

鋼材の延性き裂発生の限界ひずみに関する基礎的研究

葛 漢彬¹・川人 麻紀夫²・大橋 正稔³

¹正会員 工博 名古屋大学大学院助教授 工学研究科社会基盤工学専攻 (〒464-8603 名古屋市千種区不老町)

²修士 (工学) 東日本旅客鉄道株式会社千葉土木技術センター (〒260-0031 千葉市中央区新千葉1-3-24)

³学生員 名古屋大学大学院博士課程前期課程 工学研究科社会基盤工学専攻 (〒464-8603 名古屋市千種区不老町)

本研究は脆性破壊の第一段階に相当する延性き裂に着目し、延性き裂発生のメカニズムを解析的に検討する。延性き裂は大ひずみ領域で起こるため、この領域における断面欠損による耐力低下などの問題が生じる。そこで、本研究ではこの断面欠損を反映できる Gurson's Micro-Void モデルを適用し、また降伏棚のあるひずみ硬化則とべき乗硬化則を組み合わせた構成則を用いて解析を行った。そして、得られた解析結果と既往の実験データを比較し、延性き裂発生の判定条件を定めた。さらに、パラメトリック解析を行い、この判定条件により延性き裂発生条件式を提案した。また、延性き裂が生じる時の局所ひずみと全体ひずみの相関を示し、ファイバーモデルを用いる耐震解析 (Pushover 解析) でも扱える延性き裂発生の限界ひずみを算出した。

Key Words : ductile crack initiation condition, structural steel, brittle fracture, micro-void model, local strain.

1. 緒言

1995 年 1 月に発生した兵庫県南部地震により被害を受けた鋼製橋脚の一部には、隅角部や基部等のひずみ集中部で、極低サイクル疲労により生じたと思われる脆性き裂が発見された¹⁾⁴⁾ (図 - 1)。このような損傷は国内では過去に例がなく、現在の設計指針においては、これに関する明確な規定がない。しかし、同地震を契機に耐震設計上、脆性破壊に関する照査も考慮する必要があることを認識させられた。

日本の土木鋼構造物は比較的薄肉断面である場合が多い。そのため、土木分野で行われてきた耐震性能に関する研究は主に薄肉構造の局部座屈に対するものが多く、脆性

破壊に対してはそれほど多くないのが現状である⁴⁾。しかも、そのなかで設計法・照査法の開発を目的としたものがなく、脆性破壊の防止に着目して材料面から破壊靱性の高い鋼材の開発、き裂発生の再現およびひずみ集中を分散させる構造形式の提案がほとんどである。例えば、鋼材レベルにおいては、西村ら⁵⁾が、各種構造用鋼材に対し、丸棒を用いた低サイクル疲労試験を行い、Manson-Coffin 則の成立を確認し、Manson-Coffin 則における各種係数を提案している。比較的最近の研究では、休場ら⁶⁾が、構成則の確立を目指し、SM490B と SM570Q に対し丸棒を用いた低サイクル疲労試験を行い、鋼材によって低サイクル疲労特性に違いが存在することを明らかにしている。また、大倉ら⁷⁾は、繰り返し载荷による破壊靱性低下に着目した研究を行い、シャルピーの吸収エネルギーと繰り返し塑性ひずみの相互関係を調べている。一方、構造物の隅角部や基部を対象にした研究では、坂野ら⁸⁾¹²⁾、三木ら¹³⁾、¹⁴⁾が鋼製橋脚の隅角部および基部をモデル化した模型試験体を用いた極低サイクル疲労実験を行い、脆性き裂の発生を再現している。特に、隅角部、基部ともにき裂発生位置の局所的な塑性ひずみ範囲とき裂発生寿命の関係に対しては Manson-Coffin 則が適用できることが明らかにされている¹²⁾。その一方、ひずみ集中を分散させる構造形式の提案に関する研究もある¹⁵⁾。最近になって、低サイクル疲労のメカニズムを解明するために画像処理による試験システム



図 - 1 脆性き裂発生例

が開発されている¹⁶⁾。

構造物に過大な繰返し荷重が作用すると、隅角部や基部といった形状の不連続部にひずみが集中する。このひずみが増大し、材料の持つ延性限界を超えることで延性き裂が発生する。さらなる繰返し荷重を与えると延性き裂から、脆性き裂へと転化する。そして最終的に脆性破壊に至る。本研究では、き裂が不安定成長する前の安定成長の段階を限界状態として設定する、すなわち脆性破壊の元となる比較的小さいき裂に対してその発生を防止するというのが設計上の基本的な考え方¹⁷⁾であることから、脆性破壊の第一段階としての延性き裂発生に着目する。

延性き裂発生条件式の提案は建築分野において過去にいくつか行われている。例えば、桑村ら^{18)・21)}は、延性き裂発生について一連の研究を行っており、実験と数値解析を併用して鋼材内部の応力、ひずみ性状を明らかにし、延性き裂発生条件式を提案している。同様に小野ら²²⁾も、切欠きを持つ丸棒による引張試験とその解析を行い、延性き裂発生条件式を提案している。しかし、いずれも大ひずみ領域で材料の断面欠損を考えない理想的な鋼材モデルで解析を行っており、延性き裂発生条件式が相当塑性ひずみで表されているため、耐震設計へ簡易に応用できる形にはなっていない。

一方、鋼構造物の延性き裂が発生するまでの全領域の挙動を解析的に予測する手法として、ボイドの成長を考慮した損傷理論に基づくFEM解析が試みられている²³⁾。ボイドの成長を考慮することで大ひずみ領域での荷重低下などより現実に近い材料特性で解析を行うことができる。しかし、き裂の発生を定量的に評価するまでに至っていない。

そこで、本研究では文献²³⁾と同様に、大ひずみ領域での断面欠損を表現するためにボイドの成長を考慮した解析を行う。これにより、延性き裂発生条件式も精度のよいものが提案できると考えられる。具体的には、このボイドの成長を考慮した解析を行い、その結果と小野ら²²⁾の行った実験データを比較することで延性き裂の発生を判定する基準を定める。そして、パラメトリック解析を行い、判定基準にしたがって延性き裂発生条件式を導く。さらに、切欠きから離れた点での軸ひずみをグローバルひずみとして考え、それと相当塑性ひずみとの相関関係を見出すことで延性き裂発生時のグローバルひずみの限界値を求めている。

2. 解析概要

2.1 応力3軸度、相当塑性ひずみ

既往の研究より、応力3軸度と相当塑性ひずみが延性き裂発生予測に有効なパラメータであることがわかって^{18)・22)}いる。そこで、本研究においても応力3軸度と相当

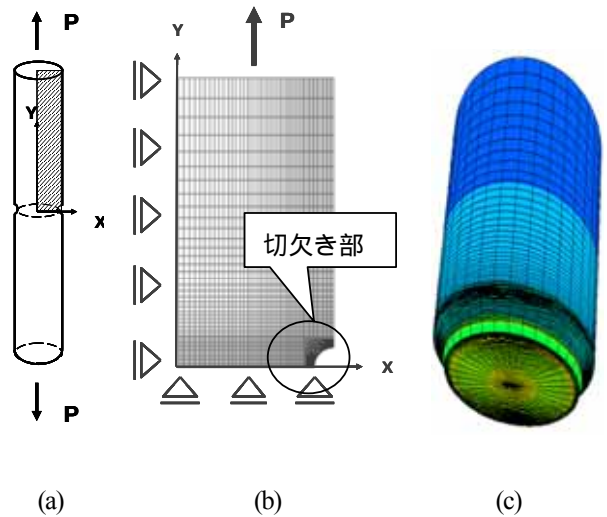


図-2 解析モデル(軸対称要素)

塑性ひずみを用い延性き裂発生条件式の提案を試みる。ここで、応力3軸度 τ は多軸拘束の程度を表す指標として式(1)で与えられる。

$$\tau = \frac{\sigma_h}{\sigma_{eq}} \quad (1)$$

ここで、 σ_h は静水圧で、次式のようなである。

$$\sigma_h = \frac{1}{3}(\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3) \quad (2)$$

σ_{eq} はMisesの相当応力で、式(3)で表される。

$$\sigma_{eq} = \sqrt{\frac{1}{2}[(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2]} \quad (3)$$

ここで、 $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ はそれぞれ第1, 2, 3主応力である。また、相当塑性ひずみは式(4)によって定義される。

$$\begin{aligned} \varepsilon_{eq}^p &= \int d\varepsilon_i^p \\ &= \int \sqrt{\frac{2}{9}[(d\varepsilon_1^p - d\varepsilon_2^p)^2 + (d\varepsilon_2^p - d\varepsilon_3^p)^2 + (d\varepsilon_1^p - d\varepsilon_3^p)^2]} \end{aligned} \quad (4)$$

ここで、 $d\varepsilon_1^p, d\varepsilon_2^p, d\varepsilon_3^p$ は主塑性ひずみの増分である。

2.2 解析モデル

地震動により鋼構造物に延性き裂が発生する場合、その発生位置は隅角部や基部などのひずみ集中部である。しかし、この部分を対象に延性き裂発生状況を解析的に追求することは難しい。そこで、円周上に切欠きを設けた丸棒の鋼材(以下、丸棒と呼ぶ)を対象に、延性き裂発生段階のメカニズムを解析的に究明する。これは、単調引張荷重により切欠き底から延性き裂が生じる形状であり、鋼構造物に見られる全塑性状態での鋼材のき裂発生を再現できるように考慮されたものである¹⁹⁾。

解析は対称性を考慮し、1/2モデル化を行った(図-2参照)。使用した解析ソフトは汎用プログラムABAQUS²⁴⁾である。解析に使用した要素は8個の節点からなる軸対称要素CAX8Rである。解析はモデルの上端部で、部材軸方

向(Y方向)の様な強制変位を漸増させて行った。なお、大ひずみ領域を扱うので幾何学非線形性を考慮した。

鋼材はSS400, SM490, SM570の3種類とし、切欠きの形状は、半径 R を0.25~10.0mmまでの8種類、深さ d を各半径についてそれぞれ $d=1.0, 2.0$ mmの2種類、計48ケースを考えた(表-1)。

鋼構造物の耐震解析においては、降伏棚のあるひずみ硬化型応力-ひずみ関係がよく用いられている²⁵⁾。ひずみ硬化領域の応力-ひずみ関係は次式で表される。

$$\frac{\sigma}{\sigma_y} = \frac{1}{\xi} \frac{E_{st}}{E} \left(1 - e^{-\xi \left(\frac{\epsilon}{\epsilon_y} - \frac{\epsilon_y}{\epsilon_{st}} \right)} \right) + 1 \quad \epsilon_{st} \leq \epsilon \quad (5)$$

ここで、 σ_y は降伏応力、 ϵ_y 降伏ひずみ、 E はヤング率、 ϵ_{st} はひずみ硬化開始時のひずみである。また、ひずみ硬化係数 E_{st} などの材料定数は表-2に示す。このような応力-ひずみ関係は、通常の引張試験の結果をもとに20%程度までの範囲内においてその結果とよく一致するように考慮されているが、延性き裂破壊が生じる様な大ひずみ領域になると、応力を的確に評価できない可能性がある。実際の現象では、極限ひずみ付近から荷重の増加がほとんど見られない¹⁹⁾。一方、大ひずみ領域における構成則は次のようなべき乗硬化則で表されたものが提案されている²⁶⁾。

$$\sigma = \sigma_y \left(\frac{\epsilon}{\epsilon_y} \right)^n \quad (6)$$

ここで、 n は大ひずみ硬化パラメータである。なお、応力とひずみはいずれも真応力、真ひずみである。しかし、この構成則は、降伏棚という材料特性を表現できない。そのため、本研究では、降伏棚のあるひずみ硬化型構成則とべき乗硬化則の2つを組み合わせたHybrid構成則を用いる。

具体的には、図-3のように、極限ひずみ ϵ_u 前までが降伏棚のあるひずみ硬化型から得られた真応力-真ひずみ関係を用いる。極限ひずみ ϵ_u 後からはべき乗硬化則から得られた真応力-真ひずみ関係を用いる。この極限ひずみ ϵ_u の値は桑村ら¹⁹⁾によって行われた材料試験の結果を用い、表-2に式(5)での材料パラメータとともに示す。また、式(6)での大ひずみ硬化パラメータ n は、式(5)において極限ひずみ ϵ_u に達したときの極限応力 σ_u を求め、それら(つまり σ_u, ϵ_u)を式(6)に代入して求める。その結果、鋼材SS400, SM490およびSM570の大ひずみ硬化パラメータはそれぞれ0.106, 0.131および0.116となり、表-2にもまとめて示している。図-3に示されるように、降伏棚のあるひずみ硬化型の構成則(点線)のみを使うと、極限ひずみ後、大ひずみ領域において真応力の増加が過度に大きくなってしまいが、べき乗硬化則(実線)の場合は荷重低下を表現できる。

表-1 各種パラメータ

鋼種	SS400, SM490, SM570
切欠き深さ(d)	1.0mm, 2.0mm
切欠き半径(R)	0.25mm, 0.5mm, 1.0mm, 2.0mm, 2.5mm, 3.0mm, 5.0mm, 10.0mm

表-2 構成則パラメータ

鋼種	ζ	E/E_{st}	ϵ_{st}/ϵ_y	ϵ_u	n
SS400	0.06	40	10	19.8%	0.106
SM490	0.06	30	7	18.9%	0.131
SM570	0.02	100	3	16.5%	0.116

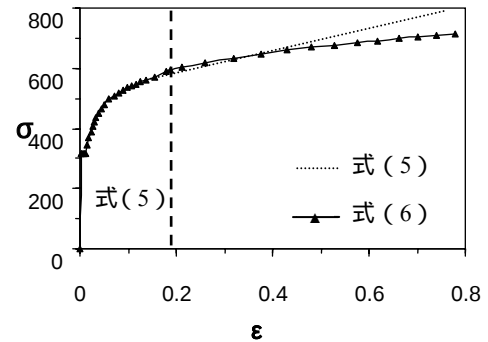


図-3 Hybrid構成則(SM490の場合)

2.3 ボイド成長の現象

ボイドとは、き裂の発生過程の第一段階において部材に生じる微小な孔のことである。ボイドは、き裂発生が予想される場所からわずかに離れた断面内部に見られることが桑村ら¹⁹⁾の実験によって明らかにされている。図-4にボイドの成長過程を示す。図の左から順に、1) 引張りの力を受け、ひずみが集中した部材の内部にボイドが形成される；2) 徐々にボイドが成長し、大きくなる；3) 近隣のボイドと結合する；4) ボイドが合体し、き裂となる。すなわち、結合したボイドが表面に顕在化することで延性き裂となる。

本研究では、ボイドを評価するために修正 Gurson モデル²⁷⁾を用いた。詳細は文献に譲るが、降伏関数は

$$\left(\frac{\sigma_{eq}}{\sigma_y} \right)^2 + 2q_1 f \cosh \left(-\frac{3}{2} q_2 \frac{\sigma_h}{\sigma_y} \right) - (1 + q_1^2 f^2) = 0 \quad (7)$$

で与えられる。式中の q_1 と q_2 は材料パラメータである。文献²⁸⁾によれば、 $q_1=1.5$, $q_2=1.0$ とすることで実験値とのよい対応が得られると報告されていることから、本研究でも $q_1=1.5$, $q_2=1.0$ を用いることとする。

解析において、次式のように、一つの要素の体積に対す

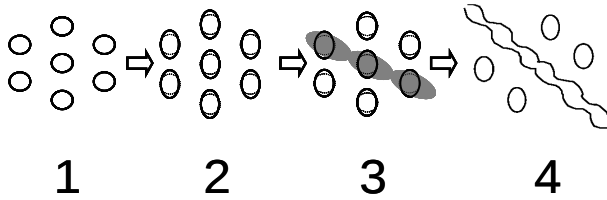
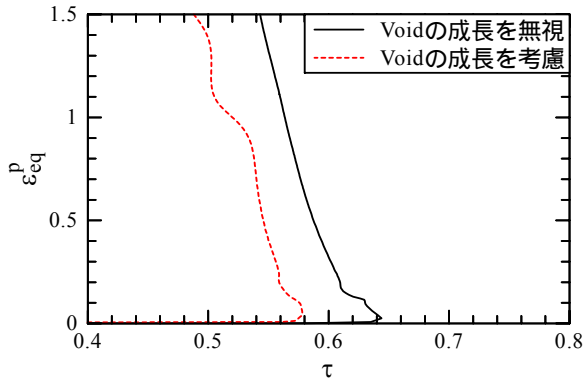
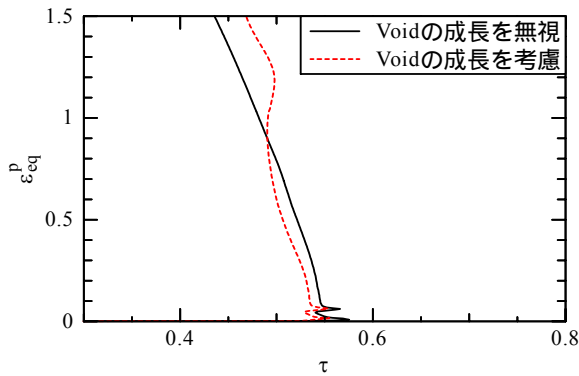


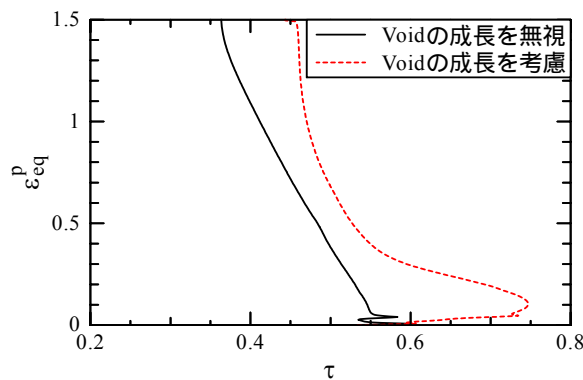
図 - 4 ポイドの成長過程



(a) R=0.25mm



(b) R=1.0mm



(c) R=2.0mm

図 - 5 ポイドの影響

るポイドの体積をポイドの体積分率 f と定義する．

$$f = \frac{\text{単位体積中のVoidの体積}}{\text{単位体積}} \quad (8)$$

$f = 0$ の時は，材料が完全に稠密な状態を示し，式(7)が Mises の降伏条件と等しくなることがわかる．また，

$f = 1.0$ は，材料が完全にポイドだけとなって応力を伝える能力を持たないことを示す． f が増大すると材料強度が低下していくことを意味する．

ポイドの体積分率 f はひずみによって決定される．つまり，ひずみが大きくなるにしたがって，ポイドの形成，成長が促される． f のひずみによる計算は以下のようになっている．体積分率 f の微小増分 df はポイドの形成を表す項 $df_{nucleation}$ とその成長を表す項 df_{growth} からなる．

$$df = df_{nucleation} + df_{growth} \quad (9)$$

$$df_{nucleation} = A d\epsilon_{eq}^p \quad (10)$$

$$df_{growth} = (1-f)(d\epsilon_{11}^p + d\epsilon_{22}^p + d\epsilon_{33}^p) \quad (11)$$

ここで， $d\epsilon_{11}^p, d\epsilon_{22}^p, d\epsilon_{33}^p$ は主塑性ひずみの増分である．なお，式(10)におけるパラメータ A は次式から求まる．

$$A = \left(\frac{1}{E_t} - \frac{1}{E} \right) \frac{f_N}{S_N \sqrt{2\pi}} \exp \left[-\frac{1}{2} \left(\frac{\epsilon_{eq}^p - \epsilon_N}{S_N} \right)^2 \right] \quad (12)$$

E_t は接線係数， f_N は発生したポイドの体積分率であり，平均値 ϵ_N 標準偏差 S_N の正規分布で表されている．これは，既往の実験結果より，ひずみ量とポイドの成長を統計的に示したものである．また，ポイドは圧縮状態では生じず，引張状態のみで発生する．なお，Tvergaardの実験結果によれば，鋼材はポイドの体積分率 f が限界値 $f_c = 0.15$ となった時，き裂が生じるとしている²⁹⁾．他のパラメータについては， $f_N = 0.04$ ， $\epsilon_N = 0.30$ ， $S_N = 0.1$ である^{27), 28)}．この解析において，最初のポイド体積分率 f は0と仮定している．

本解析では，以上のようにして，体積分率 f を定義することによりポイドの生成から進展を考慮している．このひずみの関数である f を式(7)に代入することで，応力が定まる．

3. 解析結果および考察

前節で述べたように，部材が引張りを受けることで，ポイドが形成，成長する．本節では，まず，延性き裂発生条件式の指標となる応力 3 軸度と相当塑性ひずみにポイドがどのような影響を与えるかについて調べるとともに，引張りを受けることにより，ポイドがどのように成長しているのかを解析的に明らかにする．

3.1 ポイド成長の考慮の有無による影響

延性き裂発生条件式の指標となる応力 3 軸度と相当塑性ひずみにポイドがどのような影響を与えるかを図 - 5に示す．これは，ポイドの成長が最も早い要素と比較している．ここでは，ポイドの影響による傾向をわかりやすく

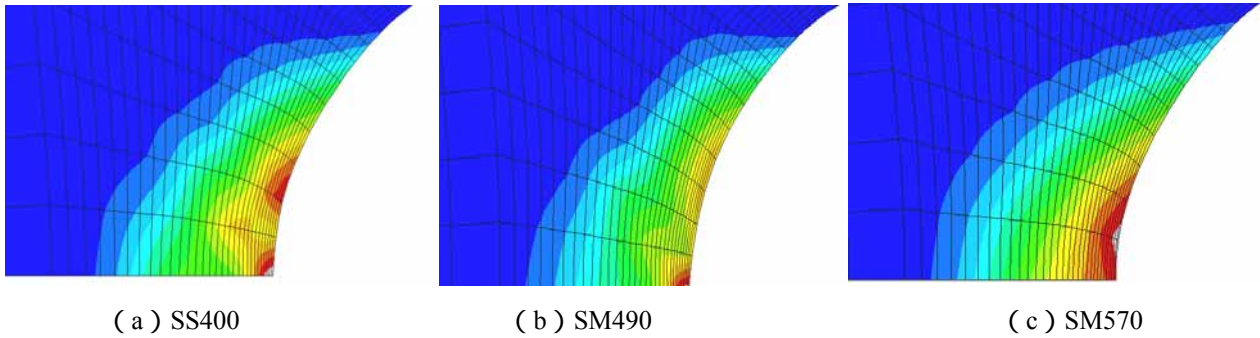


図 - 6 鋼種による影響

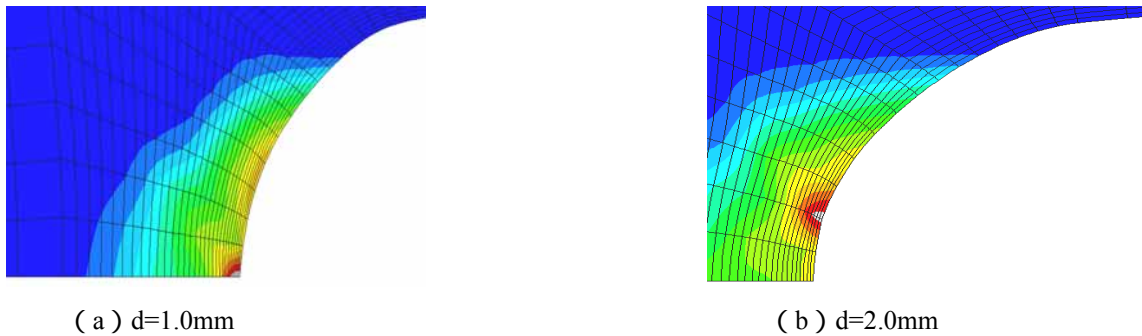


図 - 7 切欠き深さの及ぼす影響

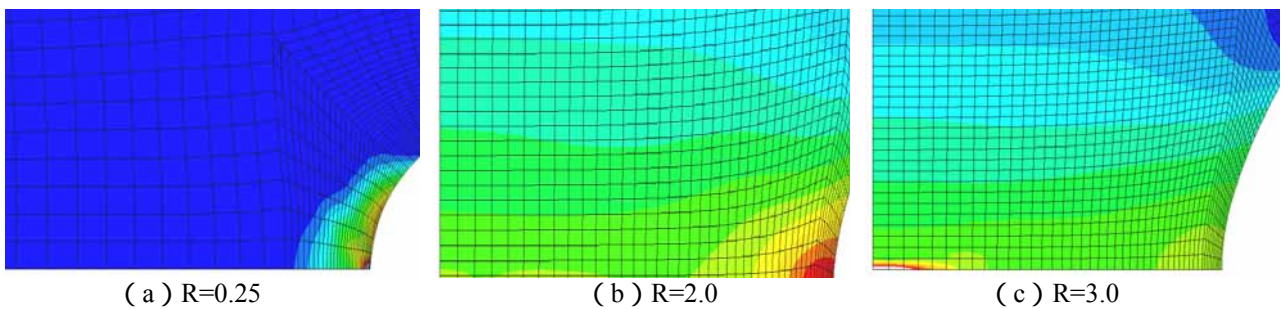


図 - 8 切欠き形状による影響

するために、切欠き半径 0.25mm、1.0mm および 2.0mm の 3 ケースを示す。図 - 5 を見ると、切欠き半径が鋭いケースではボイドを考慮することで応力 3 軸度が小さくなる。しかし、切欠き半径が大きくなるにつれ、その関係は除々に逆転する。切欠き半径 2.0mm においては完全にボイドを考慮したモデルの応力 3 軸度が大きくなっている。このことより、既往の研究ではボイドの成長による断面欠損が考えられていないが、延性き裂の発生をより精度良く予測するには切欠きだけでなく材料の劣化も考慮する必要があると言える。

3.2 ボイドの成長に及ぼす鋼材と欠陥サイズの影響

a) 鋼材による影響

鋼材の違いによってボイドの成長がどのように異なるのかを図 - 6 以降に示す。図 - 6 以降は、分かり易くなるよう図 - 2 に示す切欠き部周辺を拡大して示している。

図 - 6 は、切欠き半径 $R=0.25\text{mm}$ のモデルであり、ボイド体積分率の最大値が 15% を越えたときのボイド分布である。図のグレーの場所が 15% を越えたところであり、赤の場所が丁度 15% にあたる。これを見ると、SS400 と SM490 については、最小断面に沿った切欠き底表面で最も早くボイド体積分率 15% を越えていることがわかる。つまり、切欠き底表面の最深部にひずみが集中し、ボイドが成長する。また、切欠き底表面の若干上でもボイドの成長が著しい場所が見られる。この点での成長は、SM490 よりも SS400 の方が大きかった。これは、部材の降伏点の違いが原因だと思われる。SM570 の場合、SS400、SM490 のように最深部よりも若干上でボイド体積分率 15% を越え、切欠き底表面最深部よりもボイドの成長が大きくなっている。また、全体的なボイド分布は、鋼材にかかわらず切欠き底表面最深部を中心とし、放射状に広がっていることがわかる。

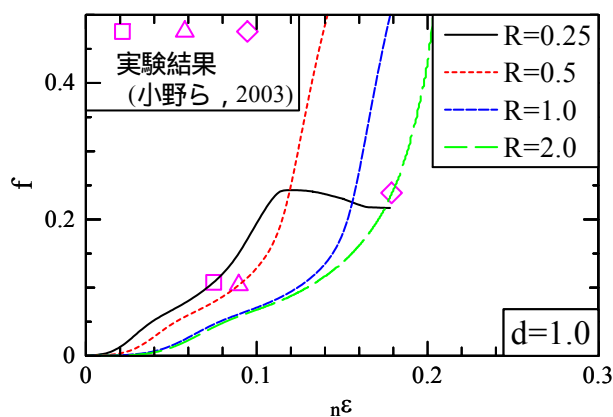
b) 切欠き深さによる影響

図 - 7 は切欠き半径 $R=0.25\text{mm}$ で、(a)は切欠き深さ $d=1.0\text{mm}$ 、(b)は $d=2.0\text{mm}$ のケースである。また、鋼種はどちらも SM490 である。この図には、ポイド体積分率の最大値が 15%を越えたときのポイド分布が示されている。切欠き半径が同じでも、切欠きの深さによってポイドが最も成長する場所が違ってくる。また、切欠き深さによって平均ひずみ $n\epsilon$ ($=\Delta L/L$, ΔL は棒の伸び, L は棒の長さ)とポイドの成長の関係に差が生じている。 $d=1.0$ のモデルの方がポイド体積分率 15%に達するまでの全体ひずみが大きく、 $d=1.0\text{mm}$ ではおよそ 10.3%, $d=2.0\text{mm}$ ではおよそ 4.7%であった。これは、切欠き深さ d が大きいほど切欠き底表面にひずみが集中し、三軸応力拘束が高くなったためだと考えられる。

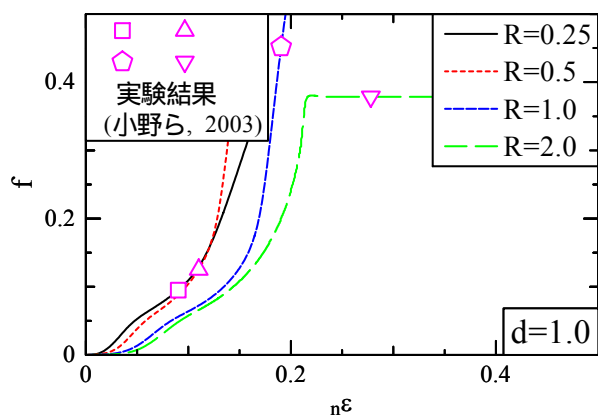
c) 切欠き形状の影響

図 - 8 は SM490 の切欠き深さ $d=1.0\text{mm}$ で、(a)は切欠き半径 $R=0.25\text{mm}$ 、(b)は $R=2.0\text{mm}$ 、(c)は $R=3.0\text{mm}$ のものである。図 - 6 同様、ポイド体積分率の最大値が 15%を越えたときのポイド分布が示されている。これによると、切欠き半径 $R=0.25\text{mm}$ においては、切欠き部周辺でのみポイドが成長していることがわかる。それに対し、切欠き半径 $R=2.0\text{mm}$, 3.0mm のものでは、局所的にポイドが成長するのではなく、最小断面(欠陥部)から棒の軸方向に沿って段階的にポイドが分布しているのがわかる。また、切欠き半径 $R=2.0\text{mm}$ では、僅かながら最小断面の中心部からもポイドの成長が見られる。切欠き半径 $R=0.25\text{mm}$ に比べ $R=2.0\text{mm}$ では、ポイドの最大成長点が若干切欠きの内部側になっている。切欠き半径 R が 0.25mm から 2.0mm までのポイド成長箇所を比較してみると、切欠きが鈍くなる即ち、 R が大きくなるにしたがい、ポイドの最大成長点が徐々に内側になる傾向が見られた。切欠き半径 $R=3.0\text{mm}$ については最小断面の中心部で最も大きなポイドの成長が見られている。

ポイドの分布過程において切欠き半径 $R=0.25\text{mm}$ では、切欠き底の最深部からポイドが成長していき、そこを中心とし局所的ではあるが放射状に広がっていく。切欠き半径 $R=2.0\text{mm}$ も同様に、切欠き底から広がっていくのだが、ポイドの広がりが広範囲に行き渡る。そして、断面の中心部からも更なるポイドが成長し始めた。切欠き半径 $R=3.0\text{mm}$ においては、切欠き半径 $R=2.0\text{mm}$ 同様切欠き底表面あたりからポイドが形成され、そこを中心放射状に一気に広がっていくのだが、ある程度広がると最小断面内の中心部から突然ポイドが急成長し、切欠き底表面でのポイドの成長はほとんどなくなった。これらは桑村ら¹⁸⁾の実験結果で見られたように、切欠き半径の鋭いものと鈍いものでき裂底表面型とき裂内部型に分けられ、本解析でも同様の結果が得られ、実験結果を再現できたと考えられる。



(a) SS400



(b) SM490

図 - 9 平均ひずみ - ポイド体積分率の関係

このことから、ポイドの概念はき裂の発生場所を表すことにも有効な手段と言える。なお、切欠き周辺部の要素変形を見てもわかるように、切欠き半径 $R=3.0\text{mm}$ は $R=0.25\text{mm}$ のものに比べ、くびれの程度が小さく、ポイド体積分率 15%に達するのに必要な全体ひずみが大きい。切欠き半径 $R=3.0\text{mm}$ がポイド体積分率 15%に達する全体ひずみは約 19.2%, 切欠き半径 $R=0.25\text{mm}$ では 11.9%であった。これは切欠き半径が鈍いほど、ひずみ集中を分散させることができ、切欠き半径が鋭いほど、ひずみが局所的に集中しポイドの成長を促進させていると考えられる。

以上のことより、切欠きの深さや形状で切欠きに鋭さを増すとより厳しいひずみ集中が生じることがわかった。その結果、切欠きの鋭さが大きい構造では延性き裂が発生するまでの変形能が小さいことが言える。また、ポイドの成長を追うことで、き裂が切欠き底表面から生じるか、最小断面の中心部から生じるかを特定することができると考えられる。

3.3 延性き裂発生判定条件

延性き裂発生条件式を提案するには、き裂の発生を定義する必要がある。そこで、小野ら²²⁾の行った実験を参考にし、ポイドの体積分率が何%でき裂が発生しているかを

確認することにより破壊点を定める。なお、小野らが実験で扱った供試体と本解析モデルの寸法は同じものである。

小野らの実験では切欠きの底表面からき裂発生が確認できたものだけを扱っている。そのため、本研究においても、き裂底表面型のものについて検証する。き裂底表面型で、小野らの実験と本解析を比較・検討することでき裂が生じるとされるポイド体積分率の値を定める。そして、その値を延性き裂発生の破壊点とし、それをき裂内部型にも適用することで、き裂底表面型とき裂内部型の両方で扱うことができる延性き裂発生条件式の提案を試みる。

図-9は、切欠き半径 $R=2.0\text{mm}$ 以下のケースにおける、平均ひずみ $\bar{\epsilon}$ - ポイド体積分率 f の関係を示すものである。ここで、横軸の $\bar{\epsilon}$ は前節で述べた平均ひずみである。この図はポイド体積分率 f が最も早く 15% まで到達した要素に対して出力したものであるが、切欠き半径 R が 0.25mm から 1.0mm までは切欠きの底表面の要素で、切欠き半径 R が 2.0mm (切欠き深さ $d=1.0\text{mm}$) については切欠き底表面から 1mm ほど断面内部に入った要素である。また、図-9の(a),(b)には、小野ら²²⁾の実験結果をプロットしており、延性き裂が切欠きの底表面に顕在化した時の平均ひずみを示している。

SS400 の $R=0.25$ や SM570 の $R=0.25$ のようにポイド体積分率がある値から、横ばいもしくは低下している現象が見られる。これは、着目要素でポイド体積分率が 15% まで最も早く到達したが、その後、別の要素において、ポイドが急激に成長し、着目要素におけるポイドの成長が止まっているからである。また、SM490 の切欠き半径 2.0mm では、ポイド体積分率がある値から一定となっている。これは、ひずみレベルが極限ひずみを遙かに超えており解析が収束しなかったからである。しかし、本解析では、後述するように、ポイド体積分率が 15% 以内の部分が必要であるので、延性き裂発生条件式を提案するにおいて問題は特にないと考える。

図-9によると、鋼材、切欠き半径、切欠き深さに関わらず、ほとんど全てのケースでポイド体積分率が 10% から 20% の間で急激に成長していることがわかる。また、切欠きの半径が小さいと、ポイドが急激に成長する時の平均ひずみの値が小さくなっている。これは、形状的不連続部において、ひずみ集中と三軸応力拘束が相互に関連して延性き裂が発生するからである。そのため、切欠き半径が小さく、深さが深いほど切欠き底断面にひずみが集中し、三軸応力拘束が高くなっているためだと考えられる。注目すべきは、図-9(a),(b)の実験結果とポイドの成長の関係で最も早く延性き裂が確認された $R=0.25\text{mm}$, 0.5mm では、ポイド体積分率が 10% 付近であり、ポイドが急激に成長する点である。

これらをまとめると、以下のことが言える。

-) 実験結果で最も早く延性き裂が切欠き底表面に顕在化したのはポイド体積分率 10% を少し越えた点

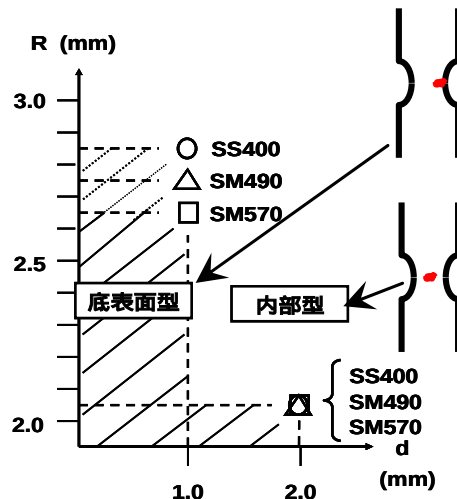


図-10 き裂底表面型とき裂内部型の境界

である。

-) 本解析におけるほとんど全てのケースにおいて、ポイド体積分率が 10% から 20% の間で急激に成長している。

この 2 点を踏まえ、また延性き裂は比較的に大きなばらつきを伴った現象であることを考え安全側の見地から、本解析では Tvergaard²⁸⁾ が提案した限界ポイド体積分率 15% を用いるのではなく、ポイドの体積分率が 10% で延性き裂が発生すると考える。すなわち、延性き裂が発生するときのポイドの体積分率の限界値を 10% とする。

3.4 き裂底表面型とき裂内部型の境界

先にも述べたように切欠きの鋭さによって切欠き底表面からき裂が生じるものと、最小断面中心部から生じるものがある。前節で定めたポイドの体積分率 $f=10\%$ で延性き裂が発生するという条件を用いて、き裂底表面型とき裂内部型の境界を調べた。

図-10 はき裂底表面型とき裂内部型の境界を特定するために、境界近辺の切欠き半径をパラメトリックに解析した結果である。横軸は切欠きの深さ、縦軸は切欠きの半径であり、斜線部内はき裂底表面型となり、それ以外はき裂内部型となったことを示している。切欠き深さ d が 1.0mm の場合に比べ、 2.0mm では SS400 で 0.8mm もの違いがでた。また、切欠きの深さの浅い方 ($d=1.0\text{mm}$) が鋼材による影響が表れているが、深い方 ($d=2.0\text{mm}$) は鋼種に依存しない結果となっている。

前述したように、ポイドの成長を考慮することにより、き裂底表面型の延性き裂とき裂内部型の延性き裂を捉えることができた。

3.5 延性き裂発生条件式

これまで切欠き形状、切欠き深さ、鋼種をパラメータ

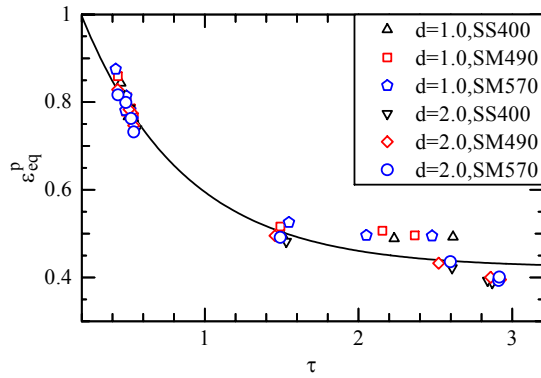


図 - 11 延性き裂発生条件

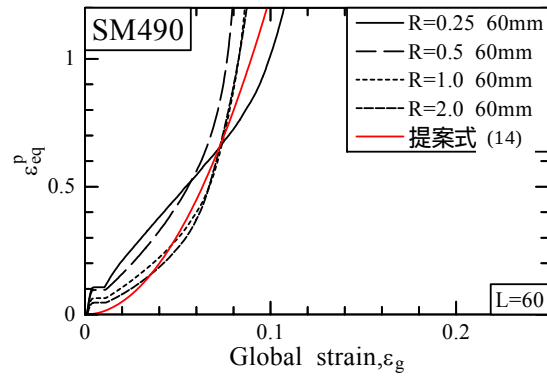
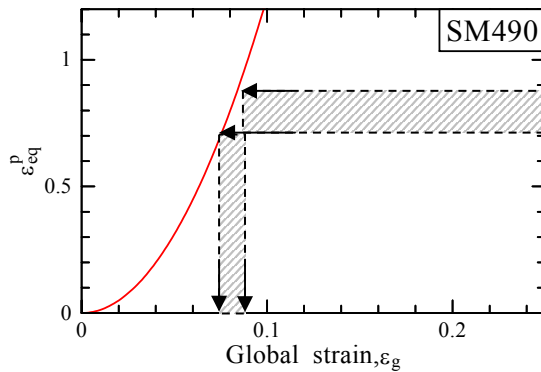
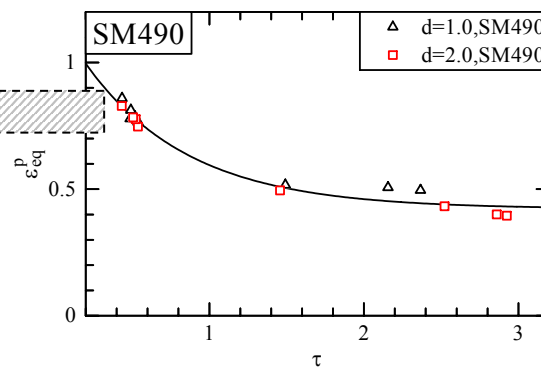


図 - 12 グローバルひずみ - 相当塑性ひずみ関係



(a) グローバルひずみ - 相当塑性ひずみ関係



(b) 延性き裂発生条件式

図 - 13 延性き裂発生ひずみの推定 (き裂底表面型の場合)

として比較を行ってきたが、ここでは、これら全てデータから、き裂内部型、き裂底表面型の両方を考慮した延性き裂発生条件式の提案を試みる。

図 - 11 に、すべてのケースについてポイド体積分率が10%に達したとき、つまり延性き裂が発生したとみなしたときの応力 3 軸度 - 相当塑性ひずみの関係を示している。全体的な傾向として、き裂底表面型とき裂内部型で大きく二分されていることがわかる。き裂底表面型となる切欠き半径の鋭いものでは、切欠きの深さに関わらず応力 3 軸度が小さく 0.4~0.6 の範囲内に分布している。また、そのときの相当塑性ひずみは 0.7~0.9 となり、き裂底表面型の応力 3 軸度 - 相当塑性ひずみ関係はある程度密集している。それに比べき裂内部型である切欠き半径の鈍いものでは、応力 3 軸度の取る範囲に大きなばらつきがある。相当塑性ひずみに関しては、き裂底表面型対し非常に小さく 0.3~0.6 の範囲内に限られている。非線形最小二乗法により、以下に示す延性き裂発生条件式を得た。

$$\varepsilon_{eq}^p = 0.775 \exp(-1.5\tau) + 0.422 \quad (13)$$

図 - 11 の曲線は上式をプロットしたものである。

4. グローバルひずみで表される延性破壊ひずみ

前節で求めた延性き裂発生条件式は、局所での相当塑性ひずみと応力 3 軸度の関係式であり、実務設計においてそのまま適用されることが難しい。そのため、局所ひずみとグローバルひずみの相関を得る必要がある。

本研究でグローバルひずみ ε_g は、切欠きの影響を極力小さくするために切欠き部から遠く離れた点での軸ひずみを用いることとする。しかし、前節まで用いてきた解析モデル(長さ 15mm × 半径 8mm)では、切欠き半径が大きくなると、かなり離れた点でもグローバルひずみ - 相当塑性ひずみ関係の相関性が良くない。そこで、解析モデルをより長くして、グローバルひずみと相当塑性ひずみの相関を導く必要がある。なお、前節で求めた延性き裂発生条件式においては、応力 3 軸度、相当塑性ひずみ共に局所的に着目し導いたものであり、鋼材の長さによる影響は受けないことが確認できている。すなわち、延性き裂発生条件式に及ぼす寸法の影響はないと思われる。このことから、グローバルひずみと相当塑性ひずみの関係を明らかにするために、長さ 60mm × 半径 8mm の解析モデルを用い、60mm 離れた点での軸ひずみをグローバルひずみとする。

図 - 12 に、例として SM490 材の切欠き半径 0.25mm か

ら 2.0mm までの各ケースについて、グローバルひずみ ε_g - 相当塑性ひずみ ε_{eq}^p の関係を示している。ここでは、グローバルひずみ - 相当塑性ひずみ関係を示す近似式を非線形最小二乗法により近似式を求め、以下に示す。

$$\begin{cases} \varepsilon_{eq}^p = 252\varepsilon_g^2 & \text{for } SS400 \\ \varepsilon_{eq}^p = 125\varepsilon_g^2 & \text{for } SM490 \\ \varepsilon_{eq}^p = 76.1\varepsilon_g^2 & \text{for } SM570 \end{cases} \quad (14)$$

一方、耐震解析でよく用いられるはり要素を用いたファイバーモデルによる解析の場合は、軸ひずみしか得られなく、相当塑性ひずみや応力 3 軸度 - 相当塑性ひずみ関係を算出することができない。そのため、前節で得られた延性き裂発生条件式より、軸ひずみ（グローバルひずみ）で表された延性き裂発生の限界ひずみを求める必要がある。ここでは SM490 を例にして図 - 13 のように、まず、その範囲を求めることにした。図 - 13 の(a)は式(14)で示されるグローバルひずみ - 相当塑性ひずみ関係で、(b)は延性き裂発生条件式(13)に延性き裂発生時の応力 3 軸度、相当塑性ひずみをプロットしたものである。

前述したように、延性き裂が発生した相当塑性ひずみ領域はき裂底表面型でおおよそ 0.7~0.9、き裂内部型でおおよそ 0.35~0.55 と範囲が限られている。そこで、この領域を(a)にシフトし、それにより延性き裂が発生するグローバルひずみの範囲が求められる。この延性き裂発生時のグローバルひずみの領域が延性き裂発生限界ひずみの領域になる。

各鋼材において、表 - 3 に示した範囲内が延性き裂発生限界ひずみ領域となる。例えば、設計においては下限値を取り、き裂底表面型では、

$$\begin{aligned} \varepsilon_g &\leq 5.4\% & \text{for } SS400 \\ \varepsilon_g &\leq 7.7\% & \text{for } SM490 \\ \varepsilon_g &\leq 9.8\% & \text{for } SM570 \end{aligned} \quad (15)$$

となる。この結果によれば、SS400 の場合、ファイバーモデルを用いた解析において軸ひずみが 5.4% ($47.4\varepsilon_y$) に達したとき延性き裂が発生すると判断される。

5. 結言

本研究は脆性破壊の第一段階に相当する延性き裂の発生に着目し、延性き裂の発生状況を把握するため、解析モデルとして切欠きを有する丸棒形棒部材を用い延性き裂の発生をシミュレーションした。その際、大ひずみ領域における断面欠損を表す手法としてボイドを導入した。ボイドの体積分率から延性き裂発生の破壊基準を決定し、延性き裂発生条件式を提案した。さらに、局所ひずみと

表 - 3 材料レベルにおける延性き裂発生限界ひずみの領域

鋼材	き裂底表面型	き裂内部型
SS400	0.054~0.058	0.039~0.044
SM490	0.077~0.083	0.056~0.064
SM570	0.098~0.107	0.072~0.083

グローバルひずみの相関を示し、延性き裂発生の限界ひずみを求めた。本研究で得られた主な結論をまとめると以下のようである。

1. ボイドの成長を考慮することにより、き裂底表面型の延性き裂とき裂内部型の延性き裂を捉えることができた。
2. き裂底表面型とき裂内部型の境界は、切欠き形状と切欠き深さの両方によって変わってくる。
3. 既往の実験結果と比較することで、延性き裂発生の判定条件をボイドの体積分率 $f = 10\%$ と定めた。
4. 延性き裂発生の判定条件から延性き裂発生条件式を提案した。
5. グローバルひずみ - 相当塑性ひずみの相関により、ファイバーモデルを用いる解析を実施する場合の延性き裂発生の限界ひずみを求めた。

本研究は、局部座屈の照査と延性破壊の照査を同時に行う統一的な耐震設計法の開発を目指したものの第一歩であり、今後の課題として以下のことが挙げられる。1) 構造レベルで扱えるものにするため、素材レベルと構造レベルの相関を検証する必要がある。例えば、基部や隅角部の特性を考慮したディテール係数を考慮する。2) 本研究で提案する方法の妥当性を実験的に検証する必要がある。これらについての検討を現在行っており、その結果を別途報告したい。

謝辞:本研究の一部は、平成 16 年度科学研究費補助金 基盤研究(C) (課題番号: 16560410) (代表: 葛 漢彬) の研究助成金を用いて実施した。ここに記して、感謝の意を表する。

参考文献

- 1) 渡辺英一、前川義男、杉浦邦征、北根安雄: 阪神・淡路大震災特集 — 第 4 回 — 鋼橋の被害と耐震性、土木学会誌、Vol.80, No.7, pp.54-62, 1995.
- 2) 杉本浩一、高橋泰彦: 阪神・淡路大震災で破断した柱梁仕口部近傍の破面の調査 — き裂の発生の検証と材質変化の分析 —、鋼構造論文集、Vol.3, pp.21-34, 1995.
- 3) 岡下勝彦、大南亮一、道場康二、山本晃久、富松実、丹治康行、三木千壽: 兵庫県南部地震における神戸港湾幹線道路 P75 橋脚隅角部におけるき裂損傷の原因調査・検討、土木学会論文報告集、No.591, pp.243-261, 1998.

- 4) 土木学会鋼構造委員会鋼構造物の耐震検討小委員会：耐震用高機能鋼材とハイダクティリティー構造，2000.
- 5) 西村俊夫，三木千寿：構造用鋼材のひずみ制御低サイクル疲労特性，土木学会論文報告集，第 279 号，pp.29-44, 1978.
- 6) 休場裕子，三木千壽：繰り返し大ひずみ下における鋼材の応力—ひずみ挙動，第 3 回鋼構造物の非線型数値解析と耐震設計への応用に関する論文集，pp.51-56, 2000.
- 7) 大倉一郎，田原 潤，安田 修，広野正彦：繰り返し塑性ひずみによる鋼材の破壊靱性低下を評価するためのモデル，構造工学論文集，Vol.45A，pp.347-356, 1999.
- 8) 坂野昌弘，三上市蔵，米本栄一，百々良晃：鋼製ラーメン隅角部の低サイクル繰り返し載荷実験，土木学会第 47 回年次学術講演会，pp.284-285, 1992.
- 9) 坂野昌弘，三上市蔵，村山 宏，三住泰久：鋼製橋脚基部の超低サイクル疲労破壊挙動，鋼構造論文集，第 2 巻，第 8 号，pp.73-82，1995.
- 10) 坂野昌弘，三上市蔵，鷹羽新二：鋼製橋脚隅角部の低サイクル疲労挙動，土木学会論文集，No.563/I-39，pp.49-60，1997.
- 11) 坂野昌弘，岸上信彦，小野剛史，三上市蔵：鋼製ラーメン橋脚柱梁接合部の超低サイクル疲労破壊挙動，鋼構造論文集，第 4 巻，第 16 号，pp.17-26，1997.
- 12) 坂野昌弘，岸上信彦，小野剛史，森川友記，三上市蔵：三角リブ付き鋼製橋脚基部の超低サイクル疲労挙動，構造工学論文集，Vol.44A，pp.1281-1288, 1998.
- 13) 三木千寿，四十沢利康，穴見健吾：鋼製橋脚ラーメン隅角部の地震時脆性破壊，土木学会論文集，No.591/I-43，pp.273-281, 1998.
- 14) 三木千壽，休場裕子，沖中和雄：阪神大震災により円形断面鋼製橋脚に生じた脆性破壊の材料特性からの検討，土木学会論文集，No.612，pp.45-53，1999.
- 15) （例えば）池田学，市川篤司，山田正人，安原正人：鋼製ラーメン隅角部の交番載荷実験，鉄道総研報告，第 13 巻，第 4 号，1999.
- 16) 舘石和雄，判治剛：画像計測を用いた試験システムによる突き合わせ溶接継手の低サイクル疲労強度の検討，土木学会論文集，No.752，pp.277-287，2004.
- 17) 日本鋼構造協会：耐震設計における鋼構造・合成構造の特性評価について，JSSC テクニカルレポート，No.46，1999.
- 18) 桑村仁：繰り返し塑性ひずみを受ける構造用鋼材の疲労-延性破壊遷移，日本建築学会構造系論文集，第 461 号，pp.123-131, 1994.
- 19) 桑村仁，山本恵市：三軸応力状態における構造用鋼材の延性き裂発生条件，日本建築学会構造系論文集，第 477 号，pp.129-135, 1995.
- 20) 桑村仁，稲葉雄一郎：鉄骨接合部の平面ひずみ状態における応力 3 軸度とひずみ集中度，日本建築学会構造系論文集，第 518 号，pp.87-94, 1999.
- 21) 稲葉雄一郎，桑村仁：切り欠き付き鋼板の応力-ひずみ解析における有限要素法の適用性と延性き裂発生条件，日本建築学会構造系論文集，第 534 号，pp.137-144, 2000.
- 22) 小野徹郎，佐藤篤司，横川貴之，相川直子：構造用鋼材の延性き裂発生条件，日本建築学会構造系論文集，第 565 号，pp.127-134, 2003.
- 23) 小畑誠，水谷明嗣，後藤芳：鋼構造の延性破壊の有限要素法解析への導入に関する基礎的検討，土木学会論文集，No.626，pp.185-195，1999.
- 24) ABAQUS/Standard user's Manual (Version 6.3): Hibbitt, Karlsson & Sorensen, Inc., Pawtucket, R.I., 2003.
- 25) 新技術小委員会：鋼橋の耐震設計指針と耐震設計のための新技術，土木学会鋼構造委員会・鋼構造新技術小委員会・耐震設計研究 WG（主査：宇佐美勉），1996.7.
- 26) Futakawa, M. and Butler, N.: A homologous ductile failure criterion for generalized stress states, Eng. Fracture Mech., 54(3), 349-359, 1996.
- 27) Tvergaard, V.: Influence of voids on shear band instabilities under plane strain conditions, Int. J. Fracture, 17, 389-406, 1981.
- 28) Tvergaard, V., and Needleman A.: Analysis of the cup-cone fracture in a round tensile bar, Acta Metallurgica, 32, 157-169, 1984.
- 29) Tvergaard, V.: Necking in tensile bars with rectangular cross section, Comput. Methods Appl. Mech. Eng., 103, 273-290, 1993.

（2005 年 3 月 15 日 受付）

FUNDAMENTAL STUDY ON DUCTILE CRACK INITIATION CONDITION IN STRUCTURAL STEELS CONSIDERING MICRO-VOID GROWTH

Hanbin GE, Makio KAWAHITO, and Masatoshi OHASHI

This paper aims to propose a criterion in terms of equivalent plastic strain or axial strain against ductile crack initiation for steel structures. For this purpose, tension test on round steel bars is simulated by finite element method and strain progression during the necking process until ductile crack initiation is investigated. Due to very large strain involved in this simulation, the common used constitutive model for structural steels is modified, and the Gurson's microvoid model is employed to consider the material deterioration. As a result, a prediction criterion for structural steels is put forward in terms of stress and equivalent plastic strain. Moreover, a relation between local strain and global strain is obtained and limits of the global strain are proposed to evaluate ductile crack initiation for fiber analysis of steel structures in seismic design..