The University of Osaka
Institutional Knowledge Archive

| | |
|---|---|
| Title | 延性ダメージモデルの提案と材料の機械的特性からの延性亀裂進展抵抗予測手法 |
| Author(s) | 山田, 剛久 |
| Citation | 大阪大学, 2020, 博士論文 |
| Version Type | VoR |
| URL | https://doi.org/10.18910/76552 |
| rights | |
| Note | |

*The University of Osaka Institutional Knowledge Archive : OUKA*

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

The University of Osaka

博士学位論文

# 延性ダメージモデルの提案と材料の機械的特性からの延性亀裂進展抵抗予測手法

山　田　剛　久

2020 年 1 月

大阪大学大学院工学研究科

目次

**第 1 章　緒論** ..... **1**

1.1　本研究の背景 ..... 1

1.2　延性破壊評価に関する従来の研究 ..... 2

1.2.1　延性亀裂発生限界評価 ..... 2

1.2.2　延性ダメージモデル ..... 4

1.3　積分型延性ダメージモデルを用いた延性破壊評価に関する従来の研究と課題 .. 8

1.3.1　積分型延性ダメージモデル ..... 8

1.3.2　限界ひずみの応力多軸度依存特性の材料依存性 ..... 11

1.4　本研究の目的 ..... 12

1.5　本論文の構成 ..... 13

**第 2 章　ボイド成長挙動に基づく延性ダメージモデルの提案** ..... **16**

2.1　緒言 ..... 16

2.2　延性ダメージモデル提案のアプローチ ..... 17

2.3　Unit cell によるボイド成長解析 ..... 18

2.3.1　解析方法 ..... 18

2.3.2　解析結果 ..... 21

(a)　Unit cell の変形挙動とボイド体積率の変化 ..... 21

(b)　ボイド成長挙動に及ぼす応力多軸度および応力-ひずみ関係の影響 ..... 25

2.4　ボイド成長挙動を反映した延性ダメージモデル ..... 27

2.4.1　延性ダメージモデルの提案 ..... 27

2.4.2　初期ボイド体積率の影響 ..... 30

2.4.3　数理損傷モデルと提案する非線形累積損傷モデルの比較 ..... 34

2.5　結言 ..... 37

**第 3 章　非線形累積損傷モデルの妥当性検証 ..... 38**

3.1　緒言 ..... 38

3.2　実験方法 ..... 38

3.3　解析方法 ..... 41

3.4　非線形累積損傷モデルに使用する材料特性の決定 ..... 43

3.5　切欠き再加工引張試験による非線形累積損傷モデルの適用性検証 ..... 47

3.6　結言 ..... 50

**第 4 章　非線形累積損傷モデルに用いる材料特性の予測手法 ..... 51**

4.1　緒言 ..... 51

4.2　実験方法 ..... 51

4.3　解析方法 ..... 54

4.4　実験結果および解析結果 ..... 56

4.4.1　荷重―変位曲線および破面観察 ..... 56

4.4.2　延性亀裂発生時の限界ひずみの応力多軸度依存特性 ..... 57

4.5　限界ひずみの応力多軸度依存特性に影響を及ぼす材料特性 ..... 58

4.5.1　応力多軸度履歴に及ぼす材料の応力－ひずみ関係の影響 ..... 58

4.5.2　切欠き付丸棒試験片の限界ひずみの一義的評価手法 ..... 61

4.6　一定応力多軸度履歴下における限界ひずみの簡易予測手法 ..... 68

4.6.1　限界相当塑性ひずみの逆解析的取得方法 ..... 69

4.6.2　限界相当塑性ひずみの簡易予測式の提案 ..... 74

4.7　結言 ..... 75

**第 5 章　非線形累積損傷モデルを用いた延性亀裂進展シミュレーション ..... 77**

5.1　緒言 ..... 77

5.2　延性亀裂進展抵抗の予測アプローチ ..... 77

5.3　実験方法 ..... 79

5.4　解析方法 ..... 80

5.5　材料の機械的特性を用いた延性亀裂進展抵抗予測 ..... 82

5.5.1　材料の機械的特性 ..... 82

5.5.2　非線形累積損傷モデルに用いる材料特性の設定 ..... 82

5.5.3　ダメージモデルの設定 ..... 82

5.5.2　延性亀裂進展シミュレーション ..... 82

5.6　結言 ..... 87

**第 6 章　延性亀裂進展抵抗予測アプローチの適用性検証 ..... 89**

6.1　緒言 ..... 89

6.2　試験片形状の違いによる延性亀裂進展抵抗への影響 ..... 89

6.2.1　シミュレーションに用いる試験片と解析方法 ..... 89

6.2.2　延性亀裂進展抵抗の比較 ..... 91

6.3　機械的性質が異なる鉄鋼材料に対する予測アプローチの適用性検証 ..... 92

6.3.1　限界ひずみの応力多軸度依存特性の予測 ..... 92

6.3.2　延性亀裂進展抵抗予測 ..... 93

6.4　結言 ..... 96

**第 7 章　結論 ..... 98**

**Appendix A　「局所相当塑性ひずみ一定条件」を考慮した延性亀裂進展シミュレーション ..... 102**

参考文献..... **106**

本研究に関する業績一覧..... **111**

謝辞..... **113**

# 第 1 章　緒論

## 1.1　研究の背景

貯蔵設備や橋梁などの大型構造物の損傷形態は，疲労破壊，延性破壊，脆性破壊が多くを占める[1]。すなわち，実構造物に作用する繰返し荷重による疲労破壊と過大荷重や溶接欠陥などから生じる延性・脆性破壊が主要な損傷要因となっており，大型構造物におけるこれらの破壊を防止し，安全・安心を社会に提供することの重要性は言うまでもない。さらに，近年では，多発する大規模地震により鋼構造物が大変形を受ける場合の破壊限界予測の高精度化に対する要求が高まってきている。このような場合，構造不連続部や既存の欠陥などの応力集中部から延性亀裂が発生し破壊に至る場合と，発生した延性亀裂が安定的に進展し，限界に達することによって脆性破壊が生じる場合が考えられる[2]。近年の高靭性な鉄鋼材料に対しては，延性亀裂の発生限界や進展抵抗に関する評価・予測技術の高度化が一層重要になってくる。

延性破壊限界の予測技術の高度化は，鉄鋼材料だけでなく，航空エンジンのディスク[3]やヘリコプターのローター[4]-[6]に用いられる Ti-6Al-4V 合金においても行われており，従来，引張強さや破断ひずみなどで評価されてきた構造部品に対して，安全裕度を正確に把握するために破壊限界を精度良く予測する試みがなされている。

鋼構造物の破壊性能評価に関する汎用規格として，日本溶接協会規格 WES2805[7]および WES2808[8]が整備されているが，これらの規格は延性亀裂進展を伴わない場合を対象としたものである。延性亀裂進展を伴う場合は，大変形を受ける際の亀裂発生および亀裂進展の予測手法が確立されていないため，破壊性能評価に用いる亀裂長さの定義が困難となり，適切な評価ができない状況にある。このような状況に対しては，延性亀裂の発生と進展を支配する材料の「延性特性」とダメージモデルを関係付けた延性亀裂発生・進展シミュレーション技術が構築されることで，破壊性能評価に用いる亀裂長さの予測手法やその設定方法に関する検討が進んでいくものと考えられる。

延性亀裂進展抵抗特性は破壊靭性試験により実験的に取得することもできるが，コストおよびスピード面からシミュレーションによる予測は有用なものとなる。実用性や汎用性という観点からは，このような延性亀裂進展シミュレーションに用いるダメージモデルは簡便で，市販の有限要素解析ツールなどに容易に組み込み可能であることが望ましい。さらに，ダメージモデルに用いる材料特性が，平滑丸棒引張試験から得られる材料の機械的

特性のみから設定でき，これらを用いて延性亀裂進展抵抗を精度良く予測できれば，さらに有意義なものとなる。

このような延性亀裂進展抵抗の予測技術の構築は，高信頼性・高精度な破壊限界設計や延性破壊性能評価の標準化に寄与するだけでなく，亀裂部材の破壊プロセスの理解や延性破壊抵抗を向上させる材料選定および合理的な破壊制御構造・継手設計にも繋がると考えられ，工業的に重要である。

## 1.2　延性破壊評価に関する従来の研究

### 1.2.1　延性亀裂発生限界評価

一般に，等軸ディンプル形成型の延性破壊は材料中におけるミクロボイドの発生，成長というプロセスをとり，成長したボイドの連結により生じた延性亀裂が伝播することで引き起こされる[9]。また，平均応力と相当応力の比で表わされる応力多軸度の上昇はボイドの成長を促し，ボイドの連結条件が早期に満足されるため，延性破壊は応力場の影響を受ける。ボイド成長則の中で代表的なモデルに Rice and Tracy[10]のモデルがあり，完全塑性体における三次元物体中の単一球形ボイドの成長則として導出されている。その後，Beremin[11]が材料の加工硬化特性を考慮し，次式のように一般化した。

$$\frac{\mathrm{d}R}{R} = 0.283\exp\left(\frac{3}{2}\frac{\sigma_\mathrm{m}}{\bar{\sigma}}\right)\mathrm{d}\bar{\varepsilon}_\mathrm{p} \tag{1.1}$$

ここで，$R$ はボイド径，$\sigma_\mathrm{m}$ は平均応力，$\bar{\sigma}$ は相当応力であり，$\sigma_\mathrm{m}/\bar{\sigma}$ は応力多軸度を表す。$\bar{\varepsilon}_\mathrm{p}$ は相当塑性ひずみである。ここで，上述のように延性亀裂の発生限界はボイド成長の影響を受けるので，延性亀裂発生時の限界相当塑性ひずみ$\bar{\varepsilon}_\mathrm{p,cr}$は応力多軸度$\eta$を用いて次式で整理される[12]-[17]。

$$\bar{\varepsilon}_\mathrm{p,cr} = a\cdot\exp\left(b\,\frac{\sigma_\mathrm{m}}{\bar{\sigma}}\right) = a\cdot\exp(b\,\cdot\eta) \tag{1.2}$$

ここで，$a$ および $b$ は材料定数である。応力多軸度$\eta$は次式で示すように平均応力と相当応力の比で表わされる。

$$\eta = \frac{\sigma_{\mathrm{m}}}{\bar{\sigma}} = \frac{(\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3)/3}{\sqrt{1/2\{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2\}}} \tag{1.3}$$

ここで，$\sigma_1$，$\sigma_2$，$\sigma_3$ は主応力の三成分である。式(1.2)からも明らかなように，延性亀裂発生時の限界ひずみは応力多軸度依存性を有し，また，材料によりこの限界ひずみの応力多軸度依存特性は異なる[15], [17]。

このような限界ひずみの応力多軸度依存特性を用いた破壊評価手法として，ASME Boiler and Pressure Vessel Code Section VIII, Division 2 の”Protection against local failure”に次式で示される評価手法が記載されている[18]。

$$\varepsilon_{\mathrm{L}} = \varepsilon_{\mathrm{Lu}} \cdot \exp\left[-\left(\frac{\alpha_{\mathrm{sl}}}{1 + m_2}\right)\left(\left\{\frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{3\bar{\sigma}}\right\} - \frac{1}{3}\right)\right] \tag{1.4}$$

$$\bar{\varepsilon}_{\mathrm{p}} + \varepsilon_{\mathrm{cf}} \leq \varepsilon_{\mathrm{L}} \tag{1.5}$$

ここで，$\varepsilon_{\mathrm{L}}$ は限界ひずみであり，$\varepsilon_{\mathrm{Lu}}$ は破断伸びや絞りと関連した値，$m_2$ は降伏比と関連した値として ASME Code 内で与えられている。また，$\alpha_{\mathrm{sl}}$ は材料種別ごとに与えられており，材料種別と降伏比，破断伸び，絞りといった機械的特性が $\varepsilon_{\mathrm{L}}$ を設定する情報として必要となる。$\varepsilon_{\mathrm{cf}}$ は成型時および曲げ加工時のひずみである。$(\sigma_1+\sigma_2+\sigma_3)/3$ は平均応力であり，$(\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3)/3\bar{\sigma}$は応力多軸度を意味する。評価対象部材に生じる$\bar{\varepsilon}_{\mathrm{p}}$に$\varepsilon_{\mathrm{cf}}$を加算し，それが式(1.5)を満足するとき破壊は生じないものと評価される。

また，実際の構造物では様々な応力状態となることが想定され，広範囲の応力多軸度条件下において延性破壊限界を把握することが実構造物の安全性評価に必要となる。これまで，圧縮試験，せん断試験およびねじり試験などにより，様々な応力多軸度条件下における延性破壊限界に関する研究が行われており，準せん断条件やせん断と引張の混合モードにおける低応力多軸度条件下における延性破壊限界特性は，等軸ディンプルを形成する高応力多軸度条件下とは異なる傾向を示すことが報告されている[19]-[22]。このように，延性破壊限界特性は試験片形状や負荷様式により異なり，それらを考慮するため，応力多軸度に加え，せん断応力成分を表す指標として主応力空間における応力の方位を表す Load angle に基づく評価パラメータを用いた評価法が提案されている[23]-[25]。

### 1.2.2　延性ダメージモデル

ボイドの発生および成長に支配される構造用鋼の延性破壊を考える場合，1.2.1 項で述べた Rice and Tracy のモデル[10]は，ボイドの成長挙動を対象にしているため，ボイドを含む材料全体の力学的挙動を表現することはできない。そこで，ボイドの発生・成長を延性破壊につながるダメージととらえ，それを材料の応力―ひずみ関係（弾塑性構成式）の中に取り組んで連続体力学的に延性破壊をシミュレートするモデルが提案された。その最初が，Gurson による多孔質体の降伏関数[26]である。Gurson は剛完全塑性体のマトリクス中に球形ボイドが含まれている単位セルの降伏関数として次式を得ている。

$$\Phi = \left(\frac{\bar{\Sigma}}{\bar{\sigma}}\right)^2 + 2f\cosh\left(\frac{3}{2}\frac{\Sigma_{\mathrm{m}}}{\bar{\sigma}}\right) - (1 + f^2) = 0 \tag{1.6}$$

ここで，$f$ はボイドの体積率，$\bar{\Sigma}$は損傷を含む単位セルの相当応力，$\bar{\sigma}$は損傷を含まない単位セルの相当応力，$\Sigma_{\mathrm{m}}$は損傷を含む単位セルの平均垂直応力(静水圧応力)である。しかし，この降伏関数は剛完全塑性体を想定しているため，加工硬化を示す一般的な構造用鋼の力学的挙動を必ずしも表現できるものではなかった。そこで，Tvergaard はボイドを含む加工硬化材料の変形挙動を数値的に解析し，Gurson モデルによる予測精度を高めるための修正パラメータ $q_1$ および $q_2$ を用いて，次式で示す降伏関数を提案している[27]-[28]。

$$\Phi = \left(\frac{\bar{\Sigma}}{\bar{\sigma}}\right)^2 + 2q_1 f\cosh\left(\frac{3}{2}q_2\frac{\Sigma_{\mathrm{m}}}{\bar{\sigma}}\right) - (1 + q_1^2 f^2) = 0 \tag{1.7}$$

さらに，Tvergaard と Needleman は式(1.7)をさらに発展させ，急激なボイド成長を生じる限界ボイド体積率 $f_{\mathrm{c}}$ および最終的に耐荷能力を失う破壊ボイド体積率 $f_{\mathrm{F}}$ を導入し，丸棒引張試験の最終破断挙動である延性亀裂の進展過程を予測可能な次式の降伏関数を提案した(GTN モデル) [29]。

$$\Phi = \left(\frac{\bar{\Sigma}}{\bar{\sigma}}\right)^2 + 2q_1 f^*\cosh\left(\frac{3}{2}q_2\frac{\Sigma_m}{\bar{\sigma}}\right) - (1 + (q_1 f^*)^2) = 0 \tag{1.8}$$

ここで，$f^*$ は有効ボイド体積率であり，次式で表される。

$$f^* = \begin{cases} f & for \quad f \le f_c \\ f_c + K(f - f_c) & for \quad f > f_c \end{cases} \tag{1.9}$$

$$K = \frac{f_U^* - f_c}{f_F - f_c} \ , \qquad f_U^* = \frac{1}{q_1} \tag{1.10}$$

$f \le f_c$ の場合，式(1.8)は Gurson-Tvergaard の降伏関数(式(1.7))に等しく，$f = f_c$ でボイドの連結により急激にボイド体積率が大きくなる。また，式(1.8)から，$f = f_U^* = 1/q_1$ の時に材料の耐荷能力が消失するが，$f_U^*$の値は非常に大きな値をとるため，$f_U^*$を破壊発生の限界値とすることは現実的でない。そこで，実験または解析によって得られる破壊ボイド体積率を $f_F$ とし，$f = f_F$ で材料の耐荷能力が完全に失われ，破壊を生じると定義されている。

上述の GTN モデルを用いて，亀裂部材の延性亀裂発生および進展をシミュレートする研究が行われている。Shih と Xia は Gurson-Tvergaard の降伏関数(式(1.7))に従う要素を初期亀裂の延長線上に配置し, それ以外の要素は Mises の降伏理論に従う材料として亀裂進展を解析するモデル(Computational cell モデル)を提案している[30]-[31]。また，Xia らはこの Computational cell モデルを用いて, 延性亀裂進展抵抗に対する試験片形状や初期亀裂長さの影響を検討している[32]。Computational cell モデルの適用にあたっては，初期ボイド体積率 $f_0$ および限界ボイド体積率 $f_E$ などを決定する必要があるが, 実験で得られる延性亀裂進展抵抗曲線(R 曲線)とシミュレーション結果が合うようにパラメータフィッティングにより設定され，材料の延性特性として材料試験などからこれらを直接決定付けるのは困難である。

大畑らは，応力・ひずみ集中部からの延性亀裂発生と進展における破壊形態の違いに着目し，鉄鋼材料の延性亀裂発生・進展抵抗は二種類の延性特性に支配されることを見出した[33]-[35]。延性亀裂発生に関しては，鈍化した予亀裂先端と機械切欠き先端における応力多軸度がほぼ同じで低く，いずれもせん断型亀裂が発生することから，「局所相当塑性ひずみ一定条件」を亀裂発生の損傷限界条件として適用した。これは，「切欠き延性」と呼ばれ，切欠き材の曲げ試験あるいは引張試験と弾塑性 FEM 解析を援用して得られる。一方，延性亀裂進展に関しては，等軸ディンプルを伴いながら進展する亀裂の挙動をシミュレートするために，一定応力多軸度状態下で負荷を受けて破壊に至るまでの損傷プロセスを考え，限界相当塑性ひずみと応力多軸度の関係から決定できるダメージモデルを考案した[36]-[37]。この関係は「延性の応力多軸度依存性」と呼ばれ，円周切欠き付丸棒試験片を用いた引張試験と弾塑性 FEM 解析から得られる。Fig. 1.1 に種々の鉄鋼材料の「切欠き延性」および「延性の応力多軸度依存性」を示す [17]。大畑らのダメージモデルでは，一つのミクロボイドの

形成を考え，均質連続体に近似可能なユニットセルを想定し，ユニットセルが受ける微視的損傷増分を体積ひずみ増分の塑性成分 $\mathrm{d}E_{\mathrm{m}}^{\mathrm{P}}$ とする損傷度 $D$ を想定した。

$$\mathrm{d}D = (1 - D)\mathrm{d}E_{\mathrm{m}}^{\mathrm{P}} \tag{1.11}$$

この損傷度 $D$ の増加とそれによる材料剛性の低下を連成させるために GTN モデルを基礎とした次式の降伏関数を提案し，蓄積される損傷が限界値に達して延性亀裂が進展していくことを表現した。

$$\Phi = \left(\frac{\bar{\Sigma}}{\bar{\sigma}}\right)^2 + a_1 D^* \exp\left(a_2 \frac{\Sigma_{\mathrm{m}}}{\bar{\sigma}}\right) - 1 = 0 \tag{1.12}$$

$$D^* = \begin{cases} D & for \quad D \le D_{\mathrm{c}} \\ D_{\mathrm{c}} + K(D - D_{\mathrm{c}}) & for \quad D > D_{\mathrm{c}} \end{cases} \tag{1.13}$$

ここで，$D^*$は有効損傷度，$D_{\mathrm{c}}$ は破壊直前に損傷度 $D$ が加速する限界損傷度であり，損傷進展の加速を $K(K>1)$により表現している。$a_1$ および $a_2$ は材料定数であり，「延性の応力多軸度依存性」から直接決定できるという利点を有する。

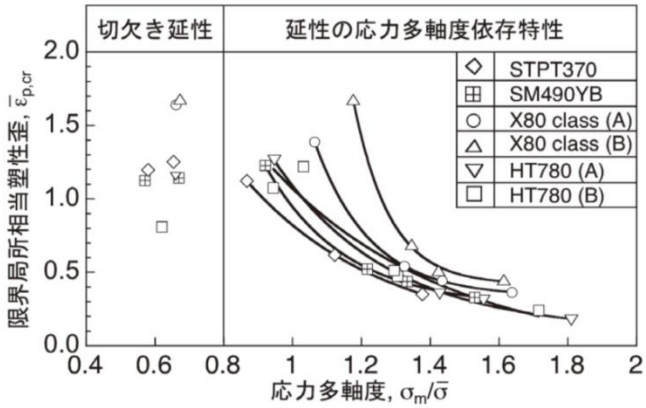



Fig. 1.1　Ductile properties of various kinds of steels associated with ductile crack initiation and growth resistance [17]

このダメージモデルを用いたシミュレーションにより，標準三点曲げ試験片の延性亀裂発生・進展抵抗の予測に加え，亀裂長さの違いによる塑性拘束効果や板厚中央にて延性亀裂が先行する，いわゆる Thumb nail 型の亀裂進展が再現可能であることが報告されている

[36]-[37]。さらに，溶接構造性能予測への適用も進められ，内圧を受けるパイプの周溶接部における表面亀裂の進展挙動や破断限界変位の予測[38]，高強度鋼レーザ溶接部のシャルピー衝撃試験で見られる FPD(Fracture Path Deviation)挙動の再現[17]が可能になってきている。最近では，延性亀裂発生・進展に関する破壊抵抗を保証する材料設計・制御を目指し，複相材の機械的特性である強度および延性特性を予測するメゾスケールアプローチに大畑らのダメージモデルが適用され[39]-[40]，材料組織の合理的設計・制御の指導原理構築に向けた研究が行われている。

GTN モデルも大畑らのダメージモデルも，ボイド成長による損傷発展を連続体の弾塑性構成式に取り込んで延性亀裂の発生・進展抵抗をシミュレートしており，応力多軸度履歴に応じたボイド成長挙動を反映したものとなっている。亀裂進展中の亀裂前方の応力・ひずみ場のイメージ[40]を Fig. 1.2 に示す。亀裂先端前方に着目すると，初めは高応力多軸度下で塑性ひずみを受けるが，亀裂の進展に従って徐々に応力多軸度が低下しながら塑性ひずみを受け，最終的には高い塑性ひずみを受けて延性亀裂が進展する。すなわち，変化する応力多軸度状態下で受ける損傷の蓄積が延性亀裂の進展に影響を及ぼすことから，延性亀裂進展抵抗を精度良く予測するには，応力多軸度履歴に応じた損傷の累積(ボイド成長挙動)が適切に反映されたダメージモデルの構築が重要となる。

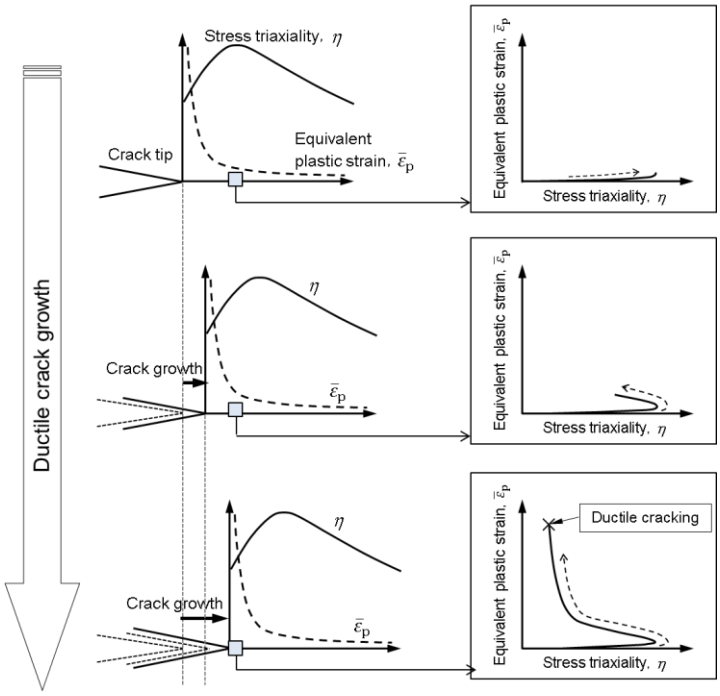



Fig. 1.2　Schematic of the history of equivalent plastic strain and stress triaxiality ahead of crack-tip up to ductile crack growth[40]

## 1.3　積分型延性ダメージモデルを用いた延性破壊評価に関する従来の研究と課題

### 1.3.1　積分型延性ダメージモデル

1.2.2 項で示したダメージモデルは，延性破壊に寄与するボイド成長による損傷発展を材料の弾塑性構成式に取り組んで計算するモデルであり，破壊に至るまでの損傷発展挙動を詳細に反映したものとなっている。一方，比較的簡便なダメージモデルとして，延性破壊に寄与するパラメータと負荷中に受けるひずみを用いて損傷度を定義し，それが限界値に達することで破壊が生じるとする積分型延性ダメージモデルが提案されており，成型加工における変形抵抗予測や割れの発生予測などにも用いられている[41]-[43]。

(a)　応力負荷履歴に着目した積分型延性ダメージモデル

応力履歴に着目したダメージモデルとして，Cockcroft ら[44]は負荷中の全塑性仕事が限界値に達することで延性破壊が生じると考え，次式で示すモデルを提案している。

$$\int_0^{\bar{\varepsilon}_\mathrm{f}} \sigma_\mathrm{max} \mathrm{d}\bar{\varepsilon} = C_\mathrm{C} \tag{1.14}$$

ここで，$\bar{\varepsilon}_\mathrm{f}$ は破断相当ひずみ，$\sigma_\mathrm{max}$ は最大引張応力，$\mathrm{d}\bar{\varepsilon}$ は相当ひずみ増分である。$C_\mathrm{C}$ は式(1.14)で示すダメージモデルにおける限界ダメージ値であり，材料に依存する。Cockcroft らは，種々の金属材料を用いて，引張試験，ねじり試験，曲げ試験および押出し成形や圧延における破壊予測に提案モデルを適用している。

Brozzo ら[45]は Cockcroft らの提案モデルを基礎とし，応力状態の影響を最大主応力と静水圧(平均応力)を用いて表し，次式で示すモデルを提案している。

$$\int_0^{\bar{\varepsilon}_\mathrm{f}} \frac{2\sigma_1}{3(\sigma_1 - \sigma_\mathrm{m})} \mathrm{d}\bar{\varepsilon} = C_\mathrm{B} \tag{1.15}$$

ここで，$\sigma_1$ は最大主応力，$\sigma_\mathrm{m}$ は平均応力，$C_\mathrm{B}$ は式(1.15)で示すダメージモデルにおける限界ダメージ値であり，材料に依存する。

また，Clift ら[43]は相当応力が延性破壊に寄与するとして次式のモデルを提案している。

$$\int_0^{\bar{\varepsilon}_\mathrm{f}} \bar{\sigma} \mathrm{d}\bar{\varepsilon} = C_\mathrm{CL} \tag{1.16}$$

ここで，$\bar{\sigma}$は相当応力，$C_\mathrm{CL}$ は式(1.16)で示すダメージモデルにおける材料依存の限界ダメージ値である。Clift らは，押出し成形や引張試験，圧縮試験を用いて，式(1.16)の提案モデルと他のダメージモデルから予測される破壊起点および破壊時の変形レベルから，Clift らのモデルの有効性を示している。

(b)　応力多軸度に着目した積分型延性ダメージモデル

Ayada ら[46]は応力多軸度 $\sigma_\mathrm{m}/\bar{\sigma}$のひずみに対する積分値が限界値に達することで破壊が生じるとして次式のモデルを提案し，バネ鋼を用いた押出し成形において破壊評価が可能であることを示している。

$$\int_0^{\bar{\varepsilon}_\mathrm{f}} \frac{\sigma_\mathrm{m}}{\bar{\sigma}} \mathrm{d}\bar{\varepsilon} = C_\mathrm{A} \tag{1.17}$$

ここで，$C_\mathrm{A}$ は式(1.17)で示すダメージモデルにおける材料依存の限界ダメージ値である。

(c)　ボイドの成長・合体に基づくダメージモデル

McClintock[47]は円柱状のボイドを有する Unit cell が規則的に並んでいる材料を考え，ボイドの初期直径がボイドの平均間隔まで成長した段階で破断が生じるとした理論解析により，次式のモデルを提案している。

$$\int_0^{\bar{\varepsilon}_\mathrm{f}} \left[ \frac{\sqrt{3}}{2(1-n)} \sinh\left\{ \frac{\sqrt{3}(1-n)}{2} \frac{\sigma_1+\sigma_2}{\bar{\sigma}} \right\} + \frac{3}{4} \frac{\sigma_1-\sigma_2}{\bar{\sigma}} \right] \mathrm{d}\bar{\varepsilon} = C_\mathrm{M} \tag{1.18}$$

ここで，$n$ は材料のひずみ硬化指数，$\sigma_1$ および$\sigma_2$ は主応力であり，$C_\mathrm{M}$ は式(1.18)で示すダメージモデルにおける材料依存の限界ダメージ値である。

(d)　限界ひずみ特性の応力多軸度依存特性を用いた積分型延性ダメージモデル

Oh ら[48]や Kim ら[49]は，次式で示すような応力多軸度$\eta$に依存する限界相当塑性ひずみ$\bar{\varepsilon}_\mathrm{p,cr}(\eta)$を用いて負荷中の応力多軸度の履歴を考慮するダメージモデルを FEM 解析に組み込み，破壊靭性試験から得られる延性亀裂進展抵抗曲線をシミュレートしている。

$$\int \frac{\mathrm{d}\bar{\varepsilon}_{\mathrm{p}}}{\bar{\varepsilon}_{\mathrm{p,cr}}(\eta)} = 1 \tag{1.19}$$

ここで，$\mathrm{d}\bar{\varepsilon}_{\mathrm{p}}$は相当塑性ひずみ増分であり，式(1.19)の左辺を負荷中に蓄積される損傷度と定義し，これが 1 に達したときに破壊が生じるものとしている。

(a)~(c)で示す積分型延性ダメージモデルでは，左辺で表わされる損傷度の累積値が限界ダメージ値に達した時点で破壊と見なすが，これらの限界ダメージ値は材料固有の値であり，その決定方法に曖昧さと煩雑さが残る。一方，(d)で示すダメージモデルは，材料の延性特性を示す限界ひずみの応力多軸度依存特性$\bar{\varepsilon}_{\mathrm{p,cr}}(\eta)$を用いて表され，左辺の損傷度の累積値が 1 に達した時点で破壊すると定義でき，簡易的であり扱いやすい。一方，式(1.19)はひずみの増加に対して損傷が線形的に累積されていくことを前提としているモデルであるが，ミクロボイドの成長・合体による損傷発展はひずみの増加に対して非線形的に進んでいくことが報告されており[21],[24],[32]，延性破壊に至る損傷発展挙動に立ち返ってみると，物理的な妥当性に疑問が残る。

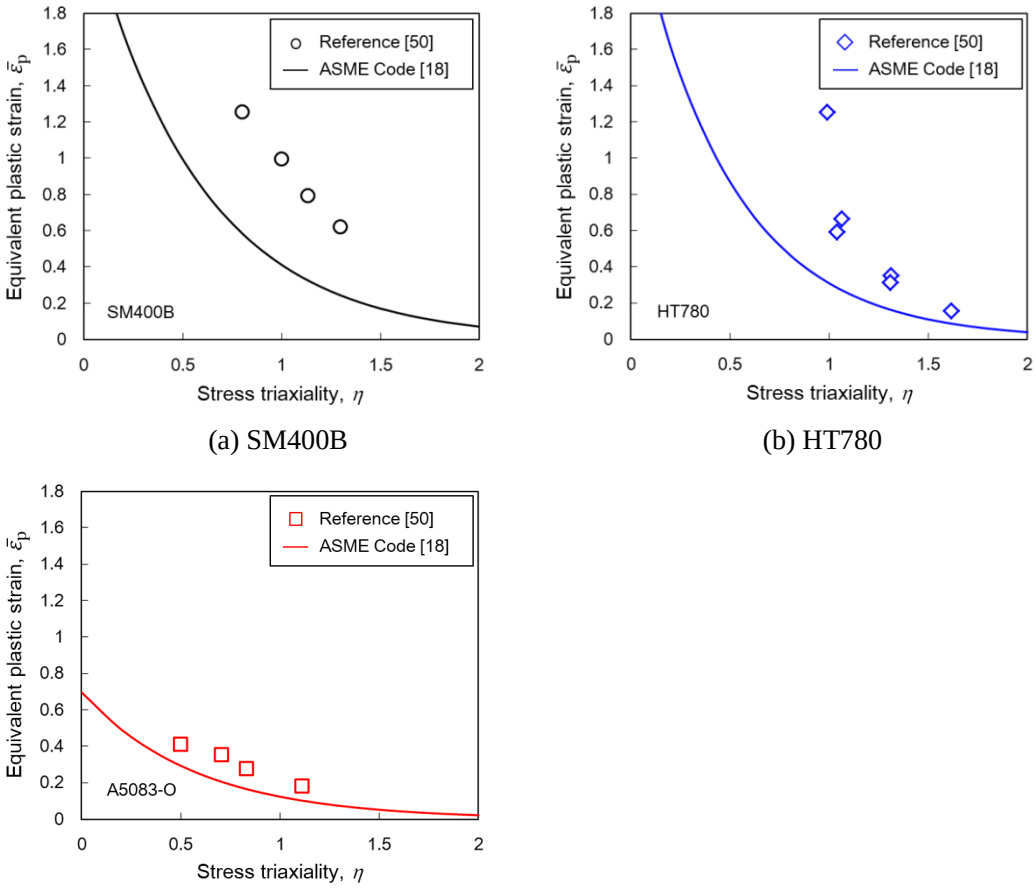
表 1.1 に本項で示した積分型延性ダメージモデルの特徴についてまとめて示す。

Table 1.1　Summary of conventional ductile damage model

| Damage model | Feature | Stress triaxiality effect | Critical value Independent of material |
|---|---|---|---|
| Cockcroft et. al [44] $\int_0^{\bar{\varepsilon}_{\mathrm{f}}} \sigma_{\max} \mathrm{d}\bar{\varepsilon} = C_{\mathrm{C}}$ | • Based on plastic work per unit volume for $\sigma_{\max}$ | No | No |
| Brozzo et. al [45] $\int_0^{\bar{\varepsilon}_{\mathrm{f}}} \frac{2\sigma_1}{3(\sigma_1 - \sigma_{\mathrm{m}})} \mathrm{d}\bar{\varepsilon} = C_{\mathrm{B}}$ | • Modify Cockcroft's model<br>• Consider stress state by $\sigma_1$ and $\sigma_{\mathrm{m}}$ | No | No |
| Clift et. al [43] $\int_0^{\bar{\varepsilon}_{\mathrm{f}}} \bar{\sigma} \mathrm{d}\bar{\varepsilon} = C_{\mathrm{CL}}$ | • Based on plastic work per unit volume for $\bar{\sigma}$ | No | No |
| Ayada et. al [46] $\int_0^{\bar{\varepsilon}_{\mathrm{f}}} \frac{\sigma_{\mathrm{m}}}{\bar{\sigma}} \mathrm{d}\bar{\varepsilon} = C_{\mathrm{A}}$ | • Consider stress state by $\sigma_{\mathrm{m}}/\bar{\sigma}$ | Yes | No |
| McClintock [47] $\int_0^{\bar{\varepsilon}_{\mathrm{f}}} \left[\frac{\sqrt{3}}{2(1-n)} \sinh\left\{\frac{\sqrt{3}(1-n)}{2} \frac{\sigma_1 + \sigma_2}{\bar{\sigma}}\right\} + \frac{3}{4} \frac{\sigma_1 - \sigma_2}{\bar{\sigma}}\right] \mathrm{d}\bar{\varepsilon} = C_{\mathrm{M}}$ | • Based on theoretical analysis under equiaxial transverse stress state<br>• Consider stress state by $\sigma_1$ and $\sigma_2$ | No | No |
| Oh et. al [48], Kim et. al [49] $\int \frac{\mathrm{d}\bar{\varepsilon}_{\mathrm{p}}}{\bar{\varepsilon}_{\mathrm{p,cr}}(\eta)} = 1$ | • Reflect ductility and consider stress state by $\bar{\varepsilon}_{\mathrm{p,cr}}(\eta)$<br>• Clear fracture criteria<br>• Assume linear damage evolution | Yes | Yes |

### 1.3.2　限界ひずみの応力多軸度依存特性の材料依存性

1.3.1 項(d)で示したように，限界ひずみの応力多軸度依存特性を用いた積分型延性ダメージモデルにより，材料の延性特性および負荷中の応力多軸度の履歴を考慮した延性損傷限界評価が簡易的に実施可能となることが期待される。限界ひずみの応力多軸度依存特性は，丸棒試験片を用いた引張試験と弾塑性 FEM 解析を用いて取得でき，異なる切欠き半径を有する円周切欠き付丸棒試験片を用いて応力多軸度状態を変えることで，応力多軸度に依存した限界ひずみを得ることができる[12]-[16],[35]。一方，Fig. 1.1 で示したように，材料の延性特性を示すこの限界ひずみの応力多軸度依存特性は材料により異なるため，評価材料に対してその都度, 破壊試験と FEM 解析を実施し取得する必要がある。1.2.1 項で述べたように，ASME Code では材料の延性特性を用いて種々金属材料の限界ひずみの応力多軸度依存特性を設定できる[18]。鉄鋼材料とアルミ合金を対象に，切欠き付丸棒試験片の引張試験および FEM 解析から得た限界ひずみの応力多軸度依存特性[50]と ASME Code に基づいて設定される結果を比較して Fig. 1.3 に示す。なお，ASME Code の結果では式(1.4)で求まる$\varepsilon_L$を限界ひずみとして整理した。Fig. 1.3 からわかるように，ASME Code の限界ひずみは安全側に設定されていることが伺えるが，材料に依っては過度に小さく与えられていることがわかる。合理的かつ高精度な延性損傷限界評価のためには，限界ひずみの応力多軸度依存特性を適切に設定することが重要であり，限界ひずみに影響を与える材料特性を把握し，それを用いて評価材料の限界ひずみの応力多軸度依存特性を精度良く予測できれば実用上有意義であると考えられる。




(a) SM400B

(b) HT780

(c) A5083-O

Fig. 1.3　Comparison of $\bar{\varepsilon}_p$ and $\eta$ relationships at ductile fracture between experimental results[50] and ASME Code[18]

## 1.4　本研究の目的

本研究では鉄鋼材料を対象とし，亀裂部材の延性亀裂進展抵抗特性を簡易的かつ精度良く予測する手法を構築することを目的とする。簡易的手法という観点では，延性損傷発展を反映したシンプルで扱いやすい延性ダメージモデルを用いて，平滑丸棒引張試験から得られる材料の機械的特性のみからシミュレーションによる延性亀裂進展抵抗の予測ができれば実用的であると考えられる。これを実現するためのアプローチを Fig. 1.4 に示す。まず，汎用性・簡便性を考慮して，限界ひずみの応力多軸度依存特性を材料特性として用いる積分型延性ダメージモデルを基礎とし，ボイド成長挙動を反映したダメージモデルを提案する。次に，限界ひずみの応力多軸度依存特性を支配する材料特性を見出し，材料の機械的

特性を用いた限界ひずみの応力多軸度依存特性の簡易予測式を提案する。最後に，予測した限界ひずみの応力多軸度依存特性と提案する延性ダメージモデルを弾塑性 FEM 解析に組み込んだシミュレーションにより亀裂部材の延性亀裂進展抵抗を予測し，延性亀裂進展試験の結果と比較することで提案するアプローチの妥当性を確認する。

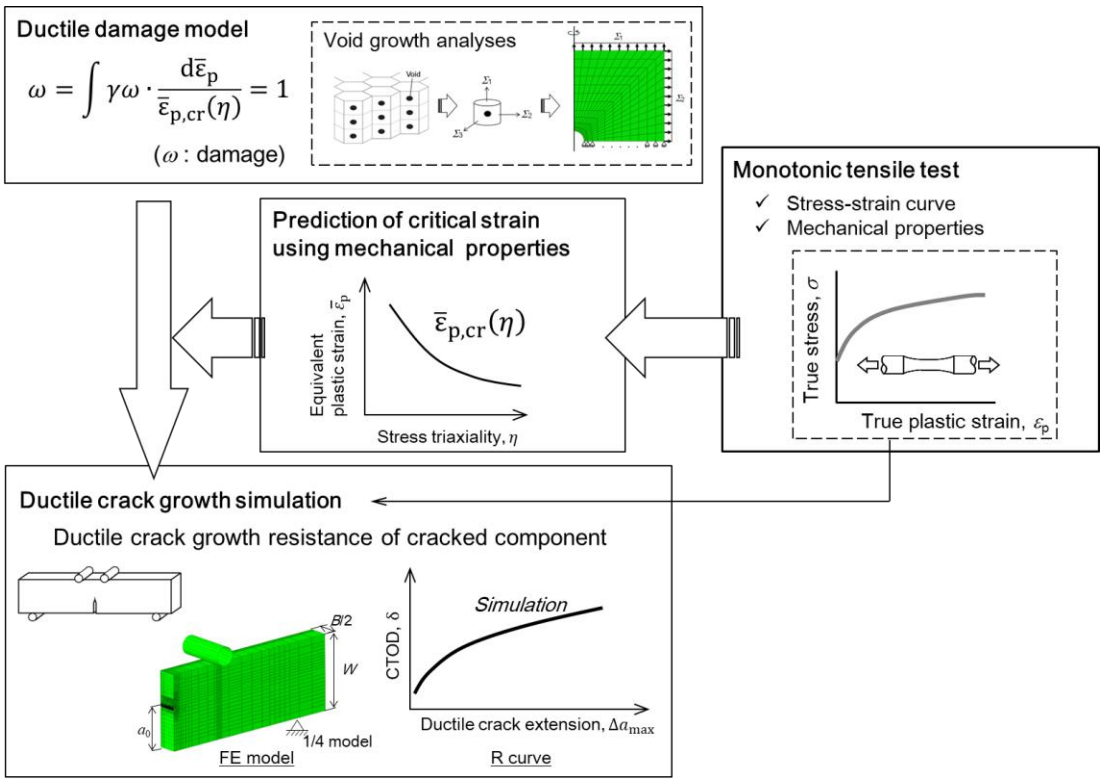



Fig. 1.4　Research approach for developing the method for predicting ductile crack growth resistance using mechanical properties of material

## 1.5　本論文の構成

本論文の構成を Fig. 1.5 に示す。各章の内容は以下のとおりである。

まず，本章では，延性破壊評価に関する従来の知見をまとめ，亀裂部材の延性亀裂進展抵抗の評価・予測には，亀裂先端の応力多軸度履歴に応じたボイド成長挙動が適切に反映されたダメージモデルが必要であることを述べた。また，従来のダメージモデルはパラメータフィッティングに頼るものが多く，材料特性との関連性や実用性，汎用性の観点からの課題を指摘した。そこで，それらの課題解決のために，本研究では限界ひずみの応力多軸度依存特性を材料特性として用いる積分型延性ダメージモデルを用いて，平滑丸棒引張

試験から得られる材料の機械的特性のみからシミュレーションにより延性亀裂進展抵抗を予測するアプローチに着目したことを述べた。

第 2 章および第 3 章では，ボイド成長挙動に基づく積分型延性ダメージモデルの提案とその妥当性検証を行う。ボイド成長解析から損傷発展則を導出し，限界ひずみの応力多軸度依存特性を用いた非線形累積損傷モデルを提案する。さらに，亀裂先端の応力多軸度の変化を簡易的に模擬した切欠き再加工引張試験を行い，提案するダメージモデルの適用性を示す。

第 2 章では，ボイド成長挙動を解析的に調査する手段として初期ボイドをモデル化した Unit cell による系統的な弾塑性 FEM 解析を行い，ボイド成長挙動に影響を与える材料特性や応力多軸度の影響を把握する。これらの解析結果から得られるボイド成長挙動を反映した損傷発展則を導出し，限界ひずみの応力多軸度依存特性を用いた現象論的で簡易的な延性ダメージモデル(非線形累積損傷モデル)を提案する。

第 3 章では，機械的性質が異なる 2 種類の鉄鋼材料を用いて，第 2 章で提案する非線形累積損傷モデルの適用性を検証する。ここでは，亀裂部材における応力多軸度の変化を想定し，円周切欠き付丸棒試験片を用いてその応力多軸度の変化を簡易的に模擬した引張試験(切欠き再加工引張試験)を実施する。提案する非線形累積損傷モデルを用いて，切欠き再加工引張試験における延性損傷限界を評価できることを示し，提案モデルの鉄鋼材料への適用性を確認する。

第 4 章では，非線形累積損傷モデルで用いる限界ひずみの応力多軸度依存特性を材料の機械的特性のみから予測する手法を提案する。まず，材料の応力－ひずみ関係を特徴付けるパラメータを変化させた解析的スタディにより，延性亀裂の発生限界ひずみに影響を与えるパラメータを把握する。延性亀裂の発生は，ボイドの成長・合体が進行する一様伸び以降で引き起こされることに鑑み，平滑丸棒引張試験の結果から得られる一様伸び以降の変形挙動を正確に表現できるひずみ硬化指数と一様伸び以降の延性特性を用いた限界ひずみの応力多軸度依存特性の簡易予測式を提案する。

第 5 章では，第 2 章で提案する非線形累積損傷モデルと第 4 章で提案する限界ひずみの応力多軸度依存特性の簡易予測式を用いて，1.4 節で示したアプローチにより亀裂部材の延性亀裂進展抵抗の予測を行う。すなわち，平滑丸棒引張試験から得られる材料の機械的特性のみから延性亀裂進展シミュレーションを実施するとともに，軟鋼を対象として，機械切欠き材および疲労予亀裂材における延性亀裂進展抵抗を実験により取得して，シミュレーション結果と比較することで，提案アプローチの妥当性を検証する。

第 6 章では，提案アプローチの適用性を示すことを目的とし，塑性拘束状態が異なる種々の亀裂部材に対して延性亀裂進展シミュレーションを行い，塑性拘束の効果がシミュレーションで表現できることを確認する。その後，文献データを利用し，機械的性質が異なる鉄鋼材料や異なる試験片形状に対して，延性亀裂進展抵抗の予測が可能であることを示し，本研究で提案するアプローチの適用性と汎用性について述べる。

第 7 章では本論文で得られた主な結果についてまとめる。

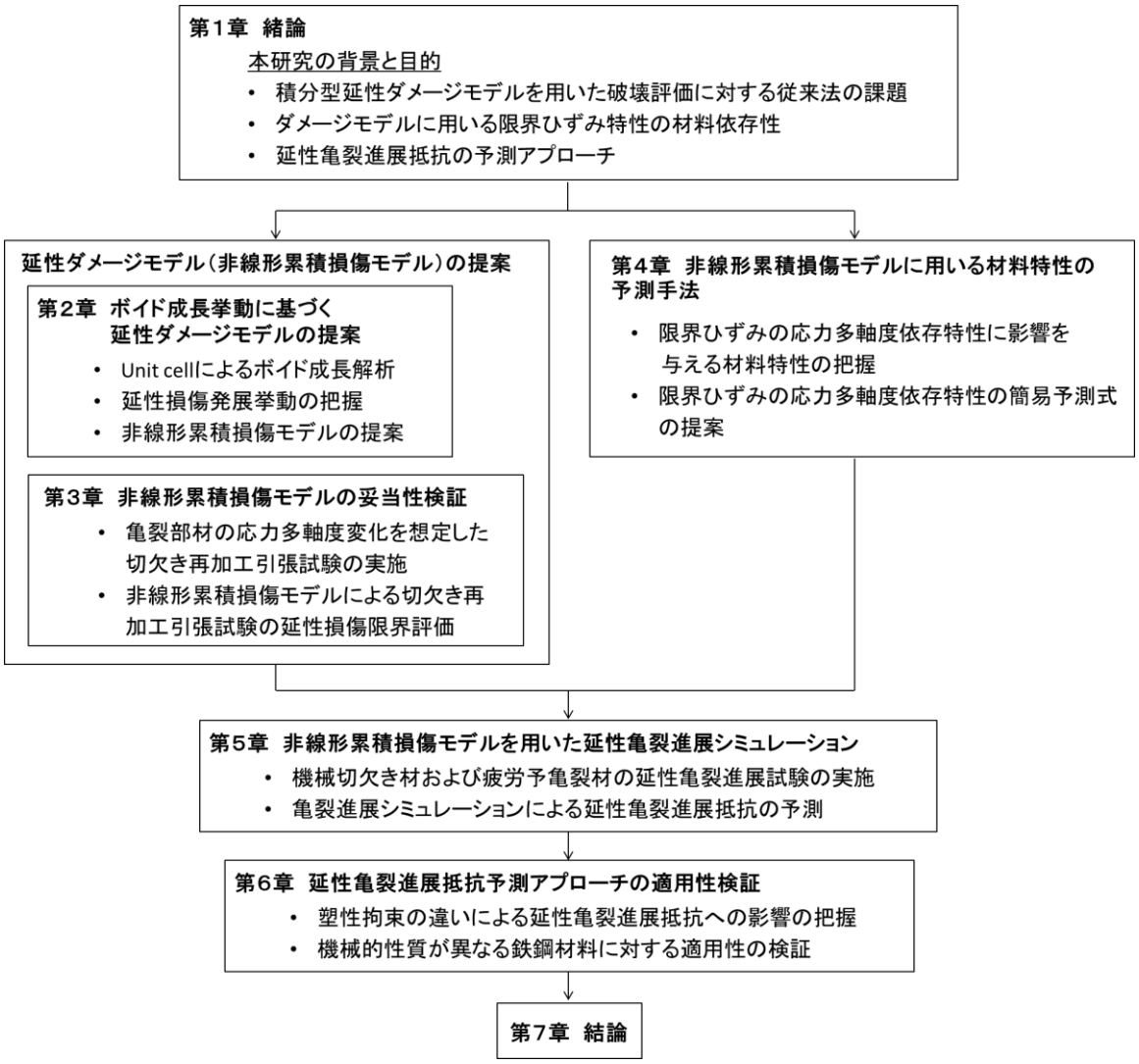



Fig. 1.5　Structure of this research work

# 第 2 章　ボイド成長挙動に基づく延性ダメージモデルの提案

## 2.1　緒言

亀裂部材の延性亀裂進展抵抗の予測には，亀裂先端の応力多軸度履歴に応じたボイド成長挙動が適切に反映されたダメージモデルが必要である。本章では，実用性および汎用性の観点から積分型延性ダメージモデルに着目し，簡易的で現象論的なダメージモデルを提案する。

積分型延性ダメージモデルに関しては，1.3.1 項で示したようにこれまで様々なモデルが提案されているが，損傷限界が明確に定義でき，材料の延性特性が用いられている 1.3.1 項(d)で示したモデルが扱いやすい。このダメージモデルでは応力多軸度に依存する限界ひずみと相当塑性ひずみ増分の比を損傷度増分として表わし，それを累積していくモデルであり，破壊靭性試験から得られる延性亀裂進展抵抗曲線(R 曲線)の再現などに用いられている[48]-[49]。ここで用いられる限界ひずみの応力多軸度依存特性は切欠き付丸棒試験片を用いた引張試験と弾塑性 FEM 解析により取得でき，材料の延性特性が反映されたものとなっている。しかし，この積分型延性ダメージモデルはひずみの増加に対して損傷が線形的に累積されていくことを前提としており，必ずしもその適用性が十分検証されているとは言えない。

ミクロボイドの成長・合体を延性損傷発展と考えた場合，損傷はひずみの増加に対して非線形的に蓄積することが報告されている[26],[29],[37]。この非線形的な損傷発展による材料軟化を構成則に取り入れた多孔質材料のダメージモデルとして GTN (Gurson-Tvergaard-Needleman)モデル[26]-[29]が提案されている。GTN モデルを用いた延性亀裂進展シミュレーションの例として Computational cell モデルが提案されており[30]-[31]，延性亀裂進展抵抗に対する試験片形状や初期亀裂長さの影響が検討されている[32]。また，同様に GTN モデルを基礎において，限界ひずみの応力多軸度依存特性との整合を考えたダメージモデルも提案されており，パラメータフィッティングを必要とせず，R 曲線の再現や破壊性能評価が可能であることが報告されている[36]-[37]。このように，R 曲線を精度良く予測するためには応力多軸度履歴に応じたボイドの成長挙動が適切に反映されたダメージモデルを構築することが重要となる。

ボイド成長挙動を解析的に調査する手段として，初期ボイドをモデル化した Unit cell による弾塑性解析[51]-[54] があり，応力－ひずみ挙動やボイド体積率の変化などが把握できる。そ

こで，本章では Unit cell による系統的なボイド成長解析を実施し，負荷中における材料の応力－ひずみ関係やボイド成長挙動に対する応力多軸度の影響を調査する。さらに，これらの解析結果から得られるボイド成長挙動を反映した損傷発展則を導出し，限界ひずみの応力多軸度依存特性を用いた延性ダメージモデルを提案する。

## 2.2　延性ダメージモデル提案のアプローチ

本章では，実用性の観点から，負荷中の応力多軸度履歴が考慮でき，材料の延性特性を反映可能な積分型延性ダメージモデルをベースに，ボイドの成長挙動を反映したモデルを提案することとした。2.1 節で述べたように，次式で示す簡易的なダメージモデルがあり，延性亀裂進展シミュレーションに用いられている[48]-[49]。

$$\omega' = \int \mathrm{d}\omega' = \int \frac{\mathrm{d}\bar{\varepsilon}_{\mathrm{p}}}{\bar{\varepsilon}_{\mathrm{p,cr}}(\eta)} = 1 \tag{2.1}$$

ここで，$\omega'$は損傷度，$\mathrm{d}\omega'$は損傷度増分，$\mathrm{d}\bar{\varepsilon}_{\mathrm{p}}$は相当塑性ひずみ増分，$\bar{\varepsilon}_{\mathrm{p,cr}}(\eta)$は次式で示される応力多軸度$\eta$に依存する限界相当塑性ひずみである。

$$\eta = \frac{\sigma_{\mathrm{m}}}{\bar{\sigma}} = \frac{(\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3)/3}{\sqrt{1/2\{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2\}}} \tag{2.2}$$

ここで，$\sigma_{\mathrm{m}}$は主応力三成分$\sigma_1$，$\sigma_2$，$\sigma_3$を用いて表される平均応力，$\bar{\sigma}$は Mises 相当応力である。式(2.1)で表わされる損傷度$\omega'$を負荷中に計算し，$\omega'$=1 となった要素を削除していくことで亀裂の進展を模擬する方法がとられる。ただし，式(2.1)で示される$\omega'$は損傷がひずみの増加に対して線形に累積されていくという仮定のもとに用いられている(本章では式(2.1)によるモデルを線形累積損傷モデルと呼ぶ)。

そこで，まず，Unit cell を用いたボイド成長解析により，ミクロボイドの成長による延性損傷発展挙動を把握する。そして，簡便性を考慮し，損傷発展挙動が表現できるように式(2.1)で示す線形累積損傷モデルを修正することを考える。すなわち，次式で示すように損傷度の累積を補正するような関数$g$を用いた非線形累積損傷モデルを提案することとした。

$$\omega = \int \mathrm{d}\omega = \int g \cdot \frac{\mathrm{d}\bar{\varepsilon}_{\mathrm{p}}}{\bar{\varepsilon}_{\mathrm{p,cr}}(\eta)} = 1 \tag{2.3}$$

ここで，$\omega$および d$\omega$は非線形累積損傷モデルにおける損傷度および損傷度増分である。

## 2.3　Unit cell によるボイド成長解析

### 2.3.1　解析方法

Unit cell を用いたボイド成長解析では球形[28],[51]-[53]または円柱形状[28]の初期ボイドが周期配列していることを想定としてモデル化されることが多く，球形ボイドが三次元空間に均一に存在している状態を考え，Fig. 2.1 に示すような六角柱の配列と考えて軸対称モデル[28]によりモデル化した。そこで，本章では Unit cell モデルとして，Fig. 2.2 に示す 1/2 軸対称ソリッドモデルを用いた。初期ボイド形状は直径 $2r_0$ の球形とし，Unit cell の直径 $2R_0$ と高さ $2H_0$ を等しく設定した。Unit cell 解析は ABAQUS Ver. 6.12-1 を用いて実施，成長するボイドの変形挙動を把握するため，幾何学的非線形[55]を考慮し大変形効果を含めた弾塑性有限要素解析(FEM)を実施した。また，Fig. 2.2 に示す解析モデル端部の節点はそれぞれ径方向，軸方向へ等量の変位を生じさせるように拘束方程式を定義し，負荷中の$\eta$を一定に保つように Riks 法[55]により径方向応力と軸方向応力を同じ割合で増加させた。

Unit cell 解析によるボイド成長挙動は初期ボイド体積率 $f_0$ の影響を受けることが報告されている[51],[53],[56]。本章では，鉄鋼材料に対する値として Oh ら[48]が用いている $f_0$=0.01%の Unit cell モデルを作成して解析に用いた。Kuna らは鋳鉄を対象に $f_0$=11.4%の場合について，軸対称モデルと立方体モデルを用いて Unit cell のモデル化によるボイド成長挙動への影響を調査しており，等応力多軸度条件下であってもボイド成長挙動が異なることを報告している[53]。一方，$f_0$=1.14%とした場合には，モデルの違いによるボイド成長挙動の差は小さくなることを報告しており，$f_0$ が小さいほど Unit cell のモデル化の影響は小さくなる。本章では，$f_0$ が小さい鉄鋼材料を対象として $f_0$=0.01%の場合を基本ケースとすることとし，軸対称モデルによりボイド成長挙動を十分把握できるものと考えた。

応力－ひずみ関係には次式で示される Swift 則を用い，各パラメータを変化させた際のボイド成長挙動への影響を調査した。

$$\sigma = \sigma_{\mathrm{Y}}\left(1+\frac{\varepsilon_{\mathrm{p}}}{\alpha}\right)^{n} \tag{2.4}$$

ここで，$\sigma$と$\varepsilon_{\mathrm{p}}$ はそれぞれ真応力と真塑性ひずみであり，$\sigma_{\mathrm{Y}}$ は降伏応力，$\alpha$は材料定数，$n$ はひずみ硬化指数である。本章で用いたパラメータを Table 2.1 に示し，応力－ひずみ関係を Fig. 2.3 に図示する。Base case を基準とし，$n$，$\sigma_{\mathrm{Y}}$，$\alpha$を変化させた応力－ひずみ関係を用いた。

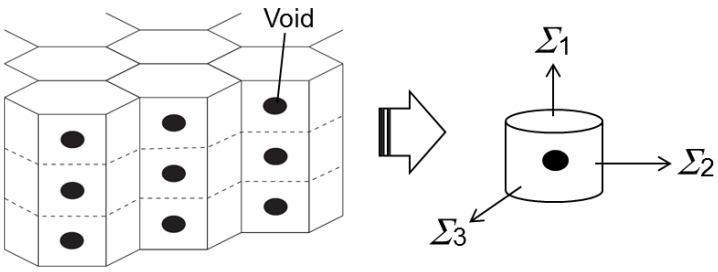



Fig. 2.1 Schematic of modelling of unit cell with a void

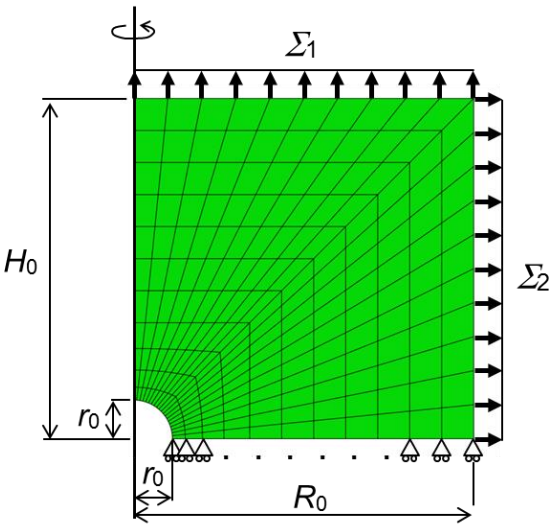
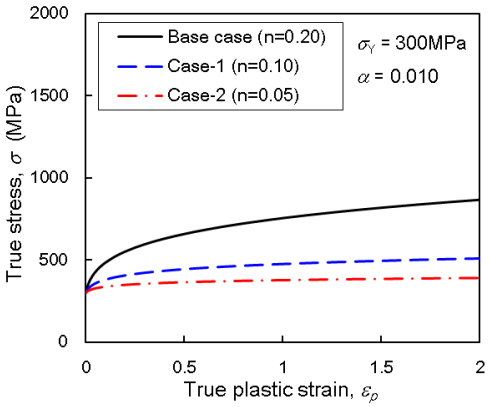


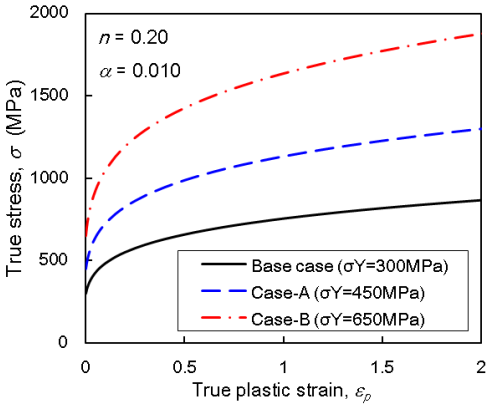

Fig. 2.2 Unit cell model used in this chapter ($H_0$=$R_0$)

Table 2.1 Summary of each parameter in Swift law used for unit cell analyses

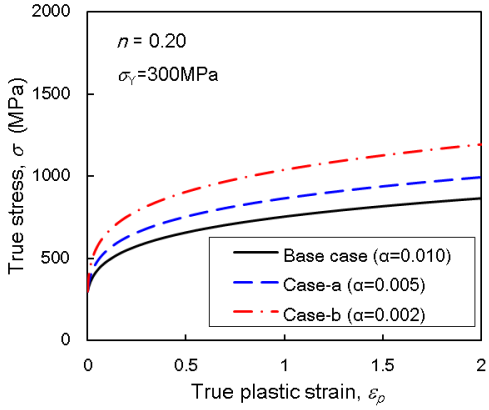
| Case | $n$ | $\sigma_Y$ (MPa) | $\alpha$ |
|---|---|---|---|
| Base case | 0.20 | 300 | 0.010 |
| Case-1 | 0.10 | | |
| Case-2 | 0.05 | | |
| Case-A | 0.20 | 450 | |
| Case-B | | 650 | |
| Case-a | | 300 | 0.005 |
| Case-b | | | 0.002 |




(a) Stress-strain relationship with different $n$




(b) Stress-strain relationship with different $\sigma_Y$




(c) Stress-strain relationship with different $\alpha$

Fig. 2.3 Stress-strain relationships used for unit cell analyses shown in Table 2.1

Figure 2.2 に示す Unit cell が負荷を受けて直径 $2R$，高さ $2H$ に変形した場合，マクロ主ひずみ $E_1$，$E_2$，$E_3$ と相当ひずみ$\bar{E}$はそれぞれ以下のように表わされる。

$$E_1 = \ln\left(\frac{H}{H_0}\right) \tag{2.5}$$

$$E_2 = E_3 = \ln\left(\frac{R}{R_0}\right) \tag{2.6}$$

$$\bar{E} = \frac{2}{3}|E_1 - E_2| \tag{2.7}$$

また，平均応力$\Sigma_{\mathrm{m}}$および Mises 相当応力$\bar{\Sigma}$はマクロ主応力$\Sigma_1$，$\Sigma_2$=$\Sigma_3$を用いてそれぞれ次式で表わされる。

$$\Sigma_{\mathrm{m}} = \frac{1}{3}(\Sigma_1 + 2\Sigma_2) \tag{2.8}$$

$$\bar{\Sigma} = |\Sigma_1 - \Sigma_2| \tag{2.9}$$

従って，$\Sigma_{\mathrm{m}}$と$\bar{\Sigma}$の比で表わされる応力多軸度 $T$ は次式で定義される。

$$T = \frac{\Sigma_{\mathrm{m}}}{\bar{\Sigma}} = \frac{(\Sigma_1 + 2\Sigma_2)}{3|\Sigma_1 - \Sigma_2|} \tag{2.10}$$

本章では，亀裂部材の延性亀裂進展抵抗の予測に適用可能なダメージモデルの提案を目的としており，亀裂先端の応力場($\sigma_1$>$\sigma_2$≈$\sigma_3$)を想定し$\Sigma_1$>$\Sigma_2$(=$\Sigma_3$)とする。変形時のボイド体積率 $f$ は弾性変形時の体積増分$\Delta V_{\mathrm{e}}$と塑性変形における非圧縮性を考慮した次式により表わされる[51]。

$$f = 1 - \frac{V_0}{V}(1 - f_0) - \frac{\Delta V_{\mathrm{e}}}{V} \tag{2.11}$$

$$\Delta V_{\mathrm{e}} = V_0(1 - f_0)\frac{3(1 - 2\nu)}{E}\Sigma_{\mathrm{m}} \tag{2.12}$$

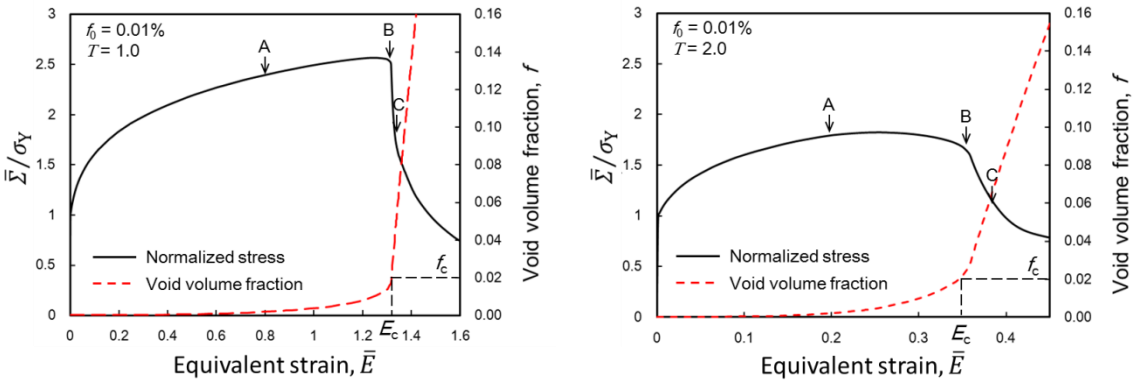
ここで，$V_0$は変形前の Unit cell 体積，$V$ は変形後の Unit cell 体積である。$E$ はヤング率，$\nu$ はポアソン比を示し，それぞれ鉄鋼材料を想定した値を用いた($E$=206000MPa，$\nu$=0.3)。

### 2.3.2　解析結果

(a)　Unit cell の変形挙動とボイド体積率の変化

初期ボイド体積率 $f_0$=0.01%とした解析結果の例として，Base case の応力－ひずみ関係を用い，応力多軸度 $T$ を $T$=1.0，2.0 とした時の結果を Fig. 2.4 に示す。それぞれ，降伏応力$\sigma_{\mathrm{Y}}$で正規化した$\bar{\Sigma}$と$\bar{E}$の関係とボイド体積率 $f$ の変化を示してある。また，Fig. 2.4 中に矢印で示したひずみレベル(A，B，C)における Unit cell の変形図を，変形前の形状と比較して Fig. 2.5 に示す。$f$ はひずみの増加に対して非線形的な増加傾向を示し，Fig. 2.4 中の B 点までは Unit cell 全体の塑性変形を伴いながらボイド成長が進行し，B 点近傍では径方向リガメント部で変形が集中する。この B 点で，$\bar{\Sigma}$は急減し $f$ は急増する。$\bar{\Sigma}$の急減は荷重載荷能力が失われることを意味すると考えられ，$f$ の急増と Fig. 2.5 の変形挙動を考慮すると， B 点(急変

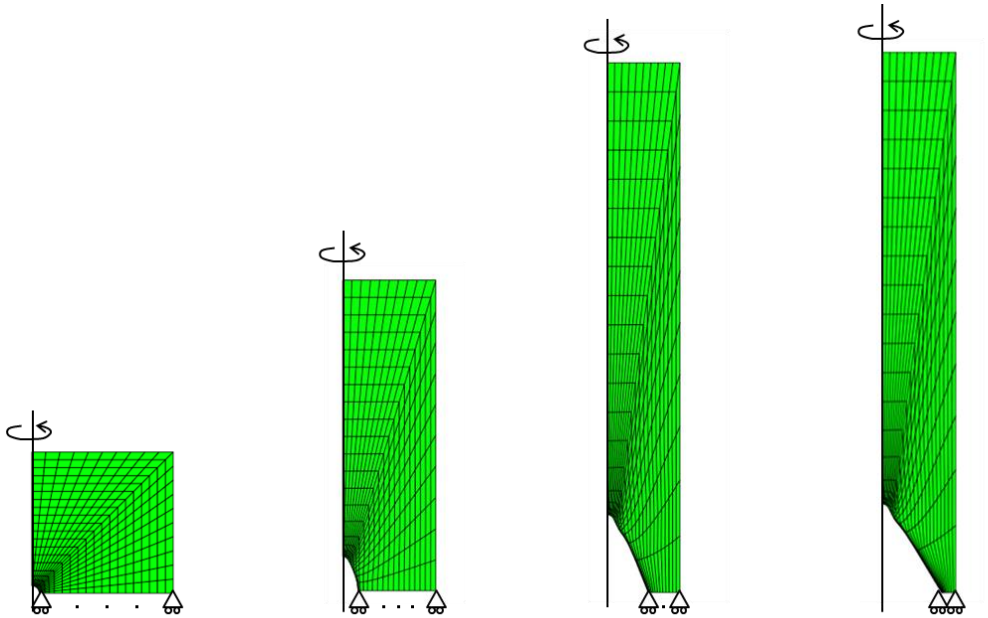
点)において隣り合う Unit cell で成長したボイドとの合体が開始されると考えられる。本章ではこの $f$ の急増点を延性亀裂発生点と考え，この時の $f$ を限界ボイド体積率 $f_c$，$\bar{E}$を限界相当ひずみ $E_c$ と定義することとした。なお，Table 2.1 に示す他ケースの応力ーひずみ関係を用いても$\bar{\Sigma}$の急減点と $f$ の急増点は一致していた。また，Unit cell の解析結果に対する要素寸法の影響を確認する目的で，Fig. 2.2 よりボイド周りのメッシュサイズを細かくした Unit cell を用いた FEM 解析を実施した結果を Fig. 2.6 に示す。Fig. 2.6 では Base case の応力ーひずみ関係を用いた $T$=2.0 の解析結果を示すが，ボイドの変形挙動および応力ーひずみ関係や $f$ の変化にはメッシュサイズはほとんど影響しないことが確認でき，Fig. 2.2 で示したモデルでボイドの成長挙動を十分評価可能であることが伺える。また，Fig. 2.4 の C 点以降では，応力ーひずみ関係が下に凸になっているが，これは Kuna ら[53]も述べているように，リガメント部において要素が大きく歪む影響と考えられる。後述するように，本章では Fig. 2.4 の B 点で示される延性亀裂発生点までの挙動に着目する。




(a) Stress triaxiality $T$=1.0

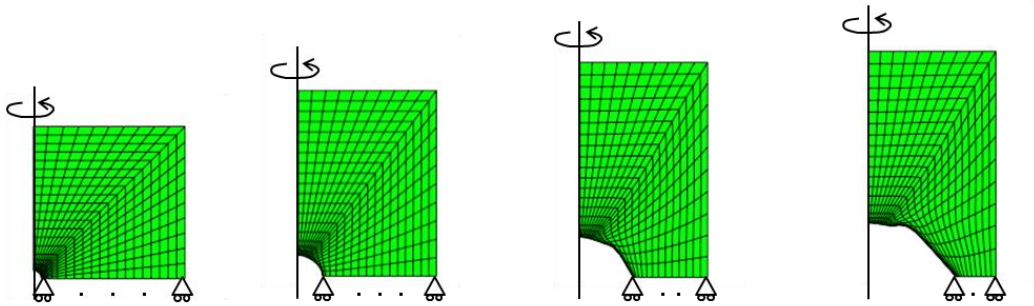
(b) Stress triaxiality $T$=2.0

Fig. 2.4 Results of unit cell analyses using stress-strain relationship of Base case shown in Table 2.1 in the case of $f_0$=0.01%



Initial ($\bar{E}$=0.0, $f$=0.01%) A ($\bar{E}$=0.79, $f$=0.18%) B ($\bar{E}$=1.32, $f$=1.9%) C ($\bar{E}$=1.33, $f$=3.9%)

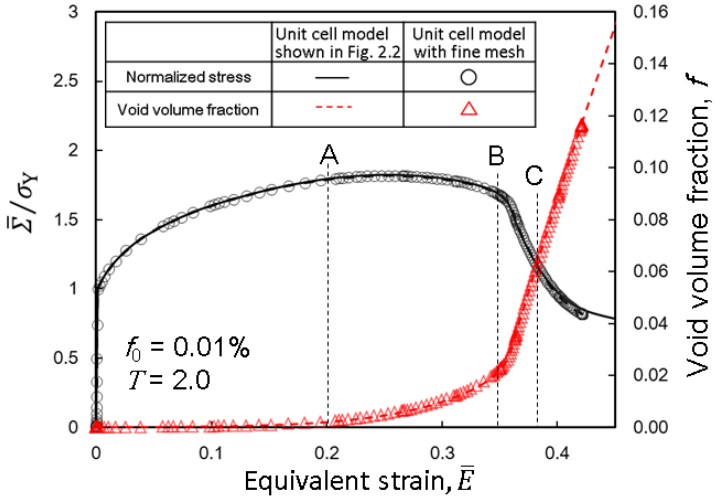
(a) Stress triaxiality $T$=1.0 (Fig. 2.4(a))



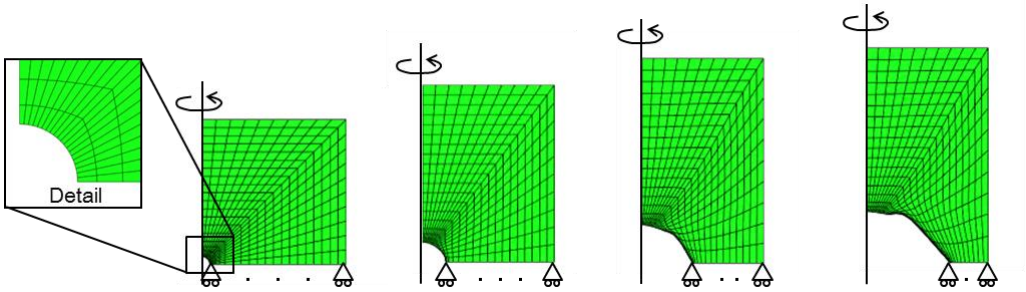
Initial ($\bar{E}$=0.0, $f$=0.01%) A ($\bar{E}$=0.20, $f$=0.22%) B ($\bar{E}$=0.34, $f$=1.9%) C ($\bar{E}$=0.38, $f$=6.1%)

(b) Stress triaxiality $T$=2.0 (Fig. 2.4(b))

Fig. 2.5 Deformation of unit cell for each stage (A, B, C) shown in Fig. 2.4

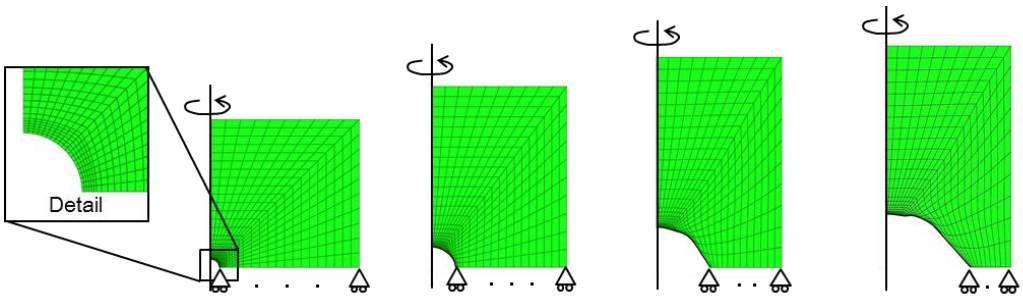



(a) Normalized stress and void volume fraction as a function of equivalent strain




Initial ($\bar{E}$=0.0) A ($\bar{E}$=0.20) B ($\bar{E}$=0.34) C ($\bar{E}$=0.38)

(b) Deformation of unit cell shown in Fig. 2.2 for each stage (A, B, C)




Initial ($\bar{E}$=0.0) A ($\bar{E}$=0.20) B ($\bar{E}$=0.34) C ($\bar{E}$=0.38)

(c) Deformation of unit cell with fine mesh for each stage (A, B, C)

Fig. 2.6 Effect of mesh size on the results of unit cell analyses using stress-strain relationship of Base case in the case of $f_0$=0.01% and $T$=2.0

(b)　ボイド成長挙動に及ぼす応力多軸度および応力-ひずみ関係の影響

ボイド成長挙動に対する応力多軸度 $T$ や応力－ひずみ関係の影響を確認するために，Table 2.1 に示す応力－ひずみ関係を用いた際のボイド成長解析における $f$ と $\bar{E}$ の関係を Fig. 2.7 ~ Fig. 2.10 に示す。Fig. 2.7 は $T$ のボイド成長挙動への影響を確認するために，Base case の応力－ひずみ関係を用いて $T$ を $T$=1.0，1.5，2.0 としたときの結果を比較して示してある。$T$ が大きくなるにつれて，限界ボイド体積率 $f_c$ に対応する限界相当ひずみ $E_c$ は小さくなり，ボイドの成長が促進されることが確認できる。これは，Rice and Tracy のボイド成長則[10]が表われているものと考えられる。また，$f_c$ は $T$ に依らずほぼ一定であることがわかった。一方，ひずみ硬化指数 $n$ の影響を確認する目的で，$n$ のみを変化させた Base case，Case-1 および Case-2 について，$T$ を $T$=1.0，1.5，2.0 としたときの結果を Fig. 2.8 に示す。同様に，Fig. 2.9 では降伏応力 $\sigma_Y$ のみを変化させた Base case，Case-A および Case-B を，Fig. 2.10 では材料定数 $\alpha$ のみを変化させた Base case，Case-a および Case-b の結果を示してある。Fig. 2.8 に着目すると，同じ $T$ であっても，$n$ が小さいほど $E_c$ は小さくなり，$n$ に依存してボイド成長挙動は異なる。一方，Fig. 2.9 や Fig. 2.10 から，$\sigma_Y$ や $\alpha$ はボイド成長挙動にほとんど影響しないことが確認できる。Fig. 2.8~Fig. 2.10 中に $f$=0.02(2%)を点線で示すが，$f_0$=0.01%の場合，$T$ や応力－ひずみ関係に依らず $f_c$ はおよそ 0.02(2%)となることがわかる。同じ $f_0$ において，$f_c$ が $T$ の影響を受けないことは Kuna らによっても確認されている[53]。

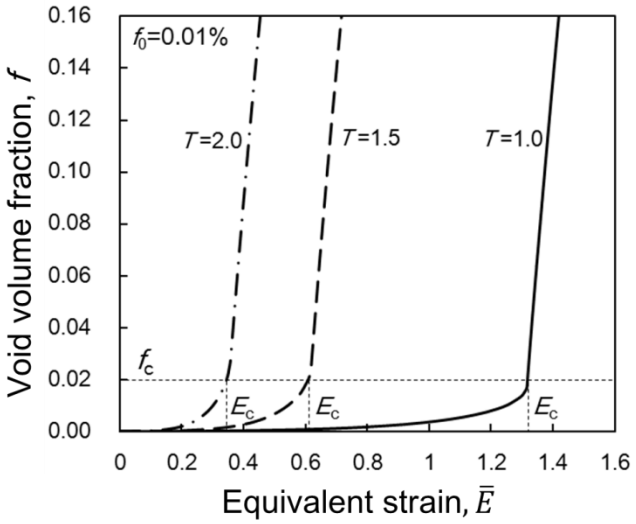
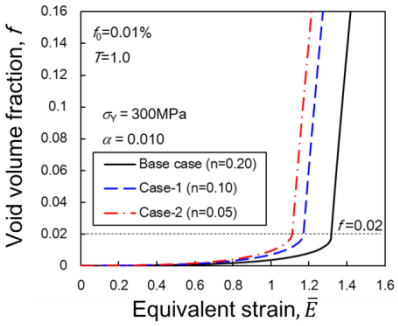
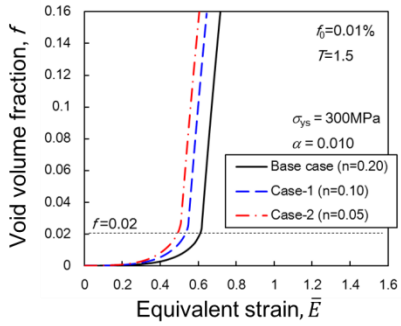


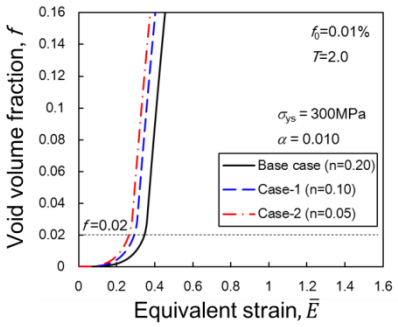

Fig. 2.7 Effect of stress triaxiality on void growth behavior for Base case shown in Table 2.1 ($f_0$=0.01%)




(a) Stress triaxiality $T$=1.0

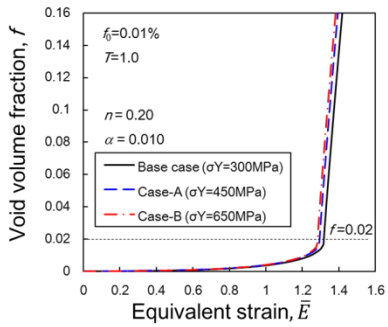



(b) Stress triaxiality $T$=1.5

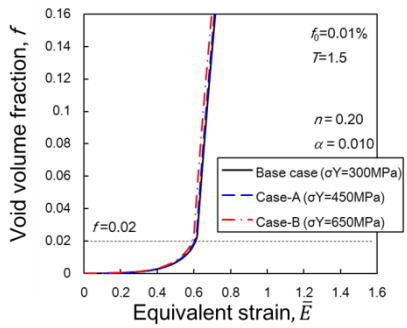



(c) Stress triaxiality $T$=2.0

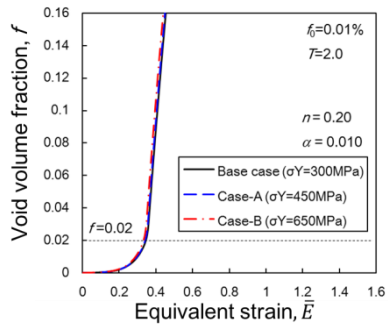
Fig. 2.8 Effect of strain hardening exponent $n$ on void growth behavior ($f_0$=0.01%)




(a) Stress triaxiality $T$=1.0

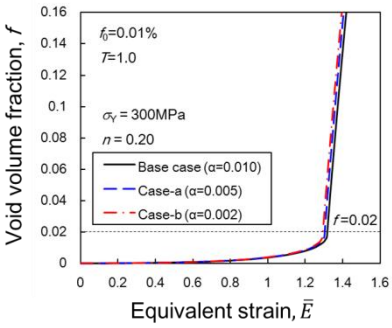



(b) Stress triaxiality $T$=1.5

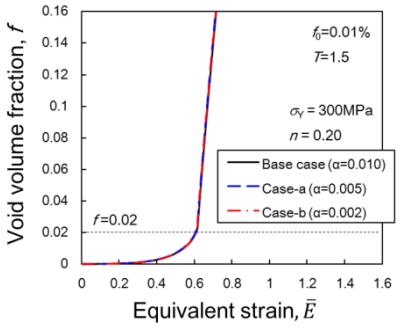



(c) Stress triaxiality $T$=2.0

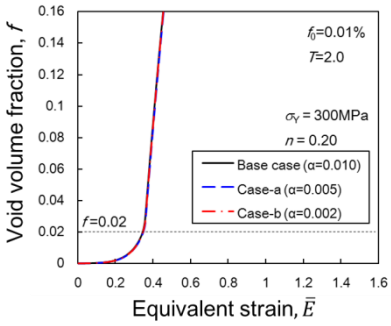
Fig. 2.9 Effect of yield stress $\sigma_Y$ on void growth behavior ($f_0$=0.01%)




(a) Stress triaxiality $T$=1.0




(b) Stress triaxiality $T$=1.5




(c) Stress triaxiality $T$=2.0

Fig. 2.10 Effect of material constant $\alpha$ exponent on void growth behavior ($f_0$=0.01%)

## 2.4　ボイド成長挙動を反映した延性ダメージモデル

### 2.4.1　延性ダメージモデルの提案

ボイドの成長挙動への影響が見られた $n$ を変化させた Fig. 2.8 の結果を用いて，ボイド体積率 $f$ を限界ボイド体積率 $f_c$ で，また，相当ひずみ$\bar{E}$を限界相当ひずみ $E_c$ で正規化した結果を Fig. 2.11 に示す。$f_c$ と $E_c$ で正規化したボイド成長挙動は，いずれの応力多軸度条件下において $n$ の影響はほとんどなくなることがわかる。ボイドの成長は損傷の発展，すなわち，損傷度の蓄積と同義と考えられるので，$f/f_c$ を損傷度$\omega$と見なすと，2.3 節で述べた $f_c$ の定義から $f/f_c=\omega=1$ で延性亀裂が発生すると定義できる。さらに，Fig. 2.11 に示す各応力多軸度条件下において，$\omega$と$\bar{E}/E_c$ の関係は初期損傷度$\omega_0$ が $f_0/f_c$=0.005 となることを考慮して(Fig. 2.8~Fig. 2.10 で示したように $f_0$=0.01%では $f_c$ は応力ーひずみ関係や応力多軸度に関係なくおよそ 2%)，次式の回帰曲線で表わされ，$T$ や $n$ に関係なく整理できる。

$$\omega = \frac{f}{f_c} = 0.0045\exp\left(5.40\frac{\bar{E}}{E_c(T)}\right) + 0.0005 \quad for \;\; f_0 = 0.01\% \tag{2.13}$$

ここで，$E_c$ は $T$ に依存するため，式(2.13)中では $E_c(T)$と表記した。Fig. 2.11 中では式(2.13)で表わされる曲線を太い実線で示してある。Fig. 2.8~Fig. 2.10 から，ボイド成長挙動に影響する Swift 則のパラメータは $n$ のみであるので，式(2.13)で示される損傷発展の挙動は材料の応力ーひずみ関係に依らないことになる。このように，系統的な Unit cell 解析により，一定応力多軸度条件下でひずみが付与される際の損傷発展則を導くことができ，それは材料の応力ーひずみ関係に依存しないことがわかった（$E_c$ は応力多軸度に依存する）。

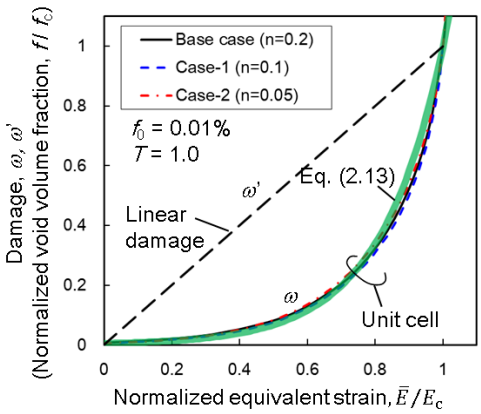
また，$\bar{E}/E_c$=1 は一定応力多軸度履歴下における延性亀裂発生限界ひずみに達した状態と考えることができるので，Fig. 2.11 に示す$\omega$ - $\bar{E}/E_c$ 関係において原点と$\omega$=1，$\bar{E}/E_c$=1 を結ぶ直線は，式(2.1)で示す線形累積損傷モデルを意味する。Unit cell 解析によるボイド成長挙動が反映される$\omega$ -$\bar{E}/E_c$ 関係が材料の応力-ひずみ関係に依らずに式(2.13)で表わされる特性を利用して，Fig. 2.12 に示すように，各損傷度レベルにおいて，Unit cell 解析結果(式(2.13))から得られる損傷度増分 d$\omega$と線形累積損傷モデルにおける損傷度増分 d$\omega$'の比 d$\omega$/d$\omega$'を取得し，Fig. 2.13 や次式の単純な関係で表わした。

$$\frac{\mathrm{d}\omega}{\mathrm{d}\omega'} = 5.27\omega \quad for \;\; f_0 = 0.01\% \tag{2.14}$$

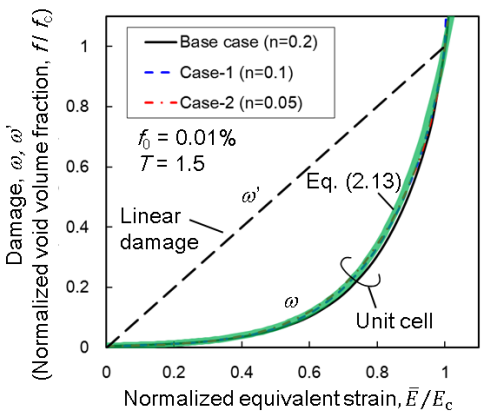
本章では式(2.14)と式(2.1)を用いて，$f_0$=0.01%のときのボイド成長挙動を反映した延性ダメージモデルを次式のように表わす。

$$\omega = \int \mathrm{d}\omega = \int \frac{\mathrm{d}\omega}{\mathrm{d}\omega'}\mathrm{d}\omega' = \int 5.27\omega \cdot \frac{\mathrm{d}\bar{\varepsilon}_\mathrm{p}}{\bar{\varepsilon}_{\mathrm{p,cr}}(\eta)} = 1 \quad for \;\; f_0 = 0.01\% \tag{2.15}$$

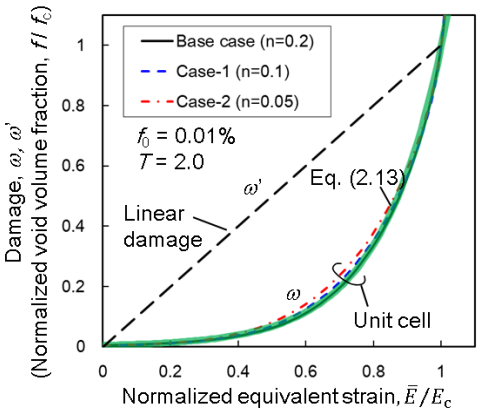
ここで，$\bar{\varepsilon}_{\mathrm{p,cr}}(\eta)$は一定応力多軸度履歴下における限界相当塑性ひずみを用いる。式(2.15)は式(2.1)の線形累積損傷モデルを式(2.14)で補正したものであり，損傷度が大きくなるにつれて損傷度の蓄積が加速していくことを表す非線形累積損傷モデルである。




(a) Stress triaxiality $T$=1.0




(b) Stress triaxiality $T$=1.5




(c) Stress triaxiality $T$=2.0

Fig. 2.11 Relationships between normalized void volume fraction and normalized equivalent strain in the case of $f_0$=0.01% using stress-strain relationships of Base case, Case-1 and Case-2

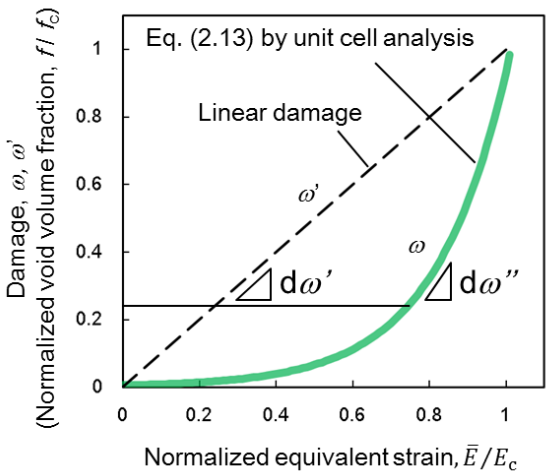



Fig. 2.12 Definition of damage increment in linear damage accumulation model d$\omega$' and unit cell d$\omega$

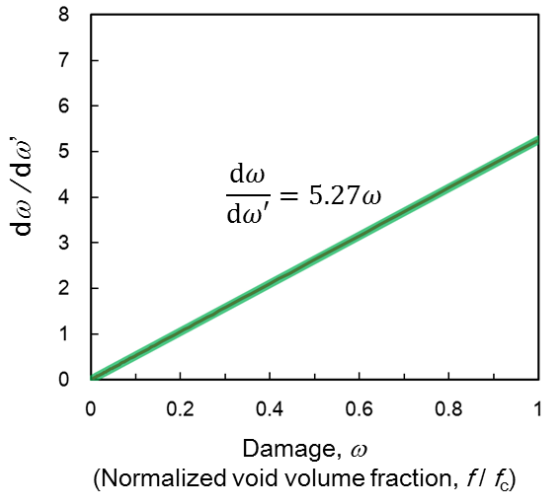



Fig. 2.13 Relationship between ratio of damage increment d$\omega$/d$\omega$' and damage $\omega$

2.4.2　初期ボイド体積率の影響

本項では，異なる初期ボイド体積率 $f_0$ を想定した際の非線形累積損傷モデルへの影響を確認する。まず，Fig. 2.14 に $f_0$=0.01%に加え，$f_0$=0.1%および $f_0$=0.001%のときの Unit cell 解析から得られる $f$ と$\bar{E}$の関係を示す。Fig. 2.14 では，ボイド成長挙動への影響が見られた $n$ を変化させた Base case，Case-1 および Case-2 の応力－ひずみ関係を用いて， $T$=1.0 および 2.0 の時の結果を示してある。なお，$f_0$=0.1%および $f_0$=0.001%においても，Fig. 2.4 で示したように$\bar{\Sigma}/\sigma_Y$の急減点と $f$ の急増点は一致する。Fig. 2.14 から，いずれの $f_0$ においても，$T$ が大きい方がボイドの成長が促進されることがわかる。また，$f_c$ は $T$ や応力－ひずみ関係に依らず，$f_0$=0.1%の時は $f_c$≒3%(0.03)，$f_0$=0.001%の時は $f_c$≒1%(0.01)となる。ここで，Fig. 2.14 の結果について 2.4.1 項と同様に $f_c$ と $E_c$ でそれぞれ正規化した結果を Fig. 2.15 に示す。$f_0$=0.01%の時と同様，材料の応力－ひずみ関係に関係なく，損傷度$\omega$はそれぞれ次式で表わすことができる(初期損傷度 $\omega_0$ は，$f_0$=0.1%の場合 $\omega_0$=$f_0$/$f_c$=0.033，$f_0$=0.001%の場合 $\omega_0$=$f_0$/$f_c$=0.001 となる)。

$$\omega = \frac{f}{f_c} = 0.020\exp\left(3.90\frac{\bar{E}}{E_c(T)}\right) + 0.013 \quad for \;\; f_0 = 0.1\% \tag{2.16}$$

$$\omega = \frac{f}{f_c} = 0.0010\exp\left(6.91\frac{\bar{E}}{E_c(T)}\right) \quad for \;\; f_0 = 0.001\% \tag{2.17}$$

従って，2.4.1 節と同様に，Unit cell 解析と線形累積損傷モデルにおける損傷度増分の比

d$\omega$/d$\omega$'を$\omega$で整理して式(2.15)と同様に表すと次式が得られる。

$$\omega = \int 3.83\omega \cdot \frac{\mathrm{d}\bar{\varepsilon}_{\mathrm{p}}}{\bar{\varepsilon}_{\mathrm{p,cr}}(\eta)} = 1 \quad for \;\; f_0 = 0.1\% \tag{2.18}$$

$$\omega = \int 6.91\omega \cdot \frac{\mathrm{d}\bar{\varepsilon}_{\mathrm{p}}}{\bar{\varepsilon}_{\mathrm{p,cr}}(\eta)} = 1 \quad for \;\; f_0 = 0.001\% \tag{2.19}$$

これらの非線形累積損傷モデルを一般的に表すと次式のようになり，$\omega$が 1 に達した時に延性亀裂が発生すると定義される。

$$\omega = \int \gamma\omega \cdot \frac{\mathrm{d}\bar{\varepsilon}_{\mathrm{p}}}{\bar{\varepsilon}_{\mathrm{p,cr}}(\eta)} = 1 \tag{2.20}$$

ここで，係数$\gamma$は $f_0$ に依存する係数である。Table 2.2 に $f_0$=0.1%, 0.01%, 0.001%のときの$\gamma$および$\omega_0$ を示す。$\omega_0$ は $f_0$ と $f_c$ を用いて定義されるが，Fig. 2.8~Fig. 2.10 および Fig. 2.14 の結果から同じ $f_0$ では $f_c$ は一定値を取るので，$\omega_0$ は $f_0$ のみに依存する。すなわち，式(2.20)で示される非線形累積損傷モデルにおいて，損傷の発展挙動は $f_0$ に関連する。$f_0$ と$\gamma$および$\omega_0$ の関係をそれぞれ Fig. 2.16，Fig. 2.17 に示すが，$\gamma$および$\omega_0$ は $f_0$ と良い相間があり，$f_0$ を設定することで非線形累積損傷モデルに用いる$\gamma$および$\omega_0$ を得ることができる。

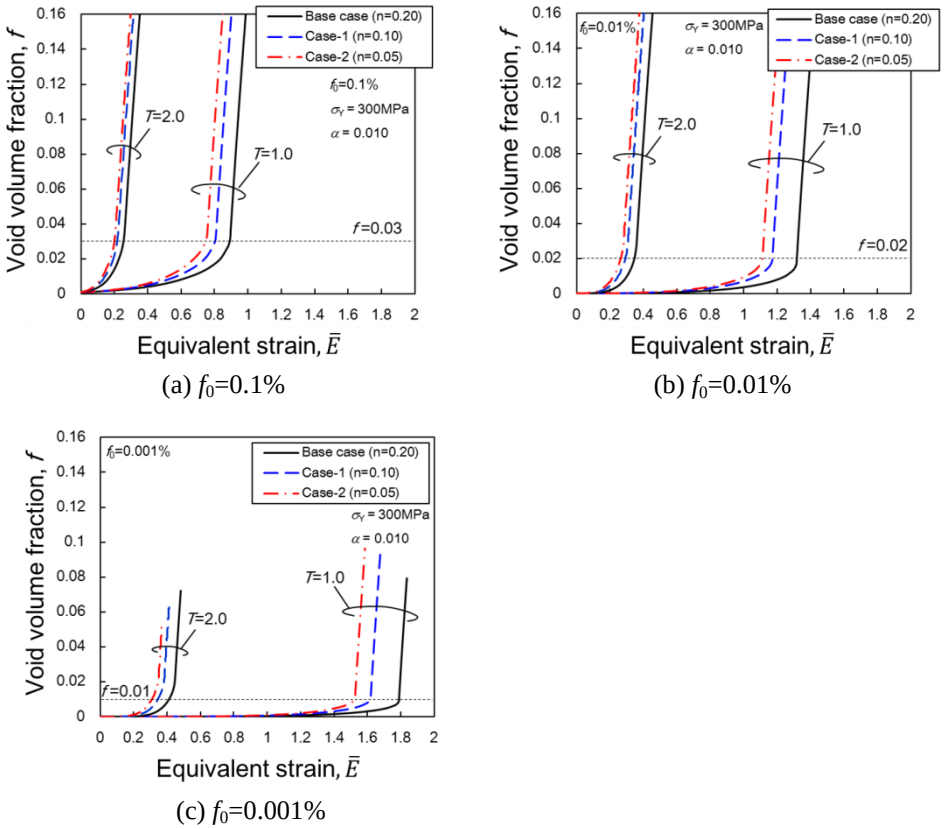
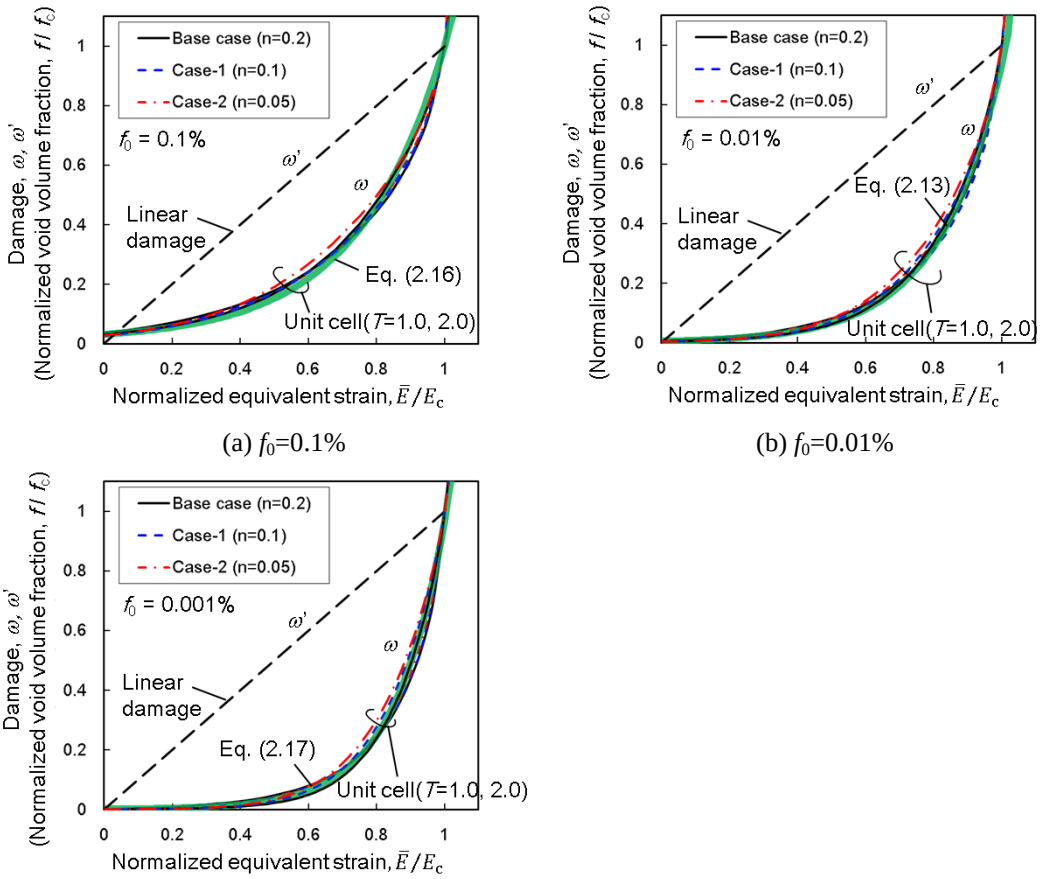



Fig. 2.14 Relationships between void volume fraction and equivalent strain obtained from unit cell analyses with different initial void volume fraction ($f_0$=0.1%, 0.01% and 0.001%) using stress-strain relationships of Base case, Case-1 and Case-2 shown in Table 2.1




(a) $f_0$=0.1%

(b) $f_0$=0.01%

(c) $f_0$=0.001%

Fig. 2.15 Relationships between normalized void volume fraction and normalized equivalent strain for different initial void volume fraction ($f_0$=0.1%, 0.01% and 0.001%) using stress-strain relationships of Base case, Case-1 and Case-2 shown in Table 2.1

Table 2.2 Coefficient $\gamma$ in equation (2.20) and initial damage $\omega_0$ used for nonlinear damage accumulation model

| Initial void volume fraction $f_0$ (%) | Coefficient in eq.(2.20) $\gamma$ | Initial damage $\omega_0$ |
|---|---|---|
| 0.1 | 3.83 | 0.033 |
| 0.01 | 5.27 | 0.005 |
| 0.001 | 6.91 | 0.001 |

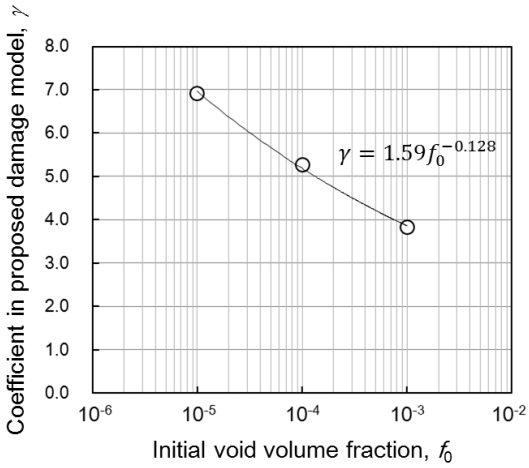



Fig. 2.16 Relationship between initial void volume fraction $f_0$ and coefficient in proposed non-linear damage accumulation model $\gamma$

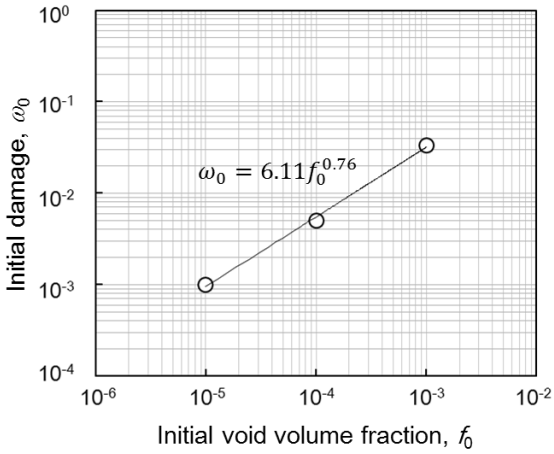



Fig. 2.17 Relationship between initial void volume fraction $f_0$ and initial damage $\omega_0$

### 2.4.3　数理損傷モデルと提案する非線形累積損傷モデルの比較

前項までに示したとおり，系統的な Unit cell 解析から，材料の応力ーひずみ関係に依存しない正規化された損傷発展則が導かれた。ここでは，従来から提案されているボイド損傷を想定した数理損傷モデルを用いて，同様に正規化した損傷発展則を導き，弾塑性 FEM による Unit cell 解析から得た非線形累積損傷モデルとの整合性について検討する。

大畑らは，ディンプルを形成しながら進展する延性亀裂の挙動をシミュレートするために, GTN モデルを基礎としたダメージモデル[36]-[37]を提案しており, 次式で示されるように, 蓄積される損傷が限界値に達して延性亀裂が進展していくことを再現可能な塑性ポテンシャル$\Phi$を用いている。

$$\mathrm{d}D = (1-D)\mathrm{d}E_{\mathrm{m}}^{\mathrm{P}} \tag{2.21}$$

$$\Phi = \left(\frac{\bar{\Sigma}}{\bar{\sigma}}\right)^2 + a_1 D^* \exp\left(a_2 \frac{\Sigma_{\mathrm{m}}}{\bar{\sigma}}\right) - 1 = 0 \tag{2.22}$$

$$D^* = \begin{cases} D & for \quad D \le D_{\mathrm{c}} \\ D_{\mathrm{c}} + K(D - D_{\mathrm{c}}) & for \quad D > D_{\mathrm{c}} \end{cases} \tag{2.23}$$

ここで，$\mathrm{d}E_{\mathrm{m}}{}^{\mathrm{P}}$，$\Sigma_{\mathrm{m}}$ および$\bar{\Sigma}$は，それぞれ損傷を含む単位セルの体積ひずみ増分の塑性成分，平均垂直応力および相当応力，$\bar{\sigma}$は損傷を含まない単位セルの相当応力，$a_1$ および $a_2$ は材料定数，$D^*$は有効損傷度，$D_{\mathrm{c}}$ は破断直前に損傷度 $D$ が加速する限界損傷度であり，損傷進展の加速を $K(K>1)$により表現している。また，関連流れ則と式(2.21)の損傷発展則および式(2.22)の塑性ポテンシャルから損傷度増分 $\mathrm{d}D$ と相当塑性ひずみ増分$\mathrm{d}\bar{E}_{\mathrm{p}}$の関係は次式のように導かれる[36]。

$$\frac{1}{(1-D)D}\mathrm{d}D = \frac{1}{2} a_1 a_2 \exp\left(a_2 \frac{\Sigma_{\mathrm{m}}}{\bar{\sigma}}\right) \frac{\bar{\sigma}}{\bar{\Sigma}} \mathrm{d}\bar{E}_{\mathrm{p}} \tag{2.24}$$

ここで，$D$ が $D_{\mathrm{c}}$ 以下の時は損傷がセルの降伏強度にほとんど影響を及ぼさないので[36]，$\bar{\Sigma}/\bar{\sigma} \approx 1$と近似でき，式(2.24)は次式で表わされる。

$$\frac{1}{(1-D)D}\mathrm{d}D = \left\{\frac{1}{2} a_1 a_2 \exp\left(a_2 \frac{\Sigma_{\mathrm{m}}}{\bar{\Sigma}}\right)\right\} \mathrm{d}\bar{E}_{\mathrm{p}} \tag{2.25}$$

ここで，限界損傷度の時の相当塑性ひずみ$\bar{E}_{\mathrm{p,c}}$を用いて，Fig. 2.11 や Fig. 2.15 と同様の整理をするために$D' = D/D_{\mathrm{c}}$，$\bar{E}_{\mathrm{p}}{}' = \bar{E}_{\mathrm{p}}/\bar{E}_{\mathrm{p,c}}$とおくと，式(2.25)は次式となる。

$$\mathrm{d}D' = (1 - D'D_{\mathrm{c}})D' \left\{\frac{1}{2} a_1 a_2 \exp\left(a_2 \frac{\Sigma_{\mathrm{m}}}{\bar{\Sigma}}\right)\right\} \mathrm{d}\bar{E}_{\mathrm{p}}{}' \, \bar{E}_{\mathrm{p,c}} \tag{2.26}$$

一方，式(2.25)を次式のように積分する。

$$\int_{D_0}^{D_{\mathrm{c}}} \frac{1}{(1-D)D}\mathrm{d}D = \int_0^{\bar{E}_{\mathrm{p,c}}} \frac{1}{2} a_1 a_2 \exp\left(a_2 \frac{\Sigma_{\mathrm{m}}}{\bar{\sigma}}\right) \mathrm{d}\bar{E}_{\mathrm{p}} \tag{2.27}$$

ここで $D_0$ は初期損傷度であり，応力多軸度一定履歴下における負荷の場合，次式が得られる。

$$\bar{E}_{\mathrm{p,c}} = A\exp\left(B\frac{\Sigma_{\mathrm{m}}}{\bar{\Sigma}}\right),\ \begin{cases} A = \dfrac{2}{a_1 a_2}\ln\dfrac{(1-D_0)D_{\mathrm{c}}}{(1-D_{\mathrm{c}})D_0} \\ B = -a_2 \end{cases} \tag{2.28}$$

式(2.28)を式(2.26)に代入して整理すると次式となる。

$$\mathrm{d}D' = (1 - D'D_{\mathrm{c}})CD'\mathrm{d}\bar{E}_{\mathrm{p}}',\ \ C = \ln\frac{(1-D_0)D_{\mathrm{c}}}{(1-D_{\mathrm{c}})D_0} \tag{2.29}$$

さらに，限界損傷度 $D_{\mathrm{c}}$ が小さい材料を想定すると，式(2.29)は次式のように表される。

$$\mathrm{d}D' \approx CD'\mathrm{d}\bar{E}_{\mathrm{p}}',\ \ C = \ln\frac{(1-D_0)D_{\mathrm{c}}}{(1-D_{\mathrm{c}})D_0} \tag{2.30}$$

すなわち，損傷発展則は前項までに提案した非線形累積損傷モデル同様，材料特性(応力－ひずみ関係)に依存しない形で導かれることがわかった。この場合の損傷度$D'$は次式となり，式(2.20)と同じ形で表わされる。

$$D' \approx \int CD'\frac{\mathrm{d}\bar{E}_{\mathrm{p}}}{\bar{E}_{\mathrm{p,c}}} \tag{2.31}$$

ここで，前項までに示した弾塑性 FEM による Unit cell 解析で得られた $f_0$(0.1%，0.01%，0.001%)に応じた $f_{\mathrm{c}}$(1, 2, 3%)に対応させて $D_0$ と $D_{\mathrm{c}}$ を設定し，係数 $C$ を求めた結果を Table 2.3 に示す。Table 2.3 には式(2.20)で示す係数$\gamma$も比較して示すが，式(2.29)で計算される係数 $C$ は Unit cell によるボイド成長解析から得た非線形累積損傷モデルの係数$\gamma$とほぼ等しくなることがわかった。すなわち，損傷度を相当塑性ひずみ増分と限界ひずみの比で表わすとき，式(2.31)における係数 $C$ は初期損傷度(初期ボイド体積率 $f_0$)と限界損傷度(限界ボイド体積率 $f_{\mathrm{c}}$)のみに依存することがわかる。

Table 2.3 Comparison of coefficient $C$ in eq. (2.31) with $\gamma$ in eq. (2.20)

| $D_0$ | $D_c$ | $C$ in eq. (2.31) | $\gamma$ in eq. (2.20) |
|---|---|---|---|
| 0.001 (0.1%) | 0.03 (3%) | 3.43 | 3.83 ($f_0$=0.1%) |
| 0.0001 (0.01%) | 0.02 (2%) | 5.32 | 5.27 ($f_0$=0.01%) |
| 0.00001 (0.001%) | 0.01 (1%) | 6.92 | 6.91 ($f_0$=0.001%) |

## 2.5　結言

亀裂部材の延性亀裂進展抵抗を予測する簡易解析手法の構築を目指し，本章では弾塑性FEM による Unit cell 解析を実施してボイド成長挙動を把握するとともに，そのボイド成長挙動を反映した延性ダメージモデルを提案した。以下に本章で得られた結果の要旨を示す。

(1) Unit cell を用いた弾塑性 FEM 解析から，ボイドはひずみに対して非線形的に成長し，Mises 相当応力の急減点においてボイド体積率は急増することが確認された。また，初期ボイド体積率が同じである場合，ボイド体積率が急増する限界ボイド体積率は応力多軸度や材料の応力－ひずみ関係に依らず一定となる。

(2) ボイド体積率の急増点を延性亀裂発生限界（ボイドの合体・連結限界）と見なすことで，限界ひずみで無次元化したひずみの増加に対する損傷度の変化特性は，応力多軸度や材料の応力－ひずみ関係に依存しない形で整理できる。この特性を利用して導出される非線形的な損傷の蓄積を表現可能な損傷発展則は，初期ボイド体積率に依存する。

(3) Unit cell によるボイド成長解析から得られる損傷発展則を用いて，材料の延性特性を示す一定応力多軸度履歴下における限界相当塑性ひずみを用いた非線形累積損傷モデルを提案した。

# 第 3 章　非線形累積損傷モデルの妥当性検証

## 3.1　緒言

亀裂部材の延性亀裂進展抵抗を簡易的かつ精度良く予測する手法の構築を目指し，前章では，ボイド成長挙動を Unit cell を用いた弾塑性 FEM 解析により把握し，それから導出した損傷発展則を用いて，非線形的な損傷の蓄積を表現した非線形累積損傷モデルを提案した。この提案モデルは材料の延性特性を示す限界ひずみの応力多軸度依存特性と相当塑性ひずみ増分から構成されており，簡易的で現象論的なダメージモデルである。

本章では，提案する非線形累積損傷モデルの妥当性検証のため，機械的性質が異なる 2 種類の鉄鋼材料を用いて，延性亀裂発生限界が評価できることを確認する。具体的には，亀裂部材における応力多軸度の変化を想定し，円周切欠き付丸棒試験片を用いてその応力多軸度の変化を簡易的に模擬した引張試験を実施する。これにより，応力多軸度が大きく変化する場合の延性亀裂の発生限界を，非線形累積損傷モデルを用いて予測できることを示し，提案モデルの妥当性を検証する。

## 3.2　実験方法

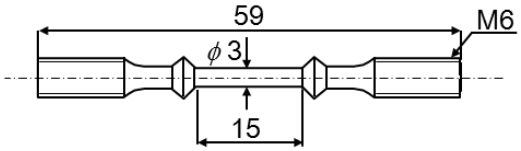
供試材には，強度および加工硬化能が異なる溶接構造用圧延鋼材 SM400B および高張力鋼 HT780 を用いた。Table 3.1 および Table 3.2 に各供試材の化学成分および機械的性質を示す。Fig. 3.1 に示す平滑丸棒試験片と切欠き半径 $R$ の異なる円周切欠き付丸棒試験片($R$=1, 2, 5mm)を作製した。試験片長手方向は供試材の圧延方向とした。平滑丸棒試験片を用いた単調引張試験は JIS Z 2241 に準拠して実施し, 切欠き付丸棒試験片を用いた引張試験では試験機変位制御にて，変位速度 1mm/min で室温大気中で引張負荷を与えた。試験中，荷重 $P$ と試験片に取り付けた伸び計による軸方向変位 $D$ を計測した。切欠き付丸棒試験片に用いた伸び計の標点間距離は 20mm とした。 これらの丸棒試験片を用いた引張試験結果と後述する弾塑性 FEM 解析の結果を用いて, 応力多軸度に依存する延性亀裂発生時の限界ひずみを取得した。また，延性亀裂およびボイドの発生状況を確認する目的で，破断前に除荷した試験片を Fig. 3.2 に示す手順で断面観察に用いた。

Table 3.1 Chemical compositions of materials used (mass%)

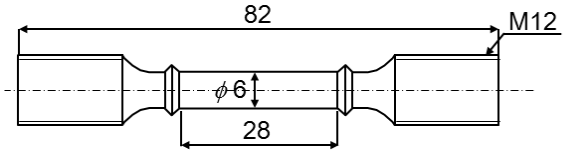
| Material | C | Si | Mn | P | S | Mo | V | Ni | Cr | Ti | B |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| SM400B | 0.15 | 0.19 | 1.00 | 0.009 | 0.003 | – | – | – | – | – | – |
| HT780 | 0.13 | 0.34 | 1.34 | 0.010 | 0.003 | 0.14 | 0.04 | 0.02 | 0.17 | 0.013 | 0.001 |

Table 3.2 Mechanical properties of materials used

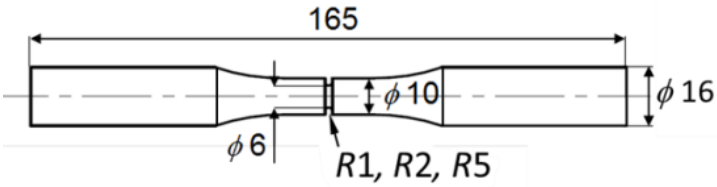
| Material | Yield stress $\sigma_Y$ (MPa) | Tensile strength $\sigma_T$ (MPa) | Uniform elongation $\varepsilon_T$ (%) | Reduction of area $\phi$ (%) | Yield ratio $YR(=\sigma_Y/\sigma_T)$ |
|---|---|---|---|---|---|
| SM400B | 252 | 424 | 14.8 | 70.8 | 0.59 |
| HT780 | 655 | 757 | 5.5 | 71.9 | 0.87 |




(a) smooth round bar specimen for SM400B




(b) smooth round bar specimen for HT780




(c) notched round bar specimen

Fig. 3.1 Specimen configurations used for tension test (unit: mm)

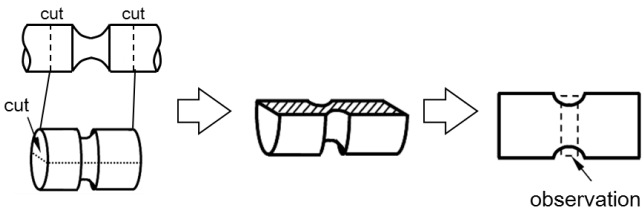



Fig. 3.2 Preparation of cross section observation

提案する非線形累積損傷モデルの妥当性検証試験として，切欠き付丸棒試験片を用いて応力多軸度を大きく変化させる試験を実施した。一般に，切欠きや亀裂を有する部材における延性亀裂進展中の亀裂前方域では最初に高い応力多軸度下にて塑性ひずみを受け，亀裂進展に伴い徐々に応力多軸度が低下する[40]。このような応力多軸度の変化を想定し，Fig. 3.1(c)に示す *R*1 または *R*2 の切欠き付丸棒試験片(高応力多軸度状態)を所定の軸方向変位まで引張負荷を与えた後に除荷し，Fig. 3.3 に示す切欠き半径 5mm(*R*5)の切欠き付丸棒試験片(低応力多軸度状態)に再加工して破断するまで引張負荷を与えた。この時の載荷条件は前述の引張試験と同じである。この切欠き再加工引張試験による試験片断面中央部の応力多軸度$\eta$の変化のイメージ図を Fig. 3.4 に示す。Table 3.3 に *R*1 もしくは *R*2 の切欠き付丸棒試験片に与えた負荷レベルを示す。表中の$\bar{\varepsilon}_{\mathrm{p,cr,exp}}$は各切欠き付丸棒試験片の延性亀裂発生時の限界相当塑性ひずみ(後述する Fig. 3.10 におけるプロット)，$\bar{\varepsilon}_{\mathrm{p}}$は後述する FEM 解析で得られる試験片中央部における相当塑性ひずみを表し，途中止めレベルの目安として示した。

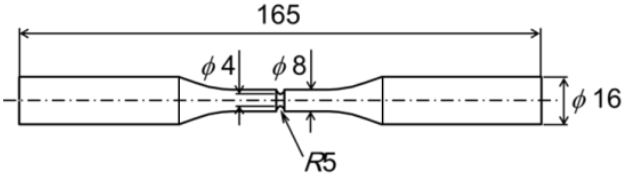



Fig. 3.3 Configuration of re-machined notched round bar specimen with notch radius of 5mm (unit : mm)

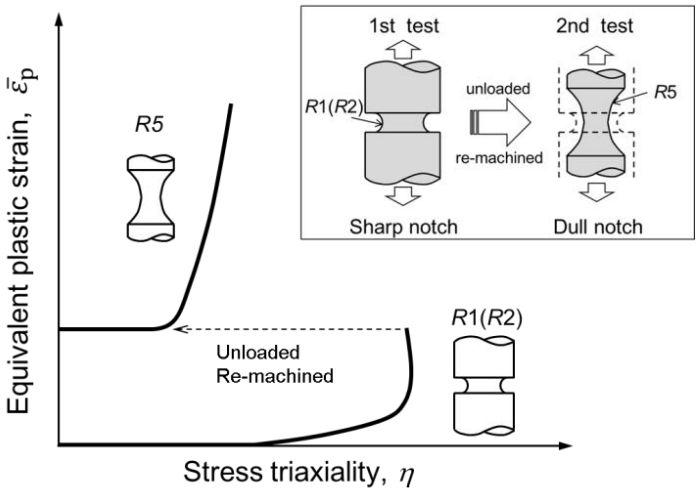



Fig. 3.4 Schematic of stress triaxiality history for tensile test using re-machined *R*5 round bar specimen after loading in sharp notched round bar specimen

Table 3.3 Testing conditions for round bar specimens with sharp notch and re-machined dull notch

| Material | Specimen No. | 1st test (sharp notch) | | | 2nd test (dull notch) | |
|---|---|---|---|---|---|---|
| | | Notch radius | Loading target | | Notch radius | Loading target |
| | | | Axial displacement $D$ (mm) | $\bar{\varepsilon}_{\mathrm{p}}/\bar{\varepsilon}_{\mathrm{p,cr,exp}}$ | | |
| SM400B | SM-1 | $R1$ | 1.62 | 0.68 | $R5$ | Rupture |
| | SM-2 | | 1.47 | 0.54 | | |
| | SM-3 | | 1.17 | 0.28 | | |
| HT780 | HT-1 | $R1$ | 0.56 | 0.89 | | |
| | HT-2 | | 0.45 | 0.54 | | |
| | HT-3 | | 0.3 | 0.23 | | |
| | HT-4 | $R2$ | 0.35 | 0.37 | | |

## 3.3　解析方法

実験を行った円周切欠き付丸棒試験片の延性亀裂発生時の応力多軸度$\eta$と相当塑性ひずみ$\bar{\varepsilon}_{\mathrm{p}}$を取得する目的で弾塑性 FEM 解析を実施した。切欠き付丸棒試験片の解析モデルは 4 節点の軸対称ソリッド要素を用いて作成し，解析モデルの端面に強制変位を与えた。解析モデルの例を Fig. 3.5 に示す。解析コードには汎用有限要素解析コード ABAQUS Ver. 6.12-1 を用いた。また，延性亀裂が発生するような大変形領域まで再現できるように幾何学的非線形[55]を考慮した。解析に用いる真応力－真ひずみ関係については，一様伸び$\varepsilon_{\mathrm{T}}$ までは単調引張試験結果をそのまま使用し，それ以降は次式で示す Swift 則により，$\varepsilon_{\mathrm{T}}$ 近傍(3/4 $\varepsilon_{\mathrm{T}}$ から $\varepsilon_{\mathrm{T}}$ のひずみ範囲)の真応力－真ひずみ曲線の勾配を再現するように決定した関係を使用することとした。

$$\sigma = \sigma_{\mathrm{Y}}\left(1+\frac{\varepsilon_{\mathrm{p}}}{\alpha}\right)^{n} \tag{3.1}$$

ここで，$\sigma$と$\varepsilon_{\mathrm{p}}$ はそれぞれ真応力と真塑性ひずみであり，$\sigma_{\mathrm{Y}}$ は降伏応力，$\alpha$は材料定数，$n$ はひずみ硬化指数である。Fig. 3.6 に FEM 解析に用いた真応力－真塑性ひずみ関係を示し，Table 3.4 には式(3.1)で用いた各パラメータと使用したヤング率 $E$ およびポアソン比$\nu$をまとめて示す。また，Fig. 3.6 の真応力—真塑性ひずみ関係を用いた際の単調引張試験結果を解析結果と比較して Fig. 3.7 に示すが，荷重－変位曲線は一様伸びに相当する最大荷重以降も両者で良く一致している。

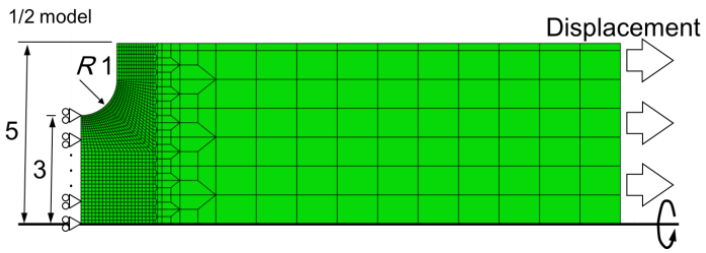



Fig. 3.5 Example of analytical model (unit : mm)

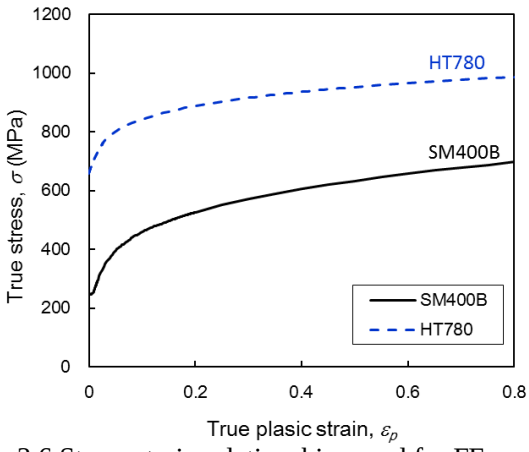
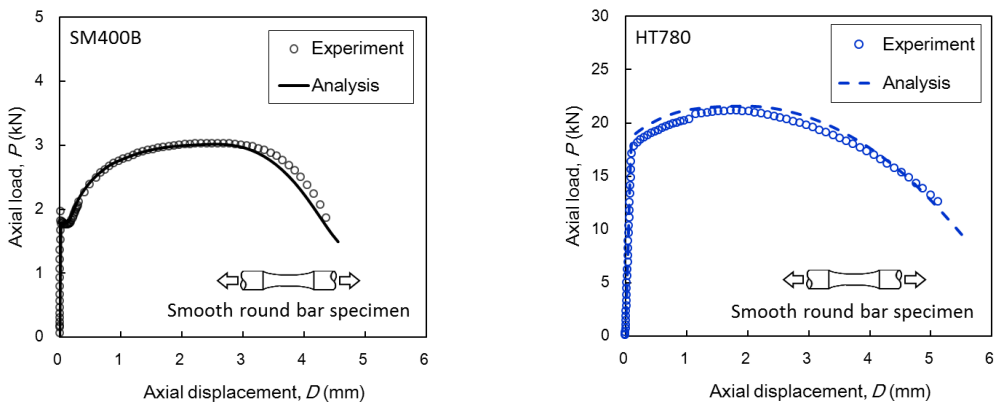



Fig. 3.6 Stress-strain relationships used for FE-analyses

Table 3.4 Summary of material properties used for analyses

| Material | Young's modulus $E$ (MPa) | Poisson's ratio $\nu$ | Yield stress $\sigma_Y$ (MPa) | Material constant $\alpha$ | Strain hardening exponent $n$ |
|---|---|---|---|---|---|
| SM400B | 206000 | 0.3 | 252 | 0.0045 | 0.19 |
| HT780 | 206000 | 0.3 | 655 | 0.0040 | 0.077 |




(a) SM400B (b) HT780

Fig. 3.7 Experimental and analytical *P-D* curves obtained by monotonic tensile tests for each material

3.2 節で示した切欠き再加工引張試験に対しては，*R*1 もしくは *R*2 の切欠き付丸棒試験片の除荷時の応力・ひずみ状態を，ABAQUS の Mapping 機能[55]を用いて再加工後の *R*5 切欠き付丸棒試験片の解析モデルに初期状態として与えた。切欠き再加工引張試験の FEM 解析では, 試験片中央部の$\eta$と$\bar{\varepsilon}_{\mathrm{p}}$から式(2.20)の非線形累積損傷モデルを用いて算出される負荷中の損傷度$\omega$の履歴を取得した。なお，第 2 章で述べたように，非線形累積損傷モデルでは初期ボイド体積率 $f_0$ を設定する必要があるが，本章で用いる SM400B および HT780 のような鉄鋼母材において, 一次ボイドの起点[57]-[59]として考えられる MnS の量は Table3.1 から非常に小さいと想定されるため, $f_0$ には十分小さい値として 0.01%を用いる。すなわち, $f_0$=0.01%に対する非線形累積損傷モデルを用いた(Table2.2 で示す $f_0$=0.01%における係数$\gamma$=5.27 と初期損傷度$\omega_0$=0.005 を用いる)。なお，MnS の体積率の推定式として次式 [60]が提案されており, Table3.1 に示されている S と Mn の含有量から MnS の体積率 $f_{\mathrm{MnS}}$(%)を求めると, SM400B と HT780 のいずれも概ね 0.01%であった。

$$f_{\mathrm{MnS}} = 0.054(\mathrm{S\%} - \frac{0.001}{\mathrm{Mn\%}}) \tag{3.2}$$

ここで，S%と Mn%はそれぞれ S と Mn の含有量である。

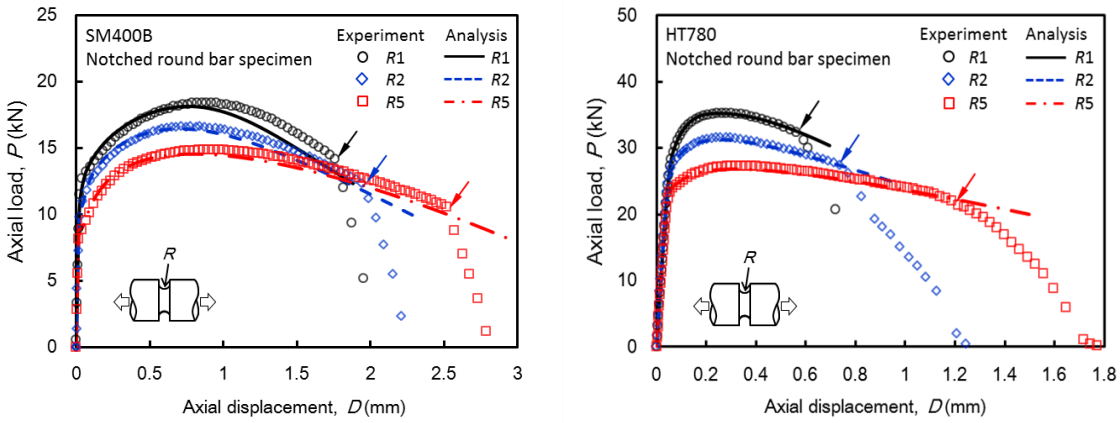
## 3.4　非線形累積損傷モデルに使用する材料特性の決定

提案する非線形累積損傷モデルを適用するにあたり，当該材料の限界ひずみの応力多軸度依存特性を決定する。この特性は，丸棒試験片を用いた引張試験結果と FEM 解析結果を併用して取得する。Fig. 3.8 に切欠き付丸棒試験片を用いて得た *P-D* 曲線を実験結果と解析結果を比較して示す。*P-D* 曲線において荷重急減点(Fig. 3.8 中矢印)で表わされる延性亀裂発生点[9],[34]まで実験結果と解析結果は良く一致していることがわかる。また，*R*5 切欠き付丸棒試験片を用いて，Fig. 3.8 中の矢印で示す *P-D* 曲線の荷重急減点近傍で除荷し，Fig. 3.2 の方法で断面観察を行った。Fig. 3.9 に断面観察の結果として，試験片中央部で発生した延性亀裂とその近傍に生成していたボイドの観察例を示す。Fig. 3.9 で示した断面観察結果に基づき，Fig. 3.8 中の矢印で示した延性亀裂の発生点における試験片中央部の$\eta$と$\bar{\varepsilon}_{\mathrm{p}}$を FEM 解析から取得する。Fig. 3.7 で示した平滑丸棒試験片についても同様にして得た SM400B と HT780 の延性亀裂発生時の$\eta$と$\bar{\varepsilon}_{\mathrm{p}}$を Fig. 3.10 にプロットで示す。ここで，応力多軸度$\eta$は平

均応力$\sigma_{\mathrm{m}}$と相当応力$\bar{\sigma}$の比で表わされ，次式で定義される。

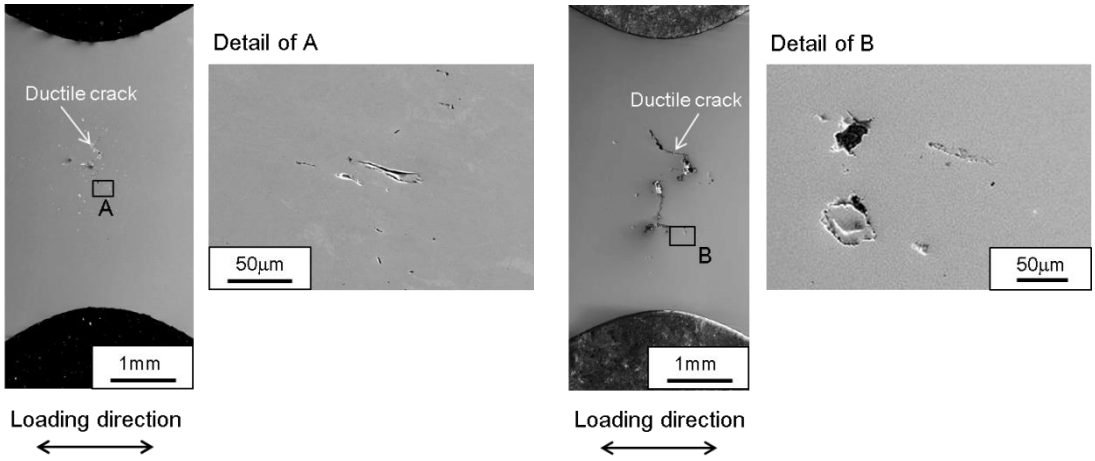
$$\eta = \frac{\sigma_{\mathrm{m}}}{\bar{\sigma}} = \frac{(\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3)/3}{\sqrt{1/2\{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2\}}} \tag{3.3}$$

$\sigma_1$，$\sigma_2$，$\sigma_3$は主応力の三成分である。Fig. 3.10 中の点線は負荷中の$\eta$と$\bar{\varepsilon}_{\mathrm{p}}$の履歴を示し，添え字は試験片形状を示す。




(a) SM400B　　(b) HT780

Fig. 3.8 Comparison with experimental and analytical *P-D* curves of notched round bar specimens for each material




(a) SM400B　　(b) HT780

Fig. 3.9 Cross section observation after unloading near inflection point in P-D curve for R5notched round bar specimen

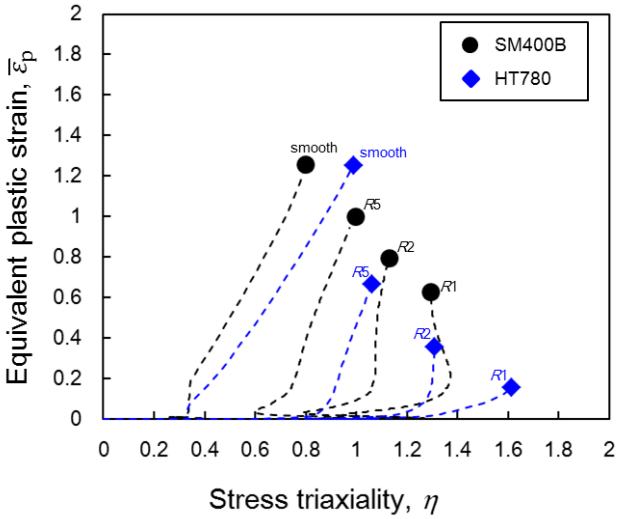



Fig. 3.10 Relationships between $\eta$ and $\bar{\varepsilon}_p$ at ductile crack initiation for SM400B and HT780

提案する非線形累積損傷モデルでは，前章で示したように材料特性として一定応力多軸度履歴下における限界相当塑性ひずみ$\bar{\varepsilon}_{p,cr}(\eta)$を用いるが, Fig. 3.10 で示されている限界ひずみは負荷中に$\eta$が変化する条件において得られた結果であり，この限界相当塑性ひずみと応力多軸度の関係を直接$\bar{\varepsilon}_{p,cr}(\eta)$として非線形累積損傷モデルに使用することは適切でない。平滑丸棒試験片や切欠き付丸棒試験片では，局所的なひずみ集中によるネッキングのため，一定の応力多軸度状態にて引張試験を実施することは困難である。そこで，本章では，非線形累積損傷モデルに従う場合，$\eta$の変化を伴って延性亀裂が発生した Fig. 3.10 における各試験片のプロット点(Fig. 3.8 中の矢印で示す延性亀裂発生時の軸方向変位のレベルに相当)で損傷度$\omega$=1 となるように逆解析的に一定応力多軸度履歴下での限界相当塑性ひずみ$\bar{\varepsilon}_{p,cr}(\eta)$を設定することとした。すなわち，$\bar{\varepsilon}_{p,cr}(\eta)$は exp 型の指数関数で表わせるとして，係数 $A$ および $B$ を用いた次式で示す。

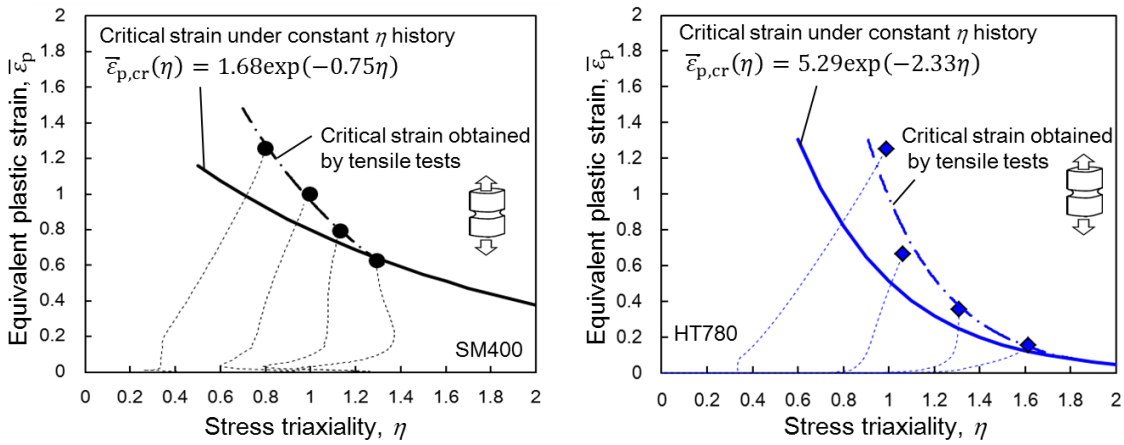
$$\bar{\varepsilon}_{p,cr}(\eta) = A\exp(B\eta) \tag{3.4}$$

次に，FEM 解析から負荷中の$\eta$と$\bar{\varepsilon}_p$を取得し，Fig. 3.10 中の点線を辿って損傷が進む時の$\omega$を非線形累積損傷モデルを用いて計算する。この時，各試験片において，延性亀裂発生(Fig. 3.10 中のプロット点)までに累積された$\omega$と 1 との差が最も小さくなるように, 式(3.4)中の係数 $A$ および $B$ を設定する。このようにして決定した当該材料の$\bar{\varepsilon}_{p,cr}(\eta)$を Fig. 3.11 と次式に示す。

$$\bar{\varepsilon}_{\mathrm{p,cr}}(\eta) = 1.68\exp(-0.75\eta) \quad for\ \mathrm{SM400B} \tag{3.5}$$

$$\bar{\varepsilon}_{\mathrm{p,cr}}(\eta) = 5.29\exp(-2.33\eta) \quad for\ \mathrm{HT780} \tag{3.6}$$

Fig. 3.11 には，比較のために Fig. 3.10 で示した引張試験の結果(負荷中に$\eta$が変化する場合の限界相当塑性ひずみ$\bar{\varepsilon}_{\mathrm{p,cr,exp}}$)も同時に示してある。また, Fig. 3.12 に上式の$\bar{\varepsilon}_{\mathrm{p,cr}}(\eta)$を用いて，各試験片における延性亀裂発生時，すなわち，$\omega$=1 となる軸方向変位 $D$ の予測結果を実験結果と比較して示す。予測結果は実験結果と良く一致しており，式(3.5)および式(3.6)は一定応力多軸度履歴下における限界相当塑性ひずみとして適切に設定されているものと考えられる。




(a) SM400B (b) HT780

Fig. 3.11 Critical strain under constant stress triaxiality history determined by inverse analyses for SM400B and HT780

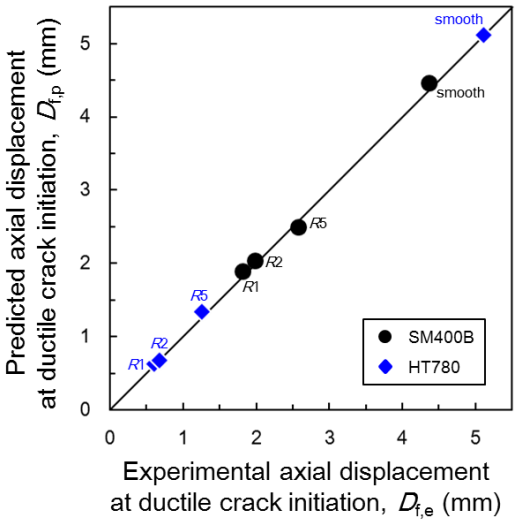
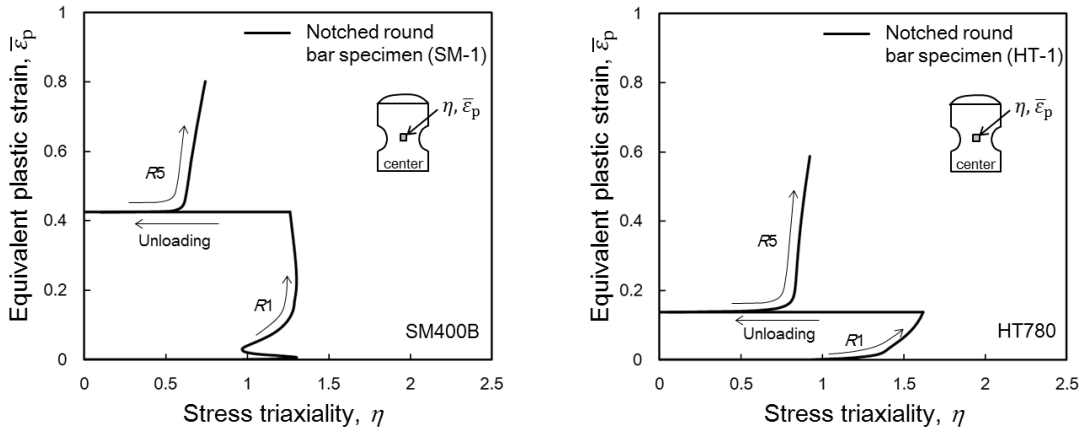



Fig. 3.12 Comparison of experimental axial displacement at ductile crack initiation with predicted results for smooth and notched round bar specimens (Predicted axial displacements are obtained using nonlinear damage accumulation model and $\bar{\varepsilon}_{\mathrm{p,cr}}(\eta)$ shown in equations (3.5) or (3.6))

## 3.5　切欠き再加工引張試験による非線形累積損傷モデルの適用性検証

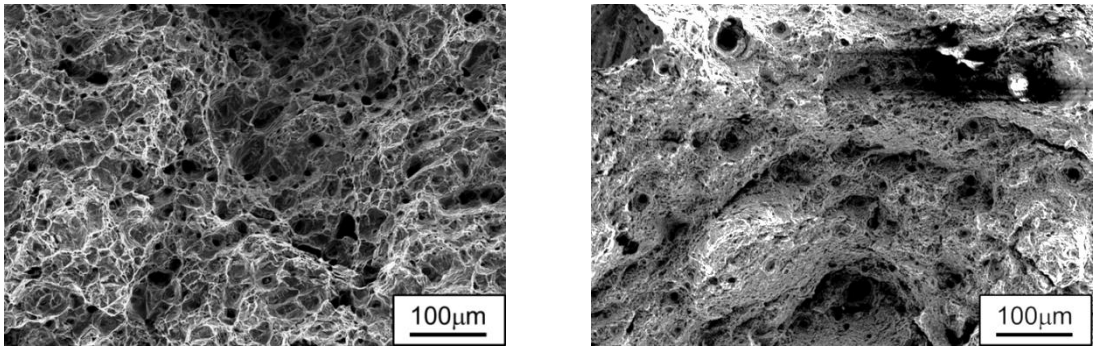
亀裂部材を想定し，応力多軸度履歴が変化する場合の延性損傷限界評価への非線形累積損傷モデルの適用性の基礎検証として，3.2 節で述べた切欠き再加工引張試験の損傷解析を実施し実験結果と比較する。

まず，切欠き再加工引張試験における負荷中の応力多軸度$\eta$の変化を確認した。Fig. 3.13 に例として，SM-1 および HT-1 における試験片中央部における$\eta$と$\bar{\varepsilon}_{\mathrm{p}}$の履歴を示す。Fig. 3.4 で示したように，最初の *R*1 切欠き付丸棒試験片では比較的高応力多軸度下で塑性ひずみを受け，その後の再加工後の *R*5 切欠き付丸棒試験片において低応力多軸度下で塑性ひずみを受けることが確認できる(この応力多軸度の変化傾向は，第 5 章で述べる亀裂部材における応力多軸度の変化と同様であった)。また，切欠き再加工引張試験の破壊形態を確認する目的で，切欠き半径 1mm の切欠き付丸棒試験片の引張負荷の後，切欠き半径 5mm に再加工した SM-1 および HT-1 の破面観察を行った。試験片中央部の SEM 観察結果を Fig. 3.14 に示すが，再加工後の *R*5 切欠き付丸棒試験片の破面には等軸ディンプルが観察されており，応力多軸度が大きく変化する条件においても，ボイド成長に基づく延性損傷により破壊に至っていることがわかる。




(a) SM400B(SM-1) (b) HT780(HT-1)

Fig. 3.13 Examples of stress triaxiality history for tensile test using re-machined *R*5 round bar specimen after loading in sharp notched round bar specimen

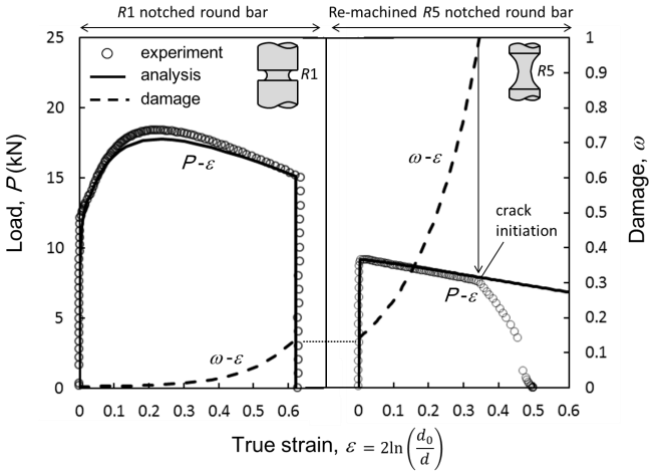



(a) SM400B(SM-1) (b) HT780(HT-1)

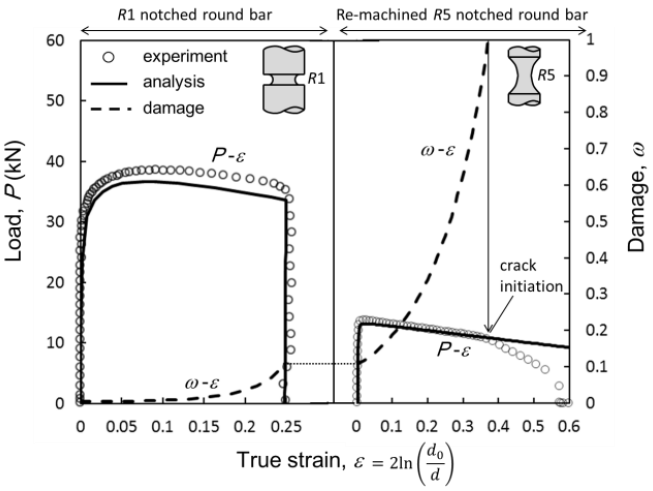
Fig. 3.14 Appearance of fracture surface for re-machined notched round bar specimen with notch radius of 5 mm

実験で得られた荷重 *P*-真ひずみ$\varepsilon$曲線を解析結果と比較して Fig. 3.15 に示す。Fig. 3.15 においても，SM400B の結果の例として SM-1，HT780 の例として HT-1 の結果をそれぞれ示し，非線形累積損傷モデルを用いて算出される試験片中央部の$\omega$の変化も示す。$\varepsilon$は試験前の切欠き底の直径 $d_0$ と試験中に計測した切欠き底の直径 $d$ を用いて算出した($\varepsilon$=2ln($d_0$/$d$))。再加工後の *R*5 切欠き付丸棒試験片においても，試験前の切欠き底直径を $d_0$ とし再加工後の引張試験開始時を$\varepsilon$=0 としてプロットした。まず，*P*-$\varepsilon$ 曲線に着目すると，実験結果と解析結果は再加工後の *R*5 切欠き付丸棒試験片の荷重急減点まで良く一致していることが確認で

きる。また，$\omega$はひずみの増加に対して非線形的に蓄積されていく様子が示されている。Fig. 3.15 から，再加工後の $R5$ 切欠き付丸棒試験片の荷重急減点，すなわち，延性亀裂発生点でほぼ$\omega$=1 となり，非線形累積損傷モデルにより延性亀裂発生限界が予測可能であることが示されている。Table 3.3 で示した他の試験条件についても同様の評価を行い，再加工後の $R5$ 切欠き付丸棒試験片における延性亀裂発生時の真ひずみ$\varepsilon_f$ について，実験結果と予測結果を比較したものを Fig. 3.16 に示す。Fig. 3.16 中の添え字は Table 3.3 で示した試験片 No. である。Fig. 3.16 から，実験結果と予測結果はかなり良い一致を示しており，非線形累積損傷モデルが機械的性質の異なる鉄鋼材料の延性損傷限界評価に対して適用可能であることが実証された。




(a) SM400B(SM-1)




(b) HT780(HT-1)

Fig. 3.15 Comparison of experimental $P$-$\varepsilon$ curves with analytical results and damage accumulation calculated by nonlinear damage accumulation model

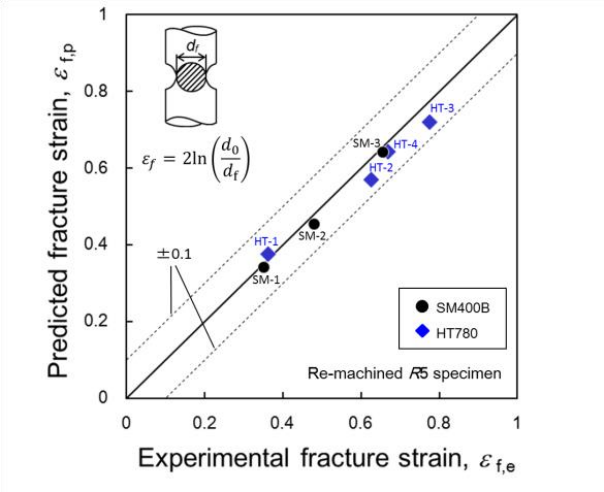



Fig. 3.16 Comparison of experimental true strain at ductile crack initiation with predicted results for re-machined *R*5 notched round bar specimen

## 3.6　結言

本章では機械的性質が異なる 2 種類の鉄鋼材料を対象とし，第 2 章で提案した非線形累積損傷モデルが，亀裂部材を想定した応力多軸度の変化履歴のもとで延性損傷限界評価に適用可能であることの検証を行った。以下に，本章で得られた結果の要旨を示す。

(1) 提案する非線形累積損傷モデルでは，材料特性として一定応力多軸度履歴下の限界相当塑性ひずみが必要になるが，本章では，切欠き付丸棒試験片の引張試験から得られる応力多軸度の変化履歴と非線形累積損傷モデルを用いて，逆解析的にこの限界ひずみを求めた。

(2) 亀裂部材の応力多軸度の変化を模擬した簡易的な試験として，SM400B および HT780 の切欠き付丸棒試験片を用いた切欠き再加工引張試験を実施した。この切欠き再加工引張試験における応力多軸度が大きく変化する場合の延性亀裂発生限界は，非線形累積損傷モデルにより精度良く予測可能であることが確認され，強度・加工硬化能が異なる二類の材料で非線形累積損傷モデルの適用性が検証された。

以上より，提案する非線形累積損傷モデルの延性損傷限界評価への適用性が示され，限界ひずみの応力多軸度依存特性と非線形累積損傷モデルに基づき累積される損傷度を用いて，亀裂部材の延性亀裂進展抵抗の予測が実施可能であることが示唆された。

# 第 4 章　非線形累積損傷モデルに用いる材料特性の予測手法

## 4.1　緒言

前章では，第 2 章で提案した非線形累積損傷モデルと切欠き付丸棒試験片の引張試験結果に基づいて設定される限界ひずみの応力多軸度依存特性を用いて，亀裂部材を想定した応力多軸度履歴の変化履歴のもと，延性損傷限界の評価が精度良く実施できることを示した。これにより，限界ひずみの応力多軸度依存特性を材料特性として用いる非線形累積損傷モデルを FEM 解析に組み込むことで，亀裂部材の延性亀裂進展シミュレーションが可能になることが示唆された。

一方，材料の延性特性を示す限界ひずみの応力多軸度依存特性は材料により異なるため[17]，評価対象材料に対してその都度，引張試験および弾塑性 FEM 解析を実施して取得する必要がある。従って，この限界ひずみの応力多軸度依存特性の材料依存性を，平滑引張丸棒試験から得られる材料の機械的特性のみから予測できれば実用上有意義であり，提案した非線形累積損傷モデルの延性損傷限界評価への適用性の面からも有益である。

本章では，機械的性質が異なる 3 種類の金属材料に対して，切欠き半径が異なる円周切欠き付丸棒試験片を用いた引張試験を実施し，延性亀裂発生時の応力多軸度と相当塑性ひずみで整理される限界ひずみの応力多軸度依存特性を取得する。延性亀裂の発生をもたらすボイドの生成・成長・合体は局所変形が進行するひずみレベルで生じるため，平滑丸棒試験片におけるくびれ後の変形挙動や切欠き付丸棒試験片の変形挙動に関連する応力多軸度の履歴が，材料の加工硬化能に依存することに着目し，平滑丸棒引張試験で得られる機械的特性から限界ひずみの応力多軸度依存特性に影響を及ぼす支配因子を見出す。さらに，これに基づき，第 2 章で提案した非線形累積損傷モデル適用のために一定応力多軸度履歴下における限界ひずみの応力多軸度依存特性の簡易予測手法を提案する。

## 4.2　実験方法

供試材には，溶接構造用圧延鋼材 SM400B，高張力鋼 HT780 およびアルミニウム合金 A5083-O を用いた。Table 4.1 および Table 4.2 に各供試材の化学成分および機械的性質を示す。SM400B および HT780 については，Fig. 4.1 に示す平滑丸棒試験片と切欠き半径 $R$ の異なる円周切欠き付丸棒試験片($R$=1, 2, 5mm)を作製した。また，A5083-O については，Fig. 4.2

に示す平滑丸棒試験片と円周切欠き付丸棒試験片($R$=2, 5, 10mm)を作製した。試験片長手方向は供試材の圧延方向とした。平滑丸棒試験片を用いた単調引張試験は JIS Z 2241 に準拠して実施し，切欠き付丸棒試験片を用いた引張試験では試験機変位制御にて，変位速度 1.0mm/min で引張負荷を与えた。いずれの試験も試験温度は室温とし，試験中，荷重 $P$ と試験片に取り付けた伸び計による軸方向変位 $D$ を計測した。円周切欠き付丸棒試験片に用いた伸び計の標点間距離は SM400B と HT780 についてはいずれの試験片においても 20mm とし，A5083-O では，$R$=1mm および $R$=5mm の試験片で 12mm，$R$=10mm の試験片で 25mm とした。

Table 4.1 Chemical compositions of materials used (mass%)

(a) SM400B and HT780

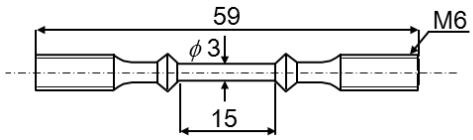
| Material | C | Si | Mn | P | S | Mo | V | Ni | Cr | Ti | B |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| SM400B | 0.15 | 0.19 | 1.00 | 0.009 | 0.003 | – | – | – | – | – | – |
| HT780 | 0.13 | 0.34 | 1.34 | 0.010 | 0.003 | 0.14 | 0.04 | 0.02 | 0.17 | 0.013 | 0.001 |

(b) A5083-O

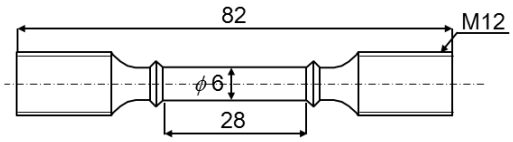
| Material | Si | Fe | Cu | Mn | Mg | Cr | Zn | Ti |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| A5083-O | 0.15 | 0.26 | 0.05 | 0.65 | 4.49 | 0.11 | 0.01 | 0.02 |

Table 4.2 Mechanical properties of materials used

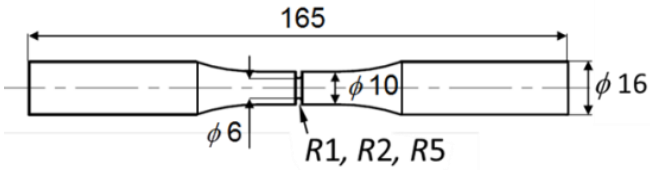
| Material | Yield stress $\sigma_Y$ (MPa) | Tensile strength $\sigma_T$ (MPa) | Uniform Elongation $\varepsilon_T$ (%) | Reduction of area $\phi$ (%) | Yield Ratio $YR$ (=$\sigma_Y$ / $\sigma_T$) |
|---|---|---|---|---|---|
| SM400B | 252 | 424 | 14.8 | 70.8 | 0.59 |
| HT780 | 655 | 757 | 5.5 | 71.9 | 0.87 |
| A5083-O | 163 | 319 | 16.7 | 32.4 | 0.51 |




(a) smooth round bar specimen for SM400B

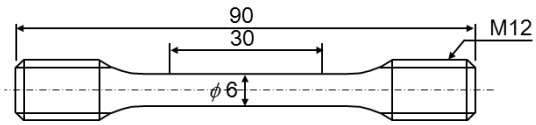



(b) smooth round bar specimen for HT780

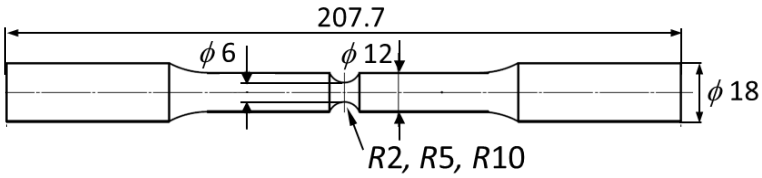



(c) notched round bar specimen

Fig. 4.1 Specimen configurations used for SM400B and HT780 (unit: mm)




(a) smooth round bar specimen




(b) notched round bar specimen

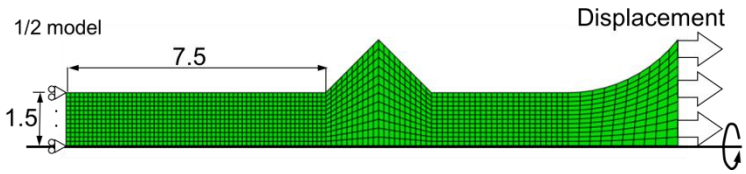
Fig. 4.2 Specimen configurations used for A5083-O (unit: mm)

## 4.3　解析方法

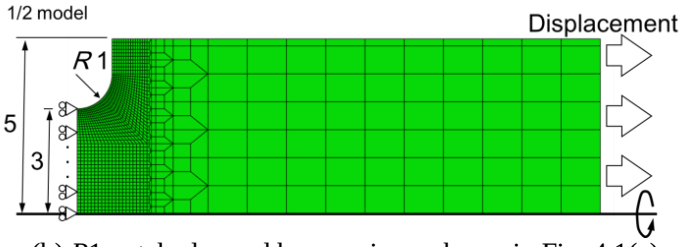
試験片内部の応力・ひずみ状態の把握や延性亀裂発生時の応力多軸度と相当塑性ひずみを取得する目的で，弾塑性 FEM 解析を実施した。解析モデルは 4 節点の軸対称ソリッド要素を用いて作成し，解析モデルの端面に強制変位を与えた。解析モデルの例を Fig. 4.3 に示す。解析コードには汎用有限要素解析コード ABAQUS Ver. 6.12-1 を用いた。また，延性亀裂が発生するような大変形領域まで解析するため，幾何学的非線形[55]を考慮し大変形効果を含めた解析を実施した。解析に用いる真応力－真ひずみ関係は各材料の平滑丸棒引張試験の結果から設定するものとし，一様伸び$\varepsilon_{\mathrm{T}}$ までは試験結果をそのまま使用し，それ以降は次式で示す Swift 則により，$\varepsilon_{\mathrm{T}}$ 近傍(具体的には 3/4 $\varepsilon_{\mathrm{T}}$ ~ $\varepsilon_{\mathrm{T}}$ のひずみ範囲)の真応力－真ひずみ曲線の勾配を再現するように決定した関係を使用することとした。

$$\sigma = \sigma_{\mathrm{Y}}\left(1+\frac{\varepsilon_{\mathrm{p}}}{\alpha}\right)^{n} \tag{4.1}$$

ここで，$\sigma$と$\varepsilon_{\mathrm{p}}$ はそれぞれ真応力と真塑性ひずみであり，$\sigma_{\mathrm{Y}}$ は降伏応力，$\alpha$は材料定数，$n$ はひずみ硬化指数である。Fig. 4.4 に FEM 解析に用いた真応力－真塑性ひずみ関係を示し, Table 4.3 には式(3.1)で設定した各パラメータと使用したヤング率 $E$ およびポアソン比$\nu$をまとめて示す。また，Fig. 4.4 の真応力—真塑性ひずみ関係を用いた際の単調引張試験結果を解析結果と比較して Fig. 4.5 に示すが，荷重－変位曲線(*P-D* 曲線)は一様伸びに相当する最大荷重以降も両者で良く一致している。




(a) Smooth round bar specimen shown in Fig. 4.1(a)




(b) *R*1 notched round bar specimen shown in Fig. 4.1(c)

Fig. 4.3 Example of analytical model (unit : mm)

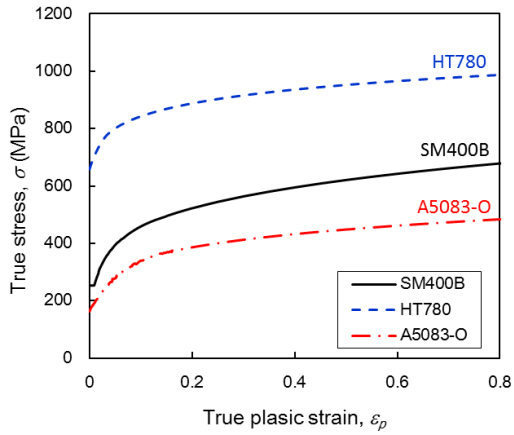
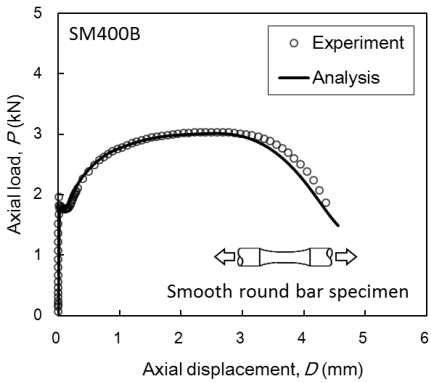


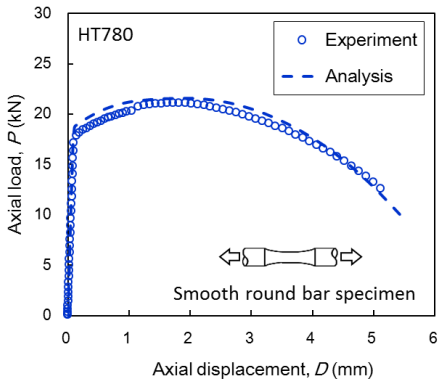

Fig. 4.4 Stress-strain relationships used for FE-analyses

Table 4.3 Summary of material properties used for analyses

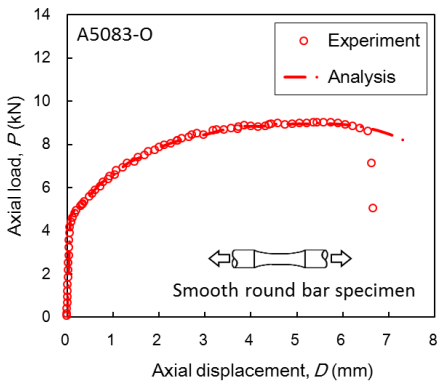
| Material | Young's modulus $E$ (MPa) | Poisson's ratio $\nu$ | Yield stress $\sigma_Y$ (MPa) | Material constant $\alpha$ | Strain hardening exponent $n$ |
|---|---|---|---|---|---|
| SM400B | 206000 | 0.3 | 252 | 0.0045 | 0.19 |
| HT780 | 206000 | 0.3 | 655 | 0.0040 | 0.077 |
| A5083-O | 71800 | 0.3 | 163 | 0.0010 | 0.16 |




(a) SM400B




(b) HT780



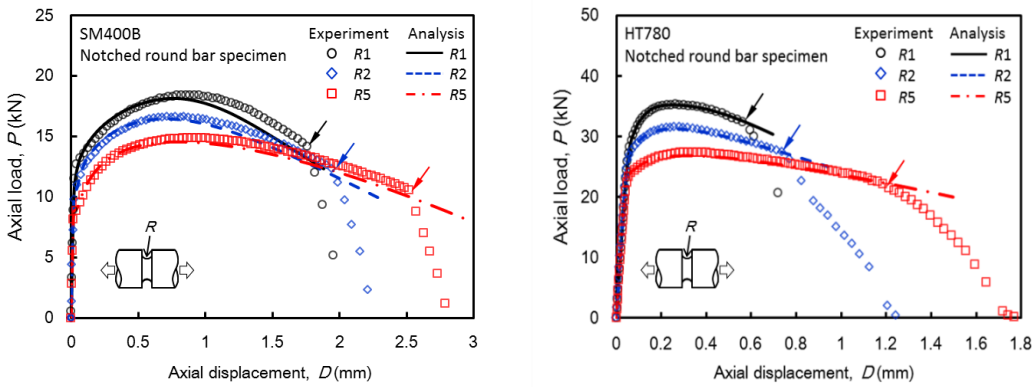

(b) A5083-O

Fig. 4.5 Experimental and analytical *P-D* curves obtained by monotonic tensile tests for each material

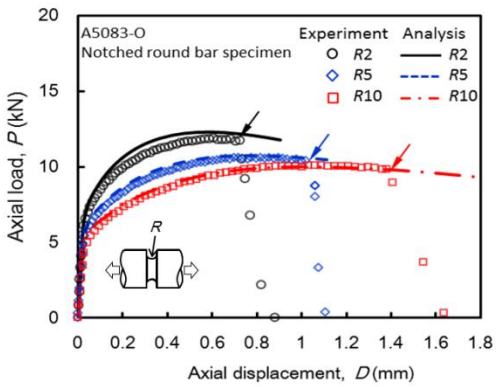
## 4.4　実験結果および解析結果

### 4.4.1　荷重―変位曲線および破面観察

切欠き付丸棒試験片を用いて得た荷重－変位曲線を Fig. 4.6 に示す。図中には解析結果も示してあり，荷重―変位曲線における荷重急減点(図中矢印)まで試験結果と良く一致している。Fig. 4.7 に，破面中央部近傍の観察結果の例として切欠き半径 5mm の結果を示す。全ての材料において，破面には典型的な等軸ディンプルが確認された。

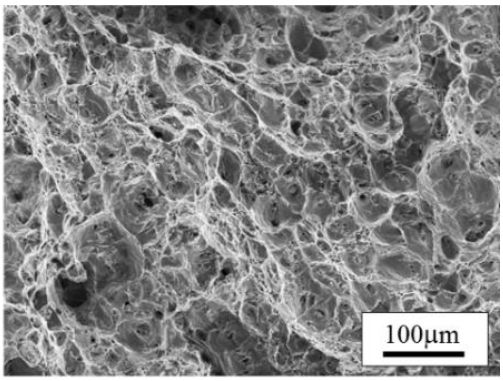



(a) SM400B　　(b) HT780

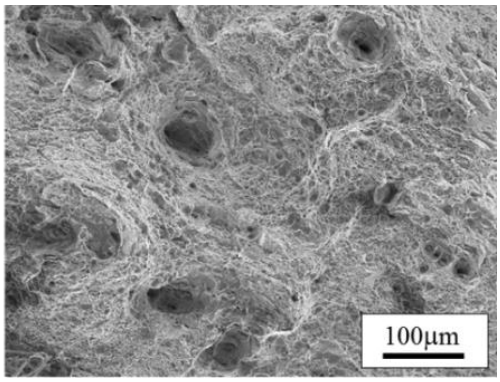



(c) A5083-O

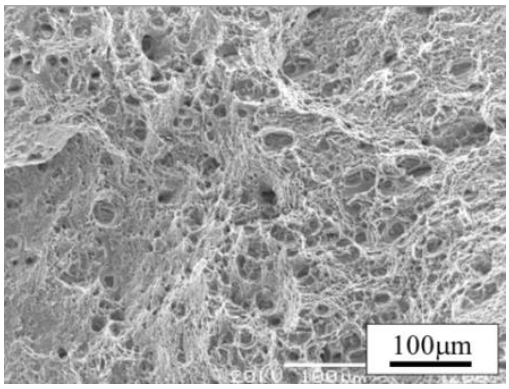
Fig. 4.6 Comparison with experimental and analytical *P-D* curves of notched round bar specimens for each material




(a) SM400B




(b) HT780




(c) A5083-O

Fig. 4.7 Appearance of fracture surface (Examples of specimens with notch radius of 5mm)

### 4.4.2　延性亀裂発生時の限界ひずみの応力多軸度依存特性

丸棒試験片ではくびれ部あるいは切欠き部断面内で応力勾配が生じ，応力多軸度は試験片断面中央部で最大となる。従って，ボイドの成長・合体に起因する延性亀裂は試験片中央部で発生するため[9],[34], FEM 解析により Fig. 4.6 中に矢印で示した荷重急減点における試験片中央部の応力多軸度$\eta$と相当塑性ひずみ$\bar{\varepsilon}_{\mathrm{p}}$を取得した。$\eta$は平均応力$\sigma_{\mathrm{m}}$ と相当応力$\bar{\sigma}$の比で表わされ，次式で定義される。

$$\eta = \frac{\sigma_{\mathrm{m}}}{\bar{\sigma}} = \frac{(\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3)/3}{\sqrt{1/2\{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2\}}} \tag{4.2}$$

ここで，$\sigma_1$，$\sigma_2$，$\sigma_3$は主応力の三成分である。Fig. 4.8 に Fig.4.5 で示した平滑丸棒試験片の結果も合わせて延性亀裂発生時の$\eta$と$\bar{\varepsilon}_{\mathrm{p}}$をプロットで示す。Fig. 4.8 中の点線は負荷中の$\eta$と$\bar{\varepsilon}_{\mathrm{p}}$の履歴を示し，添え字は試験片形状を示す。Fig. 4.8 から，いずれの材料においても，切

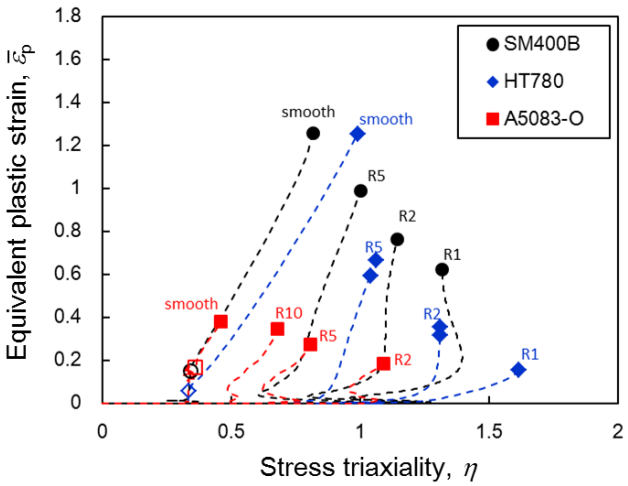



Fig. 4.8 Relationships between $\eta$ and $\bar{\varepsilon}_p$ at ductile crack initiation for each material (Solid marks show ductile crack initiation and open marks show uniform elongation for smooth round bar specimens)

欠き半径が小さくなって応力多軸度が大きくなると延性亀裂発生時の相当塑性ひずみは小さくなるものの，その傾向は材料によって大きく異なることが確認できる。

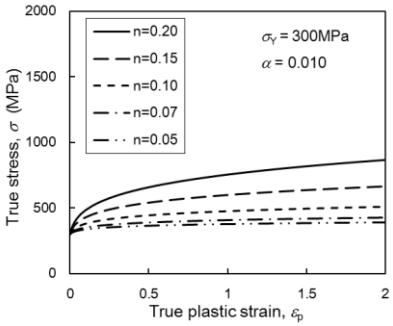
## 4.5　限界ひずみの応力多軸度依存特性に影響を及ぼす材料特性

### 4.5.1　応力多軸度履歴に及ぼす材料の応力－ひずみ関係の影響

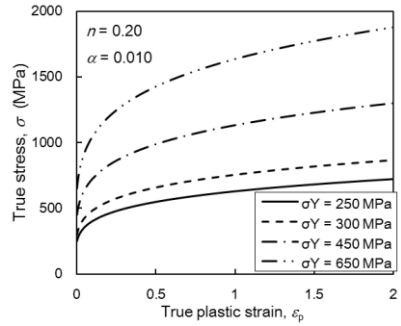
材料の加工硬化能を表すひずみ硬化指数 $n$ が小さい場合，切欠き底の変形はより局所的になるため応力多軸度$\eta$は大きくなるものと考えられる。すなわち，応力－ひずみ関係を特徴づけるパラメータのうち，$n$ は材料間の$\eta$の履歴(Fig. 4.8 中の点線)の違いを表すパラメータとなる可能性がある。ここではまず，材料の $n$ が，$\eta$の履歴に対して支配的なパラメータとなることを示す。

Figure 4.1(b)の平滑丸棒試験片および Fig. 4.1(c)の $R5$ 切欠き付丸棒試験片を用いて, 式(4.1)で示す Swift 則のパラメータ($n$, $\alpha$, $\sigma_Y$ )を変化させ, 負荷中の$\eta$の履歴を FEM 解析を用いて取得した。Fig. 4.9 に解析に用いた真応力－真ひずみ関係を示す。Case 1 では$\sigma_Y$ および$\alpha$を固定して $n$ を変化させ，$n$ の影響を確認する目的で設定した。Case 2 および Case 3 も同様に，それぞれ$\sigma_Y$，$\alpha$のみを変化させて応力－ひずみ関係を設定した。Fig. 4.10 に平滑丸棒試験片における荷重負荷中の$\eta$の履歴を示す。応力－ひずみ関係を特徴付けるパラメータ($n$, $\alpha$, $\sigma_Y$ )

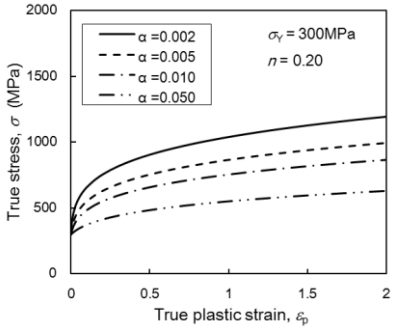
のうち，$\eta$の履歴は $n$ の影響を受けて大きく変化することがわかる。また，Fig. 4.11 に $R$5 切欠き付丸棒試験片を用いて同様に比較した結果を示す。切欠き付丸棒試験片についても，$\eta$の履歴に大きな影響を与えているのは，$n$ であることが示されている(Fig. 4.11(c)において低$\bar{\varepsilon}_p$域で$\alpha$の違いによる影響が表れているが，ひずみが大きくなるにつれてほとんど差はなくなる)。すなわち，材料の応力－ひずみ関係において $n$ が限界ひずみの応力多軸度依存特性に関連する負荷中の$\eta$の履歴に支配的なパラメータであることがわかる。




(a) Case 1 (Different $n$)

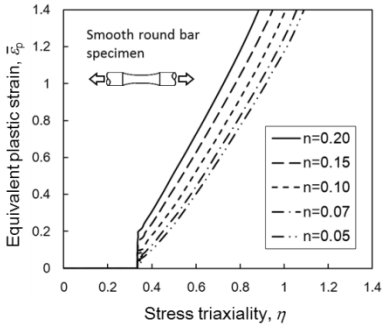



(b) Case 2 (Different $\sigma_Y$)

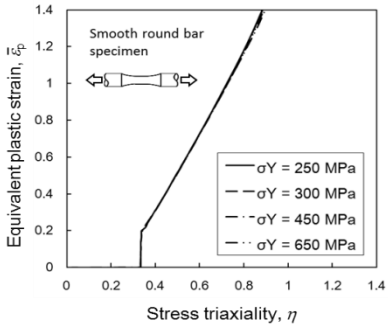



(c) Case 3 (Different $\alpha$)

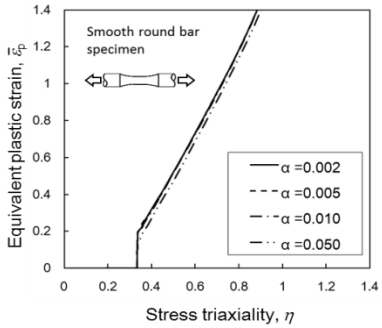
Fig. 4.9 Stress-strain relationships used in Fig. 4.10 and Fig. 4.11




(a) Case 1 (Different $n$)

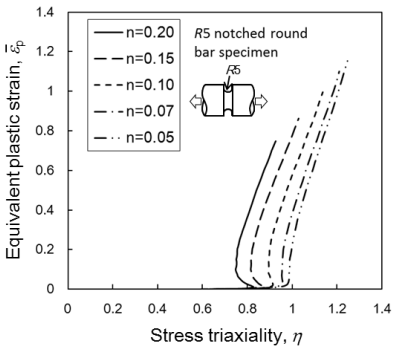



(b) Case 2 (Different $\sigma_Y$)

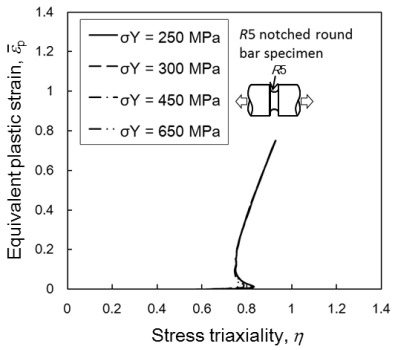



(c) Case 3 (Different $\alpha$)

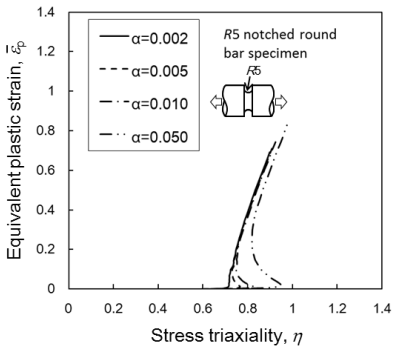
Fig. 4.10 Effect of material properties on $\eta$ histories with increasing $\bar{\varepsilon}_p$ for smooth round bar specimen




(a) Case 1 (Different $n$)




(b) Case 2 (Different $\sigma_Y$)




(c) Case 3 (Different $\alpha$)

Fig. 4.11 Effect of material properties on $\eta$ histories with increasing $\bar{\varepsilon}_p$ for $R$5 notched round bar specimen

4.5.2　切欠き付丸棒試験片の限界ひずみの一義的評価手法

ボイドの成長・合体のプロセスを経て生じる延性破壊に関して，Thomason は成長したボイド間のくびれにより，それらが合体すると考えて，垂直応力とせん断応力の和から構成される破壊条件を導いている[61]。同様に，Bai らは，垂直応力とせん断応力の和で表わされる Mohr-Coulomb 破壊クライテリアに着目し，これを展開して得られる式を用いて様々な応力多軸度状態における延性破壊限界を整理している[23]-[24]。Mohr-Coulomb 破壊クライテリアは次式で表わされる。

$$\tau + c_1 \cdot \sigma_{\mathrm{n}} = c_2 \tag{4.3}$$

ここで，$\tau$はせん断応力，$\sigma_{\mathrm{n}}$は垂直応力，$c_1$および $c_2$は材料定数である。Bai らは式(4.3)中の$\tau$と$\sigma_{\mathrm{n}}$を主応力三成分で表わし，駆動力となる左辺が最大となる条件より限界相当応力$\bar{\sigma}_{\mathrm{cr}}$として次式を得ている[24]。

$$\bar{\sigma}_{\mathrm{cr}} = c_2 \left[ \sqrt{\frac{1+c_1^2}{3}} \cos\left(\frac{\pi}{6} - \theta\right) + c_1 \left( \eta + \frac{1}{3} \sin\left(\frac{\pi}{6} - \theta\right) \right) \right]^{-1} \tag{4.4}$$

ここで，$\eta$は応力多軸度，$\theta$は Lode angle であり，応力の第 3 不変量 $J_3$に関するパラメータで，3 主応力成分の比に依存する。さらに，一般的な材料の応力－ひずみ関係として，式(4.5)のべき乗硬化則($A$ は材料定数, $n$ はひずみ硬化指数)を用いることで限界ひずみ$\bar{\varepsilon}_{\mathrm{p,cr}}$が式(4.6)のように導ける。

$$\sigma = A\left(\varepsilon_{\mathrm{p}}\right)^n \tag{4.5}$$

$$\bar{\varepsilon}_{\mathrm{p,cr}} = \left[ \frac{A}{c_2} \left\{ \sqrt{\frac{1+c_1^2}{3}} \cos\left(\frac{\pi}{6} - \theta\right) + c_1 \left( \eta + \frac{1}{3} \sin\left(\frac{\pi}{6} - \theta\right) \right) \right\} \right]^{-\frac{1}{n}} \tag{4.6}$$

ここで，軸対称試験片の一軸引張試験など，負荷中の主応力の比がほぼ一定の場合には，$\theta$は定数とみなせるため式(4.6)は次式で表わすことができる。

$$\bar{\varepsilon}_{\mathrm{p,cr}} = (B \cdot \eta + C)^{-\frac{1}{n}} \tag{4.7}$$

ここで，$B$ と $C$ は材料定数であり，材料の機械的性質(強度特性や延性特性)と関連するものと考えられる。

4.5.1 項で示したように，負荷中の応力多軸度の履歴はひずみ硬化指数 $n$ の影響を大きく受けるため，$n$ が考慮された式(4.7)により限界ひずみの応力多軸度依存特性における材料間の違いが考慮できる可能性がある。ただし，材料の延性特性(伸び特性)は $n$ では考慮されないので, 式(4.7)中の材料定数 $B$ もしくは $C$ が材料の延性特性と関連するものと考えられる。本項ではまず，Fig. 4.8 のプロットで示す切欠き付丸棒試験片から得られる限界ひずみについて，材料に依らない一義的評価式の提案を試みるべく，材料の延性特性を示すパラメータを用いて式(4.7)の左辺を正規化する方針とした。

Figure 4.8 で示す延性亀裂発生までの$\eta$と$\bar{\varepsilon}_{\mathrm{p}}$の関係において, 平滑丸棒試験片の一様伸びに対応する位置を白抜プロットで示す。延性亀裂発生時の$\bar{\varepsilon}_{\mathrm{p}}$レベルを考慮すると，材料間の一様伸びの差は比較的小さい。また，一様伸び以降の応力多軸度の履歴を確認する目的で，平滑丸棒試験片を対象とした Fig. 4.10(a)の Case 1 について，縦軸の相当塑性ひずみ$\bar{\varepsilon}_{\mathrm{p}}$から一様伸び$\varepsilon_{\mathrm{T}}$を差し引いた結果を Fig. 4.12 に示す。Fig. 4.12 から，応力多軸度の履歴の違いは一様伸び以降で生じることがわかる。これは，延性亀裂の発生を引き起こすボイドの生成・成長が一様伸び以降で生じることと関連しているものと考えられる。以上より，材料の延性特性を示すパラメータとして, 平滑丸棒試験片の限界相当塑性ひずみ$\bar{\varepsilon}^{\mathrm{s}}_{\mathrm{p,cr}}$と一様伸び$\varepsilon_{\mathrm{T}}$の差を用いることとした。すなわち，定数 $B'$と $C'$を用いて次式により切欠き付丸棒試験片の限界相当塑性ひずみ$\bar{\varepsilon}_{\mathrm{p,cr,exp}}$を整理した。

$$\left(\frac{\bar{\varepsilon}_{\mathrm{p,cr,exp}}}{\left(\bar{\varepsilon}^{\mathrm{s}}_{\mathrm{p,cr}} - \varepsilon_{\mathrm{T}}\right)}\right)^{-n} = B' \cdot \eta + C' \tag{4.8}$$

Fig. 4.8 のプロット点を式(4.8)で回帰した結果を Fig. 4.13 に示すが，材料に依らず一義的に整理でき，$\bar{\varepsilon}_{\mathrm{p,cr,exp}}$は次式で表わすことができる。

$$\left(\frac{\bar{\varepsilon}_{\mathrm{p,cr,exp}}}{\left(\bar{\varepsilon}^{\mathrm{s}}_{\mathrm{p,cr}} - \varepsilon_{\mathrm{T}}\right)}\right)^{-n} = 0.25\eta + 0.77 \tag{4.9}$$

ここで，$n$ は 4.3 節で述べたように一様伸び近傍で設定したひずみ硬化指数を用いるのが適切と考えられるが，$n$ の設定方法の違いによる影響を確認するために，降伏後(降伏ひずみ $\varepsilon_Y$)から一様伸びの 1/2 および降伏後から一様伸びの範囲で Swift 則を用いて $n$ を設定した解析を実施した。Table 4.4 にここで用いた $n$ と 4.3 節で設定した値(3/4$\varepsilon_T$~$\varepsilon_T$ のひずみ範囲で設定した値)を示す。Table 4.4 で示した $n$ からなる応力-ひずみ関係を用いて得られる平滑丸棒試験片の解析結果と試験結果を *P-D* 曲線で比較したものを Fig. 4.14 に示す。降伏後のひずみ範囲から $n$ を設定した場合($\varepsilon_Y$~1/2$\varepsilon_T$ および$\varepsilon_Y$~$\varepsilon_T$)，荷重が低下するくびれ後の挙動は模擬できていないことがわかる。従って，これらの解析結果から延性亀裂が発生する試験片断面中央部の$\bar{\varepsilon}^{s}_{p,cr}$を適切に取得することはできないが，$\bar{\varepsilon}^{s}_{p,cr}$は単調引張試験の絞り$\phi$(%)から得られる破断ひずみ(ln{100/(100-$\phi$)})と概ね等しくなるので，これを用いて Table 4.4 に示す $n$ と式(4.9)から, 丸棒試験片の限界ひずみの応力多軸度依存特性を予測した結果を試験結果と比較して Fig. 4.15(a)および(b)に示す。平滑丸棒試験におけるくびれ挙動を適切に表現できていない $n$ を使用した場合, 式(4.9)を用いて限界ひずみの応力多軸度依存特性を予測することはできないことがわかる。一方，4.3 節や Fig. 4.14 で示したようにくびれ挙動を再現できる $n$ を用いた結果を Fig. 4.15(c)に示すが, 本章で用いた機械的性質が異なる 3 種類の材料に対して，限界ひずみを精度良く予測可能であることがわかる。以上より，切欠き付丸棒試験片の限界ひずみの応力多軸度依存特性の一義的評価には，一様伸び以降の変形挙動を正確に表現できるひずみ硬化指数を使用するのが適切であり，ボイドの成長・合体に起因して生じる延性亀裂の発生限界は，一様伸び以降の材料特性に支配されることを示唆しているものと思われる。すなわち，限界ひずみの応力多軸度依存特性に影響を与える材料特性は，上述のひずみ硬化指数 $n$ と一様伸び以降の延性特性$\left(\bar{\varepsilon}^{s}_{p,cr}-\varepsilon_T\right)$であると考えられる。また，式(4.9)は $n$，$\bar{\varepsilon}^{s}_{p,cr}$および$\varepsilon_T$ で構成されており，この式に従えば，平滑丸棒引張試験の結果のみを用いて，材料により異なる限界ひずみの応力多軸度依存特性を予測することができる。

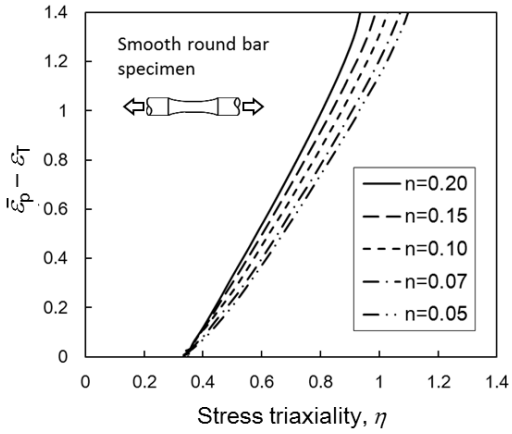



Fig. 4.12 Relationships between $\bar{\varepsilon}_p - \varepsilon_T$ and $\eta$ obtained from Fig. 4.10(a) for smooth round bar specimen

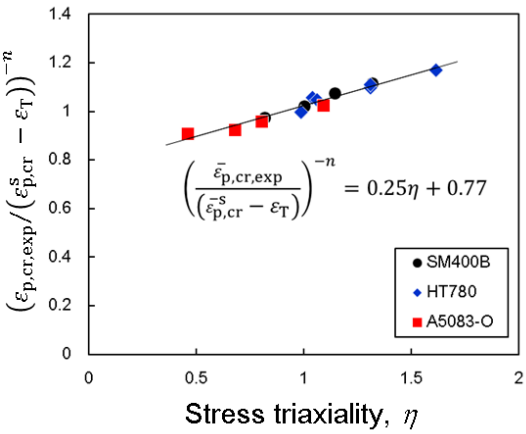
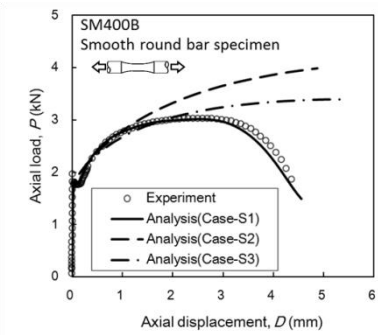


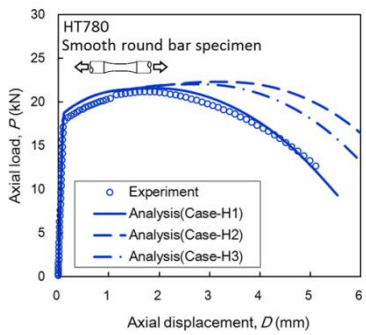

Fig. 4.13 Ductile crack initiation limit of notched round bar specimens based on proposed method considering strain hardening exponent and ductility

Table 4.4 Summary of strain hardening exponent to be determined in the different strain range using Swift law

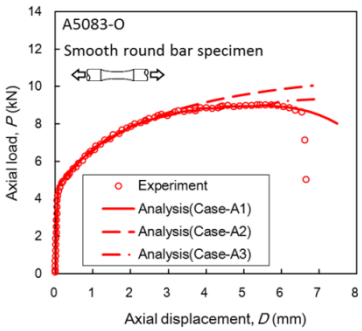
| Material | Case | Region to determine $n$ | $n$ by Swift law |
|---|---|---|---|
| SM400B | Case-S1 | $3/4\varepsilon_T \sim \varepsilon_T$ | 0.19 |
| | Case-S2 | $\varepsilon_Y \sim 1/2\ \varepsilon_T$ | 0.50 |
| | Case-S3 | $\varepsilon_Y \sim \varepsilon_T$ | 0.37 |
| HT780 | Case-H1 | $3/4\varepsilon_T \sim \varepsilon_T$ | 0.077 |
| | Case-H2 | $\varepsilon_Y \sim 1/2\ \varepsilon_T$ | 0.13 |
| | Case-H3 | $\varepsilon_Y \sim \varepsilon_T$ | 0.11 |
| A5083-O | Case-A1 | $3/4\varepsilon_T \sim \varepsilon_T$ | 0.16 |
| | Case-A2 | $\varepsilon_Y \sim 1/2\ \varepsilon_T$ | 0.37 |
| | Case-A3 | $\varepsilon_Y \sim \varepsilon_T$ | 0.30 |




(a) SM400B

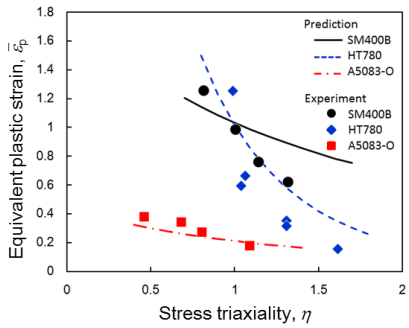



(b) HT780

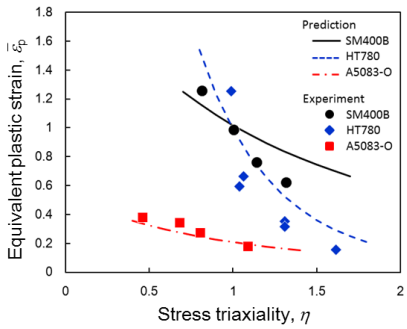



(c) A5083-O

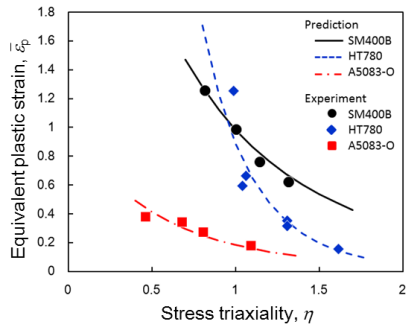
Fig. 4.14 Comparison of experimental with analytical *P-D* curves obtained using different stress-strain relationship determined in Table 4.4




(a) Using $n$ determined between $\varepsilon_Y$ to $1/2\varepsilon_T$




(b) Using $n$ determined between $\varepsilon_Y$ to $\varepsilon_T$



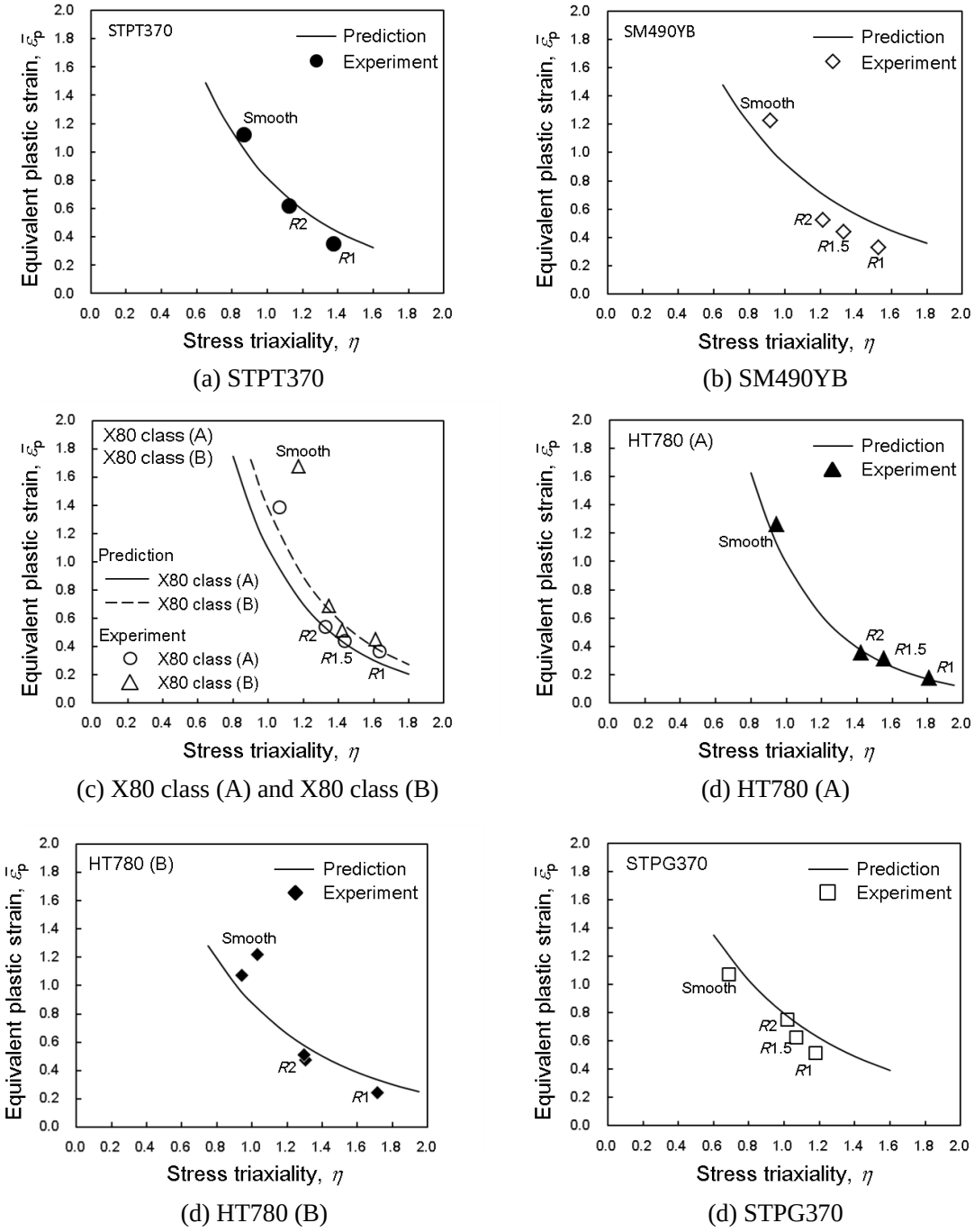

(c) Using $n$ determined between $3/4\varepsilon_T$ to $\varepsilon_T$

Fig. 4.15 Prediction results of stress triaxiality dependence of ductile crack initiation limit using equation (4.9)

さらに，式(4.9)による$\bar{\varepsilon}_{\mathrm{p,cr,exp}}$予測式の適用性を確認する目的で，文献データを用いて，Table 4.5 に示す機械的性質が異なる 7 種類の鉄鋼材料に対して検証を行った。Table 4.5 には，平滑丸棒引張試験から得られる材料の機械的特性である $n$，$\bar{\varepsilon}^{\mathrm{s}}_{\mathrm{p,cr}}$および$\varepsilon_{\mathrm{T}}$ も示してある。これらの機械的特性を用いて式(4.9)により予測した限界ひずみの応力多軸度依存特性を Fig. 4.16 に示す。それぞれの図には，引張試験により取得した各試験片の限界ひずみもプロットで示してあり，添え字は試験片形状を示す。Fig. 4.16 から，各鉄鋼材料の基礎特性を用いて$\bar{\varepsilon}_{\mathrm{p,cr,exp}}$の応力多軸度依存特性を概ね予測可能であり，式(4.9)の適用性とともに，$n$，$\bar{\varepsilon}^{\mathrm{s}}_{\mathrm{p,cr}}$および$\varepsilon_{\mathrm{T}}$ の機械的特性が限界ひずみの応力多軸度依存特性に影響を及ぼす材料特性をあることが再確認できた。

Table 4.5 Summary of mechanical properties of each steel [17], [35]-[38], [40],[62]-[63]

| Material | Yield stress $\sigma_{\mathrm{Y}}$ (MPa) | Tensile strength $\sigma_{\mathrm{T}}$ (MPa) | Uniform elongation $\varepsilon_{\mathrm{T}}$ | Strain hardening exponent $n$ | Critical strain for smooth round bar specimen $\bar{\varepsilon}^{\mathrm{s}}_{\mathrm{p,cr}}$ | Reference |
|---|---|---|---|---|---|---|
| STPT370 | 315 | 438 | 0.192 | 0.15 | 1.12 | [17] |
| SM490YB | 344 | 540 | 0.176 | 0.19 | 1.23 | [40],[62] |
| X80 class (A) | 620 | 721 | 0.085 | 0.11 | 1.39 | [35]-[37] |
| X80 class (B) | 650 | 735 | 0.051 | 0.11 | 1.68 | [35]-[37] |
| HT780 (A) | 829 | 879 | 0.058 | 0.10 | 1.26 | [17] |
| HT780 (B) | 827 | 868 | 0.068 | 0.17 | 1.07 | [63] |
| STPG370 | 261 | 449 | 0.195 | 0.19 | 1.07 | [38] |




(a) STPT370 (b) SM490YB

(c) X80 class (A) and X80 class (B) (d) HT780 (A)

(d) HT780 (B) (d) STPG370

Fig. 4.16 Comparison of predicted critical strain of round bar specimens with experimental results for each steel

## 4.6　一定応力多軸度履歴下における限界ひずみの簡易予測手法

第 2 章および第 3 章で述べてきたように，本研究で提案する非線形累積損傷モデルを使用する際には，材料の延性を表す材料特性として一定応力多軸度履歴下における限界相当塑性ひずみ$\bar{\varepsilon}_{\mathrm{p,cr}}(\eta)$が必要になる。一方，Fig. 4.8 で示されているように，切欠き付丸棒試験片の引張試験では局所的なひずみ集中によるネッキングのため，負荷中に応力多軸度$\eta$が変化する場合の限界ひずみが得られていることになり，前節で示した$\bar{\varepsilon}_{\mathrm{p,cr,exp}}$の一義的評価式である式(4.9)を$\bar{\varepsilon}_{\mathrm{p,cr}}(\eta)$の簡易予測式として直接，用いることはできない。一方，3.4 節では評価材料が非線形累積損傷モデルに従うとして，それぞれの切欠き付丸棒試験片の限界ひずみレベルで損傷度$\omega$=1 となるように，逆解析的に$\bar{\varepsilon}_{\mathrm{p,cr}}(\eta)$を取得する方法を示した。ここで，切欠き付丸棒試験片の限界相当塑性ひずみ$\bar{\varepsilon}_{\mathrm{p,cr,exp}}$は式(4.9)を用いて予測できるので，Fig. 4.17 に示す方法で材料の機械的特性と弾塑性 FEM 解析から逆解析的に$\bar{\varepsilon}_{\mathrm{p,cr}}(\eta)$を予測する方法を示す(引張試験から得られる限界ひずみのプロットを直接用いても取得できるが，本章の趣旨から材料の機械的特性から予測する手法を示す)。具体的な方法を以下に示す。

(1) 平滑丸棒引張試験の結果から，真応力－真ひずみ関係に加えて，$n$, $\bar{\varepsilon}^{\mathrm{s}}_{\mathrm{p,cr}}$および$\varepsilon_{\mathrm{T}}$ を取得する。

(2) (1)で得た材料の機械的特性と式(4.9)を用いて$\bar{\varepsilon}_{\mathrm{p,cr,exp}}$を予測する。さらに，異なる切欠き半径を有する複数の切欠き付丸棒試験片の弾塑性 FEM 解析を実施し，負荷中の$\eta$の履歴を取得するとともに，非線形累積損傷モデルに基づき$\omega$を計算する。

(3) それぞれの試験片で$\omega$=1 となる点が式(4.9)を用いて予測した$\bar{\varepsilon}_{\mathrm{p,cr,exp}}$に最も近くなるように$\bar{\varepsilon}_{\mathrm{p,cr}}(\eta)$を設定する。

このように，$\bar{\varepsilon}_{\mathrm{p,cr,exp}}$の予測式と複数の切欠き付丸棒試験片の FEM 解析により$\bar{\varepsilon}_{\mathrm{p,cr}}(\eta)$を設定できるが，本節ではより簡便に$\bar{\varepsilon}_{\mathrm{p,cr}}(\eta)$を取得する方法の提案を試みる。前節で示したように，限界ひずみの応力多軸度依存特性は材料のひずみ硬化指数と一様伸び以降の延性特性に支配されることを考慮して，$\bar{\varepsilon}_{\mathrm{p,cr}}(\eta)$についてもこれらの機械的特性を用いて材料に依らず一義的に評価ができるものと考え，FEM 解析を介さずに直接$\bar{\varepsilon}_{\mathrm{p,cr}}(\eta)$を予測する方法を検討する。

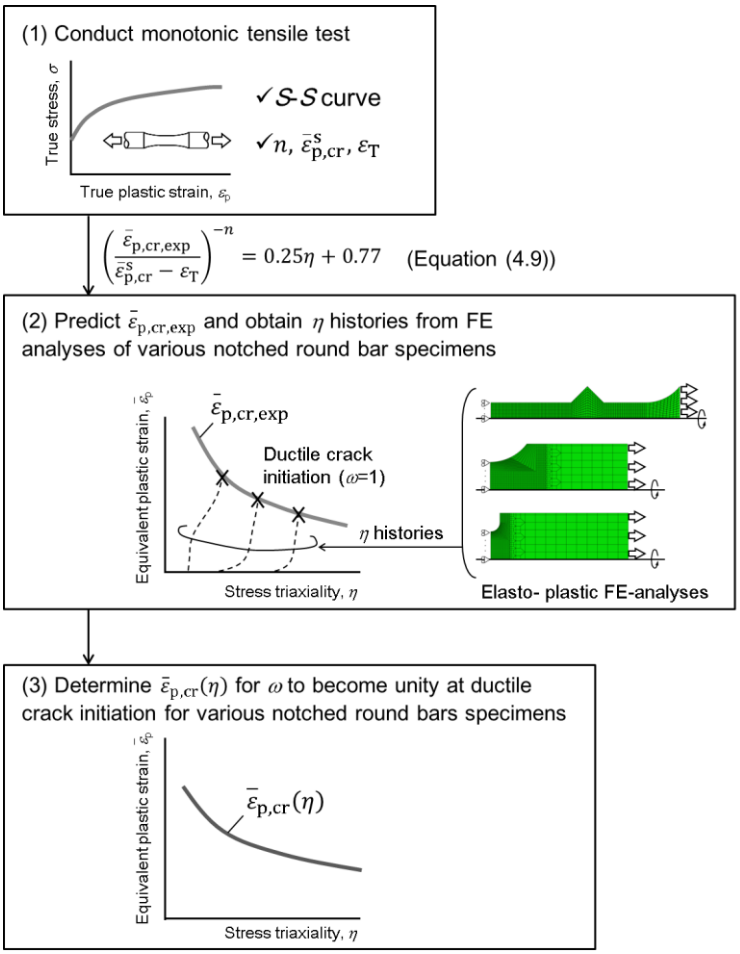


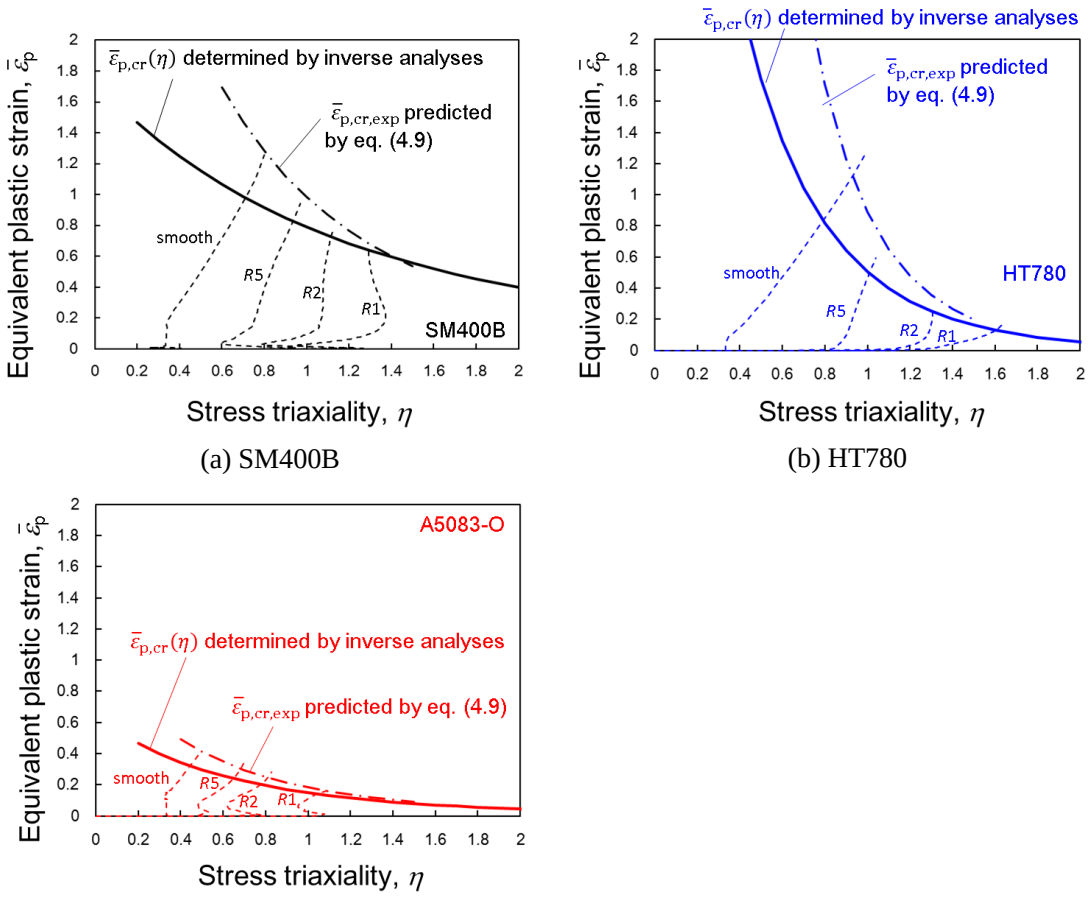

Fig. 4.17 Determination approach of critical equivalent plastic strain under constant stress triaxiality history based on mechanical properties and elasto-plastic FE-analyses

### 4.6.1　限界相当塑性ひずみの逆解析的取得方法

4.2 節で示した SM400B，HT780 および A5083-O について，Fig. 4.17 の手順に従い一定応力多軸度履歴下における限界相当塑性ひずみ$\bar{\varepsilon}_{p,cr}(\eta)$を取得する。FEM 解析に用いる真応力－真ひずみ曲線は Fig. 4.4 に示した通りであり，各材料の機械的特性($n$, $\bar{\varepsilon}^{s}_{p,cr}$, $\varepsilon_T$)を Table 4.6 に示す。これらの機械的特性と式(4.9)を用いて予測される切欠き付丸棒試験片の限界相当塑性ひずみ$\bar{\varepsilon}_{p,cr,exp}$を Fig. 4.18 中に一点鎖線で表わす。また，各切欠き付丸棒試験片の FEM 解析から得た負荷中の応力多軸度$\eta$の履歴を点線で示す(FEM 解析を実施した試験片形状は4.2 節で示した平滑丸棒試験片と 3 種類の切欠き付丸棒試験片であり, Fig. 4.18 中の$\eta$の履歴は, 後述するように損傷度$\omega$=1 となるレベルまで表示してある)。

Table 4.6 Summary of mechanical properties for SM400B, HT780 and A5083-O

| Material | Strain hardening exponent $n$ | Critical strain for smooth round bar specimen $\bar{\varepsilon}^{s}_{p,cr}$ | Uniform elongation $\varepsilon_T$ |
|---|---|---|---|
| SM400B | 0.19 | 1.26 | 0.148 |
| HT780 | 0.077 | 1.25 | 0.055 |
| A5083-O | 0.16 | 0.42 | 0.167 |




(a) SM400B

(b) HT780

(c) A5083-O

Fig. 4.18 $\bar{\varepsilon}_{p,cr,exp}$ predicted by equation (4.9) and $\bar{\varepsilon}_{p,cr}(\eta)$ determined by inverse analyses using proposed nonlinear damage accumulation model for each material

次に, 非線形累積損傷モデルを用いて負荷中の$\omega$を計算するが, ここで, SM400B と HT780 の初期ボイド体積率 $f_0$ については，3.3 節で述べたように十分小さい値として $f_0$=0.01%を用いる。また，A5083-O の $f_0$ を設定するために，Fig. 4.19 に示す方法で切欠き半径 2mm の切欠き付丸棒試験片の破断後の断面観察を実施し，破面近傍のボイド生成状況を確認した。その結果を，SM400B および HT780 の結果と合わせて Fig. 4.20 に示し，観察されたボイドを丸で囲って示した。Fig. 4.20 から，いずれの材料においても破面付近で発生しているボイドはわずかであることから，A5083-O においても $f_0$=0.01%とした。逆解析的に設定する$\bar{\varepsilon}_{\mathrm{p,cr}}(\eta)$は Mohr-Coulomb 破壊クライテリアから得られる式(4.7)で定義し, 各試験片における$\bar{\varepsilon}_{\mathrm{p,cr,exp}}$にて$\omega$が最も 1 に近くなるように係数 $B$ および $C$ を設定した。その結果を式(4.10)~式(4.12)および Fig. 4.18 中に実線で示す。

$$\bar{\varepsilon}_{\mathrm{p,cr}}(\eta) = (0.16\eta + 0.89)^{-\frac{1}{n}} \qquad for \ \ \mathrm{SM400B} \tag{4.10}$$

$$\bar{\varepsilon}_{\mathrm{p,cr}}(\eta) = (0.19\eta + 0.86)^{-\frac{1}{n}} \qquad for \ \ \mathrm{HT780} \tag{4.11}$$

$$\bar{\varepsilon}_{\mathrm{p,cr}}(\eta) = (0.24\eta + 1.07)^{-\frac{1}{n}} \qquad for \ \ \mathrm{A5083-O} \tag{4.12}$$

ここで，ひずみ硬化指数 $n$ は Table 4.6 に示す各材料の値を用いる。Fig. 4.18 中に示す$\eta$の履歴は，式(4.10)~式(4.12)で示した各材料の$\bar{\varepsilon}_{\mathrm{p,cr}}(\eta)$と非線形累積損傷モデルを用いて$\omega$=1 となるまで描かれてあり，各切欠き付丸棒試験片の限界ひずみ近傍で$\omega$=1 となっていることが示されている。また，Fig. 4.21 に式(4.10)~式(4.12)で表わされる$\bar{\varepsilon}_{\mathrm{p,cr}}(\eta)$を用いて，延性亀裂発生時，すなわち$\omega$=1 となる各試験片の軸方向変位 $D$ の予測結果を実験結果と比較して示すが，両者は良く一致しており，式(4.10)~式(4.12)は一定応力多軸度下における限界相当塑性ひずみとして適切に設定されているものと考えられる。

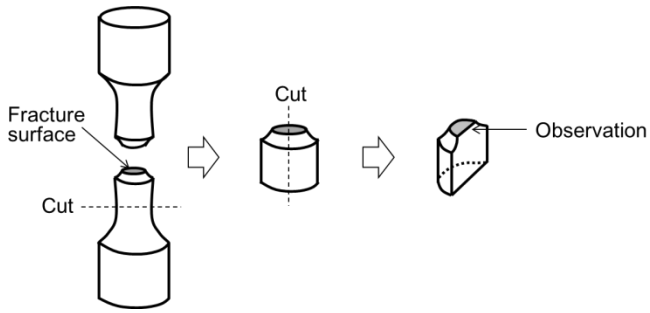
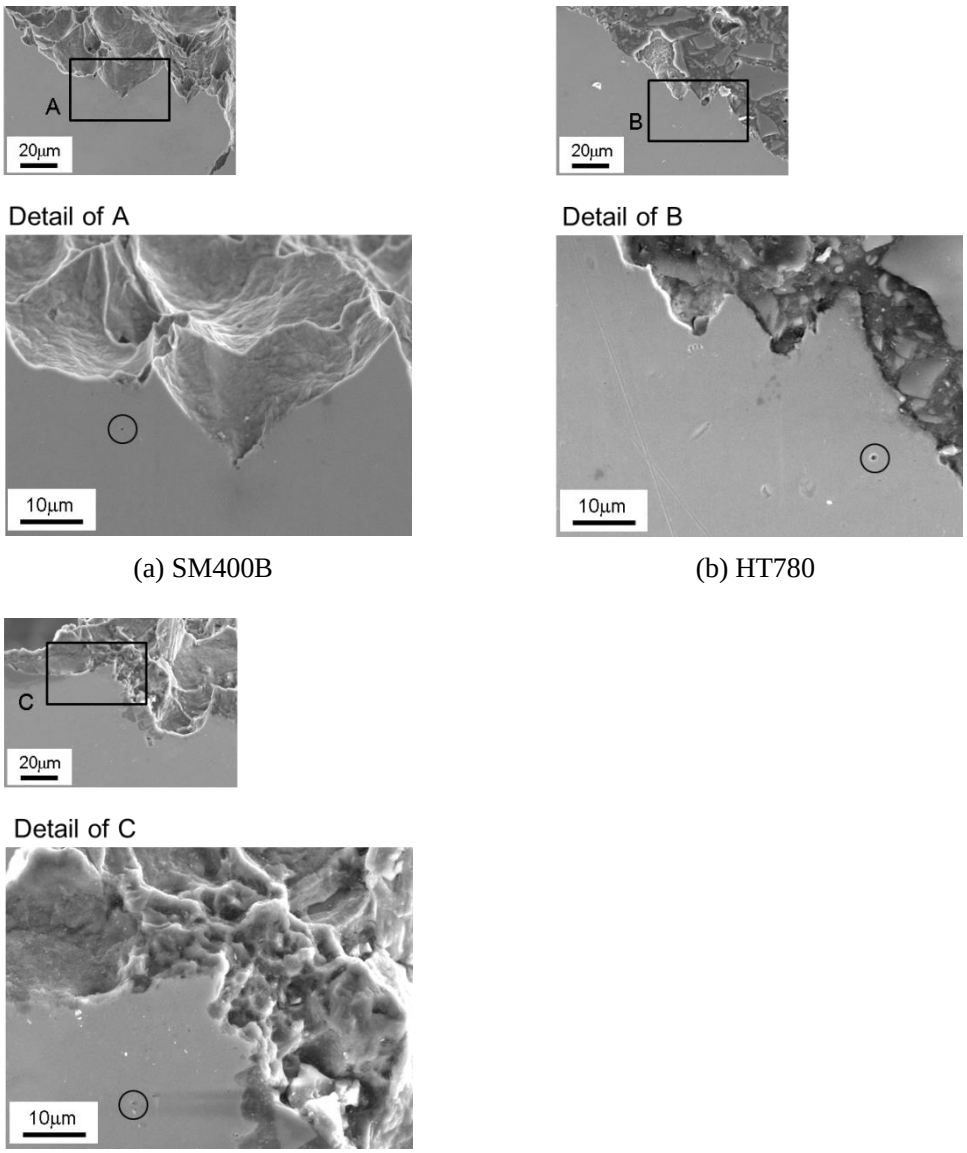


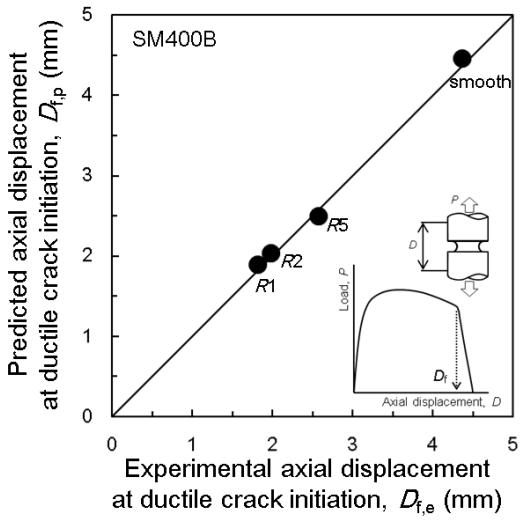

Fig. 4.19 Preparation of observation of cross section for fractured specimen



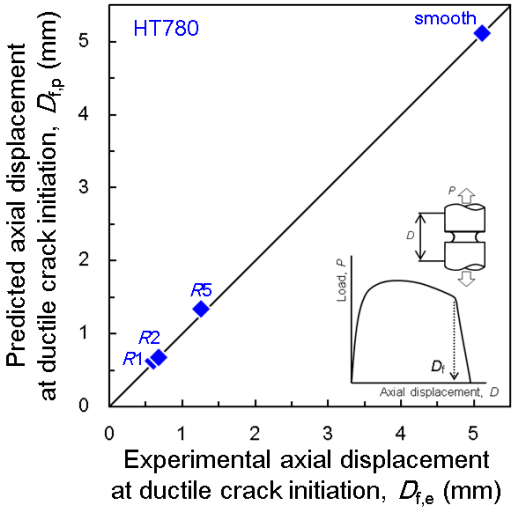

(a) SM400B (b) HT780

(c) A5083-O

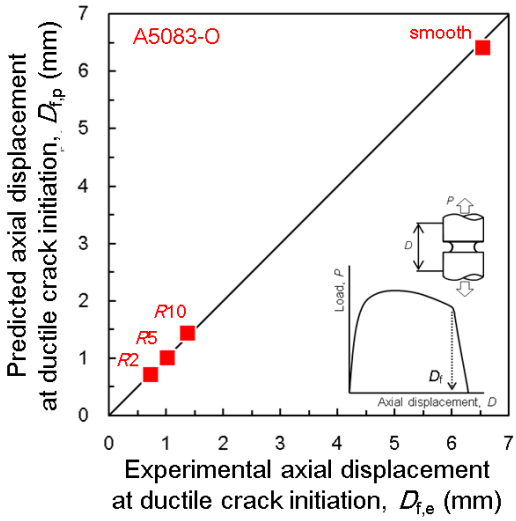
Fig. 4.20 Observation of micro-voids near fracture surface at center of *R*2 notched round bar specimen




(a) SM400B




(b) HT780




(c) A5083-O

Fig. 4.21 Comparison of experimental axial displacement at ductile crack initiation with predicted results for each material (Predicted axial displacements are obtained using proposed nonlinear damage accumulation model and $\bar{\varepsilon}_{\mathrm{p,cr}}(\eta)$ shown in equations (4.10) ~ (4.12))

### 4.6.2　限界相当塑性ひずみの簡易予測式の提案

限界ひずみの応力多軸度特性には，ひずみ硬化指数 $n$ と一様伸び以降の延性特性 $(\bar{\varepsilon}^{\mathrm{s}}_{\mathrm{p,cr}} - \varepsilon_{\mathrm{T}})$が大きく影響することに鑑み，Fig. 4.18 中の実線で示した$\bar{\varepsilon}_{\mathrm{p,cr}}(\eta)$も，それらの機械的特性を用いて一義的に評価できるものと考えた。すなわち，式(4.8)と同様に定数 $B''$および $C''$を用いた次式で$\bar{\varepsilon}_{\mathrm{p,cr}}(\eta)$を表すこととした。

$$\left(\frac{\bar{\varepsilon}_{\mathrm{p,cr}}(\eta)}{(\bar{\varepsilon}^{\mathrm{s}}_{\mathrm{p,cr}} - \varepsilon_{\mathrm{T}})}\right)^{-n} = B''\eta + C'' \tag{4.13}$$

ここで，Fig. 4.18 中の実線や式(4.10)~式(4.12)で示す各材料の$\bar{\varepsilon}_{\mathrm{p,cr}}(\eta)$を表すように回帰すると次式が得られる。

$$\left(\frac{\bar{\varepsilon}_{\mathrm{p,cr}}(\eta)}{(\bar{\varepsilon}^{\mathrm{s}}_{\mathrm{p,cr}} - \varepsilon_{\mathrm{T}})}\right)^{-n} = 0.15\eta + 0.91 \tag{4.14}$$

$$\bar{\varepsilon}_{\mathrm{p,cr}}(\eta) = (\bar{\varepsilon}^{\mathrm{s}}_{\mathrm{p,cr}} - \varepsilon_{\mathrm{T}})\,(0.15\eta + 0.91)^{-\frac{1}{n}} \tag{4.15}$$

式(4.15)を用いて得られる$\bar{\varepsilon}_{\mathrm{p,cr}}(\eta)$を Fig. 4.18 で示した実線と比較して Fig. 4.22 に点線で示す。Fig. 4.22 から，式(4.15)は各材料の$\bar{\varepsilon}_{\mathrm{p,cr}}(\eta)$の簡易予測式として利用可能と考えられ，平滑丸棒引張試験により $n$，$\bar{\varepsilon}^{\mathrm{s}}_{\mathrm{p,cr}}$および $\varepsilon_{\mathrm{T}}$ が得られさえすれば，非線形累積損傷モデルに用いる$\bar{\varepsilon}_{\mathrm{p,cr}}(\eta)$を簡便に予測できる。

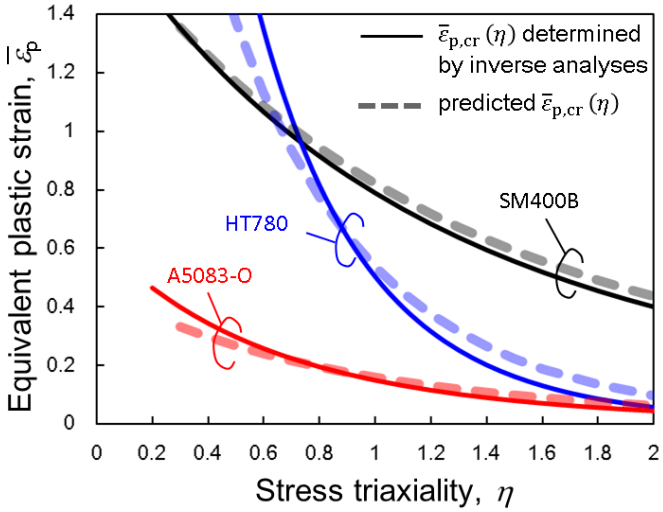



Fig. 4.22 Comparison of $\bar{\varepsilon}_{p,cr}(\eta)$ determined by inverse analyses (equation (4.10)~(4.12)) with one predicted using on equation (4.15) and the mechanical properties of each material

## 4.7　結言

第 2 章で提案する非線形累積損傷モデルに，材料特性として用いる一定応力多軸度履歴下における限界相当塑性ひずみ$\bar{\varepsilon}_{p,cr}(\eta)$の予測手法の提案を目的として，機械的性質が異なる 3 種類の金属材料を用いて，限界ひずみの応力多軸度依存特性を支配する材料特性を調査した。そして，それらの材料特性を用いて$\bar{\varepsilon}_{p,cr}(\eta)$の簡易予測式を提案した。以下に，本章で得られた結果の要旨を示す。

(1) SM400B，HT780 および A5083-O を用いて延性亀裂の発生限界を応力多軸度と相当塑性ひずみで整理し，限界ひずみの応力多軸度依存特性は材料により異なることが確認された。

(2) 弾塑性 FEM 解析により，負荷中の応力多軸度履歴は，材料のひずみ硬化指数の影響を大きく受けることが確認された。また，Mohr-Coulomb 破壊クライテリアを展開することで，限界ひずみの応力多軸度依存特性に対して，ひずみ硬化指数が新たな評価指標となり得ることが示唆された。

(3) ボイドの成長・合体に起因する延性亀裂の発生限界は，一様伸び以降の材料特性に支配され，一様伸び以降の変形挙動を正確に表現できるひずみ硬化指数と一様伸び以降の延性特性が限界ひずみの応力多軸度依存特性に大きく影響することが見出された。これら

の材料の機械的特性を用いて，切欠き付丸棒試験片の限界相当塑性ひずみ$\bar{\varepsilon}_{\mathrm{p,cr,exp}}$を材料に依らず一義的に評価できる。

(4) $\bar{\varepsilon}_{\mathrm{p,cr,exp}}$および FEM 解析から得られる応力多軸度履歴を用いて，非線形累積損傷モデルに必要な一定応力多軸度履歴下における限界相当塑性ひずみ$\bar{\varepsilon}_{\mathrm{p,cr}}(\eta)$を逆解析的に設定する方法を示した。

(5) さらに，より簡単な$\bar{\varepsilon}_{\mathrm{p,cr}}(\eta)$の設定方法として，平滑丸棒引張試験の結果から得られる材料の機械的特性である，$n$，$\bar{\varepsilon}^{\mathrm{s}}_{\mathrm{p,cr}}$および$\varepsilon_{\mathrm{T}}$を用いた$\bar{\varepsilon}_{\mathrm{p,cr}}(\eta)$の簡易予測式を提案した。

# 第 5 章　非線形累積損傷モデルを用いた延性亀裂進展シミュレーション

## 5.1　緒言

第 2 章では，簡易的かつ現象論的な積分型延性ダメージモデルとして，ボイド成長挙動を反映した非線形累積損傷モデルを提案した。第 3 章では，鉄鋼材料を用いて提案する非線形累積損傷モデルの適用性を確認し，延性損傷限界評価が精度良く実施可能であることを示してきた。また，第 4 章では，限界ひずみの応力多軸度依存特性を支配する材料特性について調査し，平滑丸棒引張試験から得られる材料の機械的特性のみを用いて，非線形累積損傷モデルに必要な一定応力多軸度履歴下における限界ひずみの簡易予測式を提案した。従って，この簡易予測式と非線形累積損傷モデルを FEM 解析に組み込むことで，材料の機械的特性のみから，シミュレーションにより複雑な応力多軸度の変化を伴う亀裂部材の延性亀裂進展抵抗を予測できるようになる。

そこで，本章では，軟鋼を評価対象とし，前章までに提案してきた各手法を採用した延性亀裂進展抵抗の予測アプローチを提案する。すなわち，平滑丸棒引張試験から得られる材料の機械的特性のみから亀裂部材の延性亀裂進展シミュレーションを実施し，延性亀裂進展試験の結果と比較を行うことで，本論文で提案する手法が簡易的で精度の良い延性亀裂進展抵抗の予測結果を与えるものであることを示す。

## 5.2　延性亀裂進展抵抗の予測アプローチ

本章で提案する延性亀裂進展抵抗の予測アプローチを Fig. 5.1 に示し，以下にその手順を述べる。

(1) 平滑丸棒引張試験を実施し，FEM 解析に用いる真応力－真塑性ひずみ関係と，第 4 章で提案した限界ひずみの応力多軸度依存特性の簡易予測式に用いる限界相当塑性ひずみ$\bar{\varepsilon}^{\mathrm{s}}_{\mathrm{p,cr}}$，一様伸び$\varepsilon_{\mathrm{T}}$およびひずみ硬化指数 $n$ を取得する。

(2) (1)で取得した$\bar{\varepsilon}^{\mathrm{s}}_{\mathrm{p,cr}}$，$\varepsilon_{\mathrm{T}}$および $n$ を用いて，第 4 章で示した式(4.15)の予測式から，一定応力多軸度履歴下における限界相当塑性ひずみ$\bar{\varepsilon}_{\mathrm{p,cr}}(\eta)$を予測する(より高い精度を要求する場合には，Fig. 5.1 中に(2)’として示したように，4.6.1 項で示したように切欠き付丸棒試験片を用いた実験および弾塑性 FEM 解析を実施することで，逆解析的に$\bar{\varepsilon}_{\mathrm{p,cr}}(\eta)$を決定することも可能である)。

(3) ダメージモデルには第 2 章の式(2.20)で示す非線形累積損傷モデルを用いる。清浄な鉄鋼母材を用いる場合の初期ボイド体積率 $f_0$ は，十分小さい値として $f_0$=0。01%を使用する。非金属介在物である MnS が初期ボイドの起点となる場合には，式(3.2)で示した MnS の体積率 $f_{\mathrm{MnS}}$ の推定式が参照できる。その他の方法により $f_0$ を適切に設定できる場合はその値を $f_0$ とする。式(2.20)の係数$\gamma$や初期損傷度$\omega_0$は，$f_0$ から Table 2.2 もしくは Fig.2.16 や Fig. 2.17 の関係を用いて設定する。また，(2)で予測した$\bar{\varepsilon}_{\mathrm{p,cr}}(\eta)$を非線形累積損傷モデルで用いる材料特性として使用する。

(4) (3)で設定した非線形累積損傷モデルをユーザーサブルーチンを用いて FEM モデルに組み込む。サブルーチン内で非線形累積損傷モデルに基づいて計算される損傷度$\omega$が 1 となる要素を順次削除していくことで亀裂進展を模擬した延性亀裂進展シミュレーションを実施し，延性亀裂進展抵抗特性を予測する。

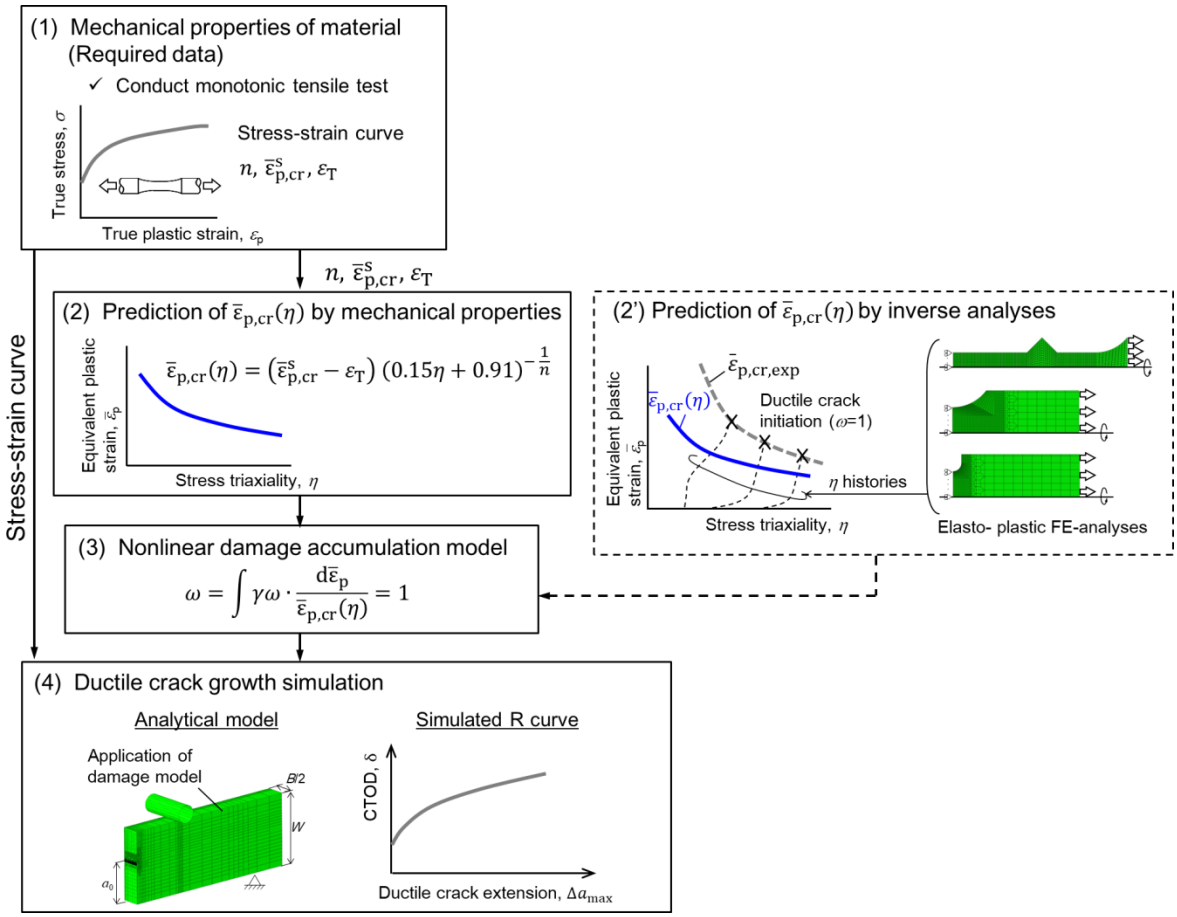



Fig. 5.1 Proposal approach of ductile crack growth simulation using mechanical properties of material

## 5.3　実験方法

供試材は，第 4 章で用いた溶接構造用圧延鋼材 SM400B とし，材料の機械的特性を取得するための平滑丸棒引張試験と本章で提案する手法の妥当性検討のための延性亀裂進展試験を実施する。化学成分および機械的性質はTable 4.1およびTable 4.2に示すとおりである。Fig. 4.1(a)に示す平滑丸棒試験片を用いて JIS Z 2241 に準拠して単調引張試験を実施した。

延性亀裂進展試験には 2 種類の曲げ試験片を用いて実施した。一つは Fig. 5.2 に示す板厚 $B$=10mm，板幅 $W$=10mm の標準 V ノッチシャルピー試験片(CVN 試験片)を用いた静的三点曲げ試験であり，機械切欠き底からの延性亀裂進展抵抗特性を取得する目的で実施した。静的三点曲げ試験の R 曲線は複数の試験片を用いて取得した。試験中，荷重 $P$ と荷重線変位 $LLD$ を計測し，試験機変位制御にて変位速度 0.5mm/min で所定の $LLD$ レベルまで負荷した後に除荷して，Fig. 5.3 に示す方法で試験片板厚中央における切欠き底からの延性亀裂進展量$\Delta a_{\mathrm{max}}$を計測した。もう一つは Fig. 5.4 に示す $B$=30mm，$W$=60mm，$a_0/W$=0.5($a_0$は初期亀裂長さ)の深い疲労予亀裂を有する四点曲げ試験片とし，疲労予亀裂先端からの延性亀裂進展抵抗を取得した。疲労予亀裂は ISO 12135[64]に準拠して導入した。四点曲げ試験では荷重 $P$ に加え，クリップゲージを用いて亀裂末端開口変位 $V_{\mathrm{g}}$を計測した。四点曲げ試験の R 曲線も複数の試験片を用いて取得し，試験機変位制御にて変位速度 1.0mm/min で所定の CTOD レベルまで負荷・除荷した後，Fig. 5.5 に示すように液体窒素温度で脆性破壊させ，破面観察により試験片中央部の延性亀裂進展量$\Delta a_{\mathrm{max}}$を計測した。CTOD $\delta$は，三点曲げ試験の CTOD 算出式が四点曲げ試験にも適用可能[65]であることから，ISO 12135[64]に準拠して$V_{\mathrm{g}}$を用いて次式で示される初期亀裂先端開口変位で定義した。

$$\delta = \frac{K^2(1-\nu^2)}{2\sigma_{\mathrm{Y}}E} + \frac{0.4(W-a_0)V_{\mathrm{p}}}{0.6a_0 + 0.4W + z} \tag{5.1}$$

ここで，$K$ は応力拡大係数，$\sigma_{\mathrm{Y}}$は降伏応力，$E$ はヤング率，$\nu$はポアソン比，$V_{\mathrm{p}}$は $V_{\mathrm{g}}$の塑性成分，$z$ はナイフエッジ高さであり本章では $z$=0 である。なお，それぞれの曲げ試験片において，亀裂進展方向は材料の圧延方向と垂直になるように切出した。

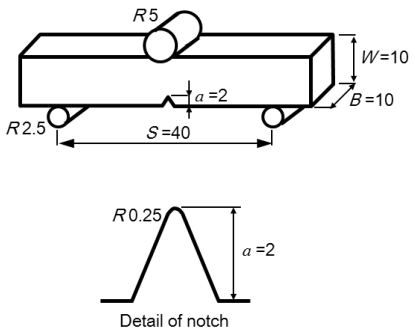



Fig. 5.2 Schematic of static three-point bending test (unit : mm)

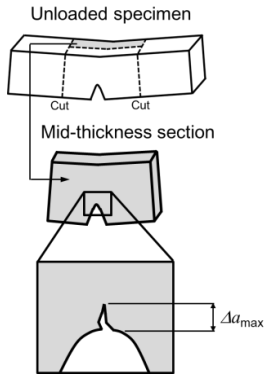



Fig. 5.3 Procedure for observing the ductile crack extension of static three-point bending test

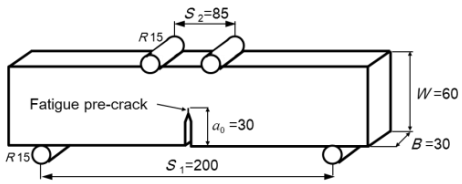



Fig. 5.4 Schematic of four-point bending test (unit : mm)

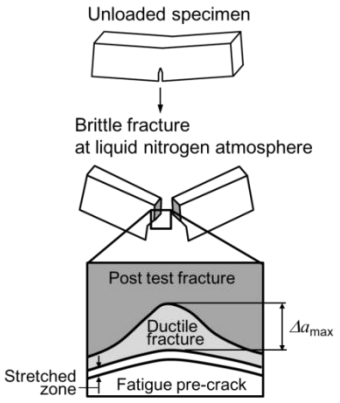



Fig. 5.5 Procedure for observing the ductile crack extension of four-point bending test

## 5.4　解析方法

延性亀裂進展シミュレーションに用いる機械切欠きを有する CVN 試験片の解析モデルを Fig. 5.6 に, 深い疲労予亀裂を有する四点曲げ試験片の解析モデルを Fig. 5.7 にそれぞれ示す。いずれのモデルも 8 節点三次元ソリッド要素を用いて作成し，試験片の対称性を考慮して 1/4 モデルとした。機械切欠き先端および疲労予亀裂先端の最小要素寸法は 30μm×30μm とした。解析コードには ABAQUS Ver. 6.12-1 を用い, 幾何学的非線形[55]を考慮した弾塑性 FEM 解析を実施した。解析に用いた真応力ー真ひずみ関係は第 4 章で取得した Fig. 4.4 に示す SM400B の関係を用いた。試験片への負荷は治具を模擬した剛体要素を通じて強制変位とし

て与えた。

延性亀裂進展シミュレーションは，第 2 章で提案した非線形累積損傷モデルを ABAQUS の User Subroutine を用いて解析モデルに組み込んで実施した。負荷中，式(2.20)で表わされる非線形累積損傷モデルに従って各要素にて損傷度$\omega$を計算し，$\omega$=1 に達した要素を削除することで延性亀裂進展を模擬した。なお，材料軟化は考慮していない。

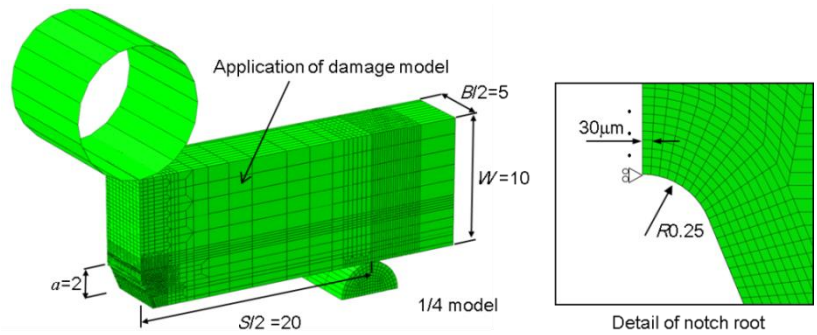



Fig. 5.6 Analytical model of static three-point bending test using CVN specimen with a machined notch for simulating ductile crack growth (unit: mm)

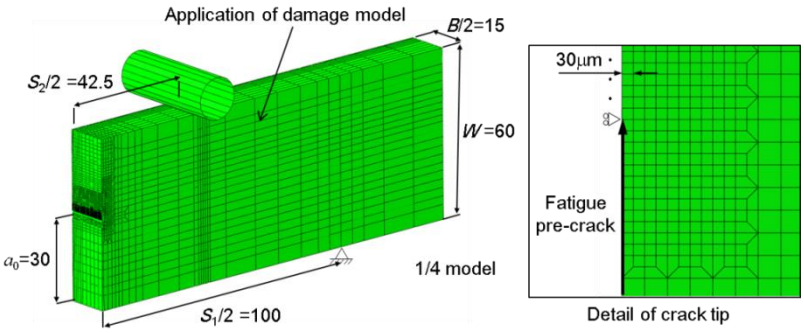



Fig. 5.7 Analytical model of four-point bending test using specimen with a fatigue pre-crack for simulating ductile crack growth (unit: mm)

## 5.5　材料の機械的特性を用いた延性亀裂進展抵抗予測

本節では，Fig. 5.1 に示した手順に従って実施した延性亀裂進展シミュレーションの結果を示し，実験結果との比較を行って延性亀裂進展抵抗が十分な精度で予測可能であることを検証する。

### 5.5.1　材料の機械的特性

平滑丸棒引張試験を実施して得た SM400B の真応力－真ひずみ関係および機械的特性は，それぞれ Fig.4.4 および Table 4.6 に示した通りである。$n$ および$\bar{\varepsilon}^{\mathrm{s}}_{\mathrm{p,cr}}$は第 4 章で実施した単調引張試験とその FEM 解析から取得した値であり，$\varepsilon_{\mathrm{T}}$は Table 4.2 で示した値である(Table 4.2 に示されている絞り$\phi$から破断ひずみ(ln{100/(100-$\phi$)})を算出すると 1.23 となり, Table 4.6 に示す FEM 解析から得た$\bar{\varepsilon}^{\mathrm{s}}_{\mathrm{p,cr}}$とほぼ同じ値が得られる)。

### 5.5.2　非線形累積損傷モデルに用いる材料特性の設定

非線形累積損傷モデルで，材料の延性特性として用いる一定応力多軸度履歴下における限界相当塑性ひずみ$\bar{\varepsilon}_{\mathrm{p,cr}}(\eta)$を，5.5.1 項で得た機械的特性と式(4.15)を用いて予測する。予測される$\bar{\varepsilon}_{\mathrm{p,cr}}(\eta)$は Fig. 4.22 の点線で示されている。

### 5.5.3　ダメージモデルの設定

本章では SM400B を評価対象として用いており, $f_0$=0.01%に対する非線形累積損傷モデルを使用する。このモデルは第 2 章の式(2.15)で表わされるが，本項でも再記する。

$$\omega = \int 5.27\omega \cdot \frac{\mathrm{d}\bar{\varepsilon}_{\mathrm{p}}}{\bar{\varepsilon}_{\mathrm{p,cr}}(\eta)} = 1 \tag{5.2}$$

ここで, $\omega$は損傷度, $\mathrm{d}\bar{\varepsilon}_{\mathrm{p}}$は相当塑性ひずみ増分である。初期損傷度$\omega_0$は 0.005 であり, $\bar{\varepsilon}_{\mathrm{p,cr}}(\eta)$には 5.2.2 項で予測した限界相当塑性ひずみの応力多軸度依存特性を用いる。

### 5.5.4　延性亀裂進展シミュレーション

まず, 機械切欠きを有する CVN 試験片を用いた静的三点曲げ試験の *P-LLD* 曲線を試験結果とそのシミュレーション結果を Fig. 5.8 に比較して示す。Fig. 5.8 から CVN 試験片の巨視的な変形挙動は両者で良く一致していることがわかる。また，Fig. 5.9 に R 曲線として *LLD*

と$\Delta a_{max}$の関係を示すが，これについても両者で良く一致しており，切欠き底からの延性亀裂進展抵抗がシミュレート可能であることがわかる。

次に，深い疲労予亀裂を有する四点曲げ試験片について，試験結果とシミュレーション結果を比較した。Fig. 5.10 に $P$-$V_g$ 曲線，Fig. 5.11 に R 曲線として CTOD と$\Delta a_{max}$の関係をそれぞれ示す。Fig. 5.10 から，CVN 試験片と同様，巨視的な変形挙動を精度良く予測可能であることがわかる。また，Fig. 5.11 では疲労予亀裂先端からの延性亀裂進展抵抗が精度良くシミュレートできていることが示されている。Fig. 5.12 に$\delta$=0.65mm の時の疲労予亀裂先端からの延性亀裂進展量$\Delta a$ の板厚方向分布を示すが，板厚中央部で先行する Thumbnail 型の延性亀裂進展がほぼ再現できていることも確認できる。

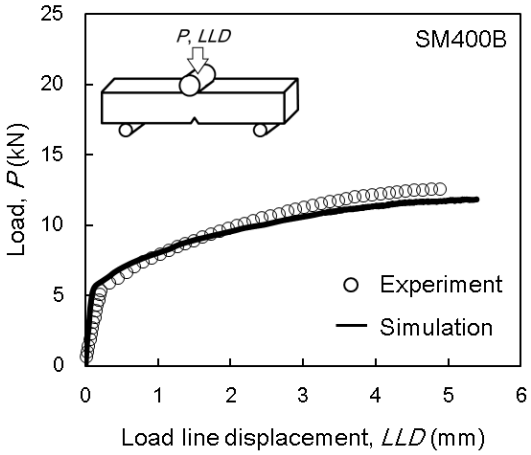



Fig. 5.8 Experimental and simulated *P-LLD* relationships for three-point bending test of CVN specimen with a machined notch

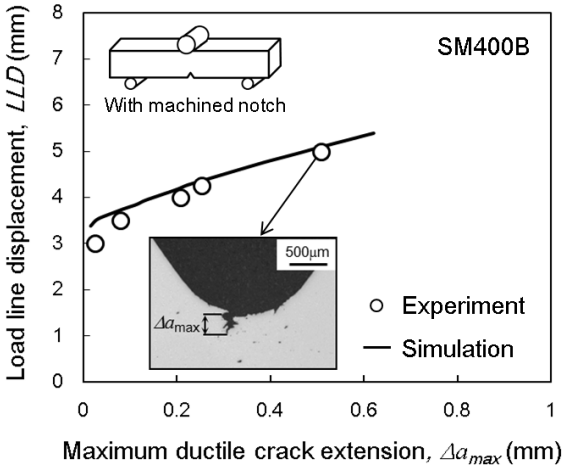



Fig. 5.9 Comparison of experimental *LLD*-$\Delta a_{max}$ relationship with simulated result for three-point bending test of CVN specimen with a machined notch

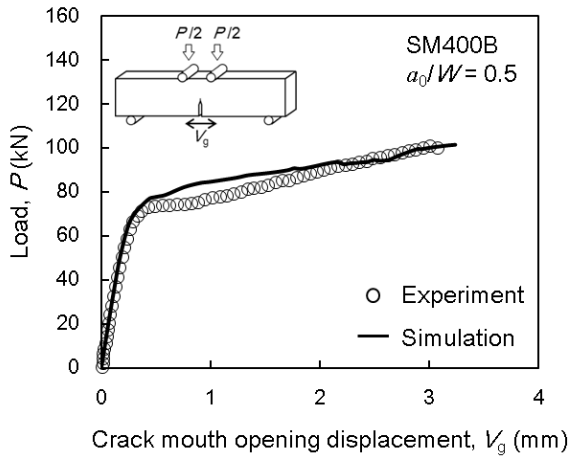



Fig. 5.10 Experimental and simulated $P$-$V_g$ relationships for four-point bending test of specimen with a fatigue pre-crack

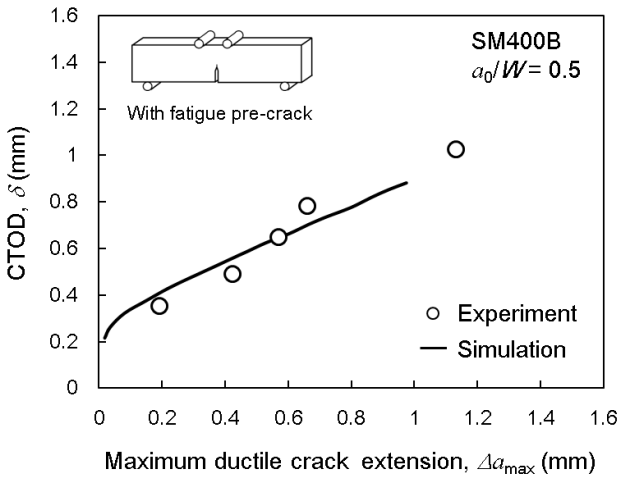



Fig. 5.11 Comparison of experimental CTOD-$\Delta a_{max}$ relationship with simulated result for four-point bending test of specimen with a fatigue pre-crack

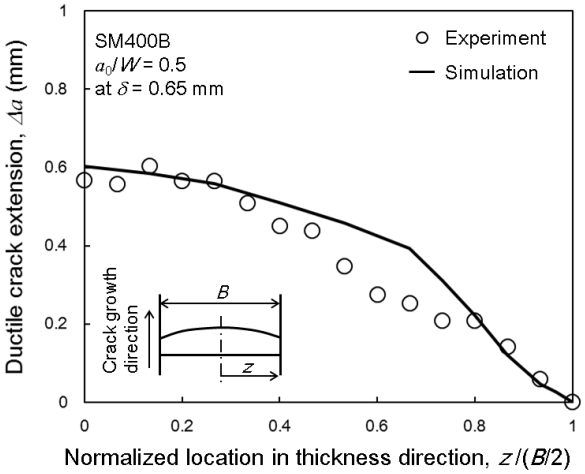



Fig. 5.12 Comparison of ductile crack extension along fatigue pre-crack in specimen thickness direction of four-point bend specimen with a fatigue pre-crack at $\delta$=0.65mm

また，CVN 試験片と四点曲げ試験片に対して，Fig. 5.13 に一例として，それぞれ切欠き底もしくは疲労予亀裂先端から 0.15mm の位置における板厚中央部の$\omega$と$\bar{\varepsilon}_p$の変化の様子を示す。$\omega$はひずみの増加に対して非線形的に蓄積されていくことが示されている。さらに，亀裂部材の応力多軸度$\eta$の変化を確認する目的で, CVN 試験片および四点曲げ試験片について，切欠き底および疲労予亀裂前方における亀裂進展中の$\eta$と$\bar{\varepsilon}_p$(試験片板厚中央部)の履歴を Fig. 5.14 に示す。Fig. 5.14 では，例として 0.30mm の亀裂進展量を想定し，切欠き底もしくは疲労予亀裂先端から 0.30mm の位置における$\eta$と$\bar{\varepsilon}_p$の変化を示した。Fig. 5.14 中の矢印は亀裂進展に伴う変化の方向を示し，初め高い応力多軸度状態で塑性ひずみを受け，亀裂の進展に伴って徐々に応力多軸度が低下しながら塑性ひずみを受けていることが確認できる。特に，疲労予亀裂を有する四点曲げ試験片では亀裂進展中の$\eta$や$\bar{\varepsilon}_p$の変化が大きいことがわかる。また，同じ 0.30mm 亀裂進展するまでに受ける相当塑性ひずみは四点曲げ試験片の方が小さい。同様の傾向は Fig. 5.13 でも確認でき，これは試験片形状の違いによる塑性拘束の効果に起因するもので，高応力多軸度状態となる四点曲げ試験片では限界ひずみが小さいため，少ない$\bar{\varepsilon}_p$で損傷が蓄積していくことが表れているものと考えられる。このように，非線形累積損傷モデルにより塑性拘束の違いによる延性亀裂進展抵抗への影響が考慮できることが確認できた。

一方，切欠き底や鈍化した疲労予亀裂先端からの延性亀裂発生条件に関して，「局所相当

塑性ひずみ一定条件」とミクロボイドの成長・合体に基づく延性損傷発展のどちらかが先に限界値に達した条件で延性亀裂が生じるとするモデルが提案されている[35]~[37]。本章では「局所相当塑性ひずみ一定条件」を考慮していないため，Fig. 5.9 で見られるように延性亀裂発生レベルの予測精度はやや低下する場合があるが，延性亀裂の発生を決定付ける領域が小さいこと[35]を考慮すると，延性亀裂の進展をシミュレートする上では「局所相当塑性ひずみ一定条件」を延性亀裂発生条件として考慮しなくても，5.4 節で示した方法で延性亀裂進展抵抗を再現可能であると考えられる。延性亀裂の発生条件として，「局所相当塑性ひずみ一定条件」をシミュレーションモデルに反映させた場合の R 曲線への影響については Appendix A で確認している。

このように，平滑丸棒引張試験から得られる材料の機械的特性と提案した非線形累積損傷モデルを用いて，機械切欠き材および疲労予亀裂材の延性亀裂進展シミュレーションを精度良く実施可能であることが実証された。第 1 章で述べたように，従来用いられてきた GTN モデルではパラメータフィッティングが必要[30]-[31]であったことや，材料特性として用いる限界ひずみの応力多軸度依存特性を種々の破壊試験から取得する必要[48]-[49]があったことを考慮すると，本章で提案する手法は簡便で，十分な精度を有するものであると言うことができる。

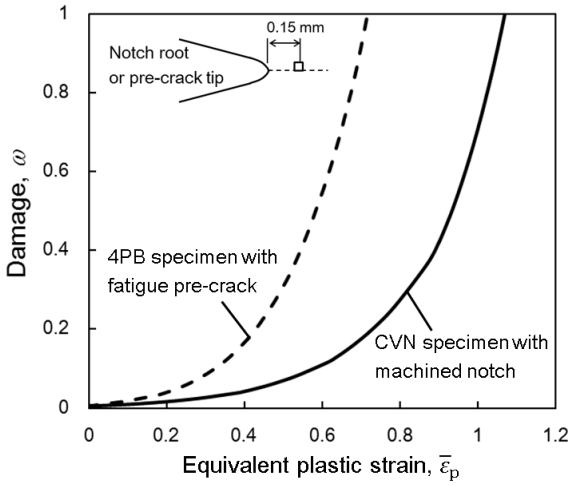
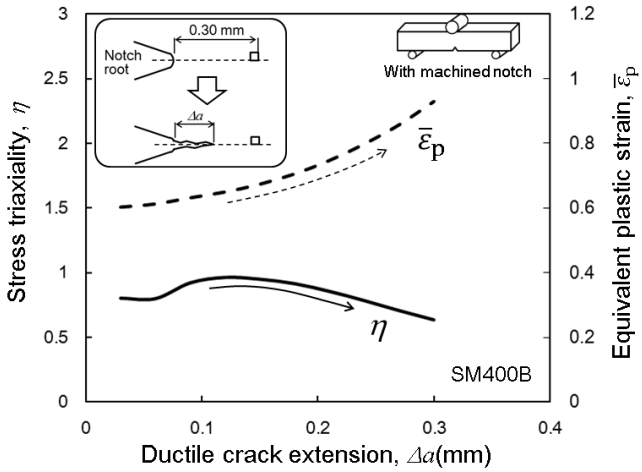
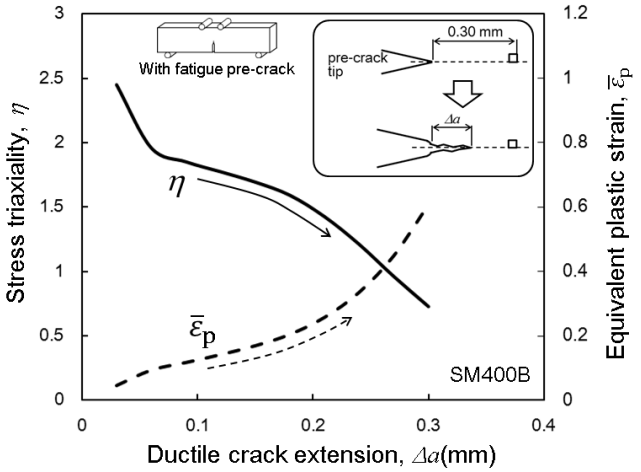



Fig. 5.13 Comparison of relationships between $\omega$ and $\bar{\varepsilon}_p$ in the center of thickness at 0.15mm away from notch root or pre-crack tip in ductile crack growth simulations for CVN specimen with a machined notch and four-point bend specimen with a fatigue pre-crack




(a) CVN specimen with a machined notch




(b) Four-point bend specimen with a fatigue pre-crack

Fig. 5.14 Stress triaxiality and equivalent plastic strain histories during ductile crack growth at 0.30mm away from notch root or pre-crack tip in ductile crack growth simulation of SM400B

## 5.6 結言

本章では，これまで提案してきた延性ダメージモデルや限界ひずみの応力多軸度依存特性の簡易予測式を用いて，負荷中に複雑な応力多軸度の変化を伴う亀裂部材の延性亀裂進展抵抗を，平滑丸棒引張試験から得られる材料の機械的特性のみからシミュレーションによって精度良く予測可能であることを示した。以下に本章で得られた要旨を示す。

(1) SM400B を供試材に用い，平滑丸棒引張試験から得られる材料の機械的特性のみを用いて，非線形累積損傷モデルに必要な一定応力多軸度履歴下における限界相当塑性ひずみ

を予測した。

(2) この限界相当塑性ひずみと非線形累積損傷モデルを組み込んだ延性亀裂進展シミュレーションを実施した。本章では，機械切欠き材および疲労予亀裂材の巨視的変形挙動や延性亀裂進展抵抗曲線(R 曲線)の実験結果との比較を行い，いずれも十分な精度で予測可能であることが確認された。

(3) 本延性亀裂進展シミュレーションにより，塑性拘束の違いに依る延性亀裂進展抵抗への影響も模擬可能であることが示唆された。

# 第 6 章　延性亀裂進展抵抗予測アプローチの適用性検証

## 6.1　緒言

第 5 章では，第 4 章までに提案してきた非線形累積損傷モデルや限界ひずみの応力多軸度依存特性の簡易予測式を用いて，材料の機械的特性のみから複雑な応力多軸度の変化を伴う亀裂部材の延性亀裂進展抵抗を予測するアプローチを提案し，軟鋼を用いてその妥当性を示した。さらに，機械切欠き材および疲労予亀裂材を用いた検証から，提案アプローチにより塑性拘束の効果も考慮できる可能性が示唆された。これにより，材料の平滑丸棒引張試験の結果さえあれば，評価対象とする部材形状における延性亀裂進展抵抗が予測可能になると考えられる。

そこで，本章では，提案する延性亀裂進展抵抗の予測アプローチの適用性拡大を目的とし，塑性拘束の違いに依る延性亀裂進展抵抗への影響の確認として，試験片形状が異なる亀裂部材についてシミュレーションを行い，R 曲線の比較を行う。さらに，機械的性質が異なる他の鉄鋼材料への適用性を確認するために，文献データを用いて提案アプローチによる延性亀裂進展抵抗の予測精度の検証を行う。

## 6.2　試験片形状の違いによる延性亀裂進展抵抗への影響

本節では第 5 章で用いた SM400B の材料特性を用いて，異なる試験片に対する延性亀裂進展シミュレーションを行い，負荷形態および部材寸法の違いに依る延性亀裂進展抵抗への影響を確認する。

### 6.2.1　シミュレーションに用いる試験片と解析方法

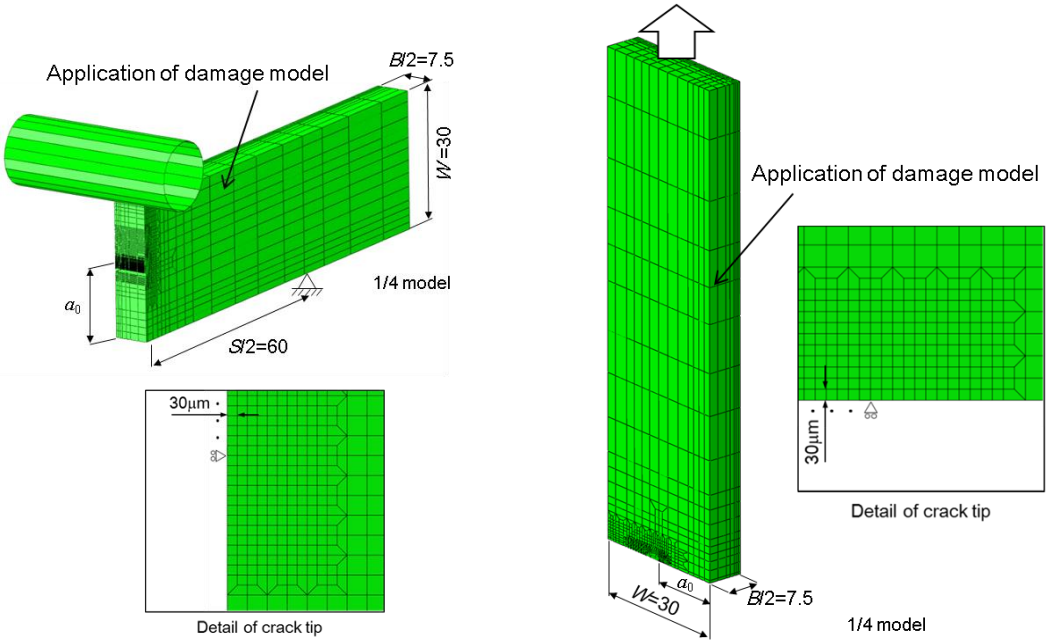
第 5 章の Fig. 5.7 で示した板厚 $B$=30mm，板幅 $W$=60mm，$a_0/W$=0.5($a_0$ は初期亀裂長さ)の深い亀裂を有する四点曲げ試験片(4PB)に加えて，$B$=15mm，$W$=30mm の三点曲げ試験片(3PB)で初期亀裂長さを変えた $a_0/W$=0.5 および $a_0/W$=0.2 の試験片(いずれも支持スパン $S$=120mm)，さらに，$B$=15mm，$W$=30mm，$a_0/W$=0.5 の SENT(Single Edge-Notched Tension)試験片の 4 種類の試験片を用いた。これらの試験片では疲労予亀裂材を想定した。三点曲げ試験片および SENT 試験片の解析モデルを Fig. 6.1 に示す。

解析方法は 5.4 節と同じ方法とし，非線形累積損傷モデルを組み込んだ延性亀裂進展シミ

ュレーションを行った。三点曲げ試験片では治具を模擬した剛体要素を通じて強制変位を与え，SENT 試験片ではモデル上端部に軸方向の強制変位を付与した。延性亀裂進展抵抗を表す R 曲線にて比較検討を行うために，板厚中央部の亀裂進展量$\Delta a_{\max}$を取得した。また，四点曲げ試験片および三点曲げ試験片については, 式(5.1)を用いてCTOD $\delta$ を算出し, SENT 試験片については次式で示す BS 8517[66]の CTOD 算出式を使用した。

$$\delta = \frac{K^2(1-\nu^2)}{2\sigma_{\mathrm{Y}}E} + V_{\mathrm{p1}} - \frac{a_0 + z_1}{z_2 - z_1}\left(V_{\mathrm{p2}} - V_{\mathrm{p1}}\right) \tag{6.1}$$

ここで，$K$ は応力拡大係数，$\sigma_{\mathrm{Y}}$ は降伏応力，$E$ はヤング率，$\nu$ はポアソン比，$V_{\mathrm{p1}}$ および $V_{\mathrm{p2}}$ は亀裂末端変位の塑性成分，$z_1$ および $z_2$ は $V_{\mathrm{p1}}$，$V_{\mathrm{p2}}$ を計測する亀裂末端からの距離である。




(a) Three-point bend specimen　　(b) SENT specimen

Fig. 6.1 Analytical model of three-point bend specimen and SENT specimen with a fatigue pre-crack for simulating ductile crack growth (unit: mm)

6.2.2　延性亀裂進展抵抗の比較

6.2.1 項で述べた 4 種類の試験片に対して延性亀裂進展シミュレーションを実施した。Fig. 6.2 に R 曲線として CTOD と$\Delta a_{max}$の関係を示す。Fig. 6.2 から，$a_0/W$=0.5 の四点曲げ試験片と $a_0/W$=0.5 の三点曲げ試験片の延性亀裂進展抵抗はほぼ等しく，塑性拘束の程度が同レベルであることが伺える。さらに，$a_0/W$=0.2 の三点曲げ試験片，SENT 試験片の順で延性亀裂進展抵抗が大きくなっていくことがわかる。また，次式により R 曲線を近似し，その傾き($\mathrm{d}\delta/\Delta a_{max}$)を算出した。

$$\delta = \delta_{\mathrm{i}} + a(\Delta a_{\mathrm{max}})^b \tag{6.2}$$

ここで，$\delta_{\mathrm{i}}$は延性亀裂発生時の CTOD，$a$ および $b$ は定数である。Fig. 6.3 に $\mathrm{d}\delta/\Delta a_{max}$ と$\Delta a_{max}$の関係を示す。Fig. 6.3 からも試験片形状の違いによる進展抵抗の差が明確に確認でき，$a_0/W$ と負荷形態の違いによる塑性拘束の影響を本シミュレーションにより表現できていることがわかる。

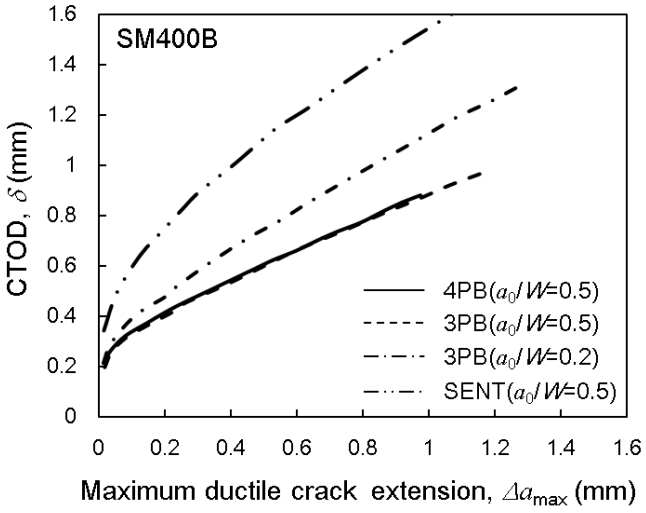



Fig. 6.2 Comparison of CTOD-$\Delta a_{max}$ relationships between different specimens with a fatigue pre-crack

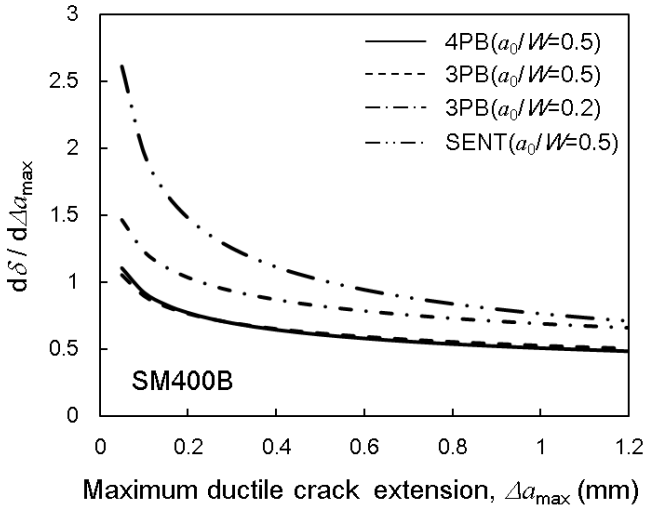



Fig. 6.3 Comparison of $\mathrm{d}\delta/\mathrm{d}\Delta a_{\max}$ between different specimens with a fatigue pre-crack

## 6.3　機械的性質が異なる鉄鋼材料に対する予測アプローチの適用性検証

前節にて，第 5 章で示したシミュレーションモデルにより，延性亀裂進展抵抗に及ぼす塑性拘束の影響を考慮可能であることが確認されたため，提案する延性亀裂進展抵抗の予測アプローチの更なる適用性の検証として，機械的性質が異なる鉄鋼材料の文献データを用いて，提案アプローチにより延性亀裂進展抵抗特性が予測可能であることを示す。評価対象材料として 4.5.2 項で参照した鉄鋼材料の中から，加工硬化特性がほぼ等しく，延性特性が異なる 2 種類のラインパイプ用 X80 相当鋼管(Steel A，Steel B)[35]-[37]と溶接構造用圧延鋼材 SM490YB[40]を用いた。

### 6.3.1　限界ひずみの応力多軸度依存特性の予測

Figure 5.1 の提案アプローチに従い当該材料の限界ひずみの応力多軸度依存特性を予測する。4.5 節で Steel A，Steel B および SM490YB の切欠き付丸棒試験片の限界相当塑性ひずみ $\bar{\varepsilon}_{\mathrm{p,cr,exp}}$は式(4.9)により概ね予測できたことから，これらの鉄鋼材料に対しても，$\bar{\varepsilon}^{\mathrm{s}}_{\mathrm{p,cr}}$，$\varepsilon_{\mathrm{T}}$ および $n$ が限界ひずみの応力多軸度依存特性を支配する材料特性となることを示してきた。そこで，非線形累積損傷モデルで必要な一定応力多軸度履歴下における限界相当塑性ひずみ$\bar{\varepsilon}_{\mathrm{p,cr}}(\eta)$を式(4.15)を用いて予測した。予測に用いた材料の機械的特性は Table 4.5 に示す通りである。予測した各材料の$\bar{\varepsilon}_{\mathrm{p,cr}}(\eta)$を Fig. 6.4 に示す。Steel A と Steel B では延性特性の違

いに依る差が$\bar{\varepsilon}_{\mathrm{p,cr}}(\eta)$に現れて，一様伸び以降の延性特性である$\left(\bar{\varepsilon}^{\mathrm{s}}_{\mathrm{p,cr}}-\varepsilon_{\mathrm{T}}\right)$が大きい Steel B で限界ひずみも大きくなっている。また, $n$ に代表される加工硬化特性の影響も現れており, $n$ が 0.11 でほぼ同じとなる Steel A や Steel B に比べて，SM490YB($n$=0.19)では応力多軸度の違いによる限界ひずみの差は比較的小さい。

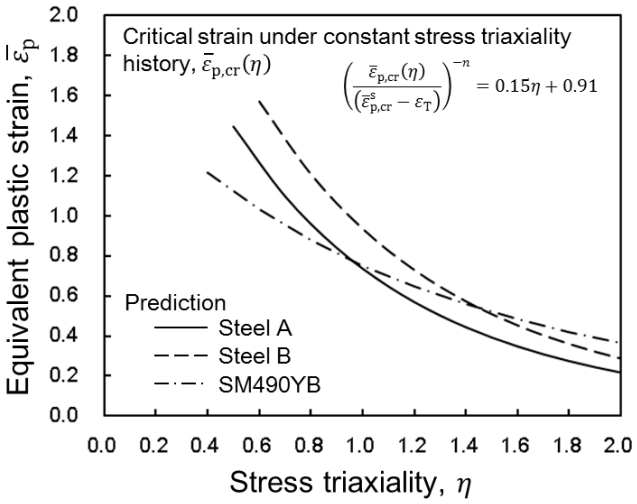



Fig. 6.4 Prediction of critical strain under constant stress triaxiality history for each steel used for nonlinear damage accumulation model

### 6.3.2　延性亀裂進展抵抗予測

6.3.1 項で予測した$\bar{\varepsilon}_{\mathrm{p,cr}}(\eta)$と非線形累積損傷モデルを組み込んだ延性亀裂進展シミュレーションを実施し, 実験結果との比較を行った。Steel A および Steel B については, $a_0/W$=0.5($a_0$ は初期亀裂，$W$ は板幅)の深い疲労予亀裂を有する標準三点曲げ破壊靱性試験片に加え，塑性拘束度の低い $a_0/W$=0.2 の浅い疲労予亀裂を有する三点曲げ試験片の実験結果[35]-[37]を用いた検証を行った(いずれも板厚 $B$=15mm，$W$=30mm，支持スパン $S$=120mm)。SM490YB については, $B$=13mm, $W$=26mm, $a_0/W$=0.5 の標準破壊靱性試験片による三点曲げ試験($S$=104mm)の結果[40]を用いた。R 曲線は CTOD と$\Delta a_{\max}$ の関係で表わし，CTOD 算出式には式(5.1)を用い$\Delta a_{\max}$ は試験片の板厚中央部の延性亀裂進展量とした。Steel A および Steel B の三点曲げ試験片の解析モデルは Fig. 6.1(a)と同じである。また，SM490YB の三点曲げ試験に用いた解析モデルを Fig. 6.5 に示す。解析方法は 5.4 節で述べた方法と同じとし，疲労予亀裂進展の最小要素寸法も 30μm×30μm とした。

まず，Steel A および Steel B の巨視的変形挙動の例として，Fig. 6.6 に $a_0/W$=0.5 試験片の荷重-亀裂末端開口変位曲線($P$-$V_g$ 曲線)の例を示すが，シミュレーション結果は実験結果を概ね再現できていることがわかる。また, Fig. 6.7 に Steel A および Steel B について, $a_0/W$=0.5 と $a_0/W$=0.2 の試験片の R 曲線を比較して示す。材料の違いに着目すると，Fig. 6.4 で見られた限界ひずみの差がシミュレーションにより得た延性亀裂進展抵抗に現れており，実験結果を表現できていることがわかる。また，$a_0/W$=0.2 では，塑性拘束の影響で $a_0/W$=0.5 より延性亀裂進展抵抗が大きくなることもシミュレーションにより再現できており，実験結果と概ね一致する。SM490YB についても同様に，$P$-$V_g$ 曲線を Fig. 6.8，R 曲線を Fig. 6.9 にそれぞれ示すが，シミュレーションにより実験結果を再現可能であることが伺える。

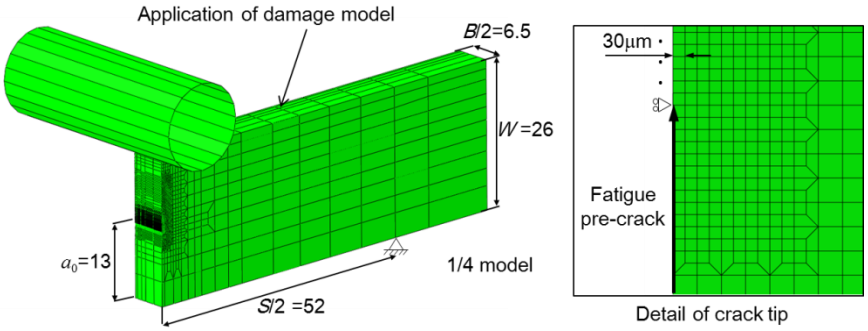
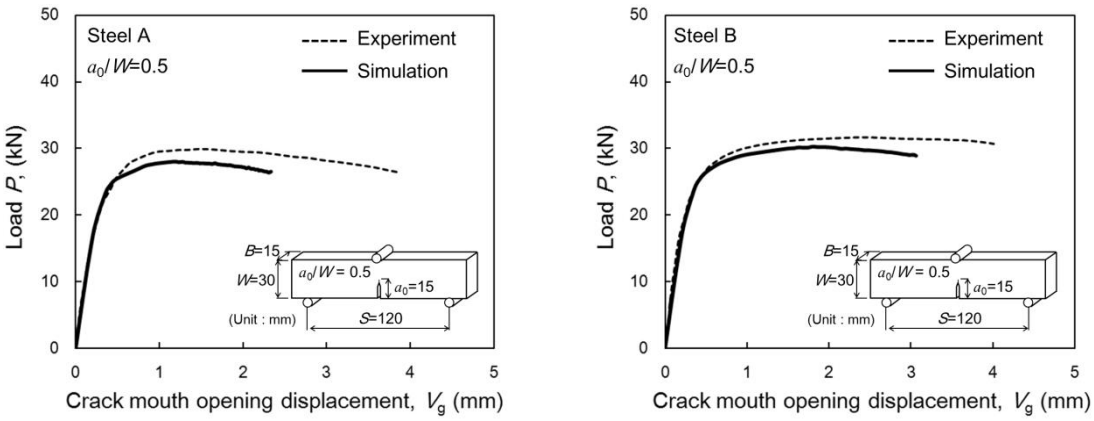



Fig. 6.5 Analytical models of standard three-point bend specimen with a fatigue pre-crack for simulating ductile crack growth of SM490YB (unit : mm)




(a) Steel A　　(b) Steel B

Fig. 6.6 Comparison of experimental $P$-$V_g$ curves with simulated results for steel A and B with a deep fatigue pre-crack ($a_0/W$=0.5)

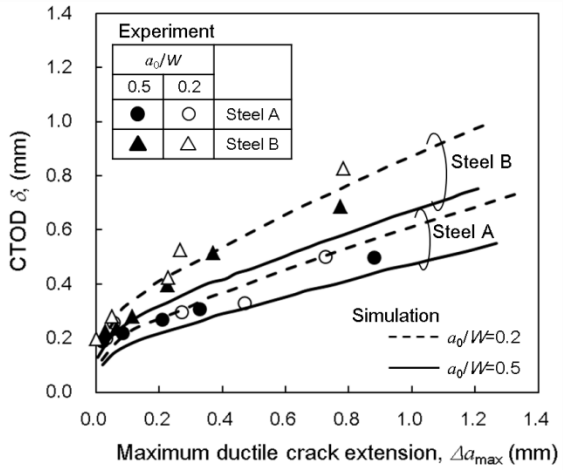



Fig. 6.7 Comparison of experimental R curves with simulated results for steel A and steel B

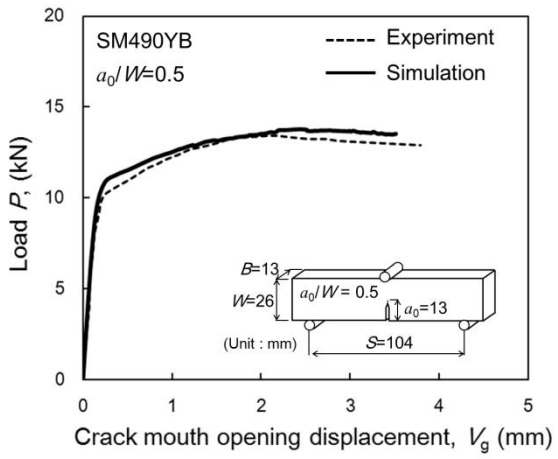



Fig. 6.8 Comparison of experimental $P$-$V_g$ curve with simulated result for SM490YB with a deep fatigue pre-crack ($a_0/W$=0.5)

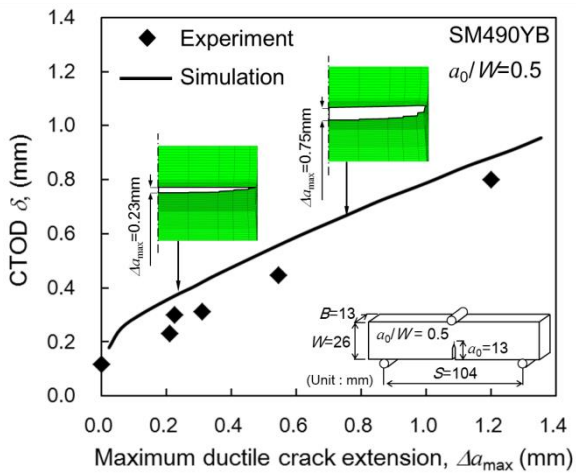



Fig. 6.9 Comparison of experimental R curve with simulated result for SM490YB

以上より，Fig. 5.1 で示した延性亀裂進展抵抗の予測アプローチを用いて，試験片形状の違いによる延性亀裂進展抵抗への影響と本予測アプローチの機械的性質が異なる鉄鋼材料への適用性・汎用性の検証を行った。異なる試験片形状における延性亀裂進展シミュレーションのスタディから，提案アプローチにより塑性拘束の違いを表現可能である結果が得られた。さらに，機械的性質が異なる鉄鋼材料において延性亀裂進展抵抗を概ね予測可能であり，試験片形状の違いによる塑性拘束の影響も再現できることがわかった。これらの結果は平滑丸棒引張試験の結果から得られる材料の機械的特性のみをインプットとしたシミュレーション結果であり，これを考慮すると，提案アプローチにより延性亀裂進展抵抗を簡易的で十分な精度で予測できるものと考えられる。材料の違いによる限界ひずみの応力多軸度依存特性の予測が適切に行われ，部材形状の違いや負荷中の応力多軸度の変化に関連する延性損傷発展が非線形累積損傷モデルで表現できていることに依るものと考えられる。本論文のアプローチを活用することで，例えば，限界ひずみの応力多軸度依存特性に影響を与える材料特性から，延性亀裂進展抵抗を向上させる材料選定・材料開発の一助となることや，老朽化したインフラ設備などの破壊性能・破壊限界を材料の機械的特性のみから評価・予測することが可能になる。

## 6.4　結言

本章では，第 5 章で提案した延性亀裂進展抵抗の予測アプローチの適用性拡大のため，塑性拘束の違いや材料の違いに依る延性亀裂進展抵抗への影響を確認した。すなわち，試験片形状が異なる亀裂部材についてシミュレーションによる比較・検討を行い，文献データを用いて機械的性質が異なる鉄鋼材料に対する提案アプローチの適用性を確認した。以下に本章で得られた要旨を示す。

(1) 延性亀裂進展抵抗に対する亀裂長さ比($a_0/W$)や負荷形態の影響をシミュレーションにより把握し，提案する予測アプローチにより試験片形状の違いによる塑性拘束の影響を表現可能であることがわかった。

(2) 提案アプローチに基づき，X80 相当鋼管と SM400YB の延性亀裂進展シミュレーションを行い実験結果との比較を実施した。その結果，いずれの鉄鋼材料に対しても平滑丸棒引張試験の結果のみから延性亀裂進展抵抗が概ね予測可能であり，試験片形状の違いによる塑性拘束の影響も再現可能である結果が得られた。

(3) これらの結果は，材料の違いによる限界ひずみの応力多軸度依存特性の予測が適切に行

われ，部材形状の違いや負荷中の応力多軸度の変化に関連する延性損傷発展が非線形累積損傷モデルで表現できていることに依るものと考えられる。すなわち，本論文で提案する材料の機械的特性と亀裂進展シミュレーションからなる延性亀裂進展抵抗の予測アプローチの適用性が広く実証できた。

# 第 7 章　結論

本論文では鉄鋼材料を対象とし，亀裂部材の延性亀裂進展抵抗を簡易的かつ精度良く予測する手法を構築することを目的として研究を行った。従来から行われている延性亀裂進展シミュレーションにおける課題を整理し，ボイド成長挙動を反映した現象論的で簡易的な延性ダメージモデルと平滑丸棒引張試験から得られる材料の機械的特性からシミュレーションにより延性亀裂進展抵抗を予測するアプローチを提案した。まず，簡易的で現象論的な延性ダメージモデルとして，Unit cell によるボイド成長解析に基づく非線形累積損傷モデルを提案した。非線形累積損傷モデルでは，材料特性として限界ひずみの応力多軸度依存特性を用いるが，簡便性および汎用性の観点から，この限界ひずみの応力多軸度依存特性を簡易的に予測する手法を検討した。具体的には，限界ひずみの応力多軸度依存特性を支配する材料特性を見出し，平滑丸棒引張試験の結果から得られる材料の機械的特性のみを用いた簡易予測式を提案した。そして，この予測式と提案する非線形累積損傷モデルを FEM 解析に組み込んだ延性亀裂進展シミュレーションにより，亀裂部材の延性亀裂進展抵抗を簡易的かつ精度良く予測する手法の構築を試みた。以下に本研究で得られた結果をまとめる。

亀裂部材の延性亀裂進展抵抗をシミュレートするためには，亀裂先端の応力多軸度履歴に応じたボイド成長挙動が適切に反映されたダメージモデルが必要であり，第 2 章では簡易的で現象論的な延性ダメージモデルを提案した。

(1) Unit cell を用いた系統的な弾塑性 FEM 解析からボイド成長挙動を調査し，ボイドはひずみに対して非線形的に成長すること，また，相当応力の急減点においてボイド体積率は急増することが確認された。初期ボイド体積率が同じである場合，ボイド体積率が急増する限界ボイド体積率は応力多軸度や材料の応力－ひずみ関係に依らず一定となる。

(2) ボイド体積率の急増点を延性亀裂発生限界（ボイドの合体・連結限界）と見なすことで，限界ひずみで無次元化したひずみの増加に対する損傷度の変化特性は，応力多軸度や材料の応力－ひずみ関係に依存しない形で整理できる。この特性を利用して導出される非線形的な損傷の蓄積を表現可能な損傷発展則は，初期ボイド体積率に依存する。

(3) Unit cell によるボイド成長解析から得られる損傷発展則を用いて，材料の延性特性を示す一定応力多軸度履歴下における限界相当塑性ひずみ$\bar{\varepsilon}_{\mathrm{p,cr}}(\eta)$を用いた非線形累積損傷

モデルを提案した。

以上のボイド成長挙動を反映した非線形累積損傷モデルの妥当性検証のため，第 3 章では，機械的性質が異なる 2 種類の鉄鋼材料を対象とし，亀裂部材を想定した応力多軸度の変化履歴のもとで延性損傷限界評価に適用可能であることの検証を行った。

(4) 機械的性質が異なる 2 種類の鉄鋼材料を用い，亀裂部材の応力多軸度の変化を模擬した簡易的な試験として，切欠き付丸棒試験片を用いた切欠き再加工引張試験を実施した。

(5) 切欠き再加工引張試験における延性亀裂発生限界は非線形累積損傷モデルにより精度良く予測可能であることが確認された。

以上より，提案した非線形累積損傷モデルの延性損傷限界評価への適用性が示された。これより，負荷中の相当塑性ひずみと応力多軸度の変化を FEM 解析にて取得し，限界ひずみの応力多軸度依存特性と非線形累積損傷モデルに基づき累積される損傷度を用いて，亀裂部材の延性亀裂進展抵抗の予測が実施可能であることが示唆された。一方，非線形累積損傷モデルに必要な限界ひずみの応力多軸度依存特性は材料により異なるため，評価対象材料に対してその都度, 引張試験および FEM 解析を実施して取得する必要がある。そこで，第 4 章では，限界ひずみの応力多軸度依存特性を支配する材料特性を調査し，これらを用いた限界ひずみの応力多軸度依存特性の簡易予測式を提案した。

(6) 弾塑性 FEM 解析により，負荷中の応力多軸度履歴は，材料のひずみ硬化指数の影響を大きく受けることが確認された。また，Mohr-Coulomb 破壊クライテリアを展開することで，限界ひずみの応力多軸度依存特性に対して，ひずみ硬化指数が新たな評価指標となり得ることが示唆された。

(7) ボイドの成長・合体に起因する延性亀裂の発生限界は，一様伸び以降の材料特性に支配され，一様伸び以降の変形挙動を正確に表現できるひずみ硬化指数 $n$ と一様伸び以降の延性特性(限界相当塑性ひずみ$\bar{\varepsilon}^{\mathrm{s}}_{\mathrm{p,cr}}$と一様伸び$\varepsilon_{\mathrm{T}}$の差)が限界ひずみの応力多軸度依存特性に大きく影響することが見出された。これらの材料の機械的特性を用いて，切欠き付丸棒試験片の限界相当塑性ひずみ$\bar{\varepsilon}_{\mathrm{p,cr,exp}}$を材料に依らず一義的に評価できる。

(8) $\bar{\varepsilon}_{\mathrm{p,cr,exp}}$および FEM 解析から得られる応力多軸度履歴を用いて，非線形累積損傷モデルに必要な一定多軸度履歴下における限界相当塑性ひずみ$\bar{\varepsilon}_{\mathrm{p,cr}}(\eta)$を逆解析的に予測する方法を示した。

(9) さらに，より簡単な$\bar{\varepsilon}_{\mathrm{p,cr}}(\eta)$の予測方法として，平滑丸棒引張試験の結果から得られる材料の機械的特性である $n$，$\bar{\varepsilon}^{\mathrm{s}}_{\mathrm{p,cr}}$および$\varepsilon_{\mathrm{T}}$を用いた$\bar{\varepsilon}_{\mathrm{p,cr}}(\eta)$の簡易予測式を提案した。

以上より，平滑丸棒引張試験から得られる材料の機械的特性のみから，第 2 章で提案した非線形累積損傷モデルに必要な$\bar{\varepsilon}_{\mathrm{p,cr}}(\eta)$を予測することが可能になった。従って，提案する限界ひずみの応力多軸度依存特性の簡易予測式と非線形累積損傷モデルを FEM 解析に組み込むことで，平滑丸棒引張試験の結果のみの情報からシミュレーションにより延性亀裂進展抵抗を予測できるようになる。そこで，第 5 章では，前章までに提案してきた各手法を採用した延性亀裂進展抵抗の予測アプローチを提案し，複雑な応力多軸度の変化を伴う亀裂部材の延性亀裂進展抵抗を，簡易的で十分な精度で予測可能であるか検証した。

(10) 軟鋼を供試材に用い，平滑丸棒引張試験から得られる材料の機械的特性のみを用いて$\bar{\varepsilon}_{\mathrm{p,cr}}(\eta)$を予測し，これを材料特性として非線形累積損傷モデルを組み込んだシミュレーションによる延性亀裂進展抵抗の予測を試みた。ここでは，機械切欠き材および疲労予亀裂材の巨視的変形挙動や延性亀裂進展抵抗曲線(R 曲線)の実験結果との比較を行い，いずれも十分な精度で予測可能であることが確認された。

(11) この延性亀裂進展シミュレーションにより，塑性拘束の違いに依る延性亀裂進展抵抗への影響も模擬可能であることが示唆された。

以上の結果から，提案アプローチにより，平滑丸棒引張試験から得られる材料の機械的特性の情報のみから亀裂部材の延性亀裂進展抵抗を予測可能であることが実証された。そこで，第 6 章では，提案する延性亀裂進展抵抗の予測アプローチの適用性拡大を目的とし，塑性拘束の違いに依る延性亀裂進展抵抗への影響がシミュレート可能であることを，試験片形状が異なる亀裂部材についてシミュレーションによる確認を行った。さらに，文献データを用いて機械的性質が異なる鉄鋼材料に対する提案アプローチの適用性を確認した。

(12) 延性亀裂進展に対する亀裂長さ比($a_0/W$)や負荷形態の影響をシミュレーションにより確認し，提案する予測アプローチにより試験片形状の違いによる塑性拘束の影響を表現可能であることがわかった。

(13) 提案アプローチに基づき，機械的性質が異なる 2 種類の鉄鋼材料に対して延性亀裂進展抵抗の予測を行った。巨視的変形挙動や R 曲線の実験結果との比較を行い，平滑丸棒引張試験から得られる材料の機械的特性のみの情報から，延性亀裂進展抵抗を概ね予測可能であることを確認した。

(14) これらの結果は，材料の違いによる限界ひずみの応力多軸度依存特性の予測が適切に行われ，部材形状の違いや負荷中の応力多軸度の変化に関連する延性損傷発展が非線形累積損傷モデルで表現できていることに依るものと考えられる。

以上のように，本論文では，鉄鋼材料を対象として，ボイド成長挙動を反映した簡易的

かつ現象論的な延性ダメージモデルとして非線形累積損傷モデルを提案し，さらに，材料の機械的特性の情報のみから，簡易的かつ精度良く亀裂部材の延性亀裂進展抵抗を予測する手法を構築した。本アプローチを活用することで，限界ひずみの応力多軸度依存特性に影響を与える材料特性から，延性亀裂進展抵抗を向上させる材料選定・材料開発の一助となることや，老朽化したインフラ設備などの破壊性能・破壊限界を材料の機械的特性のみから評価・予測することが可能になると考えられる。

## Appendix A

## 「局所相当塑性ひずみ一定条件」を考慮した延性亀裂進展シミュレーション

鈍化した予亀裂先端からせん断すべり型で延性亀裂が発生する場合には，切欠き先端の塑性ひずみが限界値に達するとして「局所相当塑性ひずみ一定条件」が提案されている[35]~[37]。そこでまず，第 5 章で用いた SM400B を対象に，「局所相当塑性ひずみ一定条件」を適用した際の延性亀裂進展シミュレーションの結果について確認した。

「局所相当塑性ひずみ一定条件」は，既報[35]~[37]と同様，Fig. 5.2 で示した標準 V ノッチシャルピー試験片を複数用いた静的三点曲げ試験にて取得した。5.3 節で示したように, 種々の荷重線変位 *LLD* レベルで除荷した試験片の断面観察から板厚中央部の延性亀裂長さ$\Delta a_{\max}$と *LLD* の関係を図 Fig. A.1 に示す。「局所相当塑性ひずみ一定条件」を定義する領域を 30μm とし，延性亀裂発生時($\Delta a_{\max}$=30μm)の *LLD* は 3.2mm となる。この *LLD* レベルにおける切欠き先端の相当塑性ひずみを得るために, Fig. 5.6 に示す解析モデルを用いて弾塑性 FEM 解析を実施した。Fig. A.2 に FEM 解析で得られた *LLD* と切欠き先端要素の相当塑性ひずみの関係を示す。これより，SM400B の局所相当塑性ひずみは 1.28 とした。

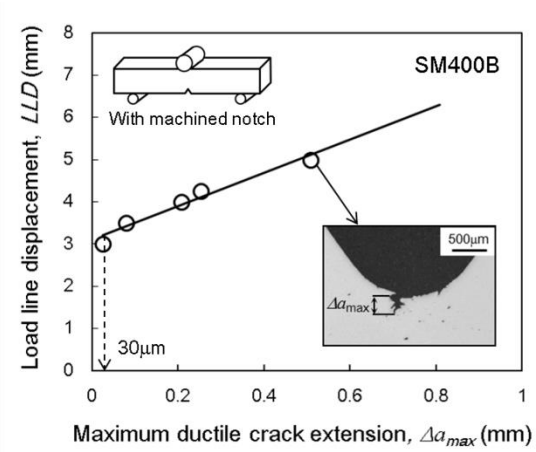



Fig. A.1 Relationship between *LLD* and $\Delta a_{\max}$ for three point bending test of CVN specimen of SM400B

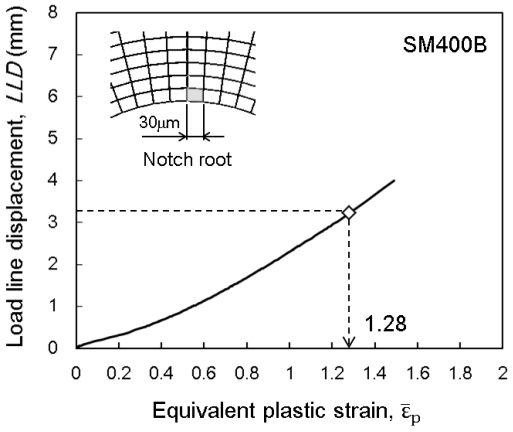
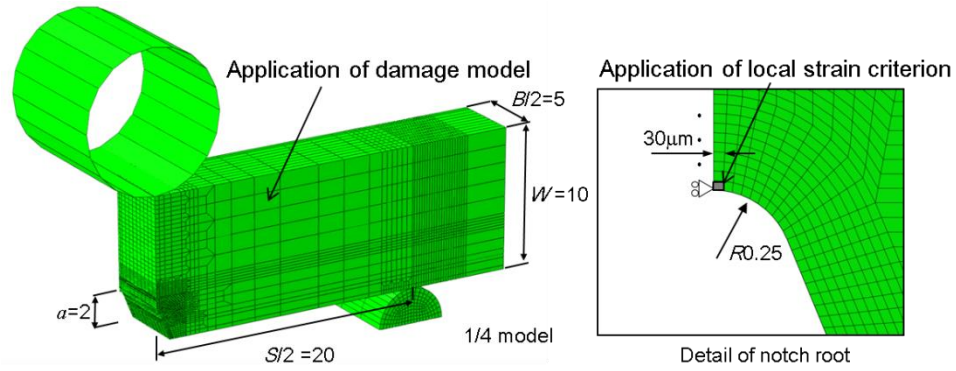
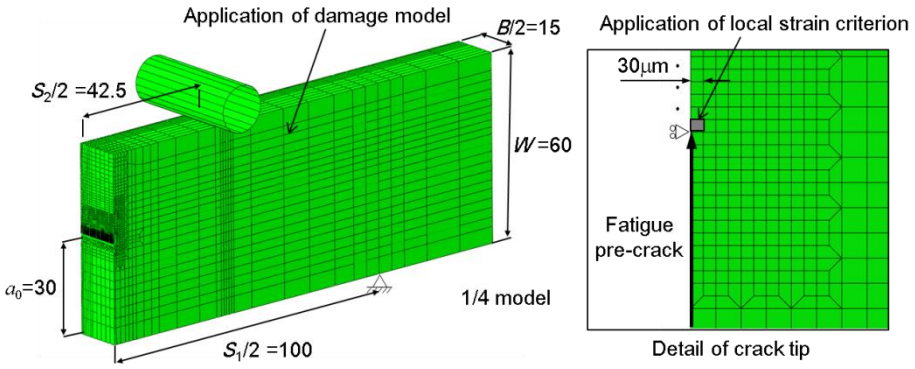



Fig. A.2 Relationship between LLD and $\bar{\varepsilon}_p$ at notch tip obtained by FE-analysis of CVN specimen of SM400B

「局所相当塑性ひずみ一定条件」を考慮した延性亀裂進展シミュレーションは，第 5 章で示した CVN 試験片と四点曲げ試験片について実施した。Fig. A.3 に示すように，切欠き底もしくは疲労予亀裂先端の要素については，「局所相当塑性ひずみ一定条件」を採用し，相当塑性ひずみ$\bar{\varepsilon}_p$が 1.28 に達した時点で要素を削除し，それ以外の要素については，非線形累積損傷モデルに基づき要素削除により亀裂進展を模擬した。




(a) Static three-point bending test using CVN specimen with a machined notch

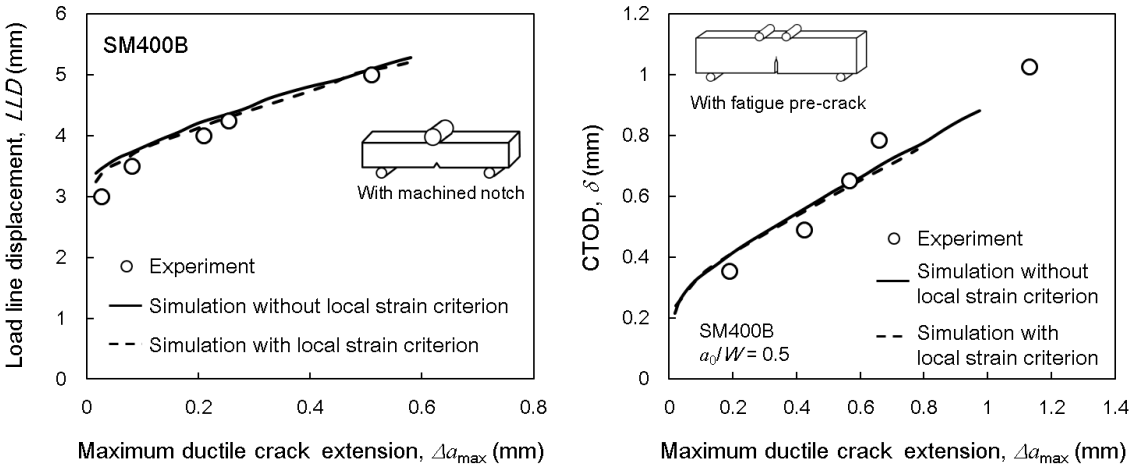



(b) Four-point bending test using specimen with a fatigue pre-crack

Fig. A.3 Analytical model with local strain criterion and nonlinear damage accumulation model for simulating ductile crack growth (unit: mm)

Figure A.4(a)および(b)に，R 曲線として，CVN 試験片を用いた静的三点曲げ試験片については *LLD* と$\Delta a_{max}$の関係を，四点曲げ試験片については CTOD と$\Delta a_{max}$の関係をそれぞれ実験結果と比較して示す。それぞれ，延性亀裂の発生限界に「局所相当塑性ひずみ一定条件」を考慮していない Fig. 5.9 および Fig. 5.11 のシミュレーション結果も実線で示してある。静的三点曲げ試験片に関しては，亀裂発生の予測精度が改善されている一方で，その後の延

性亀裂進展抵抗にはほとんど影響しないことが確認できる。四点曲げ試験片についても同様の結果が得られており，5.5.4 項で述べたように，延性亀裂の進展をシミュレートする上では「局所相当塑性ひずみ一定条件」を延性亀裂発生条件として考慮しなくても延性亀裂進展抵抗を再現可能であることがわかる。




(a) Static three-point bending test using CVN specimen with a machined notch

(b) Four-point bending test using specimen with a fatigue pre-crack

Fig. A.4 Comparison of experimental R curve with simulated results with and without local strain criterion

また，6.3 節で示したラインパイプ用 X80 相当鋼管(Steel A，Steel B)と溶接構造用圧延鋼材 SM490YB の延性亀裂進展シミュレーションについても,「局所相当塑性ひずみ一定条件」を延性亀裂の発生限界に考慮した場合の結果を実験結果と比較して, Fig. A.5 および Fig. A.6 にそれぞれ示す。なお，それぞれの材料の延性亀裂発生時の局所相当塑性ひずみは Steel A および Steel B でいずれも 1.60[35]-[37]，SM490YB で 1.15[40]とした。Steel A および Steel B について,「局所相当塑性ひずみ一定条件」を考慮していない Fig. 6.7 の結果と比較すると，延性亀裂発生限界の予測精度が上がる一方で，やはり延性亀裂進展抵抗への影響はほとんどないことがわかる。また，SM490YB についても，Fig. 6.9 との比較から同様の傾向を示しており，前述の SM400YB と同様の結果が得られる。

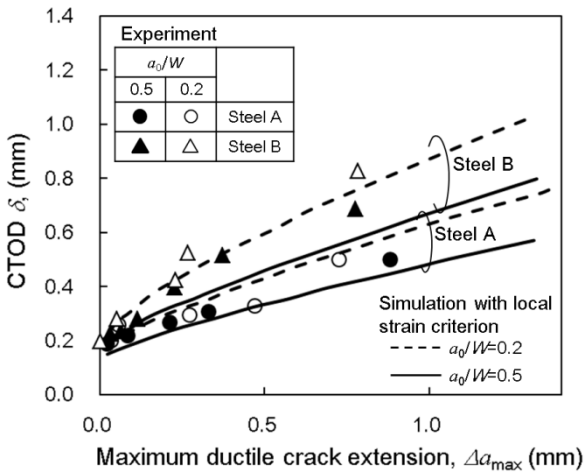



Fig. A.5 Comparison of experimental R curves with simulated results with local strain criterion for steel A and steel B

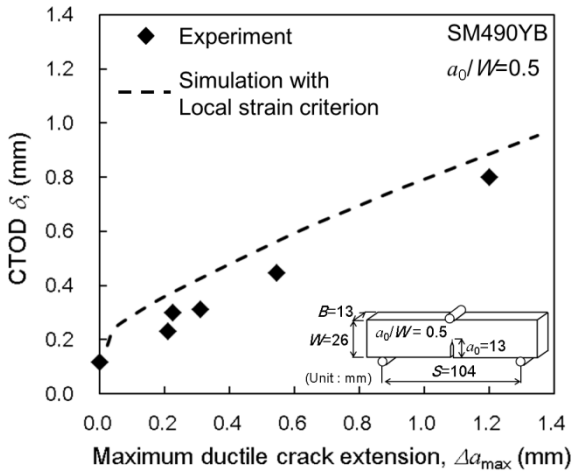



Fig. A.6 Comparison of experimental R curves with simulated results with local strain criterion for SM490YB

# 参考文献

[1]　小林英男:　破壊事故―失敗知識の活用―, 共立出版株式会社 (2007).

[2]　桑村仁, 伊山潤:　シャルピー衝撃試験片と実大破壊部材の破面相関, 日本建築学会構造系論文集, No. 508 (1998), pp. 127-133.

[3]　B. S. Jeremiah Thomas Hammer:　Plastic deformation and ductile fracture Ti-6Al-4V under various loading conditions, The Ohio State University (2012).

[4]　M. Giglio, A. Manes, F. Vigano:　Numerical simulation of the slant fracture of a helicopter's rotor hub with ductile damage failure criteria, Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures, Vol. 35 (2011), pp. 317-327.

[5]　M. Giglio, A. Manes, F. Vigano:　Ductile fracture locus of Ti-6Al-4V titanium alloy, International Journal of Mechanical Sciences, Vol. 54 (2012), pp. 121-135.

[6]　N. Allahverdizadeh, A. Gilioli, A. Manes, M. Giglio:　An experimental and numerical study for the damage characterization of a Ti-6Al-4V titanium alloy, International Journal of Mechanical Sciences, Vol. 93 (2015), pp. 32-47.

[7]　一般社団法人 日本溶接協会:　溶接継手のぜい性破壊発生及び疲労亀裂進展に対する欠陥の評価方法, WES 2805:2011.

[8]　一般社団法人 日本溶接協会:　動的繰返し大変形を受ける溶接鋼構造物のぜい性破壊性能評価方法, WES 2808:2017.

[9]　A. A. Benzerga, J. B. Leblond:　Ductile fracture by void growth to coalescence, Advances in Applied Mechanics, Vol. 44 (2010), pp. 169-305.

[10]　J. R. Rice, D. M. Tracy:　On the ductile enlargement of voids in triaxial stress fields, Journal of the Mechanics and Physics of Solids, Vol. 17 (1969), pp. 201-217.

[11]　F. M. Beremin:　Study of Fracture Criteria for Ductile Rupture of A508 Steel, Advances in Fracture Research, Proceedings of the 5th International Conference on Fracture, (1981), pp. 809-816.

[12]　A. C. Mackenzie, J. W. Hancock, D. K. Brown:　On the influence of state of stress on ductile failure initiation in high strength steels, Engineering Fracture Mechanics, Vol.9 (1977), pp. 167–188.

[13]　G. R. Johnson, W. H. Cook:　Fracture characteristics of three metals subjected to various strains, strain rates, temperatures and pressures, Engineering Fracture Mechanics, Vol.21, No. 1 (1985), pp. 31–48.

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

[15] 小野徹郎, 佐藤篤司, 横川貴之, 相川直子: 構造用鋼材の延性亀裂発生条件, 日本建築学会構造系論文集, No.565 (2003), pp.127–134.

[16] K. Enami: The effects of compressive and tensile prestrain on ductile fracture initiation in steels, Engineering Fracture Mechanics, Vol.72 (2005), pp. 1089–1105.

[17] 大畑充: 延性破壊, 溶接学会誌, Vol. 83, No. 7 (2014), pp. 532-539.

[18] ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Section VIII, Division 2, (2015).

[19] Y. Bao, T. Wierzbicki: On fracture locus in the equivalent strain and stress triaxiality space, International Journal of Mechanical Science, No. 46 (2004), pp. 81–98.

[20] T. Wierzbicki, Y. Bao, Y. Lee, Y. Bai: Calibration and evaluation of seven fracture models, International Journal of Mechanical Sciences, No. 47 (2005), pp. 719–743.

[21] X. Teng, T. Wierzbicki, S. Hiermaier, I. Rohr: Numerical prediction of fracture in the Taylor test, International Journal of Solids and Structures, No. 42 (2005), pp. 2929–2948.

[22] I. Barsoum, J. Faleskog: Rupture mechanisms in combined tension and shear - Experiments, International Journal of Solids and Structures, No. 44 (2007), pp. 1768–1786.

[23] Y. Bai, T. Wierzbicki: A new model of metal plasticity and fracture with pressure and Lode dependence, International Journal of Plasticity, No. 24 (2008), pp. 1071–1096.

[24] Y. Bai, T. Wierzbicki: Application of extended Mohr-Coulomb criterion to ductile fracture, International Journal of Fracture, Vol. 161 (2010), pp. 1–20.

[25] 廣田佳, 多谷大輔, 庄司博人, 大畑充, 今井康人, 坂上貴士: マルチモード延性き裂進展挙動予測のための延性損傷数理モデル, 溶接構造シンポジウム 2017 講演講演論文集, (2017), pp. 465–472.

[26] A. L. Gurson: Continuum Theory of Ductile Rupture by Void Nucleation and Growth: Part I – Yield Criteria and Flow Rules for Porous Ductile Media, Journal of Engineering Materials and Technology, Vol. 99 (1977), pp. 2-15.

[27] V. Tvergaard: Influence of voids on shear and instabilities under plane strain conditions, International Journal of Fracture, Vol. 17 (1981), pp. 389-407.

[28] V. Tvergaard: On localization in ductile materials containing spherical voids, International Journal of Fracture, Vol. 18 (1982), pp. 237-252.

[29] V. Tvergaard, A. Needleman: Analysis of the cup-cone fracture in a round tensile bar, Acta

Metallurgica, Vol. 32 (1984), pp. 157-169.

[30] C. F. Shih, L. Xia: Modeling Crack Growth Resistance Using Computational Cells with Microstructurally-Based Length Scales, Constraint Effects in Fracture Theory and Application, Vol. 2, ASTM STP 1244, American Society for Tesing and Materials, (1995), pp. 163-190.

[31] L. Xia, C. F. Shih: Ductile Crack Growth – I. A Numerical Study Using Computational Cells with Microstructurally-Cased Length Scales, Journal of the Mechanics and Physics of Solids, Vol. 43 (1995), pp. 233-259.

[32] L. Xia, C. F. Shih, J. W. Hutchinson: A Computational Approach to Ductile Crack Growth under Large Scale Yielding Conditions, Journal of the Mechanics and Physics of Solids, Vol. 43 (1995), pp. 389-413.

[33] 安田修, 広野正彦, 横田昌樹, 大畑充, 豊田政男: 大変形繰返し荷重下での構造用鋼の延性き裂発生限界の基礎的研究, 鉄構造年次大会論文報告集, Vol. 8 (2000), pp. 425-432.

[34] 大畑充, 横田昌樹, 広野正彦, 豊田政男: 繰返し荷重下での構造用鋼の延性き裂発生クライテリオン ー大変形繰返し荷重下での溶接鋼構造部材の延性き裂発生限界評価(第 1 報)ー, 溶接学会論文集, Vol. 21, No. 4 (2003), pp. 592-602.

[35] 大畑充, 深堀拓也, 南二三吉: 損傷挙動観察に基づく延性亀裂発生・進展特性を支配する鋼材機械的性質の解明 ー延性亀裂進展シミュレーション手法の構築ー, 鉄と鋼, Vol. 94, No. 2 (2008), pp. 57-65.

[36] 深堀拓也, 大畑充, 南二三吉, 萱森陽一, 井上健裕: 延性亀裂発生･進展抵抗の材料依存性評価のための数理損傷モデルの提案 ー延性亀裂進展シミュレーション手法の構築ー, 鉄と鋼, Vol. 94 (2008), pp. 222-230.

[37] M. Ohata, T. Fukahori, F. Minami: Damage Model for Predicting the Effect of Steel Properties on Ductile Crack Growth Resistance, International Journal of Damage Mechanics, Vol. 19 (2010), pp. 441-459.

[38] 大畑充, 山口亮, 南二三吉, 崎本隆洋, 伊木聡: 周方向表面欠陥を有する高圧パイプのリーク限界シミュレーション, 圧力技術, Vol. 49 (2011), pp. 148-156.

[39] 庄司博人, 大畑充, 南二三吉: 延性き裂進展抵抗を支配する材料延性に及ぼす不均質組織特性の影響予測, 鉄と鋼, Vol. 100 (2014), pp. 666-675.

[40] 庄司博人: ローカルアプローチによる二相鋼の延性損傷評価手法の構築, 大阪大学博士学位論文, (2016).

[41] S. L. Semiatin, R. L. Goetz, E. B. Shell, V. Seetharaman, A. K. Ghosh: Cavitation and failure during hot forging of Ti-6Al-4V, Metallurgical and Materials Transactions A, Vol. 30, No. 5 (1990), pp. 1411-1424.

[42] M. Nakasaki, I. Takasu, H. Utsunomiya: Application of hydrostatic integration parameter for free-forging and rolling, Journal of Materials Processing Technology, Vol. 177 (2006), pp. 521-524.

[43] S. E. Clift, P. Hartley, C. E. N. Sturgess, G. W. Rowe: Fracture prediction in plastic deformation process, International Journal of Mechanical Sciences, Vol. 32, No. 1 (1990), pp. 1-17.

[44] M. G. Cockcroft, D. J. Latham: Ductility and the Workability of Metals, Journal of the Institute of Metals, Vol. 96 (1968), pp. 33-39.

[45] P. Brozzo, B. Deluca, R. Rendina: A new method for the prediction of formability limits in metal sheets, Proceedings of the Seventh Biennial Conference of the International Deep Drawing Research Group, (1972).

[46] T. Ayada, T. Higashino, K. Mori: Central Bursting in Extrusion of Inhomogeneous Materials, Proceeding of 1st ICTP, Advanced Technology of Plasticity, Vol. 1 (1984), pp. 553-558.

[47] F. A. McClintock: A criterion for ductile fracture by the growth of holes, ASME Journal of Applied Mechanics, Vol. 35 (1968), pp. 363-371.

[48] C. S. Oh, N. H. Kim, Y. J. Kim, J. H. Baek, Y. P. Kim, W. S. Kim: A Finite Element Ductile Failure Simulation Method Using Stress-modified Fracture Strain Model, Engineering Fracture Mechanics, Vol. 78 (2011), pp. 124-137.

[49] J. S. Kim, N. O. Larrosa, A. J. Horn, Y. J. Kim, R. A. Ainsworth: Notch Bluntness Effects on Fracture Toughness of a Modified S690 Steel at 150 $^{o}$C, Engineering Fracture Mechanics, Vol. 188 (2018), pp. 250-267.

[50] 山田剛久, 大畑充: 延性亀裂発生限界特性に及ぼす材料特性の影響に関する研究, 溶接学会論文集, Vol. 36, No. 4 (2018), pp. 285-292.

[51] J. Koplic, A. Needleman: Void Growth and Coalescence in Porous Plastic Solids, International Journal of Solids and Structures, Vol. 24, No. 8 (1988), pp. 835-853.

[52] W. Brocks, D. Z. Sun, A. Honig: Verification of the Transferability of Micromechanical Parameters by Cell Model Calculation with Visco-plastic Materials, International Journal of Plasticity, Vol. 11, No. 8 (1995), pp. 971-989.

[53] M. Kuna, D. Z. Sun: Three-dimensional Cell Model Analyses of Void Growth in Ductile

Materials, International Journal of Fracture, Vol. 81 (1996), pp. 235-258.

[54] M. Kristoffersen, T. Borvik, O. S. Hopperstad: Using Unit Cell Simulations to Investigate Fracture due to Compression-tension Loading, Engineering Fracture Mechanics, Vol. 162 (2016), pp. 269-289.

[55] ABAQUS/Standard User's Manual, Version 6.12. Dassault Systems Incorporation.

[56] S. M. Keralavarna, S. Hoelscher, A. A. Benzerga: Void growth and coalescence in anisotropic plastic solids, International Journal of Solids and Structures, Vol. 48 (2011), pp. 1696-1710.

[57] B. Marini, F. Mudry and A. Pineau: Ductile Rupture of A508 Steel under Nonradial Loading, Engineering Fracture Mechanics, Vol. 22, No. 3 (1985), pp. 375-386.

[58] W. M. Garrison Jr., N.R.Moody: Ductile Fracture, Journal of Physics and Chemistry of Solids, Vol. 48, No. 11 (1987), pp. 1035-1074.

[59] J. Besson and A. Pineau: Numerical Simulation of Ductile Rupture: Analysis of Experimental Scatter and Size Effect, Recent Advances in Fracture, (1997), pp. 125-136.

[60] A. G. Franklin: Comparison between a Quantitative Microscope and Chemical Methods for Assessment of Non-metallic Inclusions, Journal of the Iron and Steel Institute, (1969), pp. 181-186.

[61] P. F. Thomason: A Theory for Ductile Fracture by Internal Necking of Cavities, Journal of the Institute of Metals, Vol. 96 (1968), pp. 360-365.

[62] M. Ohata and M. Toyoda: Damage concept for evaluating ductile cracking of steel structure subjected to large-scale cycling straining, Science and Technology of Advanced Materials, Vol. 5 (2004), pp. 241-249.

[63] 川畑友弥, 有持和茂, 大畑充, 望月正人, 豊田政男,: 780MPa 級高張力鋼における正負工番予歪付与時の有効損傷量の検討ー予歪付与後の 780MPa 級高張力鋼の破壊安全性に関する研究（第 3 報）ー, 溶接学会論文集, Vol. 22, No. 4 (2004), pp. 515-523.

[64] ISO 12135-2016: Metallic materials - Unified method of test for the determination of quasistatic fracture toughness, (2016).

[65] 大畑充, 南二三吉, 藤田周亮, 橋本昌明, 豊田政男: 繰返し荷重下における構造用鋼の延性き裂進展特性 ー大変形繰返し負荷を受ける鋼構造部材の脆性破壊限界評価に関する研究(第 1 報), 日本造船学会論文集, No. 188 (2000), pp. 679-689.

[66] BS 8571-2014: Method of test for determination of fracture toughness in metallic materials using single edge notched tension (SENT) specimens, BSI Standards Publication, (2014).

## 本研究に関する業績一覧

研究論文

1) 山田剛久, 大畑充: 延性亀裂発生限界特性に及ぼす材料特性の影響に関する研究, 溶接学会論文集, Vol. 36, No. 4 (2018), pp. 285-292.

2) 山田剛久, 大畑充: Unit cell によるボイド成長解析に基づく延性ダメージモデル, 溶接学会論文集, Vol. 37, No. 1 (2019), pp. 59-67.

3) 山田剛久, 大畑充: ボイド成長解析に基づくダメージモデルの延性亀裂進展シミュレーションへの適用, 溶接学会論文集, Vol. 37, No. 3 (2019), pp. 115-124.

国際会議（査読付き）

1) Takehisa Yamada, Mitsuru Ohata: Proposal of ductile damage model based on unit cell analysis for prediction of ductile crack growth resistance of cracked component, Proceedings of the ASME 2019, Pressure Vessels & Piping Conference, PVP2019, July 14-19, 2019, San Antonio, TX, USA, PVP2019-93098.

国内会議（査読無し）

1) 山田剛久, 大畑充: 延性亀裂発生限界特性の材料依存性予測手法に関する研究, 溶接構造シンポジウム 2017 講演論文集, (2017), pp. 497-504.

2) 山田剛久, 大畑充: Unit cell 解析によるボイド成長挙動を考慮したダメージモデルの提案, 平成 30 年度溶接学会秋季全国大会, 第 103 集, (2018), pp. 258-259.

3) 山田剛久, 大畑充: 材料の基礎特性を用いた延性亀裂進展抵抗予測, 2019 年度溶接学会秋季全国大会, 第 105 集, (2019), pp. 402-403.

4) 山田剛久, 大畑充: 材料の機械的特性からの延性亀裂進展抵抗予測手法, 溶接構造シンポジウム 2019 講演論文集, (2019), pp. 163-170.

受賞歴

1) 山田剛久, 大畑充: 溶接学会論文奨励賞, 溶接学会, 2019 年 4 月.

## 謝辞

本研究は，大阪大学工学研究科　マテリアル生産科学専攻　大畑充　教授のご懇切なご指導の下で遂行されたものです。大畑充教授には，本研究の計画，実施手順，結果の検討および考察の方針など，研究全般にわたって終始絶え間ないご指導とご鞭撻をいただきました。ここに心より感謝申し上げます。

大阪大学工学研究科　マテリアル生産科学専攻　望月正人教授，大阪大学工学研究科マテリアル生産科学専攻　宇都宮裕教授，大阪大学　接合科学研究所　三上欣希准教授には，副査をお引き受けいただき，本論文を完成させるにあたって貴重な御意見と御討論を頂きました。厚く御礼申し上げます。

本研究の内容は，株式会社 IHI　技術開発本部　技術基盤センターにおける研究活動に基づいており，諸先輩，同僚の皆様と議論させていただく中で，貴重な御教示と御指導および励ましの御言葉を承りました。深く御礼申し上げます。

本研究は以上の方々をはじめ，多くの方々からの御支援を得ることにより成されたものであり，ここに厚く御礼申し上げます。

最後に，本研究の完成には，両親および妻　順子，長女　遥夏，次女　優実の陰なる多くの支えがあったことを付記いたします。