

低応力三軸度下における鋼材の延性破壊条件の予測精度の向上に関する研究

劉 巖¹・葛 漢彬²・康 瀾³

¹ 学生会員 名城大学 理工学研究科社会環境デザイン工学科 (〒468-8502 名古屋市天白区塩釜口 1-501)
E-mail: 183443504@ccalumni.meijo-u.ac.jp

² フェロー 名城大学教授 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・元名城大学 JSPS 外国人特別研究員 (〒510640 中国広州市天河区五山路 381 号)
E-mail: ctkang@scut.edu.cn

本研究では、引張応力およびせん断応力の組み合わせによる複合応力下での破壊実験を行った。また、低応力三軸度における鋼材の延性き裂の発生・進展を模擬するため、解析結果より VG モデル(Void Growth Model)に基づく既往の延性破壊破壊条件を改良した新しい延性破壊条件を提案している。その結果、低応力三軸度下における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: low stress triaxiality, structural steel, shear stress, ductile fracture model, ductile fracture parameter

1. 緒言

1995 年 1 月に発生した兵庫県南部地震により、多くの鋼構造物に甚大な被害がもたらされた。その中でも二層ラーメン橋脚(図-1)における梁腹板や隅角部、部分溶け込み溶接断面などといったせん断力が卓越する箇所でも破壊がみられた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、延性き裂発生とその後の進展のメカニズムの解明は重要である。しかし、これまでの鋼構造分野における研究では、垂直応力(引張応力)が支配する状況での破壊試験や、せん断座屈に関する研究は行われているものの、複合応力状態(引張応力とせん断応力が同時

に作用する状況)、特にせん断応力支配する状況で生じる延性破壊性状に関するメカニズムの解明は進んでいないのが現状である。

既往の研究では、応力三軸度および相当塑性ひずみが延性き裂の発生を予測するための有効なパラメータであることが確認されている⁴⁾⁷⁾。応力三軸度 η は多軸拘束程度を表す指標であり、定義式として以下の式(1)のように与えられている。

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

ここで、 σ_h は静水圧、 σ_{eq} は Mises の相当応力であり、それぞれ式(2)と式(3)で定義される。

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

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

ここでの $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ はそれぞれ第 1, 2, 3 主応力である。

次に、上記で述べたもう 1 つの延性き裂の発生予測において有効なパラメータである相当塑性ひずみ ε_{eq} は式(4)によって表される。

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



図-1 二層ラーメン橋脚(せん断破壊の例)

ここでの $d\epsilon_1^p$, $d\epsilon_2^p$, $d\epsilon_3^p$ はそれぞれ第1, 2, 3主塑性ひずみである。

応力三軸度 η は式(1)で定義されているが、応力三軸度の状態としては、高応力三軸度、低応力三軸度および負

の応力三軸度の3つに分類される。それぞれの応力三軸度の範囲は、高応力三軸度： $\eta \geq 1/3$ ，低応力三軸度： $0 \leq \eta \leq 1/3$ ，負の応力三軸度： $-1/3 \leq \eta \leq 0$ と定義されている。

ここで、各応力三軸度における応力状態に関しては純

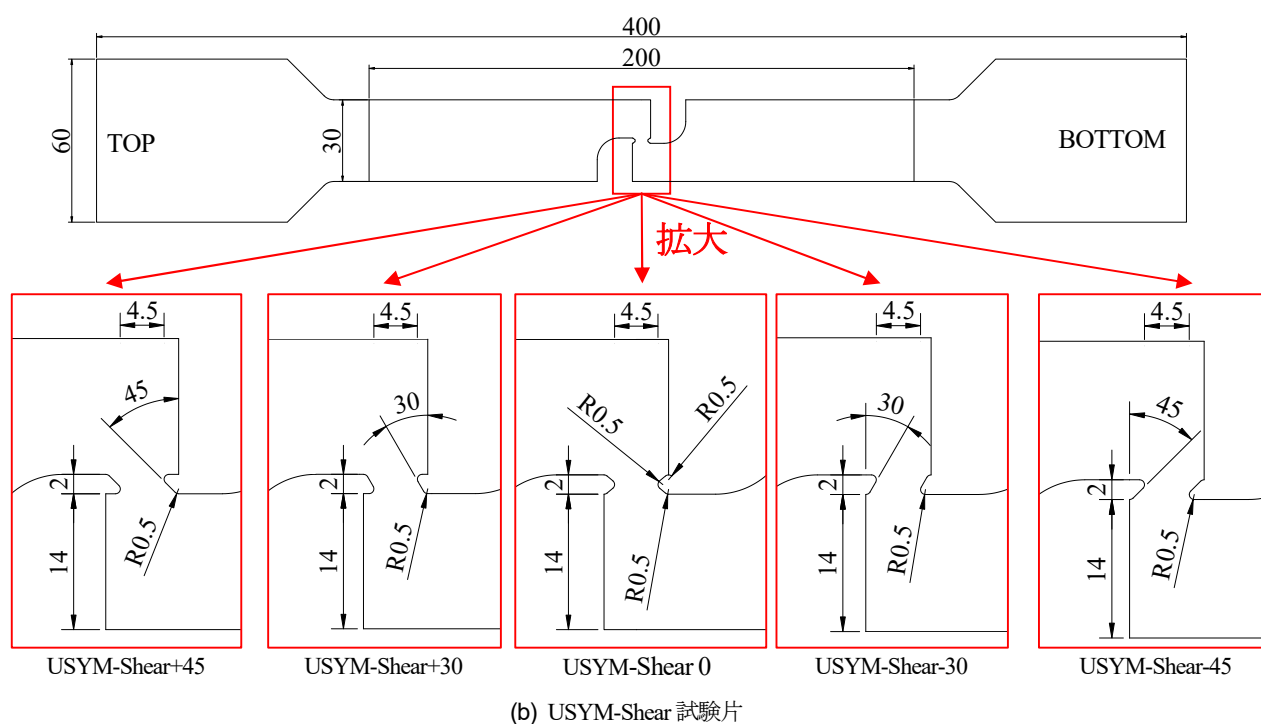
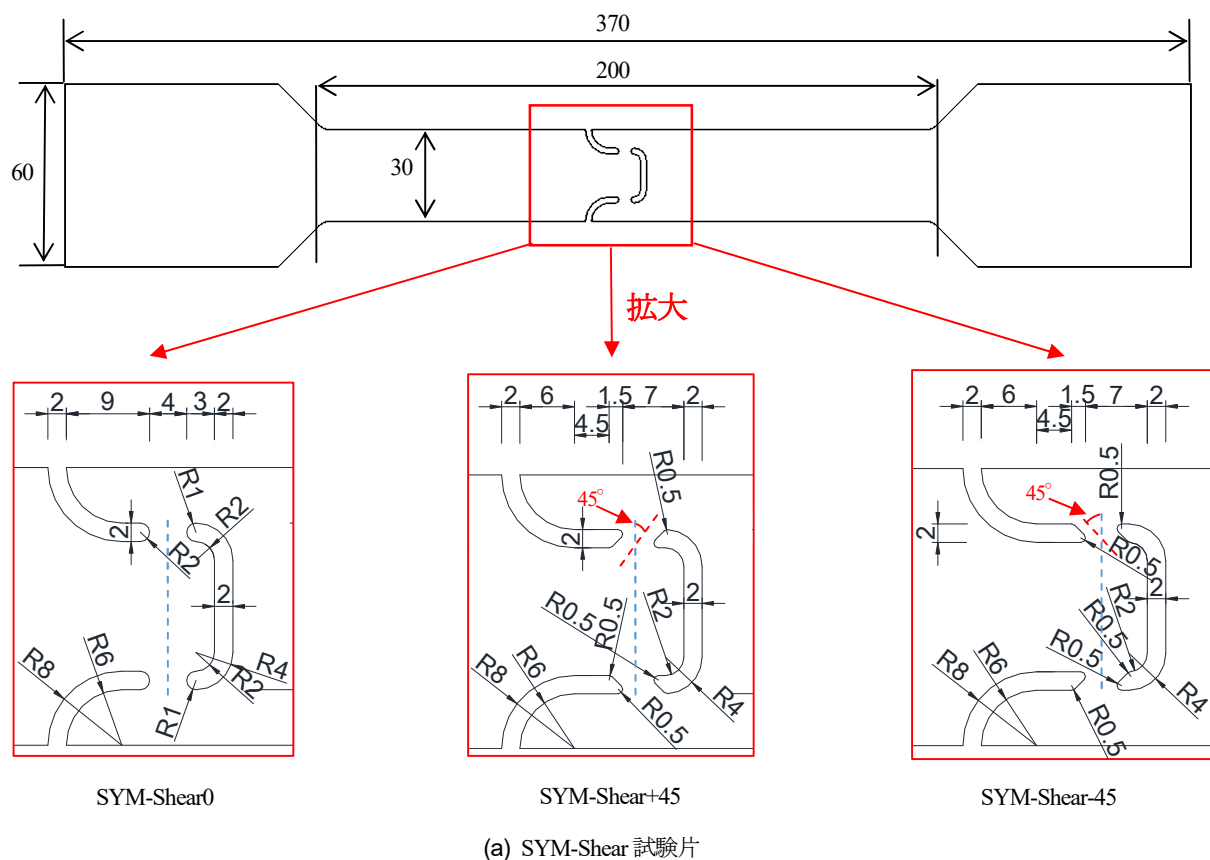


図-2 各試験片の全体と中央拡大部の設計寸法図 (単位: mm)

せん断，一軸引張，等二軸引張，多軸引張の4つが挙げられる．まず純せん断における応力状態は，各主応力(σ_1 , σ_2 および σ_3)の和が全て0となるため，応力三軸度 $\eta=0$ となる．一軸引張状態における応力状態は，主応力 σ_2 と σ_3 は0となるが， σ_1 だけが生じることから，応力三軸度 $\eta=1/3$ となる．等二軸引張における応力状態は，各主応力が σ_1 と σ_2 は等しく生じ， σ_3 は0であることから，応力三軸度 $\eta=2/3$ となる．多軸応力における応力状態は，各主応力が全て生じることから，応力三軸度 $\eta \geq 1/3$ となる．

以上のことから，低応力三軸度 $0 \leq \eta \leq 1/3$ とは純せん断から一軸引張までの範囲，すなわち複合応力状態（引張応力とせん断応力が同時に作用する状況）での破壊性状となる範囲のことを指すと考えられる．

そこで，本研究では低応力三軸度下における鋼材の延性破壊メカニズムを明らかにするために，引張応力とせん断応力の組み合わせによる複合応力状態下での破壊が生じる試験片を考案し，新たな延性破壊条件を構築し，その妥当性を実験結果により検証する．

2. 実験概要および解析概要

(1) 試験片

本研究で用いた試験片は，鋼種 SM490YB，板厚 12mm の鋼板より製作している．低応力三軸度下における鋼材の破壊性状を解明するため，それぞれ初期状態において異なる複合応力状態（引張応力とせん断応力が同時に作用する状況）が作用する形状，载荷方向の法線方向によって，図-2 に示すように対称的開口を有するせん断試験片（Symmetrical shear bar，以降 SYM-Shear 試験片と称する）と非対称的開口を有するせん断試験片（Unsymmetrical shear bar，以降 USYM-Shear 試験片と称する）を考案した．本試験片の特徴は，せん断応力生じる可能性が高いディテールとなっている．引張力を受ける場合，試験片破壊箇所の角度により異なる垂直応力とせん断応力が生じることで，せん断応力と引張応力が同時に作用する破壊状況を模擬することである．実験は，荷重 $\pm 500\text{kN}$ ，ストローク $\pm 75\text{mm}$ まで制御可能な MTS 試験機を用いて変位制御で単調引張载荷を行い，载荷中の荷重と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測定している．

(2) 3段階2パラメータ延性破壊モデル⁸⁾

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，このモデルを3段階2パラメータ延性破壊モデル（図-3）と称する．3

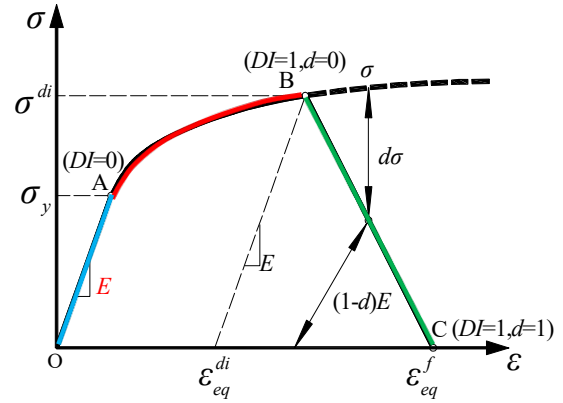


図-3 3段階2パラメータ延性破壊モデル

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⁸⁾．図-3 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．

$$\int_0^{\epsilon_{eq}^{di}} \frac{d\epsilon_{eq}}{\epsilon_{eq}^{di}(\eta)} = 1 \quad (5)$$

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

相応の損傷発生基準に達した時， $\epsilon_{eq}^{di}(\eta)$ は等価なき裂発生ひずみと見なすべきである．式(5)を次式に示す応力一修正限界塑性ひずみの形で表すことができる．

$$DI = \int \frac{\dot{\epsilon}_{eq}}{\epsilon_{eq}^{di}(\eta)} dt \quad (6a)$$

$$DI = DI_c \quad (6b)$$

ここで， $\dot{\epsilon}_{eq}$ は相当塑性ひずみ率， $\epsilon_{eq}^{di}(\eta)$ は応力三軸度 η で表される損傷発生基準（延性破壊条件）， DI_c は損傷開始基準に達した時の DI の臨界値である．これまでの研究では延性破壊条件 $\epsilon_{eq}^{di}(\eta)$ は式(7a)を用いたが低応力三軸度下における破壊状況を精度良く模擬出来ない問題点がある．詳しくは後述する．

$$\epsilon_{eq}^{di}(\eta) = \alpha \exp(-1.5\eta) \quad (7a)$$

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、次式で定義される。

$$\alpha = \int_0^{\varepsilon_{eq}^{di}} \frac{d\varepsilon_{eq}}{\exp(-1.5\eta)} \quad (7b)$$

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。 α の決定方法については文献5)を参照されたい。

B点に達した後、次式のパラメータ d が導入される。

$$d = \frac{u_{eq}}{u_{eq}^f} \quad (8)$$

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、 $d=1$ に達した時に要素が削除される（すなわち、き裂が発生した）と定義している。

$$u_{eq} = L_e \varepsilon_{eq} \quad (9)$$

ここで、 L_e は要素の特性長さ（ソリッド要素の場合は体積立方根）である。

(3) 解析モデル

本解析は、低応力三軸度における鋼材の延性き裂の発生・進展を評価できる新しい延性破壊条件（N-VGモデル）の提案を目標とした検討を行う。解析は初期変形の影響を考慮せず、汎用FEM解析ソフトウェアAbaqusを用いた。境界条件は片側固定とし、もう片側に強制変位を与えている。構成則は材料試験の結果より得られた公

称応力-公称ひずみ関係を換算した真応力-真塑性ひずみ関係にネッキング後の領域においてMWA法（修正加重平均法）⁸⁾を用いている。ここで、ネッキング後の重み係数 $w=270$ としている。

要素タイプは6面体の1次低減積分要素(C3D8R)を用いている。例として角度0°試験片のメッシュサイズを図-4に示す。幅方向（赤線方向）は0.2mm、最短方向（黄線方向）は0.1mm、板厚方向を8分割としており（サイズは1.5mm）、これら以外の部分は解析時間短縮のため粗い要素で分割した。

3. 実験結果および解析結果の考察

(1) 実験結果

実験より得られた各試験片の荷重-変位曲線を図-5に示す。また、各試験片の初期剛性、二次剛性、降伏荷重、降伏変位、最大荷重および最大荷重時変位を算出し、その結果を表-1に示す。各試験片の初期剛性は同程度であるが、二次剛性については試験片の角度により異なっており、SYM-Shear+45試験片の二次剛性が最も大きく、破断が最も早い。また、SYM-Shear-45試験片の二次剛性が最も小さく、破断が最も遅くなっている。USYM-Shear試験片ではUSYM-Shear+45試験片の二次剛性が最も大きく、破断が最も早い。USYM-Shear-45試験片の二次剛性が最も小さく、破断が最も遅くなっている。これらか

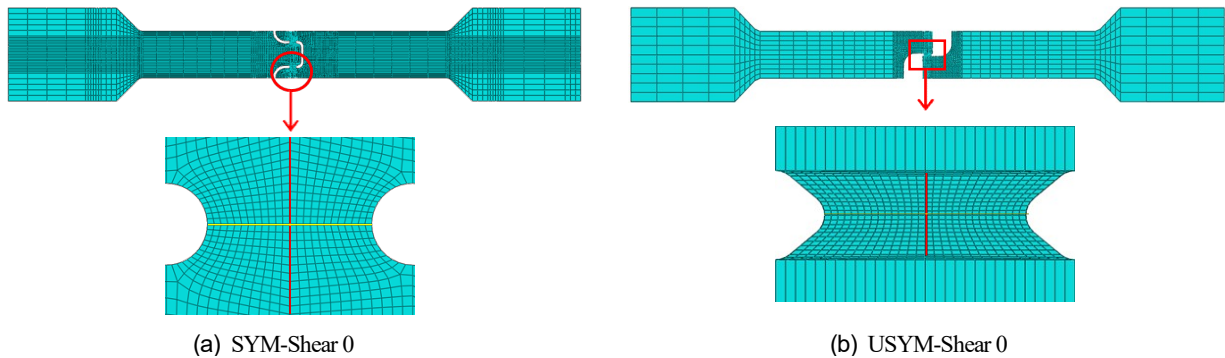


図-4 解析モデル

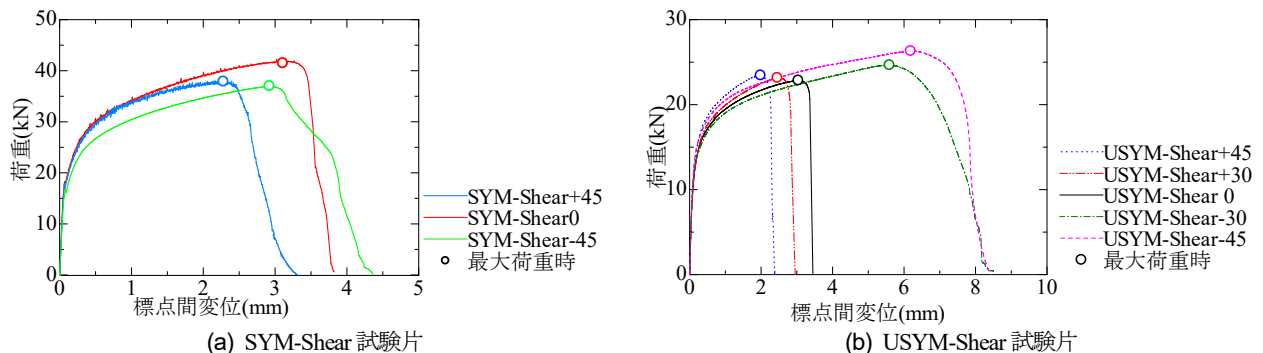


図-5 各試験片の荷重-変位曲線

表-1 各せん断試験片の実験結果比較

試験片名	初期剛性 (kN/mm)	二次剛性 (kN/mm)	降伏荷重 (kN)	降伏変位 ($\times 10^{-2}$ mm)	最大荷重 (kN)	最大荷重時変位 (mm)
SYM-Shear0	325.9	4.4	29.3	8.99	42.2	3.02
SYM-Shear+45	335.7	5.1	27.7	8.17	38.5	2.28
SYM-Shear-45	258.7	3.8	26.4	10.20	37.0	2.92
USYM-Shear+45	150.1	3.33	10.6	0.087	23.5	1.99
USYM-Shear+30	134.4	2.64	11.4	0.120	23.2	2.45
USYM-Shear 0	142.8	1.84	12.4	0.145	22.9	3.04
USYM-Shear-30	132.6	1.14	12.0	0.117	24.7	5.59
USYM-Shear-45	148.2	1.02	12.3	0.111	26.3	6.19

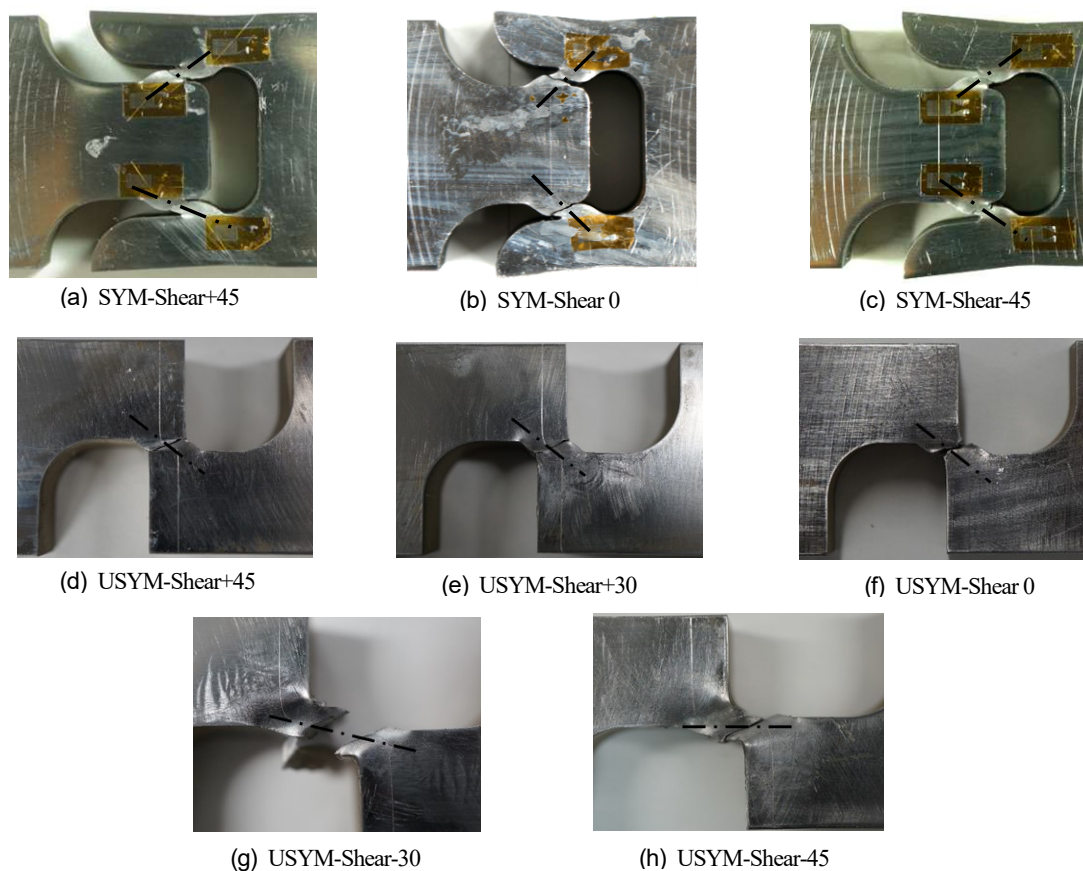


図-6 各試験片の破壊形状（左側：載荷端側，右側：固定端側）

ら，SYM-Shear 試験片と USYM-Shear 試験片の結果は同様であることが分かった。

各試験片の破壊形状を図-6 に示す。図-6 より，いずれの試験片においても中央部以外の変形は確認されなかった。最小断面方向（黒の鎖線）と破断面方向より，引張応力とせん断応力が同時に作用したことが確認できる。

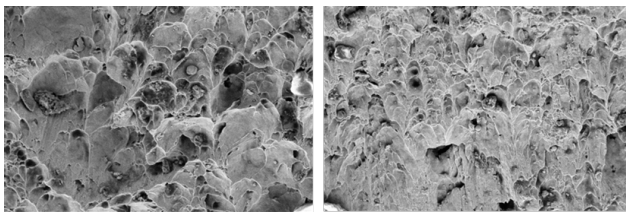
(2) 破断面の観察

各試験片載荷端側の破断面において，走査型電子顕微鏡（SEM）を用いて破面観察を行った。引張応力における破面状態とは異なり，せん断応力における破面状態は

平坦面が見え，ディンプルが少ない。

例として，SYM-Shear+45 試験片と USYM-Shear+45 試験片における破面を図-7，図-8 に示す。ここで，SYM-Shear+45 試験片は図-7 に示すように，破面ディンプルの数は少なくなっており，平坦の部分が多く占めていることが見られ，せん断応力によってき裂発生および破面が形成されていることを確認した。また，USYM-Shear+45 試験片は図-8 に示すように，せん断破面の特徴（顕著な平坦面）が見られ，深いディンプルのない層状表面が見られた。

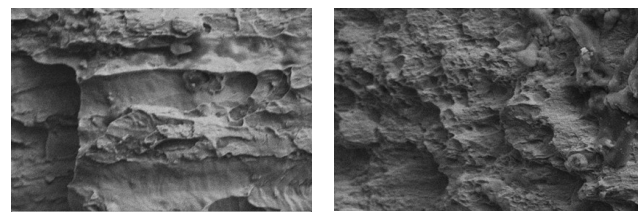
以上のことから，実験的に，低応力三軸度における破



(a) 中央部 SEM 写真

(b) 端部側 SEM 写真

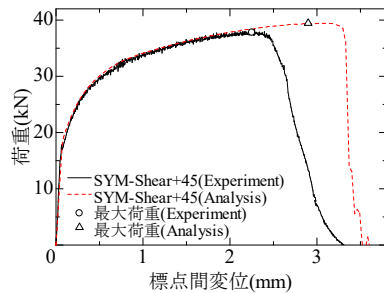
図-7 SYMShear+45 破断面の SEM 写真



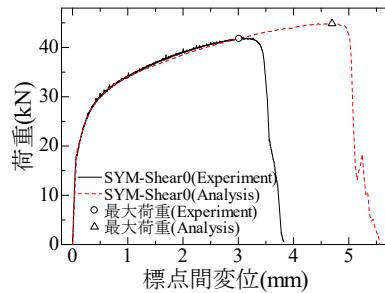
(a) 中央部 SEM 写真

(b) 端部側 SEM 写真

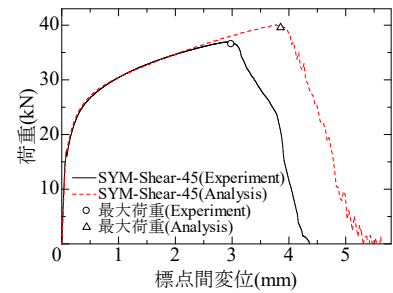
図-8 USYMShear+45 破断面の SEM 写真



(a) SYM-Shear+45

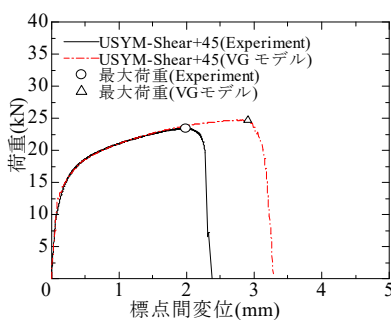


(b) SYM-Shear0

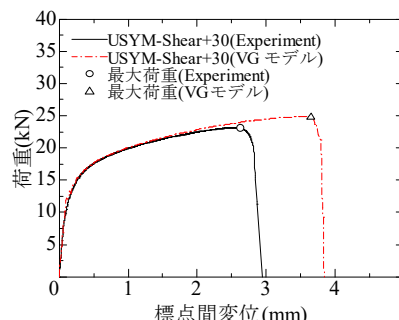


(c) SYM-Shear-45

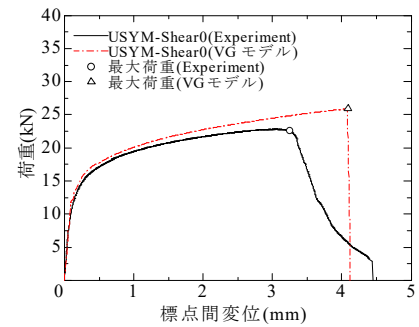
図-9 VG モデルを用いた解析結果 (SYM-Shear 試験片)



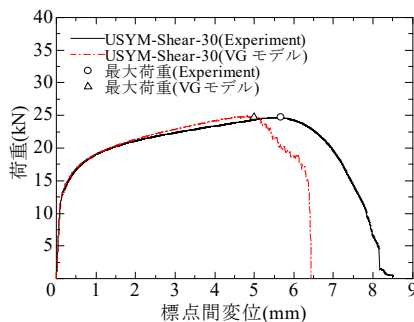
(a) USYM-Shear+45



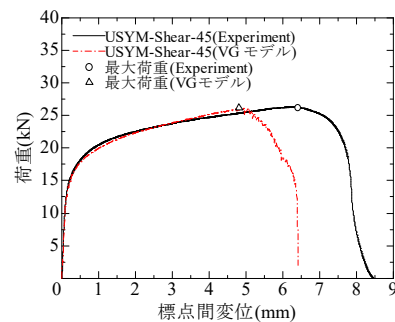
(b) USYM-Shear+30



(c) USYM-Shear0



(d) USYM-Shear-30



(e) USYM-Shear-45

図-10 VG モデルを用いた解析結果 (USYM-Shear 試験片)

壊性状を確認した。

(3) 延性破壊条件の考察

これまで、種々の材料に対して、様々な延性破壊モデルが提案された⁹⁾¹²⁾。Rice と Tracey⁹⁾は単一の球状ボイド成長理論により、破壊モデルを定式化した。また、Hancock と Mackenzie¹¹⁾、Johnson と Cook¹²⁾は、平板及び丸棒の単純引張実験により、経験的な破壊条件 VG モデル (式 7a) を提案した。

本研究において、VG モデルを用いた解析結果と実験結果との比較を行った荷重－変位曲線を図-9、図-10 に示す。各試験片の荷重変位関係より、解析の方が実験より破断変位が大きいことが確認できる。VG モデルが簡易的な延性破壊条件であり、低応力三軸度下における破壊状況を精度良く模擬出来ない問題点があった。これは、VG モデルを用いた解析では、解析上で比較的応力三軸度が大きい箇所だけ要素削除が発生し、応力三軸度が小さい($\eta \leq 1/3$)領域においては要素が削除されてい

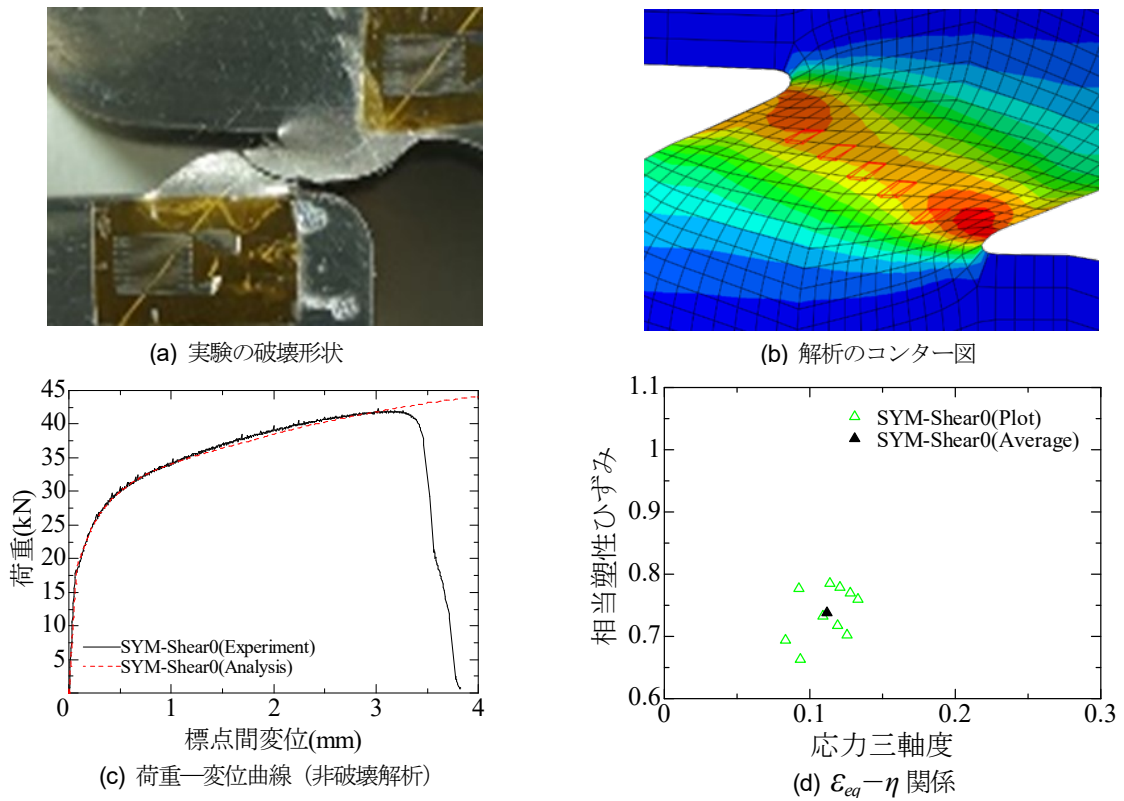


図-11 SYM-Shear 試験片における $\epsilon_{eq}-\eta$ 関係の抽出

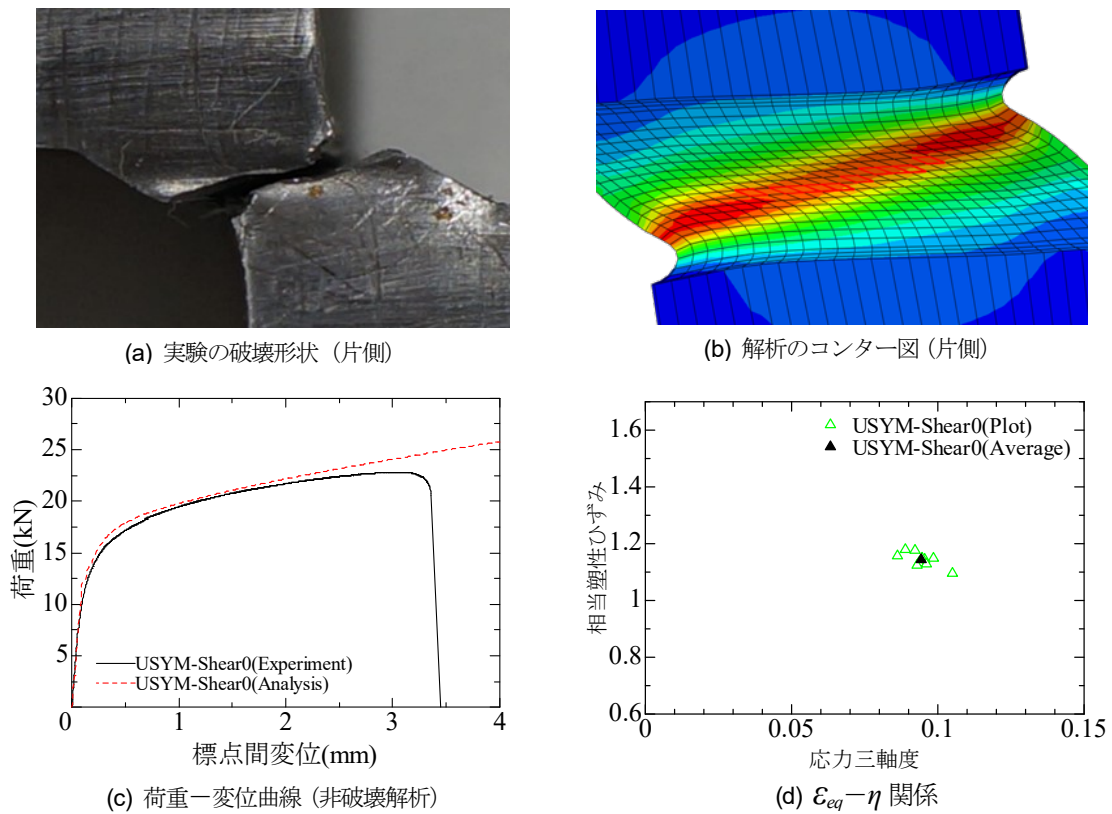


図-12 USYM-Shear 試験片における $\epsilon_{eq}-\eta$ 関係の抽出

いため、要素が伸びていると考えられる。

そこで、各試験片の相当塑性ひずみと応力三軸度($\epsilon_{eq}-\eta$)関係を解明するために、各試験片の非破壊解析を行

い、実験のき裂発生時の変位に対応する領域要素(図-11の(b))に示すような赤四角の10個要素)から相当塑性ひずみと平均応力三軸度を抽出する。ここで、き裂発生時

の変位の決定方法については、実験の荷重－変位関係より、き裂発生時の変位を決定することは困難であった。そのため、Bluhm と Morrissey¹³⁾と同様に最大荷重時をき裂発生と定義している。また、本研究を用いた試験片は、き裂発生後、き裂進展せず、瞬時に破断に至っていることから、本研究では、最大荷重時をき裂発生点と近似することは妥当と考えている。

例として SYM-Shear と USYM-Shear における、角度 0° 試験片の抽出箇所、荷重－変位曲線および相当塑性ひずみ－応力三軸度関係をそれぞれ図-11、図-12 に示している。解析より抽出した相当塑性ひずみは $0 \leq \eta \leq 1/3$ 範囲に集中し、Rice と Tracey による延性破壊条件 VG モデル(式(7a))が過大に評価することがわかる。以上のことから、低応力三軸度下の影響を考慮した新しい延性破壊条件(New-Void Growth Model: N-VG モデル)を構築する必要がある。

Kudo と Aoi¹⁴⁾、Bao と Wierzbicki¹⁵⁾は、圧縮実験および解析により、負の応力三軸度範囲における適用可能な延性破壊条件を提案している。アルミニウム合金に対しての延性破壊条件は文献¹⁴⁾により次のように提案されている。

$$\varepsilon_{eq}^{di}(\eta) = a_1 (\eta + 1/3)^{-0.46}, \quad -1/3 \leq \eta \leq 0 \quad (9)$$

ここで、 a_1 は材料定数であり、Bao と Wierzbicki の延性破壊モデルは、応力三軸度 $\eta \leq -1/3$ の場合、破壊ひずみを無限大とすると仮定している¹⁵⁾。

本研究では、延性破壊条件の整合性を考えると、 $0 \leq \eta \leq 1/3$ 範囲内の相当塑性ひずみと応力三軸度の関係を式(10)の二次関数で仮定する。

$$\varepsilon_{eq}^{di}(\eta) = a_2 \eta^2 + a_3 \eta + a_4, \quad 0 \leq \eta \leq 1/3 \quad (10)$$

ここで、 a_2 , a_3 , a_4 は定数である。式(10)には定数が複数あるので、延性破壊条件作成の難度が高いという問題点がある。そのため、 $a_3=0$ を与えた以下の式(11)を用いる。

$$\varepsilon_{eq}^{di}(\eta) = a_2 \eta^2 + a_4, \quad 0 \leq \eta \leq 1/3 \quad (11)$$

$\eta=1/3$ のとき、式(7a)と式(11)は等しいと仮定すると、定数 a_2 は以下の式(12)のように表すことができる。

$$a_2 = 9[\alpha \exp(-0.5) - a_4] \quad (12)$$

$\eta=0$ のとき、式(9)と式(11)は等しいと仮定すると、定数 a_1 は以下の式(13)のように表すことができる。

$$a_1 = a_4 (1/3)^{0.46} \quad (13)$$

式(12)と式(13)より、定数 a_4 と延性破壊パラメータ α のみで式(9)と式(11)を表すことができる。定数 a_4 を新しい延性破壊パラメータ β と定義し、図-13 に示すように新しい延性破壊条件式(14)を提案する。

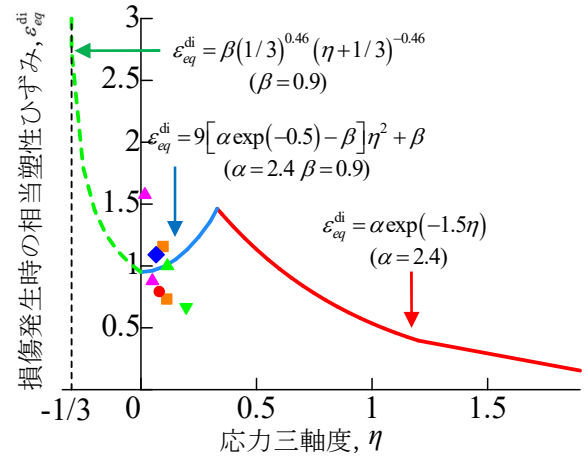


図-13 提案する延性破壊条件 (N-VG モデル)

$$\varepsilon_{eq}^{di}(\eta) = \begin{cases} \beta(1/3)^{0.46} (\eta+1/3)^{-0.46}, & -1/3 \leq \eta \leq 0 \\ 9[\alpha \exp(-0.5) - \beta] \eta^2 + \beta, & 0 \leq \eta \leq 1/3 \\ \alpha \exp(-1.5\eta), & 1/3 \leq \eta \end{cases} \quad (14)$$

ここで、式(14)における延性破壊パラメータ α と β は次のように決定される。

まず、延性破壊パラメータ α は平板試験片の非破壊解析の結果より $\alpha=2.4$ と決定された。

次に、延性破壊パラメータ β については、延性破壊パラメータ β は $\varepsilon_{eq}-\eta$ 関係から 0.5~1 の範囲にあると予想して、試行錯誤的に β と u_{eq}^f を組み合わせた解析を行う。角度+45°の試験片 $u_{eq}^f=0.01$ を基準として、延性破壊条件が各試験片の解析結果へ与える影響を考慮して、各試験片の $\varepsilon_{eq}-\eta$ 関係から $\beta=0.9$ と決定した。この延性破壊パラメータ β と鋼種との関係については、更なる検討が必要であり、今後の研究課題としたい。

(4) 解析結果

各供試体の荷重－変位関係を図-14 に示す。VG モデルを用いた解析結果と実験結果を比較すると、最大荷重、最大荷重時変位および破断変位は異なっている。対して、N-VG モデルを用いた解析では、実験結果より早く破断変位に達しているが、図-15 に示すように、最大荷重および最大荷重時変位における実験結果との誤差は 10.0% 以内に収まっている。各試験片の最大荷重および最大荷重時変位を表-2 に示す。

例として、SYM-Shear+45 供試体の実験と解析の破壊形状を図-16 に示す。N-VG モデルを用いた解析では赤丸で示した箇所において要素失効が見られ、実験でも同じ箇所に小さなき裂が確認できているが、VG モデルを用いた解析ではき裂は確認できない。以上より、破断形状も比較的一致していることから、SYM-Shear+45 は N-VG モデルを用いて実験の破壊現象を概ね模擬出来たと考え

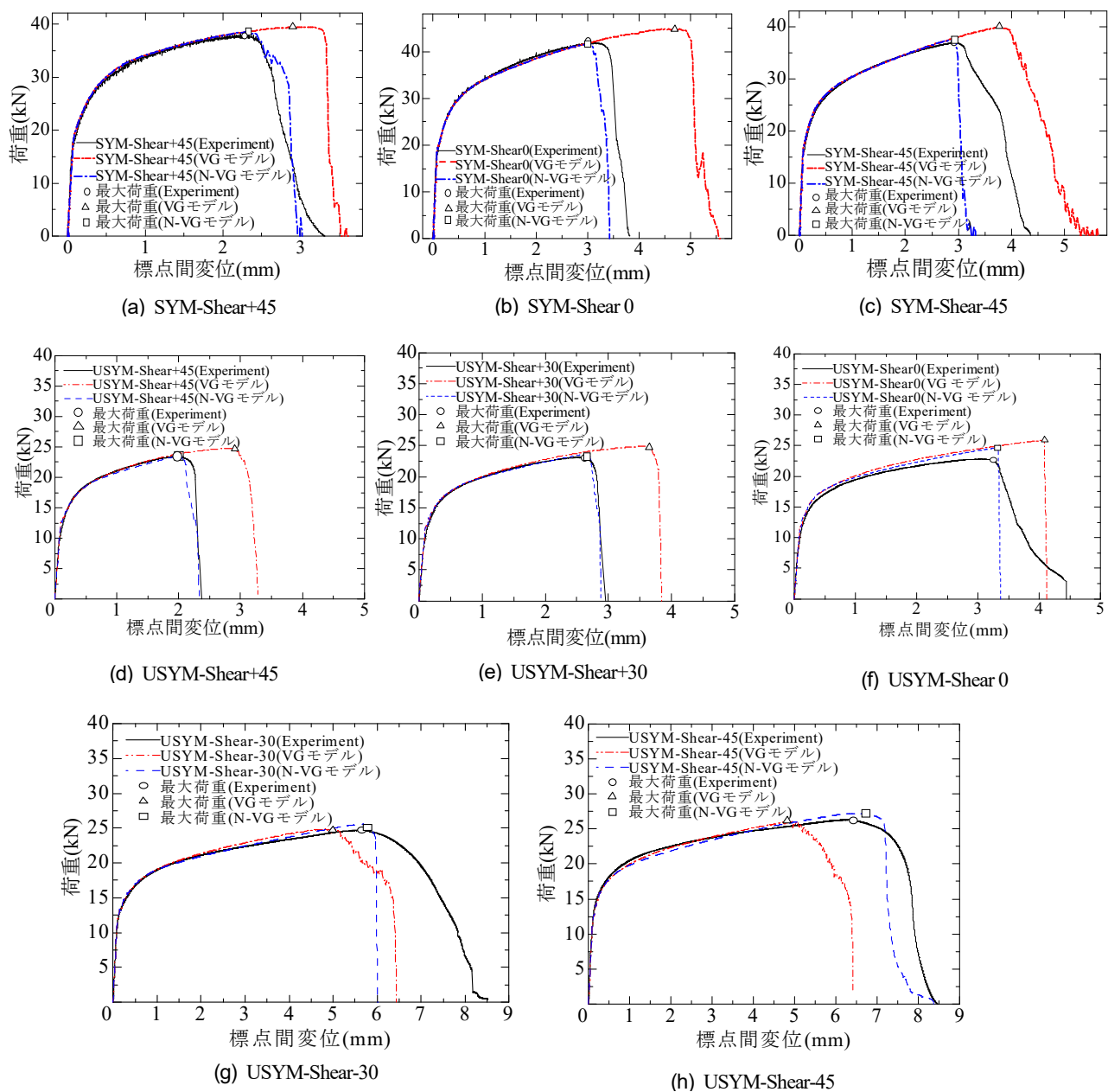


図-14 SYM-Shear と USYM-Shear 試験片の荷重－変位曲線

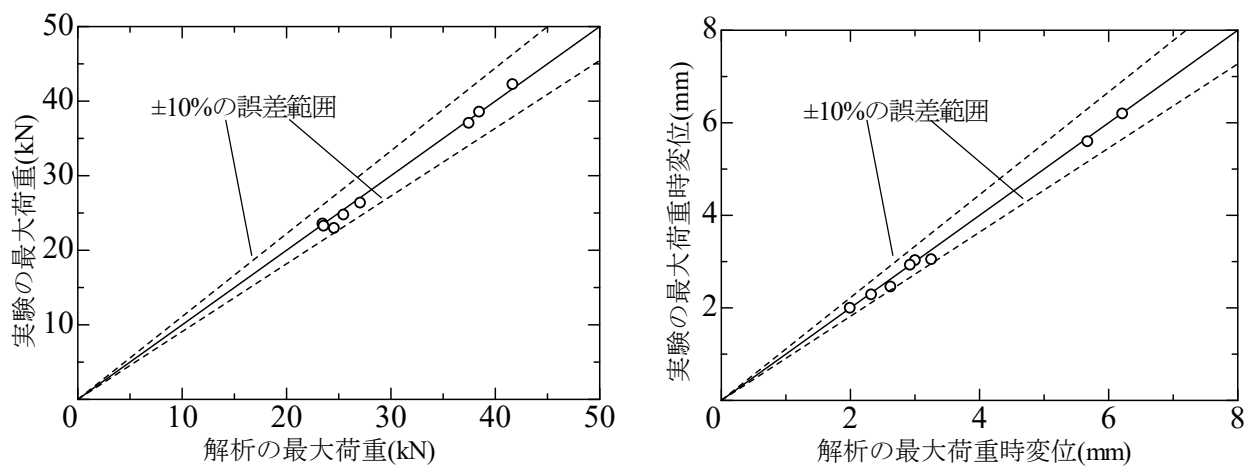


図-15 各試験片の実験値と解析値の比較

表-2 各試験片最大荷重時実験結果と解析結果の比較

試験片名	実験結果		解析結果	
	最大荷重 (kN)	最大荷重時変位 (mm)	最大荷重 (kN)	最大荷重時変位 (mm)
SYM-Shear+45	38.5	2.28	38.5	2.33
SYM-Shear 0	42.2	3.02	41.7	3.01
SYM-Shear-45	37.0	2.92	37.5	2.93
USYM-Shear+45	23.5	1.99	23.5	2.00
USYM-Shear+30	23.2	2.45	23.6	2.63
USYM-Shear 0	22.9	3.04	24.6	3.26
USYM-Shear-30	24.7	5.59	25.5	5.68
USYM-Shear-45	26.3	6.19	27.1	6.22

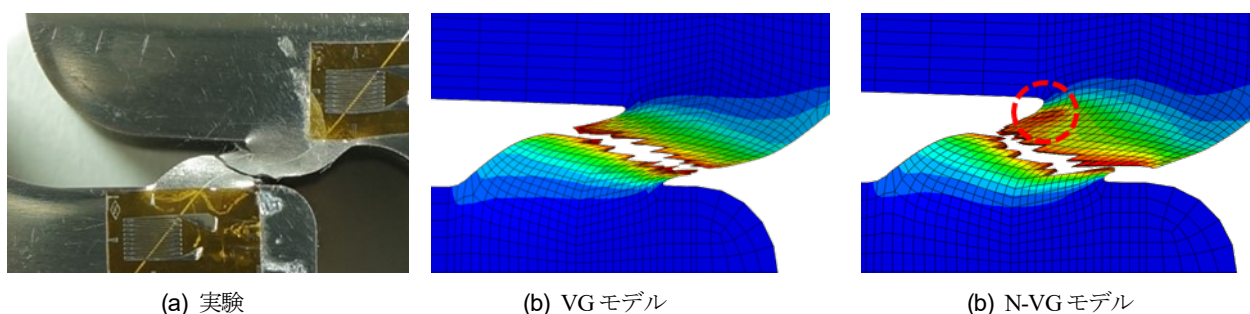


図-16 実験と解析の破壊形状比較(SYM-Shear+45)

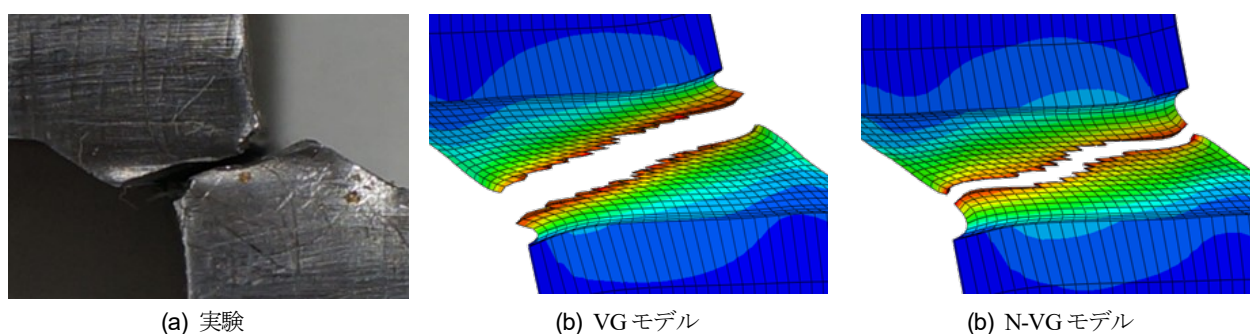


図-17 実験と解析の破壊形状比較(USYM-Shear 0)

られる。また、USYM-Shear0 供試体の実験と解析の破壊形状の比較を図-17 に示す。VG モデルを用いた解析ではき裂の進展方向はメッシュに沿って斜め方向に要素削除している。これに対して、N-VG モデルを用いた解析の破壊形状は実験と比較的一致している。

4. 結言

本研究では、低応力三軸度下における鋼材の延性破壊メカニズムを明らかにするために、せん断応力と引張応力の組み合わせによる複合応力状態下での破壊が生じる試験片を考案し、実験的および解析的検討を行うことで、新たな延性破壊条件（N-VG モデル）を構築し、その妥

当性を示した。得られた主な知見を以下に示す。

- (1) 各試験片の破面 SEM 写真より、主にせん断応力が作用したことによる破断面形成が生じたと言える。言い換えれば、これはせん断応力が作用したことによる影響が大きいと考えられる。低応力三軸度における破壊が生じる試験片の考案ができたと考えられる。
- (2) 異なる応力状態は、角度が異なるせん断試験片によってシミュレーションすることができる。そして、異なる応力状態は、応力三軸性に基づいて表すことができる。
- (3) 既往の延性破壊条件（VG モデル）を用いた場合、低応力三軸度 $0 \leq \eta \leq 1/3$ 範囲の破壊挙動および荷重－変位関係を精度良く評価できないことを確認した。

- (4) 各試験片の $\varepsilon_{eq}-\eta$ 関係から、低応力三軸度における簡易的な新しい延性破壊条件 (N-VG モデル) を構築し、延性破壊パラメータ β を決定した。
- (5) 実験と解析の破壊形状を比較すると、新しい延性破壊条件 (N-VG モデル) を用いた解析では、精度良い解析結果が得られた。

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.
- 5) 加藤友哉, 康瀾, 葛漢彬: 溶接継手の破壊メカニズムの解明に関する基礎的研究, 土木学会論文集 A1, (構造・地震工学) Vol. 71, No. 4, pp.634-645, 2015.
- 6) 葛漢彬, 川人麻紀夫, 大橋正稔: 鋼材の延性き裂発生の限界ひずみに関する基礎的研究, 土木学会地震工学論文集, Vol.28, 論文番号 No.190, 2005.
- 7) 田村洋, 佐々木栄一, 山田均, 勝也弘: 低応力三軸度に着目した鋼製橋脚における地震時脆性破壊発生要因に関する解析的検討, 土木学会論文集 A, Vol.66, No.3, pp.420-434, 2010.
- 8) 加藤友哉, 康瀾, 葛漢彬: 溶接継手の破壊メカニズムの解明に関する基礎的研究, 土木学会論文集 A1, (構造・地震工学), Vol. 71, No. 4, pp.I_634-I_645, 2015.
- 9) Rice, J. R. and Tracey, D. M.: On the ductile enlargement of voids in triaxial stress fields, *J. Mech. Phys. Solids*, Vol.17, No.3, pp.201-217, 1969.
- 10) 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.
- 11) Hancock, J. W. and Mackenzie, A. C.: On the mechanisms of ductile failure in high-strength steels subjected to multi-axial stress-states, *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, Vol.24, pp.147-169, 1976.
- 12) Johnson, G. R. and Cook, W. H.: Fracture characteristics of three metals subjected to various strains, strain rates, temperatures and pressures. *Eng. Fract. Mech.*, Vol.21, No.1, pp.31-48, 1985.
- 13) Bluhm, J. I. and Morrissey, R. J.: Fracture in a tensile specimen, *Proceedings of the first Conference on Fracture*, Vol.3, pp.1739-1780, 1966.
- 14) Kudo, H. and Aoi, K.: Effect of compression test condition upon fracturing of a medium carbon steel, *J. Jpn. Soc. Technol. Plast*, Vol.8, pp.17-27, 1967.
- 15) Bao, Y. and Wierzbicki, T.: A comparative study on various ductile crack formation criteria, *Journal of Engineering Materials and Technology*, Vol.126, pp.314-324, 2004.

A STUDY ON IMPROVING OF THE SIMULATION ACCURACY OF DUCTILE FRACTURE MODEL FOR STRUCTURAL STEELS UNDER LOW STRESS TRIAXIALITY

Yan LIU, Hanbin GE and Lan KANG

Fracture of beam-column connection or partial penetration welded section of steel structures was observed in the past strong earthquakes, where combined shear and tensile stresses are applied. However, studies on the ductile fracture under such complicated stresses are limited. In this study, experiments were carried out to reveal the ductile fracture properties of structural steels under the combined stresses. A new ductile fracture criterion to simulate ductile cracks of structural steels under low stress triaxiality, which was based on the VG model, was proposed. As a result, the ductile fracture behavior of structural steels under low stress triaxiality can be accurately predicted.