

高応力三軸度下における鋼材の延性破壊評価 モデルの構築に関する研究

劉 巖¹・葛 漢彬²・康 瀾³

¹ 学生会員 名城大学大学院 建設システム工学専攻 (〒468-8502 名古屋市天白区塩釜口 1-501)

E-mail: 163437009@ccalumni.meijo-u.ac.jp

² フェロー 名城大学 理工学部社会基盤デザイン工学科 (〒468-8502 名古屋市天白区塩釜口 1-501)

E-mail: gehanbin@meijo-u.ac.jp

³ 中国華南理工大学副教授 (元名城大学 JSPS 外国人特別研究員)

E-mail: ctkang@scut.edu.cn

本研究ではノッチを有する試験片の単調引張実験と解析を行い、軟化段階における応力三軸度の影響を考慮することにより延性破壊モデルの改良を試みている。一連の実験と解析によって要素破壊時の塑性変位と不均一比（ノッチ先端と試験片の中心における応力三軸度の平均値の比）の関係を解明した。また、改良した延性破壊モデルを用いて、より精密な有限要素解析を行い、応力三軸度の影響を考慮した鋼材の延性破壊挙動を精度良く予測することができた。

Key Words: ductile fracture, high stress triaxiality, structural steel, equivalent plastic displacement at element failure, nonuniform ratio

1. 緒言

1995 年の兵庫県南部地震では、多くの鋼構造物にて脆性的な破壊が生じた。切り欠きのような欠陥が存在する場合、応力が集中しやすく、応力三軸度が高くなるため、脆性的な破壊が生じやすいと考えられている¹⁾⁴⁾。鋼構造物の延性き裂発生により引き起こされる脆性的な破壊は、鋼構造の重要な破壊現象の 1 つであり、溶接鋼構造物の脆性的な破壊を防止するためには、延性き裂発生のメカニズムの解明は重要である。

既往の研究では、いくつかの連成構成モデルが鋼材の延性破壊の予測のために用いられていた⁵⁾¹³⁾。連成構成モデルは塑性内部変数 (Plastic Internal Variable) といくつかの内部損傷変数 (Internal Damage Variable) によって破壊過程中的の微視レベル下での材料の構造変化を表すようになっている。例えば、著者らが提案した 3 段階 2 パラメータ延性破壊モデルは応力三軸度と相当塑性ひずみを用いている¹³⁾。連成モデルにおけるマイクロボイドの成長は、塑性変形した金属母材内のひずみ状態と応力状態の影響を受ける。ただし、ここでのひずみ状態は相当塑性ひずみ、応力状態は応力三軸度のことである。既

往の研究¹³⁾では母材、熱影響部および境界部に切り欠きを有する溶接継手に対して延性破壊モデルを適用した数値シミュレーションを行い、延性き裂発生等に対する評価の精度を検討した。しかし、き裂の発生と進展は、ノッチの形状に影響されやすい。前報¹³⁾と同様の解析手法を用いて、材料試験片、U ノッチ試験片および V ノッチ試験片の予備解析を行ったところ、これら 3 本の試験片における破壊部の相当塑性ひずみと応力三軸度の分布は図-1 に示すようである。図中において P_1 は延性き裂発生点、 P_2 は最大荷重点、 P_3 は終局点である。滑らかな U ノッチはき裂の進展が安定しているのに対して、鋭い V ノッチはき裂の進展が不安定である。一方で不均一分布する相当塑性ひずみと応力三軸度は延性き裂の進展が遅くなる原因である。V ノッチに起因する鋭いき裂は内部の応力場とひずみ場の特異性を起こす。すなわち、応力とひずみはき裂先端で無限大になることを意味する。このような場合、3 段階 2 パラメータ延性破壊モデルの適用は妥当ではない。

そこで本研究では、応力状態の異なる溶接構造用鋼材の延性き裂発生メカニズムを解明するため、片側にノッチを有し、異なるノッチ角度やノッチ半径を有する試験

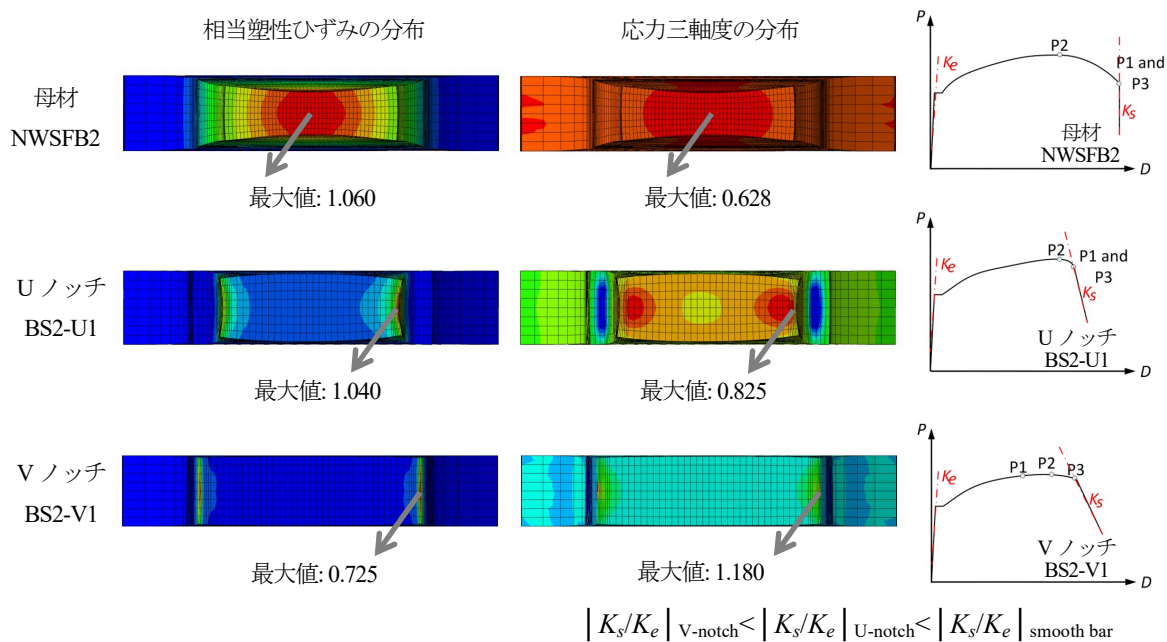


図-1 相当塑性ひずみと応力三軸度の分布

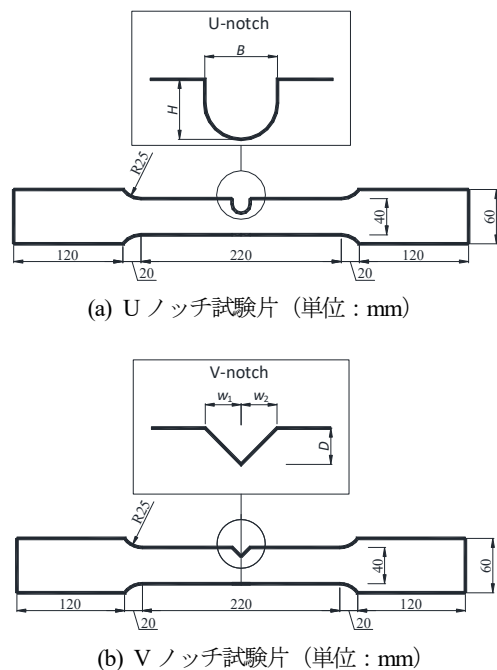


図-2 試験片設計図

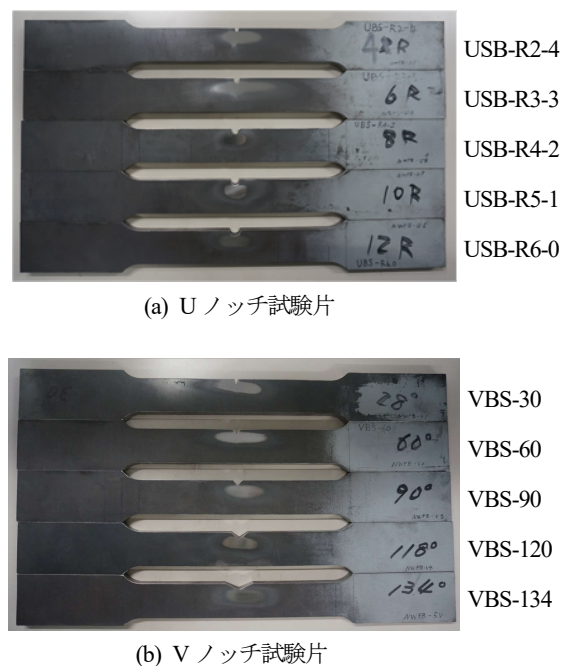


図-3 試験片写真

片に単調引張载荷を行うことで、溶接構造用鋼材の延性き裂の発生、進展および破断までの挙動に及ぼすこれらのパラメータの影響について検討する。

2. 実験概要

本実験に用いた試験片は切り欠きを有する U ノッチ (以降 UBS と称する) と V ノッチ (以降 VBS と称する)

の 2 種類である。载荷パターンは単調引張である。試験片の設計図、写真、設計寸法および実測寸法をそれぞれ図-2, 3, 表-1, 2に示す。使用鋼材は SM490YA、板厚は 12mm である。実験は、2000kN 万能試験機を用いて変位制御で行い、载荷中の荷重および変位をデータロガー(TDS-530)で計測した。変位は標点間距離 200mm のパイ型変位計を用いて標点間の変位を測定している。

試験片は、異なる応力三軸度を得るために、ノッチの形状とサイズが異なるように設計している。ノッチ先端

表-1 U ノッチ試験片ノッチ部の設計値と実測寸法

	$B_{des}=2R_{des}$ (mm)	H_{des} (mm)	$B=2R$ (mm)	H (mm)
UBS-R2-4	4.00	6.00	3.65	4.25
UBS-R3-3	6.00	6.00	6.05	6.10
UBS-R4-2	7.00	6.00	7.35	6.65
UBS-R5-1	10.00	6.00	10.05	6.80
UBS-R6-0	12.00	6.00	11.70	6.75

Note: B_{des} はノッチ幅の設計値, R_{des} はノッチ半径の設計値, H_{des} はノッチ深さの設計値,
 B はノッチ幅の実測値, R はノッチ半径の実測値, H はノッチ深さの実測値

表-2 V ノッチ試験片ノッチ部の設計値と実測寸法

	$w_{des}=w_{1,des}+w_{2,des}$ (mm)	D_{des} (mm)	θ_{des} (°)	w_1 (mm)	w_2 (mm)	D (mm)	θ (°)
VBS-30	3.20	6.00	30	1.85	1.70	6.85	28.1
VBS-60	6.00	6.00	60	3.60	3.25	5.75	61.5
VBS-90	12.0	6.00	90	5.45	6.15	5.75	90.4
VBS-120	20.8	6.00	120	9.30	9.65	6.95	107
VBS-134	28.2	6.00	134	16.0	16.3	7.65	129

Note: w_{des} はノッチ幅の設計値, $w_{1,des}$ はノッチ左側幅の設計値, $w_{2,des}$ はノッチ右側幅の設計値,
 D_{des} はノッチ深さの設計値, θ_{des} はノッチ角度の設計値, w_1, w_2, D, θ は実測値

表-3 母材試験片の材料特性

E (GPa)	ν	σ_y (MPa)	ε_y (%)	E_{st} (GPa)	σ_u (MPa)	α
207.1	0.287	390.5	0.190	5.00	547.6	1.367

Note: E =ヤング率, ν =ポアソン比, σ_y =降伏応力, ε_y =降伏ひずみ, E_{st} =初期ひずみ硬化係数,
 σ_u =最大応力, α =韌性パラメータ

の応力状態はノッチの形状に伴い変化する．そのためノッチを有する試験片の応力状態はノッチの半径と角度の変化によって異なる．本実験では、5つの異なる半径（2mm, 3mm, 4mm, 5mm, 6mm）の U ノッチ試験片および5つの異なる角度（30°, 60°, 90°, 120°, 134°）の V ノッチ試験片を考案した．

3. 解析概要

(1) 3 段階 2 パラメータ延性破壊モデル¹³⁾

本研究で用いた延性破壊モデルは3つの段階と2つのパラメータによって構成されているため、このモデルのことを3段階2パラメータ延性破壊モデル（図-4）と称す．3段階は、弾性段階（O→A）、塑性段階（A→B）、軟化段階（B→C）を指し、2つのパラメータは材料の塑性変形状況を表すパラメータ DI と材料の損傷状況を表すパラメータ d である¹³⁾．図-4に示すA点において相

当塑性ひずみは0であるため、 $DI=0$ となる．A点を過ぎると、相当塑性ひずみが増大して DI が大きくなるため、材料が塑性変形し始める．

多くの現象論的延性破壊モデルは損傷発生ダイアグラム（Damage Initiation Diagram）を基にしている．そのため、損傷発生時の相当塑性ひずみ（ ε_{eq}^{di} ）は応力状態（すなわち、応力三軸度 η ）の関数で表され、線形的なひずみ経路の場合は損傷発生基準として使用することができる．しかしながら、非線形的なひずみ経路の場合は以下のように積分型損傷発生基準が必要である．

$$\int_0^{\varepsilon_{eq}^{di}} \frac{d\varepsilon_{eq}}{\varepsilon_{eq}^{di}(\eta)} = 1 \quad (1)$$

ここで、 $\eta=\sigma_m/\sigma_{eq}$, σ_m , σ_{eq} は平均応力と相当応力, $d\varepsilon_{eq}$ は相当塑性ひずみ増分である．

この積分型基準は非線形ひずみ経路を考慮することができる．しかしながら、より複雑な载荷経路の変化（例えば、圧縮引張反転時）などの場合はこの積分型基準に

有効ではない。相応の損傷発生基準に達した時、 $\varepsilon_{eq}^{di}(\eta)$ は等価なき裂発生ひずみと見なすべきである。式(1)を次式に示す応力－修正限界塑性ひずみの形で表すことができる。

$$DI = \int \frac{\dot{\varepsilon}_{eq}}{F(\eta)} dt \quad (2a)$$

$$DI = DI_c \quad (2b)$$

ここで、 $\dot{\varepsilon}_{eq}$ は相当塑性ひずみ率、 $F(\eta)$ は応力三軸度 η で表される応力補正係数、 DI_c は損傷開始基準に達した時の DI の臨界値である。本研究では、応力補正係数は次のような式を用いた。

$$F(\eta) = \alpha \exp(-1.5\eta) \quad (3a)$$

ここで、 α は非破壊解析で決定する材料の靱性パラメータであり、次の式を用いた。 α の決定方法については文献13)を参照されたい。

$$\alpha = \int_0^{\varepsilon_{eq}^{di}} \frac{d\varepsilon_{eq}}{\exp(-1.5\eta)} \quad (3b)$$

ここで、 ε_{eq} は相当塑性ひずみ、 ε_{eq}^{di} は $DI=1.0$ となったときの相当塑性ひずみである。B点に達した後、次式のパラメータ d が導入される。

$$d = \frac{u_{eq}}{u_{eq}^f} \quad (4)$$

ここで、 u_{eq} は要素の塑性変位、 u_{eq}^f は要素破壊時の塑性変位である。 u_{eq} は次式で表され、 $d=1$ に達した時要素が削除される（き裂が発生）と定義している。

$$u_{eq} = L_e \varepsilon_{eq} \quad (5)$$

ここで、 L_e は要素の特性長さ（ソリッド要素の場合体積立方根）である。

(2) パラメータ間の関係

図-5に、着目要素が破壊するまでのパラメータ(DI , d , η , ε_{eq})－変位の関係を示している。図-5より、一旦パラメータ DI が1に接近すると応力三軸度が急劇に増加することが分かる。そして、点Bは損傷パラメータ d の開始点であり、B点において $DI=1$, $d=0$ である。しかし、損傷パラメータ d が1に達した直後に応力三軸度 η は0になり相当塑性ひずみの増加も停止している。またC点において $DI=1$, $d=1$ である。ここで、点Bと点Cは図-4に対応している。点B(B')は塑性変形発起点であり、点Cは要素削除時である。

(3) 解析モデル

本解析は、高応力三軸度が延性破壊特性に与える影響を解明するために行った。解析は初期不整の影響を考慮せず、有限要素解析ソフトAbaqusを用いた。構成則は

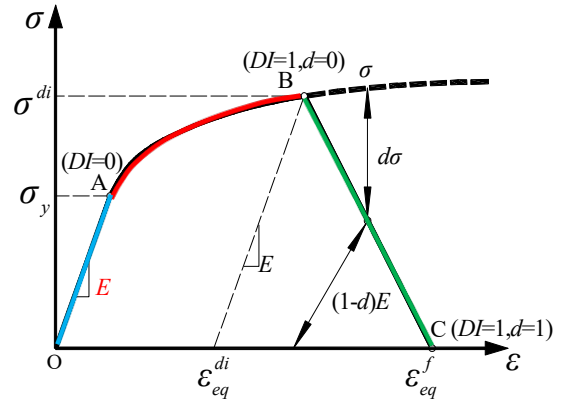


図-4 3段階2パラメータ延性破壊モデル

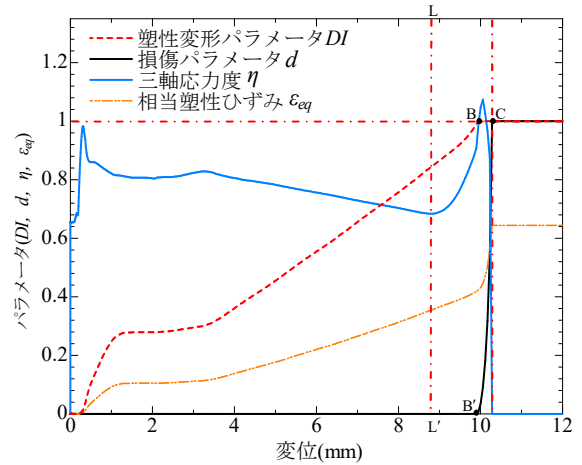


図-5 着目要素が破壊するまでのパラメーター変位曲線

材料試験より得られた真応力－真塑性ひずみ関係とMWA法（加重平均法）を用いて作成した。ここで、ネッキング後の重み係数 $w=570$ としている。

解析モデルは図-6に示しているように3次元ソリッド要素（C3D8R）でモデル化している。メッシュサイズについては、延性き裂が発生と思われる箇所の要素サイズを0.1mmとしている。詳しくは後述する。

4. 実験結果および解析結果の検討

(1) 実験結果

本研究は、大ひずみ領域時の破壊現象に重点を置いた基礎的検討であるため、材料特性の定義は重要である。3本の材料試験の平均値より決定した材料特性と解析より決められた靱性パラメータ α を表-3に示す。

実験より得られた荷重－変位曲線を図-7に示す。(a)と(b)の比較より、Uノッチ試験片の変形能力はVノッチよりかなり高いことが分かる。そして図-7(a)では、UBS-R2-4以外のUノッチ試験片は半径の減少に伴ってき裂の発生が早まっていくことが分かる。これは表-3から分かるように、製造時の加工精度の誤差が原因でUBS-R2-4試験片の実際のノッチ深さは設計よりかなり

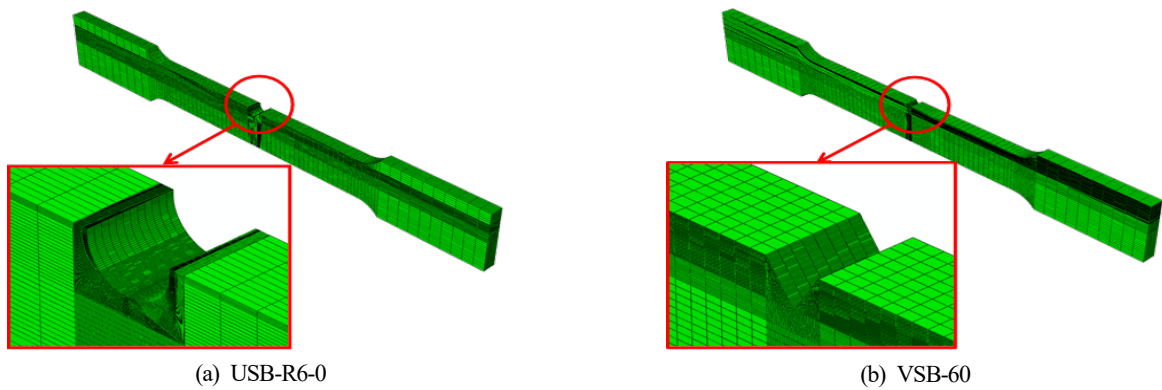


図-6 解析モデル

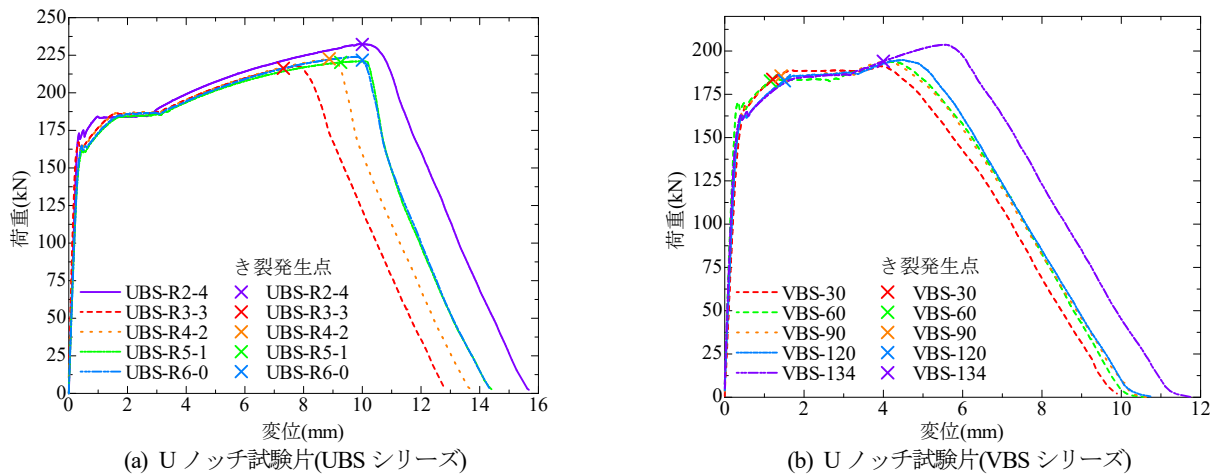


図-7 荷重-変位曲線

小さかったために延性き裂の発生は遅くなったと考えられる。続いて、図-7 (b)から分かるように、V ノッチ試験片も同様に角度の減少に伴って、き裂の発生が早まっていくことが分かる。注意すべきなのは全ての試験片で角度と半径が小さいほど応力三軸度が大きい。すなわち、応力三軸度が高くなるほど延性き裂の発生が早まっていくということが言える。これらのことは、後に示す有限要素解析により詳しく説明する。

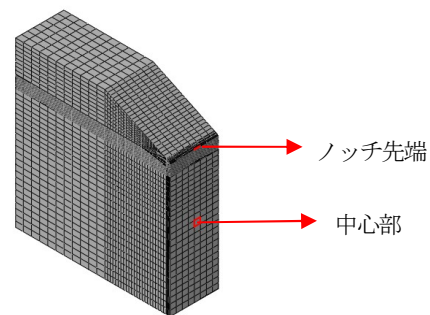


図-10 ノッチ先端と中心部の出力箇所

(2) 解析結果

各試験片の実験と解析の荷重-変位曲線を図-8, 9 に示している、実験と解析の結果を比べると全ての試験片においてき裂発生後の挙動が異なるが、荷重-変位曲線そのものが概ね一致しており、最大荷重およびき裂発生時変位の誤差は 10%以内となっている。

表-4 に示すように、V ノッチの角度と U ノッチの半径を小さくすることでノッチ先端の応力三軸度が増大する。このことより、変形能力は応力三軸度に大きな影響を受けていることが分かる。また、これらの試験片は同程度の断面積であるため、応力三軸度は U ノッチ試験片より V ノッチ試験片の方が高い。

(3) メッシュサイズの影響

メッシュサイズは高い応力-ひずみ勾配領域（例えばノッチ先端の付近）に対して非常に敏感である。メッシュサイズが応力三軸度に及ぼす影響とメッシュの局所依存性を調べるために、解析時にノッチ先端付近領域において異なるメッシュサイズを使用した。厚さ方向のメッシュサイズには非依存性があることから、厚さ方向を 8~12 分割した（約 1.0~1.3mm）。延性破壊挙動がノッチおよび幅方向のメッシュサイズに敏感であると考えられるため、VBS-134 試験片のノッチと幅方向のメッシュ分割は 0.05mm, 0.1mm, 0.2mm, 0.3mm とした。図-11 に、例として VBS-134 試験片の異なるメッシュサイ

ズのノッチ先端と中心部（図-10）に対応する応力三軸度－変位関係を示している．メッシュサイズが 0.3mm, 0.2mm, 0.1mm および 0.05mm におけるパラメータ u_{eq}^f はそれぞれ 0.05mm, 0.09mm, 0.11mm および 0.12mm と試

行錯誤的に解析を行うことで得られた．他の 3 つの離散データ（不均一比 β , ノッチ先端と中心部の応力三軸度 η ）は表-4 に加えている．この表において，第 1, 2 列は試験片名とその対応する解析におけるメッシュのサ

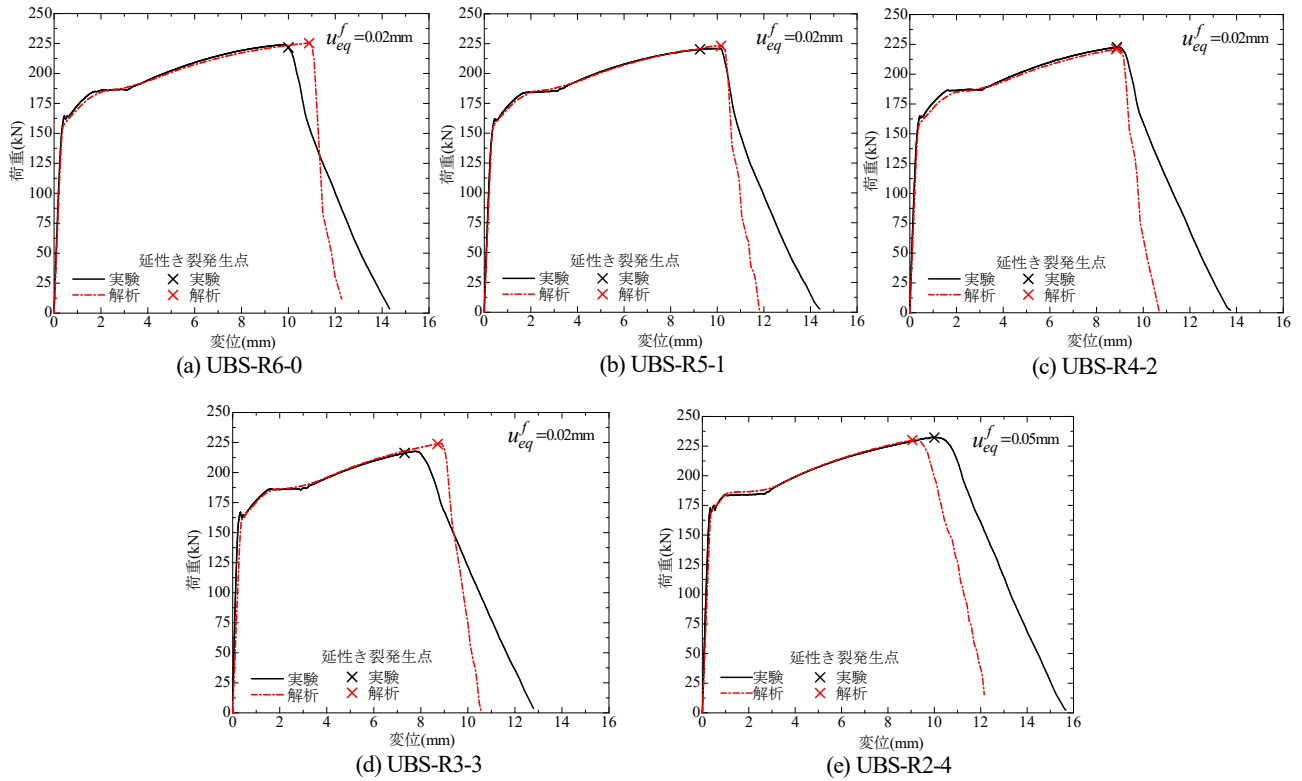


図-8 UBS シリーズの実験と解析の荷重－変位曲線

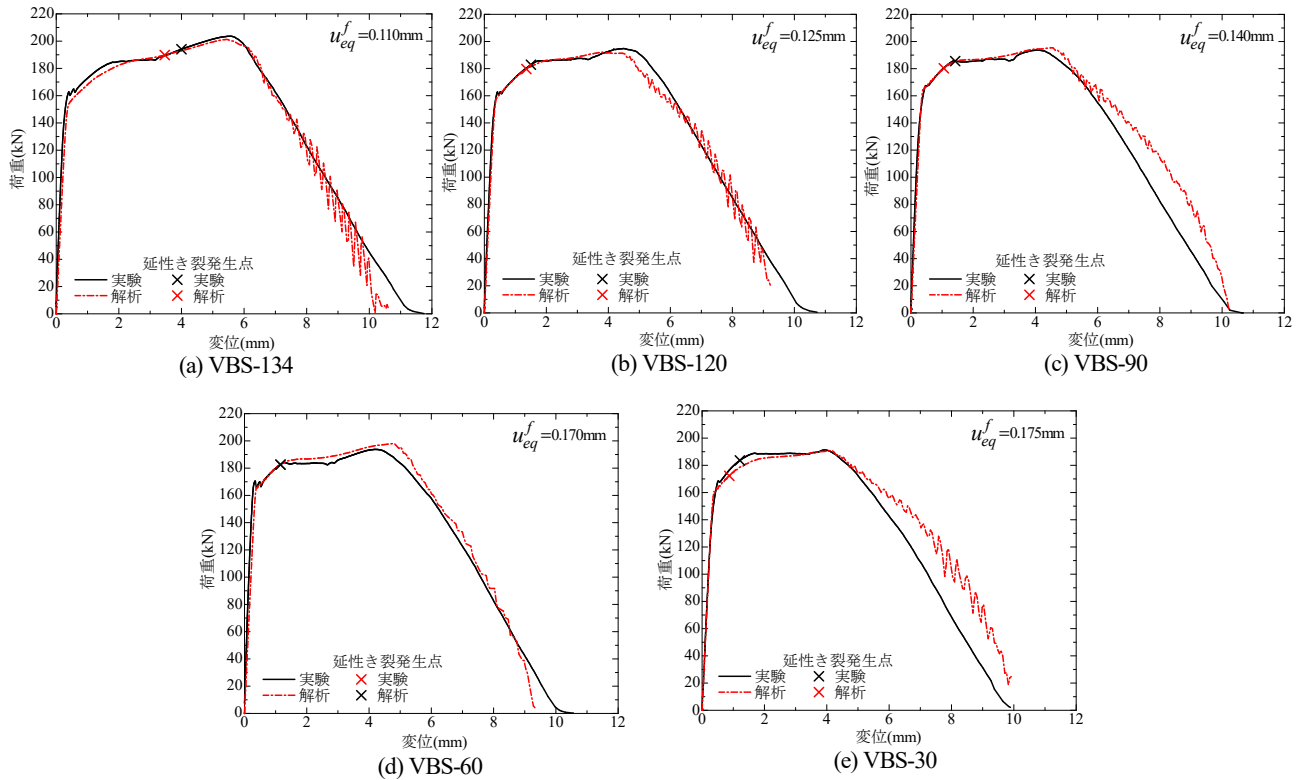


図-9 VBS シリーズの実験と解析の荷重－変位曲線

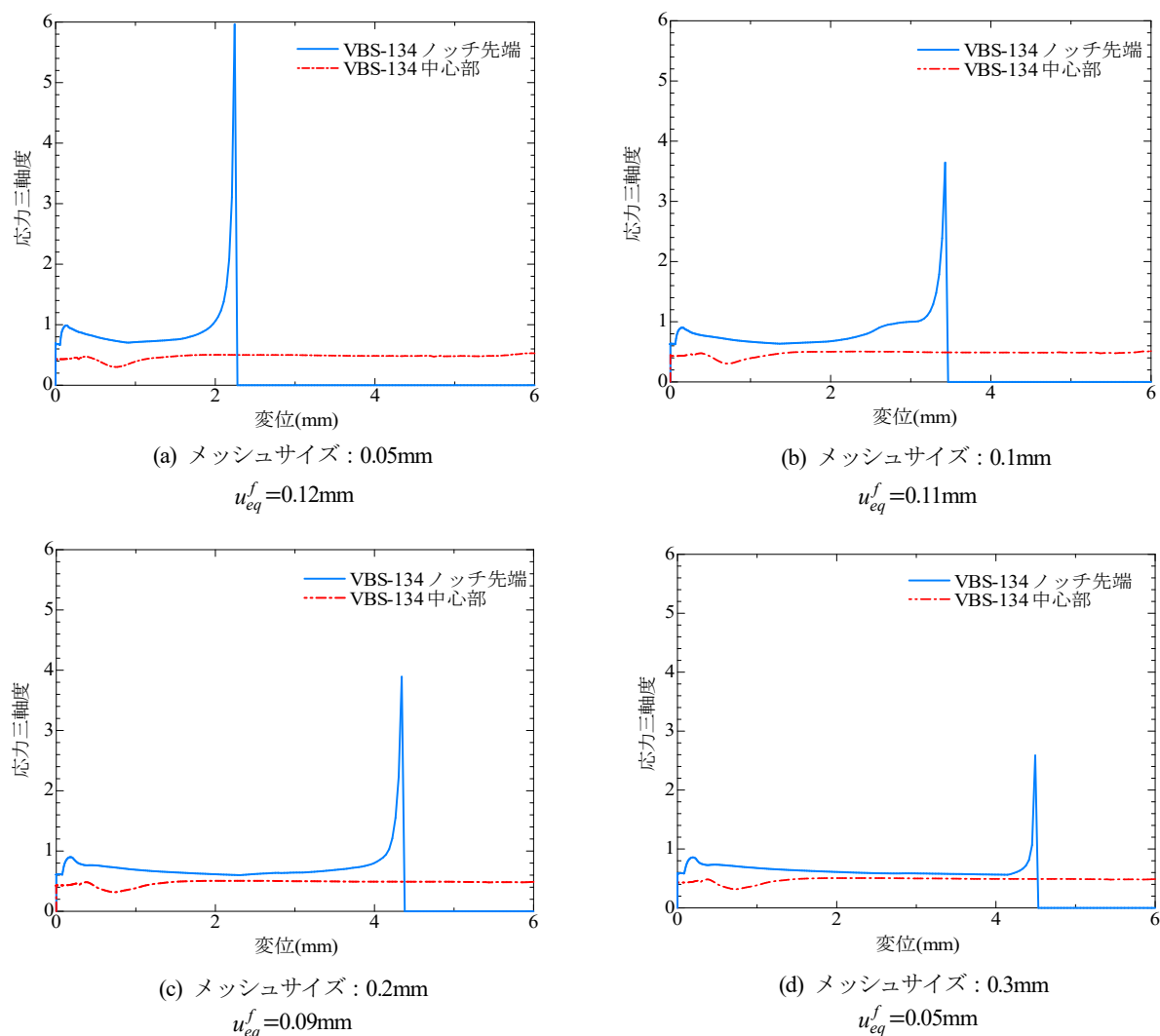


図-11 VBS-134 試験片ノッチ先端と中心部の応力三軸度－変位曲線

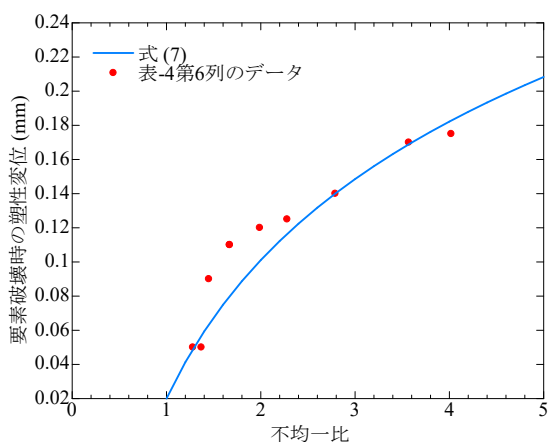


図-12 パラメータ u_{eq}^f と不均一比パラメータ β の関係

イズである。第 3, 4 列は解析から得られた応力三軸度が急劇的に増加する前のノッチ先端と中心部の平均応力三軸度である (図-5 に示された点線 LL' の前)。第 5 列は不均一比 β 、すなわちノッチ先端と中心部の平均応力三軸度の比である。第 6 列は実験結果を基に試行錯誤的解析を行うことで得られたパラメータ u_{eq}^f である。

(4) パラメータ u_{eq}^f と不均一比パラメータ β の関係

表-4 に記載されたデータから、パラメータ u_{eq}^f と不均一比 β の関係を図-12 に示し、次式のような対数関係を仮定する。

$$u_{eq}^f = C_1 \ln(\beta) + C_2 \quad (6)$$

ここで C_1 と C_2 は定数である。不均一比 β が 1 以下の時、パラメータ $u_{eq}^f = 0.02\text{mm}$ である。その結果、 $C_2 = 0.02$ とした。定数 C_1 は、表-4 の列(6)のパラメータ u_{eq}^f と不均一比 β を基に、0.117 と決定した。その結果、式(6)を次式のように表すことができる。

$$u_{eq}^f = 0.117 \ln(\beta) + 0.02 \quad (7)$$

式(7)も図-12 にプロットされている。表-4 と図-12 より、パラメータ u_{eq}^f が不均一比 β の増加に伴って増加していることが分かる。

(5) モデルの妥当性検証

式(7)を延性破壊モデルに適用し、その妥当性を検証す

表-4 ノッチ先端と中心の平均応力三軸度

(1) 試験片	(2) メッシュ サイズ (mm)	(3) ノッチ先端の 平均応力三軸度	(4) 中心部の 平均応力三軸度	(5) 不均一比 β (3)/(4)	(6) u_{eq}^f (mm)	(7) 式(7)から得られた u_{eq}^f (mm)
UBS-R6-0	0.1	0.398	0.450	0.88	0.020	0.020
UBS-R5-1	0.1	0.411	0.459	0.90	0.020	0.020
UBS-R4-2	0.1	0.442	0.458	0.97	0.020	0.020
UBS-R3-3	0.1	0.450	0.445	1.01	0.020	0.021
UBS-R2-4	0.1	0.507	0.369	1.37	0.050	0.057
VBS-134	0.1	0.770	0.462	1.67	0.110	0.080
VBS-120	0.1	0.866	0.380	2.28	0.125	0.116
VBS-90	0.1	1.01	0.362	2.79	0.140	0.140
VBS-60	0.1	1.22	0.342	3.57	0.170	0.169
VBS-30	0.1	1.51	0.376	4.02	0.175	0.183
VBS-134	0.3	0.601	0.469	1.28	0.050	0.049
VBS-134	0.2	0.679	0.469	1.45	0.090	0.063
VBS-134	0.05	0.865	0.435	1.99	0.120	0.101

るために、ひずみゲージの中心（ノッチ先端からの距離は3mm）に対応する要素のひずみを抽出した。UBS-R2-4とVBS-120を例として、図-13の(a)と(b)で解析と実験のひずみ変化を比較した。図-13に示すように、解析から得られたひずみは実験から得られた値より僅かに大きいですが、ひずみ履歴がほぼ一致している。

この式を検証するために、VBS-120において0.2mmと0.05mmのメッシュサイズで解析を行った。0.2mmの場合、ノッチ先端と中央部の平均応力三軸度はそれぞれ0.833と0.379であり、不均一比 β は2.199となる。式(7)より、要素破壊時の塑性変位 u_{eq}^f を計算すると0.11mmを得られる。同様に、0.05mmの場合、 u_{eq}^f は0.117mmである。解析の際にこれを適用し、得られた荷重-変位関係を実験結果とともに図-14に示す。この比較より、どのメッシュ分割でも、提案式を利用すれば、本解析手法は実験結果（延性破壊挙動）を良い精度で模擬することができることが確認できる。

図-15に実験と解析から得られたVBS-60試験片の延性破壊過程を示す。下側は固定されたカメラの位置から観察した試験片表面のき裂発生と進展の写真で、上側は同じ変位下の解析コンター図である。延性き裂はノッチ先端表面の中心から発生して、厚さと幅方向に沿って表面から中心に進展して行くことが図-15(a)から分かる。そして、図-15(b)の解析コンター図から、解析によるき裂の発生・進展様子（延性き裂の発生点：A、き裂の進展：B、およびさらに進展して行くき裂：CとD）と実験時の挙動がよく一致していることが分かる。

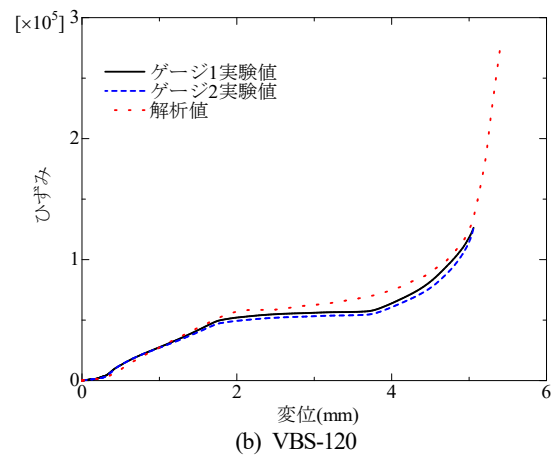
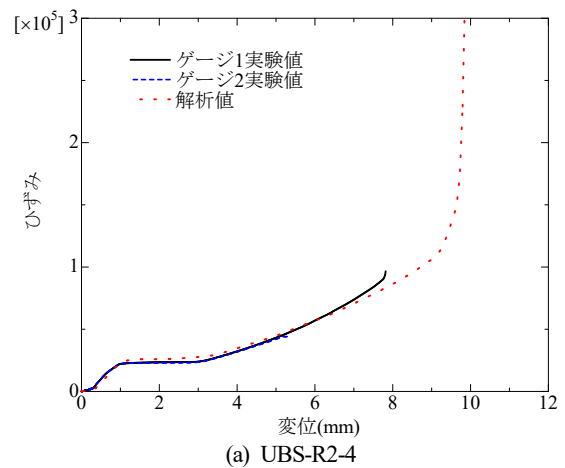


図-13 実験と解析のひずみ-変位関係

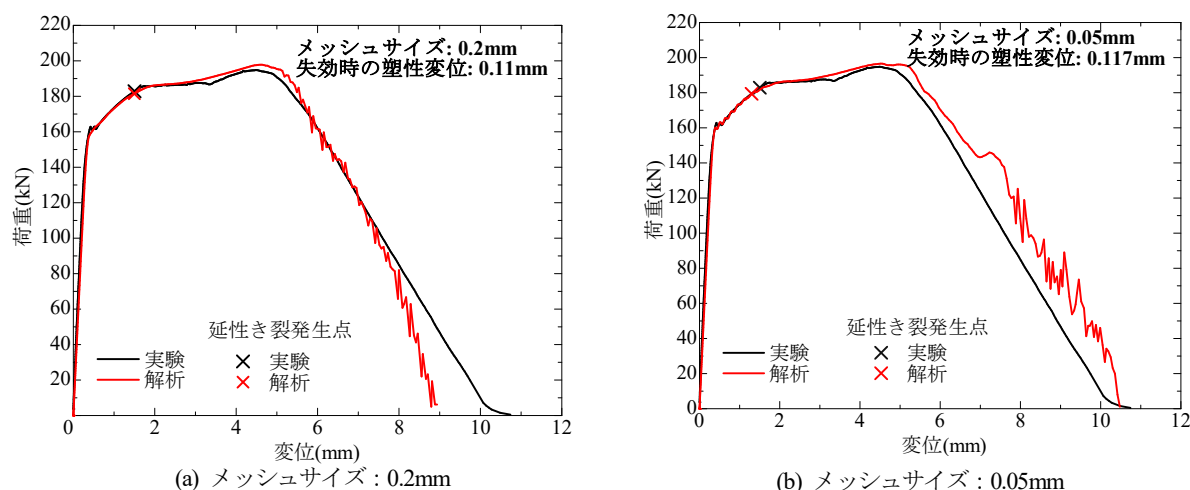


図-14 VBS-120 試験片の実験と解析の延性き裂の発生と進展結果

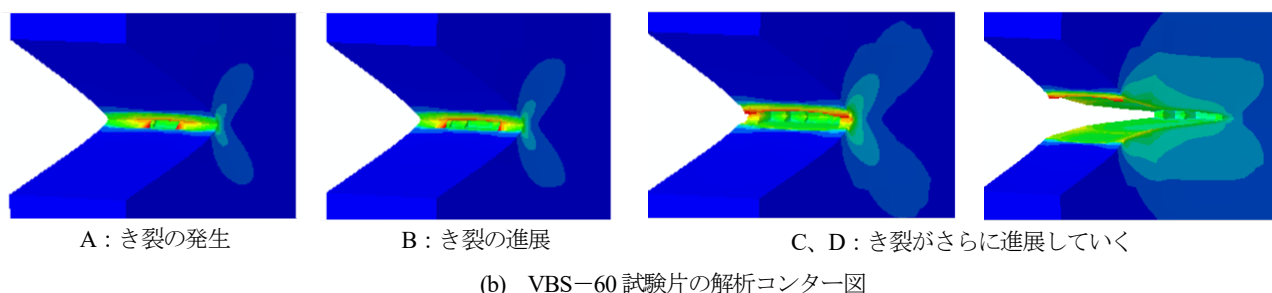
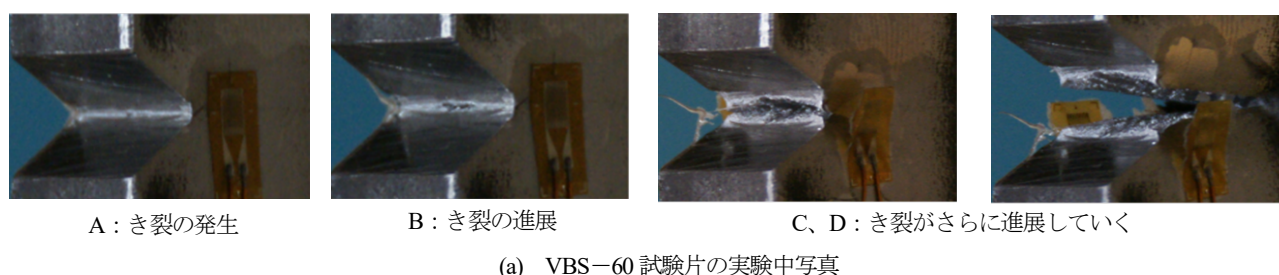


図-15 VBS-60 試験片の実験と解析の延性き裂の発生と進展結果

5. 結言

本研究では、高応力三軸度が延性破壊特性に与える影響に関する実験的および解析的検討を行った。具体的には、まず材料レベルの解析結果の検討、メッシュサイズの影響、要素破壊時の塑性変位 u_{eq}^f と応力三軸度の不均一比 β の関係の定式化およびそれを適用した解析手法（修正3段階2パラメータ延性破壊モデル）の妥当性について検討した。得られた主な知見を以下に示す。

(1) UノッチとVノッチの実験結果を比較すると、ほぼ同程度の断面積を有する場合でも、Vノッチの方がき裂発生時の変位が小さくなっている。これはVノッチの方がノッチ底部に応力が集中しやすく、高応力三軸状態になりやすいため、Uノッチと比べてき裂発生が早いと考えられる。

(2) 修正3段階2パラメータ延性破壊モデルにより、単調載荷を受ける鋭いノッチを有する構造用鋼材のき裂の発生、最大荷重、最終破断点といった延性破壊挙動を精度よく予測することができた。

(3) 有限要素解析によってパラメータ u_{eq}^f と不均一比 β の対数関係を得た（すなわち、式(7)）。全ての試験片の解析結果は実験結果を比較的良好な精度で評価し、誤差は10%以内となっている。これにより、修正3段階2パラメータ延性破壊モデルを用いた本解析手法は応力三軸度の軟化段階におけるメッシュの依存性を解決するために有効であると証明できた。

参考文献

- 1) 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.
- 2) 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—公共の被害と耐震性, 土木学会誌, Vol.80, No.7, pp.54-62, 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: 兵庫県南部地震によ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, 土木学会論文集, No.591/I-43, pp.243-261, 1998.
- 4) 平松秀基, 道場康二, 豊田政男: 応力三軸度が小さい力学状態における構造用材料の延性き裂発生特性, 日本造船学会論文集, 第192号, pp.563-571, 2002年.
- 5) 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年11月.
- 6) Bao, Y. B. and Wierzbicki, T. : On fracture locus in the equivalent strain and stress triaxiality space. *Int. J. Mech. Sci.*, Vol.46, No.1, pp. 81-98, 2004.
- 7) Kim, J., Gao, X. and Srivatsan, TS. : Modeling of void growth in ductile solids: effects of stress triaxiality and initial porosity. *Eng Fract Mech* Vol.71, No.3, pp. 379-400, 2004.
- 8) 葛漢彬, 川人麻紀夫, 大橋正稔: 鋼材の延性き裂発生の限界ひずみに関する基礎的研究, 土木学会地震工学論文集, Vol.28, No.190, 2005.
- 9) Barsoum, I. and Faleskog, J. : Rupture mechanisms in combined tension and shear—Experiments. *Int. J. Solids. Struct.*, Vol.44, No.6, pp. 1768-86, 2007.
- 10) Jackiewicz, J. : Use of a modified Gurson model approach for the simulation of ductile fracture by growth and coalescence of microvoids under low, medium and high stress triaxiality loadings. *Eng. Fract. Mech.*, Vol.78, No.3, pp. 487-502, 2011.
- 11) Hosokawa, A., Wilkinson, D. S., Kang, J. and Maire, E. : Effect of triaxiality on void growth and coalescence in model materials investigated by X-ray tomography. *Acta. Mater.*, Vol.60, pp. 2829-39, 2012.
- 12) Kiran, R. and Khandelwal, K. : Experimental studies and models for ductile fracture in ASTM A992 steels at high triaxiality. *J. Struct. Eng. ASCE.*, Vol.140, No.2, 2013.
- 13) 加藤友哉, 康瀾, 葛漢彬: 溶接継手の破壊メカニズムの解明に関する基礎的研究, 土木学会論文集 A1, (構造・地震工学) Vol. 71, No. 4, 2015.

A STUDY ON DEVELOPING DUCTILE FRACTURE MODEL FOR STRUCTURAL STEELS UNDER HIGH STRESS TRIAXIALITY

Yan LIU, Hanbin GE and Lan KANG

This study is based on the previous three-stage and two-parameter ductile fracture model proposed by our research group, the equivalent plastic displacement at element failure during simulations is obtained by notched specimen tests, and an improved ductile fracture model is presented considering the effect of high stress triaxiality during both the plastic stage and the softening stage. The relationship between the plastic displacement at element failure and a nonuniform ratio (nonuniform ratio is the ratio of the average value of stress triaxiality of notch tip and center) is determined by a series of tests and analyses. Detailed finite element analyses that employ the improved ductile fracture model are shown to predict ductile fracture behavior under high stress triaxiality with good accuracy across the mesh sizes, notch radii, and notch degree in terms of ductile crack initiation point, ultimate load point and load-displacement curve.