論文

高張力鋼板のひずみ経路変化を含む張出し成形限界予測

平原 篤* 藤井 裕*

日野 隆太郎** 吉田 総仁**

Prediction of Forming Limits of High-Strength Steel Sheets in Stretch Forming Process Including Strain Path Changes

Atsushi HIRAHARA*, Yutaka FUJII*, Ryutaro HINO** and Fusahito YOSHIDA**

(Received on November 2, 2010)

Forming limit curves (FLCs) of high-strength steel (HSS) sheets under proportional and nonproportional deformations were obtained by performing stretch forming tests. To predict such FLCs, Marciniak-Kuczyński (M-K) type analysis was carried out considering void growth at the neck of a sheet. From the experimental observations of the necked fracture zone of sheets and the corresponding M-K analysis results, it was clarified that HSS sheets fracture by localized necking. M-K analysis predicts FLCs of HSS sheets reasonably well. The forming limit of an equi-biaxially prestrained HSS sheet is markedly low compared with the original FLC under proportional deformation and, in this case, analytical predictions show good agreement with the experimental results. On the other hand, for a uniaxially prestrained HSS sheet, M-K analysis overestimates FLC when the strain path abruptly changes from uniaxial tension to equi-biaxial tension. A simple method of determining FLCs for nonproportional strain paths is presented.

Key words: sheet metal forming, high-strength steel sheet, forming limit curve, path-dependent forming limit, nonproportional deformation.

1. 緒言

自動車車体の軽量化と衝突安全性確保の手段として高張力鋼板の使用が拡大している。高張力鋼板は成形性の低い難成形板材であるため、以前にも増して成形限界予測の重要性が高いといえる。また板材の成形限界は変形履歴に強く依存し^{1)~4)}、変形経路によっては成形限界が極めて低くなることが知られており、このことは成形性の低い高張力鋼板においてより重大な問題となる。しかしながら非比例変形を含む種々の変形経路における高張力鋼板の成形限界とその予測については未だ十分に検討されていない。

板材の成形限界の評価には、比例変形における成形限界を主ひずみ空間にプロットした成形限界線 (Forming Limit Curve, 以下比例 FLC) が広く用いられてきた⁵⁾。比例 FLC は実験的に取得するのが容易であり、塑性不安定理論に基づく局部くびれ発生条件や分岐理論により、ある程度予測することもできる。しかしながら先述のとおり板材の成形限界はひずみ経路に依存するため、比例 FLC は複雑な非比

例変形を受ける板材の破断予測には適さない。

非比例変形における成形限界線 (以下非比例 FLC) の解析的予測については、例えば久保寺ら⁶⁾による Swift⁷⁾-Hill⁸⁾の塑性不安定理論に基づく検討、Gotoh⁹⁾による降伏曲面のとりり点を考慮した構成式と分岐解析に基づく検討、また Marciniak-Kuczyński (M-K) 解析¹⁰⁾を用いた Kuroda ら¹¹⁾、Barata da Rocha ら¹²⁾、吉田ら¹³⁾による検討など、多くの報告がある。一方、Stoughton¹⁴⁾は成形限界時の応力を主応力空間にプロットした成形限界応力線 (Forming Limit Stress Curve, FLSC) はひずみ経路に依存しないとし、これを FLC に代わるものとして提案している。吉田ら^{13),15),16)}はアルミニウム合金管や鋼管の実験結果および解析結果から、FLSC には経路依存がある場合とない場合の双方があることを明らかにした。また、宅田ら¹⁷⁾は高張力鋼板のような低延性材料ではボイド成長・合体をメカニズムとする延性破壊条件を適用することによって成形限界が予測できるという局部くびれによる破断とは別の考えを提示している。

以上の背景を踏まえ、本研究では高張力鋼板の比例・非比例 FLC を実験的に求め、その特徴を明らかにするとともに、その予測を目的とする。第一に、高張力鋼板の張出し試験によって破断部を観察し、対応する M-K 解析を行うことによって破断のメカニズムを検討した。そして、高張力鋼板においても局部くびれの結果として破断が生じること

* 広島大学大学院工学研究科機械システム工学専攻
〒739-8527 広島市鏡山 1-4-1
Graduate School of Hiroshima University
1-4-1, Kagamiyama, Higashi-Hiroshima 739-8527, Japan.
** 広島大学大学院工学研究科 同上
Department of Mechanical Science and Engineering, ibid.

を明らかにした。また、非比例変形 FLC の実験的取得および M-K 解析によるその予測を行い、その妥当性と限界を論じた。また、併せて実験的に取得が容易な比例 FLC に基づく簡便かつ実用的な非比例 FLC 決定手法についても検討を行った。

2. 供試材および実験方法

供試材として、住友金属工業株式会社製の 590MPa 級 (SPFC590Y)、780MPa 級 (SPFC780Y)、および 980MPa 級 (SPFC980Y) 高張力鋼板を用いた。これらの材料の板厚、機械的性質を Table 1 に示す。

比例 FLC の取得のため直径 100mm の球頭パンチを用いた張出し試験を行った。試験片として Fig. 1 に示す矩形試験片および切り欠き試験片の 2 種を使用した。これらの試験片の中央部に予め直径 6.35mm のスクライブドサークルをスタンプしておき、破断部近傍のスクライブドサークルの変形量から最大主ひずみ ϵ_1 および最小主ひずみ ϵ_2 を求め、これらを成形限界ひずみとした。なお、すべての実験において圧延方向を試験片長手方向とした。

また、SPFC590Y 材については非比例張出し試験によって非比例 FLC を取得した。一次変形は等二軸引張りおよび単軸引張りの 2 種類とし、一次変形の予ひずみ量も 2 種類とした。一次変形が等二軸引張りの場合は張出し試験に用いる球頭パンチにより予ひずみを与えた後、レーザー切断により試験片の幅・形状を変えて二次張出しを行った。一次変形が単軸引張りの場合には大型試験片の単軸引張りによって予ひずみを与えた後、試験片平行部から Fig. 1 の試験片を切り出して二次張出しを行った。

3. 比例 FLC

3.1 実験結果

張出し試験より得られた比例 FLC を Fig. 2 に示す。図中の線は実験結果を近似したものである。これより、高張力鋼板の比例 FLC では等二軸引張りにおける成形限界が比較的高いのに対して、平面ひずみ引張りでの成形限界が極端に低いこと、強度が大きくなるにつれて成形限界が全体的に低下していることがわかる。

張出し試験後に、等二軸引張り、平面ひずみ引張り、および単軸引張り状態に近いひずみ比における試験片の破断部 R.D.断断面をマイクロ스코プにより観察した。例として SPFC590Y のひずみ比 $\beta = \epsilon_2/\epsilon_1 = 0.987, 0.100, -0.381$ における破断部の写真とくびれ部板厚 t_B および均一変形部の板厚 t_A の測定値を Fig. 3 に示す。いずれのひずみ比においても局部くびれが観察され、くびれの成長により破断に至っていることがわかる。また、同様の傾向は SPFC780Y、SPFC980Y についても観察された。

Table 1 Mechanical properties of specimens

	SPFC590Y	SPFC780Y	SPFC980Y
Thickness [mm]	1.0	1.0	1.0
Yield stress [MPa]	492	500	661
Tensile strength [MPa]	628	828	998
r value	0.90	0.83	0.71

Fig. 1 Schematic illustration of specimens

Fig. 2 Experimental results of FLCs under proportional deformation

Fig. 3 Necking of fractured SPFC590Y specimens under strain ratios of (a) 0.987, (b) 0.100 and (c) -0.381. Here, t_A denotes the thickness out of necking and t_B the necking part, respectively

3.2 M-K 解析に基づく比例 FLC 予測

本研究では、前節の破断部の観察結果および従来の知見から、高張力鋼板の破断のメカニズムとして以下の 2 点が重要であると考えて成形限界予測を行った。すなわち、第一に成形性が低い高張力鋼板においても局部くびれ発生前に変形能の限界に達するわけではなく、局部くびれの成長を経て破断するものと考えられるということ、第二に周知

のとおりくびれ部にはボイドなどのダメージが存在し¹⁸⁾、それが破断を促進するというのである。以上の考察を踏まえ、板厚の初期不整が変形の進展に伴って局部くびれに発展すると仮定した M-K 解析¹⁰⁾にボイドの成長を考慮した構成式を適用して成形限界予測を試みた。同様のモデルは Needleman ら¹⁹⁾をはじめ多くの研究で用いられている。

Fig. 4 に M-K 解析の概念図を示す。二軸平面応力下で変形する剛塑性体の平板 A (板厚 t_A) の一部に帯状の板厚不整 (=くびれ部) B (板厚 t_B) が存在すると仮定し、板厚不整の程度を $f = t_B/t_A$ で、その初期値を f_0 で表す。全体の変形の進行に伴って A 部と B 部の変形差が拡大し、両者の相当塑性ひずみ増分比が $d\bar{\epsilon}_A/d\bar{\epsilon}_B < 1 \times 10^{-3}$ となった時点をもって板厚不整 B 部への変形集中、つまり局部くびれ発生とみなし、その時の板材 A 部のひずみを成形限界ひずみとする。一般に M-K 解析はひずみ速度比 $\beta_A = \dot{\epsilon}_{2A}/\dot{\epsilon}_{1A}$ が正の張出し領域に適用されるが、本研究では中ら²⁰⁾の手法を参考にひずみ速度比が負の領域についても適用した。

(a) $\beta_A \geq 0$ の場合：くびれは最大主応力方向 (x_1 方向) の直交方向 (x_2 方向) に存在するとし (Fig. 4(a)参照)、くびれ方向の A, B 部のひずみ速度は等しく、A 部のひずみ速度比は一定であると仮定する。最大主応力方向の力の釣り合いから変形に伴う B 部のひずみ速度の変化が計算できるので、この計算を繰返し B 部に変形が集中し始めた時点における A 部ひずみ ($\epsilon_{1A}, \epsilon_{2A}$) を成形限界ひずみとする。

(b) $\beta_A < 0$ の場合：Hill⁸⁾と同様に、くびれは伸びがゼロとなる方向 (t 方向) に生じると仮定する (Fig. 4(b)参照)。くびれ内外の領域 A, B の垂直応力およびせん断応力に基づく力の釣り合い式から、与えられた A 部の板厚ひずみ増分 $d\epsilon_{3A}$ に対して B 部の板厚ひずみ増分 $d\epsilon_{3B}$ が計算できるので、この計算を繰返して $\beta_A \geq 0$ の場合と同様に成形限界ひずみが求められる。

先述の通り、構成式には変形に伴う材料のダメージとしてのボイド発生・成長を考慮したものを使用する。本研究では、Shima ら²¹⁾の多孔質体構成式および森ら²²⁾の平均 r 値を導入した圧縮特性構成式に基づき、式(1)~(3)に示す構成式を用いた。ここで ρ は相対密度、 ϵ_v は体積ひずみであり、 a, m, n は定数である。

$$\bar{\sigma} = \frac{1}{\rho^n} \sqrt{\frac{3}{2+r}} \cdot \left[\frac{1}{2} \{ r(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2 \} + \left\{ \frac{g}{2r+1} (r\sigma_1 + r\sigma_2 + \sigma_3) \right\}^2 \right]^{1/2} \quad (1)$$

$$d\bar{\epsilon} = \rho^n \sqrt{\frac{2+r}{3}} \cdot \left[\frac{2}{(2r+1)^2} \{ r(d\epsilon_1 - d\epsilon_2)^2 + (d\epsilon_2 - rd\epsilon_3)^2 + (d\epsilon_3 - rd\epsilon_1)^2 \} + \left(\frac{d\epsilon_v}{g} \right)^2 \right]^{1/2} \quad (2)$$

$$g = a(1-\rho)^m \quad (3)$$

ただし、初期状態からボイドなどのダメージが存在するとは考えにくいことから、本研究では板材がある程度の変形を受けてからボイドの発生・成長が始まると仮定する。具体的には相当塑性ひずみの閾値 $\bar{\epsilon}_t$ を設け、相当塑性ひずみがその値に達したらボイドが発生したとみなして相対密

Fig. 4 Schematic illustration of M-K analysis

Fig. 5 Measured and calculated forming limit of SPFC590Y sheet under proportional deformation

Fig. 6 Three stages of strain localization at the groove of a sheet calculated by M-K model

度 ρ_0 を付与し、それ以降のボイド成長を考慮している。また、硬化則には式(4)の Swift 型を用いた。

$$\bar{\sigma} = C(\bar{\epsilon}_0 + \bar{\epsilon})^n \quad (4)$$

くびれ部にボイド成長を考慮した M-K 解析手法の詳細は著者らの既報²³⁾を参照されたい。

3.3 比例 FLC 計算結果と考察

以上の考え方に基づく SPFC590Y の FLC 計算結果を実験結果と比較した結果を Fig. 5 に示す. なお, M-K 解析においては初期板厚不整 f_0 の値が, また多孔質体構成式(1)~(3)においてはポイド発生時の相対密度 ρ_0 の値が計算結果に大きな影響を与えることが知られている. 本研究ではそれぞれ $f_0=0.998$, $\rho_0=0.999$ とした. その他の各種定数は図中に併記したように $a=5.0$, $m=0.45$, $n=2.5$, $C=1040$ MPa, $\bar{\varepsilon}_0=0.0017$, $n'=0.171$, $\bar{\varepsilon}_t=0.7$ である. これらの値は単軸引張試験の応力-ひずみ曲線, および FLC の成形限界ひずみに計算結果が最もよく一致するように決定した. また, 比較のため Fig. 5 には Hill⁽⁸⁾ の局部くびれ条件に基づく成形限界 (ひずみ比が負の場合) も破線で示した.

張出し領域 ($\beta > 0$) では, FLC の計算結果は実験結果と定量的によく一致している. 一方, 平面ひずみ引張りから単軸引張りにかけての領域 ($\beta \leq 0$) では, M-K 解析による計算結果はその性質上 Hill の局部くびれ限界より低く, さらに Hill の局部くびれ限界も実験結果よりは低い値となっている. 解析結果と実験結果の差異の原因としては試験片形状や摩擦に起因する変形拘束やひずみ勾配の影響が考えられ, さらに詳細な検討が必要である. このような問題点はあるものの, 定性的には計算結果は実験結果を良く表現できているといえる.

また Fig. 6 には, Fig. 3 の板厚測定結果に対応したひずみ比 (Fig. 5 に示した(a), (b), (c)の各点に対応) の M-K 解析におけるひずみ集中と板厚変化の様子を示す. Fig. 6 (i) は初期状態, 同図(ii)はくびれ外部 A とくびれ部 B の双方の変形が進行し板厚が減少する過程, 同図(iii)は局部くびれ発生時点以降, すなわち A 部の変形が停止し, B 部のみに変形が集中している状態を示している. 本研究の M-K 解析ではこの(iii)の状態での A 部のひずみや板厚 t_A を求めるのが目的であるため, その開始時点 ($d\bar{\varepsilon}_A/d\bar{\varepsilon}_B = 1 \times 10^{-3}$) で計算を打ち切っているが, さらに計算を続行すれば B 部板厚 t_B の減少は進み, 破断時の実験結果 (Fig. 3 参照) に対応した t_B に至ることになる.

このことは高張力鋼板が局部くびれ形成以前 (Fig. 6 (ii) の段階) において変形能の限界に達して破断するのではなく, ひずみ集中による局部くびれの形成・成長 (Fig. 6 (iii) の段階) を経て破断に至るということを示している. 以上のことから, 本研究で想定した破断のメカニズム (局部くびれの発生・成長モデル) は概ね妥当であると考えられる.

4. 非比例 FLC

4.1 実験結果

Fig. 7, Fig. 8 に SPFC590Y の比例 FLC と非比例 FLC の実験結果を比較して示す. プロット記号が実験結果である. Fig. 7 の非比例 FLC は等二軸引張りを予ひずみ 16%, 21% まで与えた後に取得したものであり, また Fig. 8 の非比例 FLC は単軸引張りを予ひずみ 7%, 13% まで与えた後に取得したものである.

これらの結果より, 従来の知見どおり一次変形が等二軸引張りの場合は一次・二次複合変形の成形限界が比例 FLC よりも大幅に低下することがわかる. 特にひずみ速度比が 0 または負となる二次変形はほとんど付与することができ

ず, このような変形経路は非常に危険である. 一方, 一次変形が単軸引張りの場合は張出し領域でのみ複合変形の成形限界が比例 FLC よりも向上する. ただし, 二次変形が等二軸引張りの場合は成形限界が比例 FLC と同等または若干下回る結果となった.

4.2 M-K 解析に基づく非比例 FLC 予測

3.2 節に示した解析モデルを用いて, 非比例 FLC の予測を試みた. 一次変形については比例 FLC 予測の場合と同様に計算を行い, 所定の予ひずみに達した後にひずみ速度比を種々変えて二次変形の計算を行い非比例 FLC を取得した. 一次変形から二次変形への移行においては, 相当塑性ひずみ, 相当応力, 板厚不整 f , 相対密度 ρ のスカラー量を引き継ぐものとしている. この際, 一次変形と二次変形で板厚不整の方向が異なる場合がある. 例えば一次変形が単軸引張り, 二次変形が張出し変形の場合, 一次変形では

Fig. 7 Proportional and nonproportional forming limits of equi-biaxially prestrained SPFC590Y sheet (results of experiment and M-K analysis)

Fig. 8 Proportional and nonproportional forming limits of uniaxially prestrained SPFC590Y sheet (results of experiment and M-K analysis)

最大主応力軸に対して所定の角度 ϕ をなす方向 (Fig. 4(b)) の板厚不整が成長するが、二次変形では最大主応力軸に直交する方向 (Fig. 4(a)) の板厚不整が局部くびれとなり、破断に至る。このような場合に板厚不整 f の値をそのまま一次変形から二次変形へ引き継ぐのは妥当ではないと考え、二次変形の開始時点で板厚不整 f にその初期値 f_0 を与えて解析を行った。

4.3 非比例 FLC 計算結果と考察

非比例 FLC の計算結果を Fig. 7, Fig. 8 に併せて示した。図中の曲線が計算結果である。計算結果は実験結果の傾向と概ね一致している。一次変形として等二軸引張りの予ひずみを与えた場合については二次変形において比例 FLC より大幅に低いひずみで破断するという現象を的確に表現できており、定量的にもほぼ正確な非比例 FLC を求めることができた。

一方、一次変形として単軸引張りの予ひずみを与えた場合については、二次変形のひずみ速度比が負の場合には成形限界の計算結果が過小となり、二次変形が等二軸引張りの場合については計算結果がやや過大となった。前者の差異については、比例 FLC に見られた誤差がそのまま影響していると考えられる。後者の差異についてはいくつかの原因が考えられる。例えば、材料の加工硬化挙動および異方性の進行の影響である。鉄系材料では、変形経路変更に伴う交差効果が成形限界に影響を及ぼすことが指摘されており¹⁶⁾、高張力鋼板ではひずみ経路変化に伴ってパウシンガー効果と似た軟化現象が現れることも報告されている²⁴⁾。また、FLC は異方性²⁵⁾にも敏感なので、ひずみ経路急変後の異方性の進行も影響している可能性がある。また本研究では一次変形と二次変形で発達する板厚不整の方向が異なる場合に二次変形開始時点で初期板厚不整 f_0 を与えたが、これも原因の一つと考えられる。

5. 簡便な非比例 FLC 決定方法

5.1 相当塑性ひずみに基づく非比例 FLC 決定法

久保寺ら⁶⁾は「塑性不安定はその直前の応力状態におけるひずみ増分方向のみに依存する。材料の加工硬化は相当塑性ひずみにより一義的に決まる」との仮定の下、Swift⁷⁾-Hill⁸⁾の塑性不安定理論による非比例 FLC を検討した。また Chu²⁶⁾は同様の仮定の下、Stören-Rice²⁷⁾の分岐理論に基づく剛塑性板材の非比例 FLC について考察した。その後、松井

Fig. 9 Schematic illustration of determination method of FLC under nonproportional deformation

ら²⁸⁾は同様の考え方に基づき、既知の比例 FLC データから任意の非比例 FLC を決定する方法を提案している。その非比例 FLC 決定法の概念を Fig. 9 に示す。最終ひずみ増分方向が θ となる非比例ひずみ経路 O-O'-A を考え、成形限界点 A での累積相当塑性ひずみを $\bar{\epsilon}_A$ とする。また、原点 O から θ 方向の比例経路における成形限界点を B とすると、 $\bar{\epsilon}_A$ は経路 O-B での相当塑性ひずみ $\bar{\epsilon}_B$ と等しくなる。よって、比例 FLC が既知ならば、予ひずみ点 O' を中心に角度 θ を様々に変えて非比例 FLC を決定することができる。そこで、この手法で高張力鋼板の非比例 FLC を簡単に決定できるかを検討する。

Fig. 10 Nonproportional FLC calculations by using experimentally obtained proportional FLC based on the assumption that the effective plastic strain limit is solely determined by the direction of plastic strain rate at the onset of instability (case of equi-biaxial prestrain)

Fig. 11 Nonproportional FLC calculations by using experimentally obtained proportional FLC based on the assumption that the effective plastic strain limit is solely determined by the direction of plastic strain rate at the onset of instability (case of uniaxial prestrain)

5.2 計算結果と考察

Fig. 10, Fig. 11 に SPFC590Y の比例 FLC とこの簡易手法で求めた非比例 FLC, および実験結果を比較して示す. Fig. 10 は等二軸引張り予ひずみを与えた場合, Fig. 11 は単軸引張り予ひずみを与えた場合である. なお, 基準となる比例 FLC は最小二乗近似によりひずみ比の関数として記述し, これを計算に使用した. Fig. 10 より一次変形が等二軸引張りの場合は成形限界を精度良く予測していること, Fig. 11 より一次変形が単軸引張りの場合も一部の条件を除き成形限界を予測できていることがわかる. しかしながら, Fig. 11 からわかるように一次変形が単軸引張りで二次変形が等二軸引張りとなる条件では成形限界を危険側に予測しており, 実用的には問題がある. そこで, 以下のような手法でこの問題点を修正する.

本研究で検討した非比例 FLC の範囲内において, 実験結果と計算結果の相当塑性ひずみの差が最も大きくなる条件は, 一次変形の単軸引張りで最大荷重点近傍までの大きな予ひずみを与えた後, 二次変形の等二軸引張りを行う場合である (Fig. 11 の prestrain 13%). そこで, 当該条件の実験結果における成形限界相当塑性ひずみ $\bar{\epsilon}_{\text{exp}}$ と同条件の簡易手法における成形限界相当塑性ひずみ $\bar{\epsilon}_{\text{cal}}$ の比 $\xi (= \bar{\epsilon}_{\text{exp}} / \bar{\epsilon}_{\text{cal}})$ を用いて基準となる比例 FLC を修正する (このようにして得られた FLC を以下では安全 FLC [Safety FLC] と呼ぶ). 具体的には, ひずみ増分方向と最大主ひずみ軸がなす角を θ , 比例 FLC における θ 方向成形限界相当塑性ひずみを $\bar{\epsilon}_{\theta}$ として $\bar{\epsilon}'_{\theta} = \{1 - (1 - \xi) \times \theta / (\pi/4)\} \bar{\epsilon}_{\theta}$ を求める. この $\bar{\epsilon}'_{\theta}$ に基づく基準 FLC を用いることにより, 非比例 FLC の危険側予測を避けることができる.

Fig. 12 および Fig. 13 に, 前述の修正を反映させて決定した安全 FLC と, それを用いて計算した非比例 FLC および対応する実験結果を併せて示す. Fig. 12 は等二軸引張り予ひずみを与えた場合, Fig. 13 は単軸引張り予ひずみを与えた場合である. Fig. 13 より, Fig. 11 で見られた単軸引張り予ひずみを与えた後, 等二軸引張りを行った場合の成形限界の危険側予測が解消され, 妥当な非比例 FLC が得られ

Fig. 12 Nonproportional FLCs determined by using safety FLC (case of equi-biaxial prestrain)

Fig. 13 Nonproportional FLCs determined by using safety FLC (case of uniaxial prestrain)

ていることがわかる. ただし, その代償として Fig. 12 の等二軸引張り付近の成形限界を過小に評価することとなるが, 簡便に安全側の非比例 FLC を決定する方法としては, 実用的な意義があると考えられる.

6. 結 言

本研究では比例変形および非比例変形を受けた高張力鋼板の成形限界線 (FLC) を実験的に取得するとともに, M-K 解析とボイド成長を考慮した構成式を組み合わせたモデルを用いて成形限界予測について検討を行った. その結果, 以下のことがわかった.

- (1) 高張力鋼板の比例 FLC は, 等二軸引張りにおける成形限界が比較的高いのに対して, 平面ひずみ引張りでの成形限界が極端に低下した. また強度が高くなるにつれて成形限界は全体的に低下した. 低延性の高張力鋼板においてもくびれの発生・成長により破断に至っていることが確認できた.
- (2) 高張力鋼板の非比例変形における FLC では, 等二軸引張り予ひずみ後の単軸引張りないし平面ひずみ引張り変形において成形限界が極端に低下した. FLC のひずみ経路依存性は, 先行ひずみ経路における加工硬化の影響が主たる支配因子であることがわかった.
- (3) 比例変形における FLC を基準として用いる相当塑性ひずみに基づく簡便な非比例成形限界決定法により, 非比例変形における FLC を概ね予測することができた. ただし, 単軸引張り予ひずみを与えた後, 等二軸引張りを行った場合の成形限界予測が危険側となった. それを避けるために安全余裕を見込んだ基準 FLC (安全 FLC) を用いることを提案した.

参 考 文 献

- 1) 飯田博孝・佐藤完往・山崎久男: 塑性と加工, **11**-109 (1970), 91-99.
- 2) 中島浩衛: 塑性と加工, **11**-109 (1970), 112-118.
- 3) Laukonis, J. V. & Ghosh, A. K.: Metall. Trans. A, **9A**

- (1978), 1849-1855.
- 4) Graf, A. & Hosford, W.: Int. J. Mech. Sci., **36**-10 (1994), 897-910.
  - 5) 山崎雄司：第 173 回塑性加工シンポジウムテキスト, (1997), 57-64.
  - 6) 久保寺治朗・中岡一秀・上野康：塑性と加工, **11**-109 (1970), 134-141.
  - 7) Swift, H. W.: J. Mech. Phys. Solids, **1**-1 (1952), 1-18.
  - 8) Hill, R.: J. Mech. Phys. Solids, **1**-1 (1952), 19-30.
  - 9) Gotoh, M.: Int. J. Solids Struct., **21**-12 (1985), 1149-1163.
  - 10) Marciniak, Z. & Kuczyński, K.: Int. J. Mech. Sci., **9**-9 (1967), 609-620.
  - 11) Kuroda, M. & Tvergaard, V.: Int. J. Mech. Sci., **42**-5 (2000), 867-887.
  - 12) Barata da Rocha, A., Barlat, F. & Jaliniera, J. M.: Mater. Sci. Eng., **68**-2 (1985), 151-164.
  - 13) 吉田健吾・桑原利彦・黒田充紀：塑性と加工, **46**-537 (2005), 982-988.
  - 14) Stoughton, T. B.: Int. J. Mech. Sci., **42**-1 (2000), 1-27.
  - 15) 吉田健吾・桑原利彦・成原浩二・高橋進：塑性と加工, **45**-517 (2004), 123-128.
  - 16) 吉田健吾・桑原利彦：鉄と鋼, **92**-1 (2006), 36-45.
  - 17) 宅田裕彦・蟹江智文・磯貝栄志・吉田亨：鉄と鋼, **91**-6 (2005), 553-559.
  - 18) 山口克彦・西村信吾・高倉章雄・福田正成：塑性と加工, **21**-231 (1980), 315-322.
  - 19) Needleman, A. & Triantafyllidis, N.: Trans. ASME, J. Eng. Mater. Technol., **100**-2 (1978), 164-169.
  - 20) 中哲夫・鳥飼岳・日野隆太郎・吉田総仁：塑性と加工, **43**-492 (2002), 66-72.
  - 21) Shima, S. & Oyane, M.: Int. J. Mech. Sci., **18**-6 (1976), 285-291.
  - 22) 森謙一郎・五嶋正・山口克彦・福田正成：平成元年度塑性加工春季講演会講演論文集, (1989), 387-390.
  - 23) Yoshida, F. & Hino, R.: J. Mater. Process. Technol. **63** (1997), 66-71.
  - 24) 上森武・倉光徹・三登悠司・日野隆太郎・中哲夫・吉田総仁：塑性と加工, **50**-576 (2009), 39-43.
  - 25) Parmar, A. & Mellor, P. B.: Int. J. Mech. Sci., **20**-6 (1978), 385-391.
  - 26) Chu, C.-C.: Int. J. Solids Structures, **18**-3 (1982), 205-215.
  - 27) Stören, S. & Rice, J. R.: J. Mech. Phys. Solids, **23**-6 (1975), 421-441.
  - 28) 松井良介・安部重毅・吉田総仁・中哲夫・日野隆太郎：平成 18 年度塑性加工春季講演会講演論文集, (2006), 43-44.