋼構造物の多くは地震などの影響も考慮しても最大応力が弾性範囲内となるように設計されている. また, 溶接構造物における脆性破壊事例の原因の多くは溶接欠陥あるいは使用中に生じる何らかのき裂であるため, 脆性破壊を懸念する多くの構造物においては, 検査により発見できる大きさの欠陥よりも十分に大きな欠陥に対して脆性破壊しないために必要な鋼材と溶接部の破壊靭性が破壊力学を応用した手法により検討できるようになっており, BS7910-1999[L16]や WES2805-1997[L17]などでその評価方法が規格化されている.

これに対し, 建築鉄骨は設計上塑性化が考慮されている数少ない例であり, 例えば柱梁接合部の梁端部は大地震時に塑性化することが許されている. その上, 構造上応力集中部となる部位が多く, 地震のレベルによっては局所的に大きな塑性歪を生ずることになる. 脆性破壊は, 主に, このような歪集中部から地震により部材に発生する繰返し圧縮・引張負荷により起こると考えられる. しかも, 繰返し塑性変形を受けるために材料の応力ー歪関係の変化や靭性低下なども懸念される. また, 地震時の地動速度の大きさから, 破壊部の歪速度も大きく, これらの影響も無視できない.

しかし, 従来の破壊力学をベースとした破壊評価法ではこれらの影響について十分に考慮されたものとなっていない. また, 鉄骨造の建物の部材は先に述べたように大規模な地震に対しては弾性範囲を超えることを想定しており, 非破壊検査等で発見の出来ない程度の小さい欠陥やき裂から大きな変形を伴って脆性破壊することを懸念する必要があり, K, J, CTOD といった従来から用いられている破壊力学パラメーターの適用範囲を超えるため, これらがそのまま適用できるかどうかについて十分確認されていない. このため従来からの破壊評価法をすぐさま建築鉄骨の評価へ用いるのは難しい. そこで, 従来から構造物の脆性破壊評価に広く用いられている, BSI の BS7910 と日本溶接協会の WES2805 を建築鉄骨の破壊評価へ適用する場合の問題点を抽出し, 建築鉄骨の評価に必要となる点について検討した.

BS7910-1999 は英国の CEGB(Central Electricity Generating Board)が作成した欠陥評価規格(通称 R6 法)[L18]の考え方をベースにしている. この特徴は破壊が不安定破壊と塑性崩壊を同時に考慮して記述される点である. そして, 弾塑性破壊力学を基礎としていながら応力拡大係数と負荷応力の2パラメーターを用いて, 評価する点を破壊評価線図(FAD)上にプロットし, 図式的に破壊に対する余裕度を読みとることができるというものである. しかし, 地震負荷を受ける建築構造物のように大歪下での破壊を考える場合, 応力のパラメーターを破壊評価に用いると歪よりも鈍感になることや複雑な応力 (歪) 勾配があるため, K値を求めることが困難であるなど, 評価法の考え方が地震による建築鉄骨の破壊にあわず, 適用が難しい.

一方, WES2805-1997 では評価する外力指標として歪を取り上げ, き裂寸法との関係から破壊靭性の指標となるき裂開口変位, CTOD をもとめ, この限界値を破壊基準として用いる評価法である. この方法では歪集中部からの破壊を前提としており, 局所的にある程度塑性化する問題に対しての適用性が確認されている. また, CTOD 設計曲線によって複雑な構造物の歪集中部のき裂であっても比較的容易に破壊部に生じる歪から CTOD を評価できる特徴がある. このため建築鉄骨においても適用できる可能性がある.

しかし, この WES2805-1997 でも単純に適用するには問題点も多い. 例えば, 地震による鉄骨の破壊条件の特

徴であげた，部材全体が降伏するような大きな変形域の挙動や繰返し負荷の影響については考慮されていない．

また，WES2805-1997 では溶接欠陥や疲労き裂等の比較的大きな寸法のき裂からの破壊を考えるのに対し，鉄骨の破壊では溶接始終端部などの形状不連続による歪集中部に存在する非破壊検査でも発見できないような数 mm 以下程度の小さいき裂やスカラップ底などの初期き裂が無い部位からの破壊を考慮する必要があり，歪集中，小さいき裂への適用性を検討する必要がある．

また，高歪速度下での破壊について WES2805-1997 の解説では，鋼材の破壊靭性が歪速度の増大に伴って低下することから歪速度が 1 オーダー上がるごとに評価温度を 20℃下げるよう定式化されている．この評価手法の妥当性については必ずしも実験的に確かめられたものではなく，適用範囲は変形による発熱の影響の小さい低応力破壊の場合に限られており，地震負荷を受けた鉄骨構造のように塑性変形が大きく，脆性破壊を評価する上で温度上昇が無視できなくなる．このような場合，WES2805-1997 の手法は誤差が大きくなるためそのまま用いることはできない．

また，部材表面の浅いき裂や引張りによる大歪を受けるき裂は，3 点曲げによる破壊靭性試験などのようにき裂先端部の塑性拘束が大きい場合と異なり，塑性拘束が小さいため，破壊靭性試験により求められた限界 CTOD より遙かに大きな CTOD まで破壊しない現象が現れる．特に，建築鉄骨では小さな表面き裂から大歪で破壊することを考慮する必要があるため，この塑性拘束の影響が大きく，破壊評価法を検討する場合，この点も考慮する必要がある．

以上のことから，WES2805-1997 の CTOD をベースとした破壊性能評価法は建築鉄骨の脆性破壊評価に対して多くの検討すべき点が残っているものの，評価手法の基本として応用できる可能性が高いと考えられ，本研究ではこの CTOD をベースとした破壊性能評価法の建築鉄骨への応用を考える．

1.5 本論文の構成

本研究では地震による建築構造物の脆性破壊条件と材料特性との関係を明確にして，破壊性能評価法を確立するのが大きな目的である．そこでまず，評価法の構築に必要な，無欠陥部からの延性き裂の発生特性，破壊限界の指標となる構造物におけるき裂開口変位，CTOD の評価法，また，地震による正負交番繰返し負荷による延性き裂の発生進展や，動的負荷による柱梁接合部における破壊部の温度上昇など破壊靭性に影響を及ぼす因子の検討を行い，これらの研究結果をベースに建築鉄骨の破壊性能評価法を構築し，地震等でみられた脆性破壊事例を用いてその妥当性の検証を行った．さらにこの評価法の建築鉄骨の設計への応用についても考察した．

次に，本論文の構成と概要及び各章の関連を図 1.5.1 に示す．以下に各章での課題と得られた知見について概説する．

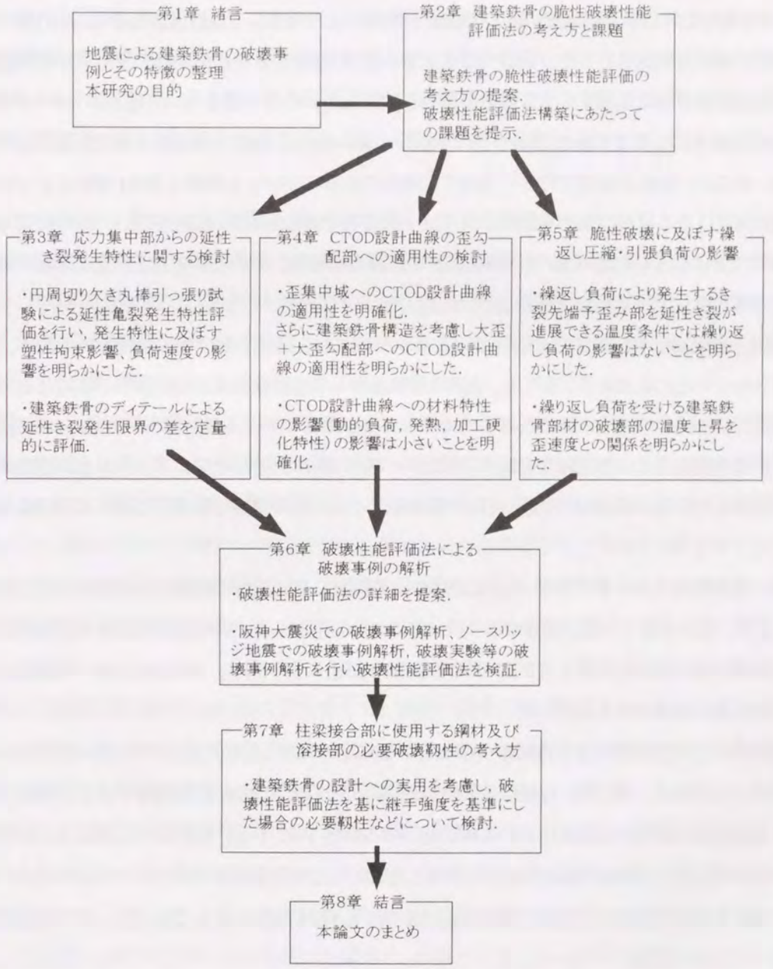


図 1.5.1 本論文の構成

第1章の緒論では，新しい建築基準法に導入された性能規定の考え方に配慮し，建築鉄骨の破壊性能を材料特性と鉄骨の変形性能との定量的関係を明確にする評価手法の構築の必要性を述べた．そして，米国のノースリッジ地震や兵庫県南部地震の被害事例の検討結果を基に建築鉄骨の破壊の特徴をまとめ，現在の構造物破壊性能評価法のこのような破壊問題への適用に関する問題点を指摘し，研究の範囲を明確にしている．

第2章では，第1章で抽出した建築鉄骨の破壊の特徴を考慮し，地震動により繰返し動的変形を受ける建築鉄骨の CTOD を破壊基準とした破壊性能評価の考え方を示した．また，大地震による破壊を想定した建築鉄骨の破壊性能評価法を構築していくにあたっての課題を明確にし，以下の章で検討を行った．

第3章では，建築鉄骨の地震負荷による延性き裂発生限界について定量的に明確化することを目的としている．そこでまず，予き裂のない場合の破壊起点として繰返し負荷により発生する延性き裂を考え，応力集中部からの延性き裂発生特性に関する検討を行った．実験では切欠き半径 R を変化させた円周切欠き付丸棒引張試験を行い，鋼材の延性き裂発生限界歪に及ぼす応力三軸度の影響を検討した．この方法を用いて建築用 400～490MPa 級の鋼材の延性き裂発生限界歪に及ぼす応力三軸度の影響を調べ，高い応力三軸度では延性き裂発生限界歪が小さくなることを示した．さらに，延性き裂発生特性に及ぼす歪速度の影響についても実験と FEM 解析により検討した．ここでは，特に歪速度による材料の応力－歪関係に及ぼす影響を考慮した FEM 解析を行い，静的負荷と動的負荷による試験片内部で生じる応力や歪の違いを詳細に調べた．解析の結果，延性き裂発生限界歪と応力三軸度との関係は歪速度の影響をあまり受けないことを明らかにした．

また，兵庫県南部地震においては柱梁接合部のスカラップ底から延性き裂の発生が見られており，これが脆性破壊の起点になっていることがある．そこで，建築鉄骨構造物への延性き裂発生特性評価の応用として柱梁接合部のスカラップ部での延性き裂発生限界に及ぼすスカラップ底部のディテールの影響を調べた．FEM 解析によりスカラップ底での相当塑性歪と応力三軸度を調べ，スカラップ底に曲率を持たせダイアフラムとの溶接に用いる裏当て金の仮付け溶接を行わない JASS 6 で規定された接合部ディテールの延性き裂発生に対する有効性を証明した．

第4章では，建築鉄骨における CTOD の推定法について検討した．鉄骨の破壊発生部は強い応力集中部にあることが多く，まず，歪分布場での設計曲線の取り扱い方について検討した．円孔楕円孔端等の歪集中部にき裂が存在する場合の歪集中部の局所的な歪と CTOD の関係を FEM 解析により調べ，WES2805-1997 で規定される CTOD 設計曲線の歪集中部への適用性を確認した．

ところが建築鉄骨では大地震により柱梁接合部などの歪勾配の大きな部位に存在する微少なき裂からでも脆性破壊が発生することがある．そこで，柱梁接合部の FEM 解析を行い，CTOD 設計曲線をより歪勾配の大きな歪集中部へ適用するための評価歪の定義法について検討し，WES2805-1997 で用いられている評価歪との整合性を保ちながら，歪勾配部でも適用できる評価歪を新しく提案した．さらに柱梁接合部のスカラップ底や柱－ダイアフラム溶接始終端に小さな欠陥を想定し，提案した評価歪の妥当性を FEM 解析によって確認し，加工硬化特性や歪速度の影響が小さいことを示した．

また，柱梁接合部の代表的破壊発生部について，評価歪を容易に求めることができるよう歪集中係数を求め，き裂寸法の関数として示した．

第5章においては正負交番繰返し負荷による脆性破壊限界に影響を及ぼす因子について検討した．まず，正負交番繰返し負荷を受ける部材の延性き裂発生進展から脆性き裂へ転化する場合のき裂先端部に付与される繰り返し圧縮・引張歪の影響を検討するため，機械切欠きあるいは疲労き裂を導入した繰返し4点曲げ試験片による破壊実験を行い，き裂先端部の繰返し負荷による予歪が延性き裂進展抵抗や限界 CTOD に及ぼす影響を調べた．この結果，機械切欠きの方がき裂先端に圧縮負荷の際，より大きな圧縮歪が生じ，また大きな歪を受ける範囲も広い．このため，き裂先端は著しく脆化し，低温下では引張負荷により小さい限界 CTOD で脆性破壊するが，延性き裂が発生し，脆化した領域をき裂先端が通過するような温度では繰返し負荷を与えていない材料の限界 CTOD に近づくことを示した．

また，鉄骨部材の破壊限界に及ぼす繰返し負荷に伴う発熱の影響について検討した．地震時には，破壊の発生する歪集中部は短時間に大きな圧縮・引張の塑性変形の繰返しを受けるため，温度の上昇が考えられ，実験的にも確認されている．破壊靭性は温度によって変化するため，繰返しが多くなると脆性破壊しにくくなる可能性がある．そこで，地震負荷の履歴や歪速度，部材の熱伝導などを考慮して動的負荷を受けうる鉄骨の歪集中部の温度上昇量を FEM 解析によって推定した．さらに，その温度上昇をより簡易に推定する方法について検討し，破壊発生部近傍の塑性仕事に歪速度に応じた係数を乗じることにより簡易に温度上昇量を推定できることを明らかにした．

第6章では本論文で提案する破壊性能評価法の詳細を示し，その特徴を明確にした．そして，文献に報告されている兵庫県南部地震やノースリッジ地震で破壊した鉄骨の事例や実験で破壊した鉄骨の事例などに適用し，妥当性を検討した．兵庫県南部地震での破壊事例解析は特に被害報告の多い柱梁接合部のスカラップ底からの破壊事例を取り上げ，破壊部が局所的には 10%を越えるような大きな歪を受け，延性き裂を伴って破壊した事例については提案の評価法が破壊限界歪を少し小さく推定する傾向が見られることがわかった．また，ノースリッジ地震での破壊事例解析では，この地震の被害で典型的な事例である柱梁接合部の溶接ルート部からの脆性破壊事例について提案の破壊性能評価法を適用した．その結果，梁端がほとんど塑性変形せずに破壊したこれらの事例の破壊歪を適切に評価できた．また，実験室での実大載荷試験による破壊事例についても同様の解析を行い，破壊性能評価法の適用性を検証した．実大試験での事例は破壊時の部材に生じた歪や破壊荷重など詳細な条件が得られており詳細な検証を行うことができた．これらの結果を総合して提案の破壊性能評価法は建築鉄骨の大地震による破壊を評価するのに有効な方法であるとの結論を得た．

第7章では，建築鉄骨の構造設計への応用を考えて，提案の破壊性能評価法を用いた柱梁接合部の必要靭性のあり方について考察した．材料の強度を基準にして設計が行われている現在の鉄骨構造では，材料の破壊靭性が低い場合，所定の強度に達する以前に脆性破壊を起こす可能性があるものの，一般には，その十分な認識がなされていない．そこでまず，鋼材破断総プロ等で行われた接合部の破壊試験をモデルにして FEM 解析により破壊評価に用いる歪と接合部に作用する荷重の関係を求め，これを基に破壊靭性と接合部の破壊強度の関係を求め，破壊性能評価法の適用性を改めて確認した．さらに実材料での応力－歪関係の違いや板厚が接合部の破壊強度に及ぼす影響を試算した．この結果，降伏比の低い材料を用いた場合や，板厚が大きくシャルピー吸収エネルギーが低い材料を用いた場合，接合部破壊強度が低くなることなどを明らかにし，本研究で提案する手法の工学的有用性を明確にした．

第 8 章は本論文の結言であり，本研究の結果を総括し，破壊性能評価法の適用範囲や応用方法などについて述べた．

参考文献

1.1) 建設省建築研究所ー鋼材倶楽部 耐震性能共同研究，破壊性能研究会報告書～建築鋼構造物の延性・脆性破壊挙動と破壊性能評価のあり方～, 1995.10

1.2) 日本溶接協会: 建築鉄骨での脆性的破壊と鋼材破壊靱性セミナー(第 12 回溶接構造用鋼材に関する研究発表会)テキスト, 1997.6

1.3) 建設省建築研究所,鋼材倶楽部：建設省総合技術開発プロジェクト「次世代鋼材による構造物の安全性向上技術の開発」『接合部・施工と破断』分科会報告書, 1999

1.4) 島貫，岡田，森田，関，寺岡：ノースリッジ地震による 4 階建鉄骨造建物の被害調査と検討（その 2）使用鋼材の特性と破壊原因の検討，日本建築学会大会学術講演梗概集(近畿), p.837-838, 1996

1.5) R.H.R.Tide: Stability of weld metal subjected to cyclic and seismic loading, Engineering Structures, Vol.20, Nos 4-6, p.562-569, 1998

1.6) J. W. Fisher, R. J. Dexter, E. J. Kaufmann: Fracture mechanics of weld structural steel connection, State-of-Art-Papers: Metallurgy, Fracture Mechanics, Welding, Moment connections and Frame Systems Behavior, Federal Emergency Movement Agency, FEMA No.288, Report no. SAC95-09, Sakurament, CA, 1996.

1.7) E. J. Kaufmann, M. Xue, L.-W. Lu, J. W. Fisher: Achieving ductile behavior of moment connections', Modern Steel Construction, Vol.36(1), American Institute of Steel Construction, 1996.

1.8) R.H.R.Tide: Properties of Structural Steel at the "k"-area, Summary Rport of "Second US – Japan Workshop on Steel Fracture Issues", p.301, 1997

1.9) たとえば日本建築学会近畿支部鉄骨構造部会：1995 年兵庫県南部地震鉄骨造建物被害調査報告書, 1995

1.10) 中込，青木，杉本，大林：兵庫県南部地震の被災建築物における柱梁部材の材質変化特性に関する実験的研究，鉄骨接合部の限界状態の定量化とそれに基づく骨組設計法，文部省科学研究費補助金基盤研究(A)No.07305025 研究集会予稿集, p.117-123, 1997

1.11) 日本建築学会：建築工事標準仕様書　鉄骨工事(JASS 6), 1996

1.12) 日本建築学会近畿支部鉄骨構造部会：通しダイアフラム形式で角形鋼管柱に接合されるH形鋼梁の塑性変形能力に関する実大実験報告書, 1997

1.13) Kuwamura, H: Fracture of steel welded joints under severe earthquake motion, 11th World conference on earthquake engineering, Acapulco, Mexico, Paper No.466, 1996.7

1.14) 高梨：溶接接合部の破断に及ぼす載荷速度の影響,鉄骨接合部の限界状態の定量化とそれに基づく骨組設計法，文部省科学研究費補助金基盤研究(A)No.07305025 研究集会予稿集, p.138-139, 1997

1.15) 秋山　宏，山田　哲，松本由香，松岡三郎，大竹章夫，杉本浩一：実大柱梁接合部の試験温度による延性破壊　脆性破壊遷移,日本建築学会構造系論文集 第 522 号, p.105-112, 1999.8

1.16) British Standards Institute: Guide on Methods for Assessing the Acceptability of Flaws in Fusion Welded Structures, BS7910, 1999

1.17) 日本溶接協会規格：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, WES 2805, 1997

1.18) I. Milne, R.A. Ainsworth, A.R. Dowling & A.T. Stewart; Assessment of the Integrity of Structures Containing Defects, C.E.G.B., R/H/R6 - Rev.3, 1986

第2章　建築鉄骨の脆性破壊性能評価法の考え方と課題

2.1　緒言

前章で述べたように，建築鉄骨の脆性破壊を破壊力学的に評価する上で多くの解決すべき課題がある．本章では，本論文で提案する破壊性能評価法の全体像を示し，それを構成する個々の要素における課題とその解決への取り組み方について述べる．

2.2　建築鉄骨における脆性破壊の特徴

ノースリッジ地震や兵庫県南部地震での被害事例や，地震を模擬した負荷による破壊事例から地震による建築鉄骨の脆性破壊は第1章で記述したごとく次の4つの特徴がある．

(1) 大きな塑性変形後に脆性破壊する場合がある．
(2) 高歪速度下での破壊である．
(3) 繰返し圧縮・引張載荷による破壊である．
(4) 破壊の起点となる初期き裂が小さい．あるいは予めき裂が無くても破壊する．

そのため，地震による鉄骨の脆性破壊の評価法を構築するにあたっては，地震による上記の4つの特徴（大歪＋動的＋繰返し負荷＋微少(無)き裂）を持つ破壊現象に対して十分に配慮することが必要である．

2.3　建築鉄骨の脆性破壊性能評価の基本的考え方と本論文で取り上げる課題

本研究において提案する破壊性能評価法の考え方の骨子を図2.1に示す．この評価法は破壊靱性パラメーターである CTOD を中心に地震などの動的繰返し大歪負荷の履歴寄与を表すパラメーターとき裂寸法と使用温度，破壊靱性との関係を表すものである．すなわち，この評価法では，まず，地震負荷による破壊発生部の歪履歴を破壊に及ぼす作用ごとに，き裂の開口に寄与する歪をアクティブ(Active)歪と材料の靱性劣化に寄与するスケルトン(Skeleton)予歪に分解する．（なお，アクティブ歪とスケルトン予歪の概念については後述する．）そして，アクティブ歪とき裂寸法から破壊の駆動力である CTOD を求め，また，歪速度とスケルトン予歪が破壊靱性に及ぼす影響を考慮して，静的単調負荷により得られる破壊靱性と等価になるような評価温度を求める．そして，これらの二つから破壊しないために必要な破壊靱性の推定を行ったり，逆に材料の破壊靱性から許容できるき裂の寸法や歪履歴の推定を行うことができるものである．また，材料の引張強さを確保する建築鉄骨の構造設計への応用を考慮して，部材の破壊強度と破壊靱性の関係を推定することについても考察した．

本論文では提案する破壊性能評価法の構築にあたって，次に示す5つの課題に取り組み，評価法の構築に利用することにした．

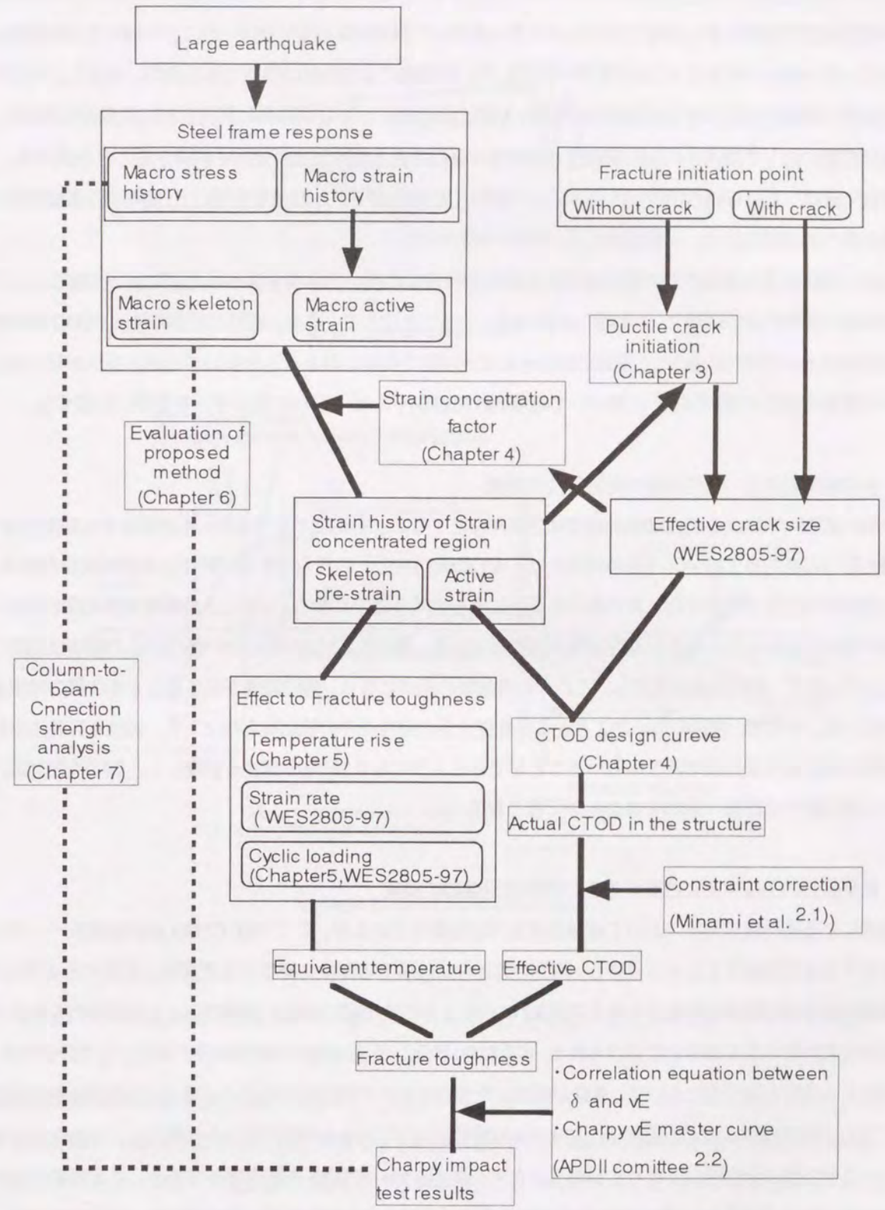


図2.1　破壊性能評価法の評価フローと取り扱う章

① 建築鉄骨の破壊性能評価法の基本となる考え方の提案

建築鉄骨の地震による脆性破壊現象は1章で述べたように特に大歪下での破壊現象であるため,破壊性能評価には弾塑性状態で適用できる破壊力学パラメーターを用いて評価する必要がある.そこで本論文では弾塑性破壊力学パラメーターの一つである CTOD をベースとして,大地震による負荷の特徴である動的,繰返し,大歪による負荷が鉄骨の破壊性能に及ぼす影響を考慮して,材料の破壊靭性から建築鉄骨に許容される限界歪を求めたり,必要な変形性能に対して要求される破壊靭性を求めることのできる脆性破壊評価法を構築することを試みる.そして,大地震で破壊した柱梁接合部や実大実験により破壊した接合部モデルの結果を用いて,提案する破壊性能評価法の建築鉄骨への適用性について検証を行う.

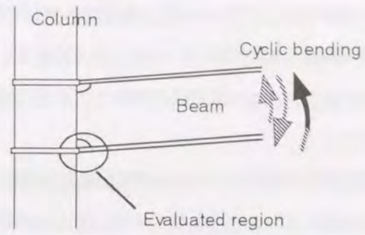
なお,地震による建築鉄骨の脆性破壊は比較的塑性拘束の低い小さなき裂から大歪によって起こることから,き裂先端の塑性拘束の影響[2.1]を考慮した評価法とすることにした.また,材料の破壊靭性は CTOD 試験等の破壊靭性試験によって得られるが,工業的にはシャルピー試験で代用されることが多いことからシャルピー吸収エネルギーと限界 CTOD の相関式[2.2]に基づいて破壊靭性にはシャルピー吸収エネルギーを基準に評価する.

② 脆性破壊に先立つ延性き裂の発生特性の評価

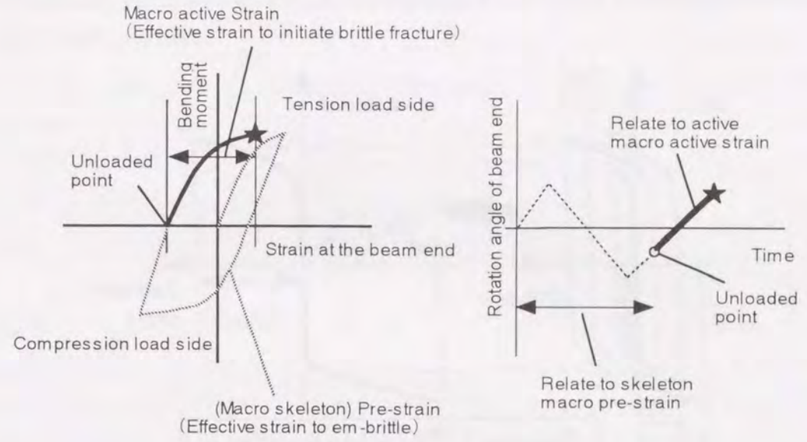
一般に破壊力学による脆性破壊評価ではき裂が存在することを前提としており,本評価法でも同様とする.破壊評価を行うにあたっての欠陥寸法の標準化は,WES2805-1997[2.3]の考え方に基づいて,き裂形状を等価な K 値を持つ無限板中の板厚貫通き裂と置き換えることによって行うことにする.しかし,兵庫県南部地震ではあらかじめ欠陥やき裂がないところからも脆性破壊が起こっている.桑村ら[2.4]は欠陥のない部位からの破壊は地震による負荷により,まず,延性き裂が発生し,これが脆性破壊の基点になり,脆性破壊が起こることを多数の破壊事例から述べている.そこで,き裂のないところからの延性き裂の発生条件の検討を課題とした.延性き裂発生以後はこれを初期き裂として脆性破壊評価に用いることができるようになり,欠陥の存在を前提とした破壊性能評価法を欠陥のない構造物での評価へ応用することが可能となる.

③ 建築鉄骨の歪集中部に適用できる CTOD 設計曲線の提案

地震による脆性破壊現象において破壊させる力は地震力であるが,ここでは CTOD 設計曲線をベースに破壊部に作用する歪で評価することを考慮し,地震力はさらに破壊する部位に発生する歪履歴に変換する必要がある.この歪履歴はき裂の開閉口挙動から考えて図2.2に示すように破壊部に繰返し歪履歴による材質劣化を与える部分と破壊の駆動力を与える部分とに分けられる.すなわち,繰返し予歪は材料の破壊靭性の劣化として評価でき,また,破壊に至る最終引張負荷において,き裂が存在した場合にそれを開口させるように働く,き裂想定部の局所的な歪を CTOD 設計曲線における評価歪として CTOD の推定に利用出来るのではないかと考えた.本論文では建築鉄骨において破壊部のき裂開口に寄与する歪(アクティブ歪)から CTOD を推定する方法として建築鉄骨用の CTOD 設計曲線の確立を課題とし,特に破壊部の歪集中や歪勾配が大きい建築鉄骨の破壊発生部への適用を考慮して評価に用いる歪の採り方について検討することとした.



a) Column-to-beam joint



b) Strain history in connection zone

図2.2 材料の靭性低下に寄与する予歪(スケルトン歪)と破壊を起こさせる歪(アクテイブ歪)

④ 繰返し動的負荷が破壊特性に及ぼす影響

提案する建築鉄骨の破壊性能評価法では,地震による繰返し動的負荷の破壊性能への影響を定量的に評価して取り扱う必要があるため,圧縮・引張繰返し負荷を受ける建築鉄骨の歪集中部やそこに存在するき裂の変形挙動に注目し,圧縮・引張繰返し負荷が脆性破壊限界に影響を及ぼす因子についての検討を課題とした.

まず,圧縮・引張繰返し負荷を受ける部材の延性き裂発生進展から脆性き裂へ転化する場合のき裂先端部に付与される繰返し圧縮・引張歪の影響を検討するため,機械切欠きや疲労き裂を導入した4点曲げ試験片による正負交番の曲げ試験を行い,き裂先端部の形状の差が破壊特性に及ぼす影響を検討する.

また,鋼材の破壊靭性は温度に依存することが良く知られており,動的繰返し負荷での破壊条件を考える際には

塑性変形による破壊部の発熱が破壊限界に及ぼす影響の検討が必要であると考えられる．つまり，発熱により温度が上昇した分，使用温度が上昇し，脆性破壊しにくくなると考えられる．動的負荷による破壊部の温度上昇については負荷瞬間での局所的な温度上昇を考える必要があるため測定が難しく，兵庫県南部地震以後，柱梁接合部の動的負荷試験により部材の温度上昇が測定されたデータ[25]はいくつかあるものの破壊発生部の温度はあまり明確にされていない．そこで，新たに柱梁接合部のFEM解析を行うことにより破壊発生部の温度上昇を検討し，温度上昇の簡易な推定方法の提案も課題とした．

なお，図2.1に示した破壊性能評価法のフローの中では動的繰返し負荷の影響を次の3つの温度変化により取り扱うことにした．つまり，動的繰り返し変形に温度上昇を考慮，繰返し塑性歪による材質の劣化と破壊靭性に及ぼす歪速度の影響を破壊靭性値の温度シフトとして考慮することにした．繰返し負荷による予歪が靭性に及ぼす影響は図2.3に示すスケルトン歪[26]，$e_{skeleton}$によって表される歪を用いて評価する方法を用いた．また，歪速度そのものが破壊靭性に及ぼす影響については WES2805-1997 の解説に示されている方法を利用して評価した．

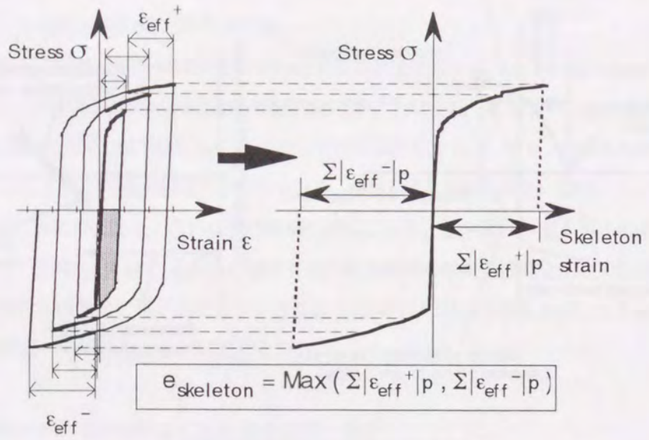


図2.3　スケルトン歪の定義[26]

⑤　接合部の破壊強度に及ぼす材料の応力－歪関係の影響

一般に鉄骨造建物の柱梁接合部は材料強度に基づいて接合部の強度設計が行われることから，接合部の破壊限界強度を材料の破壊靭性から直接評価できることが望まれる．しかし，本論文で述べる破壊性能評価法は破壊部に発生する歪と破壊靭性との関係を与えるものであるため，破壊限界強度を破壊靭性から直接評価することができない．そこで，破壊評価で用いられる歪と部材の破壊強度の関係を直接FEM解析により求め，接合部の破壊限界強度と破壊靭性の関係について検討することを課題とした．特に破壊部の歪と溶接継手部の耐力との関係は接合部形状と材料の応力－歪関係に依存するため，部材の強度や加工硬化特性を変化させた場合の破壊靭性が継手強度に及ぼす影響について詳細な検討を行うこととした．

参考文献

2.1)　南，大畑，豊田，有持：破壊靭性試験の構造性能評価への Transferability を考慮した破壊靭性要求—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，182, p.647-657, 1997

2.2)　日本溶接協会：建築鉄骨での脆性的破壊と鋼材破壊靭性セミナー(第13回溶接構造用鋼材に関する研究発表会)テキスト, 1999.12

2.3)　日本溶接協会規格：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, WES 2805, 1997

2.4)　H.Kuwamura: Fracture of steel during an earthquake – state-of-the-art in Japan, Engineering Structures, Vol.20, Nos 4-6, p.310-322, 1998

2.5)　たとえば，日本建築学会近畿支部鉄骨構造部会：通しダイアフラム型式で角形鋼管柱に接合される H 形鋼梁の塑性変形能力に関する実大実験報告書, 1997

2.6)　日本溶接協会: 建築鉄骨での脆性的破壊と鋼材破壊靭性セミナー(第12回溶接構造用鋼材に関する研究発表会)テキスト, 1997.6

第3章　応力集中部からの延性き裂発生特性に関する検討

3.1　緒言

1995年に新しく鉄骨の施工指針(JASS 6)[3.1]が制定され，改良型の形状が示される以前の通しダイアフラム形式の柱梁接合部では，ダイアフラムと梁を溶接するために設けたスカラップ底部の歪集中部に，裏当て金を取付けるための隅肉溶接行われている例が多く，兵庫県南部地震ではここを起点として脆性破壊した事例が多数確認されている．これらの破壊の起点部を詳細に観察した結果によると，初めに延性き裂が発生し，脆性破壊に転化したとの報告も多い[3.2]．また，発生した延性き裂の大きさは様々であり，肉眼では確認しにくいほど小さいき裂である場合も報告されている．[3.3]

このように，地震下において，歪集中部では繰返し負荷により局所的に大きな圧縮・引張負荷が生ずるため，予めき裂が無くても，加工キズや浅いアンダーカット程度でも延性き裂が発生し，脆性破壊の起点となることが考えられる．そこで，本節では，延性き裂の発生特性の工業的評価手法として円周切欠き付丸棒引張試験を行い，延性き裂発生特性に影響を及ぼす力学的因子について考察した．

延性き裂は塑性変形によって発生・成長したボイドが連結して生ずるマクロ的なき裂である．ボイドの成長速度は相当塑性歪と応力三軸度に支配される[3.4]と言われており，延性き裂の発生も相当歪と応力三軸度の影響を大きく受ける．なお，応力三軸度は塑性拘束の大きさを表す一つの指標であり，ここでは静水圧応力をMisesの相当応力で除した値として定義している．鉄骨柱梁接合部において延性き裂の発生する部位は歪集中の大きいスカラップ底や梁溶接の始終端部であるが，こうした部位は塑性歪と塑性拘束が共に大きいと考えられ，そのために延性き裂が発生しやすくなっているものと考えられる．

円周切欠き付丸棒試験は切欠き形状を変化させることにより切欠き部断面の応力三軸度を容易に変化させることが可能であり，また，切欠き形状により延性き裂発生部を応力や歪勾配が比較的小さい切欠き部断面中心部で延性き裂を発生させることが可能である．このため，この円周切欠き付丸棒試験片は延性き裂発生時の応力や歪を定量的に評価する目的に適していると考えられ，従来からこの試験片を用いた延性き裂発生限界歪に及ぼす応力三軸度の影響について多くの研究がなされている[3.5,3.6,3.7,3.8]．

本章では，まず，円周切欠き付試験片を用いて，特に建築鉄骨用に広く使用されてきた鋼材を中心に静的引張試験による延性き裂発生限界歪に及ぼす応力三軸度の影響を評価し，鋼材の応力ー歪関係が発生特性に及ぼす影響について考察した．

また，地震による延性き裂の発生を考慮すると動的負荷での発生特性について検討する必要がある．しかし，動的負荷時の延性き裂発生特性に関しては，破壊靭性試験片を用い，予め導入した鋭いき裂先端からの動的延性き裂発生特性の研究[3.9]しか行われておらず，初期き裂の無い部位からの発生評価についてはあまり検討されていない．

そこで，本章においては，前述したような構造物の動的負荷時の延性き裂発生を検討するための基礎研究として，円周切欠き付丸棒試験片を用いた動的引張試験を行い，延性き裂発生特性に及ぼす動的負荷の影響についても検討した．

さらに，円周切欠き付丸棒試験により得られた延性き裂発生限界歪と応力三軸度の関係を基に，鉄骨柱梁接合部の延性き裂発生限界の評価へのこの考え方の適用性について検討した．

3.2　円周切欠き付丸棒試験による延性き裂発生試験

鋼材の延性き裂発生特性に及ぼす応力三軸度の影響や負荷速度の影響を調べるため，切欠き底半径の異なる円周切欠き付丸棒試験片を用いて，引張速度を変化させた実験を行った．本節では試験に用いた鋼材と試験方法および試験時の荷重伸び変位の計測方法，及びこの試験法における延性き裂発生の定義について述べる．

3.2.1　供試鋼

試験にはJIS 3106の建築鉄骨用として従来から用いられてきた溶接構造用鋼SM400B，SM490A，SM490B，及びSN490Bを用いた．供試鋼の化学成分を表3.2.1，機械的性質を表3.2.2に示した．すべての試験片は試験片長手方向が圧延方向となるように採取した．圧延H形鋼のSM490BとSN490Bについてはフランジの幅1/4の板厚中央から採取したものの他に，大地震によるH形鋼の梁材がスカラップ底の微少な延性き裂を起点として脆性破壊を起こした事例を考慮して，円周切欠き付丸棒引張試験片の中心軸がフランジの幅中央かつフランジ内表面となるよう採取し，延性き裂の発生特性を比較することにした．

表3.2.1　供試鋼の化学成分

Steel	Thickness mm	C	Si	Mn	P	S	Ceq
				wt%			
SM400B (Plate)	25	0.17	0.19	0.69	0.03	0.010	0.29
SM490B (Plate)	25	0.16	0.44	1.34	0.01	0.004	0.39
SM490A (Plate)	25	0.12	0.29	1.28	0.02	0.005	0.38
SM490B (Roll-H)	35 (Flange)	0.08	0.11	1.37	0.01	0.005	0.36
SN490B (Roll-H)	21 (Flange)	0.16	0.34	1.14	0.02	0.004	0.37

Ceq(IIW)=C+Mn/6+(Cu+Ni)/15+(Cr+Mo+V)/5

表3.2.2　供試鋼の機械的性質

Steel	Position	Y.P. MPa	T.S. MPa	U-El. %	Elong. %	vE_{shelf} J	vTrs ℃
SM400B (Plate)	t/2	300	498	21	40	143	-2
SM490B (Plate)	t/2	377	580	18	37	225	-13
SM490A (Plate)	t/2	364	556	18	36	155	-3
SM490B (Roll-H)	t/2.F/2	355	482	17	39	291	-25
	t/2.F/4	365	489	15	37	277	-33
SN490B (Roll-H)	surface.F/2	433	541	11	29	>150	-5
	t/2.F/4	375	531	18	39	>195	-33

Y.P.: Yield stress. T.S.: Tensile strength. U-EL: Uniform elongation
Elong.: Elongation. vEshelf: Upper shelf of vE. t/2: Center of thickness
F/2: Center of flange width. F/4: Quarter of flange width. surface: Inner surface of flang

3.2.2　円周切欠き付丸棒試験片

延性き裂の発生特性を評価する円周切欠き付丸棒試験片の形状を図3.2.1に示した．なお，切欠き半径Rが1mmより小さい場合には切欠き部底部の歪集中が大きいため，断面中心部との歪の差が大きく円周切欠き底からの延性き裂発生となってしまうことが多い．また，切欠き半径Rを，例えば，10mm程度と大きくしてもき裂発生時には切欠き部が大きくくびれるため形状的に5mmの場合とあまり差が無くなってしまうことを実験的に確認し，円周切欠き断面部の応力三軸度に十分な差がつき，延性き裂が試験片の切欠き部断面中心部から発生するように切欠き底の直径D＝6mm，切欠き半径R＝1, 2, 5 mmとした．

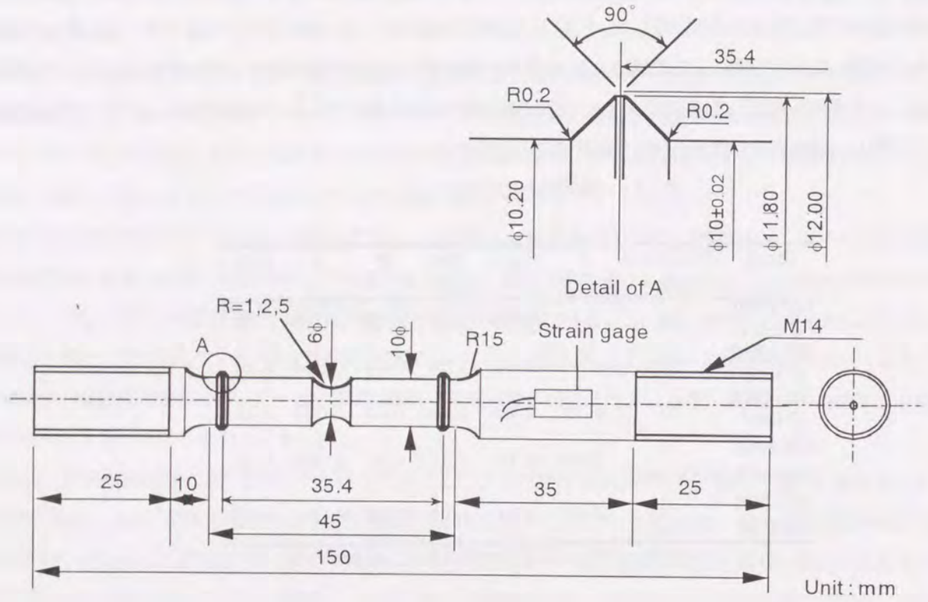


図3.2.1　円周切欠き付丸棒引張試験形状

3.2.3　実験方法

試験はすべて室温(気温15～25℃)において行った．引張速度は準静的負荷条件として変位速度 (クロスヘッドスピード) 0.0167mm/s (1mm/min) にて単調に引張負荷を与えた．負荷速度の影響を検討する試験においては，縦型油圧サーボ式高速引張試験機 (島津製製作所製) を用いて500mm/sで実験を行い，一部の試験においては10mm/sでも行った．試験中の荷重の計測は試験片，または試験治具に貼付した歪ゲージの出力をもとに算出したが，試験片から荷重計測位置が離れるほど，負荷速度が大きくなった場合，出力の応答性が低下する．そこで，試験速度が10mm/s以下の低速の場合には試験片へ荷重を伝達する軸の平行部に添付した歪ゲージにより計測した，それ以上の高速の場合には，図3.2.1に示したように試験片つかみ部に貼付した歪ゲージの出力から荷重を求めた．なお，試験片の伸びは試験片の鍔部に取り付けた伸び計 (G.L.=35.4mm)により測定した．

3.2.4　延性き裂発生の定義

試験に先立ちSM490B鋼の試験片を用いて，約1mm/sのクロスヘッド速度で引張試験を行い，最大荷重を越えた後，破断する以前に除荷を行った．これらの試験片を材軸方向に切断し，切欠き断面部のボイドの発生や延性き裂発生状況を確認した．

図3.2.2に示すようにボイドの発生は最大荷重を越した後に見られ，その後，試験荷重ー伸び関係の急変点(☆印)前後でボイドのマクロ的合体が起こることを確認した．なお，図中の写真は円周切欠き付丸棒試験片の切欠き部の縦断面をナイタールによりエッチングを施し，金属組織とボイド及び延性き裂発生状況を示している．

試験片の切欠き半径，Rが大きい場合には図3.2.2の①のような荷重の急変点が見られ，その後，多少伸びて破断し，Rが小さい場合には②のように荷重の急変とほぼ同時に破断する傾向がある．これはRの小さい場合には応力三軸度が大きく，ボイドの成長・合体が容易に起こるためと考えられる．

この☆印の点は実験的にも求めやすいため，延性き裂の発生は便宜的にこの変曲点と定義し評価に用いた．また，今回試験に用いた切欠き先端半径，Rが1mm以上の試験片の場合にはいずれの試験体もカップアンドコーンの破面となっており，延性き裂は切欠き底部断面の中心部から発生したと考えられるため，この位置からの発生特性として評価することにした．

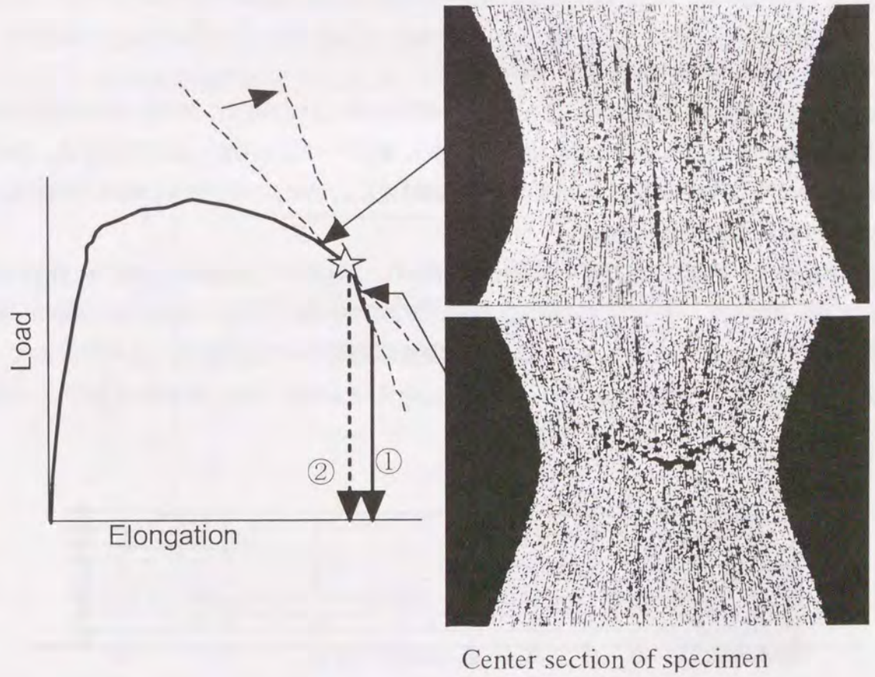


図3.2.2　円周切欠き付丸棒引張試験の延性き裂発生の定義

3.3 FEM 解析を用いた延性き裂発生特性の評価

延性き裂発生特性の指標は従来の研究[3.5)~3.8)]に倣い，式(3.3.1)に示す応力三軸度，Φに対する相当塑性歪ε_pのき裂発生限界を用いて評価することとした．ここで用いた応力三軸度は，静水圧応力，σ_mを Mises の相当応力，σ_{eq}で除することで求めた．

$$\Phi = \sigma_m / \sigma_{eq} \qquad (3.3.1)$$

従来，このΦは Bridgman の式[3.2)]を用い，試験片のくびれ部の形状から推定されている[3.6)]が，材料の歪硬化などの影響が評価できないため，現在では FEM 解析により求められることが多い．またε_pも試験片の円周切欠き部の断面変化から推定できるが，切欠き底半径が小さい場合には切欠き部の断面内の歪勾配が大きくなる．これらの点を考慮して，延性き裂発生特性評価に用いる応力三軸度，Φと相当塑性歪，ε_pは FEM 解析によって求めることにした．

3.3.1 FEM による静的解析を用いた延性き裂発生特性評価

前節で述べた円周切欠き付丸棒試験における延性き裂発生時の応力三軸度と延性き裂発生限界歪を評価するため，試験片の弾塑性 FEM による静的解析を行い，試験片内部の応力や歪の状態を求めた．

3.3.1.1 FEM による円周切欠き丸棒試験の解析

FEM 解析に用いた要素分割を図 3.3.1，また，切欠き部詳細を図 3.3.2 に示した．図 3.3.1 中の矢印は引張方向，三角は変位拘束を示している．要素には軸対称要素を用い，解析コードは MARC　K7.2[3.10)]を用いた．解析は大歪解析であるため，特に移動ラグランジェ法を用い，有限塑性歪とし，また，大変形効果を剛性に反映させ，要素内体積歪一定の条件で弾塑性解析を行った．

また，材料の応力－歪関係には，平滑丸棒試験により得られた公称応力－公称歪線図を真応力－真歪に変換した関係を用いた．変換の際，一様伸び以降の関係はネッキングの影響が現れるため，一様伸び時の真応力－真歪関係の勾配を延長して用いることとした．ここではまず，歪速度の影響については考慮せず，各材料について，すべて変位速度 0.0167mm/s での引張試験により得られた結果に基づいて求めた．なお，歪速度の影響については後述する．

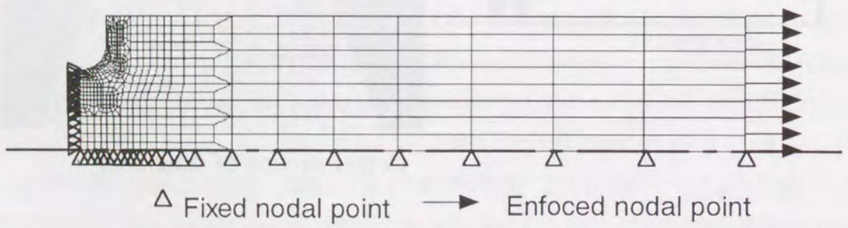


図 3.3.1　円周切欠き付丸棒引張試験片の FEM 要素分割例

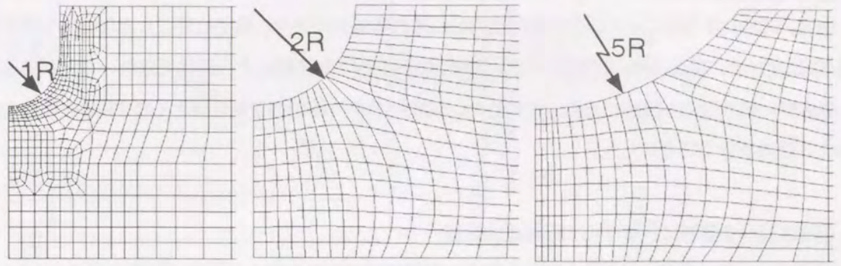


図 3.3.2　円周切欠き部の FEM 要素分割

3.3.1.2 FEM 解析に基づいた延性き裂発生限界の決定手法

図 3.3.3 に一例として R = 5mm の場合の FEM 解析結果と実験結果の例を併せて示した．

FEM 解析結果は実験結果に対し，全ての供試材で最高荷重を示す伸び以降において荷重が高めになった．これは入力した一様伸び以降の応力－歪関係の直線外挿部分と実際の材料特性との誤差によるものと考えられる．ここでは，同様の形状の試験片を用いることで材料ごとの相対的評価が可能であること，また，解析評価の簡便を優先し，前述の応力－歪関係の定義を用いることにした．

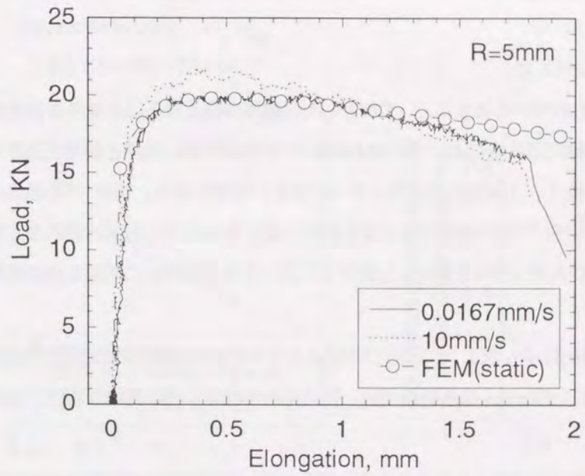


図 3.3.3　円周切欠き付丸棒引張試験結果と解析結果の比較
(G.L. = 35.4mm)

延性き裂発生条件の評価は，実験によるき裂発生時の試験片伸びとFEM解析による伸びとを対応させ，FEM結果から延性き裂発生時点での試験片切欠き断面中心部の応力三軸度と限界相当塑性歪を求めることにより行った．

なお，FEMと実験との対応方法について，切欠き部の歪と直接対応する径変化で対応させることも検討したが，圧延材の場合，材料の異方性により切欠き部が楕円形に絞れる場合があり，測定結果に大きなばらつきが出ることや，特に試験速度が速い場合には測定装置が切欠き底部の引張軸方向移動に十分追従できないことがある等の問題により，精度良い絞り計測が困難である．このため，試験片の平行部の伸びを基準としてFEMと実験の対応をとることにより評価を行うことにした．

3.3.1.3 延性き裂発生限界に及ぼす応力三軸度の影響

前節までに述べた手法を用いて求めた延性き裂発生限界相当塑性歪と応力三軸度の関係を図 3.3.4(a)～3.3.4(f)に示した．図中の●は静的試験結果であり，静的負荷により求めた応力ー歪関係をもとにした解析により求めた値を示している．×は500mm/s，△は10mm/sの動的試験結果であり，静的負荷により求めた応力ー歪関係をもとにした解析により求めた値を示している．また，○は動的試験結果であるが，FEMによる動的解析の結果を用いて動的負荷の影響を補正した結果であり，詳細は後述する．

Riceら[3.4]は鋼材のボイドの成長をボイドの径をrとして式(3.3.2)で表せることを示している．

$$dr / r = 0.283 \cdot d\varepsilon_p \cdot \exp(1.5 \cdot \sigma_m / \sigma_{eq}) \qquad (3.3.2)$$

破壊発生歪ε_fはボイド成長速度に反比例すると考えられるため，図中のフィッティングカーブは式(3.3.3)を用いた．

$$\varepsilon_f = \alpha \cdot \exp(-\beta \cdot \sigma_m / \sigma_{eq}) \qquad (3.3.3)$$

ただし，α，βは材料定数．

試験の結果は，従来から知られているように，いずれも応力三軸度が高くなるほど延性き裂発生限界歪が小さくなる傾向が明確に現れた．鋼種間の比較においてはSM490BのH形鋼が高い延性き裂発生限界歪を示した．この鋼材はシャルピー遷移温度が低く，上部棚吸収エネルギーが大きい材料であり，著者[3.8]の過去の実験結果とも傾向が一致している．また，桑村ら[3.11]は一様伸びの大きな材料が延性き裂発生に対する抵抗が大きいと述べているが，本実験結果では一様伸びが大きく異なる鋼材aと鋼材fにおいて発生限界歪に明確な差は見られず一様伸びの影響は明確に現れなかった．

10mm/sの場合は，図 3.3.4(f)に示したようにばらつきはあるものの静的試験とほぼ同等の結果となったが，図3.3.4(a)～(e)中に示した負荷速度500mm/sの解析結果は，特に応力三軸度が高い側になるほど延性き裂発生限界歪が静的に比べ大きくなった．

しかし，鋼材の応力ー歪関係は歪速度により大きく変化するため，高速負荷時の試験片内部の応力ー歪状態は歪速度の影響で静的解析の結果と異なっていると考えられる．そこでより厳密に動的負荷条件での延性き裂発生特性に及ぼす力学的因子を明確にするため，材料の動的負荷条件での応力ー歪関係を考慮した動的FEM解析を用いた検討を行うことにした．

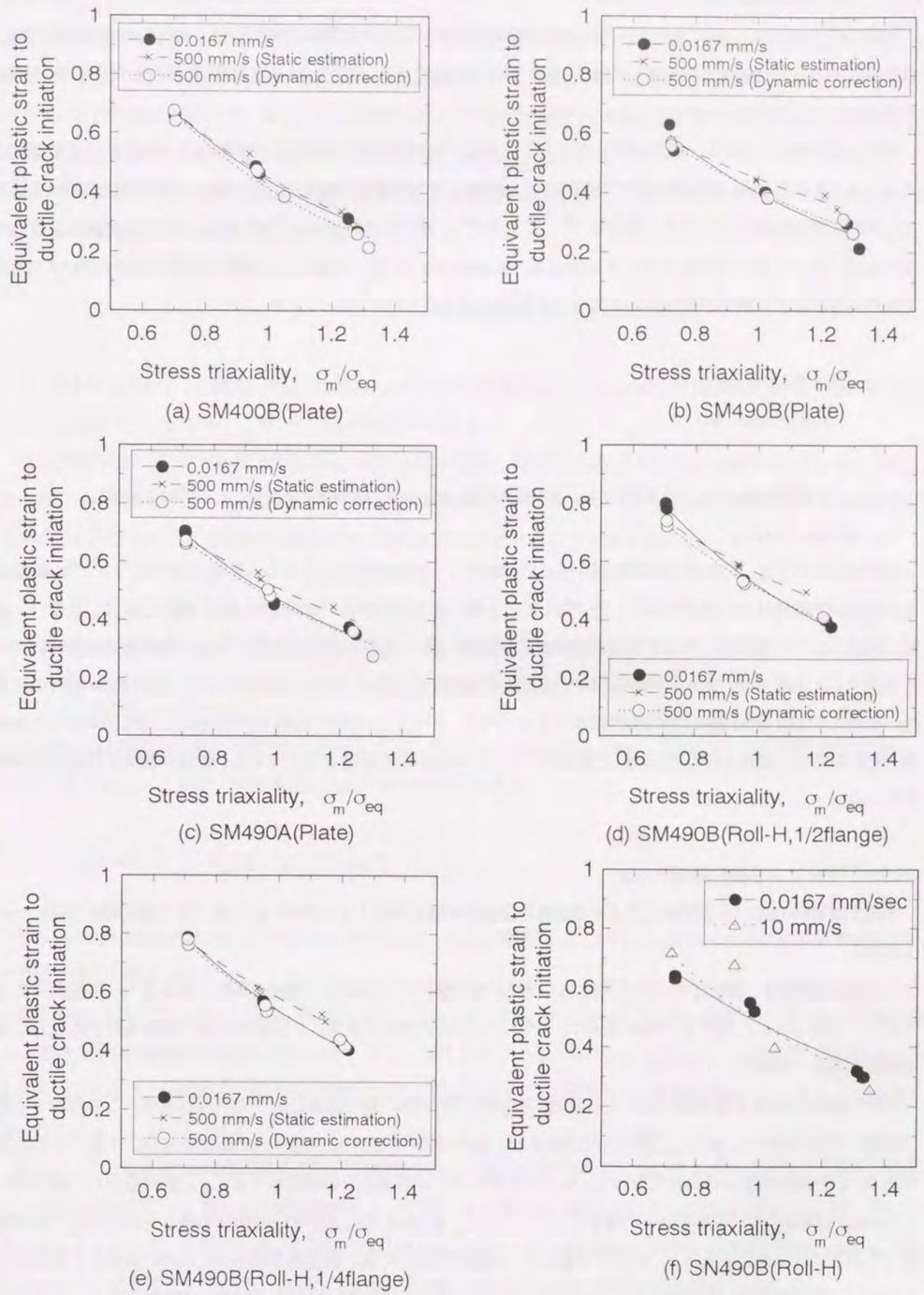


図3.3.4 延性き裂発生限界歪に及ぼす応力3軸度の影響

3.3.2 FEMによる動的解析手法の検討

前節で述べたように，動的負荷条件での延性き裂発生特性に及ぼす力学的因子を明確にするためには材料の動的負荷条件での応力ー歪関係を考慮した動的FEM解析が必要である．そこで，本節ではまず，解析に用いる動的FEMの手法について検討を行った．

鋼材は歪速度により応力ー歪関係が変化することから，円周切欠き付丸棒試験片内部の応力ー歪状態も歪速度により大きく変化し，特に高歪速度下では発熱による温度上昇の影響も考慮する必要がある．鋼材降伏点及ぼす歪速度と試験温度の影響については，豊貞ら[3.12]，井上ら[3.13]，著者らのグループ[3.14]により，式(3.3.4)で表される歪速度ー温度パラメーター (Strain Rate – Temperature Parameter) R[3.1]によって歪速度と温度の影響が表され式(3.3.5)の形で表される式により鋼材の降伏応力を推定する実験式が提案されている．

$$R = T\cdot\ln(A/\dot{\varepsilon}) \tag{3.3.4}$$

$$\sigma_Y = a\cdot\exp(b/R) \tag{3.3.5}$$

ただし，Tは温度(K)，$\dot{\varepsilon}$：歪速度(1/s)，A：材料定数(1/s)，a：材料定数(MPa)，b：材料定数(K)，

σ_Y：降伏応力(MPa)，

本研究においては，最新かつ建築用鋼を中心に実験を行った結果であることから著者らのグループ[3.14]の実験式を動的負荷での降伏点の推定に利用したFEMによる熱ー応力連成解析（以降動的FEM解析と呼ぶ）を用い，試験片内部の応力や歪状態に及ぼす引張速度の影響を詳細に調べ，延性き裂発生特性に及ぼす負荷速度の影響について検討する．本節では，まず，動的負荷による延性き裂発生評価を行うための準備として，動的FEM解析の妥当性の検討を平滑丸棒試験片の動的引張試験によって行う．そしてこの動的FEM解析を用いて円周切欠き付丸棒試験の解析を行い，試験片の応力三軸度と相当歪に及ぼす動的負荷の影響を明らかにし，延性き裂発生特性の再評価を行った．

3.3.2.1 FEMによる動的解析の方法

本節では材料の応力ー歪関係に及ぼす歪速度と温度の影響を考慮したFEMによる熱ー応力連成解析方法について述べる．

このFEM解析は，塑性仕事に伴う発熱および熱伝導の解析を，歪速度と温度の関数となる応力ー歪曲線に従って行う点が追加されただけで，FEM解析コード，およびその他の大変形，大歪解析に伴う解析条件は前述した静的解析の場合と同様として行った．

なお，FEMにおける直接積分法による動的応答解析には一般にNewmarkβ法が用いられるが，この方法では解が振動することが多く，安定した解を得るためには，増分間隔や収束判定の残差力の設定を非常に小さくする必要があり，計算時間が非常に大きくなった．そこで本解析では高周波成分の減衰が大きく，比較的安定した解が得られHoubolt直接積分法[3.10]を用いて計算を行った．ただし，Houbolt法により十分な精度を得るためには変位増分幅を十分小さくとる必要がある．この点を考慮して，本解析においては，変位増分間隔や収束判定条件を十分に小さく設定して計算を行い，幾つかの条件について，Newmarkβ法による解析結果でも同等の値が得られることを確認した上で計算を行うこととし，解析時の変位増分は1インクリメントごとにき裂発生を考える部位の相当歪が

0.05%程度ずつ増加するように与えた．

また，熱伝導解析に関しては，鋼材の塑性変形による温度上昇は，豊貞ら[3.15]の結果から塑性仕事の90%が熱に変わるものとし，また，その他の熱ー応力連成解析の条件として，比熱 c=0.48J/gK，熱伝導率κ=48W/mK，鋼材の密度ρ=7.85g/cm^{3}を用いた．また，熱の境界条件については，解析の初期温度を20℃とし，試験片表面からの放熱はなく，試験片つかみ部から治具への熱伝導も無いものとした．

鋼材の降伏応力と引張強さに及ぼす歪速度と初期温度の影響については，文献[3.14]で提案されている490MPa級鋼の実験結果を基にした実験式(3.3.6)を用いた．

$$\sigma_Y = \sigma_{Y0}\cdot\exp[1.8\times10^{-10}\cdot T_0\cdot E\cdot(\sigma_0/E)^{-2}\cdot\{1/(T\cdot\ln(10^8/\dot{\varepsilon}))-1/(T_0\cdot\ln(10^8/\dot{\varepsilon}_0))\}] \tag{3.3.6}$$

ここで，σ_{Y0} (MPa)：温度T_0 (K)，歪速度$\dot{\varepsilon}_0$ (1/s)における降伏応力，σ_Y (MPa)：試験温度T(K)，歪速度$\dot{\varepsilon}$(1/s)における降伏応力，E (MPa)：ヤング率 (=206GPa)である．

また，材料の相当応力σと相当塑性歪ε_p及び相当弾性歪ε_e関係には式(3.3.7)に示した関係式を用いることとした．真歪εは$\varepsilon=\varepsilon_e+\varepsilon_p$で表し，$\sigma$と$\varepsilon$の関係は実際の材料の真応力ー真歪の関係にできるだけ合わせるため，一様伸びに対応する真歪の場合の真応力が式(3.3.7)で表せるようn値を定めた．

$$\sigma = \begin{cases} E\cdot\varepsilon_e & \varepsilon_e \leqq \sigma_Y/E \ ,\ \varepsilon_p = 0 \\ E\cdot\varepsilon_e = \sigma_Y\cdot(\varepsilon_p/\varepsilon_Y)^{1/n} & \varepsilon_e > \sigma_Y/E \end{cases} \tag{3.3.7}$$

ここで，降伏歪 $\varepsilon_Y=\sigma_Y/E$である．

MARCでは真応力ー相当塑性歪の勾配を関数として任意に設定出来るため，式(3.3.7)を相当塑性歪で微分し，式(3.3.8)を求めた．この際，引張速度が一定であるため歪速度も一定とした．

$$d\sigma/d\varepsilon_p = (1/n)\cdot\sigma_Y\cdot\varepsilon_p^{-1+1/n}\cdot\varepsilon_Y^{-1/n} \tag{3.2.8}$$

さらに，式(3.3.8)に式(3.3.6)より求められる降伏応力 σ_Yと降伏歪 $\varepsilon_Y=\sigma_Y/E$ を代入することにより真応力ー相当塑性歪の勾配を求めた．

式(3.3.8)は歪速度が上昇した場合，降伏応力が上昇し $d\sigma/d\varepsilon_p$も大きくなるため，温度が一定であれば降伏応力の上昇よりも引張強さの上昇の方が大きくなることを示している．しかし，現実には，文献[3.14]の実験結果からも明らかであるが，歪速度が上昇すると降伏応力の上昇量に対して引張強さの上昇量の方が小さくなることが良く知られている．

そこで，この現象は引張負荷過程における塑性変形による温度上昇が影響しているものと考えた．つまり高歪速度下では塑性仕事により発生した熱の拡散が十分に起こらず温度が上昇しているため強度があまり上昇しないと考えられる．そこで，本解析で用いた手法ではFEMによる熱ー応力連成解析を行うことにより塑性仕事による発熱を考慮し，高歪速度下で変形した場合の温度上昇が引張強さの上昇量を抑制するようにしている．

つまり，この方法では歪速度が一定ならば，発熱の小さい低歪域では式(3.3.7)に従って歪硬化するが，高歪域で

は塑性仕事により温度が上昇するため σ_Y が計算上低下する．この σ_Y が逐次計算により式(3.3.8)にフィードバックされて動的大歪下では強度が低下することになる．

3.3.2.2 平滑丸棒引張試験結果を用いた FEM による動的解析の妥当性検証

前節の FEM 解析による試験片の応力，歪及び温度の妥当性を確認するために，図 3.3.5 に示した径が 10mm の平滑丸棒試験の動的解析（引張速度 0.006mm/s（実験では 0.0167mm/s），5mm/s 及び 20mm/s）を行い，実験と比較した．FEM の要素は軸対象要素を用いて図 3.3.6 のように分割した．解析に用いた材料の応力ー歪関係に用いる n は，準静的実験の降伏応力と引張強さの実験結果から n = 8.9 と定め，すべての解析条件に適用した．実験と FEM 解析により得られた公称応力ー公称歪の関係を図 3.3.7 に示した．

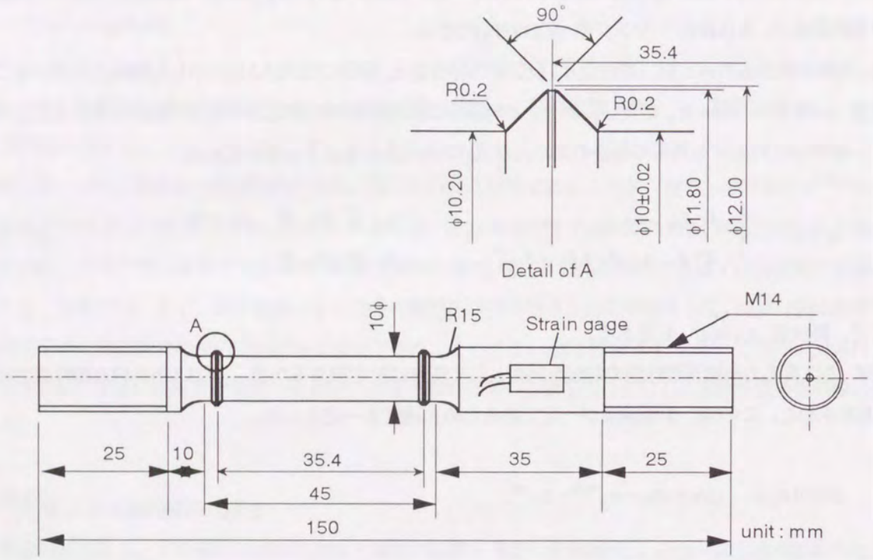


図 3.3.5 平滑丸棒引張試験片形状

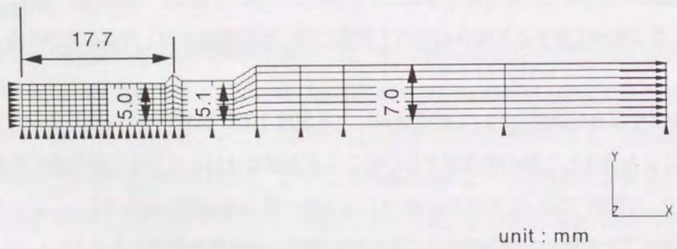


図 3.3.6 平滑丸棒引張試験片の有限要素分割（軸対称モデル）

実験では動的負荷中の温度は赤外線放射温度測定装置(日本アビオニクス製ハンディーサーモ)を用いて測定した．なお，温度測定誤差をできるだけ小さくするために試験片平行部は油性インクにより黒色に塗装し黒体放射に近づけるとともに，予め熱電対を用いた静的な温度計測結果を基準に，測定装置の放射率を調整した上で動的計測を行った．実験と FEM 解析により求めた試験片切欠き底の温度変化例を図 3.3.8 に示した．材料の応力ー歪関係を式(3.3.7)で近似したため，実験による温度上昇の傾向は FEM 解析の結果に比べ，歪が 15%程度までは少し緩やかで，その後は少し急になっているものの解析結果は実験の傾向を良く表している．

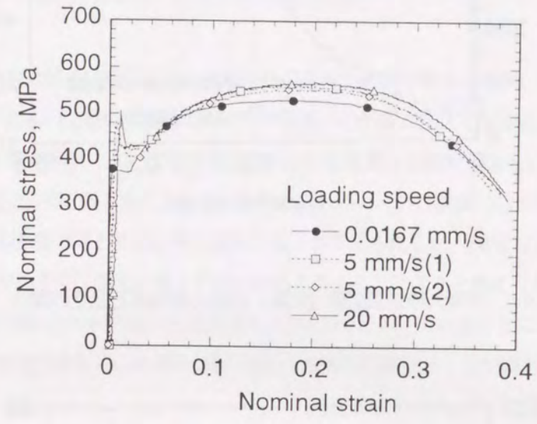


図 3.3.7(a) 平滑丸棒引張試験(実験)の応力ー歪曲線に及ぼす負荷速度の影響

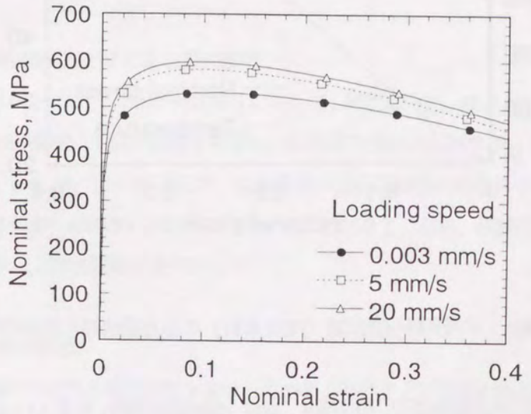


図 3.3.7(b) 平滑丸棒引張試験（FEM 解析）の応力ー歪曲線に及ぼす負荷速度の影響

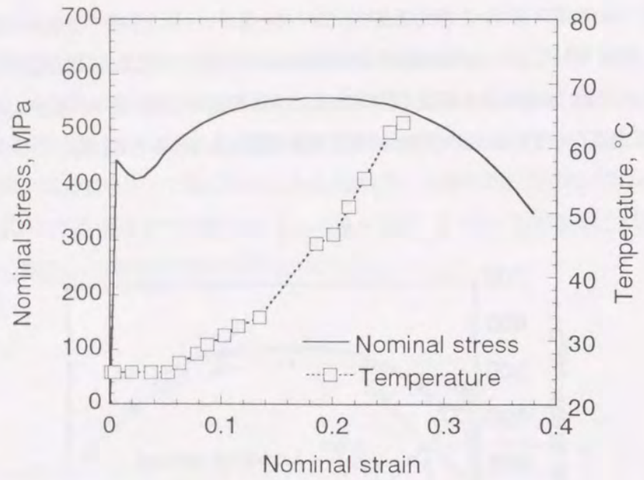


図 3.3.8(a)　平滑丸棒引張試験（実験）の応力歪曲線と温度の関係

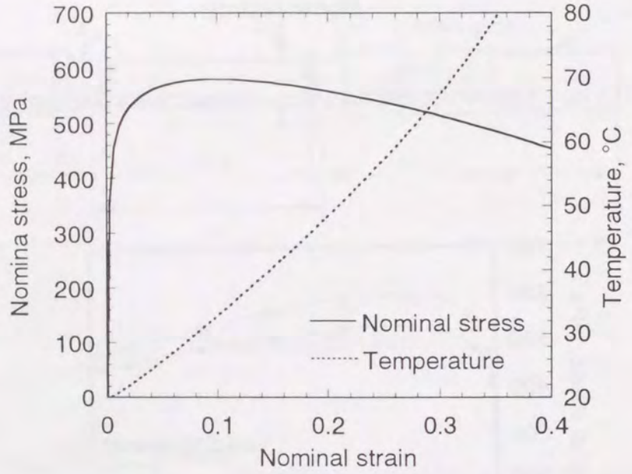


図 3.3.8(b)　平滑丸棒引張試験（FEM 解析）の応力歪曲線と温度の関係

以上の実験と解析により得られた降伏応力，引張強さ，温度 (20%塑性歪時) を表 3.3.1 にまとめた．この表によると解析結果は実験で得られた温度上昇をほぼ表していると言える．

表 3.3.1　試験片温度上昇量の実験結果と FEM 解析結果の比較

Tensile test speed mm/s	Method	Yield Strength MPa	Strain rate at Y.S. 1/s	Tensile Strength MPa	Strain rate at T.S. 1/s	Uniform elong. %	Temp. Change* °C
0.0167	Experiment	375	—	531	0.00039	17	—
0.006	FEM	375	0.0001	531	0.00016	11	20→24
5	Experiment	423	—	563	0.14	20	25→46
	FEM	426	0.076	581	0.13	9.9	20→49
20	Experiment	424	—	572	0.55	20	25→51
	FEM	446	0.40	598	0.53	9.7	20→49

*: Temperature change from 0 to 20% strain

FEM 解析の結果，最大荷重付近で引張強さに及ぼす負荷速度の影響が最大となり，高速負荷時の引張強さが上昇し，破断伸び付近(伸び歪 0.4 程度)の大歪時に歪速度の強度への影響が小さくなるという実験結果の傾向が正しく表された．ただし，特に動的解析において引張強さが高めに推定される結果となっている．これは，実験の応力－歪関係を 1/n 乗型の式(3.3.7)で近似したことによると考えられる．つまり，実験では一様伸びが約 20%あるため，塑性仕事による発熱による温度上昇とそれに伴う強度の低下が考えられるが，FEM では一様伸びが小さいため，塑性仕事による温度上昇が小さく，強度の低下が過小評価されることによると考えられる．

以上のことから，実験に用いた材料の応力－歪関係を式(3.3.7)で近似していることによることを考慮すれば，前節で述べた熱－応力連成解析方法を用いた FEM 解析は妥当な解析結果を示していると考えられる．

3.3.3　動的延性き裂発生特性に及ぼす材料の応力－歪関係の影響とその特性評価

前節での結果を踏まえ，式(3.3.7)の形で表される応力－歪関係を仮定し，FEM による熱－応力連成解析を用いて，動的負荷時の試験片内部の応力三軸度，相当塑性歪，温度に及ぼす引張速度及び歪硬化指数（n 値）の影響ついて調べた．さらにこの結果を用いて図 3.3.4 に示したの動的円周切欠き付丸棒試験結果を再整理し，延性き裂発生限界歪と応力三軸度の関係に及ぼす動的負荷の影響を詳細に検討する．

3.3.3.1　円周切欠き付丸棒試験の FEM による動的解析

FEM 解析は図 3.2.1 に示した R=1，2，5mm の試験片に対して，降伏応力を一定とし，n 値を変化させて行った．材料の機械的特性は一般の溶接構造用鋼の特性を考慮し，降伏応力(真応力)=433MPa，降伏比=降伏応力/引張強さは 0.6～0.9 程度を考慮し，n=6，8，10，20 とした．公称応力－公称歪線図に対応させると降伏応力=433MPa，一様伸び=9～20%，引張強さ=580～450MPa の鋼材に対応することになる．なお，試験速度として，0.0167，1，10，50，500mm/s の 5 段階設定し，初期温度は 20℃とした．

3.3.3.2　FEM による動的解析結果

円周切欠き丸棒引張試験片の延性き裂が発生する中心部の相当塑性歪と歪速度の関係の例（R=2mm，n=10 の場合)を図 3.3.9 に示した．

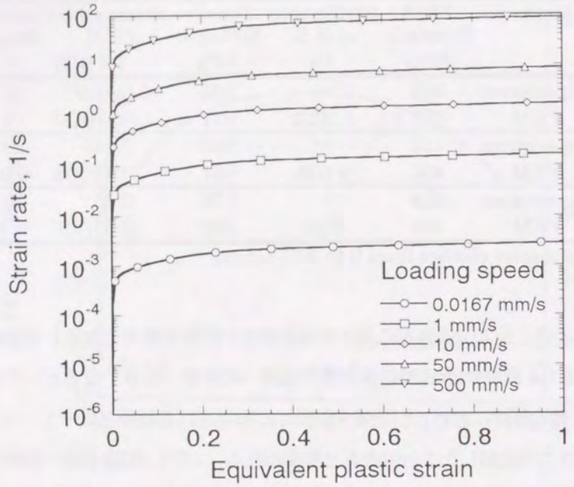


図 3.3.9　円周切り欠き丸棒試験片の相当塑性歪と歪速度の関係
（r=2mm の場合の FEM 解析結果）

歪速度は引張速度の増大に対応して大きくなり，試験速度が 500mm/s の場合，歪速度が 10^1 1/s のオーダー，0.0167mm/s で 10^{-3} 1/s オーダー程度となった．また，歪が大きくなるほど切欠き部への歪集中のため歪速度が多少大きくなる傾向が見られた．

一方，試験片中心部の温度変化の例を図 3.3.10 に示した．この例では引張速度が 1mm/s 程度以下での温度上昇は相当塑性歪 20%程度で飽和する傾向があるが，10mm/s 以上では温度が単調上昇となり，熱の散逸が小さくなっていることがわかる．

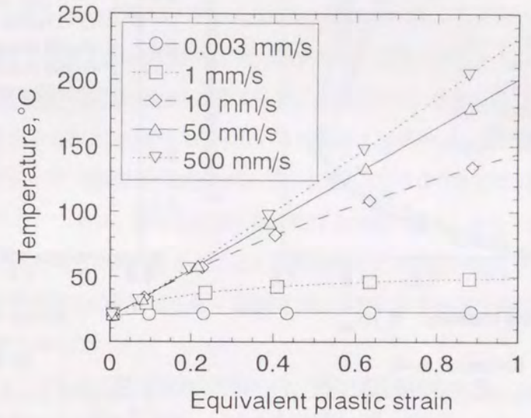


図 3.3.10　円周切り欠き丸棒試験片中心部の相当塑性歪
と温度の関係（r=2mm の場合の FEM 解析結果）

3.3.3.3　円周切欠き付丸棒試験片の応力三軸度と相当塑性歪の関係に及ぼす負荷速度の影響

動的負荷が材料の延性き裂発生特性に及ぼす影響を考える前に，動的負荷による材料の機械的性質の変化が試験片の挙動に及ぼす影響を明らかにする必要がある．そこでまず，n を固定し，円周切欠き付丸棒試験片の切欠き部の応力三軸度と相当塑性歪の関係に及ぼす負荷速度の影響について着目して考察した．

図 3.3.11 に切欠き底部断面中心の応力三軸度と相当塑性歪の関係を示した．

いずれの条件においても歪が 20～30%と比較的小さい領域では引張速度が大きいほど応力三軸度が低くなっている．これは，切欠き底断面部の歪速度が試験片平行部より大きいため，式(3.3.6)から明らかなように，動的負荷では相対的に強度上昇が大きくなる．そして，この強度上昇は引張速度と正の相関があるため，切欠き部の変形が静的条件に比べて抑制される．このため動的負荷時に応力三軸度の上昇が小さくなったと考えられる．逆に，歪が大きい場合には，負荷速度が大きいほど熱の拡散が起こりにくいため，温度上昇により強度が低下し，歪が切欠き部に集中することにより応力三軸度が上昇する．

ただし，実験による延性き裂が発生する相当塑性歪範囲は，図 3.3.4 より，静的負荷の場合，R = 1mm で 0.2～0.4，R = 2mm で 0.4～0.5，R = 5mm で 0.6～0.8 程度である．この範囲での相当塑性歪と応力三軸度の関係は，引張速度 0.00167mm/s (1mm/min) と 500mm/s を比較しても，応力三軸度が高々0.05 程度の差であるため工学的な観点から見れば，試験片の $\Phi = \sigma_m/\sigma_{eq}$ と ε_p の関係に負荷速度はほとんど影響しないものと思われる．

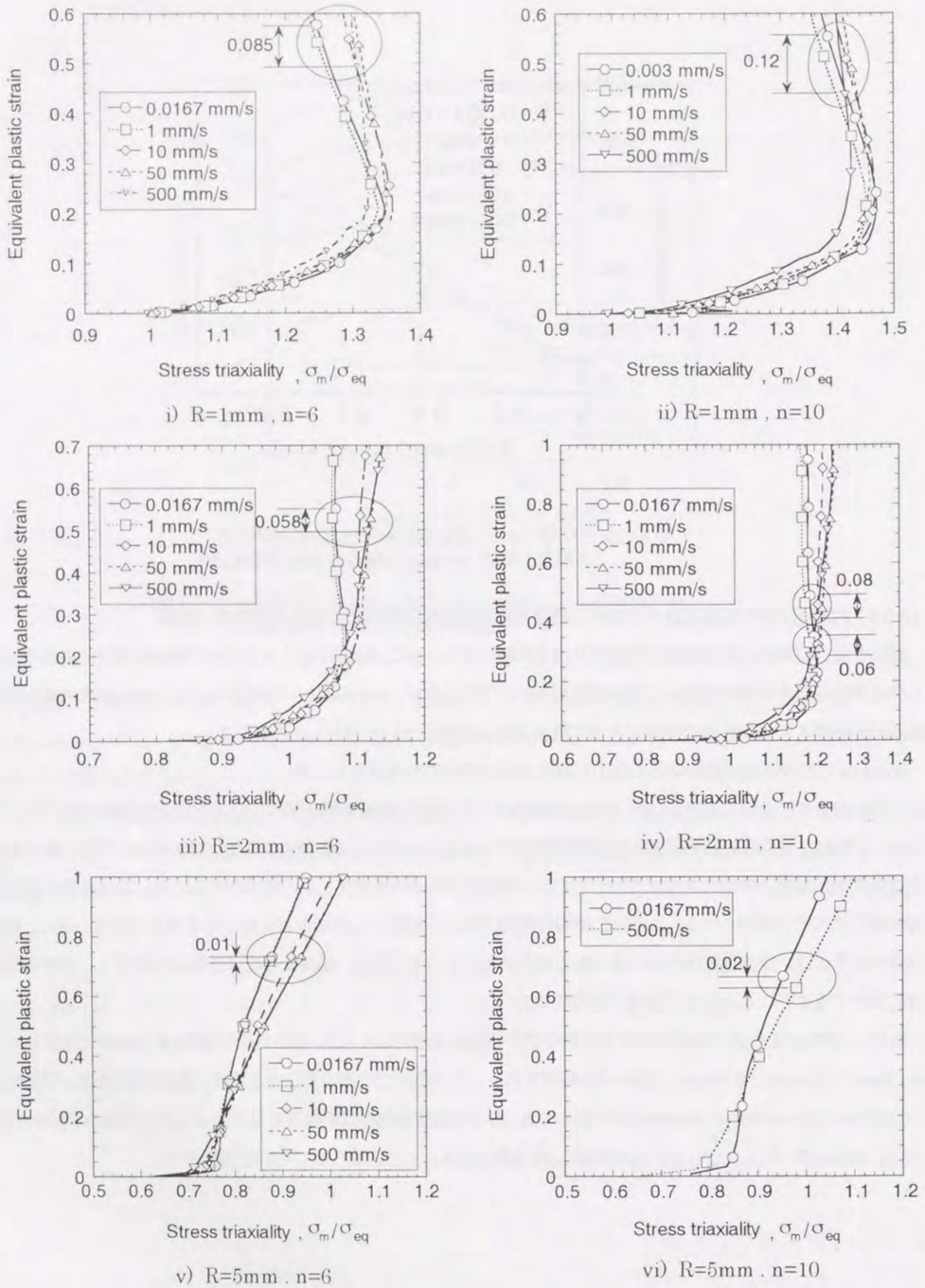


図3.3.11　周切り欠き丸棒試験片中心部の応力３軸度と相当塑性歪の関係に及ぼす負荷速度、ｎ値、切欠き底半径の影響

3.3.3.4　延性き裂発生限界に及ぼす負荷速度の影響

次に，延性き裂発生限界への負荷速度の影響について考えるため，同じ変位に対する応力三軸度と相当塑性歪の関係について着目した．図3.3.11 中の○で囲んだプロットは引張速度は異なるが試験片の伸びが同じである場合の結果を示している．同じ引張変位に対する応力三軸度の変化は高々0.05 程度であるが，相当塑性歪は大きく異なり，例えば R＝1mm，n＝10 の例では準静的試験の相当塑性歪が 0.55 に対して，動的試験 (引張速度 ＝500mm/s)では 0.44 と 20% 程度の歪が小さくなった．この傾向は試験片の R が小さく歪集中が大きい試験片ほど顕著になっている．このことは，強い歪集中部を持つ構造物が動的負荷を受けた場合，マクロな変形に対して歪集中部では静的な場合よりも歪が小さくなること，つまり，塑性歪の局所化を妨げる方向に働くことを示唆している．

上述した負荷速度を変化させた場合の傾向をまとめると動的負荷による試験片切欠き断面中心部の応力三軸度と相当塑性歪の関係に及ぼす負荷速度の影響は小さく，試験片伸び変位に対する切欠き断面中心部の相当塑性歪への影響が大きいことが明らかとなった．

以上の結果を基に，図3.3.4 に示した延性き裂発生特性の内，特に試験速度の大きい (a)〜(e) について n＝6 の場合の動的解析結果を基に動的負荷の影響を修正した結果を○印で前述の図3.3.4 に併せて示してある．この場合の n 値は供試鋼 (a)〜(e) の応力ー歪関係をできるだけ合わせるため，一様伸びが解析と実験とで近くなるよう選択した．図3.3.4 より明らかに，今回供試した材料について，延性き裂発生限界歪と応力三軸度の関係に及ぼす歪速度の影響は比較的小さいことがわかった．

3.3.3.5　延性き裂発生特性に及ぼす応力ー歪関係の影響

次に延性き裂発生特性に及ぼす n 値の影響について考察した．n＝6 と n＝10 の場合を図3.3.11(i)と図3.3.11(ii)で比較すると，応力三軸度と相当塑性歪の関係は，n が大きい方が全体的に応力三軸度が高い側に 0.1 程度シフトする結果となった．

上記の結果は，n 値が大きい高降伏比材はボイドの成長を促進しやすいため，延性き裂の発生しやすいことを示している．しかし，鋼材の延性き裂発生特性はボイドの核となる介在物の数等，材質の面から決まる要素が大きいため，降伏比によって延性破壊特性が必ずしも決まることにはならないと考えられる．このことは，例えば，降伏比 YR の異なる 400〜800MPa 級鋼を用いて延性き裂発生限界歪に及ぼす応力三軸度の影響を調べ，高降伏比でも高い発生限界歪を呈した例[38]からも明らかである．

また，同じ変位に対する応力三軸度と相当塑性歪の関係について着目し，延性き裂が発生する歪レベルで比較すると，n の大きい方が動的負荷において相当塑性歪が小さくなる結果となった．このことは，降伏比のみが異なり，応力三軸度と延性き裂発生限界歪の関係が同じ材料を用いた構造物の場合，歪集中部において高降伏比材の方が高負荷速度で歪集中が小さくなることを示唆していると言える．ただし，より歪が大きくなると，発熱により歪集中部の強度が低下し，歪がより集中することも予想され，傾向が逆転する可能性も考えられる．

3.4 柱梁接合部の延性き裂発生限界の検討

前節では，延性き裂発生限界歪に及ぼす相当塑性歪ー応力三軸度の履歴の差は大きく影響しないことを確認した．これは，柱梁接合部など形状が異なり応力三軸度と相当塑性歪の履歴が異なる構造物であっても円周き裂丸棒引張試験により求められた延性き裂発生限界歪ー応力三軸度の関係によって延性き裂発生を評価できることを意味する．この結果を前提に，本節ではスカラップを有する通しダイアフラム形式の柱梁接合部の接合部近傍をモデル化して3次元FEM解析を行い，スカラップ底から延性き裂発生する場合の梁端部の歪について検討した．

3.4.1 解析モデル

スカラップを有する柱梁接合部の例を図3.4.1に示す．この接合部のスカラップ部の形状詳細として図3.4.2に示すような，スカラップ底部が直角に立ち上がるものと45°の角度を持って立ち上がるもの，また，溶接裏当て金取付けの隅肉溶接を従来のようにフランジ全幅について行う場合と，建築工事標準仕様書(JASS 6)[3.1]で推奨するものを参考にH形鋼のフィレット部から5〜10mm以内を除いて溶接した場合を組み合わせた計4種類について検討した．破壊の発生は前述したように図3.4.2中に○で示したスカラップ底から起こることを想定して解析を行った．

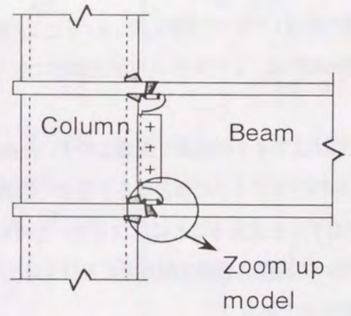
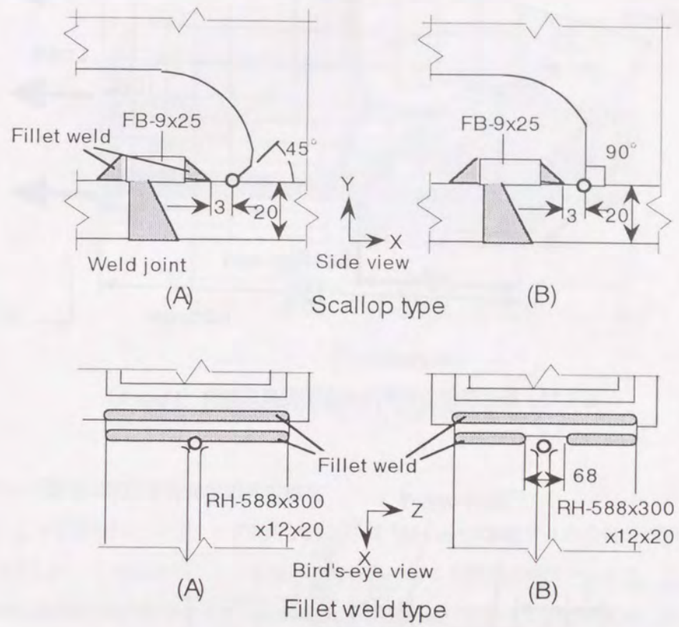


図3.4.1 柱梁溶接接合部の例



Model	Scallop type	Fillet weld type
Model 1	A	A
Model 2	B	A
Model 3	A	B
Model 4	B	B

図3.4.2 解析を行った接合部のディテール

解析に用いたモデルのメッシュ分割とスカラップ底部近傍の詳細の例を図3.4.3〜図3.4.5に示す．FEM解析は図のようにスカラップ部のみを切り出したモデルについて行った．変形は梁の曲げによる回転を無視し，H形鋼梁端部の材軸方向引張のみを考え，柱側は剛体への接合とし，ウエブ側（フランジと平行なモデルの上端部）はY軸方向のみを拘束した．解析コードはMARC K6を用い，大変形解析用のオプションを設定し，3次元弾塑性有限要素法により応力歪解析を行った．要素には8節点のアイソパラメトリック6面体要素を用い，材料の加工硬化特性には図3.4.6に示す実際のSM490相当材の真応力ー真歪関係を用いた．

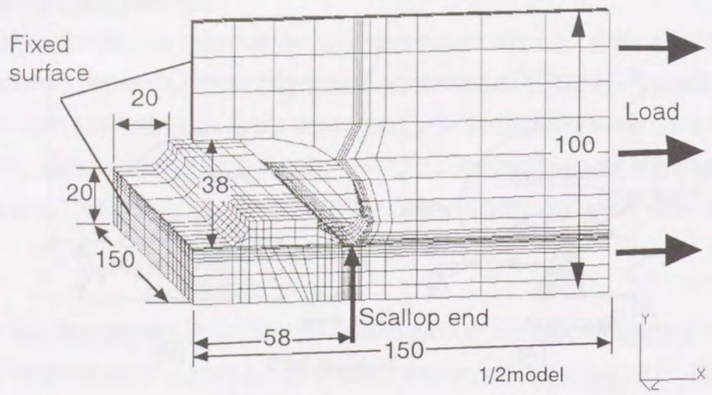


図3.4.3　接合部部分モデルの有限要素分割例（Model 1）

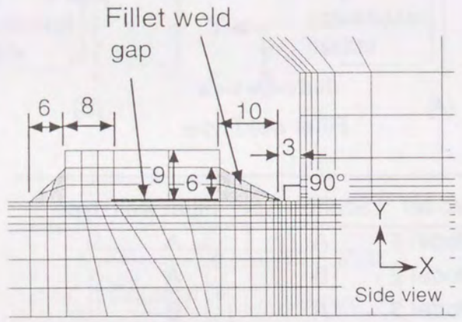


図3.4.4　スカラップ底部の要素分割（Model 1）

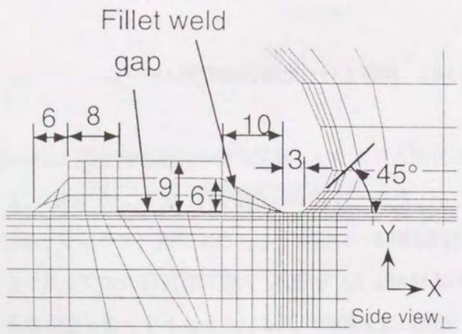


図3.4.5　スカラップ底部の要素分割（Model 2）

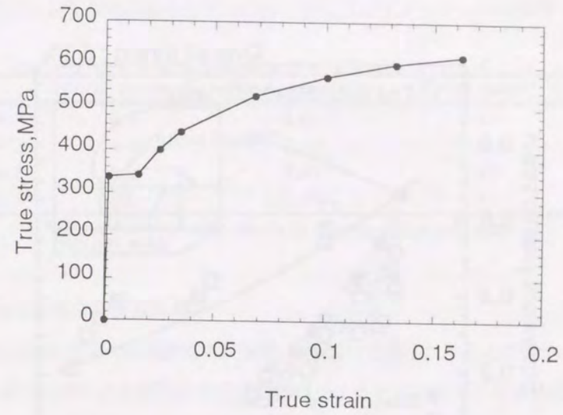


図3.4.6　解析に用いた応力－歪関係のデータ

3.4.2　スカラップ底部の延性き裂発生限界の推定

FEM解析によって得られたスカラップ底の歪分布の例（Model 1）をモデルの全体伸び歪に対する歪の比の分布として図3.4.7示した．この比は梁フランジ端部の伸び歪に対する歪集中係数といえる．ここで，モデルの全体伸び歪はモデルの梁材軸方向の伸びをモデル全体の長さ（150mm）で割ったものを表す．スカラップ底では歪勾配が大きく，10を超す歪集中係数が得られ，局所的には非常に大きな歪が発生する場合があることがわかる．

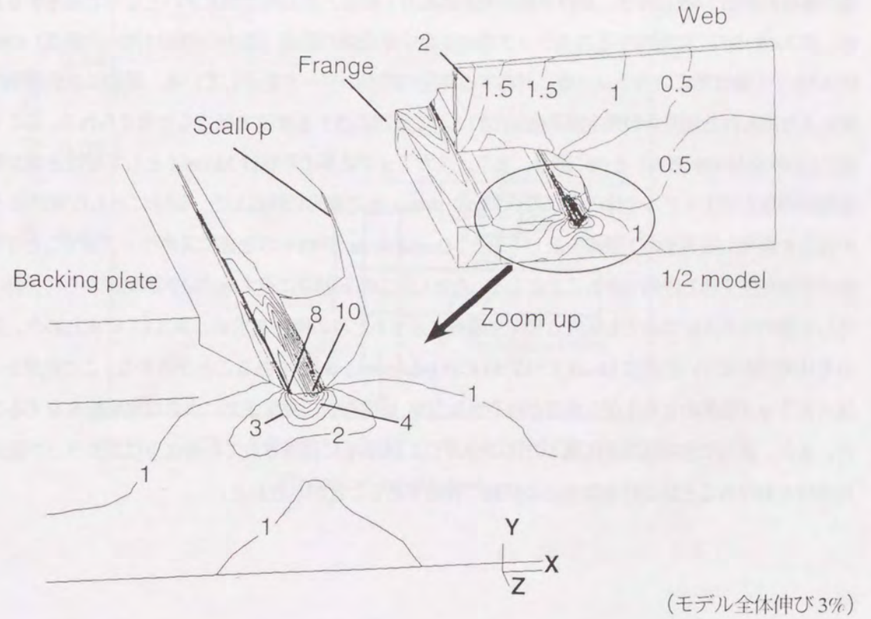


図3.4.7　梁フランジ中央断面のスカラップ底部の歪集中係数（Model 1）

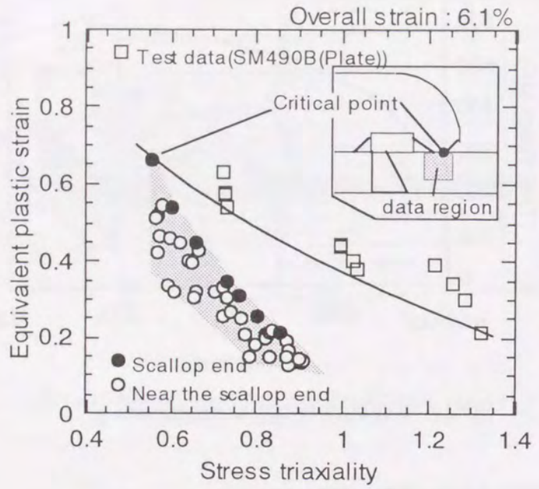


図3.4.8　推定される破壊時の部分モデルの伸び歪　(SM490B(Plate)，Model1 の場合)

次に延性き裂が発生すると考えられるスカラップ底部近傍に対応するいくつかの節点の応力 3 軸度と相当塑性歪の解析例を図 3.4.8 に示す．延性き裂の発生は応力 3 軸度と歪の両方が大きいところで発生すると考えられるため，図 3.4.2 中の○に対応するスカラップ底の歪集中部近傍の節点（図中の網掛け部内の節点）のみに注目した．図 3.3.8 中の●は特にスカラップ底に対応する部位の節点のデータを示している．最初にき裂が発生する箇所は実験により得られた延性き裂発生限界曲線(図3.3.4)に最初に達する部位で起こると考えられる．ここでは材料として表 3.2.2 の SM490B (Plate) を例に取り，また，スカラップ底部の形状は Model 1 として延性き裂が発生する場合の梁端部の歪を示すモデル全体の伸び歪 (Overall strain) を定量的に評価した．図中に示した実線は SM490B (Plate) の延性き裂発生限界歪の下限線を表しており，Overall strain が 6.1%のときにスカラップ底でこの下限線に達し，延性き裂が発生すると評価できることになる．ただし，この下限線に達する点は実験結果からの外挿となった．同様にして他のモデルについても延性き裂発生限界に達するときの伸びを求め，表 3.4.1 にまとめた．表から破壊までの全体伸びが大きい順番は Model 3＞Model 4＞Model 1＞Model 2 であることがわかる．この結果から，柱梁接合部はスカラップ底部の立ち上がり角度が緩やかな方が，延性き裂の発生までに大きな変形能を有することが示唆された．また，裏当て金の隅肉溶接施工方法については JASS 6 に推奨されているようにスカラップ底部近傍の連続隅肉溶接を避けることは延性き裂発生の抑制に有効であることが示された．

表 3.4.1　推定される破壊時の部分モデルの伸び歪に及ぼすディテールの影響（SM490B(Plate)）

	Overall strain, %	Stress triaxiality	Critical strain*, %
Model 1	6.1	0.55	67
Model 2	4.4	0.56	66
Model 3	8.9	0.54	67
Model 4	6.6	0.55	67

*: Equivalent plastic strain to ductile crack initiation

3.4.3　柱梁接合部の延性き裂発生限界変形角

柱梁接合部の変形性能は柱に対する梁端部の相対回転角によって表されることが多い．そこで，次に，梁端部の相対変形角と表 3.4.1 のように得られた延性き裂発生限界に達するときのモデルの全体伸びの関係について考察を行った．

図 3.4.9 に柱梁接合部の CDC 解析の例を示す．

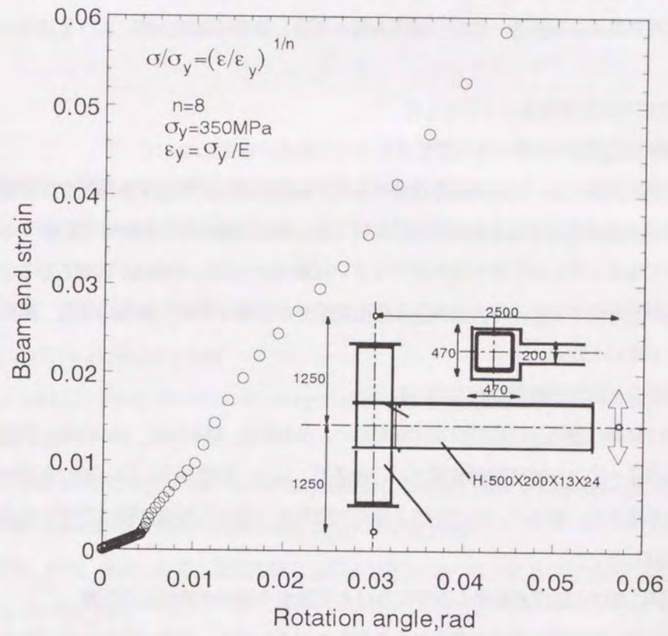


図 3.4.9　CDC 解析による相対回転角と梁端歪の関係

なお，CDC 解析[3.16]は任意の断面でのモーメントと部材の曲率の関係を材料の応力－歪関係から求め，部材に生じる曲げモーメント分布に応じた曲率を材長方向に 2 回積分することにより部材の曲げモーメントとたわみの関係を求める数値解析手法であり，曲率から梁の任意の位置での歪を求めることも可能である．図3.4.9は，この CDC 解析により，鋼材破断総プロ[3.17)~3.22)]で実験に用いられた柱梁モデルの形状及び材料特性を用いて解析した例である．この図に示した梁端の相対回転角と梁端の歪の関係は式(3.3.7)の σ_Y を 350MPa，n＝8 とした場合の解析結果である．この図を参考にすると，梁端歪が 4.4%の場合，梁端の相対回転角が約 1/30 程度となっている．

この結果から，スカラップ底部に曲率を設けず裏当て金の隅肉溶接を行う従来型のスカラップ底でも，母材から単調引張負荷によって巨視的な延性き裂が生じるためには非常に大きな変形を必要とすることがわかった．柱梁接合部の実大試験では小さい振幅での繰返し負荷によりスカラップ底に延性き裂が発生した事例が多数みられている[3.18)]が，これらの事例からも推察されるように地震時にはスカラップ底において圧縮・引張りの繰返し負荷が作用することによって，小さい歪の振幅でも延性き裂の発生を助長する可能性がある．

3.5 結言

大地震などで鉄骨部材に生じる動的負荷や建築鉄骨の降伏比の範囲などを考慮し，負荷速度及び切欠き形状を変化させた円周切欠き付丸棒引張試験及び FEM 解析を行い，延性き裂発生限界歪－応力三軸度曲線を求め，負荷速度や材料の降伏比がその曲線に及ぼす影響について検討した．

さらに，得られた延性き裂発生限界歪－応力三軸度曲線を利用し鉄骨柱梁接合部における延性き裂発生条件について検討した．

これらの検討により得られた知見を以下に示した．

(1) 円周切欠き付丸棒引張試験片内部の相当塑性歪と応力三軸度の挙動について

① 円周切欠き底断面部においては相当塑性歪－応力三軸度の関係に及ぼす負荷速度の影響は小さいが，動的負荷試験では歪速度上昇による強度上昇が起こり，同じ試験片平行部伸びで比較すると静的負荷に比べ歪が小さくなる．特に切欠き先端半径が小さい試験体の方がこの傾向が顕著となる．

② 円周切欠き底断面部における応力三軸度と相当塑性歪の関係は降伏比が高いほど，高応力三軸度側にシフトすることを示した．

(2) 延性き裂発生限界歪－応力三軸度曲線について

① 円周切欠き付丸棒の静的及び動的引張試験を行い，SM400B，SM490A，SM490B，及び SN490B の延性き裂発生限界歪－応力三軸度曲線を得た．この結果，応力三軸度が高いほど延性き裂発生限界歪が小さくなることを確認し，さらに，この延性き裂発生限界歪－応力三軸度曲線に及ぼす負荷速度の影響は小さいことを示した．

(3) 構造物の歪集中部における延性き裂発生限界に及ぼす歪速度や材料の降伏比の影響

① 上記の結果から，構造物に等量の変位による負荷を与えた場合，歪集中部からの延性き裂発生は，負荷速度を大きくした場合の方が起こりにくく，降伏比の高い材料を用いるほどこの傾向が強くなることが推察される．

(4) 柱梁接合部の延性き裂発生限界評価

① 延性き裂発生限界歪－応力三軸度曲線を用いた延性き裂発生限界評価により，兵庫県南部地震でスカラップ底から破壊の生じた事例の多い Model 2 の形状を持つ柱梁接合部では，延性き裂の発生が起こりやすく，き裂発生の防止にはスカラップ底部を緩やかな角度にし，裏当て金の隅肉溶接をフィレット部から離すことが有効であることを定量的に示した．

② スカラップや隅肉溶接の形状を変化させても，延性き裂発生時のスカラップ底部の応力三軸度はあまり変わらないことが示され，スカラップ底での延性き裂の発生の防止には応力三軸度よりも歪集中度を低下させることが効果的であると考えられる．

③ 大地震時には柱梁接合部の歪集中部において圧縮・引張の繰返し負荷が加わると考えられる．このような負荷が延性き裂発生を助長する可能性があり，今後の検討課題であるが，本章で述べた延性き裂の発生を円周切欠き付丸棒試験を用いた延性き裂発生特性評価方法は，圧縮・引張の負荷も比較的容易であり，繰返し負荷を受けた部位の発生特性の評価に有効であると考えられる．

なお，前章までに述べたように本研究で提案する建築鉄骨の破壊性能評価法ではき裂寸法が必要となるため，延性き裂からの破壊を評価する場合，負荷中に発生進展した延性き裂の寸法が必要となる．しかし，本章で示した延性き裂発生特性の評価方法では発生する延性き裂の寸法を決定することはできない．このため無欠陥部からの破壊に破壊性能評価法を適用する際には適当な延性き裂寸法を仮定する必要がある．建築鉄骨の脆性破壊では本章で延性き裂の発生と定義している巨視的なボイドの連結によって生じる 1mm 以下程度の小さな延性き裂が起点になっていることがあり，6 章における破壊事例の評価ではではこのようなき裂を初期き裂として破壊性能評価を行っている．

参考文献

3.1) 日本建築学会：建築工事標準仕様書　鉄骨工事(JASS 6), 1996

3.2) H.Kuwamura: Fracture of steel during an earthquake – state-of-the-art in Japan, Engineering Structures, Vol.20, Nos 4-6, p.310-322, 1998

3.3) 寺岡，島貫，森田，薦野，岡田：1995年兵庫県南部地震による9階建鉄骨造建物の被害調査と検討,鋼構造論文集, Vol.3, No.11, p.21-34, 1999

3.4) J. R. Rice and D. M. Tracy: On the ductile enlargement of voids in triaxial stress fields, J. Mech. Phys. Solids, 17, p.201-228, 1969

3.5) J. W. Hancock and S. C. Mackenzie: On the Mechanisms of Ductile Failure in High-Strength Steel Subjected to Multi-Axial Stress-States, J. Mech. Phys. Solids, 24, p.147-169, 1976

3.6) 大塚，宮田，西村，木村，馬淵：低強度鋼における延性破壊の発生に及ぼす応力三軸度の影響,材料, Vol.29, No.322, p.717-723, 1981

3.7) J. W. Hancock and D. K. Brown: On the Roll of Strain and Stress State in Ductile Failure, J. Mech. Phys. Solids, 31, 1, p.1-24, 1983

3.8) 島貫，萩原：鋼材の延性き裂発生特性に及ぼす応力3軸度の影響, -鋼材の延性き裂発生特性 第2報-, 溶接学会全国大会講演概要, Vol.55, p.412-413, 1994

3.9) 例えば S. Kodama, H. Misawa, M. Hasegawa, H. Nakayama: The Effect of Strain Rate on J-Integral, Adv. Fract. Res, 5, p.2337-2344, 1982

3.10) MARC Analysis Research Corp.: MARC Volume A Theory and User Information Version K7, 1997

3.11) 桑村, 山本：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, 477, p.129-135, 1995

3.12) 豊貞, 後藤：任意速度下における破壊靱性推定法について, 日本造船学会論文集, Vol.172, p.663-674, 1992

3.13) 井上, 萩原, 田中：降伏及び引張強度に及ぼす温度歪速度の影響,溶接学会全国大会講演概要, Vol.41, p.380-381, 1987

3.14) 久保, 南, 島貫, 栗原, 塩飽, 有持, 豊田：予歪及び動的負荷を受けた鋼材の強度の推定, 鉄鋼及び各種金属材料の種々の環境下における変形・破壊, 日本鉄鋼協会, p.113-120, 1999

3.15) 豊貞, 後藤, 相良：高速負荷時におけるき裂先端近傍の局部温度上昇について, 日本造船学会論文集, Vol.170, p.651-663, 1991

3.16) 桑村, 鈴木：フランジとウェブの降伏比が異なるH形断面部材の面内塑性挙動（その1梁の解析）,日本建築学会関東支部研究報告集, p.57-60, 1988

3.17) 菊川, 向井, 西村, 濱野, 森田：低靱性鋼による柱梁接合部の破断性状　その1実験概要, 日本建築学会大会学術講演梗概集(九州), p.407-408,1998

3.18) 金子, 石井, 多田：低靱性鋼による柱梁接合部の破断性状　その2ト字型工場溶接タイプ静的実験,日本建築学会大会学術講演梗概集(九州), p.409-410, 1998

3.19) 杉本, 石井, 多田：低靱性鋼による柱梁接合部の破断性状　その3ト字型工場溶接タイプ静的実験(2),日本建築学会大会学術講演梗概集(九州), p.411-412, 1998

3.20) 石井, 中込, 森田：低靱性鋼による柱梁接合部の破断性状　その4ト字型現場溶接タイプ静的実験,日本建築学会大会学術講演梗概集(九州), p.413-414, 1998

3.21) 伊藤, 杉山:低靱性鋼による柱梁接合部の破断性状　その5ト字型動的実験,日本建築学会大会学術講演梗概集(九州), p.415-416, 1998

3.22) 東, 澤泉, 鈴木：低靱性鋼による柱梁接合部の破断性状　その6十字形静的実験,日本建築学会大会学術講演梗概集(九州), p.417-418, 1998

3.23) P. W. Bridgman: Studies in Large Flaw and Fracture, McGraw-Hill, New York, 1952

3.24) 日本溶接協会鉄鋼部会：建築鉄骨での脆性破壊と鋼材破壊靱性セミナー (第13回溶接構造用鋼材に関する研究発表会)テキスト, 1999

3.25) P.E.Bennett, G.M.Sinclair: Parameter Representation of Low-Temperature Yield Behavior of Body-Centered Cubic Transition Metals, Trans. of ASME, p.518-524, 1966

第4章　CTOD設計曲線の歪勾配を持つ部分への適用性の検討

4.1　緒言

脆性破壊の破壊力学的評価を行う場合，破壊の起点となるき裂や欠陥の存在が前提とされる．前章では破壊の起点として地震負荷により歪集中部に延性き裂の発生を想定し，延性き裂の発生特性評価法について述べた．地震による繰返し負荷により発生した延性き裂は，その後圧縮負荷を受け，き裂先端が先鋭化し，鋭いき裂と化すと考えられる．また，溶接構造物においては，地震負荷による延性き裂がなくても溶接欠陥が存在する事があり，建築鉄骨の安全性確保のためにはこれらのき裂や欠陥からの脆性破壊を防止することが必要となる．なお，本論文では特に指定しない場合，溶接欠陥を欠陥と呼び，その他の機械切欠き，疲労き裂，延性き裂などは総じてき裂と呼ぶことにする．

地震による建築鉄骨の破壊を評価するためには，大歪下での破壊を考慮しなければならない．一般にき裂先端に小規模降伏状態を越える変形が生じる場合の破壊靱性値として，限界CTODやJ$_c$値が用いられており，これらの破壊靱性値をベースとした評価方法を建築鉄骨の限界評価に適用することが考えられる．しかし，柱梁接合部のような複雑な形状でのJ積分を求めるのは困難である．そこで，ここではCTODをベースとした破壊評価法の可能性について考えることにする．CTODはCTOD設計曲線と呼ばれる関係式により，破壊部に生じる評価歪とき裂寸法から容易にCTODを求めることができ，工業的破壊評価法における破壊評価指標としてとして用いることが可能である．

建築鉄骨の破壊性能を評価するには応力集中部でのCTODを推定する方法が必要となる．特に，大きな塑性歪の発生を考慮する場合には破壊部の歪勾配を考慮したCTOD評価方法が必要となる．文献[4.1)4.2)]では線形破壊力学との整合性をとりつつ，従来からの実験結果をベースにしたCTOD設計曲線が提案され，WES2805-1997[4.3)]にも採用されている．本章ではまず，試験体中央に円孔や楕円孔を持つ引張試験体により応力集中部の局所的歪と想定欠陥のCTODの関係を詳細に調べ，WES2805-1997のCTOD設計曲線の応力集中部への適用の妥当性について検討する．

一方，建築鉄骨の破壊評価に必要な歪レベルは，従来，海洋構造物や圧力容器などで考えられてきたレベルよりも格段に大きくなっている．また，鉄骨では考慮する歪が大きいため，非常に小さいき裂から破壊を考慮する必要がある．そのため，歪勾配の急峻な位置にき裂を想定する場合がある．そこで，種々の実際の鉄骨構造で用いられている柱梁接合部を参考にモデル化を行い，WES2805-1997のCTOD設計曲線の考え方を踏襲しながら，歪および歪勾配がともに大きな部位へも適用できる新しい評価歪の定義を提案し，妥当性を検証する．

なお，本章ではき裂開口途中での延性き裂の進展は考慮しないものとして検討を行った．

4.2　応力集中部のき裂に対するCTOD設計曲線の適用性の検討

本節では円孔や楕円孔を持つ平板の応力集中部にき裂を設けた広幅引張試験の解析を中心にWES2805に採用されているCTOD設計曲線の応力集中部に存在するき裂への適用性および適用限界について検討を行う．

4.2.1　CTOD設計曲線

これまでの研究[4.5)4.6)]により式(4.2.1)で表されるWES2805-1980[4.4)]で採用されているCTOD設計曲線は，CTOD，

δと，作用する応力に対して直交する面に投影したき裂形状と応力拡大係数K値が等価になるように定めた無限版中の貫通き裂長の半長であるき裂特性寸法$\bar{a}$と，欠陥が存在しない場合の歪，評価歪εとの関係を与えるものであることが明らかにされた．

$$\delta = 3.5\,\varepsilon\bar{a} \tag{4.2.1}$$

ただし，$\bar{a}$：き裂特性寸法．

永井ら[4.7]は，弾性域において線形破壊力学との整合性を考慮し，式(4.2.1)を修正した式を提案した．また，スチフナ付広幅試験の変形挙動，破壊強度評価を行い，歪の意味を検討し，部材にき裂を想定しこれと直角方向にき裂寸法の2倍程度の領域における歪とき裂が存在する場合のCTODとが関係していることを明らかにした．評価歪εについては，日本溶接協会FTR委員会[4.8]における議論により，欠陥部に生じる（欠陥がない場合の）局所歪の欠陥面積平均を採るべきとの結論が得られた．

その後，各種の構造モデル試験の破壊強度を評価することで修正式の妥当性が検討され[4.6]，さらに，著者らのグループは，永井らの式を弾性域での線形破壊力学とのより正確な整合性を持つよう修正し，式(4.2.2)を提案している[4.3]．

$$\delta/(\bar{a}\cdot\varepsilon_Y) = \begin{cases} (\pi/2)\cdot(\varepsilon/\varepsilon_Y)^2 & \varepsilon < \varepsilon_Y \\ (\pi/8)\cdot(9\cdot\varepsilon/\varepsilon_Y - 5) & \varepsilon \geqq \varepsilon_Y \end{cases} \tag{4.2.2}$$

ただし，ε_Y：降伏歪 ($=\sigma_Y/E$)，σ_Y：降伏応力，E：ヤング率，ε：評価歪（き裂のない場合における想定き裂部の垂直方向に作用する歪の平均として定義．）

本章では式(4.2.2)のCTOD設計曲線の適用性をFEM解析により検証する．

4.2.2 FEM解析におけるCTODの定義

FEM解析におけるCTOD，δは，Rice[4.8]により提案され，一般に用いられている定義にしたがって求めた．この方法は，き裂面で対称なモデルを考え，図4.2.1に示すようにき裂先端から45度の方向に引いた直線と変形後のき裂面との交点と初期のき裂面との距離を加算したものを$\delta/2$とするものである．以降この定義は45度法と呼ぶことにする．

この場合，図4.2.1に示したようにFEM要素が粗い場合にはδを求めることができない．従って，δが測定できるように要素を十分に細かく分割することが必要となる．そこで，定義に基づくδの有効性の検討と，δを求めるために必要な要素分割寸法について検討を行った．

4.2.2.1 解析モデル

図4.2.1の定義に基づくδの有効性を検討するため，δの解析解のある図4.2.2に示す中央貫通き裂引張試験片について完全弾塑性材料を用いて，2次元弾塑性FEM解析を行った．ところが，実際の鋼材は加工硬化が起こる．そこで，SM490Bの引張試験で得られた応力－歪関係を離散化した図4.2.3に示す応力－歪関係を持つ弾塑性材料についても解析を行った．なお，完全弾塑性材料と弾塑性材料は比較のため降伏応力を同じにした．

FEM解析プログラムには汎用のMARC K4.3[4.18]を用いた．要素には4節点の二次元アイソパラメトリック要素を用い，き裂先端では非常に大きな変形が起こるため，移動ラグランジェ法を使用して弾塑性解析を行った．

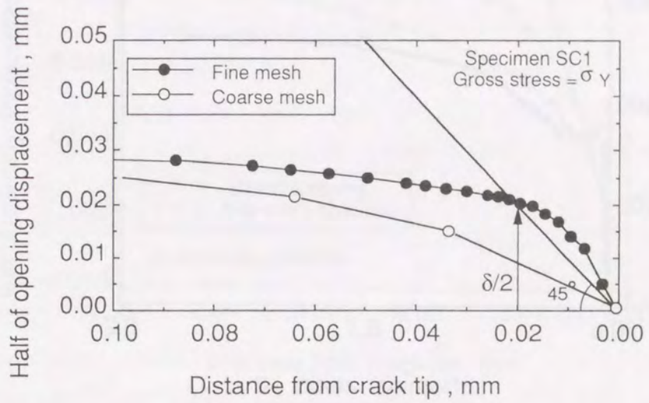


図4.2.1　FEM解析でのCTODの定義と要素分割寸法の影響

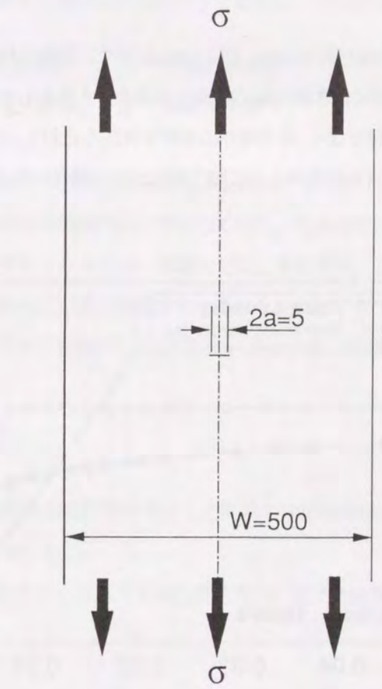


図4.2.2　解析に用いたCenter Crack Panel (CCP)試験片

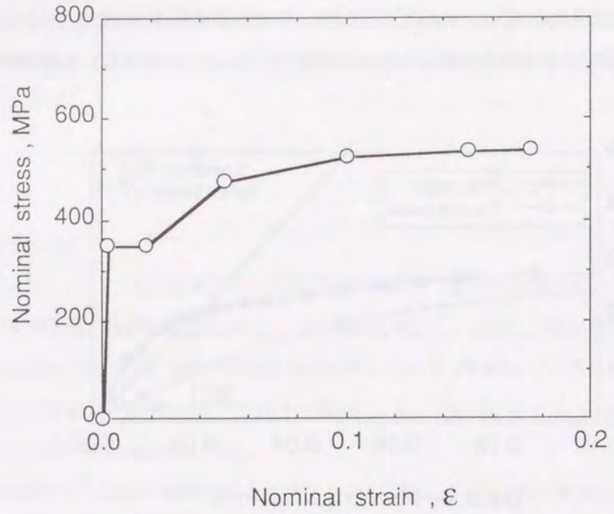


図 4.2.3　解析に用いた応力ー歪曲線

4.2.2.2　解析結果

FEM 解析によるき裂先端の変形状況を図 4.2.4(a), 図 4.2.4(b)に示す．平面応力と平面歪条件の場合でき裂先端の形状が大きく異なり，平面応力の場合にはき裂先端の要素だけが大きく変形し大きなδを呈したが，平面歪の場合は拘束の影響によりき裂先端要素だけでなく，その周りの要素も変形を分担し，δそのものは小さくなっている．また，加工硬化する場合には平面応力，平面歪条件ともに加工硬化がない場合に比べ，δが小さくなる傾向にある．

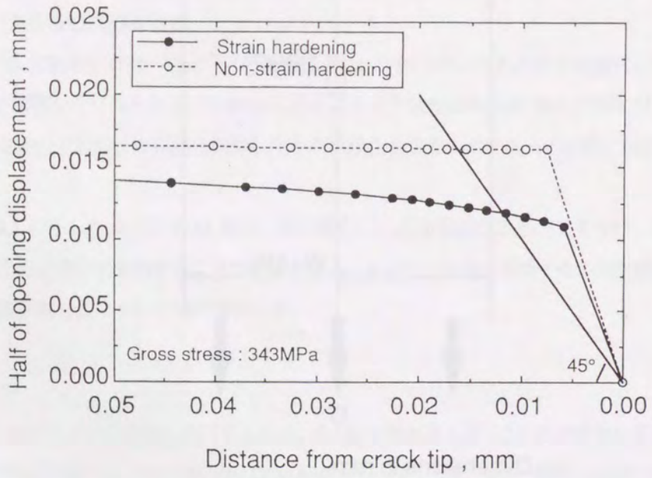


図 4.2.4(a)　CCP 試験片のき裂先端形状（平面応力状態）

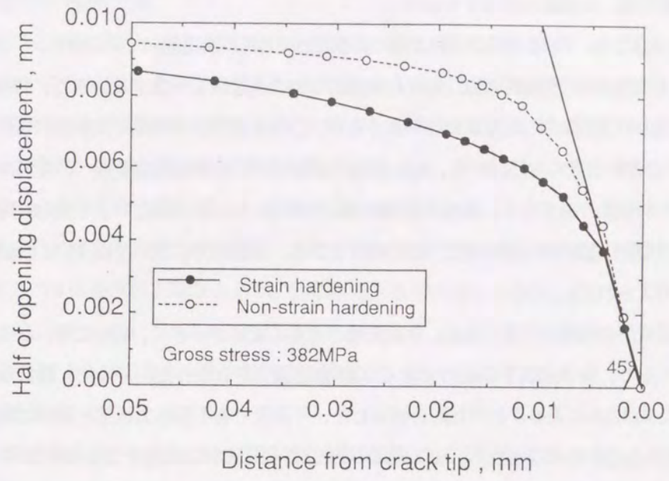


図 4.2.4(b)　CCP 試験片のき裂先端形状（平面歪状態）

線形破壊力学（LEFM）によると小規模降伏条件の下で CTOD，δは次式で表される．

$$\delta = \begin{cases} K^2/(E\cdot m_1\cdot \sigma_Y) & \text{平面応力状態} \\ (1-\nu^2)\cdot K^2/(E\cdot m_2\cdot \sigma_Y) & \text{平面歪状態} \end{cases} \qquad (4.2.3)$$

ここで，K は応力拡大係数，Eはヤング率 (=206GPa)，νはポアソン比 (=0.3)，$m_1\sigma_Y$ 及び$m_2\sigma_Y$ は加工硬化や塑性拘束の影響を考慮した実効的な単軸降伏応力を示しており，完全弾塑性材料では平面応力状態においてm_1は 1，平面歪状態でm_2は 2 前後と考えられるため，本論文では，それぞれ，m_1=1，m_2=2 とした．

本章では，局所的に塑性変形を起こすような応力集中部のδを検討するため，大規模降伏状態でも適用できる J 積分及び Strip Yield Model[49] との対応も検討した．CTOD，δは J 積分を用いて次式で表すことができる．

$$\delta = J/(m\cdot \sigma_Y) \qquad (4.2.4)$$

ここで，$m\cdot\sigma_Y$ は加工硬化や塑性拘束の影響を考慮した実効的な単軸降伏応力で，本論文では平面応力状態においてm=1，平面歪状態でm=2 とした．

また，一軸応力状態の無限板に存在する応力方向に直角方向に設けた板厚貫通き裂の Strip Yield Model による CTOD，δは次式で与えられる．

$$\delta = 8\sigma_Y\cdot a/(\pi\cdot E)\cdot \ln[\sec\{\pi\cdot\sigma/(2\cdot\sigma_Y)\}] \qquad (4.2.5)$$

ただし，aはき裂長さの半長，σは板に作用する応力．

FEM解析によるδと式(4.2.3)，式(4.2.4)及び式(4.2.5)によるδとの対応関係を図4.2.5に示す．

平面応力状態で解析した完全弾塑性材料のδは式(4.2.4)及び式(4.2.5)と良く一致する．また，FEM解析結果はLEFMによるδと降伏応力の1/2程度の応力までは一致するが，これ以上では小規模降伏条件が成り立たなくなるため，式(4.2.3)によるδの方が小さくなる．一方，加工硬化のある材料ではき裂先端要素への変形の集中が緩和されるためδは完全弾塑性材料よりも小さく，式(4.2.4)の降伏応力の代わりに加工硬化による実効的降伏応力として引張強さ，σ_Bを用いて試算した結果に近かった．以上のことから，平面応力においてはFEM解析により妥当なδ値が得られていると考えられる．

平面歪状態においては変形の拘束が大きいため，き裂先端の要素の変形が小さく，解析に用いたモデルでは要素サイズが相対的に大きくなり，降伏点以下の応力ではCTODが定義できなかった．そこで，降伏点以上の応力下でのδとJ積分を用いた式(4.2.4)によるδとの対応を検討した．平面歪でも平面応力状態と同様に完全弾塑性材料のδは式(4.2.4)から求められるδとほぼ一致し，加工硬化のある材料のδは式(4.2.4)で$2\sigma_Y$の代わりに加工硬化による実効的降伏応力として$2\sigma_B$を用いた結果に近かった．また，平面歪状態では塑性拘束のため平面応力の場合より高い応力域までLEFMが成り立つが，大規模降伏では式(4.2.3)で求められるδは図中の○で示したFEM解析結果を基に式(4.2.4)から得られたδより小さくなった．以上の解析結果から，平面歪においてもFEM解析結果から45度法により得られるδはほぼ妥当であると考えられる．

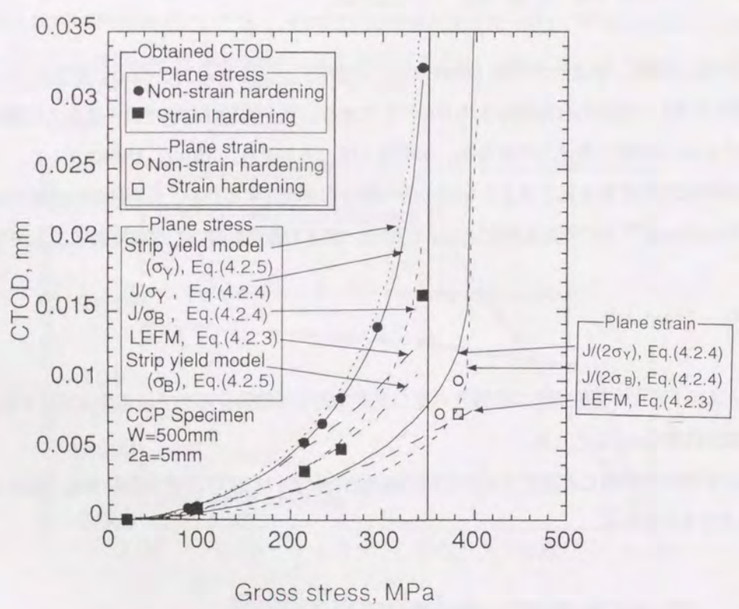


図4.2.5　FEM解析によって得られたCTODと線形破壊力学およびStrip Yield Modelにより得られるCTODの比較

4.2.2.3　き裂先端の要素寸法

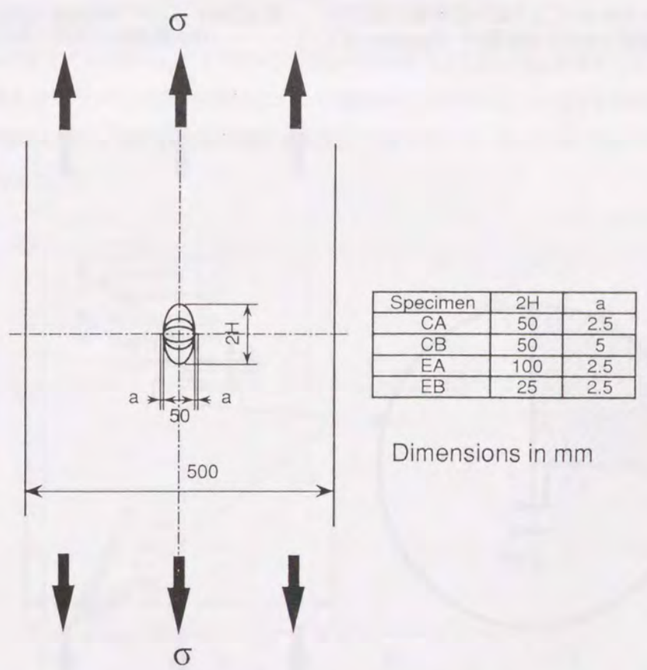
前述したようにFEM解析によりCTOD，δを求める場合，要素が大きいと45度線とき裂先端部要素と交わらず，定義できないことがあり，そのため要素を十分に小さくすることが必要となる．必要なき裂先端の要素寸法は，要素タイプや形状によって多少差があると思われるが，本解析結果から，ほぼ正方形の要素を用いた場合，平面応力条件では辺の長さがほぼδ／2以下にする必要がある．また，平面歪条件では，拘束が大きいことからき裂先端が鈍化しにくく，そのため一辺をほぼδ／4以下にする必要があることがわかった．

この結果をもとに以下の解析においては，二次元FEM要素モデルの作成の際，検討する作用応力でδがき裂先端部要素サイズの4倍程度以上になるように要素をできるだけ細かく分割した．

4.2.3　FEM解析による応力集中を持つモデルの解析

4.2.3.1　解析モデル

き裂寸法と応力集中部の領域及び応力集中度の影響を調べるため，図4.2.6a～図4.2.6dに示すいくつかの2次元の応力集中部にき裂を持つモデルを解析した．楕円孔端のき裂及びスチフナ端の応力集中部に存在するき裂（スチフナ簡易モデル）を解析対象とした．後者の場合，スチフナ部の板厚を4ないし8倍にすることでその部分の変形を抑制し，その先端にあるき裂に歪が集中するようにした．また，CTODと関係する評価歪εを求めるため，それぞれのモデルについてき裂のない場合の解析も行った．



Specimen	2H	a
CA	50	2.5
CB	50	5
EA	100	2.5
EB	25	2.5

Dimensions in mm

図4.2.6(a)　楕円孔端にき裂を設けた広幅引張試験片

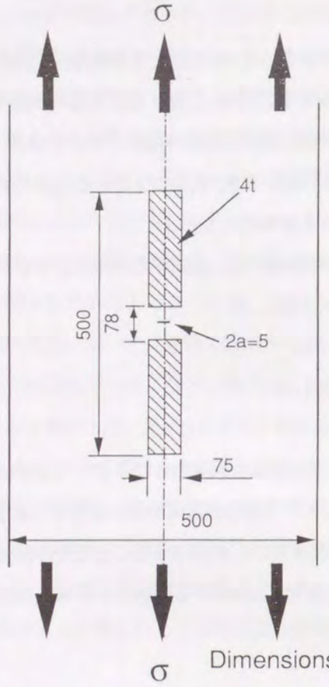


図 4.2.6(b)　二つの Stiffener により応力集中域を設けた中央貫通切欠き付広幅試験片（Specimen SC1）

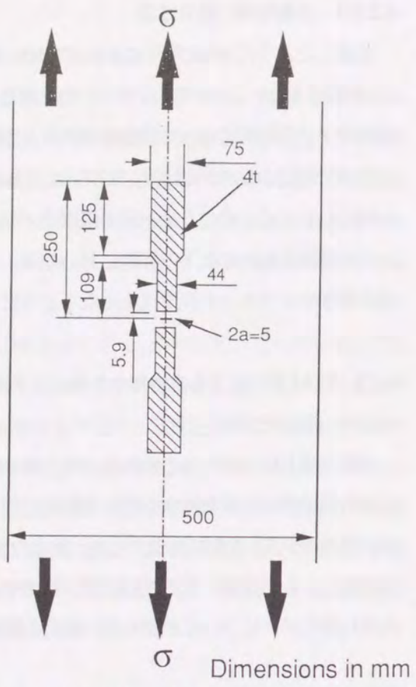


図 4.2.6(c)　二つの Stiffener により応力集中域を設けた中央貫通切欠き付広幅試験片（Specimen SC2）

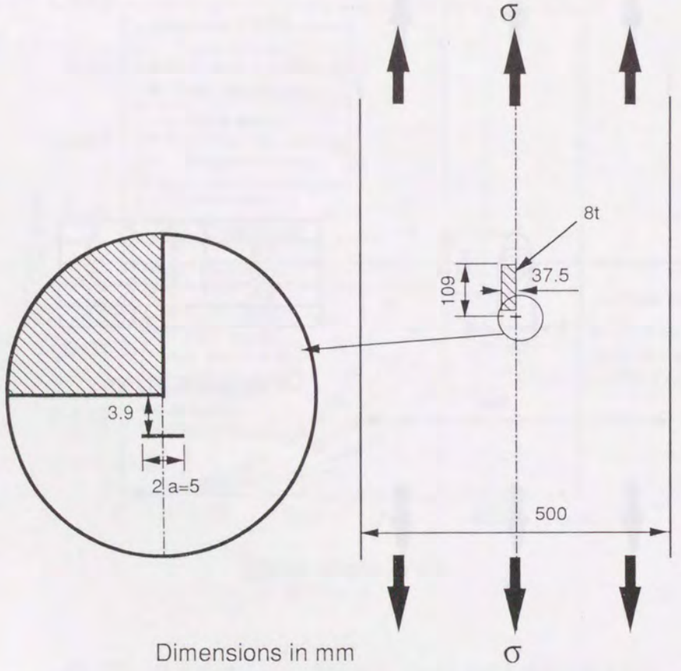


図 4.2.6(d)　Stiffener の角に切欠きを設けた中央貫通切欠き付広幅引張試験片（Specimen ST）

楕円孔端き裂モデルは，論文[42]で実験に供した 4 種類の形状と同様のもの（CA，CB，EA，EB）とした．また，スチフナ簡易モデルは，スチフナが上下対称にあり，スチフナ端の間隔がき裂寸法 a に対して十分に広い場合（SC1）とほぼ等しい場合（SC2），さらに，片側スチフナで溶接トウ部に相当するような位置にき裂を設けたもので，スチフナ端の角部の応力集中部にき裂がある場合（ST）を解析した．

4.2.3.2　解析方法

楕円孔端き裂モデルの解析には 8 節点 2 次元アイソパラメトリック要素を，また，スチフナ簡易モデルの解析には 4 節点 2 次元のアイソパラメトリック要素に移動ラグランジェ法を用いた．解析プログラムには MARC　K4.3 を用いて計算した．材料の応力－歪関係には 4.2.2 節と同様に図 4.2.3 の関係を用いた．

本節の解析では，上記のような種々の応力集中モデルについての結果をもとに式(4.2.2)の CTOD 設計曲線を検討することを目的としており，また，式(4.2.2)は，構造物の応力集中部が，一般に周りを弾性域に囲まれた強い拘束状態を想定していることから，平面歪状態について解析した．

4.2.4　CTOD 設計曲線の適用性

図 4.2.6(a)～図 4.2.6(d)の各種応力集中モデルの FEM 解析結果を基に，CTOD 設計曲線の適用性を検討した．なお，ここでは，貫通き裂のみを扱うため，(4.2.2)のき裂特性寸法 $\bar{a}$ はき裂寸法 a と等価であるといえる．

4.2.4.1　CTOD と評価歪の関係

図 4.2.7 に楕円孔端き裂モデルで得られた CTOD と評価歪の関係を式(4.2.2)と対応させて示す．ここでの評価歪は WES2805-1997 の考え方に倣って，き裂想定部位において試験体に作用する応力の方向と平行な方向の歪の平均とした．CTOD 設計曲線は，CA，CB 及び EB 試験片の結果とほぼ一致しているが，EA 試験片に対しては CTOD を小さく評価する結果となった．

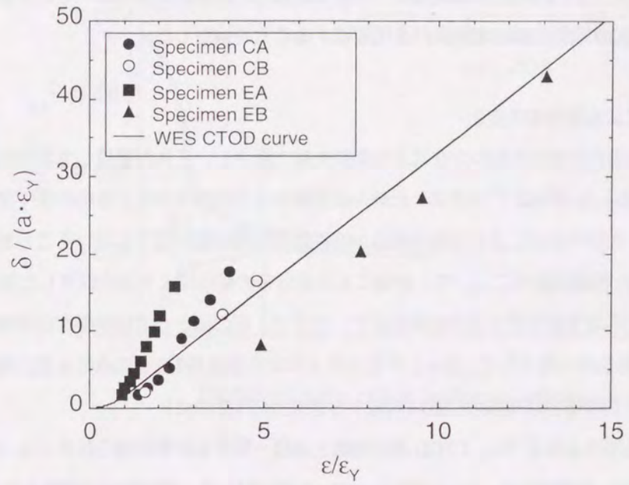


図 4.2.7　円孔端き裂付広幅引張試験の CTOD－評価歪の関係と CTOD 設計曲線の比較

図4.2.8はスチフナモデルの解析結果を示したもので，スチフナが離れており，高歪領域が広いSC1試験片の場合にはCTOD曲線はCTODを過小に評価することになった．これに対し，板厚を増した部位が狭く高歪域が狭いSC2試験片の場合には妥当な評価を与え，また，スチフナ角部に歪の集中するSTの場合には，スチフナを模擬して増厚した部分の形状が非対称なため，歪分布も非対称となり，CTOD も両き裂先端で大きさが異なるが，大きい方に注目するとCTOD曲線はほぼ妥当な評価を与えた．

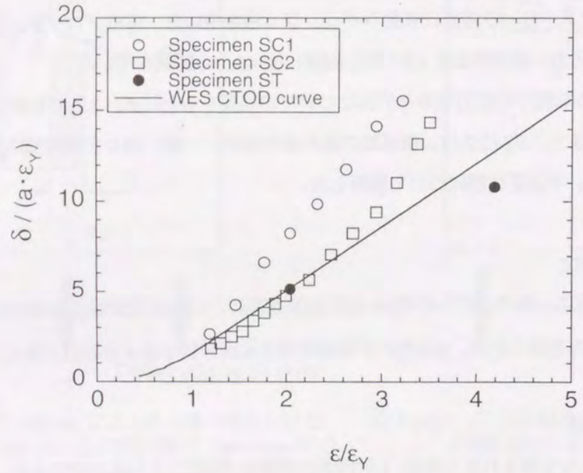


図4.2.8　スチフナモデル（SC1,SC2,ST）でのCTOD－評価歪の関係とCTOD設計曲線の比較

以上のことから歪集中部では，CTOD とき裂部の平均歪で定義した評価歪の関係は一意に定まらないことが明らかになった．そこでCTOD設計曲線の適用条件を明確にすることを検討した．

4.2.4.2 歪集中部のき裂による歪分布の変化

CTOD は，き裂のない場合の歪がき裂の存在によりき裂先端に集中し，それが蓄積してき裂先端の変形量として表れたものと考えられる．永井らは[4.7]スチフナモデルの実験からき裂の存在による応力集中部の歪分布の変化とCTODの関係を調べ，き裂の存在によりき裂寸法の2倍程度の領域の歪が低下していることを明らかにした．

そこで，本解析に用いた各種試験片について，き裂による歪分布の変化により歪の低下した領域を調べた．図4.2.9(a)～図4.2.9(d)に楕円孔端き裂モデルでの結果を示す．ここで，歪の値としてはき裂存在領域（き裂がない場合も同様）の平均的な意味を持つ歪として，図4.2.10に示すようにき裂半長の1/2の点のき裂に垂直な線上における歪を用いた．（円孔端き裂の場合は同様の位置に対応するき裂長の1/2の点）

図4.2.9a～図4.2.9dから明らかなように，CTOD設計曲線とほぼ一致する結果が得られたCA，CB及びEB試験片では歪が低下する領域は，き裂寸法の，2～4倍になっているのに対して，設計曲線の関係より大きなCTODを与える結果になったEA試験片では，その領域はき裂寸法の8倍程度にもなっている．

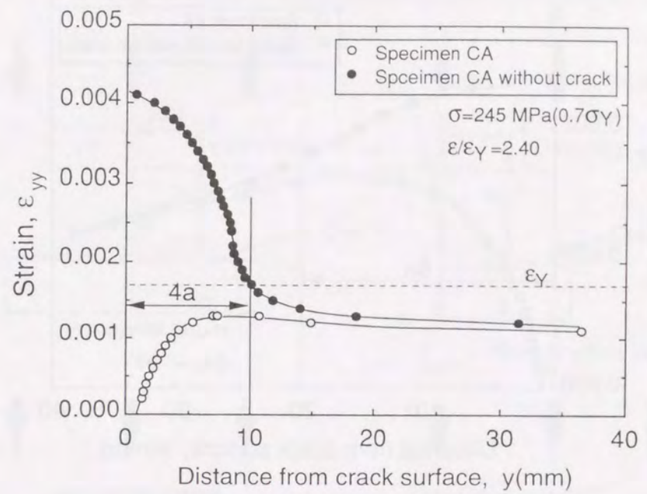


図4.2.9(a)　楕円孔端近傍の歪分布に及ぼすき裂の影響 (Specimen CA)

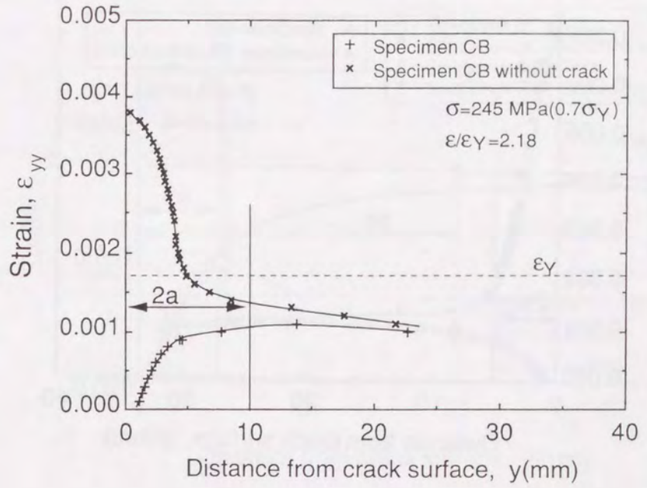


図4.2.9(b)　楕円孔端近傍の歪分布に及ぼすき裂の影響 (Specimen CB)

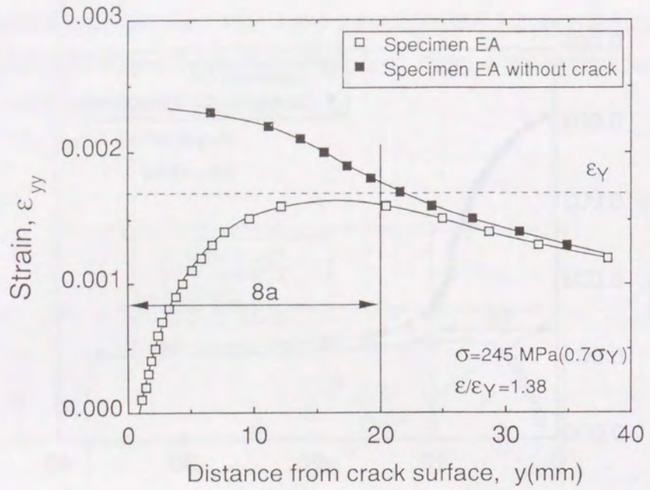


図 4.2.9(c)　楕円孔端近傍の歪分布に及ぼすき裂の影響 (Specimen EA)

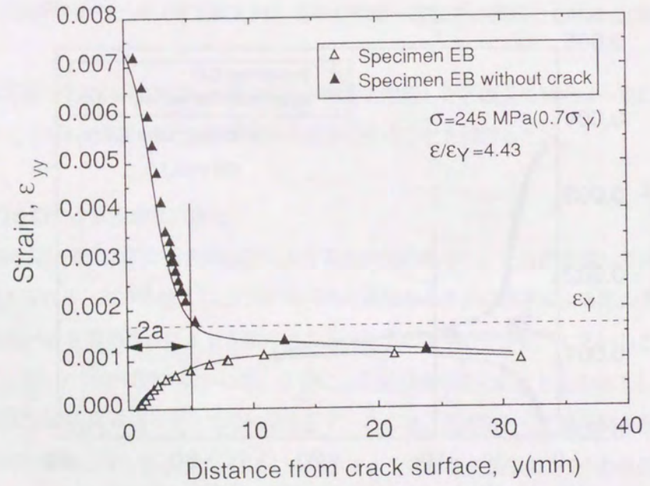


図 4.2.9(d)　楕円孔端近傍の歪分布に及ぼすき裂の影響 (Specimen EB)

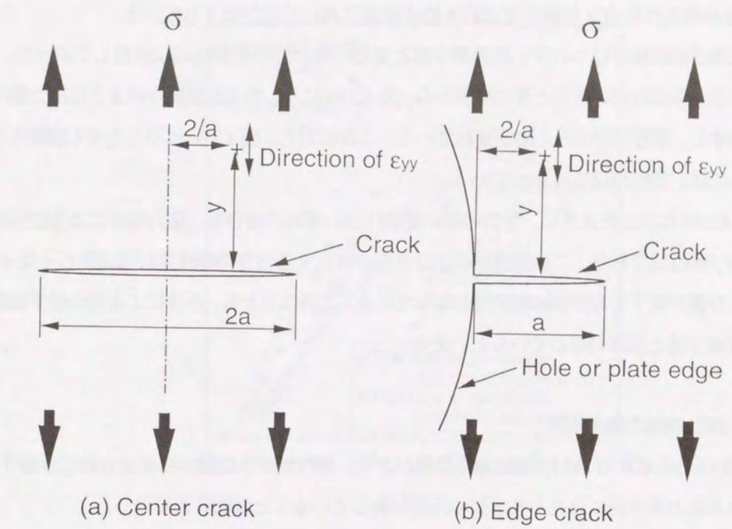


図 4.2.10　歪測定位置

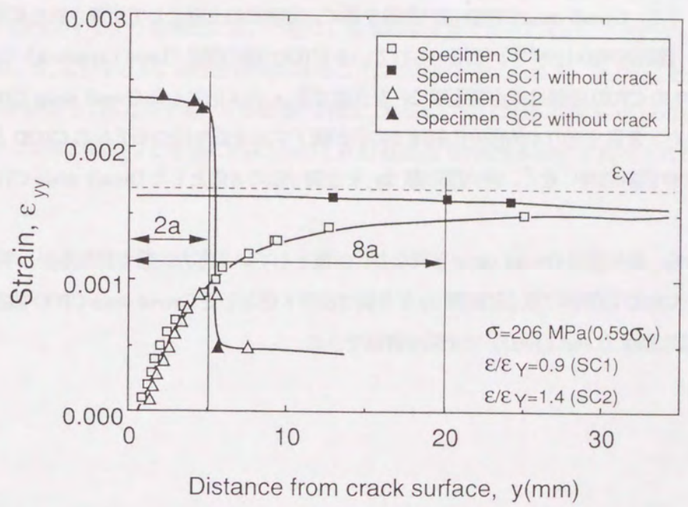


図 4.2.11　Stiffener 近傍の歪分布に及ぼすき裂の影響

同様の検討をスチフナモデルについても行った．その結果を図4.2.11に示す．この場合も，WESのCTOD設計曲線とほぼ一致したSC2試験片での解析結果では，歪の低下領域はき裂寸法の2倍程度であるが，設計曲線よりも大きなCTODが得られたSC1試験片では約8倍の領域において歪が低下している．

また，楕円孔端き裂試験片について，応力集中度と歪の分布の関係を塑性域に注目して調べた．

応力集中部の歪分布は材料の応力と歪の関係から，図4.2.9dに示したEB試験片のように応力集中が大きい場合には塑性歪が集中し，塑性域が小さく限定されている．これに対し，図4.2.9cに示したEA試験片のように応力集中が小さい場合には，塑性域は広くなっている．

図4.2.9a～図4.2.9dに示したように，き裂の無い試験片のいずれの場合も，応力集中による塑性域の周りは緩やかな歪勾配を持つ弾性域であり，この弾性域の歪はき裂の存在するときの弾性歪にほぼ等しくなっている．また，き裂の存在により歪が低下する部位は塑性域となっている．このことから，き裂による歪の低下領域寸法はき裂がない場合の塑性域寸法とほぼ対応しているといえる．

4.2.4.3　CTOD設計曲線の適用限界

前節から，式(4.2.2)のCTOD設計曲線は適用限界があり，塑性域がき裂面から垂直方向にき裂寸法aの2～4倍程度に限定される応力集中部に存在するき裂の評価に適していることが明らかになった．

そこで次に，式(4.2.2)のCTOD設計曲線が過小評価となる，塑性域が広く，き裂寸法の4倍を超えるような条件を考え，評価歪とCTODの関係の上限を検討した．

Burdekinら[4.10]は平面応力状態の中央貫通切欠き試験片をベースにOverall strainとCTODの関係を求め，Overall strainの標点間距離の影響について調べた．評価に用いる歪の定義はここでの評価歪とOverall strainでは異なっているがこれらの対応を検討するため，図4.2.12に式(4.2.2)の評価歪CTOD設計曲線とOverall strain CTOD設計曲線とを比較した．また，Overall strain CTOD設計曲線を基に，実験値の上限として定義された英国のBSIの溶接欠陥基準PD6493[4.11]（現BS7910-1999[4.12]）で用いられているCTOD設計曲線（Level 1 approach）も併せて比較した．

WES2805-1997のCTOD曲線は標点間距離2yをき裂寸法aの4倍としたOverall strain CTOD設計曲線とほぼ対応している．また，き裂寸法の4倍程度の領域での歪が低下するき裂を持つモデルのCTODと評価歪の関係の上限はBSIのCTOD設計曲線に近く，評点間距離2yをき裂寸法の8倍としたOverall strain CTOD曲線とほぼ対応する．

以上のことから，評価歪はOverall strainと異なり，前提としている応力状態も異なるが，平面歪状態において，き裂の評価歪とCTODの関係は標点間距離2yをき裂寸法の8倍としたOverall strain CTOD設計曲線とほぼ等価なBSIのCTOD設計曲線（Level 1 FAD）で上限を評価できる．

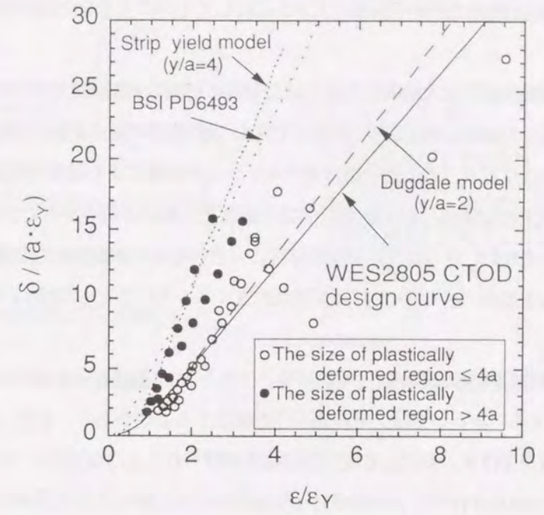


図4.1.12　FEMにより得られたCTOD－評価歪関係とCTOD設計曲線との比較

ところが，基本的に弾性設計され，通常全面降伏を限界状態としない構造物では歪集中のために塑性化する部位の大きさは小さく限定されるため，歪集中部の内部に大きなき裂は考えにくい．また，想定されるき裂寸法の4倍より広い領域が塑性化するような場合には，一般に，歪集中も大きくなりにくい．このため，CTOD値は実用鋼材の限界CTOD，δ_cより小さく，破壊が問題になることは少ないと考えられる．以上のことから，構造物の破壊評価への実用的観点から，応力集中部からの破壊の評価には式(4.2.2)のCTOD曲線を用いるのが妥当であると考えられる．なお，この検討結果などを基に式(4.2.2)のCTOD曲線はWES2805-1997に採用された．

4.3 CTOD 設計曲線の建築鉄骨構造への適用（複雑な歪分布を持つ構造物モデル）

前節の検討結果，基本的に弾性設計され，通常全面降伏を限界状態としない構造物では評価歪εを用いたWES2805-1997 の CTOD 設計曲線は歪集中領域の大きさに対して十分に大きな欠陥の評価には有効であることが明らかになった．

鉄骨構造の柱梁接合部溶接端部では大地震時などには梁端部に材料の破断強度程度の応力が作用し，広い領域で塑性化しても破壊しないことが求められており，上記の CTOD 設計曲線の適用範囲を逸脱する．また，欠陥が 1mm 以下と小さくても破壊の起点になりうることや接合部ディテールの影響により破壊発生部の歪集中が大きいため，前節で述べたように歪が低下する領域と CTOD 設計曲線の精度との関係の観点から CTOD 設計曲線の適用条件が満足できるとは必ずしもいえない．さらに，歪勾配が非常に大きいため，評価歪εを定義に従って求めた場合，わずかな評価位置の差による歪差が大きくなり，評価誤差が大きくなり易いことも実際の評価に際しては問題となると考えられる．

これらの理由により建築鉄骨特有の破壊部(柱梁溶接端，スカラップ底)に存在するき裂に対して WES2805-1997 の CTOD 設計曲線を適用するにあたっては，その適用性を確認する必要があり，また，評価歪の採り方について評価位置による誤差の影響を受けず，安定して良い評価精度が得られるような方法について検討する必要がある．

その他，地震等により動的負荷が作用する柱梁接合部溶接端部では比較的大きな歪速度が発生する可能性がありその際，材料の強度変化が生じることや，素材そのものの機械的特性の面から降伏比の差が CTOD 設計曲線の適用性に及ぼす影響など，これまでに影響が懸念されるものの十分な検討がなされていない．

そこで，本節では CTOD 設計曲線の適用範囲拡大と精度向上を行うことを目的に，まず大きな歪勾配部からの破壊を考慮し， WES2805-1997 の CTOD 設計曲線を適用することを前提に，その場合の評価に用いるべき評価歪の定義について，溶接端部モデルを用いて，静的 3 次元弾塑性 FEM により検討した．また，スカラップ底にき裂を有するモデルを用い，大歪下での適用性検討を行った．なお，これらの検討は建築鉄骨の降伏比を考慮して，材料の降伏比を変化させて行った．さらに，歪速度による材料の歪硬化特性の変化を考慮した動的 FEM 解析を行い動的負荷での設計曲線の適用性についても検討を行った．

4.3.1 解析方法

4.3.1.1 静的解析

兵庫県南部地震で見られた柱梁接合部での脆性破壊事例を参考に，図 4.3.1 の A(スカラップ底)，B(梁溶接端部)部にそれぞれ図 4.3.2，図 4.3.3 に示す半楕円表面き裂または板厚貫通き裂を持つ三次元有限要素モデルを作製し，剛体柱に接合した梁の曲げの弾塑性解析を行った．解析コードは MARC K6[4.19]を用い，要素には 8 接点アイソパラメトリック 6 面体要素を用い，要素数は 4000 程度，き裂先端部要素サイズは 0.05mm 程度とした．解析に用いた溶接端部モデルの要素分割の例を図 4.3.4，き裂部の拡大図を図 4.3.5 に示す．また，スカラップ底モデルを図 4.3.6，き裂部の拡大図を図 4.3.7 に示す．大歪下ではき裂先端の要素が大きく塑性変形し，解析が打ち切られることから，特にスカラップ底モデルでは大歪での CTOD を解析する目的でき裂先端に予め 0.006mm の曲率半径を設けて計算を行った．また，CTOD と対応する評価歪を求めるため，き裂の無いモデルについても解析を行った．材料の応力－歪関係は，材料の降伏応力σ_Yが 350MPa の建築用鋼材 SN490 相当の強度を持つものを想定し，式(3.3.7)の 1/n 乗の硬化則に従うものと仮定した．なお，歪硬化指数 n=8 とした．

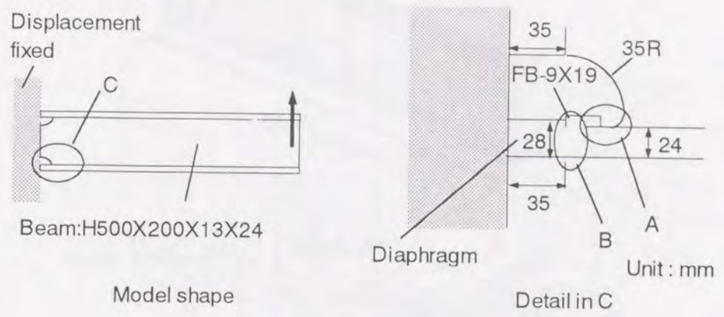


図 4.3.1 通しダイアフラム形式の柱梁接合部モデル

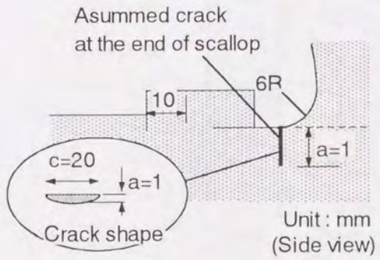


図 4.3.2 スカラップ底部のき裂の位置と形状
（A部の中央断面）

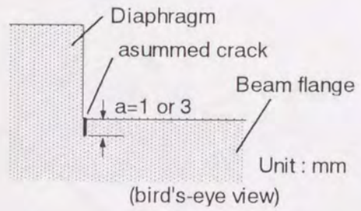


図 4.3.3 接合部のき裂の位置と形状
（柱梁接合部B）

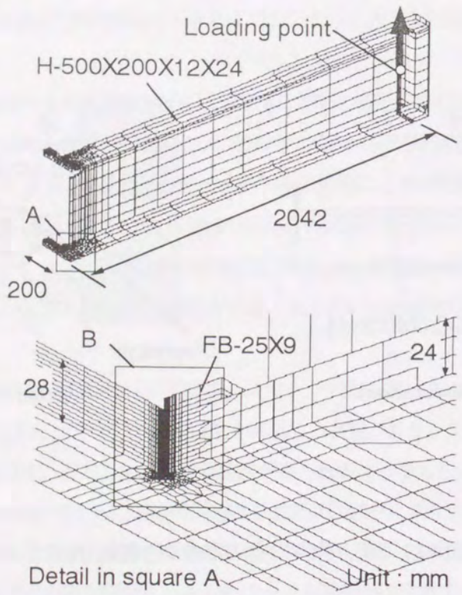


図 4.3.4　ダイアフラムと梁の接合部モデル（1/2 対称モデル）

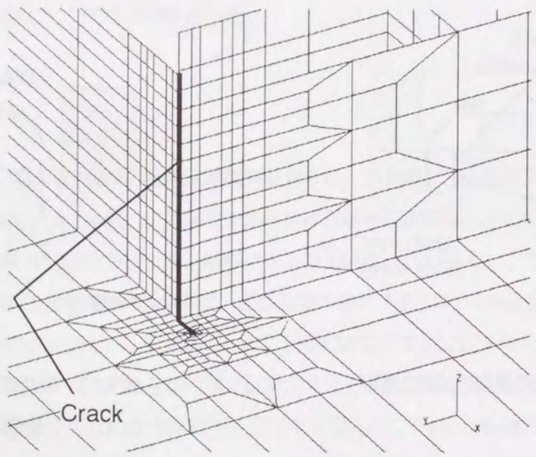


図 4.3.5　き裂周辺の FEM 要素分割（図 4.3.4 の○内部）

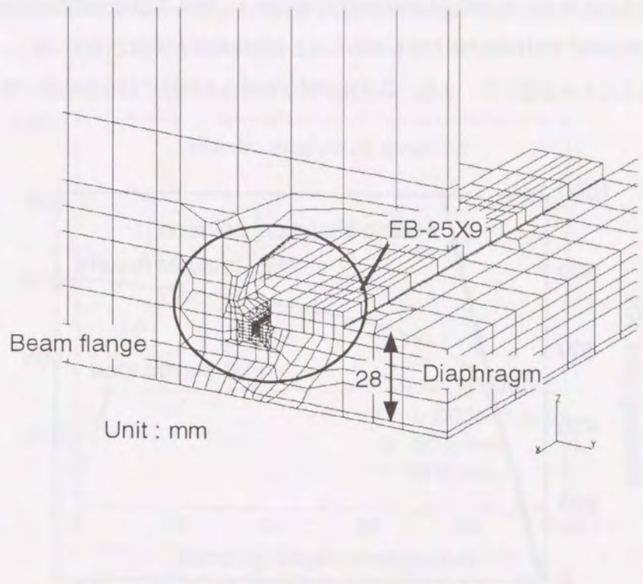


図 4.3.6　スカラップモデルの FEM 要素分割

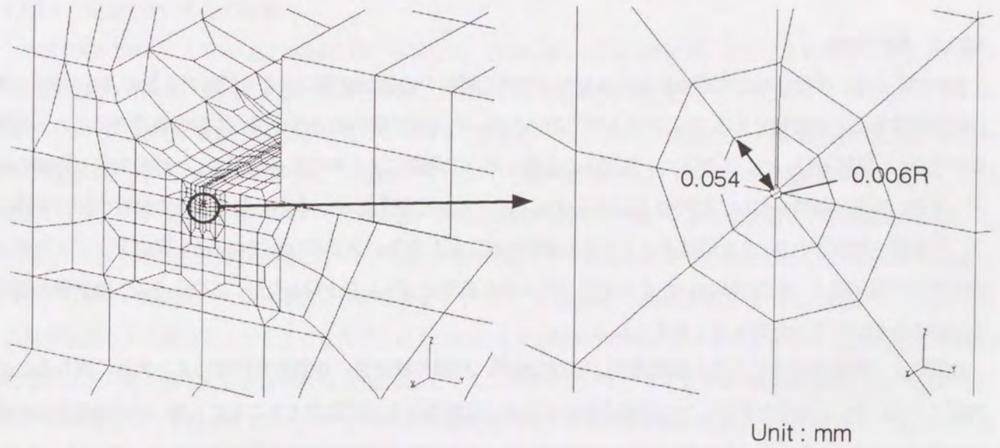


図 4.3.7　スカラップ底部の表面き裂の要素分割（図 4.3.6 の○内部）

なお，この場合の降伏比は0.66となり，SN鋼としては一般的な降伏比である．また，降伏比(YR)の影響を調べる目的で，引張強さを一定とし，降伏比がSN鋼の上限の0.8となるσ_Y=442MPaの条件についても解析した．

静的解析により得られた荷重と曲げ変位の関係を図4.3.8に示す．解析の結果，初期剛性は弾性理論解と良く一致し，また，部材の断面係数や材料降伏応力から求められる全塑性荷重も実験とほぼ一致し，モデル全体の変形挙動は妥当なものであることを確認した．また，降伏比が異なる場合も同様に妥当な結果が得られた．

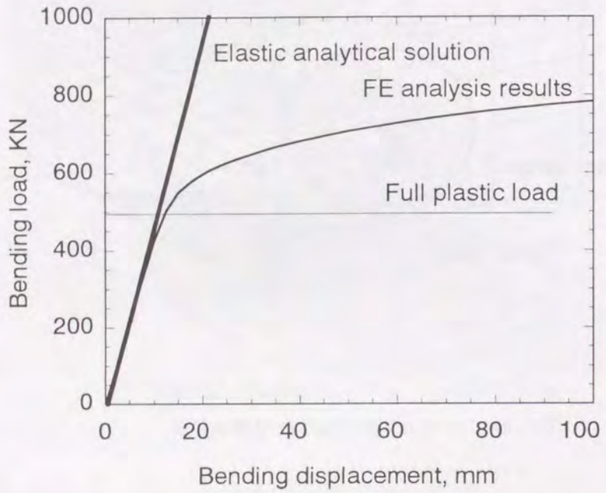


図4.3.8　ダイアフラム－梁接合部モデルの静的FEM解析結果
（き裂が無いモデル）

4.3.1.2　動的解析

動的解析においては任意の歪速度における材料の歪硬化特性の定義が結果に大きく影響するため，材料特性を適切に表現することが重要である．ここでは3章で用いた熱－応力連成解析の方法を用いて動的負荷時の応力－歪関係を定義し，解析を行った．この応力－歪関係の定義を用いて地震による動的負荷を想定し，静的解析と同様のモデルを用いた動的解析を行い，CTOD設計曲線の妥当性について検討した．なお，この解析では柱の部分を剛体として計算を行っており，また熱はダイアフラム部から柱に伝わらないようになっているが，梁フランジよりダイアフラムの方が厚く，変形が小さいためダイアフラム部の温度はほとんど上昇しない．このような，熱伝導の面から梁部のみの解析で十分であると考えられる

地震により柱梁接合部に生じる負荷速度は地震の種類，規模や構造物の地震応答特性により大きく異なるため特定できないが，大地震を想定した柱梁接合部の大型曲げ試験条件を基に設定することにした．日本建築学会近畿支部鉄骨構造部会で行われた柱梁接合部の共同実験[4.13]では梁端最大回転角速度を約0.15rad/sとしている．また，建設省総合技術開発プロジェクト「次世代鋼材による鋼構造安全性向上技術の開発」接合部・施工と破断分科会で行われた柱梁接合部の動的載荷試験[4.17]では梁端最大回転角速度を約0.18rad/sとしている．これらの値をを参考に，梁端の負荷速度を0.0005mm/s（準静的），50mm/s (梁端回転角速度 = 0.025rad/s)，500mm/s (梁端回転角速度 = 0.25rad/s) の3条件としてMARC K7[4.20]を用いて解析を行った．なお，材料強度はSN490相当とし，降伏応力を332MPa，n=8としている．解析の結果から得られた荷重と曲げ変位の関係を図4.3.9に示す．静的解析に比べ負荷速度が上昇するほど強度が上昇する結果となり，歪速度上昇による材料特性に及ぼす効果が確認できた．

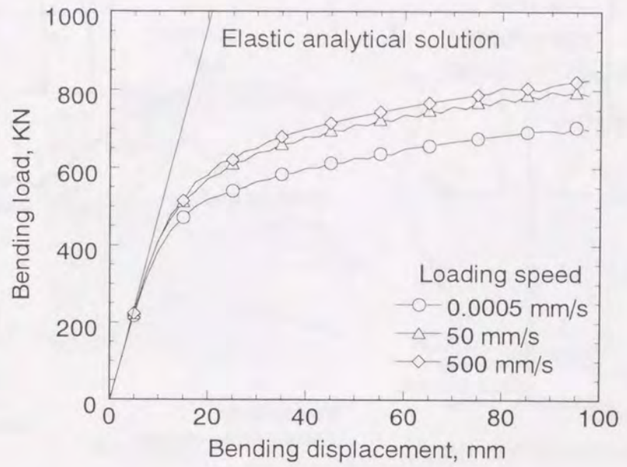


図4.3.9　梁端の曲げ変位と荷重の関係に及ぼす負荷速度の影響
（スカラップ底にき裂を有するモデル）

4.3.2　歪分布場でのCTOD設計曲線の適用性

4.3.2.1　評価に用いる歪の定義

WES2805-1997のCTOD設計曲線を用いる場合は，評価に用いる歪（評価歪）としてき裂存在を想定する部位での作用応力方向の平均的歪を用いることが解説されているものの，その定義については必ずしも明確には述べられていない．しかし，WESの評価歪εについては4.2節で述べたように日本溶接協会FTR委員会[4.8]において得られた結論に基づいたものであるため，欠陥部に生じる（欠陥がない場合の）局所歪の欠陥面積平均と言える．4.2においてもこの評価歪の定義を用いて歪集中部への設計曲線の適用性を調べ，妥当であることを確認している．この場合，曲率を付けた部位のき裂であり，歪勾配が比較的緩やかであるためその影響は小さくなったものと考えられる．しかし，歪勾配の大きい部位にき裂を想定する場合，WES2805の評価歪の定義では，評価するき裂の位置の僅かな差により評価歪εが大きく変化するにもかかわらず，実際のCTODは大きく変化せず，設計曲線のCTOD推定精度が大きく低下する場合がある．溶接端部モデルとスカラップモデルそれぞれで破壊の想定される部位での歪分布を図4.3.10，図4.3.11に示した．図4.3.10の溶接端部モデルは接合部端が直角になっているため極めて大きな歪勾配となっており，評価歪はき裂想定位置により大きく変わることが明らかである．これに対し，図4.3.11のスカラップモデルでは歪勾配が比較的小さくなっており，き裂の近傍では評価歪の定義による大きな差は生じない．

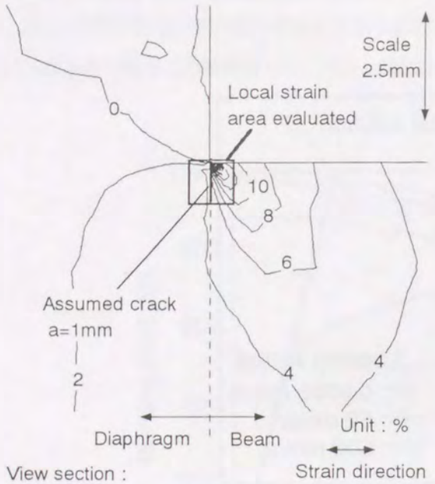


図 4.3.10　ダイアフラム－梁接合端部の歪分布の例
（梁端曲げ変位 50mm）

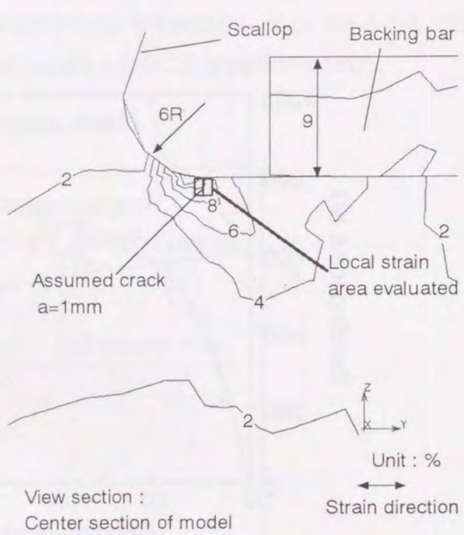
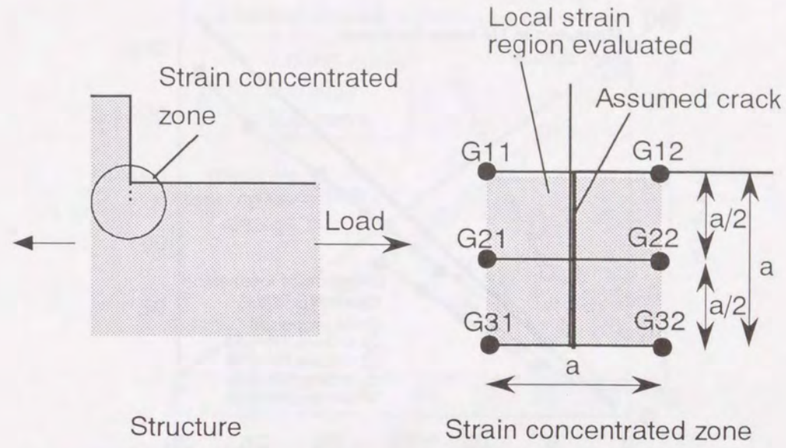


図 4.2.11　スカラップ底部の歪分布の例
（梁端曲げ変位 50mm）

そこで，WES2805 の歪の定義を拡張し，図 4.3.12 に示すようにき裂を含み，き裂寸法で囲まれる領域の平均的歪を評価歪 e_{local} とする新しい定義を提案する．提案の方法と WES2805 流の方法（想定欠陥部の面積平均歪）に準じた方法で評価歪 ε を求めた場合の CTOD と歪の関係を梁とダイアフラムの溶接始終端部とスカラップ底について調べ，図 4.3.13 に溶接端部の結果，図 4.3.14 にスカラップ底の結果を示す．溶接端部については，裏当て金による変形拘束と板厚による拘束を考慮し，CTOD が板厚方向でほぼ最大，かつ平面歪状態に近いと考えられる板厚 1/4 位置でのき裂線上の平均歪による結果を示した．スカラップ底についてはき裂の K 値が最大となるき裂の最深部から表面へのき裂線上の平均歪での結果を示した．図 4.3.13 は，新しい歪定義により，大きな歪勾配部でも WES2805 の設計曲線によって，ほぼ CTOD の推定が可能であることを示している．一方，図 4.3.14 は溶接端部に比べ歪勾配の小さいスカラップ底において，従来の歪定義と提案した歪定義で CTOD 推定精度に差が無く，$\varepsilon/\varepsilon_Y$ が 70 以上の大歪下でも妥当な推定結果が得られることを示している．



a : Assumed crack length

$e_{local} = (e_{G1} + 2 \cdot e_{G2} + e_{G3})/4$

e_{G1} : Average strain between G11 and G12

e_{G2} : Average strain between G21 and G22

e_{G3} : Average strain between G31 and G32

図 4.3.12　歪集中部のき裂に CTOD 背計曲線を適用する場合の評価歪の定義
（き裂想定部位を中心にき裂寸法で囲まれる領域の平均歪）

4.3.2.2　降伏比の影響

図 4.3.13，図 4.3.14 には建築構造用鋼である SN 材の降伏比の上限である 0.8 の場合の CTOD と歪の関係も併せて示した．この結果から，建築用鋼として一般的な降伏比を有する鋼材の場合，提案した評価歪を用いることによりCTOD と歪の関係に大きな差はなく，WES の CTOD 設計曲線によって評価が可能であることが明らかとなった．

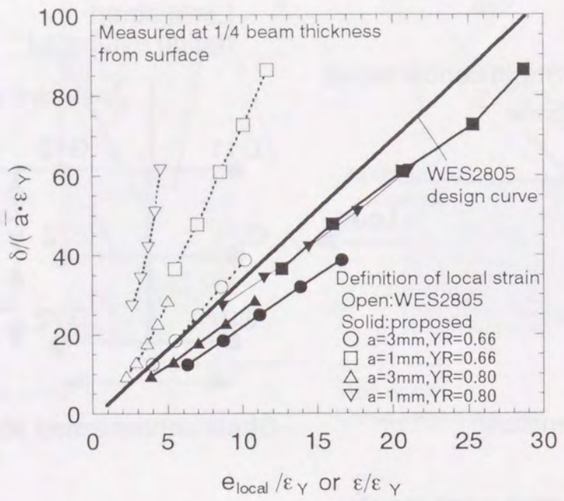


図 4.3.13　FEM 解析による CTOD－評価歪の関係と WES2805-97 の CTOD 設計曲線との比較
（ダイアフラム－梁接合部の溶接始終端部にき裂を有するモデル）

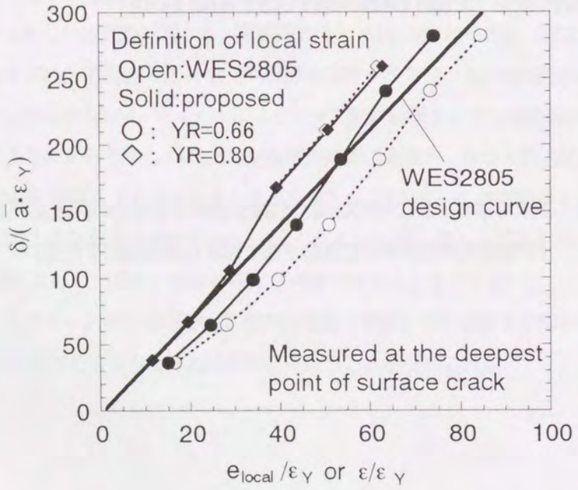


図 4.3.14　FEM 解析による CTOD－評価歪の関係と WES2805-97 の CTOD 設計曲線との比較
（スカラップ底に 1mm 深さのき裂を有するモデル）

4.3.2.3　動的負荷の影響

動的負荷時の CTOD と評価に用いる評価歪 e_{local} の関係を図 4.3.15，図 4.3.16 に示した．WES の設計曲線では歪に対して CTOD を少し大きく推定する傾向が見られたが，負荷速度による影響はほとんど見られなかった．

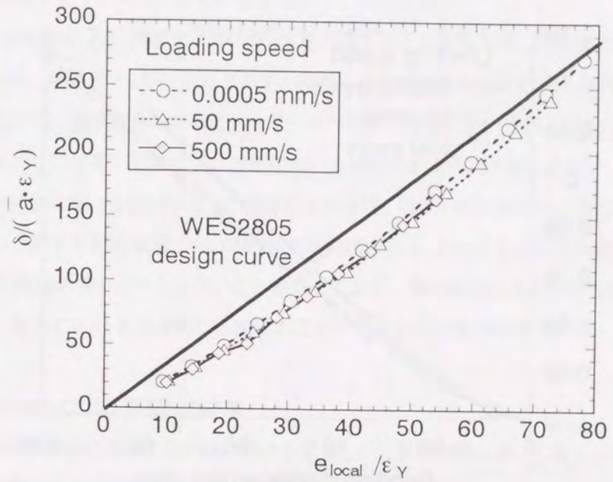


図 4.3.15　CTOD－評価歪の関係に及ぼす負荷速度の影響（スカラップ底にき裂を有するモデル）

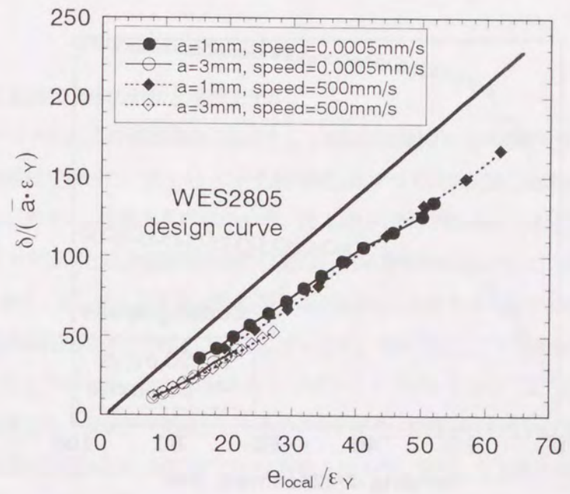


図 4.3.16　CTOD－評価歪の関係に及ぼす負荷速度の影響
（ダイアフラム－梁溶接始終端部にき裂を有するモデル）

一方，図4.3.17に示したスカラップモデルの評価に用いる評価歪 e_{local} と曲げ変位の関係から，評価歪自体は梁の曲げ変位に対して多少小さくなる傾向がみられた．また，曲げ変位と評価歪算定域の歪速度との関係を図 4.3.18 に示す．

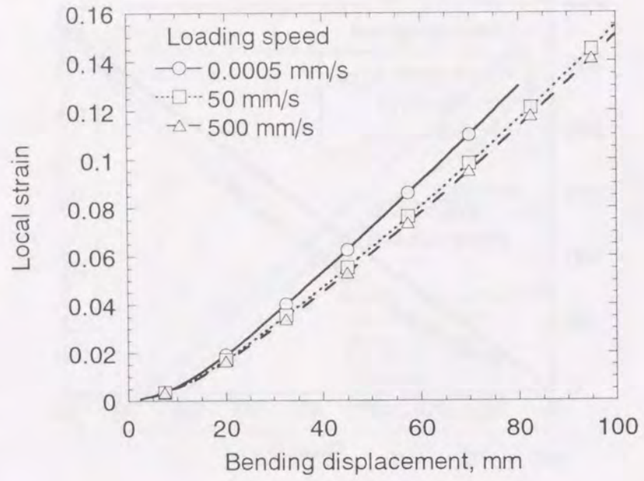


図4.3.17　曲げ変位と局所歪の関係に及ぼす負荷速度の影響（スカラップモデル）

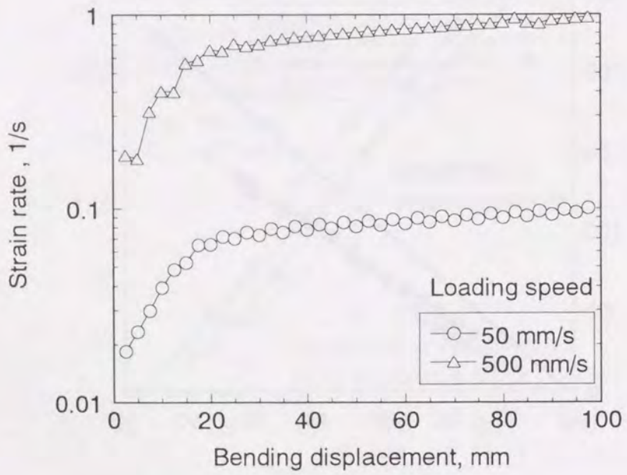


図4.3.18　曲げ変位と評価歪域の平均歪速度（スカラップモデル）

曲げ速度が 50mm/s の場合には評価歪の歪速度が 10^{-2} 1/s のオーダー，500mm/s の場合には 10^{-1} 1/s のオーダーとなっており，歪速度が大きい場合には強度が上昇し，評価歪が抑制され，CTOD もこの評価歪に対応して抑制されているものと思われる．これらのことから，地震負荷を受ける鉄骨部材の破壊評価において動的負荷により発生する歪から設計曲線を用いて CTOD を推定しても精度は変わらないことになる．しかし，静的負荷により得られる歪から CTOD を推定すると，多少大きめの値を与えることになる．

なお，WES2805 の CTOD 設計曲線では降伏歪 ε_Y を定義する必要があるが，歪勾配の大きい部位では歪速度も位置により異なるため，降伏歪 ε_Y が一定にならず，評価に用いる局所的な歪を求める領域での降伏歪を定義することはできない．しかし，建築鉄骨の破壊評価で考慮すべき大歪領域においては CTOD 設計曲線に及ぼす降伏歪の影響は小さいため，ここで用いる降伏歪は室温における静的負荷条件での値とした．

一方，曲げ変位と評価に用いる評価歪 e_{local} の関係においては，図4.3.12に示したように，負荷速度が大きくなると歪集中部の強度が上昇するため評価に用いる評価歪が抑制される．このことは同様の変位を与えても動的負荷の場合の CTOD が静的負荷の場合よりも小さいことを示しており，静的負荷による歪から動的負荷時の CTOD の推定を行う場合には，多少 CTOD を大きめに評価することになるため注意が必要である．

4.4　柱梁接合部のき裂の CTOD 評価への応用

4.3 節では CTOD 設計曲線に適用する評価に用いる歪 e_{local} の定義を提案した．しかし，この定義をそのまま用いるには鉄骨柱梁接合部の歪を評価するために，個々の接合ディテールについて FEM 解析を行う必要が生じ，あまり現実的ではない．そこで，国内の鉄骨造建物の柱梁仕口部の接合方法として，高層や超高層ビルに広く用いられる内ダイアフラム形式の柱梁接合部と，中低層ビルで広く用いられている冷間成形角形鋼管柱にH形鋼梁を通しダイアフラム形式で溶接接合する場合について，評価歪を簡易に求めることができるよう，FEM 解析結果から代表的なディテールについて評価歪 e_{local} を求め，CDC 解析から得られる梁端の歪に対する歪集中係数を提示することにした．

4.4.1　検討に用いた柱梁接合部の形状と解析モデル

代表的な内ダイアフラム形式の柱梁接合部形状として鋼材破断総プロで実験が行われた試験体に用いられた接合部形状を例にとり解析を行った．図4.4.1に示す鋼材破断総プロで実大試験が行われたボックス柱にH形の断面を持つ梁が直接溶接されている試験体形状について，図4.4.2の様に8接点の3次元ソリッド要素を用いて要素分割を行った．スカラップ底部と柱梁溶接接合部の詳細な分割図を図4.4.3に示した．図中の○部は歪集中係数を検討した部位となる．また，通しダイアフラム形式の柱梁接合部との比較やスカラップの形状による歪集中の差や梁端部形状による溶接始終端部での歪集中の差を確認するため，鋼材破断総プロで解析が行われた図4.4.4に示す形状についての検討結果と比較した．なお，図4.4.4cに示すサイドプレートなどにより梁端の拡幅を行った試験体は図4.4.4dに示した従来型のスカラップ形状としたもののみ，また，拡幅を行わない試験体は図4.4.4dのほかにスカラップ底部に曲率を設けた図4.4.4eの両方について計算を行った．検討した歪集中部を図に○で示した．

解析に用いた材料の応力－歪関係は，柱，梁，ダイアフラム，及び溶接金属のそれぞれに対して得られている引張試験結果を用いた．FEM 解析コードには MARC K6 を用い，大変形・大歪解析を行っている．なお，鋼材破断総プロで解析が行われた図4.4.4(a)～(e)の形状については一部 FEM 解析のコードに ANSYS が用いられている．

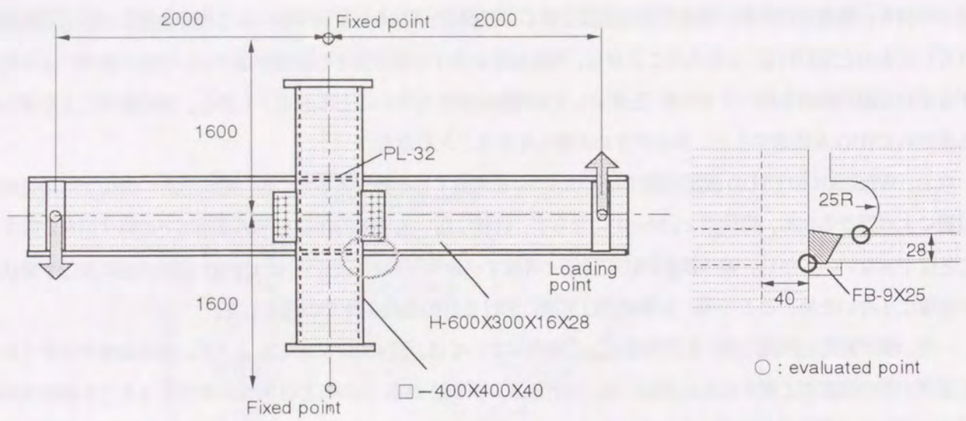
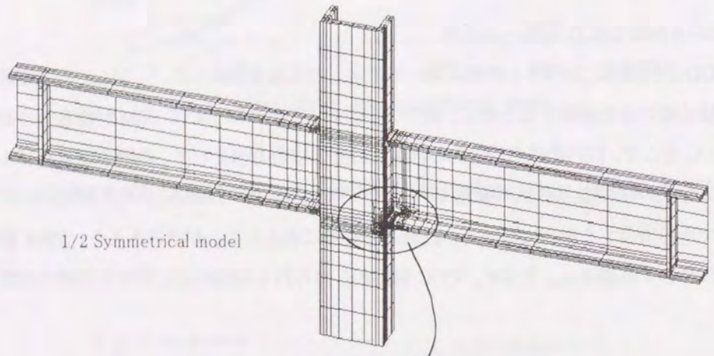


図 4.4.1　JASS 6 に準拠した内ダイアフラム形式の柱梁接合部試験体形状



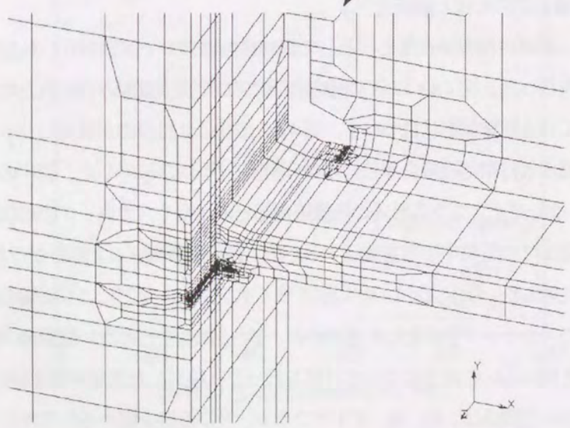


図 4.4.2　解析に用いた FEM モデル形状

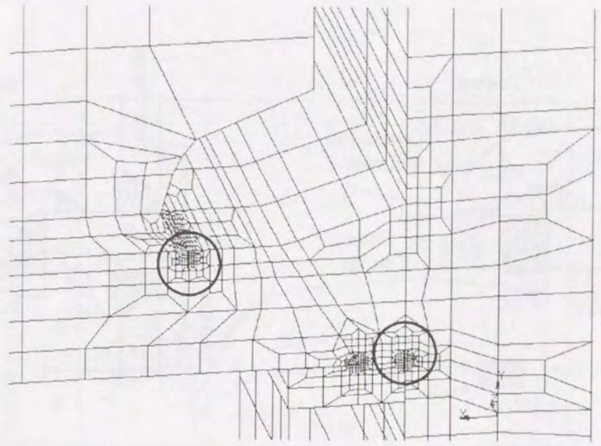


図 4.4.3　柱梁接合部の FEM 要素分割（○内部：歪集中係数評価部位）

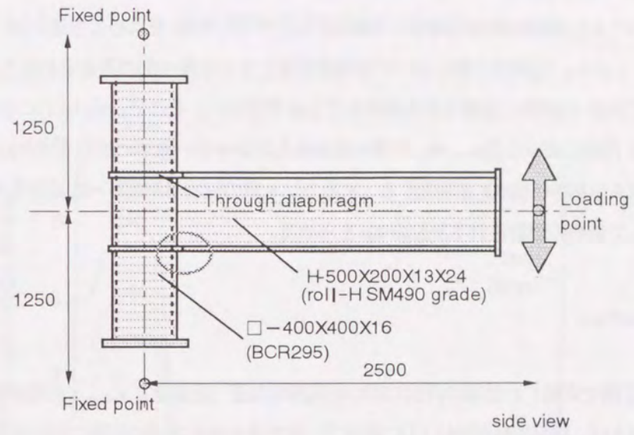


図 4.4.4(a)　鋼材破断総プロで用いられた試験体の形状

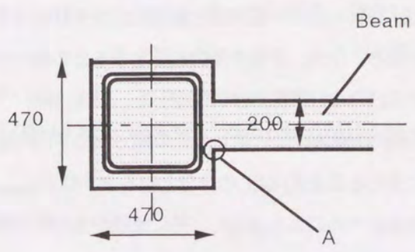


図 4.4.4(b)　フラックスタブを用いた溶接始終端部試験体

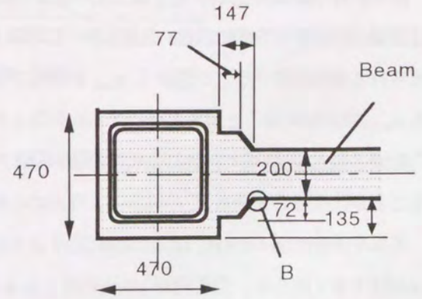


図 4.4.4(c)　梁端肌幅タイプ試験体

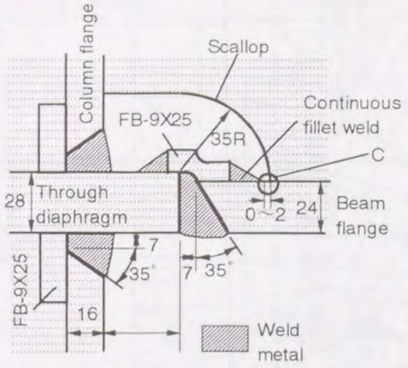


図 4.4.4(d)　1/4 円従来型スカラップ
（裏当て金連続隅肉溶接）

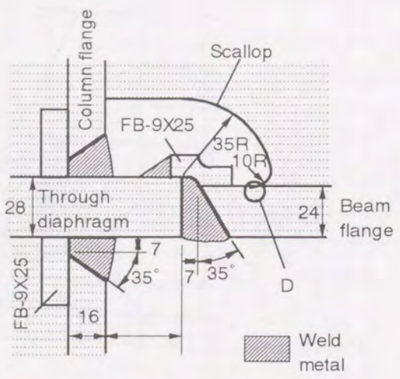


図 4.4.4(e)　JASS 6 準拠タイプ

4.4.2　柱梁接合部の歪集中係数

これまでに述べてきた破壊発生部の局所的な評価歪 e_{local} から CTOD を求める方法においては e_{local} を精度良く求める必要がある．しかし，柱梁接合部において破壊発生部となる歪集中部の歪を求めるためには FEM 解析が必須となり，簡易に CTOD の評価に必要な歪を求めることはできない．そこで，式(4.4.1)に示すような，4.3 節において定義した CTOD 評価に用いる歪 e_{local} を，歪集中部を含んだより広い領域に生じるマクロな歪 e_{macro} で割ることによって得られた値を歪集中係数 Ke と定義する．本節では 6 章の破壊事例解析への応用を考え，いくつかの接合部ディテールに対して破壊の懸念される部位の Ke を求める．

$$Ke = e_{local}/e_{macro} \tag{4.4.1}$$

ただし，e_{local}：4.3.2 節で定義した破壊の評価に用いる局所的な歪（評価歪），e_{macro}：歪集中係数を設定するためのベースとなる歪（例えば，柱梁接合部では CDC 解析 [4.21] 等で求められる梁の端部におけるフランジの材軸方向平均歪）．

建築鉄骨の破壊発生部の e_{local} は上記の歪集中係数 Ke を用いて，e_{macro} から算定することができる．この方法では破壊の評価を行う部位の Ke をあらかじめ準備しておけば，材料の応力－歪関係と断面形状から材料力学的に求められる梁端の梁フランジ歪から e_{local} を算出できることになる．なお，歪集中係数を設定するためのベースとなる e_{macro} は評価対象ごと何を基準にするか異なるが，ここでは鉄骨の柱梁接合部に限定した．CDC 解析 [4.21] は部材の断面係数と梁フランジの応力－歪関係から梁フランジ表面の任意の位置に生じる歪の幅方向の平均的値を求めることが出来ることから，この解析により求められる梁端に生じる歪を式(4.4.1)の分母となるマクロ歪 e_{macro} とした．

歪集中係数は図 4.4.5(a)，図 4.4.5(b)に示すように梁への負荷レベルにより変化し，特に梁端が全塑性状態になる以前は大きく変化し，変形角が 1/100 程度となると歪集中係数がほぼ一定となる傾向がある．

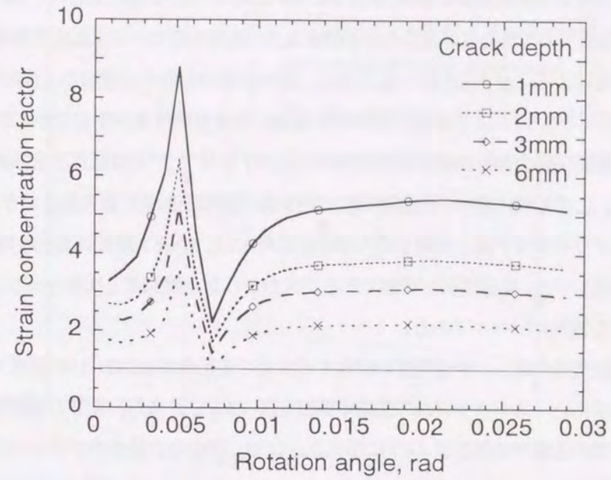


図 4.4.5(a)　スカラップ底の歪集中係数に及ぼす梁端回転角の影響

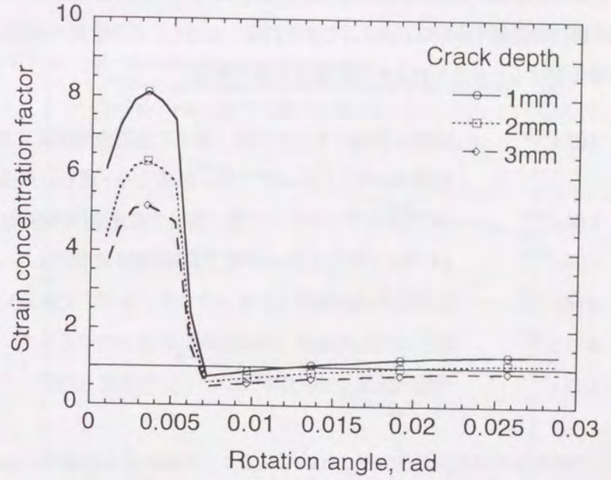


図 4.4.5(b)　内ダイアフラム形式柱梁接合部の溶接ルート部の歪集中係数に及ぼす梁端回転角の影響

米国の建築鉄骨における柱梁接合部の破壊事例に多くみられた溶接ルート部の形状は図 4.4.1 に示した柱梁接合部のディテールと類似しており，歪集中の傾向も同様と考えられる．この部位では図 4.4.5(b)に示したように小さい変形角で非常に大きな歪集中係数となるため，米国での事例はあまりにも靭性が低いために小さい変形角で破壊した可能性が大きく，歪集中の影響を受けたことが予想される．歪集中のピークを越えた後は歪集中が 1 程度となるため裏当て金の不溶着によるノッチの影響がなくなり，他の歪集中部からの破壊が支配的になると推察される．

建築鉄骨の柱梁接合部の大地震による破壊の評価では梁端に大きな塑性歪が生じてからの歪集中係数が必要となる．財団法人日本建築防災協会発行の被災度判定指針のクライテリア[4.14]では被災度を残留層間変形角と破断現象により規定しており，この地震応答中の残留層間変形角を最大層間変形角に置き換えたクライテリアが文献[4.15]に示されている．このクライテリアは　大破：最大層間変形角 1/24，中破：最大層間変形角 1/55 であり，大破はとり壊しが必要な被災度レベル，中破は復旧可能であるが大がかりな点検調査と補修作業が必要であり，一般的に継続使用に問題が生じる被災度レベルである．

そこで，建物の継続使用を考慮し，中破程度に相当する梁端の変形角が 1/100～1/40 程度での値の平均を取ることにより歪集中係数を求めた．スカラップ底の歪集中係数を図 4.4.6 に，また，梁端の溶接始終端部や内ダイアフラム形式の溶接ルート部の歪集中係数を図 4.4.7 に示した．なお，図中の白抜きのプロットは鋼材破断総プロで解析が行われたデータ[4.16]であり，(A)，(B)，(F)，(G)は MARC で解析され，その他は ANSYS で解析されたデータである．図中の JASS 6 準拠タイプの通しダイアフラム形式の試験体の内(B)，(C)は 35R と 10R の複合円スカラップ，(D)は 25R1/2 円スカラップを持つ試験体である．歪集中部は歪勾配があるため評価する領域サイズにより評価に用いる歪が変わる．このため歪集中係数 Ke は想定するき裂寸法 b(長さ)または a(深さ)の関数になる．解析結果をまとめるとそれぞれの部位の歪集中係数は式(4.4.2)で表される．ただし，この歪集中係数は部材の断面形状や材料の応力－歪関係の影響を受けると考えられるため注意が必要である．

$$
Ke = \begin{cases}
4.07\,a^{-0.341} & \text{JASS 6 準拠スカラップ底（裏当て金隅肉溶接はスカラップ近傍のみ無し）ダイアフラム形式（内・通し）共通} \\
8.04\,a^{-0.816} & \text{1/4 円従来型スカラップ底（裏当て金連続隅肉溶接）} \\
1.74\,a^{-0.125} & \text{1/4 円従来型スカラップ底（梁端拡幅形の場合）} \\
2.58\,b^{-0.251} & \text{梁端溶接始終端部（フラックスタブを用いて施工）} \\
4.91\,b^{-0.807} & \text{梁端溶接始終端部（梁端拡幅形の場合のサイドプレート先端部）} \\
1.17\,a^{-0.364} & \text{梁端溶接部ルート部かつフランジ中央部（内ダイアフラム形式）}
\end{cases} \qquad (4.4.2)
$$

ただし，a は梁フランジの厚み方向のき裂深さ(mm)，b は梁フランジの幅方向のき裂長さ(mm)

図 4.4.7 から明らかに JASS 6 に準じたスカラップ底に曲率を設け，溶接の裏当て金取付け隅肉溶接をスカラップ底に行わない形状のスカラップでは従来型の 1/4 円スカラップを用い，裏当て金に連続角肉溶接を行う場合に比べ歪集中係数が低下しており，JASS 6 の推奨施行方法の有効性を確認した．

また，ダイアフラムと梁の溶接接合部始終端部については，梁端拡幅によりスカラップ底の歪集中は低減できるものの，サイドプレート先端部では増大する結果となる．鋼材破断総プロの実大試験でもサイドプレート先端からき裂が発生しており，計算結果と傾向が一致した．

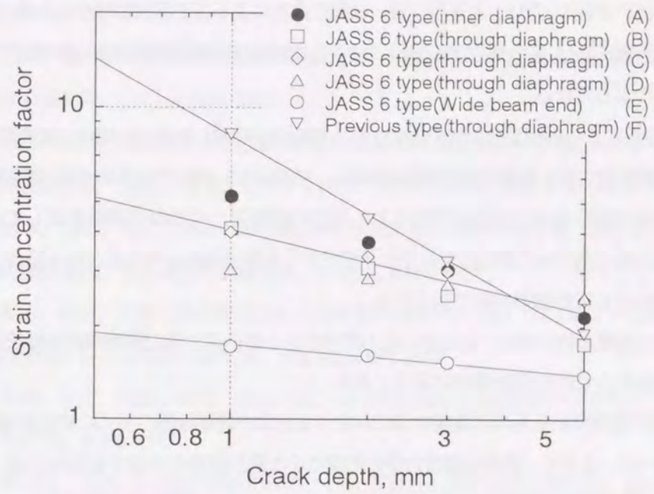


図 4.4.6　スカラップ底部の歪集中に及ぼす接合部ディテールの影響

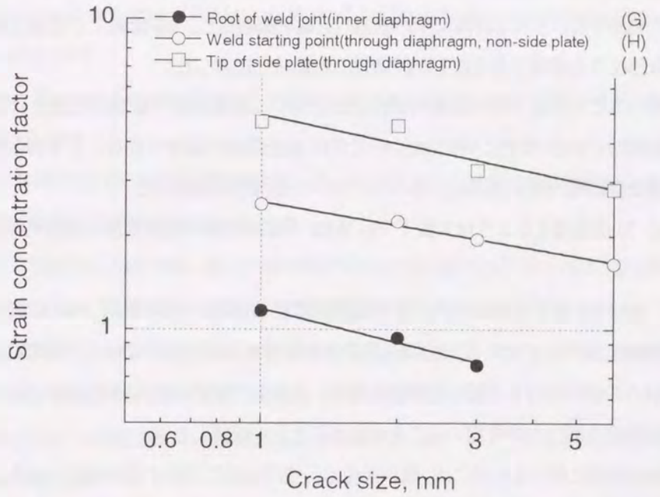


図 4.4.7　歪集中係数に及ぼす接合部ディテールの影響
（内ダイアフラム形式柱梁接合部の溶接ルート部，通しダイアフラム形式ダイアフラム－梁溶接始終端部とサイドプレート先端部の比較）

4.5 結言

本章では，まず，はじめに，2次元の弾塑性有限要素法により円孔端き裂広幅試験および簡易スチフナモデルの解析を行い，応力集中部のき裂の CTOD とき裂寸法，き裂の存在による歪の解放領域や応力集中部に生成される塑性域寸法との関係を詳細に調べ，応力集中部の欠陥に対する WES の CTOD 設計曲線の適用性について検討した．結論をまとめると以下のようになる．

(1) WES2805-1997 の定義による評価歪（き裂が想定される部位の平均歪）を用いた場合，評価歪と CTOD の関係は一定ではなく，塑性域寸法とき裂寸法の関係に依存し，WES2805-1997 の CTOD 設計曲線は，応力集中による塑性域寸法がき裂寸法の 2～4 倍程度に限定される場合の評価歪と CTOD の関係を表している．

(2) 応力集中が比較的小さく局所的に塑性化する寸法が想定するき裂寸法の 4 倍以上となる場合，評価歪と CTOD の関係の上限は BSI の CTOD 設計曲線で表される．

(3) 実用構造物において破壊が特に問題となる高い応力集中のある部位の欠陥の破壊強度評価法として，評価歪に基づく WES2805-1997 の CTOD 設計曲線は妥当である．

以上の結果により，適用限界はあるものの歪集中部に存在するき裂の破壊評価の多くに CTOD 設計曲線が適用できることが明らかとなった．しかし，鉄骨柱梁接合部の地震による脆性破壊を評価するためには，これまで CTOD 設計曲線の適用性を考慮してきた歪範囲を大きく超える歪が発生，たとえば部材は全断面降伏し，破壊発生部の歪が時には 10%を超えるような歪の発生があること，歪分布の勾配が大きく複雑であること，動的負荷であることなどに対応できる設計曲線が必要である．

そこで，次に鉄骨柱梁接合部をモデルを用いて WES2805 の CTOD 設計曲線を建築鉄骨の評価に応用するための歪の定義のあり方とその適用性について検討を行った．以下に得られた結論を示す．

(4) WES2805-1997 の設計曲線で用いられる評価に用いる歪の定義を厳密化し，WES2805 の定義と整合性をとりながら歪勾配の大きな部位にも適用できる新しい評価歪の定義法を提案した．

(5) この評価歪の定義を用いることにより建築鉄骨柱梁接合部において建築鉄骨で破壊が懸念される歪集中を大きな部位に存在するき裂の CTOD 推定に WES2805 の CTOD 設計曲線が適用できることを明らかにした．特に建築鉄骨の地震負荷での破壊評価を想定し，次の点について適用性を検討した．

① 評価歪が降伏歪の 70 倍を越えるような大歪下でも WES の設計曲線が適用できる場合があることを確認した．

② 建築鉄骨として一般に用いられる鋼材の降伏比の範囲を考慮し，降伏比が 0.66，0.80 の場合の解析を行い，提案する評価歪に基づく CTOD 設計曲線は降伏比の影響をあまり受けないことを確認した．

③ 大地震による部材への動的負荷を考慮した解析を行い，大地震で想定される負荷速度でも，CTOD 設計曲線は静的負荷の場合と同じものを用いることが出来ることを確認した．

(6) 本評価手法を実構造物の評価に用いるためには，構造部位の巨視的な歪に対応する評価歪を知ることが必要であるが，ここでは，破壊部の評価歪を CDC 解析などにより求められる梁端の平均的歪により除することによって求める歪集中係数を定義し，提案した評価歪の定義を基に建築鉄骨の柱梁接合部において破壊発生が懸念される代表的な部位の歪集中係数を FEM 解析によって求め，き裂寸法の関数として定式化した．この歪集中係数により，鉄骨の柱梁接合部の代表的な破壊起点部の評価歪を容易に求められるようになった．

参考文献

4.1) 町田，吉成，萩原：破壊強度評価報の検討（第 1 報）－WES 法と R6 法の比較－，日本造船学会論文集，Vol.169, p.325, 1992

4.2) 町田，吉成，萩原，島貫：破壊強度評価報の検討（第 2 報）－円孔端き裂広幅試験の破壊強度解析－，日本造船学会論文集，Vol.169, p.65, 1992

4.3) 日本溶接協会規格：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, WES 2805, 1997.

4.4) 日本溶接協会規格：脆性破壊発生に対する溶接欠陥の許容判定基準, WES 2805, 1980.

4.5) 町田，梶本，縄田，萩原，高島：海洋構造物格点部の脆性破壊特性評価（第 1 報）－鋼管 T 継手の引張荷重下での脆性破壊，日本造船学会論文集，Vol.162, p.457, 1987

4.6) 町田，梶本，村井，萩原：海洋構造物格点部の脆性破壊特性評価（第 2 報）－鋼管 T 継手の曲げ張荷重下での脆性破壊，日本造船学会論文集，Vol.162, p.467, 1987

4.7) 永井，矢島，梶本，川野，縄田：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，Vol.155，p.360, 1984

4.8) 日本溶接協会：COD 要求値の意義の検討，FTR 委員会共同研究総合報告書，1985.

4.9) J.R.Rice: A Path independent Integral and the Approximate Analysis of Strain Concentration by Notches and Cracks, Journal of Applied Mechanics, Vol.35, p.379-386, 1968

4.10) F.M.Burdekin & D.E.W.Stone: The Crack Opening Displacement Approach to Fracture Mechanics in Yielding Materials, Journal of Strain Analysis, Vol.1, p.145-153, 1966

4.11) British Standards Institute: Guidance on Methods for Assessing the Acceptability of Flaws in Fusion Welded Structures, PD 6493, 1991

4.12) British Standards Institute: Guide on Methods for Assessing the Acceptability of Flaws in Fusion Welded Structures, BS7910, 1999

4.13) 日本建築学会近畿支部鉄骨構造部会：通しダイアフラム形式で角形鋼管柱に接合される H 形鋼梁の塑性変形能力に関する実大実験報告書, 1997

4.14) (財)日本建築防災協会編：震災建築物等の被災度判定基準及び復旧技術指針(鉄骨造編), 1994

4.15) 日本溶接協会 鉄鋼部会：建築鉄骨の地震被害と鋼材セミナーテキスト, 1997

4.16) 建設省建築研究所，鋼材倶楽部：建設省総合技術開発プロジェクト「次世代鋼材による構造物の安全性向上技術の開発」『接合部・施工と破断』分科会報告書, 1999

4.17) 伊藤，杉山：低靱性鋼による柱梁接合部の破断性状 その 5 ト字形動的実験,日本建築学会学術講演大会梗概, p.415-416, 1998

4.18) MARC Analysis Research Corp.: MARC Volume A～C Theory and User Information Version K4, 1992

4.19) MARC Analysis Research Corp.: MARC Volume A～C Theory and User Information Version K6, 1995

4.20) MARC Analysis Research Corp.: MARC Volume A～D Theory and User Information Version K7, 1997

4.21) 桑村，鈴木：フランジとウェブの降伏比が異なる H 形断面部材の面内塑性挙動（その 1 梁の解析），日本建築学会関東支部研究報告集, p.57-60, 1988

第5章　脆性破壊に及ぼす圧縮・引張繰返し負荷の影響

5.1　緒言

大地震下では鉄骨柱梁接合部には大きな繰返し負荷を受ける．鉄骨純ラーメン構造では，その地震負荷は単純化すると梁では曲げ，柱では軸力が支配的となるため，柱梁接合部の梁側に注目すると，地震時にはH形鋼梁の上下フランジが交互に引張・圧縮負荷を受けることになる．よって，柱梁接合部の梁端での破壊を考える場合には，スカラップ部や溶接始終端部などによって生じる歪集中における，圧縮・引張による大歪の影響について考えなければならない．

ここで地震による負荷履歴を単純化し，図 5.1.1 に示す梁の曲げ変位と曲げモーメント関係に対応させた時間と梁端部の歪の関係を基に脆性破壊に及ぼす繰返し圧縮・引張負荷履歴の影響について考えてみる．

鋼材の靭性は予歪によって低下することや，温度が上昇すると向上することが知られている．そこで，ある歪集中部にある鋭いき裂から脆性破壊が圧縮後に引張を受けた☆印で t 時間後に起こったと仮定すると，はじめの圧縮でき裂部は閉口し，図2.3 に示したスケルトン歪で示される塑性歪が付与され，材質的劣化が起こる一方，塑性変形により温度上昇が起こっていると考えられる．また，次の引張負荷により温度上昇を伴いながらき裂先端は開口し，場合によっては脆性破壊や延性き裂が発生する可能性がある．

本章では上記のような繰返し圧縮・引張負荷が破壊限界に及ぼす影響をより明確にすることを目的とする．そこでまず，き裂先端形状を変化させた4点曲げ試験片を用いて静的負荷による繰返し負荷による脆性破壊実験を行い，圧縮・引張負荷によるき裂先端部の歪分布の違いや負荷中の延性き裂の進展が脆性破壊限界に及ぼす影響について検討する．さらに，柱梁接合部モデルの FEM を用いた熱ー応力連成解析により地震負荷速度を考慮した繰返し負荷による接合部の温度上昇を調べ，脆性破壊に及ぼす影響について考察する．

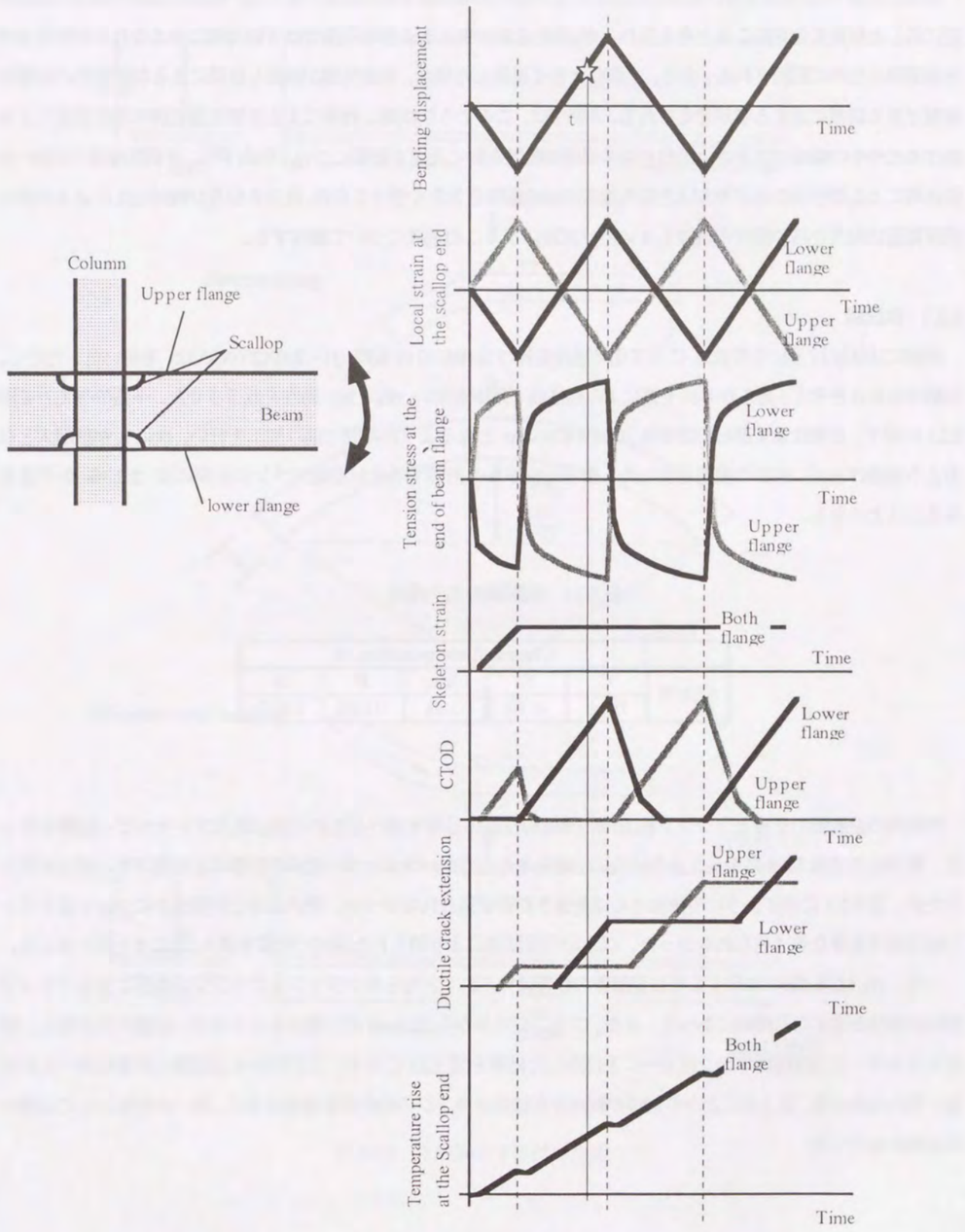


図 5.1.1　梁の曲げ負荷履歴と破壊に影響を及ぼすパラメーターの変化

5.2 圧縮・引張繰返し負荷による延性き裂の進展と脆性破壊

繰返し圧縮・引張負荷を受ける部位に存在するき裂の先端部はき裂の進展が生じない程度の負荷の場合には塑性歪に応じた材質劣化が起こると考えられるが,延性き裂が生じるような引張ではき裂先端に与えられる塑性歪量がき裂進展のために制限される．また，き裂が大きく進展した場合，き裂先端が繰返し負荷による材質劣化の影響が無視できる領域に達する事が考えられる．本節では，このような繰返し負荷によるき裂先端近傍の塑性変形による靱性劣化やその領域の大きさと延性き裂の進展が脆性き裂に及ぼす影響について検討する．き裂先端部の圧縮・引張負荷による塑性域の広がり方はき裂先端の形状の影響を大きく受けるため,疲労き裂及び機械加工による片側に板厚貫通切欠きを持つ鋼片の繰返し4点曲げ試験によりこの現象について検討する．

5.2.1 供試鋼

実験には供試材として表5.2.1に示す化学成分を持つSS400のH形鋼 (H−200X200X8X12) を用いた．ただし，実験の容易さを考え，あらかじめ予歪による靱性低下効果を用い $vE_0 < 50J$ 靱性を低下させた．予歪の与え方を図5.2.1に示す．手順はまず部材の曲率Rが R = 4200mm となるように冷間で曲げ加工を行い，次にRが無限大となるよう逆曲げを行い部材の変形を戻した．部材の曲率から計算するとH形鋼フランジ表面には ±2.3% の予歪を与えたことになる．

表5.2.1 供試鋼の化学成分

	Chemical composition, %				
SS400	C	Si	Mn	P	S
	0.16	0.18	0.61	0.018	0.017

供試鋼の歪履歴の影響とフランジ幅方向の機械的性質の分布を調べるため引張試験及びシャルピー試験を行った．降伏応力は図5.2.2に示したように先に圧縮を与えた方がバウシンガー効果の影響により低下する傾向が見られたが，図5.2.3に示すように引張強さにはあまり影響が見られなかった．降伏応力と引張強さについてはフランジ幅方向で大きな差は見られなかった．以上の引張試験により得られた機械的性質を表5.2.2にまとめて示した．

一方，vE_0 は図5.2.4に示すように歪履歴の影響は見られずどちらのフランジもフランジ中央部よりもフランジ端部の靱性が高くなる傾向にあった．また，フランジ中央から22.5mmの位置からシャルピー試験片を採取し，吸収エネルギーと脆性破面率のフルカーブを採取した結果を図5.2.5に示す．この図から歪履歴の影響を調べたが明確に現れなかった．以上のことから靱性の観点からは両フランジの特性に有意差はなく，同一の材料として以降の実験解析を行った．

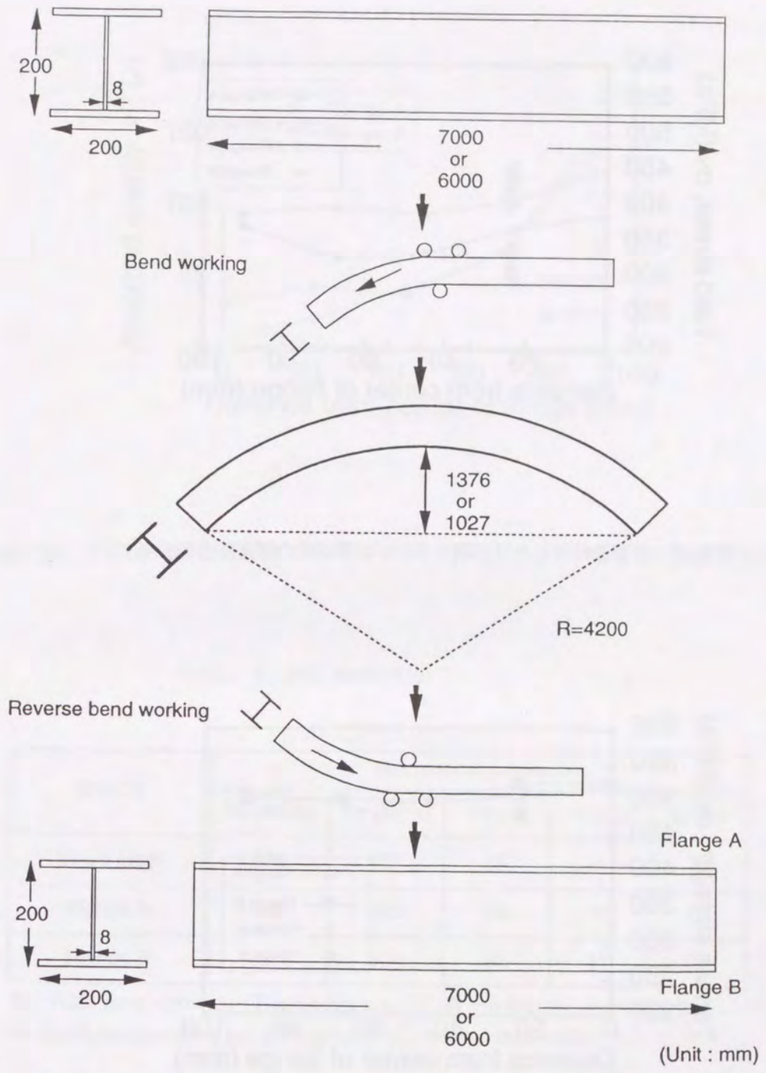


図5.2.1 H形鋼の予歪付与方法

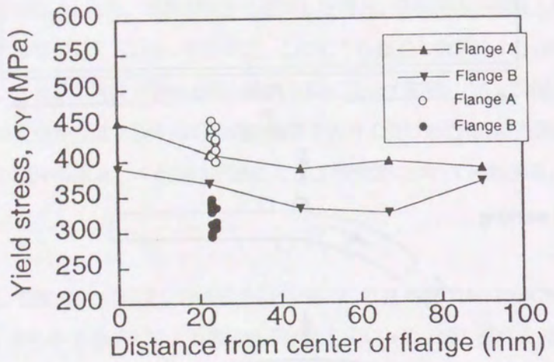


図 5.2.2　予歪を付与したH形鋼フランジの降伏応力の板幅方向分布

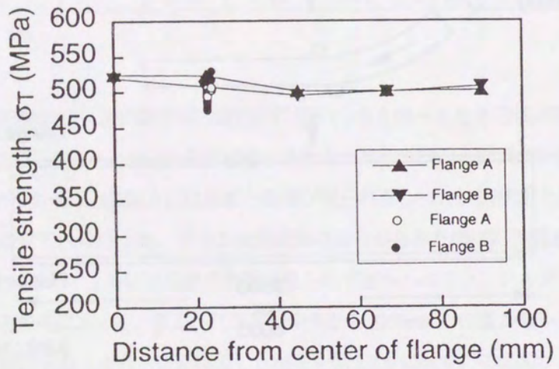


図 5.2.3　予歪を付与したH形鋼フランジの引張強さの板幅方向分布

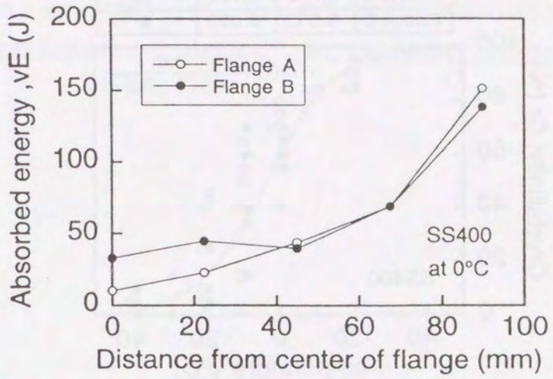
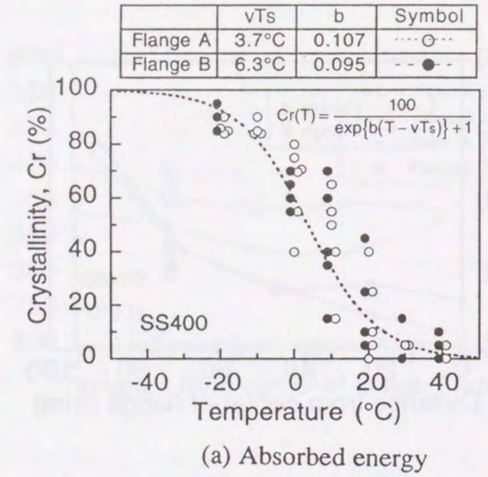


図 5.2.4　予歪を付与したH形鋼フランジの 0°Cにおけるシャルピー衝撃値の板幅方向分布

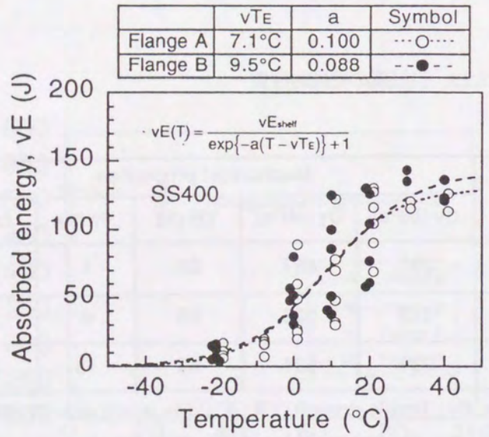
表 5.2.2　供試鋼の機械的性質

SS400	Mechanical properities				
	σ_Y (MPa)	σ_T (MPa)	YR (%)	ε_T (%)	ε_F (%)
Virgin steel	298	467	64	*	30
Flange A	433	526	85	8	20
Flange B	324	504	63	13	24

σ_Y : 0.2% proof stress, σ_T : Tensile strength, YR : Yield-to-tensile ratio (σ_Y/σ_T)
ε_T : Uniform elongation, ε_F : Elongation (G.L.=32mm, Dia.=6mm)



(a) Absorbed energy

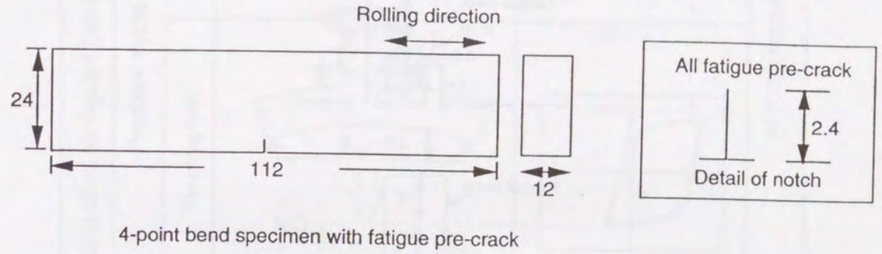


(b) Crystallinity

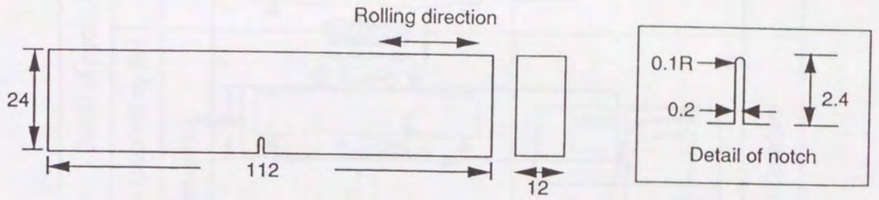
図 5.2.5　予歪を付与したH形鋼フランジのシャルピー衝撃特性の遷移曲線

5.2.2　繰返し 4 点曲げ試験

繰返し荷重下における初期き裂先端の延性き裂発生までの塑性域の広がり方が異なる疲労き裂と機械切欠き(き裂先端曲率 0.1mm) の場合について，脆性破壊限界を考察するため，図 5.2.6 に示す切欠き比 $a_0/W = 0.1$ の浅いき裂または切欠きを持つ 4 点曲げ試験を行った．なお，疲労き裂を持つ試験片は図 5.2.7 に示すようにあらかじめ W=29.6mm として機械切欠きを加工し，WES1108[5.1]に準じて疲労き裂を所定の深さまで導入した後， W=24mm に再加工した．



4-point bend specimen with fatigue pre-crack



4-point bend specimen with machined notch

図 5.2.6　疲労予き裂および機械切欠を設けた 4 点曲げ試験片形状

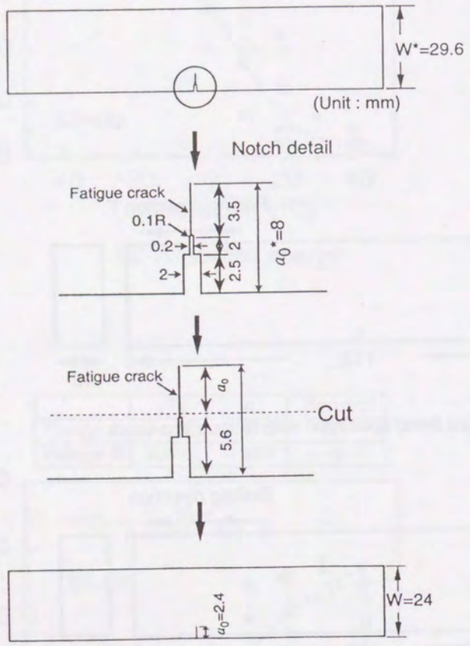


図 5.2.7　繰り返し４点曲げ試験片の疲労き裂導入方法

4 点曲げ試験は図 5.2.8 に示すようにき裂開口変位で制御しながら 1 サイクルの正負交番の曲げ負荷を室温で行い，2 サイクル目は所定の温度で脆性破壊または最大荷重を呈するまで単調負荷を行った．

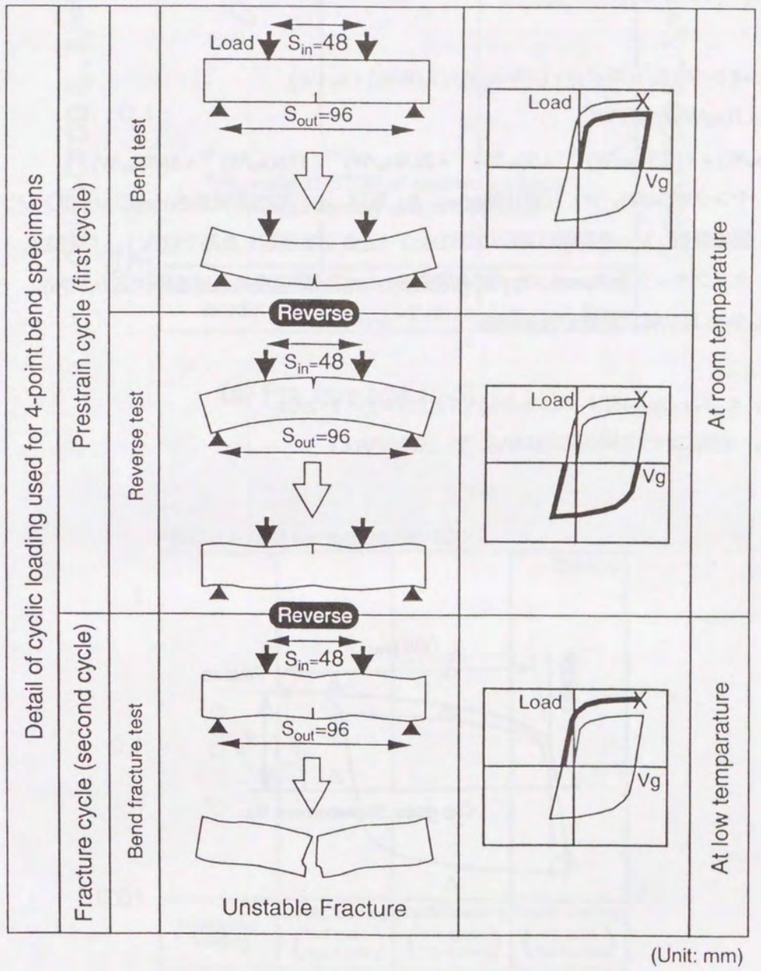


図 5.2.8　繰り返し４点曲げ試験方法の解説図

5.2.3 脆性破壊限界に及ぼす繰返し負荷の影響

本節では繰返し荷重下でのき裂開口変位の塑性成分を図5.2.9のように定義してCTOD，δを算出し，破壊限界の評価に用いた．なお，破壊時のCTOD，δ_cの計算には式(5.2.1)を用い，特にr_pについては$a_0/W = 0.1$と小さいことから塚本ら[5.2]やKoçakら[5.3]を参考に$r_p = 2\,a_0/W$として計算を行った．また，降伏応力σ_YはWES1108[5.1]に従い式(5.2.2)を用いて計算を行った．

$$\delta_c = (1-\nu^2)\,K_c^2/(2E\sigma_Y) + r_p(W-a_0)V_p/(r_p(W-a_0)+a_0+Z) \tag{5.2.1}$$

$$K_c = F(a_0/W)\,P_c/B/W^{0.5}$$

$$F(a_0/W) = 4[2.9(a_0/W)^{1/2} - 4.6(a_0/W)^{3/2} + 21.8(a_0/W)^{5/2} - 37.6(a_0/W)^{7/2} + 38.7(a_0/W)^{9/2}]$$

ただし，E：ヤング率(MPa)，W：試験片幅(mm)，B：板厚，a_0：初期き裂長さ(mm)，ν：ポアソン比，
r_p：回転係数，V_p：き裂開口変位の塑性成分（正負交番繰返し負荷では$(V_p)_{final}$に対応），
Z：ナイフエッジ高さ(mm)，P_c：破壊荷重(N)，σ_Y:試験温度における降伏応力(MPa)，
$F(a_0/W)$：応力拡大係数の補正係数

$$\sigma_Y = \sigma_{Y0}\cdot\exp\{(481.4 - 66.5\ln\sigma_{Y0})\cdot(1/(273+T) - 1/293)\} \tag{5.2.2}$$

ただし，σ_{Y0}：室温における降伏応力(MPa)，T：試験温度(K)

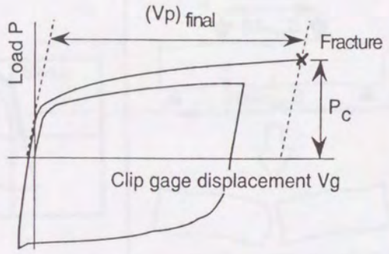
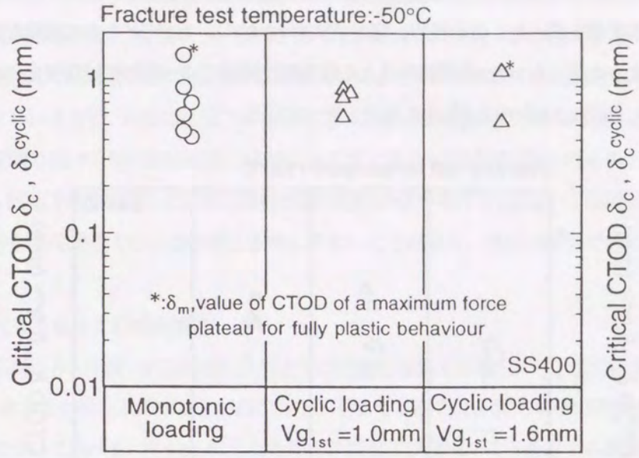
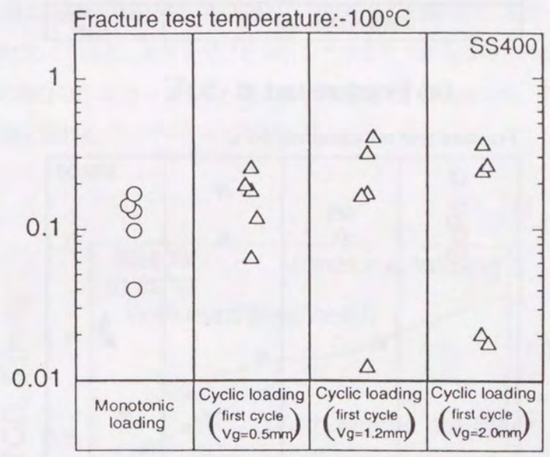


図5.2.9　繰り返し負荷時の$(Vp)_{final}$の定義

図5.2.10(a) 及び図5.2.10(b)にそれぞれの試験温度における疲労き裂を有する試験片の限界CTODに及ぼす繰返し負荷の影響を示した．-50℃においては何れの条件でも延性き裂成長を伴った破壊となり，図5.2.10(a)に示すように限界CTODに関して，繰返し負荷による差は見られなかった．一方，-100℃では図5.2.10(b)に示すように限界CTODが0.1mm以下でほとんど延性き裂を伴わずに脆性破壊する場合があり，特に1サイクル目の負荷が大きい場合には限界CTODが0.02mm以下の非常に脆い場合と0.1mm以上の場合に分かれ，大きなばらつきが見られた．



(a) Fracture test at -50℃

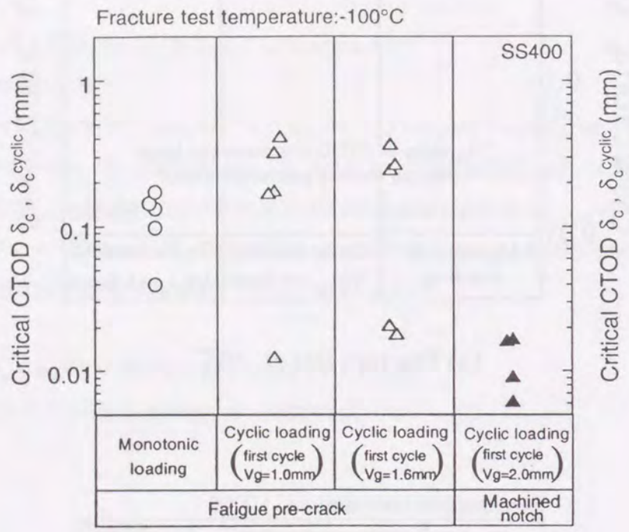


(b) Fracture test at -100℃

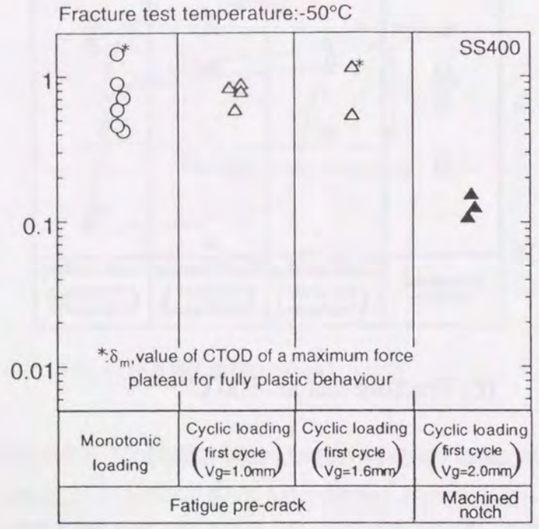
図5.2.10　単調負荷と繰り返し負荷により得られる4点曲げ試験による限界CTODの比較

5.2.4 脆性破壊限界に及ぼす初期き裂形状の影響

機械切欠きを有する試験片の繰返し負荷による限界 CTOD と疲労き裂を有する試験片による結果を図 5.2.11 に示し，初期き裂形状の影響を調べた．この結果，限界 CTOD は-50℃，-100℃どちらの試験温度でも機械切欠きの方が疲労き裂の場合よりも低くなった．単調載荷による破壊靭性試験では一般に機械切欠きの場合の方が大きな限界 CTOD を呈するが，繰返し負荷では逆転する結果となっている．



(a) Fracture test at -50℃



(b) Fracture test at -100℃

図 5.2.11　疲労き裂と機械切り欠きを導入した 4 点曲げ試験による限界 CTOD の比較

この原因は，主に，繰返し負荷時に受ける塑性歪の大きさと塑性域の広がりが疲労き裂先端と切欠き先端とで異なっているため考えられる．つまり，疲労き裂の先端では，繰返し負荷による塑性歪を受けて破壊靭性δ_cが低下するが，延性き裂の発生進展特性δ_iも低下し，疲労き裂先端から容易に延性き裂が生じ，その先端が靭性低下領域を脱してしまう．これに対し，機械切欠き先端では圧縮負荷により容易に閉口する疲労き裂の場合よりも閉口時に生じる塑性歪量が大きいうえに，破壊靭性低下の領域も広いため，機械切欠き先端から発生した延性き裂が破壊靭性が低下した領域を通り抜ける前に脆性破壊の条件に達してしまう可能性が高まったものと考えられる．

以上のことから，低温下での使用など，特に鋼材の破壊靭性が低い条件下で圧縮・引張の繰返し負荷が作用する場合には，むしろき裂先端が鋭くない方が脆性破壊しやすいことがあり，注意が必要であるといえる．

5.2.5 繰返し負荷による延性き裂成長挙動

前節までの検討結果から，圧縮・引張繰返し負荷を受けて脆性破壊する場合には，延性き裂の発生進展が脆性破壊の発生特性δ_cに大きな影響を及ぼすことがわかった．そこで本節ではき裂先端部の延性き裂進展抵抗に及ぼす繰返し負荷の影響について述べる．図 5.2.6 に示した疲労き裂および機械切欠きを有する試験片に対して，図 5.2.12 に示す単調負荷 4 点曲げによる延性き裂進展抵抗曲線δ-R カーブを求めた．この結果，き裂進展量$\triangle a$ が約 1mm 以下の場合には，疲労き裂を有する試験片の方が小さい CTOD，δで延性き裂が進展し，$\triangle a$ が約 1mm になると疲労き裂の場合と機械切欠きの場合，どちらもほぼ同等のδで進展する結果となった．この結果，単調引張負荷ではき裂先端の先鋭度の高い方がき裂先端の歪集中が大きく延性き裂の発生が容易であることを示している．

一方，疲労き裂部に図 5.2.8 に示した圧縮・引張繰返し負荷を与えた場合のδ-R カーブを図 5.2.13 に示した．図より明らかに単調負荷に比べて繰返し負荷を受けた場合の方が延性き裂進展特性の低下が明確に表れている．図 5.2.14 には機械切欠きの場合のδ-R カーブを示した．特に機械切欠きの場合には，δ-R カーブの低下が著しく，繰返し負荷の影響が顕著に表れた．

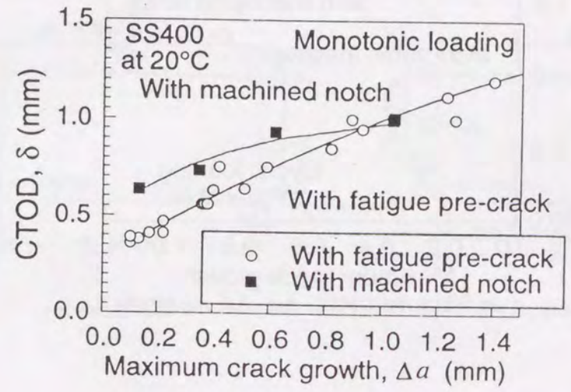


図 5.2.12　単調負荷条件によるき裂進展抵抗曲線に及ぼすき裂形状の影響

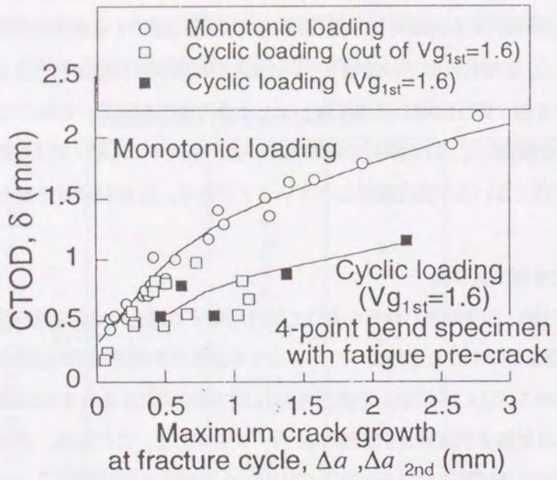


図 5.2.13　疲労き裂を導入した試験片によるき裂進展抵抗曲線に及ぼす負荷条件の影響

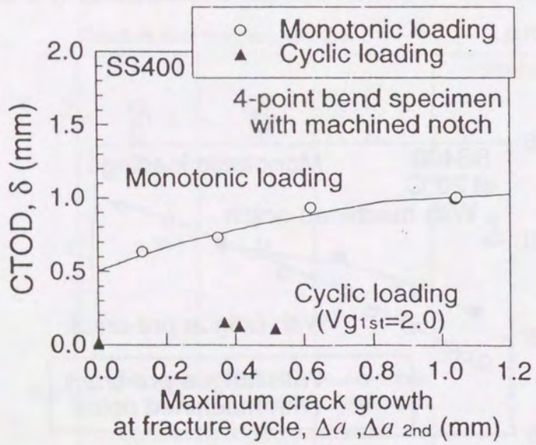


図 5.2.14　機械切り欠きを導入した試験片によるき裂進展抵抗曲線に及ぼす負荷条件の影響

5.2.6　繰返し負荷によるき裂先端部の歪履歴

前節の結果，機械切欠き付の試験片では繰返し負荷により延性き裂進展抵抗が著しく低下した．これには圧縮負荷時のき裂先端部の歪履歴や塑性域の広がり方が影響しているものと考えられる．そこで，繰返し負荷により大きな繰返し負荷を受けるき裂先端部の歪履歴や領域の大きさについて三次元 FEM 解析により検討した．FEM 解析は 8 接点のアイソパラメトリック要素を用い，図 5.2.15 と図 5.2.16 に示す 1/4 対称モデルを作製し，板厚中央き裂先端部の最小要素寸法は 0.02×0.02×2(mm)とした．材料特性については，式(5.2.1)で表される応力－歪関係を用い，圧縮・引張の負荷が与えられるため移動硬化則を用いた．

$$\sigma = \sigma_Y(1+\varepsilon_p/\alpha)^{1/n} \tag{5.2.1}$$

ただし，n：歪硬化指数，σ：応力(MPa)，σ_Y：降伏応力(MPa)，ε_p：塑性歪，α ：係数

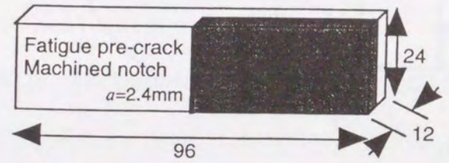


図 5.2.15　４点曲げ試験片の有限要素モデルの形状

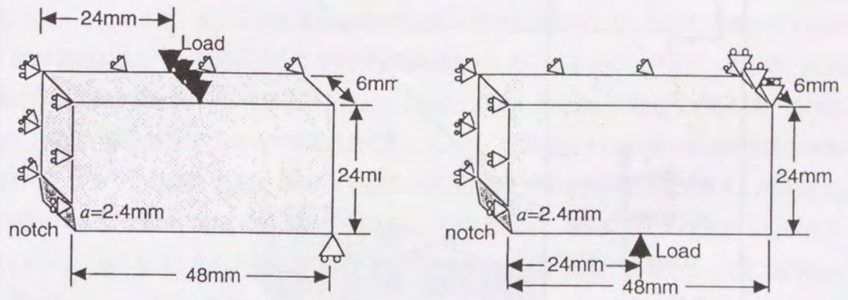
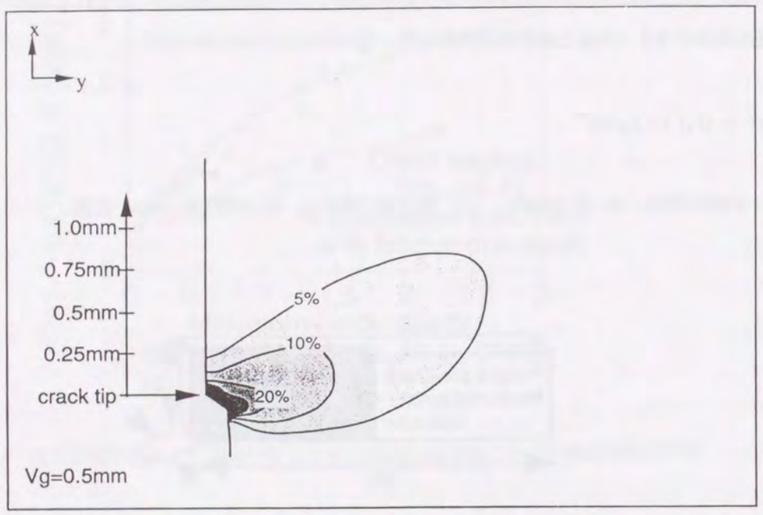
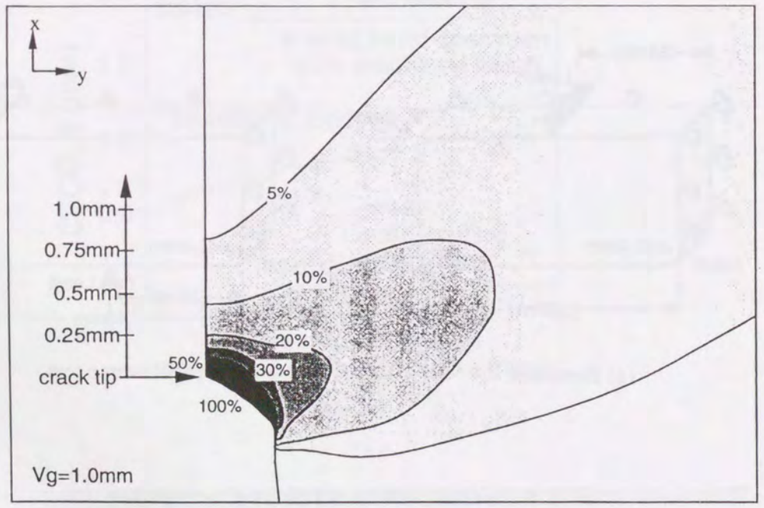


図 5.2.16　４点曲げ試験片の有限要素モデルの境界条件

与えた負荷履歴は次の通りである．まず，延性き裂発生限界 CTOD，δ_i（疲労き裂では 0.3mm，機械切欠きでは 0.5mm）に相当するき裂開口変位，Vg（疲労き裂では 0.5mm，機械切欠きでは 1.0mm）まで正負荷（き裂を開口させる方向の負荷）を行い，除荷した後，Vg=0mm まで逆負荷を行った．き裂先端部の予歪量は全歪により求め，図 5.2.17 に等高線として表した．



(a) 4-point bend specimen with fatigue pre-crack



(b) 4-point bend specimen with machined notch

図 5.2.17　FEM 解析による 4 点曲げ試験片の曲げ試験後の相当歪分布

また，図 5.2.18 にき裂先端からき裂進展方向への距離と相当塑性歪 ε_p の関係を示した．この結果から，5.2.4 節において推察した通り，明らかに機械切欠きの方が受ける歪量が大きく，き裂先端から広い領域にわたって高予歪域が発生することがわかる．

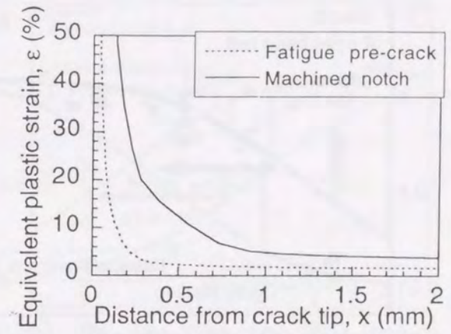


図 5.2.18　き裂先端部の相当歪分布に及ぼすき裂形状の影響

5.2.7　繰返し負荷による延性き裂の進展とその破壊靭性への影響

5.2.2 節で行った繰返し 4 点曲げ試験結果に 0〜-30℃及び-70℃の結果を加え，試験温度と限界 CTOD の関係を図 5.2.19 に示した．なお，この試験片のき裂先端は疲労き裂である．この図から，低温側では繰返し負荷の方が限界 CTOD の遷移曲線が約 50℃高温側になるほど著しく低下しているが，高温側では単調負荷も繰返し負荷も同程度の限界 CTOD 値を示した．また，温度と延性き裂進展量の関係を図 5.2.20 に示した．繰返し負荷を行った試験片については，FEM 解析によって，破壊に至る 2 回目の引張負荷を除いた，はじめの 1 サイクルの引張・圧縮負荷それぞれで生じた相当塑性歪を求め，この和を予歪量としてき裂先端からの位置に対応させて示した．この図は延性き裂が進展し，脆性き裂へ転化する点での予歪の量を示しており，試験温度-50℃前後で破壊発生部の予歪が大きく変改している．つまり，低温側では ε_p が約 20%程度の高予歪部で脆性き裂が発生しており，高温側では ε_p が 5%以下の部位から発生する場合が多くなった．図 5.2.19 と図 5.2.20 より，破壊に先立って延性き裂が大きく進展する-50℃以上では，高予歪域を脆性き裂に遷移せずに延性き裂が進展し，繰返し負荷であっても単調負荷の場合と破壊限界値の差が小さく予歪の影響が小さいと言える．

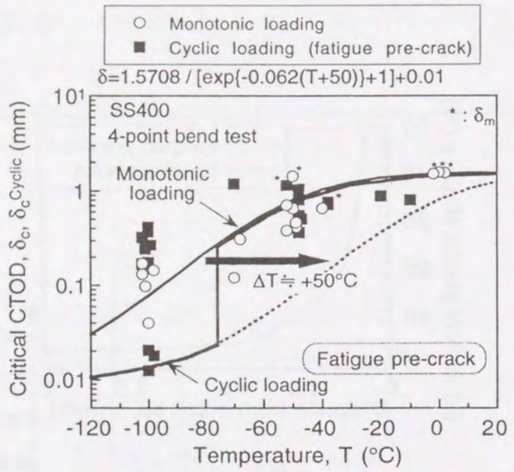


図 5.2.19　疲労き裂試験片による破壊遷移曲線に及ぼす予歪の影響

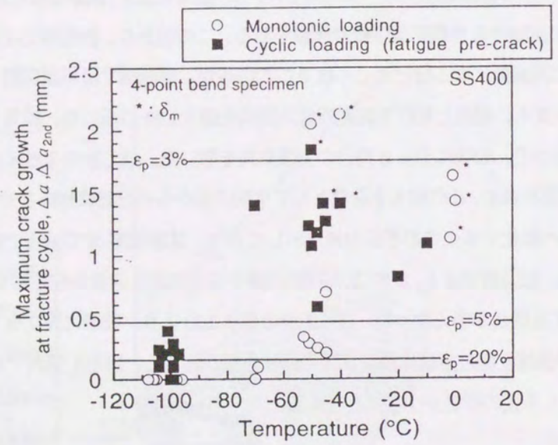


図 5.2.20　疲労き裂試験片による破壊時の延性き裂進展量とき裂先端部予歪量の関係

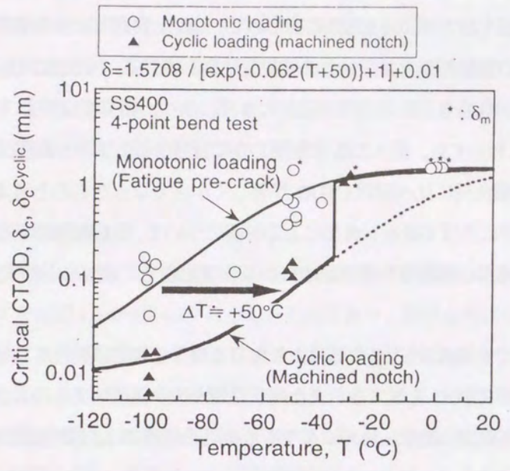


図 5.2.21　機械切り欠き試験片による破壊遷移曲線に及ぼす予歪の影響

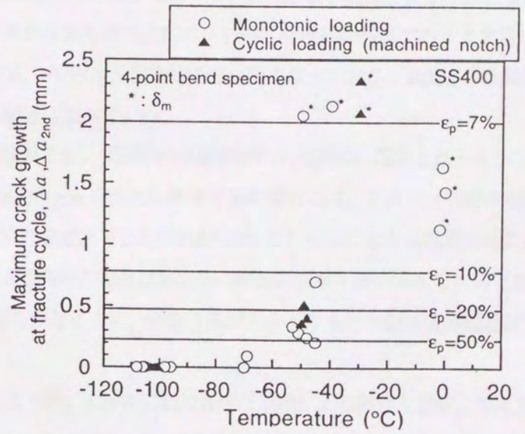


図 5.2.22　機械切り欠き試験片による破壊時の延性き裂進展量とき裂先端部予歪量の関係

また，図 5.2.21 では図 5.2.19 に対応させ，機械切欠きの場合の限界 CTOD と温度の関係に及ぼす繰返し負荷の影響を示した．図 5.2.19 に示したように疲労き裂の場合，-50℃では単調負荷と繰返し負荷の限界 CTOD がほぼ同レベルとなるが，機械切欠きで繰返し負荷を受けた場合は-50℃でも明確に疲労き裂で単調負荷の場合よりも限界 CTOD が小さくなっている．図 5.2.22 では図 5.2.20 に対応させ，繰返し負荷によりき裂先端に生じる予歪が大きい機械き裂を持つ繰返し 4 点曲げ試験結果と単調負荷の結果を比較している．図 5.2.22 は，図 5.2.20 に示した疲労き裂の場合に比べ，機械切欠きの場合き裂先端での予歪が大きく，かつ，高予歪域が広いことを示している．また，機械切欠きの場合には-50℃においても，図 5.2.22 より明らかに延性き裂が大きく進展する以前に脆性破壊を生じており，疲労き裂試験片の単調負荷に比べ限界 CTOD が著しく小さくなったものと考えられる．

以上のように，脆性破壊限界に及ぼす繰返し負荷による影響について，き裂先端の形状として疲労き裂と機械切欠きの 2 種類を用いてき裂先端部の歪履歴や塑性域の広がりを変化させて検討した結果，次のことが明らかになった．

材料の破壊靭性が低い低温での場合，繰返し負荷により生じる高予歪域では延性き裂進展抵抗も低下しているが破壊靭性が低いため，低い限界 CTOD を呈する．また高予歪域が広い機械切欠きの方がこの傾向が強い．一方，材料の破壊靭性が高い高温での場合，繰返し負荷により生じる高予歪域では，延性裂進展抵抗も低下しており，脆性破壊せずに延性き裂が進展するため，繰返し負荷の破壊靭性への影響は小さい．特に，予歪が小さく，また，高予歪域が小さい疲労き裂場合，機械切欠きの場合に比べて小さい延性き裂の進展により繰返し負荷の破壊靭性への影響が消失する結果となった．

5.3 柱梁接合部の繰返し動的負荷による温度上昇量の検討

一般にき裂を有する部材が動的負荷を受けた場合，高い歪速度のために破壊靭性の低下が懸念される．一方，鋼材の温度は破壊靭性に大きな影響を与える．そのため，動的に大きな塑性歪が生じるような負荷の場合，塑性仕事による温度上昇によって脆性破壊が起こりにくくなる可能性がある．そこで，地震負荷を考慮した建築鉄骨の FEM による熱ー応力連成解析を行い，脆性破壊の可能性のある柱梁接合部のスカラップ底や溶接始終端部における歪集中部やそこに存在するき裂先端での温度上昇について検討する．また，歪集中部の破壊評価に利用できるよう簡易的に破壊部の温度上昇量を推定する方法について提案する．

5.3.1 単調負荷によるき裂部の温度上昇

4.3 節で CTOD 設計曲線の検討に用いた柱梁接合部の FEM 解析結果を利用し，き裂先端部の温度上昇について検討した．モデル形状はすでに図 4.3.4～図 4.3.7 に示したものであり，解析条件についても 4.3 節においてすでに述べた塑性仕事による発熱と熱伝導を考慮した熱ー応力連成解析である．スカラップ部モデルのき裂およびき裂想定部近傍の温度を求めるため，き裂の有るものおよび無いもの両方のモデルの解析を行い，求めた温度を図 5.3.1 及び図 5.3.2 に示す．それぞれの図は，梁端の曲げ変位速度が 500mm/s(梁端回転角速度 1/4 rad/s)と 50mm/s(梁端回転角速度 1/40 rad/s)の場合の結果を示しており，梁の曲げ変位が大きくなるにつれて温度上昇する傾向が現れている．また，柱梁溶接部の始終端部モデルについては，き裂長さが 1mm，3mm の 2 種類について変位速度 500mm/s での解析結果を図 5.3.3，図 5.3.4 に示した．なお，すでに 4.3 節で述べているが，解析の初期温度はいずれも 20℃とした．

図 5.3.2 に示した 50mm/s の場合には，熱拡散のため，き裂のある場合と無い場合でほとんど差が見られなかった．また，変位速度が 500mm/s の場合は図 5.3.1 や図 5.3.3 示したようにき裂長さが 1mm と短いものについては，梁端変位が 50mm (梁端回転角 1/40rad) において，脆性破壊の起点となる，き裂先端から 0.5mm 以内程度領域の温度はき裂がない場合の歪集中部先端の温度より 1～3℃程度高い程度であり大きな差はない．しかし，図 5.3.4 に示した a=3mm の場合には，6℃程度き裂先端の方が高くなっており，温度差は負荷速度が速なるほど，また，き裂寸法が大きくなるほど顕著になっている．

また，本節での解析結果より，兵庫県南部地震級の大地震時に想定されるような 1/40 程度の大きな梁端回転角が発生しても，き裂寸法が 1mm 程度の小さなき裂の場合には，スカラップ底や溶接始終端部においてき裂の有無に関わらず温度上昇は同程度であることがわかった．これらのことから地震時により生じる大きな歪により破壊する可能性のある小さいき裂先端の温度は無き裂の場合の歪集中部の温度で代用できるといえる．ただし，図 5.3.3 と図 5.3.4 の比較から明らかなように，き裂寸法が大きくなるとき裂先端の温度の方が大きくなるため注意が必要である．

なお，4.3 節で述べたように，本解析の負荷条件は地震による破壊を想定した実大試験の条件[5.4),5.5)]を参考に設定しており，兵庫県南部地震級の大地震時に建築鉄骨梁端部で発生する歪速度をほぼ包含するものと考えられる．こうしたことから，兵庫県南部地震において単調負荷によって破壊した事例については，欠陥の寸法などにより差はあるものと考えられるが，高々15℃程度の温度上昇であったと考えられる．

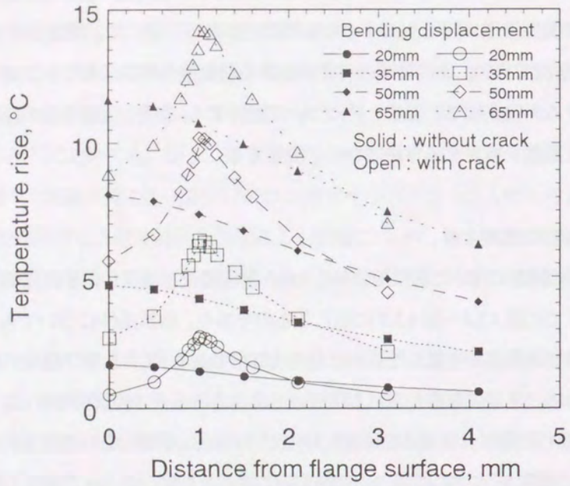


図 5.3.1　スカラップ底近傍の温度上昇量の分布（ 梁端の曲げ変位速度 = 500mm/s ）

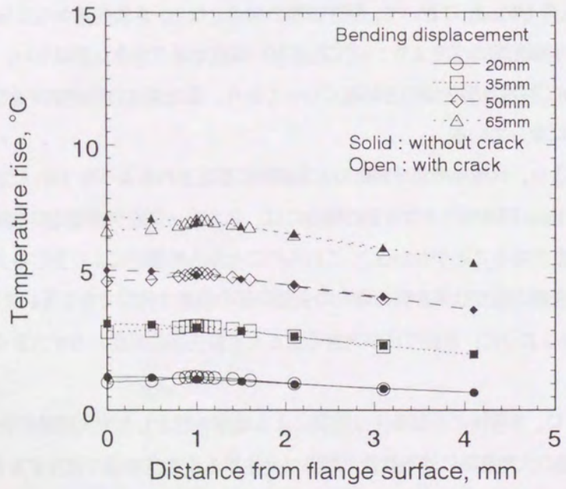


図 5.3.2　スカラップ底近傍の温度上昇量の分布（ 梁端の曲げ変位速度 = 50mm/s ）

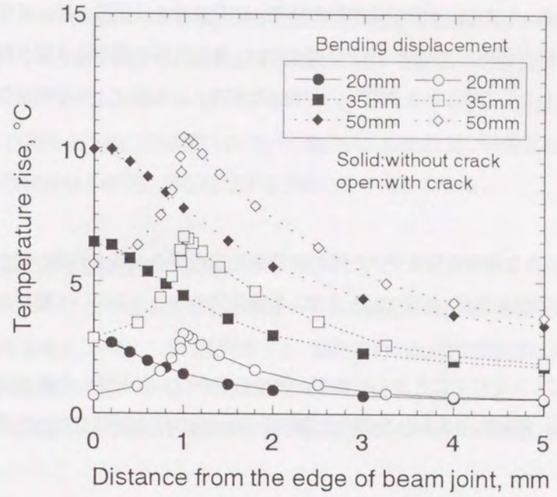


図 5.3.3　溶接始終端部近傍の温度上昇量の分布
（き裂長さ = 1mm, 梁端の曲げ変位速度 = 500mm/s ）

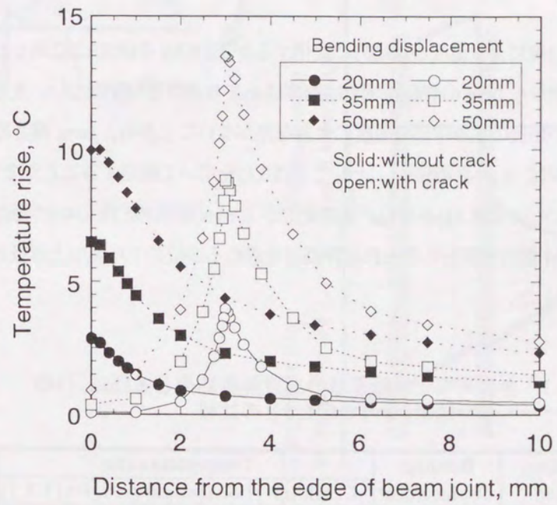


図 5.3.4　溶接始終端部近傍の温度上昇量の分布
（き裂長さ = 3mm, 梁端の曲げ変位速度 = 500mm/s ）

5.3.2 温度上昇の簡易推定方法

鋼材の破壊靭性が破壊発生点の温度の影響を受けるため，破壊の評価においては，本来破壊の起点となるき裂の先端での温度を用いる必要がある．しかし，前節での検討の結果，建築鉄骨の柱梁接合部に兵庫県南部地震級の地震によって生じる程度の動的負荷が作用し，き裂が小さい場合には，き裂先端の温度はき裂が無い場合の歪集中部の温度で代用できることが示された．このことを利用し，破壊部の地震による温度上昇を簡便な手法により推定する方法について検討した．

5.3.2.1 塑性仕事量と温度上昇

5.2 節の解析の結果，地震で大きな単調負荷を受けた際の破壊発生部近傍の温度上昇量が明らかになった．地震負荷は繰返し負荷を考慮する必要があるが，本節では，まず，単調負荷のケースを用いて鋼材の温度上昇を推定する方法について検討を行った．

塑性仕事が熱に変わることにより生じることから，まず，熱の伝導がないと仮定した場合の塑性仕事から推定される温度上昇について考える．鋼材に与えられた塑性仕事増分の$\alpha\times100\%$が熱に変わった場合には温度上昇量 H は式(5.3.1)で表される．

$$H = \alpha/(c\cdot\rho_0)\cdot\int_0^{\varepsilon_p}\sigma_{eq}\cdot d\varepsilon_p \qquad (5.3.1)$$

ここで，σ_{eq}: 相当応力(MPa)，ε_p: 相当塑性歪，ρ_0: 密度 (7.85g/cm3)，c: 熱容量 (0.48J/g･K)

（なお，FEM 解析においては豊貞ら[5.6]の知見に基づき塑性仕事の 90%が熱に変わるものとしてα= 0.9 を用いて計算を行っている．）

歪集中部では歪勾配のため位置により温度が連続的に変化するが，図 5.3.1 や図 5.3.2 に示したように特にスカラップ底では，スカラップ底表面から 1mm の評価歪域では温度はあまり大きな勾配はない．また，前節での結論からき裂先端部の歪とき裂がない場合の歪集中部の温度に大きな差がないことから，1mm 深さ程度のき裂を想定する場合には，破壊部の温度上昇は $\varepsilon_p \fallingdotseq$ 評価歪 e_{local} として式(5.3.1)を用いて推定することができる．

そこで，スカラップ底部について式(5.3.1)を用い，梁端変位が 50mm(梁端回転角 1/40)の場合の評価歪 e_{local} に対応する温度上昇量を求め，FEM 解析結果から得られる評価歪を求める部位の平均温度上昇量とき裂先端部の温度上昇量を比較し，表 5.3.1 に示した．

表5.3.1　き裂先端と評価歪域の温度解析結果と式(5.3.1)の積分結果(α=1の場合)との比較

Bending speed	Bending displacement	Temperature rise		
		Crack tip	Local strain area	Eq.(5.3.1)
50mm/s	50mm	5.2℃	5.2℃	7.9℃
500mm/s	50mm	10.2℃	7.8℃	7.6℃

なお，式(5.3.1)での計算に用いた鋼材の応力ー歪関係は静的負荷での値を用いた．き裂先端の温度上昇量は負荷

速度が 500mm/s の場合でも，式(5.3.1)により求めた温度上昇量と比較すると 2.6℃程度の差である．一般に破壊靭性試験法[5.8]では±2℃の精度で行われることから，この温度差は破壊靭性のばらつきを考慮するとあまり大きな値ではないといえる．そのため，大きなき裂や溶接欠陥が無い健全な柱梁接合部では，地震時の単調引張負荷による破壊部の温度上昇を，4.3 節で提案した CTOD 設計曲線に用いる評価歪から式(5.3.1)によってほぼ見積もることができるといえる．

しかし，繰返し負荷により温度が累積されていく場合には推定誤差が顕著となるため，次項では繰返し負荷の影響も考慮し，より精度良く温度上昇を推定する方法について検討する．

5.3.2.2 繰返し負荷による温度上昇の推定

地震時には建物の揺れにより破壊発生部は圧縮・引張の繰返し負荷が作用することから，前節で示した温度上昇量を大きく上回る温度上昇が起こる可能性があり，建築鉄骨の脆性破壊限界に影響を及ぼすと考えられる．そこで，繰返し負荷時の破壊発生部の温度上昇について検討した．

まず，地震時の柱梁接合部の挙動と破壊発生部の温度上昇との関係の模式図を図 5.3.5 に示す．

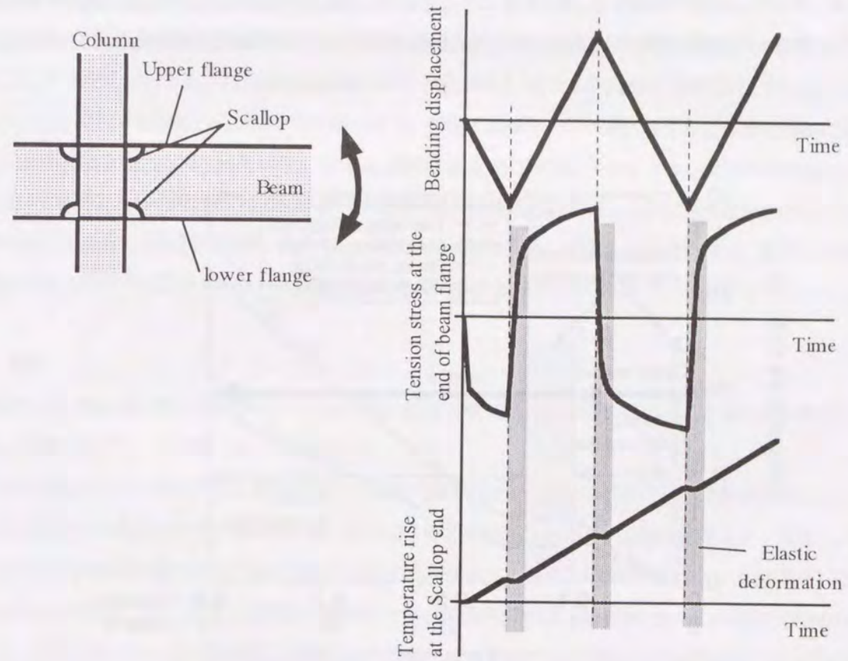


図 5.3.5　梁の曲げ負荷履歴と歪集中部の温度上昇の関係

熱の拡散がなければ，鋼材の温度上昇は式(5.3.1)のように歪履歴に従って積分することによって求められるが，地震により柱梁接合部に生じる歪速度はあまり大きくないため，ある程度熱の拡散を考慮する必要がある．ただし，温度上昇は塑性仕事に対応して起こるため，圧縮から引張や引張から圧縮に変わる場合の弾性変形部で発熱が起こらず熱の拡散による温度低下が主となると考えられる．しかし，変形速度が塑性変形時と弾性変形時において大きく変わらない場合には，負荷方向が反転する弾性変形に要する時間が短いため温度低下量は小さいと考えられる．

こうした影響を明確にするため図 4.3.6 及び図 4.3.7 に示したスカラップ部モデルを用いて繰返し負荷が破壊発生部の温度に及ぼす影響を FEM 解析により調べた．解析条件は前節での条件にならって梁端曲げ速度を 50mm/s と 500mm/s にした．負荷のパターンは解析対象となるスカラップ部に圧縮負荷（梁端回転角−1/40 まで）の後，引張負荷（梁端回転角+1/40 以上まで）が加わるようにした．つまり，負荷の周期はそれぞれ 4sec と 0.4sec となる．

なお，き裂先端部の温度上昇について，圧縮負荷時はき裂の有無に関わらず圧縮塑性仕事に対応した発熱が起こると考えられるため，き裂の有無による区別は必要ないと考えられる．また，単調引張負荷時には前節の解析結果から温度上昇の程度はき裂がない場合と同程度であることが示されていることから，繰返し負荷に関してはき裂の無いモデルを用いて破壊部の温度上昇について検討を行った．また，計算には 4.3 節と同様の応力−歪関係を用いたが引張・圧縮負荷が与えられるため，歪硬化則には混合硬化を用いて計算を行った．

解析の結果，スカラップ底の歪速度は，図 4.3.18 に示したように回転角+1/40 付近で梁端曲げ速度が 50mm/s の場合 8×10^{-2}/s，500mm/s の場合 8×10^{-1}/s であった．また，この解析により得られた温度変化を図 5.3.6 に示した．

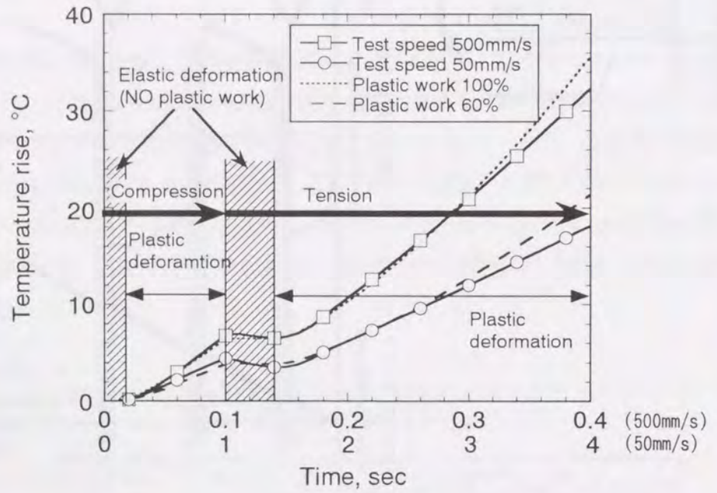


図 5.3.6　歪集中部の温度上昇に及ぼす曲げ変位速度の影響
（梁端回転角±1/40 の圧縮後引張負荷によるスカラップ底の温度上昇）

この結果から大地震の歪速度を考慮した一回の大きな圧縮・引張負荷（曲げ回転角振幅±1/40）ではスカラップ底において 10 数℃程度の温度上昇が起こるものと考えられる．また，弾性変形時には熱伝導による熱の散逸が多少見られるものの，ほとんど一定温度と見なせることがわかる．

また，歪速度が大きい場合には，歪集中部において発生した熱はそこから熱伝導によって逃げる時間が少ないため，熱の大半は歪集中部に留まるが，歪速度がある程度小さい場合（負荷速度 50mm/s の場合）には熱伝導によって熱が逃げてしまうことになる．そこで式(5.3.1)で求められる熱伝導がない場合の温度上昇量に係数α=1.0 と 0.6 を乗じ，塑性仕事すべてが熱に変化して CTOD を評価する歪を求める部位に 100%残留した場合の温度上昇と熱の 60%が残留した場合の温度上昇量を簡易的に求め図 5.3.6 中に FEM 結果と併せて示し比較した．ただし，この積分計算では塑性仕事が熱に変換される効率や歪速度による材料強度の上昇による塑性仕事量の増加を考慮していない．図 5.3.6 中に示した計算結果では，今回の解析条件である梁端曲げ速度 50mm/s と 500mm/s によるスカラップ底の温度上昇は式(5.2.1)を積分した値にα=0.6 または 1.0 の係数をかけた値にほぼ対応した．このように係数αを接合部形状や歪速度，材料の歪硬化特性の違いを考慮して与えることにより破壊部の温度上昇を容易に推定できる可能性が示された．

なお，本研究では簡便な表記をするため割愛したが，柱梁接合部以外の部位や大きく異なる歪履歴を受ける場合には，より厳密に変換効率や強度上昇の影響を検討する必要があろう．

ところで，490MPa 級鋼の材料靭性に及ぼす予歪の影響を調べた実験結果，及びその解析結果[5.7]によると，図 2.3 に示したスケルトン歪で表される繰返し負荷による予歪が増えなければそれ以上靭性は低下しないといわれている．よって，延性き裂の著しい進展が無い場合には，温度上昇はサイクル数が増えると温度は単調に上昇し，前回までの負荷荷重を超える様な負荷が与えられない限り靭性の低下が起こらないため，脆性破壊は起こりにくくなると言える．このことから兵庫県南部地震での柱梁接合部の破壊事例のうち，大きな塑性変形を伴いながらも延性き裂がほとんど見られずに脆性破壊した事例は，多数の繰返し負荷後に破壊したのではなく，最初の引張負荷または最初の圧縮負荷後の引張負荷により脆性破壊したものが多いと推察される．

5.4　結言

地震により動的な圧縮・引張負荷を受ける部位の脆性破壊に及ぼす影響因子であるき裂先端の予歪，延性き裂の進展，温度上昇について検討し以下の知見を得た．

(1) 延性き裂があまり進展せずに脆性破壊する条件（破壊靭性の小さい温度条件）ではき裂先端において，より大きな圧縮予歪を受けた方が破壊靭性値が低下する傾向にある．しかし，延性き裂が大きく進展し，圧縮予歪による脆化域を通り越すような延性き裂を生じてから破壊する場合（破壊靭性の大きい温度条件）にはき裂先端の予歪の影響は小さくなる．本実験の機械切欠きと疲労き裂では，機械切欠きの方がき裂先端部の予歪が大きく，繰返し負荷後の破壊試験による破壊靭性が低下する温度の上限が疲労き裂の場合に比べて高くなった．

(2) 地震負荷程度の負荷速度で繰返し負荷が与えられる柱梁接合部におけるスカラップ部や溶接始終端部に存在する 1mm 程度の小さいき裂の先端での温度上昇は，CTOD 設計曲線に用いる評価歪に対して式(5.3.1)で得られる塑性仕事量に負荷速度に応じた係数を掛けることで推定可能である．

(3) 本章で検討した繰返し負荷による部材の温度上昇を考慮すると兵庫県南部地震での柱梁接合部の破壊事例の

うち，大きな塑性変形を伴いつつも，延性き裂がほとんど見られずに脆性破壊した事例は，最初の引張負荷または最初の圧縮負荷後の引張により脆性破壊したものが多いと推察される．

なお，本研究で提案する，繰返し負荷の影響を考慮した破壊性能評価法では，5.2 節で得られた破壊靭性の小さい温度条件で破壊靭性がより低下する知見を評価に取り入れなかった．これは，建築鉄骨は常温で用いられることが多く，破壊靭性が比較的高い状態で用いられるため延性き裂が生じることや，はじめに大きな動的引張負荷を受ける場合にはその負荷により温度上昇が生じるため，5.2 節で検討した温度変化のない静的負荷条件と異なり，破壊靭性の低下はある程度相殺され，き裂先端部の予歪の影響は無視できると考えた．繰返し負荷の破壊靭性に及ぼす影響については，文献[5.7]に述べられているスケルトン予歪の考え方に基づいて破壊部近傍に与えられる繰返し負荷による予歪の影響のみを考慮することにした．また，動的負荷が破壊靭性に及ぼす影響については，次章で述べる WES2805-1997 の解説で示されている評価温度をシフトする方法と 5.3 節で得られた温度上昇の推定方法を組み合わせて破壊性能評価法に取り入れることにした．

参考文献

5.1) 日本溶接協会：WES1108-1995, き裂先端開口変位(CTOD)試験方法, 日本溶接協会規格,1995

5.2) 塚本：安定延性き裂をともなう不安定破壊限界に及ぼす初期き裂長さの影響，熊本大学教育学部紀要 自然科学，No.43，p.153-162，1994

5.3) Koçak, M., Yao, S., CHen, L., and Schwalbe, K.-H. : Evaluation of HAZ Toughness CTOD and tensile Panels, European Sympo. on Elastic-Plastic Fracture Mechanics, Freiblug, 1989.

5.4) 伊藤，杉山: 低靭性鋼による柱梁接合部の破断性状 その 5 ト字形動的実験,日本建築学会学術講演大会梗概，p.415-416, 1998

5.5) 日本建築学会近畿支部鉄骨構造部会：通しダイアフラム型式で角形鋼管柱に接合される H 形鋼梁の塑性変形能力に関する実大実験報告書, 1997

5.6) 豊貞，後藤，相良：高速負荷時におけるき裂先端近傍の局部温度上昇について，日本造船学会論文集，Vol.170, p.651-663, 1991

5.7) 日本溶接協会：建築鉄骨の地震被害と鋼材セミナーテキスト, 1997

5.8) 例えば，British Standards Institution, BS 7448 Part 1 - 1991 Method for Determination of K_{IC}, Critical CTOD and Critical J values of Metallic Materials, 1991

第 6 章　破壊性能評価法による破壊事例の解析

6.1　緒言

これまでに述べてきた建築鉄骨の脆性破壊に及ぼす因子とその特徴，またそれらの評価方法を有機的に組合わせることにより鉄骨の破壊性能評価法を構築することができる．本章では，まず，本研究で提案する破壊性能評価法の詳細を示すとともに，それを用いた幾つかの破壊事例解析により，本提案評価法の妥当性の検証を行う．

本章では，特に柱梁接合部での破壊を取り上げ，兵庫県南部地震で典型的な破壊形態であったスカラップ底からの脆性破壊，ノースリッジ地震で典型的な破壊形態であった溶接ルート部からの破壊，また，地震の繰返し負荷を再現した実験で起こった破壊事例を解析対象とする．

6.2　建築鉄骨の破壊限界評価法の提案

6.2.1　基本コンセプト

脆性破壊は，一般に溶接欠陥等のき裂が起点となり，特に歪集中部にき裂がある場合に生じやすいことは従来の多数の脆性破壊事例からも明らかであるが，兵庫県南部地震における建築鉄骨の脆性破壊は，予め大きなき裂や欠陥がなくても，地震により大きな歪を受けて溶接トウ部などに発生した極めて浅く小さな延性き裂から発生している場合もある．このようなき裂からの大変形脆性破壊はき裂先端の塑性拘束が小さいため，標準破壊靭性試験で得られる破壊靭性値（限界 CTOD，δ_c）よりはるかに大きな CTOD で起こる場合が多い[6.2]．したがって，標準破壊靭性試験で求めた破壊靭性値をそのまま安全性評価に用いると厳しすぎる評価となることが多く，塑性拘束の程度の違いを考慮した特別な取り扱いが必要である．

また，大地震による建築鉄骨の脆性破壊では部材に動的な繰返し大変形が作用したことが部材の破壊限界に大きく影響を及ぼしたと考えられる．

このような破壊の特徴を考慮して第 2 章において述べたように，地震により与えられる歪履歴をき裂の開口に寄与する歪（アクティブ歪），材料の靭性に影響を及ぼす予歪（スケルトン予歪）に分離し，CTOD 設計曲線をベースとし，浅いき裂からの破壊に対する取り扱いと，繰返し動的大歪負荷に対する取り扱いを組み合わせ，新しく脆性破壊評価方法を構築した．

これらの影響因子の取り扱い方を考慮した破壊評価フローの一例として靭性要求値を求めるフローを図 6.2.1 に示す．この評価フローは構造物の破壊限界を塑性拘束，動的負荷，繰返し負荷の影響を考慮して標準の破壊靭性試験，またはシャルピー吸収エネルギーによって評価できるようにしたものである．なお，この必要靭性値評価フローでは特に，鋼材の靭性の一般的指標である 0℃での吸収エネルギーvE_0で評価できるように配慮した．一般に vE_0 は 3 本の試験の平均値で与えられることから，破壊しないために必要な靭性は 50%程度の確率で破壊しないために必要な $vE_0(vE_{0req})$ として求めることにした．

次に，柱梁接合部のスカラップ底での評価を例に取り，この値を求める方法について，順を追って述べることでこのフローの概要を説明する．

なお，ここで言うマクロな歪 e_{macro} とはたとえば柱梁接合部のスカラップ底からの破壊評価を考えた場合，梁端の平均的な歪を言い，スカラップ底での評価歪 e_{local} と歪集中係数 Ke を用いて式(4.4.1)の関係にあるものを示す．

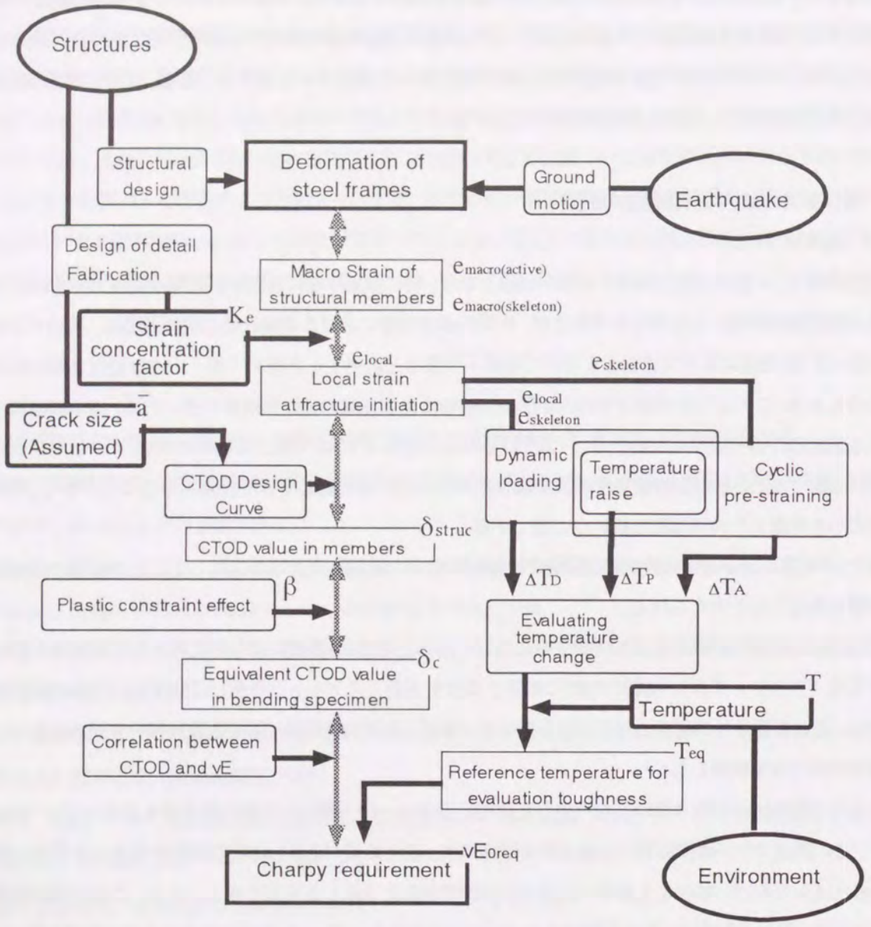


図 6.2.1　提案する破壊性能評価法に基づく建築鉄骨に要求される破壊靭性の算定フロー

★必要靭性の算定方法

① 歪履歴の整理

- 梁端部に与えられたマクロな歪履歴を分解し，マクロなアクテイブ歪 $e_{macro(active)}$ とマクロなスケルトン歪 $e_{macro(skeleton)}$ に分離する．
- それぞれの歪に対する歪速度を求める．

② き裂特性寸法 $\bar{a}$ の設定

- 評価に用いるき裂寸法を求める．基本的には WES2805-1997[6.1] に示されているき裂特性寸法 $\bar{a}$ を求める手法に基づいて求める．

③ 歪集中係数 Ke の設定

- き裂寸法を考慮し，スカラップ底での歪集中係数 Ke を FEM 解析や図 4.4.6 や図 4.4.7 等から求める．

④ 評価歪と予歪の設定

- Ke をマクロなアクティブ歪 $e_{macro(active)}$ とマクロなスケルトン歪 $e_{macro(skeleton)}$ に乗じることにより，局所的なアクテイブ歪である評価歪 e_{local} と局所的なスケルトン予歪 $e_{skeleton}$ を求める．

⑤ 等価 CTOD の算定

- き裂特性寸法と評価歪から WES2805-1997 の CTOD 設計曲線 (式(4.2.2)) に基づいて，構造物の歪集中部で発生する CTOD (δ_{struc}) を求める．
- 図 6.2.2 から塑性拘束補正係数 β を読みとり式(6.2.1)を用いて，δ_{struc} の塑性拘束の補正を行い，等価 CTOD (δ_{eq}) を求める．

⑥ 等価温度の算定

- 一方，破壊靭性に及ぼす予歪の影響については $e_{skeleton}$ から APD 委員会の式 (式(6.2.10)) に基づいて予歪による温度シフト ΔT_A を求める．
- 破壊靭性に及ぼす歪速度の影響については e_{local} を対象に WES2805-1997 の解説に示されている方法に基づき，式(6.2.7)によって動的負荷による温度シフト ΔT_D を求める．
- 材料の加工硬化特性を考慮して $e_{skeleton}$ と e_{local} の両方から式(5.3.1)によって塑性仕事による発熱に伴う温度上昇 ΔT_P を求める．このときの係数 α は歪速度に応じて適宜設定する．
- ΔT_A，ΔT_D，ΔT_P の 3 つと使用温度 T から式(6.2.11)により等価温度 T_{eq} を求める．

⑦ 必要靭性値の算出

- δ_{eq} と T_{eq} からシャルピー吸収エネルギーと限界 CTOD の相関式 (式(6.2.13)) とシャルピー吸収エネルギーのマスターカーブ (式(6.2.14)) により vE_{0req} を求める．

ここで用いる等価 CTOD(δ_{eq})はローカルアプローチの考え方[6.2]に基づいて塑性拘束の影響を考慮した構造物におけるき裂の CTOD とワイブル応力が等価な標準破壊靭性試験片における CTOD を意味している．

また，等価温度(T_{eq})とは，負荷歪履歴の影響を考慮し，素材の静的単調負荷試験として評価するための温度を意味し，歪速度や繰返し塑性歪の破壊靭性に及ぼす影響を靭性値の遷移曲線温度シフト量(動的負荷による温度シフト ΔT_D，予歪による温度シフト ΔT_A，塑性仕事による発熱に伴う温度上昇 ΔT_P)で評価し，負荷直前の鋼材温度 T にこの温度シフトを加算した温度と定義する．

つまり図中の等価 CTOD(δ_{eq})と等価温度(T_{eq})は塑性拘束，動的負荷，繰返し負荷を受ける構造物と等価な静的単調負荷による標準破壊靭性試験での CTOD と試験温度に対応することになる．

また，材料の破壊抵抗を調べるためにはシャルピー衝撃試験が広く行われている．そこで，限界 CTOD とシャルピー吸収エネルギー(vE)の相関式を用いて限界 CTOD をシャルピー吸収エネルギーに変換し，これを評価に用いることで汎用性を高め，例えば，構造物に発生する歪を想定して破壊を防止するために必要な vE_0 を求めたり，逆に vE_0 から破壊歪を予測することを可能とした．

本論文における評価方法を，従来から CTOD 設計曲線をベースとした脆性破壊限界評価法として広く用いられている WES2805-1997[6.1]と比較し，その違いについて表 6.2.1 にまとめて示した．表に示したように特に，大地震による建築鉄骨の破壊評価を意識し，繰返し動的大歪負荷による小さなき裂からの破壊の発生を焦点としている．

以下の節では評価法のフローの詳細について述べる．

表 6.2.1　WES2805 と本破壊性能評価法の適用範囲の比較

	対象き裂 欠陥寸法	評価歪e_{local} の定義	評価歪e_{local} の大きさ	塑性拘束の 影響の取扱	動的負荷の 影響の取扱	繰返し負荷の 影響の取扱
WES2805-1997	数mm ～数10mm	想定き裂部 の平均歪	降伏歪の数倍 程度まで	平面歪を想定 β=1	Rﾊﾟﾗﾒｰﾀに基づく 評価温度ｼﾌﾄ	考慮無し
本評価方法	数mm以下	想定き裂寸法で囲まれる領域の平均歪 +ｱｸﾃｨﾌﾞ歪の考え方	降伏歪の100倍 程度まで	大歪下で拘束の低下を考慮 $\beta \leqq 1$	Rﾊﾟﾗﾒｰﾀに基づく評価温度ｼﾌﾄΔT_D +発熱ΔT_P	ｽｹﾙﾄﾝ予歪による脆化ΔT_A＋ ｱｸﾃｨﾌﾞ歪の考え方

6.2.2　等価 CTOD の算定

建築構造物におけるき裂の CTOD (δ_{struc})の算定には4.2節で建築鉄骨への適用性を確認した式(4.2.2) で表される WES2805-1997[6.1]の CTOD 設計曲線を用いることとした．

柱梁接合部の破壊評価に用いる歪は地震等により生じた歪を可能な限り 4.2 節の定義に基づいて評価するが，FEM 解析データ等詳細な歪のないものについては接合部実大試験や梁の回転角などから求められた梁端での平均的と考えられる歪に図 4.4.6，図 4.4.7 に示したような構造ディテールに応じた歪集中係数を乗じることで評価歪を推定する．

また，き裂寸法については評価する構造物に存在するき裂の K 値と等しい K 値を与える長さ 2a の板厚貫通き裂を持つ無限板をとった場合の a をき裂特性寸法 $\bar{a}$ として用い，このき裂と評価に用いる歪から設計曲線によって構造物に発生する CTOD を算出する．

また，これまでにも述べたように構造物におけるき裂と破壊の評価に用いる標準破壊靭性試験片とでは塑性拘束の程度が異なり，塑性拘束の小さい構造物の方が大きな CTOD まで破壊を生じない．そこで，この塑性拘束の影響を定量的に補正して標準破壊靭性試験片による限界 CTOD で破壊の評価を行うこととした．塑性拘束の破壊靭性値への影響に関し，南ら[6.2]は，標準 3 点曲げ CTOD 試験と表面切欠き付広幅引張試験の実験とローカルアプローチに基づく解析から，等価 CTOD 概念を提案している．この概念は構造物が破壊する時のき裂先端のワイブル応力と破壊靭性試験片が破壊する時のワイブル応力は同じであり，それぞれの試験片で塑性拘束の差により CTOD レベルは違っても脆性破壊の限界としては等価であることを意味するものである．さらに，南らのグループは標準

3 点曲げ CTOD 試験片と表面切欠き付広幅試験の FEM 解析結果からワイブル応力の等しい二つの試験片の CTOD の比をもとめ，これを広幅試験片全体の伸び歪に対してプロットし，一例として図 6.2.2 のに示す関係図を作成している．図中の曲線はワイブル応力を基準として破壊を評価する場合，3 点曲げ CTOD 試験の限界 CTOD と広幅試験の限界 CTOD を相互に変換する係数を表しており，この係数はまた，破壊靭性に及ぼす曲げと引張の負荷様式の違いによる塑性拘束の差を示しているともいえる．

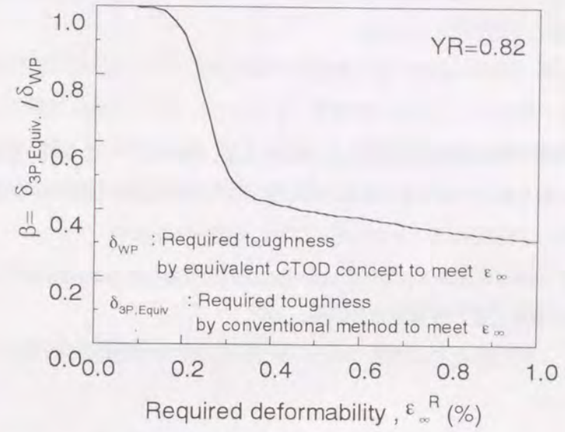


図 6.2.2　ローカルアプローチに基づく塑性拘束補正のための係数
(3 点曲げ破壊靭性試験片と等価なワイブル応力を呈する表面切欠き付広幅試験片伸び歪と CTOD の関係)

しかし，南ら[6.2]が検討した広幅試験と建築鉄骨における破壊の発生部位とでは形状が異なるため，塑性拘束の度合いも異なる可能性があり，厳密には建築鉄骨の破壊発生部の塑性拘束について，まだ明確にはなっていない．しかし，建築鉄骨の破壊は比較的小さなき裂から歪集中による大歪で発生することが多く，歪集中部のき裂であってもき裂の存在する領域を局所的に取り上げれば，ほぼ一軸の引張負荷が支配的と考えられるため，建築鉄骨の歪集中部は広幅試験に近い拘束状態になっていると考えられる．また，破壊発生部となる歪集中部の評価歪 e_{local} についても，広幅試験での全体伸び歪 e_∞ と同等と取り扱うことができると考え，破壊事例解析においても塑性拘束の影響を図 6.2.2 の曲線に従って補正することにした．そして，等価 CTOD (δ_{eq}) は CTOD 設計曲線から求める構造物に生じる CTOD (δ_{struc}) と広幅引張試験により得られる CTOD (δ_{WP}) とワイブル応力が等しい破壊靭性試験片の CTOD ($\delta_{3P,eq}$)によって得られる塑性拘束の補正係数 $\beta = (\delta_{3P,eq}/\delta_{WP})$とを用いて式(6.2.1)のように表す．

$$\delta_{eq} = \beta \cdot \delta_{struc} \tag{6.2.1}$$

なお，この塑性拘束補正係数βは鋼材の降伏比 YR によって影響を受けるが，本論文では YR が 0.8 前後の建築

用鋼(最近では降伏比が0.8以下のSN鋼が主流となってきているが，地震による破壊事例はYR規定のないSS材やSM材が用いられているため)を中心とした鋼材により製作された鉄骨の解析を行うため，文献[6.2]の中でもYRが0.82の場合の結果を用いた．また，1% 以上の大歪では補正係数が求められていないため，図6.2.2の傾向から判断し，$e_\infty < 1.8\%$ までは図6.2.2に直線で外挿し，$e_\infty > 1.8\%$ では $\beta = (\delta_{3P,eq}/\delta_{WP}) = 0.2$ の一定値と仮定した．

6.2.3 等価温度の算定

等価温度T_{eq}の算定は負荷時の鋼材温度Tに歪速度の影響を歪速度-温度パラメーターR[6.3]を用いた評価による温度シフトΔT_D，繰返し塑性歪による靭性の低下を表す温度シフトΔT_Aおよび破壊発生部近傍の塑性変形による発熱に伴う温度上昇ΔT_Pを考慮して行うこととした．

6.2.3.1 歪速度の影響

限界CTODに及ぼす歪速度の影響の評価法を検討したものとして，豊貞ら[6.4]による研究があり，欠陥評価規格のWES2805-1997の解説にその取り扱い方が取り入れられている．ここではこの方法をベースに一部の式を建築用鋼の評価に有効なものに変更して評価を行うことにした．以下にその方法を示す．

材料の降伏点σ_Yの温度T(℃)及び歪速度$\dot{\varepsilon}$(1/s)への依存性は次式で与えられるStrain rate – temperature parameter R (K) を用いると等価に評価できること[6.3]が示されている．

$$R = (T+273)\cdot \ln(A/\dot{\varepsilon}) \qquad (6.2.2)$$

ただし，A: 材料定数(= 10^8 1/s [6.3])．

豊貞ら[6.4]はき裂先端近傍で塑性仕事により生じた熱の散逸が十分にあり，温度上昇が生じない条件においては，Rice[6.5]が定義したき裂先端での歪特異性が無くなるIDNZ(Intensity Deformed Non-linear Zone)領域の先端において，応力三軸度が最大となる点Qでの歪速度$\dot{\varepsilon}_Q$と温度Tから定まるパラメーターR_Qによって材料の破壊靭性値が一義的に定まることを示した．

$$R_Q = (T+273)\cdot \ln(A/\dot{\varepsilon}_Q) \qquad (6.2.3)$$

また，豊貞ら[6.4]によると$\dot{\varepsilon}_Q$は式(6.2.4)で与えられる．

$$\dot{\varepsilon}_Q = f(\sigma_Y/E,\ \varepsilon_\infty,\ \dot{\varepsilon}_\infty) \qquad (6.2.4)$$

$$= \{\tilde{\varepsilon}/(1+1/n)\}\{M/(1.9\pi I)\}^{\{1/(1+n)\}}\{1/(\sigma_Y/E)\}^{\{n/(1+n)\}}(\varepsilon_\infty)^{\{(n-1)/(n+1)\}}\dot{\varepsilon}_\infty$$

$$I = 5.118n - 3.3272n^2 + 2.0534$$

$$M = 1.1205n + 0.96212n^2 + 5.6919$$

$$\tilde{\varepsilon} = -0.21718n - 0.41565n^2 + 0.8202$$

$$n = -0.001185\sigma_Y/9.807 + 0.7552/(\sigma_Y/9.807)^{0.5} + 0.1023$$

ただし，σ_Y：温度 T，歪速度$\dot{\varepsilon}_\infty$での材料の降伏点 (MPa)，E：ヤング率，n：歪硬化指数（本章の破壊解析では応力ー歪曲線を式(6.2.8)で規定するためこの推定式を用いなかった．）

また，WES2805 の解説においては材料の降伏点σ_Yについては井上ら[6.6]の式を用いているが，ここでは，特に建築用の400MPa級や490MPa級の鋼材を中心に扱うため，最近の建築鉄骨用材料などを対象とした実験から新しく提案された式[6.7]（式(6.2.5)）を用いて降伏応力を温度T(℃)と歪速度$\dot{\varepsilon}_\alpha$(1/s)の関数として推定することとした．

$$\sigma_Y = \sigma_{Y0}\cdot\exp[C\cdot\{1/((T+273)\cdot\ln(A/\dot{\varepsilon}_\infty)) - \{1/((T_0+273)\cdot\ln(A/\dot{\varepsilon}_0))\}\} \qquad (6.2.5)$$

$$C = 1.8\times10^{-10}\cdot T_0\cdot E\cdot(\sigma_{Y0}/E)^{-2}$$

ただし，σ_{Y0}：室温での降伏応力，$\dot{\varepsilon}_0$：静的試験の歪速度，T_0: 室温(= 20℃)，A：材料定数(=10^8 1/s)

式(6.2.4)と式(6.2.5)を式(6.2.3)に代入することにより，任意の歪速度$\dot{\varepsilon}_\infty$での試験での $R_{Q(arbit)}$と静的試験 (歪速度$\dot{\varepsilon}_0$)の場合の $R_{Q(static)}$が求まる．この $R_{Q(arbit)}$と $R_{Q(static)}$を用いて，温度T(℃)において動的負荷によって得られる破壊靭性値と等価な破壊靭性値が静的負荷により得られる温度T_{eq}(℃)は

$$T_{eq}+273 = (T+273)\cdot R_{Q(arbit)}/R_{Q(static)} \qquad (6.2.6)$$

で表される．すなわち動的破壊靭性値を静的負荷で示すための温度シフトΔT_Dは

$$\Delta T_D = T_{eq} - T = (T+273)\cdot(R_{Q(arbit)}/R_{Q(static)} - 1) \qquad (6.2.7)$$

で表される．WES2805-1997においてはΔT_Dを簡易式により推定できるようにしているが，簡易式の導出に当たっては降伏歪の2倍程度の評価歪を想定している．建築鉄骨への評価に用いる歪は比較的大きく，簡易式では動的負荷の効果を大きく見積もるため，簡易式を用いずに，式(6.2.7)により得られるΔT_Dの値を評価に用いることにした．

また，き裂先端の発熱の効果を後述する手法により別途評価することにしており，ここでは破壊靭性値に及ぼす歪速度の効果のみを温度シフトΔT_Dとして評価に用いることになる．

なお，静的負荷の場合は静的実大載荷試験の試験時間を考慮し，柱梁接合部等の破壊部に生じる歪速度を 10^{-4} (1/s)と仮定した．動的負荷の場合は地震負荷を想定し破壊部に生じる歪速度を 10^{-1} (1/s)と仮定した．

6.2.3.2 塑性変形による発熱による影響

高歪速度下において，鋼材の破壊靭性評価には破壊の発生するき裂先端部のプロセスゾーンでの温度を考慮することが重要である．5.3節では熱ー応力連成FEM解析により，部材の歪集中部（柱梁接合部スカラップ底）の歪速度が8×10^{-2} 1/s～8×10^{-1} 1/s程度の場合にはき裂先端部の温度上昇がCTOD設計曲線に用いる歪を評価する領域の平均的温度上昇量により評価できることを示した．そして簡易的には（歪速度による鋼材の強度上昇の影響を考慮しない静的な場合の応力ー歪の関係を用いて）式(5.3.1)により算定される温度上昇量に負荷速度に応じた係数αを乗じることで推定できることを示した．本章では，この5.3節の方法を用いて発生した歪に対する温度上昇であるΔT_Pを評価する．ここでは，地震での被害事例の歪速度を0.1/s程度として解析することから，評価歪域からの

熱の散逸がないものとして係数αを1.0とした．

なお，評価歪 e_{local} とその部位の平均的応力σとの関係は近似的に歪硬化指数nを用いた式(6.2.8)に従うものとし，式(5.3.1)において $\varepsilon_y = e_{local}$，$\sigma_{eq} = \sigma$ とすることで評価歪領域の温度上昇を評価した．

$$(e_{local}/\varepsilon_Y) = (\sigma/\sigma_Y)^n \tag{6.2.8}$$

この場合のnは材料の引張試験結果から式(6.2.8)で近似することで求めた．

6.2.3.3 塑性変形による靭性劣化の影響

鋼材は塑性歪を受けると靭性が低下することがよく知られており，日本溶接協会APD委員会[6.8]ではこの影響を圧縮引張等の歪履歴も考慮して検討している．この結果，靭性の劣化は図2.3で定義するスケルトン歪に対してシャルピー吸収エネルギーの遷移温度のシフト量 ΔT_A(°C)として式(6.2.9)で表している．

vE_0<100J の場合

$$\Delta T_A = \begin{cases} -3.2 \cdot e_{skeleton} & [e_{skeleton} \leqq 10\%] \\ -1.8 \cdot e_{skeleton} + 13.8 & [10\% \leqq e_{skeleton} \leqq 20\%] \end{cases} \tag{6.2.9}$$

100≦vE_0≦200J の場合

$$\Delta T_A = \begin{cases} -2.8 \cdot e_{skeleton} & [e_{skeleton} \leqq 10\%] \\ -1.5 \cdot e_{skeleton} + 13.4 & [10\% \leqq e_{skeleton} \leqq 20\%] \end{cases}$$

ただし，$e_{skeleton}$：スケルトン予歪(破壊をおこすサイクル以前の歪履歴を考慮)，%

この式は素材の靭性レベルによって異なっているが，ここでは素材の靭性レベルが不明な場合の推定も含むため2つの式の平均をとり，温度シフトは式(6.2.10)を用いて計算した．

$$\Delta T_A = \begin{cases} -3 \cdot e_{skeleton} & [e_{skeleton} < 10\%] \\ -1.65 \cdot e_{skeleton} + 13.5 & [10\% \leqq e_{skeleton} < 20\%] \end{cases} \tag{6.2.10}$$

6.2.3.1節，6.2.3.2節及び本節の方法で得られる温度シフトを考慮して等価温度 T_{eq} は使用温度を次式で表される．

$$T_{eq} = T + \Delta T_D + \Delta T_A + \Delta T_P \tag{6.2.11}$$

ただし，T：使用温度(℃)，ΔT_D：動的負荷による破壊靭性温度シフト(℃)，ΔT_A：予歪による破壊靭性温度シフト(℃)，ΔT_P：塑性変形による温度上昇(℃)．

なお，式(6.2.11)は破壊靭性値δcに及ぼす温度シフト量とシャルピー吸収エネルギー遷移曲線に及ぼす温度シフトは同様であるとして設定した．

6.2.4 破壊靭性値δ_cとシャルピー吸収エネルギーvEとの相関

破壊の評価は破壊靭性の指標である限界CTODによって行うのが本評価法の方法であり，より高い精度が期待できる．しかし，CTOD試験はコストが高いことや疲労き裂の導入など試験に時間がかかることなどのため，特別に高精度な破壊評価が必要な場合以外には行われないことが多い．そのため，試験の簡単なシャルピー衝撃試験などの試験結果から破壊性能評価が可能である方が実用性が高い．また，シャルピー衝撃特性を保証したSN490BやSN490Cなど建築用鋼材ではミルシートに0℃でのシャルピー吸収エネルギーvE_0が記載されており比較評価がしやすいことなどから，このvE_0を鋼材の破壊靭性の簡易指標として用いることとし，等価CTODと等価温度からvE_0を推定することにした．限界CTOD値δ_cとシャルピー吸収エネルギーvEには相関関係があることが認められており，WES3003-1995[6.9]では式(6.2.12)に示す相関式が採用されている．

$$\delta_c(T) = 0.001 \cdot vE(T+\Delta T) \tag{6.2.12}$$
$$\Delta T = 133 - 0.125\sigma_{Y0} - 6\sqrt{t}$$

ただし，T：温度(°C)，$\delta_c(T)$：T°Cにおける限界CTOD(mm)，σ_{Y0}：室温における降伏応力（MPa），t：板厚(mm)．

この式は40キロ鋼～80キロ鋼を用いた日本溶接協会鉄鋼部会TM委員会[6.10]，BT委員会[6.11]でのシャルピー試験と機械切欠きCTOD試験により得られた実験結果に基づいて提案されたvEとδ_c(機械切欠き)の関係を基に，日本溶接協会鉄鋼部会FTC委員会[6.12]がavailable CTODの考え方[6.13]に基づいたき裂先端尖鋭度の影響の検討や板厚効果に関する系統的実験による検討の結果提案されたものである．日本溶接協会APDII委員会[6.14]ではこの式をベースに近年の建築用40キロ鋼，50キロ鋼を用いたシャルピー試験，CTOD試験の実験結果を基にvEとδ_cの相関をとり，建築用鋼に対して式(6.2.13)の修正式(式(6.2.13))を提案している．本論文ではこの式をvEとδ_cの変換に用いた．

$$\delta_c(T) = 0.004 \cdot vE(T+\Delta T) \tag{6.2.13}$$
$$\Delta T = 123 - 0.19\sigma_{Y0} - 6\sqrt{t}$$

また，これらの式はT(°C)におけるδ_cに対応するT+ΔT(°C)におけるvEを求める式であるが，必ずしも対応する温度でのシャルピー試験結果が得られていないことが多い．APDII委員会[6.14]では，野方ら[6.15]の提案による式(6.2.14)に示すシャルピー遷移曲線のフィッティングカーブの関数形に当てはめ，40～50キロ級の建築用鋼材に対するシャルピー吸収エネルギーのマスターカーブを提示している．

$$vE(T) = vE_{shelf} / [\exp\{-b \cdot (T - vT_E)\} + 1] \tag{6.2.14}$$

ただし，vE_{shelf}：シャルピー上部棚吸収エネルギー(=225J)，vT_E：シャルピー吸収エネルギー遷移温度(°C)，b：材料定数(b=0.05)

本章では，APDII委員会[6.14]から提案されている上記のvEとδ_cの相関式及びシャルピー吸収エネルギーのマス

ターカーブを用いて解析を行った．

以上のように，破壊発生部のアクティブ歪とき裂寸法の関係から破壊の駆動力をCTODを用いて定量化し，種々の歪履歴による動的繰り返し歪を含む予歪をスケルトン歪として温度シフトに変換し，さらに破壊靱性とシャルピー吸収エネルギーの相関式も準備することにより，破壊性能評価法を提案した．

6.3 破壊限界評価法の特徴

本節では提案した破壊性能評価手法において，き裂寸法，発熱，負荷履歴が評価結果に及ぼす影響について予備的な検討を行い，その特徴を確認した．

6.3.1 き裂寸法と発熱の影響

スカラップ底では前述したように1mm以下程度の深さの延性き裂から脆性破壊が発生している例が見られていることから，ここでは一つの基本的な例として欠陥特性寸法 $\bar{a}$=1mm について評価歪に対して破壊しないために必要なシャルピー特性を考える．シャルピー試験は工業的な靱性を表す指標として0℃において実施されることが多い．そこで，破壊しないために必要な0℃でのシャルピー吸収エネルギーvE_{0req}を評価の基準に用いることにした．なお，vE_{0req}は式(6.2.13)の相関式がδ_cの平均値とvEの平均値の相関関係を示しているため，およそ50%以上破壊しないための値を意味しているといえる．

前節で示した破壊性能評価法を用い，また，他の計算条件については表6.3.1に示したように設定し，vE_{0req}を算定した結果を図6.3.1に示した．

表6.3.1 vE_{0req}試算例の条件一覧

Yield stress	350MPa
Tensile strength	500MPa
Uniform elongation	20%
Crack size	1mm
Strain rate	0.1/s
Survice temperature	0℃
n value	8.67= $(\ln(\varepsilon/\varepsilon_Y))/(\ln(\sigma/\sigma_Y))$

ε: True strain, ε_Y: Yield strain, σ: True stress, σ_Y: Yield stress.

この例では，塑性変形による発熱がない場合の計算結果も示しており，発熱による温度上昇により，vE_{0req}が低下する傾向が明確に現れた．また，図6.3.2にき裂寸法を$\bar{a}$ = 0.5〜4mmと変化させた場合のvE_{0req}の計算例を示した．き裂寸法が$\bar{a}$ = 2mmより大きくなると小さい歪で大きなδが発生するため発熱は少なくなり，必要vE_0は歪の増加に伴い単調上昇するが，$\bar{a}$が2mm以下では評価歪が10数%で一度ピークが表れ，その後低下する．つまり，この計算結果ではき裂が浅く延性き裂がほとんど進展しない場合には破壊の駆動力の増大よりもき裂近傍の発熱のため破壊靱性が大きくなる効果の方が顕著になっている．従来から動的負荷を受けた場合には，破壊靱性が低下することが懸念されてきたが，本節の結果は動的に大歪負荷を受ける場合にはむしろ脆性破壊しにくくなる可能性を示している．

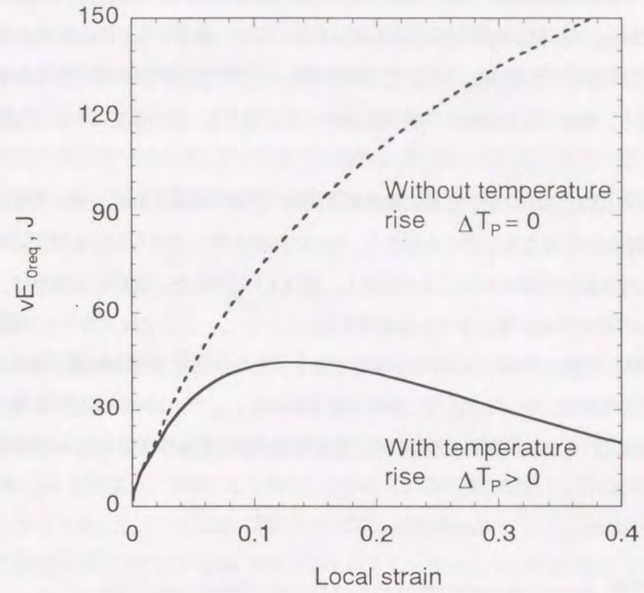


図6.3.1 破壊しないために必要な靱性vE_{0req}に及ぼす塑性仕事による温度上昇の影響
(a=1mmの場合の計算事例)

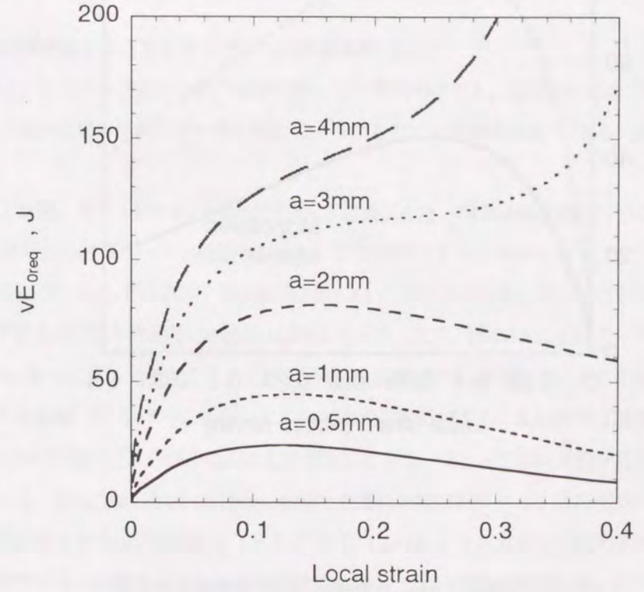


図6.3.2 評価歪とvE_{0req}の関係に及ぼすき裂寸法の影響

6.3.2　負荷履歴の鋼材靭性と温度への影響

この評価法では，破壊する最終引張負荷より前の歪履歴による影響は靭性変化と温度上昇を考慮し，前者はスケルトン予歪に応じたΔT_Aで表し，後者は発熱ΔT_Pにより評価する．また，破壊する最終負荷では更なるΔT_Aは考慮せずΔT_Pをさらに評価に加えることとした．つまり，評価に用いる部位は最終負荷を受ける前までの歪履歴は靭性を低下させる予歪であり，破壊に至る最後の単調引張負荷とは区別する．また温度については破壊時点での値を評価に用いる．

地震時に梁の繰返し曲げを受け，梁フランジと柱の接合部は圧縮・引張の繰返し負荷を受けた場合の鋼材靭性への影響を調べるために，破壊部が引張を先に受ける場合と，始めに圧縮を受けてから引張を受けた場合に破壊しないために必要とされるvE_0を前節と同様の方法により試算し，図 6.3.3 に示した．図中の歪履歴は，繰返し曲げ負荷を受ける梁端のスカラップ底の歪集中部における歪履歴を想定している．ここではスカラップ底(図 4.4.4e に示したようなJASS 6[6.16]に準拠した形状)に深さ 1mm のき裂を想定し，図 4.4.6 から歪集中係数 5 を求め，梁端が単調に引張負荷を受ける場合と平均的歪（マクロ歪）で 2%の圧縮（評価歪e_{local}では 10%の圧縮）を受けてから引張を与えた場合を想定して比較した．なお，計算例の鋼材特性，き裂寸法，歪速度条件は図 6.3.1 の場合と同様とした．

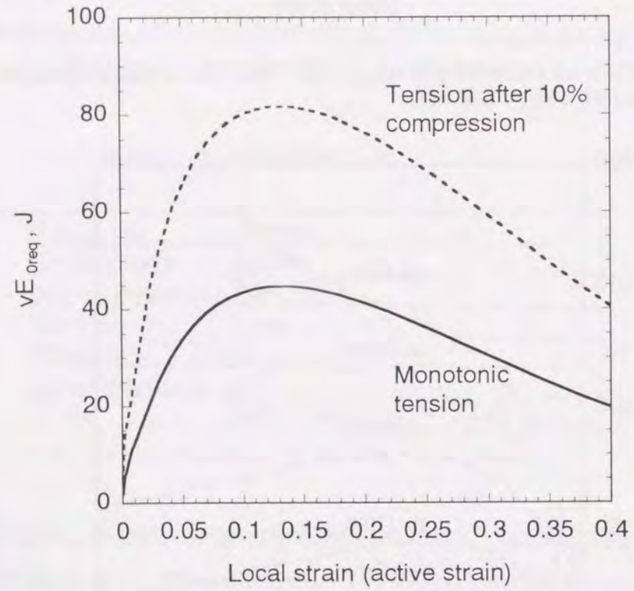


図 6.3.3　評価歪とvE_{Oreq}の関係に及ぼす負荷履歴の影響
（a=1mm の場合）

図 6.3.3 より明らかに圧縮(-10%)を受けた後で引張負荷した場合に必要なvE_0は初めから引張負荷した場合に比べ，大きくなっている．このことは単調な負荷よりも，はじめに圧縮負荷による予歪を受けてから正負荷を受けた方が破壊しやすいことを示している．また，複数回連続して同振幅の圧縮・引張の動的負荷を与えた場合にはスケルトン歪の特性によりΔT_Aはあまり増加せずΔT_Pのみが増加するため，延性き裂の進展がなければ脆性破壊が起こりにくくなると考えられる．

兵庫県南部地震や実大柱梁接合部モデル試験では脆性破壊の発生部に延性き裂がほとんどない例[6.17)6.18)]も見られており，これらは上述した負荷履歴の影響を考慮すると 1 回目に体験した大歪の引張負荷により脆性破壊したものが多いと推察される．

6.4 破壊事例解析

種々の脆性破壊事例に本研究で提案した評価手法を適用し，評価の妥当性の検証と破壊事例の評価を行った．地震により破壊した事例の評価においては，負荷履歴が不明確であるため，幾つかの仮定を用いた．地震時の鋼材温度については阪神でもノースリッジでも冬場の明け方に起こっていることからいずれも 10 ° C と仮定し，歪速度については一律 0.1/s と仮定し，変形により発生した熱は 5.3 節の検討結果より評価歪域にすべて留まると仮定して鋼材の温度上昇を考慮した．これに対し静的負荷試験の破壊事例については歪速度を10^{-4}/s と仮定し，繰返し負荷による材料の靭性の劣化は考慮するが，変形による発生した熱は十分に散逸が起こるものと考え，鋼材の温度上昇は考慮しなかった．

評価に用いた評価歪e_{local}は解析データの提示されているものについてはその値を用い，その他は部材に発生した梁端の平均的歪（マクロなアクティブ歪）$e_{macro(active)}$に適宜，歪集中係数K_eを乗じて求めた．

6.4.1　兵庫県南部地震によるスカラップからの破壊事例の解析

本節では特に，スカラップ底から脆性破壊が発生した事例の中でも，破壊時に部材に生じた歪の推定が行われ，またスカラップ底の歪集中係数のデータが解析により得られている破壊事例[6.17)]を基に破壊性能評価法の検証を試みる．

事例 1 は地上 9 階，地下 1 階の商業建築で 1989 年に竣工した．構造は新耐震設計法により設計され，東西南北両方向共に 3 スパンの鉄骨ラーメン構造であった．主要部材はすべて SS400 クラスで，柱は冷間成型角形鋼管，梁は圧延 H 形鋼が用いられている．柱梁接合部は図 6.4.1 に示すように通しダイアフラム形式で工場溶接されている．スカラップ底を起点とした破壊の状況を図 6.4.2 に示す．また，図 6.4.3 に溶接ディテールと破壊起点部を示した．図 6.4.3 中の④のようにダイアフラムと梁の溶接の始終端部から破壊しているものも見られたが，ここではスカラップ底からの破壊（図 6.4.3 中の①②）について適用性を検討する．脆性破壊は破面観察によりスカラップ底表面に 1mm 以下の程度の延性き裂を起点として発生しており，ほとんど延性き裂が見られない場合もあったことも確認されている．図 1.2.11(a)と図 1.2.11(b)に破壊した部位とほぼ同レベルの負荷を受けながら脆性破壊を免れた仕口部から採取したスカラップ底部断面写真を示す．図 1.2.11(b)よりスカラップ底と裏当て金連続隅肉溶接のトウ部の歪集中が重畳する位置から約 0.6mm の延性き裂が発生しているのが確認でき，まさに破壊寸前の状況と考えられる．以上のことから，スカラップ底からの破壊に先立って深さ 1mm 以下程度のき裂が存在することを想定し，き裂深さ 0.5mm をその代表値として解析に用いた．

また，スカラップ底のき裂は，き裂深さがき裂長に対し十分浅いものと考え，き裂特性寸法$\bar{a}$はき裂深さそのものを評価に利用した．

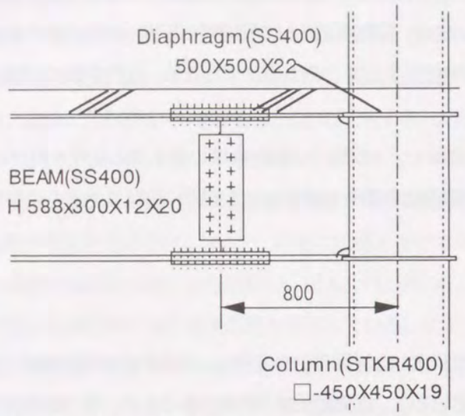


図 6.4.1　被災した通しダイアフラム形式の柱梁接合部の形状（2F，3F）

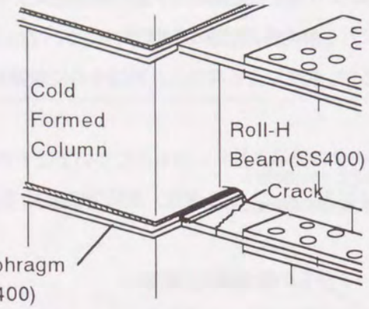


図 6.4.2　破壊状況の例

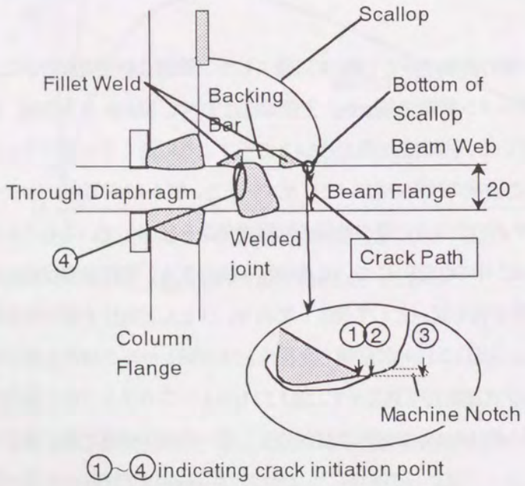


図 6.4.3　破壊部のディテール

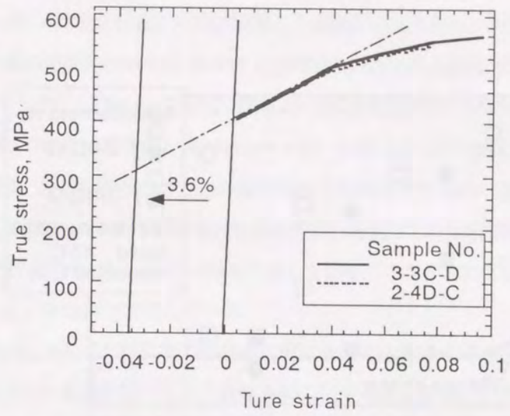


図 6.4.4　梁フランジの材の引張試験による地震時に作用した歪の推定

地震時による破壊時に作用したと考えられる梁端部の歪（マクロ歪）は梁のサンプルを用いた引張試験結果から求めている．この方法では予歪材の応力－歪関係は予歪分だけこの関係をシフトさせれば，歪を受けていない素材の応力－歪関係にほぼ一致することが実験的に知られていること[6.34]を考慮して，ここでは素材の応力－歪曲線が得られていないが歪を受けた部位から採取した引張試験片の応力－歪関係を用いて図 6.4.4 に示すように歪硬化域の傾きを求め，素材の降伏応力と考えられる応力まで直線を外挿し，地震時に作用した歪を推定した．この方法による推定の結果 3.6%の引張歪が推定され，地震応答解析からは 1.8%～7%程度の引張歪が推定された．また，この場合のスカラップ底近傍の評価歪は，FEM 解析により，隅肉溶接溶接のトウ部において約 30%と推定されており，歪集中係数は約 8 が得られている．ここで歪集中係数を求めた歪は，4 章で提案した評価歪 e_{local} の定義で求められたものではないものの，スカラップ底において深さがおよそ 1mm 以下の領域での歪を求めたものであり，評価歪 e_{local} とほぼ同等であると判断し，文献[6.17]の歪集中係数 Ke = 8 をもとに評価歪 e_{local} を求めることにした．なお，地震時には破壊部に繰返し圧縮・引張負荷が作用したとも考えられるが歪履歴は明確ではないため，単調引張負荷により破壊したと仮定して評価し，実験により得られたシャルピー吸収エネルギーvE と評価フローに基づいて推定される vE とを比較し，評価法の妥当性を確認する．

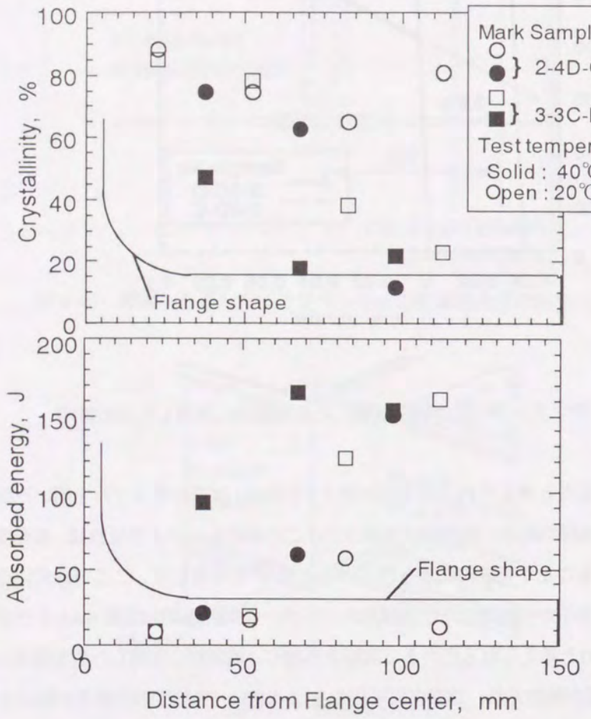


図 6.4.5　被災した部材の梁フランジの幅方向の靱性分布

使用されていた鋼材の靱性は，地震による予歪を受けた後の値であるが，図 6.4.5 に示すように+20℃において vE_r=10J 程度のものもあった．引張試験結果から推定されている予歪を受けたと想定し，式(6.2.8)を用いて温度シフト量を算定すると素材では約 12℃低温側で vE=10J となる．つまり，予歪を受ける前の素材を 8℃でシャルピー吸収エネルギーが vE=10J と推定される．一方，提案した破壊評価法を基に，APDII 委員会[6.14]の vE と δc の関係を用いて，破壊部に単調引張負荷の場合に 50%以上破壊しないために必要な 0℃でのシャルピー吸収エネルギー(vE_{0eq})と評価歪の関係を計算し，図 6.4.6 に示す．図 6.4.6 では評価歪が約 14%の場合に vE_{0eq}= 17J のピークを示しており，この値は実験結果から推定された素材のシャルピー吸収エネルギー(8℃で vE=10J)よりはすこし高い値となっている．一方，破壊した部材のサンプルからは梁端の平均的な歪で 3.6%（歪集中係数=8 を考慮した評価歪では 28.8%）で破壊したと推定されており，また，地震応答解析を基にした梁端歪はほとんどの破壊が 1.8%～7%(歪集中係数=8 を考慮した評価歪では約 14.4%～56%)で生じていることが示されている．破壊歪に関しては vE_{0eq} が最大となる歪よりいずれも大きな値で破壊している．

提案した破壊評価手法は負荷中の延性き裂の発生進展については考慮せず，脆性破壊発生時までの延性き裂も含めて初期き裂として見なして評価を行うため，延性き裂の発生進展に費やした歪量を評価していない．このため，本破壊評価法は本節の事例のように明確な延性き裂の発生進展があったと考えられるものについては破壊限界歪を小さく推定したり，vE_{0eq} を大きく推定することがある．つまり，この評価法の推定結果をもとにして設計を行った場合，破壊に対する安全率が大きくなることになり，危険性はないが，破壊条件の評価の際にはこの傾向に注意しておくが必要がある．

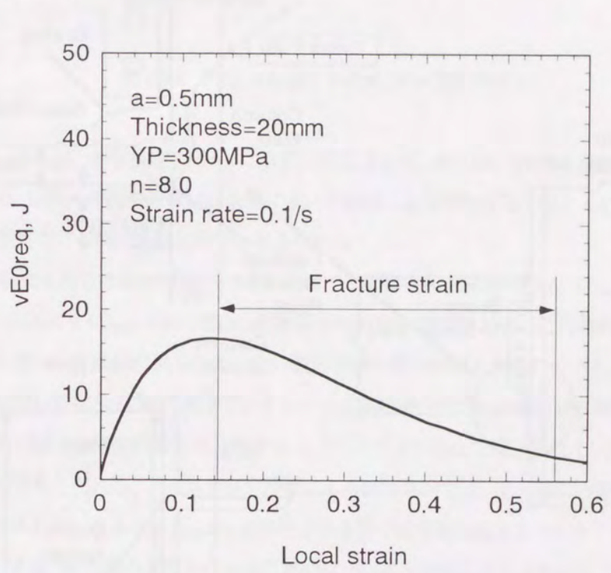


図 6.4.6　破壊性能評価法から得られる vE_{0eq} と評価歪の関係と文献[6.17]で推定されている破壊歪との比較

6.4.2　ノースリッジ地震による柱梁溶接部での破壊事例解析

本節ではノースリッジ地震での破壊事例として著者のグループの報告事例[6.18)6.19)]を中心に取り上げ，本破壊性能評価法の適用性検証を行う．

破壊事例の建物は4階建て地下1階の鉄骨造で被災時には耐火被覆，外部石貼を完了し，窓工事に取りかかる行程にあった．骨組みはSMRFを耐震要素として要所要所に配置した構造で，柱はASTM A572 Grade 50 のフランジ厚45～20mmのH形鋼，梁はA36のH形鋼を用いており，柱梁の溶接はセルフシールドアーク溶接（FCAW）で行われていた．

この事例はノースリッジ地震による鉄骨の脆性破壊の典型的な例であり，図6.4.7に示すように溶接裏当て金を用いてH形鋼の柱にH形鋼の梁を溶接接合する際にできる不溶着部がき裂として働き，図1.2.3の写真に示したように溶接ルート部から脆性破壊が発生しており，梁の下フランジ側のみが破壊している．特に，この例では柱側に梁の応力を伝達するスチフナが無く，図1.2.5に示したように柱フランジの幅中央部に歪が集中しやすい形状になっていたこともこのような破壊を起こす原因であると考えられる．この建物では，地震直後に見られた被害は外部石貼の目地の破損と一部石の破損及び内部コンクリートブロック壁き裂，床スラブの微細き裂程度であり，鉄骨に大きな被害を受けたとは思えない状況であった．つまり，柱梁接合部はほとんど塑性変形していなかったものと推察される．このため，破壊評価においては繰返し負荷による靱性の低下や温度上昇など，考慮する必要なしと判断した．

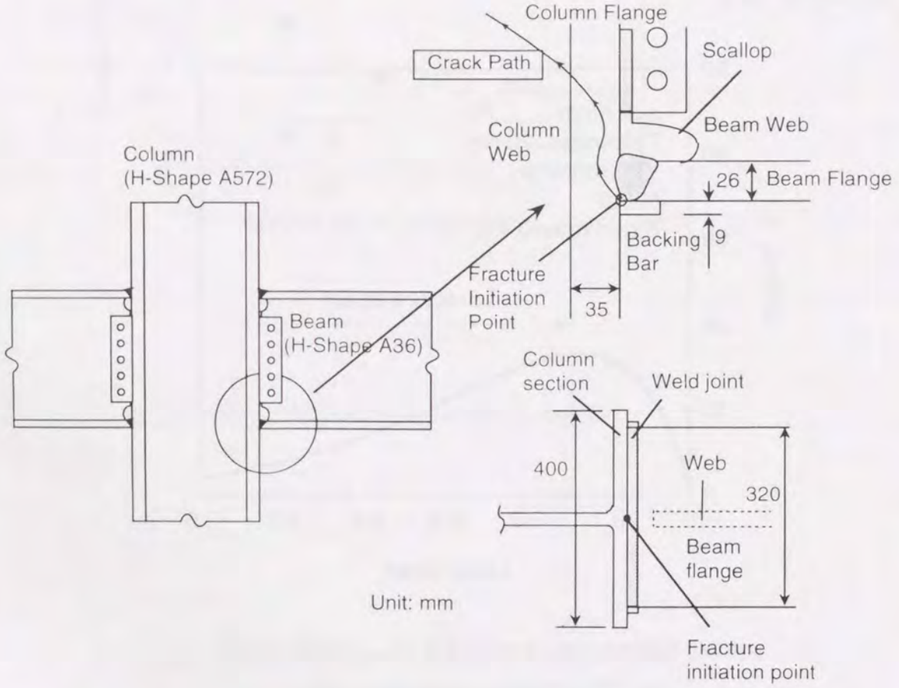


図6.4.7　柱梁接合部の概要および破壊発生部とき裂の経路

柱梁溶接のルート部にあたる裏当て金の不溶着部先端からの破壊についてはFisherら[6.20)]がK値による破壊の評価に用いるき裂寸法として裏当て金の全厚＋溶接欠陥深さを用いているが，裏当て金には応力がほとんど流れないことを考慮すると，この方法は裏当て金の不溶着部先端のK値を過大に見積もることになると考えられる．そこで図6.4.7に示した破壊事例の溶接部形状を模擬した図6.4.8に示す形状の2次元弾性FEM解析をMARC K6[6.21)]を用いて行い，9mm厚さの裏当て金を用いた溶接のルート部についてlorenziの方法[6.22)]を用いてJ積分を求めた．そして，これを線形破壊力学に基づいて式(6.4.1)によりK値に変換し，さらに等価なK値を持つ無限平板の貫通き裂に置き換えることによりき裂特性寸法aを求めた．この計算の結果$\bar{a}$は3mmとなった．

$$K=(JE)^{0.5}=\sigma(\pi\,\bar{a})^{0.5} \tag{6.4.1}$$

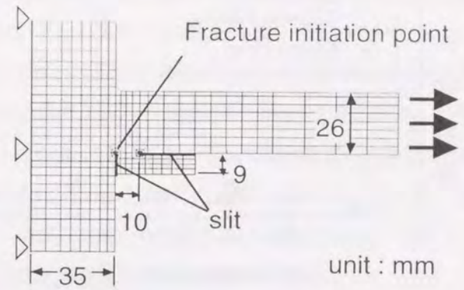


図6.4.8　柱梁接合部の2次元FEM解析モデル

また，材料のシャルピー衝撃値を図6.4.9に示す．0℃においてvE≒10Jであり，母材，溶接部ともほぼ同程度の値を示した．なお，試験片の採取位置は破壊部に近いが地震による塑性変形をほとんど受けていないため，得られた靱性はほぼ負荷を受ける前の素材と同等と考えられる．

以上の調査の結果を基に本破壊性能評価法を用いて単調負荷による評価歪とvE_{0eq}の関係を求めた結果を図6.4.10に示す．この図よりvE_{0eq}=10Jの場合の評価歪は0.102%と推定される．この場合，評価歪は梁端の平均的歪を示しており，顕著な塑性変形が見られていない破壊事例の観察結果と対応している．

一方，米国電炉鋼材母材やFCAW溶接部シャルピー試験結果[6.23)6.24)]によるとvE0はいずれも10J程度であり，著者のグループの実験事例での結果とも合わせるとノースリッジ地区で用いられていた鋼材の多くはこの程度の靱性を有していたと考えられる．ノースリッジ地震による破壊事例では，その他に溶接のルート部に溶け込み不良などの欠陥も確認されているものもあるが，本事例よりき裂寸法を欠陥深さだけ大きくすることにより同様の方法で評価ができる．また，接合部の変形レベルも巨視的な塑性変形が見られるものはなく，本事例同様，降伏以前に破壊したものが多い．以上のことからノースリッジ地震で破壊した他の鉄骨の破壊限界についても同様の結果を与えるものと考えられる．

本評価手法による解析を行った結果，板厚や材料の強度によって多少評価結果は変わるもののvE_0が10J程度の場合にはいずれも梁端がマクロな降伏を起こす以前に破壊した事例が多かったと推察され，報告されている被災事

例と良く対応している．

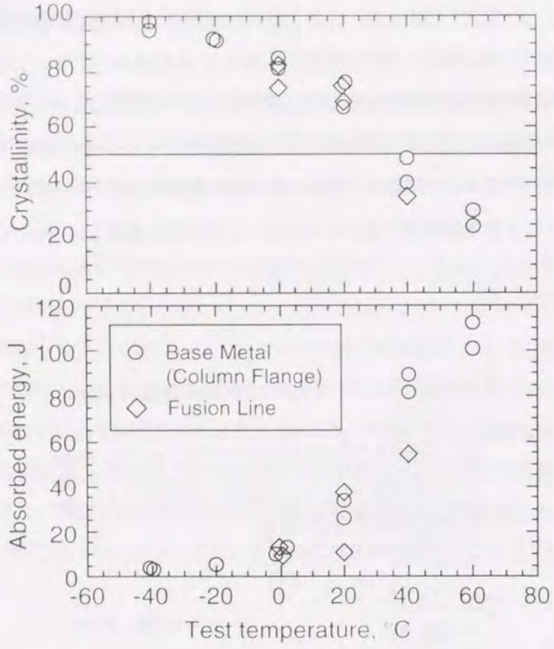


図 6.4.9　被災した梁フランジ近傍のシャルピー衝撃試験結果

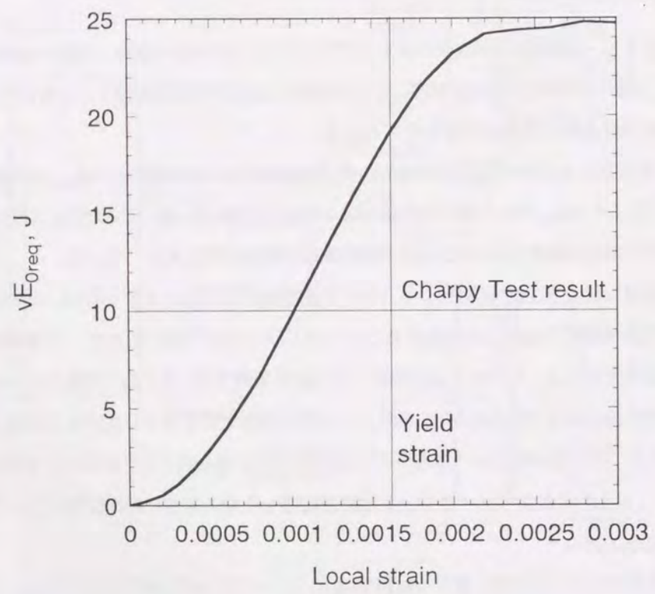


図 6.4.10　推定 vE_{0req} とシャルピー試験によって得られた vE0 との比較

6.4.3　実大載荷試験による破壊事例の解析

本節ではき裂寸法，アクティブ歪，スケルトン予歪のデータが確実に得られている，鋼材破断総プロの柱梁接合部の実大試験結果[6.25)~6.33)]を中心に本破壊性能評価法の適用性の検討を行う．この実験の中でもフェーズ 1 で行われた低靱性H形鋼を用いた実験では仕口部のディテールや負荷履歴は異なるものの大半がスカラップ底から破壊が生じている．このため，実大の柱梁接合部で同一靭性の部位からの異なる条件での破壊現象を評価することのできる貴重なデータであり，これらの破壊事例を評価精度の検証に用いることにした．実験に用いられた試験体は図 4.4.4a～図 4.4.4e に示したように，冷間成型コラム（BCR295）の柱にH形鋼（SM490A）の梁を鋼板（SM490A）のダイアフラムを用いて，通しダイアフラム形式で製作されている．なお，解析を行う 11 体の試験体の内，6 体は漸増型の繰返し変位を与えられており，破壊するサイクルの前までに圧縮・引張負荷が与えられており，負荷履歴による靭性の劣化を考慮した評価が可能である．また，4 体は動的単調負荷により破壊試験を行ったものである．破壊の発生は前述したようにいずれもスカラップ底から起こっているがスカラップ部の形状は 3 つのタイプがあり，新しいJASS 6[6.16)]が提示される以前に広く用いられていた 1/4 円スカラップかつ溶接裏当て金を連続隅肉溶接によって取り付けられたものの事例が多い．初期き裂寸法はき裂がないか，き裂が浅く明確でないものを 0.5mm とし，その他は深さ 0.4mm～3.6mm の延性き裂を伴って脆性破壊していることから，これらの延性き裂寸法を初期き裂寸法とした．歪集中係数は第 3 章で提案した歪集中係数の図（図 4.4.6，図 4.4.7）に基づいて求めた．スケルトン歪とアクティブ歪についても本論文の定義により詳細に求めた．（ただし，スカラップ形状が半円形に加工されたタイプの試験体についてはスカラップ底の歪集中が緩和されることから，半径 35mm と 6mm の複合円を用いたスカラップ底と同等の歪集中係数として解析を行った．）歪速度については静的負荷では 10^{-4} /s，動的負荷では文献[6.30)]の値から推定し 3×10^{-1}/s とした．温度上昇については動的負荷を受けたものだけについてのみ考慮したが，繰返し負荷は連続的に繰返されたものではなく，単調負荷を時間をおいて与えているため，最終負荷での温度上昇のみを考慮した．

また，これらの試験体はいずれも漸増型の繰返し変位を与えられており，破壊するサイクルの前までに圧縮・引張負荷が与えられており，負荷履歴による靭性の劣化を考慮した評価とした．

以上の条件により計算される vE_{0req} を表 6.4.3 に示した．試験体数は 11 体であったため，この解析結果を 0℃における 3 本のシャルピー試験の平均値（vE_0）と併せて図 6.4.11 のようにプロットして比較した．この結果，ばらつきは見られるものの実験結果から推定される vE_0 の中央値と実験により得られた vE_0 と良く一致する結果となった．

表 6.4.1　鋼材破断総プロで行われた実大実験の内スカラップ底から破壊した試験体の試験結果と vE_0 の推定結果

TP-No.	e_{local} %	strain rate 1/s	a mm	$e_{skeleton}$ %	ΔT_D ℃	ΔT_P ℃	ΔT_A ℃	T_{eq} ℃	δ mm	δ_{eq} mm	â	thickness mm	Estimated vE0, J
1-1	13.1	0.0001	0.4	0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.184	0.037	0.20	25	2.1
1-2	4.4	0.0001	0.8	7.5	0.0	0.0	−22.5	−22.5	0.122	0.024	0.20	25	9.4
1s-1	8.5	0.0001	3.6	4.9	0.0	0.0	−14.7	−14.7	1.072	0.214	0.20	25	28
1s-2	5.3	0.0001	1.1	0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.201	0.040	0.20	25	2.3
2-1	2.3	0.3	1	0	−89.3	2.6	0.0	−86.7	0.079	0.016	0.20	25	51
2-2	2.0	0.3	1	0	−89.7	2.2	0.0	−87.5	0.068	0.014	0.20	25	47
2s-1	0.55	0.3	1.8	0	−93.2	0.5	0.0	−92.7	0.029	0.009	0.29	25	40
2s-2	7.4	0.3	0.5	9.3	−86.4	9.9	−27.9	−104.3	0.129	0.026	0.20	25	122
3-1	7.8	0.0001	3.4	3.5	0.0	0.0	−10.5	−10.5	0.924	0.185	0.20	25	20
3-1'	13.8	0.0001	0.5	10.5	0.0	0.0	−30.8	−30.8	0.242	0.048	0.20	25	12
7-1	20.1	0.0001	0.5	9.1	0.0	0.0	−27.3	−27.3	0.354	0.071	0.20	25	15

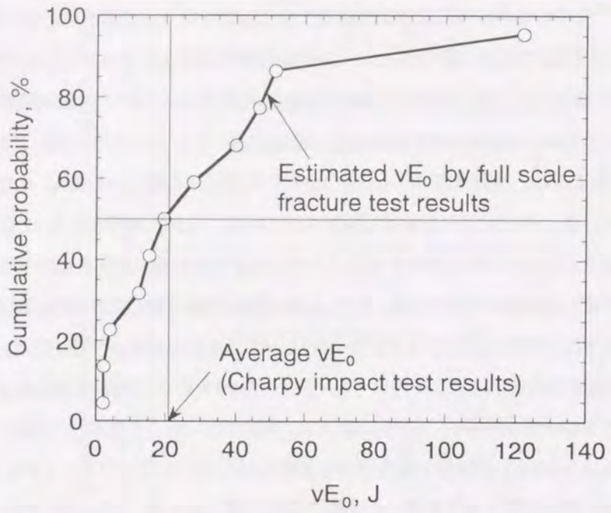


図 6.4.11　シャルピー試験による平均 vE_0 と実大試験の破壊条件から推定された vE_0 の比較

6.5 結言

CTOD 設計曲線をベースとして，塑性拘束，大変形，動的，繰返し負荷の影響に関する従来の知見を組み合わせた破壊性能評価手法を新しく提案し，その特徴について検討した．また，建築鉄骨の脆性破壊事例に適用し検証を行った．この結果以下の以下の知見を得た．いくつかの破壊事例について脆性破壊事故を定量的に説明できることが明らかとなった．

(1) 破壊性能評価法を用いて動的負荷によって脆性破壊しないために必要な破壊靭性を検討した結果，き裂寸法が小さい場合には発熱により必要破壊靭性がある歪以上で低下することがあり，動的負荷により破壊限界歪が向上する場合があることを示した．

(2) 提案した破壊性能評価法は大地震やそれを模擬した実大試験により脆性破壊した柱梁接合部の破壊限界歪や部材の破壊靭性をほぼ正しく推定することができ，本評価法の建築鉄骨に対する適用の妥当性が確認できた．

(3) ただし，延性き裂を伴って破壊する場合には，提案する破壊性能評価法は破壊限界歪を小さく評価する傾向があり，注意が必要である．

6.1) 日本溶接協会：WES2805 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, 1997.3

6.2) 南, 大畑 他：破壊靭性試験の構造性能評価への Transferability を考慮した破壊靭性要求-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, Vol.182, p.647-657, 1997

6.3) P.E.Bennett, G.M.Sinclair: Parameter Representation of Low-Temperature Yield Behavior of Body-Centered Cubic Transition Metals, Trans. of ASME, p.518-524, 1966

6.4) 豊貞, 藤井, 野原, 川口 他：破壊靭性に及ぼすひずみ速度の影響,日本造船学会論文集,Vol.161, p.367-380, 1987

6.5) J.R.Rice, M.A.Johnson: The Role of Large Crack Tip Geometry Change in Plane Strain Fracture to Appear in Inelastic Behavior of Solids, Eds. M. F. Kanninen et al., McGraw Hill, p.641, 1970

6.6) 井上, 萩原, 田中：降伏及び引張強度に及ぼす温度歪速度の影響,溶接学会全国大会講演概要, VOl.41, p.380-381, 1987

6.7) 久保, 南, 島貫, 栗原, 塩飽, 有持, 豊田:予歪及び動的負荷を受けた鋼材の強度の推定, 鉄鋼及び各種金属材料の種々の環境下における変形・破壊, 日本鉄鋼協会, p.113-120, 1999

6.8) 日本溶接協会鉄鋼部会技術委員会:建築鉄骨の地震被害と鋼材セミナーテキスト, p.123, 1997.6

6.9) 日本溶接協会：WES3003 低温用圧延鋼板判定基準, 1995.7

6.10) 日本溶接協会鉄鋼部会技術委員会BE委員会：溶接構造用鋼板のボンド脆化に関する共同研究, 1975.7

6.11) 日本溶接協会鉄鋼部会技術委員会TM委員会：脆性破壊発生特性に基づく鋼材の材質判定基準の確立に関する共同研究, 1975.11

6.12) 日本溶接協会鉄鋼部会技術委員会FTC委員会：破壊靱性基準に関する研究, 1981.2

6.13) 豊貞:曲げCTODにおけるNotch Acuity効果の定量化に関する一提案,日本造船学会論文集,Vol.143, p.455, 1978

6.14) 日本溶接協会 鉄鋼部会：建築鉄骨での脆性破壊と鋼材破壊靭性セミナーテキスト,1999

6.15) 野方, 正木:鉄鋼のシャルピー吸収エネルギー遷移曲線の新しい数式表示法と破壊靭性評価,材料強度学会誌, Vol.17, p.1-13,1982

6.16) 日本建築学会：建築工事標準仕様書 JASS 6 鉄骨工事, 1996

6.17) 寺岡，島貫，森田，薦野，岡田：1995 年兵庫県南部地震による 9 階建鉄骨造建物の被害調査と検討,鋼構造論文集, Vol.3, No.11, p.21-34, 1999

6.18) 関，岡田，森田，寺岡：ノースリッジ地震による 4 階建鉄骨構造物の被害調査と検討(その 1),建築学会学術講演梗概集, p.835-836, 1996

6.19) 島貫，岡田，森田，関，寺岡：ノースリッジ地震による 4 階建鉄骨造建物の被害調査と検討（その 2）使用鋼材の特性と破壊原因の検討,日本建築学会大会学術講演梗概集(近畿),1996,pp837-838

6.20) J. W. Fisher, R. J. Dexter, E. J. Kaufmann: Fracture mechanics of weld structural steel connection, State-of-Art-Papers: Metallurgy, Fracture Mechanics, Welding, Moment connections and Frame Systems Behavior, Federal Emergency Movement Agency, FEMA No.288, Report no.SAC95-09, Sakurament, CA, 1996

6.21) MARC Analysis Research: MARC General Purpose Finete Element Program K-6 Volume A-C, 1994

6.22) DeLorenzi, H. G.: On the energy release rate and the J-integral for 3-D crack configurations, Int J Fract. Vol.19, No.3, p.183-193, 1982

6.23) E. J. Kaufmann, M. Xue, L-W. Lu, J. W. Fisher: Achieving ductile behavior of moment connections', Modern Steel Construction, Vol.36(1), American Institute of Steel Construction, 1996

6.24) R.H.R.Tide: Stability of weld metal subjected to cyclic and seismic loading, Engineering Structures, Vol.20, Nos 4-6, p.562-569, 1998

6.25) 島貫, 誉田, 石井, 伊藤, 岡野, 南：実大柱梁接合部試験の破壊力学的解析,日本建築学会大会学術講演梗概集(中国), p.485, 1999

6.26) 菊川, 向井, 西村, 濱野, 森田：低靱性鋼による柱梁接合部の破断性状－その 1．実験概要－,日本建築学会全国大会学術講演梗概集(九州), p.407, 1998

6.27) 金子, 石井, 多田:低靱性鋼による柱梁接合部の破断性状－その 2．ト字形工場溶接タイプ静的実験(1)－,日本建築学会全国大会学術講演梗概集(九州), p.409-410, 1998

6.28) 杉本, 石井, 多田：低靱性鋼による柱梁接合部の破断性状－その 3．ト字形工場溶接タイプ静的実験(2)－,日本建築学会全国大会学術講演梗概集(九州), p.411-412, 1998

6.29) 石井, 中込, 森田：低靱性鋼による柱梁接合部の破断性状－その 4．ト字形現場溶接タイプ静的実験－,日本建築学会全国大会学術講演梗概集(九州), p.413-414, 1998

6.30) 伊藤, 杉山：低靱性鋼による柱梁接合部の破断性状－その 5．ト字形動的実験－,日本建築学会全国大会学術講演梗概集(九州), p.415-416, 1998

6.31) 工藤, 島貫, 岡野, 誉田, 斉藤, 南：低靱性鋼を用いた建築鉄骨における脆性破壊の研究－その 1 低靱性鋼の製造方法と破壊特性－,日本建築学会全国大会学術講演梗概集(九州), p.399-400, 1998

6.32) 島貫, 北濱, 原, 久保, 南：低靱性鋼を用いた建築鉄骨における脆性破壊の研究－その 2 低靱性鋼溶接部の破壊特性－,日本建築学会全国大会学術講演梗概集(九州), p.401-402, 1998

6.33) 建設省総合技術開発プロジェクト「次世代鋼材による構造物安全性向上技術の開発」「接合部施工と破断」分科会報告書, 1999.3

6.34) F. Minami, T. Ochiai, T. Kubo, H.Shimanuki, K. Arimochi: Evaluation of prestraining and dynamic loading effects on fracture toughness of structural steels by the local approach, PVP-Vol. 404, Fatigue, Fracture, and Damage Analysis –2000, ASME, p.81-92, 2000

第 7 章　柱梁接合部に使用する鋼材及び溶接部の必要破壊靱性の考え方

7.1　緒言

前章の検討結果から，CTOD 設計曲線をベースにした破壊性能評価法によって，大地震により生じた脆性破壊事例などについて,建築鉄骨柱梁接合部における破壊靱性と破壊限界歪や限界き裂寸法などとの関係をほぼ定量的に評価できることがわかった．しかし，提案した評価法では，地震による建築鉄骨の脆性破壊限界を部材に生じる歪によって評価することはできるが，部材に生じる応力については考えられていない．

一方，建築鉄骨の設計においては終局状態として座屈による耐力低下が考えられており，それ以前の脆性破壊については考慮されておらず，材料に引張特性に基づく，部材の許容する応力が基準にされている．つまり，柱梁などの接合部も含め,部材が大地震などの大きな負荷を受けても材料の引張特性に基づいて所定の荷重以上の最大荷重を示すまで破壊せずに座屈することを前提に設計が行われている．一般の建築鉄骨の構造設計では，このようにして梁部材で十分な変形性能が確保できるよう設計がなされているが,破壊が想定される場所の歪そのものについては考慮されていないため本論文で提案するような破壊評価を直接的に行うことはできない．

そのため，建築鉄骨の破壊限界性能評価は部材に生じる応力からできる方が，より実用的である．一見，部材の破壊限界応力は破壊性能評価法により推定された破壊限界歪から,単純に材料の応力－歪関係を利用して求められるように見えるが，実際には材料の引張試験と異なり，柱梁接合部などの曲げ負荷では，部材の断面形状による変形の拘束が起こるため，脆性破壊が生じなければ，梁フランジでは単軸の引張強さ以上の強度を示す．

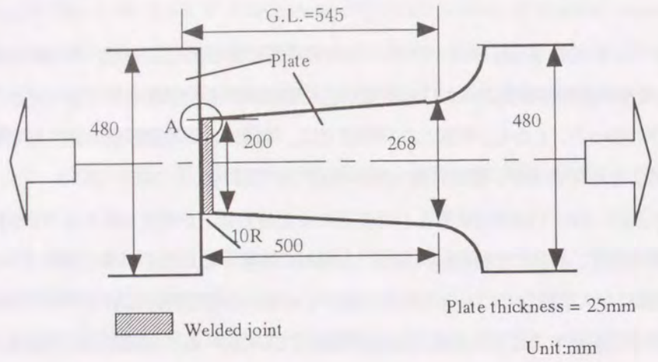
そこで，本章では上述したような部材接合部の耐力上昇の効果も考慮し，提案する破壊性能評価法で示される柱梁接合部の破壊限界を接合部強度で表現し，接合部の破壊強度評価への応用の可能性について検討する．

鋼材破断総プロ「接合部施工と破断分科会」[7.1] や鈴木ら [7.2]が行った通しダイアフラム型式により溶接接合された柱梁接合部の人工溶接欠陥付モデルによる溶接始終端部破壊試験の結果を基に,提案した破壊性能評価法を用いて破壊応力で評価した場合の適用性の検証を行う．実験では，欠陥の形態の影響を明確にするため表面欠陥と板厚貫通欠陥について行われており，本章ではこの影響を破壊性能評価法により確認すると共に，材料強度に基づいた接合部強度と靱性の関係に着目して解析を行う．

また，接合部強度での評価にあたっては材料の応力－歪関係が評価結果に大きく影響を及ぼす．建築鉄骨に広く用いられている，強度が 400MPa 級や 490MPa 級の鋼材の応力－歪関係は青木ら [7.4]によって定式化されており，同程度の強度の材料では降伏比は大きく変っても，一様伸びは大きな変化は少なく，歪硬化域での応力－歪関係は引張強度が同じであれば一本の曲線で表せることを示している．そこで，この応力－歪関係に基づいて，特に，降伏比と強度を変化させ，接合部強度を基準とした場合の破壊限界評価結果への影響について詳細に検討する．

7.2 接合部モデル試験結果

「接合部施工と破断分科会」では柱梁接合部に存在する溶接欠陥からの脆性破壊限界を明確にするため，通しダイアフラム型式の柱梁接合部をモデル化した図 7.2.1 に示すダイアフラムと梁の溶接接合部モデル試験が行われた．このモデルには導入した人工欠陥の形状の違いにより 2 種類がある．



In circle A

Crack Type 1 : Artificial surface crack (Depth=3mm , Length=20mm or 40mm)

Crack Type 2 : Artificial Through thickness crack (Length=3mm or 6mm)

図 7.2.1　人工溶接欠陥を導入した接合部モデル試験体形状

実験には表 7.2.1 に示す機械的性質を持つ鋼材が用いられた．

表 7.2.1　　供試鋼の機械的性質　（試験温度　室温）

Materials	Symbols	YP(MPa)	TS(MPa)	YR(%)	EL(%)	RA(%)	Welded metal
490MPa Strength Steel Plate	A	319	510	63	40	73	WA
	B	343	535	64	30	73	WA
	C	344	530	65	32	73	WA
	D	327	582	57	25	58	WB
	E*	354	554	64	31	71	WC
Welded Metal	WA	495	599	83	29	68	
	WB	451	559	81	31	72	
	WC*	454	566	81	37	73	

YP:Yield point, TS:Tensile strength, YR:Yield ratio, EL:Elongation, RA:Reduction in area, *:Materials used for FE-analyses

A～E の記号をつけた鋼材はいずれも強度が 490MPa 級の鋼材である．また，溶接材料は WA と WB が JIS YGW-11 であり，WC は YGW-14 である．

それぞれの鋼材やその溶接部（熱影響部，溶接金属）についてはシャルピー特性が詳細に調べられており，破壊発生部のシャルピー特性と破壊時の限界荷重との関係についても調べられている[7.2]．この結果より，vE_0が低い場

合には破壊荷重が小さい傾向にあり，また，板厚貫通き裂の接合部モデル②の方が表面き裂のモデル①より破壊荷重が小さいことがわかっている．鈴木ら[7.2]はこのモデルの試験結果のうち，特に表面き裂の試験結果を基に，継手が材料の引張強さまで脆性破壊しない場合に必要とされる材料の vE_0 は 80J 以上であると述べている．

なお，この実験で脆性破壊しない場合の継手強度の上昇率（＝最大荷重／材料の引張試験による引張強さ）は平均で 1.09 であった．

7.3 接合部モデル試験の FEM 解析

前節の接合部モデル①，②について本論文で提案する破壊評価方法により試験体の破壊限界を予測し，それを実際の接合部モデル試験の結果と対応させるためには，評価歪と試験荷重の関係を明確にすることが必要である．そこで，本節ではこの関係を求めるために行った FEM 解析の方法について述べる．

FEM 解析では，4.3 節で提案した評価歪の定義に基づく評価歪を求めるため，人工溶接欠陥のない接合部試験体のモデルにより破壊の起点となる人工溶接欠陥部に対応する歪集中部の歪を詳細に求めた．接合部モデル①については表面欠陥のき裂先端のいろいろな位置で破壊が発生していることから破壊発生位置を一点に決めにくいことやき裂が大きいため板厚の歪集中への影響が小さいと考えられることから，図 7.3.1 のように形状を簡略化し，平面応力 2 次元 FEM 解析を行うことにより歪集中の歪を求め，評価歪を算定した．

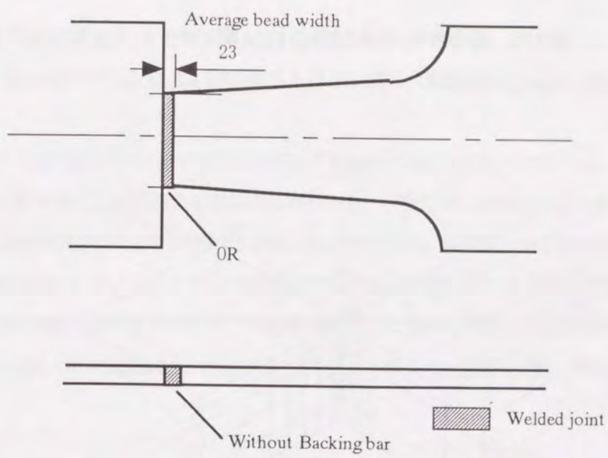


図 7.3.1　FEM 解析のために簡略化した接合部モデル試験体形状

なお，FEM 解析は MARC K7[7.6]により 4 節点のアイソパラメトリック要素を用いて大歪・大変形解析を行った．材料の応力ー歪関係には 0℃における母材の引張試験結果と溶接金属の引張試験結果を用い，モデル試験の実験条件と出来るだけ整合させた．ただし，2 次元モデルであるため溶接部のビード幅には開先形状から求められる板厚方向に平均的な溶接ビード幅を仮定した．また，実験に用いた鋼材は 5 種類あるが，ここでは伸び特性や降伏比が中間的な E 鋼を代表させて解析を行った．なお，応力ー歪関係の解析結果に及ぼす影響については 7.5 節で別途詳細に議論する．

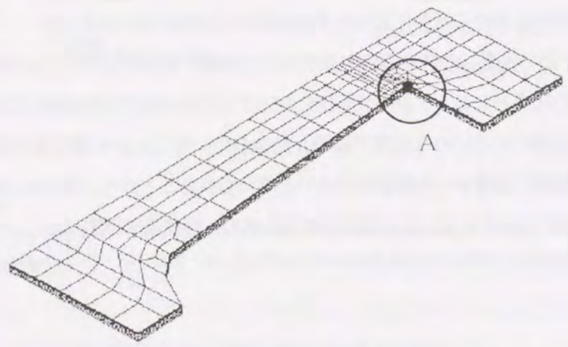


図 7.3.2　接合部モデル試験体の FEM 解析モデル（1/4 対称モデル）

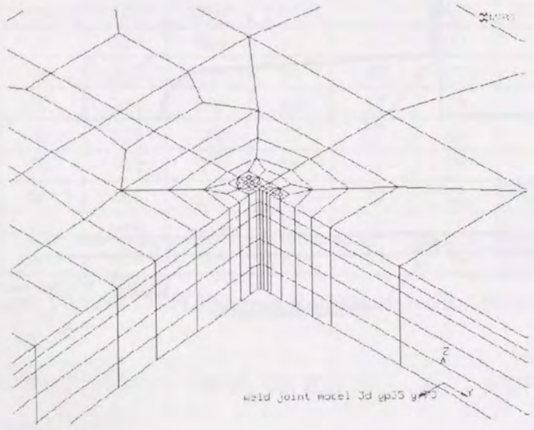


図 7.3.3　FEM 解析モデルのき裂想定部の要素分割

また，FEM 解析においては，試験体の応力状態の確認のため 2 次元平面歪による解析や図 7.3.2 および図 7.3.3 に示すモデルによる 8 節点の六面体アイソパラメトリック要素を用いた 3 次元解析も併せて行い，まず平面応力による解析の妥当性を検討した．FEM 解析と実験による伸びと荷重の関係を図 7.3.4 に示した．平面応力による 2 次元解析結果は実験結果 [7.2]と良く対応しており，梁端の拘束による耐力上昇や伸びも正しく表現した．このため，この試験体の 2 次元 FEM 解析はすべて平面応力で行うこととし，この結果は溶接端部に表面欠陥のあるモデルに対する評価歪と試験荷重の関係を求めるために用いることにした．

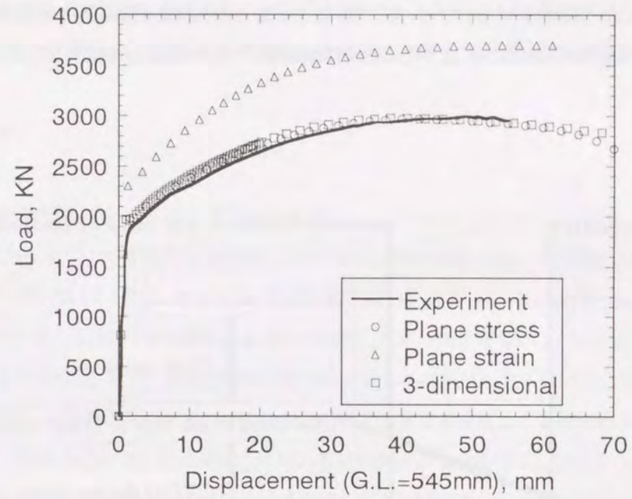


図 7.3.4　接合部モデル試験体の試験荷重と伸びの関係（実験結果と FEM 解析結果の比較）

一方，接合部モデル②つまり溶接始終端に板厚貫通欠陥を持つ場合の解析については，接合部モデル①に比べ，き裂が短く，強い歪集中部位での評価歪を求める必要がある．き裂部は引張負荷により断面収縮が起こるほど歪が集中するものの，試験体の幅中央部では歪が比較的小さくなるため，き裂部はある程度板厚方向に変形の拘束を受けることになる．き裂部はこのように 2 次元解析では得られない複雑な応力や歪の状態となるため，評価歪は塑性拘束の大きく，脆性破壊発生の起点となりやすい板厚中央部での歪から算定する必要がある．そこで板厚貫通き裂を持つ接合部モデル②については図 7.3.2 および図 7.3.3 に示した 3 次元解析を行い，評価歪と試験荷重の関係を求めることにした．

7.4 接合部モデル試験の破壊限界強度評価

本節では，7.3 節の接合部モデルの FEM 解析結果を用いて算出された評価歪と試験荷重の関係をもとに，本論文で提案する破壊性能評価法を応用し，接合部の破壊限界強度を材料の靭性から推定する．そして，この推定結果を 7.2 節に示した接合部モデルの実験結果と比較することで評価法の妥当性について確認する．

近年の南ら [7.3]の研究結果によると塑性拘束の補正に用いるβの値は材料の降伏比に依存することが明らかとな

ってきた．また，本章では材料の降伏比の違いが破壊性能に及ぼす影響について検討するため，用いるβはできるだけ材料の降伏比に対応する値を用いることにした．鋼材破断総プロの実験解析には表 7.2.1 に示した材料の母材降伏比を基準にβを選択した．なお，評価に用いる歪が小さい場合にはβの値が大きくなるが，実験ではいずれも降伏歪を超える歪が生じた後の破壊であったため，大歪時にほぼ一定となるβ=0.5 を用いた．

また，シャルピー特性の推定には，6.2.4 節で示した相関式[7.7]を用いた．この相関式は本章で述べる溶接部の実験に用いた材料 D や材料 E のシャルピーと CTOD のデータなどをもとに提案されており，最適であると考えられる．なお，実験では繰返し負荷は行っていないため単調引張負荷による評価を行った．

具体的な評価の方法としては図 7.4.1 に示すように実験結果により得られた破壊荷重と破壊部のシャルピー吸収エネルギー(vE_0)の関係を破壊性能評価法により得られる破壊荷重と vE_0 の関係と比較することで精度を評価した．

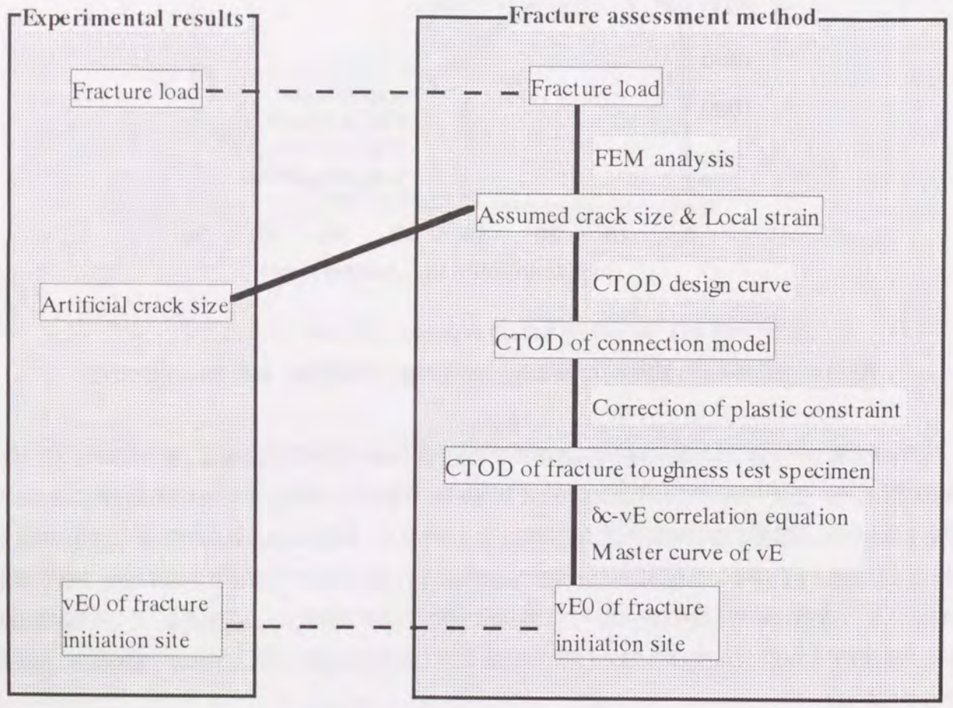


図 7.4.1　破壊性能評価法による評価と実験結果の対応

①のモデルでは破壊部のき裂がほぼ一様な深さの表面き裂であり，脆性破壊はき裂部のき裂長さ方向(板幅方向)のいろいろな位置から発生している．また，板厚方向(き裂深さ方向)の歪の差はき裂長さ方向の分布に対して小さいものと考えられる，このため，評価歪を求めるための基準となるき裂寸法にき裂長さ（ここでは 20mm）をとり評価を行うこととした．

また，②のモデルでは貫通き裂であるため，板厚中央部の塑性拘束が強く，CTOD も板表面と中央部では大きく異なることや①に比べき裂長さが短く，歪集中による歪勾配の影響が大きいと考えられることからから，評価に用いる歪は板厚中央部断面での歪分布からき裂長さを 1mm あるいは 3mm として求めた．なお，これらの評価歪はいずれも 4.3.2.1 節の定義に従って求めた．また，評価に用いるき裂特性寸法 $\bar{a}$ については表面き裂ではき裂深さ b，また板厚貫通き裂ではき裂長さ a を半無限板の片側き裂と考え，応力拡大係数の解析解より式(7.5.1)とした．

$$\bar{a} = 1.12^2 a^* \tag{7.5.1}$$

ただし，a^*は表面き裂の場合 b，板厚貫通き裂の場合 a

図 7.4.1 の考え方に基づいて求めた脆性破壊しないために必要な vE_0（vE_{0req}）と荷重の関係を実験結果[7.2]と合わせて図 7.4.2 および図 7.4.3 に示す．図中では FEM 解析に用いた材料とそれ以外を区別しているが，供試材 A～E は同じ強度クラスに属しており，また降伏比も 57%～64%と大きな違いがないことから評価歪と荷重の関係には大きな差がないと考えられる．また，実験の負荷速度が大きなものは区別してプロットした．動的負荷での破壊荷重は井上ら[7.4]が提案した任意の歪速度での材料の引張強さを推定する式によって引張強さと断面積から推定した最大荷重 P_u で整理したものであり，歪速度の上昇による材料強度の上昇を補正した値となっている．

実験結果はばらつきがあるものの FEM 解析により得られた試験荷重と評価歪の関係をもとに提案した破壊性能評価法によって推定した vE_0 に対する破壊荷重の推定結果をほぼ下限とした分布を示した．特に表面き裂の場合（Type 1）に破壊荷重が推定結果を上回る場合が多い．この原因は溶接金属の積層形状に関係しているものと考えられる．つまり，鈴木ら[7.2]のモデル試験では，表面き裂ではき裂先端が全線に渡って溶接部のほぼ同様な組織の部位にあたっており，必ずしも溶接部の靭性の低い部位にあたっていない可能性が高く，破壊靭性が高くなりやすい．一方，溶接部のシャルピー試験では板厚貫通方向に v ノッチが加工してあるため，溶接部でも靭性の低い部位にあたる可能性が高くなるため，確率的にもシャルピー試験による vE が接合部モデル試験による推定結果より低くなると考えられる．また，実験結果のばらつきの原因は破壊靭性の本質的なばらつきに加え，実験では人工欠陥が 2～10mm(①試験体の表面欠陥では平均約 4mm，②試験体の貫通欠陥では平均約 3mm)とばらつきがあったことも原因と考えられる．

継手破壊強度を低めに推定した他の理由としては，6.5 節の結論(3)と同様に，特に表面き裂の場合，破壊に至るまでに延性き裂の進展があった[7.2]ことが考えられる．また，板厚貫通き裂の場合，裏当て金を取り付けたまま試験を行っているため，この裏当て金により変形が拘束され，実験では FEM 結果よりも評価歪が多少小さかったものと考えられる．

以上の実験結果との比較から提案する破壊性能評価法を用いることにより，延性き裂の進展が小さく，評価歪と継手部の強度の関係が明確であれば，柱梁接合部のダイアフラムと梁フランジの継手破壊強度をシャルピー特性からほぼ推定できると考えられ，破壊性能評価法の妥当性を改めて確認した．

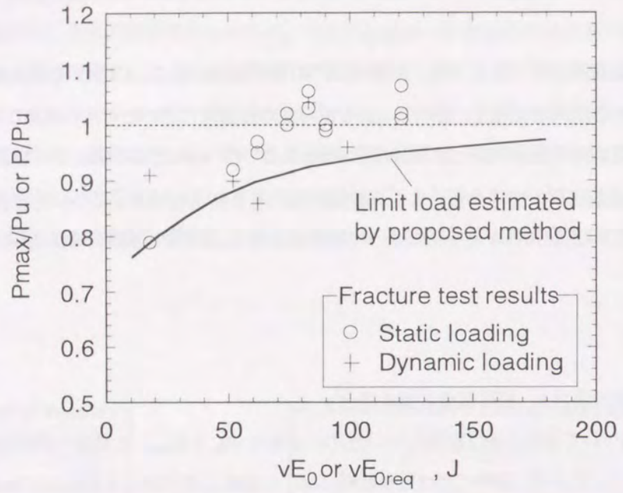


図 7.4.2　溶接始終端部に深さ 3mm の表面き裂を有する接合部モデル試験体の
破壊性能評価法による推定破壊荷重－vE0 の関係と実験結果との比較

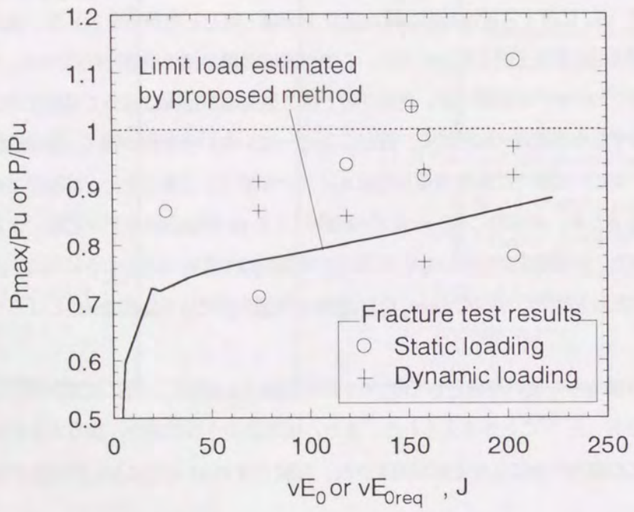


図 7.4.3　溶接始終端部に長さ 3mm の板厚貫通き裂を有する接合部モデル試験体の
破壊性能評価法による推定破壊荷重－vE0 の関係と実験結果との比較

7.5 材料の応力－歪関係の破壊性能に及ぼす影響の検討

前章及び前節では実大柱梁接合部や接合部モデルの実験結果を基に，提案した破壊性能評価法の建築鉄骨への適用性を検討した．この結果，破壊性能評価法は接合部強度と靱性の関係をばらつきがあるもののほぼ推定することができた．この関係により接合部の破壊強度を確保するために必要な材料の破壊靱性が直接的に明確になり，脆性破壊を考慮した鉄骨構造の設計への応用が考えられる．

接合部の破壊強度と破壊部に生じる歪の関係は材料の応力－歪関係により変化するため，接合部の破壊強度と材料の破壊靱性との関係も変化すると考えられる．建築鉄骨に用いられる SN 鋼は降伏比が 80%以下と規定されているが，例えば表 7.2.1 に示した A～E 鋼のように 80%を大きく下回る鋼材も多い．

そこで本節では，図 7.1.1 の試験体を例に取り，接合部について所定の破壊強度を確保するために材料に必要とされる破壊靱性を，特に鋼材の応力－歪関係の影響に注目して，提案する破壊性能評価法を用いて試算した．

7.5.1　鋼材の応力－歪関係モデル

鋼材の応力－歪関係は種々の関数により近似されることがあるが，青木ら[7.5]は建築に広く用いられてきた SS41 や SM50 を対象に応力－歪関係について検討し，応力－歪関係が修正 Menegotto pinto モデルにより表せることを示した．本研究ではこのモデルを用いて応力－歪関係の定式化を行い，応力－歪関係が部材の破壊性能に及ぼす影響について検討した．

図 7.5.1 に修正 Menegotto pinto モデルによる応力－歪関係を示した．このモデルでは降伏棚以降のカーブは強度が一定であれば変化しないものとしているため，同強度で一様伸びが異なる場合についての検討は行う必要はなく，降伏比のみの影響について検討を行えば良いことになる．

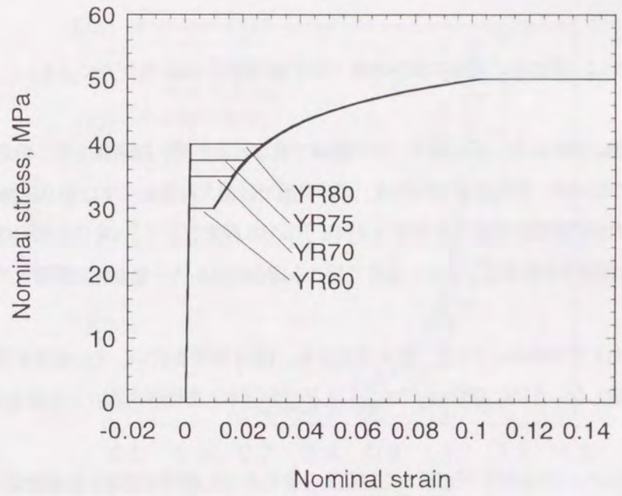


図 7.5.1　FEM 解析に適用した修正 Menegotto pinto モデルによる応力－歪曲線
（引張強さ 490MPa の場合）

この修正 Menegotto pinto モデルによる応力ー歪関係を図 7.2.2 に示した接合部モデル①の 2 次元モデル，および②の 3 次元モデルの FEM 解析に適用し，この結果から試験体の破壊部発生部の評価歪と試験体の引張荷重との関係を求めた．

7.5.2　接合部の破壊強度と破壊靭性の関係に及ぼす応力ー歪関係の影響

接合部モデル①について FEM モデルに修正 Menegotto pinto モデルに基づいて引張強さを一定として降伏比 YR を変化させた応力ー歪関係を適用し，解析を行った．この結果，得られた荷重と評価歪の関係を図 7.5.2 に示した．

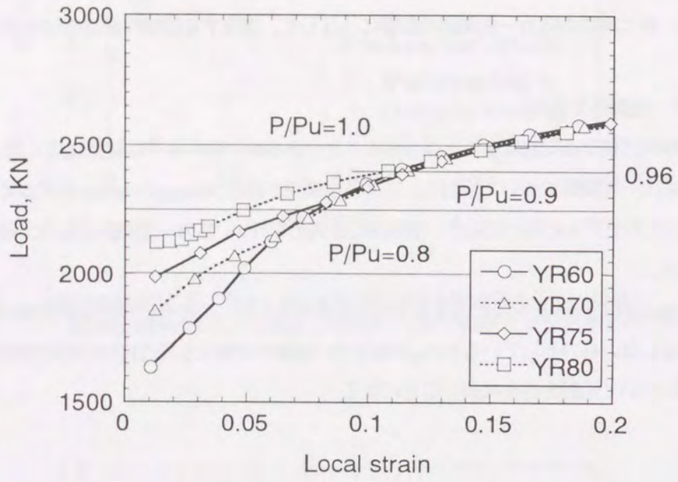


図 7.5.2　評価歪と荷重の関係の例（修正 Menegotto pinto モデルによる）

解析モデルでは降伏棚以降の応力ー歪関係が一つの曲線で表されるため，試験体全体この応力ー歪関係の影響を受け，評価歪と荷重の関係は，評価歪で 12%程度，試験荷重では最大荷重を示す以前の荷重到達率（ 試験荷重／部材最小断面平均応力が引張強さに達する荷重 = P / Pu ）=0.96 程度以上で，YR の影響はほとんどなくなる結果となった．破壊がこの評価歪や荷重より小さい条件で起こる場合には応力ー歪関係の影響を大きく受けることになる．

引張強さを 400MPa および 490MPa として YR を変化させ，FEM 解析を行い，その結果を基に本破壊性能評価法を用いて 50%以上破壊しないために必要 vE_0（vE_{0req}）と荷重到達率との関係を調べた結果を図 7.5.3 及び図 7.5.4 に示した．

なお，塑性拘束の補正については南ら[7.2]が行った降伏比を変化させた鋼材を想定した表面切欠き付広幅試験（き裂長さ 100mm，深さ 6mm）と 3 点曲げ CTOD 試験の解析結果を参考に，YR = 60%，70%，75%，80%に対し，大歪を受けた時にほぼ一定となる塑性拘束の補正係数β（それぞれβ = 0.6，0.5，0.4，0.3）を求め，これを解析に用いた．βの値は降伏比が高いほど小さくなる傾向がある．なお，想定するき裂の寸法は長さ 20mm，深さ 2mm

の表面き裂とした．

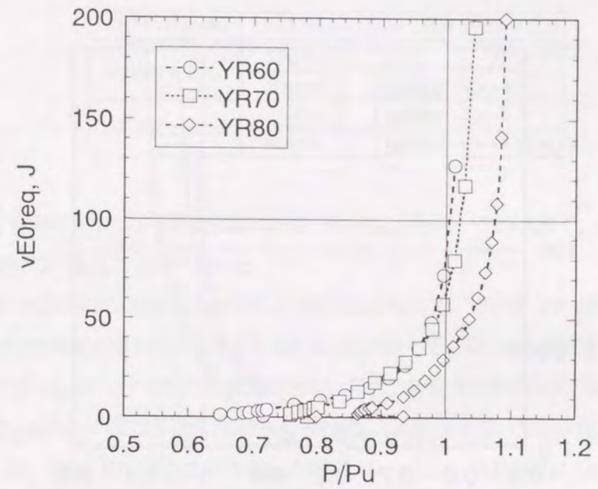


図 7.5.3　き裂深さ b=2mm の場合の必要靭性と荷重到達率の関係
（鋼材強度 400MPa，板厚 25mm の場合）

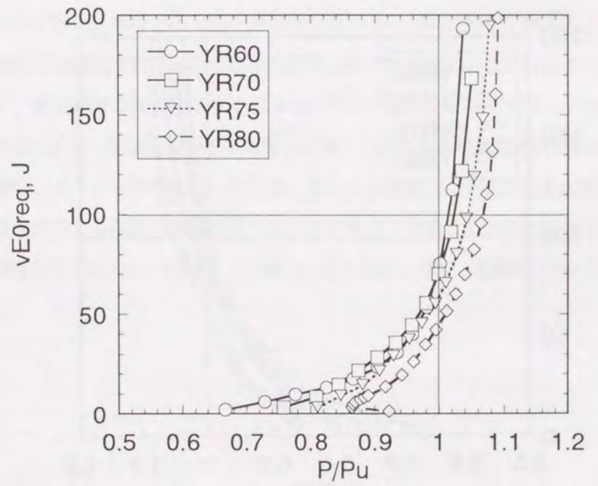


図 7.5.4　き裂深さ b=2mm の場合の必要靭性と荷重到達率の関係
（鋼材強度 490MPa，板厚 25mm の場合）

また，CTOD と vE の相関式は WES3003 における相関式と同様の板厚の関数となっており，この関係を用いて板厚の影響について検討した．図 7.5.5，図 7.5.6 に板厚 40mm の場合の vE_{0req} と荷重到達率の関係を示した．

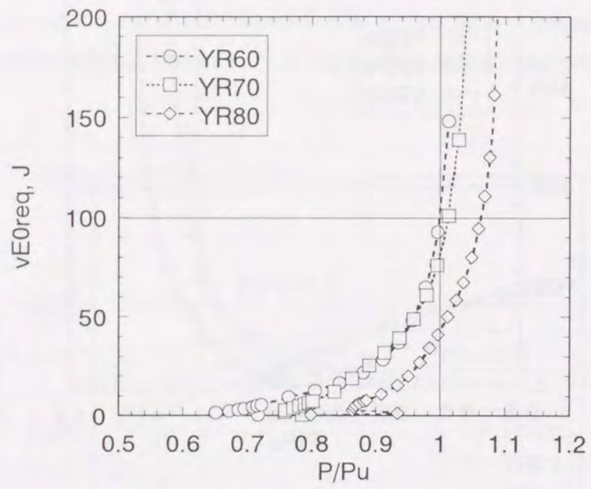


図 7.5.5　き裂深さ b=2mm の場合の必要靭性と荷重到達率の関係
（鋼材強度 400MPa，板厚 40mm の場合）

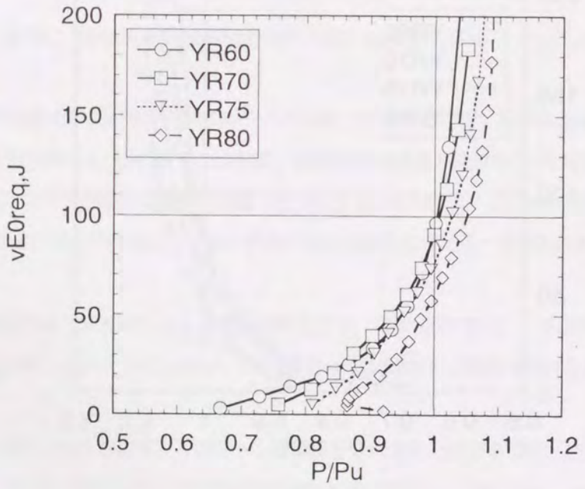


図 7.5.6　き裂深さ b=2mm の場合の必要靭性と荷重到達率の関係
（鋼材強度 490MPa，板厚 40mm の場合）

荷重到達率に及ぼす板厚による影響を調べるため，YR が 70%の場合を例にとり，$vE_0 = 100J$ と $vE_0 = 27J$ の場合の荷重到達率 P/P_u を表 7.5.1 に示した．

表 7.5.1　荷重到達率 P/P_u に及ぼす板厚の影響（YR=70%の場合）

Steel strength	Thickness	$vE_0 = 100J$	$vE_0 = 27J$
400MPa class	25mm	1.02	0.94
	40mm	1.01	0.9
490MPa class	25mm	1.02	0.9
	40mm	1.01	0.87

表より明らかに，板厚の増大による荷重到達率の低下は vE_{0req} が小さい方が大きく，高靭性材では板厚の影響をあまり考慮する必要がなくなることがわかった．

また，接合部モデル①の解析の結果から次のことが明らかになった．特に高 YR 材では同じ荷重に対して評価歪が小さいことや塑性拘束補正係数βが小さくなるため vE_0 が低くても高い継手強度を発揮することになる．また，板厚の影響については vE_0 が小さい材料では板厚が大きい場合，荷重到達率が小さくなることがわかった．

また，接合部モデル②については 3 次元 FEM 解析を行い，この結果を用いて板厚貫通欠陥付の場合についても YR の影響を検討した．なお，引張強さは 490MPa，板厚は 25mm とし，き裂長さは 1mm 及び 3mm として解析を行った．この結果を図 7.5.7，図 7.5.8 に示す．

解析の結果，部材の破壊性能に及ぼす降伏比の影響については表面き裂の場合と同様の傾向がみられた．また，き裂特性寸法がほぼ同じであっても歪集中が相対的に大きくなる溶接始終端部に板厚貫通き裂のある場合の方が板表面にき裂がある場合より vE_{0req} が大きく，脆性破壊に対して不利であることが示された．このことは，フラックスタブを用いてダイアフラムと梁の溶接を行う際には，溶接始終端部（積層方法によっては溶接の折り返し部）に溶け込み不良やスラグ巻き込みなどの欠陥を発生させないことが特に重要であることを意味している．通常，建築鉄骨において溶接欠陥が検査される場合には溶接部に存在する欠陥の長さだけが取り上げられているが，これだけでは不十分であり，溶接始終端部を検査する何らかの方法が必要であると考えられる．

以上のように，材料の応力－歪関係や板厚の影響も考慮し，提案する破壊性能評価法を応用して継手破壊強度を確保するために必要なシャルピー特性について試算した．この結果，接合部の強度を基準とした設計において，建築鉄骨に必要な靭性は使用する鋼材の降伏比の小さい方が大きくなることがわかった．また，必要靭性に及ぼす板厚の影響は材料の靭性が比較的小さい場合にのみ表れ，同じ靭性の場合，板厚の大きい方が接合部強度が低くなることがわかった．

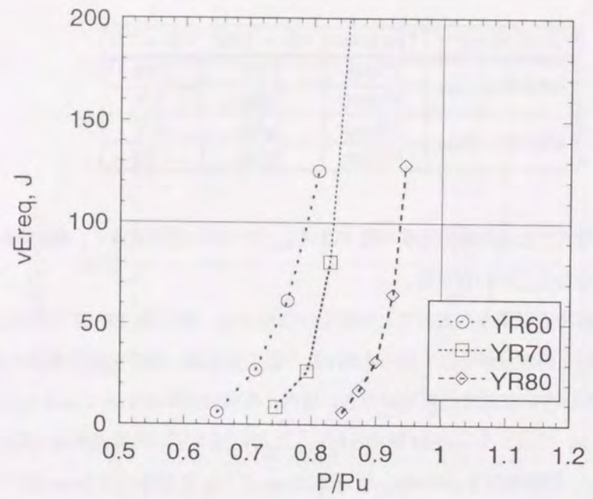


図 7.5.7　き裂長さ a=3mm の場合の必要靱性と荷重到達率の関係
（鋼材強度 490MPa，板厚 25mm の場合）

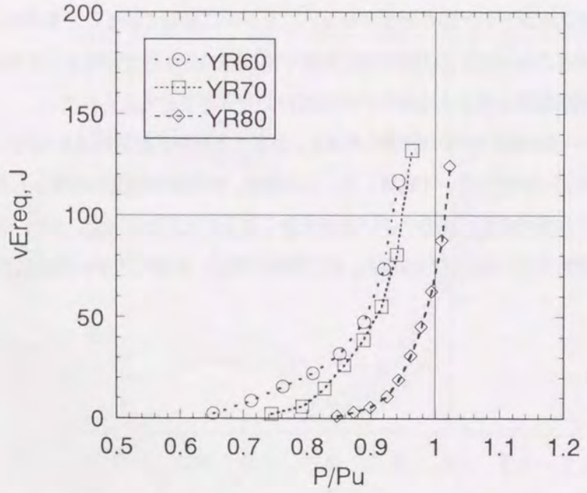


図 7.5.8　き裂長さ a=1mm の場合の必要靱性と荷重到達率の関係
（鋼材強度 490MPa，板厚 25mm の場合）

7.6 結言

本論文で示した破壊性能評価法は破壊部に生じる歪と材料の破壊靱性との関係を表すものであるが建築分野での設計の考え方やを考慮し，接合部強度と材料靱性との関係として評価の妥当性について検討した．また，破壊性能評価結果に及ぼす材料の降伏比や板厚の影響について調べた．以下に得られた知見をまとめて示す．

(1) 通しダイアフラム形式の柱梁接合部をモデル化し，溶接試終端部に表面または板厚貫通の人工溶接欠陥を設けた試験体の破壊荷重と破壊部のシャルピー特性の関係を本提案の破壊性能評価法を応用した方法によりほぼ推定する事ができた．よって，破壊部に生じる歪と部材の受け持つ荷重の関係が明確な場合には提案の破壊性能評価法と合わせて利用することで継手強度を確保するために必要な破壊靱性を求めることができるといえる．

(2) 材料強度が同じであれば降伏比が高いほど，接合部に同じ荷重を受けた場合，発生する歪が小さく，塑性拘束も小さいため脆性破壊に対して有利になる．現在，建築用鋼材は地震等による塑性変形時のエネルギー吸収のため降伏比が0.8以下とされているが低降伏比の方が脆性破壊に対して不利となるため大地震時のように大きな変形を受ける場合には十分な破壊靱性を確保することが重要であることが明確となった．

(3) 板厚 25mm と 40mm とでは材料の靱性が同じであれば 40mm の方が接合部破壊強度が小さくなる．しかし，vE_0が大きな材料ではこの差が縮小し，ほぼ同程度の接合部強度を確保できることを示した．

以上のことから，提案の破壊性能評価法を応用することによって，鉄骨構造の設計上必要とされる接合部の強度に対して，鉄骨の脆性破壊を防止するために必要な靱性を求めることができることが示された．また，逆に材料靱性がわかれば接合部の強度が推定できることになり，鉄骨構造の構造設計にもこの考え方を応用できるものと考えられる．ただし，接合部の破壊強度と材料の破壊靱性の関係には材料の応力－歪関係や板厚が大きな影響を及ぼすため，同じ強度を持つ材料でも破壊しないために必要な破壊靱性が異なる場合があり，材料の選択においては注意が必要である．

また実験解析の結果は，万一欠陥が存在した場合，継手引張強度が材料の引張強さ以下であっても十分な靱性がなければ破壊する可能性があることを示しており，破壊の防止のためには溶接欠陥等をできるだけ小さくし，材料の応力－歪関係に応じた十分な靱性を持つ材料を用いる必要があるといえる．

参考文献

7.1)　建設省総合技術開発プロジェクト「次世代鋼材による構造物安全性向上技術の開発」,「接合部施工と破断」分科会報告書, 1999.3

7.2)　鈴木, 石井, 森田, 高梨：欠陥を有する柱梁溶接接合部の破断性状に関する実験的研究,鋼構造論文集, Vol.6, No.23, p.149-164, 1999

7.3)　南, 加藤, 中村, 有持：等価 CTOD 概念による破壊靱性要求と諸因子の影響,日本造船学会論文集,Vol.185, p.293-307, 1999

7.4)　井上, 萩原, 田中：降伏及び引張強度に及ぼす温度歪速度の影響,溶接学会全国大会講演概要, Vol.41, p.380-381, 1987

7.5) 青木，加藤，丁：高炉厚板鋼板の機械的性質と応力ーひずみ関係の数式表示，日本建築学会構造系論文報告集, Vol.398, p.73-85, 1990

7.6) MARC Analysis Research: MARC General Purpose Finete Element Program K-7 Volume A-C, 1997

7.7) 日本溶接協会：建築鉄骨での脆性的破壊と鋼材破壊靭性セミナー(第13回溶接構造用鋼材に関する研究発表会)テキスト, 1999.12

第8章　総括

本研究は建築構造物における大地震による負荷の特徴である，(大きな塑性歪) ＋ (繰返し圧縮・引張負荷) ＋ (動的負荷) が材料特性に及ぼす影響を考慮して，柱梁接合部などの歪集中部に存在する小さいき裂あるいはき裂のない歪集中部から発生する延性き裂を起点として発生する脆性破壊を評価する破壊性能評価法の確立を目的として行った．まず，その確立を行うにあたって必要な，無欠陥部からの延性き裂の発生特性，破壊限界の指標となる構造物における CTOD の評価法，また，地震による正負交番繰返し負荷による延性き裂の発生進展や，動的負荷による柱梁接合部における破壊部の温度上昇など破壊靭性に影響を及ぼす因子に関する検討を行い，これらの研究結果をベースに建築鉄骨の破壊性能評価法を構築し，地震等でみられた脆性破壊事例を用いてその妥当性の検証を行った．さらにこの評価法の建築鉄骨の設計への応用についても考察した．以下にこれらの一連の研究の概要と得られた知見を章ごとに示す．

第 1 章の緒論では，新しい建築基準法に導入された性能規定の考え方に配慮し，建築鉄骨の破壊性能を材料特性と鉄骨の変形性能との定量的関係を明確にする評価手法の構築の必要性を述べた．そして，米国のノースリッジ地震や兵庫県南部地震の被害事例の検討結果を基に建築鉄骨の破壊の特徴をまとめ，大きな塑性歪＋繰返し圧縮・引張負荷＋動的負荷により，小さいき裂あるいはき裂のない歪集中部から脆性破壊が生じることを示し，現在の構造物破壊性能評価法のこのような破壊問題への適用に関する問題点を明確にするとともに，本研究の範囲を明確にした．

第 2 章では，第 1 章で示した建築鉄骨の破壊の特徴を考慮し，地震動による繰返し動的変形により破壊の発生部に生じる歪履歴を，破壊の駆動力を与えるアクテイブ歪と，材料靭性に影響を与える予歪をスケルトン歪の考え方に従って分離し，き裂に生じる CTOD を破壊の条件として用いる破壊性能評価の考え方を示した．そして，大地震による破壊を想定した建築鉄骨の破壊性能評価法を構築するにあたって本研究で取り上げていく課題を示した．

第3章では，建築鉄骨の地震負荷による延性き裂発生限界について定量的に明確化することを目的とした．そこでまず，予き裂のない場合の破壊起点として繰返し負荷により発生する延性き裂を考え，応力集中部からの延性き裂発生特性に関する検討を行った．実験では切欠き半径Rを変化させた円周切欠き付丸棒引張試験を行い，鋼材の延性き裂発生限界歪に及ぼす応力三軸度の影響を検討した．この方法を用いて建築用 40～50 キロ級鋼の延性き裂発生限界歪に及ぼす応力三軸度の影響を調べ，高い応力三軸度では延性き裂発生限界歪が小さくなることを示した．さらに，延性き裂発生特性に及ぼす歪速度の影響についても実験と FEM 解析により検討した．ここでは，特に歪速度による材料の応力ー歪関係に及ぼす影響を考慮した FEM 解析を行い，静的負荷と動的負荷による試験片内部で生じる応力や歪の違いを詳細に調べた．解析の結果，延性き裂発生限界歪と応力三軸度との関係は歪速度の影響をあまり受けないことを明らかにした．

また，兵庫県南部地震においては柱梁接合部のスカラップ底から発生した延性き裂のを起点とした脆性破壊がみられている．そこで，建築鉄骨構造物の延性き裂発生特性評価への応用として，本章で得られた延性き裂発生限

界歪と応力三軸度の関係を用いて柱梁接合部のスカラップ部での延性き裂発生限界の評価を行った．特に，スカラップ底および裏当て金の取付け方法を変化させた通しダイアフラムー梁接合部の FEM 解析を行い，接合部ディテールが延性き裂発生限界に及ぼす影響を調べた．この結果，スカラップ底に曲率を持たせ，スカラップ近傍にダイアフラムとの溶接に用いる裏当て金の仮付け溶接を行わない JASS 6 で推奨されている接合部ディテールが延性き裂発生の防止に有効であることを証明した．

第 4 章では，建築鉄骨構造の歪集中部に存在するき裂に対する破壊力学の指標であるき裂開口変位（CTOD）の推定法について検討した．まず，簡単な形状のモデルを用いて歪分布場での設計曲線の取り扱い方について検討した．円孔楕円孔端等の歪集中部にき裂が存在する場合とき裂が存在しない場合について FEM 解析を行い，CTOD と歪集中部の局所的な歪の関係を求めた．この結果，き裂の存在によりき裂面からき裂寸法の 2〜4 倍程度の領域で歪が低下するような歪集中部に存在するき裂に対しては WES2805-1997 で規定される CTOD 設計曲線が有効であることを示した．

建築鉄骨では大地震により微少なき裂からでも脆性破壊が発生することがある．破壊発生部は柱梁接合部など強い応力集中部であり，歪勾配の大きな部位であることが多い．このような部位へ WES2805 の評価歪を適用する上での問題点を指摘し，評価歪の定義法について検討した．そして，WES2805-1997 で用いられている評価歪との整合性を保ちながら，歪勾配部でも適用できる評価歪（き裂を中心にき裂長さ寸法で囲まれる領域の平均歪）を新しく提案した．さらに柱梁接合部のスカラップ底や柱ーダイアフラム溶接始終端部のき裂に対しての適用性を検討し，加工硬化特性の違いや大きな歪速度下でも提案した評価歪が妥当であることを FEM 解析に基づいた解析により確認した．

また，柱梁接合部の代表的破壊発生部について，評価歪を容易に求めることができるよう歪集中係数を求め，き裂寸法の関数として示した．

第 5 章においては正負交番繰返し負荷による脆性破壊限界に影響を及ぼす因子について検討した．まず，正負交番繰返し負荷を受ける部材の延性き裂発生進展から脆性き裂へ転化する場合のき裂先端部に付与される繰返し圧縮・引張歪の影響を検討するため，機械切欠きまたは疲労き裂を付与した繰返し 4 点曲げ試験片による破壊実験を行い，繰返し負荷によるき裂先端部の予歪が延性き裂進展抵抗や限界 CTOD に及ぼす影響を調べた．この結果，繰返し引張・圧縮負荷によりき裂先端は著しく脆化し，低温下では引張負荷により小さい限界 CTOD で脆性破壊することを明らかにした．しかし，延性き裂が発生し，脆化した領域をき裂先端が通過するような温度ではどちらのき裂も繰返し負荷を与えていない材料の限界 CTOD に近づくことを示した．なお，特に，機械切欠きの方がき裂先端に圧縮負荷の際，より大きな圧縮歪が生じ，また大きな歪を受ける範囲も広いため，繰返し負荷の影響が大きく，靭性の回復には大きな延性き裂の進展を必要とする結果となった．

また，鉄骨部材の破壊限界に及ぼす繰返し負荷に伴う発熱の影響について検討した．地震時には，破壊の発生する歪集中部では短時間に大きな圧縮・引張の塑性変形の繰返しを受けるため，温度の上昇が考えられ，実験的にも確認されている．破壊靭性は温度によって変化するため，温度上昇を明確にすることは動的大変形下での破壊靭性を考える上で重要である．そこで，材料の応力ー歪関係に及ぼす歪速度の影響や，部材の熱伝導などを考慮して鉄骨の歪集中部に存在するき裂の先端での温度上昇量を FEM 解析によって求めた．この温度が CTOD 設計曲線に

では評価歪域の塑性仕事に歪速度に応じた係数を乗じることにより，簡易に温度上昇量が推定できることを明らかにした．

第 6 章では本論文で提案する破壊性能評価法の詳細を示し，その特徴を明確にした．そして，文献に報告されている兵庫県南部地震やノースリッジ地震で破壊した鉄骨の事例や実験で破壊した鉄骨の事例などに適用し，妥当性を検討した．兵庫県南部地震での破壊事例解析は，特に被害報告の多い柱梁接合部のスカラップ底からの破壊事例を取り上げ，破壊部が局所的には数 10%にも及ぶ大きな歪を受け，延性き裂を伴って破壊した事例について評価した．この結果，提案の評価法では大歪により延性き裂の発生進展を伴って破壊する事例の評価の場合には破壊限界歪を少し小さく推定する傾向が見られることがわかった．また，ノースリッジ地震での破壊事例については，この地震の被害で見られた典型的な破壊形態である柱梁接合部の溶接ルート部から梁端がほとんど塑性変形せずに脆性破壊する事例に対して提案の破壊性能評価法を適用した．この結果，破壊歪を適切に評価できた．また，実験室での実大載荷試験による破壊事例についても同様の解析を行い，破壊性能評価法の適用性を検証した．実大試験での事例は破壊時の部材に生じた歪や破壊荷重など詳細な条件が得られており，詳細な検証を行うことができた．本評価法で靱性の推定を行ったところ，ばらつきはあるものの平均的には良い推定結果が得られることを確認した．これらの結果を総合し，本研究で提案する破壊性能評価法は建築鉄骨の大地震による破壊を評価するのに有効な方法であるとの結論を得た．

第 7 章では，建築鉄骨の構造設計への応用を考えて提案の破壊性能評価法を用いた柱梁接合部の必要靱性のあり方について考察した．材料の強度を基準にして設計が行われている鉄骨構造では材料の破壊靱性が低い場合，部材の引張強さ，場合によっては降伏応力に達する以前に脆性破壊を起こす可能性があるものの，一般には十分な認識がなされていない．材料の応力ー歪関係に基づいて部材の変形性能を発揮するためには破壊靱性の確保が重要となる．そこでまず，鋼材破断総プロ等で行われた接合部の破壊試験をモデルにして FEM 解析により破壊評価に用いる歪と接合部に作用する荷重の関係を求め，これを基に破壊靱性と接合部の破壊強度の関係を求め，破壊性能評価法の適用性を改めて確認した．さらに材料の板厚や応力ー歪関係の違いが接合部の破壊強度に及ぼす影響を試算した．この結果，板厚が大きい場合，薄手材に比べ，接合部の破壊強度を確保するために必要な破壊靱性が増加すること，また，同じ引張強さを持つ場合，降伏比の低い材料を用いた場合は，高降伏比材に比べ，必要な破壊靱性が増加することが示された．近年，地震時の部材によるエネルギー吸収性能を確保するため低降伏比の材料の利用が進んでいるが，その性能を発揮するためには十分な破壊靱性の確保が必要であることを示した．

以上の結果から本論文で提案した建築鉄骨の破壊性能評価法の妥当性が確認されると共に，部材に生じる荷重と評価歪の関係が明確になれば強度を基準とした建築鉄骨の脆性破壊設計への応用も可能であると言える．

謝辞

本研究の遂行及びまとめにあたり，ご指導・ご援助を賜りました大阪大学大学院工学研究科　生産科学専攻　教授　豊田政男博士には心より御礼申し上げます．豊田教授には本研究の全般にわたり懇切丁寧なご指導とご鞭撻を頂戴いたしました．

また，本論文をまとめるにあたり，大阪大学大学院　工学研究科　生産科学専攻　教授　小林紘二郎博士，教授　座古　勝博士，および，同研究科　建築工学専攻　助教授　多田元英博士　からは細部にわたり有益なご指導とご討論を賜りました．厚く御礼申し上げます．

また，CTOD 設計曲線の研究に関しましては東京大学名誉教授千葉大学教授　町田　進博士，東京大学助教授吉成仁志博士には貴重なご意見を賜り，建築鉄骨の破壊性能評価方法の研究とその応用に関しましては日本溶接協会の APD 及び APDII 委員会の委員の方々，建設省総合技術開発プロジェクト「次世代鋼材による構造物安全性向上技術の開発」『接合部・施工と破断』分科会の委員の方々，特に千葉大学教授　森田耕次博士，大阪大学大学院助教授　南二三吉博士，新日本製鐵株式会社　鈴木孝彦博士には本研究に関しまして有益な討論を賜りました．深甚なる感謝の意を表します．

最後に本研究の遂行およびまとめにあたり，絶大なるご支援とご助言を頂戴いたしました新日本製鐵株式会社鋼材第二研究部　破壊力学研究 Gr.の歴代の総括　萩原行人博士，小林順一博士，粟飯原周二博士，石川　忠博士をはじめとする破壊力学研究 Gr.各位に厚く御礼申し上げます．

本研究と関連する公表論文

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, Vol.5 p.63 - 70, 1997

2. 島貫広志, 古谷仁志, 井上健裕, 萩原行人, 豊田政男: 鋼材の延性亀裂発生特性に及ぼす応力三軸度と歪速度の影響, 日本造船学会論文集, No.186, p.475 - 483, 1999

3. 島貫広志, 萩原行人, 吉成仁志, 町田進: 破壊強度評価法の検討 (第3報) CTOD 評価曲線の適用性の検討, 日本造船学会論文集, No.176 p.509 - 516,652 - 653, 1994

4. 島貫広志, 萩原行人, 豊田政男：建築鉄骨における歪勾配の大きな部位に存在するき裂の挙動－負荷速度が WES2805 の CTOD 設計曲線の適用性及びき裂先端部の温度上昇に及ぼす影響－, 溶接学会論文集（投稿中）

5. H.Shimanuki, M. Toyoda, Y. Hagiwara: Fracture Mechanics Analysis of Damaged Steel-Framed Structure in Recent Earthquakes, Proc. on Welded Construction in Seismic Area, 15-26, 1998