

Lode 角の影響を考慮した構造用鋼の延性破壊の評価に関する解析的再検討

劉 巖¹・葛 漢彬²・吉田 聡一郎³

¹ 学生会員 名城大学大学院 理工学研究科社会環境デザイン工学専攻
(〒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 学生会員 名城大学大学院 理工学研究科社会基盤デザイン工学専攻
(〒468-8502 名古屋市天白区塩釜口 1-501)
E-mail: 183433008@ccalumni.meijo-u.ac.jp

本研究では、低応力三軸度領域における鋼材の延性き裂の発生・進展を模擬するため、異なる応力三軸度や偏差応力の第三不変量の関数である Lode 角パラメータの影響を取り入れた延性破壊条件を提案している。そのため、複合応力状態下での破壊が生じる試験片を対象に、提案した延性破壊条件を適用した数値解析を行った。解析結果を実験結果との比較により、本手法を用いた場合、低応力三軸度領域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ることが分かった。

Key Words: structural steel, shear stress, ductile fracture model, ductile fracture parameter, Lode angle, stress triaxiality, stress state

1. 緒言

複雑な応力状態における鋼構造物の破壊予測は非常に重要であり、ここ数十年の間に様々な研究がなされている。ボイドの成長および連成は微視的に鋼材の延性破壊につながる重要なメカニズムであることが分かっている¹⁾⁴⁾。さらに、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⁾。しかしながら、応力三軸度に依存する延性破壊モデルは、負応力三軸度および低応力三軸度領域におけるき裂発生の予測において、いくつかの問題点を有していると考えられている⁸⁾¹²⁾。応力三軸度に依存した延性破壊モデルのみを用いた場合、き裂発生を危険側に評価する可能性がある。すなわち、実際のき裂発生が、予測するき裂発生よりも早く起こることがある。以上のことから、低応力三軸度と負応力三軸度領域における鋼材の損傷はせん断帯 (Shear band) により発生し、応力三軸度と相当塑性ひずみだけでなく、Lode 角も破壊挙動に影響を及ぼす重要なパラメータであるのではないかと推測できる¹³⁾²⁰⁾。さらに多くの研究者が解析的研究だけでなく、各応力三軸度下の延

性破壊を実験的にも検討している^{8), 9), 13), 14), 16), 17), 21)~26)}。

圧縮試験、せん断試験および引張試験を含めて、種々の金属 (例えば, Al 2024-T 351, Al 6061-T 6, Al 2024-T 351, Q345 鋼, Q460 鋼, DP780 二相鋼および ASTM A992 鋼) に対して一連の試験を行っており、これらの試験結果は、広範囲の応力三軸度における金属の延性破壊メカニズムの解明に対する手がかりを提供した。さらに、これらの実験結果に基づいて、応力三軸度および Lode 角の影響を考慮したいくつかの延性破壊モデルが提案されている^{8), 10), 11), 13), 15), 27), 28)}。

しかし、Lode 角パラメータの影響を取り入れた鋼材の延性破壊モデルに関する研究は大して進んでいないのが現状である^{14), 18), 23), 24)}。構造用鋼については、Yan らが 7 つの Q345 鋼の実験より Lode 角度に関して低応力および負応力三軸度下の破壊モデルを提案した²⁷⁾。Mu らはボイド核形成後のボイド成長期における拡張および伸長を考慮して、二相鋼 (DP780) の実験と解析を行った²⁸⁾。Li らは、Q460 鋼の延性破壊に及ぼす応力三軸度と Lode 角の両方の影響を検証するために、3 種類計 19 本試験片の実験を行った¹⁴⁾。ここでは、偏差応力の影響が材料の

降伏面のサイズと形状に導入されている。

応力三軸度と Lode パラメータの関数である延性破壊モデルは、Kiran と Khandelwal によって ASTM A992 鋼に対して提案され¹⁸⁾、上述した種々の金属に適用できているが、異なる応力状態について破壊軌跡を評価するためにはさらなる試験（特にせん断試験）が必要である。き裂発生は比較的局所的な領域（ホットスポット領域）で発生する。そして、ホットスポット領域での損傷蓄積は応力三軸度、相当塑性ひずみおよび Lode 角に非常に敏感である。しかし、平均応力三軸度、Lode 角に関する平均パラメータ、およびき裂損傷発生時の相当塑性ひずみの決定方法は詳細に確立されていないため、さらなる検討が必要である。

筆者らは以前より低応力三軸度下における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）を構築した²⁹⁾。上述したように、破壊軌跡をさらに精度良く模擬するためにはいくつかのパラメータが必要であり、本研究ではそのパラメータの決定方法と Lode 角パラメータを導入することによる解析結果への影響を検討する。さらに、異なる応力状態下での SM490 鋼材の適切な破壊条件を提案し、構造物鋼の破壊挙動に及ぼす応力三軸度と Lode 角の影響を明らかにする。

2. 既往の延性破壊モデルと本研究で提案する延性破壊モデルの比較

(1) 応力状態の特徴

はじめに、応力三軸度と Lode 角の影響を考慮するため延性破壊モデルを拡張する。 $(\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3)$ と (p, q, r) 間の変換は次のように定義される。

$$p = -\sigma_h = -\frac{1}{3}I_1 = -\frac{1}{3}(\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3) \quad (1)$$

$$q = \sigma_{eq} = \sqrt{3J_2} = \sqrt{\frac{1}{2}[(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2]} \quad (2)$$

$$r = \left(\frac{27}{2}J_3\right)^{\frac{1}{3}} = \left[\frac{27}{2}(\sigma_1 - \sigma_m)(\sigma_2 - \sigma_m)(\sigma_3 - \sigma_m)\right]^{\frac{1}{3}} \quad (3)$$

ここで $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ はそれぞれ第1, 2, 3 主応力である。 p, q, r は偏差応力テンソルの3つの不変式のスケールを変更したものである。 I_1 は偏差応力テンソルの第1 不変量であり、 J_2, J_3 は偏差応力テンソルの第2 と第3 不変量である。

偏差応力テンソルの第2 と第3 の不変量は次のように定義される。

$$J_2 = \frac{1}{6}[(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2] \quad (4)$$

$$J_3 = \frac{1}{3}I_1J_2 - \frac{1}{27}I_1^3 \quad (5)$$

応力三軸度は次のように与えられている。

$$\eta = \frac{-p}{q} = \frac{\sigma_h}{\sigma_{eq}} \quad (6)$$

ここで、 σ_h は静水圧、 σ_{eq} は von-Mises 相当応力である。

Lode 角 θ の影響を考慮するために、Lode 角に関する3つのパラメータを以下のように定義する。

$$\bar{\theta} = 1 - \frac{6\theta}{\pi} = 1 - \frac{2}{\pi} \arccos \xi \quad (7)$$

$$(0 \leq \theta \leq \pi/3, -1 \leq \bar{\theta} \leq 1)$$

$$L = \frac{2\sigma_2 - \sigma_1 - \sigma_3}{\sigma_1 - \sigma_3} = \frac{3 \tan \theta - \sqrt{3}}{\tan \theta + \sqrt{3}} \quad (8)$$

$$(0 \leq \theta \leq \pi/3, -1 \leq L \leq 1)$$

$$\xi = \cos(3\theta) = \left(\frac{r}{q}\right)^3 = \frac{3\sqrt{3}}{2} \frac{J_3}{J_2^{3/2}} \quad (9)$$

$$(0 \leq \theta \leq \pi/3, -1 \leq \xi \leq 1)$$

こちら3つのパラメータ（正規化した Lode 角 $\bar{\theta}$ 、Lode パラメータ L および偏差状態パラメータ ξ ）はすべて Lode 角 θ に関連している。正規化した Lode 角、Lode パラメータ、偏差状態パラメータと Lode 角の関係を図-1 に示している。図-1 から、3つのパラメータは全て-1 から1の範囲内であることがわかる。破壊箇所以下のように3つの応力状態が存在する¹⁸⁾：

- (1) $\bar{\theta} = -1, L = +1, \xi = -1$ ：軸対称圧縮($\sigma_1 > 0, \sigma_2 = \sigma_3 = 0$);
- (2) $\bar{\theta} = +1, L = -1, \xi = +1$ ：軸対称張力($\sigma_3 < 0, \sigma_1 = \sigma_2 = 0$);

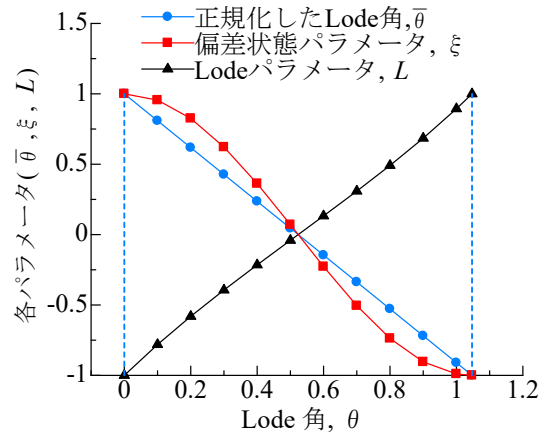


図-1 各パラメータと Lode 角の関係

(3) $\bar{\theta} = 0, L = 0, \xi = 0$: 平面ひずみ($\varepsilon_z = \gamma_{xz} = \gamma_{yz}$)およびせん断($\sigma_1 = -\sigma_3, \sigma_2 = 0$). $\varepsilon_z, \gamma_{xz}, \gamma_{yz}$ はひずみ成分.

(2) 応力三軸度と Lode 角の影響を考慮した既往の延性破壊モデル

既往の研究では、多くの延性破壊モデル^{8), 9), 11), 13), 15), 27)-32)}が応力三軸度と Lode 角の影響を考慮して提案されている. 7つの典型的なモデルが表-1 にまとめられている. Bai-Wierzbicki モデルは正規化した Lode 角に関連し, Xue-Wierzbicki モデルは偏差状態パラメータに関連し, 他の5つのモデルは Lode パラメータに関連している.

Hu モデル, Lou-Huh モデルおよび Xue-Wierzbicki モデルは Y 軸対称 ($\alpha=0$) であり, 引張支配状態における延性破壊挙動は圧縮支配状態の延性破壊挙動と等しい. しかし, いくつかの実験結果^{7), 9), 14)}では, 引張支配状態で

の金属の延性破壊挙動が, 圧縮支配状態の破壊挙動とは異なる. Mu モデルと Lou-Yoon-Huh モデルにおいては, 損傷発生時の引張における相当塑性ひずみは, 圧縮における相当塑性ひずみより小さい, 対して, Bai-Wierzbicki モデルと Yan-Zhao モデルでは損傷発生時の引張における相当塑性ひずみは, 圧縮における相当塑性ひずみより大きい. Mu モデルと Lou-Yoon-Huh モデルを用いた延性破壊モデルは引張状態で損傷が発生しやすいが, Bai-Wierzbicki モデルと Yan-Zhao モデルを用いた延性破壊モデルは圧縮状態で損傷が発生しやすいことを示している. Yan-Zhao モデルは連続的ではなく, 特定の応力状態における特定の金属の延性破壊挙動を予測するのに適している可能性がある. 連続および非対称モデルでは, 広範囲の応力状態下での鋼材の延性破壊挙動を予測するのに適している可能性があり, Bai-Wierzbicki モデルの物

表-1 既往の延性破壊モデル

モデル名称	提案式
1 Yan-Zhao モデル ²⁷⁾	$\bar{\varepsilon}_f = \begin{cases} \text{Min} \left[\frac{An + n - 1 + e^{A\eta - 0.4L}}{B \cdot (\eta + 1)^{\frac{1}{n}}}, Ce^{-D\eta} \right] & \eta > -1 \\ +\infty & \eta \leq -1 \end{cases}$ $A=7.08, B=1.38, n=0.1449, C=4.25, D=2.95$
2 Mu モデル ²⁸⁾	$\bar{\varepsilon}_f = F(\eta, L) = C_3 \left[\frac{3\sqrt{L^2 + 3}}{C_1 (3\eta\sqrt{L^2 + 3} - L) + 3} \right]^{C_2}$ $C_1=0.6402, C_2=3.1451, C_3=0.4570$
3 Hu モデル ³⁰⁾	$\bar{\varepsilon}_f = F(\eta, L) = C_3 \sqrt{\left[\left(2/\sqrt{L^2 + 3} \right)^{C_1} + \left(\eta - \frac{1}{3} \right) \right]^{C_2}}$ $C_1=6, C_2=0.7247, C_3=0.3611$
4 Lou-Yoon-Huh モデル ²¹⁾	$\bar{\varepsilon}_f = F(\eta, L) = C_3 \sqrt{\left\{ \left(2/\sqrt{L^2 + 3} \right)^{C_1} \cdot \left[\frac{1}{1+C} \left(\eta + \frac{3-L}{3\sqrt{L^2 + 3}} + C \right) \right] \right\}^{C_2}}$ $C=1/3, C_1=4.0983, C_2=0.4316, C_3=0.3914$
5 Lou-Huh モデル ³¹⁾	$\bar{\varepsilon}_f = F(\eta, L) = C_3 \sqrt{\left[\left(2/\sqrt{L^2 + 3} \right)^{C_1} \cdot \left(\frac{3}{2}\eta + \frac{1}{2} \right)^{C_2} \right]}$ $C_1=4.1326, C_2=0.2235, C_3=0.3896$
6 Bai-Wierzbicki モデル ⁹⁾	$\bar{\varepsilon}_f = F(\eta, \bar{\theta}) = \left[\frac{1}{2} (\bar{\varepsilon}_f^{(+)} + \bar{\varepsilon}_f^{(-)}) - \bar{\varepsilon}_f^{(o)} \right] \bar{\theta}^2 + \frac{1}{2} (\bar{\varepsilon}_f^{(+)} - \bar{\varepsilon}_f^{(-)}) \bar{\theta} + \bar{\varepsilon}_f^{(o)}$ $= \left[\frac{1}{2} (D_1 e^{-D_2 \eta} + D_5 e^{-D_6 \eta}) - D_3 e^{-D_4 \eta} \right] \bar{\theta}^2 + \frac{1}{2} (D_1 e^{-D_2 \eta} - D_5 e^{-D_6 \eta}) \bar{\theta} + D_3 e^{-D_4 \eta}$ $D_1=0.5862, D_2=1.3576, D_3=0.217, D_4=0.04, D_5=0.4859, D_6=0.7$
7 Xue-Wierzbicki モデル ³²⁾	$\bar{\varepsilon}_f = F(\eta, \xi) = C_1 e^{-C_2 \eta} - (C_1 e^{-C_2 \eta} - C_3 e^{-C_4 \eta}) (1 - \xi^{1/n})^n$ $C_1=0.87, C_2=1.77, C_3=0.21, C_4=0.01, n=0.25$

理的意味は他のモデルよりも簡潔である。

(3) 本研究で提案する延性破壊モデル

本研究では、負応力、低応力、中応力および高応力三軸度を含むより広い応力三軸度領域における延性破壊を予測する際の Lode 角の影響を示すために偏差状態パラメータ ξ を用いる。その上、Bai-Wierzbicki モデルに基づき、構造用鋼に適用できるように修正した延性破壊モデルを以下のように提案する。

$$\begin{aligned}\bar{\varepsilon}_f &= F(\eta, \xi) = \left[\frac{1}{2}(\bar{\varepsilon}_f^{(+)} + \bar{\varepsilon}_f^{(-)}) - \bar{\varepsilon}_f^{(0)} \right] \xi^2 + \frac{1}{2}(\bar{\varepsilon}_f^{(+)} - \bar{\varepsilon}_f^{(-)}) \xi + \bar{\varepsilon}_f^{(0)} \\ &= \left[\frac{1}{2}(D_1 e^{-D_2 \eta} + D_3 e^{-D_4 \eta}) - D_5 e^{-D_4 \eta} \right] \xi^2 + \frac{1}{2}(D_1 e^{-D_2 \eta} - D_3 e^{-D_4 \eta}) \xi + D_5 e^{-D_4 \eta}\end{aligned}\quad (10)$$

ここで、 $\bar{\varepsilon}_f$ は損傷発生時の相当塑性ひずみ、 $D_1 \sim D_6$ は未定係数、 $\bar{\varepsilon}_f^{(-)}$ は軸対称圧縮に対応する損傷発生時の相当塑性ひずみ、 $\bar{\varepsilon}_f^{(0)}$ は平面ひずみおよびせん断力に対応する損傷発生時の相当塑性ひずみ、 $\bar{\varepsilon}_f^{(+)}$ は軸対称引張に対応する損傷発生時の相当塑性ひずみである。

まず、このモデルは延性破壊に関して次のような物理的意味を示している。

- (1) 軸対称圧縮： $\xi = -1$, $\bar{\varepsilon}_f = F(\eta, \xi = -1) = \bar{\varepsilon}_f^{(-)} = D_5 e^{-D_4 \eta}$
- (2) 平面ひずみおよびせん断力： $\xi = 0$, $\bar{\varepsilon}_f = F(\eta, \xi = 0) = \bar{\varepsilon}_f^{(0)} = D_5 e^{-D_4 \eta}$
- (3) 軸対称引張： $\xi = +1$, $\bar{\varepsilon}_f = F(\eta, \xi = +1) = \bar{\varepsilon}_f^{(+)} = D_1 e^{-D_2 \eta}$

$\xi = +1$ の場合、式(10)は筆者らが検討した延性破壊モデル (VG モデル)²⁹⁾ に等しい。Bao と Wierzbicki の実験データ⁸⁾ により $\bar{\varepsilon}_f^{(-)} > \bar{\varepsilon}_f^{(+)}$ が示されている。しかし、Bardet の実験データ³³⁾ により $\bar{\varepsilon}_f^{(-)} < \bar{\varepsilon}_f^{(+)}$ を示唆している。3つの応力状態の損傷発生時の相当塑性ひずみと応力三軸度に関する ($\xi = -1$; $\xi = 0$; $\xi = +1$) 非対称 3D 破壊モデルを図-2 に示す。図-2 より、損傷発生時の相当塑性ひずみ

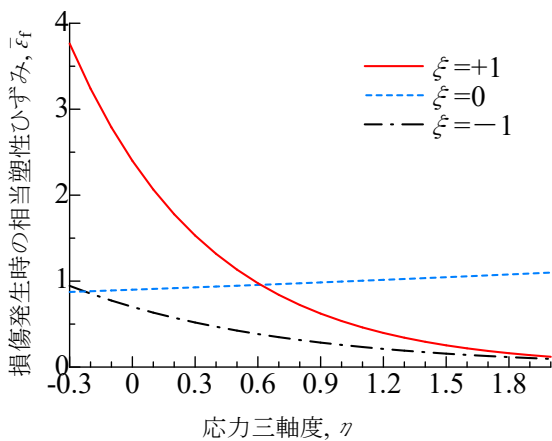


図-2 3つの応力状態の損傷発生時における相当塑性ひずみと応力三軸度の関係

一応力三軸度曲線は既往の研究の VG モデルと類似していることがわかった。筆者らの既往の研究²⁹⁾ と比較して、本研究で提案するモデルでは Lode 角の影響が考慮され、広範囲の応力状態に対する破壊状態を評価することができる。損傷開始パラメータ DI は次のように表すことができる²⁹⁾。

$$DI = \int \frac{\dot{\varepsilon}_{eq} dt}{\bar{\varepsilon}_f} \quad (11a)$$

$$DI = DI_c \quad (11b)$$

ここで、 $\dot{\varepsilon}_{eq}$ は相当塑性ひずみ率、 DI_c は損傷開始基準に達した時の DI の臨界値である。

上述した既往の延性破壊モデルと比較して、本研究で提案するモデルは以下の利点を持っている。

- (1) 提案した破壊基準曲面は連続的で非対称であり、広範囲の応力状態でき裂発生を予測することができる。
- (2) 提案した破壊基準は偏差状態パラメータに関連しており、ABAQUS で容易に再現できる。これは、ABAQUS³⁴⁾ で利用可能な "*DAMAGE INITIATION, CRITERION=DUCTILE, LODE DEPENDENT" オプションを使用して、応力三軸度と Lode 角への依存性を定義することができるためである。
- (3) 提案した破壊基準は、正規化した Lode 角 $\bar{\theta}$ または Lode パラメータ L ではなく偏差状態パラメータ ξ と関連している。偏差状態パラメータ ξ は、偏差応力テンソルの第2および第3の不変量によって直接得ることができる。

3. 解析的検討

(1) 真応力-相当塑性ひずみ曲線の決定

公称ひずみ ε_{eng} と公称応力 σ_{eng} は式(12)によって表される。

$$\varepsilon_{eng} = \frac{\Delta l}{l_0} \quad (12a)$$

$$\sigma_{eng} = \frac{F}{A_0} \quad (12b)$$

ここで、 Δl および F は材料試験片の計測変位と荷重である、 l_0 は標点間距離、 A_0 は実測断面積である。

FEM 解析モデルで使用された真ひずみ ε_{true} および真応力 σ_{true} は以下の式(13) によって与えられる。

$$\varepsilon_{true} = \ln(\varepsilon_{eng} + 1) \quad (13a)$$

$$\sigma_{true} = \sigma_{eng} (\varepsilon_{eng} + 1) \quad (13b)$$

材料の塑性特性は、ABAQUS の表形式 ($\sigma_y, \varepsilon_{eq}$) の入力データを使用して調整できる³⁴⁾。また、相当塑性ひず

み ε_{eq} および降伏後の真応力 σ_y は次の式(14)によって表される。

$$\varepsilon_{eq} = \begin{cases} 0 & \sigma_{true} \leq \sigma_{y0} \\ \varepsilon_{true} - \frac{\sigma_{true}}{E} & \sigma_{true} > \sigma_{y0} \end{cases} \quad (14a)$$

$$\sigma_y = \sigma_{true} \leq \sigma_{neck} \quad (14b)$$

ここで、 σ_{y0} は降伏応力、 E はヤング率、 σ_{neck} はネッキング時の真応力である。

ネッキング発生前の真応力-真ひずみ関係は材料試験によって得ることができる。しかし、ネッキング領域における応力場はネッキング前の均質で一軸の場合から不均一で三軸の場合へ変化するため、ネッキング発生後の真応力-真ひずみ関係は材料試験からは容易に得ることができない^{35), 36)}。FEM 解析モデルは対称で、ネッキング発生位置は試験片中心であり、応力三軸度と相当塑性ひずみは中心要素に集中している。一般的、材料試験片では、引張荷重 N が最大点に達すると、ネッキングが開始していく。

既往の研究において、 $\varepsilon_{eq} > \varepsilon_{neck}$ のとき構造用鋼材の真応力-真ひずみ曲線では多くの関数法則が採用されている。しかし、それらの法則が1種類の鋼材だけに適している場合があり、ネッキング発生後の真応力真ひずみ曲線をより正確に表すために、一般的には加重平均 (Average Weight Law) を用いる。ネッキング後の真応力は次のように定義している³⁶⁾。

$$\sigma_y = \sigma_{true} = Q \left(\sigma_{neck} \frac{\varepsilon_{eq} - \varepsilon_{neck}}{\varepsilon_{neck}} \right) + (1-Q) \left[\sigma_{neck} + \sigma_{neck} (\varepsilon_{eq} - \varepsilon_{neck}) \right] \quad (15)$$

ここで、 Q は重み係数であり、本研究では試行錯誤の結果、0.15 と同定された。

(2) 延性破壊モデルにおけるパラメータの決定

本研究で採用された延性破壊モデル (式(10)) の概略を図-3 に示す。パラメータ $D_1 \sim D_6$ が未定係数である。まず、 D_1 と D_2 は材料試験に関するパラメータである。決定方法については文献 29) を参照されたい。 D_1 と D_2 はそれぞれ 2.4 と 1.5 と決定された。他のパラメータ $D_3 \sim D_6$ は、せん断試験の結果に基づいて決定する必要がある。ここで、 D_3 と D_4 は純せん断試験に関連し、 D_5 と D_6 は圧縮試験に関連する。しかしながら、純せん断試験および圧縮試験は、1枚の鋼板試験片に対して実施することは非常に困難である。そのため、引張せん断試験と圧縮せん断試験が行われ、これら8本のせん断試験片の結果に基づいて、 $D_3 \sim D_6$ は 0.9、-0.2、0.7 および 1.0 と決定された。

(3) 解析結果

解析結果と実験結果を比較するため、まず最大荷重、最大荷重時変位および破断変位に関する定義を図-4 に示す。また、実験と各種解析手法により得られた8本の試験片の荷重-変位関係を図-5 に示す。図-5 から、VG モデルおよび N-VG モデルを用いた解析結果に比べ、本研究で用いた延性破壊モデルは実験結果を精度良く模擬できていることが分かった。一方、最大荷重、最大荷重時変位および破断変位を表-2 に示す。引張応力が支配した USYM-Shear-45 試験片²⁹⁾を除いて、各試験片最大荷重時の最大誤差は 4.41% であり、最大荷重時変位の最大誤差は 12.8% であり、実験と解析との差は小さいことが分かった。一方、破断変位の最大誤差は 38.2% とき裂進展の精度に関しては比較的低いため、さらなる検討が必要である。USYM-Shear+30 と USYM-Shear-30 試験片のき裂発生、進展と破断の形状を図-6、図-7 に示す。図-6 から、USYM-Shear+30 試験片のき裂が圧縮せん断位置より発生し、載荷端側から進展するが、き裂の進展は非常に速いことがわかる。対して、図-7 に示すような、USYM-Shear-30 試験片のき裂が引張せん断位置により発生し、固定端側から進展するが、き裂の進展は比較的低いことが分かる。

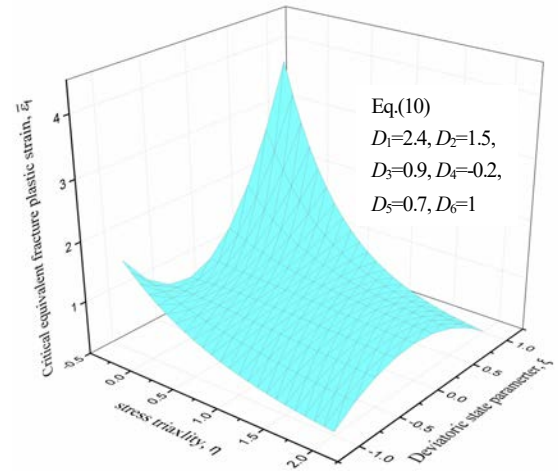


図-3 本研究で考案された延性破壊モデル

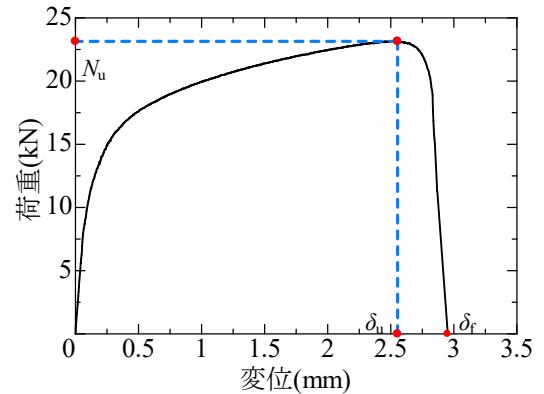


図-4 最大荷重、最大荷重時変位および破断変位の定義

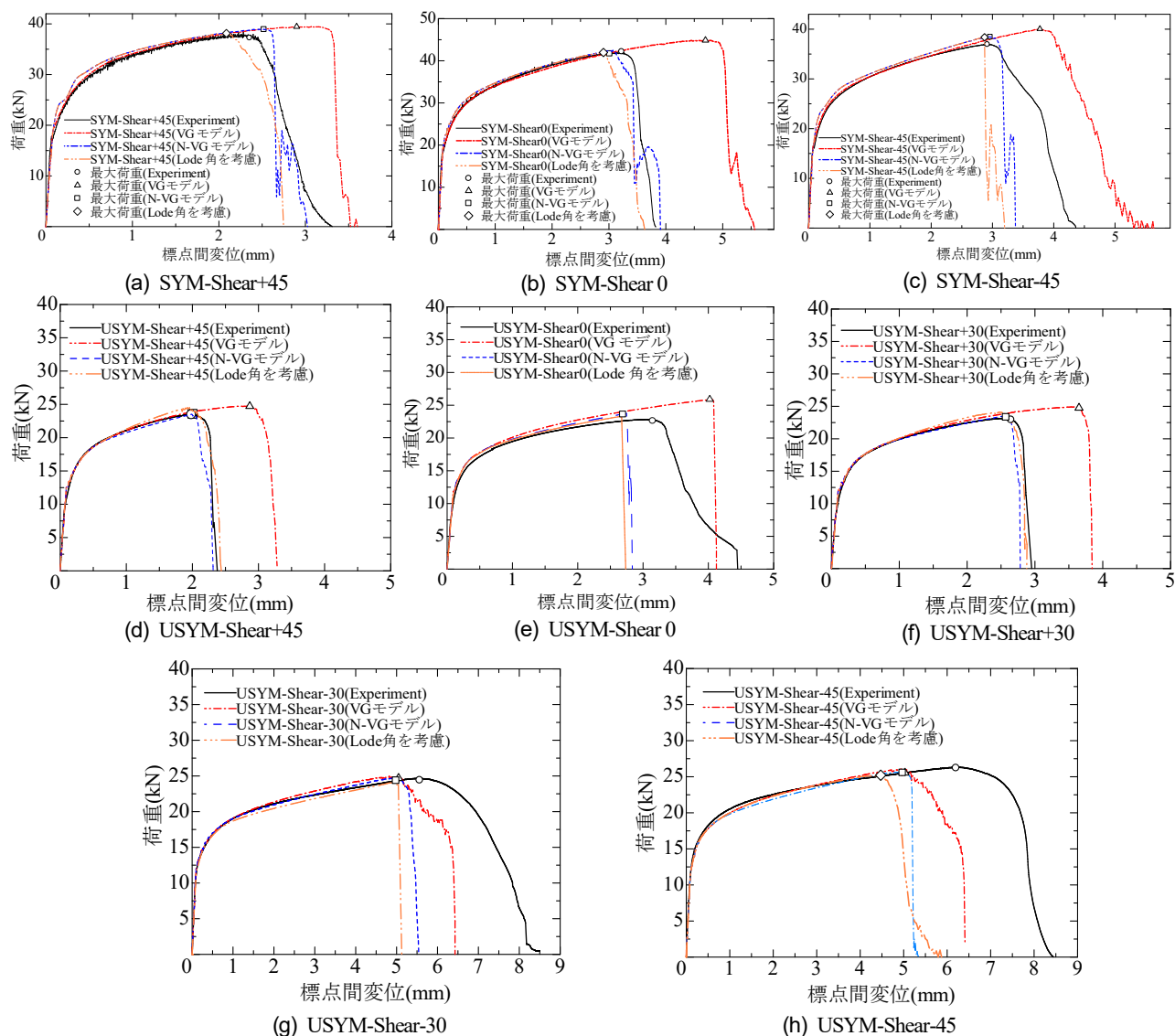


図-5 SYM-Shear シリーズと USYM-Shear シリーズ試験片の荷重－変位曲線

表-2 各試験片の実験結果²⁹⁾と本手法による解析結果の比較

試験片	実験結果			解析結果			誤差		
	N_u (kN) (a)	δ_u (mm) (b)	δ_f (mm) (c)	N_u (kN) (d)	δ_u (mm) (e)	δ_f (mm) (f)	$[(d)-(a)]/(a)$	$[(e)-(b)]/(b)$	$[(f)-(c)]/(c)$
SYM-Shear+45	38.5	2.28	3.11	38.1	2.09	2.74	-1.04%	-8.33%	-11.90%
SYM-Shear 0	42.2	3.02	3.82	42.0	2.90	3.63	-0.47%	-3.97%	-4.97%
SYM-Shear-45	37.0	2.92	4.36	38.4	2.87	3.21	3.78%	-1.71%	-26.38%
USYM-Shear+45	23.5	1.99	2.40	24.5	1.96	2.43	4.26%	-1.51%	1.25%
USYM-Shear+30	23.2	2.45	2.96	24.1	2.49	2.87	3.88%	1.63%	-3.04%
USYM-Shear 0	22.9	3.04	4.43	23.29	2.65	2.74	1.70%	-12.83%	-38.15%
USYM-Shear-30	24.7	5.59	8.30	24.02	4.95	5.14	-2.75%	-11.45%	-38.07%
USYM-Shear-45	26.3	6.19	8.36	25.14	4.32	5.88	-4.41%	-30.21%	-29.67%

4. 結言

本研究では、応力三軸度と Lode 角の影響を含む新しい延性破壊モデルを提案し、複合応力状態下での破壊が生じる試験片の数値シミュレーションを行った。実験結

果との比較により、新しく提案したモデルの適用性を検証した。得られた主な知見を以下に示す。

(1) 本研究では、SM490 鋼材の実験²⁹⁾との比較より、損傷発生時の相当塑性ひずみ $\bar{\epsilon}_i$ 、応力三軸度 η および偏差状態パラメータ ξ に関する非対称 3D 破壊モデルを提

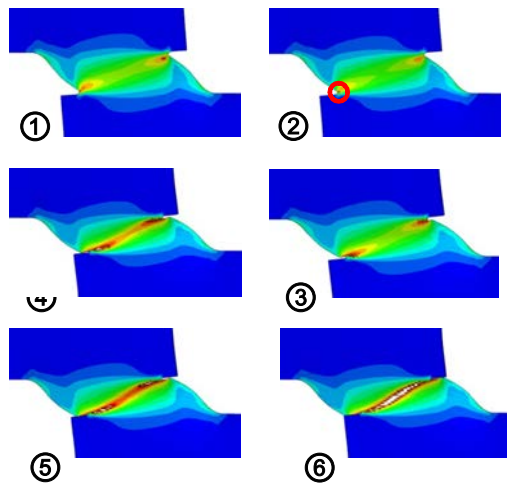


図-6 USYM-Shear+30 試験片のき裂発生・進展・破断特性

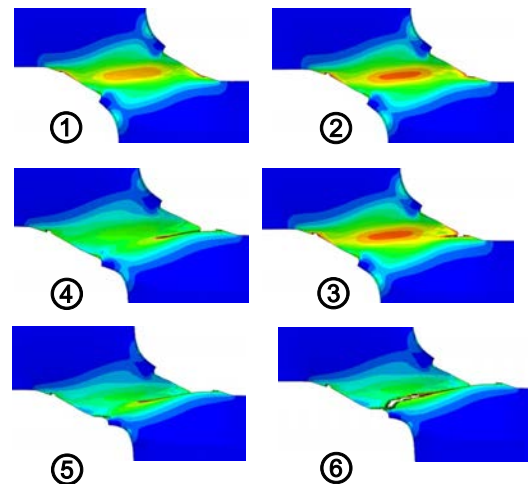


図-7 USYM-Shear-30 試験片のき裂発生・進展・破断特性

案した。加えて、提案した破壊モデルを用いて、3つの材料試験片、3つの対称せん断試験片と5つの非対称せん断試験片における延性破壊をシミュレーションし、提案したモデルは、広範囲の応力状態下で鋼材の破壊挙動を評価できることを示した。

(2) Lode 角に関連する応力三軸性 η および偏差状態パラメータ η によって定義される異なる応力状態は、異なる破壊挙動をもたらす可能性がある。平均応力三軸度が約 0.6 で偏差状態パラメータが約 0.3~0.4 の場合、角度が -30、-45 の試験片破断面の延性発展（伸びること）は比較的明白である。この応力状態における鋼材は代表的なメカニズム「ボイド核の形成、成長および合体」となる。平均応力三軸度が 0.3 未満で偏差状態パラメータが 0 未満の場合、角度が +30 および +45 の試験片破断面の延性発展は比較的小さく、せん断応力が支配する。

本研究では、広範囲の応力状態の下で鋼材の延性破壊を予測できることから、提案した延性破壊モデルの有効性を実証した。

謝辞：本研究は、平成 30 年度に採択された科学研究費補助金・基盤研究(C)（研究代表者：葛 漢彬；課題番号：18K04333）の助成を受けて実施されたものである。

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物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) 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。
- 6) 田村洋，佐々木栄一，山田均，勝也弘：応力三軸度に着目した鋼製橋脚における地震時脆性破壊発生要因に関する解析的検討，土木学会論文集 A，Vol.66，No.3，pp.420-434，2010。
- 7) Xiang, P., Jia, L. J., Ke, K., Chen, Y., and Ge, H.B.: Ductile cracking simulation of uncracked high strength steel using an energy approach, *Journal of Constructional Steel Research*, Vol.138, pp.117-130, 2017。
- 8) Bao, Y. B. and Wierzbicki, T.: On fracture locus in the equivalent strain and stress triaxiality space, *International Journal of Mechanical Sciences*, Vol.46, No.1, pp.81-98, 2004。
- 9) Bai, Y., and Wierzbicki, T.: A new model of metal plasticity and fracture with pressure and Lode dependence, *International journal of plasticity*, Vol.24, No.6, pp.1071-1096, 2008。
- 10) Barsoum, I., and Faleskog, J.: Rupture mechanisms in combined tension and shear—Experiments, *International Journal of Solids and Structures*, Vol.44, No.6, pp.1768-1786, 2007。
- 11) Gao, X., Zhang, G., and Roe, C.: A study on the effect of the stress state on ductile fracture, *International Journal of Damage Mechanics*, Vol.19, No.1, pp.75-94, 2010。
- 12) Lu, J., Liu, H., Chen, Z., and Liao, X.: Experimental investigation into the post-fire mechanical properties of hot-rolled and cold-formed steels, *Journal of Constructional Steel Research*, Vol.121, pp.291-310, 2016。
- 13) Cao, T. S., Gachet, J. M., Montmitonnet, P., and Bouchard, P. O.: A Lode-dependent enhanced Lemaitre model for ductile fracture prediction at low stress triaxiality, *Engineering Fracture Mechanics*, Vol.124, pp.80-96, 2014。
- 14) Li, W., Liao, F., Zhou, T., and Askes, H.: Ductile fracture of Q460 steel: Effects of stress triaxiality and Lode angle, *Journal of Constructional Steel Research*, Vol.123, pp.1-17, 2016。

- 15) Kubík, P., Šebek, F., Hůlka, J., and Petruška, J.: Calibration of ductile fracture criteria at negative stress triaxiality, *International Journal of Mechanical Sciences*, Vol.108, pp.90-103, 2016.
- 16) Dunand, M., and Mohr, D.: Effect of Lode parameter on plastic flow localization after proportional loading at low stress triaxialities, *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, Vol.66, pp.133-153, 2014.
- 17) Kweon, S.: Damage at negative triaxiality, *European Journal of Mechanics-A/Solids*, Vol.31, No.1, pp.203-212, 2012.
- 18) Kiran, R., and Khandelwal, K.: A triaxiality and Lode parameter dependent ductile fracture criterion, *Engineering Fracture Mechanics*, Vol.128, pp.121-138, 2014.
- 19) Wen, H., and Mahmoud, H.: Simulation of block shear fracture in bolted connections, *Journal of Constructional Steel Research*, Vol.134, pp.1-16, 2017.
- 20) Wen, H., & Mahmoud, H.: New model for ductile fracture of metal alloys. I: Monotonic loading, *Journal of Engineering Mechanics*, Vol.142, No.2, 04015088, 2015.
- 21) Lou, Y., Yoon, J. W., and Huh, H.: Modeling of shear ductile fracture considering a changeable cut-off value for stress triaxiality, *International Journal of plasticity*, Vol.54, pp.56-80, 2014.
- 22) Bacha, A., Daniel, D., and Klocker, H.: Metal ductility at low stress triaxiality application to sheet trimming, *Journal of Materials Processing Technology*, Vol.203, No.1-3, pp.480-497, 2008.
- 23) Bao, Y., and Wierzbicki, T.: On the cut-off value of negative triaxiality for fracture, *Engineering Fracture Mechanics*, Vol.72, No.7, pp.1049-1069, 2005.
- 24) Li, H., Fu, M. W., Lu, J., and Yang, H.: Ductile fracture: experiments and computations, *International Journal of Plasticity*, Vol.27, No.2, pp.147-180, 2011.
- 25) Wu, B., Cao, J. L., and Kang, L.: End patch loading behavior and strengthening of locally corroded steel I-beams, *Journal of Constructional Steel Research*, Vol.148, pp.371-382, 2018.
- 26) Chen, Y., Pan, L., and Jia, L. J.: Post-buckling ductile fracture analysis of panel zones in welded steel beam-to-column connections, *Journal of Constructional Steel Research*, Vol.132, pp.117-129, 2017.
- 27) Yan, S., and Zhao, X.: A fracture criterion for fracture simulation of ductile metals based on micro-mechanisms, *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, Vol.95, pp.127-142, 2018.
- 28) Mu, L., Zang, Y., Wang, Y., Li, X. L., and Stemler, P. M. A.: Phenomenological uncoupled ductile fracture model considering different void deformation modes for sheet metal forming, *International Journal of Mechanical Sciences*, Vol.141, pp.408-423, 2018.
- 29) 劉巖, 葛漢彬, 康瀾: 低応力三軸度下における鋼材の延性破壊条件の提案に関する研究, 土木学会論文集 A1 (構造・地震工学), Vol.75, No.4, 2019.
- 30) Hu, Q., Li, X., Han, X., and Chen, J.: A new shear and tension based ductile fracture criterion: Modeling and validation, *European Journal of Mechanics-A/Solids* Vol.66, pp.370-386, 2017.
- 31) Lou, Y., and Huh, H.: Extension of a shear-controlled ductile fracture model considering the stress triaxiality and the Lode parameter, *International Journal of Solids and Structures*, Vol.50, No.2, pp.447-455, 2013.
- 32) Wierzbicki, T., Bao, Y., Lee, Y. W., and Bai, Y.: Calibration and evaluation of seven fracture models, *International Journal of Mechanical Sciences*, Vol.47, No.4-5, pp.719-743, 2005.
- 33) Bardet, J. P.: Lode dependences for isotropic pressure-sensitive elastoplastic materials, *Journal of Applied Mechanics*, Vol.57, No.3, pp.498-506, 1990.
- 34) ABAQUS, ABAQUS/Analysis User's Manual-version 6.13, ABAQUS, Inc.: Pawtucket, Rhode Island, 2013.
- 35) Koc, P., and Štok, B.: Computer-aided identification of the yield curve of a sheet metal after onset of necking, *Computational Materials Science*, Vol.31, No.1-2, pp.155-168, 2004.
- 36) Kang, L., Ge, H.B., Suzuki, M., and Wu, B.: An average weight whole-process method for predicting mechanical and ductile fracture performances of HSS Q690 after a fire, *Construction and Building Materials*, Vol.191, pp.1023-1041, 2018.

ANALYTICAL REEXAMINATION ON THE EVALUATION OF DUCTILE FRACTURE FOR STRUCTURAL STEELS CONSIDERING THE INFLUENCE OF LODE ANGLE

Yan LIU, Hanbin GE and Soichiro YOSHIDA

Lode angle has recently been recognized as an important parameter, in addition to stress triaxiality, that influences the ductile fracture initiation, propagation and final failure of structural steels. A modified ductile fracture model is proposed in this paper in order to consider the effect of different stress states on the ductile fracture behavior of steels by introducing the deviatoric state parameter into this ductile fracture model. As a result, the ductile fracture behavior of structural steels under low stress triaxiality can be accurately predicted.