OUKA
The University of Osaka
Institutional Knowledge Archive

Title	大変形繰返し荷重を受ける鋼製橋脚隅角部の延性破壊発生限界評価に関する研究
Author(s)	安田, 修
Citation	大阪大学, 2003, 博士論文
Version Type	VoR
URL	https://hdl.handle.net/11094/1804
rights	
Note	

The University of Osaka Institutional Knowledge Archive : OUKA

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

The University of Osaka

大変形繰返し荷重を受ける鋼製橋脚隅角部の延性破壊発生限界評価に関する研究

平 成 15 年 5 月

安　　田　　修

大変形繰返し荷重を受ける鋼製橋脚隅角部の延性破壊発生限界評価に関する研究

目　　次

第1章　緒　論 ・・・ ・・・ 1

1.1　本研究の背景および目的 ・・・ ・・・1
1.1.1　本研究の背景 ・・・ ・・・1
1.1.2　本研究の目的 ・・・ ・・・2
1.2　兵庫県南部地震における破壊事例と本研究に関連する従来の研究・・・ ・・・2
1.2.1　兵庫県南部地震における破壊事例・・・ ・・・2
1.2.2　延性破壊に関する従来の知見 ・・・ ・・・4
1.2.3　延性破壊に及ぼす予歪の影響に関する従来の知見 ・・・ ・・・5
1.3　本論文の構成・・・ ・・・6

第2章　大変形繰返し荷重による構造用鋼および溶接部の材質変化 ・・・ ・・・ 9

2.1　緒　言 ・・・ ・・・9
2.2　実験目的と内容 ・・・ ・・・9
2.3　供試材 ・・・ ・・・9
2.4　試験片形状および実験方法 ・・・ ・・・10
2.4.1　母材の予歪特性試験の試験片形状および実験方法 ・・・ ・・・11
2.4.2　溶接熱影響部の単調引張及び一方向繰返し定歪振幅予歪試験・・・ ・・・15
2.4.3　溶接金属部の単調引張及び一方向繰返し定歪振幅予歪試験・・・・ ・・16
2.5　実験結果および考察 ・・・ ・・・17
2.5.1　単調引張予歪を受ける構造用鋼材およびその溶接部の材質変化・・・ ・・・18
2.5.2　一方向繰返し予歪を受ける構造用鋼材およびその溶接部の材質変化・・・ ・・・21
2.5.3　圧縮・引張繰返し予歪を受ける構造用鋼材の材質変化 ・・・ ・・・23
2.6　結　言 ・・・ ・・・26

第3章　構造用鋼の延性き裂発生挙動に及ぼす予歪の影響 ・・・ ・・・ 28

3.1　緒　言 ・・・ ・・・28
3.2　実験目的および実験方法 ・・・ ・・・28
3.2.1　実験目的 ・・・ ・・・28
3.2.2　供試材および試験片形状・・・ ・・・29

3.2.3 予歪付与方法及び試験片採取要領 ・・・ ・・・29
3.2.4 実験方法及び観察方法 ・・・ ・・・32
3.3 変形・破断特性に及ぼす試験片形状及び予歪の影響・・・ ・・・34
3.3.1 試験片形状の影響 ・・・ ・・・34
3.3.2 予歪の影響 ・・・ ・・・36
3.4 鋼材の延性き裂発生挙動 ・・・ ・・・38
3.5 延性き裂発生挙動に及ぼす予歪の影響 ・・・ ・・・44
3.6 結 言 ・・・ ・・・47

第4章 鋼材及びその予歪材の延性き裂発生限界条件に関する検討 ・・・ ・・・48

4.1 緒 言 ・・・ ・・・48
4.2 鋼材の延性き裂発生限界条件に関する検討 ・・・ ・・・48
4.2.1 解析対象及び解析材料 ・・・ ・・・48
4.2.2 試験片最小断面部の相当塑性歪および応力多軸度分布特性 ・・・ ・・・50
4.2.3 相当塑性歪と応力多軸度に注目した延性き裂発生限界についての考察 ・・・・ 51
4.3 大変形繰返し負荷を想定した部材の弾塑性FEM解析手法の提案 ・・・ ・・・52
4.3.1 FEMによる大変形繰返し解析手法 ・・・ ・・・53
4.3.2 FEM解析手法の妥当性の検証 ・・・ ・・・54
4.4 予歪材の延性き裂発生限界条件に関する検討 ・・・ ・・・57
4.5 結 言 ・・・ ・・・60

第5章 構造要素モデルの延性き裂発生特性に及ぼす大変形繰返し負荷の影響・・・・・・・62

5.1 緒 言 ・・・ ・・・62
5.2 延性き裂発生に着目した構造要素の繰返し載荷実験 ・・・ ・・・63
5.2.1 実験目的 ・・・ ・・・63
5.2.2 試験体の製作及び試験方法 ・・・ ・・・64
5.2.3 繰返し負荷を受ける構造要素の変形挙動 ・・・ ・・・67
5.3 繰返し負荷を受ける構造要素の延性き裂発生挙動 ・・・ ・・・69
5.4 繰返し負荷を受ける構造要素の延性き裂発生限界条件に関する予備的検討 ・・・・・78
5.4.1 解析対象及び解析条件 ・・・ ・・・・78
5.4.2 相当塑性歪累積に注目した延性き裂発生限界 ・・・ ・・・・79
5.5 結 言 ・・・ ・・・・・82

第6章　大変形繰り返し負荷を受ける構造要素モデルの新しい延性き裂発生限界評価クライテリオンの提案　・・・　・・・83

6.1　緒　言　・・・　・・・83
6.2　繰返し載荷される場合の新しい延性き裂発生クライテリオンの提案　・・・　・・・84
6.2.1　延性き裂発生を支配する材料挙動の考察　・・・　・・・84
6.2.2　新しい延性き裂発生クライテリオンの提案　・・・　・・・86
6.3　新しい拡張2パラメータ延性き裂発生クライテリオンの適用性の検討・・・　・・・87
6.3.1　予歪材の延性き裂発生限界評価への適用性　・・・　・・・87
6.3.2　繰返し負荷を受ける部材の延性き裂発生限界評価への適用性　・・・　・・・90
6.4　結　言　・・・　・・・97

第7章　大変形繰返し荷重下における鋼製橋脚隅角部模擬試験体の延性き裂発生限界評価　・・・　・・・・98

7.1　緒　言　・・・　・・・・98
7.2　鋼製橋脚隅角部模擬試験体の繰返し載荷試験方法　・・・　・・・・98
7.2.1　試験体形状及び作製方法　・・・　・・・・98
7.2.2　三点曲げ繰返し載荷試験方法　・・・　・・・103
7.3　繰返し負荷を受ける隅角部模擬試験体の延性き裂発生挙動　・・・　・・・105
7.4　鋼製橋脚隅角部模擬試験体の延性き裂発生限界評価への拡張2パラメータクライテリオンの適用性　・・・　・・・111
7.5　大変形繰返し荷重を受ける橋脚隅角部の延性き裂発生抵抗向上への一提案　・・・・116
7.5.1　延性き裂発生抵抗向上を意図した隅角部形状　・・・　・・・116
7.5.2　フィレット設置による延性き裂発生抵抗の向上効果　・・・　・・・117
7.6　結　言　・・・　・・・121

第8章　総　括　・・・　・・・123

Appendix　A 材質一様な丸棒の単純引張りにおいて生ずるくびれ部分応力解析　・・・128
Appendix　B 非線形の複合硬化材料モデル(等方･移動硬化材料モデル)を用いたFEM解析・130
参考文献　・・・　・・・132
謝　辞・・・　・・・136
本論分に関連する発表論文　・・・　・・・137

第1章　緒　論

1．1　本研究の背景及び目的

1．1．1　本研究の背景

1995年1月17日に発生した兵庫県南部地震は鋼橋や建築物などの鋼構造物に多大の被害を与えた．中でも，脆性破壊が多数発生したこと[1-3]は，鋼構造技術者の従来の概念を大きく越える事象であった．ベルギーの全溶接構造のHasselt橋に代表されるように，鋼材の材質や溶接管理がまだ不十分であった時代には，いくつかの橋梁でも脆性破壊は発生した[4]ものの，我が国の戦後の鋼材や溶接管理技術の急速な発展により，日本の橋梁や建築鉄骨には脆性破壊は殆ど生じることは無いものとの認識さえあった．

今回の大地震の結果，大地震による鋼構造物の脆性破壊の原因及びメカニズムを究明し，その成果を今後の鋼構造物の設計，製作に反映し，脆性破壊防止技術を確立しようという気運が急速に盛り上がった．とりわけ，建築関連では，当時の建設省関係機関や日本建築学会をはじめ多くの学協会などで，原因究明と研究開発についての活動が精力的に行われてきた．また，溶接関係では，建築構造研究者などとの連携のもと，(社)日本溶接協会鉄鋼部会を中心として大地震荷重下のような「大変形動的繰返し荷重下」での溶接構造物の脆性破壊評価性能について，地震動，設計，鋼材，製作，特に溶接加工などの面から全面的な検討が行われてきた[5-6]．この中では，「繰返し大変形を受ける鋼材及び溶接接合部にどの程度の強度特性や靭性が要求されるのか？」ということが中心テーマであり，種々の提案がなされ，建築鉄骨などに対して大変形繰返し荷重下における脆性破壊の評価手法について提案がなされ，その手法はWES TR 2808[7]として公表されている．

一方，鋼橋においては，1996年，今後の大地震による損傷を防止するために，道路橋示方書の大改定がなされた[8]．主な改正点は，①地震動として，1995年の兵庫県南部地震の内陸直下型の地震動の追加と動的解析による照査，②従来の震度法に加えて地震時保有水平耐力法による耐震設計，③非線形動的解析による構造物の安全性の照査に関する規定の改定等であり，橋脚隅角部の安全性に関する照査は特には規定されなかった．一方，今回の大地震後，三木等は，「神戸市港湾幹線道路（ハーバーハイウェイ）P75鋼製ラーメン橋脚の隅角部の断面全長にわたり発生したき裂は溶接止端部及び母材を起点とする脆性破壊であった．しかし，その起点部には溶接欠陥などは存在せず，深さ0.7㎜程度のディンプルパターン(延性破壊)が認められるが，その延性破壊の発生原因は不明である」と公表している[9,10]．このように，橋脚隅角部の脆性破壊の引き金となることが予測される延性破壊発生のメカニズムは従来から研究されたことはなく，本研究が対象とする延性破壊の解明が重要な研究課題といえる．

1．1．2　本研究の目的

本研究は，上記の鋼製橋脚隅角部の母材及び溶接部の脆性破壊に先行して，応力集中部から地震荷重下で発生した延性き裂を取り上げることにし，その延性き裂の発生支配要因及び発生メカニズムを究明し，延性き裂発生限界の評価手法を提案し，さらに評価手法の適用性の検証を目的とするものである．即ち本研究では，まず，地震荷重の特徴である大変形繰返し荷重を受ける構造用鋼及び溶接部の材質劣化の程度を実験的に定量的に把握する．次に，従来からの延性き裂の発生に関する知見を基に，相当塑性歪と応力多軸度の2パラメータを評価に用いるき裂発生クライテリオンの適用の可能性に注目して，鋼構造物が地震などによって大きな圧縮及び引張の繰返し塑性歪をうける構造部材の延性き裂発生限界を，丸棒引張試験片及び橋脚隅角部を模擬した構造要素試験体から得られる延性き裂発生挙動の考察を行って，評価するための新しいクライテリオンに関する検討を行う．最後に鋼製橋脚隅角部を模擬した試験体に大変形繰返し荷重を負荷して実験を行い，本研究で提案する延性き裂発生クライテリオンを適用し，その妥当性を検証する．

１．２　兵庫県南部地震における破壊事例と本研究に関する従来の研究

１．２．１　兵庫県南部地震における破壊事例

1995年1月17日5時46分に明石海峡付近を震源としてマグニチュード7.2の都市直下型の地震が発生した．この地震の地震動は強烈を極め，6,000人以上の死者を含む多くの犠牲者を出したことは周知の事実である．この兵庫県南部地震は多くの土木構造物・建築構造物に未曾有の被害をもたらした[1-3]．即ち，鋼橋上部構造及び鋼製橋脚はコンクリート構造物より延性・靭性に富むために地震時の大変形に対して比較的安全であると考えられてきたにもかかわらず，数多くの損傷が発生した．鋼製橋脚の損傷は鋼上部構造の損傷に比較して事例は少ないものの，前者の破壊は後者の落橋などの大きな災害を招くものであり，鋼製橋脚の損傷原因の究明とメカニズムの解明及びその損傷発生を防止することは今後の重要な課題である．

鋼製橋脚の損傷事例は大別すると以下のように分類される．

①柱の圧壊，②隅角部の溶接部及び母材のき裂，③柱の局部座屈及び破断，

④基部の母材の脆性的なき裂，⑤その他，アンカーボルトの伸び，厚肉遠心力鋳鋼管の柱頭の脆性破壊，など

本研究の対象は，上記②隅角部の溶接部及び母材に発生したき裂であり，詳細が検討されて公表された事例は２例ある．その一つはFig. 1.1に示すように，神戸市港湾幹線(ハーバーハイウェイ)のP75鋼製橋脚(１層ラーメン構造)の隅角部に断面全長にわたり発生したき裂であり，脆性破壊と推定される．このような鋼製橋脚の脆性破壊の発生は国内・国外を通して初めてのものであり，この脆性破壊の詳細な調査，発生の原因やメカニズムの究明が今後の鋼構造物の耐震設計及び製作にとってきわめて重要である．この脆性破壊の詳細な調査，発生の原因などについては，三木等が公表している[9, 10]．それによると，①P75橋脚の隅角部に発生したき裂は箱型断面柱の西北角の溶接止端部及び母材内部を起点とする脆性破壊であるが，起点部には溶接欠陥などは存在せず，深さ0.7mm程度のディンプルパターン(延性破壊)が認められるのみである．この延性破壊発生の原因は不明である．②被災橋脚の

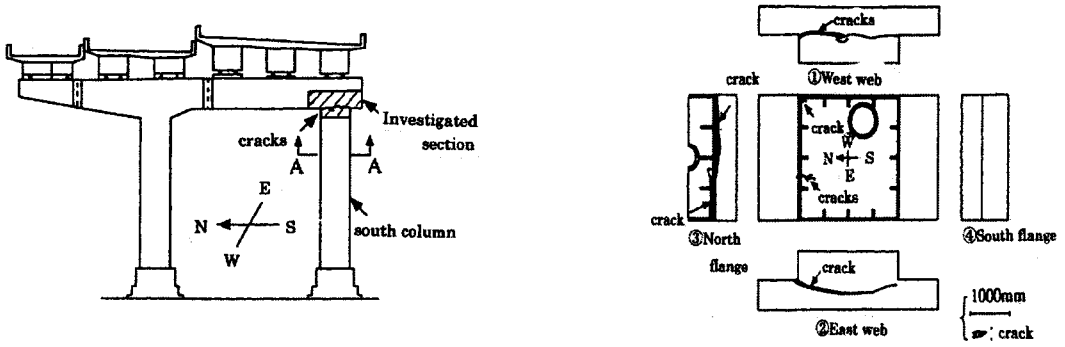


Fig. 1.1 Cracks occurred in beam to column connections of steel rigid frame pier P75 in Harbor Highway.

変形状況，板厚変化，応答解析などから，このラーメン隅角部は，まず大きな引張塑性変形が，その後，圧縮力によりフランジに局部座屈が生じて脆性破壊を生じたと推定されている．③さらに解析から，塑性歪は約 16%と推定され，実構造物の硬さから推定される塑性歪は約 20～25%であるとしている．④また，実構造物から採取した鋼材は当時の規格(SMA41A)を十分に満たすものであり，シャルピー値も 0℃で 70～120J 程度の値を有しており，特に悪いものではない．しかし，この鋼材に 20%程度の塑性歪を付与すると，シャルピー吸収エネルギーは急激に低下し，遷移温度も上昇する．⑤結論として，P75 橋脚の脆性破壊は，地震によって隅角部に大きな塑性歪が繰返し発生したこと，それにより鋼材の破壊靭性値が低下し，応力集中部または微小なき裂から脆性破壊が発生したものとしている．

もう一つの事例[11]は，Fig. 1.2 に示すように，国道 2 号線浜手バイパス P37 橋脚(2 層ラーメン構造)の隅角部の溶接部及び母材部に発生したき裂である．このき裂の最大長は，150mm 程度であり，き裂部分をガウジングにて除去し，溶接補修を行い，浸透探傷試験を実施した後，再使用されているが最初の事例ほど原因等についての検討はなされていない．

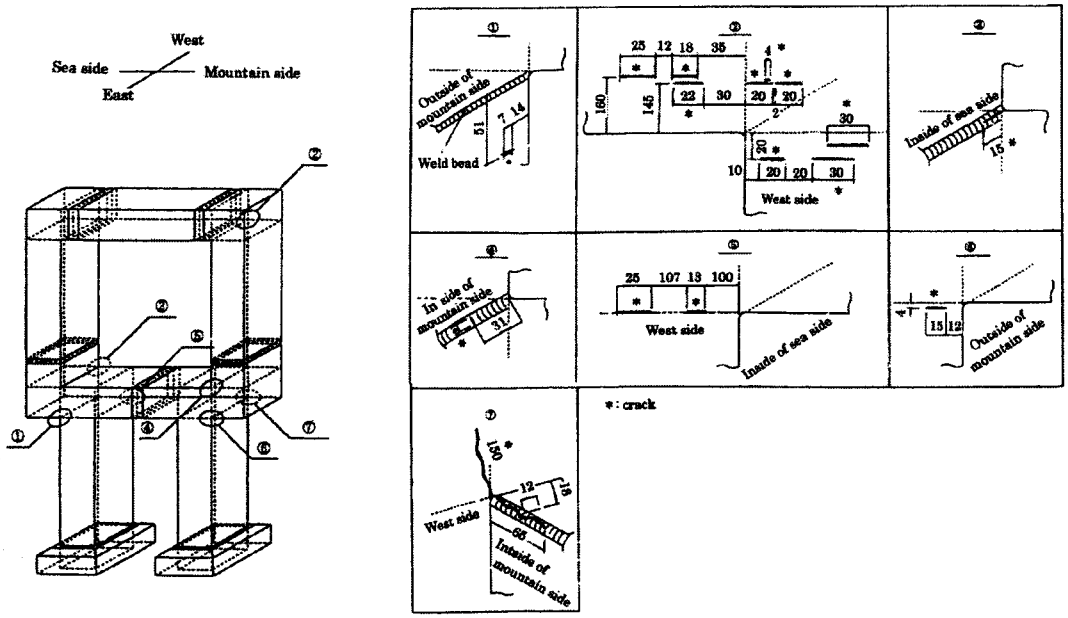


Fig. 1.2 Cracks occurred at base metal and weld metal in beam to column connections of steel rigid frame pier P37 in Hamate Bypass.

１．２．２　延性破壊に関する従来の知見

延性破壊は，一般に非金属介在物あるいは二相粒子を起点としてボイドが発生し，それらが成長・合体することにより起こることが知られている．また，延性破壊の発生条件に関する研究は従来から多くなされており，Thomason[12]，McClintock[13,14]，及びRice and Tracey[15]らはボイドの成長が延性破壊に対して支配的であると考え，ボイド成長の理論則を提案している．また，McClintockモデルではボイドの成長が応力場の静水圧成分によって促進される可能性を考慮して，延性破壊が生じたときの歪量で表した破断延性は応力多軸度(平均応力／相当応力)の影響を受けるとされている．これらのモデルを基に，延性き裂発生に及ぼす応力多軸度の影響に関する検討が，円周切欠きを設けた丸棒引張試験片を用いて行われている[16,17]．その結果によれば，延性き裂発生時の相当塑性歪が応力多軸度の上昇により低下することが種々の材料を対象に実験的に実証され，延性き裂の発生は歪量と応力多軸度の２パラメータにより支配されるものと考えられている．しかし，この２パラメータの延性き裂発生クライテリオンとしての適用の可能性に関する検討は，ボイドが成長・連結することによって延性き裂が発生する場合に対してのみなされており，かつ，対象試験片も切欠き，もしくは予き裂を設けた試験片に限られている[16,18,19]．一方，Gursonは，ボイドが発生した材料をボイドの集合体，即ち連続体として捉え，破壊の進行をボイド体積率で表示し，ある限界のボイド体積率を延性き裂発生の条件としている[20]．さらにこのGursonモデルを基に，多孔質材料に対してGursonの構成式[20,21]やその拡張式[22,23]を用いて延性き裂の発生を解析的に予測する手法も試みられている[24]．このようなクライテリオンに対して必ずしも物理的な証明はなされていないが，これを用いて応力多軸度の関数として示される延性き裂発生限界歪をよく評価できるとの報告がなされている．

また，延性き裂発生機構に関して微視的な観点からも検討されている．それらでは，これまで述べたように単にボイドが成長・連結することによって延性き裂が発生するといった延性き裂発生挙動とは異なり，そのボイドの合体が局所的なせん断変形領域に発生した微小ボイドによるせん断き裂[16]や初期に存在するボイド間における微小ボイドの発生・連結によって促進されるというものである．

以上のように，延性き裂の発生は歪量と応力多軸度の２パラメータにより支配されると考えられており，その妥当性は検証されているが，その妥当性の検証はほとんどが部材内部で生じる延性き裂に対するものであり，ほとんど応力―歪勾配がなく部材中央部からの延性き裂発生限界評価に限られている．すなわち，この歪量と応力多軸度の２パラメータクライテリオンは，各モード荷重下において切欠き底部のように応力―歪勾配が大きく，部材表面から延性き裂が発生するような場合の延性き裂発生限界を評価する指標として有効であることは実証されていない．これに関して，せん断荷重下の切欠きやき裂近傍の強せん断領域ではすべり面分離や微小ボイドの合体によるせん断き裂が発生し，その場合の延性き裂発生限界歪は，部材中央部から延性き裂が発生するような円周切欠き付き丸棒引張試験によって得られる延性き裂発生限界歪と比較して低くなるとの報告もいくつかなされている[25,26]が，負荷モードの違いによって生ずる局所的な応力―歪状態が，微視的な延性き裂発生挙動に及ぼす影響については必ずしも明らかにされているとは言えない．

このような基礎的な検討を受けて，建築構造物に関しては，桑村は脆性破壊の特徴及びその防止に

関して以下のように報告している[27]．まず，建築鉄骨の破断のプロセスは以下の3段階からなることが予想され，それは実大破壊実験や今回の地震で被害を受けた建築物の破断面調査からも確認されている．

第1段階：延性き裂の発生

第2段階：延性き裂の成長

第3段階；脆性破壊への転化

例えば，厚肉の角形鋼管の破断面を走査型電子顕微鏡で観察すると，破壊点近くの鋼材表面からコンマ数ミリないし数ミリの深さの範囲に延性破面を表すディンプル模様があり，その前方の破壊伝播域に脆性破面をあらわすリバー模様が広がっている．

そして，さらに，第1段階の延性き裂の発生に関しては，まず，延性き裂発生までの塑性歪を e_c，材料の一様伸びを e_u，延性き裂の起点となるノッチ先端の応力三軸度のピーク値をτ_{peak}すると，式

$$e_c=e_u/\tau_{peak}^2 \qquad (1.1)$$

の関係があり，材料の一様伸びを延性き裂発生防止の一つの指標としている．次に，地震時のように繰返し数が20サイクル程度以下で発生するき裂は，疲労き裂ではなく延性き裂であり，通常の単調引張試験の延性破断情報から繰返しによる延性き裂発生歪を推定できるとしている．最後に，延性き裂発生条件に寸法の影響は無いとしている[27]．

また，土木構造物に関して，坂野は，特に鋼製橋脚隅角部の今回の地震による損傷事例では，脆性破壊を生じて断面の半分以上が破断したケースとき裂の長さが10cm程度以下で溶接部内に留まっているケースとがあるが，き裂が不安定成長する前の安定成長の段階を限界状態として設定する，すなわち脆性破壊の元となる比較的小さいき裂(延性き裂)に対してその発生を防止するのが設計上の基本的な考え方となるとしている[28]．しかし，この延性き裂に対して，限界評価手法が提示されているわけではない．

１．２．３　延性破壊に及ぼす予歪の影響に関する従来の知見

延性破壊に及ぼす予歪の影響についても多くの研究がなされており，予歪付与過程が材料の延性に大きく影響を及ぼすということが広く知られている．一般的に，引張予歪を付与した場合では鋼材の残留延性は引張予歪量にほぼ反比例して低下し[29-31]，一方，圧縮予歪を付与した場合では材料固有のある予歪レベルの範囲内では予歪による残留延性の低下はほとんど見られず，その材料固有のある限界予歪レベルを超えると残留延性が急激に低下すると考えられている．しかし，予歪による残留延性の低下量を圧縮予歪材と引張予歪材とで比較してみると，すべての予歪レベルにおいて圧縮予歪材の方が引張予歪材よりもその低下量は小さくなる[29-32]．このような予歪，特に圧縮予歪材が材料の延性に及ぼす影響のメカニズムに関しては，予歪付与過程でのボイドの発生や繰返し負荷に伴うせん断面の可逆性に着目した微視的な観察から検討がなされている．ボイドが発生しないような比較的小さい圧縮予歪レベルでは，同じ予歪レベルの引張予歪材と比較してより大きな残留延性を保持しているが，これは荷重負荷方向の反転にともなって生じる転位の消滅による軟化効果，即ちバウシンガー効果によると思われる．また，材料固有のある一定の圧縮予歪レベルを超えると予歪による残留延性の低下が著しくなるが，これは予歪付与過程でのボイドの発生によるものと考えられる．さらに

圧縮予歪材においては予歪過程での応力状態，即ちボイドの発生に影響を及ぼす応力多軸場が鋼材の延性に影響を及ぼすとの報告もなされている[33]．しかしながら予歪履歴，特に圧縮予歪がもたらすバウシンガー効果とそれによる延性き裂発生挙動あるいはその限界値への影響に関して明確な知見が得られるには至っていない．

このように小型引張試験片を用いて延性き裂発生限界を評価する手法が取られてきたが，これらを実際に延性き裂の発生が懸念される繰返し荷重下での実構造部材の延性き裂発生限界評価へ適用した例は非常に少ない[34]．これは圧縮または引張予歪，あるいは繰返し予歪を受けたときの部材の延性き裂発生挙動及びそのメカニズムが解明されておらず，特に問題となる部材表面からの延性き裂の発生に関するメカニズムが明確にされていないことが原因と考えられる．

以上のように，延性破壊に及ぼす予歪の影響に関する現在までの知見を要約すると，以下のようになる．

【1】構造部材が繰返し予歪を受けた場合，延性き裂の発生に関して確立された評価方法がない．

ただし，桑村は前述のように，一様伸びe_uに着目して延性き裂発生までの塑性歪e_cが求まるとしているが，実構造部材に対しては実証例が無い．また，実構造物では母材のような部位からだけ延性き裂が発生しているのではなく，溶接止端部や溶接金属部からも延性き裂は発生しており，後者の場合一様伸びを指標とすることは困難であると考えられる．したがって，延性き裂発生の可能性のある局所的な部位にも適用できる，さらに一般的なクライテリオンの確立が必要であると考える．

【2】特に，部材表面からの延性き裂発生に対するクライテリオンがない．

実構造部材においては，部材表面からの延性破壊の発生事例のほうが，母材内部のそれより多く，特に前者の延性き裂発生のクライテリオンの確立が重要であると考えられるので，これを本研究のテーマの一つとしている．

そこで本研究では，まず，大地震時に構造物が受ける大変形繰返し負荷による，構造用鋼及びその溶接部の材質変化を実験により確認する．次に，従来からの延性き裂発生に関する知見を基に，相当塑性歪と応力多軸度の2パラメータき裂発生クライテリオンの適用可能性に注目して，鋼構造物が地震などによって大きな圧縮及び引張の塑性歪を繰返し受ける場合の構造部材の延性き裂発生限界の検討を，小型引張試験片から得られる延性き裂発生条件から評価するためのクライテリオンを用いて行う．さらに，複数回の繰返し負荷を受け，部材表面から延性き裂が発生する構造要素を対象として，特に，圧縮予歪材の引張試験で見られるバウシンガー効果を考慮した，延性き裂発生限界評価手法を検討し検証する．最後に，地震時の大変形繰返し荷重下における鋼製橋脚隅角部を摸擬した試験体に大きな複数回繰返し予歪を付与し，2パラメータ延性き裂クライテリオンを適用することにより，延性き裂発生限界評価手法の検証と妥当性の検討を行う．

1．3　本論文の構成

本論文は8章で構成されており，Fig.1.3にフローチャートを示す．

第1章は緒論であり，上述した．

第2章では，大地震時に鋼製橋脚隅角部が受ける大変形繰返し荷重によって，構造用鋼及びその溶

接部の材質がどのように変化するかを実験によって確認する．即ち，鋼製橋脚に一般に使用される鋼材（SM490YB，板厚 13mm）の母材，溶接熱影響部及び溶接金属部が，①単調引張予歪を受けた場合，②一方向繰返し定振幅予歪を受けた場合，③定歪振幅タイプ及び 歪漸増タイプの正負交番圧縮・引張繰返し予歪を受けた場合の，シャルピー吸収エネルギー，硬さ，引張強さ，降伏点などの材質変化を実験的に確認する．

第３章では，実構造部材で想定される応力・歪集中部からの延性き裂発生挙動を明らかにすることを目的として，種々の先端半径を有する円周切欠きを設けた丸棒引張試験片を用いて，応力・歪場が延性き裂発生挙動に及ぼす影響について実験・観察を行う．さらに，圧縮塑性歪を受けた部材が，引張負荷を受ける場合の延性き裂発生挙動について，鋼素材の挙動との比較考察を行うと共に，圧縮歪量の影響についても検討する．

第４章では，第３章で得られた知見に基づき，鋼素材および予歪材の延性き裂発生限界条件について，相当塑性歪と応力多軸度の２パラメータを用いて基礎的検討を行う．そのため，圧縮予歪材の引張試験で見られたバウシンガー効果が考慮できる材料構成式を導入する必要性に鑑み，複合硬化則の決定手法を提案し，弾塑性 FEM 解析を実施する．

第５章では，地震などの繰返し負荷を受ける鋼構造部材の延性き裂発生を想定して，大きな圧縮・引張繰返し塑性歪を受ける部材の応力・歪集中部からの延性き裂発生挙動を明らかにするため，小型十字型試験片を用いた基礎的試験を実施する．また，複合硬化則を適用した FEM 解析を実施し，単調増加型引張負荷を受ける基本試験で得られた２パラメータ延性き裂発生限界が，高歪繰返し負荷を受ける小型十字型試験片の延性き裂発生の限界条件として適用可能であるかどうかについて予備的検討を行う．

第６章では，延性き裂の発生を支配する材料損傷挙動の観察を行い，特に繰返し負荷によるバウシンガー効果をもたらす材料学的因子に着目した新しい材料損傷概念の提案を図る．さらに，この新しい材料損傷概念に基づいて，繰返し負荷を受ける部材の延性き裂発生限界条件として適用可能な拡張２パラメータ延性き裂発生クライテリオンを提案し，第５章までに取り上げた予歪材及び繰返し歪付与材の延性き裂発生限界を評価する指標としての適用性について検討する．

第７章では，実溶接鋼構造部材の大変形繰返し荷重下での延性き裂発生限界評価のための新しい２パラメータ延性き裂発生クライテリオンの適用性について実証するため，鋼製橋脚隅角部を模擬した試験体を作製して，大規模地震下での橋脚への荷重応答を想定した正負交番型の繰返し三点曲げ試験，及び複合硬化則を用いた繰返し載荷 FEM 解析を実施する．さらに，提案するこのクライテリオンが，延性き裂発生抵抗向上のために隅角部形状設計へ適用できることを示す目的から，鋼製橋脚隅角部形状のモデルの改良型モデルに対して FEM 解析を実施し，延性き裂発生抵抗の向上効果について検討する．

第８章では，本研究で得られた結果を総括する．

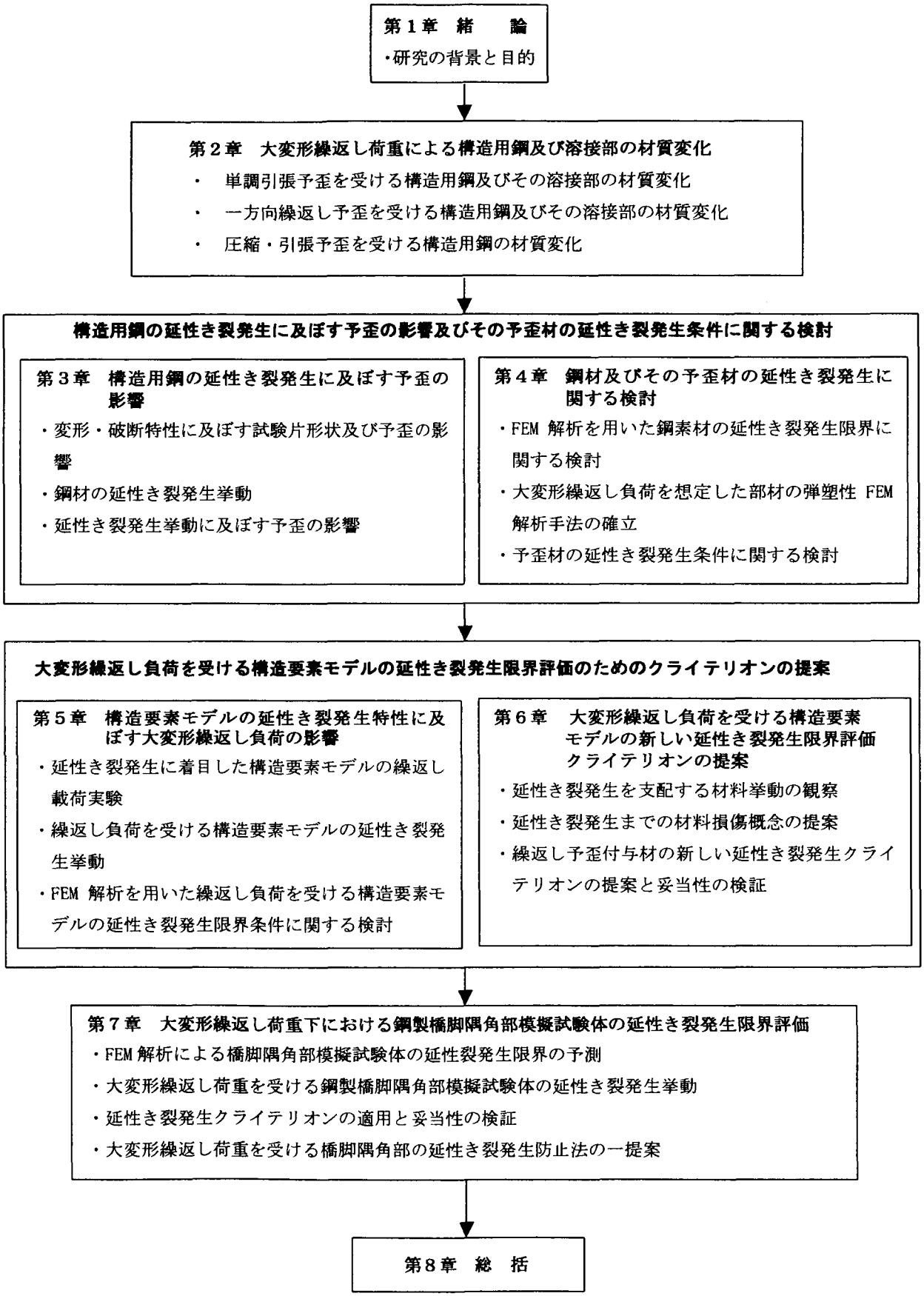


Fig. 1.3　Flow chart of this research.

第２章　大変形繰返し荷重による構造用鋼及び溶接部の材質変化

２．１　緒　言

鋼製橋脚は，直下型の大地震時には，作用応力が鋼材の降伏点を超え，大きな繰返し塑性歪を受ける．この大きな塑性予歪は鋼材の機械的性質や破壊靭性に大きな影響を及ぼすことが予想されるが，従来は単調引張（または単調圧縮）予歪に関する研究が主で，地震荷重のような正負の繰返し予歪が機械的性質と破壊靭性に与える影響については，必ずしも解明されていない[35-36]．そこで本章では，大きな繰返し塑性予歪が構造用鋼材の機械的性質と破壊靭性に及ぼす影響について実験的に明らかにする．また，靭性レベルに差のある母材と溶接部では繰返し塑性予歪の影響の仕方が異なる可能性が考えられるので，溶接継手を作成し，溶接金属部と溶接熱影響部の機械的性質と破壊靭性の変化が母材と比較してどのように異なるかをも実験的に明らかにする．

２．２　実験目的と内容

大きな繰返し予歪を受けることにより，構造用鋼材，溶接熱影響部及び溶接金属部の機械的性質や靭性などがどのような影響を受けるかを把握するために以下の実験を行なう．すなわち，鋼製橋脚に一般的に使用されている鋼材(SM490YB，板厚 13mm)の母材，溶接熱影響部及び溶接金属部が，①最大20%までの単調引張予歪を受ける場合，②2%×5 回の一方向繰返し定歪振幅予歪を受ける場合，及び，③定歪振幅タイプ(±3%×5 回)及び歪漸増タイプ(±1%→±3%)の正負交番の圧縮・引張繰返し予歪を受ける場合に対し，予歪がシャルピー吸収エネルギー，硬さ，引張強さ，降伏点などに及ぼす影響を実験的に明らかにする．なお，シャルピー吸収エネルギーの規格値が 12mm 超に対して定められていることを考慮して，実験対象板厚は 13mm とする．

２．３　供試材

本研究における供試鋼材の化学組成及び機械的性能を Table 2.1～2.2 に示す．なお，本供試鋼材は，JIS G 3106「溶接構造用圧延鋼材」に適合するものである．また，使用溶接材料は JIS Z 3312「軟鋼及び高張力鋼用マグ溶接ソリッドワイヤ」(YGW-11)に適合するワイヤ（1.2mmϕ）を使用した．使用シールドガスは 100%CO_2 とした．

Table 2.1　Chemical composition of SM490YB used.

Chemical composition (%)												
C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr	Mo	V	B	Ceq	PCM
0.17	0.33	1.37	0.018	0.018	0.01	0.07	0.06	0.08	0.0002	0.0001	0.43	0.25

Table 2.2　Mechanical properties of SM490YB used.

Thickness (mm)	Yield point (MPa)	Tensile strength (MPa)	Elongation (%)	Charpy absorved energy (J)
13	405	539	26	126(0℃)

(by Inspection certificate)

2．4　試験片形状及び実験方法

本実験における予歪履歴を Table 2.3 に，その試験項目を Table 2.4 に示す．

Table 2.3　Prestrain hysteresis in prestrain chracteristics test.

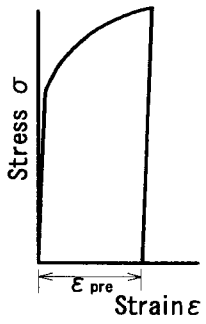
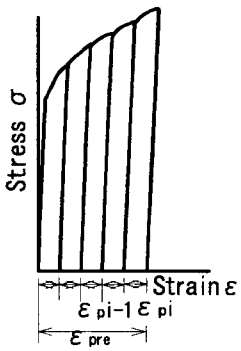
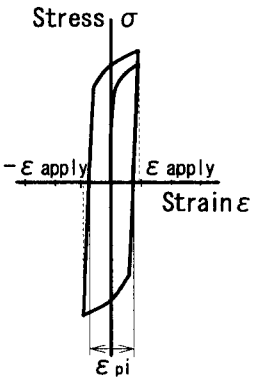
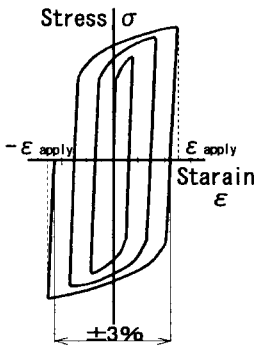
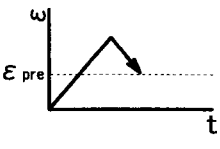
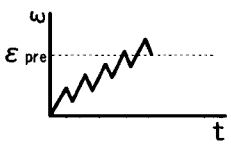
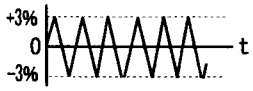
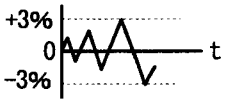
Uniformly tensile prestrain	Repeated tensile prestrain	compressive・tensile cyclic prestrain	
	Constant strain amplitude	Constant strain amplitude	Gradually increasing strain
ε_{pre}=0～20%	$\varepsilon_{pre}=\Sigma\varepsilon_p{}^i$ =2%×5 ($\varepsilon_p{}^i=\varepsilon_p{}^{i-1}$)	ε_{apply} =±3.0%×5	ε_{apply}=±(1.0% +1.5%+2.0%+2.5% +3.0%)
Base Metal ① Heat-affected Zone③ Weld Metal ⑤	Base Metal ② Heat-affected Zone④ Weld Metal ⑥	Base Metal ⑦	Base Metal ⑧
			
			

Table 2.4 Parameters of prestrain chracteristics test.

Target prestrain			Configuration of specimen	Base metal (SM490YB, as roll)				Heat-affected zone				Weld metal			
				T.N.	H.T.	T.T.	I.T.	T.N.	H.T.	T.T.	I.T.	T.N.	H.T.	T.T.	I.T.
Uniformly tensile prestrain	0%		Plate type specimen	①	○	○	◎	③	○	○	◎	⑤	○	○	◎
	5%				○	○	◎		—	—	—		—	—	—
	10%				○	○	◎		○	○	◎		○	○	◎
	20%				○	○	◎		—	—	—		—	—	—
Repeated tensile prestrain	Constant strain amplitude	2%×5		②	○	○	◎	④	○	○	◎	⑥	○	○	◎
Compressive・tensile cyclic prestrain	Constant strain amplitude	±3.0%×5	Beam type specimen	⑦	○	○	◎								
	Gradually increasing strain	±1.0%→ ±1.5%→ ±2.0%→ ±2.5%→ ±3.0%		⑧	○	○	◎								

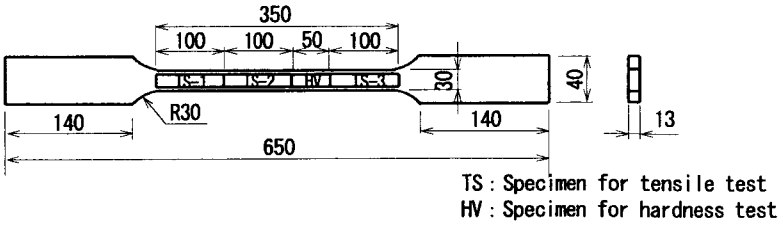
T.N. : Test number (①～⑧)
H.T. : Hardness test
T.T. : Round-bar tensile test
I.T. : Charpy impact test
○ : Test at room temperature
◎ : Test at each temperature (-100℃～80℃)

２．４．１　母材の予歪特性試験の試験片形状及び実験方法

(1)　母材の単調引張予歪試験及び一方向繰返し予歪(定歪振幅)試験

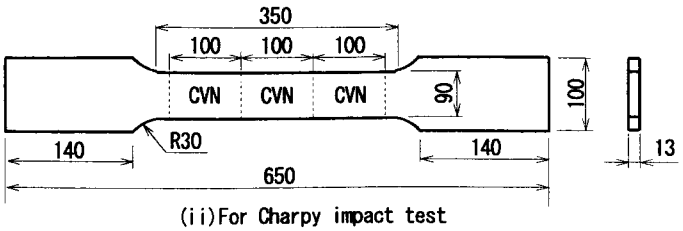
①　母材に対する予歪の付与

Fig.2.1 に示す平板引張試験片を用いて、単調引張予歪及び一方向繰返し予歪(定歪振幅)を母材に与えた．試験片表裏に 10mm ピッチの格子を罫書きその交点にﾎﾟﾝﾁを施した後，引張試験を行い，除荷後の残留塑性歪を求めるために各格子間の変位をノギスで計測した．なお，歪ゲージ(ゲージ長 6.5mm)も併用し付与歪量をチェックした．予歪の付与方向は，鋼材の圧延方向とし，単調引張予歪の付与塑性歪量は，ε_{pre} =5，10，12，15，17 及び 20%，一方向繰返し予歪(定歪振幅)の付与塑性歪量と回数は，2%×5 回とした．なお,比較のため予歪を付与しない試験片も実験に供した．



TS : Specimen for tensile test
HV : Specimen for hardness test

(i)For tensile and hardness test



(ii)For Charpy impact test

Fig. 2.1 Tensile specimen.

② 試験片の採取要領

予歪が母材に与える材質変化は，硬さ試験，丸棒引張試験及びシャルピー衝撃試験によって調査した．Fig. 2.1 に示すように，各試験片はすべてその長手方向を鋼材の圧延方向と，また予歪付与方向と一致させた．シャルピー衝撃試験片はき裂伝播方向を鋼材圧延方向に直角とし，板厚中央部から採取した．各試験の詳細を以下に述べる．

(a) 硬さ試験

硬さはビッカース硬度計を用い，板の表裏面から深さ 2mm の位置で各 4 点，計 8 点，荷重 98N で測定し，その平均値を求めた．

(b) 丸棒引張試験

丸棒引張試験片の形状を Fig. 2.2 に示す．測定項目は，降伏荷重，最大荷重及び破断伸びなどである．また，公称応力—公称歪曲線も求めた．

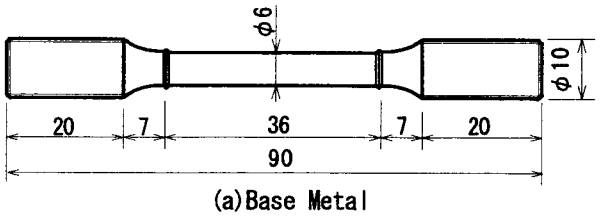


Fig. 2.2 Round-bar tensile specimen.

(c) シャルピー衝撃試験

シャルピー衝撃試験片の形状を Fig. 2.3 に示す．残留塑性歪ごとに試験片を 3 本採取し，衝撃試験で得られた吸収エネルギー及び脆性破面率を求めた．試験結果をエネルギー遷移曲線及び破面遷移曲線としてまとめ，エネルギー遷移温度及び破面遷移温度を求めた．衝撃試験温度は，-100～80℃とした．なお，Fig. 2.1 に示した試験片形状では，平行部全域で必ずしも均一な予歪が導入されなかったので，衝撃試験片ノッチ予定位置における付与塑性予歪が±2%の範囲の衝撃試験片を 1 グループとしてまとめて，衝撃試験に供した．

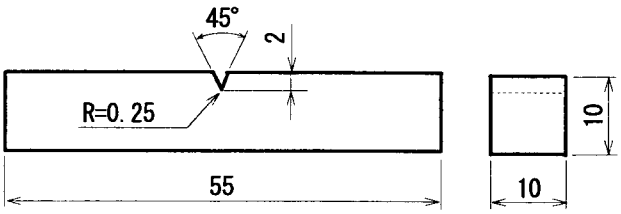


Fig. 2.3 Specimen for Charpy impact test.

(2) 母材の定歪振幅及び歪漸増正負交番圧縮・引張繰返し予歪試験

① 母材に対する予歪の付与

Fig. 2.4 に示す試験装置を用いて，定歪振幅及び歪漸増の正負交番圧縮・引張繰返し予歪を母材に与えた． その試験体は Fig. 2.5 に示す片持梁タイプとした．試験対象フランジの表裏面の Fig. 2.6 に示す位置に歪ゲージ(ゲージ長 6.5mm)を貼付け，正負交番圧縮・引張繰返し載荷を行い，残留塑性歪を計測した．予歪の与え方は，定歪振幅タイプの場合は，±3%×5 回とし，歪漸増タイプの場合は，±1.0%→±1.5%→±2.0%→±2.5%→±3.0%とした．

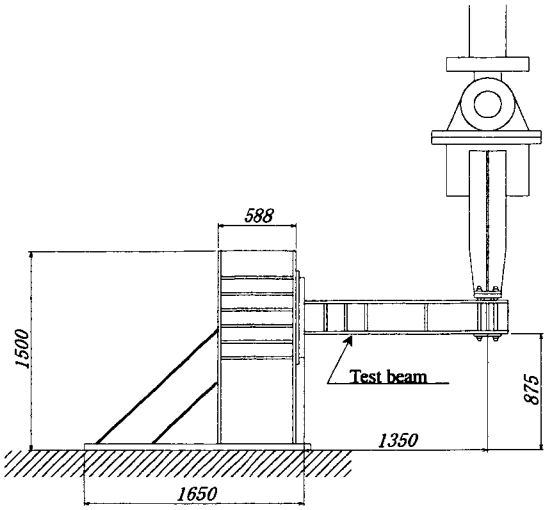


Fig. 2.4 Setup for compressive・tensile cyclic prestrain tests.

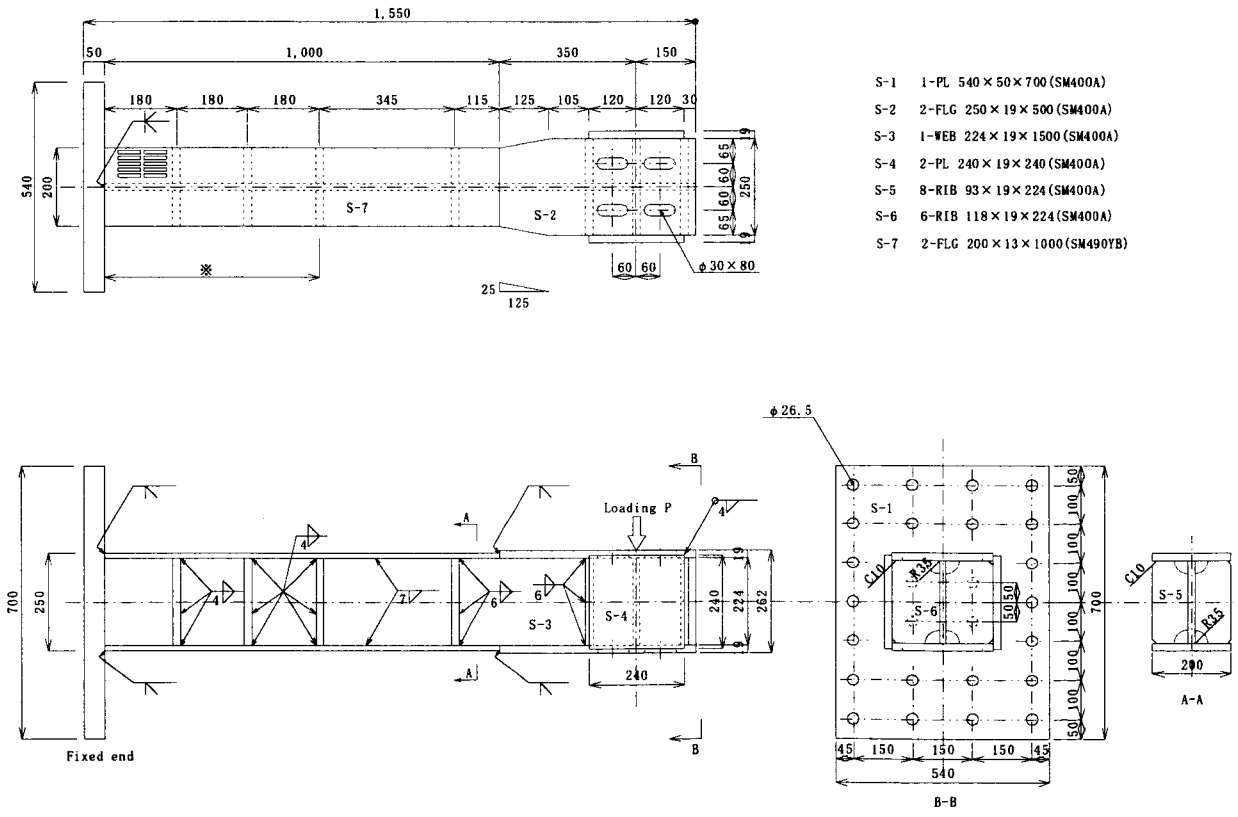


Fig. 2.5 Test beam for compressive・tensile cyclic prestrain tests.

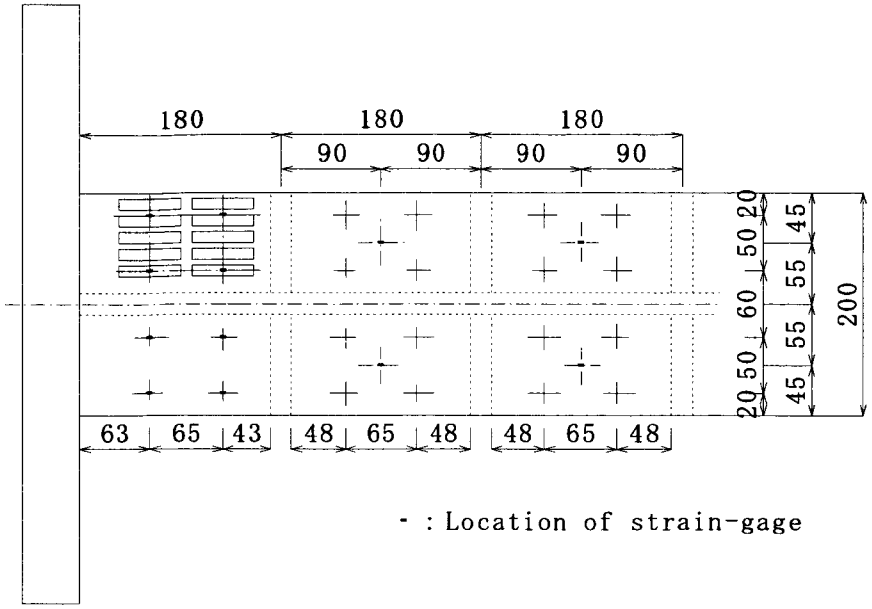


Fig. 2.6 Location of strain-gages for compressive・tensile cyclic prestrain test beam.

②試験片の採取要領

予歪が母材に与える材質変化は，硬さ試験，丸棒引張試験及びシャルピー衝撃試験を行い調査した．試験片はすべて長手方向が鋼材の圧延方向となるよう採取した．シャルピー衝撃試験片はき裂伝播方向を鋼材圧延方向に直角とし，板厚中央部から採取した．各試験片の採取位置を Fig. 2.7 に示した．硬さ試験，丸棒引張試験及びシャルピー衝撃試験の詳細は(1)②と同一とした．

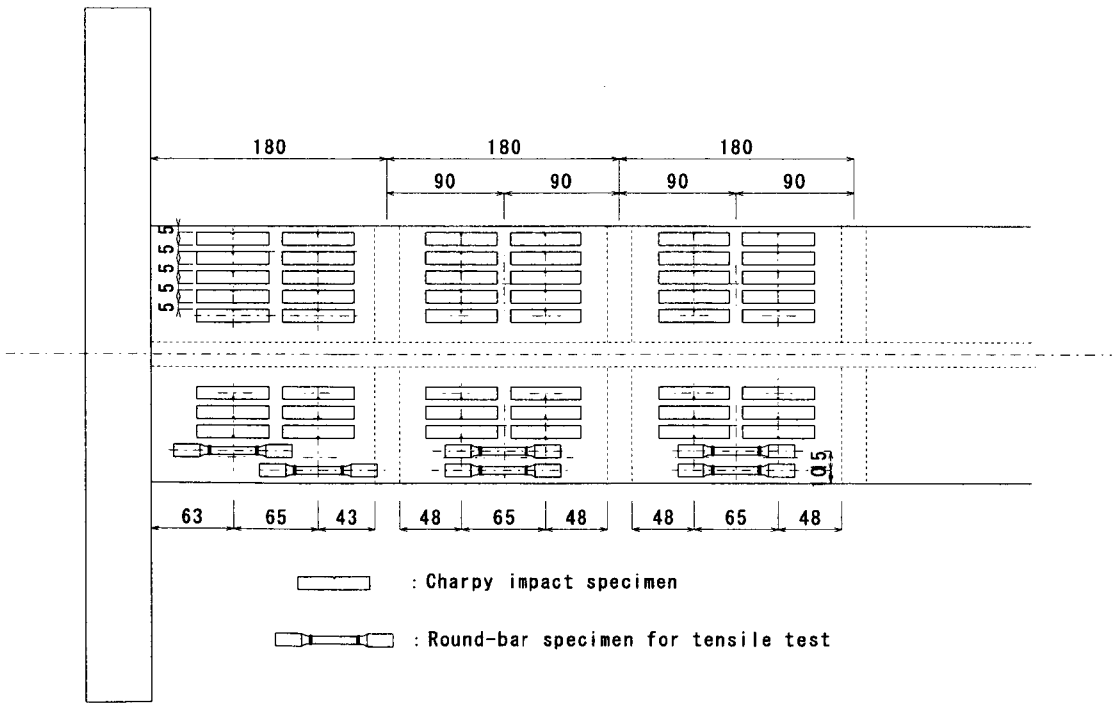


Fig. 2.7 Order of removal of mechanical specimens from compressive・tensile cyclic prestrain test beam.

２．４．２　溶接熱影響部の単調引張及び一方向繰返し定歪振幅予歪試験

①溶接継手試験体の作製

溶接熱影響部の単調引張及び一方向繰返し定歪振幅予歪試験を行うために，まず，供試鋼材からFig.2.8に示す溶接継手試験体を製作した．その溶接方法は，半自動ガスシールドアーク溶接とし，その開先形状をFig.2.9に，溶接条件をTable 2.5に示す．なお，この試験体のルート間隔は標準的な6mmとした．これらの溶接方法，開先形状，溶接材料及び溶接条件は鋼製橋脚隅角部に対して使用されている一般的なものである．ただし，開先形状は橋脚隅角部の場合は，一般的にK形開先の完全溶込み両面溶接であるが，本実験の場合はボンド部に正確に所定の予歪を付与することを目的として，裏当て金付きのレ形開先とした．また，溶接継手試験体においては，そのボンド部が極力，直線となり，そこから硬さ試験片，丸棒引張試験片及び衝撃試験片が採取できるよう考慮した．

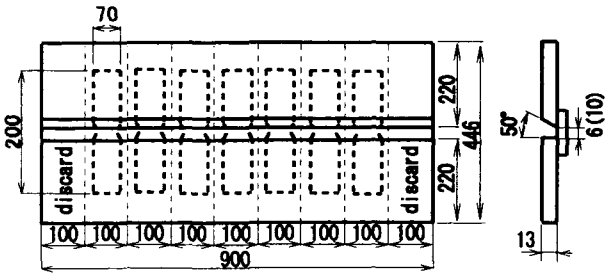
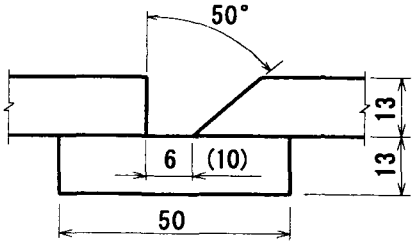


Fig. 2.8　Welded joint specimen.



G＝6mm : Specimen for heat-affected zone Test
G＝10mm : Specimen for Weld metal Test

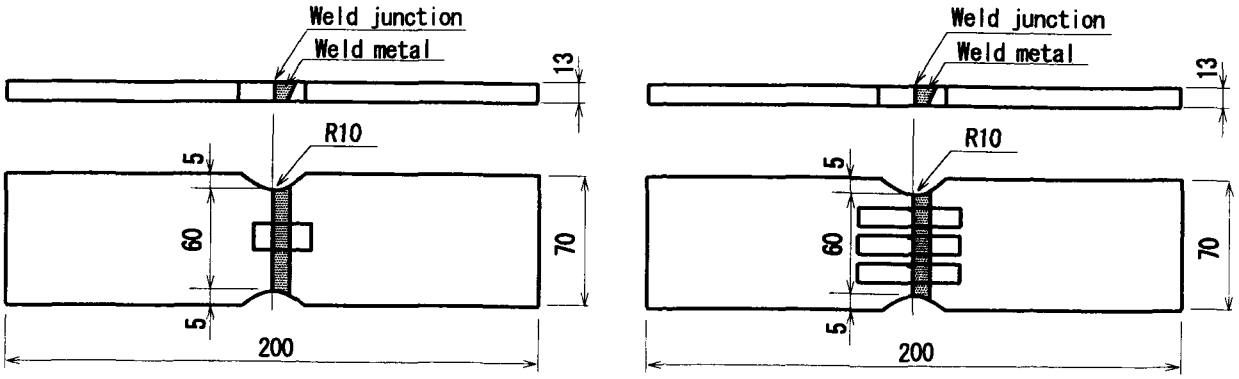
Fig. 2.9　Groove geometry of welded joint specimen.

Table 2.5　Welding parameter of welded joint specimen

Root gap (mm)	Interpass temperature (℃)	Number of passes	Arc current (A)	Arc voltage (V)	Average heat input (J/mm)
6	≦200	5	280～300	34～35	1980
10	≦200	6	300～310	33～34	2010

②溶接熱影響部試験体に対する予歪の付与

溶接継手試験体からFig.2.10に示す要領で予歪付与用試験体を採取し予歪を付与した．



(i) Specimen for hardness test　　(ii) Specimen for impact test

Fig. 2.10　Specimen of heat-affected zone for giving prestrain.

このとき，Fig. 2. 11 及びFig. 2. 12 に示したように，溶接ボンド部を丸棒引張試験片の平行部行部の中心と一致するよう，また，衝撃試験片のノッチ位置と一致するよう注意を払った．溶接ボンド部に歪ゲージ(ゲージ長 2. 0mm)を貼り付けて付与予歪を計測した．付与した予歪は単調引張予歪及び一方向繰返し定歪振幅引張予歪ととした．単調引張の付与予歪量は 10%とし，一方向繰返し定歪振幅予歪の付与量と回数は 2%×5 回とした．予歪による溶接熱影響部の材質変化は，硬さ試験，丸棒引張試験片及びシャルピー衝撃試験によって調査した．各試験片の形状を Fig. 2. 11 及び Fig. 2. 12 に示す．溶接ボンドは非常に狭く，硬さデータが十分に得にくいので，硬さ試験は溶接熱影響部に沿って板厚方向に 6 点，ビッカース硬さ計を用いて荷重 98N で計測しその平均値を求めた．シャルピー試験片は予歪材の厚さ中央部からノッチ位置が溶接ボンド部と一致するように採取した．き裂の伝播方向は鋼材圧延方向に直角とした．

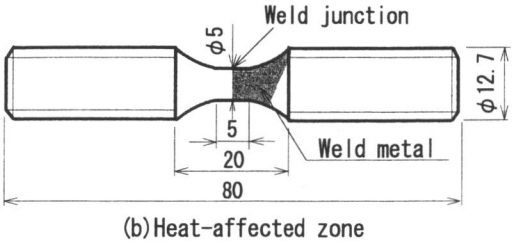


Fig. 2.11 Round-bar tensile specimen for heat-affected zone.

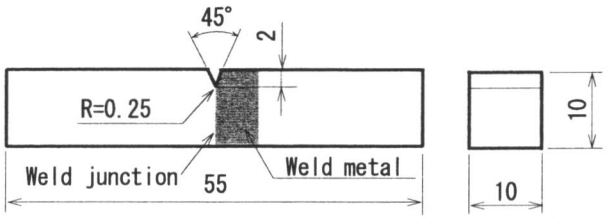


Fig. 2.12 Charpy impact specimen for heat-affected zone.

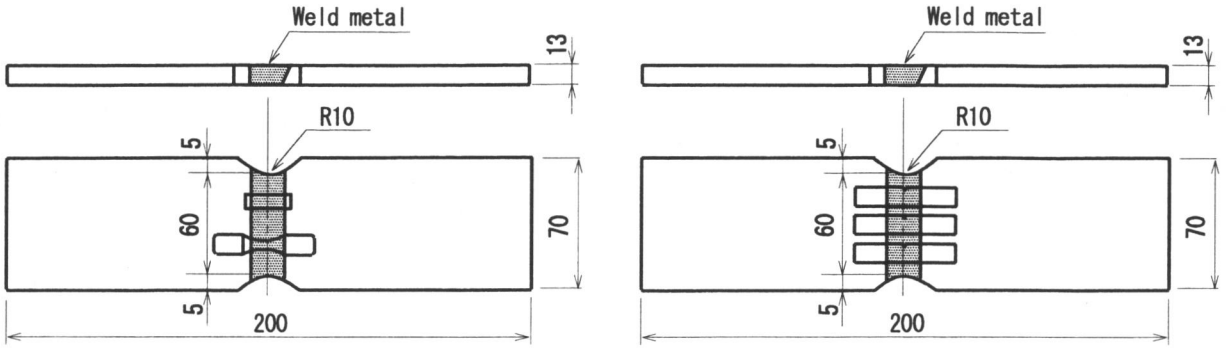
２．４．３　溶接金属部の単調引張及び一方向繰返し定歪振幅予歪試験

① 溶接継手試験体の作製

溶接金属部の単調引張及び一方向繰返し定歪振幅予歪試験を行うために，２．４．２．項と同様に，供試鋼材から Fig. 2. 8 に示す溶接継手試験体を製作した．その溶接方法と開先形状は２．４．２．項と同様とした．その溶接条件を Table 2. 5 に示した．ただし，この試験体のルート間隔は，溶接金属部から試験片を採取しやすくするため，標準的な場合よりやや大きい 10mm とした．これらの溶接方法，溶接材料及び溶接条件は鋼製橋脚隅角部に対して使用されている一般的なものである．ただし，開先形状は橋脚隅角部の場合は，一般的に K 形開先の完全溶込み両面溶接であるが，本実験の場合は溶接金属部に正確に所定の歪を付与するために，裏当て金付きのレ形開先とした．

② 溶接金属部試験体に対する予歪の付与

溶接継手試験体から Fig. 2. 13 に示す要領で予歪付与用試験体を採取し予歪を付与した．



(i) Specimen for tensile and hardness test　　(ii) Specimen for impact test

Fig. 2.13　Specimen of weld metal for giving prestrain.

このとき，Fig. 2. 14 及びFig. 2. 15 に示したように，溶接金属中央部が丸棒引張試験片の平行部の中心と一致するように，また，衝撃試験片のノッチ位置と一致するように考慮した．また，溶接金属中央部の位置に歪ゲージ(ゲージ長 2. 0mm)を貼り付けて付与予歪を計測した．付与した予歪は単調引張予歪及び一方向繰返し定歪振幅引張予歪とした．単調引張予歪の付与予歪量は 10%とし，一方向繰返し定歪振幅予歪の付与予歪量と回数は 2%×5 回とした．

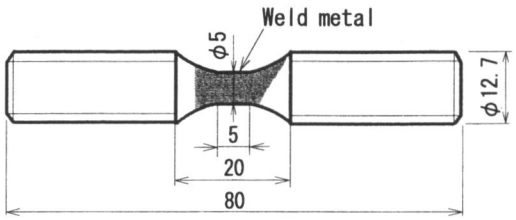


Fig. 2.14　Round-bar tensile specimen for weld metal.

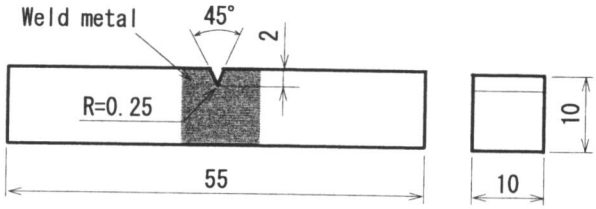


Fig. 2.15　Charpy impact specimen for weld metal.

③　機械的性能確認試験片の採取要領

予歪が溶接金属部に与える材質変化は，硬さ試験，丸棒引張試験及びシャルピー衝撃試験を行い調査した．各試験片の形状を Fig. 2. 14 及びFig. 2. 15 に示した．硬さは２．４．２．項と同様に，溶接金属部の中央部の板厚方向に 6 点，ビッカース硬さ計を用いて荷重 98N で計測しその平均値を求めた．シャルピー試験片は予歪材の厚さ中央部からノッチ位置が溶接金属部の中心と一致するように採取した．き裂の伝播方向は鋼材圧延方向に直角とした．

２．５　実験結果及び考察

硬さ試験は JIS Z 2244 に，丸棒引張試験は JIS Z 2241 に，シャルピー衝撃試験は JIS Z 2242 に準拠して行った．衝撃試験データは最小二乗法によって，式(2. 1)及び(2. 2)によって整理し，各付与予歪におけるエネルギー遷移温度及び破面遷移温度を求めた[42]．

$$ {}_{v}E(T)=\frac{{}_{v}E_{shelf}}{exp\{-\alpha(T-T_{rE})\}+1} \tag{2.1} $$

$$C_r(T) = \frac{{}_vE_{shelf}}{exp\{b(T - T_{rS})\} + 1} \tag{2.2}$$

ここで，${}_vE(T)$：衝撃吸収エネルギー(J)

$C_r(T)$：脆性破面率(%)

${}_vE_{shelf}$：上部棚エネルギー(J)

T_{rE}：エネルギー遷移温度(℃)

T_{rS}：破面遷移温度(℃)

a, b：定数

T：試験温度(℃)

各試験結果は，スケルトン予歪ε_{pre}を用いて評価した．ここで「スケルトン予歪」はFig. 2.16に示すように，「各歪サイクルにおいて前のサイクルの最高荷重を上回る範囲の荷重によって生じた歪量を加算したもので，引張側と圧縮側のそれぞれについて有効歪の加算を行い，その加算歪量のいずれか大きい方の塑性成分」と定義されている[5].

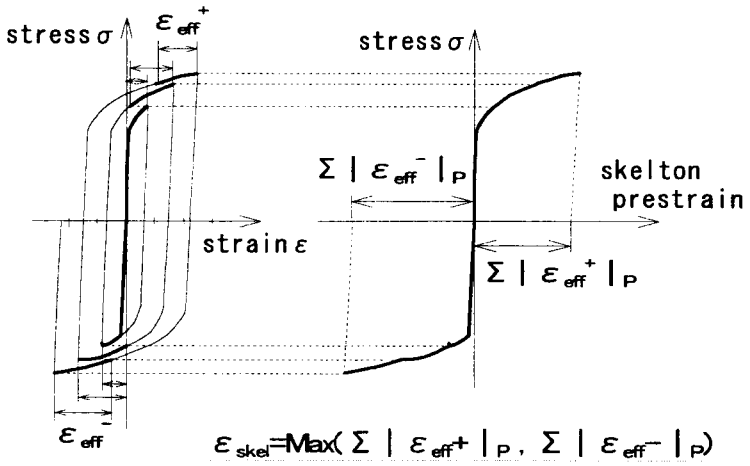


Fig.2.16 Definition of skelton prestrain.

２．５．１　単調引張予歪を受ける構造用鋼材及びその溶接部の材質変化

Fig. 2.17に単調引張予歪を受けた構造用鋼材及びその溶接部の材質変化について示した．

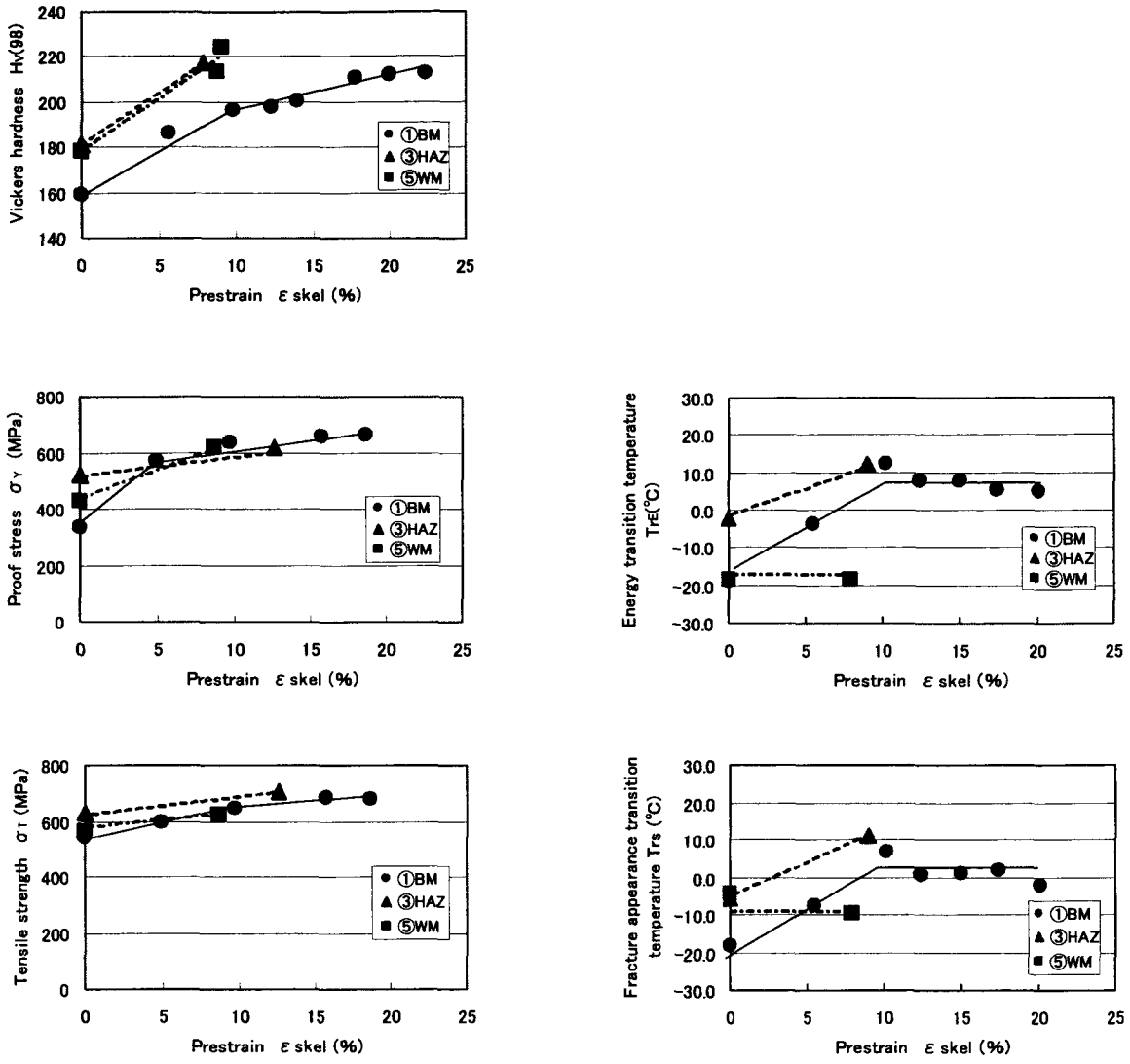


Fig. 2.17 Effect of uniformly tensile prestrain of base metal(①), heat-affected zone(③) and weld metal(⑤)on Hv(98), σY , σT , TrE and Trs.

(1) 硬さの変化

母材，溶接熱影響部及び溶接金属部いずれの場合も，予歪の増加に伴って硬さは増加しており，その増加傾向は予歪に対して直線または対数関数で近似できる．母材の場合，約 22%の予歪を受けるとHv55 程度,硬さが増加した．母材の場合，予歪が約 10%までは硬さは急激に増加し，予歪が 10%～22%の範囲では硬さの増加は緩やかとなった．一方，溶接熱影響部及び溶接金属部はいずれも硬さの絶対値及び増加傾向ともよく似た結果となった．溶接熱影響部は，約 8%の予歪により硬さは Hv35 程度，増加した．また溶接金属部は，約 9%の予歪により硬さが Hv40 程度，増加した．両部とも，約 9%程度の予歪量までのデータしか得られていないが,硬さの増加は急激で母材の約 5%程度の予歪付与時の硬さ増加率と同じであった．また，母材に比べて溶接熱影響部，溶接金属部ともにその硬さは，付与予

歪の大きさに関係なく，常にHv20程度上回っていた．

従来のデータ[5]では，SM490A,板厚15mmの母材の場合，「予歪による硬さ上昇は約10%までの予歪範囲で大きく（硬さ増大量＝Hv35程度），それ以上の予歪量では増大度合いが緩やかになっている（増大割合＝約1.0）」が，本実験では，予歪約10%までは，硬さ増大量はHv38程度であり，それ以降の硬さ増大割合は約1.3であり，比較的，類似したデータが得られたと考えられる．

(2) 引張性能の変化

母材，溶接熱影響部，溶接金属部ともに，いずれも予歪の増加に伴い，0.2%耐力（以下，耐力という），引張強さともに，増加しており，その増加傾向は，硬さの場合と同様に，溶接熱影響部及び溶接金属部は直線で，また母材部は対数関数型で近似できる．耐力に比較して引張強さは，予歪によって増加する割合が小さく，母材，溶接熱影響部，溶接金属部間の差異も少なかった．母材の耐力は約20%の予歪により約330MPa程度の増加が見られ，予歪が約5%までは，急激に耐力は増加し，それ以降は増加の程度は緩やかとなった．溶接熱影響部の耐力は約13%の予歪によって，約100MPa増加した．また，母材，溶接金属部に比較して，予歪を付与しない場合は，溶接熱影響部の耐力がもっとも大きいが，約13%程度の予歪では，母材，溶接金属部とほぼ同等の耐力となった．溶接金属部の耐力は約9%の予歪によって約190MPa増加した．母材の引張強さは約12%の予歪までは緩やかに増加するが，それ以降は約20%の予歪までは，ほぼ一定値となるようである．母材の引張強さは，約20%の予歪により，約140MPa増加した．溶接熱影響部の引張強さは約13%の予歪により，約80MPa増加した．溶接金属部の引張強さは約10%の予歪により約60MPa増加した．

また，(社)日本溶接協会WES TR 2808:2000 [7]では予歪材の強度推定式((2.3)～(2.8))を提案している．式(2.3)及び（2.5）により，約20%の予歪による母材の耐力増加は304MPa，約9%の予歪による溶接金属部の耐力の増加は230MPaとなり，付与された予歪と耐力の関係の推定式(2.3)及び（2.4）が，ほぼ合っていることが判る．同様に，式(2.4)及び（2.6）により，約20%の予歪による母材の引張強さの増加は160MPa，約9%の予歪による溶接金属部の引張強さの増加は120MPaとなり，付与された予歪と引張強さの関係の推定式(2.4)は，ほぼ合っているが，式(2.6)は実験値の２倍程度の値を与え，合ってはいないことが判る．一方，溶接熱影響部の場合は，式(2.7)及び式(2.8)を準用すると，約12%の予歪では，耐力は600Mpa，引張強さは602MPaとなり，式(2.7)は実験値とよく一致しているが，引張強さは実験値より約100Mpa小さい値となっており，式(2.8)はやや合ってはいないといえる．ここで，

ｉ）鋼板の場合

$$\sigma_{Y0}^{pre}(T_0)=\sigma_{Y0}(T_0)+100\,ln(1+100\varepsilon_{pre}) \quad : 0<\varepsilon_{pre}\leq 0.2 \quad (2.3)$$

$$\sigma_{T0}^{pre}(T_0)=\sigma_{T0}(T_0)+800\varepsilon_{pre} \quad : 0<\varepsilon_{pre}\leq 0.2 \quad (2.4)$$

ii）溶接金属の場合

$$\sigma_{Y0}^{pre}(T_0)=\sigma_{Y0}(T_0)+100\,ln(1+100\varepsilon_{pre}) \quad : 0<\varepsilon_{pre}\leq 0.2 \quad (2.5)$$

$$\sigma_{T0}^{pre}(T_0)=\sigma_{T0}(T_0)+1300\varepsilon_{pre} \quad : 0<\varepsilon_{pre}\leq 0.1 \quad (2.6)$$

$\sigma_{Y0}^{pre}(T_0)$＝真歪ε_{pre}のときの素材の真応力 (2.7)

$$\sigma_{T0}^{pre}(T_0)=\sigma_{T0}(T_0)\left(\frac{1+\varepsilon_{UE10}}{1+\varepsilon_{UE10}-\varepsilon_{pre}}\right) \tag{2.8}$$

ただし，$\sigma_{Y0}(T_0)$ 及び $\sigma_{T0}(T_0)$ は素材の静的・室温の降伏応力及び引張り強さ(N/mm²)を，$\sigma_{Y0}^{pre}(T_0)$ 及び $\sigma_{T0}^{pre}(T_0)$ は予歪材の静的・室温の降伏応力及び引張り強さ(N/mm²)を，ε_{pre} は予歪を，ε_{UE10} は素材の静的・室温の一様伸び(公称歪)を示す．

(3) 靭性の変化

母材，溶接熱影響部，溶接金属部ともに，予歪の増加に伴い，シャルピー吸収エネルギー遷移温度，破面遷移温度ともに，増加しており，直線または対数関数で近似できる．全体的な傾向としてはエネルギー遷移温度は溶接金属部＜母材＜溶接熱影響部の順序で大きくなった．母材のエネルギー遷移温度は約 20%の予歪により，約 30℃上昇した．そして，予歪が 10%位までは，エネルギー遷移温度の上昇は急激であるが，それ以降，予歪が約 20%までは一定値となるようである．溶接熱影響部のエネルギー遷移温度は約 9%の予歪により，約 15℃上昇しているが，上昇傾向は母材に比べて，小さい．溶接金属部のエネルギー遷移温度は予歪約 8%までの範囲では，一定値となっている． 母材の破面遷移温度は約 20%の 予歪により約 20℃上昇しており，予歪 10%位までは，破面遷移温度は急激に上昇し，それ以降はほぼ一定値となるようである．溶接熱影響部の破面遷移温度は約 9%の予歪によって約 17℃上昇しており，母材と同一傾向である．溶接金属部の破面遷移温度は約 8%の予歪で，ほとんど変化しなかった．溶接金属部の靭性は予歪によって劣化しておらず，母材や溶接熱影響部の傾向とは異なる．この原因として考えられることは，ノッチ位置のばらつき，グルーピングしてはいるが予歪の与え方のばらつきなどが挙げられるが，明確ではなく，今後の検討課題である．

母材に関しては，靭性の従来のデータ[5]では，約 10%の付与予歪で，エネルギー遷移温度，破面遷移温度ともに約 30℃上昇しているが，本実験のこれらの上昇値とほぼ同一である．

２．５．２　一方向繰返し予歪を受ける構造用鋼材及びその溶接部の材質変化

Fig. 2. 18 に一方向繰返し予歪を受ける構造用鋼材及びその溶接部の材質変化を示した．

(1)　硬さの変化

母材，溶接熱影響部，溶接金属部ともに，予歪の増加とともに，硬さは急激に増加した．約 10%の予歪で，母材は硬さが Hv40 程度，溶接熱影響部は硬さが Hv35 程度，溶接金属部は硬さが Hv50 程度，増大した．

従来のデータ[5]では，母材の場合，付与予歪約 10%で硬さ増大量は Hv40 程度であり，本実験でも硬さ増大量は Hv40 程度であり同一の結果が得られた．

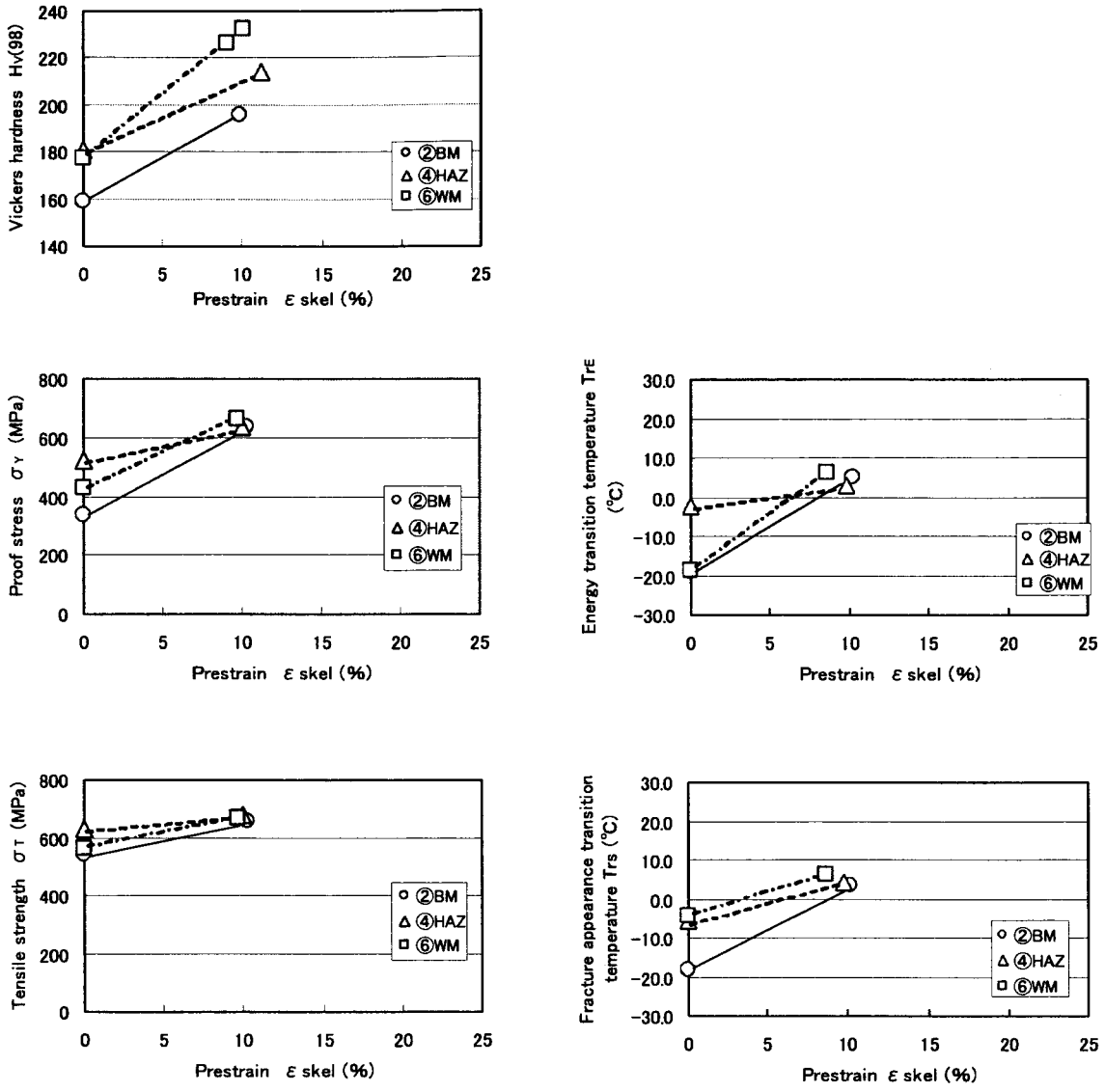


Fig. 2.18 Effect of repeated tensile prestrain of base metal (②), heat-affected zone (④) and weld metal (⑥)on H_V(98), σ_Y and σ_T, TrE and Trs.

(2) 引張性能の変化

母材，溶接熱影響部，溶接金属部ともに，予歪の増加に伴って耐力，引張強さともに増大した．増加の割合は，引張強さより耐力のほうが増加する割合が大きかった．約 10%の予歪増加に対して，耐力は，母材の場合，約 300MPa の増加，溶接熱影響部の場合，約 120MPa の増加，溶接金属部の場合，約 240MPa の増加が見られた．引張強さは，約 10%予歪の増加に対して，母材の場合，約 110MPa の増

加，溶接熱影響部の場合，約 50MPa の増加，溶接金属部の場合，約 110MPa の増加が見られた．

従来のデータ[7]の式（2.3）及び（2.5）において，約 10%の予歪による母材の耐力増加は 230MPa，溶接金属部の耐力増加も 230MPa となり，付与された予歪と耐力の関係を表現する式（2.3）は，ほぼ合致しているが，（2.5）は実験値と若干合致していないことが判る．同様に，式（2.4）及び（2.6）において，約 10%の予歪による母材の引張強さの増加は 80MPa，溶接金属部の耐力増加は 130MPa となり，付与された予歪と引張強さとの関係を表現する式（2.6）はほぼ合致しているが，（2.4）は実験値と若干，合致していないことが判る．一方，溶接熱影響部の場合は，式(2.7)及び式(2.8)によると，約 9%の予歪では，耐力は 570MPa，引張強さは 586MPa となり，式(2.7)及び式(2.8)は，ほぼ合致しているといえる．

(3) 靭性の変化

母材，溶接熱影響部，溶接金属部ともに，予歪の増加に伴って，エネルギー遷移温度，破面遷移温度ともに増大した．増加の割合は，破面遷移温度よりエネルギー遷移温度のほうが，溶接熱影響部を除いて，大きかった．エネルギー遷移温度は，母材の場合，予歪約 10%の増加に対して，約 25℃の上昇，溶接熱影響部の場合，予歪約 10%の増加に対して，約 5℃の上昇，溶接金属部の場合，予歪約 8%の増加に対して，約 25℃の上昇が見られた．破面遷移温度は，母材の場合，予歪約 10%の増加に対して，約 20℃の上昇，溶接熱影響部の場合，予歪約 10%の増加に対して，約 10℃の上昇，溶接金属部の場合，予歪約 10%の増加に対して，約 10℃の上昇が見られた．

母材に関しては，従来のデータ[5]では，約 10%の付与予歪で，エネルギー遷移温度，破面遷移温度ともに約 30℃上昇しているが，本実験ではエネルギー遷移温度，破面遷移温度ともに約 25℃上昇しており，ほぼ一致していると考える．

２．５．３　圧縮・引張繰返し予歪を受ける構造用鋼材の材質変化

Fig.2.19(a)に正負交番圧縮・引張繰返し予歪（定歪振幅型）を，Fig.2.19(b)に正負交番圧縮・引張繰返し予歪（歪漸増型）を受ける構造用鋼材の材質変化のうち，ビッカース硬さについて示した．Fig.2.20(a)に正負交番圧縮・引張繰返し予歪（定歪振幅型）を Fig.2.20(b)に正負交番圧縮・引張繰返し予歪（歪漸増型）を受ける構造用鋼材の材質変化のうち，耐力及び引張強さについて示した．

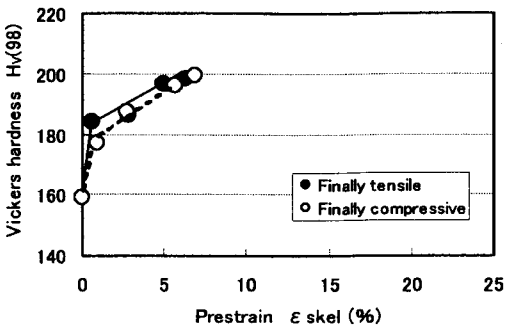
Fig.2.21 に正負交番圧縮・引張繰返し予歪（定歪振幅型と歪漸増型）を受ける構造用鋼材の材質変化のうち，靭性について示した．

(1)　硬さの変化

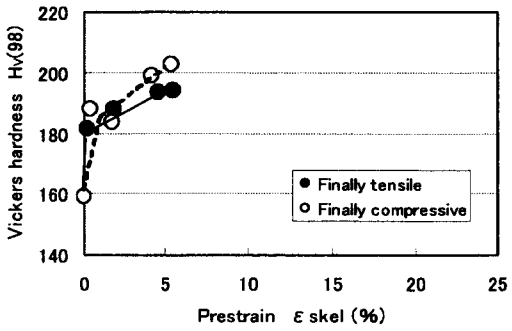
硬さは，定歪振幅型，歪漸増型いずれの場合も予歪の増加に伴って，対数関数型で増加した．約 1%の予歪で，硬さは急激に Hv20 程度上昇し，その後は緩やかに上昇した．そして，7%程度の予歪により，硬さは Hv40 程度上昇した．定歪振幅型と歪漸増型とを比較すると，硬さは後者のほうが上昇量は大きかった．これは，後者のほうが材料の降伏曲面を拡大させるのに，より有効であるからであろうと考えられる．

従来のデータ[5]では，予歪約 10%程度で，硬さは Hv35 程度，上昇しているが，定歪振幅型の場合は，

予歪約 10%で硬さの上昇量は Hv45 程度と推定される，すなわち，本実験は上昇量は従来のデータよりも若干大きいもののほぼ類似のデータであると考えられる．

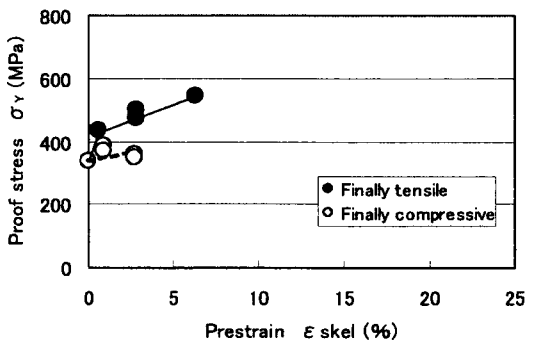


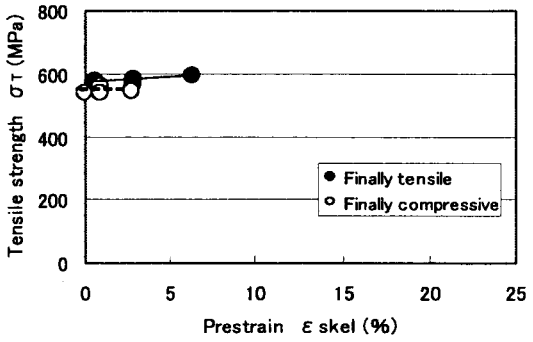
(a) Constant strain amplitude ⑦.



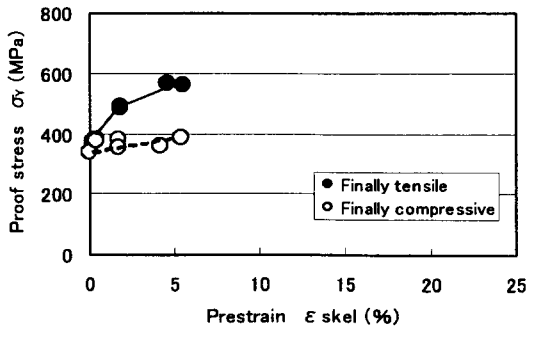
(b) Gradually increasing strain ⑧.

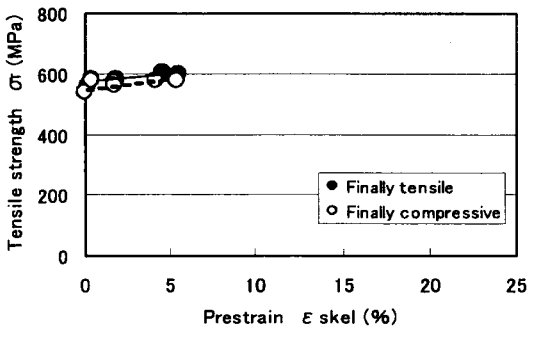
Fig. 2.19 Effect of compressive・tensile cyclic prestrain of base metal (⑦ and ⑧) on Hv (98).





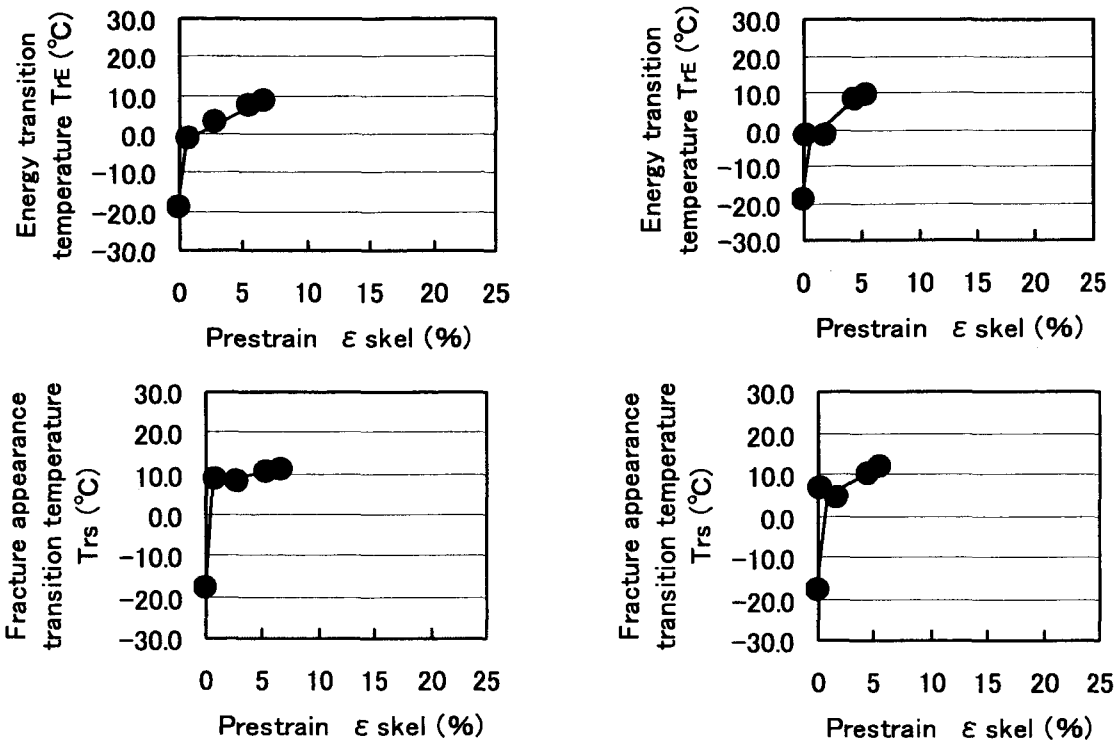
(a) Constant strain amplitude ⑦.





(b) Gradually increasing strain ⑧.

Fig. 2.20 Effect of compressive・tensile cyclic prestrain of base metal (⑦ and ⑧) on σ_Y and σ_T.



(a) Constant strain amplitude ⑦.　　(b) Gradually increasing strain ⑧.

Fig. 2.21 Effect of compressive・tensile cyclic prestrain of base metal (⑦ and ⑧) on TrE and Trs.

(2) 引張性能の変化

定歪振幅型，歪漸増型，いずれの場合も耐力は，硬さと同様に予歪の増加に伴って対数関数型に増加した．約 1%の予歪で耐力は急激に上昇し，その後は緩やかに上昇した．また，引張予歪が残留した場合は，約 7%の予歪により，耐力は約 200MPa 上昇しているが，圧縮予歪が残留した場合は，約 20MPa 程度しか上昇しなかった．この差は，バウシンガー効果によるものと考えられる．耐力の変化傾向は，歪漸増型も定歪振幅型もほぼ同様であるが，その絶対値は歪漸増型のほうが若干，大きかった．これは硬さの場合と同様である．引張強さは，定歪振幅型，歪漸増型，いずれの場合も予歪の増大に伴ってわずかであるが増大した．引張強さは定歪振幅型，歪漸増型の差はほとんど見られなかった．引張強さは，定歪振幅型，歪漸増型，いずれの場合も，また，圧縮予歪が残留する場合であっても，引張予歪が残留する場合であっても，差異はわずかであった．

従来のデータ[7]と比較すると，スケルトン予歪で 6%程度までは，耐力，引張強さともに，式(2. 3)及び(2. 4)がほぼ同一の結果を与えている．

(3) 靭性の変化

定歪振幅型，歪漸増型，いずれの場合も，エネルギー遷移温度，破面遷移温度ともに，硬さと同様に予歪の増加に伴って対数関数型で上昇した．約 1%の予歪で，各遷移温度は急激に各々約 20℃上昇し，その後は両遷移温度とも緩やかに上昇し，約 7%の予歪で，合計，約 30℃の上昇が見られた．両

遷移温度とも，定歪振幅型と歪漸増型との差異は小さく，硬さや耐力，引張強さと異なった傾向を示した．

従来のデータ[5]では，約 20%の予歪に対して，エネルギー遷移温度，破面遷移温度の上昇量はともに，約 35℃であるが，本実験では，約 7%のスケルトン予歪に対して，エネルギー遷移温度，破面遷移温度の上昇量はともに，約 30℃であり，それ以上の予歪増加に対して，エネルギー遷移温度，破面遷移温度がさらに上昇するのかどうかは不明であるが，傾向的にはほぼ同様であると考えられる．

2．6 結 言

第 2 章では，大地震時に鋼製橋脚隅角部が受ける大変形繰返し荷重によって，構造用鋼及びその溶接部の材質特性がどのように変化するかを実験によって検討した．即ち，鋼製橋脚に一般に使用される鋼材（SM490YB，板厚 13㎜），およびその溶接熱影響部及び溶接金属部が，①単調引張予歪を受けた場合，②一方向繰返し定振幅予歪を受けた場合，③定歪振幅タイプ及び 歪漸増タイプの正負交番圧縮・引張繰返し予歪を受けた場合の，シャルピー吸収エネルギー，硬さ，引張強さ，降伏点などの材質変化を実験的に確認した．得られた結果を要約すると以下のようになる．

(1) 母材，熱影響部及び溶接金属部ともに塑性予歪の増加とともに硬さ Hv(98)は上昇した．その上昇量の最大値は Hv50 程度であった．
(2) 塑性予歪の増加とともに，降伏点及び引張強さは上昇した．特に降伏点の上昇量は顕著で，母材，溶接金属部，熱影響部の順に大きく，母材の降伏点上昇量の最大値は 330MPa 程度であった．引張強さは，部位による上昇量の差は少なく，最大で 150MPa 程度であった．
(3) 塑性予歪の増加に伴い，シャルピー吸収エネルギー遷移温度，破面遷移温度はともに上昇した．遷移温度は塑性予歪 10%付近まで上昇し，それ以上，塑性予歪が増加しても，遷移温度はほとんど上昇しなかった．上昇量の最大値は約 30℃程度であった．

以上の結果から，予歪付与材の硬さ，耐力，引張強さ，エネルギー遷移温度や破面遷移温度などはいずれも鋼材の特性値よりも大きくなり劣化した．その増加傾向は，予歪量が比較的小さい範囲で急激に上昇するが次第にその上昇傾向が低下した．これらの材質変化は，母材，溶接熱影響部，溶接金属部ともに共通の傾向が見られ，また，本実験で得られた結果は Table 2.5 および Fig.2.22～2.24 に示したように，(社)日本溶接協会 WES TR 2808:2000 [7]に示される予歪による材質変化特性式で比較的良く推定できることが分かった．

Table 2.5 Symbol in Fig. 2.22~2.24.

Type of prestrain			Base matal	Heat-affected zone	Weld metal
Uniformly tensile prestrain			□	◇	△
Repeated tensile prestrain			■	◆	▲
Compressive-tensile cyclic prestrain	Constant strain amplitude	Without distinction	○		
		Finally tensile	×		
		Finally compressive	*		
	Gradually increasing strain	Without distinction	●		
		Finally tensile	■		
		Finally compressive	★		

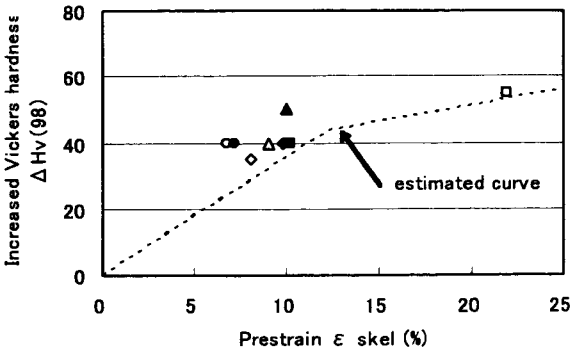
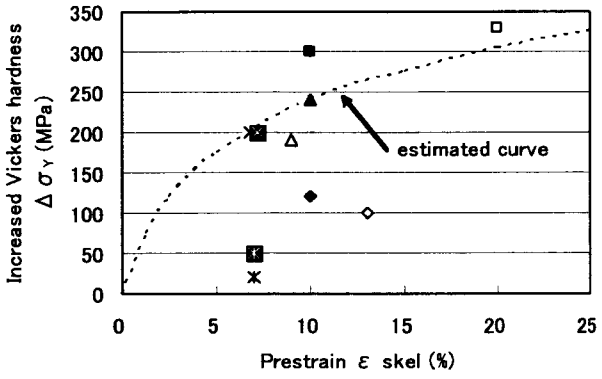


Fig. 2.22 Comparison between experimenntal Vickers hardness changesand estimated curve[5] due to prestrain.



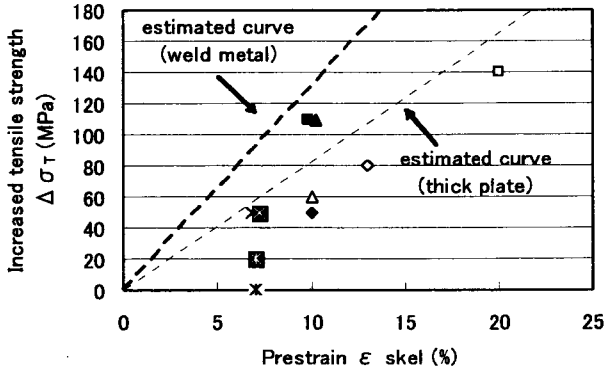
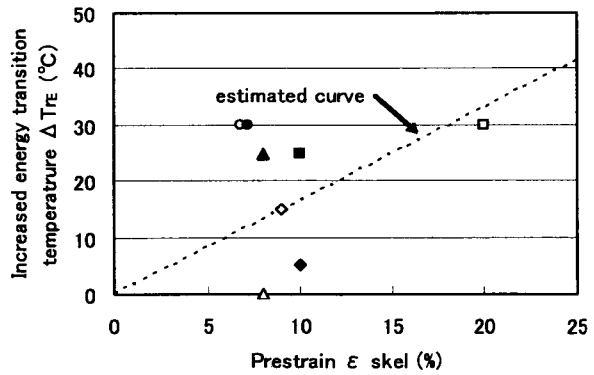


Fig. 2.23 Comparison between experimental proof stress and tensile strength changes and estimated curve[7] due to prestrain.



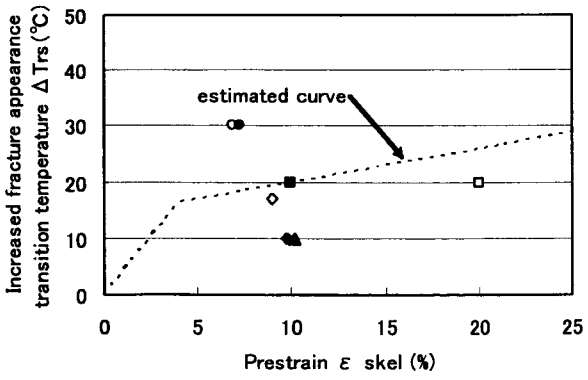


Fig. 2.24 Comparision between experimental energy transition temperatrure and fracture appearance transition temperature changes and estimated curve[5] due to prestrain.

第３章　構造用鋼の延性き裂発生挙動に及ぼす予歪の影響

３．１　緒 言

先の兵庫県南部地震により各種鋼構造物にこれまでに類を見ない脆性的な破壊事例が多々見られた．著しい溶接欠陥の存在や靭性が極端に小さな材料の場合を除いて，これらの多くは，地震による繰返し負荷過程において接合部などの応力・歪集中部から延性き裂が発生し，それを起点として脆性破壊に至るという破断形態も多く見られた．したがって，甚大な被害をもたらす脆性的な破壊の回避のためにも，大規模地震荷重下での鋼構造物の延性き裂発生限界を評価することが重要である．そのため，このような構造的・形状的不連続によりもたらされる応力・歪場が鋼材の延性き裂発生挙動にどのように影響を及ぼすのか，さらには地震などによる繰返し負荷，すなわち繰返し予歪がもたらす影響を明らかにすることが必要である．

延性き裂の発生に関する研究は従来から多くなされており，比較的介在物の多かった従来の鋼材では一般に鋼材中に存在する第二相粒子を起点としてボイドが発生し，それが成長・連結することにより生じる．更に，このような発生ボイドの成長は応力多軸度によって促進されることが理論的にも導かれており，延性き裂の発生限界が多軸応力場では小さくなるという実験的検証結果が数多く報告されている．しかし，これらは 1) ボイドが発生し，その後のボイドの成長に注目したものであること，2) 更に鋼材表面からのき裂の発生への適用性に関しては十分な検討がなされていない．また，3) いずれも繰返し予歪を受けていない鋼素材を対象としたものであり，繰返し予歪を受けた鋼材のき裂発生特性は必ずしも明らかにされていない．

そこで本章では，部材の延性き裂発生挙動，特にこれまでに十分な検討がなされていない鋼材表面からき裂が発生する場合の延性き裂発生挙動をも明らかにすることを目的として，応力・歪場を変化させるために種々の円周切欠きを設けた小型引張試験片を用い，応力・歪場が延性き裂発生挙動に及ぼす影響について検討を行う．更に，地震などによる繰返し負荷が延性き裂発生挙動に及ぼす影響の基礎的検討として，圧縮負荷により塑性歪を受けた部材が，その後負荷の反転により引張負荷を受ける場合の延性き裂発生挙動について圧縮歪量（圧縮予歪量）の影響にも注目した検討を行う．

３．２　実験目的及び実験方法

３．２．１　実験目的

各種構造物が地震などにより繰返し負荷を受ける場合を想定し，鋼材の延性き裂発生特性を明確にするための基礎的検討として，丸棒引張試験を実施し，詳細な延性き裂発生挙動の観察を行う．

実験は，平滑丸棒引張試験片および応力・歪場を変化させることを目的とした 4 種類の円周切欠きを設けた丸棒引張試験片による引張試験を実施し，変形・破断特性及び延性き裂発生挙動に及ぼす応力・歪場の影響について詳細な観察を行う．更に，予歪材に対して同じ形状・寸法の引張試験を実施し，圧縮予歪が延性き裂発生挙動に及ぼす影響について，予歪による応力・歪特性の変化にも注目し

て検討を行う．

3．2．2　供試材及び試験片形状

供試鋼材として Table 3.1 及び Table 3.2 に示す板厚 t = 13mm の溶接構造用圧延鋼材 SM490YB 鋼を用いた．延性き裂発生挙動に及ぼす応力多軸度の影響を検討するために，Fig. 3.1 に示すように平行部直径 6mm の平滑丸棒引張試験片（以後，平滑材と称す）に加えて，平行部直径が平滑材と同じ 6mm で 4 種類の形状の円周切欠きを設けた円周切欠き付丸棒引張試験片を用いた．なお，切欠き形状は切欠き底半径 R が 2mm のもの（以後，R2 材と称す），1mm のもの（以後，R1 材と称す）の U 型タイプのもの，0.2mm のもの（以後，R0.2 材と称す），0.1mm のもの（以後，R0.1 材と称す）の V 型タイプのもの，合計 4 種類を用意し，実験に供した．

Table 3.1 Chemical composition of SM490YB steel used.

Chemical composition (%)											
C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr	Mo	V	B	Ceq
0.17	0.33	1.37	0.018	0.018	0.01	0.07	0.06	0.008	0.002	0.0001	0.43

C_{eq}=C+Mn/6+Si/24+Ni/40+Cr/5+Mo/4+V/14

Table 3.2 Mechanical properties of SM490YB steel used.

Mechanical properties				
σ_Y (MPa)	σ_T (MPa)	YR (%)	ε_T (%)	El. (%)
344	540	64	17.6	31

σ_Y : Lower yield stress , σ_T : Tensile strength, YR : σ_Y/σ_T,

ε_T : Uniform elongation , El. : Elongation (G.L.=36mm, Dia.=6mm)

3．2．3　予歪付与方法及び試験片採取要領

鋼材が地震などにより繰返し負荷，すなわち繰返し予歪を受けた場合の鋼材の延性き裂発生挙動に及ぼす影響の基礎的検討として，5%，10%及び 25%の一軸圧縮塑性歪を付与した丸棒引張試験片（C5%材，C10%材及び C25%材）を用意し，実験に供した．また，比較のために 20%引張予歪材（T20%材）の実験も行った．なお，試験片形状は素材の実験に用いたものと同じ Fig. 3.1 に示す形状・寸法の 5 種類の試験片を作成した．

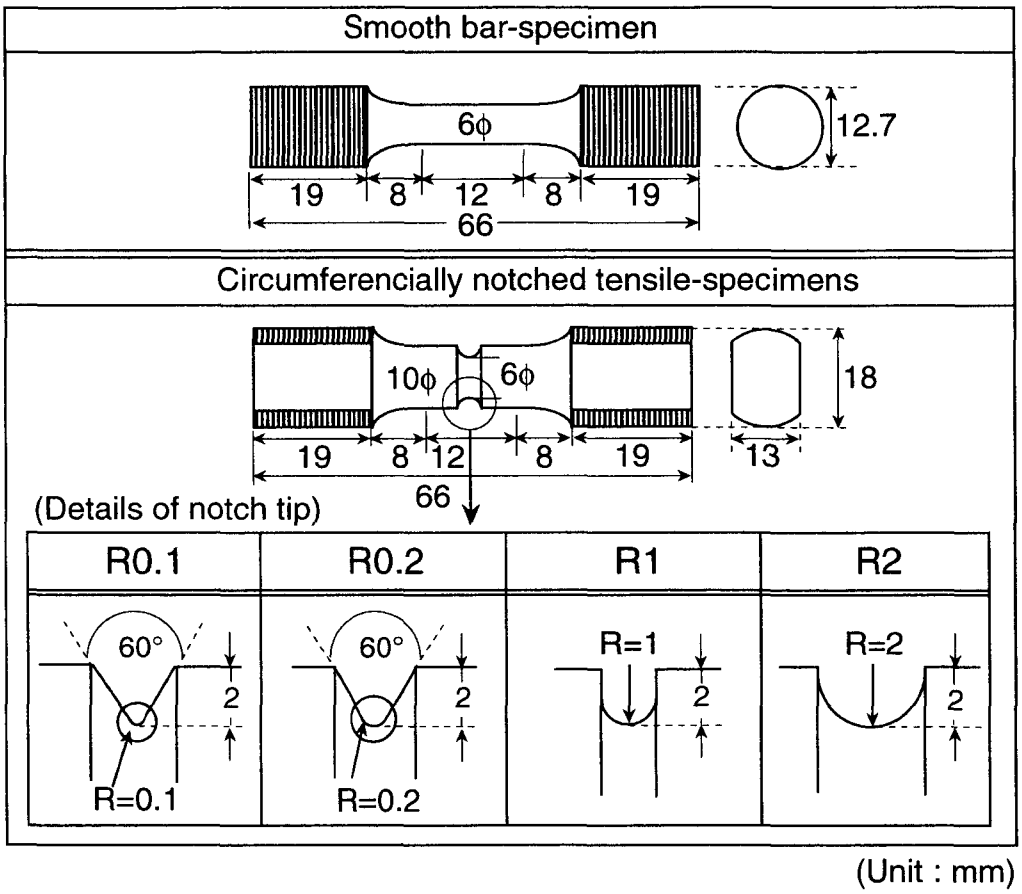


Fig. 3.1 Geometry and size of smooth bar tensile specimen and circumferentially notched tensile specimens.

圧縮予歪の付与方法はFig. 3.2に示す手順で行った．まず，溶接構造用鋼圧延板から長手方向が板ロール方向になるように円柱材を採取した．円柱材の初期高さL_0は圧縮予歪 5%のものは 23mm，10%のものは24mm，25%のものは27mmとして採取した．次に，引張試験機に変位計を備え付け，変位を確認しながら手動で円柱材に圧縮負荷を付与した．予歪量は円柱材の高さ L の変化量から真歪をとり，残留圧縮予歪がそれぞれ5%，10%，25%になるように弾性域も考慮して制御した．

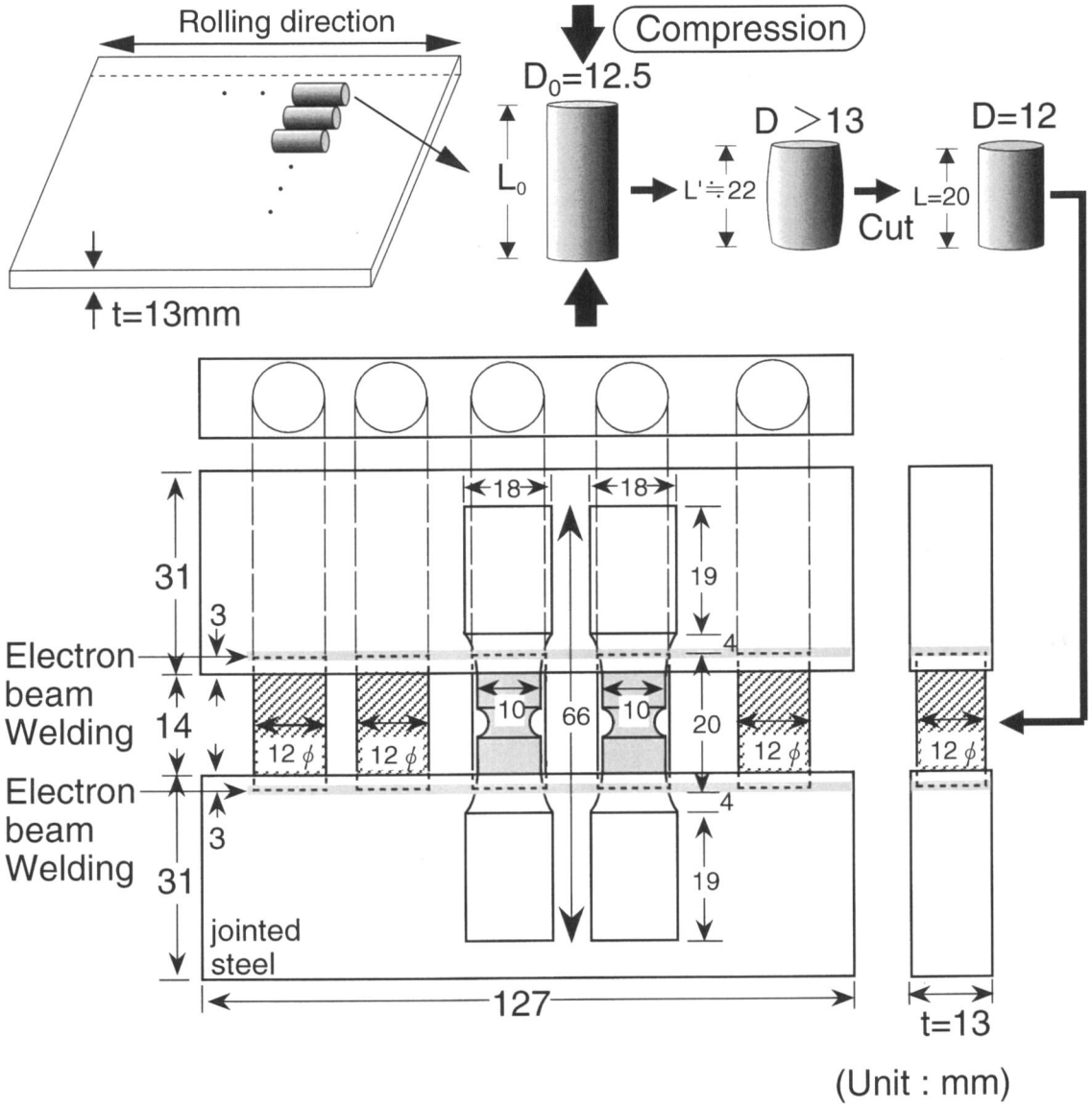
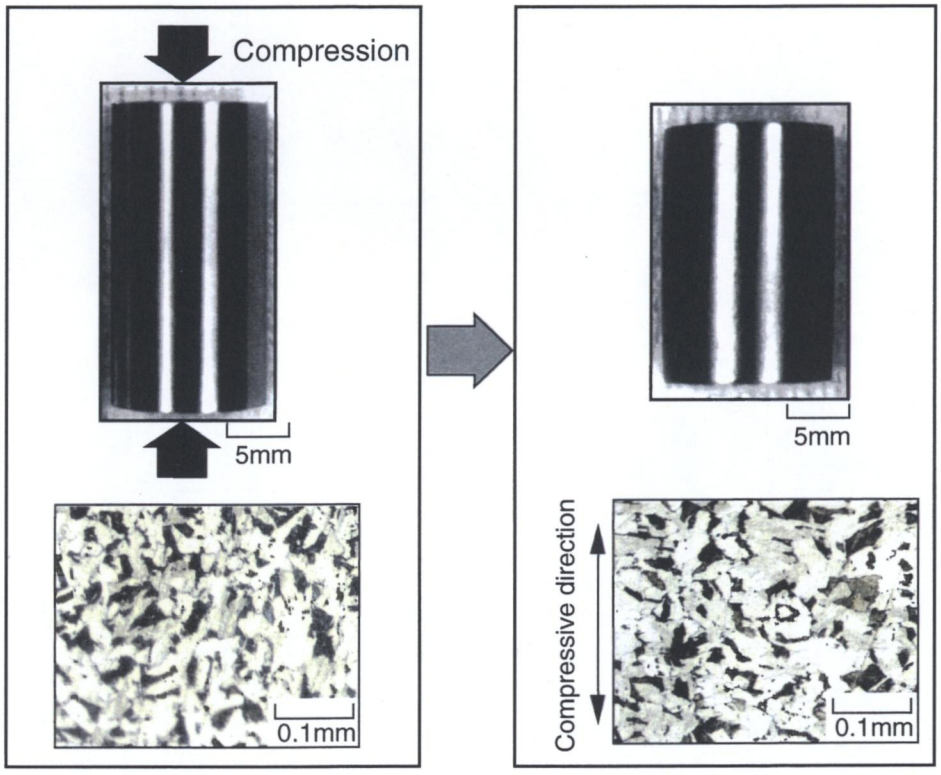


Fig. 3.2 Procedure for compressive prestraining and preparation of testing specimens.

Fig. 3.3 に圧縮前の円柱材と圧縮後（圧縮予歪 25%）の円柱材の全体写真と円柱材中央断面部の組織写真を示す．これより圧縮された円柱材はわずかに樽型になっているが，本実験手法により 25%程度までの圧縮予歪を試験片全体にほぼ均一に付与することができた．次に，圧縮予歪を付与した円柱材を直径 12㎜，長さ 20㎜ の円柱に再加工した後，被接合体に埋め込み，電子ビーム溶接により接合し，そこから Fig. 3.1 に示す形状の丸棒引張試験片を採取した．

引張予歪材の付与方法は，溶接構造用鋼圧延板を圧縮予歪材と同様に板ロール方向に残留引張予歪が 20%になるように一様に引張った．一様伸びの範囲内にほぼ収まるため，引張予歪材についても板全体にほぼ均一に引張予歪が付与できた．



(a) Virgin.　　(b) 25% compressive prestrain.

Fig. 3.3 Microstructure of steel used and that compressive prestrain in 25%.

3．2．4　実験方法及び観察方法

Fig. 3.1 に示した丸棒引張試験片を対象として，Fig. 3.4 に示すような引張試験機を用いて室温で

引張試験を実施した．試験中の変位速度は基本的に 0.3mm/min で試験を行い，荷重 P 及び試験機のクロスヘッド変位 D_X を自動計測・記録した．また，試験中は延性き裂発生挙動及び変形挙動を観察するために，Fig.3.4 に示す位置に CCD 搭載マイクロスコープを固定し，試験片を観察（倍率 25 倍）及び録画した．延性き裂発生時期の特定は，後述するように平滑材，R2 材及び R1 材においては試験片中央部からき裂が発生するため，試験片が破断するまでの様々な負荷歪レベルで除荷試験を行い，除荷後の試験片の中央縦断面を SEM により詳細に観察することによりき裂発生挙動の把握及びその発生負荷レベルの特定を行った．また，R0.2 材及び R0.1 材に関しては，後述するように試験片の切欠き底表面からき裂が発生するため，マイクロスコープによる観察で明らかにき裂の発生が観察された負荷歪レベルと，その負荷歪レベルよりも低い数レベルで除荷試験を行い，平滑材，R2 材及び R1 材と同様に試験片の中央縦断面を観察し，き裂発生負荷レベルの特定を行った．

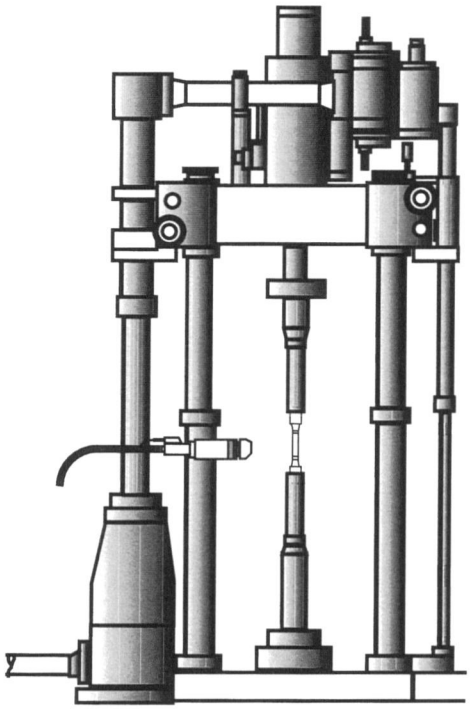


Fig. 3.4 Testing machine used for round-bar tension test.

なお，試験片の中央縦断面の観察方法は，Fig.3.5 に示すように除荷した後の丸棒引張試験片を適当な大きさに切断し，それを樹脂に埋めて研磨した後，中央部近傍の断面の様子を SEM により観察した．断面観察は研磨と SEM 観察を繰返して行うことによって，中央近傍の数段階の断面を詳細に観察した．

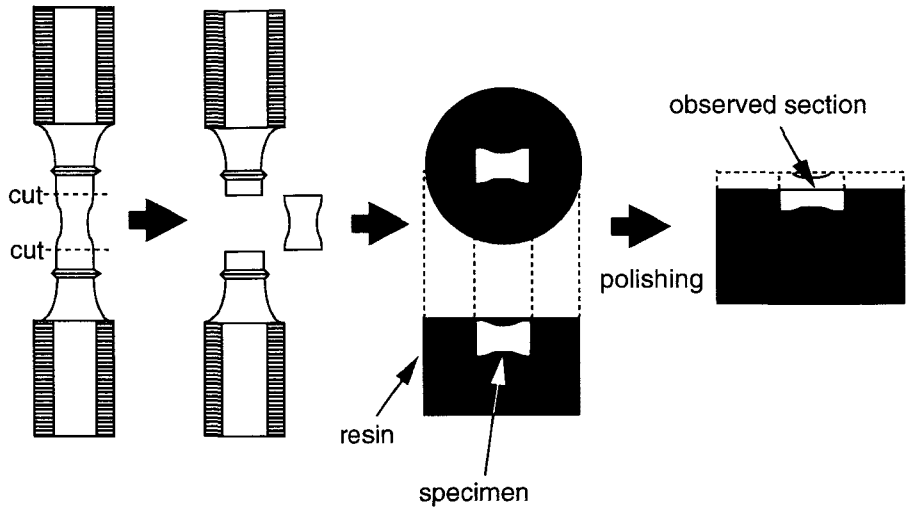


Fig. 3.5 Method for preparing test piece to observe from unloaded specimen.

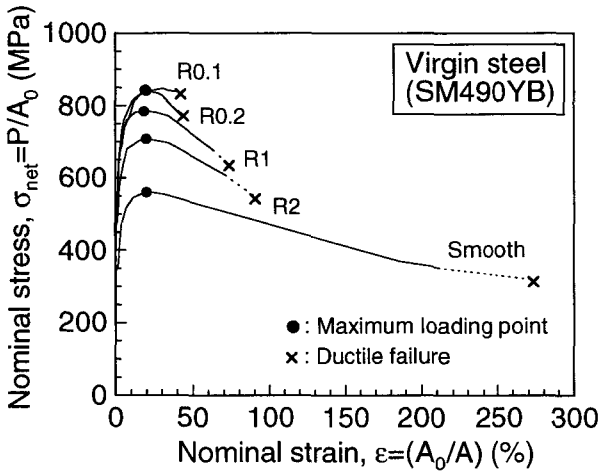
３．３　変形・破断特性に及ぼす試験片形状及び予歪の影響

３．３．１　試験片形状の影響

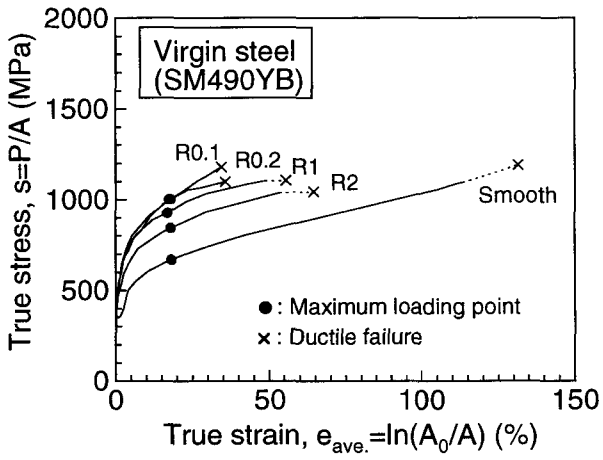
素材を対象とした全ての試験片の引張破断試験を行い，それにより得られた公称応力σ_{net}（$=P/A$）－公称歪$\varepsilon_{ave.}$（$=(A_0-A)/A$）関係及び真応力 s（$=P/A$）－真歪 e（$=\ln(A_0/A)$）関係を Fig. 3.6 に示す（A_0：初期断面積，A：試験中にマイクロスコープにより計測された最小断面直径から算出される面積）．ここで示す応力-歪曲線の実線の最終点は一定試験速度（0.3mm/min）のもとマイクロスコープにより試験片の最くびれ部の直径変化を測定し得る最終点で，破線部分は破断後に試験片を突合せて計測した直径から求めた破断点とマイクロスコープによって計測し得た点を結んだものである．

これらをみると，切欠き底半径の減少に伴う応力多軸度の上昇とともに最大荷重の値が大きくなっており，また，最小断面内の平均真歪 e（$=\ln(A_0/A)$）で評価する破断延性は小さくなっていることが分かる．なお，平滑材，R2 材，R1 材，R0.2 材及び R0.1 材ともに破断時の歪は破断後の試験片を突合せて最小断面部の直径を測り，その値から算出したものである．切欠き形状の違いが最高荷重及び破断延性に及ぼす影響をまとめたものを Fig. 3.7 及び Fig. 3.8 に示す．なお，平滑材の切欠き半径は無限大（∞）として整理してある．

また，切欠き形状の違いが丸棒引張試験片の破断挙動に及ぼす影響を把握するために，破断させた試験片の破断面をSEMにより観察した．平滑材，R2材及びR1材では典型的なカップ・アンド・コーン型の破面を呈しており，破面中央部近傍は等軸ディンプルであり，比較的大きなボイドとその間には無数の微小なボイドが観察された．その観察結果の一例としてR2材の破面をFig. 3.9 (a) に示す．一方，切欠き底半径の小さなR0.2材及びR0.1材の観察結果の一例として，R0.1材の破面をFig. 3.9(b)に示すが，試験片中央部からのき裂発生が確認された平滑材，R2材及びR1材とは異なった破断形態で，カップ・アンド・コーン型の破面を呈さず，破面全体が平坦であった．引張試験中にマイクロスコープにより延性き裂の発生が観察された切欠き底表面近傍では，強せん断帯に沿ったと思われるせん断的な破面が観察され，切欠き底から少し離れたところで大きなボイドが観察された．



(a) Nominal stress - nominal strain curve.



(b) True stress - true strain curve.

Fig. 3.6 Effect of specimen geometry on nominal stress - nominal strain and true stress - true strain curves for virgin steel.

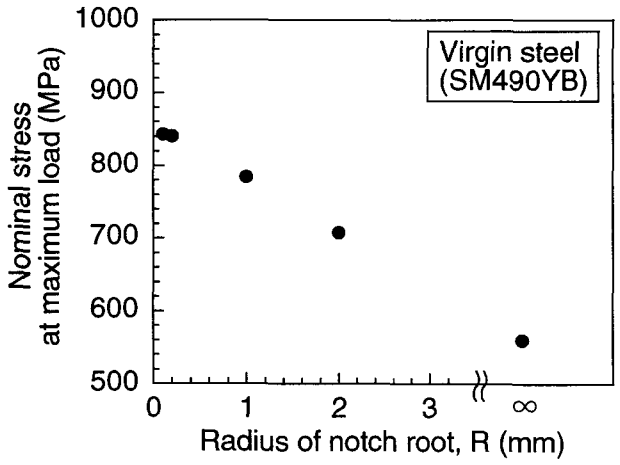


Fig. 3.7 Effect of specimen geometry on nominal stress at maximum loading point.

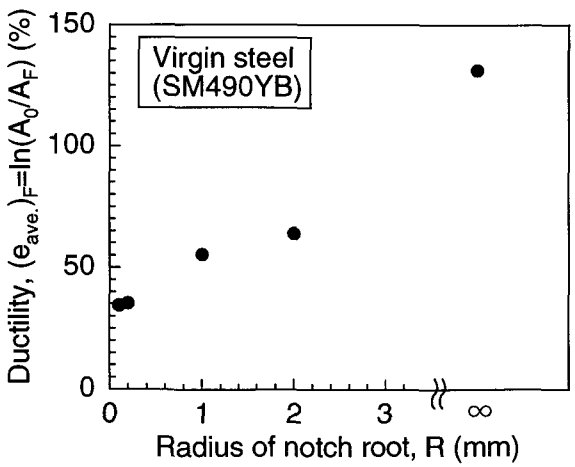
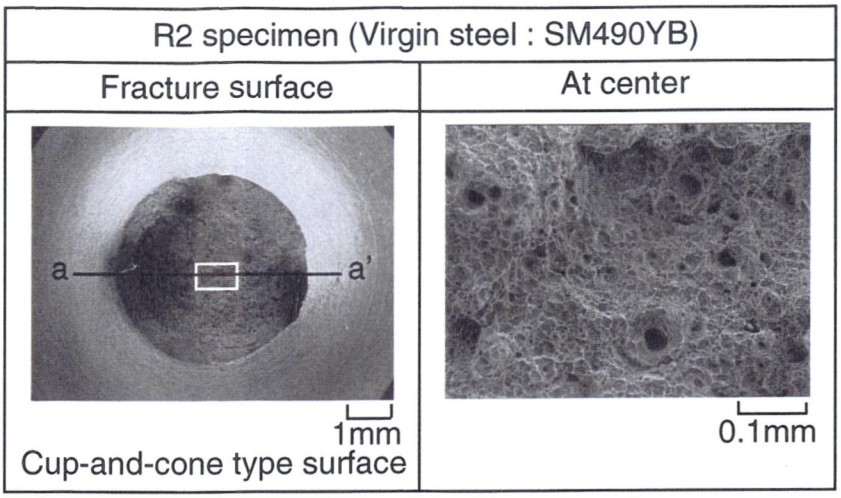
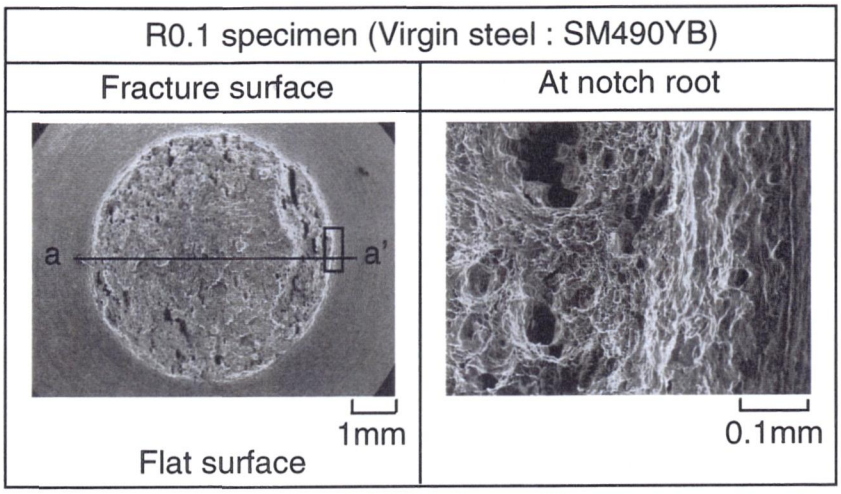


Fig. 3.8 Effect of specimen geometry on ductility, $(e_{ave.})_F$.



(a) R2 specimen.



(b) R0.1 specimen.

Fig. 3.9 Effect of specimen geometry on fracture surface.

３．３．２　予歪の影響

Fig. 3. 10 は素材及び圧縮，引張予歪材の平滑丸棒引張試験片の引張試験より得られた真応力-真歪関係を示したものである．図中の C5%, C10%, C25%は圧縮予歪材，T20%は引張予歪材を意味しており，それぞれ予歪量だけ原点を移動させて示してある．これを見ると引張予歪材の応力-歪曲線は，降伏開始から破断に至るまでの全歪範囲でほぼ素材の曲線と一致しているのに対して，圧縮予歪材では明瞭なバウシンガー効果が見られ，引張予歪材と比べて降伏点が低くなっている．このように，同じ予歪量でも圧縮予歪材と引張予歪材では加工硬化特性が異なるということが分かる．

Fig. 3. 11 は予歪が破断延性に及ぼす影響についてまとめたものである．これを見ると，予歪付与過程が圧縮・引張に関わらず，鋼材に予歪が付与されることによって破断延性値が低下するが，その低下の度合いは圧縮予歪材と引張予歪材で相違が見られることが分かる．これまで報告されている多くの実験結果と同様に，引張予歪材では予歪量だけ破断延性値が低下するのに対して，圧縮予歪材ではその低下量は引張予歪材と比較して小さくなっている．この原因については後に検討する．

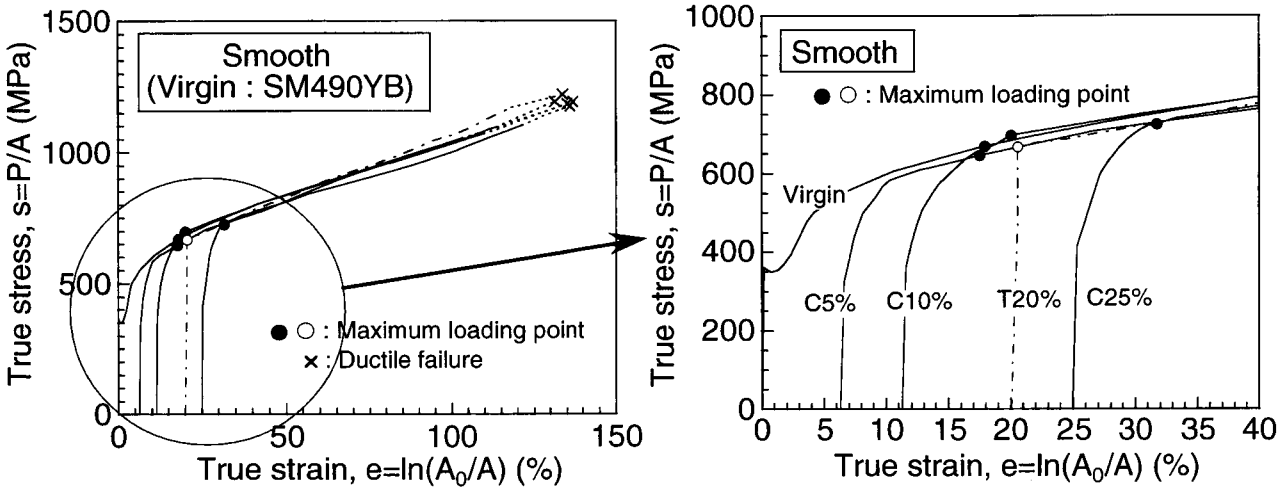


Fig. 3.10 True stress - true strain curves obtained by tension tests of smooth specimens for virgin and compressive/tensile prestrained steels.

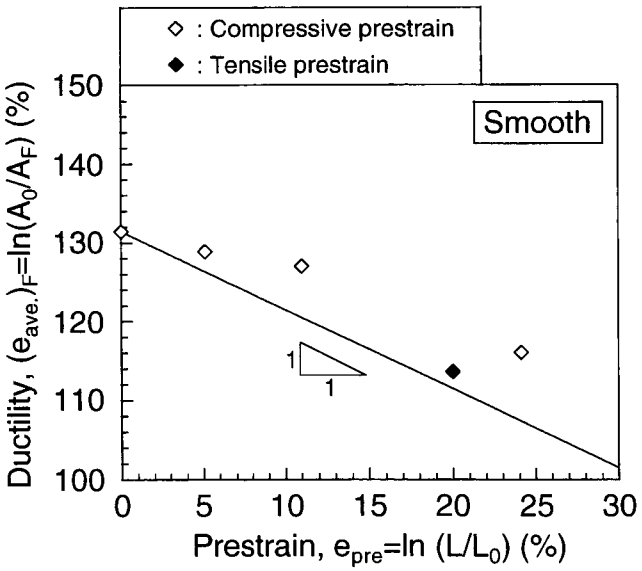
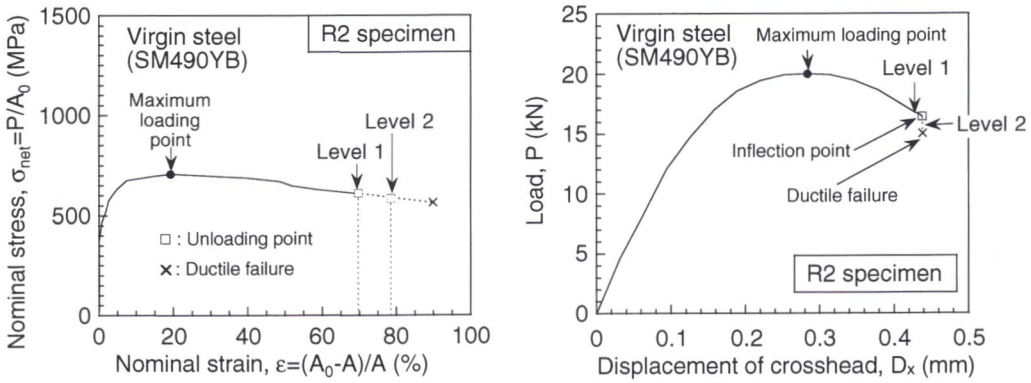


Fig. 3.11 Effect of prestrain on ductility, $(e_{ave.})_F$.

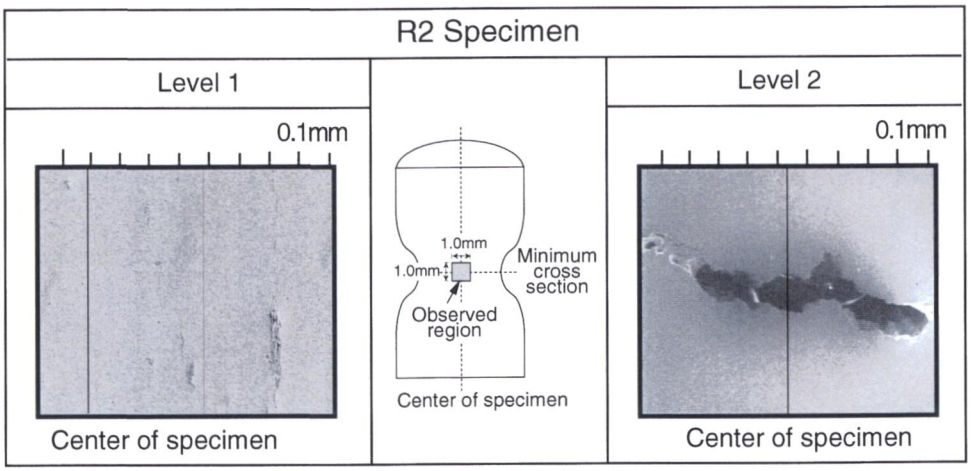
3．4　鋼材の延性き裂発生挙動

3.3節における破断面のSEM観察のみでは鋼材の延性き裂の発生挙動及び延性き裂発生時期を明確に把握することができないことから，素材の全ての試験片に対して試験片が破断するまでの様々な負荷歪レベルで除荷試験を行い，除荷後の試験片の中央縦断面をSEMにより観察し，鋼材の延性き裂の発生挙動及び延性き裂発生時期に関する詳細な検討を行った．

カップ・アンド・コーン型の破断形態を示した試験片の代表例として，R2材の観察結果をFig. 3.12に示す．Fig. 3.12 (a)，(b) はそれぞれ公称応力σ_{net}-公称歪$\varepsilon_{ave.}$関係及び荷重P-クロスヘッド変位D_X関係を示したものである．Fig. 3.12 (b) から分かるように荷重P-クロスヘッド変位D_X関係においては，破断直前において急激な断面減少によって生じる屈曲点が見られた．この屈曲点直前 (Level 1) と屈曲点以降 (Level 2) で荷重を除荷し，除荷後の試験片の中央縦断面をSEMにより観察を行った結果をFig. 3.12 (c) に示す．これより屈曲点直前のLevel 1ではき裂の発生は観察されないのに対して，屈曲点以降のLevel 2ではくびれ底断面の中央部でボイドの発生・連結によりき裂が発生したと思われる．なお，平滑材及びR1材でも同様の結果が得られた．



(a) Nominal stress - nominal strain curve.　*(b) Load P - displacement of crosshead D_x curve.*



(c) Micrographs of the sectioned specimens near the center of specimen at two loading levels corresponding to those in (a) and (b).

Fig. 3.12 Ductile crack initiation behavior of R2 specimen for virgin steel.

更に，これらの試験片中央部からの延性き裂の発生が観察された試験片の延性き裂発生挙動をより明確にするために，発生初期の延性き裂の観察を次のように行った．実験はFig. 3.1に示す試験片と同じ形状・寸法の平滑材，R2材及びR1材をを対象に実施し，き裂発生時である荷重P- クロスヘッド変位D_X関係における屈曲点で荷重を除荷した後，その試験片を液体窒素を用いて脆性破壊させ，その破断面をSEMで観察することによって屈曲点で発生した発生初期の延性き裂を詳細に観察した．その一例としてR2材の破面の様子をFig. 3.13に示す．

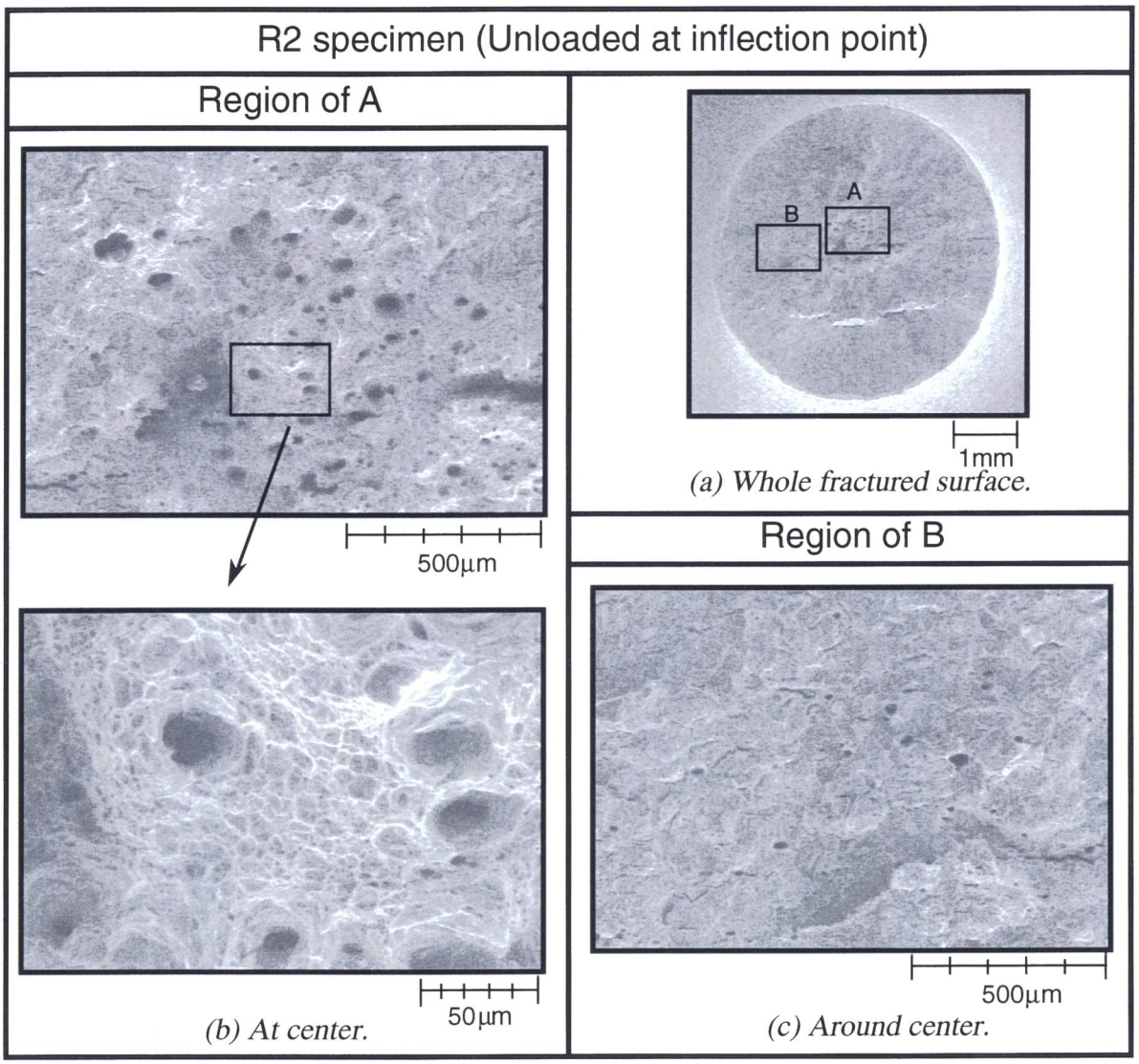
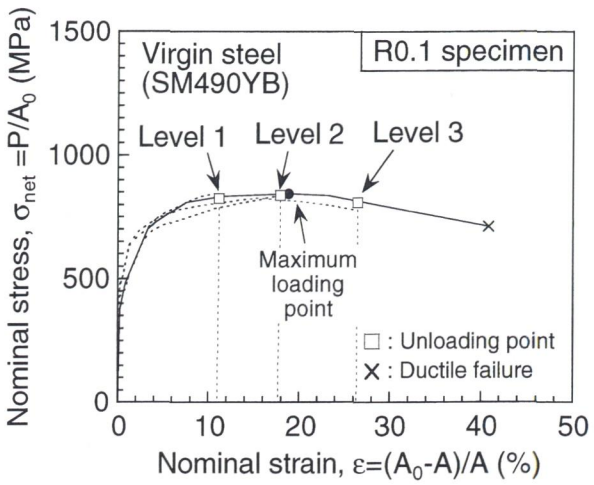


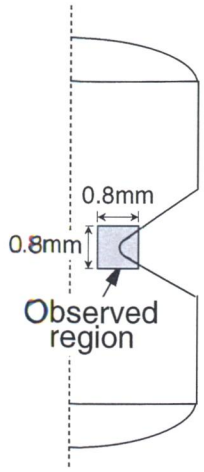
Fig. 3.13 Ductile cracking surface of R2 specimen in virgin steel.

Fig.3.13を見ると，き裂発生位置である破面中央部では多数の等軸ディンプルを伴った延性破面を呈しており，中央部以外はへき開破面であることが分かる．更に破面中央部を詳細に観察すると大きなボイドがいくつか観察され，その大きなボイド間には微小なボイドが多数観察された．へき開面においても比較的大きなボイドは観察されたが，その数は中央部に比べると非常に少ない．すなわち，カップ・アンド・コーン型の破断形態を呈した平滑材，R2材及びR1材では，変形初期から存在するものと考えられる大きな介在物を起点としたボイドが成長するものの，荷重 P-クロスヘッド変位 D_X 関係における屈曲点においてそれよりも大きさが1オーダー程度小さな微小ボイドの発生・連結が延性き裂発生を支配しているものであることが推察された．

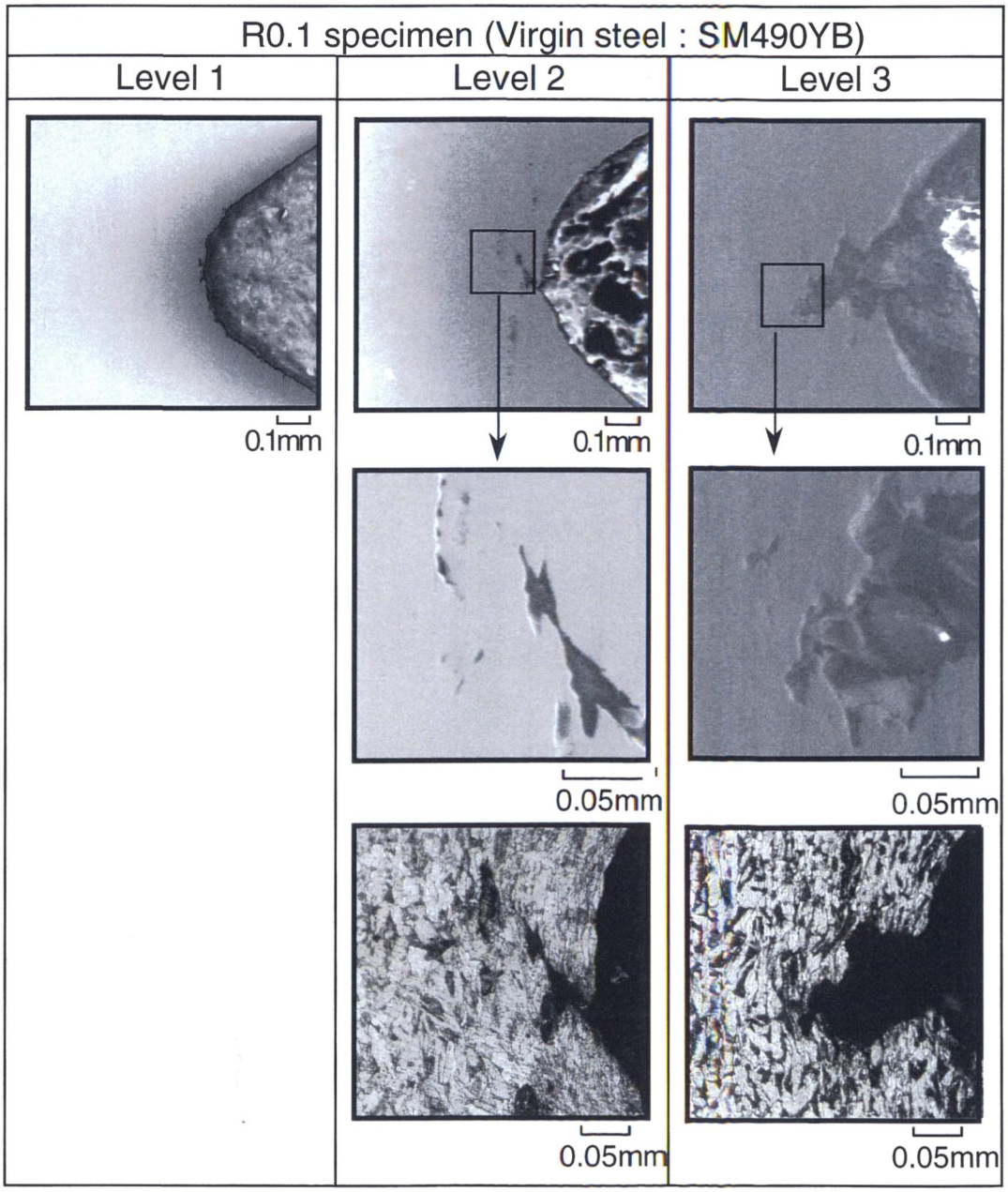
一方，平滑材，R2材及びR1材とは異なる破断形態を呈したR0.2材及びR0.1材では，試験中のマイクロスコープによる観察で最大荷重前後において切欠き底表面からき裂の発生が観察された．そこで，マイクロスコープによる観察で明らかにき裂の発生が観察された負荷歪レベルと，それよりも低い幾つかの歪レベルで除荷を行い，除荷後の試験片の中央断面をSEMにより観察した．その一例を，R0.1材の場合についてFig.3.14に示す．図から，Level 2で切欠き底近傍から45°方向にせん断型の方向性をもったき裂が発生し，負荷の上昇とともにとともにボイドの発生・連結によりき裂が進展していくことが分かる．なお，R0.2材においても同様の傾向が観察された．



(a) Nominal stress - nominal strain curve.



(b) Observed region near pre-notch root.



(c) Micrograph of the cross section around pre-nnotch at three loading levels in (a).

Fig. 3.14 Ductile crack initiation behavior of R0.1 specimen in virgin steel.

そこで，R0.2材及びR0.1材についても延性き裂発生挙動を明確にするために，平滑材，R2材及びR1材と同様の手法により切欠き底表面から発生した初期の延性き裂の観察を行った．これらの試験片では，除荷試験による試験片中央縦断面の観察において方向性をもったき裂が観察された負荷歪レベルで荷重を除荷し，その試験片を脆性破壊させた後，SEMにより破断面を観察した． R0.1材の結果を一例としてFig.3.15に示す．これを見ると，切欠き底表面から少し離れたところ（約0.5mm）で等軸型の微小ボイドや大きなボイドが観察されるが，初期き裂部は平滑なせん断型ディンプルを呈している．これらの観察結果からR0.2材及びR0.1材では，最大荷重前後で切欠き底表面からほぼ主応力方向に対して45°の方向に形成される局所強せん断帯に沿って発生した微小ボイドの成長・連結により延性き裂が発生し，その後は負荷の増加とともにがボイドの発生を伴って進展していくことが明らかになった．

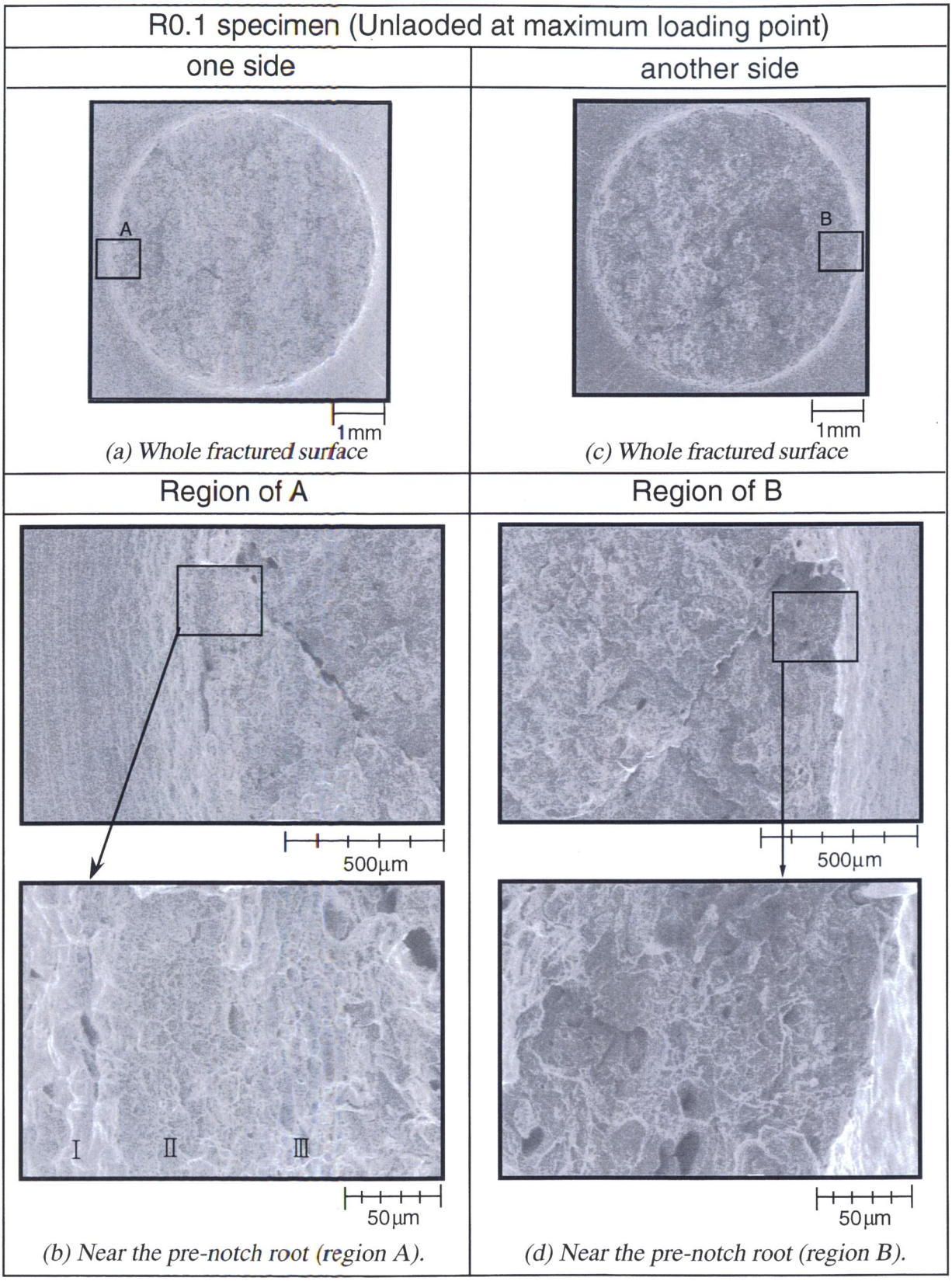


Fig. 3.15 Ductile cracking surface of R0.1 specimen in virgin steel.

以上の実験及び観察より得られた素材の延性き裂発生限界歪($e_{ave.}$)$_I$（き裂発生時の最小断面での無限小標点間真歪）をFig. 3. 16に整理した．なお，R0. 2材及びR0. 1材に関しては，約0. 05mmの延性き裂が観察された歪レベルをき裂発生限界歪と定義した．延性き裂発生限界歪は，延性き裂の発生位置に関わらず，切欠き底半径Rが小さくなるほど低下している．

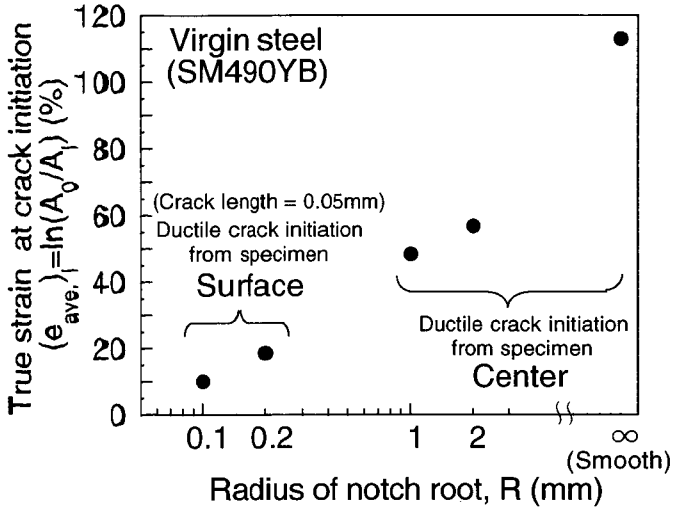
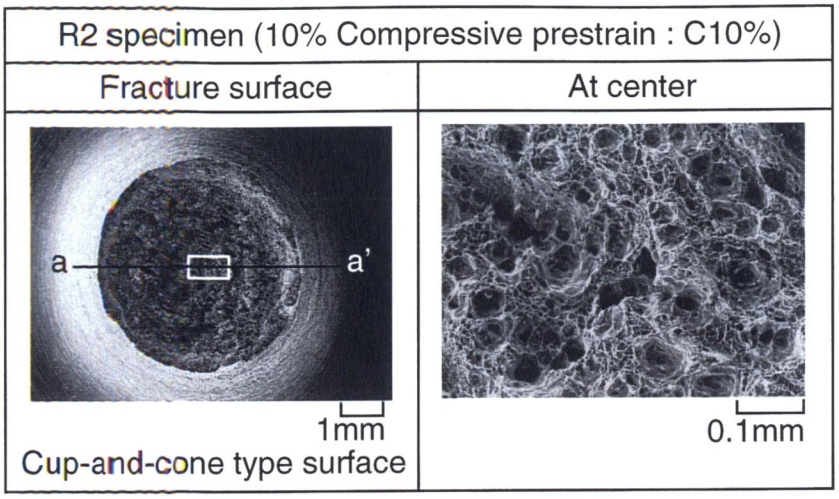


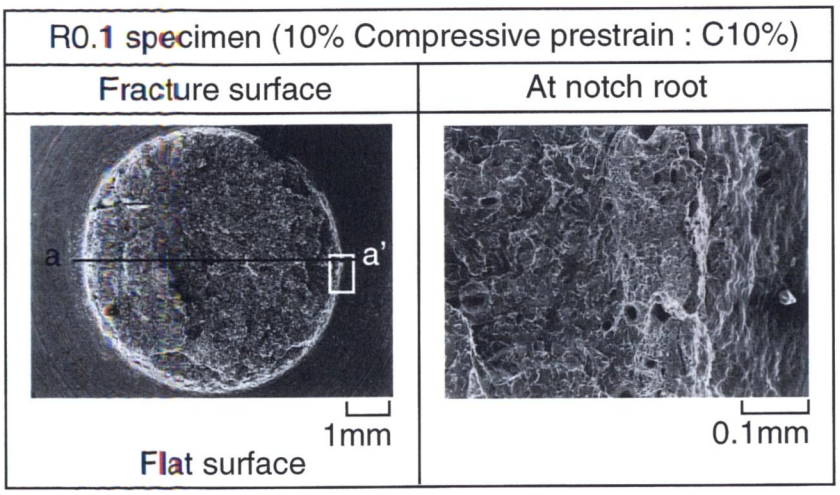
Fig. 3.16 Effect of radius of pre-notch root R on ductile crack initiation strain ($e_{ave.}$)$_I$ in virgin steel.

3．5　延性き裂発生挙動に及ぼす予歪の影響

延性き裂の発生が圧縮予歪であるか引張予歪であるか，及びその予歪量によりどのような挙動を呈するのかについて検討するために，素材と同様の実験及び観察を全ての予歪材を対象に実施した．全ての予歪材において，平滑材，R2材及びR1材では，素材と同様に破断面はカップ・アンド・コーン型の破断形態を呈し，破断面中央部には等軸ディンプルが観察された．圧縮予歪10%を付与したR2材の破断面の結果を一例としてFig. 3. 17 (a) に示す．また，荷重P-クロスヘッド変位D_X関係における屈曲点で試験片中央部において微小ボイドの発生・連結による延性き裂の発生が観察された．一方，同じ圧縮予歪10%を付与したR0. 1材の破断面の結果を一例としてFig. 3. 17 (b) に示すように，素材の場合と同様に破断面は平坦な破面を呈しており，切欠き底表面からせん断型の方向性を持ったき裂が発生し，負荷の上昇とともにそのき裂がボイドと連結することによってき裂が成長していくことが分かった．



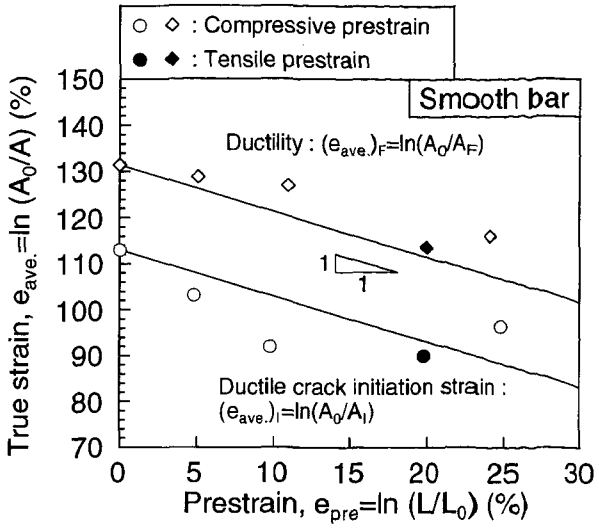
(a) R2 specimen.



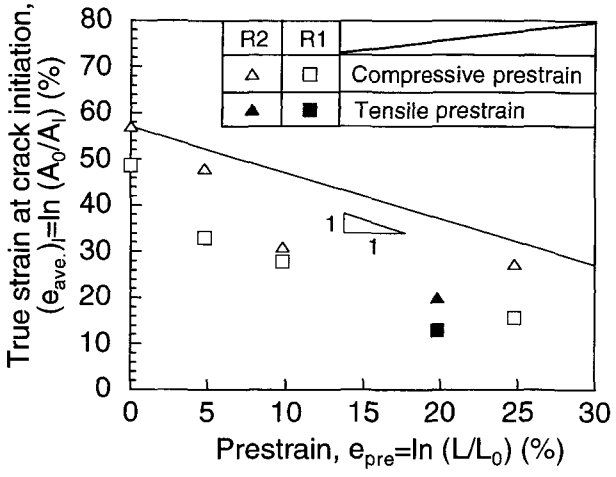
(b) R0.1 specimen.

Fig. 3.17 Effect of specimen geometry on fracture surface in 10% compressive prestrained steel.

以上の観察結果から，き裂発生部位が同じであれば，すなわち，試験片中央部であるかまたは切欠き底表面であるかのいずれであっても，素材と予歪材において延性き裂の発生挙動には相違は見られなかった．Fig. 3. 18 は試験片中央部からき裂が発生した平滑材，R2 材及び R1 材の延性き裂発生限界歪 $(e_{ave.})_I$ に及ぼす予歪の影響を示したものである．(a)図には平滑材の $(e_{ave.})_I$ と同時に破断後の断面積から算出される破断歪 $(e_{ave.})_F$ を示している．これより，延性き裂発生限界歪 $(e_{ave.})_I$ は，同じ予歪量で比較すれば引張予歪材に比べて圧縮予歪材の方が延性き裂発生限界の低下量は小さくなる傾向にある．破断歪 $(e_{ave.})_F$ は延性き裂発生限界歪 $(e_{ave.})_I$ に比べて大きいが，引張及び圧縮の予歪による影響の傾向はき裂発生限界歪 $(e_{ave.})_I$ と同様である．これらの予歪及びその付与方向が限界歪に及ぼす影響の原因については後に検討するが，バウシンガー効果とそれに伴う加工硬化特性の相違が一因であると考えられる．



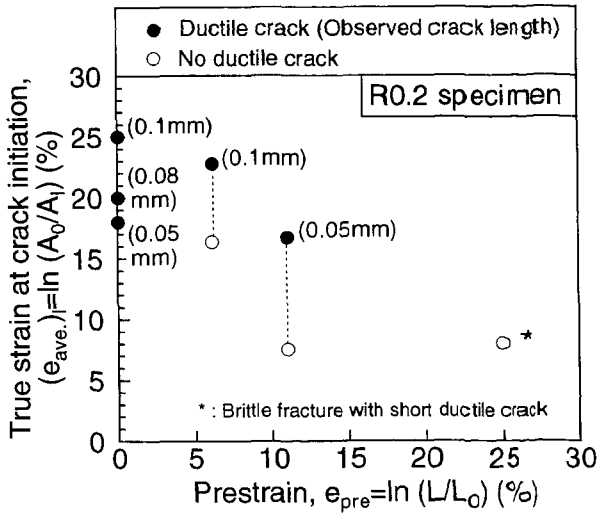
(a) For smooth specimens.



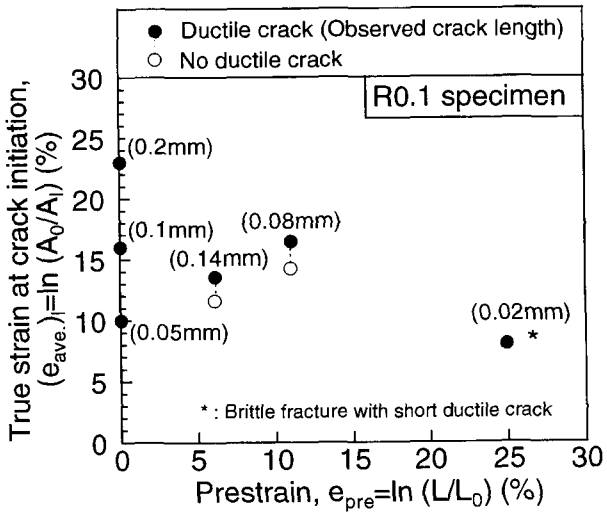
(b) For R2 and R1 specimens.

Fig. 3.18 Effect of the amount of prestrain and its dependency of prestraining direction, compression or tension, on critical strain $(e_{ave.})_I$ to initiate ductile crack from specimen center.

また，Fig. 3. 19 は表面からのき裂の発生が観察された R0. 2 材及び R0. 1 材に関して，延性き裂発生限界歪$(e_{ave.})_I$に及ぼす予歪の影響を示したものであるが，表面からき裂が発生する場合においても，同じ長さのき裂を呈するときの限界歪は圧縮予歪量の増加とともに低下する傾向にあることが分かった．



(a) For R0.2 specimens.



(b) For R0.1 specimens.

Fig. 3.19 Effect of the amount of compressive prestrain on critical strain $(e_{ave.})_I$ to initiate ductile crack from specimen surface.

3．6 結 言

本章では，平滑材及び応力・歪場を変化させるために4種類の円周切欠きを設けた丸棒引張試験片を素材，圧縮予歪（5%，10%，25%）材及び引張予歪20%材それぞれに対して用意し，切欠き形状・寸法による応力・歪場の相違及び予歪量と予歪付与方向の相違が延性き裂発生挙動に及ぼす影響について検討した．

(1) 素材の全ての丸棒引張試験から，切欠き底半径の減少に伴う応力多軸場の上昇とともに最大荷重の値は大きくなり，また，最小断面内の平均真歪 $e(=\ln(A_0/A))$ で評価した破断延性は小さくなる．また，破断面の観察から平滑材，R2及びR1材ではカップ・アンド・コーン型の破断形態を呈し，破面中央近傍には等軸ディンプルが観察されたのに対し，R0.2材及びR0.1材は破面全体が比較的平坦であった．

(2) 素材及び圧縮・引張予歪材の平滑丸棒引張試験から，圧縮予歪材ではバウシンガー効果が見られ，圧縮予歪材と引張予歪材とでは応力-歪特性が大きく異なった．

(3) 平滑材，R2材及びR1材では，荷重 P-クロスヘッド変位 D_X 関係における屈曲点において，くびれ底断面中央部で微小ボイドの発生・連結により延性き裂が発生することが明らかになった．一方，R0.2材及びR0.1材では，せん断型の方向性を持ったき裂が切欠き底表面から発生し，負荷の上昇とともにそのき裂が微小ボイドと連結することによって進展していくことが明らかになった．

(4) 延性き裂の発生部位が同じであれば素材と予歪材において延性き裂の発生挙動には相違は見られなかった．き裂発生限界歪 $(e_{ave.})_I$ は予歪量の増加とともに低くなり，更に同じ予歪量で比較すれば引張予歪材に比べて圧縮予歪材の方が延性き裂発生限界の低下量は小さくなる傾向にあった．

第４章　鋼材及びその予歪材の延性き裂発生限界条件に関する検討

４．１　緒　言

前章では，鋼材及び予歪材の延性き裂発生挙動を明らかにするために，数種類の円周切欠きを設けた丸棒引張試験片を用いて実験・観察を行った．その結果，切欠き底半径 R の減少に伴う応力多軸度の上昇により延性き裂発生限界歪 $(e_{ave.})_I$ は低下するという結果が得られ，応力多軸場が延性き裂発生に影響を及ぼすことが明らかになった．更に，き裂発生限界歪 $(e_{ave.})_I$ は予歪量の増加とともに低下するが，圧縮予歪材では引張予歪材に比べてその低下量は小さいことも分かった．また，鋼材及び予歪材ともに，切欠き底半径 R が小さくなると切欠き表面からの延性き裂が発生し，部材中央からのき裂発生挙動と異なって強せん断帯に沿った微小ボイドの発生・連結によるき裂発生挙動を呈することが分かった．このように，鋼材に単調増加型の予歪が与えられると，延性き裂発生抵抗が低下し，その低下傾向は異なる応力多軸場をもたらす切欠き寸法によっても異なることが分かった．

一方，基本試験片で得られる延性き裂発生試験結果から，予歪あるいは繰返し負荷を受けるような種々の部材の延性き裂発生限界を予測することは，実構造部材の安全性評価の観点から工業的に重要である．そのためには，部材形状，予歪や繰返し負荷などに依存しない延性き裂発生限界条件すなわちき裂発生クライテリオンを構築する必要がある．

そこで本章では，基本試験片である単調増加型引張負荷を受ける円周切欠き付丸棒試験片の弾塑性有限要素法解析（弾塑性 FEM 解析）を実施し，部材内部の応力・歪場の情報を用いて相当塑性歪と応力多軸度の２パラメータを用いて鋼材の延性き裂発生限界条件の検討を行う．更に，このような延性き裂発生限界条件が繰返し負荷を受ける場合にも適用可能であるかどうか検討するための基礎検討として，第３章で実施した単調増加型の引張あるいは圧縮予歪材の延性き裂発生限界条件としての適用性について検討を行う．予歪材の延性き裂発生限界条件の検討にはバウシンガー効果の力学的特性を考慮する必要が考えられることから，これを考慮した材料構成式を用いた弾塑性 FEM 解析に適用した．

４．２　鋼材の延性き裂発生限界条件に関する検討

本節では，単調増加型引張負荷を受ける基本試験片（円周切欠き付丸棒試験片）の弾塑性 FEM 解析を行い，実験での延性き裂発生位置である部材内部の応力・歪場の情報を把握することにより，相当塑性歪と応力多軸度の２パラメータに注目して鋼材の延性き裂発生限界条件に関する検討を行う．

４．２．１　解析対象及び解析材料

第３章の実験により得られたき裂発生時の無限小標点距離真歪 $e(=\ln(A_0/A))$ は試験片断面内の平均的な歪でしかなく，必ずしも延性き裂を支配する歪量であるとはいえない．また，応力多軸度に関しては Bridgman の簡便式[35]などより求めることもできるが，歪と同様に試験片断面内には応力勾

配すなわち応力多軸度勾配があるために，必ずしも延性き裂発生位置での正確な応力多軸度を与えるものではない．また，試験片の切欠き底半径 Rによって初期延性き裂の発生領域及びき裂発生挙動に相違が見られたことから，延性き裂の発生限界条件を検討するには試験片形状によって異なるき裂発生時の試験片断面内における応力・歪場の情報を正確に把握することが必要であると考えられる．そこで，実験を行った全ての種類の試験片に対して弾塑性 FEM 解析を行った．

解析は汎用有限要素法解析コード ABAQUS Ver. 5.8 を用い，要素には４節点軸対称要素を用いた．第３章で用いた丸棒引張試験片と同じで，平滑材，R2 材，R1 材，R0.2 材及び R0.1 材の５種類に対して，解析を行った．平滑材，R2 材及び R0.1 材に対する要素分割の例を Fig. 4.1 に示す．最小要素寸法は,いずれの切欠き形状のものにおいても切欠き底表面と中央部で同じ 0.03mmX0.03mm としている．また，平滑材についてはくびれ部を中央部に限定するために，図に示すように断面内の応力・歪分布特性に大きく影響を及ぼさない程度に 0.015mm (0.5%) だけ半径を小さくした．

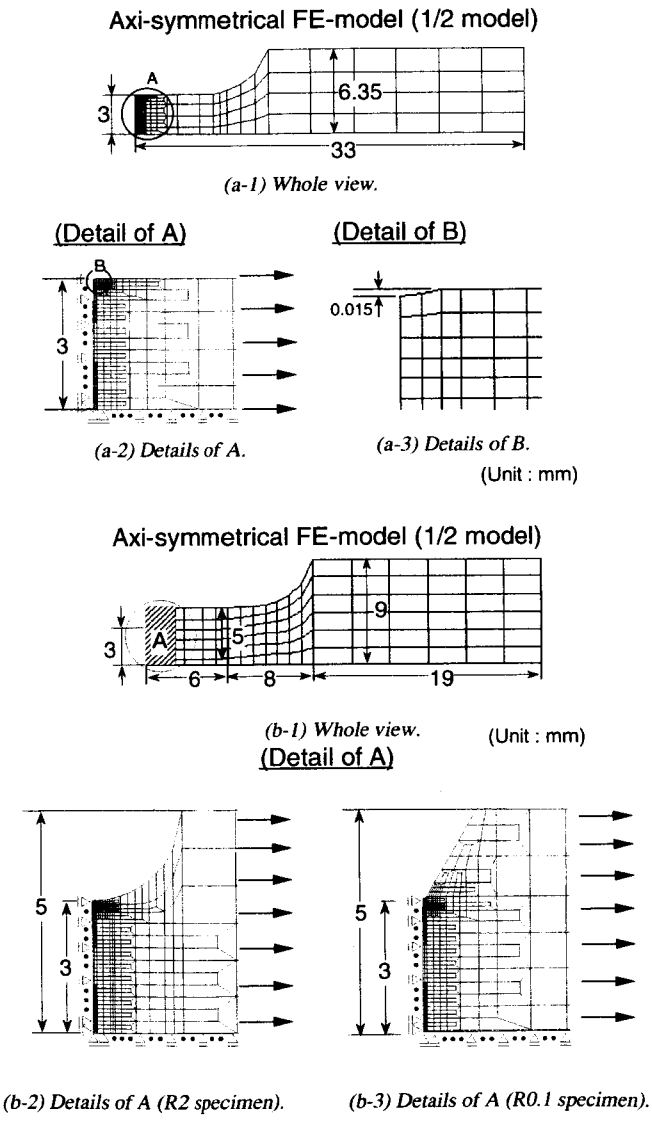


Fig. 4.1 Mesh division of round bar tensile specimens with/without circumferential notch used for FE-analysis.

解析に用いた材料の応力-歪関係は，Fig. 4.2 に示すように平滑材の引張試験から得られた断面変化に基づいた最小断面内平均真応力 $s_z(=P/A)$-真歪 $e(=\ln(A_0/A))$関係をもとに，引張強さ以降は試験片中央断面がくびれて多軸応力状態になることを考慮して，マイクロスコープにより観察，測定したくびれ底部の断面半径 a と曲率半径 Rから，Davidenkov の式[37]を用いて Fig. 4.2 に示すように一軸状態の応力値に補正したものを用いた（巻末 Appendix A 参照).

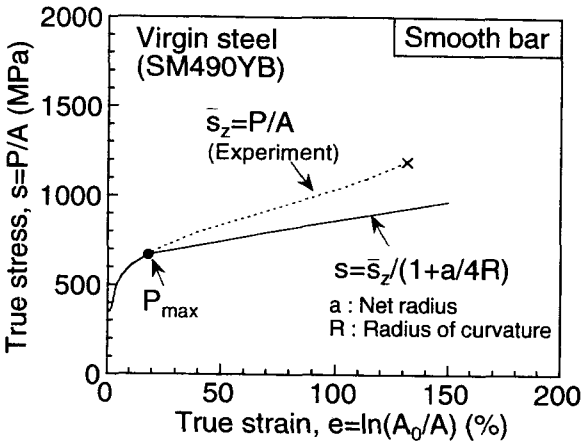


Fig. 4.2 True stress - true strain curve for virgin steel used for FE-analysis.

4．2．2　試験片最小断面部の相当塑性歪及び応力多軸度分布特性

FEM解析で得られた切欠き底最小断面での真応力s-真歪e関係を実験結果と比較した．Fig. 4.3は，例としてR2材の結果を示したものであるが，いずれの試験片においても実験結果と解析結果には良好な一致が見られた．そこで，実験と解析の無限小標点距離真歪e $(=ln(A_0/A)$を対応させることにより，実験で観察されたき裂発生時における試験片最小断面部の歪分布や応力多軸度分布について検討する．実験で試験片中央部からの延性き裂の発生が観察された平滑材，R2材及びR1材の場合の一例として，R2材におけるき裂発生時の試験片最小断面での相当塑性歪と応力多軸度の分布をFig. 4.4(a)に示す．なお，応力多軸度は次式(4.1)及び(4.2)で定義された$\sigma_m/\bar{\sigma}$で与えられるものであり，相当塑性歪は(4.3)式で定義したものである．

$$\sigma_m = \frac{1}{3}(\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3) \tag{4.1}$$

$$\bar{\sigma} = \sqrt{\frac{1}{2}\left\{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2\right\}} \tag{4.2}$$

$$\bar{\varepsilon}_p = \sqrt{\frac{2}{3}\left\{\left(\varepsilon_1^p\right)^2 + \left(\varepsilon_2^p\right)^2 + \left(\varepsilon_3^p\right)^2\right\}} \tag{4.3}$$

ここで，σ_1，σ_2，σ_3は主応力の三成分を，ε_1^p，ε_2^p，ε_3^pは塑性主歪の三成分を示す．平滑材及びR1材とも同様の傾向を呈し，試験片中央部から延性き裂が発生する試験片では，相当塑性歪は切欠き底断面中央部が最も小さく，表面部に近づくにつれて大きくなり，また，応力多軸度は切欠き底断面中央部で最も高くなっている．しかし，相当塑性歪及び応力多軸度ともに延性き裂発生位置である切欠き底断面中央部では勾配はほとんどなく，ほぼ一定の値を呈している．

一方，実験で切欠き底表面からの延性き裂の発生が観察されたR0. 2材及びR0. 1材の場合の一例として，R0. 1材のき裂発生時における試験片最小断面内の相当塑性歪と応力多軸度の分布をFig. 4.4(b)に示す．なお，R0. 2材についても同様の傾向であった．試験片切欠き底表面から延性き裂が発生する試験片では，相当塑性歪は中央部で最も小さく，表面近傍では急激に大きくなり，切欠き底付近で急勾

配となっている．応力多軸度は切欠き底表面では最も小さな値を示し，表面から少し離れたところでピーク値を示していることが分かる．

このようにそれぞれの試験片で半径方向の相当塑性歪や応力多軸度の分布は異なり，これが延性き裂発生位置あるいは発生時期に影響を及ぼすものと考えられる．

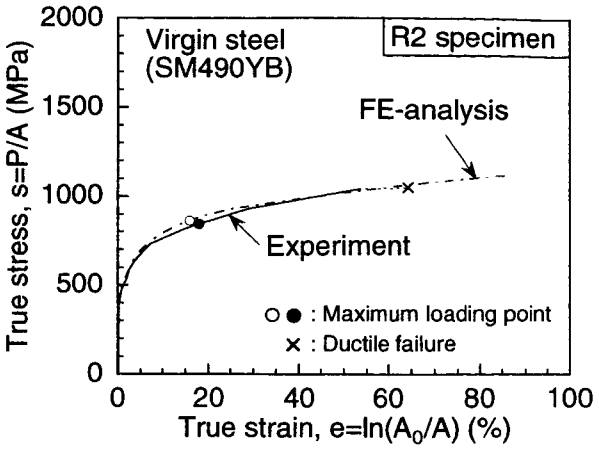
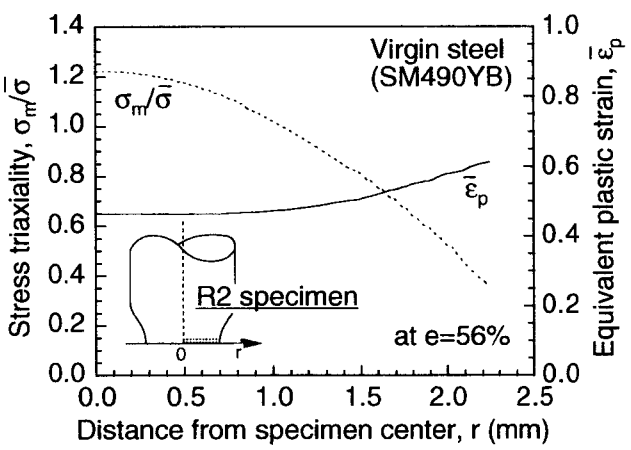
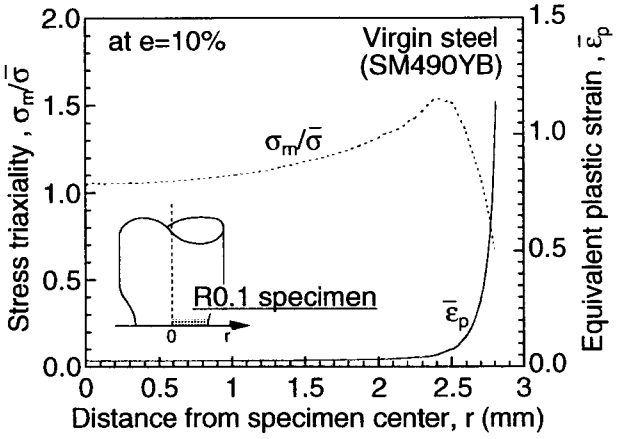


Fig. 4.3 Comparison between true stress s - true strain e curve obtained by FE-analysis and experiment in R2 specimen for virgin steel.



(a) For R2 specimen.



(b) For R0.1 specimen.

Fig. 4.4 Distribution of equivalent plastic strain $\bar{\varepsilon}_p$ and stress triaxiality $\sigma_m/\bar{\sigma}$ in the minimum cross-section of specimens at respective strain levels e to initiate ductile crack.

4．2．3　相当塑性歪と応力多軸度に注目した延性き裂発生限界についての考察

実験を行った全ての試験片の延性き裂発生歪レベル$(e_{ave.})_I$において解析で得られた最小断面内の応力・歪場の情報から，実験で延性き裂の発生が確認された部位（平滑材，R2材及びR1材では試験片最中央要素，R0.2材及びR0.1材では切欠き底最表面要素）での限界相当塑性歪$(\bar{\varepsilon}_p)_{cr}$と応力多軸度$\sigma_m/\bar{\sigma}$の関係をFig. 4.5に示す．試験片中央部から微小ボイドの発生・連結によりき裂が発生するものでは，き裂発生限界歪$(\bar{\varepsilon}_p)_{cr}$が(4.4)式でかなり精度良くフィッティグできている．

$$(\bar{\varepsilon}_p)_{cr} = a + b\exp(-c\cdot\sigma_m/\bar{\sigma}) \qquad (4.4)$$

このように，試験片中央部からき裂が発生する平滑材，R2材及びR1材では，切欠き底半径の低下に伴う応力多軸度の上昇とともにき裂発生限界歪$(\bar{\varepsilon}_p)_{cr}$は小さくなっており，すなわち，き裂発生限

界歪$(\bar{\varepsilon}_p)_{cr}$は応力多軸度の影響を受けていることが分かる．一方，試験片表面からき裂が発生したR0.2材及びR0.1材の限界相当塑性歪$(\bar{\varepsilon}_p)_{cr}$と応力多軸度$\sigma_m/\bar{\sigma}$関係は，試験片中央からき裂が発生した試験片を対象に式（4.4）より決定された延性き裂発生限界曲線上にはない．更に，両者のき裂発生時の応力多軸度にはほとんど差はなく，ほぼ同じ相当塑性歪レベルでき裂が発生している．観察結果からも，R0.2材及びR0.1材においては，切欠き底表面からせん断型の方向性を持った延性き裂が発生していることから，部材表面からの延性き裂発生限界は，等軸ディンプルを呈する部材中央部からの発生限界とは異なるものと考える方が妥当である．

本研究では，このような基本試験片の引張試験で得られる２パラメータ延性き裂発生限界が，異なる形状・寸法の部材あるいは，繰返し負荷を受ける場合にも適用可能な限界条件となりうることを提案する．すなわち，提案クライテリオンは，部材内部から延性き裂が発生する場合には応力多軸度依存型の限界相当塑性歪条件が，また切欠き底などの応力・歪集中部からの延性き裂発生には相当塑性歪一定条件が成り立つとするものである．

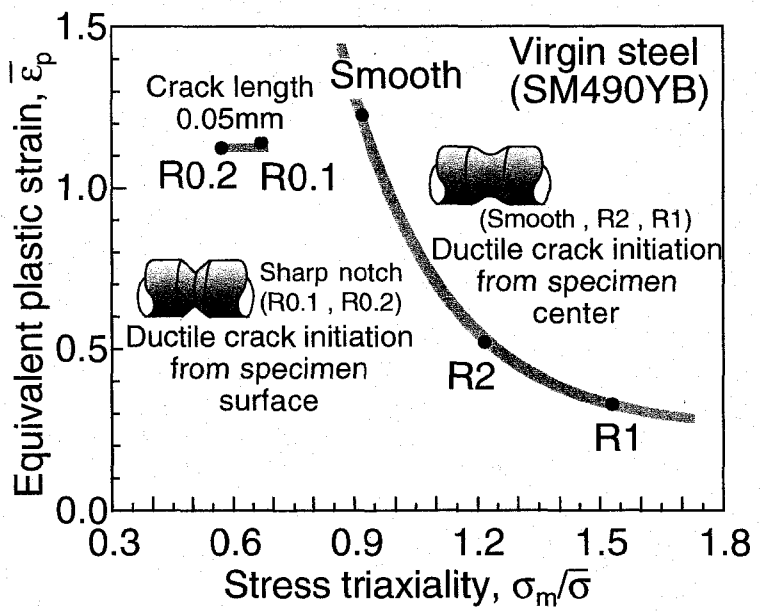


Fig. 4.5 Critical values for ductile crack initiation using two parameters, equivalent plastic strain $\bar{\varepsilon}_p$ and stress triaxiality $\sigma_m/\bar{\sigma}$, obtained by small scale tension tests for virgin steel.

４．３　大変形繰返し負荷を想定した部材の弾塑性FEM解析手法の提案

本節では，前節で得られた相当塑性歪と応力多軸度の２パラメータを用いた延性き裂発生限界条件が，大変形繰返し負荷を受ける部材の延性き裂発生限界条件として適用可能であるかを検討するため，局所応力・歪場に影響を及ぼすバウシンガー効果を考慮した材料構成式の提案とその適用性の検討を行う．

４．３．１　FEMによる大変形繰返し解析手法

繰返し荷重下での構造要素の延性き裂発生限界条件を検討するためには，丸棒引張試験でも見られたような予歪による鋼材の応力・歪特性の変化，特に圧縮予歪材で見られたバウシンガー効果を考慮した弾塑性FEM解析が不可欠となる．そこで，繰返し荷重下での部材内の応力・歪挙動の把握を念頭におき，これらを考慮し得る材料構成式について検討する．本構成式の適用性を，実験を行った引張及び圧縮予歪材から採取した円周切欠き付丸棒引張試験片，更に，複数回の繰返し載荷丸棒試験片の巨視的・局所的応力・歪挙動とFEM解析結果との比較により検討する．

従来から，鋼材のバウシンガー効果を考慮した繰返し塑性変形挙動を記述する構成式に関する様々なモデルが提案されているが，本研究では，大きな塑性歪の数回の繰返し載荷を想定していること，及び簡便化を図ることを考慮して，ミーゼスの降伏条件を拡張した(4.5)式で示される等方・移動（複合）硬化則を採用する（巻末Appendix B参照）．

$$f(\sigma_{ij}-\alpha_{ij})=\bar{\sigma}(\bar{\varepsilon}_p) \tag{4.5}$$

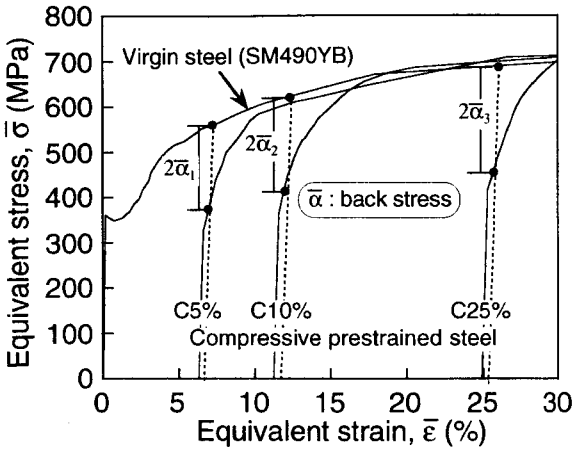
ここで，σ_{ij}は応力成分，α_{ij}は降伏曲面の中心移動を表す背応力成分であり，$\bar{\sigma}(\bar{\varepsilon}_p)$は等方硬化成分を表す相当応力成分（相当塑性歪の関数）である．降伏曲面の中心移動（移動硬化）を定める法則は，圧縮予歪材の引張試験で得られた一軸状態での背応力$\bar{\alpha}$の増加傾向が予歪量の増加に伴って低下するという実験結果の報告[40]や本実験でもその様な傾向が見られたことから，(4.6)式で示すようなZieglerの発展則を拡張した非線形の移動硬化の発展則を採用した．

$$d\alpha_{ij}=\frac{C}{\bar{\alpha}}(\sigma_{ij}-\alpha_{ij})d\bar{\varepsilon}_p-\gamma\alpha_{ij}d\bar{\varepsilon}_p \tag{4.6}$$

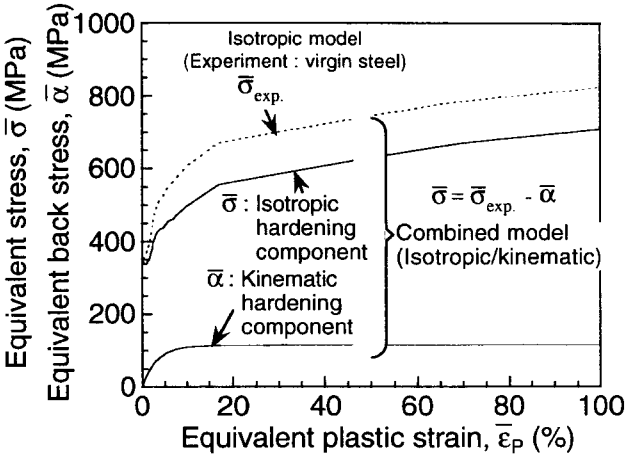
ここで，C, γは，それぞれ初期移動硬化率と塑性歪の増加に伴う移動硬化率の緩和傾向を定める材料定数である．このような複合硬化則における移動硬化の発展則を定める(4.6)式の材料定数と等方硬化成分は，本実験で得られた素材及び３種類の圧縮予歪材の一軸引張試験結果から以下のようにして決定した．一軸状態を想定すると，(4.6)式から背応力が相当塑性歪の関数として(4.7)式が導かれる．ここで，$\bar{\alpha}$は相当背応力を示す．

$$\bar{\alpha}=\frac{C}{\gamma}\left(1-e^{-\gamma\bar{\varepsilon}_p}\right) \tag{4.7}$$

そこで，Fig.4.6(a) に示すように，各予歪量に対応する塑性歪と背応力の関係を決定し，(4.7)式により回帰することにより材料定数C, γ (C=3555, γ=31) を求めた．等方硬化成分を表す相当応力$\bar{\sigma}$は，Fig.4.6(b)に示すように素材の平滑丸棒引張試験で得られた相当応力$\bar{\sigma}_{exp.}$と背応力$\bar{\alpha}$の差から求めた．



(a) Determination of evolution law of nonlinear kinematic hardening component ; equivalent backstress $\bar{\alpha}$ as a function of equivalent plastic strain $\bar{\varepsilon}_p$.



(b) Determination of isotropic hardening component in combined material model.

Fig. 4.6 Determination of nonlinear isotropic and kinematic hardening component used for FE-analysis from the tension test results for virgin and compressive prestrained steels.

4．3．2 FEM解析手法の妥当性の検証

前節で示す手順で決定された複合硬化則を用いて，実験を行った予歪材の試験片を対象に弾塑性FEM解析を実施した．解析対象の要素分割は素材の解析に用いたものと同じで，解析コードはABAQUS Ver. 5. 8を用いた．なお，予歪過程で受けた相当塑性歪量とその時の背応力の成分を初期条件として与えて解析を行った．Fig. 4. 7は圧縮予歪10%材（C10%材）のR2材を一例に，解析で得られた切欠き底最小断面内での平均真応力s-真歪e関係を実験結果と比較して示したものである．本モデルを用いて得られた解析結果は良く実験結果と一致しており，一軸状態下での応力場及び変形挙動だけでなく多軸応力状態下においても比較的精度良く解析可能なモデルであることが実証された．

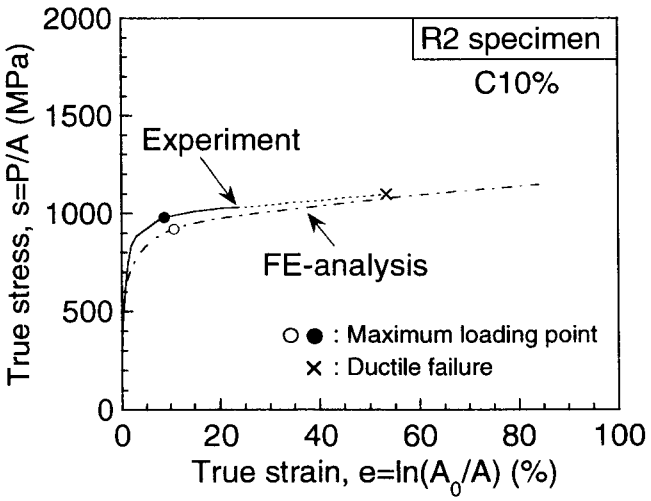


Fig. 4.7 Comparison between true stress s - true strain e curve obtained by FE- analysis and experiment in C10% - R2 specimen.

更に，本研究では地震などにより部材が大きな圧縮及び引張の塑性歪を繰返し受ける場合のき裂発生限界評価を目的としていることから，繰返し荷重下における部材の応力・歪挙動の把握に対する本材料モデルの有用性について検討する必要がある．

そこで，Fig. 4.8に示すような曲率半径R=10 mmの砂時計型丸棒引張試験片を用いて，複数回の繰返し荷重下での本材料モデルの有用性について検討した．実験及び観察方法は前章で行った素材及び予歪材の引張試験と同じ手法で行い，連続的に圧縮・引張負荷を付与する繰返し載荷実験を行った．載荷履歴として２パターンを想定し，実験より得られた平均真応力s−真歪e関係をFig. 4.9(a)，(b) に示す．

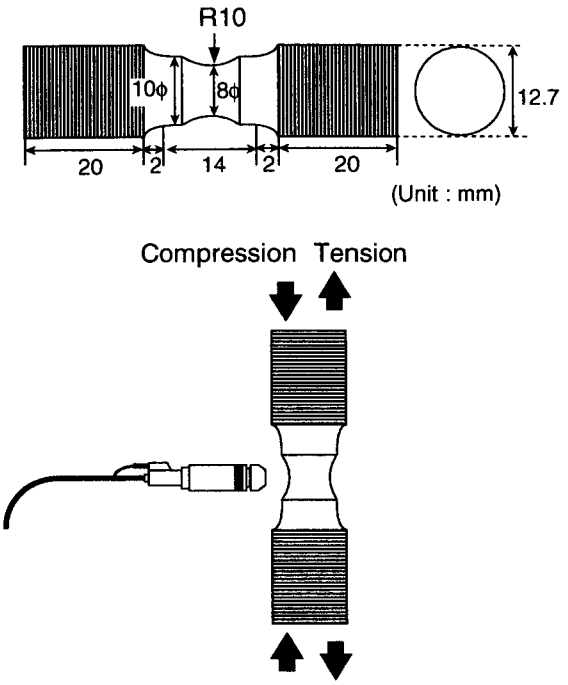
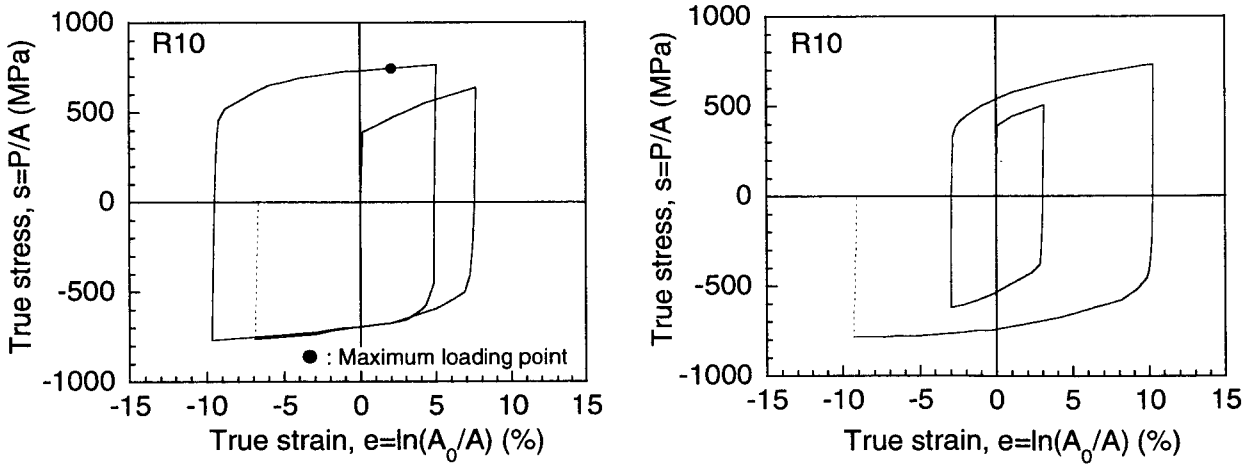


Fig. 4.8 Geometry and size of R10 specimen.



(a) Loading under decremental straining.

(b) Loading under incremental straining.

Fig. 4.9 True stress - true strain curve obtained by cyclic loading test of R10 specimen.

実験を行った試験片に，複合硬化則を適用した弾塑性FEM解析を実施し，提案した手法により決定した複合硬化則の妥当性を検討した．Fig. 4.10は要素分割の様子を示しているが，最小要素寸法はこれまでと同様に0.03mm×0.03mmとし，解析コードはABAQUS Ver. 5.8を用いた．

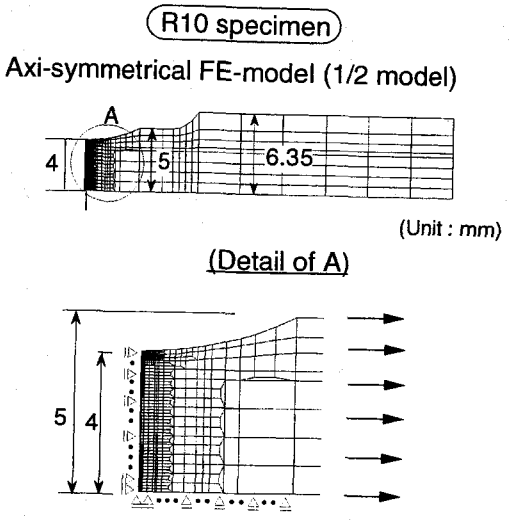
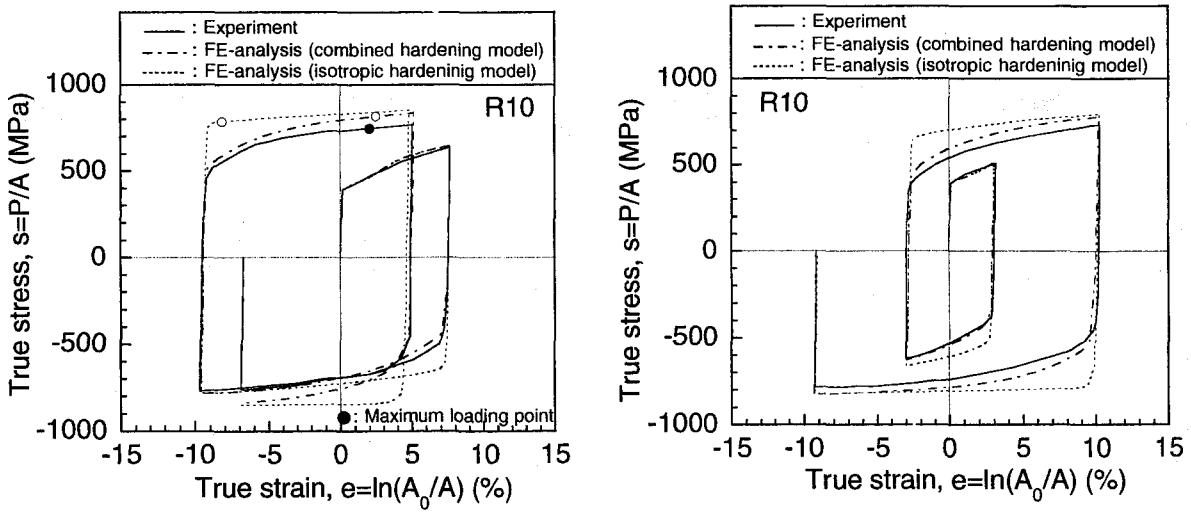


Fig. 4.10 Mesh division of R10 specimen.

Fig. 4. 11は，本解析結果（図中，一点鎖線で表示）と実験結果（図中，実線で表示）を比較して示したものである．更に図中には比較のためにバウシンガー効果を考慮しない等方硬化則を用いて得られた解析結果（図中，点線で表示）も併せて示してある．等方硬化則を用いて得られた解析結果は，実験結果と１回目及び２回目の繰返し予歪付与過程の真歪が正（引張り），真応力が負（圧縮）の場合の降伏点近傍及び，同じく，真歪が負，真応力が正の場合の降伏点近傍では大きくずれており，また，最大荷重点における歪の値も大きくずれていることから，等方硬化則に基づく解析では繰返し応力・歪挙動を精度よく表現できているとはいえない．一方，複合硬化則を用いて得られた解析結果は，真歪，真応力がどのような値であっても実験結果とかなり良く一致しており，更に最大荷重時における真歪の値も良く一致していることから，応力・歪挙動を精度良く表現できているといえる．すなわち，繰返し荷重下での部材の応力・歪挙動を把握するためには等方硬化ではなく，複合硬化則を用いる必要性がうかがえた．更に，4. 3. 1項で示した手順で定数C, γを求めて決定される複合硬化材料モデルの妥当性が検証された．



(a) Loading under decremental straining.

(b) Loading under incremental straining.

Fig. 4.11 Comparison between true stress s - true strain e curve obtained by FE-analysis and experiment in R10 specimen under cyclic loading.

4．4　予歪材の延性き裂発生限界条件に関する検討

基本引張試験片で得られた相当塑性歪と応力多軸度の2パラメータを用いた素材の延性き裂発生限界条件が，予歪材の延性き裂発生の限界条件として適用可能であるかどうかを，提案した複合硬化則の採用によるFEM解析により検討する．

ここでは，まず，き裂発生部位が同じであれば素材と予歪材の延性き裂発生挙動に差が見られなかったことを考慮し，予歪材のき裂発生限界はFig. 4. 12に示すように予歪量だけ損傷が進行するものと考えると素材の延性き裂発生限界と同じとなるものと考える．すなわち，予歪がほぼ一軸状態で付与されていることから予歪付与過程の材料損傷程度は単純に予歪量（X%）だけ進行すると考える．これは，引張負荷過程における相当塑性歪-応力多軸度履歴の原点が予歪量（X%）だけ移動すると考えるのと同等である．したがって，このような仮定が適用可能であれば，移動した原点からの相当塑性歪$\bar{\varepsilon}_p$と応力多軸度$\sigma_m/\bar{\sigma}$関係が素材の延性き裂発生限界条件を満たすと延性き裂が発生するとして予歪材のき裂発生限界が評価可能であると考えられる．Fig. 4. 13は，このような考え方に基づいて，予歪材のき裂発生限界歪$(e_{ave.})_I$を求める手順を示したものである．

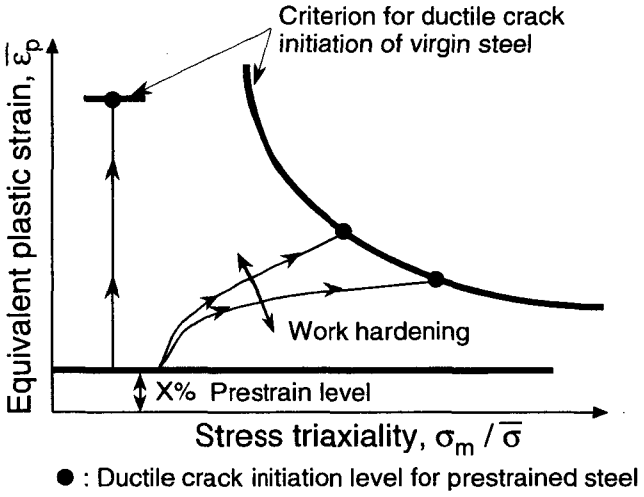


Fig. 4.12 Two-parameter critical values for ductile cracking of prestrained steels.

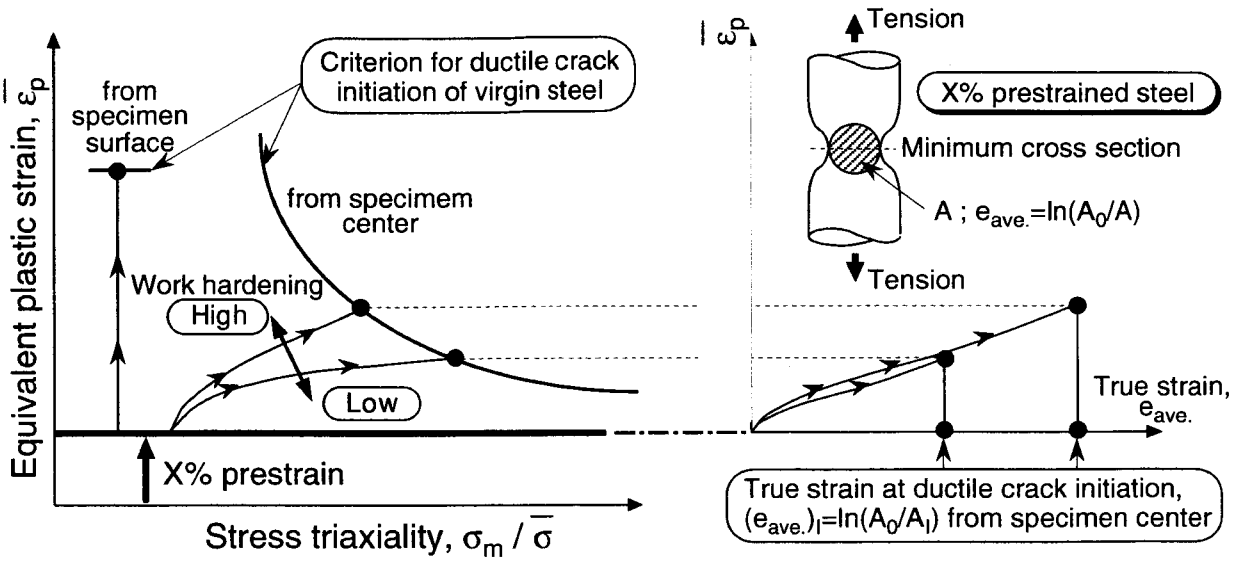


Fig. 4.13 Schematic illustraion of presumed criterion to estimate ductile crack cracking of prestrained steels.

材料硬化則に提案した複合硬化則を採用し，実際に実験を行った全ての予歪材を対象にFEM解析を実施することによって全ての予歪材の延性き裂発生限界歪$(e_{ave.})_f$の予測を行った．Fig. 4.14は，10%圧縮予歪を付与したR2材及びR0.1材を一例に，一回の繰返し荷重下での部材の延性き裂発生限界（ここでは最小断面での平均真歪$(e_{ave.})_f$）を予測した過程を示したものである．また，同図中には，圧縮予歪材と引張予歪材とで異なる加工硬化特性の差が延性き裂発生限界に及ぼす影響を検討するために，同じ10%の引張予歪を付与したR2材及びR0.1材の相当塑性歪-応力多軸度関係を示している．これを見ると，相当塑性歪と応力多軸度で示した両予歪材の限界値は，いずれもほぼ基本試験片による単調増加型引張試験で得られた限界曲線上にあり，2パラメータ延性き裂発生限界条件が予歪材に対してもほぼ適用可能であるように見える．また，本試験及び従来からの実験結果でもある引張予歪材と圧縮予歪材のき裂発生限界（限界平均真歪$(e_{ave.})_f$）の差も，両予歪材の応力-歪特性（加工硬化特性）が異なることによる相当塑性歪$\bar{\varepsilon}_p$と応力多軸度$\sigma_m/\bar{\sigma}$関係の履歴の差から説明づけられるように見える．しかし，Fig. 4.15に示すように，同様にして試験片中央部から延性き裂が発生した平滑材，R2材及びR1材の全てについて解析によって得られた予測値と実験値を比較した結果，実験値と予測値が良く一致しているものもあるが，試験片タイプによっては必ずしも良い一致は見られない．また，Fig. 4.16は切欠き底表面から延性き裂が発生した試験片（R0.2材及びR0.1材）の予測結果（0.05mmの長さの延性き裂が発生するときの真歪の予測値）と実験結果を比較して示したものであるが，予測値に比べて実験結果が大きくなる傾向にある．

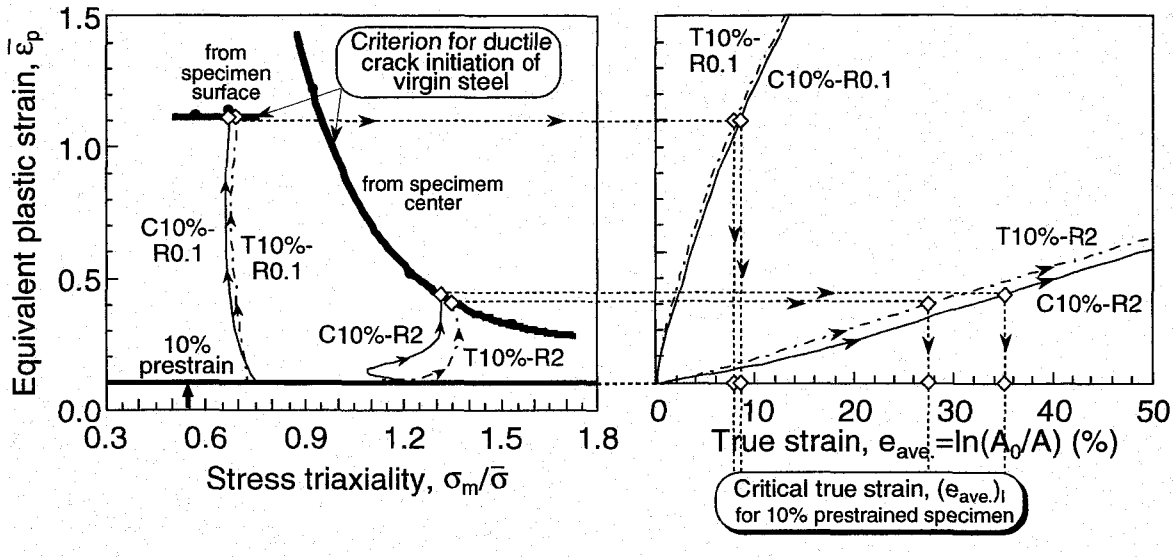


Fig. 4.14 Assesment of critical true strain for ductile crack initiation of C10%/T10% R2 and R0.1 specimens based on the presumed two-parameter criterion.

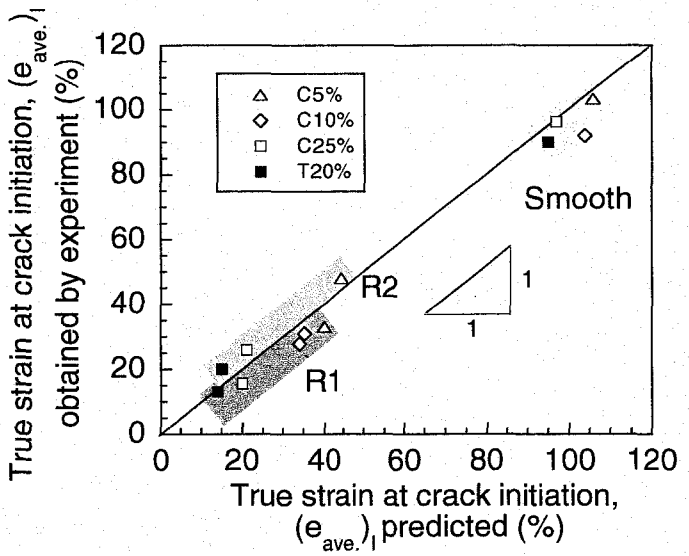


Fig. 4.15 Comparison between predicted and experimental results of true strain $(e_{ave.})_I$ to initiate ductile crack from specimen center for prestrained steels.

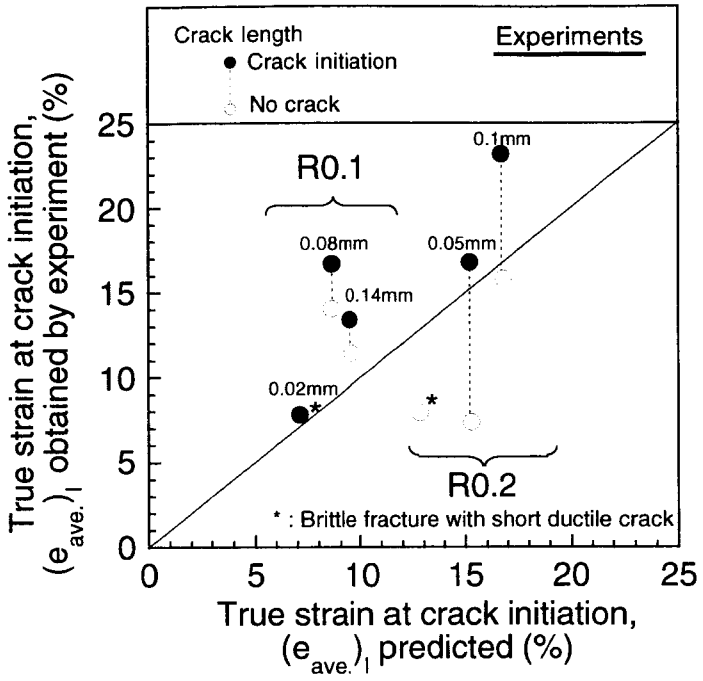


Fig. 4.16 Comparison between predicted and experimental results of true strain $(e_{ave.})_I$ to initiate ductile crack from specimen surface for prestrained steels.

このように，引張負荷を受ける予歪材の応力・歪場を精度良く解析可能な複合硬化則を用いても，基本試験片の単調増加型引張試験で得られた２パラメータ延性き裂発生限界が必ずしも予歪材に適用可能な限界条件にはならないことが分かった．これは，予歪付与過程及びその後の引張負荷過程での全塑性歪の累積が延性き裂発生に寄与するとした単純な仮定が必ずしも適切でないことに起因するものと考えられる．

４．５　結 言

本章では，第３章で行った素材及び予歪材の単調増加型の引張試験による延性き裂発生挙動の詳細な観察結果に基づき，バウシンガー効果を考慮した材料構成式の適用による弾塑性 FEM 解析を用いて鋼材及びその予歪材の延性き裂発生限界条件に関する検討を行った．以下に本章で得られた結果をまとめて示す．

（１）実験で延性き裂が発生した局所領域の相当塑性歪と応力多軸度の２パラメータを用いて延性き裂発生限界の評価を行った結果，試験片中央部から延性き裂が発生した平滑材，R2 材及び R1 材では限界相当塑性歪は応力多軸度の上昇とともに低下するという応力多軸度依存性が見られた．一方，切欠き底表面から延性き裂が発生した R0.2 材及び R0.1 材では，延性き裂発生時の応力多軸度はほとんど変化せず両者はほぼ同じであり，また相当塑性歪もほぼ同じであった．すなわち，切欠き底表面からの延性き裂発生限界は，応力多軸度依存型の中央部からの延性き裂発生限界とは異なり，限界相当塑性歪支配型であることが分かった．

（２）繰返し荷重下での部材の応力・歪特性を FEM 解析で把握するため，圧縮予歪材の引張試験で見

られたようなバウシンガー効果を考慮した材料構成式を用いた複合硬化則に基づく解析を行った．複合硬化則を用いることにより，圧縮予歪材から採取した多軸応力下での丸棒引張試験片だけでなく，複数回の繰返し荷重下での部材の応力・歪挙動が精度良く解析でき，提案する手法によって求められた構成式の適用性が検証された．

（3）予歪材の延性き裂発生限界が，予歪付与過程及びその後の引張負荷過程での全塑性歪を累積することによって基本試験片の2パラメータ延性き裂発生限界値と等しくなるという仮説を立てた．この仮説に基づいて予歪材の延性き裂の発生限界を評価した結果，素材の基本引張試験片で得られた2パラメータ延性き裂発生限界が，予歪材の延性き裂発生の限界条件として必ずしも適用できないことが分かった．これは，予歪付与過程及びその後の引張負荷過程での全塑性歪の累積が延性き裂発生に寄与するとした単純な損傷概念が必ずしも適切でないことに起因するものと考えられる．

第５章　構造要素モデルの延性き裂発生特性に及ぼす大変形繰返し負荷の影響

５．１　緒 言

第３章及び第４章において，丸棒引張試験片を対象として延性き裂発生挙動の観察及び弾塑性FEM解析を実施し，相当塑性歪と応力多軸度の２パラメータを用いて鋼材の延性き裂発生限界条件について検討を行った．その結果，試験片中央部からき裂が発生する場合と切欠き底表面からき裂が発生する場合とでは延性き裂発生限界が異なり，試験片中央部からき裂が発生する場合では応力多軸度の影響を受けるが，切欠き底表面からき裂が発生する場合では応力多軸度は小さくほぼ一定で，相当塑性歪支配型であることが分かった．また，予歪による鋼材の加工硬化特性の変化を考慮できる複合硬化則を用いた解析によって，予歪過程の材料損傷程度が予歪量だけ進行するという考えに基づいて予歪材の延性き裂発生限界を素材で得られた発生限界と比較した．その結果，素材の基本引張試験で得られた２パラメータ延性き裂発生限界が，予歪材の延性き裂発生の限界条件として必ずしも適用できないことが分かった．この原因として，予歪付与過程及びその後の引張負荷過程での全塑性歪の累積が延性き裂発生に寄与するとした単純な損傷概念が必ずしも適切でないことが考えられたが，これらを明確にするためにも，繰返し負荷を受ける部材への適用性などの検討が必要であると考えられる．

そこで本章では，地震被害でも見られたような鋼構造物が局所的に大きな圧縮及び引張の塑性歪を繰返し受ける場合を想定し，特に，実際の構造物が繰返し負荷を受けたときにき裂の発生が懸念され，更に，これまでに十分な見解が得られていない部材表面からのき裂の発生に主眼を置いて，前章までの呈示してきた２パラメータ延性き裂発生限界の限界条件としての適用性，さらには繰返し負荷材への材料損傷概念の適用性についての基礎的検討を行う．そのため，主として構造要素での延性き裂発生を想定した小型十字型試験片を用いて，複数回の繰返し荷重下における部材の延性き裂発生挙動を明らかにするための実験を行う．また，前章で提案したバウシンガー効果を考慮した材料構成式を用いたFEM解析を実施することにより，複数回の繰返し荷重下でのき裂発生限界条件について検討を行う．

なお，本章における構造要素モデルとは，Fig.5.1に示したように，鋼製橋脚隅角部の中でも，大地震時に複数回の特に大きな繰返し塑性歪を受ける柱フランジと梁の下フランジが十字型に完全溶込み突合せ溶接されている交差部分を想定したものであり，その試験体形状はFig. 5.2に示されている．ただし，実際の鋼製橋脚では，上述のように柱フランジと梁の下フランジは完全溶込みの突合せ溶接が施されているが，本章における構造要素モデル試験体においては，応力・歪解析などを簡略化するため，理想化して突合せ溶接を省略し，試験体は全て鋼材からの切り出しによって作製した．

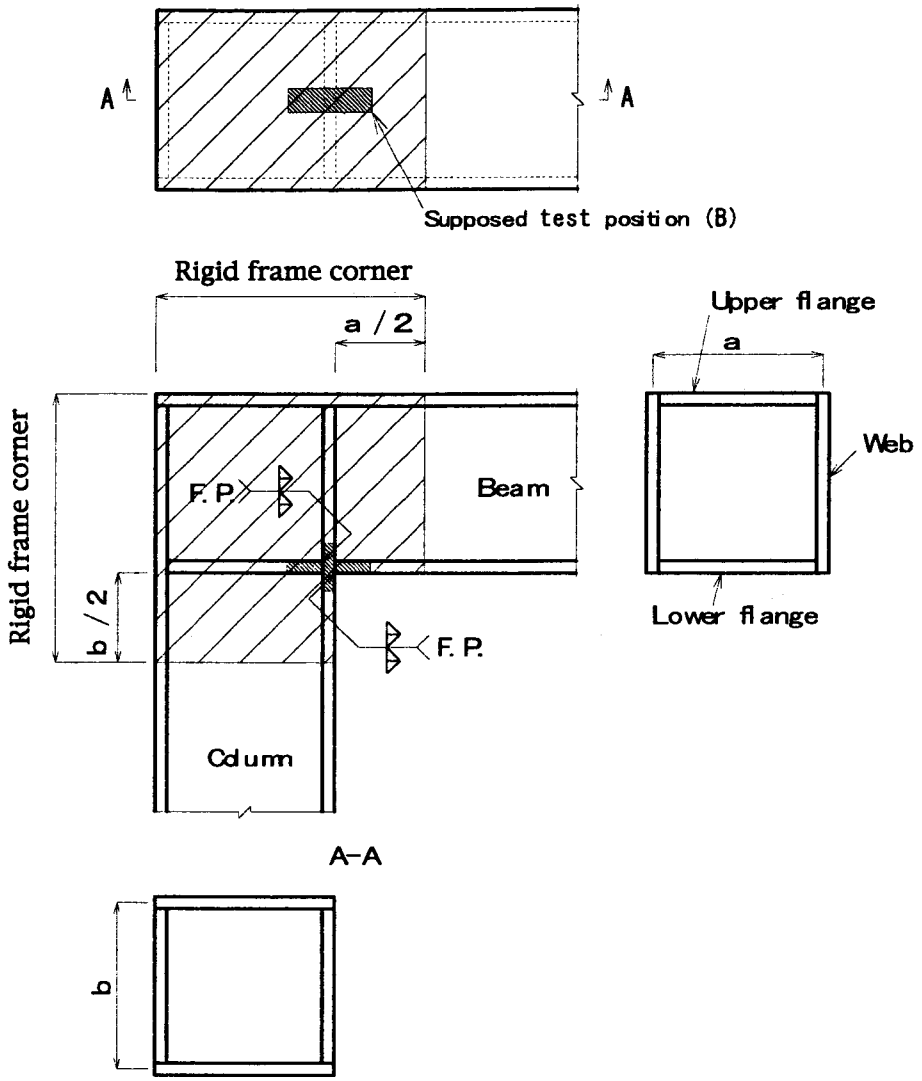


Fig. 5.1 General view of beam to column connection of steel rigid frame pier and supposed position of cross-shaped test piece.

5．2　延性き裂発生に着目した構造要素の繰返し載荷実験

5．2．1　実験目的

本節では，地震時に構造物が繰返し負荷を受けたときにき裂の発生が懸念される部位，すなわち，これまでに十分な見解が得られていないFig. 5. 1に示すような柱フランジと梁下フランジが接合されている十字溶接継手（B近傍）部位の部材表面からの延性き裂の発生に着目して，圧縮及び引張の大きな塑性歪が繰返し付与される繰返し載荷実験を行い，繰返し負荷を受ける部材の延性き裂発生挙動の観察ならびにき裂発生負荷レベルの特定を行う．更に，繰返し付与される予歪の履歴（初期負荷過程が圧縮負荷の場合，もしくは引張負荷の場合）が，その後の延性き裂発生限界に及ぼす影響についても検討する．

５．２．２　試験体の製作及び試験方法

対象鋼材にはこれまでと同様の溶接構造用圧延鋼板SM490YB材を用いた．本章では，実際の構造物が地震などによって繰返し負荷を受ける際に応力・歪集中部となる形状的不連続部，すなわち，Fig.5.1に示した柱フランジと梁下フランジの交差部位を模擬した十字試験片を作成し，三点曲げ試験に供した．Fig.5.2はその十字型試験片の形状・寸法を示したものである．すなわち，鋼構造物，特に鋼製橋脚が地震時に水平の地震力を受けた場合，Fig.5.3に示したように，隅角部には大きな曲げモーメントが発生するため，本実験ではこの状態を比較的容易に模擬できる試験として上述のような三点曲げ試験を採用することとした．また，一回の繰返し載荷実験の初期負荷過程で圧縮負荷を受ける場合と引張負荷を受ける場合のき裂発生挙動を同時に観察することをねらいとして，形状的不連続部を模擬した形状を試験片上下に４箇所有するFig.5.2に示すような十字型とした．また，同図に示すように，十字型試験片の着目するコーナー部の止端半径はR=2㎜とした．

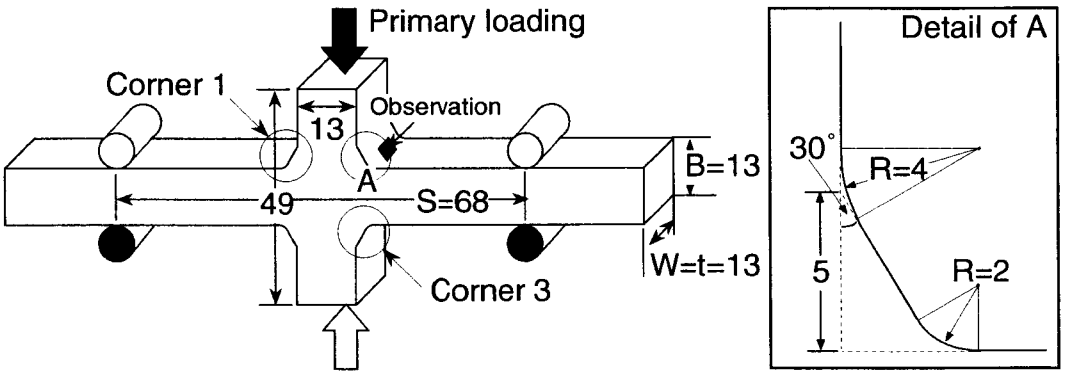
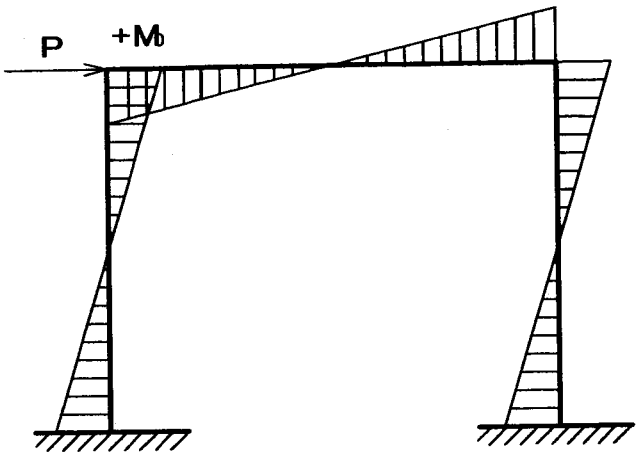
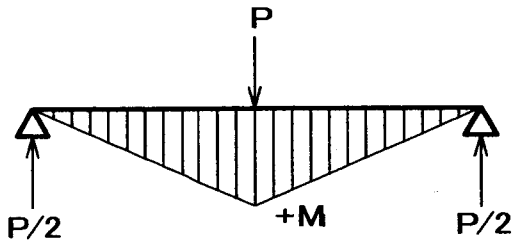


Fig. 5.2 Configration of cross-shaped specimen.



(a) Bending moment of Rahmen under horizontal seismic load.



(b) 3-point bending test.

Fig. 5.3 Rahmen and 3-point bending test.

三点曲げ試験には容量245kNの自動制御型万能試験機を用いて行い，Fig. 5. 4に示すように試験片との隙間がないように拘束治具を備え付けて，変形が試験片の片側に偏らないよう配慮し，支持スパンs=68㎜で実験を行った．なお，試験中は荷重P及び荷重点変D_yを自動計測・記録した．実験は荷重点変位D_y制御で実施し，繰返し載荷の方法はFig. 5. 6に示すように，ある目標の荷重点変位レベルまで載荷し，荷重を除荷した後に試験片を上下反転させて再負荷を行うことを繰返して行った．延性き裂発生状況は，各載荷後で除荷した試験片で局所的に歪が集中している部位の表面の様子をマイクロスコープにより倍率100倍で観察・録画した．さらに，き裂発生挙動をより明確にするために，マイクロスコープによる観察をもとにき裂発生までの数レベルで除荷を行い，Fig. 5. 5に示すようにき裂が最も進展していると思われる場所を切断し，き裂が発生・進展していく断面（以後，き裂面と称す）をSEMを用いて延性き裂発生挙動の詳細な観察を行った．

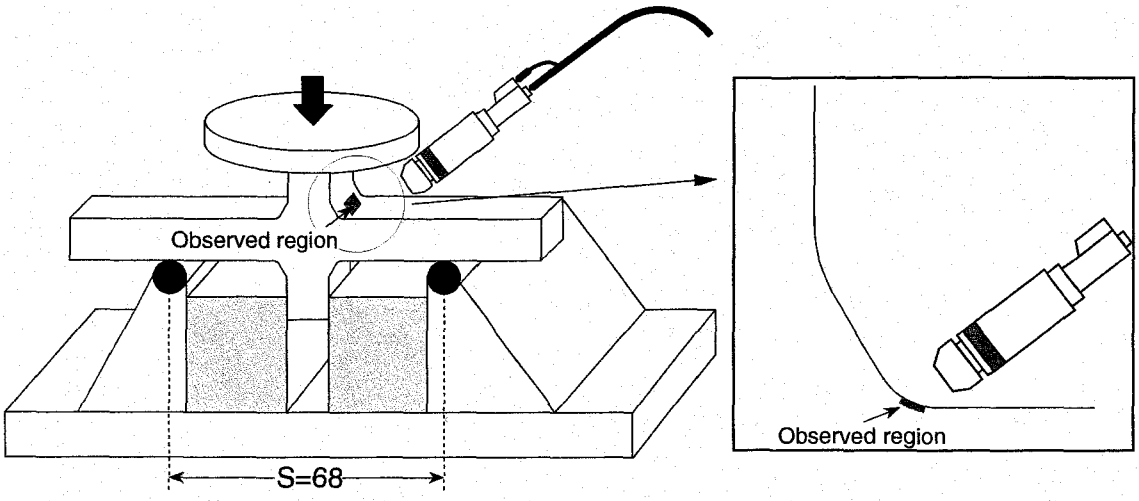


Fig. 5.4 Method of bending test and observing the surface of corner.

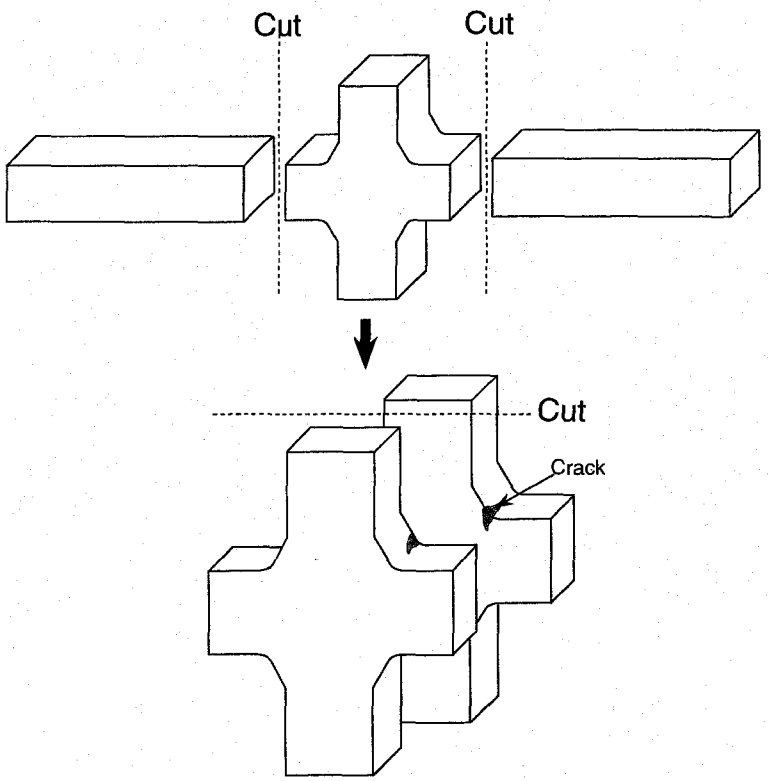


Fig. 5.5 Method of observing ductile crack initiation behavior.

５．２．３　繰返し負荷を受ける構造要素の変形挙動

ここでの繰返し載荷実験には，一回の試験で同じ寸法に仕上げた止端部で初期負荷過程において引張及び圧縮の歪が作用する場合の挙動を同時に観察すること，また，このような繰返し付与される歪の履歴（初期負荷過程が圧縮負荷の場合，もしくは引張負荷の場合）がその後の延性き裂発生限界に及ぼす影響について検討することを目的とした十字型試験片を用いている．載荷履歴はFig. 5.6に示すような変位漸増型（荷重点変位D_y=±2mm→±4mm→±6mm→）とし，延性き裂が発生するまで順次，サイクル数を増やした．ここで，Fig.5.6に示すように初期負荷過程で圧縮歪及び引張歪が付与される領域を，以降，それぞれコーナー１，コーナー３と称する．

まず，初期過程で圧縮負荷を受けるコーナー1の延性き裂発生挙動の観察を行った．Fig.5.7は，実験で得られた荷重P及び荷重点変位量D_y関係の履歴を示したものである．また，同図中に各サイクルで除荷後のコーナー１における局所的歪集中部の表面の様子をマイクロスコープにより観察した結果を示してある．繰返し負荷を重ねるごとに表面性状に変化が見られ，２サイクル目の圧縮負荷後の表面観察結果（図中（c））では表面荒れが見られる．負荷の増大とともにこの表面荒れによる局所的な開口が顕著になり（図中（e)），３サイクル目の引張負荷後（図中（f)では，それが大きく開口してき裂状のものとして観察された．このように繰返し負荷によって表面に荒れが発生し，それが引張負荷過程で開口することによりき裂状のものが発生することが分かった．また，Fig.5.8に示したコーナー3の表面観察結果を見ても同様の挙動を呈しており，３サイクル途中の引張負荷後（図中（e））でき裂状のものが観察された．

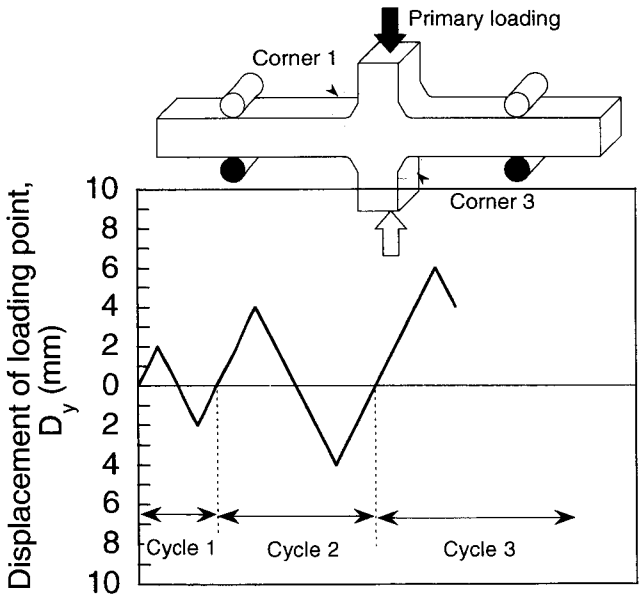


Fig. 5.6 Cyclic loading history.

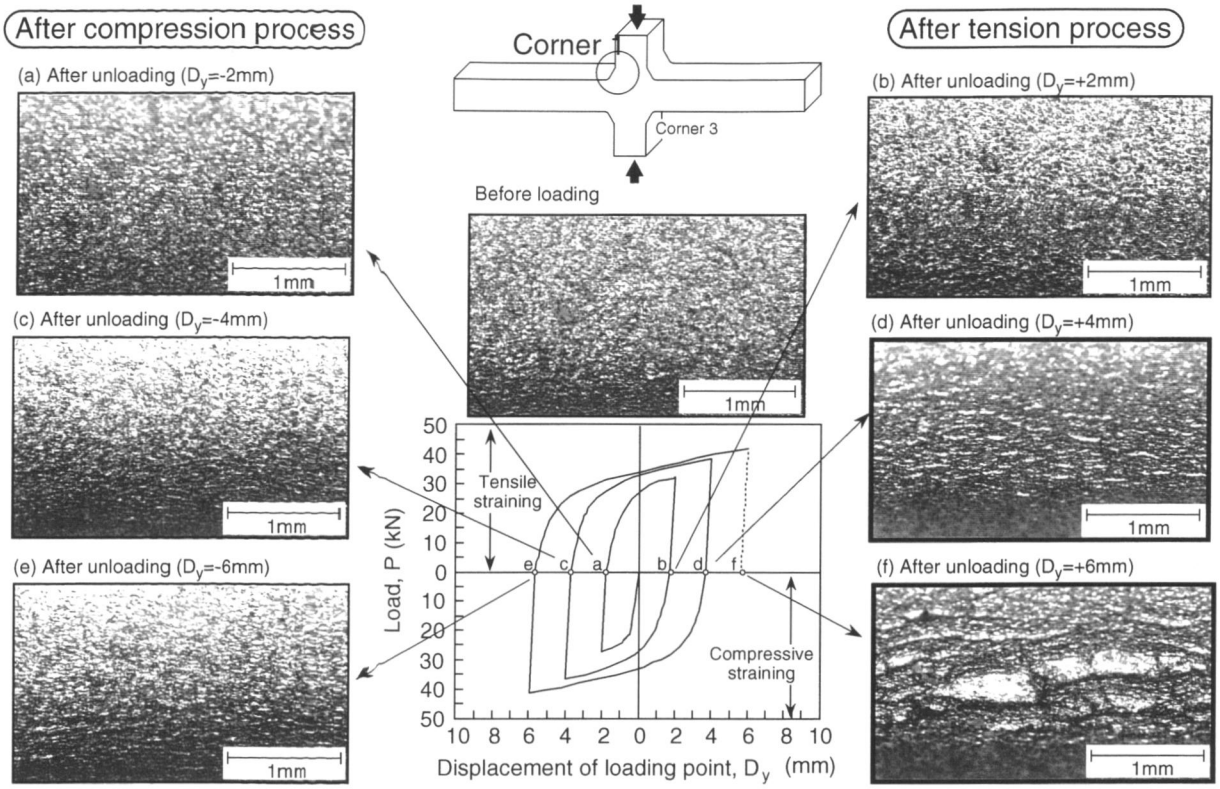


Fig. 5.7 Load P and displacement of loading point D_y curve under cyclic loading, and micrographs of the specimen surface at corner 1 at each cycles.

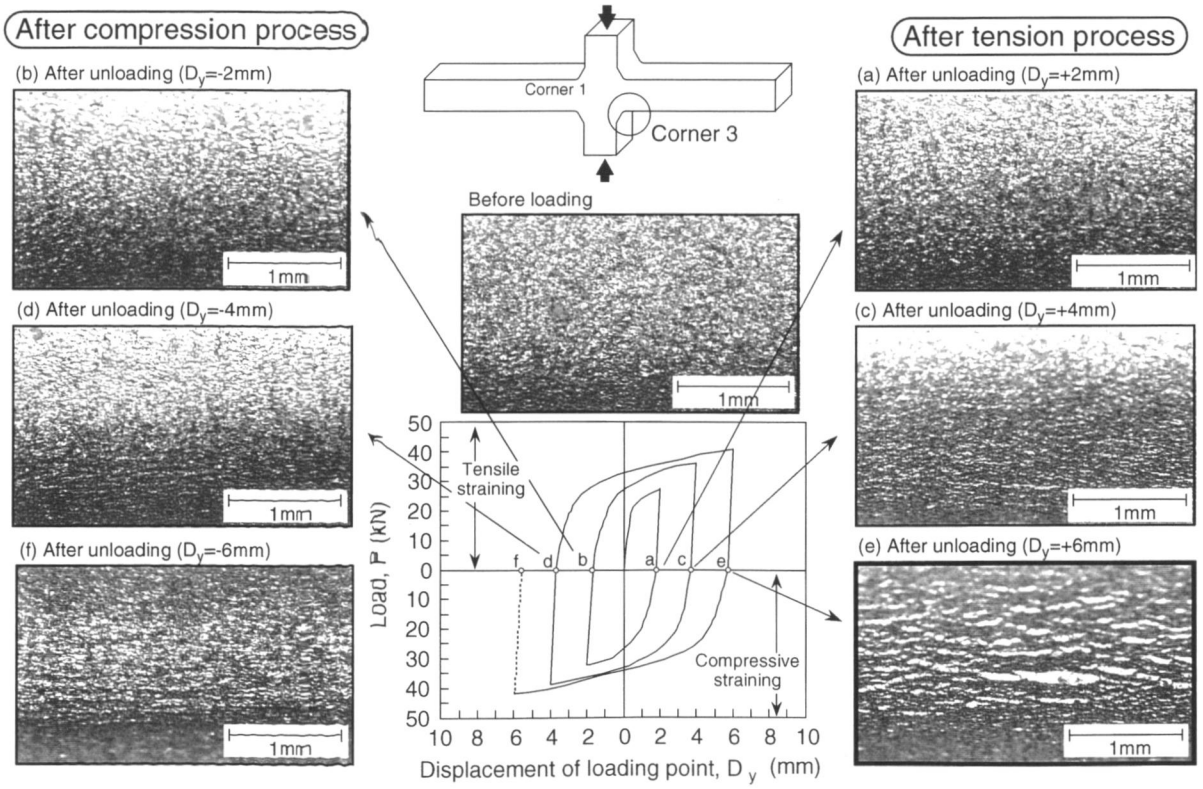


Fig. 5.8 Load P and displacement of loading point D_y curve under cyclic loading, and micrographs of the specimen surface at corner 3 at each cycles.

５．３　繰返し負荷を受ける構造要素の延性き裂発生挙動

前節では，マイクロスコープを用いて繰返し負荷過程での試験片表面の観察を行ったが，この表面観察のみでは延性き裂の発生時期を特定することは困難である．そこでマイクロスコープによる観察結果に基づいて，引張負荷後のき裂面をSEMを用いて観察し，延性き裂発生時期の特定を行った．

まず，初期負荷過程で圧縮負荷を受けるコーナー1に着目して検討を行った．コーナー1の表面観察から，２サイクル目の引張負荷後（Fig.5.7の(d)）でき裂状のものが観察された．そこで，Fig.5.7の（d）で除荷した試験片の板厚中央断面におけるコーナー部止端近傍をSEMを用いて観察を行い，その結果をFig.5.9に示す．これを見ると，マイクロスコープによる表面観察でしわ状に観察されたものが局部的な凹みとして，試験片R部に沿って複数見られる．しかし，この段階では表面の凹みは引張負荷を受けたことによって単に拡大変形しただけであり，第３章で行った丸棒引張試験でみられたようなき裂の発生は観察されない．そこで，延性き裂発生挙動の詳細観察及びき裂発生負荷レベルを特定することを目的として，表面観察ではFig.5.7の(f)においてしわ状のものが大きくなっており，明らかにき裂が発生していると思われることから，最終引張過程（Fig.5.7の(e)ー(f)）に着目して，Fig.5.7の（f）とそれ以前の負荷レベルであるFig.5.10の（g）で除荷試験を行い，そのき裂面をSEMを用いて詳細に観察した．その結果，Fig.5.10に示すように負荷レベル（f）及び（g）では引張負荷に伴って拡大したしわがいくつか観察され，その中でも大きく口を開いた凹み底部から局所強せん断領域に沿ったき裂が発生していることが分かる．また，負荷レベルが（g）から（f）に増大するとともに，き裂長さも大きくなりき裂が進展していることが分かる．このような主応力方向に対してほぼ45°の方向に形成される局所強せん断領域に沿ったき裂発生挙動は，第３章で行った丸棒引張試験におけるき裂発生挙動で，切欠き底表面からき裂が発生したR0.2材及びR0.1材の挙動と同様である．

一方、最初に引張歪が付与されるコーナー３についても同様の観察を行った．Fig.5.8の表面観察結果から３サイクル目の負荷レベル(e)において比較的大きなしわの開口が見られたことから，Fig.5.11に示すように継続して同方向の負荷を与える実験を追加してき裂発生挙動の観察を行った．その結果をFig.5.11に示すが，これより負荷レベル(e)ではしわ状のものが拡大しているだけでき裂の発生は観察されないが，負荷レベル(e)からさらに引張負荷を付与した負荷レベル(h)ではコーナー１で観察された亀裂発生挙動と同様の挙動を呈しており，拡大した凹みの底部から延性き裂の発生が観察された．

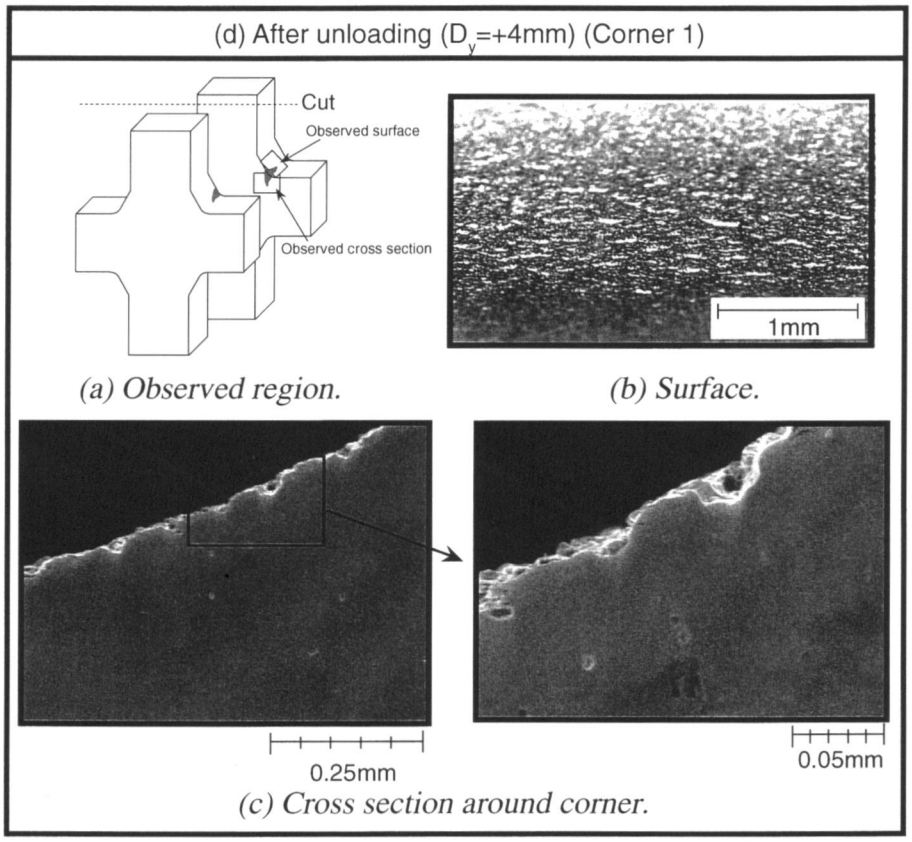


Fig. 5.9 Cross section near the corner 1 observed at unloaded level (d) in Fig. 5.7.

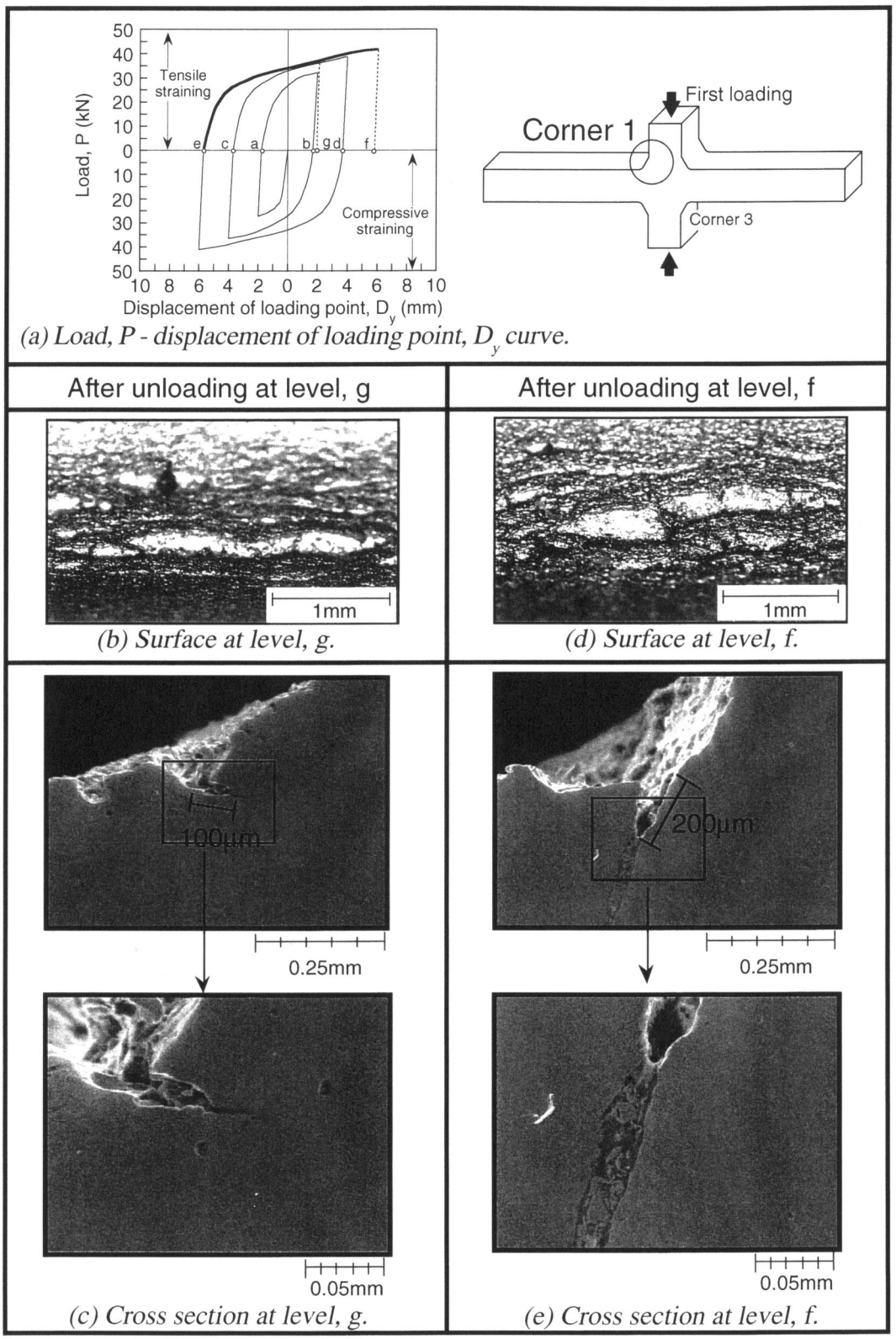


Fig. 5.10 Micrographs of the specimen surface and cross section near the corner 1 at unloaded level, f and, g.

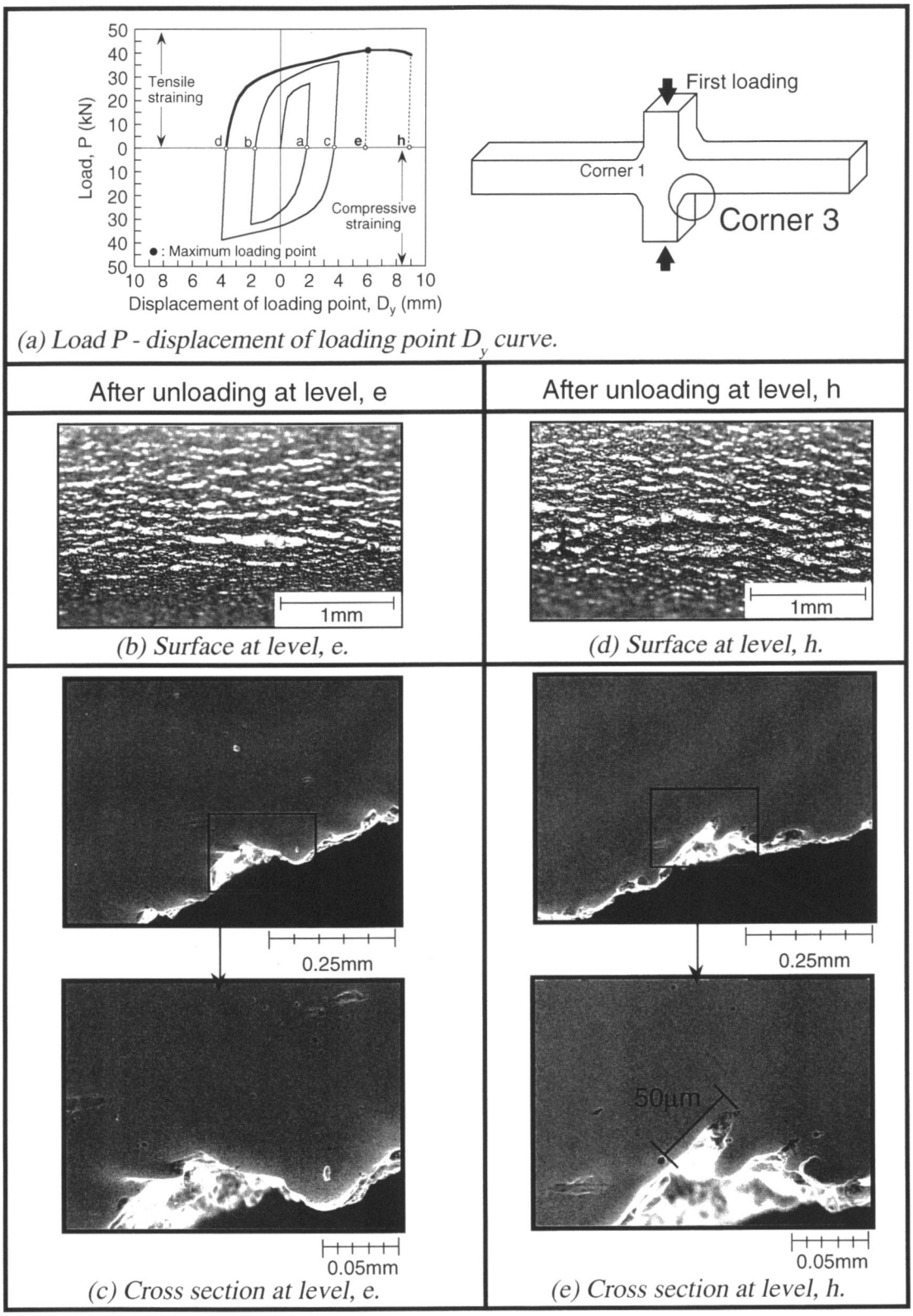
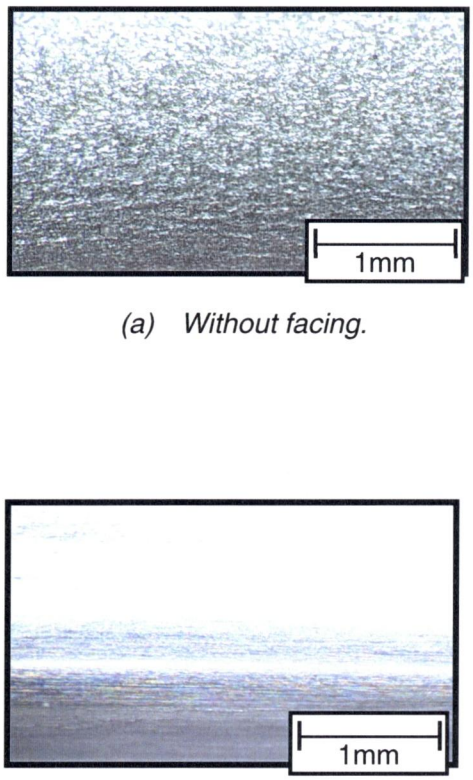


Fig. 5.11 Micrographs of the specimen surface and cross section near the corner 3 at unloaded level, e and, h.

これらの観察結果から，鋼構造物の形状的不連続部を模擬した部材が繰返しの負荷を受けた場合，表面荒れによる凹みが応力集中部である試験片コーナー部止端領域近傍に複数発生し，その拡大量が大きくなると凹み底部から局所強せん断領域に沿って延性き裂が発生することが明らかになった．しかし，延性き裂の発生までに形成される表面荒れがき裂の発生を顕著に促進させるのであれば，表面荒れの発生機構ならびにそれが延性き裂発生に及ぼす影響を明らかにする必要がある．

そこで，しわの影響を検討するために，各サイクルでの圧縮歪付与後に研磨により表面の荒れを取り除いて，表面処理を行わなかった実験結果と同履歴の載荷で実験を行った．Fig.5.12 は応力集中部である試験片コーナー止端部の表面状況の例を示したものであり，研磨したものではほぼ表面荒れが取り除かれていることを確認している．この実験において，主として研磨無しの試験において延性き裂の発生が確認された最終載荷サイクルにおいて，表面及び断面を詳細に観察した結果を Fig.5.13 に示す．また，このような延性き裂発生に至るまでの挙動を未研磨材と比較したものを模式的に Fig.5.14 に示した．未研磨材においては，繰返し載荷により応力集中部（コーナー部止端近傍）において局所的な不均一塑性変形により新生面の現出により表面荒れが生じ，この荒れを形成する凹みが圧縮過程により閉口してスリット状となる（Step 1）．その後，引張歪の付与によりスリットが開口しその底部から新生面が現出して大きく開口する(Step 2)．一方，スリットを取り除いた研磨材においても引張歪付与に伴って表面から同様に局所的に新生面を形成し凹みが形成される．その後，さらなる引張歪付与により，いずれにおいても凹みの底から約 45° 方向に延性き裂が発生する(Step 3)ことが確認された．このような挙動をより定量的に比較するために，最終負荷サイクルまで(圧縮負荷終了時)に形成されたスリットの長さを L_1，その後の負荷により形成された新生面の長さを L_2，凹みの底から延性き裂として発生した領域の長さを L_3 と定義し（Fig. 5.14 参照），研磨材との未研磨材との比較を行った．Fig.5.15(a)に同じ負荷サイクル（同変位）における両材の L_2+ L_3 を比較したものを示す．L_2+ L_3 は研磨の有無に関わらずほぼ



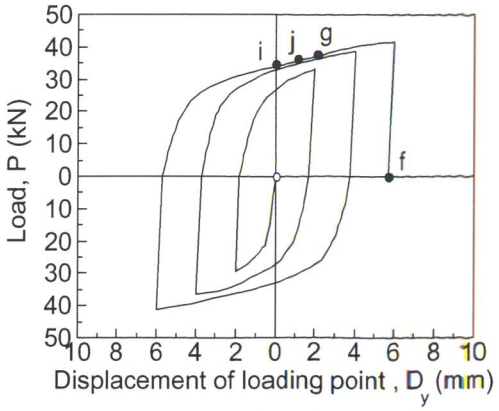
(a) Without facing.

(b) With facing.

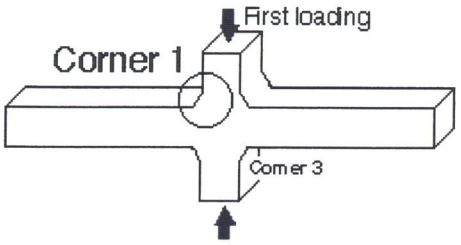
Fig. 5.12 Surface appearance at corne 1 with and without fasing after cyclic loading.

同じであり，未研磨材で見られた凹みの閉口によるスリット状のものは延性き裂の発生挙動にはほとんど影響を及ぼさないことが明らかとなった．また，Fig.5.15(b)は，凹みの底から発生した延性き裂の長さと累積変位の関係を両材で比較したものであるが，前章でも延性き裂発生時期として定義した 50μm のき裂を形成するときの両者の累積変位には大きな差異は見られずほぼ同じである．すなわち，繰返し載荷による局所不均一塑性変形により応力集中部に生じる表面荒れは，さらなる顕著な応力・歪集中源にはなり得ず，延性き裂の発生挙動および発生限界にはほとんど影響を及ぼさないことが分かった．

以上の観察から，繰返し負荷を受ける小型十字型試験片の延性き裂の発生挙動は，初期負荷過程が圧縮負荷の場合もしくは引張負荷の場合によらずほぼ同じ挙動を呈することが確認された．また，第３章で得られた基本試験片の単調増加型引張試験で得られた切欠き底表面からの挙動ともほぼ同じであることが分かった．さらに，第３章での定義と同様に，約50μmの延性き裂が確認された負荷変位レベルを延性き裂発生時期とし，Fig.5.16に示すように小型十字型試験片の延性き裂発生時期を特定した．



Load, P – displacement of loading point, D_y curve.



Observed section.

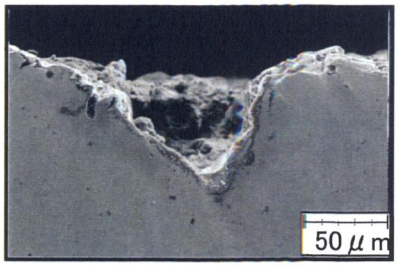
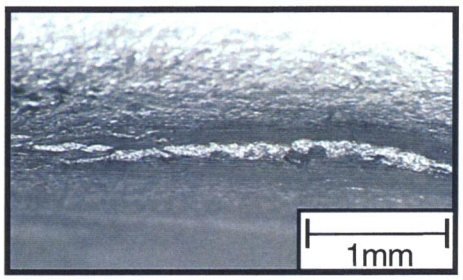
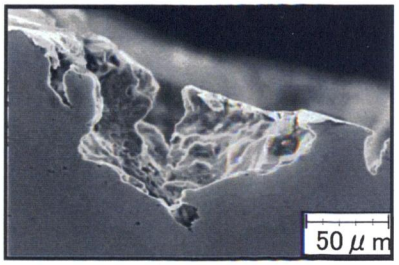
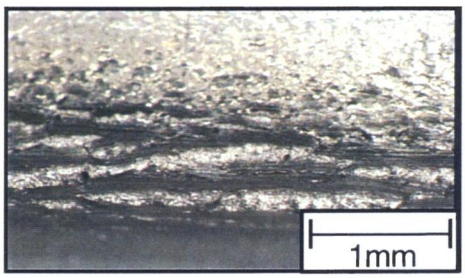
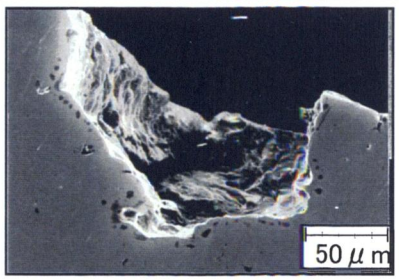
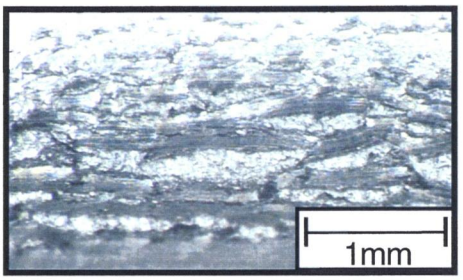
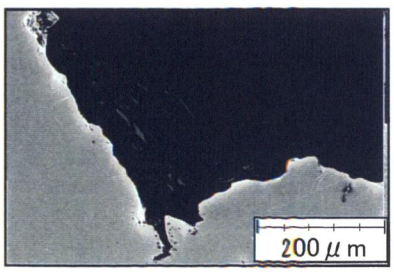
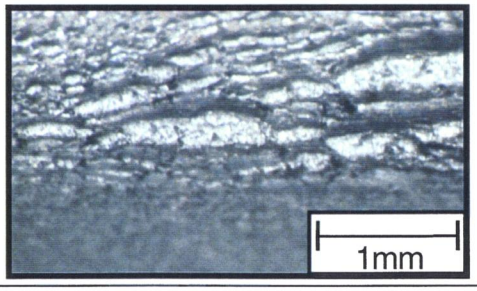
	Cross section	Surface
(i) After unloading (D_y=0mm)		
(j) After unloading (D_y=+1mm)		
(g) After unloading (D_y=+2mm)		
(f) After unloading (D_y=+6mm)		

Fig. 5.13 Ductile crack initiation behavior from the faced corner 1 after compressive straining.

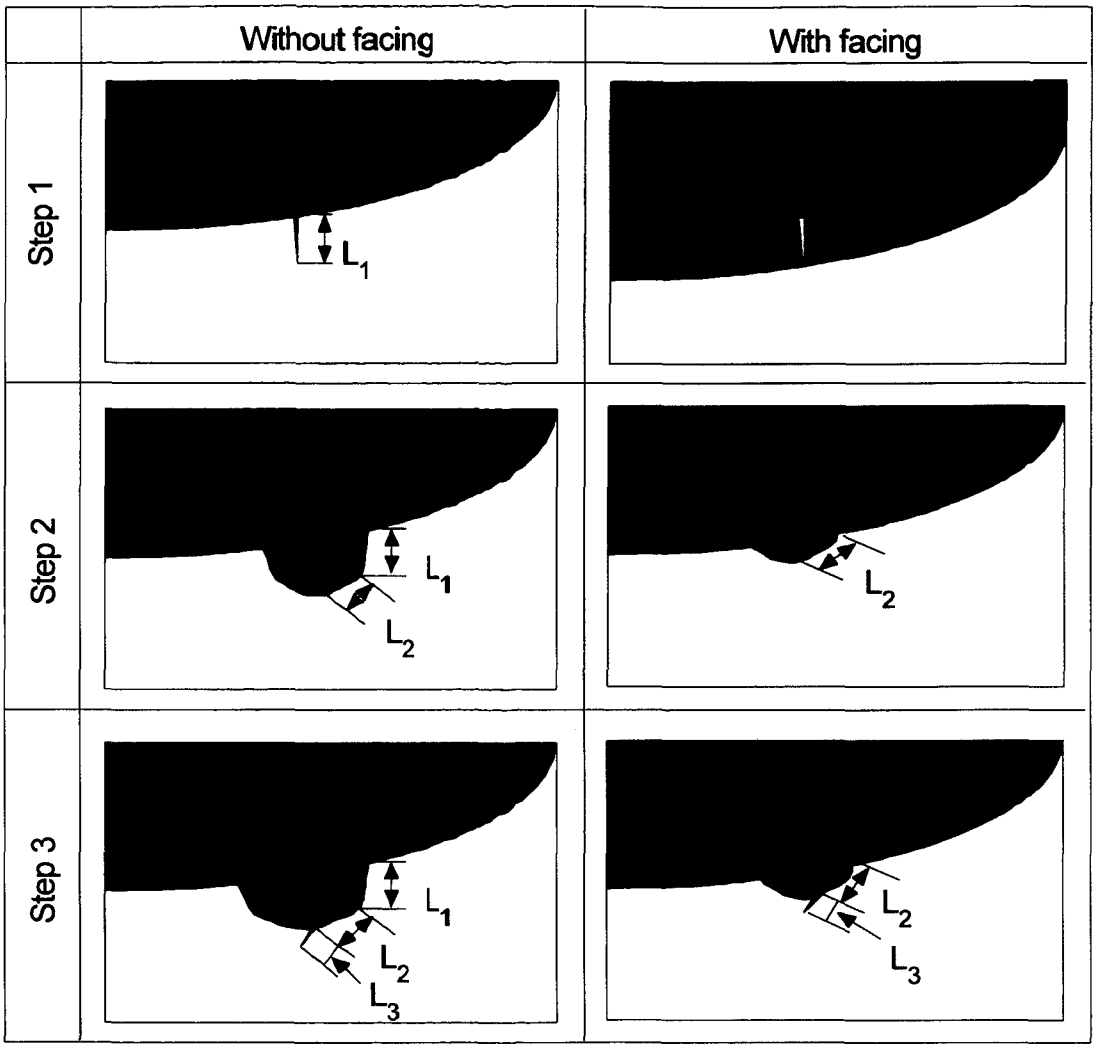
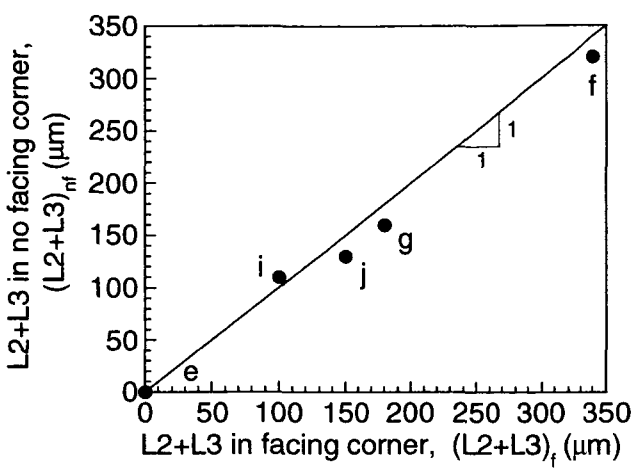
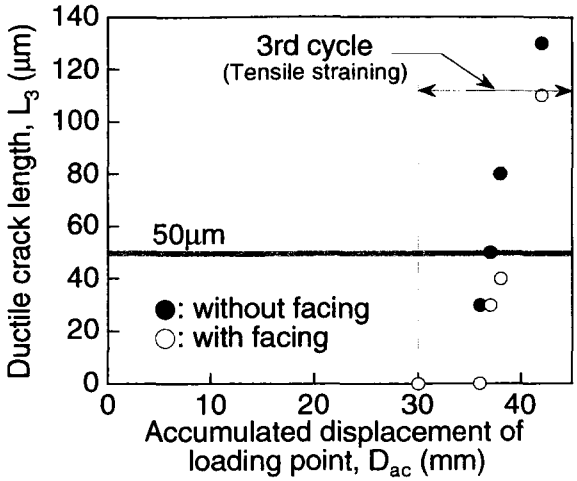


Fig. 5.14 Schematic comparison between ductile crack initiation behavior from the corner in cross-shaped specimen with and without facing.

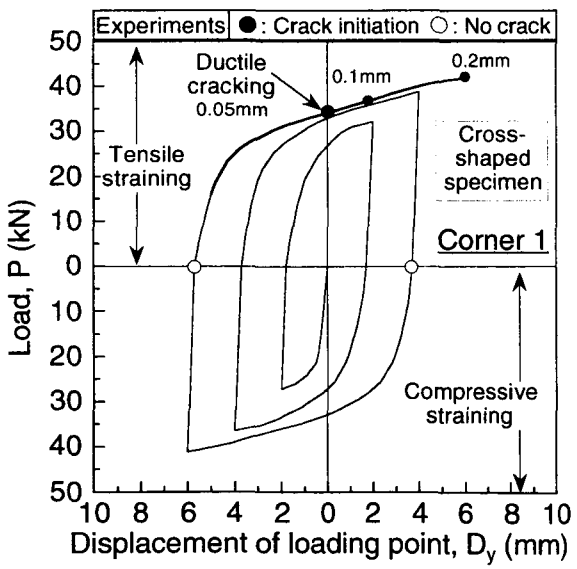


(a) Comparison between L_2+L_3 for the specimens with and without corner facing.

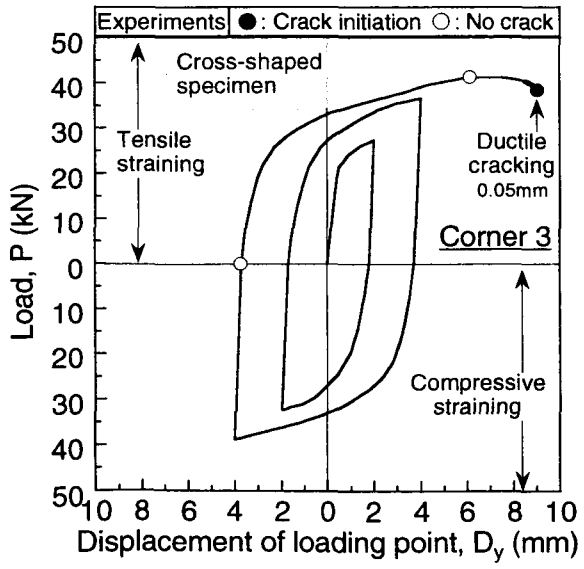


(b) Comparison between L_3 as a function of cyclic displacement for the specimens with and without corner facing.

Fig. 5.15 Effect of surface asperity induced by cyclic straining on ductile crack initiation behaviors.



(a) From corner 1.



(b) From corner 3.

Fig. 5.16 Critical loading cycle for ductile cracking from the corner in cross-shaped specimen.

５．４　繰返し負荷を受ける構造要素の延性き裂発生限界条件に関する予備的検討

前章で，基本試験片である単調増加型引張試験片で得られた鋼材の２パラメータ延性き裂発生限界が，引張あるいは圧縮予歪材の延性き裂発生限界にも適用できる限界条件としての可能性について検討を行った．しかし，予歪材の２パラメータき裂発生限界は素材とそれと大きく異ならないものの，必ずしも２パラメータ限界値が限界条件として適用しうるものではないことが分かった．

本節では，繰返し負荷を受ける部材の延性き裂発生限界条件の予備的検討として，予歪材と同様に単純な相当塑性歪累積による損傷概念がどの程度適用可能であるかどうかについて検討を行う．

５．４．１　解析対象及び解析条件

解析対象は，前節の繰返し載荷実験で用いた試験片と同じ形状・寸法とした．Fig.5.17は，解析対象の要素分割を示したものであり，対称性を考慮して全体の1/4の形状をモデル化した．要素には8ガウスポイントを有する8節点アイソパラメトリック要素を用いた．最小要素サイズの決定には，あらかじめ適当な要素サイズでFEM解析を実施し，その解析より明らかになった歪集中の最も著しい領域を再分割した．最小要素寸法は，丸棒試験片で実施した延性き裂発生限界条件の検討における評価対象部位での最小要素寸法（0.03mm）と同じ寸法の採用が望まれるが，予備解析によるコーナー止端部近傍（R部）の表面で最も歪集中が著しい領域における相当塑性歪分布から部材表面近傍（内部方向に約0.1mm）ではほとんど歪勾配が無いことかが確認されたこと，更に複数回の繰返し大変形により要素節点が交錯しないよう配慮して最小要素寸法としては0.09mmX0.09mmX0.09mmの要素を用いて解析を行うこととした．

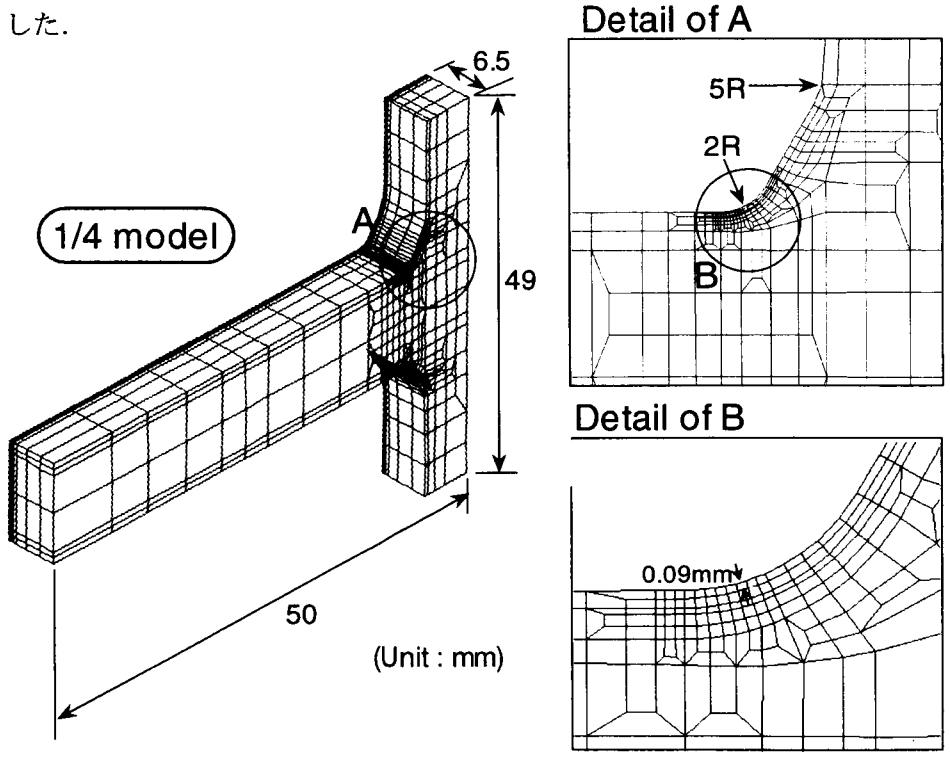


Fig. 5.17 Mesh division of cross-shaped specimen used for FE-analysis.

解析に用いた材料は，４．３節で詳細な検討を行った繰返し負荷による鋼材のバウシンガー効果を考慮した複合硬化則を採用した．なお，解析には汎用FEM解析コードABAQUS Ver. 5. 8を用いた．Fig. 5. 18は解析条件を示したものであり，冶具はすべて剛体でモデル化を行い，剛体によって実験に即して荷重を付与した．また，解析での繰返し載荷は実験と同様に荷重点変位量D_y制御で行った．

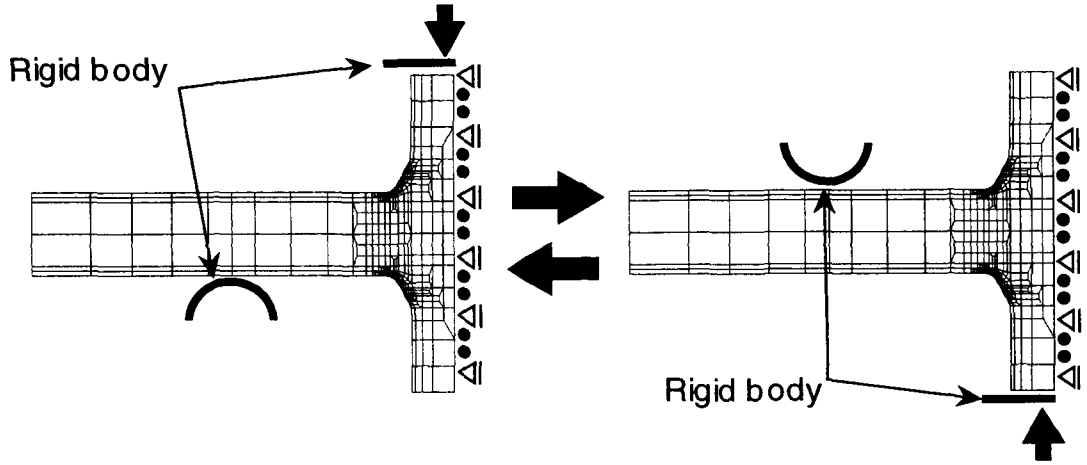


Fig. 5.18 Boudary conditions in FE-analysis of cross-shaped specimen subjected to cyclic bending.

５．４．２　相当塑性歪累積に注目した延性き裂発生限界

実験と同じ載荷履歴で実施したFEM解析で得られた荷重P-荷重点変位D_y関係を実験結果と比較して示したものをFig. 5. 19に示す．これをみると，１サイクル及び２サイクル目の解析結果は実験結果と一致している．3サイクル目で若干解析結果の方が実験結果よりも大きくなる傾向があるが，繰返し負荷によるバウシンガー効果よく表現できている．すなわち，複合硬化則を用いた本解析によって複数回の繰返し変形挙動を比較的よく再現できることが分かった．

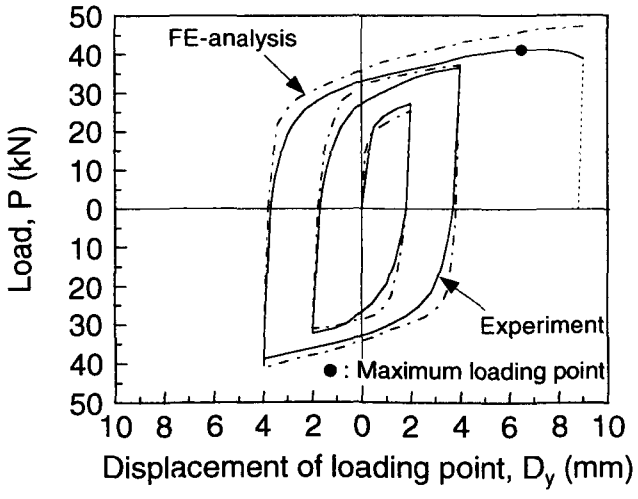


Fig. 5.19 Comparison between Load P and displacement of loading point D_y curve obtained by FE-analysis and experiment.

また，Fig. 5.20は例として２サイクル目載荷後（D_y=±2mm→±4mm）の試験片R部周方向の相当塑性歪分布を示したものである．これより解析で最も歪集中の著しい部位と実験で延性き裂の発生が観察された部位が良く一致していることが分かった．

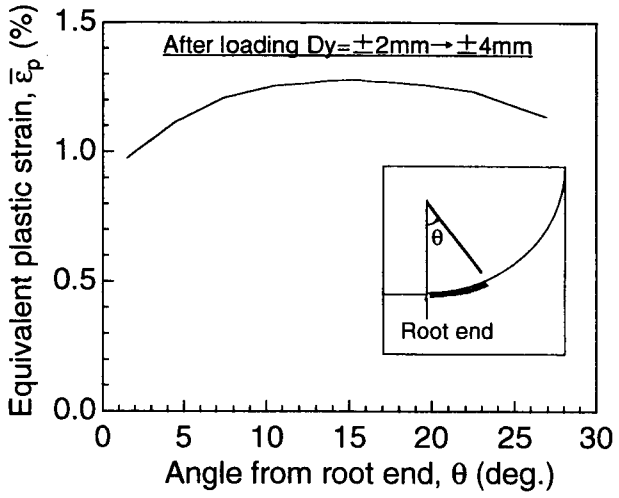
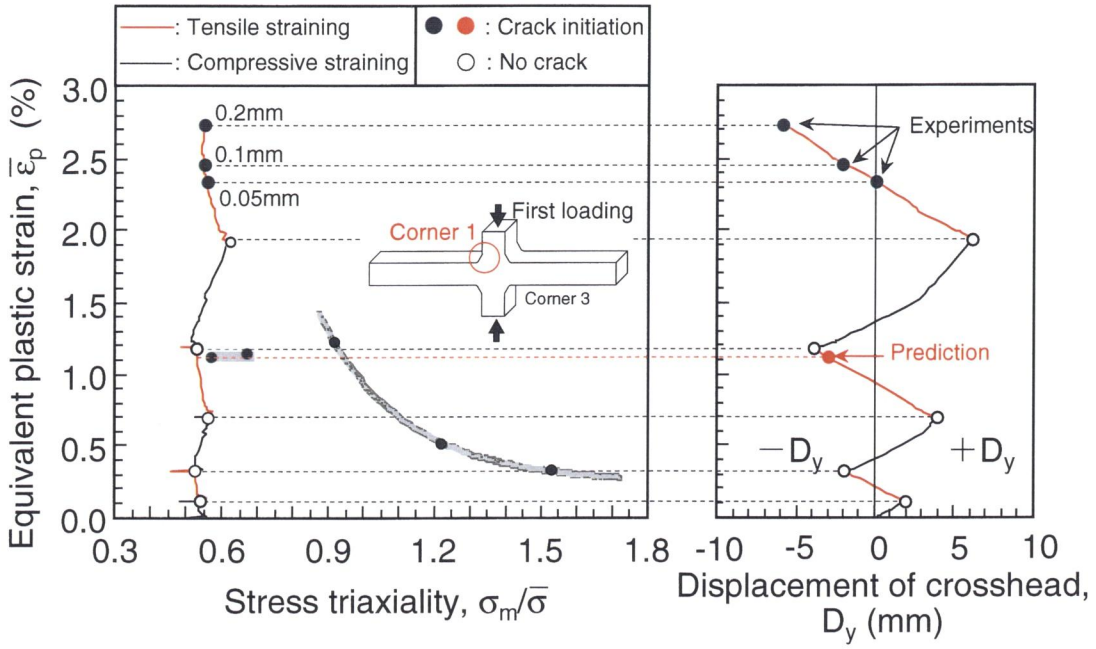


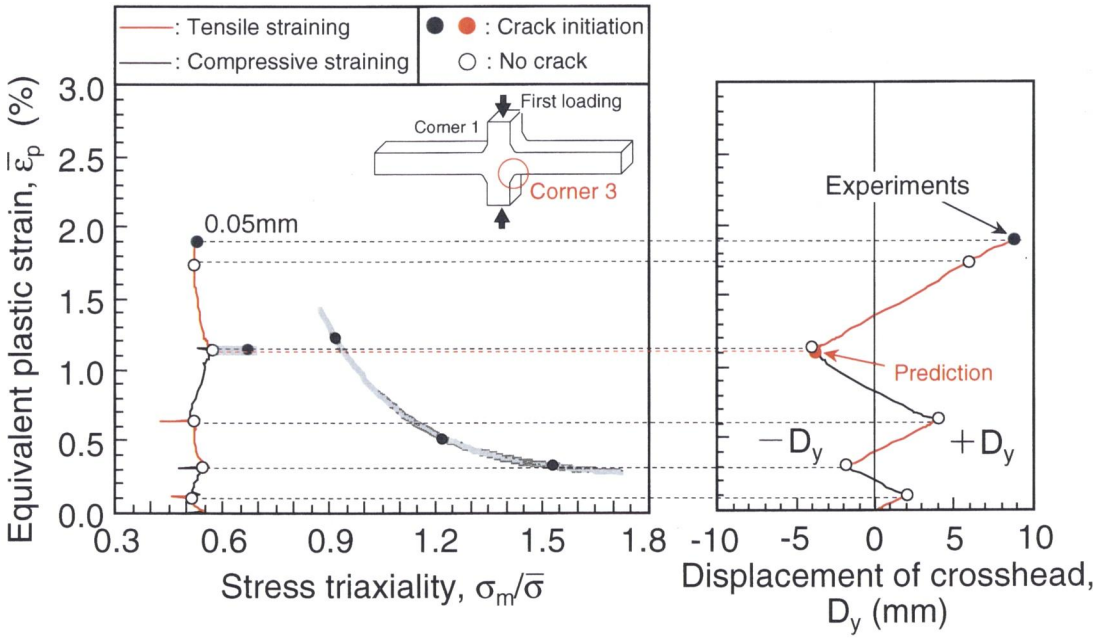
Fig. 5.20 Distribution of equivalent plastic strain on the surface along corner after cyclic loading.

そこで，この複合硬化則を適用した繰返し載荷解析結果を用いて，繰返し負荷を受ける対象試験片の延性き裂発生限界についてコーナー１及びコーナー３それぞれにおいて最も歪が集中する要素（ほぼ，実験で延性き裂の発生が確認された領域に対応）に注目して検討を行う．

Fig. 5.21は，繰返し載荷解析によって得られた全サイクルでの相当塑性歪の累積を応力多軸度の関係として示し，第４章で得られた基本試験片の単調増加型引張試験で得られた素材の延性き裂発生限界と比較して示したものである．また，累積の相当塑性歪$\bar{\varepsilon}_p$-応力多軸度$\sigma_m/\bar{\sigma}$関係の履歴と共にそれに対応した荷重点変位D_yの履歴を示している．なお，図中の赤線及び黒線は着目するコーナー部（初めにき裂発生が確認されたコーナー部）がそれぞれ引張及び圧縮の歪が付与される過程を示している．更に，延性き裂の発生状況の観察を行った負荷レベルでの相当塑性歪と応力多軸度の関係を丸印で，き裂の発生が観察された場合はき裂寸法とともに黒丸（●）で，観察されなかった場合を白丸（○）で表してある．これをみると，繰返し載荷過程での応力多軸度はほぼ一定値を呈しており十字型試験片と同じ部材表面から延性き裂が発生した鋭い円周切欠き付丸棒試験片とほぼ同じ塑性歪履歴を呈していることが分かる．しかし，累積相当塑性歪で評価した延性き裂発生限界歪は，基本試験片で得られた切欠き底表面からのき裂発生限界歪と比較してかなり大きな値を呈している．すなわち，単純な塑性歪の累積値の採用では，基本試験片の単調増加型引張試験で得られる２パラメータ延性き裂発生限界が，前章での予歪材の場合と同様に繰返し負荷を受ける部材の延性き裂発生限界条件にはなり得ないことが分かった．これは，応力反転を伴う繰返し負荷を受ける場合には，必ずしも全塑性歪が延性き裂の発生をもたらす材料損傷に寄与しないことを示唆する結果と考えられ，次章において繰返し荷重下での損傷特性の検討を基に新しい延性き裂発生限界条件について検討する．



(a) Ductile cracking from corrner 1 in cross-shaped specimen.



(b) Ductile cracking from corrner 3 in cross-shaped specimen.

Fig. 5.21 Comparison between critical value for ductile craking using two parameters, equivalent plastic strain $\bar{\varepsilon}_p$ and stress triaxiality $\sigma_m/\bar{\sigma}$, obtained with tensile round-bar specimens and with cross-shaped specimens under cyclic loading.

5. 5 結 言

本章では，地震などによって鋼構造物が繰返し負荷を受ける場合を想定して，小型十字型試験片を用いて大きな圧縮及び引張の塑性歪を繰返し受ける場合の部材の延性き裂発生挙動を明らかにするための基礎的実験を行った．また，繰返し負荷を受ける部材のき裂発生限界を複合硬化則による FEM 解析結果を用いて評価し，基本試験片による2パラメータ延性き裂発生限界の限界条件としての適用性について，前章で呈示した単純な材料損傷概念の適用性に着目して検討を行った．得られた結果を以下に要約して示す．

（1）小型十字型試験片の正負交番繰返し三点曲げ試験により，塑性変形の局在化に伴って応力集中部であるコーナー止端部近傍（R 部）で表面荒れが生じ，その表面荒れによるしわ状のものが引張負荷を受けることによって拡大して形成された凹み底部から局所強せん断領域に沿って延性き裂が発生することが明らかになった．このような繰返し過程で局所不均一塑性変形によって生じる表面荒れは顕著な応力・歪の集中源にはなり得ず，鋭い円周切欠き付丸棒試験片と同様の延性き裂発生挙動を呈することが分かった．

（2）本研究で提案する複合硬化則の採用により，小型十字型試験片の繰返し載荷過程での変形および応力・歪挙動を比較的精度良く解析できることが明らかになった．

（3）繰返し負荷を受ける小型十字型試験片の延性き裂発生限界を，繰返し載荷過程で受ける予歪量を圧縮歪と引張歪で区別せずに全て単純に加算した累積相当塑性歪で評価したところ，基本試験片の単調増加型引張試験で得られた切欠き底表面からの延性き裂発生限界歪と比較して非常に大きな値を呈することが分かった．すなわち，単純な塑性歪の累積値の採用では，基本試験片の単調増加型引張試験で得られる2パラメータ延性き裂発生限界が，予歪材の場合と同様に繰返し負荷を受ける部材の延性き裂発生限界条件にはなり得ないことがより明確に実証された．これは，応力反転を伴う繰返し負荷を受ける場合には，必ずしも繰返し載荷過程での全塑性歪が延性き裂の発生をもたらす材料損傷に寄与しないことを示唆する結果と考えられ，繰返し荷重下での損傷特性を考慮した新しい延性き裂発生限界条件についての検討が必要である．

第６章　大変形繰返し負荷を受ける構造要素モデルの新しい延性き裂発生限界評価クライテリオンの提案

６．１　緒言

前章までに，鋼構造物が地震などによって大きな圧縮及び引張の塑性歪を繰返し受ける場合を想定し，その時の部材の延性き裂発生限界評価に関する検討を行った．

第３章ではその基礎的検討として，鋼材及び主として圧縮予歪材から採取した丸棒引張試験片を対象とした延性き裂発生挙動の詳細な観察を行った．第４章ではこのような観察結果に基づいてFEM解析結果を用いて相当塑性歪と応力多軸度の２パラメータを用いた鋼材の延性き裂発生限界条件に関する検討を行った．その結果，部材中央部からき裂が発生する場合の延性き裂発生限界歪は応力多軸度の影響を受けるが，切欠き底表面からき裂が発生する場合では応力多軸度はほぼ一定で歪支配型の限界値特性を示し，両者の延性き裂発生限界を区別して考えるべきであることが分かった．このような基本丸棒試験片の単調増加型引張試験で得られた２パラメータ延性き裂発生限界が，主として圧縮予歪材の延性き裂発生限界としても適用可能であるかどうかについて，バウシンガー効果を考慮した複合硬化則の適用によるFEM解析を用いて検討を行った．予歪過程での材料損傷程度が予歪量だけ進行するという考えに基づき，全累積塑性歪を用いて予歪材の延性き裂発生限界を２パラメータを用いて評価した結果，２パラメータ延性き裂発生限界条件が必ずしも適用できないことが分かった．更に第５章では，実構造物でき裂の発生が懸念される形状的不連続部を模擬した小型十字型試験片を対象として繰返し三点曲げ載荷実験を行い，繰返し負荷を受ける部材のき裂発生挙動の詳細な観察を行った．応力集中部であるコーナー止端部近傍での延性き裂発生挙動は，第３章での鋭い円周切欠き付試験片の単調増加型試験での挙動と同じであることが確認された．しかし，予歪材の場合と同様に，繰返し載荷過程での相当塑性歪を単純に加算した累積相当塑性歪を評価に用いると，繰返し負荷を受ける部材のき裂発生限界歪が単調増加型試験片の限界歪に比べて極端に大きくなることが明らかになった．すなわち，繰返し負荷を受ける部材へ適用可能な延性き裂発生限界条件を確立するためには，繰返し荷重による鋼材の新たな材料損傷を検討する必要性が推察された．

そこで本章では，延性き裂発生を支配する材料挙動の考察に立ち返り，特に繰返し負荷によるバウシンガー効果をもたらす材料学的因子に着目して新しい材料損傷概念を提案する．さらに，この新しい損傷概念に基づいて繰返し負荷を受ける部材の延性き裂発生条件として適用可能な拡張２パラメータクライテリオンについて提案し，前章までに取り上げた，

i）圧縮（および引張）予歪材から採取した丸棒試験片の引張負荷（応力反転が１回の場合），

ii）応力・歪集中部などの部材表面から延性き裂が発生することを想定した小型十字型試験片の繰返し三点曲げ負荷，

の各々の場合に適用してその妥当性を検討する．また，基礎的検討として，砂時計型試験片の軸方向繰返し載荷試験及びそのFEM解析を実施し，応力多軸度依存型のき裂発生挙動を呈する部材内部からの繰返し延性き裂発生限界条件への適用性についても検討する．

６．２　繰返し載荷される場合の新しい延性き裂発生クライテリオンの提案

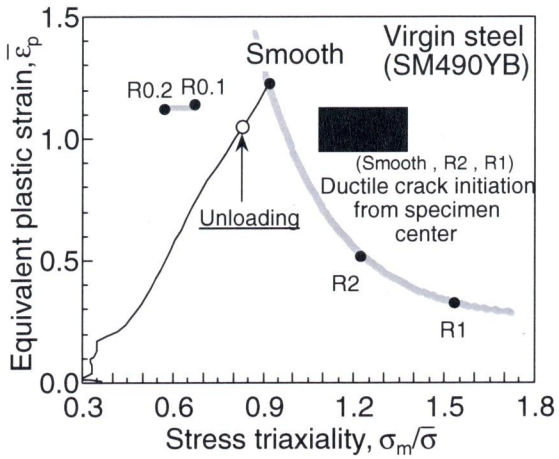
前章までの検討から，基本試験片の単調増加型引張試験で得られる２パラメータ延性き裂発生限界は，必ずしも高歪繰返し負荷を受ける部材の延性き裂発生限界条件にはならないことが明らかとなった．これは，応力反転を伴う高歪繰返し負荷過程において塑性歪の全累積量が必ずしも延性き裂発生に対する材料損傷に寄与しないことを示唆する結果であり，延性き裂発生までの材料挙動に応じた新たな損傷概念を提案する必要があることが推察された．

そこで，本研究で対象とする鋼材の延性き裂の発生を支配する材料挙動について追加考察し，それに基づいた材料損傷挙動のモデル化による新しい延性き裂発生クライテリオンの提案を行う．

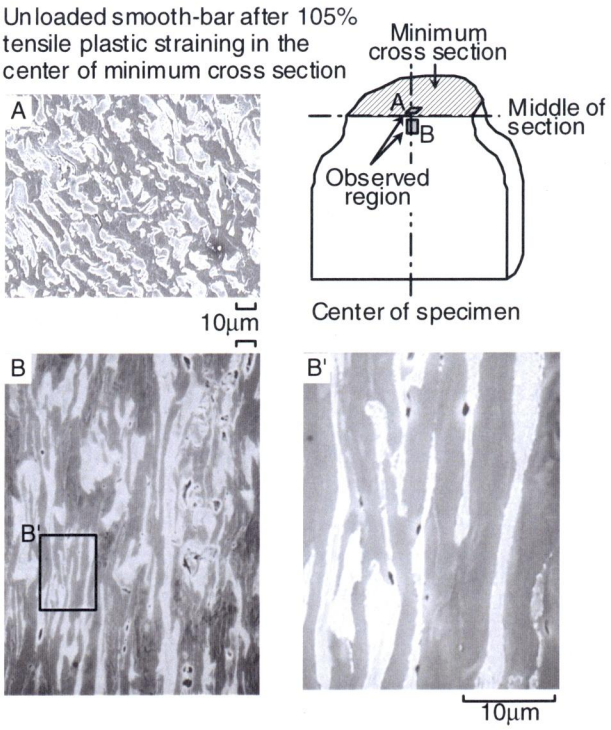
６．２．１　延性き裂発生を支配する材料挙動の考察

第３章での実験・観察により，単調増加型引張負荷による基本試験片の破断試験から，試験片中央部および切欠き底表面から延性き裂が発生するいずれの場合においてもボイド挙動に起因した延性き裂発生挙動を呈することが観察された．しかし，本対象鋼材において，このボイドが延性き裂の発生にどのように影響するのか，すなわちボイドの発生が直ちに延性き裂を発生させるのか，あるいは従来から良く知られているようにボイドの成長が支配的でその連結条件が延性き裂の発生を支配するのかなど，その支配要因は明らかにされていない．

そこで，延性き裂の発生挙動をより詳細に検討するために，引張負荷開始から延性き裂の発生に至るまでの材料挙動について，主として鋼材組織とボイドの発生・成長・連結挙動の関連に着目して観察を行った．Fig.6.1 は，平滑材を対象に，延性き裂が発生した負荷歪レベル（くびれ底断面中央部での相当塑性歪が 122%）に近い約 105%の塑性歪（くびれ底断面中央部での相当塑性歪）を付与後，除荷した試験片のくびれ底断面中央部の SEM 写真を示したものである．写真 A は引張方向（鋼板圧延方向）に対して垂直な面，写真 B，B’は平行な面の観察結果である．1μm 程度以の小さなボイドが数多く見られ，そのほとんどが本鋼材組織であるフェライト-パーライトの二相境界におけるフェライト相側で生じていることが分かる．このようなボイドは約 100%程度以上の大きな塑性歪の付与により顕著に見られるようになり，それ以前の歪レベルでは比較的大きな 10μm 程度のボイドがわずかに見られるのみであった．なお，この低歪レベルから存在するボイドは大きな MnS 介在物に起因したボイドであることが確認されている．また，Fig.6.2 は破断面におけるディンプルの様子と，(a) 図中の A-A’ 線上近辺の縦断面の SEM 写真（(b) 図）を比較して示したものである．比較的平滑な面を呈しているディンプルの周りに微小なディンプルが多数見られ，こられの微小ディンプルの大きさは Fig. 6.1 で見られたボイド径程度に小さく変形後の結晶粒径（引張方向に垂直な方向の粒径：約 1μm 程度）と比べてもより小さい．また，低歪レベルで MnS 介在物に起因して発生・成長したボイドに対応すると思われる破面上の大きなディンプル間距離は大きく，このようなボイドは延性き裂の発生にはほとんど影響を及ぼしていないものと考えられる．



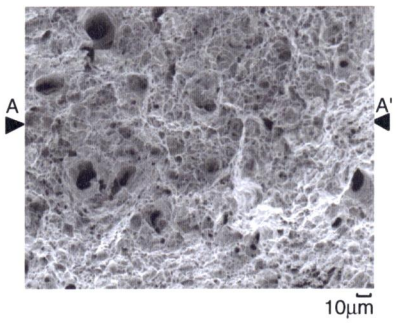
(a) Applied plastic strain level comparedwith crack initiation strain level for smooth-bar specimen.



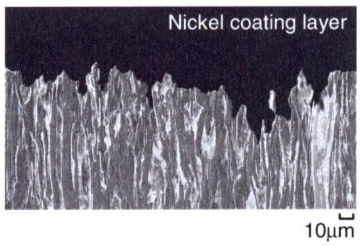
(b) Micrographs for material damage with respect to ductile cracking.

Fig. 6.1 Observation of material damage with respect to ductile cracking in the middle of specimen for ferrite-pearlite two-phase steel used.

以上の観察から，本対象鋼材では大きな塑性歪の付与後にフェライト-パーライトニ相境界の軟質相（フェライト相）側で微小ボイドが発生し，さらなる微小歪増分によってそのようなボイドが発生する条件が複数の二相境界近傍で満たされることによってボイド数が増加する．最終的には，粒内すなわちこれらの微小ボイド間において，機構は明確でないものの不安定的にせん断されることにより延性き裂が発生したものと考えれる．このように，本対象鋼材の延性き裂の発生は，ほぼ二相境界近傍での微小ボイド発生支配型の挙動を呈することが分かった．



(a) Fractograph near specimen center



(b) Microstructure along fracture path

Fig. 6.2 Fracture path and dimple size compared with microstructure of ferrite-pearlite phase.

6．2．2　新しい延性き裂発生クライテリオンの提案

前節での延性き裂発生挙動の詳細観察から，延性き裂は比較的大きな介在物を起点とした変形初期から存在するボイドや第二相（本対象鋼材ではパーライト）の割れにより発生したボイドの成長とその直接的な連結によりもたらされるのではなく，二相組織境界近傍の軟質相側（フェライト相）での微小ボイドの発生が延性き裂の発生を支配していることが分かった．すなわち，延性き裂の発生をもたらす材料損傷として，二相組織境界近傍での軟質相側で発生する微小ボイドの発生核形成に支配的であると考えられる転位密度の増加や転位構造（転位のもつれなど）の発達の程度を考えるのが妥当であると推察された．

一方，応力反転を伴う高歪繰返し負荷を受ける場合には，第３章での実験でも得られたように顕著なバウシンガー効果が見られる．このような材料のバウシンガー効果の微視的機構を解明するために，主として単相材料を対象に検討された結果が数多く報告されている[47-50]．バウシンガー効果は変形に伴う不均一な転位組織の形成や母相（マトリックス）と介在物や析出物間の不均一塑性変形などによる転位の集積（pile-up）による逆応力により生じ，塑性変形の不均一をもたらす硬い第二相を含む材料（二相組織鋼など）ではより顕著に現れる[51-54]．このような種々の材料のバウシンガー特性を評価するために様々なパラメータが用いられておりそれらに及ぼす微視的因子（介在物，析出物や第二相の影響など）の検討が行われているが，本実験でも見られたFig.6.3に示すバウシンガー歪$\bar{\varepsilon}_p^B$の発生原因とその特徴について以下のような知見が報告されている[47,50,55-57]．

1）予変形（予歪）により形成される長範囲内部応力（逆応力）の増加とともに変形中に蓄積された逆運動し得る可動転位密度が増加する．予歪が特に小さく，予歪の増加とともに逆応力が上昇傾向にある範囲（一般に予歪が小さいレベルでは逆応力は予歪量に応じて単調に増加するが，予歪量が大きくなるとその増加傾向は低下する傾向にある）では，逆応力にほぼ比例して可逆転位密度が増加する．

2）その後の負荷の反転による変形初期のバウシンガー歪$\bar{\varepsilon}_p^B$の発生は，上記の可動転位の逆運動により生じる．

3）予変形時に形成された転位組織（からみあった転位からなるセル壁など）は逆変形時の応力レベルが予変形時の応力レベルまではほとんど変質せず，それ以上の応力によりさらなる転位組織の発達が生じる．

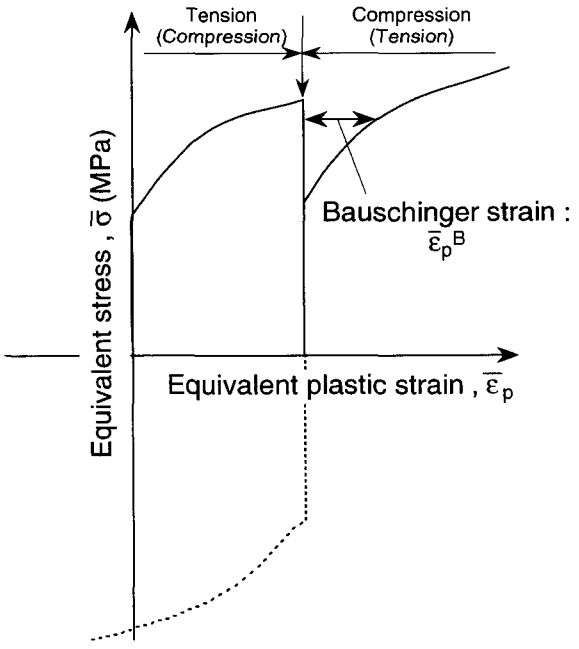


Fig.6.3　Characteristic of Bauschinger strain $\bar{\varepsilon}_p^B$ in steel by reverse straining.

このようなバウシンガー特性の従来の知見から，長範囲内部応力（逆応力）が逆変形初期のバウシンガー歪量及びその後の変形による転位構造の発達程度に支配的な指標となりうるものと考えられる．

したがって，予歪を受けた後に応力の反転を伴って歪が付与される場合には，逆変形初期のバウシンガー歪すなわち予歪付与により蓄積された可動転位の逆運動による塑性変形（塑性歪）は延性き裂発生（すなわち微小ボイド発生）に対する材料損傷には影響を与えないと考えた．また，その後の歪付与においても転位組織が発達するまでは新たに損傷は累積されず，その変形レベルは上述のこれまでの知見から転位組織状態に依存する逆応力が予変形時のそれと同程度となるときと考えた．

以上のような新たな損傷概念を仮想することにより，繰返し歪付与材の延性き裂発生限界評価への適用の拡張を目指した新たな延性き裂の発生クライテリオンを提案する．本研究では，負荷の反転に伴うバウシンガー効果を考慮した部材内の応力・歪特性を精度良く解析するために，移動硬化を取入れた複合硬化則を材料の構成式として採用している．移動硬化則を定める背応力は，上述した不均一塑性変形により生じる母相内の逆応力（平均長範囲内部応力）に近似的に対応すると考えられ，本対象鋼材やこれまでの種々の材料に対して報告されている予歪の増加に伴う逆応力の上昇傾向を反映させた特性を取り入れている（Fig.4.6参照）．すなわち，応力反転を伴う繰返し歪付与材の長範囲内部応力の挙動を，本解析による背応力の挙動により評価できるものと考えられる．このような損傷概念に基づいて新しい延性き裂の発生クライテリオンを提案し，それを模式的にFig.6.4に示した．これは，

1）二相組織境界近傍の軟質相（フェライト相）での転位構造を支配する背応力が，先行する載荷サイクルにおける最大背応力を超えるまでの範囲で付与されるマクロ塑性歪は材料損傷に寄与しない．すなわち，各サイクル i におけるこのような塑性歪以外の有効塑性歪 $(\bar{\varepsilon}_p)^i_{Eff.}$ のみが材料損傷に寄与する（(a) 図），
2）多重繰返し負荷を受ける場合には，各サイクルでの応力多軸度 $\sigma_m/\bar{\sigma}$ の関数である有効塑性歪 $(\bar{\varepsilon}_p)^i_{Eff.}$ の累積値が，単調増加型引張負荷を受ける試験片の実験とFEM解析によって得られる2パラメータ延性き裂発生限界条件に達したときに延性き裂が発生する（(b) 図），

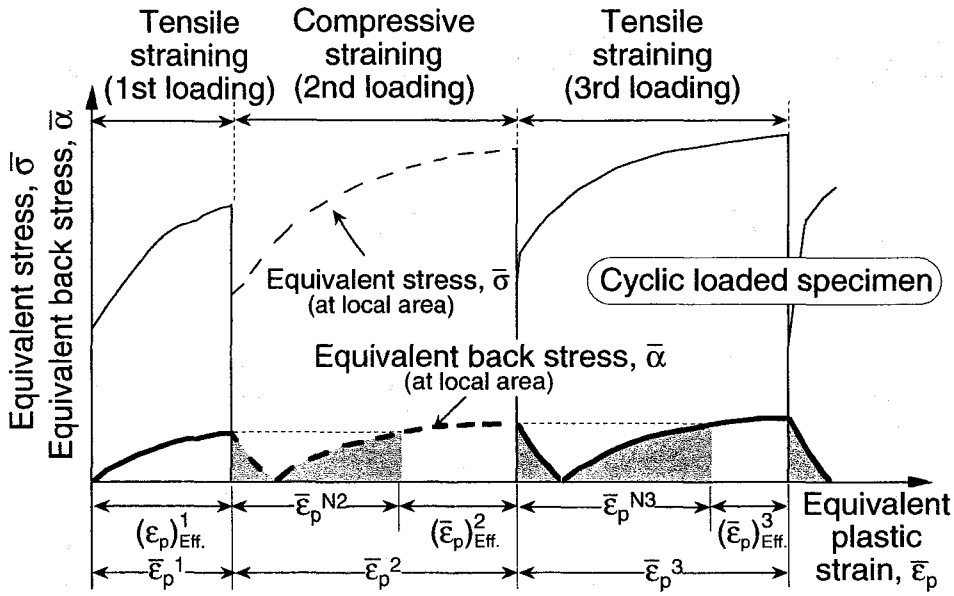
とした拡張2パラメータ延性き裂発生クライテリオンである．

6．3　新しい拡張2パラメータ延性き裂発生クライテリオンの適用性の検討

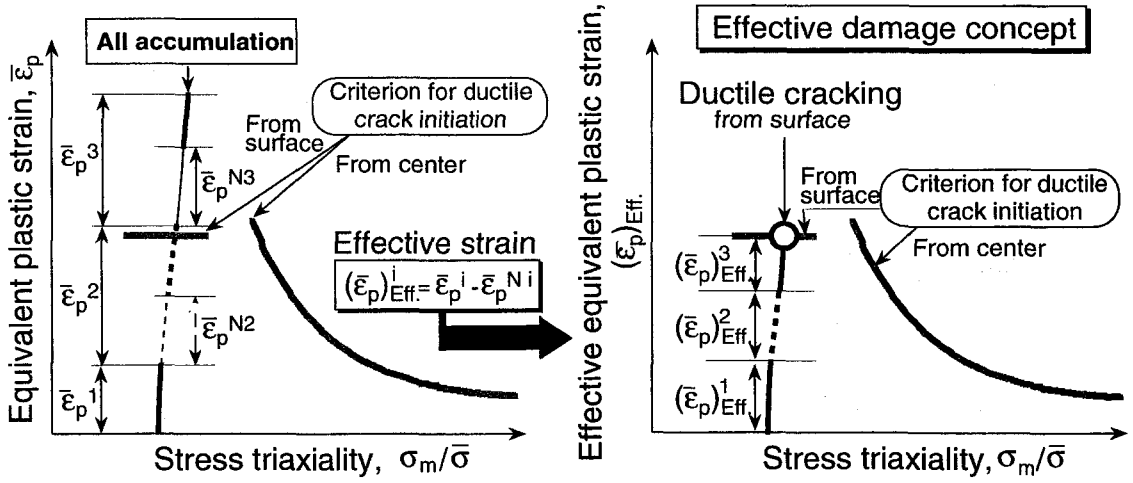
前節では，本対象鋼材の延性き裂発生が，一般に理解されているようなボイドの成長と合体による挙動ではなく，微小ボイドの発生が支配的な挙動を呈するという観察結果に鑑み，微小ボイド発生までの材料損傷を支配する力学条件を延性き裂の発生条件とした新たな損傷概念を仮想した．そこで，この損傷概念に基づいて提案した拡張2パラメータ延性き裂発生クライテリオンの適用性について検討する．

6．3．1　予歪材の延性き裂発生限界評価への適用性

第4章で対象とした圧縮および引張予歪材に対して，提案する延性き裂発生クライテリオンの適用



(a) Evolution of equivalent back stress under cyclic loading.



(b) Effective damage concept.

Fig. 6.4 Advanced 2-parameter criterion for ductile cracking of structural members under cyclic loading based on effective damage concept.

により実験を行った全ての予歪材の延性き裂発生限界の評価を行った．

圧縮予歪材の延性き裂発生限界は，提案する拡張２パラメータ延性き裂発生クライテリオンに基づくと Fig. 6. 5 に示す手順により評価できる．圧縮予歪過程において材料の損傷程度は予歪量（X%）だけ進行するが，その後の引張負荷において負荷方向が反転する場合には，引張付与歪$\bar{\varepsilon}_p$のうち予歪過程において生じた最大背応力までの付与歪$\bar{\varepsilon}_p^N$は材料損傷に寄与しないため，延性き裂発生限界は材料損傷に寄与する負荷過程の有効相当塑性歪$(\bar{\varepsilon}_p)_{Eff.}$と応力多軸度$\sigma_m/\bar{\sigma}$関係の履歴から決定できる．すなわち，有効相当塑性歪$(\bar{\varepsilon}_p)_{Eff.}$と応力多軸度$\sigma_m/\bar{\sigma}$関係が基本試験片で得られた鋼材の延性き裂発生限界を満たすときに延性き裂が発生すると考えるものである．ここで，材料損傷に寄与しない塑性歪範囲$\bar{\varepsilon}_p^N$は，圧縮予歪過程およびその後の引張歪付与過程での相当背応力の履歴から決定される．Fig. 6. 6 は圧縮予歪 10%材（C10%材）の R2 材を一例に，解析より得られた相当背応力$\bar{\alpha}$-相当塑性歪$\bar{\varepsilon}_p$関係を示し，本概念に基づいて材料損傷に寄与しない塑性歪$\bar{\varepsilon}_p^N$を求めた過程を示したものである．この場合，引張歪付与直後の約 10%程度の塑性歪は延性き裂発生に対する材料損傷に寄与しないことになる．このように提案する新しいクライテリオンに基づいて，実験を行った全ての圧縮（および引張）予歪材を対象に，試験片局部において基本試験片で得られた延性き裂発生限界条件を満たすときのき裂発生限界歪（ここでは最小断面での平均真歪$(e_{ave.})_f$）を予測して実験結果と比較した．その結果，Fig. 6. 7 に示すように，第４章で塑性歪の全累積を用いて予測した結果と比較して，試験片中央（Fig. 6. 7 (a)）から及び切欠き底表面（Fig. 6. 7 (b)）からのいずれのき裂発生挙動を呈する場合においても，新しい有効損傷概念に基づいて予測した結果は実験結果と良い一致が見られた．すなわち，新しく提案した有効損傷概念に基づく拡張２パラメータクライテリオンが，予歪材の延性き裂発生限界条件として適用可能であることが実証された．

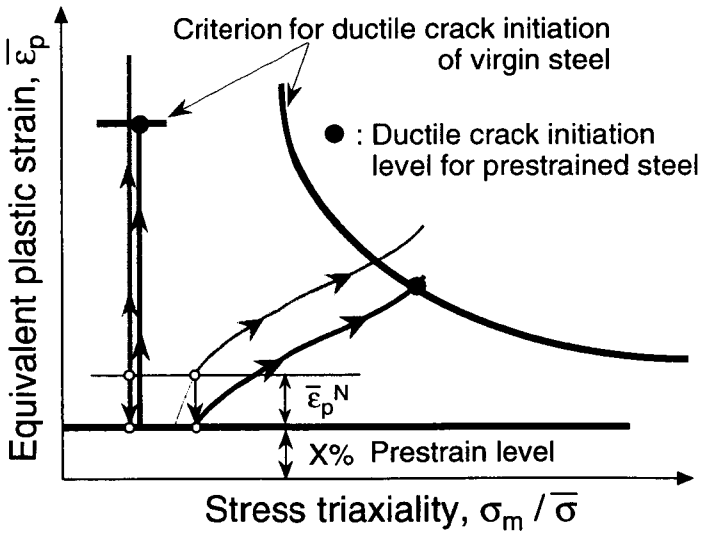


Fig. 6.5 Procedure for estimation of ductile cracking for compressive pre-strained steels based on the advanced 2-parameter criterion.

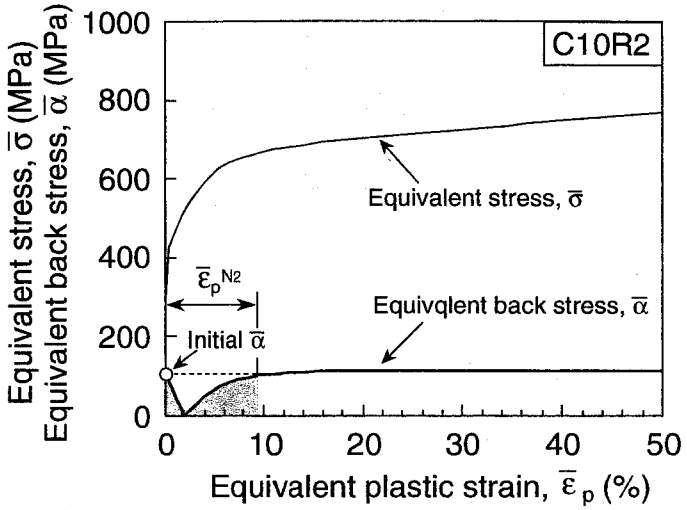
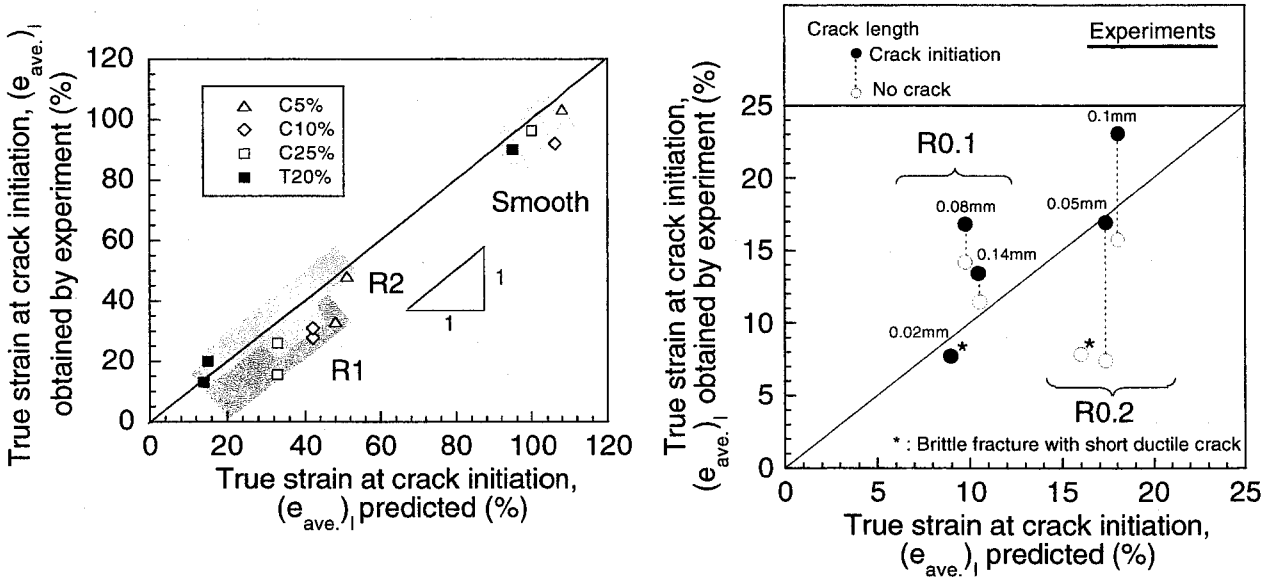


Fig. 6.6 Estimation of non-effective plastic strain for 10%-compressive prestrained R2 specimen (C10R2) based on the effective damage concept.



(a) Ductile cracking from specimen center.

(b) Ductile cracking from specimen surface.

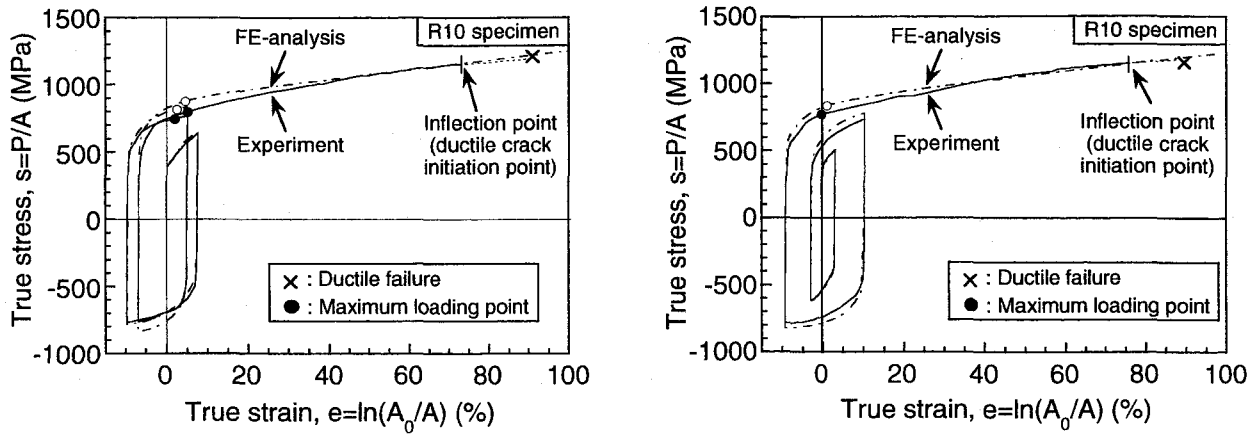
Fig. 6.7 Comparison between predicted and experimental results of critical true strain $(e_{ave.})_I$ for prestrained steels based on the advanced 2-parameter criterion.

6．3．2　繰返し負荷を受ける部材の延性き裂発生限界評価への適用性

提案した有効損傷概念は，応力反転を複数回伴う繰返し荷重下においても適用可能であるものと考えている．そこで，部材中央部から延性き裂が発生する場合として砂時計型試験片（R10 材）の軸方

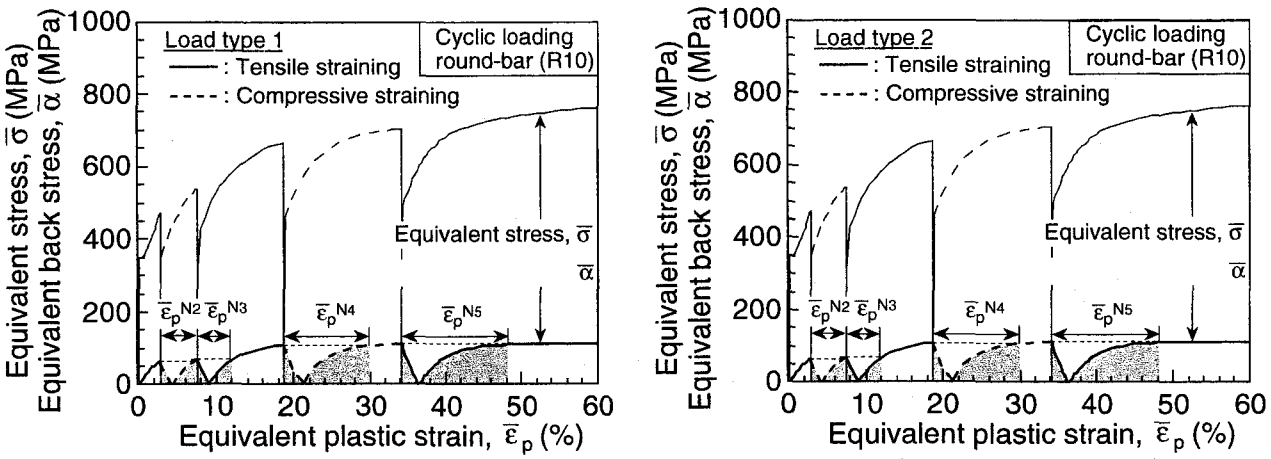
向繰返し載荷試験および複合硬化則を用いたFEM解析を新たに実施して，提案するクライテリオンの高歪繰返し負荷を受ける部材の延性き裂発生限界条件としての適用の妥当性について検討する．また，第５章で実施した繰返し三点曲げ負荷を受ける小型十字型試験での応力集中部表面からの延性き裂発生限界条件としての適用性についても検討する．

Fig.6.8は，第４章で採用した砂時計型試験片（R10材）に対して，歪漸減型（Load type 1）および歪漸増型（Load type 2）の２種類の載荷履歴で軸方向繰返し載荷試験を実施して得られた真応力-真歪曲線を示したものである．いずれの載荷履歴においても，試験片中央部からの延性き裂発生が確認された．これに対して，同じ載荷履歴で複合硬化則を用いて繰返し載荷解析を実施した．延性き裂発生部位である試験片中央要素に着目して，延性き裂発生までの全負荷サイクルにおいて相当塑性歪$\bar{\varepsilon}_p$の増加に伴う相当応力$\bar{\sigma}$と相当背応力$\bar{\alpha}$の変化履歴を決定してFig. 6.9に示した．このような相当背応力の変化履歴から，提案する有効損傷概念に基づいて材料損傷に寄与しない塑性歪$\bar{\varepsilon}_p^N$（図中，ハッチで示した塑性歪範囲）を決定した．Fig.6.10, Fig.6.11は，各繰返し負荷サイクルでの有効相当塑性歪$(\bar{\varepsilon}_p)_{Eff.}$のみの累積値と応力多軸度との関係を示し，実験で延性き裂が発生した負荷レベルを同履歴中に示した（それぞれ（b）図）．なお，解析での延性き裂の発生負荷レベルは，実験でのき裂発生時の最小断面直径を合わせることで対応させた．また，それぞれ（a）図は，比較のために，有効損傷概念を適用せずに単純に全塑性歪累積を用いて同様に２パラメータを用いて延性き裂発生限界値を決定したものである．これらの結果に見られるように，繰返し負荷を受ける砂時計型試験片の限界値は，提案した有効損傷概念を適用した場合において基本丸棒試験片で得られた鋼材の延性き裂発生限界と比較してかなり良く一致していることが分かる．すなわち，仮想した有効損傷概念が妥当であり，またこの概念に基づいて決定される有効相当塑性歪$(\bar{\varepsilon}_p)_{Eff.}$を用いることにより，基本試験片で得られる２パラメータ延性き裂発生限界が，繰返し負荷を受ける部材の中央部からのき裂発生限界として適用が拡張された延性き裂発生クライテリオンとなることが検証された．また，Fig. 6.12は，逆に提案した新しいクライテリオンを適用することにより，試験片局部において基本試験片で得られた延性き裂発生限界条件を満たすときの繰返し負荷を受ける砂時計型試験片のき裂発生限界歪（ここでは最小断面での平均真歪$(e_{ave.})_f$）を予測したものであるが，かなり良い精度で延性き裂発生限界歪（マクロ負荷歪）の予測が可能であることが分かった．



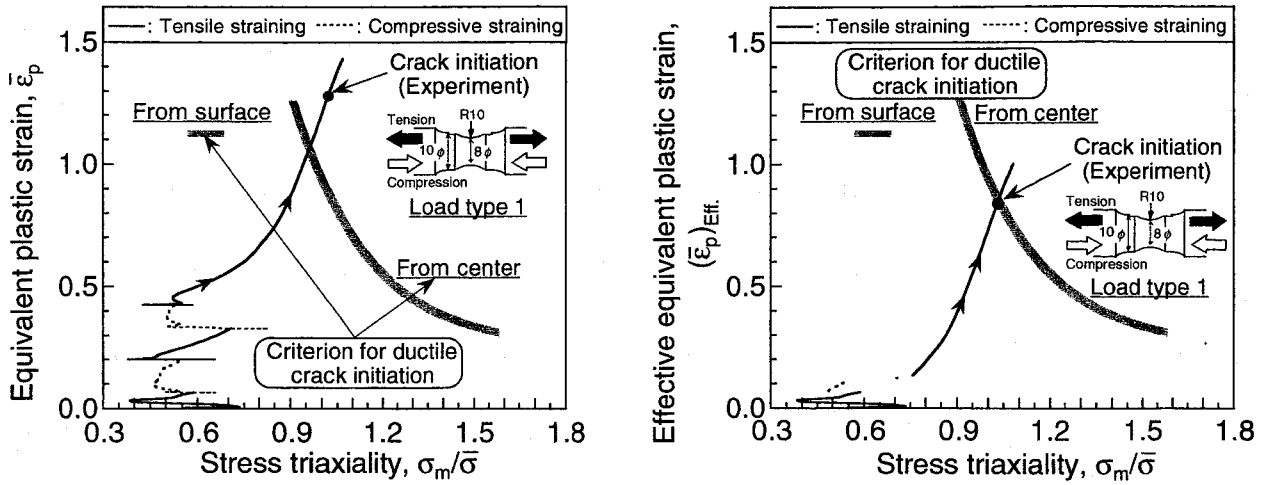
(a) Load type 1. *(b) Load type 2.*

Fig. 6.8 True stress - true strain curves obtained by experiment and FE-analysis for R10 specimen under cyclic axial loading.



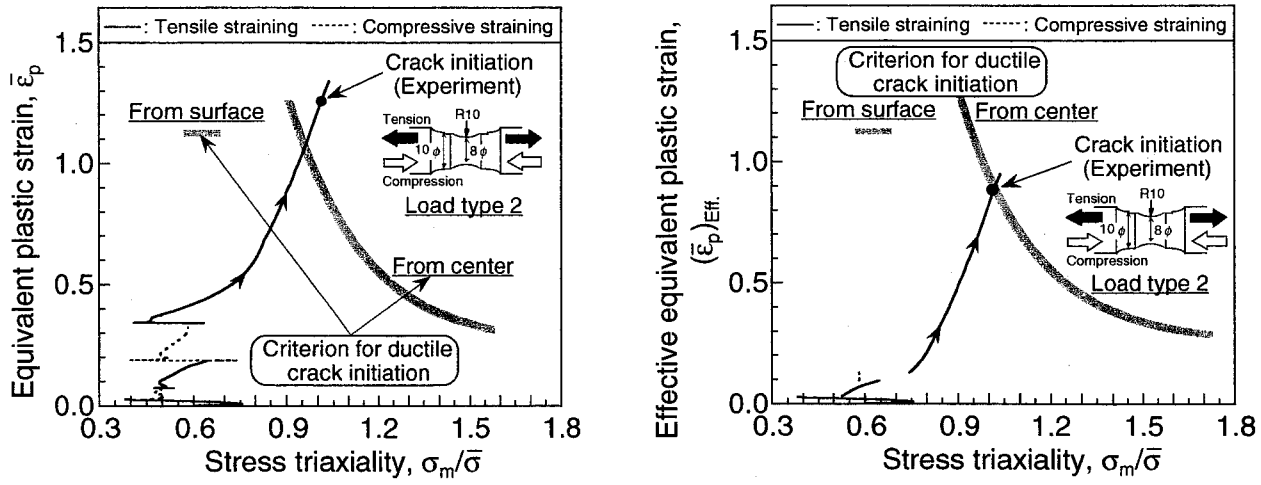
(a) Load type 1. *(b) Load type 2.*

Fig. 6.9 Estimation of non-effective plastic strain for ductile cracking in R10 specimens under cyclic axial loading based on the effective damage concept.



(a) Using plastic strain, $\bar{\varepsilon}_p$. *(b) Using effective plastic strain, $(\bar{\varepsilon}_p)_{Eff.}$*

Fig. 6.10 Comparison between critical values for ductile cracking using two parameters for cyclic loaded R10 specimen (Load type 1) and for uniaxial tensile specimens.



(a) Using plastic strain, $\bar{\varepsilon}_p$. *(b) Using effective plastic strain, $(\bar{\varepsilon}_p)_{Eff.}$*

Fig. 6.11 Comparison between critical values for ductile cracking using two parameters f or cyclic loaded R10 specimen (Load type 2) and for uniaxial tensile specimens.

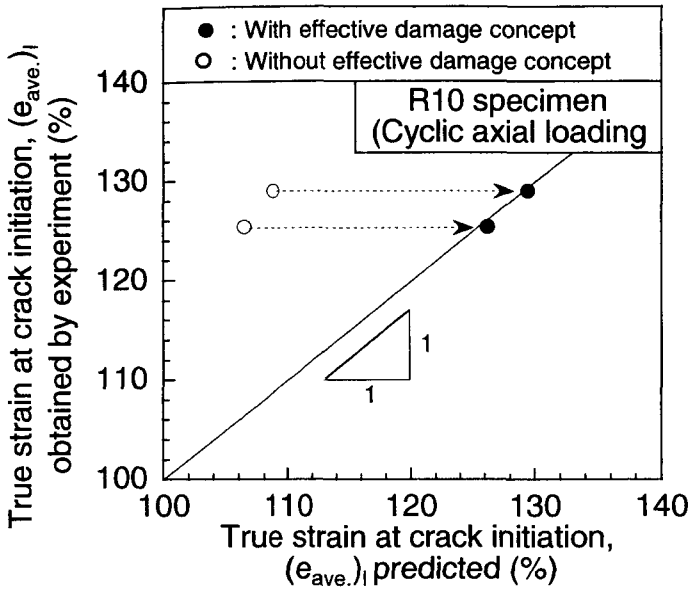
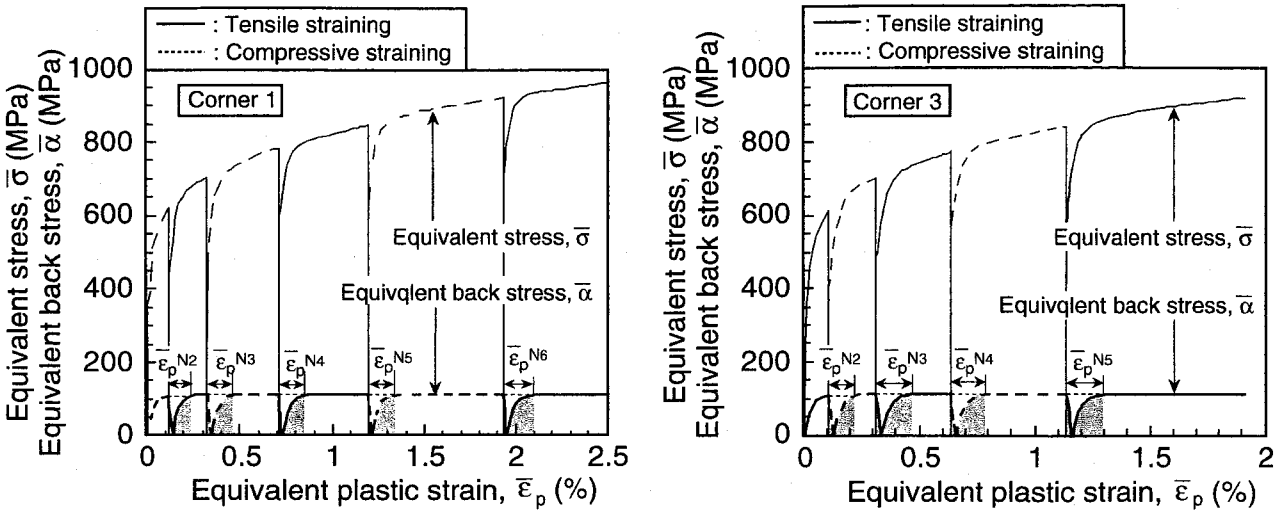


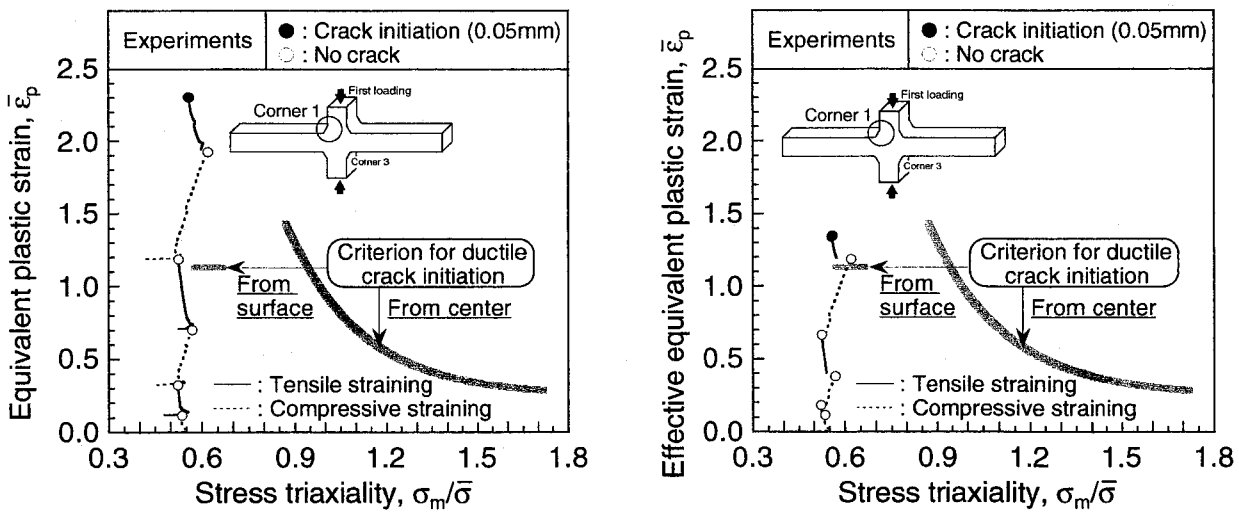
Fig. 6.12 Comparison between predicted and experimental results of critical true strain $(e_{ave.})_I$ for R10 specimen under cyclic axial loading based on the advanced 2-parameter criterion.

同様に，第５章で実施した小型十字型試験片の繰返し三点曲げ載荷試験での応力集中部表面からの延性き裂発生に対して，提案するクライテリオンの妥当性について検証した．Fig. 6. 13 (a)，(b) は，それぞれ十字型試験片のコーナー１（初めに圧縮歪が付与される場合）およびコーナー３（初めに引張歪が付与される場合）に注目して，FEM 解析で得られた繰返し載荷過程での相当塑性歪 $\bar{\varepsilon}_p$ 増加に伴う相当背応力 $\bar{\alpha}$ の変化特性を示しており，それを基に材料損傷に寄与しない塑性歪 $\bar{\varepsilon}_p^N$ を求めた過程を示している．このようにして決定した各負荷サイクルでの有効相当塑性歪 $(\bar{\varepsilon}_p)_{Eff.}$ -応力多軸度関係 $\sigma_m/\bar{\sigma}$ の履歴および き裂発生時の限界値を鋼材の延性き裂発生限界と比較したものをそれぞれ Fig. 6. 14 (b)，Fig. 6. 15 (b) に示した．また，Fig. 6. 14 (a)，Fig. 6. 15 (a) は，比較のために第５章で得られた全累積塑性歪の履歴と限界値を示したものである．これらを見ると，初めに付与される歪方向によらず（コーナー１，コーナー３ともに），単調増加型引張負荷を受ける基本試験片において切欠き底表面から延性き裂が発生する場合の限界相当塑性歪に対して，全累積歪で評価した小型十字試験片の限界歪は大きく隔たっているのに対して，有効塑性歪を用いて評価した限界歪はかなりよく一致していることが分かる．これは，繰返し負荷により応力集中部表面から延性き裂が発生する場合においても提案する有効損傷概念が妥当であること，さらに有効相当塑性歪 $(\bar{\varepsilon}_p)_{Eff.}$ を用いることによって単調増加型引張試験片で得られる２パラメータ延性き裂発生限界が繰返し負荷を受ける部材のき裂発生限界条件として適用可能であることを実証する結果である．この拡張された２パラメータ延性き裂発生クライテリオンを適用して，延性き裂発生条件（延性き裂発生限界歪）を満たすときの繰返し負荷を受ける十字型試験片の延性き裂発生限界変位（および限界載荷サイクル）を予測した結果を Fig. 6. 16 に示した．比較のために示した有効累積損傷概念を適用せずに塑性歪の全累積により評価した延性き裂発生限界（図中，記号 □）は実験結果と載荷サイクルさえも一致しない場合があるのに対して（(a) 図），提案クライテリオンに基づいて予測した結果（図中，記号 ■）は実験結果とかなりよく一致することが分かった．



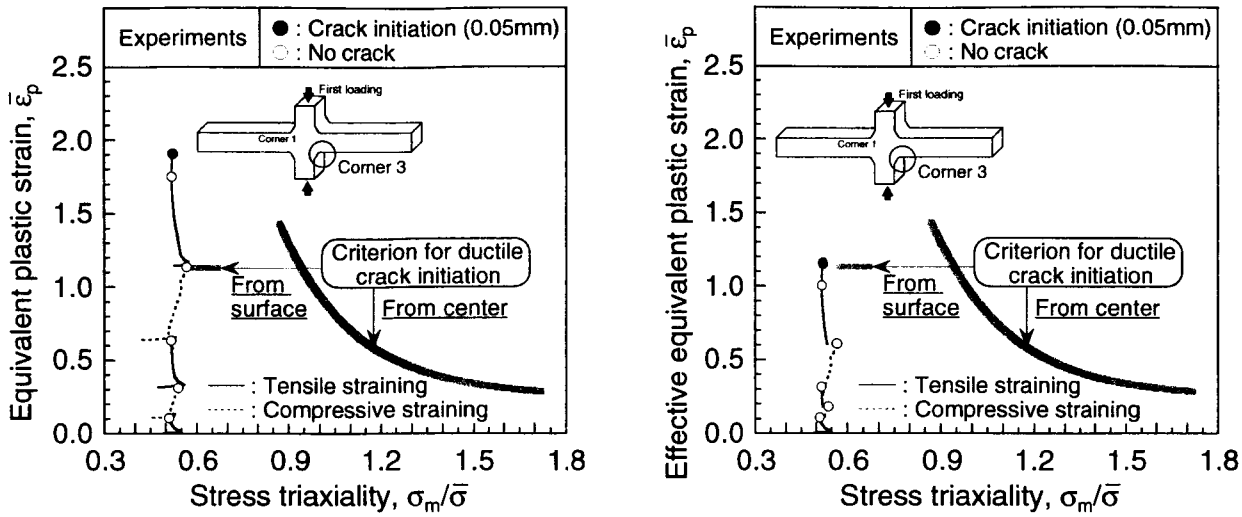
(a) At corner 1. *(b) At corner 3.*

Fig. 6.13 Estimation of non-effective plastic strain for ductile cracking in cross-shaped s pecimens under cyclic loading based on the effective damage concept.



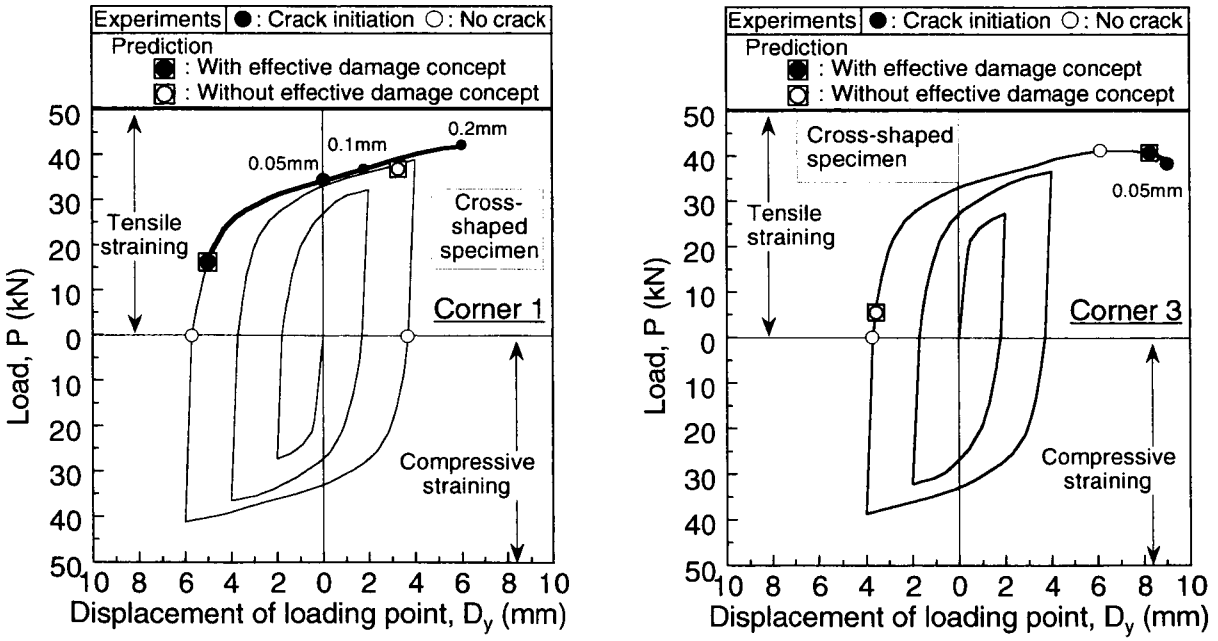
(a) Using plastic strain, $\bar{\varepsilon}_p$. *(b) Using effective plastic strain, $(\bar{\varepsilon}_p)_{Eff.}$*

Fig. 6.14 Comparison between critical values for ductile cracking using two parameters for cyclic loaded cross-shaped specimen and for uniaxial tensile specimens ; ductile cracking from corner 1).



(a) Using plastic strain, $\bar{\varepsilon}_p$. *(b) Using effective plastic strain, $(\bar{\varepsilon}_p)_{Eff.}$*

Fig. 6.15 Comparison between critical values for ductile cracking using two parameters for cyclic loaded cross-shaped specimen and for uniaxial tensile specimens ; ductile cracking from corner 3.



(a) From corner 1. *(b) From corner 3.*

Fig. 6.16 Comparison between predicted and experimental results of cyclic displace ment of crosshead D_y for ductile cracking in cross-shaped specimens.

このように，提案する有効損傷概念を適用すると，単調増加型引張試験片で得られる２パラメータ延性き裂発生限界条件が繰返し荷重下（繰返し曲げおよび軸方向繰返し荷重下）での試験片内部および応力・歪集中部表面のいずれからの延性き裂発生限界条件としても適用可能な拡張２パラメータクライテリオンとなることが実証された．これは，工学的にも，繰返し負荷を受ける部材の延性き裂発生限界を予測するための有効なクライテリオンとなることを意味している．

６．４　結 言

本章では，鋼構造物が地震などによって繰返しの負荷を受ける場合を想定し，小型引張試験片で得られた鋼素材の延性き裂発生限界条件から繰返し歪付与材の延性き裂発生限界を評価するための新しいクライテリオンを提案し，その妥当性の検証を行った．

（１）対象鋼材では，大きな塑性歪の付与後にフェライト-パーライトニ相境界の軟質相（フェライト相）側で微小ボイドが発生すると更なる塑性歪付与をほとんど伴わずに延性き裂が発生する挙動が観察された．すなわち，本鋼材の延性き裂発生は，ほぼ二相境界近傍での微小ボイド発生支配型の挙動を呈することが分かった．

（２）微小ボイド発生支配型の延性き裂発生挙動を呈する場合の延性き裂発生までの材料損傷として，微小ボイドの発生核形成に支配的であると考えられる転位密度の増加や転位構造の発達の程度を考え，応力反転を伴って繰返し塑性歪が付与される場合のき裂発生に有効な損傷概念の提案に至った．これは，応力の反転を伴って歪が付与される場合，逆変形初期のバウシンガー歪すなわち予歪付与により蓄積された可動転位の逆運動による塑性変形（塑性歪）は延性き裂発生（すなわち微小ボイド発生）に対する材料損傷には寄与しないと考えるものである．また，その後の歪付与においても転位組織が発達するまでは新たに損傷は累積されず，その付与歪レベルは転位組織状態に依存する長範囲内部応力が予変形時のそれと同程度となるときと考えるものである．

（３）有効損傷概念の適用により，繰返し負荷を受ける部材の延性き裂発生限界評価への適用の拡張を図った新たな延性き裂発生クライテリオンの提案に至った．これにより，FEM 解析に採用した移動硬化則を定める背応力が長範囲内部応力に対応するものと考え，繰返し負荷過程での背応力の履歴から決定される材料損傷に寄与する有効相当塑性歪の累積値（応力多軸度の関数）が単調増加型引張試験で得られる素材の延性き裂発生限界条件を満たすときに繰返し歪付与材において延性き裂が発生すると考えるものである．

（４）部材内部から延性き裂が発生する場合として軸方向繰返し負荷を受ける砂時計型試験片，および応力集中部からの場合として第５章で取り上げた小型十字型試験片を対象として，単調増加型引張負荷を受ける基本試験片の２パラメータ延性き裂発生限界が，提案する有効損傷概念に基づいて決定される有効相当塑性歪を用いることにより，繰返し歪付与材の限界条件として適用可能な延性き裂発生クライテリオンとなることが実証された．すなわち，本クライテリオンの適用により，単調増加型引張負荷を受ける基本試験片の２パラメータ延性き裂発生限界から，複合硬化則を適用した FEM 解析のみから繰返し歪付与材の延性き裂発生限界を精度良く予測できることが明らかになった．

第７章　大変形繰返し荷重下における鋼製橋脚隅角部模擬試験体の延性き裂発生限界評価

７．１　緒　言

前章までに，鋼構造物が地震などによって繰返し負荷を受ける場合を想定し，相当塑性歪と応力多軸度の２パラメータを用いた鋼材の延性き裂発生限界が，繰返し歪付与材の延性き裂発生限界を評価するためのクライテリオンとなり得るかどうかについて基本的な検討を行ってきた．本対象鋼材では，二相組織境界近傍での微小ボイド発生支配型の延性き裂発生挙動を呈するという観察結果に基づき，延性き裂発生までの材料損傷として，微小ボイドの発生核形成に支配的であると考えられる転位密度の増加や転位構造の発達の程度を考えた有効損傷概念を提案するに至った．この提案する有効損傷概念に基づいて決定される有効塑性歪を用いることにより，単調増加型引張負荷を受ける基本試験片の２パラメータ延性き裂発生限界が，繰返し歪付与材の限界条件として適用可能な延性き裂発生クライテリオンとなることを，軸方向繰返し負荷を受ける砂時計型試験片および繰返し曲げ負荷を受ける応力集中部を模擬した小型十字型試験片を用いて実証した．すなわち，提案した拡張２パラメータ延性き裂発生クライテリオンを適用すれば，繰返し負荷を受ける部材の内部あるいは応力集中部表面からの延性き裂発生限界が精度良く予測できることを示した．

一方，鋼製橋脚などの実溶接構造物では，一般に延性き裂の発生が懸念される部位は溶接・接合部であることが多く，形状的不連続に加えて溶接部における材料強度的な不均質も応力・歪集中の要因となる．したがって，前章までに提案し検証してきた拡張２パラメータクライテリオンを実溶接構造物の延性き裂発生限界評価あるいは予測に応用するためには，形状および強度的な不均質が存在する実溶接構造物における延性き裂発生限界評価の適用性を検証しておく必要がある．

そこで，本章では，実鋼製橋脚隅角部を模擬した試験体を作製して，大規模地震下での橋脚の荷重応答を想定した正負交番型の繰返し三点曲げ試験を行い，隅角部の溶接・接合部近傍からの延性き裂発生挙動を観察するとともに，複合硬化則を用いた弾塑性 FEM 解析を実施することにより，拡張２パラメータ延性き裂発生クライテリオンが実構造部材の延性き裂発生限界評価へも適用可能であることを実証する．さらに，このクライテリオンが実構造部材の延性き裂発生限界値評価あるいは限界値予測に適用可能であれば，隅角部近傍の形状制御によって大変形繰返し荷重を受ける鋼製橋脚隅角部からの延性き裂発生を防止するあるいは発生抵抗を向上させるための検討が可能となる．そこで，鋼製橋脚隅角部形状の改良型モデルに対して FEM 解析を実施し，延性き裂発生抵抗向上のための隅角部形状の検討を行うことにより，本クライテリオンが工学的に有用であることを述べる．

７．２　鋼製橋脚隅角部模擬試験体の繰返し載荷試験方法

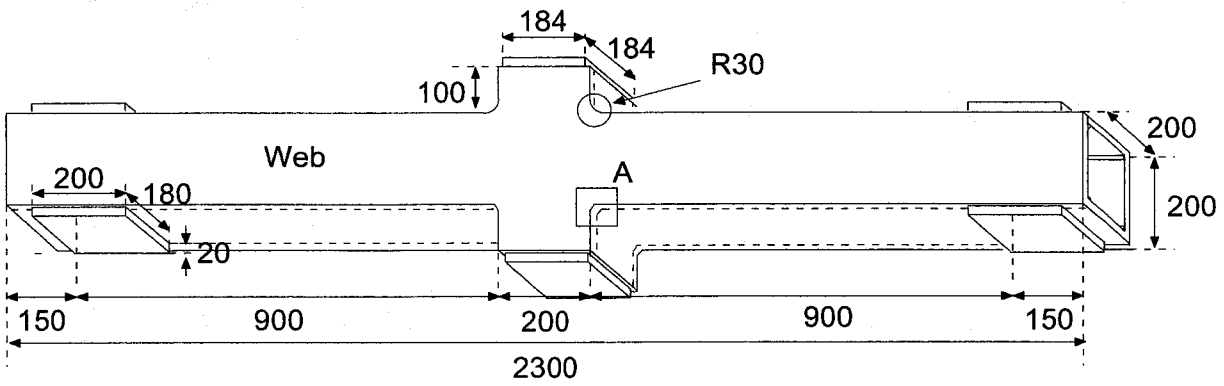
７．２．１　試験体形状及び作製方法

本実験では，実溶接鋼構造物である鋼製橋脚隅角部を模擬した試験体を作製して，繰返し載荷試験

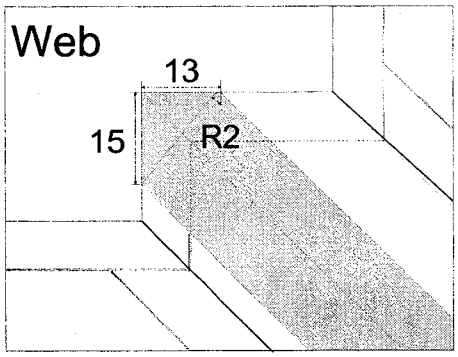
に供した．作製した隅角部模擬試験体の構造および形状・寸法はFig. 7.1に示すとおりであり，板厚t=13mの柱と梁からなる箱形断面構造である．試験体は，Fig. 7.2に示すように，以下に示す手順で実鋼製橋脚の製作時と同様の溶接施工により作製した．

1. ウェブの板継溶接の実施．
2. 柱フランジの板継溶接，柱フランジと梁フランジの十字継手溶接の実施．
3. 中間ダイヤを立て込み，ウェブでフランジを挟み込む．
4. 内面から先に溶接を行い，その後外面からガウジング後に溶接を実施．
5. 裏当金を取り付け，柱フランジ及びダイヤフラムの溶接を実施．
6. ベースプレート，当板，吊り金具を取り付けて完成．

また，Fig. 7.3に溶接各部の開先形状を示している．なお，本実験において延性き裂の発生が懸念される部位（Fig. 7.1 (b)）はSide Cの60° 開先を設けた位置である．



(a) Whole view.



(b) Detail of A.

Fig. 7.1 Configuration of specimen modeled beam-to-column connection of steel pier.

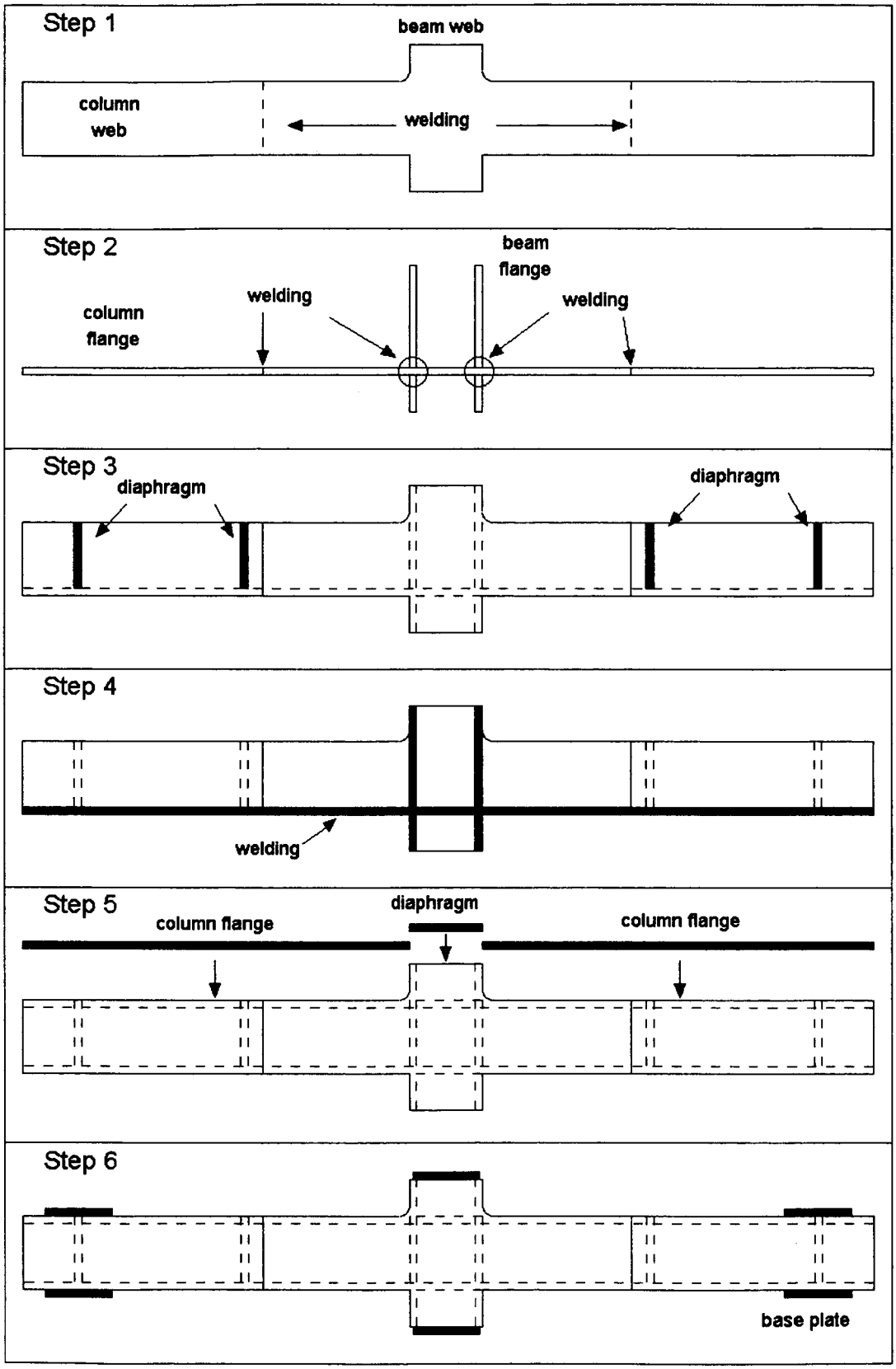


Fig. 7.2 Procedure for manufacturing beam-to-column connected specimen.

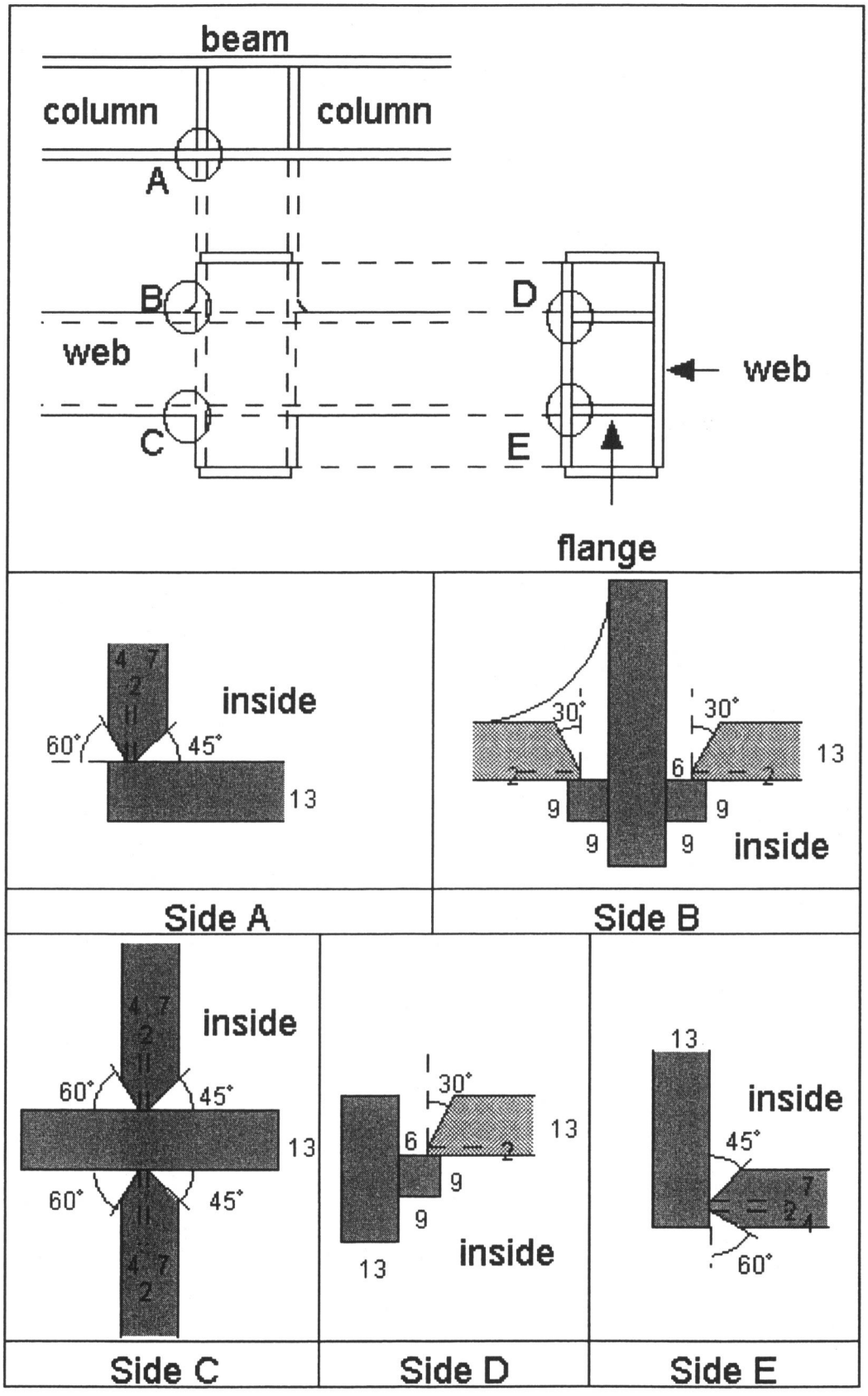


Fig. 7.3 Geometry of groove at each welding .

このような鋼製橋脚隅角部模擬試験体のウェブおよび柱，梁両フランジへの供試鋼板は前章までの検討に用いたものと同じ溶接構造用圧延鋼材 SM490YB 材とし，溶接材料には引張強さ 490N/mm² クラス鋼用のワイヤ径φ1.2mm のソリッドワイヤである YGW11 材を用いた．Table 7.1 に鋼材および溶接ワイヤの化学組成を，Table 7.2 には母材および溶接金属（溶接線方向）から採取した丸棒引張試験で得られた機械的性能を示す．溶接継手部は溶接金属の強度が母材強度よりも大きく，降伏応力比 Sr^Y ($\sigma_Y^{WM}/\sigma_Y^{BM}$=1.27)，引張強さ Sr^T ($\sigma_T^{WM}/\sigma_T^{BM}$=1.05) のオーバーマッチ継手となっている．溶接には 100% CO_2 シールドガスを使用し，例として，本実験での評価対象部位である柱フランジと梁フランジの溶接に適用した溶接条件を Table 7.3 に示す．この部位では６パスの多層溶接を行った．本実験での評価対象部位は，隅角部における形状的な応力・歪集中源であり延性き裂の発生が懸念される柱・梁フランジ接合部およびウェブ板と両フランジの三面交差部近傍であり，実部材での施工時と同様に溶接部はグラインダー仕上げを行った．なお，本施工では溶接線方向に実施工時と同様のグラインダー仕上げを行った後，目視により溶接線方向に平行するグラインダー傷が無くなるまで溶接線方向に対して垂直方向のグラインダー仕上げも施した．このようなグラインダー仕上げ後の溶接止端部の曲率は Fig. 7.1 (b) に示すように約 2mm である．

Table 7.1 Chemical composition of SM490YB steel and welding wire YGW11 used.

	Chemical composition (%)												
	C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr	Mo	V	B	Ti+Zr	Al
Base steel	0.17	0.33	1.37	0.018	0.018	0.01	0.07	0.06	0.008	0.002	0.0001	-	-
Welding wire	0.06	0.67	1.58	0.016	0.012	0.24	-	-	-	-	-	0.23	0.007

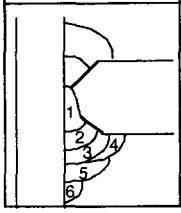
Table 7.2 Mechanical properties of SM490YB steel and weld metal used.

	Mechanical properties				
	σ_Y (MPa)	σ_T (MPa)	YR (%)	ε_T (%)	El. (%)
Base steel	344	540	64	17.6	31
Weld metal	437	566	77	19.7	-

σ_Y : Lower yield stress , σ_T : Tensile strength, YR : σ_Y/σ_T,

ε_T : Uniform elongation , El. : Elongation (G.L.=36mm, Dia.=6mm)

Table 7.3 Welding condition.

Pass sequence	Welding conditions				
	Pass	Current (A)	Voltage (V)	Welding speed (cm/min)	Heat input (kJ/cm)
	1	310	34	35	17.9
	2	310	34	22	28.5
	3	300	34	28	21.9
	4	300	34	60	10.2
	5	300	34	120	5.1
	6	300	34	43	14.3

7．2．2　三点曲げ繰返し載荷試験方法

鋼製橋脚隅角部模擬試験体に対して，三点曲げ負荷様式による繰返し載荷試験を実施した．Fig. 7.4 は試験状況を示したものである．実験は 2 体行い，繰返し載荷は，いずれも Fig.7.5 に示すような全塑性荷重点変位（δ_y=5.5mm）を基準にして±2δ→±4δ→±6δ→となる正負交番の変位漸増型履歴により，顕著な延性き裂が隅角部の溶接部表面で確認されるまで与えた．なお，全塑性荷重点変位δ_y=5.5mm の算出は，試験体を張出長 900mm の片持梁であると仮定して決定した．繰返し載荷は，第 5 章での小型十字型試験片の場合と同様に所定の変位を載荷した後，試験体を上下反転させることにより再現した．また試験は変位制御で一定速度 0.05mm/s で実施し，試験中は荷重 P 及び荷重点変位 δ を計測した．さらに，試験体の製作精度および載荷精度を確認するために，Fig.7.6 に示すように両側の柱フランジ表面に梁フランジから 20mm，70mm，120mm の位置で柱フランジ幅中央から 0mm，±45mm，±93.5mm の位置にひずみゲージを貼付し，計測した．また，延性き裂発生挙動を明らかにするため，対象とする柱・梁溶接接合部近傍において歪付与方向が引張りとなる載荷サイクルにおいて，全塑性荷重点変位δ_y=5.5mm の変位を与えるごとにマイクロスコープを用いて表面を観察し録画した．

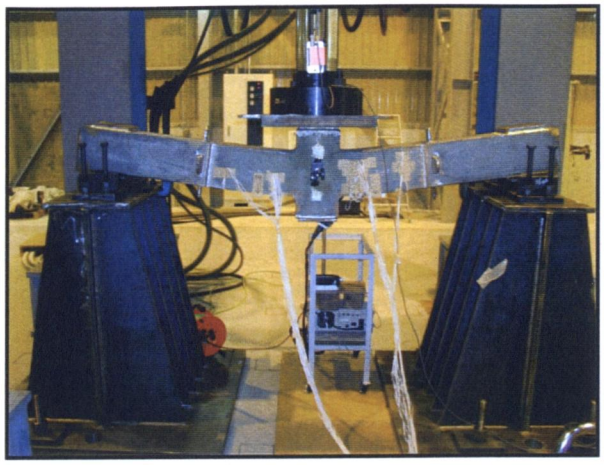


Fig. 7.4　Cyclic loading test in 3-point bending for beam-to-column connection in steel pier.

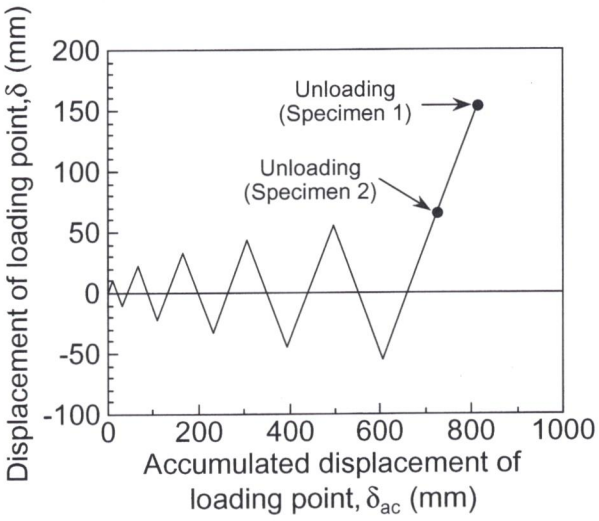


Fig. 7.5　Incremental cyclic loading history by 3-point bending.

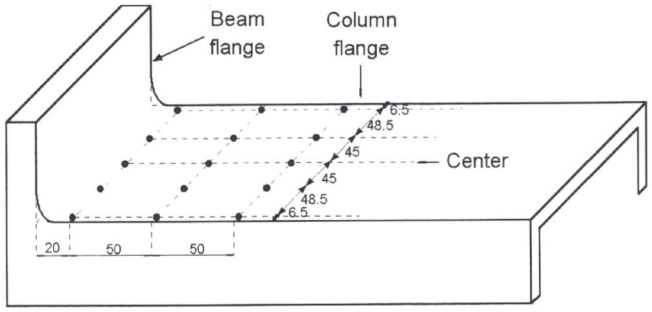


Fig. 7.6　Attached position of strain gages on column frange.

実施した２体の試験体の繰返し載荷実験で得られた荷重 P-載荷点変位 δ 関係の履歴を Fig. 7.7 に示す．変位漸増型の繰返し載荷を与えたが６サイクル目まで荷重値も漸増する履歴となっている．また，Fig. 7.8 は最終サイクル手前である５サイクル目引張歪付与終了時の歪分布であり，(a) は柱フランジ幅方向の歪分布，(b) はウェブ上での長手方向の歪分布である．５サイクル目引張歪付与終了時においてもほぼ対称に歪が分布している．同様に５サイクル目の圧縮歪付与終了時の歪分布を Fig. 7.9 に示した．この結果からも本試験体はほぼ面外変形等がなく対称に負荷されていることが確認された．次に，本試験体の梁部を挟んで長手方向の製作精度および負荷状況を確認するために，同じく５サイクル目圧縮歪付与終了時点での梁部を挟んだ両サイドの分布特性を Fig.7.10 に示した．この結果から，部材長手方向に対しても精度良く試験体が作製されていることが分かり，本実験で用いた試験体は製作誤差による歪の偏りも少なく，試験体に対して均等に荷重が負荷されていることが確認された．

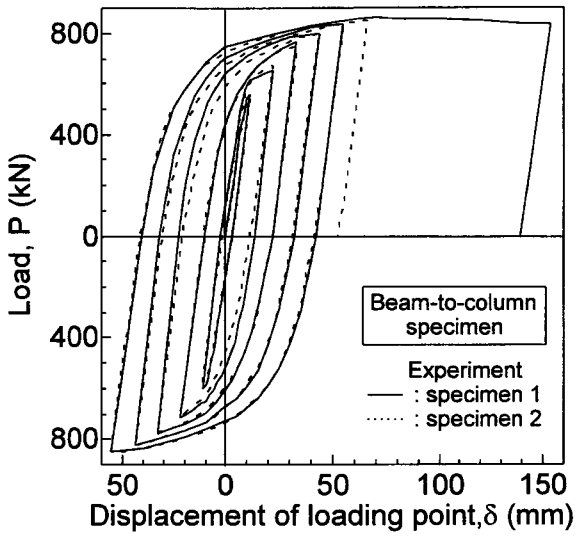
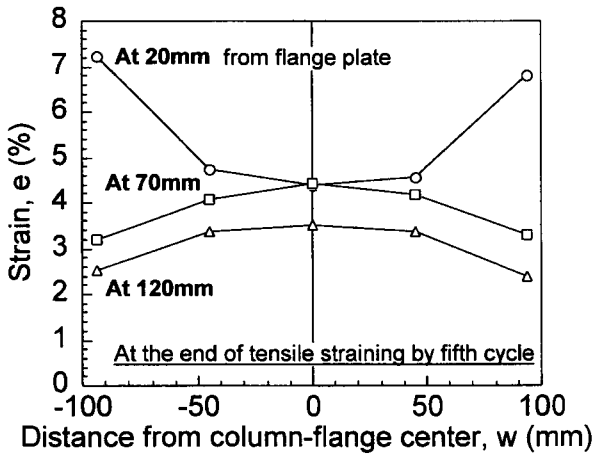
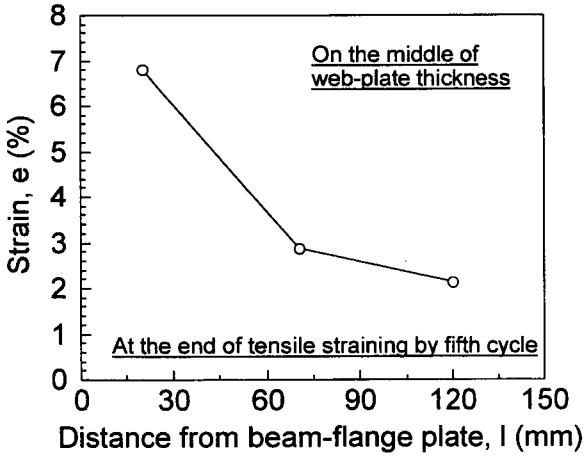


Fig. 7.7 Load P and displacement of loading point δ for beam-to-column specimens obtained by experiments.



(a) In direction of column-flange width.



(b) In longitudinal direction

Fig. 7.8 Distribution of axial strain e on the surface of column flange at the end of tensile straining by fifth cycle.

一方，Fig. 7.8 (a) に示したように，柱フランジ幅方向の歪分布は梁部から離れた位置では中央で最大となっているが，梁部に最も近い 20mm の位置では，中央に対してウェブ外表面部に沿って歪が集中する傾向（シャーラグ）が見られた．さらに，Fig. 7.8 (b) に示すように歪の最大値を記録したウ

ェブ上面ではR部止端に向かって急激に歪が大きくなることが分かった．この結果から，延性き裂の発生挙動の観察は，隅角部におけるウェブ板と柱・梁両フランジの三面交差部近傍を重点的に観察することとした．なお，荷重 P-荷重点変位 δ 関係の履歴とともに，延性き裂の発生挙動にも2体の試験体では有意差が見られなかったことから，以降，試験体1の結果に着目して考察を行った．

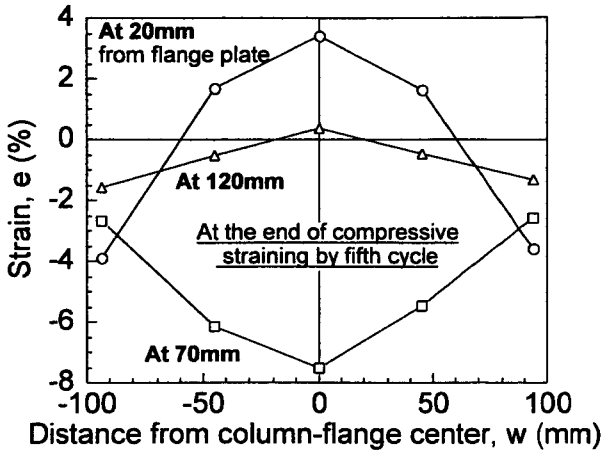


Fig. 7.9 Distribution of axial strain e on the surface of column flange at the end of compressive straining by fifth cycle.

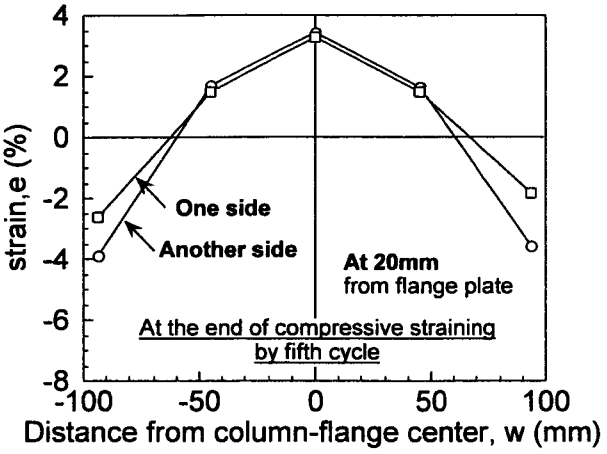


Fig. 7.10 Distribution of axial strain e on the surface of both side of column flanges at the end of compressive straining by fifth cycle.

7．3 繰返し負荷を受ける隅角部模擬試験体の延性き裂発生挙動

繰返し載荷過程での隅角部からの延性き裂発生挙動を観察するため，観察対象部位近傍のグラインダー仕上げを行った領域の表面を柱幅方向に観察を行った．表面観察結果の一例として，6サイクル δ=66mm の時点での表面観察位置及び表面状態を Fig. 7. 11 に示した．その結果，柱幅方向中央部では表面性状の変化は小さく，ウェブ外表面付近において特に表面性状の変化が著しいことが観察された．これは，上述の歪分布特性から推察されるように，柱フランジ中央部よりも両端近傍で歪が大きいことと対応している．

そこで，特に表面性状の変化が著しかったウェブ外表面から溶接線方向に約3mm内側の位置（板厚13mmのウェブプレート上）を重点的に観察した．1サイクル目から4サイクル目までは特に表面性状には変化が見られず，およそ5サイクル目以降から表面性状に変化が見られた．さらに表面性状変化を詳細に検討するために表面性状に変化が現れ始めた5サイクル目から6サイクル目にかけての種々の載荷変位レベルで同様の観察を行った結果を Fig. 7. 12 および Fig. 7. 13 に示す．5サイクル目の載荷開始以降に表面荒れが生じだし，それらが局所的に徐々に拡大していく様子が観察された．その後，試験体を反転させ観察位置での歪付与方向が引張りから圧縮に転じると，拡大した凹みが閉口し，さらに6サイクル目の負荷により再び歪付与方向が引張りになると，5サイクル目の載荷で開閉口した凹みが選択的に拡大していき，ついには大きく開口してできた凹みの底からき裂状のものが発生する挙動が観察された．これは，第5章で実施した小型十字試験片での繰返し載荷による表面性状

の変化と同様の傾向である．なお，このような凹みの開閉口挙動は柱フランジ部においても見られたが，本観察領域内であるウェブ外表面から約 3mm 程度の領域（ウェブ板上）での開口が最も顕著であることが分かった．また，この表面荒れの発生と拡大は，特にグラインダーによる溶接線方向に平行に残った初期傷から選択的に生じたものではないことが確認され，引張りおよび圧縮の繰返し塑性歪付与による局所的不均一塑性変形による新生面の現出によるものであると推察された．

一方，延性き裂の発生を確認するため，試験終了後（Fig. 7. 13 中の 6-f の負荷レベル）の試験体から，最も凹みの開口が顕著であったウェブ外表面から約 3mm 内側を切断し，その断面をナイタール液で腐食して観察を行った．その断面状況を Fig. 7. 14 に示すように，グラインダーによる R 仕上げ部止端からコーナー部側の溶接金属部で生じた凹みの底から延性き裂が発生し，溶接熱影響部（HAZ）を通過して母材部まで大きく進展していることが確認された．さらに，ウェブ外表面から内側で歪量が小さいことに起因して開口量が異なる（小さくなる）種々の凹みの断面観察を行った．その結果，Fig. 7. 15 に示すように，凹み底からせん断型の延性き裂が発生していることが確認され，本隅角部模擬試験体の繰返し載荷試験においても延性き裂発生位置が溶接金属部ではあるが，その発生挙動は，第５章での小型十字型試験片の挙動と同じであることが分かった．

次に，延性き裂発生負荷レベルの特定のため，載荷終了後の試験片においてウェブ外評面から内部にかけて見られた幾つかの凹みの表面開口量と発生・進展延性き裂長さとの対応関係について調査した．その結果を Fig. 7. 16 に示す．凹みの表面開口量が大きいほど発生した延性き裂長さが大きく，本論文で定義する 50μm の延性き裂が発生するのは凹みの表面開口量が約 0. 34mm となる時であることが分かった．そこで，最も凹みの開口が顕著であったウェブ外表面から約 3mmm 程度の領域（ウェブ板上）において，Fig. 7. 12, 7. 13 に示した表面観察から得られた凹みの表面開口量と繰返し載荷による累積変位量との関係について調査した．その結果，Fig. 7. 17 (a) に示すように，本実験で初めに 5μm 程度の延性き裂が発生した負荷レベルは，６サイクル目の載荷サイクルにおける荷重-荷重点変位曲線上での 6-c 点（δ=66mm）であることが推察された．

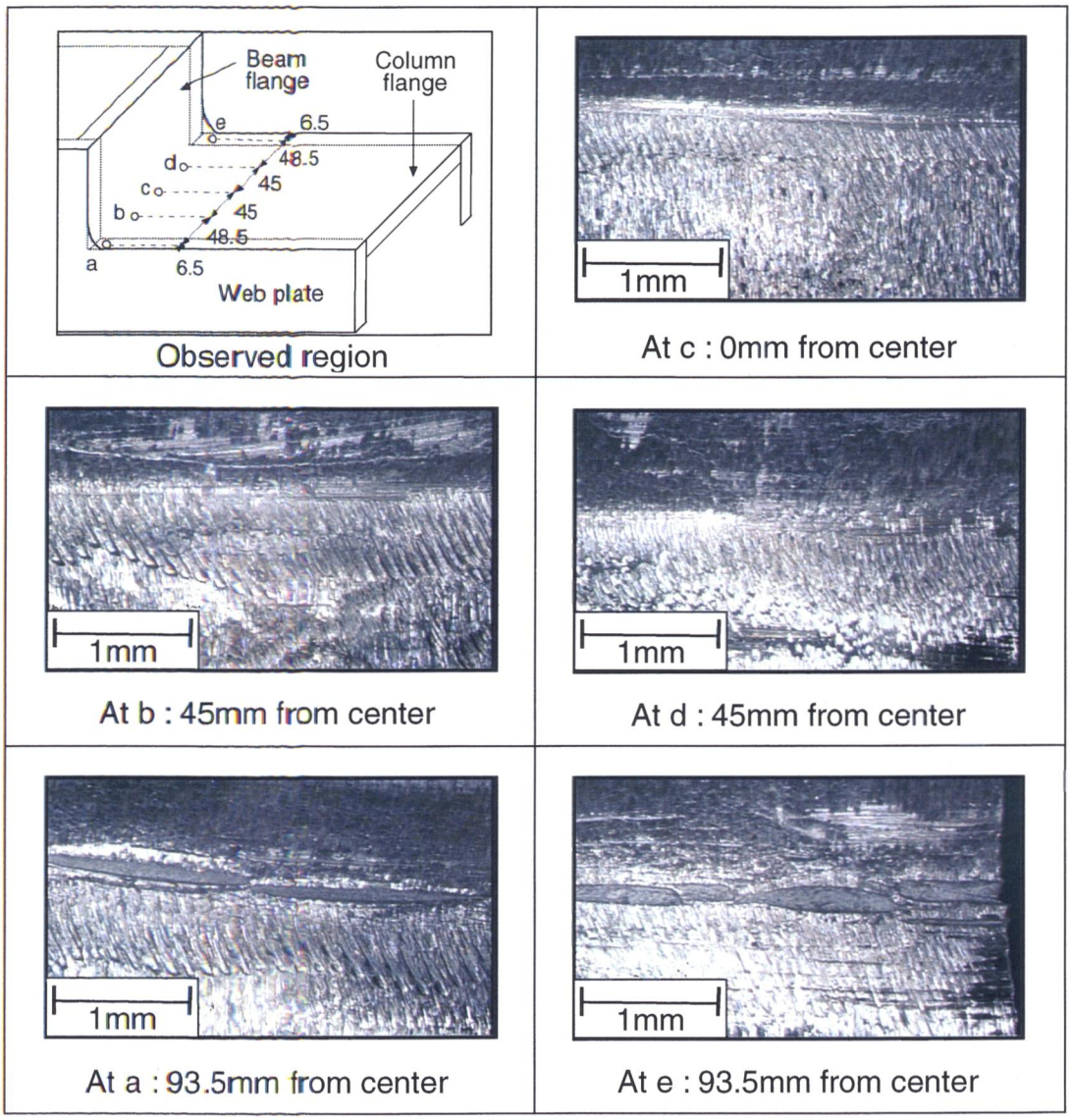


Fig. 7.11 Observation of surface around the end of corner in beam-to-column specimen after sixth tensile cycle.

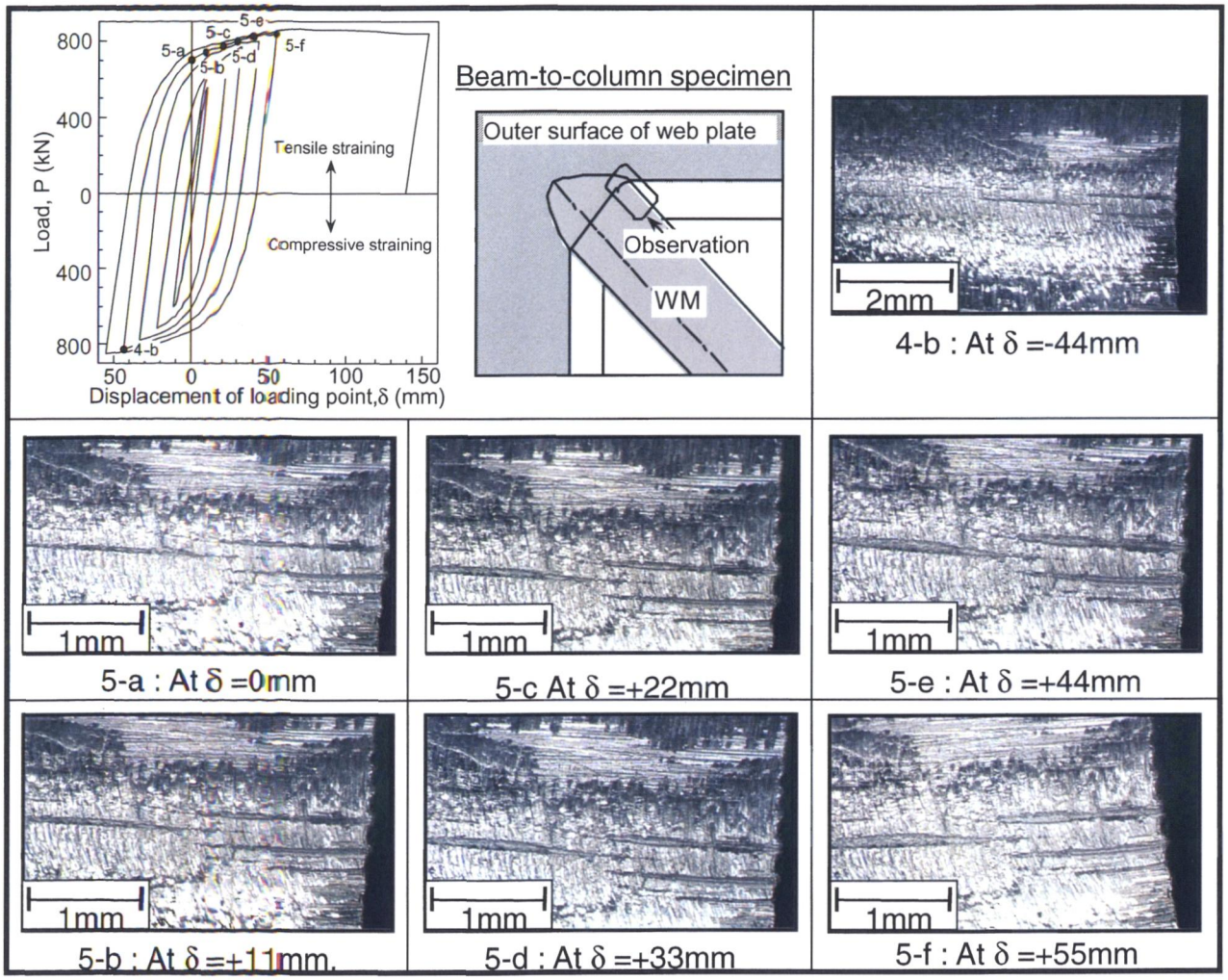


Fig. 7.12 Observation of surface on web-plate around the end of corner in beam-to-column specimen under fifth tensile cycle.

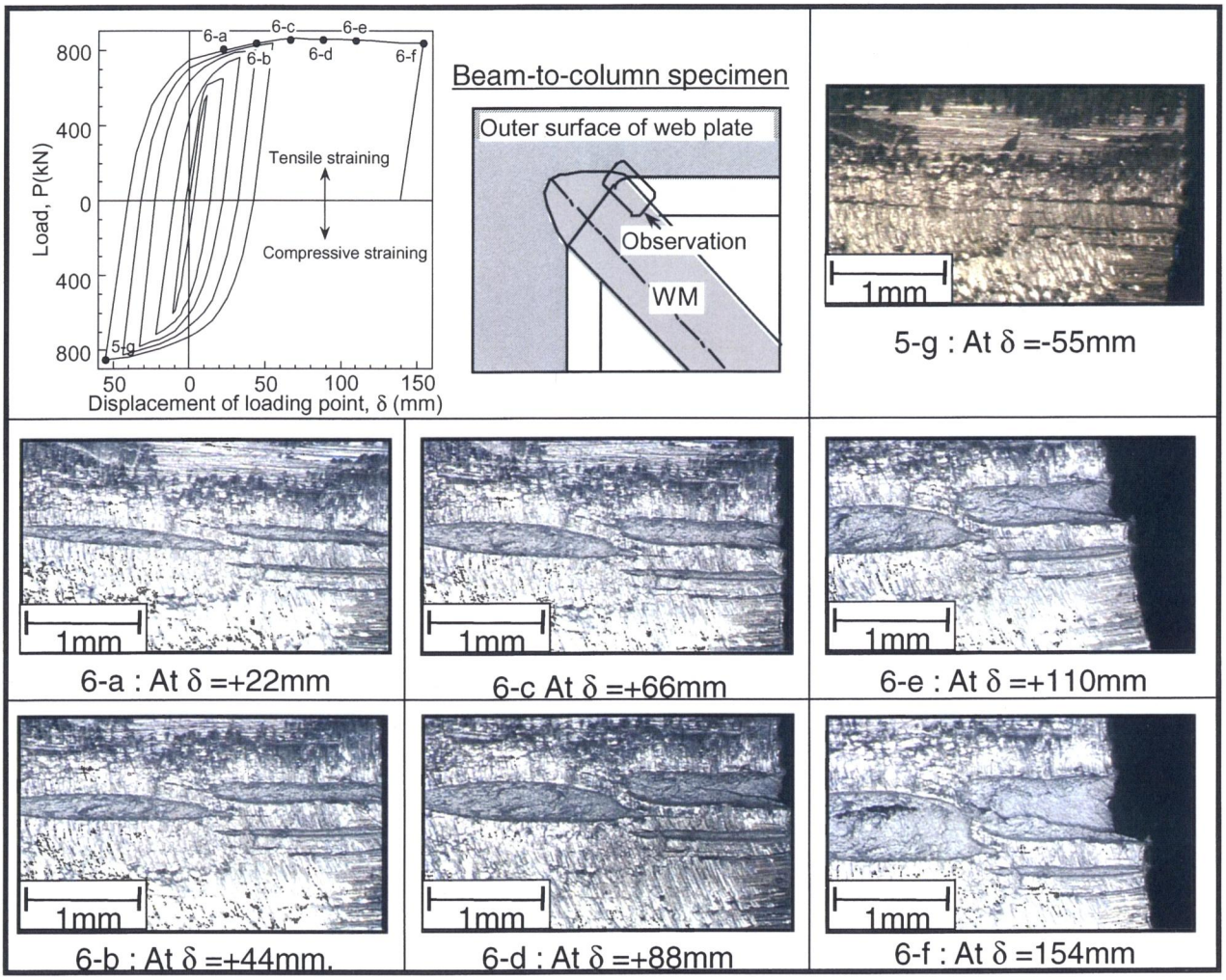


Fig. 7.13 Observation of surface on web-plate around the end of corner in beam-to-column specimen under sixth tensile cycle.

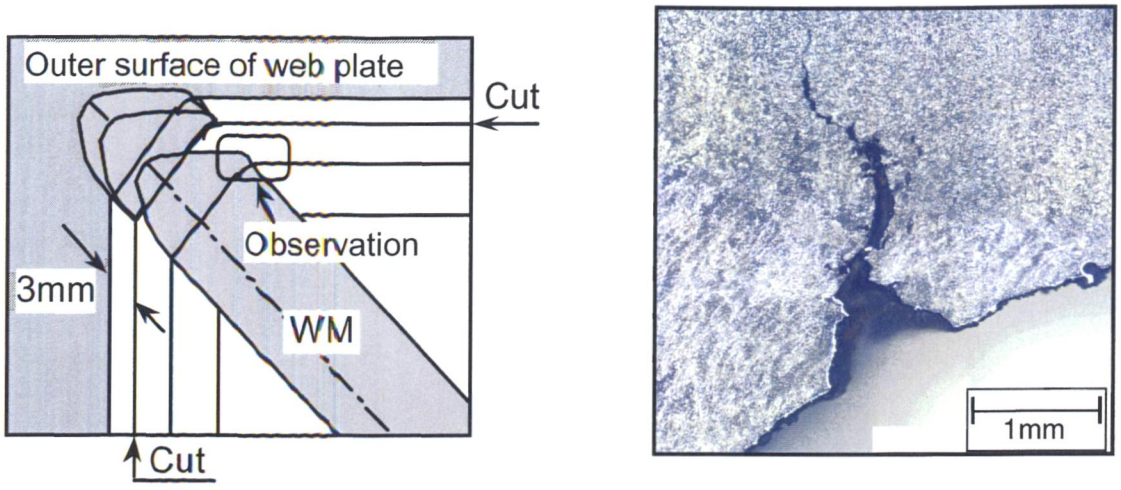


Fig. 7.14 Observation of ductile cracking behavior from the surface around corner on web plate in beam-to-column welds.

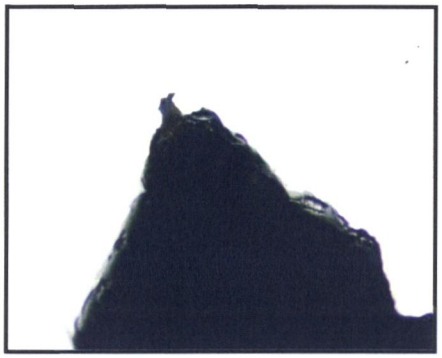


Fig. 7.15 Observation of ductile crack initiationafter a certain opening of concave..

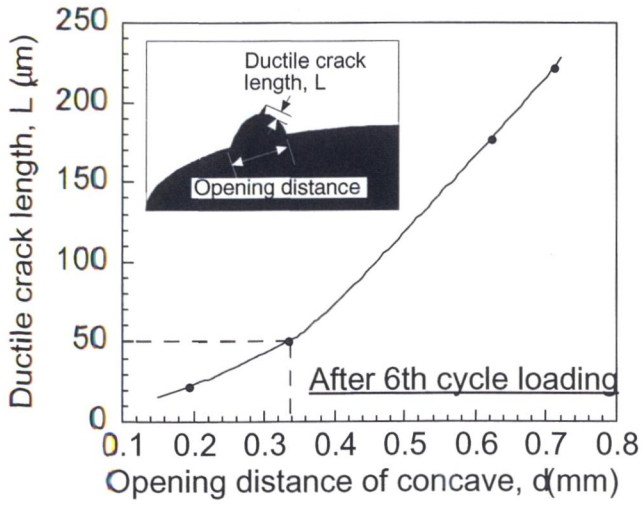
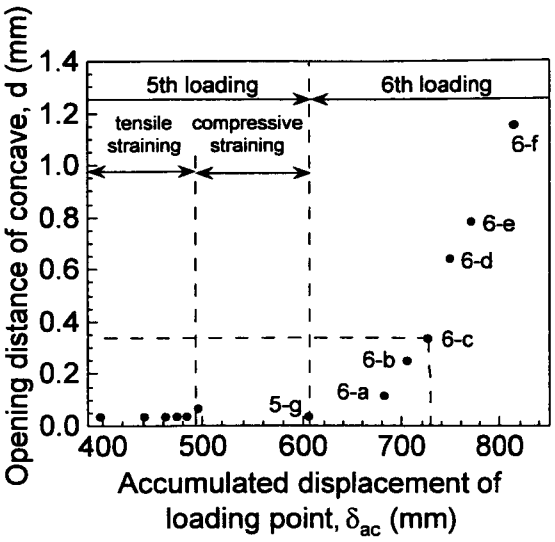
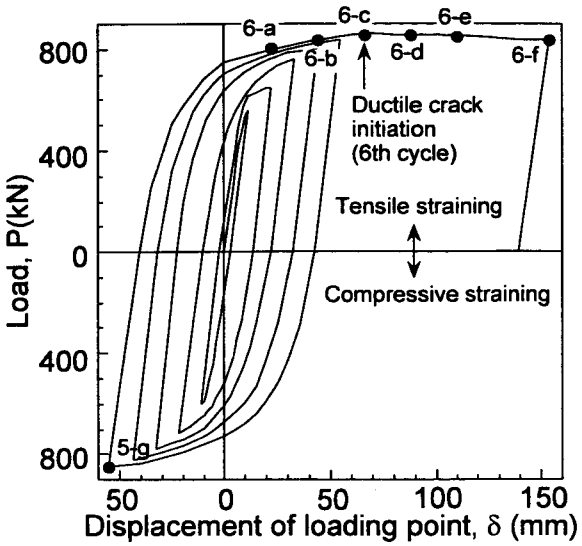


Fig. 7.16 Relation between opening distance of concavein surface and nucleatedductile crack lengthfrom the bottom of the concave.



(a) Measured opening distance of concave as increasing of loading cycle.



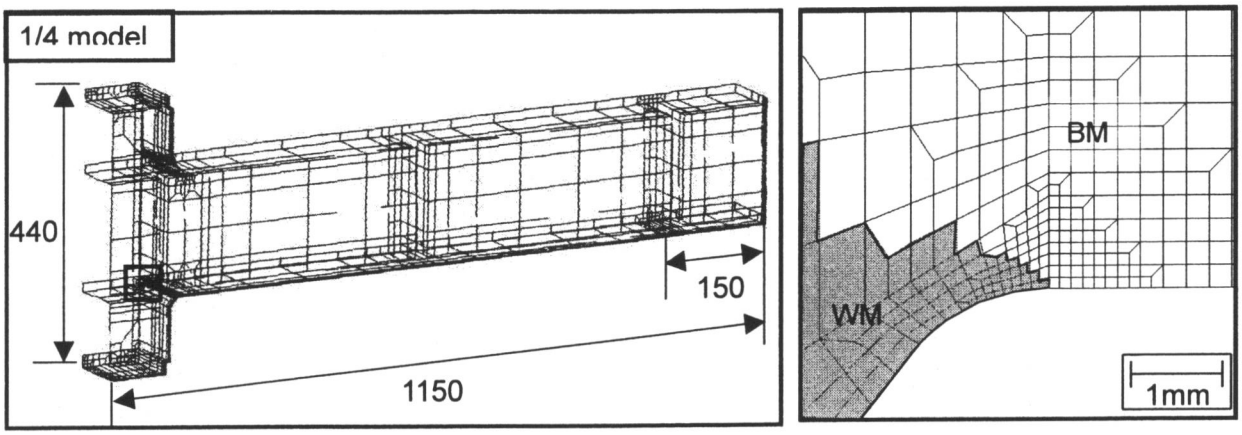
(b) Critical loading cycle for ductile cracking with length 50μm.

Fig. 7.17 Critical displacement in loading cycle for ductile crack initiation.

7. 4 鋼製橋脚隅角部模擬試験体の延性き裂発生限界評価への拡張２パラメータクライテリオンの適用性

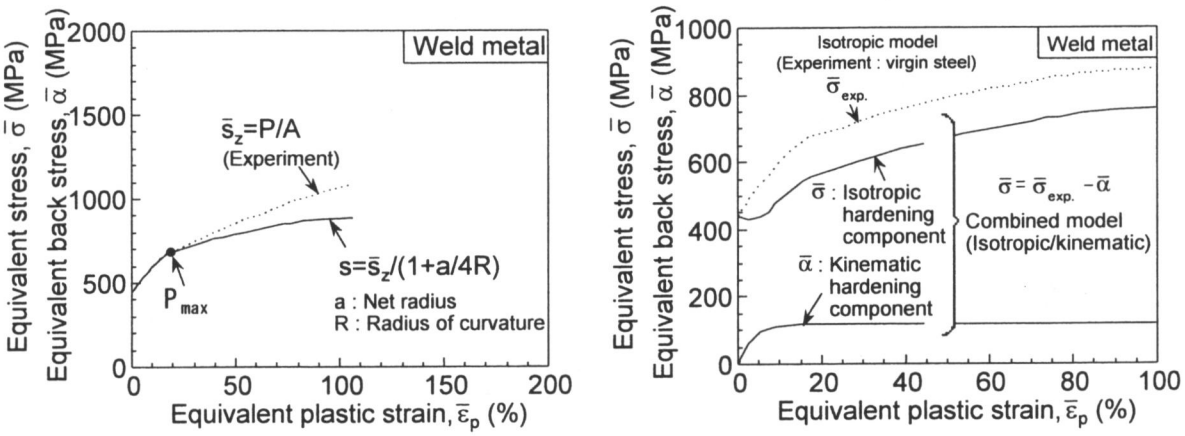
前節の実験で観察・特定された鋼製橋脚隅角部模擬試験体の延性き裂発生限界を，第６章で提案した拡張２パラメータクライテリオンを用いて評価するため，隅角部模擬試験体の繰返し載荷解析を実施した

Fig. 7. 18 に解析に用いた隅角部模擬試験体モデルの要素分割図を示す. 要素には８ガウス点を持つ８節点の三次元アイソパラメトリック要素を用いた. 延性き裂発生が確認された柱・梁フランジ溶接部での R 部止端近傍で要素分割を細かくし，最小要素寸法は 0. 125mmX0. 125mmx1mm とした. また，特に実験で延性き裂が確認された柱・梁溶接接合部においては，Fig. 7. 18 (b) に示すように強度レベルが異なる母材部と溶接金属部をモデル化した. 母材部と溶接金属部の境界はグラインダー仕上げにより形成された R 部止端となっている. なお，溶接熱影響部 (HAZ) は母材部と同強度レベルとして本解析では特に区別せずに扱った.



(a) Whole view. *(b) Detail of A.*

Fig. 7.18 Mesh division of specimen modeled beam-to-column connection used for FE-analysis.



(a) Uni-axial stress-strain curves determined from round-bar tensile test result.

(b) Isotropic and kinematic hardening components..

Fig. 7.19 Determination of stress-strain curve of combined hardening model for weld metal used for FE-analysis.

解析には汎用解析コードABAQUS Ver. 5.8を用いて幾何学的非線形を考慮した大変形有限要素法により行い，非圧縮性のミーゼスの降伏条件を採用した．母材および溶接金属の材料構成式には前章までの解析と同様に繰返し負荷によるバウシンガー効果を考慮するために採用した複合硬化則を用いた．母材の特性は第4章のFig.4.6に示したものであり，溶接金属に関してはFig.7.19に示すように，溶接金属の平滑丸棒試験片で得られた真応力-真歪曲線を用いて，強度レベルに比例した移動硬化成分を母材の特性から仮想したものを採用した．

Fig.7.20は，隅角部模擬試験体の繰返し載荷解析で得られた荷重-荷重点変位曲線を実験結果と比較したものである．特に5サイクル目以降において，解析での荷重値が実験値に比べて大きくなる傾向にあるが，変位レベルが同じであれば隅角部近傍での応力・歪挙動も大きく変わらないものと考え，以降，本解析結果を用いて検討を進めることとした．

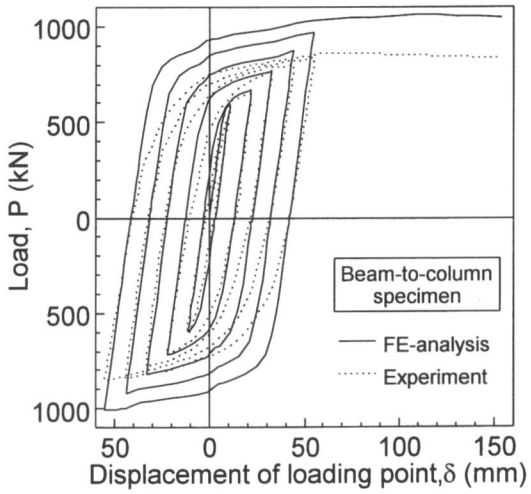


Fig. 7.20 Comparison between load P – displacement of loading point δ relation obtained by experiment and FE-analysis.

実験で延性き裂が発生した領域である柱・梁接合部の柱フランジおよびウェブ近傍の相当塑性歪分布を調べた．Fig.7.21は，6サイクル目の負荷終了時において，ウェブ外表面での溶接部近傍の相当塑性歪分布を示したものである．本溶接継手部は溶接金属の強度が母材強度よりも大きいオーバーマッチ継手となっているが，最大の相当塑性歪はR部止端から約1.3mm離れた溶接金属内で呈している．これは，オーバーマッチ効果による母材部での歪集中よりも，隅角部の寸法・形状から引き起こされる歪集中がより大きいことを示しており，実験において溶接金属内で延性き裂が発生したことを裏付ける一つの結果である．また，ウェブ外表面から溶接線方向に内側にかけての試験体表面の相当塑性歪分布図をFig.7.22に示す．最大の相当塑性歪は，ウェブ外表面ではなく約3mm程度内側入ったウェブ板上で見られ，実験で最も大きく凹みが開口し，初めに延性き裂が発生した位位置と合致していることが分かった．

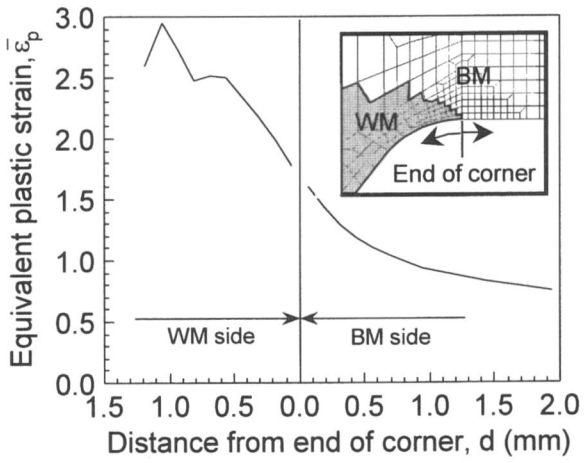


Fig. 7.21 Distribution of equivalent plastic strain on the surface of web-plate around the end of corner in beam-to-column specimen after sixth tensile cycle.

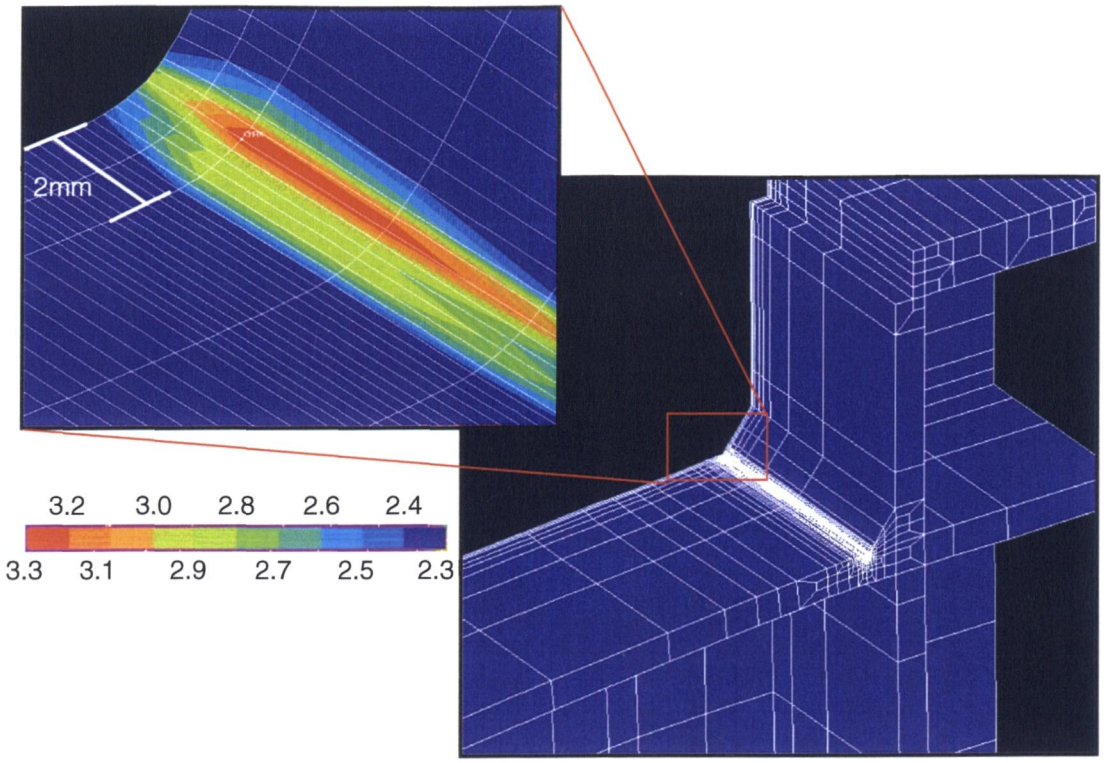
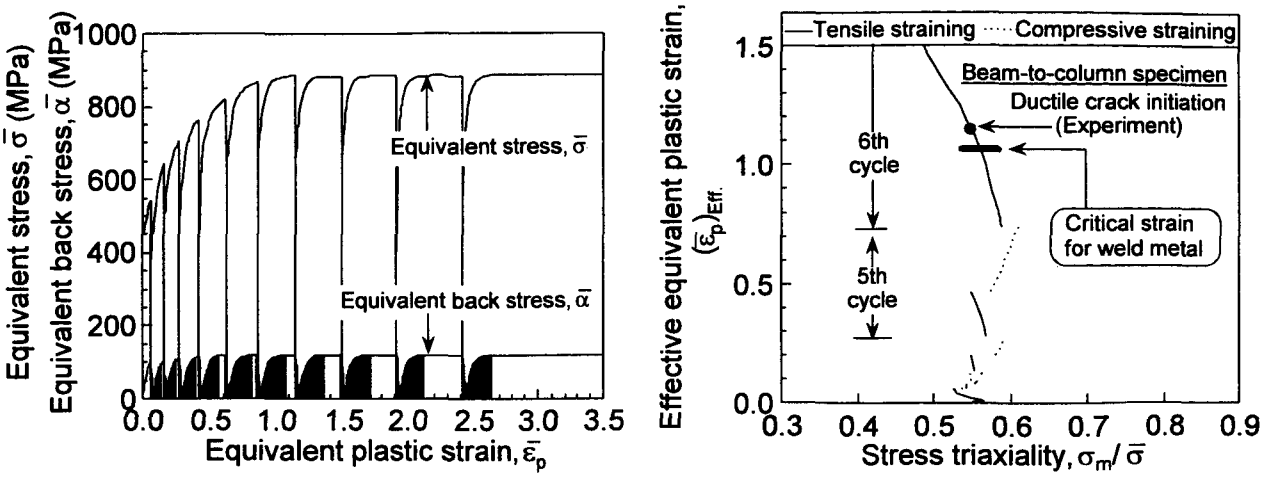


Fig. 7.22 Distribution of equivalent plastic strain around beam-to-column welds after sixth tensile cycle.

そこで，この最大の塑性歪をもたらす要素に注目して，第6章においてその妥当性が検証された有効損傷概念の適用による拡張2パラメータクライテリオンを用いて，隅角部模擬試験体の延性き裂の発生限界評価の可能性について検討を行った．また，そのためには，本実験で延性き裂の発生が確認された溶接金属部の2パラメータ延性き裂発生限界を決定する必要がある．そこで，隅角部模擬試験体において応力集中部表面から延性き裂が発生していたことから，本多層溶接部から溶接線方向に切り出した切欠き底半径が 0.1mm の円周切欠き付丸棒試験片の単調増加型引張試験およびその弾塑性FEM 解析を実施し，切欠き底表面からの溶接金属の延性き裂発生限界歪が 106%であることを確認した．Fig.7.23 (a) は，隅角部模擬試験体の最大塑性歪を呈する要素での繰返し載荷による相当塑性歪の増加に伴う背応力の進展特性を示したものである．有効累積損傷概念による各サイクルでの材料損傷に寄与しない歪は図中のハッチ部に相当する．この損傷に寄与しない相当塑性歪を除外した有効相当塑性歪$(\bar{\varepsilon}_p)_{Eff.}$の累積（応力多軸度の関数として表示）を溶接金属の延性き裂発生限界歪と比較したものが Fig.7.23 (b) である．隅角部模擬試験体の延性き裂発生時の累積有効塑性歪は限界歪と良い一致を示しており，本実溶接構造部材を模擬した試験体に対しても拡張された2パラメータ延性き裂発生クライテリオンが適用可能であることが実証された．また，Fig.7.24 はこの拡張2パラメータクライテリオンを用いて，溶接金属の延性き裂発生限界歪から繰返し負荷による隅角部模擬試験体の延性き裂発生限界サイクルを予測したものである．比較のために，有効損傷概念を適用せずに全塑性歪累積を用いて予測した結果も示しているが，この場合，予測値が実験値と大きく異なり延性き裂発生時の載荷サイクルを極度に小さく予測する結果となっている．一方，有効損傷概念に基づく拡張2パラメータクライテリオンを用いると，載荷サイクルだけでなく限界変位もかなりよい精度で予測可



(a) Estimation of non-effective plastic strain for ductile cracking based on the effective damage concept.

(b) History of effective equivalent plastic strain until ductile cracking.

Fig. 7.23 Comparison between critical values for ductile cracking using two parameters for cyclic loaded beam-to-column specimen and for uniaxial tensile specimen.

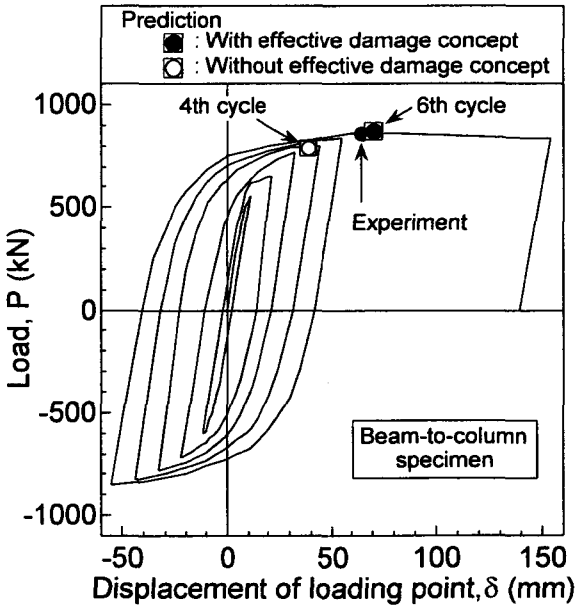


Fig. 7.24 Comparison between critical values for ductile cracking predicted based on the advanced 2-parameter criterion and experimental result for cyclic loaded beam-to-column specimen.

７．５　大変形繰返し荷重を受ける橋脚隅角部の延性き裂発生抵抗向上への一提案

前節までの検討から，拡張２パラメータ延性き裂発生クライテリオンを適用すると，地震荷重などの大変形繰返し荷重下での実溶接構造要素の延性き裂の発生限界が，単調増加型の丸棒引張試験で得られる限界値のみからFEM解析により事前に定量的に予測できることが分かった．したがって，大変形繰返し荷重下において，実構造要素の延性き裂発生抵抗を向上あるいは防止するための形状設計にも活用できるものと考えられる．

一方，近年，主として鋼製橋脚隅角部からの疲労き裂発生防止の観点から，各道路公団で検討が進められているように隅角部での応力集中の緩和を目的としてウェブにフィレットを取り付けることが提案されている．このようなフィレット設置による隅角部における溶接線三線交差部での応力集中は緩和できるが，一方で，地震荷重下などの大変形繰返し負荷が作用する場合には，異なる部位での歪集中が引き起こされることも考えられる．

そこで，本節では，大変形繰返し荷重下での溶接構造要素の延性き裂発生限界を予測可能であることが実証された拡張２パラメータ延性き裂発生クライテリオンの適用の例として，鋼製橋脚隅角部のウェブにフィレットを設けることが延性き裂発生抵抗の向上にどの程度効果的であるかを定量的に評価する．対象は，本章で扱ってきた鋼製橋脚隅角部模擬試験体とし，ウェブにフィレットを設けた構造要素に対して繰返し載荷FEM解析を実施する．

７．５．１　延性き裂発生抵抗向上を意図した隅角部形状

地震時における繰返し載荷によって鋼製橋脚の隅角部では応力・歪集中が生じ，延性き裂の発生の危険性がある．そこで，主として応力集中の緩和策として現在各道路公団で検討が進められているように，隅角部ウェブにフィレットを設けることで繰返し荷重下での延性き裂の発生抵抗をも向上できる可能性がある．そこで，一例として，本章で対象としてきたFig. 7.1に示す形状・寸法の鋼製橋脚隅角部模擬試験体に，Fig. 7.25に示す形状のフィレットをウェブに設けたモデル（以降，フィレットモデルと称す）を対象として解析を行った．本モデルでは，a=0.2XW=40mm（W：梁フランジ幅），止端部の曲率 R=a=40mmのフィレットを設けることとした．Fig. 7.26にフィレットモデルの解析で用いた要素分割図を示す．ウェブにフィレットを設けることで想定される溶接部も図のようにモデル化

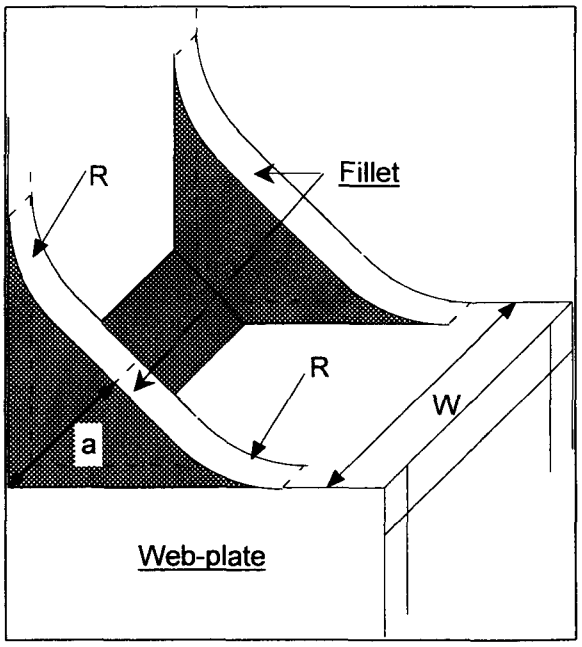
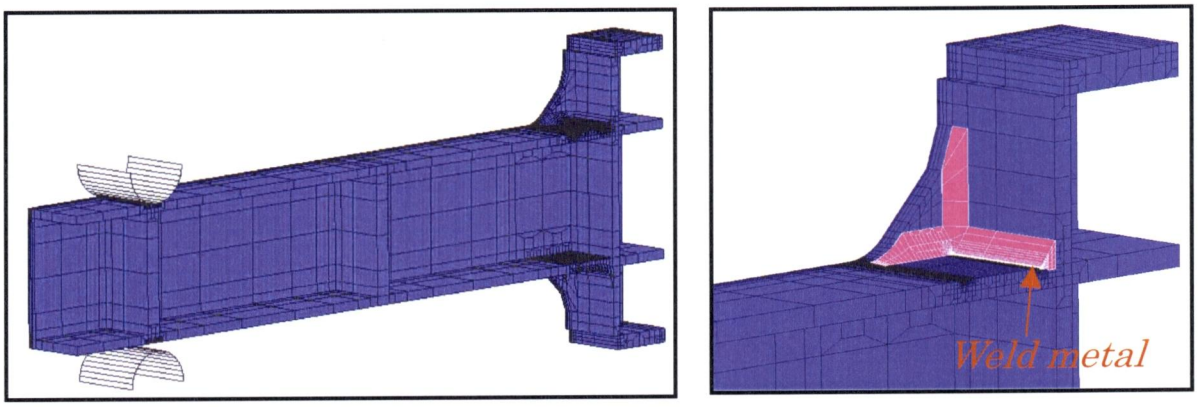


Fig 7.25　Configuration of beam-to-column connection model with fillet on web-plate.

した．解析手法及び解析モデルの要素タイプは前節でのフィレット無しの隅角部模擬試験体の場合と同じであり，応力・歪の集中が懸念される溶接線三線交差部近傍およびフィレット止端近傍での要素の最小寸法は 0.125mmX0.125mmX1mm とした．母材及び溶接金属の機械的特性は，前節の解析で用いたものと同じであり，それぞれ Fig.4.6 及び Fig.7.19 に示した複合硬化材料モデルを用いた．なお，本解析においても溶接熱影響部（HAZ）は母材部と同じ強度レベルとして区別せずに扱った．また，解析には，前節と同じく汎用解析コード ABAQUS Ver. 5.8 を用いて幾何学的非線形を考慮した大変形有限要素法により行った．



(a) Whole view.　　*(b) Detail of A.*

Fig. 7.26　Mesh division of specimen modeled beam-to-column connection with fillet on the web-plate used for FE-analysis.

7．5．2　フィレット設置による延性き裂発生抵抗の向上効果

フィレット付き鋼製橋脚隅角部モデル試験体に対して，前節での解析と同じ載荷履歴で正負交番漸増型の変位を与える FEM 解析を実施した．解析から得られた荷重 *P*-荷重点変位δ関係をフィレット無しのモデルの場合と比較して Fig.7.27 に示す．フィレットを設けることにより若干の荷重上昇が見られるが，最高荷重点に至る変位レベルは両者ともにほぼ同じであり，*P*-*δ*関係にはフィレット有無の影響は小さいことが分かる．

フィレット設置により，フィレット無しの隅角部モデルとは異なる応力・歪分布特性を示すことから，延性き裂の発生に支配的な領域について検討するため，相当塑性歪分布特性について調査した．Fig.7.28 は，前節までのフィレット無しのモデルにおいて延性き裂の発生が確認された載荷履歴である 6 サイクル目（*δ*=66mm）における柱・梁接合部近傍の相当塑性歪分布を示したものである．柱・梁フランジ接合部の溶接止端部（(c) 図）は，特に，溶接線三線交差部での塑性歪が大きく緩和されており（フィレット無しのモデルとは逆にフランジ幅中央部へ向かって高くなる傾向にある），フィレット止端部近傍（(b)図）に集中していることが分かる．また，フィレット止端部近傍においても，特に歪集中が著しい箇所は止端からやや離れたフィレット部内であることが分かる．Fig.7.29 (a) は，この最も歪集中の著しい領域での板幅方向の相当塑性歪分布を示したものであり，ウェブ外表面

から約 9mm 内側に入ったウェブプレート上（母材部）で最大値を呈しているものの，溶接金属部（母材部よりも強度の高いオーバーマッチ溶接金属）においても同程度の高い塑性歪を呈していることが分かった．また，この最大値を呈したフィレット上（ウェブプレート上）において，フィレット止端からフィレット側にかけての相当塑性歪分布を Fig.7.29（b）に示した．これより，塑性歪の最大値は，止端から約 6.5mm 内側で見られることが分かった．

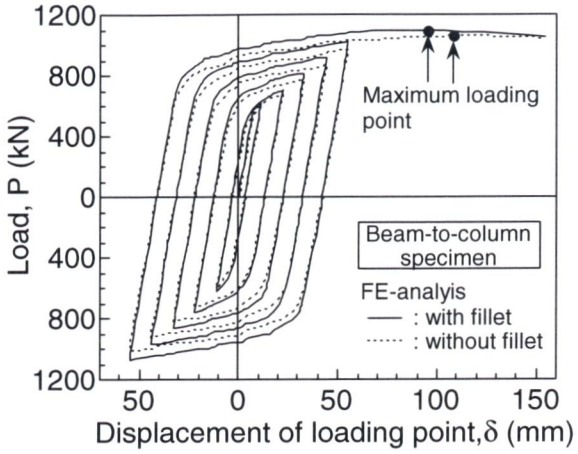
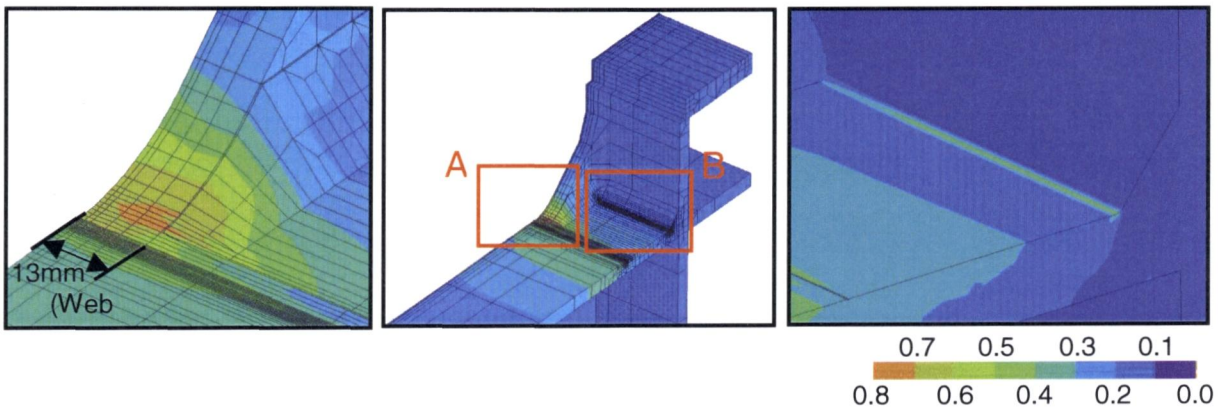
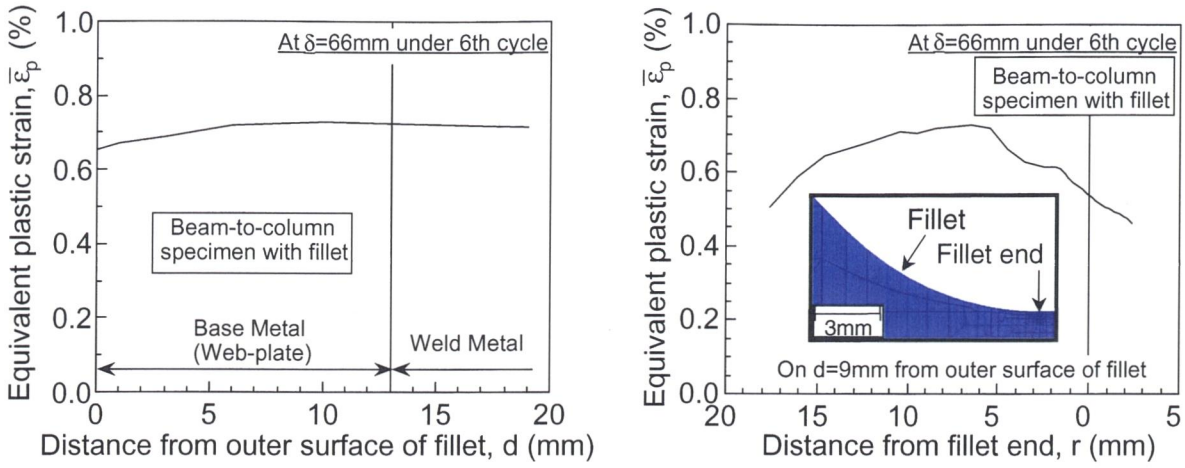


Fig.7.27 Comparison between load P-displacement of loading point δ relation for beam-to-column specimens with and without fillet on the web-plate obtained by FE-anlyses.



(b) Detail of A. *(a) Whole view.* *(c) Detail of B.*

Fig. 7.28 Distribution of equivalent plastic strain around welds in beam-to-column specimen with fillet on the web-plat at δ=66mm under sixth tensile cycle.

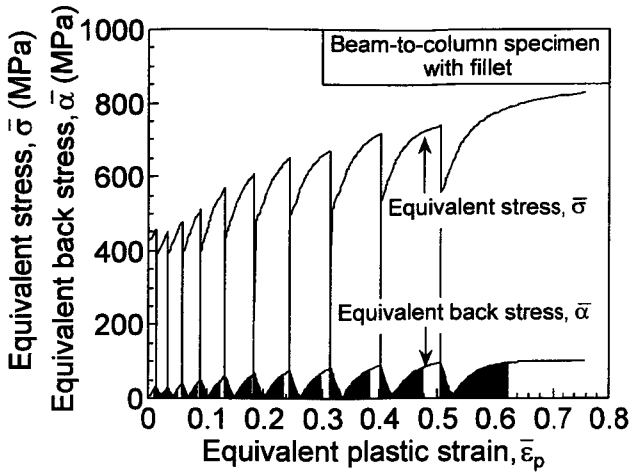


(a) In direction of width of fillet. *(b) In longitudinal direction.*

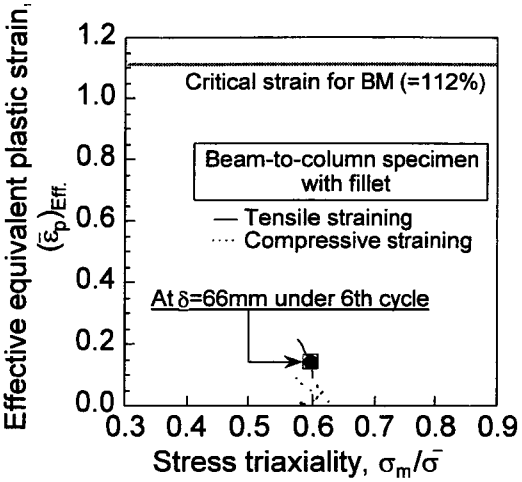
Fig. 7.29 Distribution of equivalent plastic strain on the fillet in beam-to-column specimen at δ=66mm under sixth tensile cycle.

以上のように，フィレットモデルでは，母材であるウェブ上のフィレット部R部止端近傍において最も相当塑性歪を受けていることが分かった．したがって，延性き裂はこの部位から先行して発生することが考えられる．そこで，提案した拡張2パラメータ延性き裂発生クライテリオンを適用してフィレットモデルの延性き裂発生限界評価を行った．なお，本解析で対象とした溶接金属の延性き裂発生限界歪は母材のそれよりも小さいこと，また，Fig.7.29に示したように溶接金属と母材の最大塑性歪に大きな差が見られないことから，母材及び溶接金属の両方からの延性き裂発生限界を評価した．Fig.7.30 (a) 及びFig.7.31 (a) は，それぞれ上述したフィレット止端近傍での母材部および溶接金属部で最大歪を呈した要素において，繰返し載荷による相当塑性歪$\bar{\varepsilon}_p$増加に伴う相当背応力$\bar{\alpha}$の変化特性を示したものである．図中，ハッチで示した塑性歪範囲が提案した有効損傷概念に基づいて決定された材料損傷に寄与しない塑性歪範囲であり，この相当塑性歪を除いた有効相当塑性歪$(\bar{\varepsilon}_p)_{Eff.}$の累積値をFig.7.30 (b) 及びFig.7.31 (b) に示した．図中の記号 ● は，前節でのフィレット無しモデルにおいて延性き裂が発生した負荷レベルに対応しており，また母材及び溶接金属の単調増加型引張試験による鋭い円周切欠き材で得られた延性き裂発生限界歪も記している．この結果，フィレット無しモデルにおいて延性き裂の発生が見られた載荷レベルと同じレベルでのフィレットモデルの有効相当塑性歪は，母材部及び溶接金属部のいずれにおいてもほぼ同じでそれぞれの限界歪に比べてかなり小さいことが分かった．また，フィレットモデルの繰返し負荷による累積変位δ_{ac}と累積有効相当塑性歪の関係（ただし，フィレット上（母材部）のみを対象）を，前節で示したフィレット無しのモデルの場合と比較してFig.7.32に示した．この図からも明らかなように，隅角部にフィレットを設けることで大幅に延性き裂発生抵抗（限界載荷サイクル）を向上できることが分かった．

このように，本研究で提案および実証してきた延性き裂発生限界評価のための拡張2パラメータ延性き裂発生クライテリオンを適用すると，一例として取り上げた形状・寸法のフィレットの設置により大幅に性能向上が図れることが分かった．すなわち，鋼製橋脚隅角部モデルの延性き裂発生抵抗を向上させるための適切な部材形状をFEM解析のみから設計できることが可能となり，本提案クライテリオンが工学的にも有益であると言える．

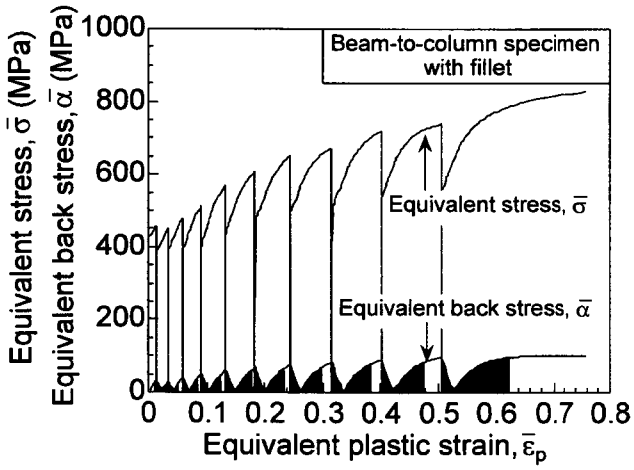


(a) Estimation of non-effective plastic strain for ductile cracking from fillet based on the effective

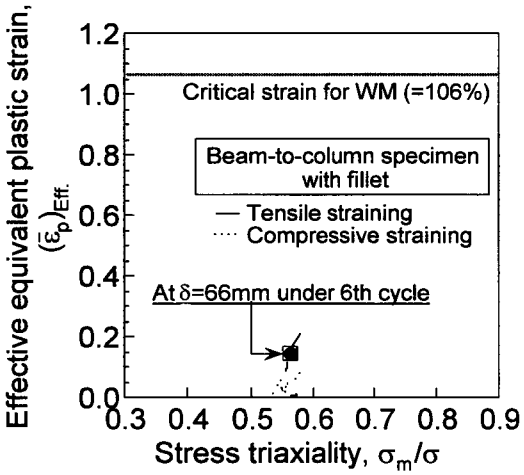


(b) History of effective equivalent plastic strain until □=66mm under sixth cycle.

Fig. 7.30 Comparison between effective equivalent plastic strain on fillet in beam-to-column specimen until □=66mm at sixth cycle and critical strain for base metal.



(a) Estimation of non-effective plastic strain for ductile cracking from fillet welds based on the effective damage concept.



(b) History of effective equivalent plastic strain until δ=66mm under sixth cycle.

Fig. 7.31 Comparison between effective equivalent plastic strain on fillet welds in beam-to-column specimen at □=66mm under sixth cycle and critical strain for weld metal.

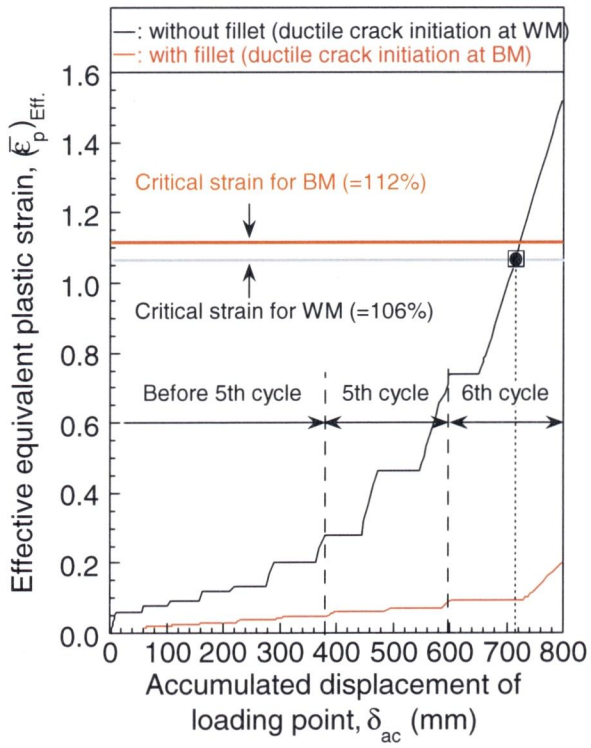


Fig. 7.32 Estimation of advantage of fillet model in ductile cracking resistance by application of advanced 2-parameter criterion.

7．6 結 言

本章では，鋼製橋脚隅角部を模擬した試験体を作製して，大規模地震下での橋脚への荷重応答を想定した正負交番型の繰返し三点曲げ試験を行い，隅角部の溶接・接合部近傍からの延性き裂発生挙動を明らかにするための観察を行った．また，前章までに提案した拡張２パラメータ延性き裂発生クライテリオンが実際の溶接構造部材の延性き裂発生限界評価へも適用可能であることを実証するため，複合硬化則を用いた繰返し載荷 FEM 解析を実施した．さらに，本提案クライテリオンが，延性き裂発生抵抗向上のための隅角部形状設計へ適用できることを示す目的から，鋼製橋脚隅角部形状のモデルの改良型モデルに対して FEM 解析を実施し，延性き裂発生抵抗の向上効果について検討した．以下に，本章で得られた結果を要約して示す．

（１）隅角部模擬試験体の繰返し載荷試験では，延性き裂の発生は柱・梁接合部におけるウェブプレート上の溶接金属止端部であった．また，延性き裂発生位置は溶接金属部であるが，応力集中部で生じた表面荒れ凹み部の底からせん断型の延性き裂が発生するという第５章での小型十字型試験片の場合と同じであることが分かった．

（２）隅角部模擬試験体の溶接部における強度的な不均質も考慮したモデルに対して複合硬化則を用いて繰返し載荷 FEM 解析を実施し，第６章で提案した拡張２パラメータ延性き裂発生クライテリオン

を適用することにより，模擬試験体の延性き裂発生時の載荷サイクルだけでなく限界変位もかなりよい精度で予測できることが実証された．

（3）鋼製橋脚隅角部モデルの延性き裂発生抵抗を向上させるための一手法として，隅角部形状の改良を試み，一例として取り上げた隅角部ウェブにフィレットを設けた構造に対して拡張2パラメータ延性き裂発生クライテリオンを適用した結果，フィレット無しの構造の場合に比べて大幅に延性き裂発生抵抗の向上が図れることが分かった．

以上のことから，拡張2パラメータ延性き裂発生クライテリオンを適用すると，地震荷重などの大変形繰返し荷重下での実溶接構造部材の延性き裂の発生限界が，単調増加型の丸棒引張試験で得られる限界値のみからFEM解析により事前に定量的に予測できることが分かった．したがって，大変形繰返し荷重下において，実構造部材の延性き裂発生に対する安全性評価，ならびに発生抵抗を向上させるための形状設計にも活用され得る，工学的に有益なクライテリオンが確立できた．

第8章 総 括

地震荷重などの繰返し大変形により溶接構造物の接合部などの応力・歪集中部に発生する大きな塑性歪は，鋼材の延性と破壊靭性の両特性を低下させ，延性き裂の発生に続いて，き裂の進展さらには脆性破壊を引き起こす可能性がある．このような大きな繰返し地震荷重下における土木構造物や建築構造物の脆性破壊を防止し，かつ合理的な耐脆性破壊設計を行うには，脆性破壊に先立つ延性き裂の発生を確実に把握・評価することが重要である。

本研究では，地震などにより大変形繰返し負荷を受ける構造部材の延性き裂発生限界を，小型試験片から求まる鋼材の延性き裂発生限界条件を用いて評価する手法の確立を図った．そのため，丸棒試験片を対象として単調増加型引張負荷を受ける場合の延性き裂発生挙動の詳細観察及び FEM 解析により，鋼材の延性き裂発生限界条件に関する検討を行った．更に，圧縮・引張予歪材ならびに繰返し歪付与材の延性き裂発生挙動の詳細な観察を行い，予歪が延性き裂発生挙動に及ぼす影響について検討した．その観察結果に基づいて，繰返し歪付与材の延性き裂発生限界を小型引張試験片から得られた鋼材の延性き裂発生限界条件を用いて評価するためのクライテリオンを提案し，実際の鋼製橋脚隅角部を模擬した試験体の繰返し載荷試験を実施してその適用性の検証を行った．以下に本研究で得られた結果を総括して示す．

第 1 章では，本研究の背景と目的および兵庫県南部地震における破壊事例と本研究に関連する既往の研究について述べた．

第 2 章では，大地震時に鋼製橋脚隅角部が受ける大変形繰返し荷重によって，構造用鋼及びその溶接部の材質特性がどのように変化するかを実験によって検討した．即ち，鋼製橋脚に一般に使用される鋼材（SM490YB，板厚 13mm），およびその溶接熱影響部及び溶接金属部が，①単調引張予歪を受けた場合，②一方向繰返し定振幅予歪を受けた場合，③定歪振幅タイプ及び 歪漸増タイプの正負交番圧縮・引張繰返し予歪を受けた場合の，シャルピー吸収エネルギー，硬さ，引張強さ，降伏点などの材質変化を実験的に確認した．得られた結果を要約すると以下のようになる．

(1) 母材，熱影響部及び溶接金属部ともに塑性予歪の増加とともに硬さ Hv(98)は上昇した．その上昇量の最大値は Hv50 程度であった．
(2) 塑性予歪の増加とともに，降伏点及び引張強さは上昇した．特に降伏点の上昇量は顕著で，母材，溶接金属部，熱影響部の順に大きく，母材の降伏点上昇量の最大値は 330MPa 程度であった．引張強さは，部位による上昇量の差は少なく，最大で 150MPa 程度であった．
(3) 塑性予歪の増加に伴い，シャルピー吸収エネルギー遷移温度，破面遷移温度はともに上昇した．遷移温度は塑性予歪 10%付近まで上昇し，それ以上，塑性予歪が増加しても，遷移温度はほとんど上昇しなかった．上昇量の最大値は約 30℃程度であった．

以上の結果から，予歪付与材の硬さ，耐力，引張強さ，エネルギー遷移温度や破面遷移温度などはいずれも鋼材の特性値よりも大きくなり劣化する．その増加傾向は，予歪量が比較的小さい範囲で急激に上昇するが次第にその上昇傾向が低下した．これらの材質変化は，母材，溶接熱影響部，溶接金属部ともに共通の傾向が見られ，また，(社)日本溶接協会 WES TR 2808:2000 [7]に示される予歪による材質変化特性式で比較的良く推定できることが分かった．

第３章では，構造部材の延性き裂の発生挙動について，実構造部材で想定され，かつこれまで十分な検討がなされていない応力・歪集中部表面からの延性き裂発生挙動を明らかにすることを目的として，種々の先端半径を有する円周切欠きを設けた丸棒引張試験片を用いて，応力・歪場が延性き裂発生挙動に及ぼす影響について実験・観察を行った．さらに圧縮負荷によって塑性歪を受けた部材が，その後，引張負荷を受ける場合の延性き裂発生挙動について，鋼素材の挙動との比較考察と共に，圧縮歪量の影響についても検討した．得られた結果を要約して以下に示す．

(4) 鋼素材の単調増加型引張試験から，切欠き底半径の減少に伴う応力多軸度の上昇とともに最大荷重は増大し，最小断面内の平均真歪 $e(=\ln(A_0/A))$ で評価する破断延性は小さくなった．また，破断面の観察から平滑材，R2 及び R1 材ではカップ・アンド・コーン型の破断形態を呈し，破面中央近傍には等軸ディンプルが観察されたのに対し，R0.2 材及び R0.1 材は破面全体が比較的平坦であった．

(5) 鋼素材及び圧縮・引張予歪材の平滑丸棒引張試験の結果，圧縮予歪材では，バウシンガー効果が見られ，圧縮予歪材と引張予歪材とでは応力-歪特性（加工硬化特性）が異なった．

(6) 平滑材，R2 材及び R1 材では，荷重 P-クロスヘッド変位 D_X 関係における屈曲点において，くびれ底断面中央部で微小ボイドの発生・連結により延性き裂が発生することが分かった．一方，R0.2 材及び R0.1 材では，切欠き底表面から局所強せん断帯に沿って発生した微小ボイドの連結によって延性き裂が発生することが判明した．

(7) 延性き裂の発生部位が同じであれば鋼素材と予歪材において延性き裂の発生挙動には相違は見られなかった．延性き裂発生限界歪 $(e_{ave.})_I$ は予歪量の増加とともに低くなり，更に同じ予歪量で比較すれば引張予歪材に比べて圧縮予歪材の方が延性き裂発生限界の低下量は小さくなる傾向にあった．

以上のように，鋼素材及び予歪材が単調増加型の引張負荷を受ける場合には，延性き裂発生挙動には差が見られないという結果に基づき，第４章では，これらの延性き裂の発生限界条件についての基礎的検討を行った．そのため，特に圧縮予歪材の引張試験で見られたバウシンガー効果を考慮するための材料構成式を導入する必要性に鑑み，複合硬化則の決定手法を提案し弾塑性 FEM 解析を実施した．以下に得られた結果を要約する．

(8) 実験で延性き裂が発生した局所領域での相当塑性歪と応力多軸度の２パラメータを用いて延性き裂発生限界の評価を行った結果，試験片中央部から延性き裂が発生した平滑材，R2 材及び

R1 材では限界相当塑性歪は応力多軸度の上昇とともに低下するという応力多軸度依存性が見られた．一方，切欠き底表面から延性き裂が発生したR0.2材及びR0.1材では，延性き裂発生時の応力多軸度はほとんど変化せず両者はほぼ同じであり，また相当塑性歪もほぼ同じであった．すなわち，切欠き底表面からの延性き裂発生限界は，応力多軸度依存型の中央部からの延性き裂発生限界とは異なり，限界相当塑性歪支配型であることが分かった．

(9) 繰返し荷重下での部材の応力・歪特性をFEM解析で把握するため，圧縮予歪材の引張試験で見られたようなバウシンガー効果を考慮した材料構成式を用いた複合硬化則に基づく解析を行った．複合硬化則を用いることで，圧縮予歪材から採取した多軸応力下での丸棒引張試験片だけでなく，複数回の繰返し荷重下での部材の応力・歪挙動を精度良く解析でき，提案する手法によって求められた構成式の適用性が検証された．

(10) 予歪材の延性き裂発生限界が，予歪付与過程及びその後の引張負荷過程での全塑性歪を累積することによって基本試験片の２パラメータ延性き裂発生限界値と等しくなるという仮説を立てた．この仮説に基づいて予歪材の延性き裂の発生限界を評価した結果，素材の基本引張試験片で得られた２パラメータ延性き裂発生限界が，予歪材の延性き裂発生の限界条件として必ずしも適用できないことが分かった．

第５章では，地震などの繰返し負荷を受ける場合の鋼構造部材の延性き裂発生を想定して，大きな圧縮・引張繰返し塑性歪を受ける部材の応力・歪集中部からの延性き裂発生挙動を明らかにするため，小型十字型試験片を用いて基礎的試験を実施した．また，複合硬化則を適用したFEM解析を実施し，単調増加型引張負荷を受ける基本試験片で得られた２パラメータ延性き裂発生限界が，高歪繰返し負荷を受ける小型十字型試験片の延性き裂発生の限界条件として適用可能であるかどうかについての予備的検討を行った．得られた結果を以下に要約して示す．

(11) 小型十字型試験片の正負交番繰返し三点曲げ試験により，応力集中部であるコーナー止端部近傍（R 部）において塑性変形の局在化に伴って表面荒れが生じ，その表面荒れによるしわ状のものが引張負荷を受けることによって拡大して形成された凹み底部から局所強せん断領域に沿って延性き裂が発生することが明らかになった．このような繰返し過程で局所不均一塑性変形によって生じる表面荒れは顕著な応力・歪の集中源にはなり得ず，鋭い円周切欠き付丸棒試験片と同様の延性き裂発生挙動を呈することが分かった．

(12) 本研究で提案する手法で決定した複合硬化則の採用により，小型十字型試験片の繰返し載荷過程での変形および応力・歪挙動を比較的精度良く解析できることが分かった．

(13) 繰返し負荷を受ける小型十字型試験片の延性き裂発生限界を，繰返し載荷過程で受ける予歪量を圧縮歪と引張歪で区別せずに全て単純に加算した累積相当塑性歪で評価したところ，基本試験片の単調増加型引張試験で得られた切欠き底表面からの延性き裂発生限界歪と比較して非常に大きな値を呈することが分かった．

以上の結果から，単純な塑性歪の累積値の採用では，基本試験片の単調増加型引張試験で得られる

2パラメータ延性き裂発生限界が，予歪材の場合と同様に繰返し負荷を受ける部材の延性き裂発生限界条件にはなり得ないことがより明確に実証された．これは，応力反転を伴う繰返し負荷を受ける場合には，必ずしも繰返し載荷過程での全塑性歪が延性き裂の発生をもたらす材料損傷に寄与しないことを示唆する結果であり，繰返し荷重下での損傷特性を考慮した新しい延性き裂発生限界条件についての検討の必要性が伺われた．

そこで，第6章では，まず，延性き裂発生を支配する材料挙動・考察を行った．その結果，

(14) 本研究で対象とした鋼材では，大きな塑性歪の付与後にフェライト-パーライトニ相境界の軟質相（フェライト相）側で微小ボイドが発生すると更なる塑性歪付与をほとんど伴わずに延性き裂が発生する挙動が観察された．すなわち，本鋼材の延性き裂発生は，ほぼ二相境界近傍での微小ボイド発生支配型の挙動を呈することが分かった．

この観察結果に基づき，特に繰返し負荷によるバウシンガー効果をもたらす材料学的因子に着目した新しい材料損傷概念を提案した．本概念の概要は以下の通りである．

1) 微小ボイド発生支配型の延性き裂発生挙動を呈する場合の延性き裂発生までの材料損傷として，微小ボイドの発生核形成に支配的であると考えられる転位密度の増加や転位構造の発達の程度を考える．
2) 応力の反転を伴って歪が付与される場合，逆変形初期のバウシンガー歪すなわち予歪付与により蓄積された可動転位の逆運動による塑性変形（塑性歪）は延性き裂発生（すなわち微小ボイド発生）に対する材料損傷には寄与しない．
3) その後の歪付与においても転位組織が発達するまでは新たに損傷は累積されず，その付与歪レベルは転位組織状態に依存する長範囲内部応力が予変形時のそれと同程度となるときと考える．

この新しい材料損傷概念に基づいて，繰返し負荷を受ける部材の延性き裂発生限界条件として適用可能な拡張2パラメータ延性き裂発生クライテリオンを提案し，第5章までに取り上げた予歪材及び繰返し歪付与材の延性き裂発生限界条件としての適用性について検討した．拡張2パラメータ延性き裂発生クライテリオンは，FEM解析に採用した移動硬化則を定める背応力が長範囲内部応力に対応するものと考え，繰返し負荷過程での背応力の履歴から決定される材料損傷に寄与する有効塑性歪の累積値（応力多軸度の関数）が単調増加型引張試験で得られる素材の延性き裂発生限界条件を満たすときに繰返し歪付与材において延性き裂が発生すると考えるものである．その結果，

(15) 部材内部から延性き裂が発生する場合として軸方向繰返し負荷を受ける砂時計型試験片，および応力集中部からの場合として第5章で取り上げた小型十字型試験片を対象として，単調増加型引張負荷を受ける基本試験片の2パラメータ延性き裂発生限界が，提案する有効損傷概念に基づいて決定される有効塑性歪を用いることにより，繰返し歪付与材の限界条件として適用可能な延性き裂発生クライテリオンとなることが実証された．

以上の結果から，提案した拡張2パラメータ延性き裂発生クライテリオンの適用により，単調増加型引張負荷を受ける基本試験片の2パラメータ延性き裂発生限界から，複合硬化則を適用したFEM

解析のみから繰返し歪付与材の延性き裂発生限界を精度良く予測できることが明らかになった.

そこで,第7章では,実際の溶接鋼構造部材の大変形繰返し荷重下での延性き裂発生限界評価への拡張2パラメータ延性き裂発生クライテリオンの適用性について実証するため,鋼製橋脚隅角部を模擬した試験体を作製して,大規模地震下での橋脚への荷重応答を想定した正負交番型の繰返し三点曲げ試験,及び複合硬化則を用いた繰返し載荷FEM解析を実施した.さらに,本提案クライテリオンが,延性き裂発生抵抗向上のための隅角部形状設計へ適用できることを示す目的から,鋼製橋脚隅角部形状のモデルの改良型モデルに対してFEM解析を実施し,延性き裂発生抵抗の向上効果について検討した.以下に,得られた結果を要約する.

(16) 隅角部模擬試験体の繰返し載荷試験では,延性き裂の発生は柱・梁接合部におけるウェブプレート上の溶接金属止端部であった.また,その挙動は,延性き裂発生位置が溶接金属部ではあるが,応力集中部で生じた表面荒れ凹み部の底からせん断型の延性き裂が発生するという第5章での小型十字型試験片の場合と同じ挙動を呈することが分かった.

(17) 隅角部模擬試験体の溶接部における強度的な不均質も考慮したモデルに対して複合硬化則を用いて繰返し載荷FEM解析を実施し,第6章で提案した拡張2パラメータ延性き裂発生クライテリオンを適用することにより,模擬試験体の延性き裂発生時の載荷サイクルだけでなく限界変位もかなりよい精度で予測できることが実証された.

(18) 鋼製橋脚隅角部モデルの延性き裂発生抵抗を向上させるための一手法として,隅角部形状の改良を試み,一例として取り上げた隅角部ウェブにフィレットを設けた構造に対して拡張2パラメータ延性き裂発生クライテリオンを適用した結果,フィレット無しの構造の場合に比べて大幅に延性き裂発生抵抗の向上が図れることが分かった.

以上の結果から,拡張2パラメータ延性き裂発生クライテリオンを適用すると,地震荷重などの大変形繰返し荷重下での実溶接構造部材の延性き裂の発生限界が,単調増加型負荷を受ける基本丸棒引張試験で得られる限界値のみからFEM解析により事前に定量的に予測できることが分かった.この研究成果から,橋梁,建築などに代表される鋼製構造部材が大変形繰返し荷重を受ける場合の延性き裂発生に対する安全性評価,ならびに延性き裂発生抵抗を向上させるための形状設計にも広く活用され得る展望が示された.

Appendix A　材質一様な丸棒の単純引張りにおいて生ずるくびれ部分応力解析

材質一様な丸棒の単純引張りにおいて生ずるくびれ部分応力解析をDavidenkovらは次のように行って，くびれ部輪郭線の曲率半径Rと平均軸方向応力$\bar{S}_z$との関係を求めている．

まず，Fig. A.1 に示すようなくびれ底部での微小要素の力の平衡を考える．この微小要素はくびれ底部での曲率半径ρなる中間の縦主応力軌道にそった半径方向の厚さdrなる要素であり，この要素は角$d\varphi$をなす2つの軌道の子午面と角$d\theta$をなす縦主応力軌道の中心を通る紙面に垂直な2つの面とに囲まれたものとする．ここで半径方向，接線方向および軸方向の真応力成分をS_r, S_θ, S_zとし，それぞれに対応する真歪成分をe_r, e_θ, e_zなる記号を用いる．この微小要素での半径方向の力のつり合いより次式が得られる．

$$S_r\rho d\theta(r+dr)d\varphi+(S_r+dS_r)(\rho+dr)d\theta r d\varphi$$
$$-S_z dr(r+\frac{dr}{2})d\varphi d\theta+S_\theta dr(\rho+\frac{dr}{2})d\theta d\varphi=0 \qquad \text{(A-1)}$$

微小項を省略し．$dr/\rho \ll 1$であるので

$$dS_z=\frac{S_z-S_r}{\rho}dr+\frac{S_r-S_\theta}{r}dr \qquad \text{(A-2)}$$

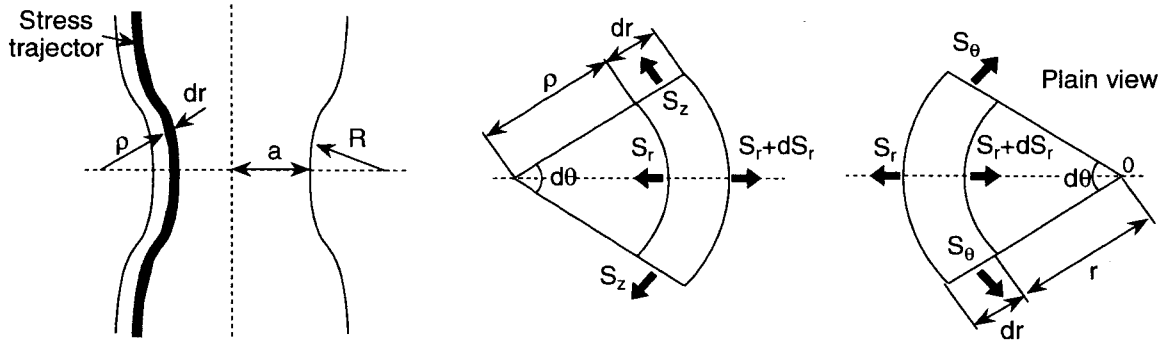


Fig. A.1 Force balance at section.

(A-2) 式を塑性流動に伴う条件を満足するように解けば，くびれ部の応力分布が求まる。降伏条件としてはMisesの降伏条件を用いることとする．ここではS_r, S_θ, S_zは主応力であるので，降伏条件は

$$(S_r-S_\theta)^2+(S_\theta-S_z)^2+(S_z-S_r)^2=2\bar{\sigma}^2 \qquad \text{(A-3)}$$

となる．

次に，くびれ部における歪の状態について考えてみる．塑性域で体積変化はないので

$$e_r+e_\theta+e_z=0 \qquad \text{(A-4)}$$

である．従って，くびれ底部においては

$$e_r=e_\theta=-\frac{1}{2}e_z \qquad \text{(A-5)}$$

となる．

さて，試みに$S_r=S_\theta$とおくと (A-3) 式は満足され，さらにMisesの降伏条件は$S_z=\bar{\sigma}+S_r$とおけば

満足する．この2つの条件のもとに（A-2）を解くと，任意のrでのS_rは

$$S_r = \bar{\sigma}\int_r^a \frac{dr}{\rho} \tag{A-6}$$

となる．ただし，くびれ底部断面では歪が一様であるので$\bar{\sigma}$はrには無関係に一定値をとる．

もし，$1/\rho$とrとの関係を見いだされればS_rは（A-6）式により決定される．Davidenkovらは曲率$1/\rho$はrに比例するとし，次のような形で仮定している．

$$\frac{1}{\rho} = \frac{r}{aR} \tag{A-7}$$

ここで，aはくびれ底部断面の外半径で，Rは子午面内の外輪郭の曲率半径である．

(A-7)を（A-6）に代入すると

$$S_r = \frac{\bar{\sigma}}{2aR}(a^2 - r^2) \tag{A-8}$$

従って，くびれ底部断面での平均軸方向応力$\bar{S}_z$は

$$\bar{S}_z = \bar{\sigma}(1 + \frac{a}{4R}) \tag{A-9}$$

となる．

また，Bridgmanらは$1/\rho$とrとの関係を次のように仮定している．

$$\rho = \frac{a^2 + 2aR - r^2}{2r} \tag{A-10}$$

(A-10)を（A-6）に代入して，くびれ底部断面での平均軸方向応力$\bar{S}_z$を

$$\bar{S}_z = \bar{\sigma}\left\{\left(1 + \frac{2R}{a}\right) + \ln\left(1 + \frac{a}{2R}\right)\right\} \tag{A-11}$$

としている．

Appendix B
非線形の複合硬化材料モデル（等方／移動硬化材料モデル）を用いたFEM解析

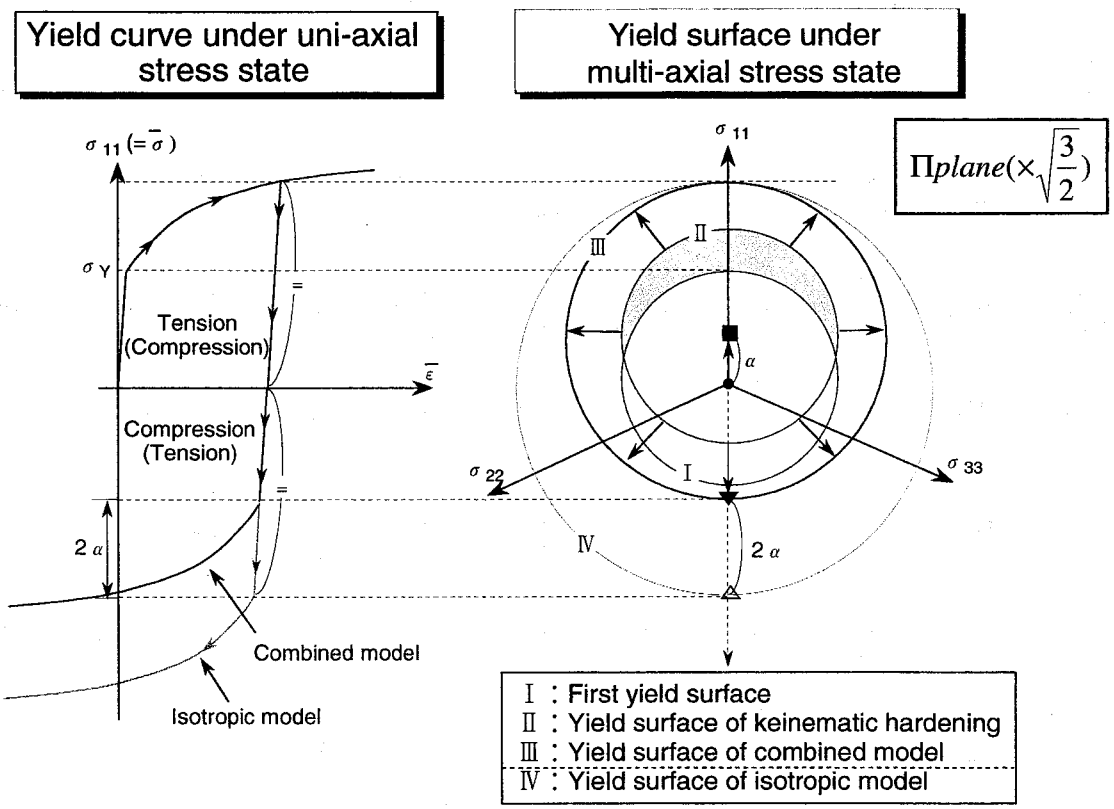


Fig. B.1 Yield surface of combined model.

複合硬化材料モデルにおける降伏関数は，歪履歴の関数として，等方硬化と移動硬化を組み合わせて次式で定義する．

$$f(\sigma_{ij}-\alpha_{ij})=\bar{\sigma}(\bar{\varepsilon}_p) \tag{B-1}$$

α_{ij}：背応力　$\bar{\sigma}$：相当応力　$\bar{\varepsilon}_p$：相当塑性歪

ただし，移動硬化則は次式，Zieglarの移動硬化則の発展則を採用した．

$$d\alpha_{ij}=\frac{C}{\bar{\sigma}}(\sigma_{ij}-\alpha_{ij})d\bar{\varepsilon}_p-\gamma\alpha_{ij}d\bar{\varepsilon}_p \tag{B-2}$$

C, γ ：材料定数

材料定数C, γの決定は以下のようにして行った．まず，一軸状態（σ_{11}方向）を想定すると，

$$\sigma_{ij}-\alpha_{ij}=\sigma_{11}-\alpha_{11}=\bar{\sigma} \tag{B-3}$$

となる．(B-2) 式より，

$$d\alpha_{11}=(C-\gamma\alpha_{11})d\bar{\varepsilon}_p \tag{B-4}$$

$$\rightarrow\int_0^{\alpha}\frac{1}{C-\gamma\alpha}d\alpha_{11}=\int_0^{\bar{\varepsilon}_p}d\bar{\varepsilon}_p$$　　（以降，添字は省略）

$$\rightarrow -\frac{1}{\gamma}\left[\ln(C-\gamma\bar{\alpha})\right]_0^{\alpha} = \left[\bar{\varepsilon}_p\right]_0^{\bar{\varepsilon}_p}$$

$$\therefore \bar{\alpha} = \frac{C}{\gamma}(1-e^{-\gamma\bar{\varepsilon}_p}) \qquad \text{(B-5)}$$

(B-5) 式を用いて Fig. B.2 に示す数レベルの圧縮予歪材の引張応力－歪特性から材料定数 C, γ を決定した.

解析に用いている等方硬化成分（相当応力－相当塑性歪関係）は，Fig. B.3 のように，(B-5) 式を用いて求めた移動硬化成分（相当背応力－相当塑性歪関係）と実験で得られた素材の相当応力－相当塑性歪関係から決定した.

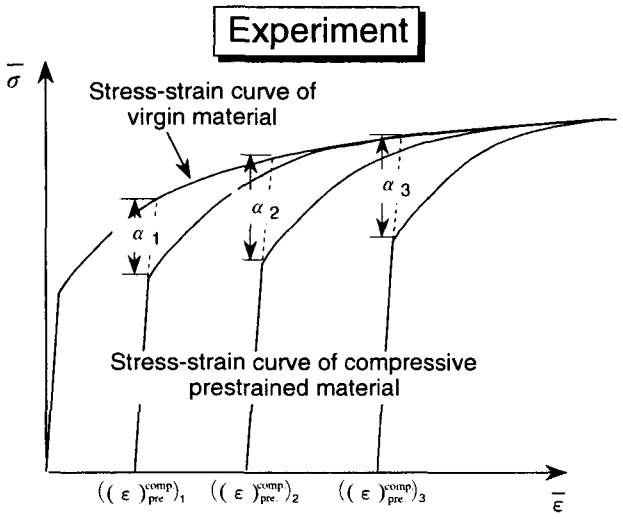


Fig. B.2 Determination method of equivalent back stress.

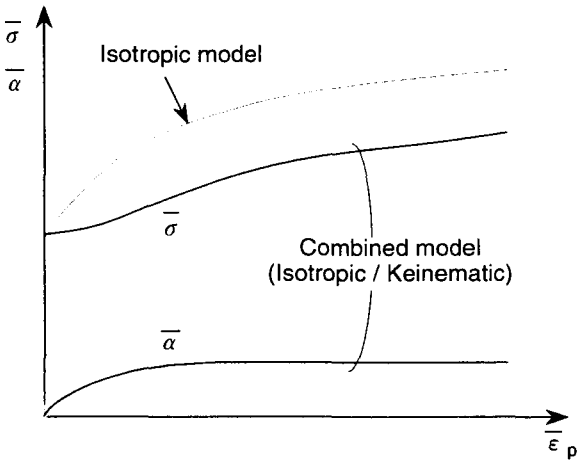


Fig. B.3 Determination of relationship between equivalent stress and equivalent strain used in combined model.

参考文献

1) 阪神・淡路大震災調査報告書編集委員会，土木学会：阪神・淡路大震災調査報告書，土木構造物の被害，第1章 橋梁，1996.

2) 土木学会：阪神・淡路大震災における鋼構造物の震災の実態と分析，1999.

3) 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.

4) ASTM：Symposium on Effect of Temperature on the Brittle Behavior of Metals with Particular Reference to Low Temperatures, ASTM STP No.158, 1953.

5) (社)日本溶接協会：建築鉄骨の地震被害と鋼材セミナー(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) (社)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.

7) (社)日本溶接協会：動的繰返し大変形を受ける溶接鋼構造物の脆性破壊性能評価方法，WES TR 2808:2000.

8) (社)日本道路協会：道路橋示方書・同解説 V 耐震設計編，1996.

9) 岡下，三木，他：兵庫県南部地震による神戸港港湾幹線道路P75橋脚隅角部におけるき裂損傷の原因調査・検討，土木学会論文集，No.591/I-43，pp.243-261，1998.

10) 三木：鋼製橋脚ラーメン隅角部の地震時脆性破壊，木学会論文集，No.591/I-43，pp.273-281，1998.

11) (社)日本橋梁建設協会，阪神・淡路大震災に関する調査特別委員会，技術委員会，防振部会：兵庫県南部地震における鋼橋の被災と復旧，pp.98-99. 1997.

12) Thomason:A Theory for Ductile Fracture by Internal Necking of Cavities, Journal of Institute of Metals, Vol.96, pp.360-365, 1968.

13) McClintock：A Criterion for Ductile Fracture by the Growth of Holes, Journal of Applied Mechanics, 35, pp.363-371, 1968.

14) McClintock, Kaplan and Berg：Ductile Fracture by Hole Growth in Shear Bands, Int. J. Fracture Mech, Vol. 2, No.4, pp.614-627, 1996.

15) Rice and Tracey：On the Ductile Enlargement of Voids in Triaxial Stress fields, Journal of Mechanics and Physics of Solids, No.17, pp.201-217, 1969.

16) Hancock and Mackenzie：On the Mechanisms of Ductile Failure in High-Strength Steels Subjected to Multi-Axial Stress-States, Journal of Mechanics and Physics of Solids, No.24, pp.147-169, 1976.

17) 大塚，宮田，西村，木村，馬渕：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，第29巻，第322号，pp.717-723，1980.

18) 東郷，大塚，高：混合モード負荷を受ける切欠きからの延性き裂発生挙動に関する研究，材料，第37巻，第419号，pp.885-890，1988.

19) 東郷，大塚，高：混合モード負荷を受けるき裂からの延性き裂発生挙動に関する研究，材料，第39巻，第443号，pp. 1014-1018，1989.

20) Gurson : Continuum Theory of Ductile Rupture by Void Nucleation and Growth : Part I-Yield Criterion and Flow Rules for Porous Ductile Media, Journal of Engineering Materials and Technology, Transactions of the ASME, pp. 2-15, 1977.

21) Gurson : Porous Rigid-Plastic Materials Containing rigid Inclusion-Yield Function, Plastic Potential and Void nucleation, Proc. Int. Conf. Fracture, 2A, pp. 357-364, 1977.

22) Tvergaad : Influence of Voids on Shear Band Instabilities under Plane Strain Conditions, International Journal of Fracture, Vol. 17, No. 4, pp. 389-407, 1981.

23) Needleman and Tvergaad : An Analysis of Ductile Rupture in Notched Bars, Journal of Mechanics and Physics of Solids, Vol. 32, No. 6, pp. 461-490, 1984.

24) 大塚，東郷，岡本：延性き裂発生条件とボイド体積率 (Gurson の降伏関数に基づく検討)，材料，第35巻，第395号，pp. 867-872，1986.

25) 宮田，大塚，奥山：引張り－ねじり複合負荷におけるせん断破壊特性，材料，第37巻，第420号，pp. 1036-1042，1988.

26) 西谷，真壁：引張り試験における7:3黄銅の延性破壊の機構，材料，第31巻，第344号，pp. 452-457，1982.

27) (社)日本鋼構造協会：耐震設計における鋼構造・合成構造の特性評価について，JSSC テクニカルレポート，No. 46，pp. 128-133，1999.

28) (社)日本鋼構造協会：耐震設計における鋼構造・合成構造の特性評価について，JSSC テクニカルレポート，No. 46，pp. 145-149，1999.

29) 寺沢，大谷，吉田，寺井：高温予歪が鋼の残留延性におよぼす影響，造船協会論文集，第108号，pp. 419-433，1960.

30) 大路，小倉，武藤：タフピッチ銅および焼結銅予ひずみ材を用いた延性破壊過程の研究，日本金属学会誌，Vol. 41，No. 2，pp. 130-165，1977.

31) 大路，小倉，武藤：フェライト・パーライト鋼の延性破壊過程におけるパーライト粒形態および静水圧の影響，日本金属学会誌，Vol. 41，No. 11，pp. 1094-1101，1977.

32) 森野，西谷，別府，西谷：予ひずみ材における破断延性値の低下機構，日本機会学会論文集 (A編)，59巻，567号，pp. 2540-2545，1993.

33) 大塚，西村，宮田：延性き裂進展に伴うき裂先端領域における局部破壊条件，材料，第31巻，第344号，pp. 447-451，1982.

34) 石川，小林，栗原，大沢，豊田：繰返し荷重下における構造用鋼の延性き裂発生挙動，鉄と鋼，Vol. 85，No. 1，pp. 71-77，1999.

35) Bridgman : Large Plastic Flow and Fracture, MacGraw-Hill, 1952.

36) Davidenkov and Spiridonova : Proc. Am. Soc. Test. Mat., Vol. 46, pp. 1147, 1953.

37) 皆川，西脇，増田：多局面塑性モデルによる鋼引張り圧縮部材の履歴応力―歪関係の推定，構造

工学論文集, Vol. 32A, pp. 193-206, 1995.

38) 西村, 小野, 池内：単調載荷曲線を基にした繰返し塑性履歴を受ける鋼材の構成式, 土木学会論文集, No. 513/ I - 31, pp. 27-38, 1995.

39) 後藤, 王, 高橋, 小畑：繰返し荷重下の鋼製橋脚の有限要素法による解析と材料構成則, 土木学会論文集, No. 591/I-43, pp. 189-206, 1998.

40) 堀川：構造用鋼板のひずみの時効, 土木学会第 32 回年次学術講演会概要集 I -320, 1977.

41) 堀川；冷間塑性加工に伴う構造用鋼材の歪時効脆化, 土木学会論文集, No.300. pp. 13-20, 1980.

42) 野方, 正木：鉄鋼のシャルピ吸収エネルギー遷移曲線の新しい数式表示と破壊靭性評価, 日本材料強度学会誌, 17, pp. 1-13, 1982.

43) 大倉, 大野, 山田：繰返し塑性ひずみと鋼材の破壊靭性低下の関係, 土木学会論文集, No.682/ I -56, pp. 278-288, 2001.

44) 加藤, 青木, 山内：引張り・圧縮繰返し荷重を受ける鋼素材の挙動に関する実験的研究, 日本建築学会大会梗概集, 1967.

45) 藤木, 青木, 三木, 中込：繰返し塑性歪を受ける構造用鋼材の力学的特性, 第 22 回構造工学シンポジウム講演論文集, pp. 15-22, 1976.

46) (社)日本溶接協会, 鉄鋼部会 APD 委員会：繰返し大変形を受ける建築鉄骨溶接接合部の強度と破壊靭性, (中間報告書Ⅲ), WG 3 研究成果 (破壊靭性要求決定の考え方と評価法), pp. 5-35, 1996.

47) H. Mori and H. Fujita : Behavior of Dislocation in Copper under Reverse Stress, J. Phys. Soc. Jpn., 8, 5, pp. 1348-1356, 1975.

48) U. F. Kocks, T. Hasegawa and R. O. Scattergood : On the Origin of Cell Walls and of Lattice Misorientations during Deformation, Scr. Metall., 14, pp. 449-454, 1980.

49) P. S. Bate and D. V. Wilson : Analysis of the Bauschinger Effect, Acta Metall., 34, 6, pp. 1097-1105, 1986.

50) T. Hasegawa, T. Yakou and U. F. Kocks : Forward and Reverse Rearrangement of Dislocations in Tangled Walls, Mat. Sci. Eng., 81, pp. 189-199, 1986.

51) Y. Tomota : Effects of Morphology and Strength of Martensite on Cyclic Deformation Behaviour in Dual-Phase Steels, Mater. Sci. Technol., 3, pp. 415-421, 1987.

52) Zhonghua and Haicheng : Baushinger Effect and Residual Phase Stresses in two Ductile -Steels : Part Ⅱ. The Effect of Microstructure and Mechanical Properties of the Constituent on Baushinger Effect and Residual Phase Streses, Met., Trans., A, Vol. 21A, pp. 725-732, 1990.

53) 友田, 田村 :延性２相鋼の力学的性質, 鉄と鋼, 第 67 巻, 第 3 号, pp. 439-455, 1981.

54) A. L. Herbert, X. Feaugas and M. Clavel : Effects of Microstructural Parameters and Back Stress on Damage Mechanics in α/β Titanium Alloys, Acta Mater., 46, 3, pp. 939-951, 1998.

55) 八高, 長谷川, 清水, 辛島 : 銅単結晶のバウシンガー効果と加工硬化の関連性, 日本金属学会誌, 第 47 巻, 第 7 号, pp. 555-560, 1983.

56) Z. Hu, E.F. Rauch and C. Teodosiu : Work-hardening Behavior of Mild Steel under Stress Reversal at Large Strains, Int. J. Plasticity, 8, pp. 839-856, 1992.

57) B. Peeters, S. R. Kalidindi, P. Van Houtte and E. Aernoudt : A Crystal Plasticity Based Work-Hardening/Softening Model for B.C.C. Metals under Changing Strain Paths, Acta Mater., 48, pp. 2123-2133, 2000.

謝　辞

本研究は，大阪大学大学院教授豊田政男博士の真摯なご指導とご教示を賜って遂行し得たものであります．本研究は，1995 年 1 月 17 日の兵庫県南部地震における，従来，発生するとは想像もされていなかった鋼橋の脆性破壊を目の当たりにして，この破壊現象の解明に一石を投じたいという著者の願いを快く豊田教授が聞き入れてくださったことから始まったものであります．

本研究を行うにあたり大阪大学大学院教授豊田政男博士，大阪大学大学院工学研究科生産科学専攻助手大畑充博士には，研究の計画，実施，結果の検討など全般にわたり有益なご指示とご討論を賜りました．特に，大畑充博士には，実験の具体的なご指導を賜るとともにと FEM 解析において多大な時間を割いて頂きました．また，大畑充博士のヨーロッパ留学中の約 1 年間，大阪大学大学院工学研究科生産科学専攻助手望月正人博士には実験のご指導を賜りました．

また，本論文をまとめるにあたり，大阪大学大学院教授座古勝博士，南二三吉博士，大阪大学接合科学研究所教授金裕哲博士より有益なご指示とご討論を頂きました．

さらに，本研究の遂行にあたり，大阪大学大学院工学研究科生産専攻大学院生横田昌樹氏(現，関西電力株式会社勤務)，同　寺井成忠氏(現，三菱重工株式会社勤務)および著者の属する高田機工株式会社技術研究所広野正彦主任には，多大なご協力とご尽力を頂きました．

また，川崎製鉄株式会社(現，JFE スチール株式会社) には試験鋼材をご提供頂き，日鉄住金溶接工業株式会社には実験にご協力頂きました．

本論分を終えるにあたり，これらの方々及び各社には心から感謝の意を表します．

最後に，本研究の遂行にあたり，高田機工株式会社安藤武郎代表取締役社長および西前博一取締役には本研究の重要性と必要性をご理解いただき，ご助言とご協力を賜ったことに対して深くお礼を申し上げます．また，本研究は同　和歌山工場関係各位の深いご理解とご協力なくてはなし得なかったものであります．また，特に，実験に関して種々討議を願った技術研究所所長代理山田靖則博士(現，工事本部本部長代理)や FEM 解析などでご協力願った技術研究所森下泰光係長(現，課長代理)及び研究遂行に当たりご協力を賜った技術研究所各位に厚くお礼を申し上げます．

また，本研究の遂行を陰ながら支え応援してくれた妻由起子と家族に感謝する．

本論文に関連する発表論文

(1) “繰返し塑性ひずみが鋼材の破壊靭性に与える影響”
鋼構造論文集, 第3巻 第11号, pp.1-11, (1996).

(2) “Effects of Cyclic Plastic Strains on Fracture Toughness of Structural Steels”
STABILITY AND DUCTILITY OF STEEL STRUCTURES, pp.415-424,
Pergamon, ELSEVIER , (1998).

(3) “Ductile Crack Initiation Behavior of Pre-strained Structural Steel”
IIW Doc. X-1461-2000 (2000).

(4) “大変形繰返し荷重下での構造用鋼の延性き裂発生限界の基礎的研究”
鋼構造年次論文報告集, 第8巻, pp.425-432 (2000).

(5) “Criterion for Evaluation of Ductile Cracking of Steel Structure under Large Scale Cyclic Loading”
Proceedings of the 7th International Symposium of the Japan Welding Society on “Today and Tomorrow in Science and Technology of Welding and Joining”, Vol. 2, pp.1123-1128, (2001).

(6) “Criterion for Ductile Cracking for the Evaluation of Steel Structure Under Large Scale Cyclic Loading”
Proceedings of 20th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering, OMAE01/MAT-3103 (2001).

(7) “繰返し荷重下での構造用鋼の延性き裂発生クライテリオン
−大変形繰返し荷重下での溶接鋼構造部材の延性き裂発生限界評価(第1報)−”
溶接学会論文集 (査読合格).

(8) “鋼製橋脚隅角部の延性き裂発生限界評価への適用”
−大変形繰返し荷重下での溶接鋼構造部材の延性き裂発生限界評価(第2報)−”
溶接学会論文集 (投稿中).