

令和2年度 学 位 論 文

論 文 題 目

(邦文)

鋼構造物の延性き裂の発生および進展に対する耐震性能
評価法に関する研究

(欧文)

Study on Seismic Evaluation Method for Ductile Crack
Initiation and Propagation in Steel Structures

名城大学大学院 理工学研究科 社会環境デザイン工学専攻 博士課程

氏 名

藤江 渉

鋼構造物の延性き裂の発生および進展に対する
耐震性能評価法に関する研究

Study on Seismic Evaluation Method for
Ductile Crack Initiation and Propagation in Steel Structures

2021 年 3 月
March, 2021

藤江 渉
FUJIE Wataru

概 要

本研究は、土木鋼構造物を対象に、極大地震作用下に懸念される延性き裂に着目し、その発生と進展の解析的評価法を検討したものである。まず、補剛箱形断面鋼製橋脚を対象に、**beam** 要素からなるファイバーモデルと **shell** 要素からなる解析モデルの繰り返し載荷解析を実施した。そして、補剛箱形断面鋼製橋脚に対するひずみ集中補正係数を新たに提案し、ファイバーモデルと累積疲労損傷度を用いた、延性き裂発生に対する耐震性能照査法の適用範囲の拡張を行った。また実設計での適用を見据え、より簡便な手法として、補剛箱形断面鋼製橋脚を対象とした、**Pushover** 解析を用いた延性き裂発生変位の評価法を新たに提案した。次に、3次元の **solid** 要素を用いた、鋼材および溶接継手の繰り返し載荷解析を行い、延性き裂進展を解析的に予測可能にする手法について検討した。3段階2パラメータ延性破壊モデルの軟化域において導入される損傷進展エネルギーに着目し、これを非破壊解析から推定する手法を提案した。また、損傷進展エネルギーのメッシュ分割依存性について検討した。ここでは特に 1.0mm 角メッシュの場合の適用性検証と、損傷開始パラメータの補正による精度改善方法について検討を行い、その妥当性を示した。

キーワード： 鋼構造物，耐震性能照査法，延性き裂発生，延性き裂進展，繰り返し載荷，**Pushover** 解析，ひずみ集中補正係数，損傷進展エネルギー

目 次

第 1 章 序論	1
1.1 土木鋼構造物のき裂を伴う地震被害事例と耐震設計	1
1.2 鋼製橋脚に対する延性き裂発生照査法	3
1.3 延性き裂進展を考慮した解析手法	4
1.4 本研究の目的	6
1.5 本論文の構成	7
参考文献－第 1 章－	8
第 2 章 補剛箱形断面鋼製橋脚に対するひずみ集中補正係数	10
2.1 補剛箱形断面用のひずみ集中補正係数	10
2.1.1 累積疲労損傷度による延性き裂発生の評価法	10
2.1.2 解析モデル概要	11
2.1.3 解析結果	16
2.1.4 構造パラメータがひずみ集中補正係数に及ぼす影響	20
2.1.5 補剛箱形断面用のひずみ集中補正係数の一般式と適用性	23
2.2 薄板の解析モデルの追加によるひずみ集中補正係数の再検討	26
2.2.1 追加解析モデルの概要	26
2.2.2 薄板への精度向上を図った補剛箱形断面用のひずみ集中補正係数の一般式	28
2.2.3 shell 解析結果との比較	31
2.2.4 実験結果との比較	34
2.3 まとめ	36
参考文献－第 2 章－	37
第 3 章 補剛箱形断面鋼製橋脚の Pushover 解析による延性き裂発生限界変位の評価法	38
3.1 変位に基づく延性き裂発生照査法の概念	38
3.2 Pushover 解析概要	39
3.3 材料レベルの延性き裂発生限界ひずみ	42
3.4 ひずみ集中補正係数を導入した延性き裂発生限界ひずみ	42
3.4.1 ひずみ集中補正係数による延性き裂発生限界ひずみの補正	43
3.4.2 shell 解析結果との比較	43
3.5 限界ひずみ比の検討	45
3.6 限界ひずみ補正係数を導入した延性き裂発生限界ひずみ	47
3.6.1 限界ひずみ補正係数の定義	47
3.6.2 限界ひずみ補正係数の導出	47

3.6.3	shell 解析結果との比較	50
3.6.4	実験結果との比較	52
3.7	バイリニア型応力－ひずみ関係を適用した場合の延性き裂発生限界変位の評価 ...	54
3.8	まとめ	57
	参考文献－第 3 章－	58
第 4 章	延性き裂進展解析における損傷進展エネルギー推定法	59
4.1	3 段階 2 パラメータ延性破壊モデル	59
4.2	解析対象	61
4.2.1	T 型溶接継手試験体の概要	61
4.2.2	構成則	64
4.3	shell 解析による破壊解析のメッシュ分割依存性の検討	64
4.3.1	shell 解析の概要	64
4.3.2	解析結果	64
4.3.3	ひずみ一定則	67
4.4	損傷進展エネルギー推定法の提案	68
4.4.1	要素破壊時の相当塑性ひずみ推定式	68
4.4.2	損傷進展エネルギー推定法	71
4.5	破壊解析結果	72
4.5.1	き裂発生時点の比較	73
4.5.2	き裂進展性状の比較	73
4.5.3	荷重包絡線の比較	76
4.6	まとめ	79
	参考文献－第 4 章－	80
第 5 章	鋼材の三点曲げ繰り返し載荷実験	81
5.1	試験体概要	81
5.2	三点曲げ実験方法	81
5.2.1	実験の実施方法	81
5.2.2	き裂進展長さの測定方法	84
5.3	実験結果	85
5.3.1	き裂進展状況	85
5.3.2	荷重－変位履歴	88
5.3.3	き裂進展率と累積塑性率	90
5.3.4	エネルギー吸収量	92
5.4	まとめ	94

参考文献－第 5 章－	95
第 6 章 損傷進展エネルギー推定法の適用範囲に関する検討	96
6.1 検証対象の試験体概要および解析概要	96
6.1.1 BS 試験体	96
6.1.2 三点曲げ試験体	98
6.2 損傷開始応力に基づく要素破壊時の相当塑性ひずみ推定式の適用範囲	101
6.2.1 BS 試験体の解析結果	101
6.2.2 BS 試験体の解析結果と損傷開始応力の関係	101
6.2.3 三点曲げ試験体の解析結果	104
6.2.4 損傷開始応力に基づく適用範囲	106
6.3 まとめ	110
参考文献－第 6 章－	111
第 7 章 solid 解析による損傷進展エネルギーのメッシュ分割依存性の検討	112
7.1 板幅方向および板厚方向のメッシュ分割の違いが破壊解析に及ぼす影響	112
7.1.1 解析概要	112
7.1.2 破壊解析結果	116
7.2 き裂発生 の定義と 1.0mm 角メッシュについて	120
7.3 損傷開始パラメータ補正法による 1.0mm 角メッシュモデルの破壊解析	121
7.3.1 解析概要および損傷開始パラメータ補正法	121
7.3.2 損傷開始パラメータ補正後の破壊解析結果	122
7.4 まとめ	126
参考文献－第 7 章－	127
第 8 章 結論と今後の研究課題	128
謝辞	134
Appendices	135
Appendix 1 補剛箱形断面の等価断面	135
Appendix 2 T 型溶接継手の支点部のバネ定数の算定方法	136
Appendix 3 損傷度による延性き裂発生 の評価法	138
Appendix 4 解析モデルの 1 次設計による軸力比	140
Appendix 5 軸力比が異なる場合のひずみ集中補正係数の適用性	143
参考文献－Appendices－	145

第1章 序論

1.1 土木鋼構造物のき裂を伴う地震被害事例と耐震設計

1995年に発生した兵庫県南部地震では、鋼製橋脚隅角部において写真-1.1に示すような脆性破壊が生じた事例が確認された^{1),2)}。この被害事例では脆性破壊の起点に延性破壊を示す破面が確認されたが、溶接未溶着部といった初期欠陥や高サイクル疲労き裂などは認められなかった¹⁾。すなわち、欠陥を有しない健全な部材であっても、橋脚隅角部などの形状不連続部では地震時に過大な塑性ひずみが生じることで延性き裂が発生し、脆性破壊の起点になり得ることが分かった。このような脆性的な破壊モードが確認されたのは、少なくとも国内においては初めてであった。



写真-1.1 鋼製橋脚隅角部に生じた脆性破壊の事例²⁾



写真-1.2 厚肉断面鋼製橋脚供試体の基部に生じたき裂による破断と局部座屈⁶⁾

2011 年に発生した東北地方太平洋沖地震では、下路トラス橋の下弦材における落橋防止装置の取付部付近の格点部において、き裂が生じた事例が確認されている³⁾。また、同地震を受けた鋼トラス橋である首都高速道路の荒川湾岸橋では、接合部のガセットプレートに破断および過大な変形が生じた⁴⁾。なお、荒川湾岸橋の周辺地盤上での地震動はレベル 1 地震動程度であり、レベル 2 地震動を受けた場合には、より損傷の程度は大きかったであろうと指摘されている⁴⁾。

以上のように、土木鋼構造物においてき裂や破断を伴う破壊モードは決して特殊な事例ではなく、地震時に想定しておくべき破壊モードの一つであると言える。

土木鋼構造物の耐震性能に関する研究は、兵庫県南部地震以降、特に活発に行われるようになった。その中でも、エネルギー吸収部材である鋼製橋脚においては、座屈に着目して耐荷力や変形性能を論じたものが多い。その成果として、例えば鋼製橋脚では幅厚比パラメータなどを制限して断面を厚肉化し、目標塑性率を満足させる設計方法が提案されている⁵⁾。この場合、耐荷力や変形性能の向上は見込めるが、最大荷重から荷重低下の領域では、局部座屈による変形が進むとともに、き裂進展による断面欠損が主要な破壊モードの一つになることが、実験的研究から指摘されている⁶⁾。**写真-1.2** は幅厚比パラメータなどの制限値を満たし設計された補剛箱形断面鋼製橋脚供試体の繰り返し載荷実験結果を示したものであり、基部において局部座屈による変形とき裂によってフランジが破断している様子が分かる⁶⁾。

また、前述の脆性的な破壊モードの事例を受けて、地震時の脆性破壊に着目した研究もなされている。例えば、脆性破壊発生防止に必要な鋼材の破壊靱性や脆性破壊の発生要因を検討した研究⁷⁾⁹⁾、脆性破壊の発生を修正ワイブル応力に基づく限界値から解析的に予測しようとする研究¹⁰⁾などがある。

現在の耐震設計指針において、地震時のき裂を伴う破壊モードへの対応は次のように行われている。道路橋示方書・同解説の V 耐震設計編¹¹⁾では、橋脚断面の角部などひずみ集中部においては完全溶込溶接とすることや、板厚方向の機械的性質が保証された材料を使用することなどを求めている。ただし、脆性的な破壊モードを考慮した定量的な耐震性能照査法は示されていない。

土木学会鋼・合成構造標準示方書の耐震設計編¹²⁾（以降、学会示方書と称する）では、レベル 2 地震動に対して、**表-1.1** に示すような耐震性能水準を掲げている。そして、鋼製橋脚などエネルギー吸収部材のレベル 2 地震動に対する耐震性能 II, III の照査項目の一つに、低サイクル疲労に対する部材の安全性を挙げている。そこでは、「低サイクル疲労破壊が生じないこと（4.4 レベル 2 地震動に対する耐震性能 II, III の照査法 (3) 4）」としており¹²⁾、耐震性能 II, III とともに鋼製橋脚において低サイクル疲労破壊の発生は許容されていない。これは、脆性破壊の起点となり得る延性き裂または低サイクル疲労き裂の発生を防止することを目的とした規定であると考えられる。

学会示方書において、鋼製橋脚に対しては Miner 則と Manson-Coffin 則に基づく累積疲労

表-1.1 学会示方書のレベル2地震動に対する構造系の耐震性能水準¹²⁾

耐震性能水準		耐震性能Ⅰ	耐震性能Ⅱ	耐震性能Ⅲ
構造安全性		構造全体の安全性と部材の安全性を確保		
地震後の 使用性・ 修復性	損傷度	無損傷	小損傷	中損傷
	使用性	機能を保持	機能を保持 (点検後、直ちに使用可能)	機能を喪失 (使用までに時間がかかる)
	修復性	補修・補強不要	軽微な補修・補強に とどまる	補修・補強が必要 (撤去・再構築もありうる)

損傷度（以降、損傷度と称する）を用いた照査法が示されている¹²⁾。この手法ではき裂発生が懸念される箇所の局所的な塑性ひずみを有限要素解析により求める必要があり、形状不連続部の板組などを再現した高度な解析が要求される。そのため、実際の設計において鋼製橋脚の延性き裂発生照査（低サイクル疲労照査）を行うのは容易ではない。

1.2 鋼製橋脚に対する延性き裂発生照査法

現状の耐震設計では、beam 要素によるファイバーモデルを用いた弾塑性有限変位解析（以降、beam 解析とする）が用いられることが多い。一般に、beam 解析では局所的なひずみを得ることは難しいが、学会示方書には beam 解析に対して適用可能な、ひずみ集中補正係数を導入した損傷度による延性き裂発生照査法（低サイクル疲労照査法）が示されている¹²⁾。

鋼製橋脚を対象とした、beam 解析を用いた延性き裂発生照査法（低サイクル疲労照査法）に関する研究は近年行われるようになり、次のような例がある。Chen と Tateishi¹³⁾は、無補剛箱形断面鋼柱の基部における溶接部止端に着目して、beam 解析から得られる公称ひずみと簡易モデルによるひずみとの関係、簡易モデルによるひずみと詳細モデルによる局所ひずみとの関係をそれぞれ明らかにし、公称ひずみを局所ひずみに変換することで低サイクル疲労照査を行う手法を提案した。そして、実験的にその妥当性を示している¹⁴⁾。さらに、清水ら¹⁵⁾は、対象とする継手の種類等を拡大して、簡易モデルの要素ひずみと詳細モデルの局所ひずみとの関係について検討し、止端半径をパラメータとして要素ひずみから局所ひずみを推定する式を提案している。また、判治と館石¹⁶⁾は無補剛箱形断面鋼柱を対象にした検討を行い、beam 解析から得られる公称ひずみを基準とした低サイクル疲労強度曲線を提案している。森ら¹⁷⁾は、無補剛箱形断面鋼製橋脚に対して shell 要素を用いたモデルによる有限要素解析（以降、shell 解析とする）を実施し、beam 解析結果のひずみとの比較か

ら、幅厚比パラメータ、細長比パラメータ、板厚といった構造パラメータがひずみ集中に及ぼす影響を検討し、これらのパラメータの影響を考慮したひずみ集中補正係数の一般式を提案している。

以上のように、既往の研究では無補剛箱形断面鋼製橋脚に対して検討されたものが多く、補剛箱形断面などその他の断面形状に対して検討された例が非常に少ない。既往の研究で、無補剛箱形断面から得られたひずみ集中補正係数を補剛箱形断面に対して適用した場合、き裂発生を危険側に予測することが指摘されている¹⁸⁾。したがって、前述した無補剛箱形断面で得られたひずみ集中補正係数の一般式を、補剛箱形断面に適用するのは困難であると考えられる。また、補剛箱形断面に対するひずみ集中補正係数として 6.90 が提案されているが¹⁸⁾、導出にあたり検討された供試体は 2 体のみであり、様々な構造パラメータに対する検討が不足している。実際の構造物、特に鋼製橋脚においては補剛断面がほとんどと考えられる。実用的な延性き裂発生照査法を確立するには、補剛断面に対する検討をより詳しく行う必要があると考えられる。そのため、本研究では補剛箱形断面橋脚を対象とした延性き裂発生照査法を扱うこととした。

1.3 延性き裂進展を考慮した解析手法

2011 年の東北地方太平洋沖地震など近年の大規模な地震災害の経験から、災害発生時の避難、被災者の救助および物資の輸送、また被災地域の復興などの災害対応を迅速かつ効果的に行うことがより一層求められている¹⁹⁾。さらに、レベル 2 地震動を超える外力または複数回のレベル 2 地震動が入力されるようなケース、その他深刻な被害につながり得る不確実な因子を設計時に考慮すべきという議論がなされるようになっている²⁰⁾。また、そのような想定を超える外力が作用し構造物が崩壊に至るような場合にも、被害を最小限に抑えることが重要であるという認識が広まりつつある^{12),20)}。

したがって、現在のレベル 2 地震動に対する耐震性能の照査に加え、構造物の崩壊過程をあらかじめ想定し、それに対する対応策を立案・評価する、といったことが求められるようになるだろう。橋梁など土木鋼構造物の崩壊過程を検討する場合、前述の実験的知見や被害事例が示唆するように、き裂発生のみならず、き裂進展も考慮する必要があるだろう。特に、構造物の崩壊と安全性を検証する場合、き裂進展による断面欠損を考慮した上で、耐荷力や変形性能が評価される必要があると考えられる。

1.2 節で述べたように、き裂発生に対する解析的評価法に関しては、設計指針の整備や研究の進展が見られる。しかしながら、き裂進展を評価可能な実用的解析手法の研究はほとんど行われていないのが現状である。前述の状況を鑑みると、今後はき裂発生のみならず、き裂進展も考慮した解析によって構造物の性能評価が行われることが望まれる。

本研究ではき裂進展による破壊モードが支配的になるようなケースを想定し、地震時の

変形に伴って安定的に進展すると考えられる延性破壊に着目して、延性き裂発生・進展とともに耐荷力などを総合的に評価可能な解析手法について検討を行った。以下では、延性破壊モデルおよび延性き裂進展解析に関する既往の研究について概観する。

延性破壊に関する研究としては、金属材料におけるボイドの発生・成長・連結による、微視的な破壊メカニズムに基づく延性破壊モデルに関する研究が多く行われている。地震時を想定した、繰り返し荷重を受ける場合に適用可能な延性破壊モデルに関するものとして、次のような研究例がある。Kanvinde と Deierlein²¹⁾は材料試験片に繰り返し軸力を与える試験を実施し、有限要素解析により延性き裂発生を予測可能な **Cyclic Void Growth Model (CVGM)**を提案した。Jia と Kuwamura^{22),23)}は材料試験片の単調引張試験と有限要素解析による比較的簡便な手法で、繰り返し荷重下の延性き裂発生を予測可能な、延性き裂発生則を提案した。ただし、これらの研究では、いずれも延性き裂発生を評価するためのモデルを提案しており、き裂進展の解析的評価法については言及していない。

また、地震時の低サイクル疲労き裂の進展に着目したものとして、例えば、繰り返しJ積分を適用した溶接継手のき裂進展予測手法に関する研究²⁴⁾がある。また、未溶着部を有する溶接継手の低サイクル疲労寿命の評価を **Effective notch** を用いた有限要素解析により行った研究²⁵⁾では、解析より得られたひずみ分布からき裂進展経路を予測できる可能性が示唆されている。ただしこれらの研究では、繰り返し数とき裂長さの関係の予測手法²⁴⁾や、き裂進展経路の予測可能性²⁵⁾は示されているが、き裂進展による断面欠損とそれに伴う耐荷力の低下などの解析的評価法は扱っていない。

延性き裂進展と断面欠損を評価可能な解析手法の研究としては、次のようなものがある。加藤ら²⁶⁾が提案した延性破壊モデルは、弾性域、塑性域、軟化域からなり、塑性域では変形状況を表すパラメータ、軟化域では材料の損傷状況を表すパラメータを用いている。本研究ではこのモデルを、3段階2パラメータ延性破壊モデルと称することとする。加藤ら²⁶⁾は、鋼材の単調引張試験を行い、3段階2パラメータ延性破壊モデルにより、き裂発生から破断までの過程を解析的に再現可能であることを示している。猪飼ら²⁷⁾は、3段階2パラメータ延性破壊モデルを用いて、繰り返し曲げを受けるT型溶接継手のき裂進展過程を解析的に再現する手法を提案しており、軟化域で導入するパラメータとして後述する損傷進展エネルギーを用いている。しかしながら、既往の解析的研究で用いられた手法では、損傷進展エネルギーの算出にあたり材料引張試験、非破壊解析（詳細は後述する）、さらに解析対象とする実験をあらかじめ行う必要があり²⁷⁾、繰り返し荷重下のき裂進展を解析によって事前に予測することは困難であるなど課題も多い。

1.4 本研究の目的

本研究では大きく次のことに着目して検討を行った。すなわち、(1)現在整備が進む延性き裂発生照査法の適用範囲の拡大を図ること、(2)今後求められるであろう、き裂進展による断面欠損を考慮した最大荷重以降の荷重低下をも評価可能な解析手法、とりわけ実用性のある解析手法の構築、の2点である。

1点目に関して本研究では、補剛箱形断面鋼製橋脚を対象にひずみ集中補正係数について再検討し、beam解析を用いた照査法の適用範囲の明確化と拡大をはかる。まず、補剛箱形断面に対してbeam解析およびshell解析を実施し、幅厚比パラメータ、細長比パラメータおよび板厚がひずみ集中補正係数に及ぼす影響を検討する。さらに、補剛箱形断面に適用可能なひずみ集中補正係数の一般式の提案を行う。

また、前述したように、延性き裂発生照査にあたっては、塑性ひずみ履歴から累積疲労損傷度を算出するのが原則である¹²⁾。したがって、既往の研究に基づいた延性き裂発生照査法では、beam解析によるとしても全体系モデルの弾塑性有限変位動的解析を実施して、塑性ひずみ履歴を出力する必要がある¹²⁾。しかし、実務レベルでの適用を考えた場合、例えば、単柱式鋼製橋脚など基本モードが卓越する構造物などにおいては、より簡便な解析手法で延性き裂発生照査が行えるのが望ましいであろう。

その一つとして、本研究では橋脚頂部の変位に基づいた延性き裂発生照査法について検討する。頂部変位に基づく手法であれば、基本モードが卓越する構造物で1自由度モデルや等価1自由度モデルに置換する場合においても、延性き裂発生照査が可能になると考えられる。本研究では、まず破壊基準として適用する構造レベルでの延性き裂発生限界ひずみを求める手法について検討する。そして、Pushover解析から得られる基部の引張りひずみと頂部の水平変位に破壊基準を適用し、延性き裂発生限界変位の評価を試みる。

2点目に関して本研究では、材料引張試験と非破壊解析による、より簡易的な損傷進展エネルギーの算出法の検討を行い、延性き裂発生および進展を予測可能な解析手法の提案を試みる。また、鋼材の三点曲げ試験を行い、き裂進展と耐荷力などとの関係について実験的知見の蓄積を図る。さらに、鋼材における損傷進展エネルギーにはメッシュ分割依存性があることが指摘されており²⁷⁾、メッシュ分割に応じて適切に損傷進展エネルギーを求める方法を検討する。そこでは、構造物の評価にも応用可能な解析手法の構築のため、1.0mm角のメッシュ分割に対する適用性を検討する。1.0mm角ではノッチの再現が難しいケースもあるが、溶接部および溶接止端部などは概ね再現可能である。構造物においてき裂進展の評価を行うには、節点数が膨大で複雑な解析モデルが要求されると考えられるため、ひずみ集中部のディテールは可能な限り簡素であることが望ましい。1.0mm角とすることで、解析モデルの簡略化と解析時間の短縮化を図ることができると期待される。

1.5 本論文の構成

本論文は全 8 章で構成されており、その内容は以下のとおりである。

第 1 章では、本論文の研究の背景、特に近年の大規模地震により土木鋼構造物に生じたき裂を伴う被害事例、延性き裂発生照査法や延性破壊解析に関連する既往の研究などについて概要を述べる。

第 2 章では、補剛箱形断面鋼製橋脚を対象に、beam 解析と損傷度による延性き裂発生評価法について検討する。まず、shell 解析により、補剛箱形断面における基部角部のひずみ集中現象について検討を行う。そして、補剛箱形断面に適用可能な新たなひずみ集中補正係数の一般式の提案を行い、その適用可能性について述べる。

第 3 章では、Pushover 解析を用いた延性き裂発生限界変位の評価法について検討を行う。補剛箱形断面鋼製橋脚を対象に、破壊基準として適用する、延性き裂発生限界ひずみを適切に設定する手法を提案しその適用可能性について述べる。

第 4 章では、延性き裂の発生および進展とそれによる断面欠損を解析的に予測可能とする手法について検討する。3 段階 2 パラメータ延性破壊モデルの軟化域において導入される損傷進展エネルギーの算出に必要な要素破壊時の相当塑性ひずみに着目し、その推定式を提案する。さらにメッシュ分割依存性を解消する手法として、ひずみ一定則について検討する。そして、提案手法による破壊解析を行いその適用可能性について述べる。

第 5 章では、鋼材の 3 点曲げ繰り返し載荷実験を実施し、延性き裂進展挙動について基礎的な知見を蓄積する。特にき裂進展と耐荷力、累積塑性率、エネルギー吸収率といった耐震性能の評価上重要な指標との関係について考察する。

第 6 章では、第 4 章で求めた要素破壊時の相当塑性ひずみ推定式について、第 4 章とは異なる実験を対象に破壊解析を行い適用可能性を検討するとともに、損傷開始応力に着目して整理した適用範囲について述べる。

第 7 章では、ひずみ一定則の妥当性について、solid 要素を用いた 3 次元モデルの破壊解析によってより詳しく検討する。また、1.0mm 角メッシュモデルによる破壊解析を実施し、0.5mm 角メッシュモデルの破壊解析結果との比較を行う。

第 8 章では、本論文の一連の研究成果のまとめ、および今後の課題について述べる。

参考文献－第 1 章－

- 1) 岡下勝彦, 大南亮一, 道場康二, 山本晃久, 富松実, 丹治康行, 三木千壽: 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.
- 2) 土木学会鋼構造委員会, 鋼構造新技術委員会, 社団法人鋼材倶楽部: 鋼構造物の安全性の調査報告, 1995.
- 3) 土木学会鋼構造委員会: 東日本大震災鋼構造物調査特別委員会報告書, 2012.
- 4) 藤井美久, 藤野陽三, シリングリゴディオンスウス, 並川賢治, 矢部正明, 沈赤: 東北地方太平洋沖地震による荒川湾岸橋の接合部損傷の解明, 土木学会論文集 A1 (構造・地震工学), Vol.76, No.2, pp.292-311, 2020.
- 5) 宇佐美勉: ハイダクティリティー鋼製橋脚, 橋梁と基礎, Vol.31, No.6, pp.30-36, 1997.
- 6) 芳崎一也, 宇佐美勉, 本間大介: 大地震後の残留変位を抑制した鋼製橋脚の開発ーハイブリッド地震応答実験による検証ー, 構造工学論文集, Vol.45A, pp.1017-1026, 1999.
- 7) 佐々木栄一, 荒川泰二, 三木千壽, 市川篤司: 鋼製橋脚における地震時脆性破壊防止に必要な鋼材の破壊靱性レベル, 土木学会論文集, No.731/I-63, pp.93-102, 2003.
- 8) 田村洋, 佐々木栄一, 山田均, 勝地弘: 応力三軸度に着目した鋼製橋脚における地震時脆性破壊発生要因に関する解析的検討, 土木学会論文集 A, Vol.66, No.3, pp.420-434, 2010.
- 9) 田村洋, 佐々木栄一, 山田均, 勝地弘: 動的負荷の影響に着目した鋼製橋脚隅角部における地震時脆性破壊発生要因の検討, 土木学会論文集 A1 (構造・地震工学), Vol.68, No.2, pp.226-241, 2012.
- 10) 田村洋, 佐々木栄一: 修正ワイブル応力に基づく鋼部材の地震時脆性破壊発生限界の評価, 土木学会論文集 A1, Vol.71, No.2, pp.173-185, 2015.
- 11) 日本道路協会: 道路橋示方書・同解説, V 耐震設計編, 2017.
- 12) 土木学会: 2018 年制定鋼・合成構造標準示方書, 耐震設計編, 2018.
- 13) Chen, T., and Tateishi, K.: Extremely low cycle fatigue assessment of thick walled steel pier using local strain approach, *Journal of Structural Engineering*, Vol.53A, pp.485-492, 2007.
- 14) Tateishi, K., Chen, T., and Hanji, T.: Extremely low cycle fatigue assessment method for un-stiffened cantilever steel columns, *Doboku Gakkai Ronbunshuu A*, Vol.64, No.2, pp.288-296, 2008.
- 15) 清水優, 舘石和雄, 判治剛, 本田直也: 溶接継手に生じる局部ひずみの簡易推定法, 鋼構造論文集, 第 25 巻, 第 97 号, pp.61-66, 2018.
- 16) 判治剛, 舘石和雄: 鋼製橋脚基部を対象とした低サイクル疲労強度曲線の提案, 鋼構造論文集, 第 16 巻, 第 64 号, pp.21-30, 2009.
- 17) 森翔吾, 葛漢彬, 萩野勝哉, 康瀾: 無補剛断面鋼製橋脚の延性き裂に対する簡易照査法

- の再検討ー構造パラメータがひずみ集中補正係数に及ぼす影響ー，土木学会論文集 A1（構造・地震工学），Vol.69，No.4，pp.I_517-I_527，2013.
- 18) 葛漢彬，藤江渉，津村康裕：鋼製橋脚の延性き裂照査法の開発に関する一検討，土木学会論文集 A1（構造・地震工学），Vol.65，No.1，pp.368-377，2009.
- 19) 災害対応マネジメント特定テーマ委員会（土木学会東日本大震災フォローアップ委員会）：東日本大震災の災害対応マネジメント，土木学会，2012.
- 20) 本田利器，秋山充良，片岡正次郎，高橋良和，野津厚，室野剛隆：「危機耐性」を考慮した耐震設計体系ー試案構築にむけての考察ー，土木学会論文集 A1（構造・地震工学），Vol.72，No.4，pp.I_459-I_472，2016.
- 21) Kanvinde, A. M. and Deierlein, G. G.: Cyclic void growth model to assess ductile fracture in structural steels due to ultra low cycle fatigue, *Journal of Engineering Mechanics*, ASCE, Vol.133, No.6, pp.701-712, 2007.
- 22) Jia, L. J. and Kuwamura, H.: Prediction of cyclic behaviors of mild steel at large plastic strain using coupon test results, *Journal of Structural Engineering*, ASCE, Vol.140, No.2, pp.04013056-1~04013056-9, 2014.
- 23) Jia, L. J. and Kuwamura, H.: Ductile fracture model for structural steel under cyclic large strain loading, *Journal of Constructional Steel Research*, Vol.106, pp.110-121, 2015.
- 24) 判治剛，寺尾名央，舘石和雄，清水優：繰返し大ひずみ下の鋼材の疲労き裂進展速度式と溶接継手のき裂進展予測への適用，鋼構造論文集，Vol.23，No.89，pp.85-95，2016.
- 25) 判治剛，大橋優子，舘石和雄，清水優：未溶着部を含む十字溶接継手の低サイクル疲労評価，構造工学論文集，Vol.66A，pp.253-263，2020.
- 26) 加藤友哉，康瀾，葛漢彬：溶接継手の破壊メカニズムの解明に関する基礎的研究，土木学会論文集 A1（構造・地震工学），Vol.71，No.4，pp.I_363-I_375，2015.
- 27) 猪飼豊樹，葛漢彬：繰返し荷重を受ける T 型溶接継手の延性破壊シミュレーション手法の構築に関する研究，構造工学論文集，Vol.64A，pp.194-207，2018.

第2章 補剛箱形断面鋼製橋脚に対するひずみ集中補正係数

beam 解析と損傷度による鋼製橋脚の延性き裂発生照査法に関する既往の研究では、第1章の1.2節で述べたように、無補剛箱形断面に対して検討されたものが多く、補剛断面に対して検討された例が非常に少ない。実用的な照査法を確立するには、補剛断面に対する検討をより詳しく行う必要がある。そこで本章では、鋼製補剛箱形断面橋脚を対象にひずみ集中補正係数について再検討し、beam 解析を用いた照査法の適用範囲の明確化と拡大をはかる。補剛箱形断面に対して beam 解析および shell 解析を実施し、幅厚比パラメータ、細長比パラメータ、板厚といった構造パラメータがひずみ集中補正係数に及ぼす影響を検討する。さらに、補剛箱形断面に適用可能なひずみ集中補正係数の一般式の提案を試みる。

2.1 補剛箱形断面用のひずみ集中補正係数

2.1.1 累積疲労損傷度による延性き裂発生の評価法

鋼製橋脚における延性き裂を起点とした脆性的な破壊モードに対して、延性き裂発生の防止を目的に、延性き裂発生を評価する解析手法が検討されてきた¹⁻³⁾。この手法では、Miner 則と Manson-Coffin 則に基づく損傷度 D を用いて、き裂発生を評価する¹⁻³⁾。損傷度 D は次式で表される。

$$D = C \sum (\varepsilon_{pr})^m \quad (2.1)$$

ここで、 C と m は材料定数であり、SM490 鋼材では $C=9.69$ 、 $m=1.86$ である¹⁾。 ε_{pr} は塑性ひずみ範囲であり、本研究ではレンジ法を適用し算出する¹⁾。損傷度 D が 1.0 に達したときを延性き裂発生ととらえる。なお、上式の導出については Appendix 3 を参照されたい。既往の研究では、鋼製橋脚基部および隅角部を対象に shell 解析を実施した場合、溶接未溶着内部からき裂が発生する場合を除き、損傷度による延性き裂発生評価法は実験での延性き裂発生時点を概ね予測できることが示されている¹⁻³⁾。なお、本手法では、初期たわみ等の初期不整については考慮していない。これについては、実験結果との比較から適用性が示されており、損傷度の定数に初期不整の影響がある程度織り込まれているとも解釈できる。ただし今後の課題として、初期不整の影響を明らかにし、本手法のさらなる精緻化をはかることも重要である。

さらに、beam 解析を用いたより簡易的な照査法が提案されている^{4,5)}。これは、式(2.1)中の塑性ひずみ範囲にひずみ集中補正係数を乗ずることで、shell 解析によって得られる局所的なひずみを模擬しようとする手法である。ひずみ集中補正係数を導入した損傷度は次式のように表される⁴⁾。

$$D = C \sum (\beta \cdot \varepsilon_{pr})^m \quad (2.2)$$

ここで、 β = ひずみ集中補正係数である。無補剛箱形断面に対しては、既往の研究により以下の一般式が提案されている⁶⁾。本研究では、後で検討する補剛箱形断面に対するひずみ集中補正係数の一般式と区別するため、次式のように β_u と表示する。

$$\beta_u = 11.1R_f + 1.18 \left(\frac{t}{9.0} \right) - 1.34\bar{\lambda} - 0.0751 \quad (2.3)$$

ここで、 R_f = 幅厚比パラメータ、 t = 板厚 (mm)、 $\bar{\lambda}$ = 細長比パラメータである。幅厚比パラメータ R_f 、細長比パラメータ $\bar{\lambda}$ は次のように表される。

$$R_f = \frac{b}{t} \sqrt{\frac{12(1-\nu^2)}{\pi^2 \cdot k}} \sqrt{\frac{\sigma_y}{E}} \quad (2.4)$$

$$\bar{\lambda} = \frac{2h}{r} \frac{1}{\pi} \sqrt{\frac{\sigma_y}{E}} \quad (2.5)$$

ここで、 b = フランジ幅 ($B-t$)、 h = 橋脚高さ、 σ_y = 降伏応力、 E = 弾性係数、 ν = ポアソン比、 k = フランジ板の座屈係数 = $4n^2$ (n はサブパネル数であり本研究では $n=3$)、 r = 断面 2 次半径である。

2.1.2 解析モデル概要

a) 解析モデルの諸元

解析対象は単柱式鋼製補剛箱形断面橋脚である。断面は正方形であり、サブパネル数は 3 で統一した。柱頂部に上部工重量に相当する一定軸圧縮力 P と、変動変位振幅の繰り返し水平変位 δ を受けることを想定した。解析には汎用解析プログラム ABAQUS(ver.6.13)⁷⁾ を使用し、構成則として修正 2 曲面モデル⁸⁾を用いた。

本研究で検討した解析モデルの一覧を表-2.1 および 2.2 に示す。shell 解析において損傷度が 1.0 に達するケースを対象とするため、予備解析を行い、細長比パラメータ、幅厚比パラメータの上限値をそれぞれ 0.50, 0.45 とした。薄肉断面あるいはスレンダーな部材においては、局部座屈による荷重低下が早期に生じ、基部のひずみ集中が緩和することで損傷度が 1.0 に達しないケースがほとんどである。板厚については、実際の構造物への適用を視野に入れ、無補剛断面に対する既往の研究⁶⁾と同様に 10~30mm のケースを検討した。また、既往の研究における補剛箱形断面鋼柱の繰り返し載荷実験の供試体には、板厚が 4~5mm 程度の事例^{9),10)}があり、これらも適用範囲内となるよう板厚が 4mm のケースを加えた。

表-2.1 解析モデル諸元（板厚 10, 20, 30mm の場合）

モデル名 $\bar{\lambda} - R_f - t$	$\bar{\lambda}$	R_f	t, t_s (mm)	h (mm)	b (mm)	b_s (mm)	$\bar{\lambda}_s$	$\bar{t}_f$ (mm)	$\bar{t}_w$ (mm)	H_y (kN)	δ_y (mm)
30-25-10	0.30	0.25	10	1,482	339	47	0.149	11	15	385	6.69
30-25-20			20	3,048	687	94		22	29	1,497	13.59
30-25-30			30	4,573	1,031	141		34	43	3,369	20.39
30-35-10		0.35	10	2,101	474	51	0.207	11	13	524	9.69
30-35-20			20	4,322	962	103		22	27	2,038	19.67
30-35-30			30	6,483	1,443	154		33	40	4,586	29.50
30-45-10		0.45	10	2,720	610	55	0.269	11	13	660	12.64
30-45-20			20	5,594	1,237	110		22	25	2,564	25.67
30-45-30			30	8,392	1,855	165		33	38	5,768	38.50
40-25-10	0.40	0.25	10	1,975	339	47	0.149	11	15	289	11.89
40-25-20			20	4,065	687	94		22	29	1,123	24.16
40-25-30			30	6,097	1,031	141		34	43	2,527	36.24
40-35-10		0.35	10	2,801	474	51	0.207	11	13	393	17.22
40-35-20			20	5,762	962	103		22	27	1,529	34.97
40-35-30			30	8,644	1,443	154		33	40	3,439	52.45
40-45-10		0.45	10	3,626	610	55	0.269	11	13	495	22.48
40-45-20			20	7,459	1,237	110		22	25	1,923	45.63
40-45-30			30	11,189	1,855	165		33	38	4,326	68.44
50-25-10	0.50	0.25	10	2,469	339	47	0.149	11	15	231	18.58
50-25-20			20	5,081	687	94		22	29	898	37.75
50-25-30			30	7,621	1,031	141		34	43	2,021	59.36
50-35-10		0.35	10	3,501	474	51	0.207	11	13	315	26.91
50-35-20			20	7,203	962	103		22	27	1,223	54.64
50-35-30			30	10,804	1,443	154		33	40	2,752	81.96
50-45-10		0.45	10	4,533	610	55	0.269	11	13	396	35.12
50-45-20			20	9,324	1,237	110		22	25	1,538	71.29
50-45-30			30	13,986	1,855	165		33	38	3,461	106.94

Note: $\alpha = 0.5$, $\gamma/\gamma^* = 3.0$, $P/P_y = 0.1$ はすべての解析モデルで共通

表-2.2 解析モデル諸元（板厚 4mm の場合）

モデル名 $\bar{\lambda} - R_f - t$	$\bar{\lambda}$	R_f	t, t_s (mm)	h (mm)	b (mm)	b_s (mm)	$\bar{\lambda}_s$	$\bar{t}_f$ (mm)	$\bar{t}_w$ (mm)	H_y (kN)	δ_y (mm)
20-25-4	0.20	0.25	4	295	136	19	0.149	4.5	5.8	92	1.19
20-35-4		0.35		560	190	20	0.207	4.4	5.4	126	1.72
30-25-4	0.30	0.25		594	136	19	0.149	4.5	5.8	62	2.68
30-35-4		0.35		840	190	20	0.207	4.4	5.4	84	3.88
40-25-4	0.40	0.25		790	136	19	0.149	4.5	5.8	46	4.76
40-35-4		0.35		1,120	190	20	0.207	4.4	5.4	63	6.89

Note: $\alpha = 0.5$, $\gamma/\gamma^* = 3.0$, $P/P_y = 0.1$ はすべての解析モデルで共通

表-2.1 および 2.2 において、 t_s = 補剛材板厚 = t 、 b_s = 補剛材長さである。軸圧縮力 P と全断面降伏荷重 P_y の比である軸力比 P/P_y はすべての解析モデルにおいて 0.1 とした。

なお、軸力比を 0.1 で統一した理由は次の通りである。ここでの検討の目的は、ひずみ集中補正係数と構造パラメータとの関係を考察し、ひずみ集中補正係数を求めることにある。後で述べるが、個別のケースのひずみ集中補正係数は shell 解析における損傷度が 1.0 に達した時点までの、shell 解析と beam 解析の塑性ひずみ範囲の比較から求められる。すなわち、shell 解析において損傷度が 1.0 に達するケースのみひずみ集中補正係数を求めることができ、検討対象とすることができる。一方、損傷度が 1.0 に達しないケースでは局部座屈が早期に進展し、局部座屈が主要な破壊モードとなると考えられる。なぜならこの場合、橋脚の変形は局部座屈の箇所では支配的となり、ベースプレートとの接合部など形状不連続部のひずみ集中が緩和して損傷度の上昇が抑制されると考えられるからである。

無補剛箱形断面橋脚を対象とした既往の研究において、本研究で対象とした解析モデルと概ね同様の構造パラメータの範囲で検討が行われた例があり、軸力比を 0.1 とした場合、全てのケースで shell 解析の損傷度が 1.0 に達していた¹⁾。このような知見も参考にし、また、本研究では構造パラメータとひずみ集中現象の関係の考察に力点を置く立場から、軸力比については 0.1 と固定して検討を行った。なお、Appendix 4 において第 2 章、第 3 章で対象とした解析モデルについて、1 次設計による軸力比の上限値を掲載している。ここから、軸力比は 0.1～0.25 程度が上限となることが分かる。

異なる軸力比を与える場合、軸力の変化は beam 解析においても考慮され、軸力に応じたひずみを得ることができると考えられる。したがって、軸力比の影響は beam 解析から得られるひずみ履歴において考慮されているため、軸力比に応じた損傷度を求めることは可能であると考えられる。ただし今後の課題として、軸力比が異なるケースに対して、提案手法の適用性を確認するのが望ましいであろう。

縦横比 α ($=a/b$ 、 a = ダイアフラム間隔、 b = フランジ幅) は 0.5、補剛材の剛比 γ/γ^* (γ = 縦補剛材剛比、 γ^* = 線形座屈理論から求められる最適剛比)¹¹⁾ は 3.0 で統一した。 $\bar{\lambda}_s$ = 補剛材の細長比パラメータであり、次に示す式(2.6)～(2.8)で表される¹²⁾。

$$\bar{\lambda}_s = \frac{1}{\sqrt{Q}} \frac{a}{r_s} \frac{1}{\pi} \sqrt{\frac{\sigma_y}{E}} \quad (2.6)$$

$$Q = \frac{1}{2R_f} \left(\beta - \sqrt{\beta^2 - 4R_f} \right) \leq 1.0 \quad (2.7)$$

$$\beta = 1.33R_f + 0.868 \quad (2.8)$$

ここで、 r_s = 1 本の補剛材と隣接パネルからなる T 型断面において板パネルに平行な主軸周りの断面 2 次半径、 Q = 縦補剛材で囲まれた板パネルの局部座屈強度である。

降伏水平荷重 H_y と降伏変位 δ_y は次式により求めた¹³⁾。ここで、 H_y は次の式(2.9)、(2.10)から求められたもののうち、小さい方の値である。

$$H_y = \frac{M_y}{h} \left(1 - \frac{P}{P_y} \right) \quad (2.9)$$

$$H_y = \frac{M_y}{0.85h} \left(1 - \frac{P}{P_E} \right) \left(1 - \frac{P}{P_u} \right) \quad (2.10)$$

ここで、 M_y = 降伏モーメント、 P_E = 片持柱のオイラー座屈荷重、 P_u = 中心軸圧縮柱の強度である。 δ_y は次式より求めた。

$$\delta_y = \frac{H_y h^3}{3EI} \quad (2.11)$$

解析モデルの材料定数を表-2.3 に示す。使用鋼材は SM490Y とし、降伏応力と引張強さについては材料の公称値¹⁴⁾を使用した。载荷パターンは図-2.1 に示すように、1 サイクルごとに $1\delta_y$ ずつ頂部変位を増加させる漸増変位振幅繰り返し载荷とした。

b) beam 解析の概要

beam 要素を用いた解析モデルの概要図を図-2.2 に示す。Timoshenko はり理論に基づく beam 要素 B31 を用いており、既往の研究⁹⁾と同様に解析モデル全体を 20 分割とした。また、柱基部においては、有効破壊長領域（本研究の解析モデルでは $0.5b$ ）¹⁵⁾を 5 分割としている。断面は、図-2.3 に示すように等価な無補剛箱形断面¹²⁾に換算し設定した。同図中、 $\bar{t}_f$ = フランジの換算板厚、 $\bar{t}_w$ = ウェブの換算板厚である。換算板厚の値は表-2.1 および 2.2 に示している。なお、等価な無補剛箱形断面へは次のような条件で置換している¹²⁾。

- (1) 断面の外形は変わらない（断面の幅、高さが不変）
- (2) 断面積は変わらない
- (3) z 軸まわりの全塑性モーメントは変わらない

換算板厚の具体的な導出方法は文献 12) および Appendix 1 を参照されたい。

表-2.3 材料定数

板厚	σ_y (MPa)	ε_y (%)	E (GPa)	ν	σ_u (MPa)	ε_u (%)	E_{st} (GPa)	ε_{st} (%)
$t < 16\text{mm}$	365	0.17	206	0.3	490	25	6.86	1.2
$t \geq 16\text{mm}$	355	0.17	206	0.3	490	25	6.86	1.2

Note : σ_y = 降伏応力、 ε_y = 降伏ひずみ、 E = 弾性係数、 ν = ポアソン比、 σ_u = 引張強さ、 ε_u = 破断ひずみ、 E_{st} = ひずみ硬化開始時の硬化係数、 ε_{st} = ひずみ硬化開始時のひずみ

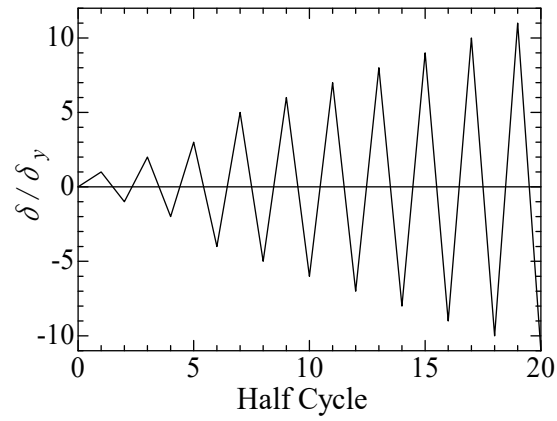


図-2.1 水平方向の荷重パターン

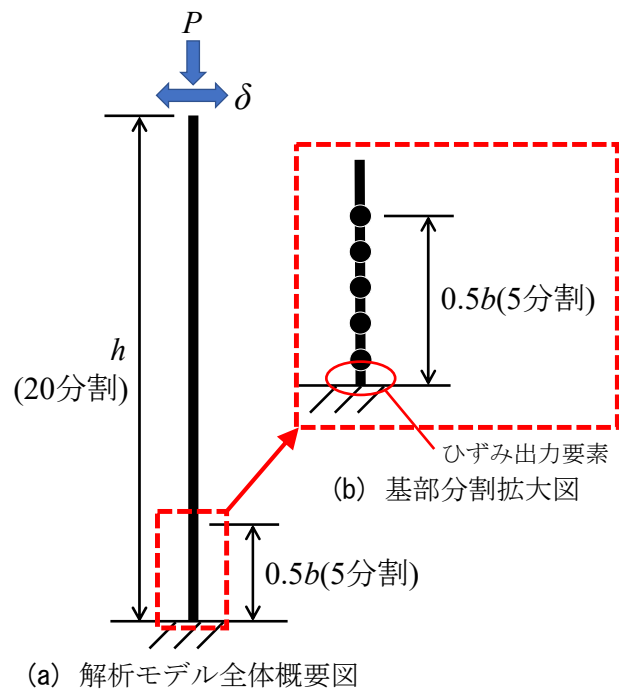


図-2.2 beam 解析モデル概要図

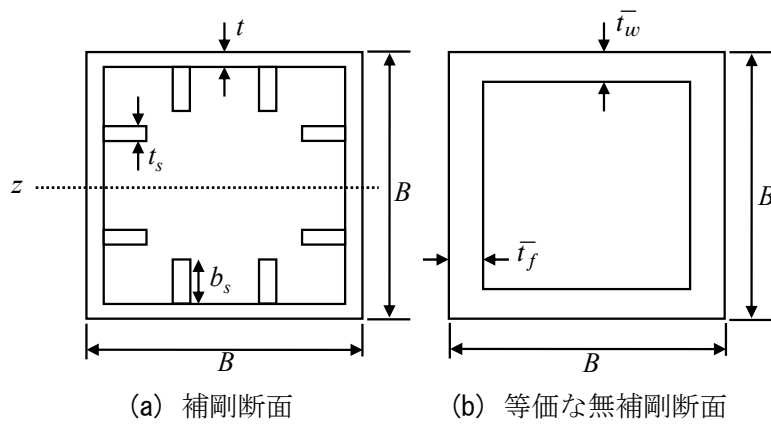


図-2.3 断面図

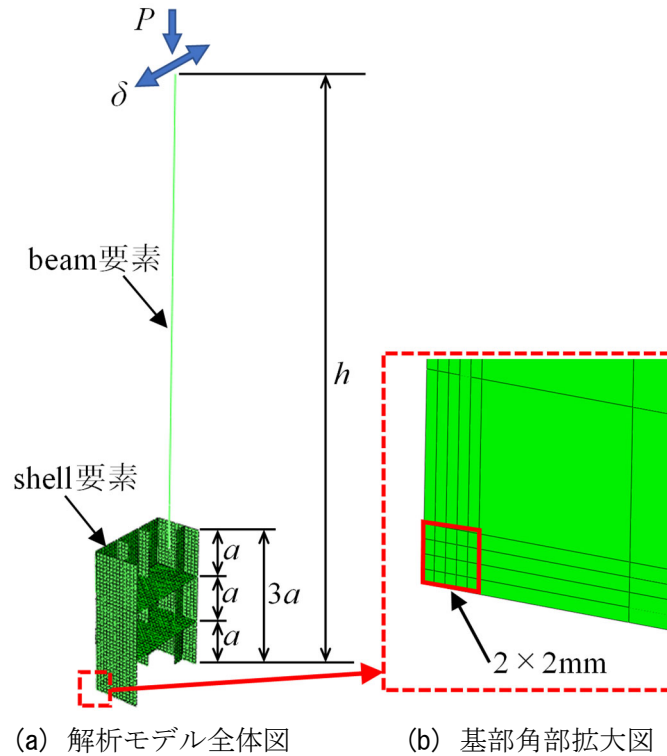


図-2.4 shell 解析モデル概要図

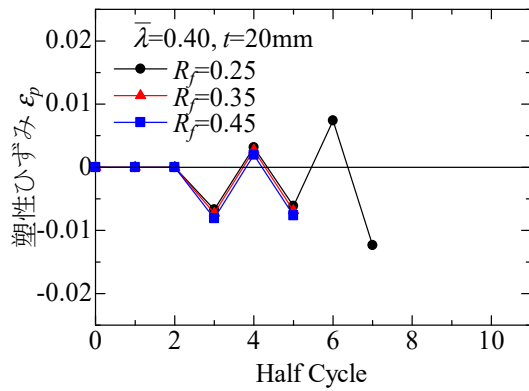
c) shell 解析の概要

shell 解析においては、図-2.4 に示すように柱基部に局部座屈が生じることや柱基部角部付近の局所ひずみを出力するため、柱基部から $3a$ の高さまでを 4 節点低減積分有限膜ひずみ shell 要素 S4R を用いてモデル化した。メッシュ分割については既往の研究^{1),2),6)}での知見に基づき、同図に示すように延性き裂が発生すると考えられる基部角部を最小サイズが $2 \times 2\text{mm}$ になるように分割した。なお、既往の研究⁶⁾においては板厚が $9 \sim 30\text{mm}$ の範囲で検討されているが、 2mm 角の要素サイズを用いた場合、板厚が厚くなる程ひずみが特異的な値を示すということは確認されておらず、ひずみを適切に評価可能であると考えられる。

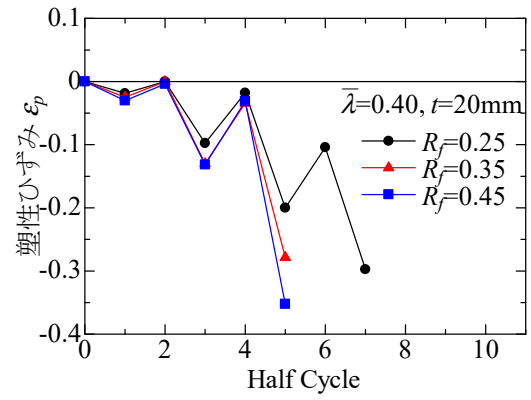
また、解析時間の短縮化のため、shell 要素上端から載荷点までは beam 要素を用いてモデル化した。beam 要素の断面は、前項の beam 解析モデルと同様、図-2.3 に示すように補剛箱形断面を等価な無補剛箱形断面¹²⁾に換算している。beam 要素下端と shell 要素上端は剛結合とした。解析モデルの対称性および解析時間の短縮化のため、フランジ中心から半分をモデル化し対称条件を与えた。また、基部は完全固定とした。なお、ベースプレートと柱の溶接部については、既往の研究²⁾の知見に基づきモデル化は行っていない。

2.1.3 解析結果

ここでは、beam 解析と shell 解析それぞれから得られた塑性ひずみ履歴および損傷度履歴について比較を行うとともに、構造パラメータがこれらに及ぼす影響について検討する。ここで、beam 解析の塑性ひずみは基部最下部の 1 要素から出力した。また、shell 解析の塑性

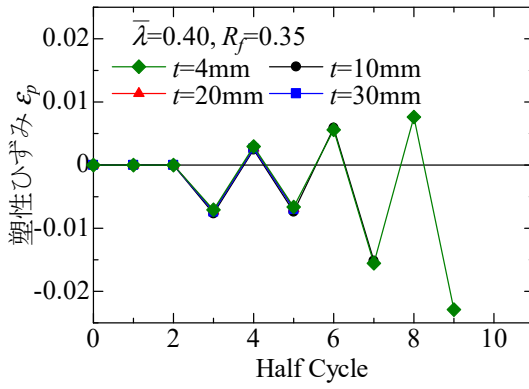


(a) beam 解析

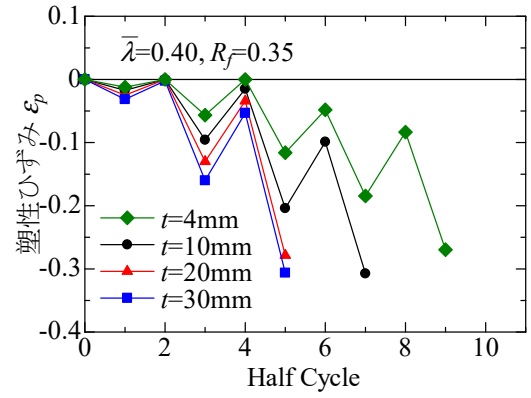


(b) shell 解析

図-2.5 塑性ひずみ履歴 (幅厚比パラメータの影響)

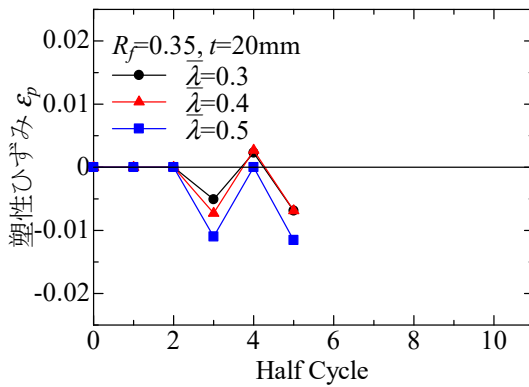


(a) beam 解析

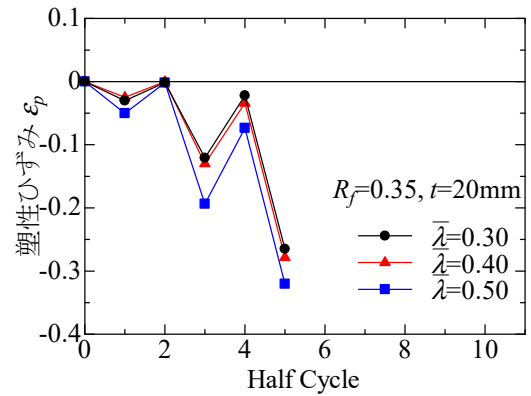


(b) shell 解析

図-2.6 塑性ひずみ履歴 (板厚の影響)



(a) beam 解析



(b) shell 解析

図-2.7 塑性ひずみ履歴 (細長比パラメータの影響)

ひずみは、初載荷時に圧縮側となるフランジの基部最下部の角部において、最もひずみが集中している 1 要素から出力した。なおここでは、shell 解析において損傷度が 1.0 に達した Half Cycle までの履歴を出力している。

a) 塑性ひずみ履歴

図-2.5 に、 $\bar{\lambda} = 0.40$, $t = 20\text{mm}$ において、 $R_f = 0.25 \sim 0.45$ のときの、beam 解析および shell 解析から得られた塑性ひずみ履歴を示す。なお、同図では縦軸に塑性ひずみをとっており、正は引張側、負は圧縮側を表している。

図-2.5(a)の beam 解析結果から分かるように、塑性ひずみが生じて以降は、引張側に比べ圧縮側の値が大きくなる傾向があり、これは軸力の影響であると考えられる。また、幅厚比パラメータが大きくなるほど、若干ではあるが、塑性ひずみの値が圧縮側に増大する傾向があることが分かる。一方、図-2.5(b)の shell 解析結果を見ると、塑性ひずみは、1 Half Cycle から生じており、载荷が進むにつれ圧縮側に移行している。これは軸力の影響であると考えられるが、beam 解析結果に比べ、その影響が顕著に表れている。また、例えば、幅厚比パラメータ $R_f = 0.45$ のケースで、3 Half Cycle における塑性ひずみを比較すると、shell 解析結果は -0.13 であるのに対し、beam 解析結果は -0.0081 と非常に小さく評価している。

図-2.5(b)の shell 解析結果を見ると、幅厚比パラメータが大きくなるほど、圧縮側の塑性ひずみが増大する傾向があることが分かる。これも beam 解析結果の傾向と同様であるが、shell 解析結果の方が幅厚比パラメータの影響が顕著に表れている。

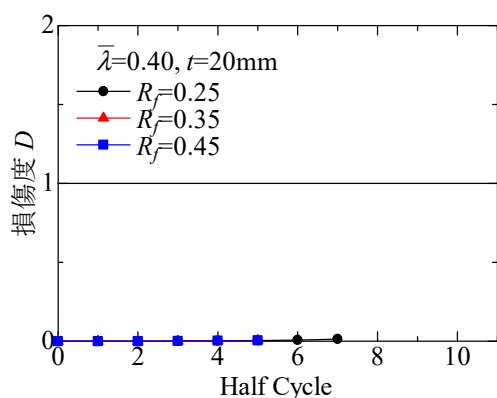
図-2.6 に、 $\bar{\lambda} = 0.40$, $R_f = 0.35$ において、 $t = 4 \sim 30\text{mm}$ のときの、beam 解析および shell 解析から得られた塑性ひずみ履歴を示す。図-2.6(a)の beam 解析結果からは、板厚の違いはほとんど見られない。一方、図-2.6(b)の shell 解析結果を見ると、塑性ひずみは载荷が進むにつれ圧縮側に移行し、板厚が厚くなるほど圧縮側への増大が顕著になることが分かる。

図-2.7 に、 $R_f = 0.35$, $t = 20\text{mm}$ において、 $\bar{\lambda} = 0.30 \sim 0.50$ のときの、beam 解析および shell 解析から得られた塑性ひずみ履歴を示す。図-2.7(a)の beam 解析結果を見ると、細長比パラメータが大きくなるほど、圧縮側への移行が若干ではあるが大きくなるようである。一方、図-2.7(b)の shell 解析結果を見ると、塑性ひずみは载荷が進むにつれ圧縮側に移行し、細長比パラメータが大きくなるほど圧縮側への増大が顕著になることが分かる。ただし、 $\bar{\lambda} = 0.30$ と 0.40 ではその差はあまりないようである。

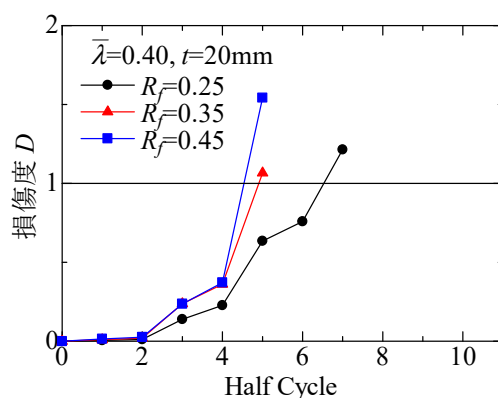
以上のように、shell 解析結果によって、塑性ひずみ履歴は構造パラメータの影響を受けることを確認した。一方、beam 解析では、shell 解析のように基部角部のひずみ集中現象や構造パラメータの影響を評価することは困難である。

b) 損傷度履歴

図-2.8～2.10 に、先ほど検討したケースについて、beam 解析および shell 解析における塑性ひずみ履歴に対し、式(2.1)を適用した場合の損傷度履歴を示す。

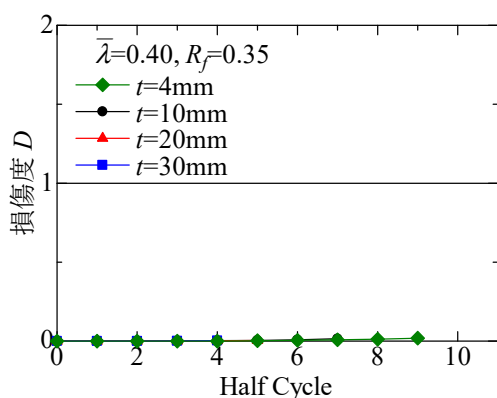


(a) beam 解析

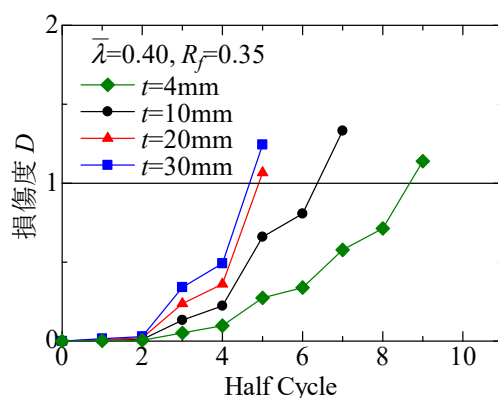


(b) shell 解析

図-2.8 損傷履歴 (幅厚比パラメータの影響)

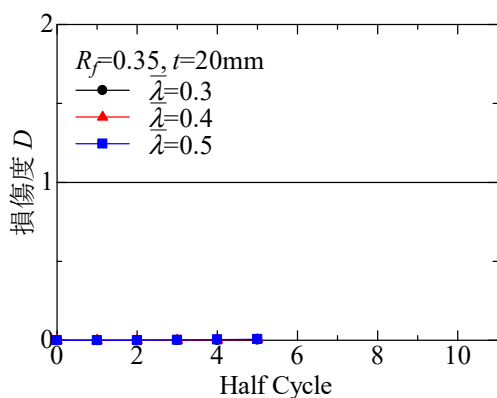


(a) beam 解析

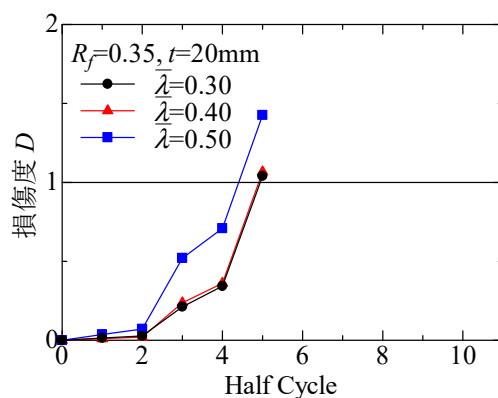


(b) shell 解析

図-2.9 損傷履歴 (板厚の影響)



(a) beam 解析



(b) shell 解析

図-2.10 損傷履歴 (細長比パラメータの影響)

図-2.8(a)から分かるように、beam 解析結果では全てのケースで、損傷度は 1.0 に達せず、幅厚比パラメータによる違いもほとんど確認できない。一方、図-2.8(b)に示した shell 解析結果では、3 ケースとも損傷度が 1.0 に達している。また、幅厚比パラメータが大きくなるほど、損傷度の増加が著しくなっていることが確認できる。

図-2.9(a)を見ると、beam 解析結果では全てのケースで損傷度は 1.0 に達せず、板厚による違いもほとんど確認できない。一方、図-2.9(b)の shell 解析結果から分かるように、3 ケースとも損傷度が 1.0 に達し、板厚が厚くなるほど損傷度の増加が著しくなっている。

図-2.10(a)を見ると、beam 解析結果では全てのケースで損傷度は 1.0 に達せず、細長比パラメータによる違いもほとんど確認できない。一方、図-2.10(b)の shell 解析結果から分かるように、3 ケースとも損傷度が 1.0 に達し、細長比パラメータが大きくなるほど損傷度の増加の程度が大きくなっている。ただし、 $\bar{\lambda} = 0.30$ と 0.40 ではその差はほとんどない。

2.1.4 構造パラメータがひずみ集中補正係数に及ぼす影響

本研究では、beam 解析結果に対してひずみ集中補正係数を導入することにより、shell 解析における損傷度を模擬することを試みる。ここでは、ひずみ集中補正係数が、幅厚比パラメータ、板厚、細長比パラメータによってどのような影響を受けるか検討する。

a) ひずみ集中補正係数の算出方法

ひずみ集中補正係数の算出方法について述べる。例として、 $\bar{\lambda} = 0.40$ 、 $R_f = 0.25$ 、 $t = 20\text{mm}$ のとき、beam 解析と shell 解析それぞれから得られた塑性ひずみ範囲の比較を表-2.4 に示す。このモデルでは、shell 解析において損傷度が 1.0 に達する 7 Half Cycle までの塑性ひず

表-2.4 ひずみ集中補正係数 β の算出 (40-25-20 の場合)

Half Cycle	塑性ひずみ範囲		塑性ひずみ 範囲比
	$\varepsilon_{pr, shell}$	$\varepsilon_{pr, beam}$	
0	0.000	0.000	-
1	0.019	0.000	-
2	0.019	0.000	-
3	0.098	0.007	14.6
4	0.080	0.010	8.1
5	0.182	0.009	19.6
6	0.096	0.014	7.1
7	0.193	0.020	9.8
		合計	59.2
		β	11.8

み範囲を比較している。同表では、shell 解析から得られた塑性ひずみ範囲を $\varepsilon_{pr, shell}$, beam 解析から得られた塑性ひずみ範囲を $\varepsilon_{pr, beam}$ としている。表-2.4 に示すように、各 Half Cycle において shell 解析で得られた塑性ひずみ範囲を beam 解析で得られた塑性ひずみ範囲で除して塑性ひずみ範囲比を求める。そして、shell 解析において損傷度が 1.0 に達した 7 Half Cycle までの相加平均をとり、ひずみ集中補正係数とする。

b) 幅厚比パラメータがひずみ集中補正係数に及ぼす影響

図-2.11 は、板厚 $t = 4 \sim 30\text{mm}$ のとき、縦軸にひずみ集中補正係数 β 、横軸に幅厚比パラメータ R_f をとりプロットしたものである。各プロットを見やすくするため細長比パラメータごとに分けて掲載した。同図から、細長比パラメータが 0.30, 0.40 の場合には、幅厚比パラメータ R_f とひずみ集中補正係数 β には正の相関が明確に読み取れる。無補剛箱形断面を対象とした既往の研究⁹⁾においても同様の傾向が指摘されており、幅厚比パラメータが大きくなるほど板幅が拡大し、板中央から角部までの距離が長くなり、角部でのひずみが増大したと考えられる。

一方、細長比パラメータが 0.50 の場合には、幅厚比パラメータとひずみ集中補正係数には概ね正の相関が認められるが、その程度が小さくなっている。細長比パラメータが 0.50、幅厚比パラメータが 0.45 のように、比較的薄肉でスレンダーな柱においては、局部座屈が早期に進展し、基部最下部のひずみ集中が緩和すると考えられる。そのため、幅厚比パラメータの増加によるひずみ集中補正係数の増大が抑制されたと考えられる。

c) 板厚がひずみ集中補正係数に及ぼす影響

図-2.12 は、幅厚比パラメータ $R_f = 0.25 \sim 0.45$ のとき、縦軸にひずみ集中補正係数 β 、横軸に板厚 t をとりプロットしたものである。板厚は、適用範囲の最小値 4mm で除して無次元化している。なお、各プロットを見やすくするため、細長比パラメータごとに分けて掲載した。同図から、板厚とひずみ集中補正係数には概ね正の相関があることが分かる。これについては、無補剛箱形断面を対象にした既往の研究⁹⁾においても同様の知見が得られている。板厚が厚くなるほど、同じ幅厚比パラメータでも板幅が大きくなり、板中央から角部までの距離が長くなることで、角部でのひずみが増大したと考えられる。

d) 細長比パラメータがひずみ集中補正係数に及ぼす影響

図-2.13 は、縦軸にひずみ集中補正係数 β 、横軸に細長比パラメータ $\bar{\lambda}$ をとりプロットしたものである。なお、各プロットを見やすくするため、幅厚比パラメータごとに分けて掲載した。同図から、細長比パラメータとひずみ集中補正係数には概ね負の相関が認められる。細長比パラメータが大きくなるほど、 $P-A$ 効果により shell 解析における局部座屈の進展が顕著になり、基部のひずみ集中が緩和されると考えられる。これにより、細長比パラメータが増大するほど、ひずみ集中補正係数が小さく評価されるのではないかと考えられる。

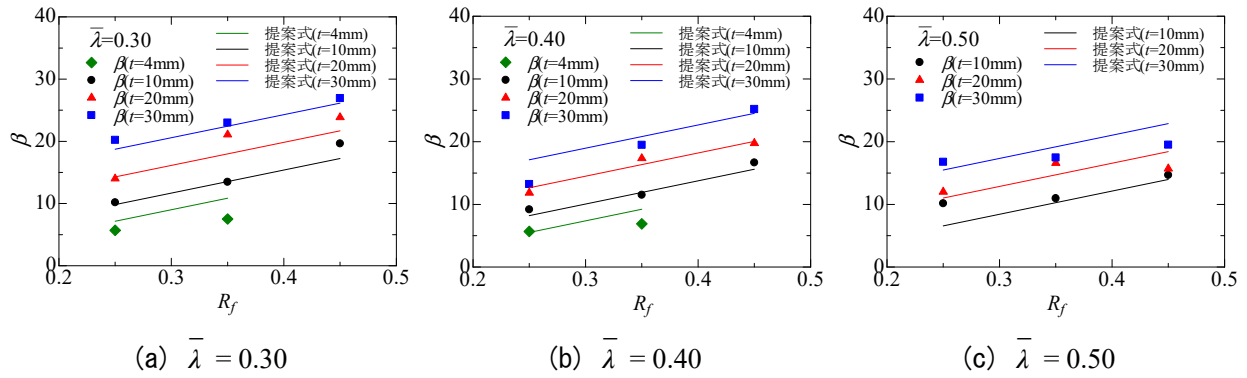


図-2.11 ひずみ集中補正係数と幅厚比パラメータの関係

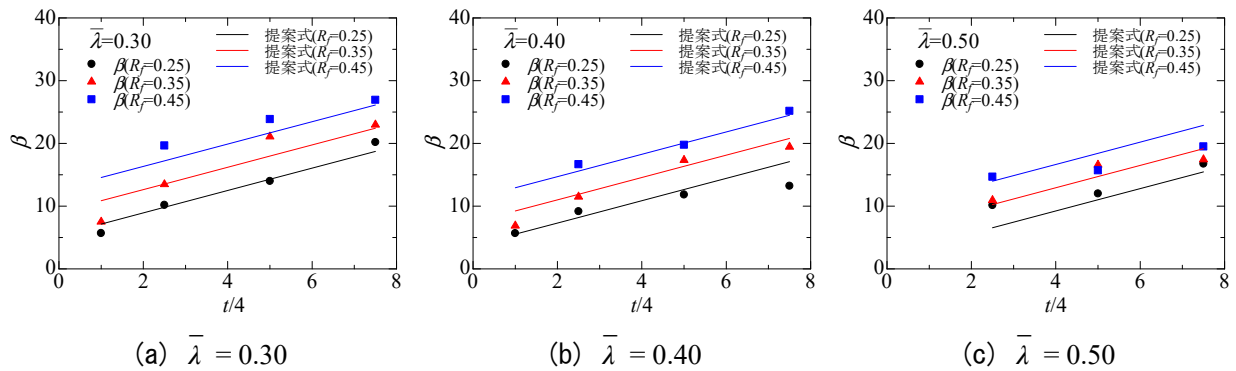


図-2.12 ひずみ集中補正係数と板厚の関係

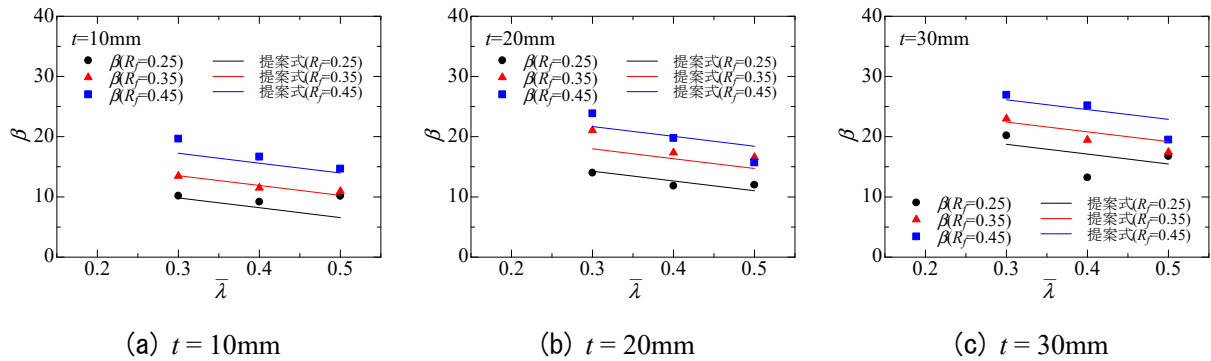


図-2.13 ひずみ集中補正係数と細長比パラメータの関係

ただし、幅厚比パラメータが 0.25 の場合は、幅厚比パラメータが 0.45 の場合に比べ、ひずみ集中補正係数の変化は少ないようである。幅厚比パラメータが 0.45 の方が基部において局部座屈が生じやすく、 $P-I$ 効果の影響をより受けると考えられる。一方、幅厚比パラメータが 0.25 の場合は比較的厚肉断面となり、局部座屈の発生が抑制され、 $P-I$ 効果の影響が相対的に小さくなり、ひずみ集中補正係数の変化が抑制されたのではないかと考えられる。

2.1.5 補剛箱形断面用のひずみ集中補正係数の一般式と適用性

先ほどの検討で、無補剛箱形断面の場合⁹⁾と同様に、補剛箱形断面においても、幅厚比パラメータ、板厚、細長比パラメータによってひずみ集中補正係数が影響を受けることが分かった。ここでは、補剛箱形断面用に新たにひずみ集中補正係数の一般式を提案し、その適用可能性を検討する。

a) 補剛箱形断面用のひずみ集中補正係数の一般式

補剛箱形断面を対象とした beam 解析および shell 解析から得られたひずみ集中補正係数について、幅厚比パラメータ、板厚、細長比パラメータを変数として重回帰分析を行い、以下の近似式を得た。

$$\beta_s = 37.0R_f + 1.78\left(\frac{t}{4.0}\right) - 16.3\bar{\lambda} + 1.02 \quad (2.12)$$

$$0.25 \leq R_f \leq 0.45, \quad 0.20 \leq \bar{\lambda} \leq 0.50, \quad 4\text{mm} \leq t \leq 30\text{mm}$$

ここで、 β_s は補剛箱形断面に対するひずみ集中補正係数の一般式であることを示している。また、適用範囲は式(2.12)に併記している。なお、本研究では可能な限り簡潔な近似式を用いるという観点から、無補剛箱形断面に対する既往の研究⁹⁾と同様の一次式を仮定した。

β_s による近似直線は、図-2.11～13にそれぞれ併記している。同図から分かるように、 β_s による近似直線は、それぞれのひずみ集中補正係数の値を概ね近似できていると考えられる。そして、 β_s を導入した損傷度は次のように表される。

$$D = C \sum (\beta_s \cdot \varepsilon_{pr})^m \quad (2.13)$$

式(2.13)を用いることで、補剛箱形断面に対しても beam 解析による延性き裂発生 of 照査が可能となる。

同じ構造パラメータで比較した場合、式(2.12)の β_s は、式(2.3)の β_u に比べて 2～3 倍程度の値をとる。例えば、 $\bar{\lambda}=0.30$ 、 $R_f=0.45$ 、 $t=30\text{mm}$ のケースについてみると、式(2.3)を適用した場合 $\beta_u=8.45$ となるが、式(2.12)では $\beta_s=26.1$ となり 3.09 倍の値となる。すなわち、補剛断面において式(2.3)を適用した場合、損傷度が小さくなり危険側の評価となってしまう。このことから、補剛断面に対しては、新たに提案する式(2.12)の方が適切であると言えよう。

なお、補剛断面のひずみ集中補正係数の方が大きくなる要因として、次のようなことが挙げられる。すなわち、同じ幅厚比パラメータで比較した場合、補剛断面の方が断面幅は大きくなるために角部へのひずみ集中の度合いが高まり、ひずみ集中補正係数が大きく評価されるのではないかと考えられる。

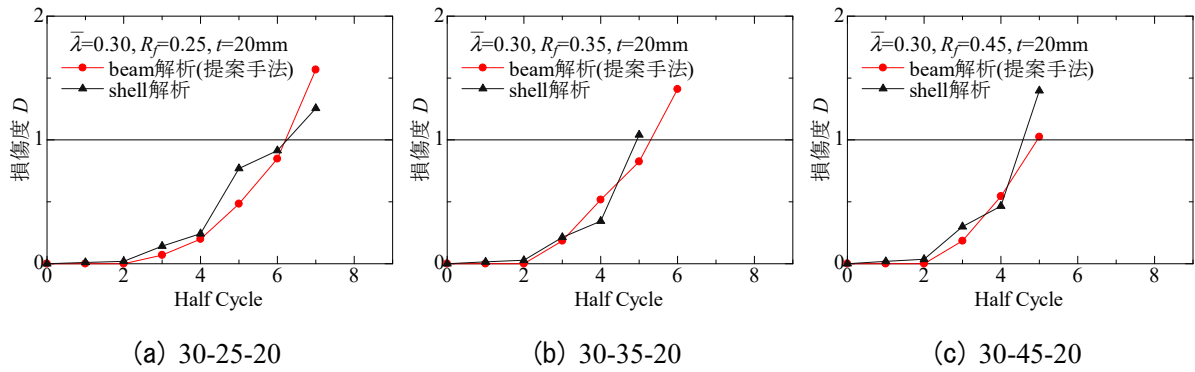


図-2.14 beam 解析結果 (β_s) と shell 解析結果の比較 ($\bar{\lambda} = 0.30, R_f = 0.25 \sim 0.45, t = 20\text{mm}$)

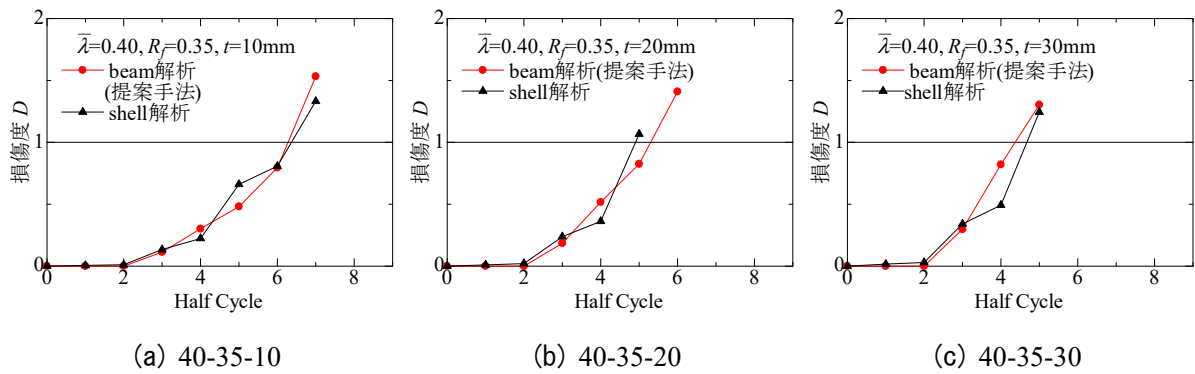


図-2.15 beam 解析結果 (β_s) と shell 解析結果の比較 ($\bar{\lambda} = 0.40, R_f = 0.35, t = 10 \sim 30\text{mm}$)

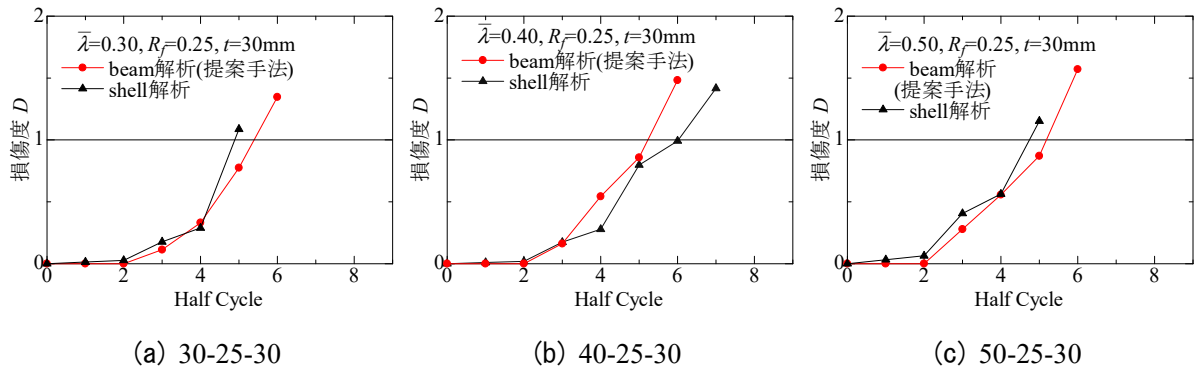


図-2.16 beam 解析結果 (β_s) と shell 解析結果の比較 ($\bar{\lambda} = 0.30 \sim 0.50, R_f = 0.25, t = 30\text{mm}$)

b) shell 解析結果との比較—損傷度履歴—

式(2.13)による延性き裂発生の評価を行い，その適用性を検証する．図-2.14～16 に，提案手法および shell 解析による損傷度履歴の比較を示す．

図-2.14 は， $\bar{\lambda} = 0.30, t = 20\text{mm}$ のもとで， $R_f = 0.25 \sim 0.45$ の場合の比較をそれぞれ示している．同図から分かるように，提案手法の損傷度は，shell 解析の損傷度と概ね同様の履歴

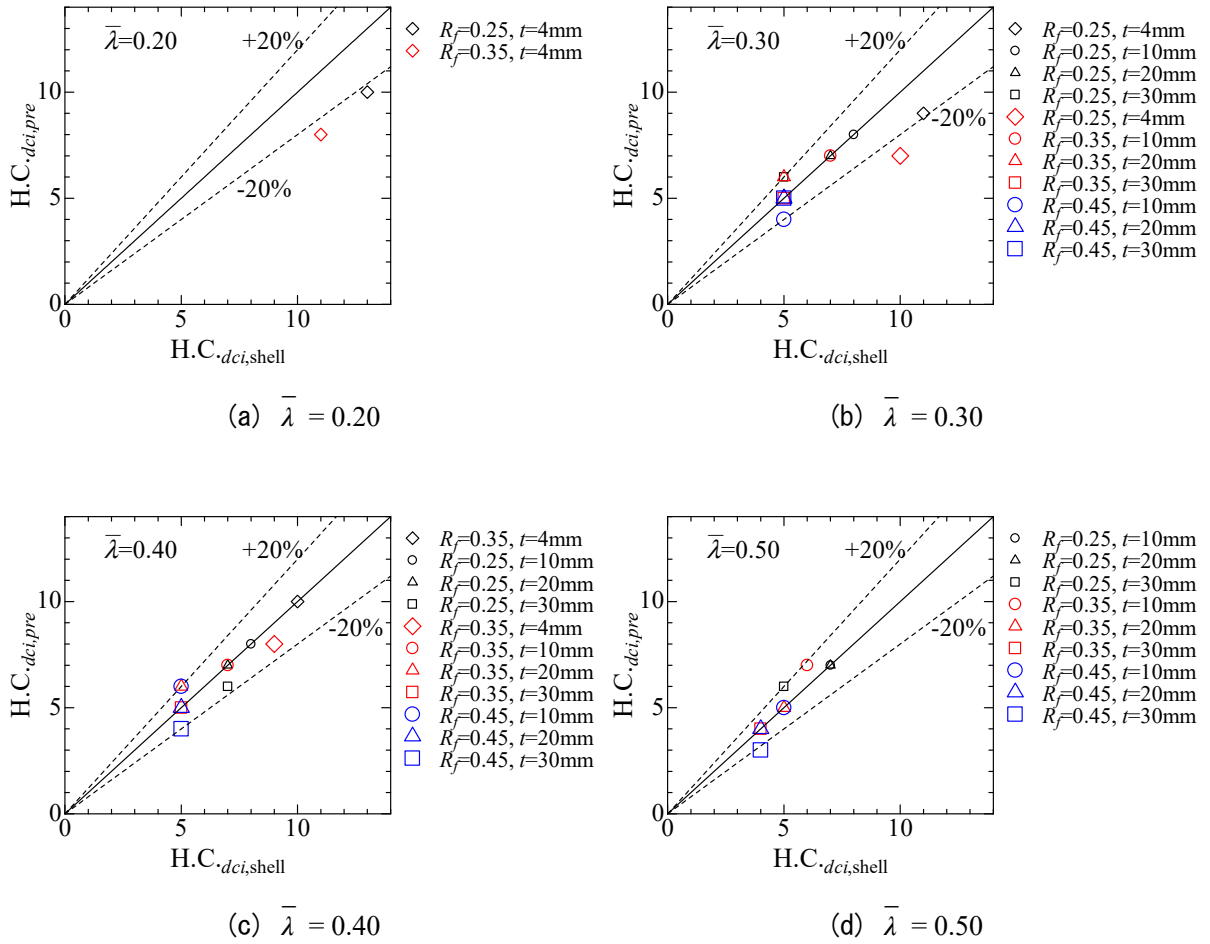


図-2.17 beam 解析結果 (β_s) と shell 解析結果の比較

を描いている。同図のうち 30-35-20 では、損傷度が 1.0 に達するのが、shell 解析結果では 5 Half cycle であるのに対し、beam 解析による提案手法では 6 Half cycle であり、1 Half cycle 遅い評価となっている。その他のケースでは、提案手法と shell 解析結果において、 $D = 1.0$ 時の Half cycle は同じであった。

図-2.15 は、 $\bar{\lambda} = 0.40$, $R_f = 0.35$ のもとで、 $t = 10 \sim 30\text{mm}$ の場合の比較をそれぞれ示している。同図のうち、40-35-20 では、損傷度が 1.0 に達するのが、shell 解析結果では 5 Half cycle、提案手法では 6 Half cycle であり、1 Half cycle 遅い評価となっている。その他のケースでは、提案手法と shell 解析結果において、 $D = 1.0$ 時の Half cycle は同じであった。

図-2.16 は、 $R_f = 0.25$, $t = 30\text{mm}$ のもとで、 $\bar{\lambda} = 0.30 \sim 0.50$ の場合の比較をそれぞれ示している。同図のうち、30-25-30 と 50-25-30 では、提案手法の方が shell 解析に比べ 1 Half cycle 遅く損傷度が 1.0 に達した。一方、40-25-30 では、提案手法の方が shell 解析に比べ 1 Half cycle 早く損傷度が 1.0 に達した。

c) shell 解析結果との比較—全ケースの精度—

図-2.17 に、全ての解析ケースについて、提案手法と shell 解析の結果の比較を示す。同図は、縦軸に提案手法における $D=1.0$ 時の Half cycle である $H.C_{dc,pre}$ 、横軸に shell 解析における $D=1.0$ 時の Half cycle である $H.C_{dc,shell}$ をとったものである。同図には、 $\pm 20\%$ の誤差を示す破線を併せて示す。shell 解析結果に対する提案手法の誤差を表しており、マイナスの場合は提案手法の方が早期に損傷度が 1.0 に達し、安全側の評価となることを示している。同図より、板厚が 10~30mm の場合は、提案手法は 1 ケースを除いて $+20\sim -20\%$ 以内の誤差で shell 解析結果を模擬可能であることが分かる。一方、板厚が 4mm の場合には、安全側の評価ではあるが、最大で -30% 程度の誤差が生じるケースがある。

以上の検討から、2.1 節で求めた補剛箱形断面用のひずみ集中補正係数を適用した場合、実用上妥当な精度が得られることが確認できたが、板厚が 4mm 程度と薄板の場合の精度に改善の余地があると考えられる。以降では薄板の場合の精度改善のための検討を行う。

2.2 薄板の解析モデルの追加によるひずみ集中補正係数の再検討

ここでは、2.1 節では解析ケースが少なかった、板厚が 10mm 未満の解析モデルを追加し検討を行った。また、2.1 節では板厚が 10~30mm のケースで細長比パラメータが 0.30 未満のケースを検討していなかったため、それらについても解析モデルを追加検討した。2.1 節での解析結果と、追加作成した解析モデルの結果から、ひずみ集中補正係数の一般式の精度向上方法について検討する。

2.2.1 追加解析モデルの概要

表-2.5 に、2.2 節で追加検討する解析パラメータと寸法等の数値を示す。2.1 節では解析モデルが少なかった板厚 4mm のケースについて追加検討している。また、板厚 7mm のケースを新たに検討に加えた。板厚 10~30mm のケースについては、2.1 節では細長比パラメータが 0.30 以上のケースのみであったため、ここでは細長比パラメータが 0.20 および 0.25 のケースを追加検討した。

2.1 節でも述べたように、本研究では shell 解析において損傷度が 1 に達するケースを対象とする必要があるため、事前に行った解析的検討から幅厚比パラメータ R_f 、細長比パラメータ $\bar{\lambda}$ の上限をそれぞれ 0.45、0.50 とした。しかし、追加検討した板厚 $t = 4\text{mm}$ 、幅厚比パラメータ $R_f = 0.45$ の場合の shell 解析では、局部座屈が早期に進展し橋脚基部のひずみ集中が緩和され、損傷度が 1 に達しなかった。そのため板厚 $t = 4\text{mm}$ の場合については、幅厚比パラメータの上限を 0.40 とした。

追加検討した解析モデルについても、2.1 節と同様に beam 解析および shell 解析を行った。解析モデルはそれぞれ、2.1.2 項の b)、c) で述べた方法によりモデル化している。載荷

表-2.5 追加検討の解析モデル

モデル名 $\overline{\lambda}-R_f-t$	$\overline{\lambda}$	R_f	t, t_s (mm)	h (mm)	b (mm)	b_s (mm)	$\overline{\lambda}_s$	$\overline{t}_f$ (mm)	$\overline{t}_w$ (mm)	H_y (kN)	δ_y (mm)
20-40-4	0.20	0.40	4	643	217	21	0.236	4.4	5.2	117	1.64
25-25-4	0.25	0.25		494	136	19	0.149	4.5	5.8	65	1.62
25-35-4		0.35		700	190	20	0.207	4.4	5.4	87	2.34
25-40-4		0.40		803	217	21	0.236	4.4	5.2	99	2.69
30-40-4	0.30			964	217	21	0.236	4.4	5.2	85	4.02
40-40-4	0.40			1285	217	21	0.236	4.4	5.2	67	7.50
50-25-4	0.50	0.25		988	136	19	0.149	4.5	5.8	36	7.25
50-35-4		0.35		1401	190	20	0.207	4.4	5.4	49	10.47
50-40-4		0.40		1607	217	21	0.236	4.4	5.2	55	12.08
20-25-7	0.20	0.25	7	691	237	33	0.149	7.8	10	235	1.73
20-35-7		0.35		980	332	36	0.207	7.7	9.4	318	2.49
20-45-7		0.45		1269	427	38	0.269	7.6	8.9	399	3.24
25-25-7	0.25	0.25		864	237	33	0.149	7.8	10	198	2.84
25-35-7		0.35		1225	332	36	0.207	7.7	9.4	268	4.09
25-45-7		0.45		1586	427	38	0.269	7.6	8.9	336	5.32
30-25-7	0.30	0.25		1037	237	33	0.149	7.8	10	171	4.23
30-35-7		0.35		1471	332	36	0.207	7.7	9.4	231	6.10
30-45-7		0.45		1904	427	38	0.269	7.6	8.9	290	7.95
40-25-7	0.40	0.25		1383	237	33	0.149	7.8	10	134	7.88
40-35-7		0.35		1961	332	36	0.207	7.7	9.4	182	11.38
40-45-7		0.45		2538	427	38	0.269	7.6	8.9	228	14.83
50-25-7	0.50	0.25		1728	237	33	0.149	7.8	10	110	12.68
50-35-7		0.35		2451	332	36	0.207	7.7	9.4	150	18.32
50-45-7		0.45		3173	427	38	0.269	7.6	8.9	188	23.88
20-25-10	0.20	0.25	10	988	339	47	0.149	11	15	479	2.47
20-35-10		0.35		1401	474	51	0.207	11	13	649	3.55
20-45-10		0.45		1813	610	55	0.269	11	13	814	4.63
25-25-10	0.25	0.25		1235	339	47	0.149	11	15	403	4.05
25-35-10		0.35		1751	474	51	0.207	11	13	546	5.84
25-45-10		0.45		2266	610	55	0.269	11	13	686	7.61
20-25-20	0.20	0.25	20	2032	687	94	0.149	22	29	1868	5.02
20-35-20		0.35		2881	962	103	0.207	22	27	2531	7.24
20-45-20		0.45		3730	1237	110	0.269	22	25	3175	9.42
25-25-20	0.25	0.25		2540	687	94	0.149	22	29	1571	8.25
25-35-20		0.35		3601	962	103	0.207	22	27	2129	11.89
25-45-20		0.45		4662	1237	110	0.269	22	25	2672	15.48
20-25-30	0.20	0.25	30	3048	1031	141	0.149	34	43	4204	7.54
20-35-30		0.35		4322	1443	154	0.207	33	40	5694	10.85
20-45-30		0.45		5594	1855	165	0.269	33	38	7144	14.13
25-25-30	0.25	0.25		3811	1031	141	0.149	34	43	3534	12.37
25-35-30		0.35		5402	1443	154	0.207	33	40	4790	17.83
25-45-30		0.45		6993	1855	165	0.269	33	38	6013	23.22

Note: $\alpha = 0.5$, $\gamma/\gamma^* = 3.0$, $P/P_y = 0.1$ はすべての解析モデルで共通

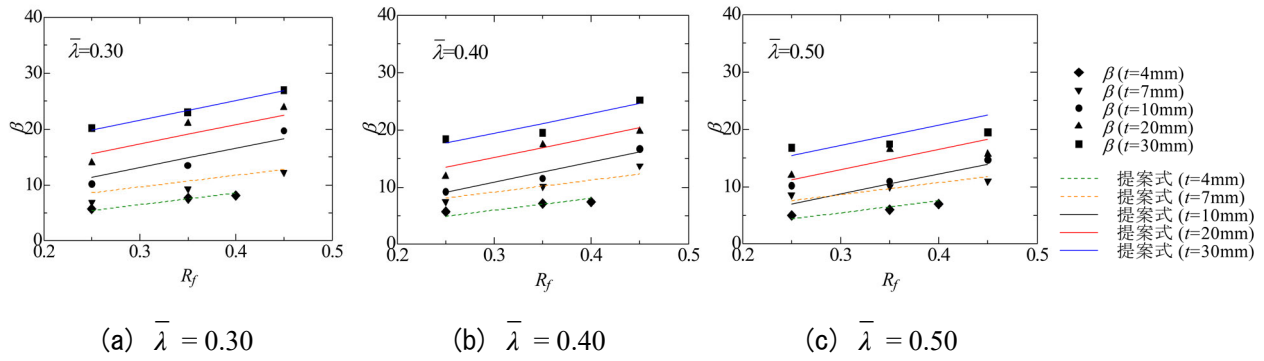


図-2.18 ひずみ集中補正係数と幅厚比パラメータの関係（解析モデル追加後）

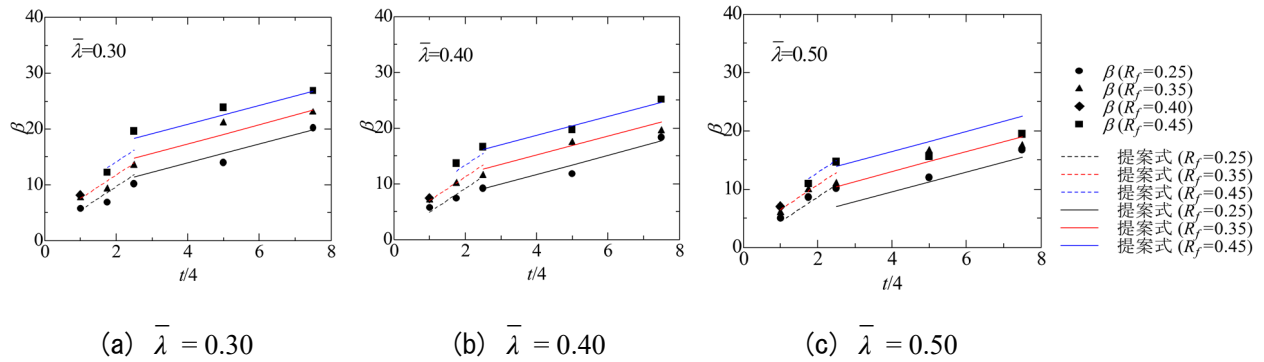


図-2.19 ひずみ集中補正係数と板厚の関係（解析モデル追加後）

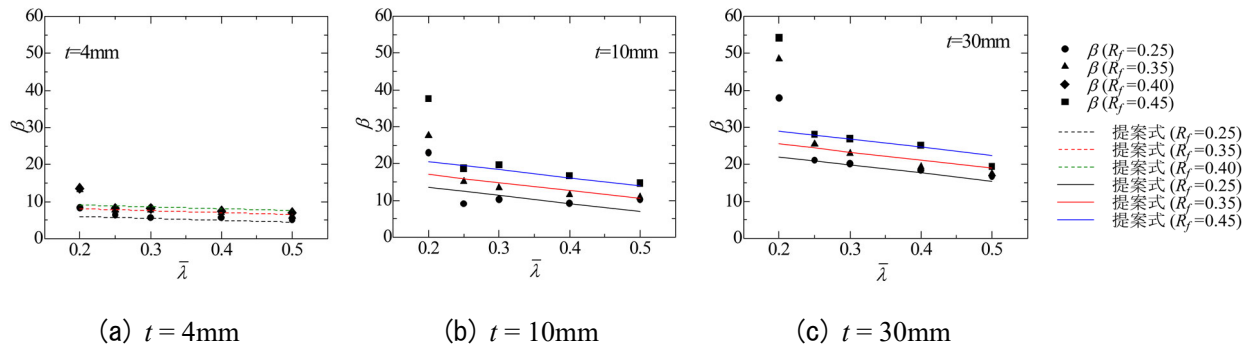


図-2.20 ひずみ集中補正係数と細長比パラメータの関係（解析モデル追加後）

パターンについても 2.1 節と同様であり，図-2.1 に示した，1 サイクルごとに $1\delta_y$ ずつ頂部変位を増加させる漸増変位振幅繰り返し载荷とした。

2.2.2 薄板への精度向上を図った補剛箱形断面用のひずみ集中補正係数の一般式

a) 構造パラメータがひずみ集中補正係数に及ぼす影響

図-2.18～20 に構造パラメータがひずみ集中補正係数に及ぼす影響を示す。同図はいずれも縦軸にひずみ集中補正係数 β ，横軸に各構造パラメータをとりプロットしている。また同

表-2.6 $\bar{\lambda} = 0.20$ の場合の塑性ひずみ範囲比の履歴例 (20-45-30)

Half Cycle	塑性ひずみ範囲 ε_{pr}		塑性ひずみ範囲比 $\varepsilon_{pr,shell}/\varepsilon_{pr,beam}$
	$\varepsilon_{pr,shell}$	$\varepsilon_{pr,beam}$	
0	0.0000	0.0000	-
1	0.0266	0.0000	-
2	0.0221	0.0000	-
3	0.0874	0.0008	113.0223
4	0.0808	0.0013	62.3834
5	0.2208	0.0118	18.6566
6	0.2584	0.0113	22.8342
		合計	216.90
		β	54.22

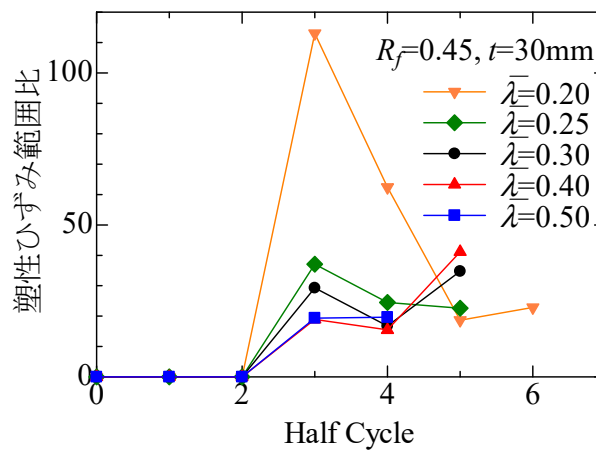


図-2.21 細長比パラメータが塑性ひずみ範囲比に及ぼす影響

図には、2.2節で新たに提案するひずみ集中補正係数の一般式 $\beta_{s,thin}$ および $\beta_{s,thick}$ (詳細は後述する) による直線も併記している。

図-2.18 より、 β と幅厚比パラメータ R_f には正の相関が見られ、板厚の増加に伴い、その傾きは若干大きくなっている。また、図-2.19 より β と板厚 t についても正の相関が読み取れる。概ね $t = 10\text{mm}$ を境として相関の傾きに違いが見られ、 $t = 4 \sim 10\text{mm}$ の場合の傾きの方が、 $t = 10 \sim 30\text{mm}$ の場合の傾きより大きいことが分かる。一方、図-2.20 より β と細長比パラメータ $\bar{\lambda}$ には負の相関がみられ、その傾きは、 $t = 4\text{mm}$ の場合の方が $t = 10, 30\text{mm}$ の場合に比べ小さいようである。

なお、図-2.20(b), (c) より、 $\bar{\lambda} = 0.20$ の場合にのみ急激に β の値が増加していることが分かる。これについては次のような理由が考えられる。表-2.6 は解析モデル 20-45-30 の塑

性ひずみ範囲比の履歴を例として示したものである．同表より 3, 4 Half Cycle において塑性ひずみ範囲比が 113, 62 程度と顕著に大きくなっていることが分かる．また，図-2.21 に細長比パラメータが塑性ひずみ範囲比に及ぼす影響を示す．同図から， $\bar{\lambda} = 0.20$ の場合にのみ 3, 4 Half Cycle における塑性ひずみ範囲比が非常に大きくなっていることが分かる．

2.1.4 項の a) で述べたように，ひずみ集中補正係数 β は塑性ひずみ範囲比の相加平均としている．そのため $\bar{\lambda} = 0.20$ の場合においては，初期のサイクルにおける特異的に大きな塑性ひずみ範囲比の影響を受け， β が顕著に大きく算出されたと考えられる．

b) 薄板への精度向上を図った補剛箱形断面用のひずみ集中補正係数の一般式

上記の検討を受け本研究では特に，概ね $t = 10\text{mm}$ を境にひずみ集中補正係数の傾きが変化することに着目した．そこで， $t = 4 \sim 10\text{mm}$ と $t = 10 \sim 30\text{mm}$ に場合分けをして重回帰分析を行い，ひずみ集中補正係数の近似式を導出することを試みた．ここで新たに求めたひずみ集中補正係数の一般式は，次のとおりである．

$$\beta_{s,thin} = 20.9R_f + 4.23 \left(\frac{t}{4.0} \right) - 5.08\bar{\lambda} - 2.50 \quad (2.14)$$

$$0.25 \leq R_f \leq 0.45, \quad 0.20 \leq \bar{\lambda} \leq 0.50, \quad 4\text{mm} \leq t < 10\text{mm}$$

$$\beta_{s,thick} = 34.9R_f + 1.70 \left(\frac{t}{4.0} \right) - 21.8\bar{\lambda} + 4.90 \quad (2.15)$$

$$0.25 \leq R_f \leq 0.45, \quad 0.20 \leq \bar{\lambda} \leq 0.50, \quad 10\text{mm} \leq t \leq 30\text{mm}$$

ここで， $\beta_{s,thin}$ は薄板の補剛断面， $\beta_{s,thick}$ は厚板の補剛断面のひずみ集中補正係数の一般式であることをそれぞれ示している．2.1.5 項の a) で求めた β_s と式(2.15)の $\beta_{s,thick}$ とを比較すると，幅厚比パラメータおよび板厚については同程度の係数であることが分かり大きく変化はないと考えられる．一方，主に $t = 4, 7\text{mm}$ の解析ケースを追加して検討した結果，板厚 10mm 未満を対象とした $\beta_{s,thin}$ の各係数は，幅厚比パラメータ，板厚および細長比パラメータいずれにおいても，板厚 10mm 以上に適用する $\beta_{s,thick}$ と違いがみられる． $\beta_{s,thin}$ の幅厚比パラメータの係数は $\beta_{s,thick}$ の係数の約 0.60 倍の値であり，図-2.19 から $t = 4, 7\text{mm}$ の解析ケースで傾きが小さくなっていることが分かる．板厚については， $\beta_{s,thin}$ の係数は $\beta_{s,thick}$ の係数の約 2.5 倍であり，前述した $t = 10\text{mm}$ 未満の解析ケースの傾きの増大を表している．細長比パラメータについては， $\beta_{s,thin}$ の係数は $\beta_{s,thick}$ の係数の約 0.23 倍であり，前述した $t = 10\text{mm}$ 未満の場合の傾きの減少を表している．

板厚が 10mm ちょうどのケースについては，予備検討の結果， $\beta_{s,thick}$ を用いた方が shell 解析との比較において延性き裂発生の予測精度が高かったため， $\beta_{s,thick}$ の適用範囲に含めることとした．ここで求めた新たなひずみ集中補正係数の一般式は $t = 10\text{mm}$ で不連続となるが，

これは $\beta_{s,thin}$ および $\beta_{s,thick}$ のように 3 つの独立変数からなる一次式を仮定し、場合分けをして近似式を得ているためである。 $t = 10\text{mm}$ においても連続した近似式とするのが望ましいと考えられるが、今後の課題としたい。

また、前述したように、 $\bar{\lambda} = 0.20$ の場合に β の値が著しく大きくなるケースがあり、そのようなケースは $\beta_{s,thin}$ および $\beta_{s,thick}$ の導出の際に除外している。ただし、除外したケースに対して $\beta_{s,thin}$ および $\beta_{s,thick}$ を適用して β を求め、beam 解析による延性き裂発生評価を試みた結果、後に示す図-2.23 から分かるように、shell 解析結果との比較においてその他のケースと概ね同等の精度であることを確認している。また、 $\bar{\lambda} = 0.20$ の場合に塑性ひずみ範囲比が顕著に大きくなるのは初期のサイクルにおいてであり、このときの塑性ひずみ範囲はごく小さく、損傷度の評価に及ぼす影響は軽微であると考えられる。これらのことを考慮した結果、 $\bar{\lambda} = 0.20$ についても適用範囲に含めることとした。

なお、 $R_f = 0.45$ および $t = 4\text{mm}$ の shell 解析については、前述したように延性き裂発生よりも局部座屈の進展が先行し $D = 1$ に達しなかった。したがって、 $t = 4\text{mm}$ 程度でかつ $R_f = 0.45$ 程度と比較的幅厚比パラメータが大きい場合、beam 解析だけではなく、shell 解析などの詳細な解析を併用するなど、提案手法の適用に注意した方がよいだろう。どのような構造パラメータの場合に局部座屈の進展が先行し損傷度が 1 に達しないのか、ということについては今後詳細に検討する必要がある。

2.2.3 shell 解析結果との比較

新たに求めたひずみ集中補正係数である $\beta_{s,thin}$ および $\beta_{s,thick}$ を用いて beam 解析による延性き裂発生評価を行い、shell 解析結果と比較することでその妥当性を検証する。

a) 損傷度履歴の比較

図-2.22 に板厚が 4mm, 10mm および 30mm の解析モデルを例に、ひずみ集中補正係数として $\beta_{s,thin}$ または $\beta_{s,thick}$ を適用した beam 解析の損傷度履歴と shell 解析の損傷度履歴の比較を示す。同図では比較のため、 β_s を適用した beam 解析の損傷度履歴も併記している。同図

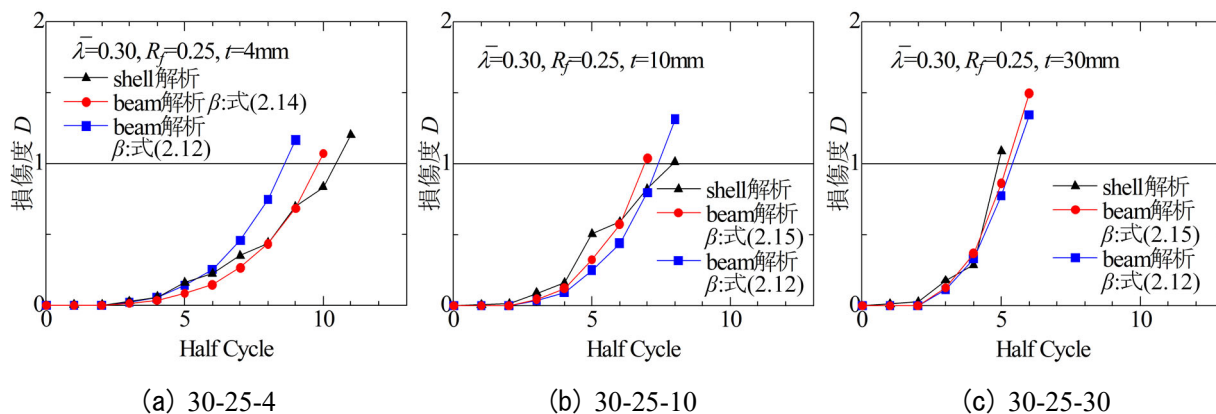


図-2.22 $\beta_{s,thin}$ または $\beta_{s,thick}$ を適用した beam 解析の損傷度履歴

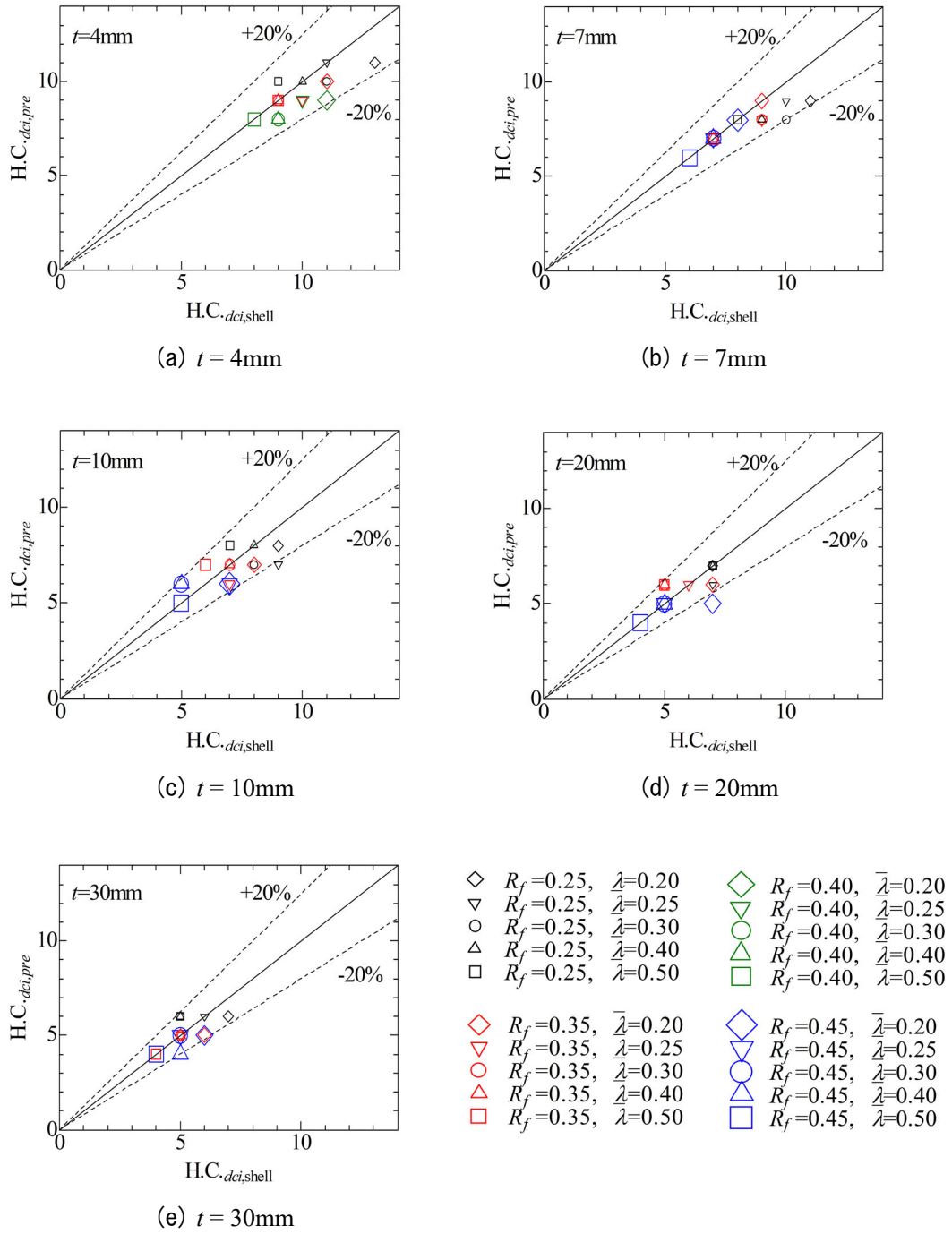


図-2.23 beam 解析結果 ($\beta_{s,thin}$ または $\beta_{s,thick}$) と shell 解析結果の比較

より、いずれの板厚においても $\beta_{s,thin}$ または $\beta_{s,thick}$ を適用した beam 解析結果は、shell 解析結果の損傷度履歴と概ね同様であることが分かる。特に図-2.22(a)の板厚 $t = 4\text{mm}$ の解析ケースを見ると、 $\beta_{s,thin}$ を適用した場合の beam 解析の損傷度履歴は、 β_s を適用した場合に比べ shell 解析の損傷度履歴に近いことが分かり、精度が改善できていると言えよう。

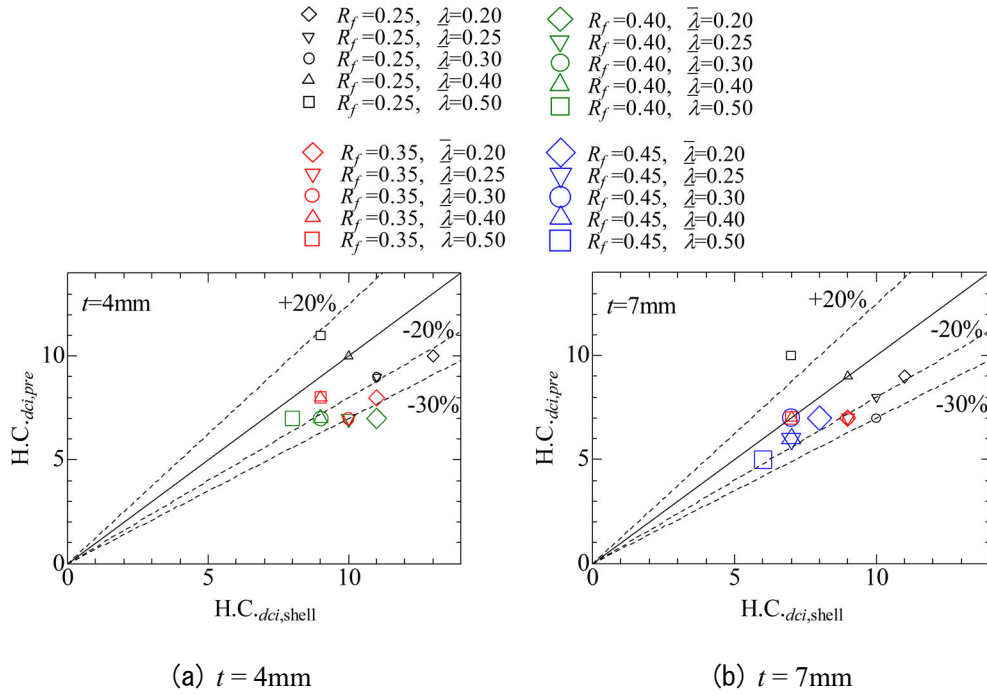


図-2.24 薄板における beam 解析結果 (β_s) と shell 解析結果の比較

b) 全ケースの精度比較

図-2.23 に、すべての解析ケースについて、 $\beta_{s,thin}$ または $\beta_{s,thick}$ を適用した beam 解析結果と shell 解析結果の比較を示す。同図では、縦軸に $\beta_{s,thin}$ または $\beta_{s,thick}$ を適用した beam 解析における $D = 1$ 時の Half Cycle である $H.C.dci,pre$ 、横軸に shell 解析における $D = 1$ 時の Half Cycle である $H.C.dci,shell$ をとっている。また、 $t=4, 7\text{mm}$ は $\beta_{s,thin}$ を適用し、 $t=10, 20, 30\text{mm}$ は $\beta_{s,thick}$ を適用した。同図より、 $\beta_{s,thin}$ または $\beta_{s,thick}$ を適用した beam 解析結果と shell 解析結果の誤差は、概ね $\pm 20\%$ 以内であることが分かる。

ここで図-2.24 に板厚 $t = 4, 7\text{mm}$ について、 β_s を適用した beam 解析結果と shell 解析結果の比較を示す。同図より、 β_s を適用した場合、板厚 $t = 4, 7\text{mm}$ のケースでは -30% 程度の誤差が生じる場合が比較的多いことが分かる。また、 $R_f = 0.25, \bar{\lambda} = 0.50$ の場合にプラス側に評価している。 β_s を算出する際に用いられたのは表-2.1 および 2.2 に示すケースであり、この中には $t = 7\text{mm}$ のケースや、 $t = 4\text{mm}$ 、 $R_f = 0.25, \bar{\lambda} = 0.50$ のケースは含まれていない。そのため予測精度が低下する一因となったと考えられる。 $\beta_{s,thin}$ および $\beta_{s,thick}$ は、特に $t = 4, 7\text{mm}$ の解析ケースを増やした上で求めたひずみ集中補正係数であり、図-2.23 と図-2.24 を見比べても分かるように、特に薄い板厚のケースでは shell 解析結果をより良い精度で模擬することが可能であると言える。

表-2.7 実験供試体の諸元

	h (mm)	α	B (mm)	t (mm)	b_s (mm)	t_s (mm)	R_f	$\bar{\lambda}$	P/P_y	H_y (kN)	δ_y (mm)
S35-35I	1033	0.5	224	4.9	26	4.9	0.35	0.35	0.172	99.8	5.6
KD-10	3303	0.5	720	14	90	10	0.35	0.30	0.148	837	13.3
NCF20	745	1.0	200	4.5	22	4.5	0.452	0.241	0.20	93.7	3.77

表-2.8 実験供試体の材料定数

		鋼種	σ_y (MPa)	E (GPa)	ε_y (%)	E_{st} (GPa)	ε_{st} (%)	σ_u (MPa)	ε_u (%)	ν
S35-35I		SM490YA	382	208	0.183	5.05	1.12	574	31	0.275
KD-10	板パネル	SM490A	318.7	206	0.1547	6.867	1.083	627	44.48	0.3
	補剛材		379.9	206	0.1844	5.150	1.844	638.3	40.63	0.3
NCF20		SM400A	338	200	0.169	4.98	1.69	417	27	0.3

2.2.4 実験結果との比較

既往の補剛箱形断面を対象とした繰り返し載荷実験結果との比較から、 $\beta_{s,thin}$ および $\beta_{s,thick}$ の適用性を検証する。ただし、補剛箱形断面橋脚を対象にした繰り返し載荷実験は局部座屈に着目したものが多く、き裂発生や進展について詳細に検討した例は少ないのが現状である。限られた数ではあるが、ここでは次に示す3体の実験結果について検討した。対象供試体は、S35-35I、KD-10、NCF20であり、表-2.7 および 2.8 に供試体諸元および供試体材料特性をそれぞれ示す。S35-35I と KD-10 については、 $\beta_{s,thin}$ および $\beta_{s,thick}$ の適用範囲内にある。NCF20 については、幅厚比パラメータが 0.452 であり、厳密に言えば提案手法の適用範囲外ではあるが、貴重な実験例でもあり検証対象としている。これらの実験供試体について、2.1.2 項の b) と同様の解析モデルを作成し、それぞれの実験と同様の繰り返し載荷を与えて beam 解析を行った。構成則は修正二曲面モデル⁸⁾を適用した。

図-2.25 に beam 解析による損傷度履歴と実験結果との比較を示す。beam 解析に適用するひずみ集中補正係数は、各供試体の板厚に応じて $\beta_{s,thin}$ または $\beta_{s,thick}$ より算出した。損傷度の材料定数については、SM490 材は $C = 9.69$ 、 $m = 1.86$ 、SM400 材は $C = 8.23$ 、 $m = 1.82$ を用いた^{1),15)}。同図より、S35-35I、KD-10 および NCF20 の提案手法によるき裂発生時点は、実験のき裂発生点に比べて、それぞれ 3 Half Cycle、3 Half Cycle および 1 Half Cycle 早くなっており、安全側の評価を与えている。

図-2.26 に beam 解析結果と実験結果との比較をまとめて示す。縦軸に $\beta_{s,thin}$ または $\beta_{s,thick}$ を適用した beam 解析における $D = 1$ 時の Half Cycle を示す H.C._{dci,pre}、横軸に実験においてき裂発生した Half Cycle を示す H.C._{dci,exp} をとっている。同図より、NCF20 では-14%の差で

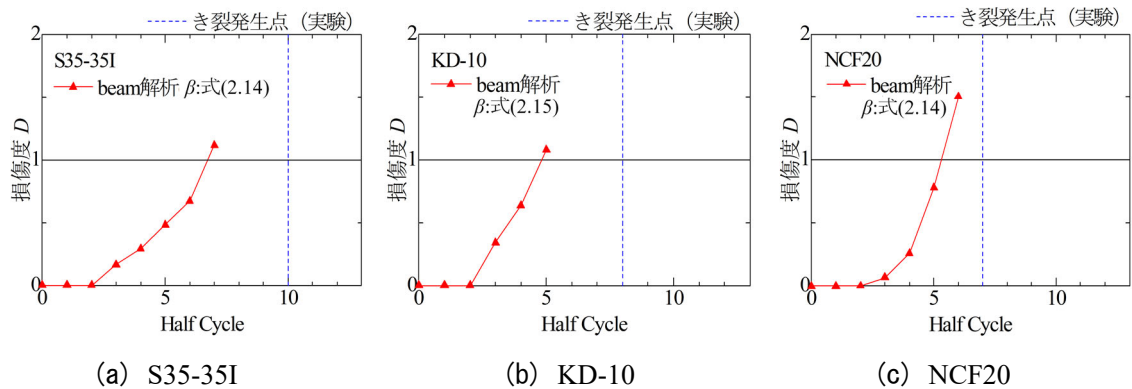


図-2.25 beam 解析による損傷度履歴 ($\beta_{s,thin}$ または $\beta_{s,thick}$) と実験結果の比較

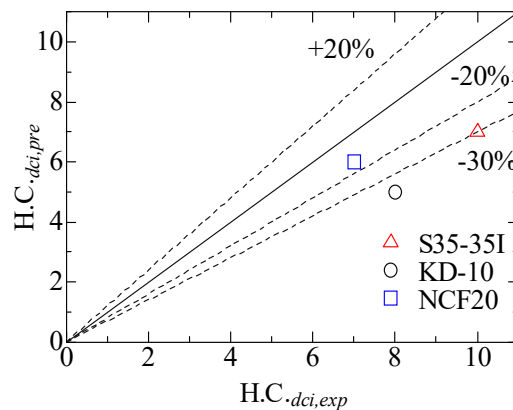


図-2.26 beam 解析結果 ($\beta_{s,thin}$ または $\beta_{s,thick}$) と実験結果の比較

き裂発生時点を評価できていることが分かる。また、S35-35I は-30%および KD-10 は-37%の差が生じているが安全側に評価している。

き裂の発生や進展に着目した実験例が比較的多い無補剛箱形断面橋脚を対象とした既往の研究結果⁶⁾を見ると、beam 解析と損傷度による予測手法は、実験結果に対して+10～-30%程度の評価を与えているようである。また、マイナス側（安全側）の評価となるケースが多いようである。補剛箱形断面を扱った本研究でも概ね同様の傾向がみられたと考えられる。

前述のように、補剛箱形断面橋脚におけるき裂発生・進展を詳しく扱った実験例は少ない。今後はき裂発生および進展に着目した補剛箱形断面橋脚の繰り返し載荷実験をさらに実施し、提案手法の妥当性を実験的にも十分検証する必要がある。特に、厚肉断面にするなどして局部座屈の発生を抑制したケースでは、最大耐力以前に延性き裂発生が懸念されるため適切な評価が求められる。

2.3 まとめ

本章では補剛箱形断面鋼製橋脚を対象に、beam 解析による延性き裂発生照査に適用可能なひずみ集中補正係数について検討を行った。beam 解析および shell 解析を実施し、ひずみ集中補正係数の分布の比較を行った上で、ひずみ集中補正係数を求めた。さらに、板厚 10mm 未満の薄板の解析ケースなどを追加検討し、薄板の場合の精度改善を図ったひずみ集中補正係数を提案した。そして、提案手法の適用性を shell 解析結果および実験結果との比較から検証した。本章の検討から得られた主な知見を以下にまとめる。

- 1) 板厚が 4, 10, 20, 30mm, 幅厚比パラメータが 0.25~0.45, 細長比パラメータが 0.20~0.50 の補剛箱形断面鋼製橋脚を対象に、漸増変位振幅繰り返し载荷を与える beam 解析および shell 解析を実施した。
- 2) 補剛箱形断面において、ひずみ集中補正係数は、幅厚比パラメータおよび板厚とは正の相関、細長比パラメータとは概ね負の相関があることを確認した。
- 3) 補剛箱形断面に適用可能な、幅厚比パラメータ、板厚および細長比パラメータの影響を考慮した、ひずみ集中補正係数の一般式 β_s を提案した。
- 4) ひずみ集中補正係数 β_s を導入した損傷度を用いることで、beam 解析によって、板厚が 10~30mm の場合は +20~-20% 程度、板厚が 4mm の場合は 0~-30% 程度の精度で、shell 解析結果を予測可能であることを示した。
- 5) 上記 1) の解析ケースに加え、主に $t = 4, 7\text{mm}$ の解析ケースを増やし、繰り返し载荷の beam 解析および shell 解析を追加実施して、ひずみ集中補正係数と各構造パラメータの関係を再検討した。その結果、概ね $t = 10\text{mm}$ を境に、ひずみ集中補正係数と板厚との相関に変化が見られることが分かった。
- 6) ひずみ集中補正係数を $t = 10\text{mm}$ を境に場合分けして $\beta_{s,thin}$ および $\beta_{s,thick}$ を求めた。
- 7) $\beta_{s,thin}$ または $\beta_{s,thick}$ を導入した損傷度を用いて beam 解析による延性き裂発生評価を行った。その結果、shell 解析結果を概ね $\pm 20\%$ 以内の精度で予測可能であることを示した。特に、 $t = 4, 7\text{mm}$ のケースで、 β_s による予測結果よりも精度が向上することを示した。
- 8) 補剛箱形断面の単柱式橋脚を模擬した実験結果を対象に、 $\beta_{s,thin}$ または $\beta_{s,thick}$ を適用した beam 解析による延性き裂発生の評価を試みた。その結果、-14~-37% 程度の差で実験結果の延性き裂発生時点を予測した。これは無補剛箱形断面を対象とした同様の手法での評価結果と同程度の精度である。

参考文献－第2章－

- 1) 葛漢彬, 津村康裕: 鋼製厚肉断面橋脚における延性き裂発生の評価に関する実験的および解析的研究, 構造工学論文集, Vol. 55A, pp. 605-616, 2009.
- 2) 葛漢彬, 藤江渉, 田島僚: 鋼構造物の延性き裂発生の評価法の実験データによる検証, 構造工学論文集, Vol.55A, pp.617-628, 2009.
- 3) 鈴木俊光, 葛漢彬, 小野恵亮: 未溶着を有する鋼厚肉部材の延性き裂発生評価に関する解析的検討, 土木学会論文集 A1 (構造・地震工学), Vol.66, No.1, pp.148-161, 2010.
- 4) 葛漢彬, 藤江渉, 津村康裕: 鋼製橋脚の延性き裂照査法の開発に関する一検討, 土木学会論文集 A1 (構造・地震工学), Vol.65, No.1, pp.368-377, 2009.
- 5) 葛漢彬, 藤江渉, 岩田勝成: ランダムな繰返し載荷を受ける鋼製橋脚の延性き裂発生・進展挙動及び照査法の検証, 構造工学論文集, Vol.56A, pp.342-355, 2010.
- 6) 森翔吾, 葛漢彬, 萩野勝哉, 康瀾: 無補剛断面鋼製橋脚の延性き裂に対する簡易照査法の再検討－構造パラメータがひずみ集中補正係数に及ぼす影響－, 土木学会論文集 A1 (構造・地震工学), Vol.69, No.4, pp.I_517-I_527, 2013.
- 7) ABAQUS, Inc, ABAQUS/Analysis user's manual, version 6.13-4.
- 8) Shen, C., Mamaghani, I. H. P., Mizuno, E. and Usami, T.: Cyclic behavior of structural steels. II: Theory, *Journal of Engineering Mechanics*, ASCE, Vol.121, No.11, pp.1165-1172, 1995.
- 9) 芳崎一也, 宇佐美勉, 本間大介: 大地震後の残留変位を抑制した鋼製橋脚の開発－ハイブリッド地震応答実験による検証－, 構造工学論文集, Vol. 45A, pp.1017-1026, 1999.
- 10) Park, J. E., Hanji, T. and Tateishi, K.: Extremely low cycle fatigue assessment of corner crack in concrete-filled steel piers based on effective notch strain approach, *Journal of Structural Engineering*, Vol.61A, pp.662-671, 2015.
- 11) 土木学会: 座屈設計ガイドライン (改定第2版), 2005.
- 12) 宇佐美勉, 鈴木森晶, Iraj H. P. Mamaghani, 葛漢彬: コンクリートを部分的に充填した鋼製橋脚の地震時保有水平耐力照査法の提案, 土木学会論文集, No.525/I-33, pp.69-82, 1995.
- 13) 葛漢彬, 宇佐美勉, 高聖彬: 鋼製補剛箱形断面橋脚の繰返し弾塑性挙動に関する解析的研究, 構造工学論文集, Vol.46A, pp.109-118, 2000.
- 14) JIS G 3106, 溶接構造用圧延鋼材, 2017.
- 15) 土木学会: 2018年制定鋼・合成構造標準示方書, 耐震設計編, 2018.

第3章 補剛箱形断面鋼製橋脚の Pushover 解析による延性き裂発生限界変位の評価法

本章では、単柱式の補剛箱形断面鋼製橋脚を対象に Pushover 解析を行い、延性き裂発生時の頂部変位を評価する手法について検討を行う。一般に、Pushover 解析を用いて限界変位を定める際には、何らかの破壊基準を適用する必要がある。本章では、橋脚にも適用可能な、構造レベルでの延性き裂発生限界ひずみを求める手法について検討する。そして、構造レベルの延性き裂発生限界ひずみを、基部の引張ひずみと頂部の水平変位の関係に対して破壊基準として適用し、延性き裂発生限界変位の評価を試みる。

3.1 変位に基づく延性き裂発生照査法の内容

本章で扱う橋脚頂部の変位に基づく延性き裂発生照査法は、土木学会の鋼・合成構造標準示方書[耐震設計編]の 2008 年制定版¹⁾（以降、2008 年版学会示方書と称する）に示されている変位照査法を参考に考案したものである。変位照査法は基本モードが卓越する構造物に対して適用することとされている¹⁾。本章で対象とする単柱式鋼製橋脚は 1 自由度系モデルに置換可能な構造物であり、変位照査法を用いることが可能と考えられる。

第 2 章で扱った beam 解析と損傷度による延性き裂発生評価法は汎用性のある手法だが、塑性ひずみを出力するため、beam 要素モデルによる弾塑性有限変位動的解析という比較的高度な解析を要する²⁾。実務設計への適用を考えたとき、単柱式橋脚など 1 自由度系モデルに置換できる構造物の場合は、より簡便な手法である変位照査法は実用性の面で優れている。しかしながら、変位に基づく延性き裂発生照査法は、学会示方書²⁾には示されておらず、研究例も少ない。そのため本研究で検討するものである。

本章での試みはいわば変位照査法に延性き裂発生照査を導入することとも言える。変位に基づく延性き裂発生照査法の内容を図-3.1 に示す。まず、単柱式橋脚を模した解析モデルに対して動的解析を行い、頂部の応答変位を得る。変位照査法においては、例えば最大荷重時変位 δ_{max}/δ_y を限界値とした場合、最大応答変位が δ_{max}/δ_y 以下であることを照査する。

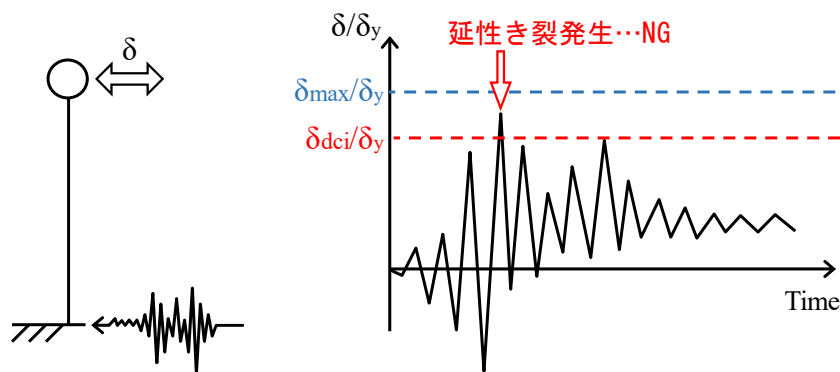


図-3.1 変位に基づく延性き裂発生照査法の内容図

同図の場合、最大応答変位は δ_{max}/δ_y 以下であるので照査を満足する。本章ではこれに加え、延性き裂発生限界変位 δ_{dci}/δ_y についても限界値として比較を行うことを提案する。同図の場合、最大応答変位は δ_{dci}/δ_y 以上になっており照査を満足しない。

このように、延性き裂発生限界変位を定めることができれば、最大荷重時変位などとの比較と併せて統一かつ簡便に照査が行えると考えられる。そのためには、限界値である延性き裂発生限界変位を適切に定める必要があり、以降でその設定方法を検討する。

3.2 Pushover 解析概要

解析対象は、頂部に上部工重量に相当する一定圧縮力 P および単調増加水平荷重 H を受ける正方形一様断面の単柱式鋼製補剛箱形断面橋脚であり、第 2 章で扱った解析ケースと同様とする。表-3.1 に第 2 章で検討した各解析パラメータをあらためて示す。寸法等は第 2 章の表-2.1, 2.2, 2.5 を参照されたい。第 2 章でも述べたように、shell 解析において損傷度が 1 に達するケースを対象とするため、幅厚比パラメータ R_f 、細長比パラメータ $\bar{\lambda}$ の上限はそれぞれ 0.45, 0.50 とした。ただし、板厚 $t = 4\text{mm}$ 、 $R_f = 0.45$ の場合の shell 解析では、局部座屈が早期に進展して橋脚基部のひずみ集中が緩和され、損傷度が 1 に達しなかった。そのため、板厚 $t = 4\text{mm}$ のケースでは幅厚比パラメータの上限は 0.40 となっている。各パラメータの詳細は第 2 章を参照されたい。

材料定数は第 2 章と同様であるが、表-3.2 にあらためて示す。鋼材は SM490Y であり、降伏応力と引張強さについては材料の公称値を使用した。解析には汎用解析プログラム ABAQUS (ver. 6.13)³⁾を用いており、材料構成則は修正二曲面モデル⁴⁾を適用した（以降、略称する場合は M2SM とする）。なお、3.7 節では、より実務設計に即した検討として、バイリニア型応力-ひずみ関係を適用した場合の延性き裂発生限界変位の評価を試みる。

beam 要素からなるファイバーモデルの概要図を図-3.2 に示す。第 2 章と同様に、Timoshenko のはり理論に基づく beam 要素 B31 を用いてモデル化した。メッシュ分割は、橋脚高さ h を 20 分割、有効破壊長領域 $0.5b$ を 5 分割した。解析モデル頂部に一定の鉛直軸圧縮荷重を載荷し、あわせて水平荷重を単調載荷する Pushover 解析とした。引張ひずみは有効破壊長最下部の 1 要素から出力した。図-3.3 に解析モデルの断面図を示す。第 2 章と同様に、補剛断面を等価な無補剛断面⁵⁾に換算し解析を行った。同図において、 $\bar{t}_f$ =フランジの換算板厚、 $\bar{t}_w$ =ウェブの換算板厚である。各解析モデルの換算板厚の値は、第 2 章の表-2.1, 2.2, 2.5 を参照されたい。なお、等価な無補剛断面へは次の条件で置換している⁵⁾。

- (1) 断面の外形は変わらない（断面の幅、高さが不変）
- (2) 断面積は変わらない
- (3) z 軸まわりの全塑性モーメントは変わらない

換算板厚の具体的な導出方法は文献 5)および Appendix 1 を参照されたい。

表-3.1 解析モデルのパラメータ

モデル名 $\bar{\lambda} - R_f - t$	$\bar{\lambda}$	R_f	t, t_s (mm)	モデル名 $\bar{\lambda} - R_f - t$	$\bar{\lambda}$	R_f	t, t_s (mm)
20-25-4	0.20	0.25	4	40-25-10	0.40	0.25	10
20-35-4		0.35		40-35-10		0.35	
20-40-4		0.40		40-45-10		0.45	
25-25-4	0.25	0.25		50-25-10	0.50	0.25	
25-35-4		0.35		50-35-10		0.35	
25-40-4		0.40		50-45-10		0.45	
30-25-4	0.30	0.25		20-25-20	0.20	0.25	20
30-35-4		0.35		20-35-20		0.35	
30-40-4		0.40		20-45-20		0.45	
40-25-4	0.40	0.25		25-25-20	0.25	0.25	
40-35-4		0.35		25-35-20		0.35	
40-40-4		0.40		25-45-20		0.45	
50-25-4	0.50	0.25		30-25-20	0.30	0.25	
50-35-4		0.35		30-35-20		0.35	
50-40-4		0.40		30-45-20		0.45	
20-25-7	0.20	0.25	7	40-25-20	0.40	0.25	30
20-35-7		0.35		40-35-20		0.35	
20-45-7		0.45		40-45-20		0.45	
25-25-7	0.25	0.25		50-25-20	0.50	0.25	
25-35-7		0.35		50-35-20		0.35	
25-45-7		0.45		50-45-20		0.45	
30-25-7	0.30	0.25		20-25-30	0.20	0.25	
30-35-7		0.35		20-35-30		0.35	
30-45-7		0.45		20-45-30		0.45	
40-25-7	0.40	0.25		25-25-30	0.25	0.25	
40-35-7		0.35		25-35-30		0.35	
40-45-7		0.45		25-45-30		0.45	
50-25-7	0.50	0.25		30-25-30	0.30	0.25	
50-35-7		0.35		30-35-30		0.35	
50-45-7		0.45		30-45-30		0.45	
20-25-10	0.20	0.25	10	40-25-30	0.40	0.25	
20-35-10		0.35		40-35-30		0.35	
20-45-10		0.45		40-45-30		0.45	
25-25-10	0.25	0.25		50-25-30	0.50	0.25	
25-35-10		0.35		50-35-30		0.35	
25-45-10		0.45		50-45-30		0.45	
30-25-10	0.30	0.25					
30-35-10		0.35					
30-45-10		0.45					

表-3.2 材料定数

板厚	σ_y (MPa)	ε_y (%)	E (GPa)	ν	σ_u (MPa)	ε_u (%)	E_{st} (GPa)	ε_{st} (%)
$t < 16\text{mm}$	365	0.17	206	0.3	490	25	6.86	1.2
$t \geq 16\text{mm}$	355	0.17	206	0.3	490	25	6.86	1.2

Note : σ_y = 降伏応力, ε_y = 降伏ひずみ, E = 弾性係数, ν = ポアソン比, σ_u = 引張強さ, ε_u = 破断ひずみ, E_{st} = ひずみ硬化開始時の硬化係数, ε_{st} = ひずみ硬化開始時のひずみ

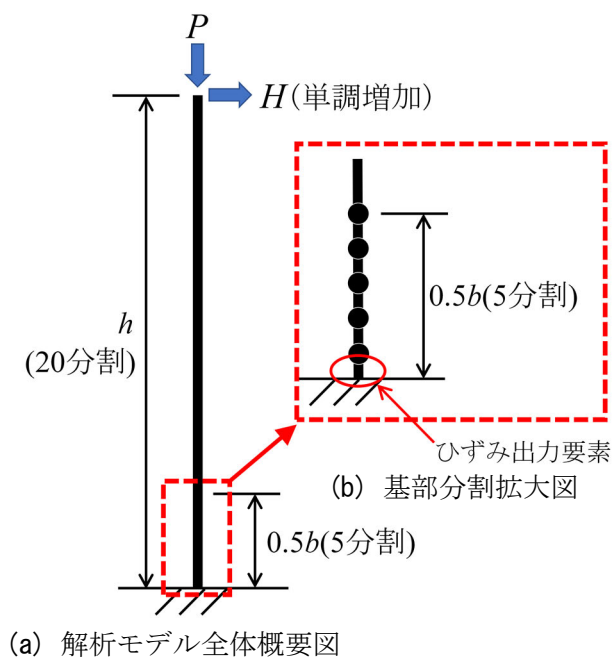


図-3.2 Pushover 解析モデル概要図

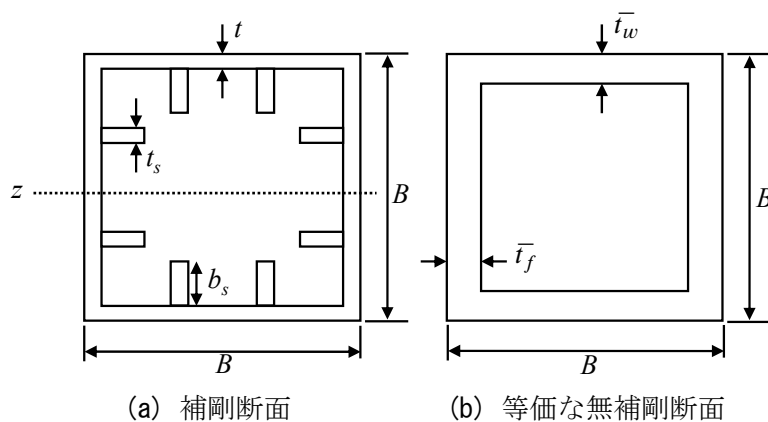


図-3.3 断面図

3.3 材料レベルの延性き裂発生限界ひずみ

Pushover 解析によって延性き裂発生限界変位を定めるためには、前述したように、破壊基準が必要となる。葛ら⁹⁾は、応力三軸度と相当塑性ひずみで表される延性き裂発生条件式と、グローバルひずみー相当塑性ひずみ関係を示す近似式から、材料レベルの延性き裂発生限界ひずみ ε_f を、次のように提案している。

$$\begin{aligned}\varepsilon_f &= 0.054 & \text{for} & \text{SS400} \\ \varepsilon_f &= 0.077 & \text{for} & \text{SM490} \\ \varepsilon_f &= 0.098 & \text{for} & \text{SM570}\end{aligned}\tag{3.1}$$

ここで、グローバルひずみとは、切欠きの影響が小さい、切欠き部から離れた点での軸ひずみのことである⁹⁾。ここでは式(3.1)を破壊基準として Pushover 解析から延性き裂発生変位の評価を試みる。

本研究では SM490 材を用いるため、式(3.1)より延性き裂発生限界ひずみは $\varepsilon_f=0.077$ とする。まず Pushover 解析を実施し、基部最下部の 1 要素から引張ひずみと橋脚頂部の水平変位の関係を生出力する。次に、延性き裂発生限界ひずみ ε_f と比較し、引張ひずみが ε_f に達した時の変位を延性き裂発生限界変位とする。

図-3.4 に、解析モデル 30-25-4 を例にして、引張ひずみと水平変位の関係を示す。同図では、縦軸に引張ひずみ ε 、横軸に水平変位 δ/δ_y をとっている。解析モデル 30-25-4 は、shell 解析結果において、11 Half Cycle で損傷度が 1 に達しており、このときの変位は $\delta/\delta_y=6$ であるが、マイナス変位の場合は絶対値とする。同図から分かるように、Pushover 解析による beam 解析結果は $\varepsilon_f=0.077$ に達していない。そのため、延性き裂は発生していないと評価されてしまう。

式(3.1)の延性き裂発生限界ひずみは、グローバルひずみであるとはいえ、材料試験体の検討から得られた材料レベルの値である。一方、構造レベルの解析モデルの場合、式(3.1)のみでは箱形断面基部の局所的なひずみ集中を評価することができず、延性き裂発生を模擬することができなかったと考えられる。すなわち、式(3.1)の延性き裂発生限界ひずみを構造レベルの解析結果に破壊基準として適用すると、危険側の評価となってしまう。

3.4 ひずみ集中補正係数を導入した延性き裂発生限界ひずみ

前節の検討から、式(3.1)で表される材料レベルの延性き裂発生限界ひずみをそのまま用いたのでは、橋脚など構造レベルの評価は困難であることが分かった。したがって、何らかの方法で材料レベルの延性き裂発生限界ひずみを補正し、構造レベルの延性き裂発生評価に対応したものとする必要があると考えられる。ここではその手法を検討していく。

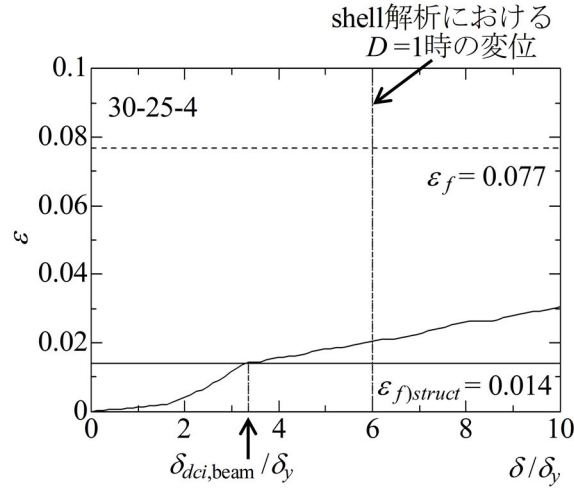


図-3.4 変位－引張ひずみ関係の例（M2SM, 30-25-4）

3.4.1 ひずみ集中補正係数による延性き裂発生限界ひずみの補正

ここでは、式(3.1)の延性き裂発生限界ひずみをひずみ集中補正係数で除することで構造レベルに対応させ、延性き裂発生変位の評価を試みる。ここで用いる構造レベルの延性き裂発生限界ひずみを $\varepsilon_{f)struct}$ とする。 $\varepsilon_{f)struct}$ は次式のように表される。

$$\varepsilon_{f)struct} = \frac{\varepsilon_f}{\beta} \quad (3.2)$$

ここで、 ε_f は式(3.1)で示される材料レベルの延性き裂発生限界ひずみである。 β は第2章で提案した式(2.14)または式(2.15)から算出するひずみ集中補正係数である。例えば解析モデル 30-25-4 について、ひずみ集中補正係数を式(2.14)から算出すると $\beta_{s,thin} = 5.43$ となる。この値を式(3.2)に代入し $\varepsilon_{f)struct} = 0.014$ と求められる。

図-3.4 に、 $\varepsilon_{f)struct}$ を併せて示す。同図より、引張ひずみは $\varepsilon_{f)struct} = 0.014$ に達することが分かり、この時の変位は $3.34\delta_y$ である。すなわち、延性き裂発生限界変位 $\delta_{dci,beam}$ は $3.34\delta_y$ と評価される。

3.4.2 shell 解析結果との比較

図-3.5 に、すべての解析ケースについて、Pushover 解析より求めた延性き裂発生変位と、shell 解析結果との比較を示す。縦軸は Pushover 解析によるひずみが $\varepsilon_{f)struct}$ に達した時の水平変位 $\delta_{dci,beam}/\delta_y$ とし、横軸は shell 解析結果において $D = 1$ に達した Half Cycle の時の水平変位 $\delta_{dci,shell}/\delta_y$ とする。また、-40%基準線も併せて示す。これは、shell 解析結果に対する Pushover 解析を用いた提案手法の誤差を示しており、マイナス側は安全側となる。同図より、全ケースにおいて、Pushover 解析を用いた提案手法は安全側の評価を与えていることが分かり、概ね-30%～-50%程度の誤差となるケースが多い。

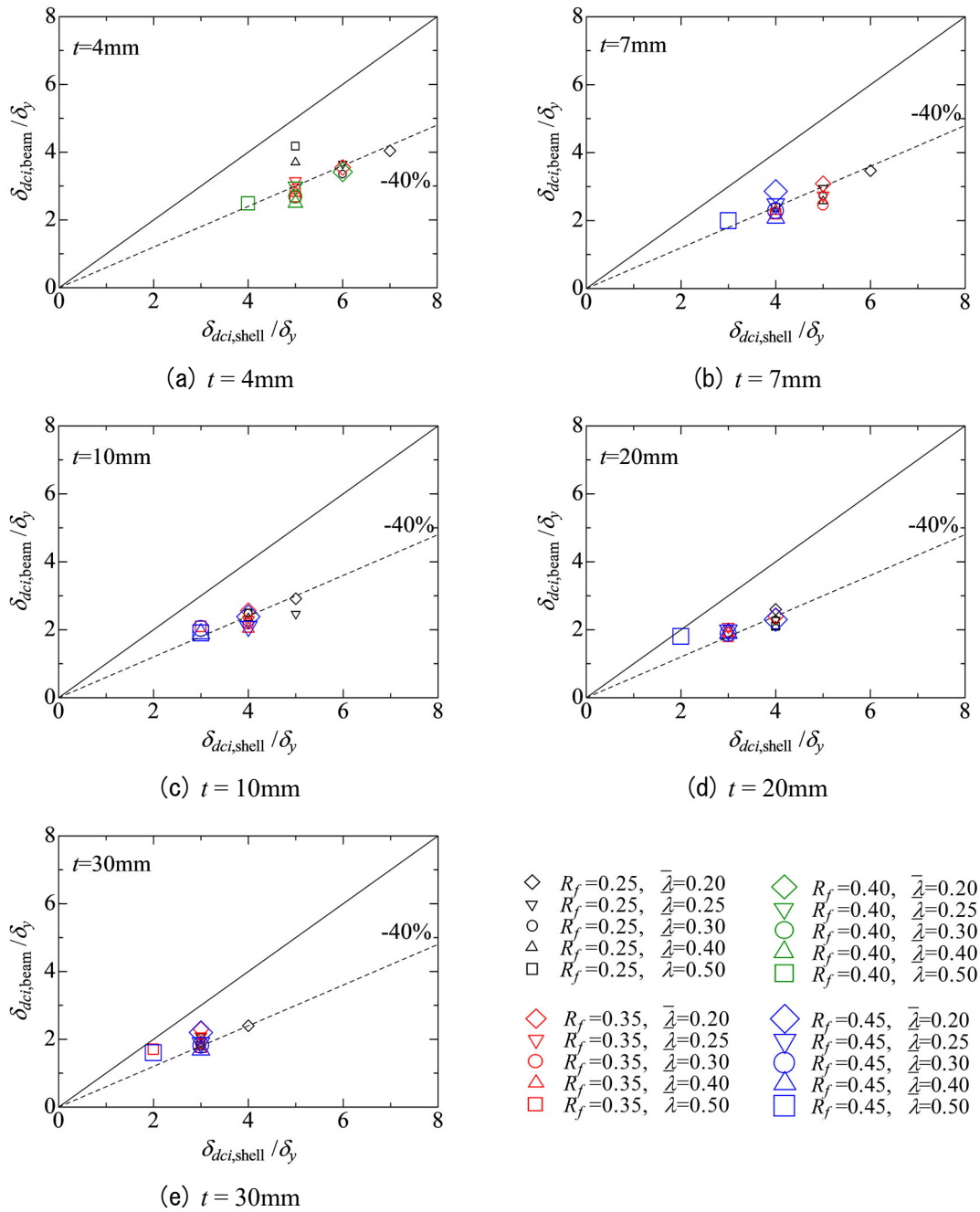


図-3.5 Pushover 解析結果 (M2SM, 破壊基準: $\epsilon_{f,struct}$) と shell 解析結果の比較

このように、破壊基準として式(3.2)を適用した場合、Pushover 解析結果と shell 解析結果の差は安全側ではあるが-40%程度となってしまうことが分かった。式(3.1)で示される延性き裂発生限界ひずみは、ある範囲をもった延性き裂発生限界ひずみのうち下限値をとったものであり⁶⁾、このことが安全側の評価を与える要因の一つと考えられる。また、式(3.2)中の補正係数として第2章の繰り返し载荷での検討から得られたものを準用したが、Pushover 解析に即した補正係数を導入するなど、さらに改善する必要があると考えられる。

3.5 限界ひずみ比の検討

前節の検討の結果、繰り返し載荷解析から得られたひずみ集中補正係数のみを用いた、式(3.2)で表される構造レベルの延性き裂発生限界ひずみ $\varepsilon_{f,struct}$ を適用した場合、延性き裂発生限界変位の評価において、shell 解析との差が-40%程度になることが分かった。

その改善方法としてここでは、限界ひずみ比 α_{cr} を導入した構造レベルの延性き裂発生限界ひずみについて述べる。 α_{cr} を導入した場合の構造レベルの延性き裂発生限界ひずみを $\varepsilon'_{f,struct}$ と表し次のように定義する。

$$\varepsilon'_{f,struct} = \frac{\varepsilon_f}{\alpha_{cr} \cdot \beta} \quad (3.3)$$

ここで、 ε_f は式(3.1)で示される材料レベルの延性き裂発生限界ひずみ、 β は第2章で提案した式(2.14)および式(2.15)から算出されるひずみ集中補正係数である。また、限界ひずみ比 α_{cr} は次のように定義する。

$$\alpha_{cr} = \frac{\varepsilon_{f,struct}}{\varepsilon_{f,shell}} \quad (3.4)$$

図-3.6 に例として解析モデル 30-25-4 の引張ひずみ－水平変位関係を示し、 α_{cr} の求め方を説明する。まず、第2章で検討した繰り返し載荷の shell 解析結果から損傷度 $D = 1$ の時の変位、すなわち延性き裂発生時の変位を求める。そして、Pushover 解析から得られた引張ひずみ－変位関係との比較から、その時のひずみ $\varepsilon_{f,shell}$ を求める。同図では $\varepsilon_{f,shell} = 0.021$ である。さらに、式(3.2)から $\varepsilon_{f,struct}$ を求める。同図では $\varepsilon_{f,struct} = 0.014$ である。これらの結果を用いて式(3.4)から $\alpha_{cr} = 0.67$ と求められる。

このようにして、すべての解析ケースについて α_{cr} を求めた。さらに、幅厚比パラメータ R_f 、板厚 t 、細長比パラメータ $\bar{\lambda}$ といった構造パラメータと α_{cr} の関係について検討した。その結果、図-3.7 に示す関係が得られた。同図から、 $\bar{\lambda}/(R_f \cdot t)$ と α_{cr} には概ね正の相関があることが分かる。この関係について、最小二乗法により次のような近似式を得た。

$$\alpha_{cr} = 1.17 \frac{\bar{\lambda}}{R_f \cdot t} + 0.286 \leq 1.0 \quad (M) \quad (3.5)$$

式(3.5)は平均値近似式であり、標準偏差 $S = 0.062$ である。同式中、 M は平均値近似式であることを表している。同式は平均値近似式であるため、近似式から求めた α_{cr} が、式(3.4)から求められる α_{cr} より小さな値となることもある。しかしながらその場合、 $\varepsilon'_{f,struct}$ が $\varepsilon_{f,shell}$ より大きな値となってしまう、これは危険側の評価を与えることを意味する。したがって、設計においては式(3.5)に標準偏差を加えた次式を用いることも考えられる。

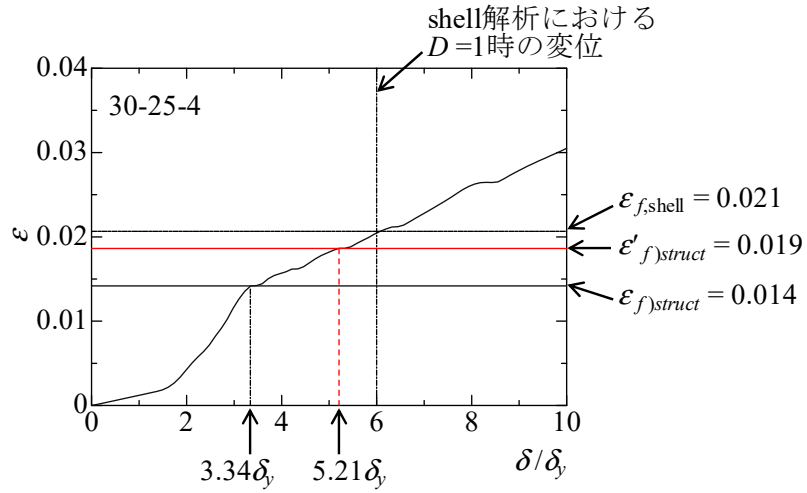


図-3.6 限界ひずみ比の算出例（M2SM, 30-25-4 の変位-引張ひずみ関係）

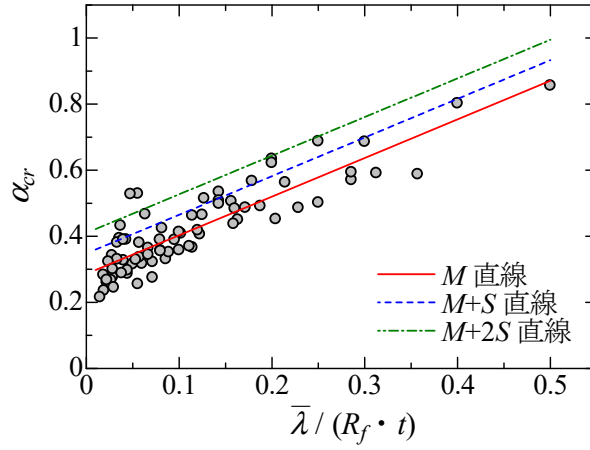


図-3.7 限界ひずみ比と構造パラメータの関係

$$\alpha_{cr} = 1.17 \frac{\bar{\lambda}}{R_f \cdot t} + 0.348 \leq 1.0 \quad (M+S) \quad (3.6)$$

$$\alpha_{cr} = 1.17 \frac{\bar{\lambda}}{R_f \cdot t} + 0.410 \leq 1.0 \quad (M+2S) \quad (3.7)$$

なお、 $\varepsilon_{f)struct}$ はすべてのケースで $\varepsilon_{f,shell}$ より小さく、 α_{cr} は式(3.4)の定義から 1.0 以下となる。そのため、 α_{cr} の近似式である上記の 3 式はいずれも 1.0 以下としている。図-3.6 には式(3.5)で表される近似直線とともに、式(3.6)と式(3.7)による直線をそれぞれ併記している。同図から、 $M+2S$ の近似式である式(3.7)を用いた場合には α_{cr} の上限値を概ねカバーできることが分かる。

図-3.6 に、限界ひずみ比 α_{cr} を導入した場合の延性き裂発生限界変位を併せて示している。ここでは式(3.7)から α_{cr} を求め、さらに式(3.3)を用いて延性き裂発生限界ひずみ $\epsilon'_{f)struct}$ を求めた。その結果 $\epsilon'_{f)struct} = 0.019$ となり、延性き裂発生限界変位は $5.21\delta_y$ と評価された。shell 解析結果との誤差は-13%である。図-3.6 に示すように、式(3.2)による $\epsilon_{f)struct}$ を適用した場合に比べて精度は改善されたと言える。

3.6 限界ひずみ補正係数を導入した延性き裂発生限界ひずみ

前節で示したように、 $\epsilon'_{f)struct}$ を破壊基準とすることで概ね良い精度で延性き裂発生限界変位を評価することが可能になると考えられる。ただし、この手法では α_{cr} と β を別々に算出する必要があり、若干ではあるが複雑なプロセスを要する。第3章の目的は、ファイバーモデルの Pushover 解析によるごく簡易的な評価法の構築であるので、構造レベルの延性き裂発生限界ひずみもより簡易的に求められることが望ましい。

ここでは、限界ひずみ補正係数 γ_m を導入することで、より簡便に延性き裂発生限界ひずみを定める手法について検討する。

3.6.1 限界ひずみ補正係数の定義

限界ひずみ補正係数を導入した構造レベルの延性き裂発生限界ひずみを $\epsilon''_{f)struct}$ と表すこととし、次のように定義する。

$$\epsilon''_{f)struct} = \frac{\epsilon_f}{\gamma_m} \quad (3.8)$$

ここで、 ϵ_f は式(3.1)で示される材料レベルの延性き裂発生限界ひずみである。また、限界ひずみ補正係数 γ_m は次式で表される。

$$\gamma_m = \alpha_{cr} \cdot \beta \quad (3.9)$$

ここで、 α_{cr} は限界ひずみ比であり、ここでは安全側の評価を見込み式(3.7)を用いることとした。 β はひずみ集中補正係数であり第2章で提案した式(2.14)および式(2.15)を適用する。

3.6.2 限界ひずみ補正係数の導出

図-3.8～3.10 に、幅厚比パラメータ R_f 、板厚 t 、細長比パラメータ $\bar{\lambda}$ といった構造パラメータが限界ひずみ補正係数に及ぼす影響を示す。それぞれの図において、縦軸に式(3.9)より求めた限界ひずみ補正係数 γ_m 、横軸に各構造パラメータをとりプロットしている。また、後述する限界ひずみ補正係数の一般式による近似直線も併記している。

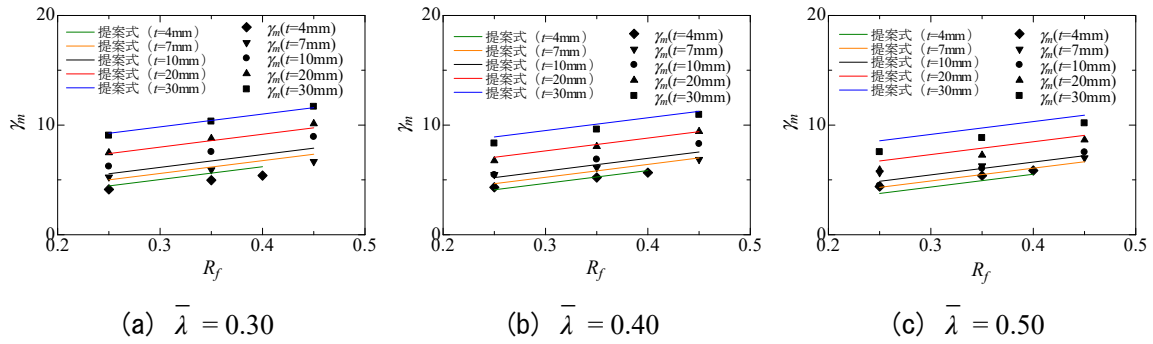


図-3.8 限界ひずみ補正係数と幅厚比パラメータの関係

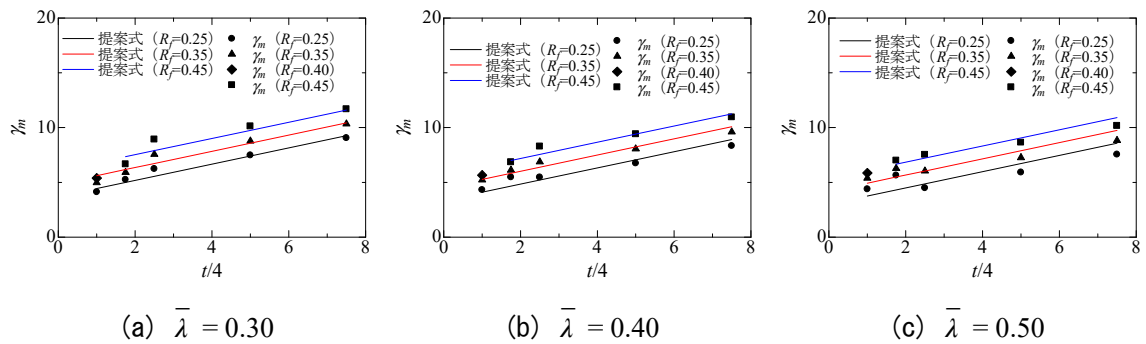


図-3.9 限界ひずみ補正係数と板厚の関係

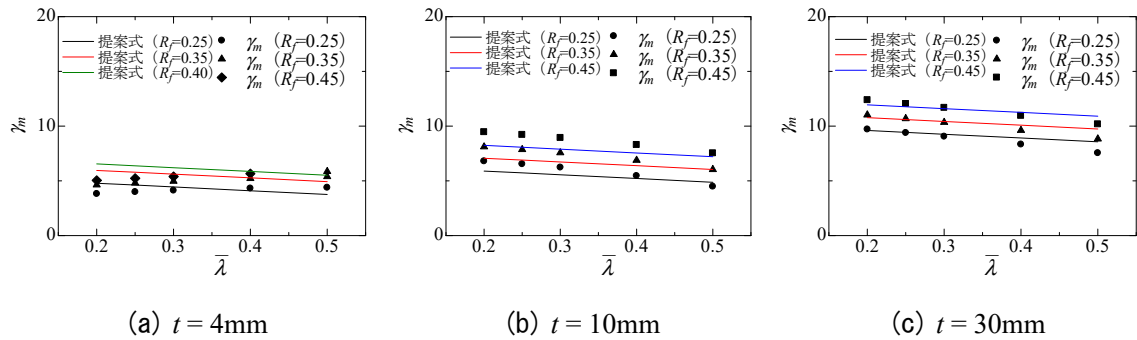


図-3.10 限界ひずみ補正係数と細長比パラメータの関係

図-3.8 および図-3.9 より、幅厚比パラメータおよび板厚と限界ひずみ補正係数には、正の相関がみられることが分かる。一方、図-3.10(b), (c)から分かるように、細長比パラメータと限界ひずみ補正係数には負の相関がみられた。ただし図-3.9(a)を見ると、 $t=4\text{mm}$ の場合には若干ではあるが正の相関となっていることが分かる。

このように、限界ひずみ補正係数 γ_m は第2章で検討したひずみ集中補正係数のように、各構造パラメータの影響を受けることが分かった．そのため、幅厚比パラメータ、板厚および細長比パラメータを変数として重回帰分析を行い、 γ_m の近似式を次式のように求めた．

$$\gamma_m = 11.7R_f + 0.74\left(\frac{t}{4}\right) - 3.43\bar{\lambda} + 1.81 \quad (3.10)$$

$$0.25 \leq R_f \leq 0.45, \quad 4\text{mm} \leq t \leq 30\text{mm}, \quad 0.20 \leq \bar{\lambda} \leq 0.50$$

式(3.10)の適用範囲は上記のとおりである．ただし第2章で述べたように、 $R_f = 0.45$ 程度かつ $t = 4\text{mm}$ 程度のケースについては、shell解析において延性き裂発生よりも局部座屈が先行し損傷度 $D=1$ に達しなかった．そのため、このようなパラメータの場合には、shell解析を併用するなど本手法の適用には注意が必要である．

式(3.10)による近似直線を図-3.8～3.10に併記している．同図から分かるように、式(3.10)は概ね $\gamma_m (= \alpha_{cr} \cdot \beta)$ を近似できていると考えられる．ただし前述したように、 $t = 4\text{mm}$ の場合に細長比パラメータと $\gamma_m (= \alpha_{cr} \cdot \beta)$ には若干ではあるが正の相関がみられた．しかしながら、 γ_m の近似式における $\bar{\lambda}$ の係数は板厚によらず負であるため、図-3.10(a)を見ると若干ではあるが近似の精度が低下する傾向がみられる．

ここで図-3.11に、 γ_m の近似式の精度を示す．同図では、縦軸に式(3.10)から求めた γ_m をとっている．また、横軸に $\alpha_{cr} \cdot \beta$ をとっており α_{cr} は式(3.7)、 β は第2章の式(2.14)および式(2.15)からそれぞれ算出した値である．同図から分かるように、式(3.10)は $\alpha_{cr} \cdot \beta$ の平均値近似式であるために、プラス側、マイナス側両方に振れた分布がみられ、両者の誤差はほとんどのケースで $\pm 10\%$ 程度である．ただし、 $\alpha_{cr} \cdot \beta$ が4～6程度と比較的値が小さい場合には、誤差が $\pm 20\%$ 程度になるケースも見られる．

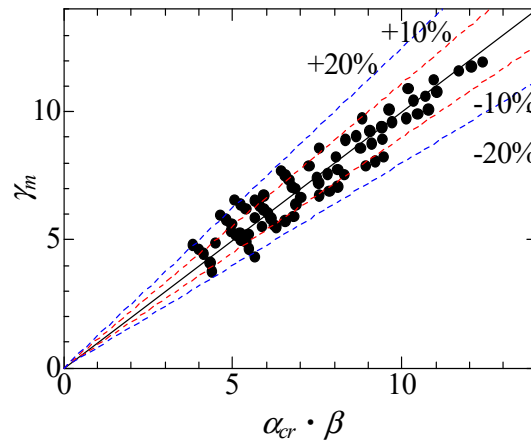


図-3.11 限界ひずみ補正係数の近似式の精度

このように、限界ひずみ補正係数 γ_m は第2章で検討したひずみ集中補正係数のように、各構造パラメータの影響を受けることが分かった．そのため、幅厚比パラメータ、板厚および細長比パラメータを変数として重回帰分析を行い、 γ_m の近似式を次式のように求めた．

$$\gamma_m = 11.7R_f + 0.74\left(\frac{t}{4}\right) - 3.43\bar{\lambda} + 1.81 \quad (3.10)$$

$$0.25 \leq R_f \leq 0.45, \quad 4\text{mm} \leq t \leq 30\text{mm}, \quad 0.20 \leq \bar{\lambda} \leq 0.50$$

式(3.10)の適用範囲は上記のとおりである．ただし第2章で述べたように、 $R_f = 0.45$ 程度かつ $t = 4\text{mm}$ 程度のケースについては、shell解析において延性き裂発生よりも局部座屈が先行し損傷度 $D=1$ に達しなかった．そのため、このようなパラメータの場合には、shell解析を併用するなど本手法の適用には注意が必要である．

式(3.10)による近似直線を図-3.8～3.10に併記している．同図から分かるように、式(3.10)は概ね $\gamma_m (= \alpha_{cr} \cdot \beta)$ を近似できていると考えられる．ただし前述したように、 $t = 4\text{mm}$ の場合に細長比パラメータと $\gamma_m (= \alpha_{cr} \cdot \beta)$ には若干ではあるが正の相関がみられた．しかしながら、 γ_m の近似式における $\bar{\lambda}$ の係数は板厚によらず負であるため、図-3.10(a)を見ると若干ではあるが近似の精度が低下する傾向がみられる．

ここで図-3.11に、 γ_m の近似式の精度を示す．同図では、縦軸に式(3.10)から求めた γ_m をとっている．また、横軸に $\alpha_{cr} \cdot \beta$ をとっており α_{cr} は式(3.7)、 β は第2章の式(2.14)および式(2.15)からそれぞれ算出した値である．同図から分かるように、式(3.10)は $\alpha_{cr} \cdot \beta$ の平均値近似式であるために、プラス側、マイナス側両方に振れた分布がみられ、両者の誤差はほとんどのケースで $\pm 10\%$ 程度である．ただし、 $\alpha_{cr} \cdot \beta$ が4～6程度と比較的値が小さい場合には、誤差が $\pm 20\%$ 程度になるケースも見られる．

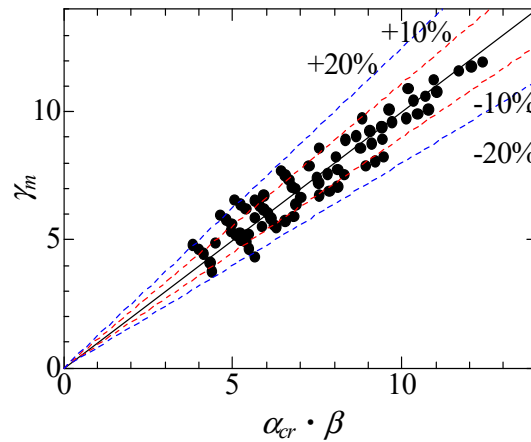


図-3.11 限界ひずみ補正係数の近似式の精度

3.6.3 shell 解析結果との比較

ここでは、 γ_m を導入した構造レベルの延性き裂発生限界ひずみ $\varepsilon''_{f)struct}$ を破壊基準として Pushover 解析結果に適用し、第2章で得られた shell 解析結果との比較から、その適用性を検証する。

図-3.12 に、解析モデル 30-25-4 を例に、Pushover 解析より得られた引張ひずみ-水平変位関係を示す。このケースでは、shell 解析における $D=1$ 時の変位は $\delta_{dc,shell}/\delta_y=6$ であり、このときの引張ひずみは $\varepsilon_{f,shell}=0.021$ である。限界ひずみ補正係数は式(3.10)から $\gamma_m=4.45$ と算出でき、式(3.8)から構造レベルの延性き裂発生限界ひずみは $\varepsilon''_{f)struct}=0.017$ となる。そして、図-3.12 に示すように、延性き裂発生限界変位は $4.7\delta_y$ と評価される。shell 解析結果との差は安全側に-21%である。前述したように、式(3.3)を用いた場合の延性き裂発生限界変位の評価は $5.21\delta_y$ であり、 γ_m を用いた手法は同程度の評価が可能である。

図-3.13 に、すべての解析ケースについて、shell 解析結果と提案手法の比較を示す。縦軸に γ_m を用いた手法により算出した延性き裂発生限界変位 $\delta_{dc,pre}/\delta_y$ 、横軸に shell 解析における $D=1$ 時の延性き裂発生変位 $\delta_{dc,shell}/\delta_y$ をとっている。同図から分かるように、全ケースにおいて、誤差は+10%~-30%でありほとんどのケースで安全側に評価している。3.3.2 項で検討したように、式(3.2)に基づいて材料レベルの延性き裂発生限界ひずみを β のみによって補正する手法では、誤差が-30%~-50%程度となるケースが多かったが、 γ_m により補正を行うことで精度改善が図れると言えよう。誤差がマイナス側に片寄る傾向がみられるのは、 γ_m を求める際に α_{cr} として式(3.7)を用いているためと考えられる。式(3.7)は $M+2S$ の近似式であり、平均値近似式に比べて安全側になるようになっている。

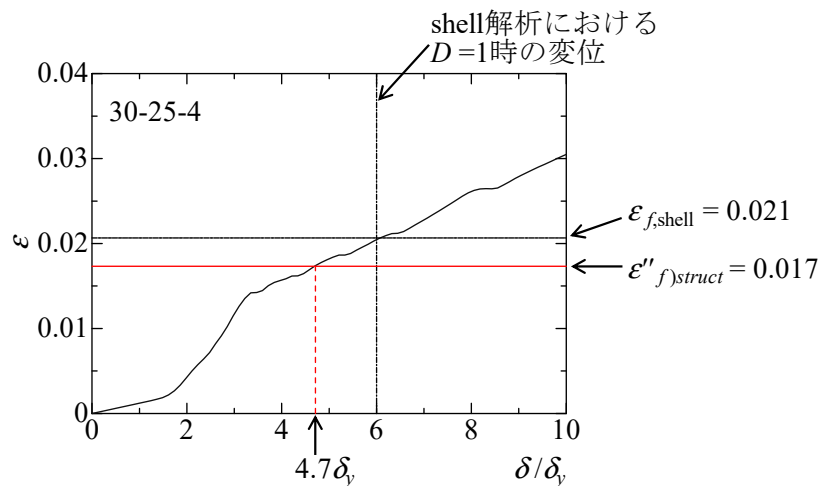


図-3.12 $\varepsilon''_{f)struct}$ による延性き裂発生限界変位の評価例
(M2SM, 30-25-4 の引張ひずみ-変位関係)

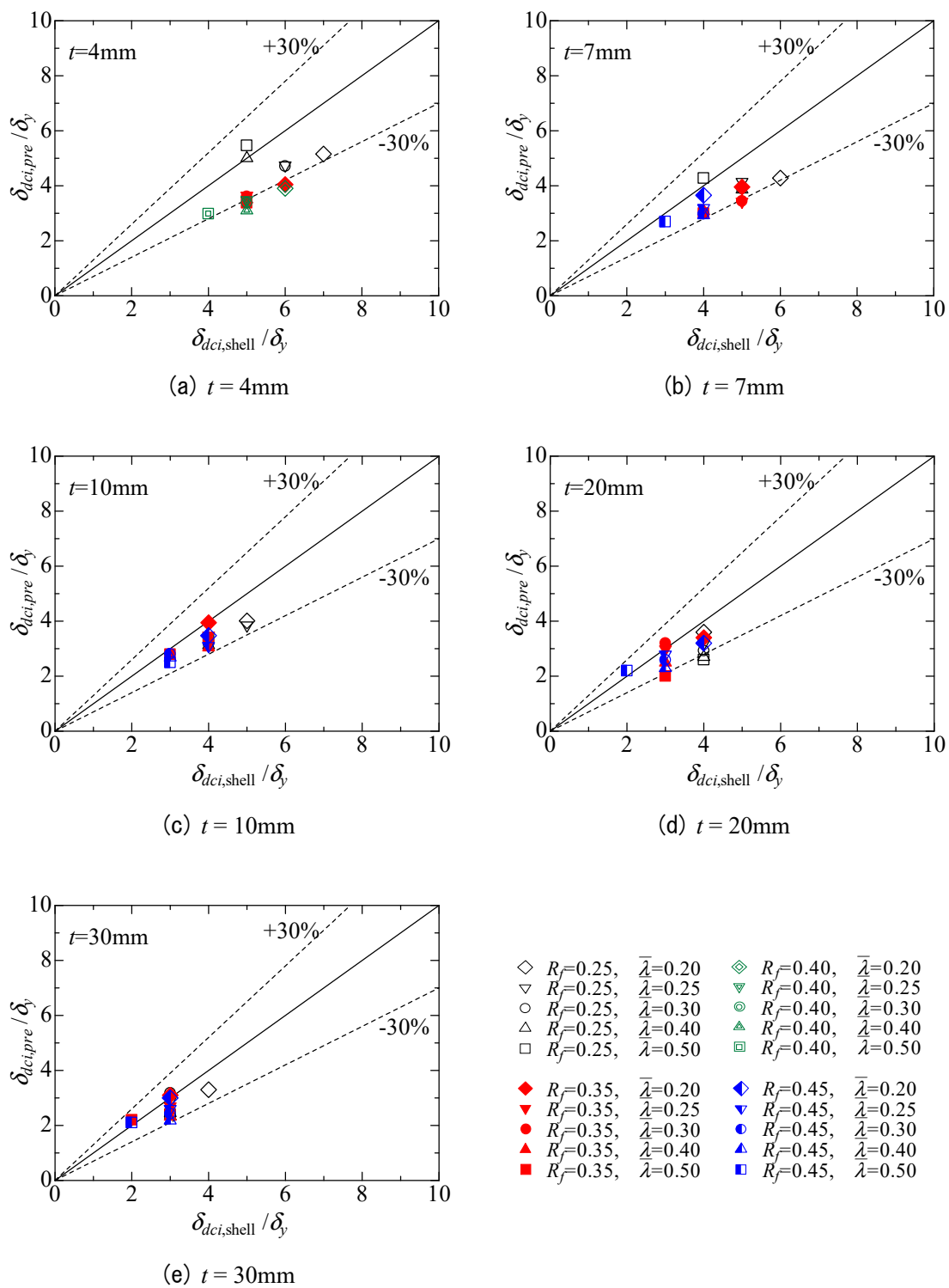


図-3.13 Pushover 解析結果 (M2SM, 破壊基準: $\varepsilon''_{f,struct}$) と shell 解析結果の比較

3.6.4 実験結果との比較

a) 検証対象の実験概要

既往の研究の鋼製補剛箱形断面橋脚を対象とした実験結果との比較から本提案手法の適用性を検証する。対象供試体は第2章でも取り上げた、S35-35I⁷⁾、KD-10⁸⁾の2体である。表-3.3、表-3.4に供試体諸元、供試体材料定数をあらためて示す。なお、第2章で取り上げたNCF20⁹⁾については限界ひずみ補正係数 γ_m の適用範囲を厳密に適用し、ここでは扱わないこととした。解析モデルは3.1と同様の方法で作成し、構成則は修正2曲面モデル⁴⁾を適用した。上記の2体の供試体に対しPushover解析を実施した。

b) Pushover 解析結果

図-3.14にPushover解析から得られた引張ひずみ－水平変位関係を示す。同図には、式(3.8)と式(3.10)により算出した構造レベルの延性き裂発生限界ひずみ $\epsilon''_{f,struct}$ を併記している。また、図-3.15に実験結果と提案手法の比較を2体まとめて示す。縦軸は $\delta_{dc,pre}/\delta_y$ 、横軸は実験において延性き裂が発生した変位 $\delta_{dc,exp}/\delta_y$ とする。図-3.13および図-3.14より、S35-35IのPushover解析結果の延性き裂発生変位は、実験結果に対して+2%の評価であり、ほぼ実験と同じ評価が得られている。KD-10のPushover解析結果の延性き裂発生変位は、実験結果に対して+23%となり若干ではあるが危険側の評価となった。

これらの供試体の実験結果^{7,8)}や無補剛断面単柱の実験結果¹⁰⁾から、局部座屈への抵抗性を増すため幅厚比パラメータを制限するなどして設計されたケースでは、き裂発生後に急に強度低下する訳ではなく、最大荷重前にき裂発生していることが分かっている。このことから、き裂発生を若干危険側に予測したとしても、構造上ただちに問題なることは少ないと考えられる。例えばKD-10において、図-3.14(b)に示した実験での最大荷重時変位は $6.3\delta_y$ である。Pushover解析による延性き裂発生限界変位は $4.9\delta_y$ であり、最大荷重前のき裂発生ということは評価できている。

表-3.3 実験供試体の諸元

	h (mm)	α	B (mm)	t (mm)	b_s (mm)	t_s (mm)	R_f	$\bar{\lambda}$	P/P_y	H_y (kN)	δ_y (mm)
S35-35I	1033	0.5	224	4.9	26	4.9	0.35	0.35	0.172	99.8	5.6
KD-10	3303	0.5	720	14	90	10	0.35	0.30	0.148	837	13.3

表-3.4 実験供試体の材料定数

		鋼種	σ_y (MPa)	E (GPa)	ϵ_y (%)	E_{st} (GPa)	ϵ_{st} (%)	σ_u (MPa)	ϵ_u (%)	ν
S35-35I		SM490YA	382	208	0.183	5.05	1.12	574	31	0.275
KD-10	板パネル	SM490A	318.7	206	0.1547	6.867	1.083	627	44.48	0.3
	補剛材		379.9	206	0.1844	5.150	1.844	638.3	40.63	0.3

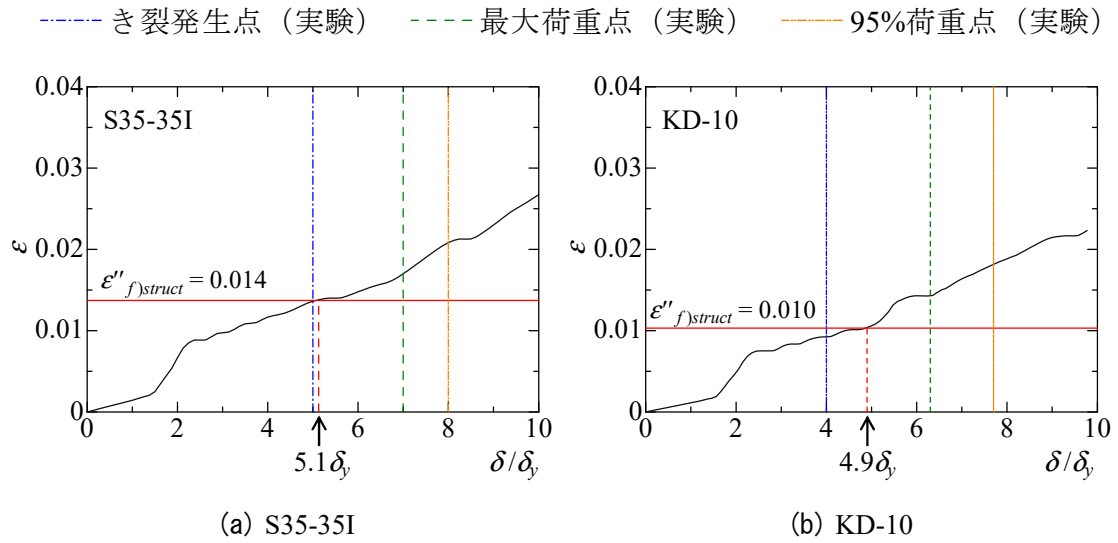


図-3.14 実験供試体の Pushover 解析結果（M2SM）

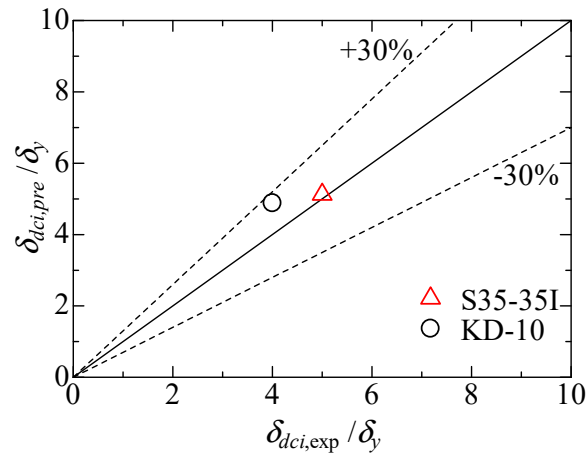


図-3.15 Pushover 解析（M2SM）と実験の延性き裂発生変位の比較

また、式(3.10)の近似精度が延性き裂発生限界変位の評価に及ぼす影響について述べる．
 例えば KD-10 について、式(3.10)から限界ひずみ補正係数を求めると $\gamma_m = 7.47$ となる．
 一方、 $\alpha_{cr} \cdot \beta$ を求めると、 $\alpha_{cr} \cdot \beta = 7.95$ となる．ここで、 α_{cr} は式(3.7)、 β は式(2.15)からそれぞれ求めている．前述のように式(3.10)は $\alpha_{cr} \cdot \beta$ の近似式であるので、両者ではこの程度の差が生じる． $\alpha_{cr} \cdot \beta = 7.95$ を式(3.3)に代入すると $\varepsilon'_{f,struct} = 0.0097$ と算出され、延性き裂発生限界変位を求めると $\delta_{dci,pre}/\delta_y = 4.3$ となる．これは、前述した $\varepsilon''_{f,struct} = 0.010$ を適用した場合の $\delta_{dci,pre}/\delta_y = 4.9$ に比べ、実験結果に近い評価である．このように、 $\varepsilon''_{f,struct}$ を適用した場合、 $\varepsilon'_{f,struct}$ を適用した場合に比べて、若干ではあるが延性き裂発生限界変位を大きく評価する場合もある．

ただし 3.6.3 項で示したように、 $\varepsilon''_{f,struct}$ を適用した場合、shell 解析結果との比較においてはほとんどのケースで安全側かつ概ね妥当な評価が得られる。実験結果との比較もより多くの事例で行うのが望ましいが、補剛箱形断面橋脚の延性き裂発生に着目した実験的検討は非常に少ない。今後は、実験的検討をさらに積み重ねた上で、Pushover 解析と $\varepsilon''_{f,struct}$ による評価手法の適用性検証を行うことが望ましいであろう。

3.7 バイリニア型応力-ひずみ関係を適用した場合の延性き裂発生限界変位の評価

本章のこれまでの検討では構成則として修正二曲面モデル⁴⁾を用いてきた。これは、限界ひずみ補正係数 γ_m の算出の元になるひずみ集中補正係数が、第2章で検討したように、修正二曲面モデルを適用した beam 解析によって導かれたものであり、Pushover 解析においてもまずは修正二曲面モデルで検討を行うのが望ましいと考えたからである。ただし、本章での目的は、実務設計においても容易に適用可能な評価手法の構築にある。そこで、実務設計でよく用いられるバイリニア型応力-ひずみ関係（以下、BL と略称する）を適用した Pushover 解析を行い、提案手法による適用性を確認する。

BL の二次勾配は $E/100$ とした。破壊基準は式(3.8)で表される構造レベルの延性き裂発生限界ひずみ $\varepsilon''_{f,struct}$ を適用し、限界ひずみ補正係数 γ_m は式(3.10)から求めた。

図-3.16 に、解析モデル 30-25-10 を例として、BL を適用した Pushover 解析より得られた引張ひずみ-変位関係を示す。同図から分かるように、Pushover 解析結果は延性き裂発生限界変位を $3.6\delta_y$ と評価し、shell 解析結果 ($4\delta_y$) と概ね整合している。

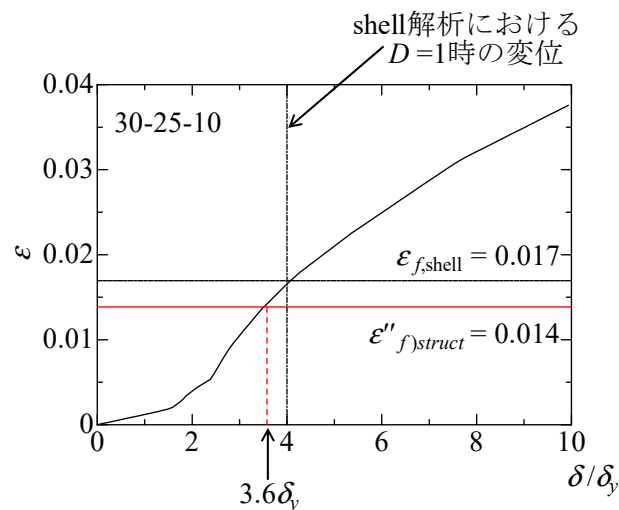


図-3.16 $\varepsilon''_{f,struct}$ による延性き裂発生限界変位の評価例
(BL, 30-25-10 の引張ひずみ-変位関係)

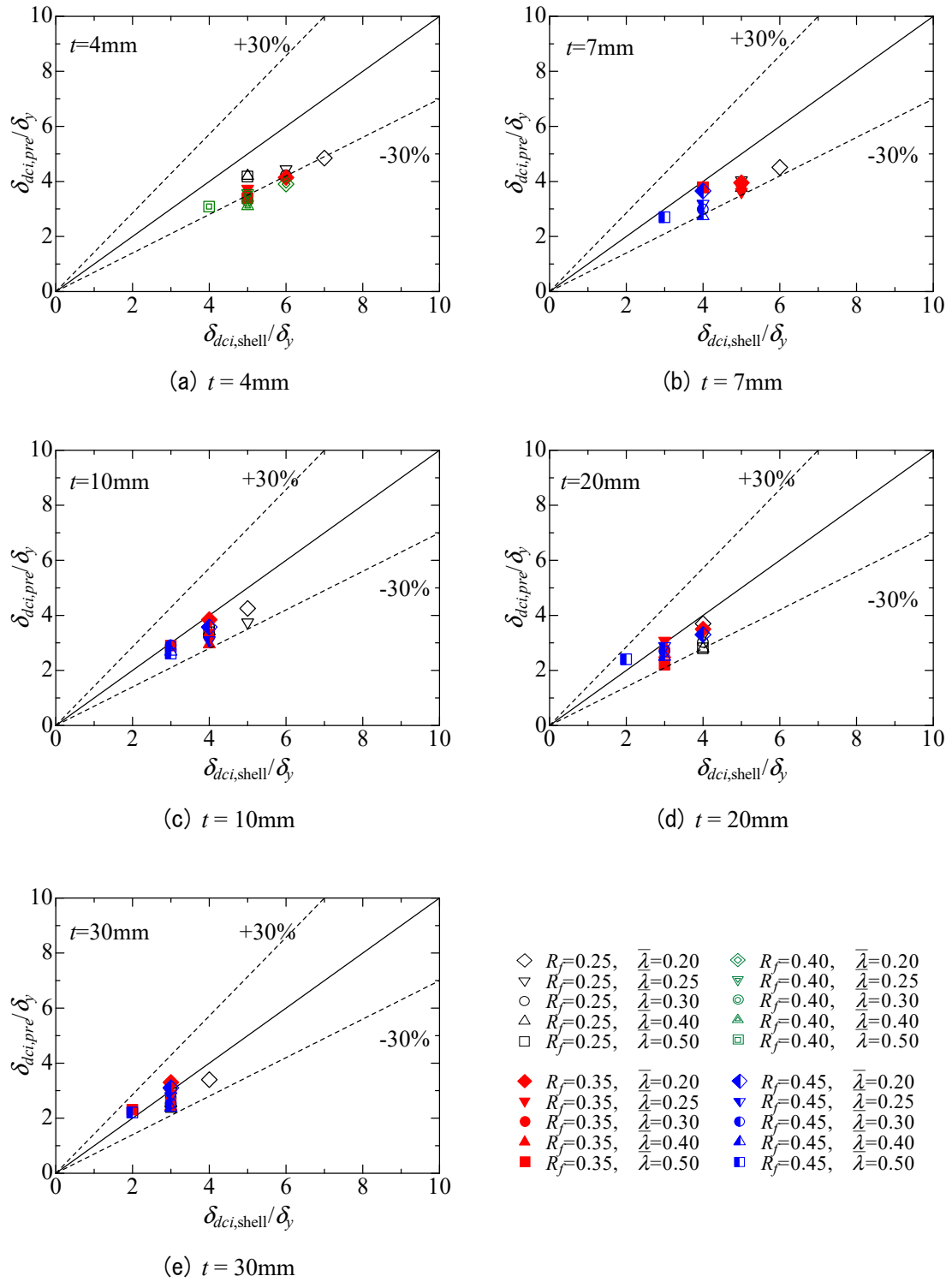


図-3.17 Pushover 解析結果 (BL, 破壊基準: $\varepsilon''_{f,struct}$) と shell 解析結果の比較

続いて図-3.17に、BLを適用したPushover解析結果とshell解析結果の比較を全てのケースについてまとめて示す。同図においては、縦軸にPushover解析による延性き裂発生限界変位 $\delta_{dc,pre}/\delta_y$ 、横軸にshell解析における $D=1$ 時の延性き裂発生変位 $\delta_{dc,shell}/\delta_y$ をとっている。同図から分かるように、誤差は+10%~-30%でありほとんどのケースで安全側に評価している。また、図-3.13に示した修正二曲面モデルの結果と比較すると、概ね同様の分布となっていることが分かる。

さらに、実験結果との比較を行う。対象とした実験は3.6.4項と同様の2体であり、これらについてBLを適用したPushover解析を行った。Pushover解析より得られた引張りずみ-変位関係を図-3.18に示す。同図から、2体とも解析結果は実験結果とよく整合していることが分かる。

以上で検討したように、Pushover解析の構成則として実務設計でよく用いられるBLを適用した場合も、shell解析結果および実験結果の延性き裂発生変位を概ね評価可能であり、十分な精度を有することが確認できた。

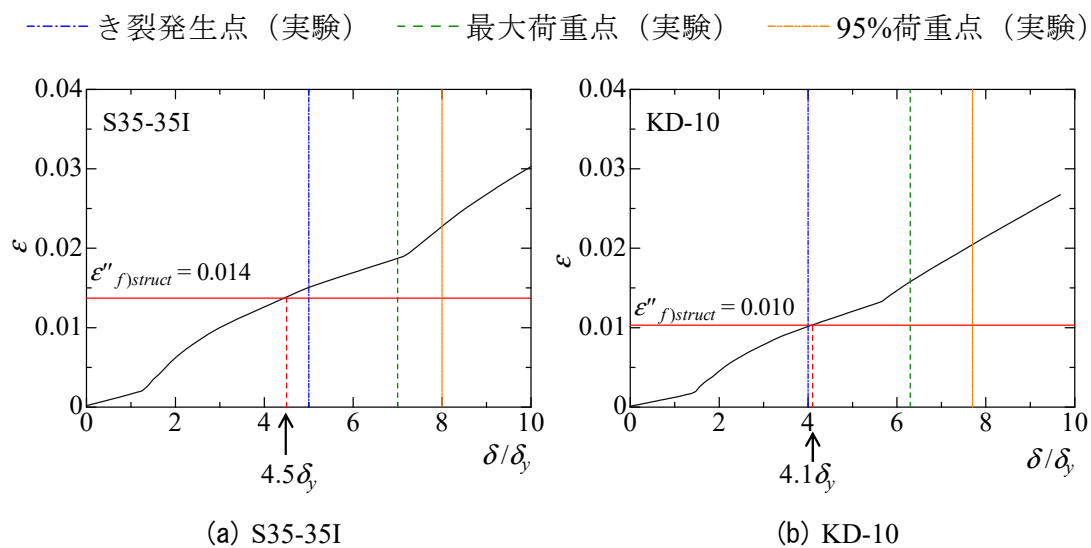


図-3.18 実験供試体のPushover解析結果 (BL)

3.8 まとめ

本章では、補剛箱形断面鋼製橋脚を対象に、beam 要素を用いたファイバーモデルの Pushover 解析から延性き裂発生限界変位を評価する手法を検討した。破壊基準として適用する構造レベルの延性き裂発生限界ひずみに着目し、その適切な設定方法について検討した。本章で提案する構造レベルの延性き裂発生限界ひずみと Pushover 解析結果から延性き裂発生限界変位の評価を行い、shell 解析結果および実験結果と比較することで、その適用可能性を検証した。本章で得られた主な知見を以下にまとめる。

- 1) 既往の研究で提案されている材料レベルの延性き裂発生限界ひずみを破壊基準とした場合、Pushover 解析を用いて延性き裂発生限界変位を評価するのは困難である。
- 2) 材料レベルの延性き裂発生限界ひずみを、繰り返し載荷の検討から得られたひずみ集中補正係数で除することで、構造レベルの延性き裂発生限界ひずみ $\epsilon_{fstruct}$ とする手法を検討した。 $\epsilon_{fstruct}$ を破壊基準とした場合、Pushover 解析による延性き裂発生限界変位は、shell 解析結果との比較で-40%程度の評価となることが分かった。
- 3) Pushover 解析に即した破壊基準について検討するため、限界ひずみ比 α_{cr} を考案した。限界ひずみ比と構造パラメータ（幅厚比パラメータ、板厚、細長比パラメータ）との関係について検討し、限界ひずみ比 α_{cr} の近似式を求めた。
- 4) Pushover 解析用の破壊基準をより簡易的に定められるようにする手法について検討した。限界ひずみ比 α_{cr} とひずみ集中補正係数の積を限界ひずみ補正係数 γ_m とし、材料レベルの延性き裂発生限界ひずみを限界ひずみ補正係数 γ_m で除することで構造レベルの延性き裂発生限界ひずみ $\epsilon''_{fstruct}$ とする手法を考案した。
- 5) 限界ひずみ補正係数 γ_m と構造パラメータ（幅厚比パラメータ、板厚、細長比パラメータ）との関係を検討し、限界ひずみ補正係数 γ_m の近似式を提案した。
- 6) $\epsilon''_{fstruct}$ を破壊基準とした場合、Pushover 解析による延性き裂発生限界変位は shell 解析結果との比較で+10%~-30%程度の評価を与え、 $\epsilon_{fstruct}$ を破壊基準とした場合と比べて精度の改善が見られた。
- 7) 構成則として修正二曲面モデルを適用した Pushover 解析と $\epsilon''_{fstruct}$ による延性き裂発生限界変位の評価手法を実験供試体に適用した。その結果、Pushover 解析による延性き裂発生限界変位は実験でのき裂発生変位に対し、+2~+23%の評価となった。若干危険側ではあるが、最大荷重前のき裂発生ということは評価出来ており、概ね妥当な精度を有すると考えられる。
- 8) 実務設計でよく用いられる簡便な構成則であるバイリニア型応力-ひずみ関係を適用した Pushover 解析を実施し、 $\epsilon''_{fstruct}$ を破壊基準として延性き裂発生限界変位の評価を行った。shell 解析結果および実験結果との比較から、構成則として BL を用いた場合も十分な精度を有することを示した。

参考文献－第3章－

- 1) 土木学会：2008年制定鋼・合成構造標準示方書，耐震設計編，2008.
- 2) 土木学会：2018年制定鋼・合成構造標準示方書，耐震設計編，2018.
- 3) ABAQUS, Inc, ABAQUS/Analysis user's manual, version 6.13-4.
- 4) Shen, C., Mamaghani, I. H. P., Mizuno, E. and Usami, T.: Cyclic behavior of structural steels. II: Theory, *Journal of Engineering Mechanics*, ASCE, Vol. 121, No. 11, pp. 1165-1172, 1995.
- 5) 宇佐美勉，鈴木森晶，Iraj H. P. Mamaghani，葛漢彬：コンクリートを部分的に充填した鋼製橋脚の地震時保有水平耐力照査法の提案，土木学会論文集，No. 525/I-33, pp. 69-82, 1995.
- 6) 葛漢彬，川人麻紀夫，大橋正稔：鋼材の延性き裂発生の限界ひずみに関する基礎的研究，土木学会地震工学論文集，Vol.28，論文番号 No.190，2005.
- 7) 芳崎一也，宇佐美勉，本間大介：大地震後の残留変位を抑制した鋼製橋脚の開発－ハイブリッド地震応答実験による検証－，構造工学論文集，Vol. 45A, pp. 1017-1026, 1999.
- 8) 中村聖三，安波博道，小林洋一，中川知和，水谷慎吾：少補剛コンパクト断面鋼製橋脚の耐震性能に関する実験，鋼製橋脚の非線形数値解析と耐震設計に関する論文集，pp.331-338，1997.
- 9) Park, J. E., Hanji, T. and Tateishi, K.: Extremely low cycle fatigue assessment of corner crack in concrete-filled steel piers based on effective notch strain approach, *Journal of Structural Engineering*, Vol. 61A, pp. 662-671, 2015.
- 10) 葛漢彬，津村康裕：鋼製厚肉断面橋脚における延性き裂発生の評価に関する実験的および解析的研究，構造工学論文集，Vol. 55A, pp. 605-616，2009.

第4章 延性き裂進展解析における損傷進展エネルギー推定法

繰り返し荷重下の延性き裂進展解析に関する既往の研究では、実験での延性き裂進展を再現する手法は示されているが予測は困難である。ここでは、損傷進展エネルギーの非破壊解析による推定法を検討し、き裂進展を予測可能にする手法を構築する。

4.1 3段階2パラメータ延性破壊モデル

本研究で用いる3段階2パラメータ延性破壊モデル^{1),2)}の概念図を図-4.1に示す。このモデルは、弾性域(0→A)、塑性域(A→B)および軟化域(B→C)の3段階で構成されている。塑性域では次式で表される損傷開始パラメータ D_{ini} が導入される¹⁾。

$$D_{ini} = \int \frac{d\varepsilon_{eq}}{\varepsilon_f(T)} \quad (4.1)$$

ここで、 $d\varepsilon_{eq}$ は相当塑性ひずみの増分、 $\varepsilon_f(T)$ は破壊ひずみである。本研究では破壊ひずみとして次式で表される、Rice と Tracey のボイド成長モデル³⁾をもとにした式⁴⁾を用いている。

$$\varepsilon_f(T) = \ln \frac{R_f}{R_0} / \left(0.283 e^{\frac{3}{2}T} \right) = \chi_{cr} \cdot e^{-\frac{3}{2}T} \quad (4.2)$$

ここで、 R_f は破壊時のボイドの等価半径、 R_0 はボイドの初期半径、 χ_{cr} は R_f と R_0 の比である延性破壊パラメータ、 T は応力三軸度(静水圧 σ_m とミーゼスの相当応力 σ_{eq} の比)である。微小増分内での応力三軸度 T が一定であると仮定し、損傷開始パラメータ D_{ini} を微小増分で表すと以下の式のようにになる^{5),6)}。

$$dD_{ini} = \begin{cases} \frac{d\varepsilon_{eq}}{\chi_{cr} \cdot e^{-\frac{3}{2}T}} & \text{when } T \geq -\frac{1}{3} \\ 0 & \text{when } T < -\frac{1}{3} \end{cases} \quad (4.3)$$

式(4.2)、式(4.3)の延性破壊パラメータ χ_{cr} は、材料の引張試験と有限要素解析から得られる材料定数であり、本研究では母材部に2.55、溶接部には2.45を与えている^{1),7)}。既往の研究より、応力三軸度が $-1/3$ 未満の場合は損傷が蓄積しない^{5),6)}とされているため、本研究においても応力三軸度が $-1/3$ 未満の場合は $dD_{ini} = 0$ と仮定している。なお、延性き裂発生には、応力三軸度と相当塑性ひずみだけでなく、偏差応力の第3不変量(Lode角)も影響すると考えられている⁸⁾が、繰り返し荷重に対する適用性や、実用化にあたり可能な限り簡便な手法が望ましいとの立場から、本研究では応力三軸度と相当塑性ひずみのみを考慮したモデルを用いている。

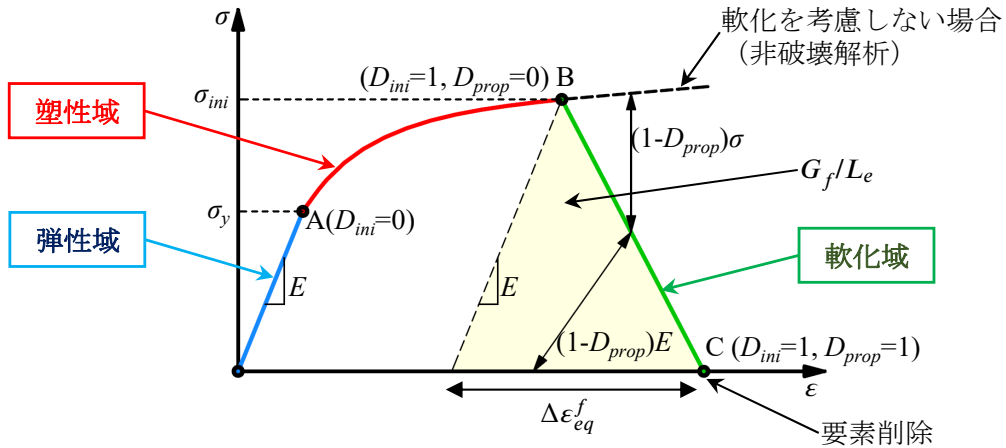


図-4.1 3段階2パラメータ延性破壊モデルの概念図

本研究の解析では、損傷進展パラメータ D_{prop} をき裂進展則として導入する¹⁾。これは、損傷開始パラメータ D_{ini} が1に達した時（図-4.1のB点）、すなわち軟化域へ移行した時に導入されるパラメータである。図-4.1のB点は、実験においては、ミクロレベルのき裂（試験体長手方向に0.1mm程度の開口幅）が発生した時に相当する¹⁾。そして、損傷進展パラメータ D_{prop} が1に達した時（図-4.1のC点）、要素が削除されると定義している。図-4.1のC点は、実験においては、マクロレベル（試験体長手方向に0.5mm程度の開口幅）のき裂が発生した時点に相当する¹⁾。 $D_{prop}=1$ に達した要素が次々と削除されていくことでき裂進展を模擬している。なお、 $D_{prop}=1$ に達し応力を負担しなくなった要素を削除しないという手法も考えられるが、本研究では、既往の研究¹⁾と同様に要素削除を行うこととした。損傷進展パラメータ D_{prop} は次式で表される。

$$D_{prop} = \frac{G}{G_f} \quad (4.4)$$

ここで、 G は損傷開始からの単位面積当たりのエネルギー吸収量、 G_f は損傷進展エネルギーであり、本研究ではミクロレベルのき裂からマクロレベルのき裂が生じるまでの単位面積当たりのエネルギー吸収量に相当する¹⁾。解析には汎用有限要素解析ソフト ABAQUS (ver 6.13)⁹⁾を用いた。ABAQUSにおける解析では、損傷進展パラメータ D_{prop} は次式のように要素の塑性変位によって計算される⁹⁾。

$$D_{prop} = \frac{G}{G_f} = \frac{u_{eq}}{u_{eq}^f} \quad (4.5)$$

ここで、 u_{eq} は要素の塑性変位、 u_{eq}^f は要素破壊時の塑性変位である。要素の塑性変位は、次のように表される¹⁾。

$$u_{eq} = \Delta \epsilon_{eq} \cdot L_e \quad (4.6)$$

ここで、 $\Delta \epsilon_{eq}$ は軟化域に移行してからの相当塑性ひずみ、 L_e は要素の特性長さ（solid 要素では要素の体積の立方根、shell 要素では要素の面積の平方根）である。 $D_{prop} = 1$ のとき、式(4.5)と式(4.6)から要素破壊時の塑性変位 u_{eq}^f を次式のように表す。

$$u_{eq}^f = \Delta \epsilon_{eq}^f \cdot L_e \quad (4.7)$$

ここで、 $\Delta \epsilon_{eq}^f$ は要素破壊時の相当塑性ひずみである。また、要素破壊時の塑性変位 u_{eq}^f は損傷進展エネルギー G_f を用いて以下の式で定義される¹⁾。

$$u_{eq}^f = \frac{2G_f}{\sigma_{ini}} \quad (4.8)$$

ここで、 σ_{ini} は損傷開始パラメータ D_{ini} が 1 に達した時の von-Mises 応力である（以降、損傷開始応力と称する）。式(4.7)と式(4.8)から損傷進展エネルギー G_f は次式のように表される¹⁾。

$$G_f = \frac{\sigma_{ini} \cdot \Delta \epsilon_{eq}^f \cdot L_e}{2} \quad (4.9)$$

なお、本研究では、損傷開始パラメータ D_{ini} のみ考慮し要素削除によるき裂進展を模擬しない解析を「非破壊解析」、損傷開始パラメータ D_{ini} および損傷進展パラメータ D_{prop} を考慮し要素削除によるき裂進展を模擬する解析を「破壊解析」と称することとする。

4.2 解析対象

4.2.1 T 型溶接継手試験体の概要

本研究で検証対象とするのは、レ形開先 T 型溶接継手に対して行われた繰り返し曲げ実験¹⁰⁾である。試験体一覧を表-4.1 に、試験体寸法一覧を表-4.2 に示す。また、試験体の概要図を図-4.2 に示す。試験体は、鋼種 SM490YA の鋼板より板厚 16mm、全長 650mm、幅 100mm で製作された。また、No.1 試験体および切欠を施した試験体についてはフィレット半径 $R_n=5\text{mm}$ となるように余盛が削除されている。切欠形状については、V 型と U 型の 2 種類であり、深さ d を 2mm と統一し、ノッチ先端半径 R_n を 0.25, 1.0, 4.0mm と変化させている。なお、溶接条件等の詳細は文献 10)を参照されたい。

載荷パターンは表-4.1 に示している通りである。実験と同様の $1\delta_y$ ごとの漸増変位繰り返し載荷であり、同表に示す最大振幅以降は定振幅載荷としている。

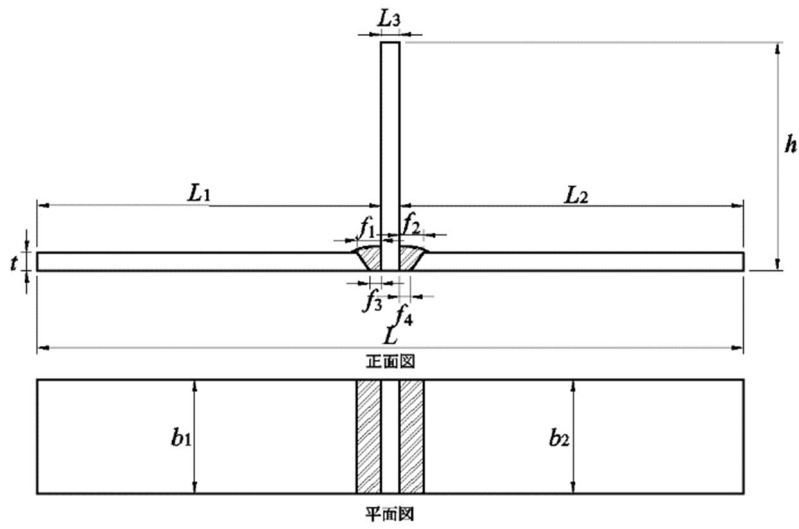
表-4.1 試験体一覧

No.	試験体名	ノッチ半径	余盛	ノッチルート	载荷パターン
1	Rinf-NWB-I	なし (∞)	なし	なし	漸増変位($0 \sim \pm 12\delta_y$) + 最大振幅($\pm 12\delta_y$)
2	Rinf-WB-I	なし (∞)	あり	なし	
3	R0.25-NWB-I-Bound	0.25 mm	なし	境界部	
4	R1.0-NWB-I-Base	1.0 mm	なし	母材部	
5	R1.0-NWB-I-F	1.0 mm	なし	溶接部	
6	R1.0-NWB-I-Bound	1.0 mm	なし	境界部	
7	R1.0-NWB-I-HAZ	1.0 mm	なし	熱影響部	
8	R4.0-NWB-I-Bound	4.0 mm	なし	境界部	
9	Rinf-WB-C1	なし (∞)	あり	なし	漸増変位($0 \sim \pm 10\delta_y$) + 最大振幅($\pm 10\delta_y$)
10	Rinf-WB-C2	なし (∞)	あり	なし	漸増変位($0 \sim \pm 8\delta_y$) + 最大振幅($\pm 8\delta_y$)

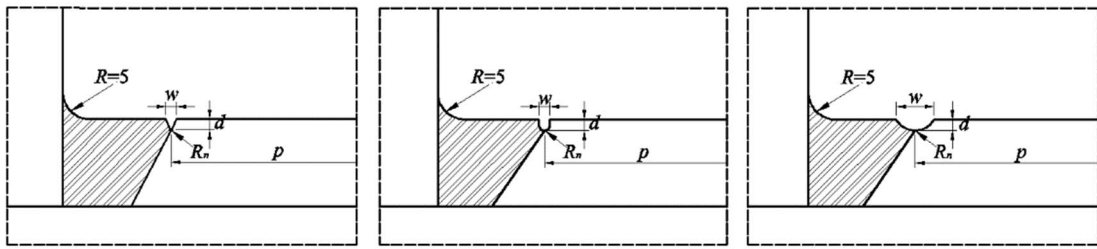
表-4.2 試験体寸法一覧 (単位: mm)

試験体名	試験体寸法														
	L	L_1	L_2	L_3	h	t	b_1	b_2	f_1	f_2	f_3	f_4	w	d	p
Rinf-NWB-I	650.3	317.2	318.0	15.1	200.3	16.0	98.9	98.6	24.8	24.0	13.0	13.0			
Rinf-WB-I	649.8	316.7	317.1	16.0	200.2	16.0	99.2	99.4	22.7	21.8	12.9	11.7			
R0.25-NWB-I-Bound	650.2	317.4	317.0	15.8	200.1	15.9	99.2	100.0	21.3	21.9	14.5	12.0	2.5	2.0	297.6
R1.0-NWB-I-Base	651.3	318.1	317.7	15.5	200.3	15.8	101.9	100.9	22.6	23.1	13.1	12.1	2.6	2.6	290.0
R1.0-NWB-I-F	650.5	317.5	317.8	15.2	201.0	15.8	99.5	100.5	22.1	23.0	12.8	12.8	2.4	2.1	303.4
R1.0-NWB-I-Bound	650.8	317.5	317.6	15.7	200.1	15.7	99.4	100.5	22.1	22.2	13.4	11.9	2.6	2.0	298.6
R1.0-NWB-I-HAZ	650.6	317.6	317.5	15.5	200.0	15.8	99.6	100.3	21.5	21.4	13.8	12.2	2.5	2.3	296.5
R4.0-NWB-I-Bound	651.0	317.8	318.0	15.2	200.1	15.9	99.6	99.0	20.6	20.0	11.5	13.4	5.8	2.0	299.1
Rinf-WB-C1	650.8	317.8	317.3	15.7	199.9	15.9	99.7	99.6	23.0	23.2	13.4	12.0			
Rinf-WB-C2	651.0	317.8	318.0	15.2	200.2	15.9	101.6	101.0	24.0	23.0	12.0	13.0			

Note : 1) $L=L_1+L_2+L_3$, 2) p は試験体端部からノッチルートまでの長さである.

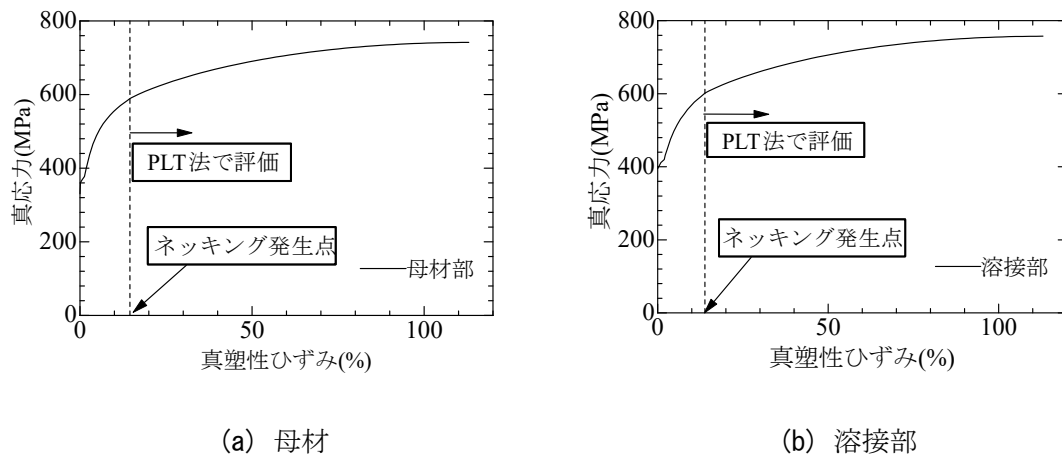


(a) 正面図および平面図



(b) V ノッチ半径 $R_n = 0.25$ (c) U ノッチ半径 $R_n = 1.0$ (d) U ノッチ半径 $R_n = 4.0$

図-4.2 T型溶接継手試験体の概要図



(a) 母材

(b) 溶接部

図-4.3 材料の真応力-真塑性ひずみ関係

4.2.2 構成則

母材部と溶接部の構成則については、それぞれの材料試験片の単調引張試験より取得した公称応力－公称ひずみ関係を、真応力－真塑性ひずみ関係に換算している．母材部と溶接部の真応力－真塑性ひずみ関係を図-4.3 に示す．本研究では、ネッキングが生じる引張強度以降の応力を評価するために、次式で表される Power Law Tangent 法¹¹⁾を採用している．

$$\sigma = \sigma_{neck}(1 + \varepsilon - \varepsilon_{neck}) - \frac{\sigma_{neck}}{1 + n}(\varepsilon - \varepsilon_{neck})^{n+1} \quad (4.10)$$

ここで、 σ_{neck} はネッキング発生時の真応力、 ε_{neck} はネッキング発生時の真ひずみ、 n は硬化率の減少速度によって決定されるパラメータで、既往の研究により SM490 鋼の場合は $n = 0.35$ とされている¹¹⁾．

硬化則については、ABAQUS において提供されている多曲線応力－ひずみ関係に対応可能な非線形移動硬化則⁹⁾を用いた．

4.3 shell 解析による破壊解析のメッシュ分割依存性の検討

4.3.1 shell 解析の概要

T 型溶接継手の繰り返し曲げ実験¹⁰⁾の試験体の内、No.4 R1.0-NWB-I-Base を取り上げて検討する．図-4.4 に解析モデルの概要を示す．ここでは、shell 要素による 2 次元モデルを用いた．支点は Y 方向の移動を拘束し、支点拘束により試験体に生じる軸力はバネ要素を用いてモデル化した¹⁾．バネ定数 k ($=1302\text{N/mm}$) は既往の研究の手法¹⁾により算出しており、Appendix 2 に具体的な算出方法を示している．構成則は 4.2.2 項で述べた通りであり、载荷パターンは実験と同様の $1\delta_y$ ごとの漸増変位载荷（最大振幅 $\pm 12\delta_y$ ）である．き裂進展部分がそれぞれ、0.14mm、0.25mm、0.375mm および 0.5mm 角になるようにメッシュ分割した 4 種類を検討する．き裂進展部分のメッシュ分割図を図-4.5 に示す．

4.3.2 解析結果

a) 損傷進展エネルギーを一定とした場合

異なる要素サイズを有する解析モデルに対して、同一の損傷進展エネルギーを与えて破壊解析を実施し、解析結果にどのような影響が生じるか検討する．与えた損傷進展エネルギーは $G_f = 150 \text{ mJ/mm}^2$ である．この値は既往の研究において、要素サイズが 0.25mm の場合に求められたものである¹⁾．本章での検討は、メッシュ分割が異なる解析モデル間の比較を行うものであり、上記の損傷進展エネルギーはあくまで仮定の値である．また、Le0.25 を基

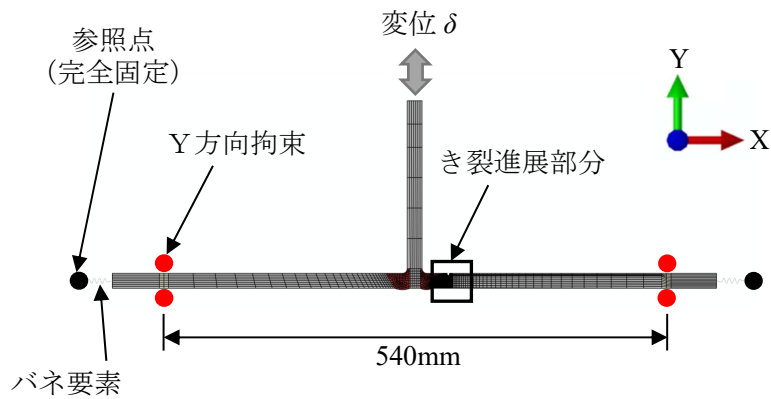


図-4.4 shell 要素による 2 次元モデル

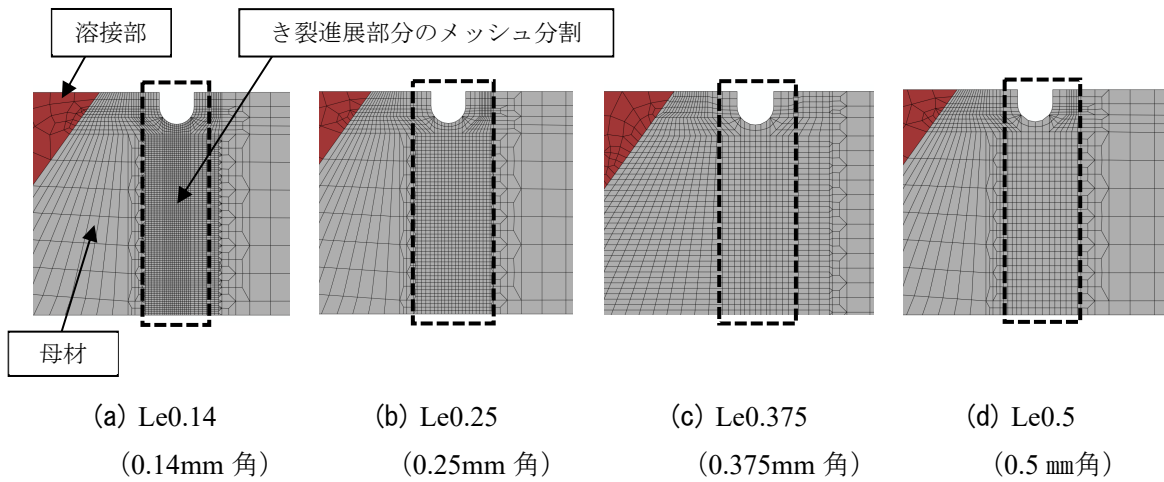


図-4.5 き裂進展部分のメッシュ分割図

準と仮定する．ここでは，下記の式で定義するき裂進展率 R_c について検討を行う．

$$R_c = \frac{L_{c,T} + L_{c,B}}{L_a} \quad (4.11)$$

ここで， $L_{c,T}$ は試験体上端（切欠底）からのき裂長さ， $L_{c,B}$ は試験体下端からのき裂長さ， L_a は切欠底から試験体下端までの長さである．これらの長さの概念を図-4.6 に示す．既往の実験結果¹⁰⁾において示されているように，き裂は試験体下端からも発生・進展する場合があります，式(4.11)のようにき裂進展率を定義した．

図-4.7(a)に解析から得られたき裂進展率と Half Cycle の関係を示す．まず，き裂発生時点に着目する．基準となる Le0.25 の場合はき裂発生時点が 17 Half Cycle であるのに対し，Le0.5 と Le0.375 では 15 Half Cycle であり 1 Cycle (2 Half Cycle)早く評価している．一方，Le0.14 のき裂発生時点は 19 Half Cycle であり，Le0.25 に比べ 1 Cycle 遅く評価している．

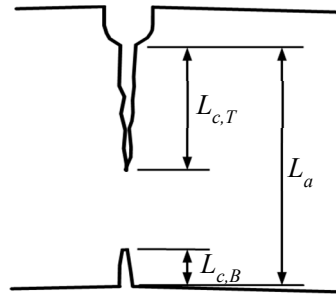


図-4.6 き裂長さの概念図

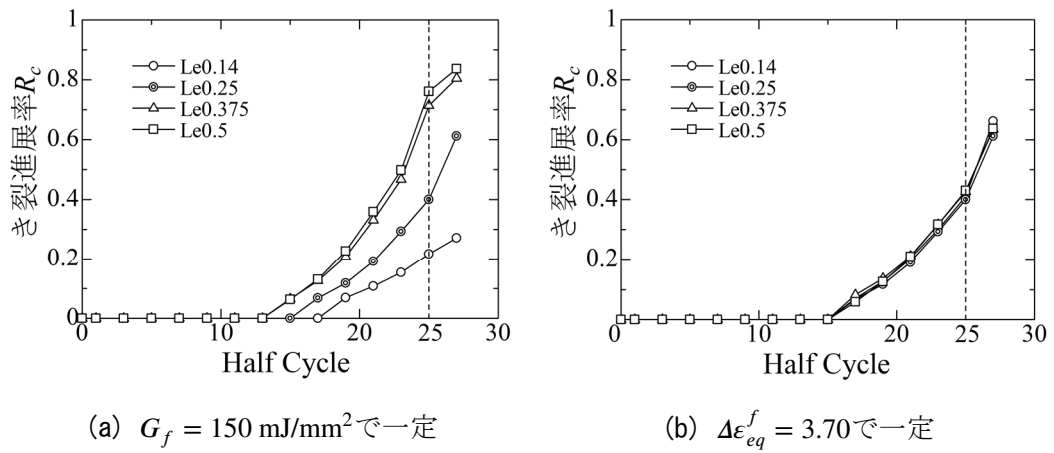


図-4.7 き裂進展率の比較

表-4.3 要素サイズごとの損傷進展エネルギー

解析 モデル	要素特性長さ $L_e(\text{mm})$	損傷進展エネルギー一定		要素破壊時の相当塑性ひずみ一定 (本研究の提案手法)	
		要素破壊時の 相当塑性ひずみ $\Delta\epsilon_{eq}^f$	損傷進展 エネルギー $G_f(\text{mJ/mm}^2)$	要素破壊時の 相当塑性ひずみ $\Delta\epsilon_{eq}^f$	損傷進展 エネルギー $G_f(\text{mJ/mm}^2)$
Le0.14	0.14	6.42	150	3.70	80
Le0.25	0.245	3.70	150	3.70	150
Le0.375	0.375	2.44	150	3.70	220
Le0.5	0.437	2.08	150	3.70	260

次に、図-4.7(a)についてき裂進展状況に着目する。25 Half Cycle 時点の Le0.5 のき裂進展率は 0.76 であり、基準となる Le0.25 のき裂進展率の 0.40 に比べ+90%の誤差がある。き裂発生からの推移を見ても、要素サイズが大きくなる程、き裂進展率を大きく評価していることが分かる。一方、Le0.14 の 25 Half Cycle 時点のき裂進展率は 0.22 であり、Le0.25 のき裂進展率の 0.40 に比べ-45%の誤差がある。き裂発生からの推移を見ても、Le0.25 に比べき裂進展率を小さく評価している。このように、異なる要素サイズの解析モデルに対して同一の損傷進展エネルギーを与えた場合、き裂進展性状に影響が出ることを確認した。

b) 要素破壊時の相当塑性ひずみを一定とした場合

損傷進展エネルギーの算出には、損傷開始応力、要素破壊時の相当塑性ひずみおよび要素特性長さの値が必要である。要素特性長さは解析モデルを作成し要素分割した時点で算出可能であり、損傷開始応力は非破壊解析によって同定可能である。したがって、要素破壊時の相当塑性ひずみの設定が問題になると考えられ、これに着目し検討した。

表-4.3 に、解析モデルごとの要素特性長さ、要素破壊時の相当塑性ひずみおよび損傷進展エネルギーをまとめた。同表より、損傷進展エネルギーが一定の場合は、要素サイズが大きくなるほど、要素破壊時の相当塑性ひずみの値が小さくなることが分かる。すなわち、要素サイズが大きくなるほど、要素削除に至るまでに必要なひずみの蓄積が過少に評価され、要素削除が早期に起こったと考えられる。このことから、損傷進展エネルギーが一定の場合、要素特性長さの違いが要素破壊時の相当塑性ひずみに影響を与え、メッシュ分割依存性が生じたのではないかと推察した。

これに対し本研究では、要素破壊時の相当塑性ひずみを要素サイズに関わらず一定と仮定した場合の損傷進展エネルギーの算出を試み、表-4.3 に算出結果を併せて示した。要素破壊時の相当塑性ひずみは、基準となる Le0.25 の値である 3.70 を要素サイズに関わらず一定と仮定した。この場合、同表に示すように、要素サイズが大きくなるほど損傷進展エネルギーは大きな値をとることが分かる。

新たに求めた損傷進展エネルギー G_f を用いて破壊解析を行った。図-4.7(b)に要素破壊時の相当塑性ひずみを一定とした場合のき裂進展率と Half Cycle の関係を示す。同図から分かるように、き裂発生時点は要素サイズに関わらずほぼ一致した結果が得られている。また、25 Half Cycle におけるき裂進展率については、基準となる Le0.25 と各モデルとの誤差は +2.7%~+7.8%となり、損傷進展エネルギーが一定の場合に比べ大きく改善された。生じた誤差については、損傷進展エネルギーを安全側の見地から 1 の位を切り捨てており、これが影響したものと考えられる。

4.3.3 ひずみ一定則

前項では、要素破壊時の相当塑性ひずみを一定とする仮説の妥当性を示した。本研究では以降、この仮説をひずみ一定則と称することとする。ただし、この仮説が成立する理由や条

件等は十分に解明できてはおらず、さらなる検討が必要である。なお、ここでは shell 要素による 2 次元モデルを用いたが、solid 解析によるより詳細なメッシュ分割依存性の検討、特に板幅方向の分割の影響や 1.0mm 角要素を用いた場合のひずみ一定則の検証を、第 7 章において行っている。

4.4 損傷進展エネルギー推定法の提案

前節の検討から、破壊解析に及ぼす要素破壊時の相当塑性ひずみの影響は大きく、これを適切に設定することが重要であると言える。ここでは、要素破壊時の相当塑性ひずみの簡易推定法を検討し、さらに、損傷進展エネルギーの新たな推定法の提案を試みる。

4.4.1 要素破壊時の相当塑性ひずみ推定式

a) solid 解析の概要

4.2 節で述べた試験体について、solid 要素により解析モデルを作成した。解析モデルの概要を図-4.8 に示す。境界条件は 4.3.1 項と同様に、支点の Y 方向の移動を拘束し、支点の拘束により試験体に生じる軸力はバネ要素を用いて簡易的にモデル化した。バネ定数は既往の研究で用いられている手法⁹⁾によって試験体ごとに設定した。試験体の対称性と解析時間短縮のため、半断面モデルとした。

また、き裂進展部分のメッシュ分割図を図-4.9 に示す。メッシュ分割による影響を確認するため、No.4 については Fine mesh (0.25mm 角、板幅 50mm を 20 分割)と Coarse mesh (0.5mm 角、板幅 50mm を 5 分割) の解析モデルを作成した。No.3 を除くその他の試験体の解析モデルは Coarse mesh のみとした。ノッチを有する試験体では、ノッチ形状を模擬するため切欠底 1mm の範囲を解析モデルごとに 5~10 分割している。No.3 については切欠が $R_n=0.25\text{mm}$ であり、本研究で用いる 0.5mm 角の要素サイズでは切欠形状の模擬が困難であったため、検討から除外することとした。 $R_n=0.25\text{mm}$ といった鋭い切欠を有する場合の提案手法の適用性検証は今後の課題としたい。载荷パターンは表-4.1 に示す実験でのパターンと同一である。

b) 解析結果

作成した解析モデルについて、非破壊解析を行った。本研究では、非破壊解析によって得られる結果の内、Coarse mesh (0.5mm 角) の解析モデルの要素破壊時の塑性変位 $u_{eq,c}^f$ と損傷開始応力 $\sigma_{ini,c}$ の関係に着目した。Coarse mesh の場合の要素破壊時の塑性変位 $u_{eq,c}^f$ は次式により求めた。

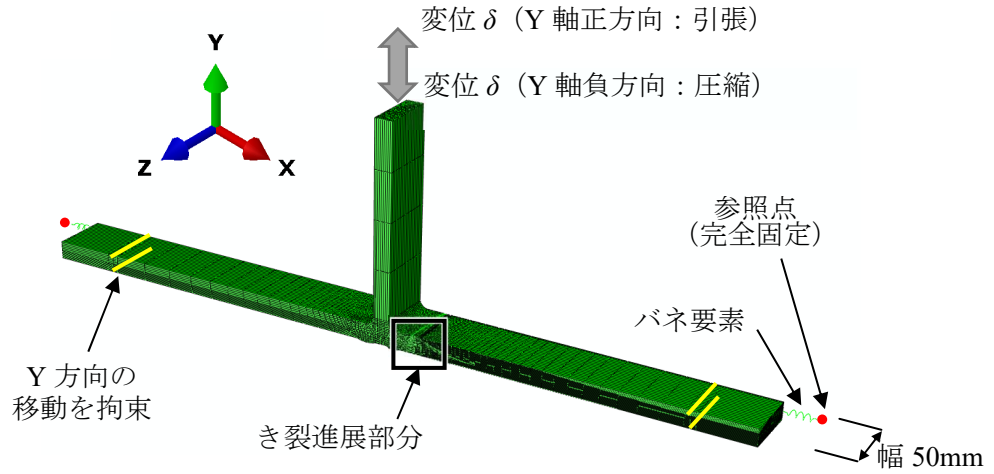


図-4.8 solid 要素による 3 次元モデル

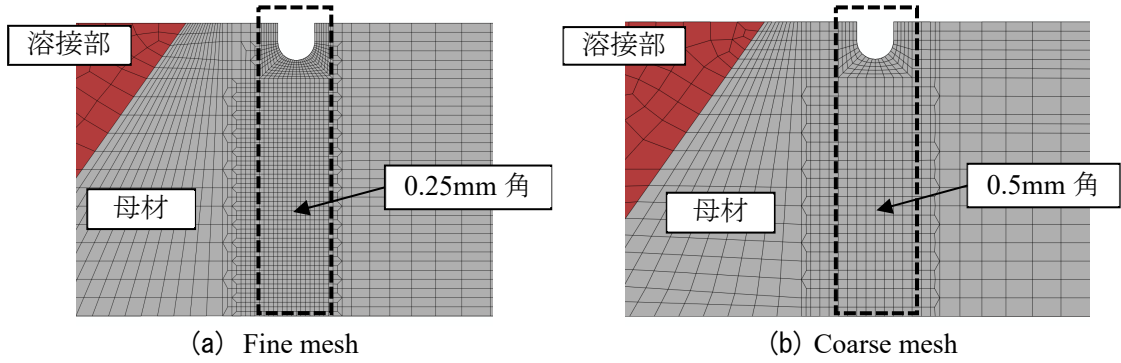


図-4.9 き裂進展部分のメッシュ分割図 (No.4 R1.0-NWB-I-Base の例)

$$u_{eq,c}^f = \Delta \epsilon_{eq}^f \cdot L_{e,c} \quad (4.12)$$

ここで、 $L_{e,c}$ は Coarse mesh の場合の要素特性長さ(mm)である．また、要素破壊時の相当塑性ひずみ $\Delta \epsilon_{eq}^f$ は既往の研究における定義¹⁾から、次式により求めた．

$$\Delta \epsilon_{eq}^f = \epsilon_{eq,macro} - \epsilon_{eq,micro} \quad (4.13)$$

ここで、 $\epsilon_{eq,macro}$ は実験でのマクロレベルのき裂確認時の相当塑性ひずみ、 $\epsilon_{eq,micro}$ は実験でのミクロレベルのき裂確認時の相当塑性ひずみである．上記の要素特性長さ、き裂確認時の相当塑性ひずみは、最もひずみが集中している一つの要素から求めた．

図-4.10 は、縦軸に Coarse mesh の場合の要素破壊時の塑性変位 $u_{eq,c}^f$ 、横軸に Coarse mesh の場合の損傷開始応力 $\sigma_{ini,c}$ をとってプロットしたものである．なお、それぞれ、要素特性長さの無次元化量 L_{e0} 、母材の降伏応力 σ_y で除することで無次元化している．要素特性長さの

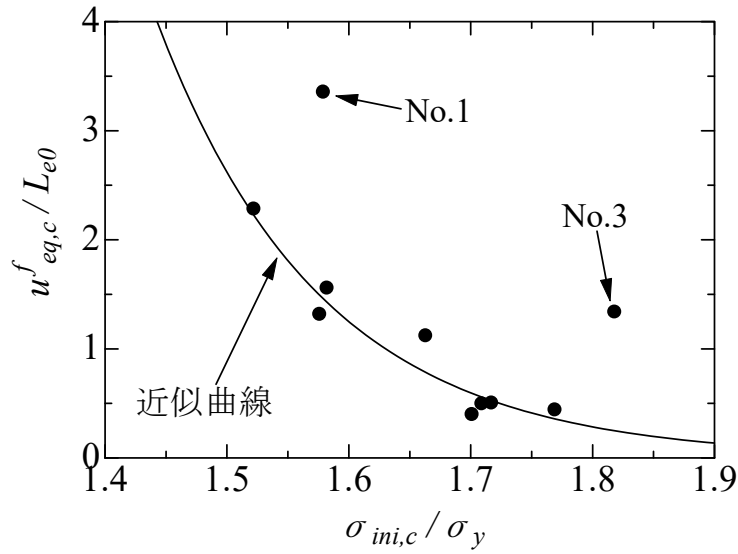


図-4.10 要素破壊時の塑性変位と損傷開始応力の関係

無次元化量 L_{e0} は、後述する近似式の算出に用いた $L_{e,c}$ の平均値(=0.983mm)とした。同図から、Coarse mesh の場合の要素破壊時の塑性変位 $u_{eq,c}^f$ と Coarse mesh の場合の損傷開始応力 $\sigma_{ini,c}$ には相関関係が見て取れる。さらに、最小二乗法により式(4.14)で表される近似式を得た。図-4.10 に式(4.14)による曲線を併せて示した。

$$\frac{u_{eq,c}^f}{L_{e0}} = 171990 \exp \left(-7.395 \frac{\sigma_{ini,c}}{\sigma_y} \right) \quad (4.14)$$

ただし、予備検討として行った破壊解析の結果に基づき、No.1 は近似式の算定から除外している。No.1 の予備検討の結果、切欠きを有していないその他の供試体に比べ、最大荷重の解析結果と実験結果の誤差が大きくなり、境界条件の再検討等が必要と推察された。この問題に関する検討は今後の課題としたい。なお、予備検討においては、既往の手法¹⁾により実験結果との比較から損傷進展エネルギーを算出している。

さらに、式(4.12)と式(4.14)から、要素破壊時の相当塑性ひずみ $\Delta \epsilon_{eq}^f$ の推定式が次式のように導かれる。

$$\Delta \epsilon_{eq}^f = 171990 \exp \left(-7.395 \frac{\sigma_{ini,c}}{\sigma_y} \right) \cdot \frac{L_{e0}}{L_{e,c}} \quad (4.15)$$

式(4.15)によって、非破壊解析から要素破壊時の相当塑性ひずみ $\Delta \epsilon_{eq}^f$ が算出可能となる。式(4.15)を適用可能なのは、き裂進展が想定される部分を Coarse mesh すなわち、原則として 0.5mm 角で分割した解析モデルとする。ただし、ノッチ形状の模擬など、0.5mm 角の分割が難しいケースを考慮し、solid 要素の場合には、要素特性長さ $L_{e,c}$ が $0.5 \leq L_{e,c} \leq 1.43(\text{mm})$ の範

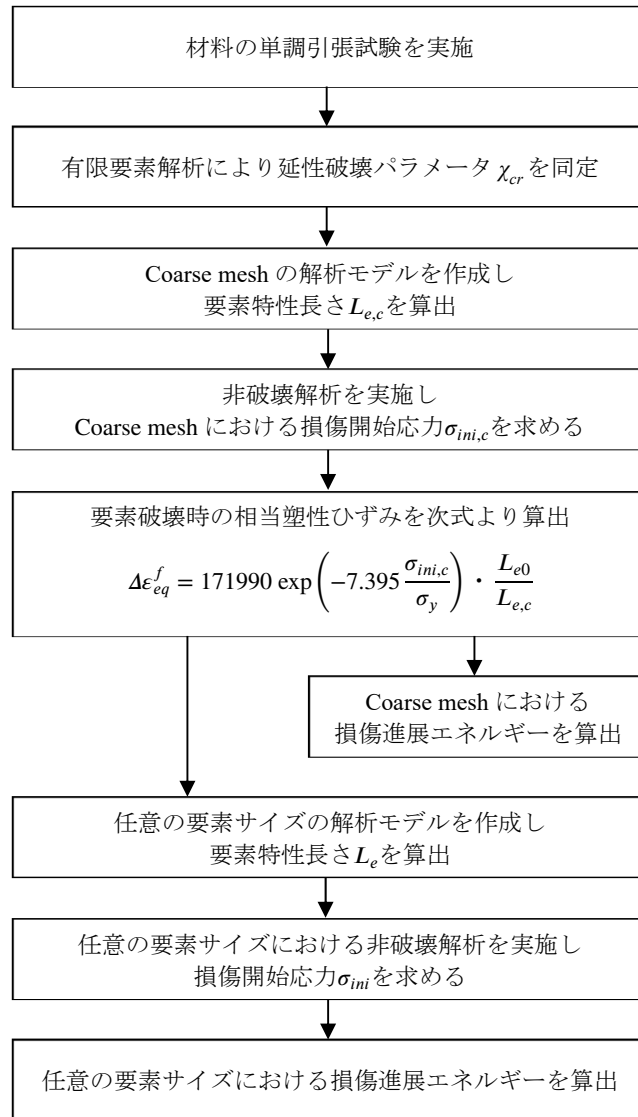


図-4.11 損傷進展エネルギー推定法の手順

囲となる場合も適用可とする。適用範囲の上限値は、式(4.15)を導出する際に用いた要素特性長さの最大値をとった。なお、第 6 章ではその他の試験体に対する適用性も検証している。そこでは損傷開始応力に基づく適用範囲も示しており、詳細は第 6 章で述べる。

4.4.2 損傷進展エネルギー推定法

図-4.11 に本研究で提案する損傷進展エネルギーの算出手順を示す。まず、材料の単調引張試験を行い、有限要素解析から延性破壊パラメータ χ_{cr} を同定する。次に、き裂進展想定部分を Coarse mesh (0.5mm 角) にて分割した解析モデルを作成し、要素特性長さ $L_{e,c}$ を算出

表-4.4 提案手法による損傷進展エネルギーの算出

No.	試験体名	σ_{ini} (MPa)	$\Delta\epsilon_{eq}^f$	L_e (mm)	G_f (mJ/mm ²)
2	Rinf-WB-I	581	1.09	1.350	420
4	R1.0-NWB-I-Base (Fine mesh)	623	1.06	0.289	90
	R1.0-NWB-I-Base (Coarse mesh)	613		0.730	230
6	R1.0-NWB-I-Bound	630	0.72	0.765	170
8	R4.0-NWB-I-Bound	627	0.74	0.790	180
10	Rinf-WB-C2	561	1.53	1.430	610

する.そして,非破壊解析を実施して Coarse mesh の場合の損傷開始応力 $\sigma_{ini,c}$ を求め,式(4.15)から要素破壊時の相当塑性ひずみ $\Delta\epsilon_{eq}^f$ を算出する. Coarse mesh の場合の損傷進展エネルギーはこれによって求められる.

任意のメッシュ分割で損傷進展エネルギーを求める場合は次のようにする.すなわち,任意のメッシュ分割で解析モデルを作成して要素特性長さ L_e を算出した上で非破壊解析を行い,損傷開始応力 σ_{ini} を求める.そして,4.3.2項のb)で述べたひずみ一定則に基づき,Coarse mesh の非破壊解析によって求めた要素破壊時の相当塑性ひずみ $\Delta\epsilon_{eq}^f$ を用いて,任意の要素サイズにおける損傷進展エネルギーを求める.

4.5 破壊解析結果

前節で提案した手法を用いて損傷進展エネルギーを算出し破壊解析を実施した.ここでは No.2, 4, 6, 8, 10 の試験体の解析結果について検討することとする.No.4 については図-4.9に示すような Fine mesh, Coarse mesh の2 ケースについて検討し, No.4 以外の解析モデルは Coarse mesh で分割した解析モデルを用いた.要素が削除された面の再接触については既往の研究での知見⁹⁾に基づき考慮していない.

図-4.11 に示した手順に基づき,新たに算出した各解析モデルの損傷進展エネルギーを,表-4.4 にまとめて示す.同表には,各解析モデルの損傷開始応力,要素破壊時の相当塑性ひずみ,要素特性長さも示している.なお,損傷進展エネルギーは安全側の見地から1の位を切り捨てることとした.また,損傷進展エネルギーは母材部と溶接部に対して同一の値を与えている⁹⁾.以下に,解析結果と実験結果の比較を行い本手法の適用性を検証していく.なお,実験結果として示すデータや写真は,既往の研究において得られた結果¹⁰⁾である.

表-4.5 き裂発生時点の比較(き裂開口幅 1mm 時点)

No.	試験体名	き裂発生時 Half Cycle	
		実験結果	解析結果 (本研究の提案手法)
2	Rinf-WB-I	25	25
4	R1.0-NWB-I-Base (Fine mesh)	17	15
	R1.0-NWB-I-Base (Coarse mesh)		15
6	R1.0-NWB-I-Bound	15	15
8	R4.0-NWB-I-Bound	15	17
10	Rinf-WB-C2	35	35

4.5.1 き裂発生時点の比較

表-4.5 に各試験体の、解析と実験のき裂発生時点の比較を示す。ここでのき裂発生時点の定義は、試験体長手方向に概ね 1mm 幅のき裂が生じた時の Half Cycle とした。これは文献 10)における実験でのき裂発生時点の定義と同様である。解析結果においては、要素削除により試験体長手方向に概ね 1mm 幅の開口が確認された時点とした。

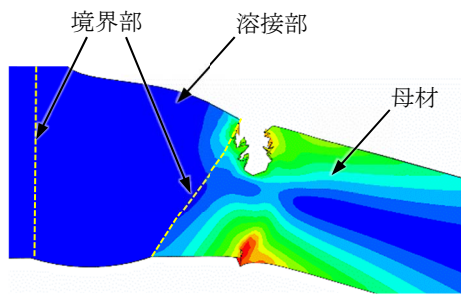
同表から分かるように、提案手法による破壊解析結果はき裂発生時点を実験結果の ± 1 Cycle の範囲の誤差で予測した。また、No.4 の Fine mesh および Coarse mesh の解析結果は同じであり、き裂発生時点の予測に対して要素サイズによらず同様の結果が得られることが分かる。

4.5.2 き裂進展性状の比較

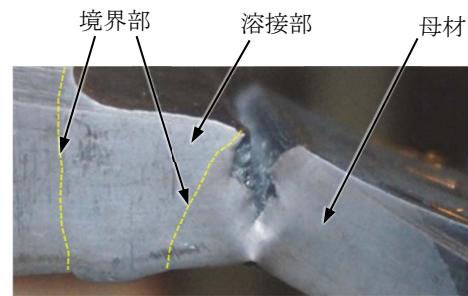
図-4.12 に各試験体の解析および実験それぞれのき裂進展性状を示すコンター図および写真を掲載する。コンター図と写真には、解析結果のき裂進展率 $R_{c,ana}$ 、実験結果のき裂進展率 $R_{c,exp}$ をそれぞれ併記した。同図では、各試験体の実験においてき裂進展率が概ね 0.5 前後の値となった時点で比較した。

図-4.12 (a)に No.2 試験体の結果を示す。同図には 35 Half Cycle 時点のき裂進展性状を示した。解析結果のき裂進展率 $R_{c,ana}=0.41$ は、実験結果の $R_{c,exp}=0.63$ に対して-34.9%であり、コンター図および写真の比較からも、き裂進展を小さく評価していることが分かる。き裂発生位置については、解析結果は溶接止端部であり実験結果と同様である。き裂進展方向については、解析結果は実験結果と概ね整合している。

図-4.12 (b)に No.4 試験体の結果を示す。同図には 25 Half Cycle 時点のき裂進展性状を示した。実験結果のき裂進展率である $R_{c,exp}=0.53$ に対して、Fine mesh の解析結果は $R_{c,ana}=0.68$

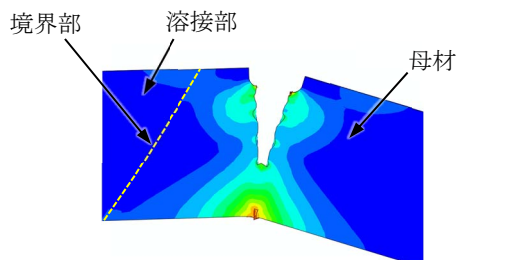


解析結果 (35 Half Cycle) , $R_{c,ana}=0.41$

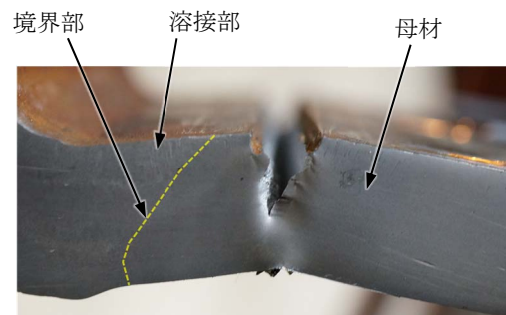


実験結果 (35 Half Cycle) , $R_{c,exp}=0.63$

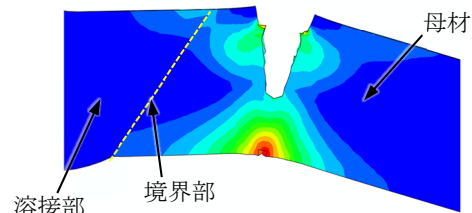
(a) No.2 Rinf-WB-I



Fine mesh 解析結果 (25 Half Cycle) , $R_{c,ana}=0.68$



実験結果 (25 Half Cycle) , $R_{c,exp}=0.53$



Coarse mesh 解析結果 (25 Half Cycle) , $R_{c,ana}=0.57$

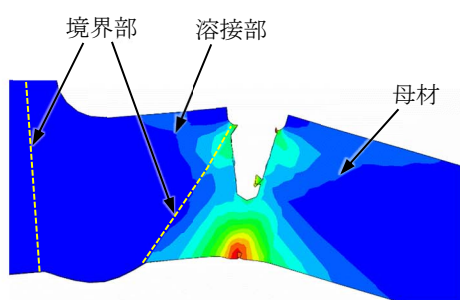
(b) No.4 R1.0-NWB-I-Base

図-4.12 き裂進展性状の比較

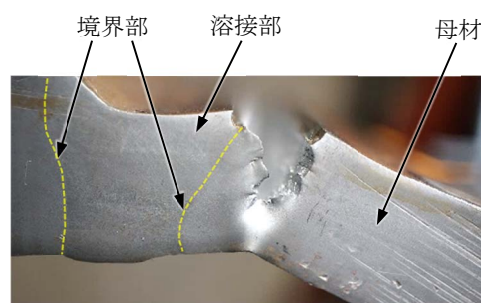
であり+28.3%の誤差, Coarse mesh 解析結果は $R_{c,ana}=0.57$ であり+7.5%の誤差があった. Fine mesh のき裂進展率が Coarse mesh に比べ大きくなった要因として, 例えば, 損傷進展エネルギーの1の位を切り捨てたことによる影響や, 板幅方向の分割の影響などが考えられる. これらの影響の有無や程度については今後さらに検討する必要があるが, Fine mesh の解析結果は Coarse mesh に比べ安全側の評価を与えており, Coarse mesh との誤差も実用上は許容可能な範囲内であると思われ, 概ね妥当なものであると考えている. なお, き裂発生位置と進展方向は, Fine mesh, Coarse mesh とも実験結果とよく整合した.

図-4.12(c)に No.6 試験体の結果を示す. 同図には 23 Half Cycle 時点のき裂進展性状を示した. 実験結果のき裂進展率 $R_{c,exp}=0.61$ に対して, 解析結果は $R_{c,ana}=0.57$ と-6.6%の誤差がある. き裂発生位置と進展方向は, 解析結果と実験結果とで概ね一致している.

図-4.12(d)に No.8 試験体の結果を示す. 同図には 23 Half Cycle 時点のき裂進展性状を示

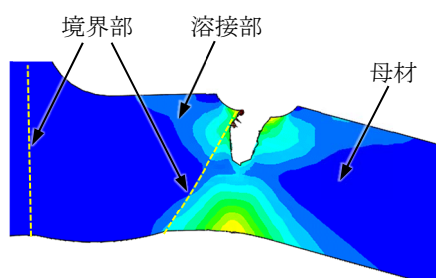


解析結果 (23 Half Cycle) , $R_{c,ana}=0.57$

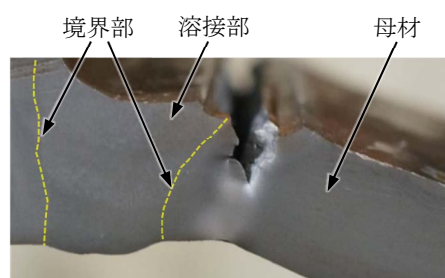


実験結果 (23 Half Cycle) , $R_{c,exp}=0.61$

(c) No.6 R1.0-NWB-I-Bound

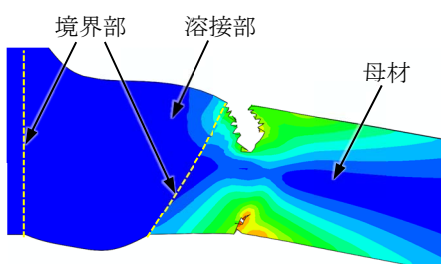


解析結果 (23 Half Cycle) , $R_{c,ana}=0.42$

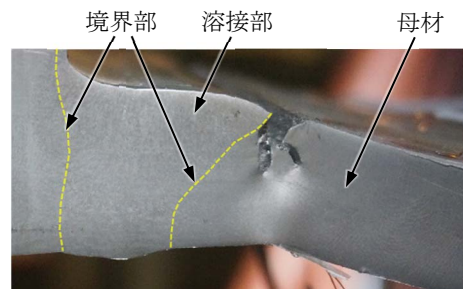


実験結果 (23 Half Cycle) , $R_{c,exp}=0.55$

(d) No.8 R4.0-NWB-I-Bound



解析結果 (51 Half Cycle) , $R_{c,ana}=0.50$



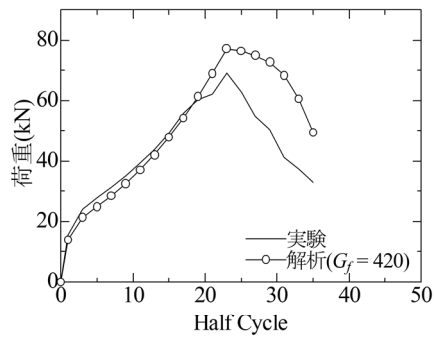
実験結果 (51 Half Cycle) , $R_{c,exp}=0.45$

(e) No.10 Rinf-WB-C2

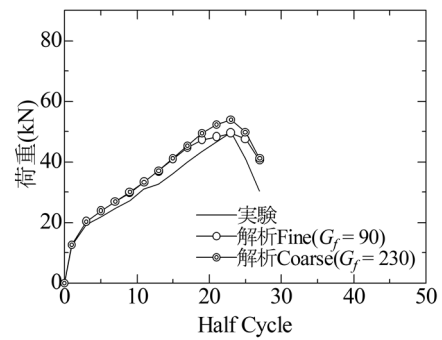
図-4.12 き裂進展性状の比較 (つづき)

した。実験結果のき裂進展率 $R_{c,exp}=0.55$ に対して、解析結果は $R_{c,ana}=0.42$ と-23.6%の誤差がある。き裂発生位置と進展方向は、解析結果と実験結果とで概ね一致している。

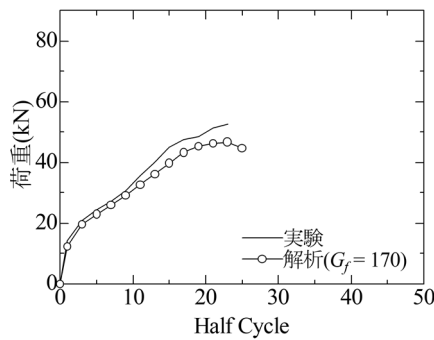
図-4.12(e)に No.10 試験体の結果を示す。同図には 51 Half Cycle 時点のき裂進展性状を示した。実験結果のき裂進展率 $R_{c,exp}=0.45$ に対して、解析結果は $R_{c,ana}=0.50$ と+11.1%の誤差がある。コンター図と写真を比較すると、試験体上部からのき裂進展については、解析結果は実験とほぼ同程度である。一方、解析結果では試験体下部の側面にもき裂進展がみられ、これにより、き裂進展率が実験に比べ大きく評価されたと考えられる。



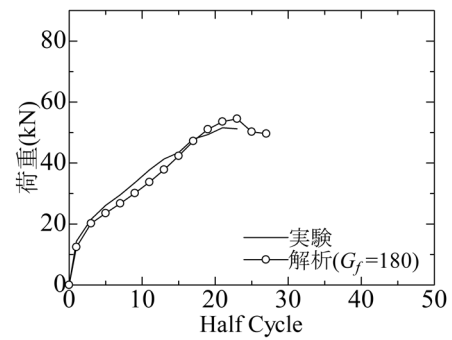
(a) No.2 Rinf-WB-I



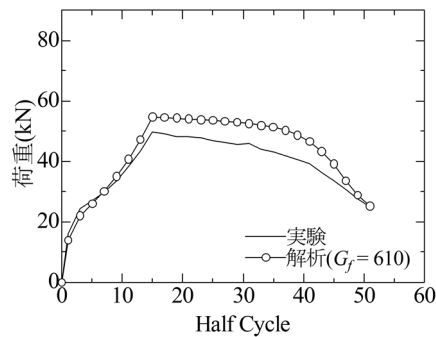
(b) No.4 R1.0-NWB-I-Base



(c) No.6 R1.0-NWB-I-Bound



(d) No.8 R4.0-NWB-I-Bound



(e) No.10 Rinf-WB-C2

図-4.13 荷重包絡線の比較 (G_f の単位: mJ/mm^2)

4.5.3 荷重包絡線の比較

図-4.13 に各試験体の、解析と実験それぞれの荷重包絡線を示す。同図は荷重—Half Cycle 関係のうち、引張側最大荷重の包絡線である。また、最大荷重と最大荷重時点 Half Cycle について、各試験体の解析と実験の結果を表-4.6 にまとめて示す。同表には、実験結果に対する解析結果の誤差を併せて示した。荷重の誤差は実験結果に対する解析結果の比率、最大

表-4.6 最大荷重の比較

No.	試験体名	最大荷重(kN) 〈最大荷重時 Half Cycle〉		誤差 (%) 〈Half Cycle〉
		実験結果	解析結果 (本研究の提案手法)	
2	Rinf-WB-I	69.3 〈 23 〉	77.2 〈 23 〉	+11.4 〈 0 〉
4	R1.0-NWB-I-Base (Fine mesh)	49.3 〈 23 〉	49.6 〈 23 〉	+0.6 〈 0 〉
	R1.0-NWB-I-Base (Coarse mesh)		54.0 〈 23 〉	+9.5 〈 0 〉
6	R1.0-NWB-I-Bound	52.6 [※] 〈 23 〉 [※]	46.7 〈 23 〉	-11.2 〈 0 〉
8	R4.0-NWB-I-Bound	51.6 〈 21 〉	54.5 〈 23 〉	+5.6 〈 +2 〉
10	Rinf-WB-C2	49.8 〈 15 〉	54.7 〈 15 〉	+9.8 〈 0 〉

※23 Half cycle の直後に急激に荷重低下した。

荷重時 Half Cycle の誤差は実験結果に対する解析結果の差で表記した。

図-4.13(a)に No.2 試験体の結果を示す。同図から分かるように、最大荷重までは、解析結果は実験結果とよく整合している。最大荷重は表-4.6 に示す通りであり、解析結果は実験結果に比べ+11.4%の誤差があった。最大荷重点については、解析結果は実験結果と同じであった。荷重低下の傾向については、解析結果は概ね実験結果を予測できているが、解析結果の方が荷重が若干大きい。図-4.12(a)に示したように、解析の方が実験に比べき裂進展を小さく評価する傾向があるため、解析結果における荷重低下が抑制されたと考えられる。

図-4.13(b)に No.4 試験体の結果を示す。同図から分かるように、Fine mesh, Coarse mesh とも実験の荷重増加、低下の傾向を概ね評価できている。表-4.6 に示す最大荷重に着目すると、Fine mesh は実験結果に比べ+0.6%、Coarse mesh は実験結果に比べ+9.5%の誤差があった。最大荷重点は、Fine mesh, Coarse mesh とも実験結果と同じとなった。図-4.13(b)をみると、Fine mesh は Coarse mesh に比べ最大荷重付近の荷重が小さくなっていることが分かる。図-4.12(b)に示したように、Fine mesh の方がき裂進展を大きく評価する傾向があり、これにより最大荷重が小さくなったと考えられる。

図-4.13(c)に No.6 試験体の結果を示す。同図から分かるように、解析結果は実験結果に比べ荷重を若干小さく評価している。実験では、23 Half Cycle においてき裂進展率が 0.5 程度になっても、荷重低下がみられなかった。一方、解析結果は 23 Half Cycle で最大荷重となった。表-4.6 から 23 Half Cycle 時点での荷重を比べると、解析結果は実験結果の-11.2%であった。

図-4.13(d)に No.8 試験体の結果を示す。同図から解析結果は概ね実験結果と整合していることが分かる。また、最大荷重は表-4.6 に示す通りであり、解析結果は実験結果の+5.6%であった。最大荷重時点については、解析結果は実験結果に比べ 1 Cycle 遅く評価した。

図-4.13(e)に No.10 試験体の結果を示す。解析結果は実験結果に比べ荷重を若干大きく評価しているが、荷重増加、低下の傾向は概ね整合している。また、最大荷重は表-4.6 に示す通りであり、解析結果は実験結果に比べ+9.8%の誤差があった。最大荷重時点については解析結果と実験結果で同じであった。

4.6 まとめ

本章では、繰り返し曲げを受ける溶接継手を対象に、鋼構造物における延性き裂発生・進展を模擬可能とする解析手法について検討を行った。まず、損傷進展エネルギーのメッシュ依存性について検討した。さらに、要素破壊時の塑性変位と損傷開始応力の関係について考察し、損傷進展エネルギーの簡易算出法について検討した。本章で得られた主な知見を以下にまとめる。

- 1) shell 要素を用いた 2 次元モデルの破壊解析の結果、損傷進展エネルギーを一定として要素サイズを変化させた場合、き裂進展率は要素サイズによって影響を受けることを示した。
- 2) shell 要素を用いた 2 次元モデルの破壊解析において、要素破壊時の相当塑性ひずみを一定と仮定し損傷進展エネルギーを算出した場合、要素サイズに関わらず同様の解析結果が得られることを示した。また、この仮定をひずみ一定則と称することとした。
- 3) solid 要素を用いた解析モデルの非破壊解析の結果、要素破壊時の塑性変位と損傷開始応力に相関関係があることを示し近似式を得た。
- 4) 要素破壊時の塑性変位と損傷開始応力の近似式から、要素破壊時の相当塑性ひずみの推定式を得た。これにより、材料試験と非破壊解析によって任意のメッシュ分割における損傷進展エネルギーを算出可能とする簡易的手法を提案した。
- 5) solid 要素を用いた解析モデルに対し、提案手法による損傷進展エネルギーを用いた破壊解析を、切欠がない試験体（余盛あり）、 $R_n=1.0\sim 4.0\text{mm}$ の切欠を有する試験体に対して実施した。その結果、き裂発生時点については ± 1 Cycle 以内の誤差で実験結果を予測した。き裂進展性状については、解析結果は概ね実験結果と整合することを示した。最大荷重については実験結果を $\pm 11\%$ 程度の誤差で予測可能であり、き裂進展による荷重低下を概ね評価可能であることを示した。ただし、 $R_n=0.25\text{mm}$ といった切欠を有する場合の提案手法の適用性については、今後のさらなる検討が必要である。
- 6) Fine mesh (0.25mm 角) と Coarse mesh (0.5mm 角) の解析モデルの破壊解析結果の比較を行った。その結果、提案手法により損傷進展エネルギーを算出することで、異なるメッシュ分割の解析モデルにおいても概ね同様のき裂進展性状や荷重包絡線が得られることを示した。

参考文献－第 4 章－

- 1) 猪飼豊樹, 葛漢彬: 繰り返し荷重を受ける T 型溶接継手の延性破壊シミュレーション手法の構築に関する研究, 構造工学論文集, Vol.64A, pp.194-207, 2018.
- 2) 加藤友哉, 康瀾, 葛漢彬: 溶接継手の破壊メカニズムの解明に関する基礎的研究, 土木学会論文集 A1, Vol.71, No.4, pp.I_363-I_375, 2015.
- 3) Rice, J. R. and Tracey, D. M.: On the ductile enlargement of voids in triaxial stress fields, *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, Vol.17, No.3, pp.201-217, 1969.
- 4) Jia, L. J. and Kuwamura, H.: Ductile fracture simulation of structural steels under monotonic tension, *Journal of Structural Engineering*, ASCE, Vol.140, No.5, pp.04013115-1~04013115-12, 2014.
- 5) Jia, L. J. and Kuwamura, H.: Prediction of cyclic behaviors of mild steel at large plastic strain using coupon test results, *Journal of Structural Engineering*, ASCE, Vol.140, No.2, pp.04013056-1~04013056-9, 2014.
- 6) Jia, L. J. and Kuwamura, H.: Ductile fracture model for structural steel under cyclic large strain loading, *Journal of Constructional Steel Research*, Vol.106, pp.110-121, 2015.
- 7) 猪飼豊樹, 葛漢彬: 鋼部材の延性き裂進展解析における損傷進展エネルギーの決定方法に関する一検討, 土木学会第 72 回年次学術講演会講演概要集, I-110, pp.219-220, 2017.
- 8) Bai, Y. and Wierzbicki, T.: A new model of metal plasticity and fracture with pressure and load dependence, *International Journal of Plasticity*, Vol.24, No.6, pp.1071-1096, 2008.
- 9) ABAQUS, Inc, ABAQUS/Analysis user's manual, version 6.13-4.
- 10) 加藤友哉, 猪飼豊樹, 山口雄涼, 賈良玖, 葛漢彬: T 型溶接継手の延性き裂発生メカニズムの解明に関する実験的研究, 土木学会論文集 A1, Vol.72, No.4, pp.I_634-I_645, 2016.
- 11) 篠原一輝, 賈良玖, 加藤弘務, 葛漢彬: せん断応力と引張応力が作用する鋼材の延性破壊メカニズムの解明に関する研究, 土木学会論文集 A1, Vol.71, No.4, pp.I_337-I_348, 2015.

第 5 章 鋼材の三点曲げ繰り返し载荷実験

本章では、より基礎的な知見を蓄積するため、第 4 章で対象とした溶接継手ではなく、鋼材の試験体を対象に繰り返し三点曲げ载荷実験を行い、延性き裂発生・進展および破断までの挙動を明らかにする。そして、き裂進展と耐力、累積塑性率およびエネルギー吸収率といった耐震設計上の指標との関係について検討する。さらに本章では、漸増载荷のみならず、一定振幅载荷と地震時を想定したランダム载荷での実験も実施し、き裂進展挙動の比較を行う。

5.1 試験体概要

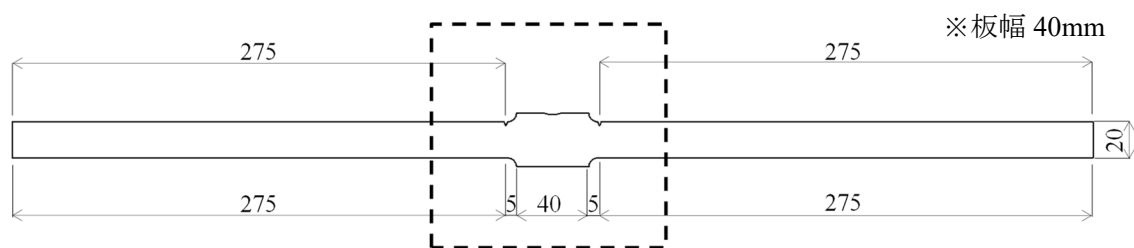
試験体は SM490YB 材を用いた母材で 7 本あり、全てに人工的な切り欠きを設けている。試験体概要図、試験体概要一覧（ノッチ形状や実験での载荷パターン）および SM490YB 鋼材の機械的性質を図-5.1、表-5.1 および表-5.2 にそれぞれ示す。機械的性質は本試験体と同鋼板から作製した材料試験片（JIS 規格 14B 号試験片）の単調引張試験（Coupon 試験）により得られた。

実構造物では、ひずみ集中部（溶接止端部やきず等の欠陥）から延性き裂が発生し、脆性的な破壊に至ることが懸念されている¹⁾²⁾。そこで、本研究では簡易的にひずみ集中部を再現するため、切り欠きを設けた試験体を製作した。試験体の切り欠き形状は U 形と V 形であり、切り欠き深さは全て 2mm とし、ノッチ半径 R は V 形の場合 0.25mm、U 形の場合は 1.0mm と 4.0mm の 2 種類で、計 3 種類である。ここで、U ノッチは溶接止端部を想定したものであり、ノッチ半径 R は既往の研究³⁾を参考に R=1.0mm、4.0mm とした。ノッチ半径は、溶接止端半径の計測事例も参考に設定しているが、これについては後述する。また、最も鋭い切り欠きとして、既往の研究³⁾⁵⁾を参考に、R=0.25mm の V ノッチを検討することとした。なお試験体名は、例えば R1.0-U-I の場合、R の後の 1.0 がノッチ半径、U がノッチ形状、I が载荷パターンを表している。

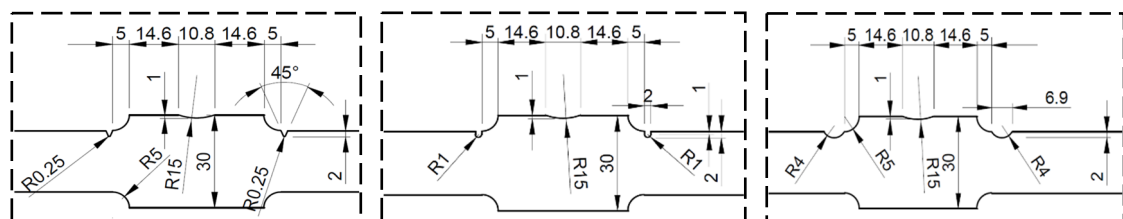
5.2 三点曲げ実験方法

5.2.1 実験の実施方法

実験には荷重±500kN、ストローク±75mm まで制御可能な MTS 試験機を用いた。試験装置概要を図-5.2 に示す。また、実験装置の両端と試験体中央にはローラーを用いた治具を設置し、繰り返し三点曲げ载荷実験を行った。支持条件はピン支持とし、支間長は 540mm である。



(a) 試験体全体図



(b) V ノッチ詳細(R=0.25)

(c) U ノッチ詳細(R=1.0)

(d) U ノッチ詳細(R=4.0)

図-5.1 試験体概要図

(単位 : mm)

表-5.1 試験体概要一覧

No.	試験体名	ノッチ半径(mm)	载荷パターン
1	R0.25-V-I	0.25	$2\delta_y$ ずつ漸増载荷
2	R1.0-U-I	1.0	
3	R4.0-U-I	4.0	
4	R1.0-U-CL	1.0	一定振幅载荷 ($\pm 14\delta_y$)
5	R1.0-U-CM	1.0	一定振幅载荷 ($\pm 10\delta_y$)
6	R1.0-U-CS	1.0	一定振幅载荷 ($\pm 6\delta_y$)
7	R1.0-U-R	1.0	ランダム载荷

表-5.2 機械的性質

鋼材	SM490YB
ヤング率 E (GPa)	210
ポアソン比 ν	0.273
降伏応力 σ_y (MPa)	363
引張強度 σ_u (MPa)	510
硬化ひずみ ε_{st} (%)	1.59
破断伸び(%)	31.1

変位計は実験試験体の中央の変位，治具の上部および下部の変位を測定するように設置した．変位計および治具の設置位置を図-5.3に示す．载荷パターンは図-5.4に示しているように，漸増载荷，一定振幅载荷およびランダム载荷である．本実験で試験体中央に設置する治具の関係で，試験機のストローク限界が $\pm 70\text{mm}$ であるため，図-5.4(a)に示すように，漸増振幅繰り返し载荷は増加量を $\pm 2\delta_y$ とし，設定した上限に達した後は一定振幅载荷へ変更し载荷実験を継続した．また，図-5.4(e)に示すように，ランダム载荷は 30 Half cycle を

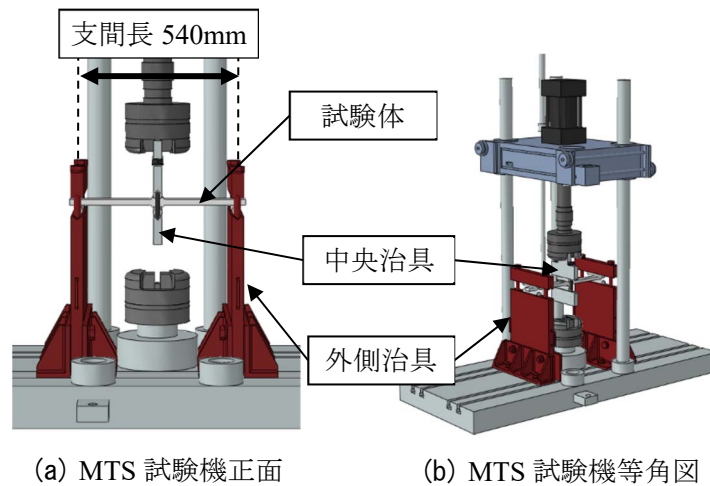


図-5.2 試験体設置概要図

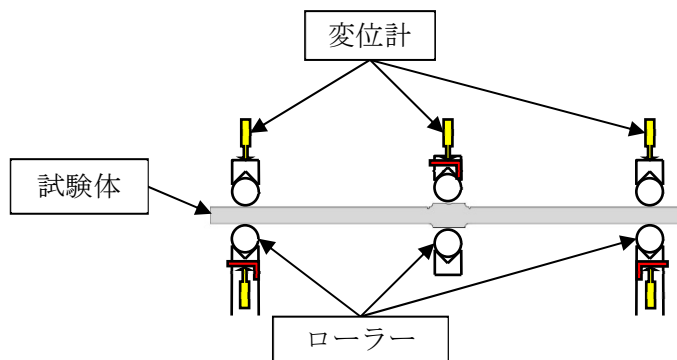


図-5.3 変位計および治具の設置位置

1 周とする Krawinkler ら⁶⁾によって提案された荷重方法を用いている．ここで，30 Half cycle に達して破断に至らなかった場合，2 周目として 1 Half cycle から再度荷重実験を継続した．なお本研究では，ランダム荷重の場合の振幅は極小値と極大値の差としている．

既往の研究^{7),8)}において，ひずみ集中部である溶接止端半径の計測が行われた例がある．判治ら⁷⁾は試験体の溶接止端半径の平均値が 1.83mm であったと報告している．また，木下ら⁸⁾の溶接止端半径の計測結果の下限値は概ね 0.7~2mm 程度である．これらの計測事例も示すように，溶接止端半径としては 1.0mm 程度が一般的と思われる．以上のことも参考にし，本研究ではノッチ半径が $R=1.0\text{mm}$ の試験体を基準と捉え，予備解析結果より算出した降伏変位 $\delta_y = 4.5\text{mm}$ を用いて荷重パターンを定めた．

T 型溶接継手を対象とした既往の研究³⁾では破断が瞬間的であったため，引張最大荷重に対して荷重が 50%低下した時点を破断時と定義していた．しかし，本実験ではその現象がほとんど見られなかったため，破断時の Half cycle は，概ね全断面が破断し急激な荷重低下が確認された時点とした．

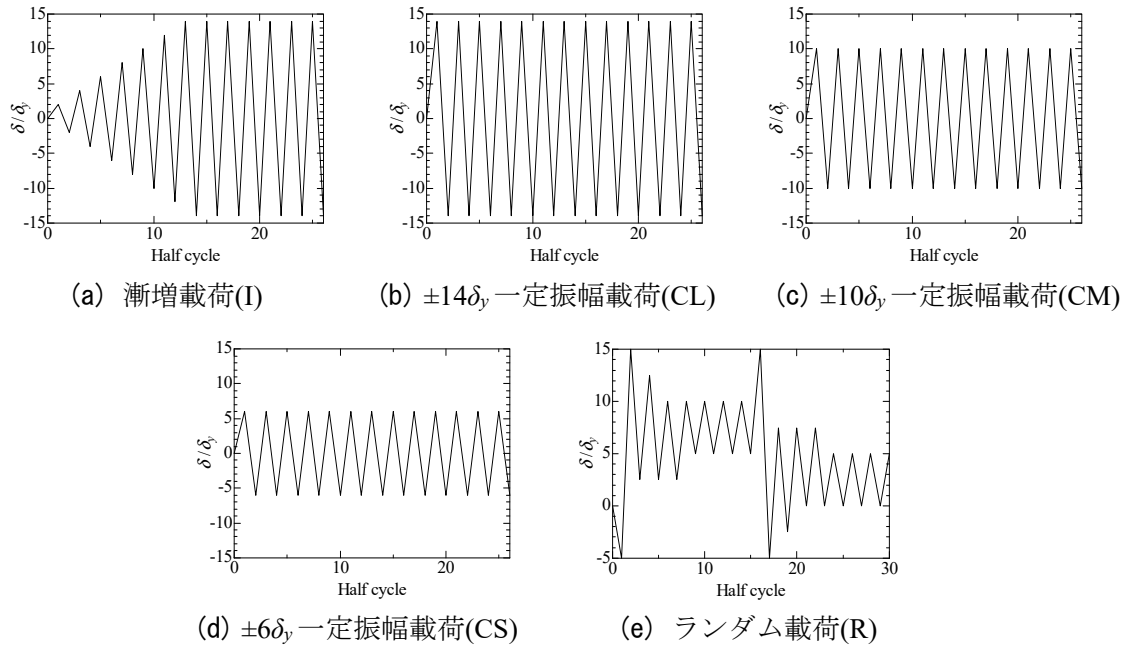


図-5.4 载荷パターン

5.2.2 き裂進展長さの測定方法

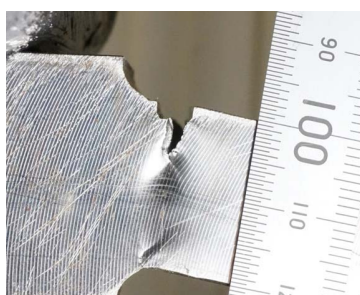
本実験では、Half cycle ごとに载荷を一時中断し、定規をき裂の上から当てて、マクロレンズ付きのカメラにより撮影を行いき裂の測定を行っている。また、既往の研究³⁾と同様に、き裂幅は試験体長さ方向に測定し、試験体板厚方向にき裂が進展するため側面観察を行った。き裂発生とき裂深さの測定状況を写真-5.1 に示す。き裂発生時のき裂幅やき裂進展時のき裂長さは、定規を当てた写真をコンピュータに取り込み、画像データ上で定規の目盛とき裂を比較して手作業にて計測した。き裂進展長さは以下の式(5.1)で定義する。また、き裂進展長さの概念図を図-5.5 に示す。

$$L_c = L_{c,t} + L_{c,b} \quad (5.1)$$

ここで、 $L_{c,t}$ はノッチ底からのき裂長さ、 $L_{c,b}$ は試験体下端からのき裂長さである。また、図-5.5 中、 t はノッチ底からの厚さである。本研究のように試験体に変形を与える場合、ある程度き裂進展すると脆性的に破断する可能性があり、実験実施者の安全も考慮して、き裂進展に関しては試験体側面からの観察および計測とした。本研究では、き裂の発生から破断までの過程における、耐力、累積塑性率、エネルギー吸収量といった試験体のマクロな指標について考察を行っており、側面からのき裂長さを用いても有用な知見は得られるものと考えている。ただし、後述するように試験体中央部と側面ではき裂進展性状が異なることが考えられるため、試験体中央部のき裂進展性状も実験的に把握するのが望ましいが、その手法の検討を含め今後の課題としたい。



(a) き裂発生測定



(b) き裂進展測定

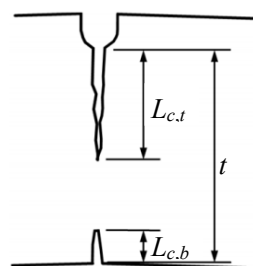


図-5.5 き裂進展長さの概念図

写真-5.1 き裂発生と進展の測定



(a) き裂発生



(b) き裂進展



(c) 下側き裂進展



(d) 破断

写真-5.2 き裂発生，進展および破断の様子（例：No.1 R0.25-V-I）

5.3 実験結果

5.3.1 き裂進展状況

以降では三点曲げ実験の結果を検討していく．まず例として No.1 R0.25-V-I のき裂発生，進展および破断までの実験状況を写真-5.2 に示し，各試験体の破断面の様子を写真-5.3 に示す．写真-5.2(a) から分かるように，No.1 R0.25-V-I においては V ノッチ底部がひずみ集中部となり，ノッチ底部からき裂が発生した．その後，き裂は徐々に進展し，15 Half cycle 時には写真-5.2(b) に示す状況となった．14 Half cycle で下側の R 部でき裂が発生し，写真-5.2(c) に示すように 16 Half cycle で大きくき裂が進展し，18 Half cycle で上下のき裂がつながり破断に至った．破断ルートは写真-5.2(d) より，上側のき裂は板厚方向に対して垂直下向きに進展し，下側のき裂は右下から左上方向に進展していることが分かる．最終的に，側面から見ればくの字型になっていることが分かる．

また，破断面におけるき裂深さは，上側のき裂の方が深いことが確認できた．これは上側だけにノッチが設けられているため，ひずみが下側の R 部よりも集中したからである．このような所見は，写真-5.3(a) の破断面からも確認することができる．

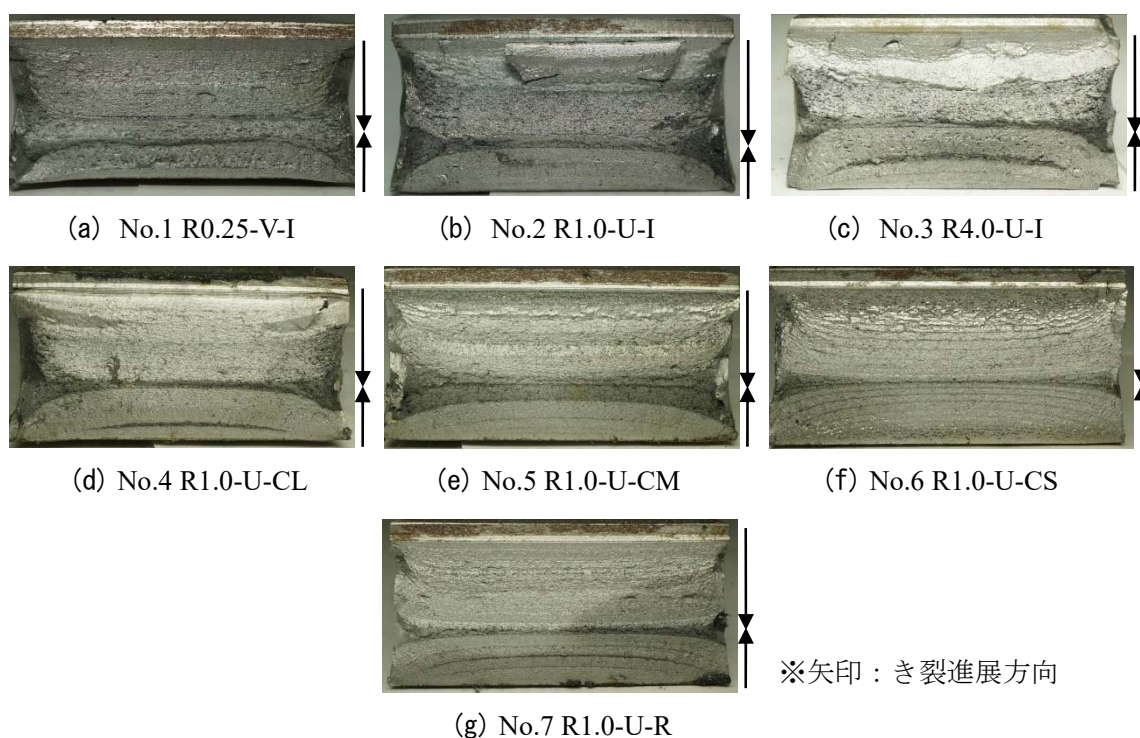


写真-5.3 各試験体破断面



写真-5.4 破断面中央部の拡大写真

また、上下のき裂がつながったと見られる部分や、き裂が一気に進展したと見られる部分には延性破壊により金属の伸びた形跡と、ディンプルと考えられる穴ぼこが破断面中央に確認できた。例として、No.1 R0.25-V-I と No.2 R1.0-U-I の破断面中央部の拡大写真を写真-5.4 に示す。

全試験体に共通して確認できたのは、初めにき裂が発生するのは必ず試験体上側の切り欠き部からであり、下側き裂はき裂発生後でもしばらく側面にき裂が現れることなく、内部深くにき裂進展していたことである。また、下側き裂の発生箇所は共通して、R 部の止端部であった。

写真-5.3(a)～(c)および写真-5.4 に示すように、漸増載荷における破断面では、中央部が延性破壊により金属の伸びた形跡と、ディンプルと考えられる穴ぼこが確認できた。また写真-5.3(d)～(f)から、一定載荷における破断面は疲労破面の特徴であるビーチマーク状の模様が確認でき、破断面両端には延性破壊の特徴であるディンプルと考えられる穴ぼこが確認できた。さらに写真-5.3(g)から、ランダム載荷における破断面にもビーチマーク状の模様が確認できたが、一定載荷の破断面とは異なり模様の間隔が様々であった。

本章では、肉眼で観測可能なき裂進展と耐力やエネルギー吸収量等のマクロな指標との関係に着目していることから、破断面に関しても肉眼で観察できるマクロレベルの観察までとしたが、今後の課題として、走査型電子顕微鏡(SEM)によるミクロレベルの破断面観察による検討も行うことが望ましいと考えられる。

表-5.3 最大荷重時・き裂発生時・破断時の Half cycle, 変位および荷重

No.	試験体	最大荷重時			き裂発生時			破断時		
		Half cycle	変位 (mm)	荷重 (kN)	Half cycle	変位 (mm)	荷重 (kN)	Half cycle	変位 (mm)	荷重 (kN)
1	R0.25-V-I	13	63.2	31.3	11	53.9	27.1	18	-47.5	-2.7
2	R1.0-U-I	13	63.2	39.2	11	54.1	33.5	18	-40.1	-2.4
3	R4.0-U-I	13	63.5	33.3	17	63.0	27.5	25	31.0	6.7
4	R1.0-U-CL	1	63.1	39.7	5	63.1	34.3	9	60.5	16.2
5	R1.0-U-CM	3	45.0	25.2	9	45.1	23.2	16	-39.1	-11.9
6	R1.0-U-CS	7	27.1	16.7	27	27.1	15.5	50	-27.2	-2.3
7	R1.0-U-R	2	67.5	39.5	32	67.6	33.9	76	65.4	12.6

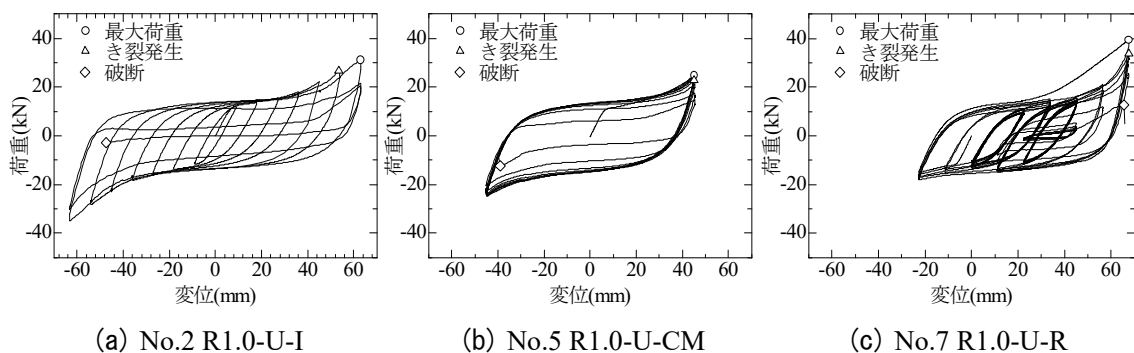


図-5.6 荷重－変位履歴曲線

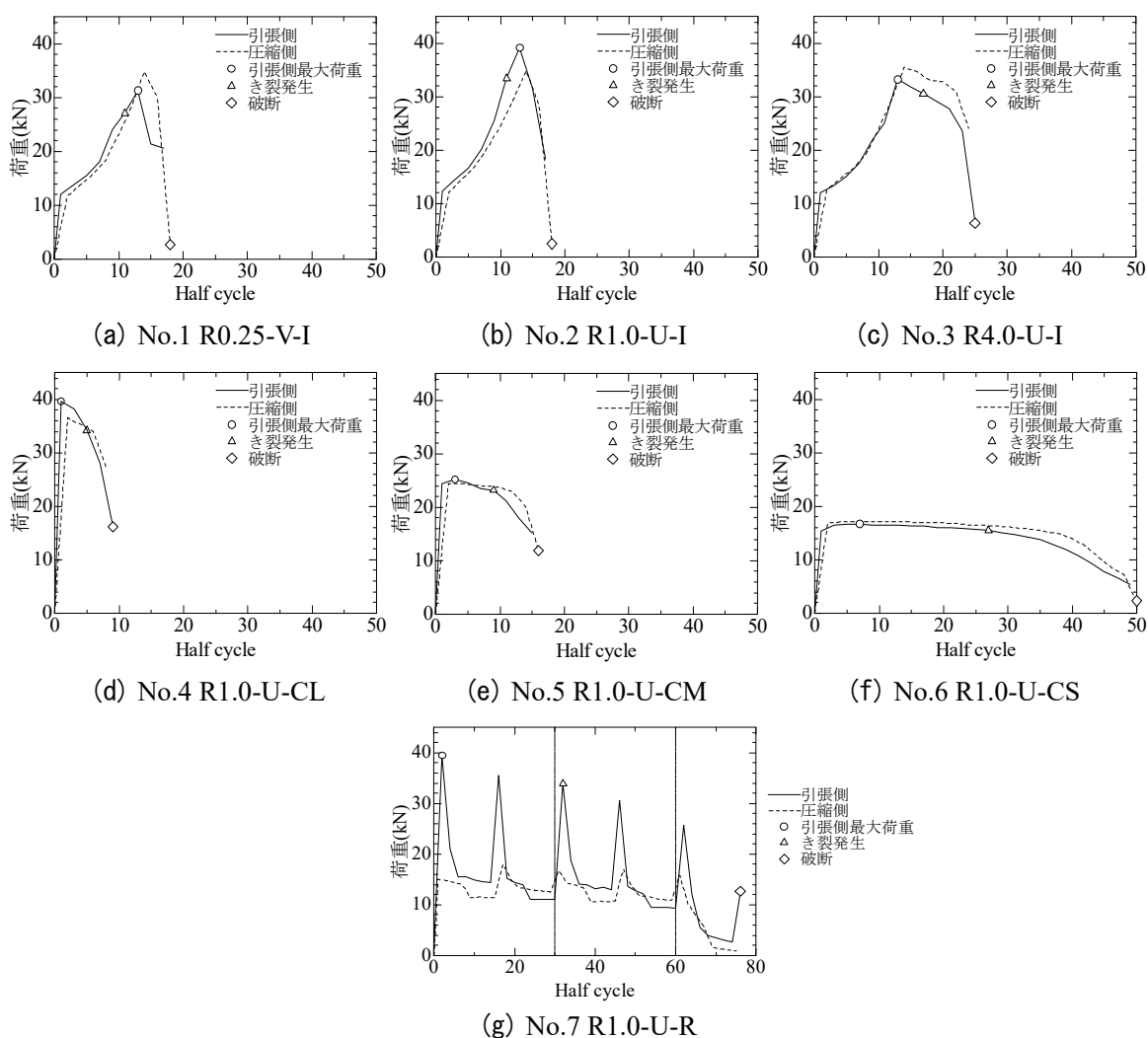


図-5.7 荷重包絡線

5.3.2 荷重－変位履歴

本実験で得られた各試験体の最大荷重時，き裂発生時および破断時の Half cycle，そして変位および荷重を，表-5.3 に示す．前述したように，破断時の荷重は破断した Half cycle 時の急激な荷重低下が確認された点のものとした．

本実験では，一定振幅載荷およびランダム載荷の荷重－変位履歴曲線では，最大荷重時，き裂発生時また破断時における Half cycle 数の確認が難しいため，各サイクルの最大荷重をつないだ包絡線を用いて各試験体の比較を行う．例として No.2 R1.0-U-I，No.5 R1.0-U-CM および No.7 R1.0-U-R の荷重－変位履歴曲線を図-5.6 に示し，各試験体の引張側と圧縮側の包絡線を図-5.7 に示す．また，図-5.7 において最大荷重はき裂発生が全て引張側であることから，引張側最大荷重を示している．

a) V ノッチと U ノッチの試験体の比較

図-5.7(a), (b)を比較して, V ノッチと U ノッチでのノッチ形状の異なりによる影響を検討する. No.1 R0.25-V-I と No.2 R1.0-U-I において, き裂発生時の Half cycle 数は 11 Half cycle と同じタイミングであったが, き裂発生時の荷重に着目すると No.2 R1.0-U-I の方が 6.4kN 大きい. また, 最大荷重時は 13Half cycle と同じタイミングであったが, 最大荷重は No.2 R1.0-U-I の方が 7.9kN 大きくなった.

最大荷重到達前にき裂発生が確認された試験体は No.1 R0.25-V-I と No.2 R1.0-U-I のみであり, 両試験体ともに最大荷重後の荷重低下が急激である. これら 2 つの試験体は, ノッチ半径が $R=0.25, 1.0\text{mm}$ と小さく, ノッチ底部にひずみが過度に集中し最大振幅 (13 Half cycle 時) に達する以前にき裂が発生したために, 最大荷重到達前にき裂が発生したと考えられる.

b) U ノッチの試験体におけるノッチ半径の影響

図-5.7(b), (c)を比較して, ノッチ半径の異なりによる影響を検討する. No.2 R1.0-U-I については前述の通りであるが, No.3 R4.0-U-I は最大荷重到達後にき裂が発生している. No.3 R4.0-U-I はノッチ半径が $R=4.0\text{mm}$ と大きく, ノッチ底部のひずみ集中が緩和し, き裂発生が遅れたと考えられる.

予備解析を行ったところ, 11 Half cycle 時において, No.2 R1.0-U-I におけるノッチ底部のひずみは 2.65 程度, No.3 R4.0-U-I におけるノッチ底部のひずみは 1.95 程度であった. この予備解析は, 汎用解析プログラム ABAQUS (ver 6.13)⁹⁾を用いており, 第 4 章において述べた「非破壊解析」と同様の要素, 境界条件, 構成則を与えて実施した. メッシュ分割は, 試験体幅方向が 5 分割, ノッチ底部の試験体側面のメッシュ分割は概ね 0.5mm 角となるようにした. 荷重パターンは実験と同様である.

c) 一定振幅荷重の試験体における振幅の影響

図-5.7(d)～(f)のノッチ形状が同一で荷重パターンが一定振幅荷重の試験体で比較を行う. 一定振幅荷重の試験体は漸増荷重の No.2 R1.0-U-I の場合と異なり, 最大荷重後にき裂が発生した. 表-5.3 から分かるように, No.4 R1.0-U-CL のみ最大荷重は 1 Half cycle であったのに対して, 他のケースでは No.5 R1.0-U-CM が 3 Half cycle, No.6 R1.0-U-CS が 7 Half cycle の時であった. また, き裂発生から破断までの Half cycle 数の差に関しては, No.4 R1.0-U-CL が 4Half cycle, No.5 R1.0-U-CM が 7 Half cycle, No.6 R1.0-U-CS が 23 Half cycle となり, 振幅が小さくなるにつれ Half cycle 数の差が大きくなった. 荷重低下については, No.4 R1.0-U-CL は最大荷重後に急激な荷重低下をしているのに対して, No.5 R1.0-U-CM は最大荷重到達後 10Half cycle 程度までは緩やかな荷重低下をして, それ以降は急激な荷重低下に移行している. 加えて, 振幅が最も小さい No.6 R1.0-U-CS では破断時まで緩やかな荷重低下をしており, 急激な荷重低下が見られなかった.

d) ランダム載荷の試験体の結果

最後に、ランダム載荷で行った No.7 R1.0-U-R について考察を行う。最大荷重は載荷パターンの中で最も振幅の大きくなる一周目の 2 Half cycle ($20\delta_y$)の時であった。そして、き裂発生は二周目の 32 Half cycle ($20\delta_y$)であった。一周目を見てみると、2 Half cycle の荷重が 39.5kN で 16 Half cycle が 35.2kN、二周目の 32 Half cycle では 33.9kN と荷重が低下していた。また、小さな振幅では引張と圧縮の両方でほとんど荷重低下が見られないが、破断が近づくにつれ急激に荷重が低下する傾向が見られ、特に 64 Half cycle ($10\delta_y$)では明確に荷重低下している。なお、き裂進展率については後述する。圧縮側に注目してみると一周目の 1 Half cycle は 15.4kN であったのに対し 17 Half cycle では 18.4kN、二周目の 31 Half cycle では 17.1kN と圧縮側最大荷重は 17 Half cycle であった。これは圧縮側に切り欠きの様なひずみ集中箇所がないことによるものであり、繰り返し載荷によるひずみ硬化の影響があったと考えられる。以上より、ランダム載荷では、大きな振幅後は急激に荷重が低下するが、小さな振幅では荷重の低下は小さく緩やかである。しかし、破断が近づくにつれ小さな振幅でも急激に荷重が低下し、破断の前兆が現れる。

5.3.3 き裂進展率と累積塑性率

繰り返し載荷時の塑性変形能力の指標として、累積塑性率¹⁰⁾を用いた。累積塑性率 u_{eq} は以下に示す式(5.2)より算出した。

$$u_{eq} = \frac{\sum_i \left| \delta_i - \frac{P_i}{P_y} \times \delta_y \right|}{\delta_y} \quad (5.2)$$

ここで、 δ_i は i Half cycle の変位、 P_i は i Half cycle の荷重、 P_y は降伏荷重、 δ_y は降伏変位である。本実験で、累積塑性率を指標として用いているのは、載荷パターンの異なる試験体同士を比較するとき、Half cycle 数や変位量による影響では比較が困難であると考えられるためである。図-5.8 にき裂進展率と Half cycle 関係のグラフを示す。また、き裂進展率と累積塑性率の関係を、ノッチ形状の違いと載荷パターンの違いによりまとめたものを図-5.9 に示す。

a) 破断直前のき裂進展率

図-5.8(a)、図-5.9(a)より破断直前の Half cycle のき裂進展率において No.1 R0.25-V-I と No.2 R1.0-U-I を比較すると、No.1 R0.25-V-I が 68%、No.2 R1.0-U-I が 53%である。さらに No.3 R4.0-U-I はき裂発生後においてしばらくは側面でき裂を観測できず、破断直前の Half cycle のき裂進展率が 41%と No.1 R0.25-V-I および No.2 R1.0-U-I に比べ小さい。漸増載荷の場合はノッチ半径が大きい程、き裂は側面に現れづらく内部において進展しやすいため、側面観測だけで破断の前兆はわかりにくいと考えられる。

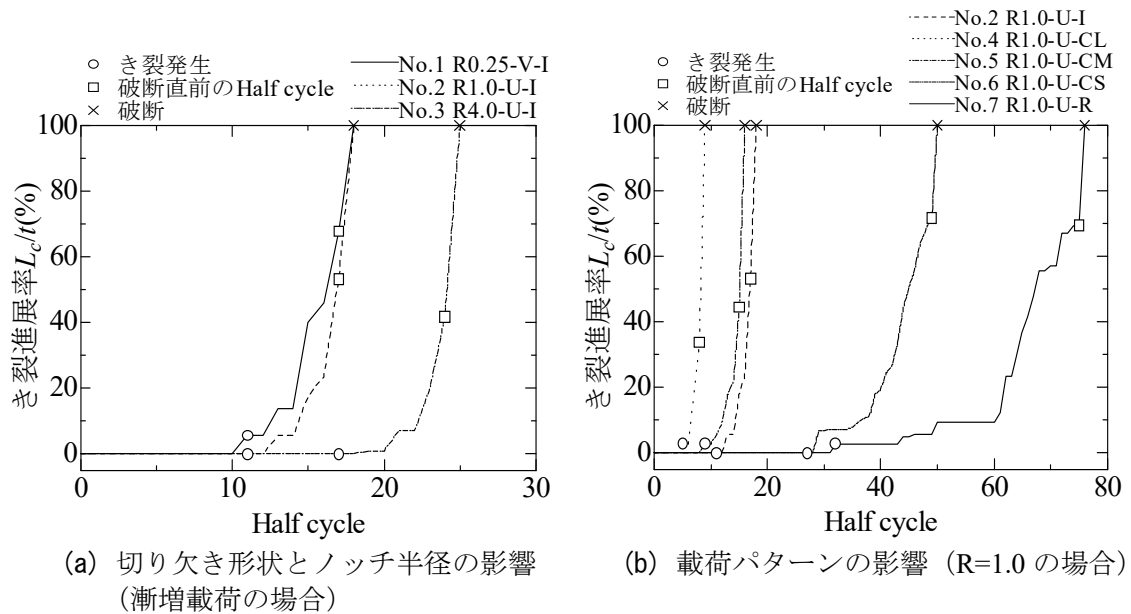


図-5.8 き裂進展率—Half cycle 関係

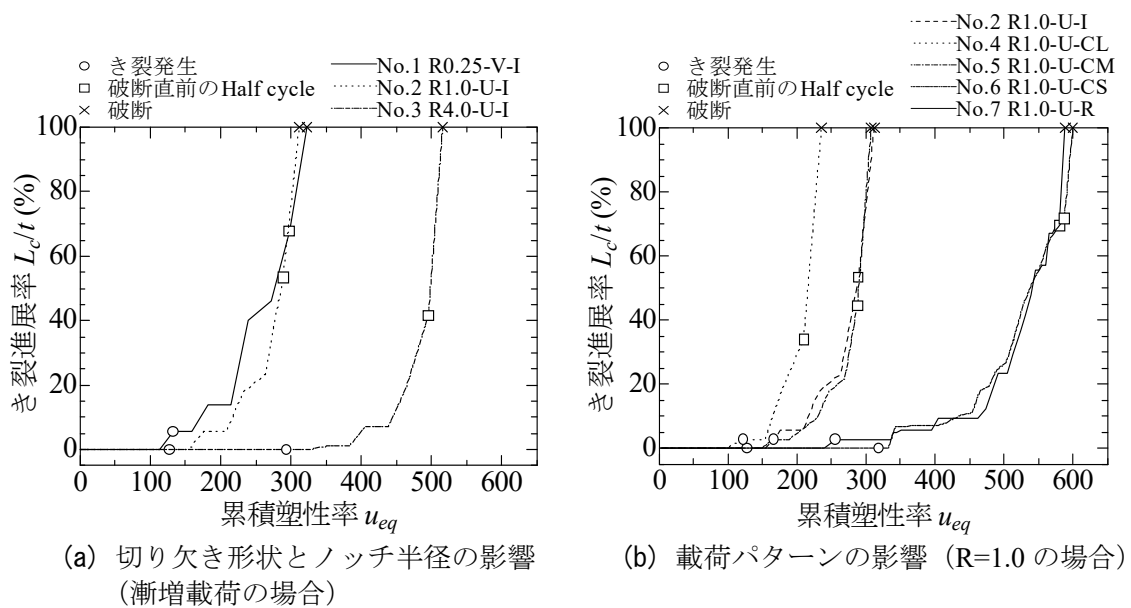


図-5.9 き裂進展率—累積塑性率関係

b) 一定振幅载荷における振幅とき裂進展率の関係

図-5.8 (b) より一定振幅载荷における振幅の影響について比較する. No.4 R1.0-U-CL は振幅が大きく, き裂発生のおち急激に進展していた. 破断直前の Half cycle におけるき裂進展率は 40%に満たないが, そこから破断に至った. 一方, 振幅の小さな No.6 R1.0-U-CS はき裂発生からほぼ一定の間隔でき裂が進展し, 破断直前の Half cycle におけるき裂進展率は 73%であった. 以上の結果と No.5 R1.0-U-CM の結果から, 一定振幅载荷において振幅が大きなものほどき裂は進展しやすく, 急激な破断に至ることが分かる.

c) 载荷パターンがき裂進展率と累積塑性率に及ぼす影響

図-5.9(b)より载荷パターンの違いについて比較する。No.2 R1.0-U-I と No.5 R1.0-U-CM が同程度の累積塑性率でき裂が進展しているが、き裂進展率 20%あたりまでに着目してみると、No.2 R1.0-U-I は引張側において急激に上昇するのに対し、No.5 R1.0-U-CM はグラフの段差が比較的小さいことから引張側と圧縮側の両方で同じように進展していることが分かる。また、No.6 R1.0-U-CS と No.7 R1.0-U-R は、き裂が進展していき破断直前のき裂進展率も同程度である。しかしながら、No.7 R1.0-U-R は No.6 R1.0-U-CS よりき裂発生から破断までの累積塑性率が小さいことが分かる。No.6 R1.0-U-CS は累積塑性率が 400 程度を超えてから、き裂進展率の段差が比較的小さく、引張側と圧縮側の両方でき裂が進展していることが考えられる。

図-5.8(b)、図-5.9(b)より、ランダム载荷に着目すると、き裂進展は振幅の大きな Half cycle (振幅が $20\delta_y$ となる 32 Half cycle 時等) を主としていることが分かる。累積塑性率が 300 程度と小さい場合において、振幅が $5\delta_y$ の 40 Half cycle 時では、き裂進展は確認できない。これに対して、累積塑性率が 570 程度と大きい場合では、振幅が $5\delta_y$ の 72 Half cycle 時において 10%程度のき裂進展が確認された。

5.3.4 エネルギー吸収量

ここでは、エネルギー吸収量は試験体とその Half cycle に至るまでに要したエネルギーを表し、各载荷ループの荷重-変位関係の塑性変形成分による面積を総和したものと定義している。表-5.4 に各試験体の最大荷重時・き裂発生時・破断時およびき裂発生時から破断時のエネルギー吸収量の差をまとめて示す。

a) ノッチ形状がエネルギー吸収量に及ぼす影響

漸増载荷におけるノッチ形状の違いがエネルギー吸収量に与える影響について考察する。No.1 R0.25-V-I と No.2 R1.0-U-I では、き裂発生・破断までの Half cycle 数は同じであったが(表-5.3 参照)、き裂発生時から破断時までのエネルギー吸収量の差は No.1 R0.25-V-I の方が 20% (1.7kJ) 小さかった。また、No.2 R1.0-U-I と No.3 R4.0-U-I では、き裂発生時から破断時までのエネルギー吸収量の差は No.3 R4.0-U-I の方が 22% (2.4kJ) 大きかった。一方、最大荷重時においてはノッチ半径の違いによるエネルギー吸収量への影響は微小である。No.3 R4.0-U-I はき裂発生時、破断時ともに、最も大きなエネルギー吸収量となった。母材においてノッチを有する場合、ノッチ半径 4.0mm 程度にするとエネルギー吸収量が向上する可能性があると考えられる。

b) 振幅の違いがエネルギー吸収量に及ぼす影響

一定振幅载荷における変位振幅の違いがエネルギー吸収量に与える影響について考察する。先に示した表-5.3 から分かるように破断時までの Half cycle 数は No.6 R1.0-U-CS が最

表-5.4 各試験体のエネルギー吸収量

No.	試験体名	エネルギー吸収量(kJ)			
		最大荷重時	き裂発生時	破断時	き裂発生時から破断時の差
1	R0.25-V-I	9.3	6.4	13.2	6.8
2	R1.0-U-I	9.7	6.5	15.0	8.5
3	R4.0-U-I	9.5	16.4	27.3	10.9
4	R1.0-U-CL	1.8	9.0	13.8	4.8
5	R1.0-U-CM	3.1	9.3	14.4	5.1
6	R1.0-U-CS	3.3	12.7	17.8	5.1
7	R1.0-U-R	1.7	10.0	15.3	5.3

も多くなっていたが、き裂発生時・破断時のエネルギー吸収量についても最も大きかった。No.4 R1.0-U-CL と No.5 R1.0-U-CM のき裂発生時、破断時のエネルギー吸収量を比較すると、き裂発生時が 0.3kJ、破断時が 0.6kJ 程度の違いは生じたが、概ね同等であると言える。き裂発生時から破断時までのエネルギー吸収量の差に着目すると No.4 R1.0-U-CL が 4.8kJ、No.5 R1.0-U-CM と No.6 R1.0-U-CS が 5.1kJ となり、一定振幅载荷において、振幅の違いがき裂発生から破断までに要するエネルギー吸収量に及ぼす影響は小さいことが分かる。

c) 载荷パターンがエネルギー吸収量に及ぼす影響

異なる载荷パターンがエネルギー吸収量に与える影響について考察する。ランダム载荷に比べ、漸増载荷の場合はき裂発生までに要するエネルギー吸収量が小さいが、破断時までに要するエネルギー吸収量は概ね同等である。換言すれば、漸増载荷はランダム载荷に比べ、き裂発生から破断までにより大きなエネルギーを要すると言える。一方、ランダム载荷のき裂発生から破断時までのエネルギー吸収量の差は、一定振幅载荷の 3 つの試験体と同程度であった。

5.4 まとめ

本章では鋼部材におけるき裂の発生から破断までの現象について、き裂進展率と耐力、累積塑性率およびエネルギー吸収量といった耐震設計上の指標との関係を検討することを目的に、切り欠きを設けた鋼材試験体の繰り返し三点曲げ載荷試験を実施した。得られた主な結果を以下に示す。

- 1) 破断面の観察により、全ての試験体において上側と下側からき裂が進展している。さらに、ノッチが設けられている上側のき裂は下側のき裂より、進展が深いことが確認された。また、ノッチ半径に関わらず、漸増載荷では上下のき裂が繋がった部分において、ディンプルと考えられる穴ぼこが見られ、一定振幅載荷では疲労破面の特徴であるビーチマーク状の模様が確認された。
- 2) 漸増載荷でノッチ半径の異なる場合、ノッチ半径が $R=0.25, 1.0\text{mm}$ の試験体は最大荷重到達前にき裂が発生し、最大荷重到達後は著しく荷重が低下し破断までのエネルギー吸収量も小さい。一方、ノッチ半径が $R=4.0\text{mm}$ の場合、最大荷重到達後にき裂発生し、荷重低下も緩やかとなり、累積塑性率が向上する。また、き裂発生時および破断時のエネルギー吸収量は全試験体の中で最も大きくなった。
- 3) 一定振幅載荷において、き裂発生から破断までの Half cycle 数は、振幅が大きな $14\delta_y(\text{CL})$ で 4 Half cycle、振幅が小さな $6\delta_y(\text{CS})$ で 23 Half cycle となり、振幅が大きなもののほどき裂は進展しやすく急激な破断に至る。また、き裂発生時から破断時までのエネルギー吸収量は、CL が 4.8kJ 、CM と CS が 5.1kJ となり、一定振幅載荷の振幅の違いによる影響は小さいことが確認された。
- 4) ランダム載荷においてき裂進展は振幅の大きな Half cycle（振幅が $20\delta_y$ となる 32 Half cycle 時等）を主としている。累積塑性率が 300 程度と小さい場合、振幅が $5\delta_y$ の 40 Half cycle 時では、き裂進展は確認できない。ただし、累積塑性率が 570 程度と大きい場合には、振幅が $5\delta_y$ の 72 Half cycle 時において 10%程度のき裂進展が確認された。

参考文献－第 5 章－

- 1) 岡下勝彦, 大南亮一, 道場康二, 山本晃久, 富松実, 丹治康行, 三木千壽: 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.
- 2) 佐々木栄一, 荒川泰二, 三木千壽, 市川篤司: リブ溶接止端部に発生する低サイクル疲労き裂とそれを起点とする脆性破壊の発生可能性, 構造工学論文集, Vol.48A, pp.1107-1112, 2002.
- 3) 加藤友哉, 猪飼豊樹, 山口雄涼, 東良樹, 賈良玖, 葛漢彬: T 型溶接継手の延性き裂発生メカニズムの解明に関する実験的研究, 土木学会論文集 A1, Vol.72, No.4, pp.634-645, 2016.
- 4) 桑村仁, 山本恵市: 応力三軸状態における構造用鋼材の延性き裂の発生条件, 日本建築学会構造系論文集, 第 447 号, pp.129-135, 1995.
- 5) 小野徹郎, 佐藤篤司, 横川貴之, 相川直子: 構造用鋼材の延性き裂発生条件, 日本建築学会構造系論文集, 第 565 号, pp.127-134, 2003.
- 6) Helmut Krawinkler, Akshay Gupta, Ricardo Medina and Nicolas Luco: Development of Loading Histories for Testing of Steel Beams-to-Column Assemblies, SAC Background Report SAC/BD-00/10, pp.3-5, 2000.
- 7) 判治剛, 館石和雄, 南邦明, 鬼頭和也: 局所的なひずみを基準とした溶接継手の極低サイクル疲労強度評価, 土木学会論文集 A, Vol.62, No.1, pp.101-109, 2006.
- 8) 木下幸治, 上田清弘: 十字溶接継手止端部の低サイクル疲労強度に及ぼす板厚の影響, 土木学会論文集 A1, Vol.66, No.1, pp.179-187, 2010.
- 9) ABAQUS, Inc, ABAQUS/Analysis user's manual, version 6.13-4.
- 10) 柴田明憲: 最新耐震構造解析 (最新建築学シリーズ 9), 森北出版, 第 3 版, p.49, 2003.

第 6 章 損傷進展エネルギー推定法の適用範囲に関する検討

要素破壊時の相当塑性ひずみの推定式と、それに基づいた損傷進展エネルギー推定法の適用性を、第 4 章で検証した T 型溶接継手の実験¹⁾に加えて、その他の実験結果も参照して検証する。具体的には、要素破壊時の相当塑性ひずみ推定式について、損傷開始応力で整理した適用範囲に関する検討を行う。

6.1 検証対象の試験体概要および解析概要

ここでは、T 型溶接継手試験体の繰返し曲げ実験¹⁾と、载荷パターン、载荷方法、試験体形状および溶接の有無などが異なる 2 シリーズの実験結果を対象とした。対象実験の概要および解析概要を以降に示す。

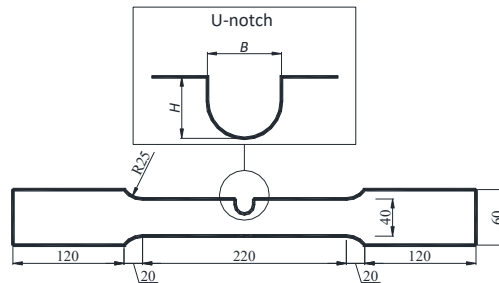
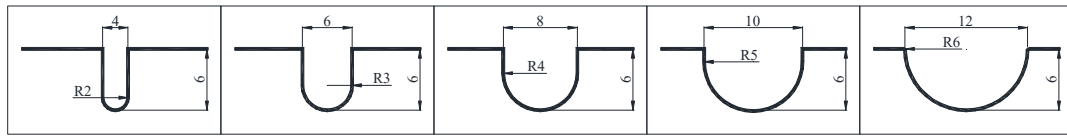
6.1.1 BS 試験体

a) BS 試験体の概要

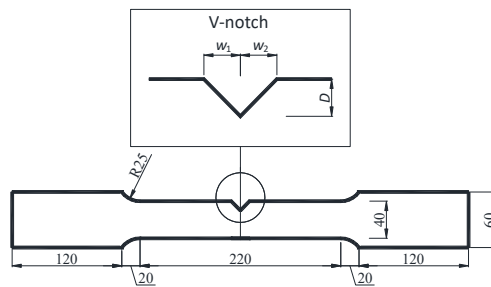
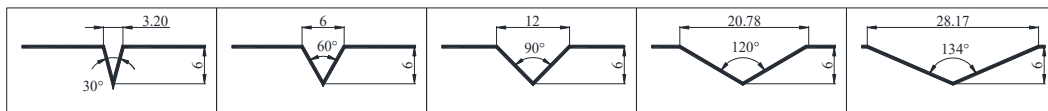
1 シリーズ目の解析対象は、切り欠きを施した試験体（以降、本試験体を BS 試験体と称する）の単調引張試験^{2),3)}である。各試験体の形状および寸法を図-6.1 に示す^{2),3)}。切り欠き形状は U 型と V 型の 2 種類があり、鋼種は SM490Y 材、板厚 12mm、全長 480mm、幅 60mm となっており、ノッチ深さは 6mm に統一している。U 型のノッチ半径は 2mm, 3mm, 4mm, 5mm, 6mm, V 型のノッチ角度は 30°, 60°, 90°, 120°, 134°で製作されている。以降では、U ノッチの試験体を UBS とし、各試験体を UBS-R2-4 のように表記する。ここで、R はノッチ半径、その後の数字はノッチ深さを表している。一方、V ノッチの試験体は VBS とし、VBS-30 のように表記する。ここで、VBS に続いて表記される数字はノッチ角度を表している。

実験においては、目視や撮影画像で 1mm 程度のき裂を確認した時点と、き裂発生時点としている^{2),3)}。変位は、標点間距離 200mm のパイ型変位計を用いて、標点間の変位を測定している^{2),3)}。

第 4 章で取り上げた T 型溶接継手試験体¹⁾は、繰返し曲げを与える実験であったが、BS 試験体の実験は単調引張载荷である。本解析では軸力が支配的な状態に対して、損傷進展エネルギー簡易推定法の適用性を検証することとなる。また、BS 試験体においては検討するノッチ形状の種類が T 型溶接継手試験体に比べて多い。そのため、ノッチ形状の違いが及ぼす影響についてより詳しく検討可能であると考えられる。

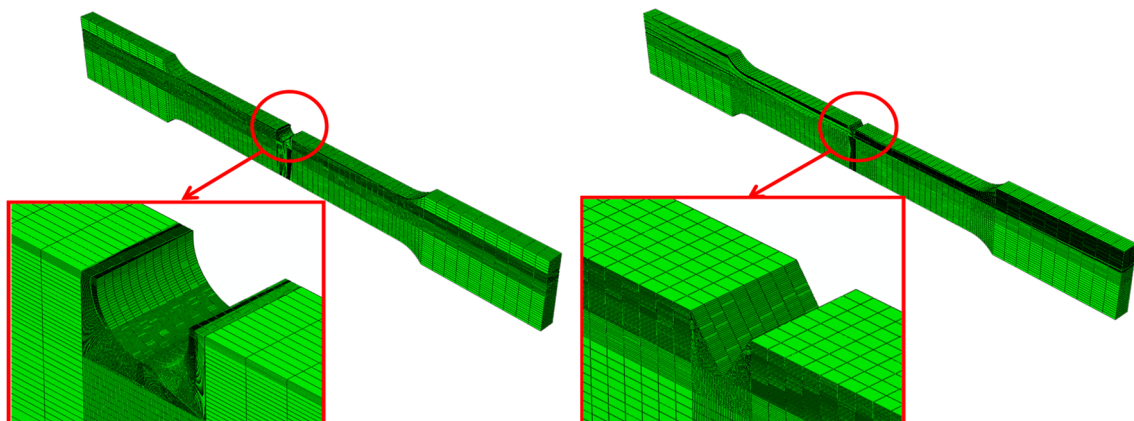


(a) UBS 試験体（単位：mm）



(b) VBS 試験体（単位：mm）

図-6.1 BS 試験体の形状および寸法



(a) U ノッチ解析モデル

(b) V ノッチ解析モデル

図-6.2 BS 試験体の解析モデル概要図

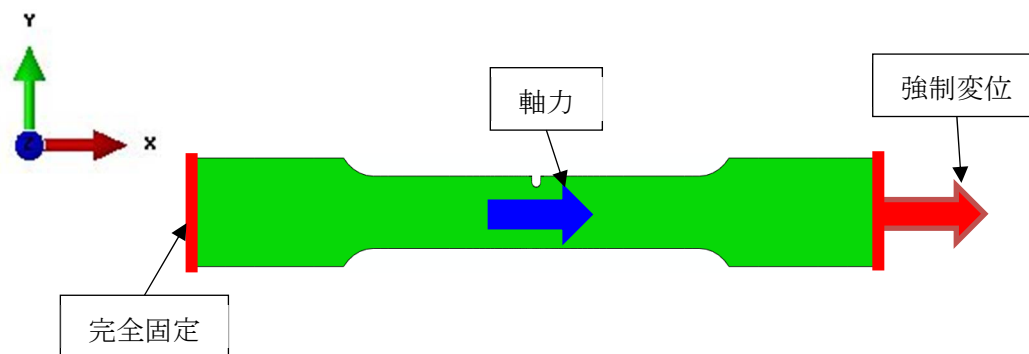


図-6.3 BS 試験体の载荷方法および境界条件

表-6.1 BS 試験体の材料特性

E (GPa)	ν	σ_y (MPa)	ε_y (%)	σ_u (MPa)
207.1	0.287	390.5	0.19	547.6

Note : E =ヤング率, ν =ポアソン比, σ_y =降伏応力, ε_y =降伏ひずみ, σ_u =最大応力

b) BS 試験体の解析概要

BS 試験体の解析モデル概要図を図-6.2 に示す. 解析モデルは solid 要素による 3 次元モデルであり, ノッチ底部のメッシュサイズは 0.1mm としている. 延性破壊パラメータ χ_{cr} については, 試験体材料の引張試験を模擬した解析を行い, $\chi_{cr} = 1.40$ と定めた.

本解析では図-6.3 に示すように, 試験体の片側端部の面を完全固定し, もう一方の端部に強制変位を与えた. 強制変位は試験体が破断するまで単調増加させた. また, 両側面に対して, X 方向以外への変位を拘束する境界条件を与えた. BS 試験体の材料特性は表-6.1 に示すとおりである.

6.1.2 三点曲げ試験体

a) 対象とする三点曲げ試験体の概要

2 シリーズ目の解析対象は, 第 5 章で述べた, 鋼材に切り欠きを施した試験体の三点曲げ実験である. 三点曲げ試験体の一覧を表-6.2, 载荷パターンを図-6.4 にあらためて示す. 本章では, このうち No.4, No.5, No.6 の 3 試験体を対象に解析を行った. 三点曲げ試験体の寸法および材料特性は第 5 章を参照されたい.

表-6.2 三点曲げ試験体の一覧

No.	試験体名	载荷パターン
1	R0.25-V-I	図-6.4(a)
2	R1.0-U-I	
3	R4.0-U-I	
4	R1.0-U-CL	図-6.4(b)
5	R1.0-U-CM	図-6.4(c)
6	R1.0-U-CS	図-6.4(d)
7	R1.0-U-R	図-6.4(e)

Note：本解析では試験体 No.4, No.5, No.6 の解析を行う。

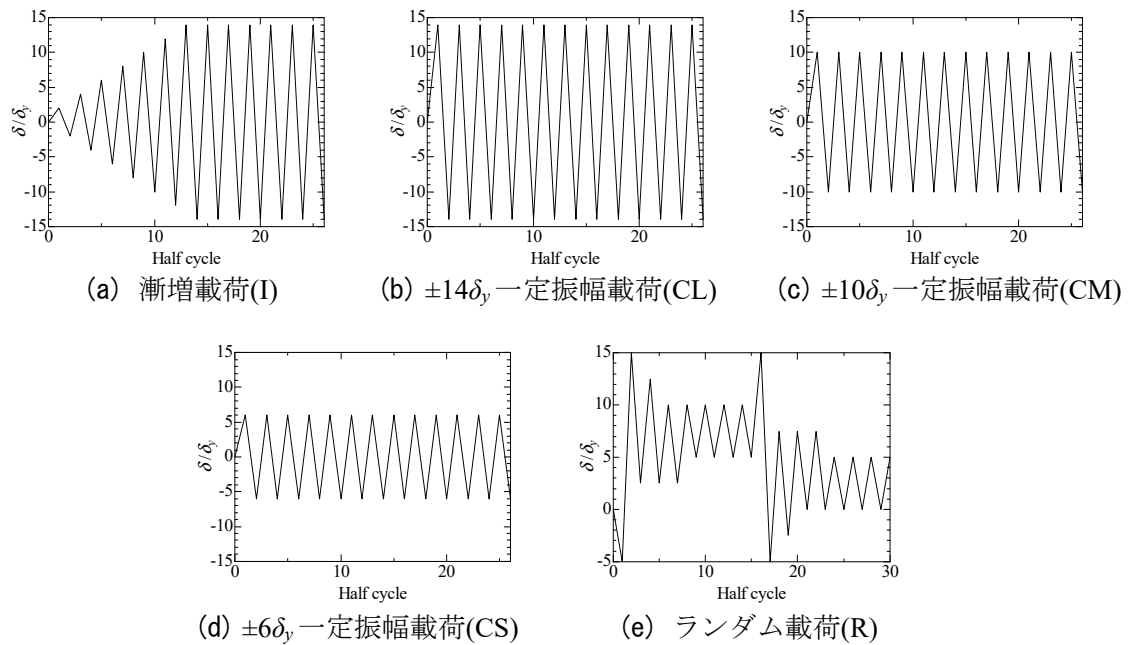


図-6.4 载荷パターン

対象とする3試験体の切り欠き形状は、ノッチ半径1mmのUノッチである。これら試験体にはいずれも一定振幅载荷を与えており、試験体 No.4, No.5, No.6 の振幅はそれぞれ $\pm 14\delta_y$, $\pm 10\delta_y$, $\pm 6\delta_y$ である。

b) 三点曲げ試験体の解析モデルおよび解析方法

三点曲げ試験体の解析モデル概要図を図-6.5、载荷方法と境界条件の概要図を図-6.6 にそれぞれ示す。解析モデルは solid 要素による3次モデルであり、試験体幅半分をモデル化し対象条件を与えている。第5章で述べたように、三点曲げ実験では、支間長540mmすな



図-6.5 三点曲げ試験体の解析モデル概要図 (Half モデル)

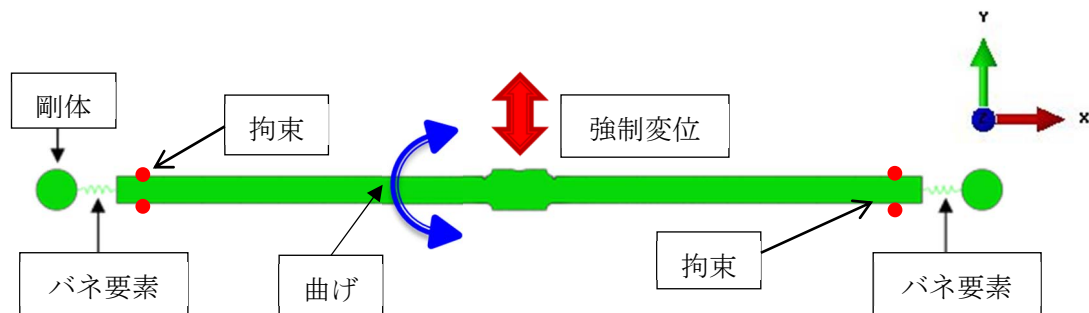


図-6.6 三点曲げ試験体の荷重方法および境界条件

わち試験体の中心から左右 270mm の位置をローラーで挟み込んで鉛直方向の変位を拘束している。これを解析により模擬するため、ローラー接点位置の Y 軸と Z 軸方向の変位、X 軸と Y 軸周りの回転を拘束した。また、試験体の両端をバネで剛体と接続し軸力を与えることで、ローラーの摩擦力を模擬している。剛体の境界条件は完全固定とした。なお、バネ定数の決定方法は第 4 章の T 型溶接継手の解析モデルと同様であり⁴⁾⁶⁾、詳細については Appendix 2 を参照されたい。以上の境界条件に加え、試験体中心部分に実験と同様の強制変位を与えている。ノッチ底部およびき裂進展箇所付近のメッシュサイズは 0.5mm 角としている。延性破壊パラメータは、試験体製作に用いた材料の引張試験結果を模擬した解析から $\chi_{cr} = 2.65$ と定めた。

6.2 損傷開始応力に基づく要素破壊時の相当塑性ひずみ推定式の適用範囲

6.2.1 BS 試験体の解析結果

BS 試験体の単調引張試験について、第4章で提案した損傷進展エネルギー推定法を適用して行った解析結果を検討していく。UBS 試験体の荷重－変位履歴曲線を図-6.7, VBS 試験体の荷重－変位履歴曲線を図-6.8 にそれぞれ示す。それぞれの図には実験によって得られた荷重－変位履歴曲線、および既往の研究の手法^{2),3)}による解析結果を併記している。

この既往の研究の解析手法^{2),3)}とは、各ケースそれぞれにおいて、解析と実験の結果の誤差が最小化されるように、試行錯誤的に求めた要素破壊時の塑性変位を入力して破壊解析を実施するというものである。実験結果と解析結果が整合するように要素破壊時の塑性変位を設定しており、いわば実験における破壊状況の再現のための解析である。したがって、本研究が提案する損傷進展エネルギーを推定しき裂進展を予測しようとする解析手法とは目的が異なった手法ではあるが、解析精度の比較のため併記した。

なお、要素破壊時の塑性変位と損傷進展エネルギーには、第4章において示した式(4.8)のような関係がある。ABAQUS における破壊解析の手法⁷⁾としては、要素破壊時の塑性変位を入力する手法と、損傷進展エネルギーを入力する手法がある。本研究では、損傷進展エネルギーを入力する手法をとっている。

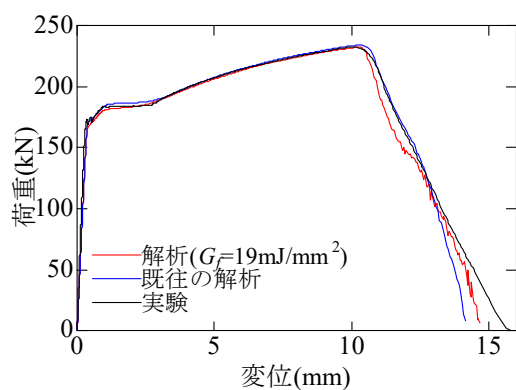
図-6.7 から、UBS 試験体のノッチ半径 R が 2mm と 3mm の試験体では、概ね実験結果と同様の荷重－変位履歴曲線が得られていることが分かる。一方、ノッチ半径 R が 4mm, 5mm, 6mm の試験体の解析結果では若干ではあるが実験結果より荷重が早期に低下している。

また、図-6.8 を見ると、VBS 試験体ではノッチ角度が 30° と 60° の試験体は概ね実験結果と同様の荷重－変位履歴曲線が得られていることが分かる。一方、ノッチ角度が 90°, 120°, 134° の試験体の解析結果では、実験結果より荷重がかなり早期に低下している。荷重低下開始時の標点間変位に着目すると、最大で-74%程度の差があった。

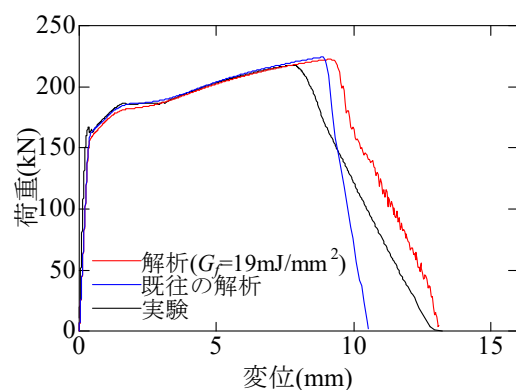
6.2.2 BS 試験体の解析結果と損傷開始応力の関係

上記の結果から、ノッチ半径またはノッチ角度が大きくなるにつれて実験結果と解析結果の誤差が大きくなる傾向が読み取れる。ノッチ半径が小さくなると、ノッチ底部にひずみが集中し相当塑性ひずみの累積が早まり、 $D_{ini} = 1$ に達するまでの標点間変位が小さくなると考えられる。その結果、作用する von-Mises 応力が小さくなると考えられる。それに対して、ノッチ半径が大きくなるとひずみ集中が緩和され、 $D_{ini} = 1$ に達するまでの標点間変位が大きくなり、作用する von-Mises 応力も大きくなると考えられる。

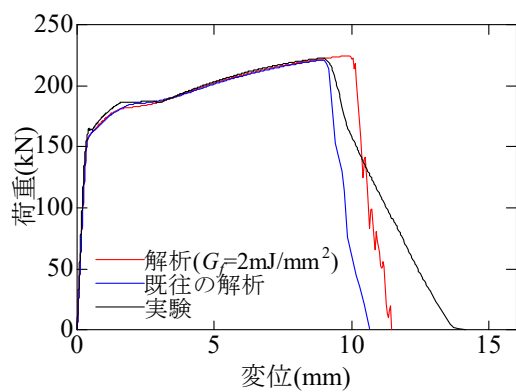
そこで各試験体のノッチ底部の要素の、 $D_{ini} = 1$ 時の von-Mises 応力すなわち損傷開始応力 σ_{ini} と標点間変位を求めた。各試験体の σ_{ini} と標点間変位を、表-6.3 にまとめて示す。同表から、ノッチ半径及びノッチ角度が大きくなるにつれて標点間変位が増加し、 σ_{ini} が大きくなる傾向が確認できる。



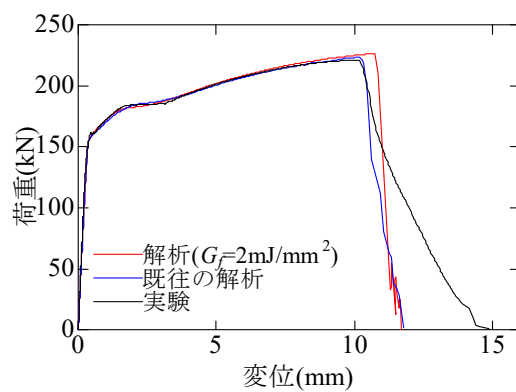
(a) UBS-R2-4



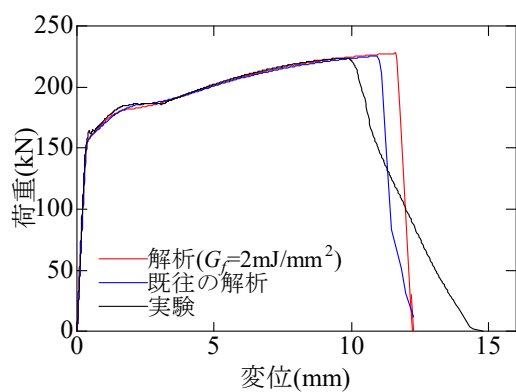
(b) UBS-R3-3



(c) UBS-R4-2

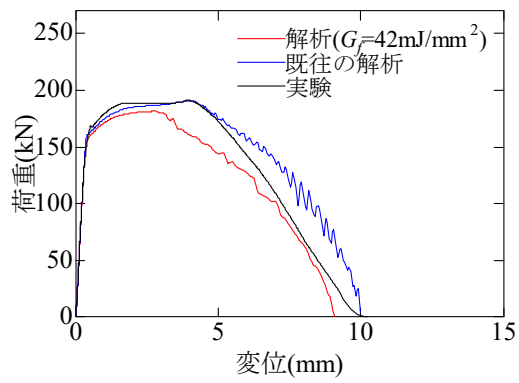


(d) UBS-R5-1

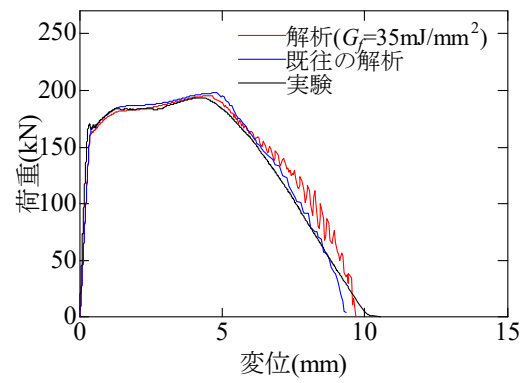


(e) UBS-R6-0

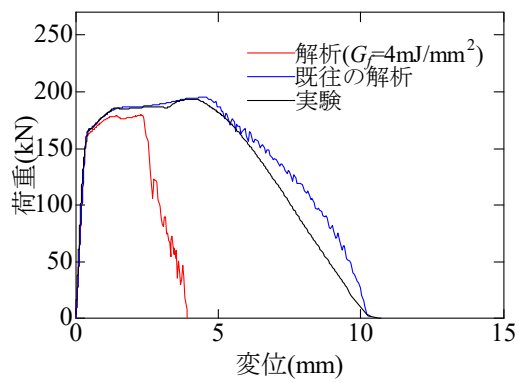
図-6.7 UBS 試験体の荷重－変位履歴曲線



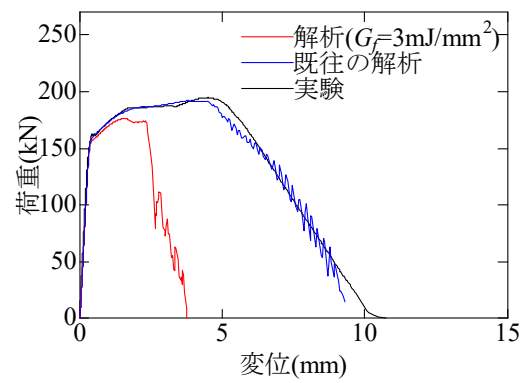
(a) VBS-30



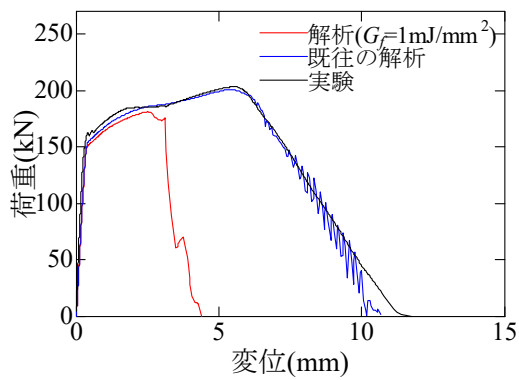
(b) VBS-60



(c) VBS-90



(d) VBS-120



(e) VBS-134

図-6.8 VBS 試験体の荷重－変位履歴曲線

表-6.3 BS 試験体の $D_{ini} = 1$ 時の解析結果

試験体名	損傷開始応力 σ_{ini} (MPa)	$D_{ini}=1$ 時の標点間変位 (mm)
UBS-R2-4	775	3.12
UBS-R3-3	777	4.01
UBS-R4-2	894	4.91
UBS-R5-1	899	5.63
UBS-R6-0	902	6.41
VBS30	693	0.72
VBS60	726	2.88
VBS90	805	2.74
VBS120	822	3.29
VBS134	864	5.23

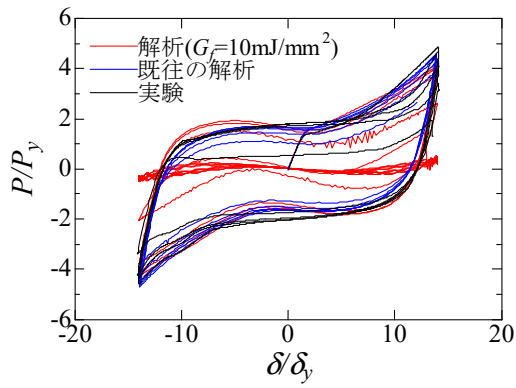
損傷進展エネルギーを表した式(4.9)から分かるように、損傷進展エネルギーに対する σ_{ini} の影響は大きい。しかしながら、式(4.15)に示した要素破壊時の相当塑性ひずみの推定式は、 σ_{ini} を変数とする指数関数で表されているため、 σ_{ini} の変動の影響はより大きいものになると考えられる。この推定式によれば、応力が大きくなるほど、要素破壊時の相当塑性ひずみは減少していくこととなる。

以上の検討で確認したように、ノッチ半径またはノッチ角度が大きくなるほど、 σ_{ini} が大きく評価され、その場合に、解析精度が低下する傾向が見られた。このことから、 σ_{ini} がある値より大きい範囲において式(4.15)の推定式を適用した場合、要素破壊時の相当塑性ひずみを過小評価してしまう可能性が示唆される。

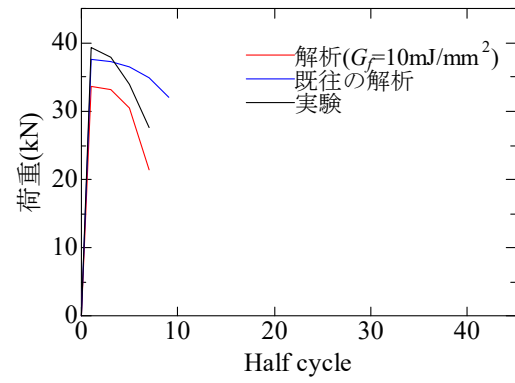
要素破壊時の相当塑性ひずみを過小評価した場合、損傷進展エネルギーも過小評価されることとなり、き裂進展すなわち要素削除が早まり、実験の破断変位に比して誤差がマイナス側に大きくなると考えられる。 σ_{ini} がどのような値をとる場合に、式(4.15)の推定式が妥当なのかについては後で検討する。

6.2.3 三点曲げ試験体の解析結果

三点曲げ試験体の解析および実験から得られた、荷重－変位履歴曲線と荷重包絡線を図-6.9に示す。なお荷重包絡線は、荷重－変位履歴曲線における引張側の Half cycle ごとの最大荷重を繋いで得られたものである。同図では、赤線で本研究の提案手法での解析結果を示している。すなわち、第4章で提案した損傷進展エネルギー推定法を適用した破壊解析の結果である。また同図では比較のため、青線で既往の研究の解析手法を用いた場合の結果も示している。ここで既往の研究で用いた解析手法とは、実験結果を参照してマクロレベルのき裂確認時の相当塑性ひずみと、ミクロレベルのき裂確認時の相当塑性ひずみを求め、それら

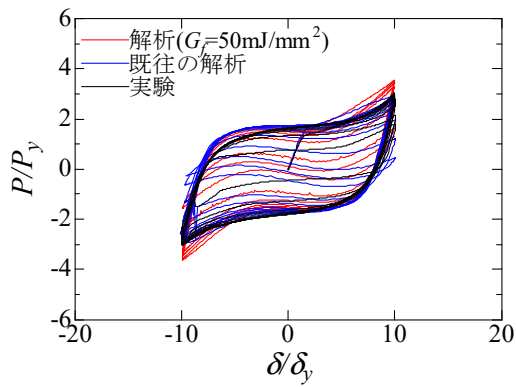


荷重－変位履歴曲線

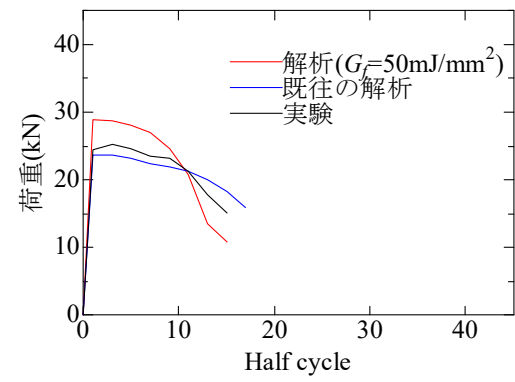


包絡線

(a) No.4 R1.0-U-CL

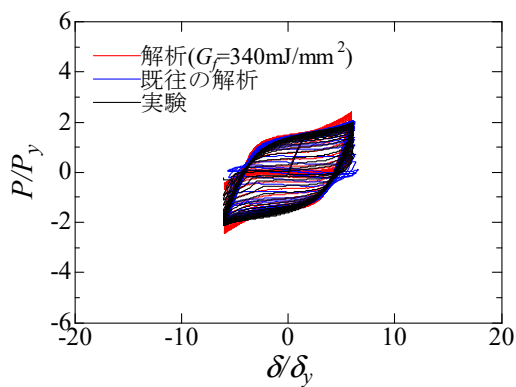


荷重－変位履歴曲線

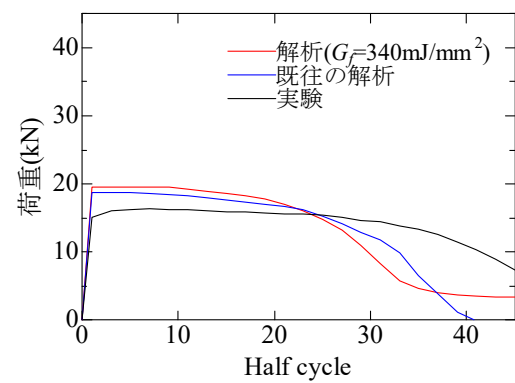


包絡線

(b) No.5 R1.0-U-CM



荷重－変位履歴曲線



包絡線

(c) No.6 R1.0-U-CS

図-6.9 三点曲げ試験体の実験結果と解析結果の比較

の差をとって要素破壊時の相当塑性ひずみとし、損傷進展エネルギーを算出するという手法^{5),6)}である。この手法は実験結果の参照を必要とするため、実験結果を予測しようとする本研究の提案手法とは目的が異なった手法である。

図-6.9(a)に示した No.4 試験体の結果について検討する。荷重低下領域での包絡線の傾きに注目すると、赤線で示した本研究の提案手法での解析結果は、実験結果と概ね同様の傾向であることが分かる。一方、青線で示した既往の解析手法では、包絡線の傾きは実験結果よりも緩やかである。最大荷重に着目すると、提案手法の解析結果は実験結果に対して-15%程度の評価であった。既往の解析手法では、概ね実験結果と同様の最大荷重となった。

図-6.9(b)に示した No.5 試験体の結果について検討する。最大荷重に着目すると、提案手法は実験結果に比べて+15%程度の評価をした。既往の解析手法は実験結果と概ね同様の最大荷重であった。荷重低下領域での包絡線の傾きに注目すると、提案手法は実験結果に比べ荷重低下の傾きが若干大きいことが分かる。一方、既往の解析手法では実験結果と概ね同様の荷重低下を示していることが分かる。

図-6.9(c)に示した No.6 試験体の結果について検討する。最大荷重については、提案手法は実験結果に比べて+20%程度の評価を与えている。また、既往の解析手法と提案手法の最大荷重は概ね同様の評価となった。荷重低下領域での包絡線の傾きに注目すると、25 Half cycle 程度までは、提案手法は実験結果と概ね同様の傾向を示している。それ以降、実験結果は緩やかな荷重低下が続いているが、提案手法の荷重低下は大きくなっている。この傾向は既往の解析手法でも同様であった。

6.2.4 損傷開始応力に基づく適用範囲

前述したように、要素破壊時の相当塑性ひずみの推定式の適用性と損傷開始応力には何らかの関係があることが考えられる。そこで、ここまでに検討した、T 型溶接継手試験体、BS 試験体および三点曲げ試験体について、提案手法による解析結果と実験結果を損傷開始応力に着目して比較する。

a) 損傷開始応力に基づく解析結果と実験結果の比較

表-6.4 に損傷開始応力に着目して整理した解析結果と実験結果の比較をまとめて示す。なお、BS 試験体については破断時変位での比較、三点曲げ試験体と T 型溶接継手試験体では最大荷重での比較としている。

表-6.4(a) から、BS 試験体において、 σ_{ini}/σ_y は 1.7~2.3 程度の値をとることが分かる。UBS および VBS において、 σ_{ini}/σ_y が 1.7~1.9 となる試験体では、解析結果は実験結果に対して ±10%以内の評価を与えており、概ね良い精度が得られている。一方、UBS の σ_{ini}/σ_y が 2.2~2.3 となる試験体では、解析結果は実験結果に対して-17%程度の評価となっており、若干ではあるが予測精度が低下している。一方、VBS の σ_{ini}/σ_y が 2.0~2.2 となる試験体では、解析結果は実験結果に対して-62~64%の評価となっている。

表-6.4 損傷開始応力と実験結果および解析結果の比較

(a) BS 試験体

破断時変位 (mm) の比較				
試験体名	σ_{ini}/σ_y	実験	解析	解析／実験
UBS-R2-4	1.9	15.8	14.8	0.94
UBS-R3-3	1.9	13.3	13.4	1.01
UBS-R4-2	2.2	13.8	11.4	0.83
UBS-R5-1	2.3	14	11.6	0.83
UBS-R6-0	2.3	14.8	12.3	0.83
VBS-30	1.7	10	9.1	0.91
VBS-60	1.8	10.3	9.6	0.93
VBS-90	2	10.6	3.9	0.37
VBS-120	2.1	10.7	3.8	0.36
VBS-134	2.2	11.7	4.4	0.38

(b) 三点曲げ試験体と T 型溶接継手試験体

最大荷重 (kN) の比較				
試験体名	σ_{ini}/σ_y	実験	解析	解析／実験
No.4 R1.0-U-CL	2.0	39	33.5	0.86
No.5 R1.0-U-CM	1.8	25.2	28.7	1.14
No.6 R1.0-U-CS	1.6	16.325	19.5	1.19
No.2	1.6	69.3	77.2	1.11
No.4	1.7	49.3	54	1.10
No.6	1.7	52.6	46.7	0.89
No.8	1.7	51.6	54.5	1.06
No.10	1.5	49.8	54.7	1.10

表-6.4(b)から、三点曲げ試験体と T 型溶接継手試験体において、 σ_{ini}/σ_y は 1.5～2.0 程度の値をとることが分かる。三点曲げ試験体と T 型溶接継手試験体については、実験結果に対する解析結果の精度は、-14～+19%程度である。

ここで、図-6.10 に T 型溶接継手試験体、BS 試験体および三点曲げ試験体について、解析結果と実験結果の比と損傷開始応力との関係をまとめて示す。表-6.4 で整理したように、解析結果と実験結果の比は、BS 試験体では破断時変位、三点曲げ試験体および T 型溶接継手試験体では最大荷重について整理したものである。同図で赤のプロットで示した結果は、

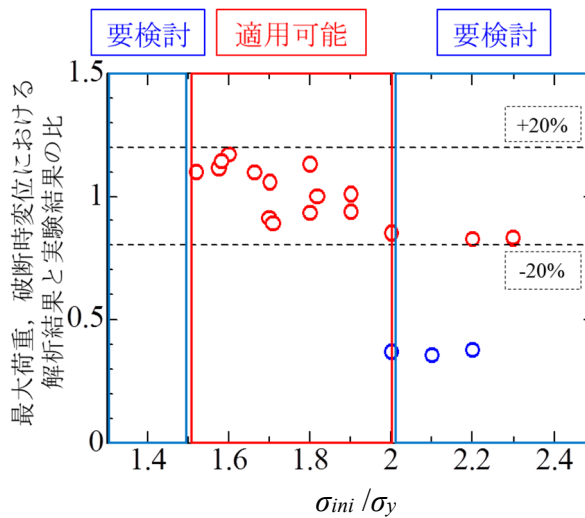


図-6.10 解析精度と損傷開始応力の関係

解析結果と実験結果の比が±20%以内であった試験体であり、青のプロットで示した結果は、解析結果と実験結果の比が±20%を超えた試験体である。

b) 損傷開始応力に基づく要素破壊時の相当塑性ひずみ推定式の適用範囲

以上の結果に基づき、損傷進展エネルギー推定法における要素破壊時の相当塑性ひずみ推定式の適用範囲について検討を試みる。図-6.10では、解析結果と実験結果の差が±20%以内かどうかを一つの判断基準とし、適用可能もしくは適用性を要検討として、その範囲を併せて示している。

これまでの検討では、 σ_{ini}/σ_y が1.5未満となるケースは無かったため、適用性については要検討とした。一方、 σ_{ini}/σ_y が大きいケースが問題なのであるが、結論から言えば、 $\sigma_{ini}/\sigma_y = 2.0$ 以上のケースは適用性について要検討とした。前述したように、UBSでは2.0を超えるケースでも解析結果と実験結果の差は±20%以内であった。VBSでは、 σ_{ini}/σ_y が1.7~1.8のケースでは概ね良い精度が得られているが、 σ_{ini}/σ_y が2.0~2.2のケースでは解析結果の精度はかなり低下する。

すなわち、 σ_{ini}/σ_y が同程度でもノッチ形状によって解析精度が異なることが考えられる。ノッチ形状の違いは応力三軸度に影響を及ぼすことが知られている⁸⁾⁻¹⁰⁾。本研究で用いている3段階2パラメータ延性破壊モデルにおいて、応力三軸度の影響は、式(4.3)で表される損傷開始パラメータにおいて考慮されている。しかしながら、式(4.9)で表される損傷進展エネルギー、式(4.15)で表される要素破壊時の相当塑性ひずみにおいては、応力三軸度の影響は考慮されていない。このことから、 $\sigma_{ini}/\sigma_y = 2.0$ 以上の領域では、軟化域において応力三軸度の影響が考慮されていないために、破壊解析の精度が低下する可能性がある。ただし、これは現時点での推論であり、今後の課題として詳しく検討する必要がある。

以上をまとめると、式(4.15)で表される要素破壊時の相当塑性ひずみ推定式の、損傷開始応力で表した適用範囲は以下とすることとした。

$$1.5 \leq \sigma_{ini}/\sigma_y < 2.0 \quad (6.1)$$

前述したように、 σ_{ini}/σ_y が 1.5 未満の領域については本研究で扱った試験体では値が得られていないため、今後は実験的検討の追加も含め検討していく必要があるだろう。また、 σ_{ini}/σ_y が 2.0 以上となる領域については、前述したように、U ノッチの場合と V ノッチの場合で破壊解析の精度に違いが見られる。U ノッチの場合には σ_{ini}/σ_y が 2.0 以であっても概ね良い精度が得られているため、特に V ノッチの場合の適用性について詳しく検討する必要があるだろう。

6.3 まとめ

本章では、第4章で提案した損傷進展エネルギー推定法、とりわけ要素破壊時の相当塑性ひずみ推定式の適用性を検証した。第4章で扱った試験体とは異なる実験結果について破壊解析を行い、実験結果との比較を行った。そして、要素破壊時の相当塑性ひずみ推定式について、損傷開始応力で整理した適用範囲について検討した。

本章で得られた主な知見を以下にまとめる。

- 1) 単調引張を受ける UBS 試験体 (U ノッチ), VBS 試験体 (V ノッチ) に対して破壊解析を行った。損傷進展エネルギーは損傷進展エネルギー推定法を用いて算出し入力した。
- 2) UBS 試験体の破壊解析結果から、ノッチ半径が大きくなるにつれて損傷開始応力および $D_{ini}=1$ 時の標点間変位が大きくなる傾向が見られた。
- 3) VBS 試験体の破壊解析結果から、ノッチ角度が大きくなるにつれて損傷開始応力および $D_{ini}=1$ 時の標点間変位が大きくなる傾向が見られた。
- 4) 第5章で実施した三点曲げ試験の内、試験体 No.4, 5, 6 について破壊解析を実施した。損傷進展エネルギーは損傷進展エネルギー推定法を用いて算出し入力した。
- 5) 三点曲げ試験体の破壊解析の結果、最大荷重については実験結果の-15~+20%程度の予測を与えた。また破壊解析の結果は、実験結果に比べ荷重低下の度合いが若干大きい傾向が見られた。
- 6) BS 試験体および三点曲げ試験体の破壊解析結果について、損傷開始応力による整理を行った。その結果、UBS 試験体については σ_{ini}/σ_y が 2.0 以上の場合においても概ね妥当な解析精度が得られているのに対して、VBS 試験体においては σ_{ini}/σ_y が 2.0 以上の場合に解析精度が低下する傾向が見られた。
- 7) 要素破壊時の相当塑性ひずみ推定式の適用範囲を損傷開始応力に基づいて整理し、 σ_{ini}/σ_y が 1.5 以上 2.0 未満の範囲を適用可とした。

参考文献－第 6 章－

- 1) 加藤友哉, 猪飼豊樹, 山口雄涼, 賈良玖, 葛漢彬: T 型溶接継手の延性き裂発生メカニズムの解明に関する実験的研究, 土木学会論文集 A1, Vol.72, No.4, pp.I_634-I_645, 2016.
- 2) 方星: 高応力三軸度を考慮した鋼材の延性破壊評価モデルの構築に関する研究, 名城大学理工学研究科建設システム工学専攻修士論文, 2017.
- 3) 劉巖, 葛漢彬, 康瀾: 高応力三軸度下における鋼材の延性破壊モデルの予測精度の向上に関する研究, 土木学会論文集 A1, Vol.74, No.4, pp.I_546-I_557, 2018.
- 4) 平野雅紀: 繰り返し曲げを受ける鋼部材の延性き裂発生・進展・破壊現象の解明に関する解析的研究, 名城大学理工学部社会基盤デザイン工学科卒業論文, 2017.
- 5) 猪飼豊樹, 葛漢彬: 繰り返し荷重を受ける T 型溶接継手の延性破壊シミュレーション手法の構築に関する研究, 構造工学論文集, Vol.64A, pp.194-207, 2018.
- 6) 猪飼豊樹: 繰り返し荷重を受ける溶接鋼部材の延性破壊シミュレーション手法の構築, 名城大学理工学研究科建設システム工学専攻修士論文, 2018.
- 7) ABAQUS, Inc, ABAQUS/Analysis user's manual, version 6.13-4.
- 8) 葛漢彬, 川人麻紀夫, 大橋正稔: 鋼材の延性き裂発生の限界ひずみに関する基礎的研究, 土木学会地震工学論文集, Vol.28, 論文番号 No.190, 2005.
- 9) 桑村仁, 山本恵市: 応力三軸状態における構造用鋼材の延性き裂の発生条件, 日本建築学会構造系論文集, 第 447 号, pp.129-135, 1995.
- 10) 小野徹郎, 佐藤篤司, 横川貴之, 相川直子: 構造用鋼材の延性き裂発生条件, 日本建築学会構造系論文集, 第 565 号, pp.127-134, 2003.

第7章 solid 解析による損傷進展エネルギーのメッシュ分割依存性の検討

4.3 節の shell 解析による 2 次元モデルによる検討から、板厚方向の 0.14~0.5mm 角のメッシュ分割においては、ひずみ一定則に基づき損傷進展エネルギー G_f を求めることで、メッシュサイズによらず概ね同等の破壊解析結果が得られることを示した。本章では、ひずみ一定則の妥当性を solid 解析による 3 次元モデルを用いてより詳細に検討する。

まず、板幅方向の分割への影響を検討する。続いて板厚方向の分割に関する検討を行うが、その中で 1.0mm 角に分割した場合について考察する。1.0mm 角とするのは、橋脚など部材・構造レベルの解析モデルへの適用を想定したものである。また、既往の溶接継手や鋼製橋脚基部の低サイクル疲労寿命に関する研究¹⁾³⁾において、1.0mm 角の要素サイズで検討が行われた例があり、これらも参考にした。1.0mm 角とすることで、0.5mm 角などより小さなメッシュサイズに比べて解析時間の短縮化が期待できる。本章の目的は構造物の設計にも応用可能な破壊解析手法の提案にある。

また、4.4.1 項で示した要素破壊時の相当塑性ひずみ $\Delta\epsilon_{eq}^f$ の推定式である式(4.15)は、Le0.5-T5 のモデル群の解析結果を基に求めたものであるため、ここでは Le0.5-T5 の解析モデルを基準として検討することとする。すなわち、板幅方向、板厚方向のメッシュ分割が異なる解析モデルにおいて、Le0.5-T5 と同等の解析的評価が得られるかどうかを確認していく。

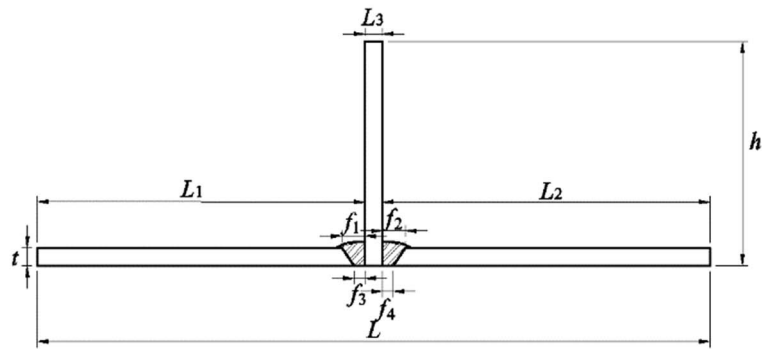
7.1 板幅方向および板厚方向のメッシュ分割の違いが破壊解析に及ぼす影響

7.1.1 解析概要

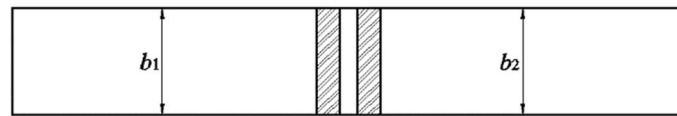
解析対象は、4.2 節と同様のレ形開先 T 型溶接継手に対して行われた繰返し曲げ実験である⁴⁾。試験体概要図を図-7.1 に改めて示す。また、第7章で検討する試験体概要を表-7.1、試験体寸法を表-7.2 にそれぞれ示す。本節ではまず、No.2 試験体を取り上げて検討を行う。No.2 試験体は、溶接止端部の仕上げや切り欠きを有さない as-weld の試験体である。本章の目的は、構造物レベルへの適用を想定した解析手法の検討にあり、切り欠きを有する試験体ではなく、as-weld の試験体を選定した。なお、表-7.1 および表-7.2 には 7.3 節で検討する No.9、No.10 試験体の概要も併せて示しており、これらも as-weld の試験体である。また、使用鋼材の機械的性質を表-7.3 に改めて示す。

解析には、3 段階 2 パラメータ延性破壊モデルを適用し、構成則は 4.2.2 項と同様である。第7章で検討する試験体の载荷パターンを図-7.2 に示す。1 δ_y ほどの漸増変位繰返し载荷であり、それぞれの試験体で設定した最大振幅以降は定振幅载荷としている。

解析モデルの概要図および境界条件を図-7.3 に改めて示す。支点の Y 方向の移動を拘束し、支点の拘束により試験体に生じる軸力はバネ要素を用いて簡易的にモデル化した。バネ定数は既往の研究で用いられている手法⁵⁾によって試験体ごとに設定した。また、試験体の



(a) 正面図



(b) 平面図

図-7.1 試験体概要図

表-7.1 試験体概要

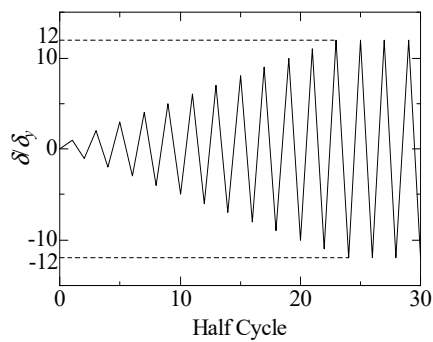
No.	試験体名	ノッチ	余盛	载荷パターン
2	Rinf-WB-I	なし	あり	図-7.2(a) 最大振幅 $\pm 12\delta_y$
9	Rinf-WB-C1	なし	あり	図-7.2(b) 最大振幅 $\pm 10\delta_y$
10	Rinf-WB-C2	なし	あり	図-7.2(c) 最大振幅 $\pm 8\delta_y$

表-7.2 試験体寸法 (単位: mm)

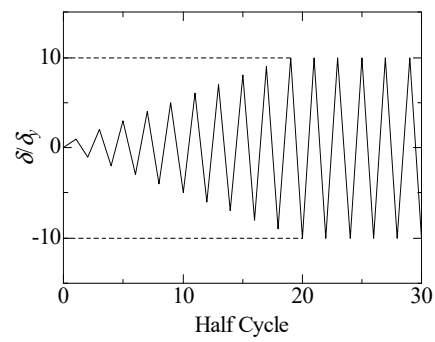
No.	試験体名	L	L_1	L_2	L_3	h	t	b_1	b_2	f_1	f_2	f_3	f_4
2	Rinf-WB-I	650	317	317	16.0	200	16.0	99	99	22.7	21.8	12.9	11.7
9	Rinf-WB-C1	651	318	317	15.7	200	15.9	100	100	23.0	23.2	13.4	12.0
10	Rinf-WB-C2	651	318	318	15.2	200	15.9	102	101	24.0	23.0	12.0	13.0

表-7.3 鋼材の機械的性質

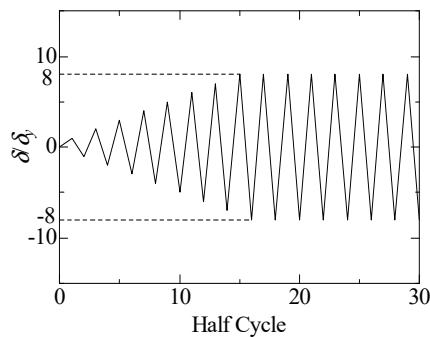
鋼材	ヤング率 E (GPa)	ポアソン比 ν	降伏応力 σ_y (MPa)	引張強度 σ_u (MPa)	硬化ひずみ (%)	伸び率 (%)
SM490YA	201	0.28	368	504	1.64	26.4



(a) 漸増変位+定振幅($\pm 12\delta_y$)



(b) 漸増変位+定振幅($\pm 10\delta_y$)



(c) 漸増変位+定振幅($\pm 8\delta_y$)

図-7.2 载荷パターン

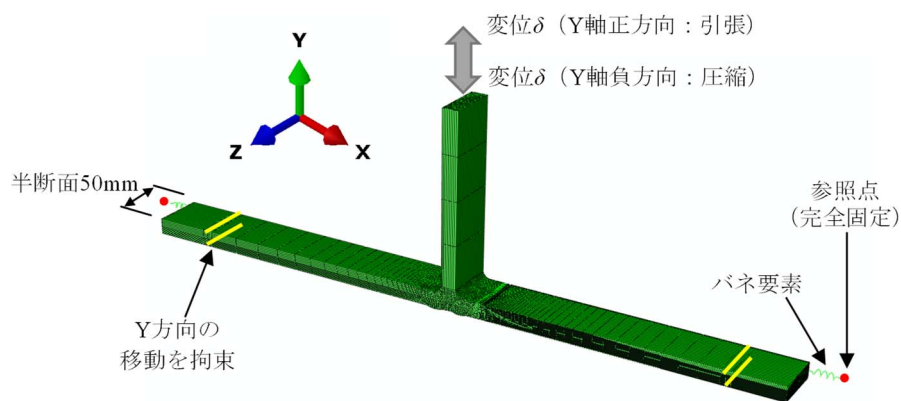


図-7.3 解析モデル概要図

対称性と解析時間短縮のため、半断面モデルとした。

本節では板幅方向、板厚方向のメッシュ分割を変化させて、その影響を検討する。試験体の板幅方向のメッシュ分割図を図-7.4 に示す。板幅方向については、同図に示すように半断面モデルの幅 50mm を 5, 10, 20 分割（以降、T5, T10, T20 と称する）したケースを検討した。また、試験体の板厚方向のメッシュ分割図を図-7.5 に示す。同図に示すように溶

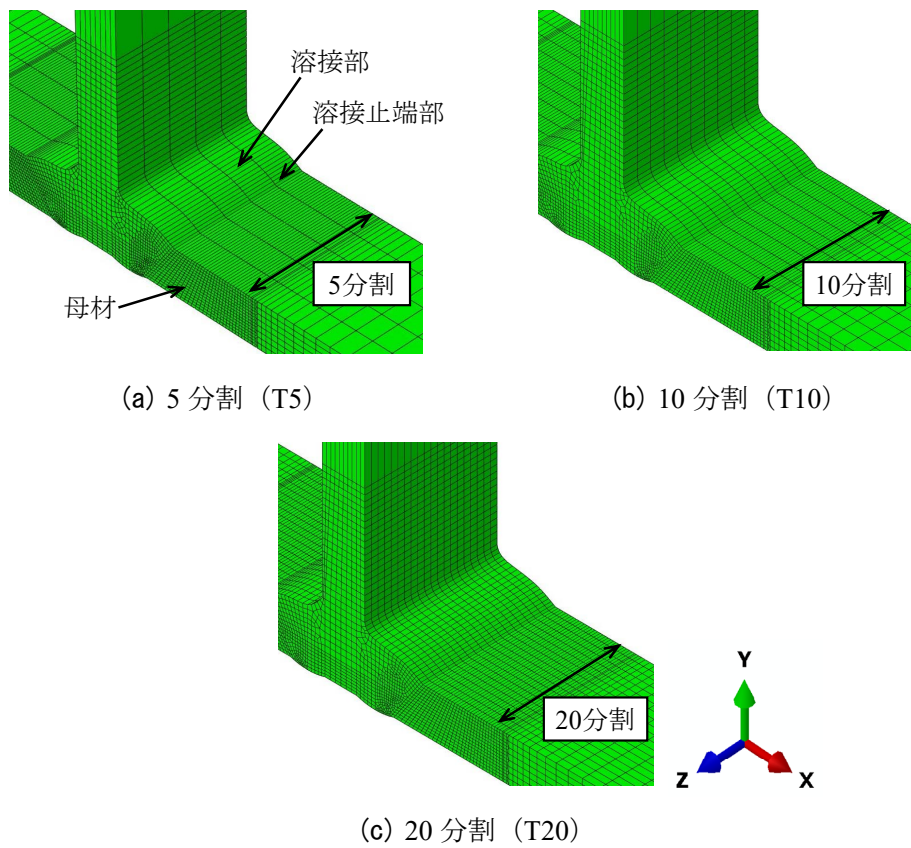


図-7.4 板幅方向 (Z 方向) のメッシュ分割ケース

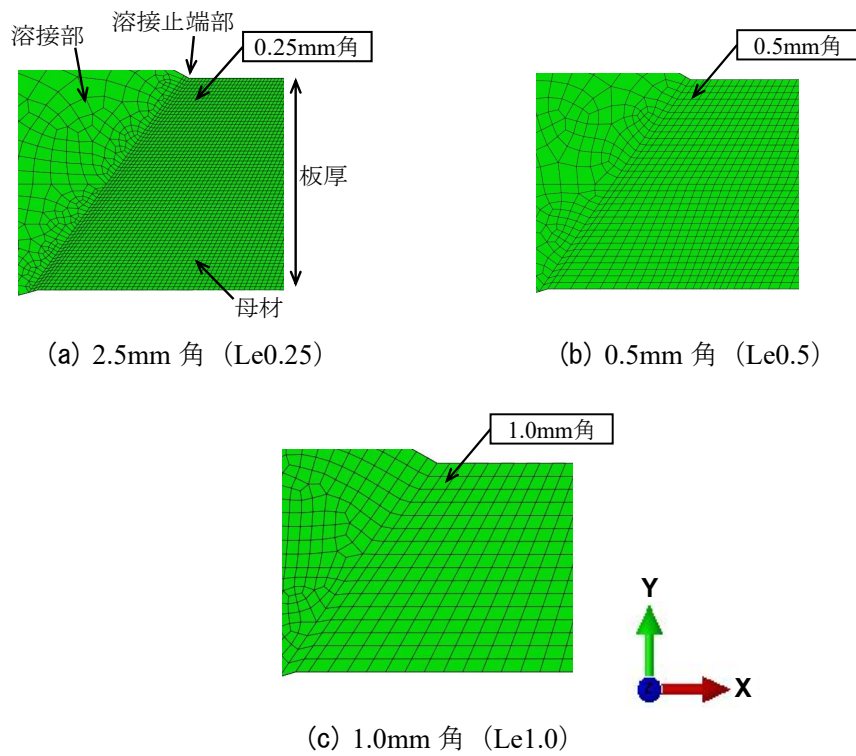


図-7.5 板厚方向 (XY 面) のメッシュ分割ケース

表-7.4 7.1 節で検討した解析モデル一覧 (No.2 試験体)

上：解析モデル名 下：損傷進展エネルギー G_f (mJ/mm ²)		板厚方向のメッシュ分割 (XY 面)		
		0.25mm 角	0.5mm 角	1.0mm 角
板幅方向の 分割数 (Z 軸方向)	5 分割	Le0.25-T5 280	Le0.5-T5 (基準) 420	Le1.0-T5 670
	10 分割	—	Le0.5-T10 330	Le1.0-T10 520
	20 分割	—	—	Le1.0-T20 410

接止端部近傍の板厚方向について、0.25mm 角、0.5mm 角、1.0mm 角（以降、Le0.25、Le0.5、Le1.0 と称する）に分割したケースを検討した。ここでの検討の主眼は 1.0mm 角にあるが、メッシュ分割による影響の傾向を把握するために、0.25mm 角についても検討対象とした。

検討した解析モデルの一覧を表-7.4 に示す。同表には、4.4.2 項で提案した手法、すなわち要素破壊時の相当塑性ひずみ推定式およびひずみ一定則に基づいて算出した、各モデルの損傷進展エネルギーを併記している。

7.1.2 破壊解析結果

図-7.6 は、Le0.5 および Le1.0 において T5～T20 と変化させた場合の、各サイクルの引張側最大荷重の包絡線である。また、図-7.7 は T5 および T10 において Le0.25～Le1.0 と変化させた場合の、各サイクルの引張側最大荷重の包絡線である。

表-7.5 は、初めて要素削除された時の Half cycle と、損傷開始パラメータ D_{ini} が 1 に達した時の Half cycle を、すべての解析モデルについて示したものである。なおここでは、初めて要素削除された時点でき裂発生時点と捉えている。

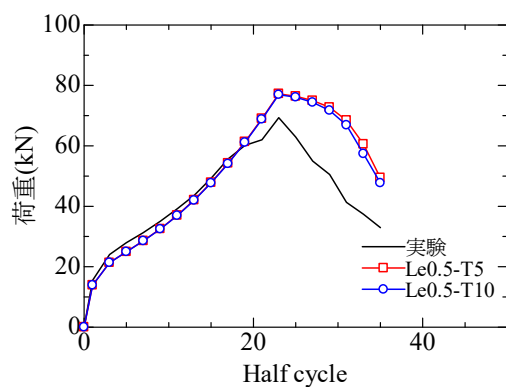
図-7.8 は、35 Half cycle 時点のき裂進展状況をすべての解析モデルについて示したものである。各解析モデルを比較しやすくするため、試験体側面からのき裂進展状況を示している。

a) 板幅方向のメッシュ分割の違いの影響

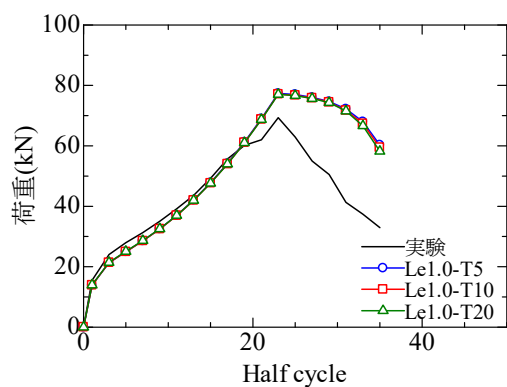
図-7.6(b) から、最大荷重から荷重低下の領域において Le1.0-T5～Le1.0-T20 はほぼ同様の履歴であることが分かる。Le0.5-T5 および Le0.5-T10 についても、図-7.6(a) から、概ね同様の荷重包絡線が得られていることが分かる。

表-7.5 から、Le1.0 の場合の T5～T20 ではき裂発生がいずれも 27 Half cycle であることが分かる。また、Le0.5 についても、T5 と T10 でき裂発生時点が同じであることが分かる。

図-7.8 を見ると、Le1.0-T5～Le1.0-T20 はほぼ同様のき裂進展状況であることが分かる。また、Le0.5-T5 および Le0.5-T10 についても、概ね同様のき裂進展状況であることが確認で

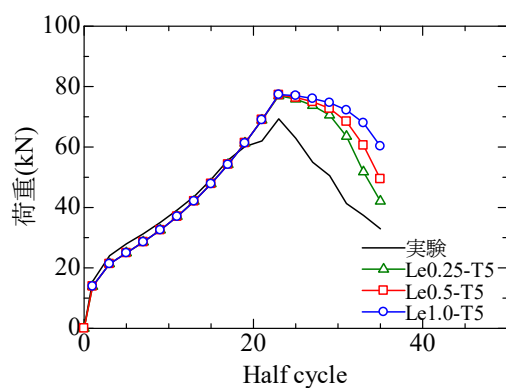


(a) Le0.5 の解析モデル

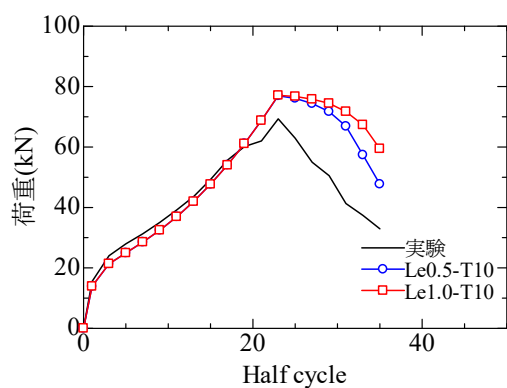


(b) Le1.0 の解析モデル

図-7.6 板幅方向に異なるメッシュ分割をした場合の荷重包絡線の比較
(No.2 試験体の破壊解析)



(a) T5 の解析モデル



(b) T10 の解析モデル

図-7.7 板厚方向に異なるメッシュ分割をした場合の荷重包絡線の比較
(No.2 試験体の破壊解析)

表-7.5 き裂発生時点の Half cycle 数の比較 (No.2 試験体の破壊解析)

上段：き裂発生時点 $(D_{prop} = 1)$ の Half cycle 数 下段 [] 内：軟化域に入った時点 $(D_{ini} = 1)$ の Half cycle 数		板厚方向のメッシュ分割 (XY 面)		
		0.25mm 角 (Le0.25)	0.5mm 角 (Le0.5)	1.0mm 角 (Le1.0)
板幅方向の 分割数 (Z 軸方向)	5 分割(T5)	21 [17]	23 [19]	27 [21]
	10 分割(T10)	—	23 [19]	27 [21]
	20 分割(T20)	—	—	27 [21]

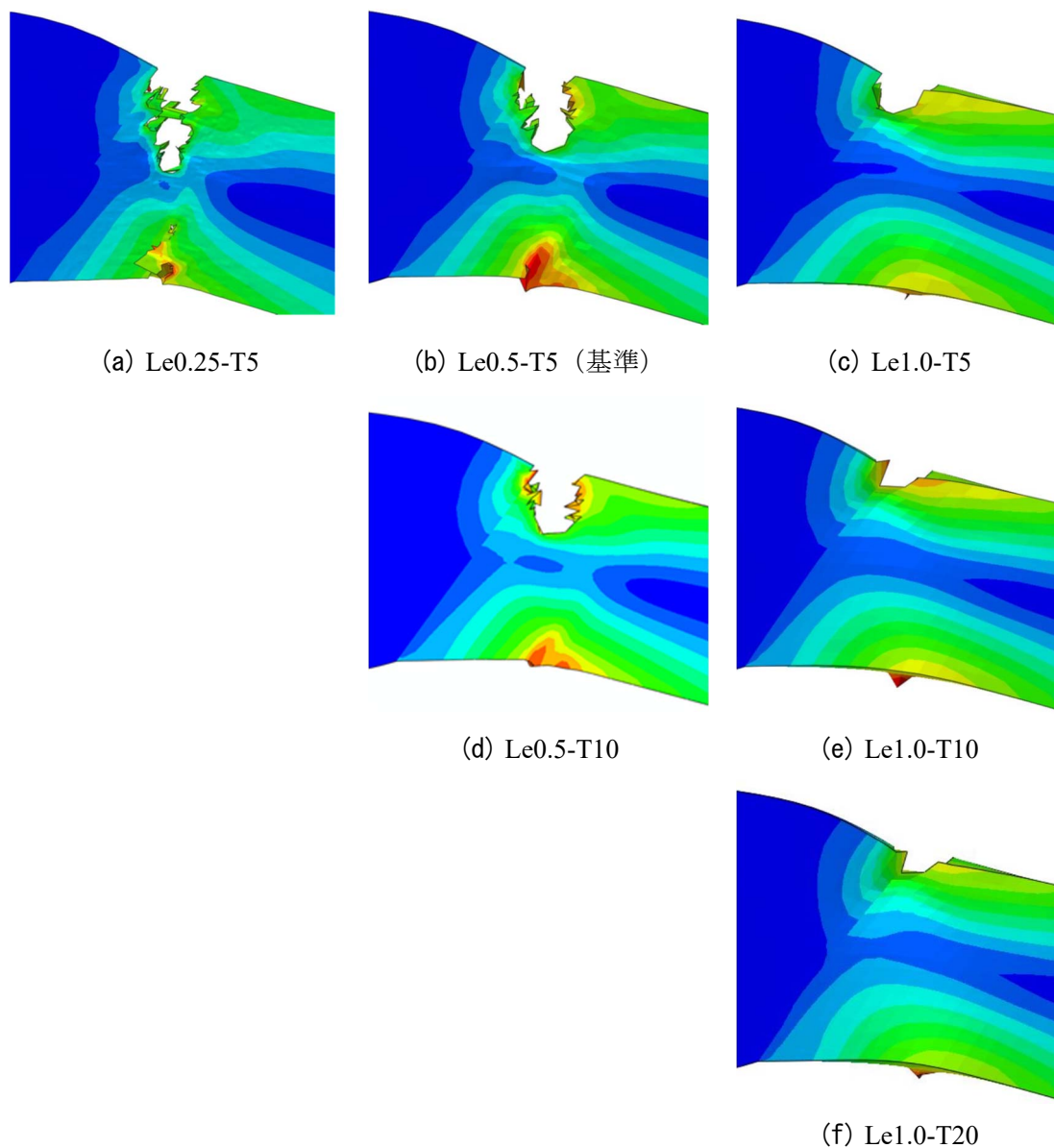


図-7.8 き裂進展状況の比較 (No.2 試験体, 35 Half cycle 時)

きる. これらのことは, き裂進展による断面欠損が各解析モデルで概ね同様であることを意味していると考えられる. 断面欠損が同程度であれば, 荷重の評価が同程度になることも理解できる.

以上より, 板幅方向のメッシュ分割については, それぞれのケース間の解析結果はほぼ同様であると言え, ひずみ一定則は妥当であると考えられる.

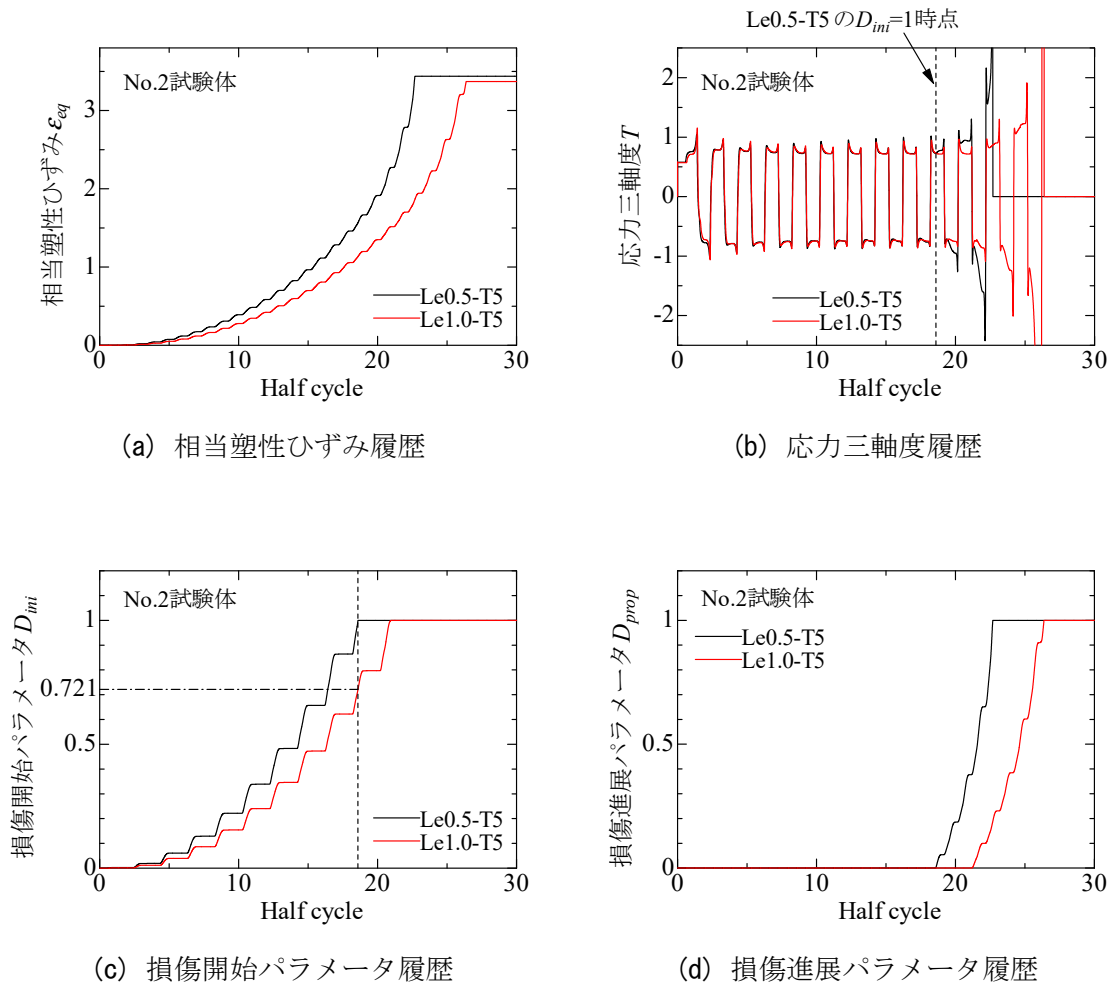


図-7.9 Le0.5-T5 と Le1.0-T5 の破壊解析結果の比較 (最初に削除された要素)

b) 板厚方向のメッシュ分割の違いの影響

続いて板厚方向の分割の影響を検討する。図-7.7を見ると、最大荷重付近は各ケースで概ね同様であるが、荷重低下が進行するにつれ荷重の差異が大きくなっている。Le1.0-T5 と Le0.5-T5 を比較すると、Le1.0-T5の方が荷重低下の度合いが小さく、荷重を大きめに評価していることが分かる。ここで図-7.8のき裂進展状況を見てみると、Le1.0-T5はLe0.5-T5に比べてき裂進展が小さい、すなわち断面欠損を過小評価していることが分かり、これにより荷重が大きめに評価されたと考えられる。断面欠損の過小評価および荷重の過大評価は、設計においては危険側の評価となると考えられ望ましいことではない。

表-7.5 からき裂発生時点を Le1.0 と Le0.5 について比較すると、T5 および T10 いずれの場合も Le1.0の方が4 Half cycle 遅いことが分かる。また、同表の $D_{ini} = 1$ 時の Half cycle を見ると、Le1.0はLe0.5より2 Half cycle 遅くなっていることが分かる。

c) 1.0mm 角と 0.5mm 角の破壊解析結果の比較

図-7.9 に、Le1.0-T5 と Le0.5-T5 において初めて削除された要素の相当塑性ひずみ履歴、応力三軸度履歴、損傷開始パラメータ D_{ini} 履歴、および損傷進展パラメータ D_{prop} 履歴をそれぞれ示す。図-7.9(a) から、Le1.0 の相当塑性ひずみは、Le0.5 よりも累積の増加が遅いことが分かる。これは、Le1.0 の要素が Le0.5 に比べ大きく、溶接止端部のひずみ集中を小さく評価しているためであると考えられる。また図-7.9(c) から、 D_{ini} についても Le1.0 は Le0.5 に比してその増加が抑制されていることが分かる。

D_{ini} は、式(4.1)から分かるように、相当塑性ひずみの累積に応じて増加していく。 D_{ini} は応力三軸度の関数でもあるが、図-7.9(b) から分かるように、Le0.5-T5 が $D_{ini} = 1$ に達するまでは、両者の応力三軸度には違いがほとんど見られない。したがって、Le1.0-T5 においてひずみが過小評価されたことが主な要因となり、 D_{ini} の増加が抑制されたと考えられる。

そして、図-7.9(d) から分かるように、Le1.0-T5 の軟化域への移行は Le0.5-T5 より遅れており、 $D_{prop} = 1$ に達する時期すなわち要素削除も遅れている。つまり、 $D_{ini} = 1$ に達する時期の遅れは、き裂発生が遅れにも繋がると考えられる。

7.2 き裂発生の定義と 1.0mm 角メッシュについて

7.1.2 項 b) および c) での検討は、き裂発生を実験においてどう捉えるのか、ということとも関連すると思われる。第 4 章で述べたとおり、本研究で用いている破壊解析の手法では、初めて要素が削除される時点を実験においてマクロレベルのき裂すなわち 0.5mm 程度のき裂開口幅が確認された時点としている⁵⁾。

一方、第 7 章で扱っている as-weld の試験体について、実験においてき裂開口幅が 1.0mm 程度になった時期は、0.5mm 程度の開口幅のときから数 Half cycle 後であることが確認されている⁶⁾。1.0mm 角メッシュの場合に要素削除が遅れたのは、実験におけるこのような所見に対応しているとも考えられる。ただし、ここで注意すべきは、実験において as-weld の試験体のき裂開口幅が 1.0mm 程度になったとき、最大荷重から 10%程度の荷重低下が見られたことである⁶⁾。すなわち、1.0mm のき裂開口幅になった時点を引き裂発生と捉えたと、as-weld の試験体においてそれは荷重低下後であり、危険側の評価を与えてしまう懸念がある。

本章で 1.0mm 角のメッシュ分割に着目しているのは、0.5mm 角の場合と同等の解析的評価を得られかどうかを検討するためである。したがって、1.0mm 角の場合のき裂発生時点の比較対象を、実験における 1.0mm 程度のき裂開口幅の時点とするのは適当ではないと考えられる。1.0mm 角の解析モデルを扱う際についても、0.5mm 角の場合における要素初削除時点をき裂発生と捉えて比較するのが妥当であろう。

この場合、7.1.2 項 b) および c) で検討したように、ひずみ一定則のみでは 1.0mm 角で 0.5mm 角と同等の破壊解析の精度を得るのは難しいため、改善が必要であると考えられる。

7.3 損傷開始パラメータ補正法による 1.0mm 角メッシュモデルの破壊解析

ここでは、板厚方向のメッシュ分割が 1.0mm 角の場合の破壊解析について、き裂進展の評価精度の改善方法を検討する。前述したように、Le1.0 は Le0.5 に比べてひずみ集中を小さく評価してしまうために D_{ini} の増加が抑制され要素削除が遅れてしまう。このことから、Le1.0 における D_{ini} を何らかの方法で改善する必要があると考えられる。すなわち、 D_{prop} が導入される以前の段階、ひずみ一定則を用いる前の段階を改善する必要があると言える。ここでは D_{ini} の補正の一手法を検討した。

7.3.1 解析概要および損傷開始パラメータ補正法

解析対象は、文献 4) の No.2 試験体に加え、No.9 および No.10 試験体も検討することとした。前述したように、これらの試験体はいずれもノッチなどを有しない as-weld の試験体である。as-weld の試験体のみを対象としたのは、ここでの検討が部材・構造レベルへの適用を見据えたものであり、実際の構造物に準ずる条件のもとで検討するのが望ましいと考えたからである。

以下では、 D_{ini} の補正方法について具体的に検討していく。微小増分の形式で表した D_{ini} は式(4.3)の通りである。4.1 節で述べたとおり、応力三軸度が $-1/3$ 未満の場合は損傷が蓄積しないこととしているが、補正に際してもこれは同様とする。応力三軸度が $-1/3$ 以上の場合を次のように補正する。

まず、Le0.5 において $D_{ini} = 1$ に達した時点特定し、その時点における Le1.0 の D_{ini} の値を求める。具体例として No.2 について、図-7.9(c) を参照しながら求めてみると、Le0.5 において $D_{ini} = 1$ に達したのは 18.6 Half cycle であり、この時点の Le1.0 においては $D_{ini} = 0.721$ である。このようにして求めた、Le0.5 において $D_{ini} = 1$ に達した時点の Le1.0 の D_{ini} を、次式のように補正係数として用いることとする。

$$\frac{dD_{ini}}{\alpha_{ini}} = dD'_{ini} \quad (7.1)$$

ここで、 α_{ini} は Le0.5 において $D_{ini} = 1$ に達した時点の Le1.0 の D_{ini} であり、損傷開始パラメータ補正係数と称することとする。 dD'_{ini} は α_{ini} によって補正された損傷開始パラメータであることを示している。解析の入力において、損傷開始パラメータを直接的に補正することは難しいため、 dD'_{ini} を次のように表すこととする。

$$dD'_{ini} = \frac{1}{\alpha_{ini}} \cdot \frac{d\epsilon_{eq}}{\chi_{cr} \cdot e^{-\frac{3}{2}T}} = \frac{d\epsilon_{eq}}{\alpha_{ini} \chi_{cr} \cdot e^{-\frac{3}{2}T}} \quad (7.2)$$

すなわち、 dD'_{ini} は延性破壊パラメータ χ_{cr} に α_{ini} を乗じたものと等価である。したがって、解析においては、 χ_{cr} に α_{ini} を乗じて入力を行うこととする。No.2 は前述した結果から $\alpha_{ini} = 0.721$

であり、他の2つの試験体についても同様の方法で求めた結果、No.9では $\alpha_{ini}=0.853$ 、No.10では $\alpha_{ini}=0.778$ となった。

損傷開始パラメータ補正係数は2つの異なるメッシュモデルの非破壊解析結果の比較から求められるものであり、汎用的な係数であると考えられる。ここでは0.5mm角と同等の破壊解析を行うため、0.5mm角と1.0mm角のメッシュモデルの比較から α_{ini} を求めたが、例えば0.25mm角と1.0mm角のメッシュモデルとの比較からも求めることは可能である。

ただし、1.0mm角メッシュモデルと比較するモデルがどのようなメッシュサイズであれば適切なのかは、今後より多くの実験結果との比較を行い検討される必要があるであろう。繰り返し曲げを受ける溶接継手・鋼素材試験体については、第4章および第6章において0.5mm角メッシュモデルにより実験結果と概ね整合する破壊解析結果が得られることを確認しているため、0.5mm角が適切であろう。今後、例えば橋脚の実験供試体などにこの手法を適用する際には、1.0mm角メッシュモデルの比較対象となる解析モデルのメッシュサイズについてよく検討した上で α_{ini} を求めるのが望ましい。

また、繰り返し载荷下では、同じ鋼種・寸法の試験体でも载荷パターンが異なると、損傷開始パラメータ補正係数は異なる値をとることが考えられる。特に部材・構造レベルに適用する際には、供試体固有のパラメータを同定できるとより実用的で望ましいと考えられるが、その同定方法については今後の課題としたい。

7.3.2 損傷開始パラメータ補正後の破壊解析結果

No.2に加え、No.9、10試験体について溶接止端部付近の板厚方向の要素を0.5mm角、1.0mm角に分割した場合の破壊解析を行った。1.0mm角については前述の損傷開始パラメータ補正係数 α_{ini} により損傷開始パラメータ D_{ini} を補正した解析も行い、補正前後の解析結果を比較する。

a) き裂発生と比較

表-7.6、7.7、7.8にNo.2、9、10試験体のき裂発生時点の比較をそれぞれ示す。これら3つの表には、各解析モデルの損傷進展エネルギー G_f も併せて示している。ここで、 D_{ini} 補正後Le1.0についても、ひずみ一定則に基づき G_f を算出している。また図-7.10に、No.2試験体を例に、き裂発生時点の状況を比較した図を示す。

No.2試験体のLe0.5は23 Half cycleに初めて要素削除されており、き裂発生位置は図-7.10(a)から試験体中央の溶接止端部であることが分かる。 D_{ini} 補正後Le1.0は25 Half cycleに初めて要素削除され、き裂発生位置は図-7.10(c)からLe0.5と同様に試験体中央の溶接止端部であることが分かる。比較のため、25 Half cycleにおける D_{ini} 補正前Le1.0の溶接止端部の状況を図-7.10(b)に示しているが、この時点では要素削除されておらず、き裂発生を評価できていない。

表-7.6 No.2 試験体の D_{ini} 補正前後のき裂発生時点

解析モデル	G_f (mJ/mm ²)	$D_{ini}=1$ (Half cycle)	き裂発生時点 $D_{prop}=1$ (Half cycle)
Le0.5	420	19	23
D_{ini} 補正前 Le1.0	670	21	27 〈+17%〉
D_{ini} 補正後 Le1.0	640	19	25 〈+9%〉

表-7.7 No.9 試験体の D_{ini} 補正前後のき裂発生時点

解析モデル	G_f (mJ/mm ²)	$D_{ini}=1$ (Half cycle)	き裂発生時点 $D_{prop}=1$ (Half cycle)
Le0.5	410	21	25
D_{ini} 補正前 Le1.0	620	21	27 〈+8%〉
D_{ini} 補正後 Le1.0	620	21	27 〈+8%〉

表-7.8 No.10 試験体の D_{ini} 補正前後のき裂発生時点

解析モデル	G_f (mJ/mm ²)	$D_{ini}=1$ (Half cycle)	き裂発生時点 $D_{prop}=1$ (Half cycle)
Le0.5	610	21	29
D_{ini} 補正前 Le1.0	870	23	34 〈+17%〉
D_{ini} 補正後 Le1.0	870	21	32 〈+10%〉

Note: 上記 3 表の 〈 〉 内は Le0.5 のき裂発生時 Half cycle に対する比率

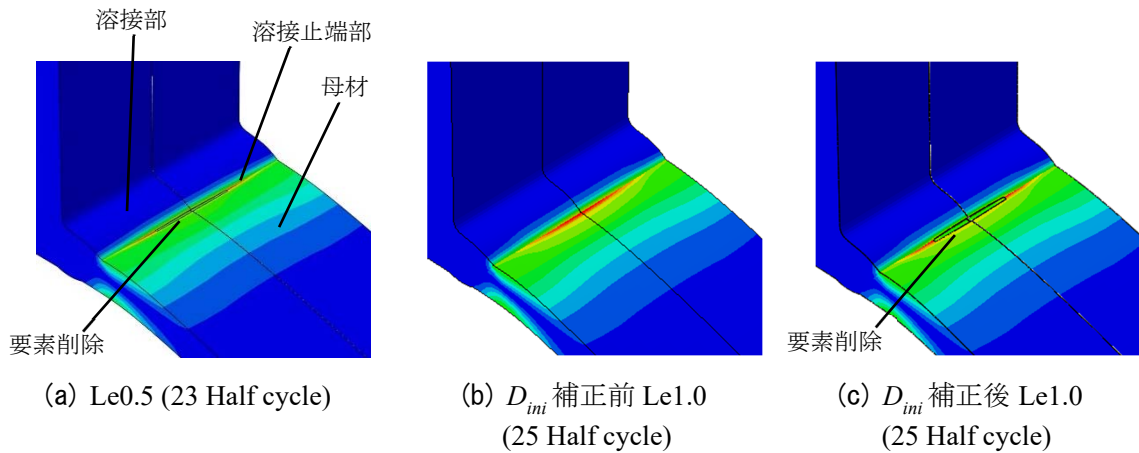


図-7.10 No.2 試験体のき裂発生状況の比較 (D_{ini} 補正前後)

表-7.6, 7.7, 7.8 のき裂発生時の Half cycle を見ると, 3 試験体とも D_{ini} 補正前 Le1.0 では Le0.5 よりもき裂発生が遅れていることが分かる. その差は, Half cycle の差で比較すると +2~+5 Half cycle, Half cycle の比率では +8~+17% である. 一方, 表-7.6, 7.7, 7.8 のうち本研究で提案している, D_{ini} を α_{ini} で補正した後の Le1.0 に着目すると, Le0.5 に対してき裂発生時点は遅れているものの, Half cycle の差で +2~+3 Half cycle, Half cycle の比率では +8~+10% の評価であり, D_{ini} の補正前に比べ改善していることが分かる.

b) 荷重包絡線の比較

図-7.11 に, Le1.0 の損傷開始パラメータ D_{ini} 補正前後の荷重包絡線の比較を示す. 同図には, Le0.5 の結果も併せて示している. なお同図においては, 実験において荷重が最大荷重の 50% 程度まで低下した Half cycle までの比較をしている.

図-7.11 から, いずれの試験体においても損傷開始パラメータ D_{ini} 補正前の Le1.0 では, 最大荷重以降の荷重低下域において, Le0.5 に比べて荷重を過大評価していることが分かる.

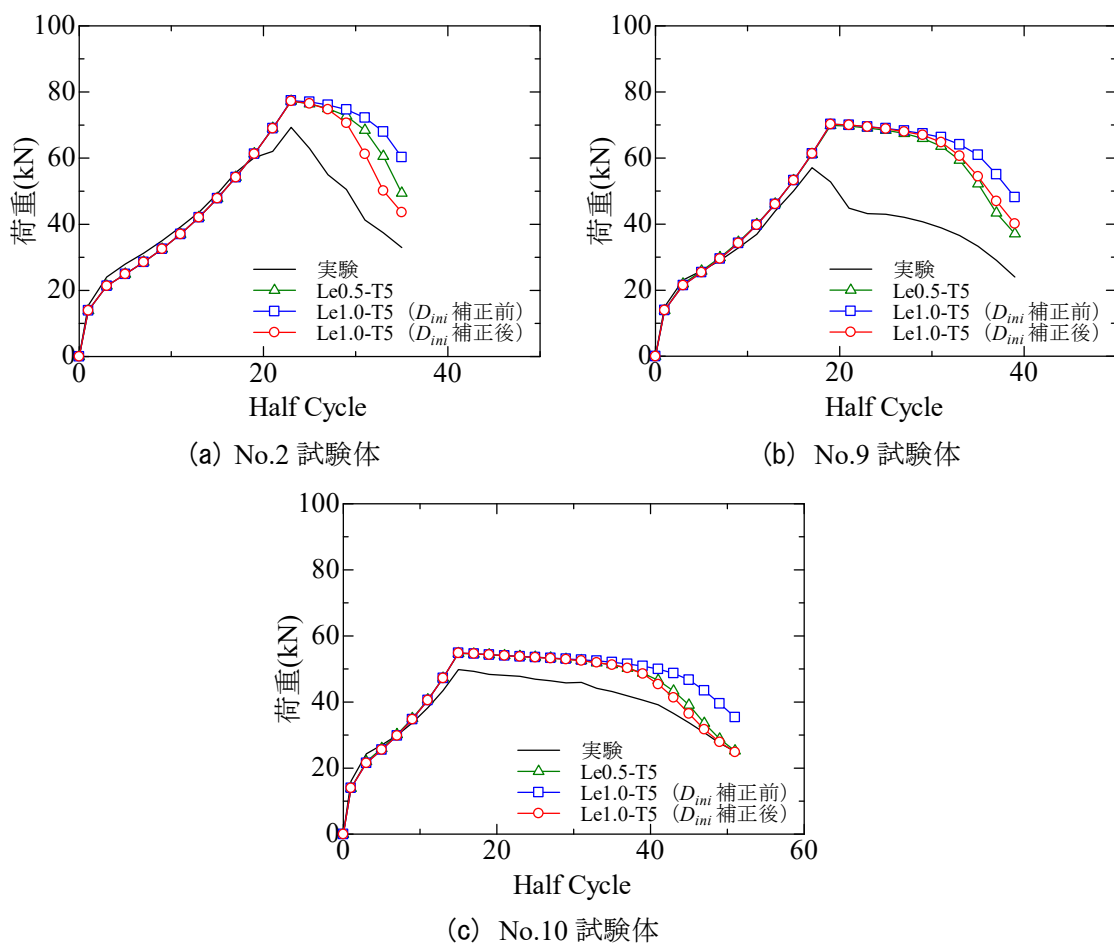


図-7.11 D_{ini} 補正前後の荷重包絡線の比較 (No.2, 9, 10 試験体の破壊解析)

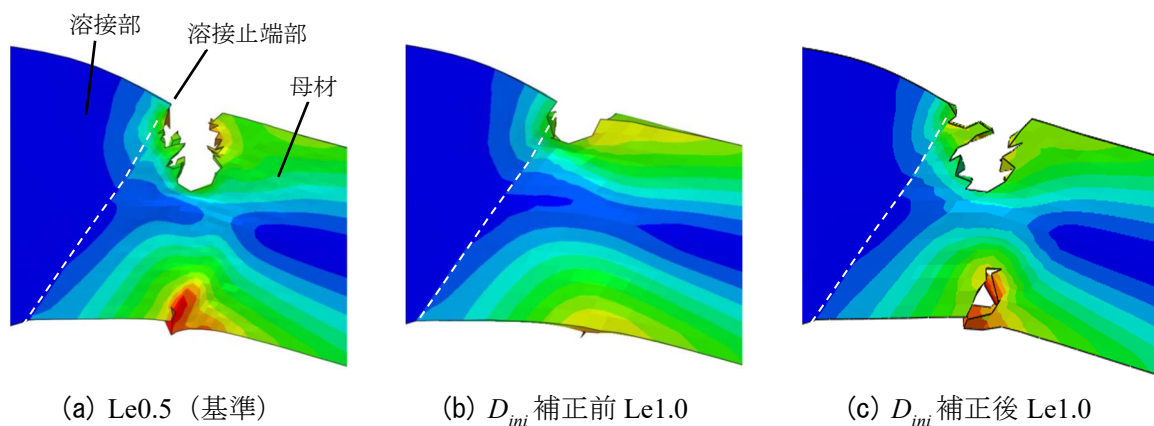


図-7.12 No.2 試験体の 35 Half cycle 時のき裂進展状況の比較 (D_{ini} 補正前後)

前述したように、荷重の過大評価は設計において危険側の評価を与えかねず望ましいものではない。これに対して、 D_{ini} 補正後の Le1.0 では荷重低下域においても Le0.5 と同等の評価が得られている。No.2 試験体の D_{ini} 補正後の Le1.0 では Le0.5 よりも若干荷重低下の程度が大きい、荷重の過小評価は安全側とも考えられ、またその差は 35 Half cycle 時点の荷重で-13%程度であり妥当な評価と言える。

c) き裂進展状況の比較

図-7.12 に、No.2 試験体を例にとり、試験体の側面から見たき裂進展状況の比較を示す。同図において、損傷開始パラメータ D_{ini} 補正後 Le1.0 の試験体上側の溶接止端部からのき裂進展状況を見ると、Le0.5 と進展の程度や方向が概ね同様であることが分かる。一方、 D_{ini} 補正後 Le1.0 においては、試験体下側からのき裂進展を、Le0.5 よりも若干大きく評価しているようである。前述した D_{ini} 補正後 Le1.0 の荷重低下の度合いが Le0.5 よりも若干大きかったのは、このことが影響したものと考えられる。

7.4 まとめ

本章では、3 段階 2 パラメータ延性破壊モデルおよび損傷進展エネルギー推定法について、メッシュ分割依存性の検討を行った。繰り返し曲げを受ける T 型溶接継手の as-weld の試験体を対象に、solid 要素の 3 次元モデルを用いた破壊解析を行い、試験体の板幅方向、板厚方向のメッシュ分割の違いがき裂進展性状に及ぼす影響を検討した。また、1.0mm 角メッシュにおいて 0.5mm 角メッシュと同等の破壊解析の精度を得るための手法として、損傷開始パラメータ D_{ini} の補正方法について検討を行った。本研究で得られた知見を以下にまとめる。

- 1) 試験体の板幅方向の分割を変化させて破壊解析を行った結果、板幅方向においては、メッシュ分割の違いがき裂進展性状や荷重包絡線に与える影響は軽微であり、ひずみ一定則の妥当性を示した。
- 2) 溶接止端部付近の板厚方向のメッシュ分割を、0.25mm 角、0.5mm 角、1.0mm 角とした解析モデルを作成し破壊解析を行った。その結果、メッシュ寸法が大きくなるほど、き裂発生が遅れ、き裂進展も抑制される傾向がみられた。それに伴い、荷重が大きく評価される傾向も確認した。
- 3) 1.0mm 角メッシュと 0.5mm 角メッシュの解析結果を比較した。応力三軸度は、0.5mm 角メッシュの損傷開始パラメータが 1 に達するまでの領域については、両方で概ね同様の履歴となっていた。相当塑性ひずみは、1.0mm 角メッシュの方が 0.5mm 角メッシュに比べて蓄積が抑制されていることを確認した。損傷開始パラメータは、1.0mm 角メッシュの方が 0.5mm 角メッシュに比べて増加が抑制されていた。
- 4) 1.0mm 角メッシュを用いて、0.5mm 角メッシュと同等の破壊解析の精度を得るため、損傷開始パラメータ補正係数 α_{ini} を導入して、損傷開始パラメータ D_{ini} を補正する手法を考案した。
- 5) 3 体の as-weld の T 型溶接継手試験体を対象に破壊解析を行った。1.0mm 角メッシュにおいては、損傷開始パラメータ補正係数 α_{ini} を導入して損傷開始パラメータ D_{ini} の補正を行い、ひずみ一定則に基づき算出した損傷進展エネルギー G_f を用いた。その結果、き裂発生時点の評価について、 D_{ini} 補正後の 1.0mm 角メッシュは、0.5mm 角メッシュに対して Half cycle の差で +2 ~ +3 Half cycle、Half cycle の比率では +8 ~ +10% の評価を与え、 D_{ini} 補正前の 1.0mm 角メッシュに比べ精度が改善した。また、 D_{ini} 補正後の 1.0mm 角メッシュは、最大荷重から荷重低下域まで、0.5mm 角メッシュと概ね同等の荷重包絡線が得られることが分かった。

参考文献－第 7 章－

- 1) 舘石和雄, 陳涛, 判治剛: 溶接継手の低サイクル疲労強度評価のための新しい局部ひずみ推定手法, 鋼構造論文集, 第 13 巻, 第 52 号, pp.73-81, 2006.
- 2) Chen, T., and Tateishi, K.: Extremely low cycle fatigue assessment of thick walled steel pier using local strain approach, *Journal of Structural Engineering*, Vol.53A, pp.485-492, 2007.
- 3) 判治剛, 舘石和雄: 鋼製橋脚基部を対象とした低サイクル疲労強度曲線の提案, 鋼構造論文集, 第 16 巻, 第 64 号, pp.21-30, 2009.
- 4) 加藤友哉, 猪飼豊樹, 山口雄涼, 賈良玖, 葛漢彬: T 型溶接継手の延性き裂発生メカニズムの解明に関する実験的研究, 土木学会論文集 A1, Vol.72, No.4, pp.I_634-I_645, 2016.
- 5) 猪飼豊樹, 葛漢彬: 繰り返し荷重を受ける T 型溶接継手の延性破壊シミュレーション手法の構築に関する研究, 構造工学論文集, Vol.64A, pp.194-207, 2018.
- 6) 猪飼豊樹: 繰り返し荷重を受ける溶接鋼部材の延性破壊シミュレーション手法の構築, 名城大学理工学研究科建設システム工学専攻修士論文, 2018.

第 8 章 結論と今後の研究課題

本研究では、土木鋼構造物を対象に、極大地震作用下に懸念される延性き裂に着目し、その発生と進展の解析的評価法について検討した。まず、補剛箱形断面鋼製橋脚を対象に、新たなひずみ集中補正係数の一般式を提案し、延性き裂発生照査法の適用範囲の拡張を行った。また、Pushover 解析を用いた延性き裂発生限界変位の評価法を新たに提案した。次に、溶接継手を対象に solid 解析を実施し、延性き裂進展を解析的に予測可能にする手法について検討した。また、損傷進展エネルギーのメッシュ分割依存性について検討した。特に 1.0mm 角メッシュの場合の破壊解析手法について考察した。

本研究で得られた知見を以下にまとめるとともに、今後の課題について述べる。

8.1 結論

第 1 章では、本研究の背景となる、地震により土木鋼構造物に生じたき裂を伴う破壊事例などを紹介し、き裂を考慮した耐震設計法や既往の研究について概説した上で、本研究の目的について述べた。

第 2 章では、補剛箱形断面鋼製橋脚を対象に、全体系はりモデルの弾塑性有限変位動的解析による延性き裂発生照査法に適用可能な、新たなひずみ集中補正係数の一般式に関する検討を行った。

本章で得られた主な知見を以下にまとめる。

- 1) 板厚が 4, 10, 20, 30mm, 幅厚比パラメータが 0.25~0.45, 細長比パラメータが 0.20~0.50 の補剛箱形断面鋼製橋脚を対象に、beam 解析および shell 解析を実施し、ひずみ集中補正係数の一般式 β_s を提案した。
- 2) 上記 1) の解析ケースに加え、主に $t=4, 7\text{mm}$ の解析ケースを増やし、ひずみ集中補正係数と各構造パラメータの関係を再検討した。その結果、ひずみ集中補正係数を $t=10\text{mm}$ を境に場合分けして $\beta_{s,thin}$ および $\beta_{s,thick}$ を提案した。
- 3) $\beta_{s,thin}$ または $\beta_{s,thick}$ を適用した beam 解析結果は、shell 解析結果を概ね $\pm 20\%$ 以内の精度で予測可能であることを示した。特に $t=4, 7\text{mm}$ のケースで、 β_s による予測結果よりも精度が向上することを示した。
- 4) 補剛箱形断面の単柱式橋脚を模擬した実験結果を対象に、 $\beta_{s,thin}$ または $\beta_{s,thick}$ を適用した beam 解析を行った。その結果、 $-14\sim-37\%$ 程度の精度で安全側に実験結果を予測した。これは無補剛箱形断面を対象とした同様の手法での評価結果と同程度の精度である。

第 3 章では、基本モードが卓越する構造物に対して適用可能なより簡便な手法として、変

位照査法に延性き裂発生照査を導入することを試みた。特に、補剛箱形断面鋼製橋脚を対象に、beam 要素を用いたファイバーモデルの Pushover 解析から延性き裂発生限界変位を評価する手法について検討した。

本章で得られた主な知見を以下にまとめる。

- 1) 材料レベルの延性き裂発生限界ひずみを破壊基準とした場合、Pushover 解析を用いて延性き裂発生限界変位を評価するのは困難である。
- 2) 構造レベルの延性き裂発生限界ひずみ $\epsilon_{f,struct}$ を破壊基準とした場合、Pushover 解析による延性き裂発生限界変位は、shell 解析結果との比較で-40%程度の評価となった。
- 3) 限界ひずみ比 α_{cr} と構造パラメータ（幅厚比パラメータ、板厚、細長比パラメータ）との関係について検討し、限界ひずみ比 α_{cr} の近似式を求めた。
- 4) 限界ひずみ補正係数 γ_m と構造パラメータ（幅厚比パラメータ、板厚、細長比パラメータ）との関係を検討し、限界ひずみ補正係数 γ_m の近似式を提案した。
- 5) 限界ひずみ補正係数 γ_m を用いた構造レベルの延性き裂発生限界ひずみ $\epsilon''_{f,struct}$ を破壊基準とした場合、Pushover 解析による延性き裂発生限界変位は shell 解析結果との比較で+10%~-30%程度の評価を与えた。
- 6) Pushover 解析と $\epsilon''_{f,struct}$ による評価手法を実験供試体に適用した。その結果、Pushover 解析による延性き裂発生限界変位は実験でのき裂発生変位に対し、+2~+23%の評価となった。若干危険側ではあるが、最大荷重前のき裂発生ということは評価出来ており、概ね妥当な精度を有すると考えられる。
- 7) バイリニア型応力-ひずみ関係を用いた Pushover 解析結果に $\epsilon''_{f,struct}$ を破壊基準として適用し延性き裂発生限界変位の評価を行った。その結果、shell 解析結果および実験結果との比較から概ね妥当な精度を有することを確認した。

第4章では、繰り返し曲げを受ける溶接継手を対象に、延性き裂発生および進展を予測可能とする解析手法について検討を行った。特に、解析的に損傷進展エネルギーを推定する手法について検討した。

本章で得られた主な知見を以下にまとめる。

- 1) shell 要素による 2 次元モデルの破壊解析の結果、損傷進展エネルギーを一定とした場合、き裂進展率はメッシュ分割の影響を受けることを示した。
- 2) shell 要素による 2 次元モデルの破壊解析において、要素破壊時の相当塑性ひずみを一定と仮定し損傷進展エネルギーを算出した場合に、メッシュ分割に関わらず同様の解析結果が得られることを示し、この仮定を、ひずみ一定則として提案した。
- 3) solid 要素による 3 次元モデルの非破壊解析の結果、要素破壊時の塑性変位と損傷開始応力に相関関係があることを示し近似式を得た。
- 4) 要素破壊時の塑性変位と損傷開始応力の近似式から、要素破壊時の相当塑性ひずみの推定式を得た。さらに、材料試験と非破壊解析によって、任意のメッシュ分割における

損傷進展エネルギーの推定法を提案した。

- 5) solid 要素を用いた解析モデルに対し、提案手法による損傷進展エネルギーを用いた破壊解析を、切欠がない試験体（余盛あり）、 $R_n=1.0\sim 4.0\text{mm}$ の切欠を有する試験体に対して実施した。その結果、き裂発生時点、き裂進展性状とも、解析結果は実験結果と概ね整合することを示した。最大荷重については実験結果を $\pm 11\%$ 程度の誤差で予測可能であり、き裂進展による荷重低下を概ね評価可能であることを示した。

第5章では鋼部材におけるき裂の発生から破断までの現象について、き裂進展率と耐力、累積塑性率およびエネルギー吸収量といった耐震設計上の指標との関係を検討し、実験的知見を蓄積することを目的に、切り欠きを設けた鋼材試験体の繰り返し三点曲げ載荷試験を実施した。

本章で得られた主な結果を以下に示す。

- 1) ノッチ半径に関わらず、漸増載荷では上下のき裂が繋がった部分において、ディンプルと考えられる穴ぼこが見られ、一定振幅載荷では疲労破面の特徴であるビーチマーク状の模様が確認された。
- 2) 漸増載荷でノッチ半径の異なる場合、ノッチ半径が $R=0.25, 1.0\text{mm}$ の試験体は最大荷重到達前にき裂が発生し、最大荷重到達後は著しく荷重が低下し破断までのエネルギー吸収量も小さい。一方、ノッチ半径が $R=4.0\text{mm}$ の場合、最大荷重到達後にき裂発生し、荷重低下も緩やかとなり、累積塑性率が向上する。また、き裂発生時および破断時のエネルギー吸収量は全試験体の中で最も大きくなった。
- 3) 一定振幅載荷のき裂発生から破断までの Half cycle は、振幅が大きな $14\delta_y(\text{CL})$ で 4 Half cycle、振幅が小さな $6\delta_y(\text{CS})$ で 23 Half cycle となり、振幅が大きなもののほどき裂は一気に進展し急激な破断に至る。また、き裂発生時から破断時までのエネルギー吸収量においては、CL が 4.8kJ 、CM と CS が 5.1kJ となり、一定振幅載荷における振幅の違いによる影響は小さいことが確認された。
- 4) ランダム載荷においては、大振幅を受けた場合に、き裂が大きく進展している。累積塑性率が 300 程度と小さい時点では、 $5\delta_y$ と小振幅の場合には、き裂進展は確認できない。一方、累積塑性率が 570 程度となった時点では、振幅が $5\delta_y$ の場合でも 10% 程度のき裂進展が確認された。

第6章では、第4章で提案した損傷進展エネルギー推定法、とりわけ要素破壊時の相当塑性ひずみ推定式の適用性を検証した。第4章で扱った試験体とは異なる実験結果について破壊解析を行い、実験結果との比較を行った。そして、要素破壊時の相当塑性ひずみ推定式について、損傷開始応力で整理した適用範囲について検討した。

本章で得られた主な知見を以下にまとめる。

- 1) 単調引張を受ける UBS 試験体（U ノッチ）、VBS 試験体（V ノッチ）に対して破壊解析

- を行った．損傷進展エネルギーは損傷進展エネルギー推定法を用いて算出し入力した．
- 2) UBS 試験体の破壊解析結果から，ノッチ半径が大きくなるにつれて損傷開始応力および $D_{ini}=1$ 時の標点間変位が大きくなる傾向が見られた．
 - 3) VBS 試験体の破壊解析結果から，ノッチ角度が大きくなるにつれて損傷開始応力および $D_{ini}=1$ 時の標点間変位が大きくなる傾向が見られた．
 - 4) 第 5 章で実施した三点曲げ試験の内，試験体 No.4, 5, 6 について破壊解析を実施した．損傷進展エネルギーは損傷進展エネルギー推定法を用いて算出し入力した．
 - 5) 三点曲げ試験体の破壊解析の結果，最大荷重については実験結果の-15～+20%程度の予測を与えた．
 - 6) BS 試験体および三点曲げ試験体の破壊解析結果について，損傷開始応力による整理を行った．その結果，VBS 試験体においては σ_{ini}/σ_y が 2.0 以上の場合に解析精度が低下する傾向が見られた．
 - 7) 要素破壊時の相当塑性ひずみ推定式の適用範囲を損傷開始応力に基づいて整理し， σ_{ini}/σ_y が 1.5 以上 2.0 未満の範囲を適用可とした．

第 7 章では，繰り返し曲げを受ける T 型溶接継手の as-weld の試験体を対象に，solid 要素の 3 次元モデルを用いた破壊解析を行い，試験体の板幅方向，板厚方向のメッシュ分割の違いがき裂進展性状に及ぼす影響を検討した．また，1.0mm 角メッシュにおいて 0.5mm 角メッシュと同等の破壊解析の精度を得るための手法として，損傷開始パラメータ D_{ini} の補正方法について検討を行った．

本章で得られた知見を以下にまとめる．

- 1) 試験体の板幅方向の分割を変化させて破壊解析を行った結果，板幅方向においては，メッシュ分割の違いがき裂進展性状や荷重包絡線に与える影響は軽微であり，ひずみ一定則の妥当性を示した．
- 2) 溶接止端部付近の板厚方向のメッシュ分割を，0.25mm 角，0.5mm 角，1.0mm 角とした解析モデルを作成し破壊解析を行った．その結果，メッシュ寸法が大きくなるほど，き裂発生が遅れ，き裂進展も抑制される傾向がみられた．それに伴い，荷重が大きく評価される傾向も確認した．
- 3) 1.0mm 角メッシュと 0.5mm 角メッシュの破壊解析結果を比較した結果，1.0mm 角メッシュの方が 0.5mm 角メッシュに比べて，相当塑性ひずみおよび損傷開始パラメータの蓄積が抑制されていることを確認した．
- 4) 1.0mm 角メッシュを用いて，0.5mm 角メッシュと同等の破壊解析の精度を得るため，損傷開始パラメータ補正係数 α_{ini} を導入して，損傷開始パラメータ D_{ini} を補正する手法を考案した．
- 5) 3 体の as-weld の T 型溶接継手試験体を対象に破壊解析を行った．き裂発生時点について， D_{ini} 補正後の 1.0mm 角メッシュは，0.5mm 角メッシュに対して Half cycle の差で+2

～+3 Half cycle, Half cycle の比率では+8～+10%の評価を与え、 D_{ini} 補正前の 1.0mm 角メッシュに比べ精度が改善した。また、 D_{ini} 補正後の 1.0mm 角メッシュは、最大荷重から荷重低下域まで、0.5mm 角メッシュと概ね同等の荷重包絡線が得られることが分かった。

8.2 今後の課題

本研究の検討結果に関して以下のような課題があり、今後も研究が必要である。

第2章で扱ったひずみ集中補正係数に関する課題

- 1) 補剛箱形断面鋼製橋脚を模擬した繰り返し載荷実験で、延性き裂発生や進展を詳しく扱った研究は非常に少ない。今後は補剛箱形断面鋼柱の繰り返し載荷実験をより多く実施し、延性き裂発生や進展に関する実験的な知見を蓄積するとともに、本研究の提案手法の適用性検証を行う必要がある。
- 2) 本研究では、ひずみ集中補正係数を求める際、軸力比を $P/P_y=0.1$ で固定し検討した。ただし、Appendix 4 で示したように、1 次設計された橋脚においては $P/P_y=0.1\sim0.25$ 程度になるケースもある。軸力比の影響は beam 解析から出力されるひずみにおいて考慮されており、損傷度も軸力比の影響を考慮して算出可能であると考えられるが、軸力比が異なるケースに対して提案手法の適用性を確認しておくことが望ましいであろう。その際には、軸力比と局部座屈および延性き裂との関係について明らかにすることも重要である。
- 3) 大型の構造物では 30mm 以上の板厚が採用されることもある。より厚い板厚の場合の適用性検証を進めていく必要がある。
- 4) 実際の鋼製橋脚には、変形性能の向上、車両衝突による変形防止などのためコンクリートが部分充填されているケースが多い。また、被害事例には橋脚隅角部において延性き裂が発生した事例がある。コンクリート部分充填橋脚基部および橋脚隅角部に対する、beam 解析と損傷度による延性き裂発生照査法の適用方法を検討する必要がある。
- 5) 第1章で述べたように、トラス橋においてき裂が生じた事例が確認されている。橋脚のみならず、トラス橋やアーチ橋といったその他の形式の橋梁に対する延性き裂発生照査法の整備も求められる。

第3章で扱った Pushover 解析による延性き裂発生限界変位の評価法に関する課題

- 1) Pushover 解析による延性き裂発生限界変位と実験結果との比較を、より多くのケースで行い、提案手法の妥当性検証を重ねる必要がある。
- 2) 無補剛箱形断面やパイプ断面等に対しても、同様の手法により延性き裂発生限界変位の評価が可能か検討する必要がある。

- 3) Pushover 解析による延性き裂発生限界変位の設定法は実用的ではあるが、ごく簡易的な手法である。動的解析による応答変位との比較を行い、適切に照査が行えるか検討するのが望ましい。

第4章、第6章および第7章で扱った損傷進展エネルギー推定法に関する課題

- 1) V ノッチにおいて、 σ_{ini}/σ_y が 2.0 以上の場合の要素破壊時の相当塑性ひずみ推定式の適用性をより詳しく調べ、改善方法を検討する必要がある。また、ノッチ形状と応力三軸度の関係を考察し、破壊解析に及ぼす影響を検討する必要がある。
- 2) 1.0mm 角メッシュ、損傷開始パラメータ補正法およびひずみ一定則を用いた破壊解析を、鋼製橋脚を模擬した供試体の繰り返し載荷実験結果などに対して実施し、き裂発生やき裂進展性状、耐荷力などを比較して、構造レベルの供試体における適用性を検証する必要がある。
- 3) 繰り返し荷重下の試験体については、要素破壊時の相当塑性ひずみ、損傷進展エネルギー、損傷開始パラメータ補正係数などはそれぞれ繰り返し載荷下の非破壊解析から求めた。ただし、鋼種や寸法などが同様の試験体であっても載荷パターンが変わると、これらのパラメータが異なる値をとることがある。橋脚など部材・構造レベルの評価、すなわち、より実用的な評価の場面においては固有のパラメータを同定するのが望ましいと考えられ、その同定方法についてさらなる検討が求められる。

謝辞

本研究は筆者が名城大学大学院理工学研究科社会環境デザイン工学専攻博士課程において行った研究をまとめたものです。

指導教員である葛漢彬教授には、名古屋大学での卒業論文、修士論文、そして名城大学における博士論文と、一貫してご指導をいただきました。ご多忙な中においても終始熱心かつ丁寧なご指導を賜り、充実した研究活動を行うことができました。また、常に学生のことを第1に考えておられるその姿勢から、研究者・技術者としてのみならず社会人として多くのことを学ばせていただきました。これまで長きに渡りご指導いただいたことに、心から御礼申し上げます。

博士論文の審査の過程において、石川靖晃教授、渡辺孝一教授から貴重なご助言、ご指導を賜りました。厚く御礼申し上げます。

論文の査読や研究発表に際し、ご意見をいただきました皆様に感謝を申し上げます。筆者にとって、査読論文の投稿や研究発表は、専門家の方々のご意見をうかがえる貴重な機会であり、研究をより深めることができました。

筆者の学部時代、卒業論文のテーマを選ぶ際に延性破壊の研究に興味を持ったのは、土木分野とりわけ耐震設計への応用という面で、未解明・未整備な部分が多いという点でした。修士課程修了後は、主に建築の仕事をしてきたため、土木には縁遠くなってしまっていました。しかし、近年の大規模な地震災害を目の当たりにしたとき、学部や修士課程の学生だった当時、研究室で積極的に議論していた、津波や長周期地震動、複数回の極大地震動に対する構造物の設計方法のことを思い出しました。そのような外力による災害が目の前で起こったことに衝撃を受けるとともに、事態を想定しそれに対する対応策を検討し準備しておくことの重要性を痛感しました。そして、自分に何ができるか考えたとき、もう一度研究に取り組み、この分野の進展に微力でも貢献できればと思いました。

長らく土木や研究から離れていたため当初は不安もありましたが、葛教授はじめ研究室の皆様は温かく迎え入れていただき、研究を行うことができました。劉厳氏（D3）には延性破壊の研究に関する貴重なご助言をいただきました。猪飼豊樹氏（オリエンタルコンサルタンツ）には延性破壊解析に関して多大なご協力をいただきました。鈴木元哉氏（当時 M2，現 西尾市役所）には beam 解析および shell 解析の実施、吉田聡一郎氏（当時 M1・M2，現 戸田建設）には延性破壊解析の実施にあたり、多大なご協力をいただきました。田口実季氏（M2）には、筆者の研究の多くの場面でご協力をいただきました。また、研究の実施には学部生諸氏、研究室の皆様のご協力が不可欠でした。ここに心から感謝の意を表します。

博士課程への入学を許していただきました、藤江哲有限会社藤江建築総合事務所代表取締役様へ御礼を申し上げます。

そして、結婚間もない時期だったにもかかわらず、博士課程への進学を快く受け入れてくれ、研究にも時間を割くことを理解し支えてくれた妻の梓に、心からの感謝を捧げます。

Appendices

Appendix 1 補剛箱形断面の等価断面

第2章および第3章で用いた解析モデルにおいて，beam要素の断面については，補剛箱形断面を等価な無補剛断面^{1),2)}に置き換えて解析を行った．等価な無補剛断面とは，補剛断面が1方向（図-A1.1(a)において z 軸の直角方向）に荷重を受ける場合，次の3つの条件を満足する断面のことである．

- (1) 断面の外形は変わらない（断面の幅，高さが不変）
- (2) 断面積は変わらない
- (3) z 軸まわりの全塑性モーメントは変わらない

これら3つの条件より，等価な無補剛断面のフランジ板の板厚 $\bar{t}_f$ ，ウェブ板の板厚 $\bar{t}_w$ は次式の関係に表される．

$$2\{B\bar{t}_f + (D - 2\bar{t}_f)\bar{t}_w\} = A \quad (\text{A1.1})$$

$$B\bar{t}_f(D - \bar{t}_f)\sigma_{yf} + \frac{1}{2}(D - 2\bar{t}_f)^2\bar{t}_w\sigma_{yw} = M_p \quad (\text{A1.2})$$

ここに， σ_{yf} =フランジの降伏応力， σ_{yw} =ウェブの降伏応力， A =補剛箱形断面の全断面積， M_p =補剛箱形断面の全塑性モーメントである．式 (A1.1)，(A1.2) において，フランジとウェブの降伏応力が等しいとすることで， $\bar{t}_f$ および $\bar{t}_w$ は次式のように求められる．

$$\bar{t}_f = \frac{4Z - AD}{2(BD - A)} \quad (\text{A1.3})$$

$$\bar{t}_w = \frac{A - 2B\bar{t}_f}{2(D - 2\bar{t}_f)} \quad (\text{A1.4})$$

ここで， Z は補剛箱形断面の塑性断面係数を表しており， $Z = M_p/\sigma_y$ で求められる．

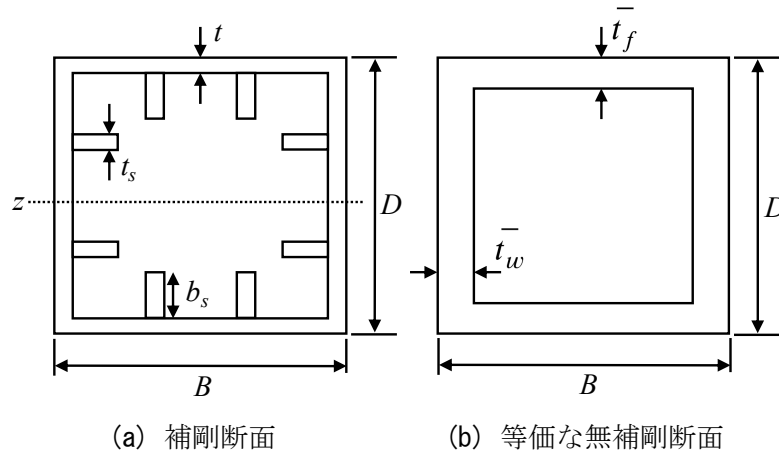


図-A1.1 断面図

Appendix 2 T型溶接継手の支点部のバネ定数の算定方法

第4章におけるT型溶接継手試験体は、両端の支点において試験体上下に設置されたローラーで挟み込み固定されている。支間長は540mmである（試験体中央から片方の支点までは270mm）。T型溶接継手試験体の頂部に強制変位を与えると、試験体の中心が持ち上げられる形となる。図-A2. 1に、支点部の力の釣り合いを示した概念図を示す。本試験は、試験体に変形を与えるものであり、ローラーによって挟まれている箇所は中心に向かって水平移動しようとする。しかし、端部はローラーによって拘束されているため、ローラーと試験体との間に摩擦力が生じ、水平方向への移動が拘束される、すなわち試験体に軸力が生じると考えられる。

そこで本研究では、第4章で述べたように、試験体に生じる軸力を解析において再現するために、解析モデル両端に参照点を作成し、その参照点と解析モデルの端部をバネ要素でつなぐこととした³⁾。参照点は完全固定としている。

バネ定数の算出は次のように行った。ここでは、母材部に切り欠きを設けているR1.0-NWB-I-Baseを例に、バネ定数の算出方法を述べる。実験は準静的に行っているため、図-A2. 1に示すように試験体に生じる軸力とローラーとの摩擦力が釣り合っていると考えられる。このとき、次式が成り立つ。

$$kx = \mu N \quad (\text{A2.1})$$

ここで、 k はバネ定数、 x は試験体の伸び量、 μ は摩擦係数、 N は垂直抗力である。式(A2.1)中の試験体の伸び量 x は次のように算出している。変形後の試験体を図-A2. 2のように直線と仮定し、最大荷重時の試験体の変形後の長さを三平方の定理より求め、次式のように元の長さを引くことで試験体の伸び量 x を求める。

$$x = \sqrt{\delta_{p,max}^2 + 270^2} - 270 \quad (A2.2)$$

ここで、 $\delta_{p,max}$ は最大荷重時の鉛直変位である．R1.0-NWB-I-Baseの最大荷重時の鉛直変位 $\delta_{p,max}$ は64.5mmであった．この値を式(A2.2)に代入すると伸び量 x は7.60mmとなる．

垂直抗力 N については、実験における引張側最大荷重の半分の値としている．R1.0-NWB-I-Baseの最大荷重は49.3kNであったため、その半分の24.65kNを垂直抗力としている．半分としたのは支点が両端にあるためである．摩擦係数 μ について次のようにした．実験において試験体とローラーとの摩擦力を低減させるためにローラーにグリスを塗っていたが、実験終了時にローラーを確認してみると、グリスの大部分がはがれていた．そのため、試験中は鋼材同士が接触していたと考え、鋼材同士の一般的な摩擦係数である $\mu=0.4$ を与えることとした．以上のように得られた値を式(A2.2)に代入すると、R1.0-NWB-I-Baseのバネ定数 k は1.30kN/mmとなる．同様の手順により、試験体ごとにバネ定数を算出し解析に用いた．

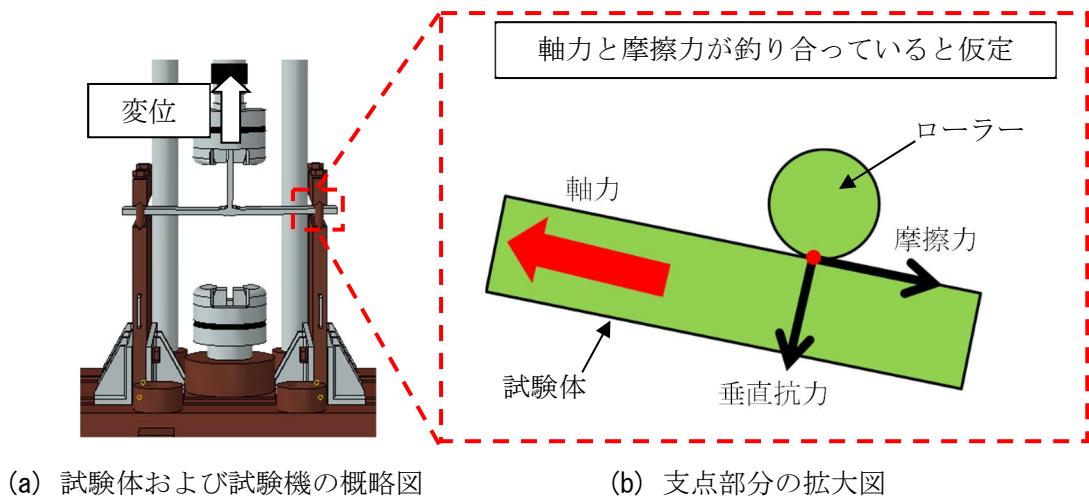


図-A2.1 支点部の力の釣り合いの概念図

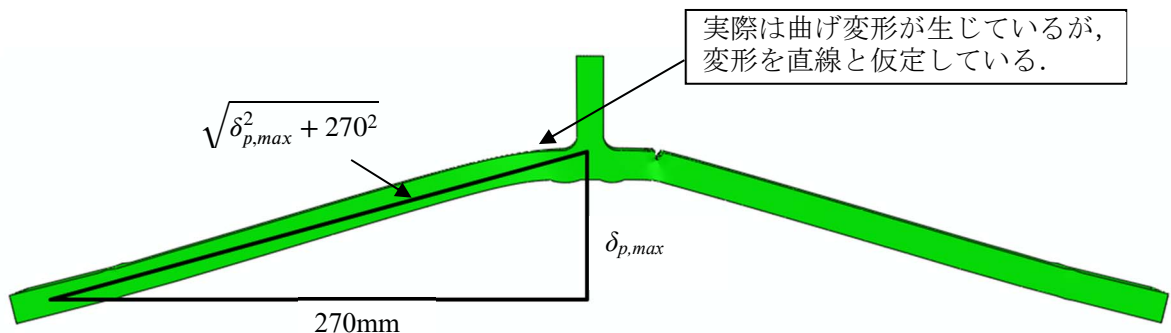


図-A2.2 最大荷重時の変形図例

Appendix 3 損傷度による延性き裂発生の評価法

本研究の第 2 章では、損傷度に基づく手法により延性き裂発生を評価している。ここでは、第 2 章での説明と重複する部分もあるが、損傷度の導出について補足的に述べる。

鋼構造物の低サイクル疲労現象において、素材のひずみ制御試験から得られる塑性ひずみ振幅と繰返し数は両対数で直線関係を示す。このことは一般に Manson-Coffin 則⁴⁾と呼ばれ、次式で示される。

$$\varepsilon_{pr} \cdot (N_f)^{k_p} = C_p \quad (\text{A3.1})$$

ここで、 ε_{pr} は塑性ひずみ範囲、 N_f は繰返し数、 k_p 、 C_p は定数であり鋼材によって決まる。

地震動など、ランダムな応答を引き起こす外力に対してき裂発生を評価する際には次のような手法をとる。Miner 則⁵⁾によれば、塑性ひずみ分布のうちある塑性ひずみ振幅を $\Delta\varepsilon_{pi}$ 、その頻度を n_i とおき、 $\Delta\varepsilon_{pi}$ が一定振幅で繰返されたときの疲労寿命を N_i とした場合、 $\Delta\varepsilon_{pi}$ が n_i 回繰返されたときの損傷度 D_i を (n_i / N_i) とすると、損傷度 D_i の合計 D が 1.0 となったときにき裂が発生するとされる。損傷度は次式で与えられる。

$$D = \sum D_i = \sum \left(\frac{n_i}{N_i} \right) = 1.0 \quad (\text{A3.2})$$

この Miner 則による損傷度式に Manson-Coffin 則を代入する。まず、式(A3.1)を以下のように繰返し数を求める式に書き換える。

$$N_f = \left(\frac{C_p}{\varepsilon_{pr}} \right)^{k_p^{-1}} \quad (\text{A3.3})$$

式(A3.2)の N_i に上式の N_f を代入し、塑性ひずみ振幅の頻度 n_i を 1 とすると、第 2 章の式(2.1)を得ることができ、以下に改めて記載する。

$$D = C \sum (\varepsilon_{pr})^m \quad (\text{A3.4})$$

C 、 m は鋼種ごとに異なる定数となることが知られており、表-A3.1 にこれらの値の一覧を示す^{6),7)}。学会示方書では、延性き裂発生照査(低サイクル疲労照査)を行う際には、式(A3.4)の損傷度を用いることとしている。式(A3.4)の損傷度を用いて橋脚など構造物の延性き裂発生評価を行う場合には、shell 解析や solid 解析を行い、ひずみ集中部の局所的な塑性ひずみ履歴を得る必要がある。既往の研究から、単柱式橋脚の供試体、橋脚隅角部を模した供試体の繰返し載荷実験結果と、shell 解析や solid 解析の比較から、式(A3.4)の損傷度により、概ね妥当な精度で延性き裂発生評価が可能であることが示されている^{7),9)}。ただし、妥当な評価を得るには、ひずみ集中部のメッシュ分割、溶接部の板厚設定、未溶着部の有無など既往の研究で述べられている事項に留意する必要がある。

前述のように、延性き裂発生照査を行う際には、局所的な塑性ひずみ履歴に基づいて損傷度を計算するのが原則であるが、実際の構造物の設計の際に shell 解析や solid 解析を用いるのは容易ではない。そこで、実務においてよく用いられる beam 解析を用いて延性き裂発生評価を行う手法が検討されている^{6),10)-12)}。これは、beam 解析では局所的な塑性ひずみを得ることが難しいため、式(A3.4)のうち塑性ひずみ範囲 ε_{pr} にひずみ集中補正係数 β を乗じることで beam 解析によって shell 解析などと同等の評価精度を得ようという手法である。

beam 解析において用いる損傷度は第2章の式(2.2)で表されるが、以下に改めて記載する。

$$D = C \sum (\beta \cdot \varepsilon_{pr})^m \quad (\text{A3.5})$$

上式において重要なのは、ひずみ集中補正係数 β をいかに設定するかということである。第2章では、既往の研究で提案されている無補剛箱形断面橋脚に対する β の一般式¹²⁾を紹介した。そして本研究では、第2章において補剛箱形断面橋脚に適用可能な β の一般式を構造パラメータとの関係を検討した上で新たに提案している。

なお、構造物に生じる塑性ひずみ範囲を求める方法として、本研究では全ての塑性ひずみ範囲が延性き裂発生に寄与するという観点、また塑性ひずみ範囲の抽出の明解さをなどを考慮しレンジ法を用いている^{5),7)}。図-A3.1 にレンジ法概念図を示す。この方法では隣り合う極大値と極小値の差を塑性ひずみ範囲とし、Half cycle ごとに塑性ひずみ範囲を抽出していく。

表-A3.1 損傷度の定数^{6),7)}

鋼材	m	C
SS400	1.82	8.23
SM490	1.86	9.69
SM570	1.77	9.34

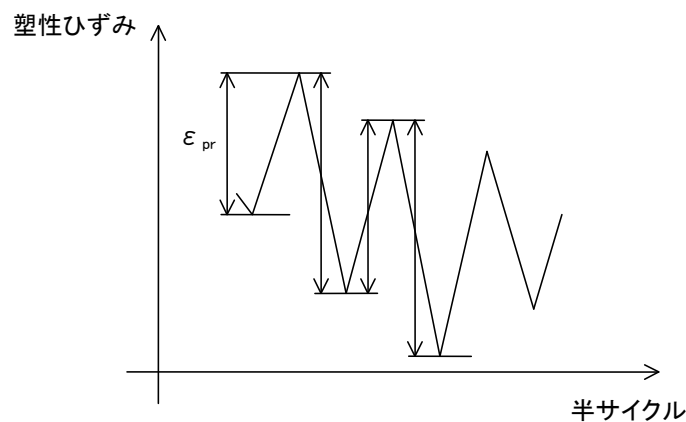


図-A3.1 レンジ法による塑性ひずみ範囲の抽出の概念

Appendix 4 解析モデルの 1 次設計による軸力比

第 2 章，第 3 章で検討した補剛箱形断面鋼製橋脚の解析モデルについて，レベル 1 地震動に対して 1 次設計を行った場合の軸力比の上限値について検討した．道路橋示方書に準じ，地盤種別は II 種を仮定し，地域別補正係数は 1.0 としている¹³⁾．ここでは，有効座屈長の概念に基づき，次式に示す，はり一柱の強度相関式より軸力比を求めた¹⁴⁾．

$$\frac{\nu P}{P_u} + \frac{\nu C_m M_0}{M_y(1 - \nu P/P_E)} \leq f \quad (\text{A4.1})$$

$$\frac{\nu P}{P_y} + \frac{\nu M_0}{M_y} \leq f \quad (\text{A4.2})$$

ここで， ν =安全率（=1.14）， C_m =等価モーメント補正係数（=0.85）， f =照査式の低減係数（=1.0）， P =軸力， P_y =全断面降伏軸力， P_u =有効座屈長を用いて計算した中心軸圧縮強度， P_E =有効座屈長を用いて計算したオイラー座屈強度， M_0 =部材基部の曲げモーメントである．各解析モデルの軸力比の上限値を表-A4.1 にまとめて示す．

表-A4.1 1 次設計による軸力比の上限値

解析モデル名 $\bar{\lambda} - R_f - t$	$\bar{\lambda}$	R_f	t, t_s (mm)	軸力比 P/P_y
20-25-4	0.2	0.25	4	0.254
20-35-4		0.35		0.257
20-40-4		0.4		0.259
25-25-4	0.25	0.25		0.215
25-35-4		0.35		0.219
25-40-4		0.4		0.220
30-25-4	0.3	0.25		0.187
30-35-4		0.35		0.190
30-40-4		0.4		0.191
40-25-4	0.4	0.25		0.148
40-35-4		0.35		0.151
40-40-4		0.4		0.152
50-25-4	0.5	0.25		0.123
50-35-4		0.35		0.125
50-40-4		0.4		0.126

表-A4.1 1次設計による軸力比の上限値（つづき）

解析モデル名 $\bar{\lambda} - R_f - t$	$\bar{\lambda}$	R_f	t, t_s (mm)	軸力比 P/P_y
20-25-7	0.2	0.25	7	0.254
20-35-7		0.35		0.257
20-45-7		0.45		0.259
25-25-7	0.25	0.25		0.215
25-35-7		0.35		0.219
25-45-7		0.45		0.220
30-25-7	0.3	0.25		0.187
30-35-7		0.35		0.190
30-45-7		0.45		0.191
40-25-7	0.4	0.25		0.148
40-35-7		0.35		0.151
40-45-7		0.45		0.152
50-25-7	0.5	0.25		0.123
50-35-7		0.35		0.125
50-45-7		0.45		0.126
20-25-10	0.2	0.25	10	0.254
20-35-10		0.35		0.257
20-45-10		0.45		0.259
25-25-10	0.25	0.25		0.215
25-35-10		0.35		0.219
25-45-10		0.45		0.220
30-25-10	0.3	0.25		0.187
30-35-10		0.35		0.190
30-45-10		0.45		0.191
40-25-10	0.4	0.25		0.148
40-35-10		0.35		0.151
40-45-10		0.45		0.152
50-25-10	0.5	0.25		0.123
50-35-10		0.35		0.125
50-45-10		0.45		0.126

表-A4.1 1次設計による軸力比の上限値（つづき）

解析モデル名 $\bar{\lambda} - R_f - t$	$\bar{\lambda}$	R_f	t, t_s (mm)	軸力比 P/P_y
20-25-20	0.2	0.25	20	0.251
20-35-20		0.35		0.255
20-45-20		0.45		0.256
25-25-20	0.25	0.25		0.213
25-35-20		0.35		0.217
25-45-20		0.45		0.218
30-25-20	0.3	0.25		0.185
30-35-20		0.35		0.188
30-45-20		0.45		0.189
40-25-20	0.4	0.25		0.147
40-35-20		0.35		0.149
40-45-20		0.45		0.150
50-25-20	0.5	0.25		0.121
50-35-20		0.35		0.124
50-45-20		0.45		0.124
20-25-30	0.2	0.25	30	0.251
20-35-30		0.35		0.255
20-45-30		0.45		0.256
25-25-30	0.25	0.25		0.213
25-35-30		0.35		0.217
25-45-30		0.45		0.218
30-25-30	0.3	0.25		0.185
30-35-30		0.35		0.188
30-45-30		0.45		0.189
40-25-30	0.4	0.25		0.147
40-35-30		0.35		0.149
40-45-30		0.45		0.150
50-25-30	0.5	0.25		0.121
50-35-30		0.35		0.124
50-45-30		0.45		0.124

Appendix 5 軸力比が異なる場合のひずみ集中補正係数の適用性

第2章で行ったひずみ集中補正係数の検討に際して、各モデルに与える軸力比は0.1で一定としている。第2章などでも述べている通り、軸力比が異なる場合のひずみ集中補正係数による延性き裂発生評価法の適用性は今後詳しく検討されることが望ましい。ここでは一例ではあるが、軸力比が異なる場合について、ひずみ集中補正係数の適用性を検討した。

第2章における解析モデル 30-35-20 ($\bar{\lambda}=0.30$, $R_f=0.35$, $t=20\text{mm}$) を用いる。軸力比 P/P_y は 0.10 に加え、0.15, 0.20 のケースを検討した。なお、Appendix 4 の表-A4.1 から分かるように、このモデルの1次設計による軸力比は0.188である。

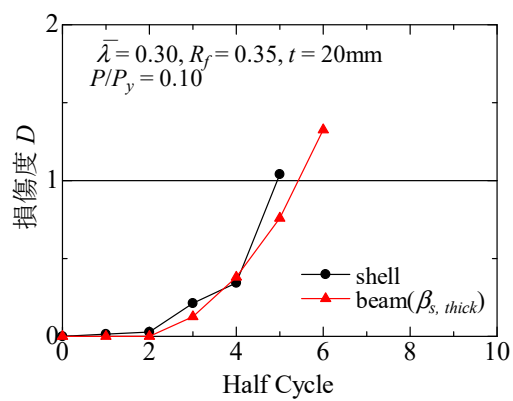
それぞれ軸力比のケースについて、beam 解析および shell 解析を実施して塑性ひずみ履歴を出力し、損傷度を計算した。解析モデルは第2章と同様の方法でモデル化し、材料構成則は修正2曲面モデル¹⁵⁾を用い、水平方向には $1\delta_y$ ごとの漸増変位振幅载荷を与えた。beam 解析の損傷度は第2章における式(2.2)を用い、ひずみ集中補正係数は式(2.15)の $\beta_{s, thick}$ から求めた。shell 解析の損傷度は式(2.1)から計算している。

図-A5.1 に、軸力比が 0.1, 0.15 および 0.20 の場合の損傷度履歴をそれぞれ示す。同図から分かるように、軸力比が 0.10 および 0.15 のケースについて $D=1$ 時の Half cycle で比較すると、beam 解析結果は shell 解析結果を ± 1 Half cycle の差で評価できており、概ね良い精度を有していると言える。一方、軸力比が 0.20 のケースでは、shell 解析結果は 7 Half cycle で $D=1$ に達しているのに対して、beam 解析結果は 5 Half cycle で $D=1$ に達しており、軸力比が 0.1 および 0.15 のケースに加えて誤差が大きくなっている。

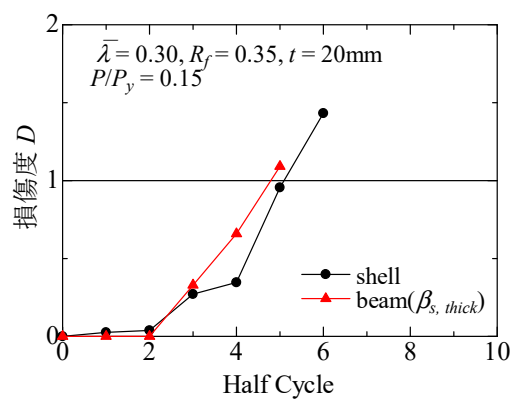
また図-A5.1 において shell 解析の損傷度に着目すると、軸力比が大きくなるにつれ、損傷度の増加が抑制される傾向がみられ、 $D=1$ に達するのが遅れていくことが読み取れる。これは、軸力比が大きくなるにしたがって、局部座屈の影響が相対的に大きくなることで、形状不連続部のひずみ集中が緩和したためではないかと考えられる。他方、beam 解析では局部座屈の影響は考慮できないので、特に軸力比が 0.20 のケースでは、両者の差が広がったのだと推察される。

このように、軸力比が 0.20 の場合には、beam 解析と shell 解析の損傷度の差が比較的大きくなることが分かった。ただし、前述したように、この解析モデルの1次設計による軸力比の上限値は0.188である。延性き裂発生照査を行うのは2次設計においてであり、1次設計による上限値を超える軸力比を与えることはない。軸力比が0.188以下である0.10や0.15の場合には、前述のように beam 解析の妥当性が確認できる。

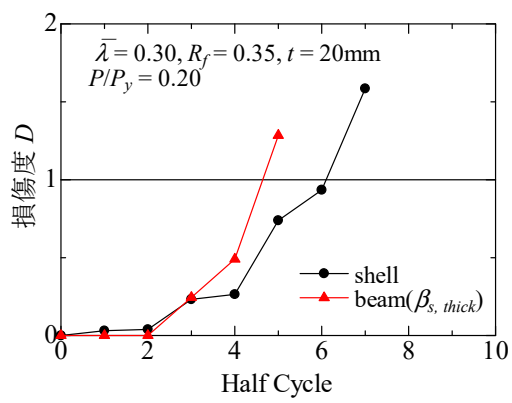
限られたケースではあるが以上の検討から、1次設計による軸力比以下であれば、beam 解析とひずみ集中補正係数により概ね妥当な延性き裂発生評価を行うことができるのではないかと考えられる。



(a) $P/P_y = 0.10$



(b) $P/P_y = 0.15$



(c) $P/P_y = 0.20$

図-A5.1 軸力比を変化させた場合の損傷度履歴