論文

二軸バルジ試験法による高強度鋼板の
加工硬化特性の測定と材料モデリング

箱山 智之* 菅原 史法* 桑原 利彦**

Measurement and Material Modeling of Work Hardening Behavior
of High Strength Steel Sheet Using Multiaxial Tube Expansion Testing Method

Tomoyuki HAKOYAMA*, Fuminori SUGAWARA* and Toshihiko KUWABARA **

(Received on November 19, 2012)

The deformation behavior of high strength steel sheets with a tensile strength of 590 MPa under biaxial tension was investigated for a strain range from initial yielding to fracture. The test material was bent and laser welded to fabricate a tubular specimen with an inner diameter of 44.6mm, a wall thickness of 1.2mm, and an axial length of 200mm. Multiaxial tube expansion tests were performed using a servo-controlled tension-internal pressure testing machine. Many linear stress paths in the first quadrant of stress space were applied to the tubular specimens to measure the forming limit curve (FLC) and forming limit stress curve (FLSC) of the as-received sheet material, in addition to the contours of plastic work and the directions of plastic strain rates from initial yielding to fracture. Results calculated using the Yld2000-2d yield function with exponents of 6 to 8 provided the closest agreement with the measured work contours and directions of plastic strain rates for a reference plastic strain range of $0.002 \leq \epsilon_p^0 \leq 0.20$. It was concluded that the multiaxial tube expansion test is effective for measuring the multiaxial deformation behavior of sheet metals for a wide range of plastic strains.

Key words: sheet metal forming, deformation behavior, biaxial tensile test, linear stress path, cruciform specimen, material modeling, high strength steel sheet, yield function, forming limit strain, forming limit stress.

1. 緒言

地球温暖化対策としての自動車軽量化の必要から、高張力鋼板の自動車部品への適用が進んでいる。高張力鋼板は軟鋼板と比較して成形性に劣る。高張力鋼板の難加工性を克服し、さらなる適用拡大を図るためには、成形シミュレーションによる不具合現象の予測精度向上が必要である。そのためには材料モデルの高精度化が必須である^{1)~3)}。

筆者らの研究グループでは、十字形試験片を用いた二軸引張試験⁴⁾によって、各種金属板材に適した降伏関数を同定し、スプリングバック⁵⁾、穴広げ^{6),7)}、面ひずみ⁸⁾、液圧バルジ成形⁹⁾の有限要素解析に適用した。その結果、解析精度を向上させるためには、二軸引張試験によって適切な降伏関数を選択することが必須であることを立証した。

十字形試験片による測定可能なひずみ範囲は相当塑性ひずみ換算で高々数%である。そこで供試材を曲げ・溶接し

て円管試験片を製作し、サーボ制御二軸応力試験機^{10),11)}を用いて軸力と内圧を負荷することにより、円管試験片の側壁に二軸引張応力を負荷する材料試験方法（以下、二軸バルジ試験法）を考案した^{12)~14)}。これにより、相当塑性ひずみ換算で、純チタン板で0.085¹²⁾、冷延IF鋼板で0.19¹³⁾および0.15¹⁴⁾までの、等塑性仕事面の測定に成功した。

本研究では、590MPa級高張力鋼板に対し二軸バルジ試験法を適用し、線形応力経路における、降伏初期から母材の破断に至るまでの応力-ひずみ曲線の測定に成功した。また本供試材の塑性変形挙動の再現精度に優れる降伏関数を決定した。さらに成形限界ひずみや成形限界応力の測定にも成功したので合わせて報告する。

2. 実験方法

2.1 供試材

供試材は析出強化型高張力鋼板（JSC590R、公称板厚 $t_0 = 1.2\text{mm}$ ）である。その機械的性質を Table 1に示す。

2.2 二軸引張試験用試験片

本供試材に適した異方性降伏関数を同定するために、Fig. 1に示す試験片を用いて、二種類の二軸引張試験を行った。

Fig. 1(a)は十字形試験片であり、板材のままの状態で供試材の二軸引張試験を行うことができる試験片である。本試験片形状は文献4)において提案されたものと同一である。

* 東京農工大学 大学院 工学府 機械システム工学専攻
〒184-8588 東京都小金井市中町2-24-16
Graduate School, Department of Mechanical Systems Engineering, Tokyo
University of Agriculture and Technology, 2-24-16, Nakacho, Koganei 184-8588,
Japan.

** 東京農工大学 大学院 工学府 先端機械システム部門
〒184-8588 東京都小金井市中町2-24-16
Division of Advanced Mechanical Systems Engineering, Institute of Engineering,
Tokyo University of Agriculture and Technology, 2-24-16, Nakacho, Koganei
184-8588, Japan.

十字形試験片は、供試材の圧延方向および圧延直角方向が試験片の腕方向と平行となるように採取した。従って、本二軸引張試験においては、異方性の主軸と応力の主軸は一致する。以下、異方性の主軸として、圧延方向を x 軸、圧延直角方向を y 軸、板厚方向を z 軸とする。

異方性の主軸方向の垂直ひずみはひずみゲージ（東京測器研究所製塑性域ゲージ YFLA-2）により測定した。ひずみゲージは、最大主応力方向に平行な試験片中心線上の、中心から $\pm 21\text{mm}$ 離れた位置に、各方向1枚ずつ貼り付けた。応力の算定方法の詳細は文献4)を参照されたい。有限要素解析によれば、上記の位置においてひずみ測定を行った場合、応力の算定誤差は2%未満である^{15), 16)}。

Fig. 1(b)は二軸バルジ試験用の円管試験片であり、供試材をロール曲げ加工した後、板縁を CO_2 レーザー溶接して製作した。長さは200mm、内径は44.6mmである。供試材の圧延方向が管軸方向と一致する試験片 I および円周方向と一致する試験片 II の2種類を製作した。溶接部幅はおおよそ2mm、硬さは溶接部で約400HV、母材で約200HVであった。

円管試験片を自由バルジ成形したとき、円周方向の板厚分布が均一であるほど、成形限界ひずみは大きくなる¹⁷⁾。

Table 1 Mechanical properties of the test material

Tensile direct. / °	$\sigma_{0.2}$ /MPa	c^* /MPa	n^*	α^*	$r\text{-value}^{**}$
0	458	1054	0.192	-0.0026	0.588
45	450	1007	0.205	0.0021	1.316
90	476	1075	0.202	0.0037	0.790

*Approximated using $\sigma = c(\alpha + \varepsilon^p)^n$ at $\varepsilon^p = 0.02\text{--}0.092$

**Measured at uniaxial nominal strain $\varepsilon_N = 0.10$

Fig. 1 Specimens used for the biaxial tensile tests (dimensions in mm): (a) cruciform specimen and (b) tubular specimen. In (b), $\leftrightarrow$ indicates the rolling direction (RD) of the original sheet sample and the RD is taken in the axial direction for type I specimen and in the circumferential direction for type II specimen

そこで次式により、偏肉率 τ を算定した。

$$\tau = \frac{t_{\max} - t_{\min}}{t_{\text{ave}}} \times 100 (\%) \quad (1)$$

ここで、 t_{ave} は平均肉厚、 $t_{\max}$ および $t_{\min}$ は、円管試験片の円周方向における肉厚の最大値と最小値である。偏肉率は平均 $\tau = 0.8\%$ 、最大 $\tau = 1.8\%$ であった。

2.3 二軸引張試験機

十字形試験片の二軸引張試験では、サーボ制御二軸引張試験機を用いた。試験機の詳細は、文献4)を参照されたい。

二軸バルジ試験で用いたサーボ制御二軸バルジ試験機は文献11)~13)で用いたものと同一であるが、本研究で用いた主要な試験機でもあるので、その特徴を以下に記す。本試験機は、対向する油圧シリンダによって軸力 T を、増圧器により内圧 P を負荷する。軸力はロードセルにより、内圧は圧力計により測定される。試験機は、軸力と内圧の閉ループ制御により、応力経路もしくは真ひずみ経路を任意に設定することが可能である。

円管試験片の試験部長さ（チャック間距離）は、応力比 $\sigma_x : \sigma_y = 1:0, 0:1$ では100mm、その他の応力比では140mmとした。円管の変形は、Fig. 2に示すように、自作の曲率計とひずみゲージ（東京測器研究所製塑性域ゲージYFLA-2）を用いて測定した。曲率計は、管中央に位置する変位計と2本のツメから構成され、変位計とツメの先端位置の差から、円管外表面の管軸方向の曲率半径 R_ϕ が測定される。ツメの間隔は46mmとした。ただし $\sigma_x : \sigma_y = 1:0, 0:1$ の第2負荷では R_ϕ が小さくなるため、ツメの間隔を20mmとした。

ひずみゲージは、肉厚が平均値に最も近くなる位置に管軸方向および円周方向に1枚ずつ貼り付けた。試験は、ひずみゲージの測定限界を考慮し、公称ひずみがおおよそ13%に達した時点で除荷し、新しいひずみゲージを貼り直して試験を再開した。

管軸方向および円周方向の真ひずみ ε_ϕ 、 ε_θ は、管中央部における肉厚中心の値に換算して、次式より算定した。

$$\varepsilon_\phi = \varepsilon_\phi^s - \ln \frac{R_\phi}{R_\phi - (t/2)} \quad (2a)$$

$$\varepsilon_\theta = \ln \frac{D - t}{D_0 - t_0} \quad (2b)$$

ここで ε_ϕ^s および ε_θ^s は、管軸方向中央部の外表面において測定された管軸方向および円周方向の真ひずみ、 D_0 および t_0 はそれぞれ変形前の円管の外径および肉厚、 D および t は変形中の管中央における外径および肉厚である。外径 D は

Fig. 2 Setup of a spherometer and strain gauges

次式より算定した。

$$D = D_0 \exp(\varepsilon_\theta^s) \quad (3a)$$

肉厚 t は、体積一定条件より、次式より算定した。

$$t = t_0 \exp(-\varepsilon_\phi - \varepsilon_\theta) \quad (3b)$$

試験中の板厚を陽に求めるために、管軸方向曲率半径を無限大と仮定し、次式を用いた。

$$t = \frac{D}{2} - \sqrt{\left(\frac{D}{2}\right)^2 - \frac{t_0(D_0 - t_0)}{\exp(\varepsilon_\theta^s)}} \quad (3c)$$

管軸方向および円周方向の真応力成分 σ_ϕ 、 σ_θ は、円管試験片中央部の微小要素に関するつり合い式に基づいて、肉厚中心の値として次式より算定した。

$$\sigma_\phi = \frac{P\pi(D/2 - t)^2 + T}{\pi(D - t)t} \quad (4a)$$

$$\sigma_\theta = \frac{(R_\phi - t)(D - 2t)}{(2R_\phi - t)t} P - \frac{D - t}{2R_\phi - t} \sigma_\phi \quad (4b)$$

真応力制御試験用の閉ループ制御回路を Fig. 3 に示す。5 つの測定値 T 、 P 、 ε_ϕ 、 ε_θ 、 R_ϕ が 0.01 秒毎に PC に取り込まれ、それらの値から管中央部の σ_ϕ および σ_θ が算定される。それらの応力値は PI コントローラに入力され、応力の指令値との偏差に基づいて、 σ_ϕ の制御信号として軸力 T の指令値が、 σ_θ の制御信号として内圧 P の指令値が、0.01 秒毎に出力される（応力の指令値は 0.1 秒毎に更新される）。それらの指令値は T と P の測定値と比較され、その偏差に基づいてサーボ弁が制御され、油圧シリンダおよび増圧機がそれぞれ駆動される。測定値および制御指令値は 0.1 秒毎に PC に保存される。

2.4 実験方法

二軸応力を受ける供試材の加工硬化特性を定量的に評価するために、線形応力経路に対して等塑性仕事面^{18), 19)}を測定した。 $\sigma_x : \sigma_y = 1:0$ において、既定の真塑性ひずみ ε_0^p に達したときの引張真応力 σ_0 とそれまでになされた単位体積あたりの塑性仕事 W_0 を測定した。他の応力比においては、 W_0 と等量の塑性仕事に加えられた時点の応力 (σ_x, σ_y) を主応力空間にプロットして、等塑性仕事面を求めた。

二軸引張試験で用いた線形応力経路は、 $\sigma_x : \sigma_y = 1:0, 4:1, 2:1, 4:3, 1:1, 3:4, 1:2, 1:4, 0:1$ の 9 通りである。二軸バルジ試験では、最大主応力方向をつねに円周方向に一致させた。

Fig. 3 Closed-loop circuit for controlling true stress paths

すなわち $\sigma_x : \sigma_y = 1:1, 3:4, 1:2, 1:4, 0:1$ では試験片 I を、 $\sigma_x : \sigma_y = 1:0, 4:1, 2:1, 4:3, 1:1$ では試験片 II を用いた。

十字形試験片による二軸引張試験では、PC に指令値として真応力を与え、測定されたひずみの値から荷重指令値に変換し、その指令値は荷重測定値と比較され、その偏差に基づいて、各軸の油圧シリンダをサーボ弁を介して制御する真応力比制御により測定した。

二軸バルジ試験における塑性ひずみの算出においては、十字形試験片により測定された、同じ応力比の弾性域における応力-ひずみ曲線の勾配を用いた。

試験中は、von Mises の相当塑性ひずみ速度がほぼ 5×10^{-4} /s 一定となるように制御した。

3. 実験結果および考察

3.1 円管試験片製作に伴う曲げひずみの影響の補正

円管試験片を製作する際には、曲げひずみが付加される。曲げひずみは、板厚方向に直線的に分布し、板厚中心で 0、素板の内外表面で円周方向に最大 t/D （本円管試験片では ± 0.026 ）となる。そこで、二軸バルジ試験において測定された応力-ひずみ曲線から曲げひずみに伴う加工硬化の影響を取り除くために、Fig. 4 に示す方法で応力-ひずみ曲線の補正を行った。 $\sigma_x : \sigma_y = 1:0$ および $0:1$ では、まず JIS13B 号試験片による単軸引張試験を行い、供試材の真応力-真塑性ひずみ曲線を測定する。次に円管試験片から測定された真応力-真塑性ひずみ曲線をそれに重ねあわせる。最後に、前者になめらかに接続するように、後者をひずみ軸に沿って平行移動させる。そして、等塑性仕事面の算出などのデータ整理段階においては、接続点（☆）までは単軸引張試験片による測定値を、☆点以降は円管試験片による測定値を真値として使用した。その他の応力比では、十字形試験片から測定された応力-ひずみ曲線を基準として、同様の方法で補正した（Fig. 4(b)）。

Fig. 4 Offset of the stress-strain curves measured using a tubular specimen

3.2 等塑性仕事面の測定結果

等塑性仕事面の測定結果をFig. 5(a)に示す. 全ての応力比で試験数を2以上とした. $\sigma_x:\sigma_y=1:1$ では試験片IおよびIIを用いてそれぞれ2回ずつ測定した. 図中のプロット点はこれらの平均値である. 応力の測定値のばらつきは最大でも2%であった.

$\sigma_x:\sigma_y=1:0$ および $0:1$ では, 二軸バルジ試験により測定可能なひずみ範囲は $\varepsilon_0^p \leq 0.26$ であった. そこで $\varepsilon_0^p > 0.26$ のひずみ範囲に対しては n 乗硬化式 (Swiftの式) を用いて外挿した. $\sigma_x:\sigma_y=1:1$ では溶接部で破断し, 応力-ひずみ曲線が測定できたひずみ範囲は $\varepsilon_0^p \leq 0.16$ であった. そこで $\varepsilon_0^p > 0.16$ のひずみ範囲に対しては, 液圧バルジ試験により応力-ひずみ曲線を測定した. 液圧バルジ試験機と試験方法の詳細は文献9)を参照されたい. 内圧の負荷においては, 圧延直角方向のひずみ速度を観測しつつ, von Misesの相当塑性ひずみ速度がほぼ $5 \times 10^{-4}/s$ 一定になるように内圧をフィードバック制御した. 試験片頂点部のひずみ $\varepsilon_x, \varepsilon_y$ は, 試験片中心から5mmの位置に, 圧延方向と圧延直角方向にそれぞれ一枚ずつひずみゲージ (東京測器研究所製塑性域ゲージ YFLA-2) を貼り付けて測定した. $|\varepsilon_x| \approx 0.25$ および $|\varepsilon_y| \approx 0.5$ にてひずみゲージを貼り替え, $|\varepsilon_x| \approx 0.7$ までの $\sigma_b - |\varepsilon_x|$ 曲線を測定した.

二軸バルジ試験によって最大 $\varepsilon_0^p = 0.16$ までの, さらに液圧バルジ試験を併用することにより, 最大 $\varepsilon_0^p = 0.20$ までの等塑性仕事面の測定に成功した. Fig. 5(a)の斜線部は, 十字形試験片 ($\varepsilon_0^p \leq 0.055 \sim 0.085$) およびJIS13B号試験片 ($\varepsilon_0^p <$

0.16) により測定可能な範囲を示している. 円管試験片による測定可能な範囲は, 十字形試験片のそれと比較して, ε_0^p 換算で2~4倍と大幅に向上した. また $\sigma_x:\sigma_y=4:3$ では, $\varepsilon_0^p = 0.285$ までの応力-ひずみ曲線の測定に成功した. これは十字形試験片により測定可能な最大塑性ひずみ ($\varepsilon_0^p = 0.07$) の4倍である.

Fig. 5(b)は, Fig. 5(a)の応力の実験値を, 当該の ε_0^p に対応する σ_0 で除した無次元化等塑性仕事面である. 無次元化等塑性仕事面の形状は ε_0^p の増加に伴い変化し, 異方硬化が確認された.

等塑性仕事面の異方硬化挙動を定量的に評価するために, 以下の方法で, 等塑性仕事面の形状変化を測定した (Fig. 6の付図参照). 原点から $\varepsilon_0^p = 0.002$ に対応する仕事点までの距離を $a_{0.2}$, 原点から各 ε_0^p (>0.002) に対応する仕事点までの距離を a として, それらの比 $a/a_{0.2}$ で評価した.

ε_0^p の増加に伴う形状比の変化をFig. 6に示す. $\sigma_x:\sigma_y=0:1$ では $\varepsilon_0^p \leq 0.08$ で形状比が減少する収縮傾向を示した. それ以外の応力比では $\varepsilon_0^p \leq 0.02$ では形状比が増加する膨張傾向を, $0.02 \leq \varepsilon_0^p \leq 0.08$ では収縮傾向を示した. $\varepsilon_0^p > 0.08$ では形状比はほぼ一定であり, 等方硬化とみなせる.

Fig. 5(b)には, von Misesの降伏関数 (以下 von Mises), Hillの2次降伏関数²⁰⁾ (以下 Hill '48) およびYld2000-2d降伏関数²¹⁾ (以下 Yld2000-2d) から計算される理論降伏曲面も併記している. Hill '48のパラメータ決定では, 圧延方向から $0^\circ, 45^\circ, 90^\circ$ 方向の単軸引張試験から測定された r 値 r_0, r_{45}, r_{90} と σ_0 を用いた. Yld2000-2dのパラメータ決定では, 圧延方向から $0^\circ, 45^\circ, 90^\circ$ 方向の単軸引張応力 $\sigma_0, \sigma_{45}, \sigma_{90}$ および r_0, r_{45}, r_{90} に加えて, 等二軸引張試験 ($\sigma_x:\sigma_y=1:1$) から測定された塑性流動応力 σ_b と塑性ひずみ速度比 $r_b = d\varepsilon_y^p/d\varepsilon_x^p$ を用いた. またYld2000-2dの次数 M は, $\varepsilon_0^p = 0.02$ および 0.16 において等塑性仕事面との平均二乗誤差が最小となる値を選択した.

降伏関数による降伏曲面の計算値と等塑性仕事面との差違を定量的に評価するために, 以下の方法で平均二乗誤差 δ_r を計算した (Fig. 7の付図参照).

Fig. 5 Measured stress points forming contours of plastic work In (b), the stress values corresponding to a specific value of ε_0^p are normalized by the σ_0 belonging to the same group of work contour

Fig. 6 Variation of the shape ratios of stress points, $a/a_{0.2}$, with ε_0^p under linear stress paths

Fig. 7 Root mean square error of theoretical yield loci from measured work contours

$$\delta_r = \sqrt{\frac{1}{9} \sum_{i=1}^9 (r'_i - r_i)^2} \quad (5)$$

ここで、 i は線形応力経路の番号 ($i = 1 \sim 9$ が線形応力経路 $\sigma_x : \sigma_y = 1:0, 4:1, 2:1, 4:3, 1:1, 3:4, 1:2, 1:4, 0:1$ に対応), ϕ_i は、 i 番目の応力経路の角度, r_i および r'_i は、 i 番目の線形応力経路における無次元化等塑性仕事点および無次元化降伏曲面までの原点からの距離である。

ϵ_0^p の増加 (加工硬化) に伴う δ_r の変化を Fig. 7 に示す。次数 6~8 の Yld2000-2d では $\delta_r < 0.02 \sim 0.03$ であり、等塑性仕事面の再現精度に優れる。一方、von Mises および Hill '48 は Yld2000-2d に比べて再現精度が劣る。

3.3 塑性ひずみ速度の方向の測定結果

ϵ_0^p の増加に伴う、各応力比における塑性ひずみ速度の方向 β の変化の測定結果を Fig. 8 に示す。塑性ひずみ速度の方向は、応力比によっては $\epsilon_0^p \leq 0.02$ において多少変動するが、 $\epsilon_0^p > 0.02$ においてはほぼ一定であった。 $\sigma_x : \sigma_y = 1:1$ において測定された塑性ひずみ速度の方向 (∇) と液圧バルジ試験により測定されたそれ ($\star$) との間には $5 \sim 10^\circ$ の差がある。これは、異方性材料の液圧バルジ試験では、頂点部の応力比は必ずしも $\sigma_x : \sigma_y = 1:1$ にならないためである²²⁾。

塑性ひずみ速度の方向の測定値と、各降伏関数から法線則により求まる塑性ひずみ速度の方向の計算値との比較を Fig. 9 に示す。降伏関数による塑性ひずみ速度の方向の計算値と実験値との差異を定量的に評価するために、以下の方法で平均二乗誤差 δ_β を計算した (Fig. 10 の付図参照)。

$$\delta_\beta = \sqrt{\frac{1}{9} \sum_{i=1}^9 (\beta'_i - \beta_i)^2} \quad (6)$$

ここで、 β_i および β'_i は、それぞれ i 番目の応力経路における塑性ひずみ速度の方向の実験値と計算値 (理論降伏曲面の外向き法線ベクトル方向) である。 $\sigma_x : \sigma_y = 1:1$ の $\epsilon_0^p > 0.16$ に対しては、 $\epsilon_0^p = 0.16$ における二軸バルジ試験の測定値を β の真値とした。

ϵ_0^p の増加 (加工硬化) に伴う δ_β の変化を Fig. 10 に示す。塑性変形初期を除けば、次数 6~8 の Yld2000-2d は概ね

Fig. 8 Variation of measured directions of plastic strain rates

Fig. 9 Measured directions of plastic strain rates, compared with those calculated using selected yield functions

Fig. 10 Root mean square error of the calculated directions of plastic strain rates from measured ones

$\delta_\beta < 5^\circ$ である。特に次数 6 もしくは 7 の Yld2000-2d は $\epsilon_0^p > 0.05$ において $\delta_\beta \leq 2.5^\circ$ であり、実験値とよい一致を示した。von Mises および Hill '48 は、等塑性仕事面の場合と同様に、Yld2000-2d に比べて再現精度に劣る。

3.4 成形限界ひずみおよび成形限界応力の測定結果

破断後の円管試験片を Fig. 11 に示す。 $\sigma_x : \sigma_y = 1:1, 0:1$ では溶接部で破断した。 $\sigma_x : \sigma_y = 1:2, 1:4$ では $\theta \approx 120^\circ$ の位置で破断し、その他の応力比では $\theta \approx 25^\circ$ で破断した。特に $\sigma_x : \sigma_y = 3:4, 1:2, 1:4$ では、円周方向の複数の位置に管軸方向の局所くびれが確認され、全周にわたりほぼ同時に塑性

不安定状態に達したと言える。 $\sigma_x : \sigma_y = 1:0$ では、管軸方向中央部の座屈により試験を終了した。

試験片が破断した直前の真塑性ひずみおよび真応力の測定値を各々成形限界ひずみおよび成形限界応力と定義し、それらを主ひずみ空間および主応力空間にプロットした結果をそれぞれ Fig. 12(a), (b) に示す。単軸引張試験 ($\sigma_x : \sigma_y = 1:0, 0:1$) においては、JIS13B号試験片に2mm格子を描き、破断部近傍の格子の変形量から成形限界ひずみを測定した。また、二軸バルジ試験により測定された真応力-真塑性ひずみ曲線をSwiftの式で外挿し、成形限界ひずみに対応する真応力を成形限界応力として決定した。 $\sigma_x : \sigma_y = 1:1$ では、液圧バルジ試験により成形限界ひずみと成形限界応力を測定した。

試験片形状が成形限界ひずみの測定値に及ぼす影響を検証するために、平頭パンチ張出試験²³⁾を追加で行った。ひずみ比は $\varepsilon_x^p : \varepsilon_y^p = 2:1, 1:1, 1:2$ 、格子間隔は4mm、一つのひずみ比に対する試験数は2とした。パンチ径は100mm、試験片とパンチの間には直径30mmの円孔を有する補助板を挿入した。試験中はパンチ速度を一定に保ち、平均の von Mises の相当塑性ひずみ速度を $(2 \sim 5) \times 10^{-4} / \text{s}$ とした。Fig. 12(a) に測定値を☆で示す (一つの試験片に対して、破断部の両側において破断部直近の格子より1点ずつ測定)。 $\sigma_x : \sigma_y = 1:1, 1:2$ では、ばらつきの範囲内で測定値は一致したので、試験片形状が成形限界ひずみに及ぼす影響は無視できると考える。一方、 $\sigma_x : \sigma_y = 2:1$ では、平板試験片の成形限界ひずみの方が円管試験片のそれよりおよそ0.05大きい。これは、溶接時に用いる、試験片板縁の付き合い合わせ保持用治具の先端が、ちょうど $\theta \approx 25^\circ$ の位置で円管側壁に強く押しつけられ、結果さらなる予ひずみ (初期不整) がそこに付加されたこと、そしてさらには、素板の異方性に関連するなんらかの材料学的因子も影響して、局所くびれが発生しやすい条件が $\theta \approx 25^\circ$ の位置に形成されたためと考える。しかし本研究ではその原因は特定できなかった。

Marciniak-Kuczyński (M-K) モデル²³⁾に基づいた成形限界線 (FLC : Forming Limit Curve) および成形限界応力線 (FLSC : Forming Limit Stress Curve) の計算値をFig. 12に併記する。計算方法の詳細は文献24)を参照されたい。材料特性値として、ヤング率210GPa、ポアソン比0.3、ひずみ速度感受性指数0.01²⁵⁾とした。相当応力-相当塑性ひずみ曲線は $\bar{\sigma} = 1054(0.0273 + \bar{\varepsilon}^p)^{0.218}$ (MPa)とした。これは、二軸バルジ試験にて $\sigma_x : \sigma_y = 1:0$ の試験を行い、 $\varepsilon_0^p = 0.26$ まで測定された真応力-真塑性ひずみ曲線を、 $0.10 \leq \varepsilon_0^p \leq 0.26$ の範囲で最小自乗近似して得られたものである。降伏関数には、 $\varepsilon_0^p = 0.16$ の等塑性仕事面に対してパラメータ決定された次数7のYld2000-2dを用いた。次数を7とした理由は、 $0.05 \leq \varepsilon_0^p \leq 0.20$ のひずみ範囲において、等塑性仕事面および塑性ひずみ速度の方向ともに実験値とよい一致を示したからである。初期不整は $f_0 = 0.996$ および 0.994 の二水準とした (偏肉率から推定される初期不整は $f_0 = 0.996$ である)。

M-KモデルによるFLCおよびFLSCの計算値は、実験値の全体的傾向を概ね再現している。 $\sigma_x : \sigma_y = 3:4, 1:2, 1:4$ においてFLC, FLSCともに計算値がわずかに大きい、これは等塑性仕事面の形状変化 (異方硬化)^{18), 19)}を解析において無視したこと起因すると考える。

Fig. 11 Fractured specimens. The true stress ratio $\sigma_x : \sigma_y$ applied to the respective specimens are shown below the pictures

- : Fracture at a position of $\theta \approx 25^\circ$
- ◇ : Hydraulic bulge test
- : Fracture at a position of $\theta \approx 120^\circ$
- △ : Uniaxial tensile test
- ☆ : Marciniak-Kuczyński test using flat-headed punch

Fig. 12 (a) Forming limit strains and (b) forming limit stresses. The solid and dashed lines are those calculated using Marciniak-Kuczyński approach

FLCの計算値は降伏関数に大きく影響される²⁶⁾。二軸バルジ試験法により、大ひずみ域における供試材の塑性変形挙動を精度よく再現できる降伏関数を決定し、それを用いてM-Kモデルによる成形限界解析を行えば、比較的精度良く、FLCおよびFLSCが予測可能であることがFig. 12により立証された。筆者らは、軟鋼板のFLCおよびFLSCについても同様の結論を得ている²⁷⁾。

3.5 成形限界応力線 (FLSC) の有用性について

板材成形の分野では、比例負荷時の成形限界ひずみをひずみ空間にプロットして得られるFLCが、破断判定の基準として広く用いられている。しかし、FLCはひずみ経路に依存して変化することが実験および理論解析によって明らかにされているので、FLCを破断判定の唯一絶対的な基準

として扱うことはできない^{24), 28)}。一方, 成形限界時の応力状態を主応力空間にプロットして得られる FLSC は, ひずみを受けた板材の後続の応力-ひずみ曲線が, 同一の応力比での線形応力経路におけるそれと一致する場合には, ひずみ経路に依存しないと報告されている²⁸⁾。実際, 筆者らの一人は, 線形および複合応力経路における A5154-H112 押出円管²⁹⁾および鋼管³⁰⁾の二軸バルジ試験を行い, FLC はひずみ経路に依存して変化するが, 成形限界応力はひずみ経路によらずほぼ同一の FLSC 上に載ることを実験的に立証した。

以上要するに, 非直線的なひずみ履歴を受ける板材の成形限界の予測手段として FLSC は有用である。前報¹⁴⁾および本報で実証したように, 二軸バルジ試験法を用いれば, 板材の FLSC が実測可能である。特に, FLSC が実測できる材料試験法は二軸バルジ試験法以外にはない。ゆえに, 二軸応力かつ大ひずみ域での板材の塑性変形挙動を精密に測定するための材料試験法としての有用性は言うに及ばず, 板材の破断予測のためのデータベースを構築する上でも, 二軸バルジ試験法は有効な材料試験方法である。

4. 結 言

590MPa 級高張力鋼板に二軸バルジ試験法を適用し, 線形応力経路における塑性変形挙動を精密に測定・解析した。その結果, 以下の知見を得た。

- 1) 二軸バルジ試験法のみで $\varepsilon_0^p = 0.16$ までの, 液圧バルジ試験法を併用することにより $\varepsilon_0^p = 0.20$ までの等塑性仕事面の測定に成功した。これは十字形試験片による測定可能な最大基準塑性ひずみ ($\varepsilon_0^p = 0.055 \sim 0.085$) に比べて, 2 ~ 4 倍の大きさである。
- 2) 本供試材の等塑性仕事面は, $\varepsilon_0^p \leq 0.02$ のひずみ範囲で膨張し, $0.02 \leq \varepsilon_0^p \leq 0.08$ のひずみ範囲で収縮する異方硬化挙動を示した。一方 $\varepsilon_0^p > 0.08$ のひずみ範囲では, 等塑性仕事面はほぼ相似形状となり, 概ね等方硬化した。
- 3) 線形応力経路における本供試材の等塑性仕事面と塑性ひずみ速度の方向は, 次数 6 ~ 8 の Yld2000-2d により概ね再現可能である。
- 4) 二軸バルジ試験法を用いれば, 板材の成形限界線 (FLC) のみならず成形限界応力線 (FLSC) も実測可能である。さらに, 二軸バルジ試験法により同定された降伏関数と M-K モデルを組み合わせて成形限界解析を行えば, 比較的精度良く, FLC および FLSC が予測可能である。ゆえに, 板材の破断予測のためのデータベースを構築する上でも, 二軸バルジ試験法は有効な材料試験方法である。

供試材をご提供下された JFE スチール株式会社に御礼申し上げます。また貴重な御助言と御議論を頂いた, (社) 日本鉄鋼協会鋼管二次加工性評価試験方法の標準化研究会委員各位, 平成 23 年度経済産業省アジア基準認証推進事業二軸バルジ試験方法産学官連携委員会委員各位に深甚なる謝意を表します。供試材のひずみ速度依存性についてご教示を頂いた上西朗弘博士 (新日鐵住金株式会社技術開発本部) に厚く御礼申し上げます。

参 考 文 献

- 1) 池上皓三: 材料, **24**-261 (1975), 491-504.
- 2) Kuwabara, T.: Int. J. Plasticity, **23**-3 (2007), 385-419.
- 3) Banabic, D., Barlat, F., Cazacu, O. & Kuwabara, T.: Int. J. Mater. Form., **3**-3 (2010), 165-189.
- 4) 桑原利彦・池田聡: 塑性と加工, **40**-457 (1999), 145-149.
- 5) Kuwabara, T., Asano, Y., Ikeda, S. & Hayashi, H.: Proc. IDDRG2004, (2004), 55-64.
- 6) 桑原利彦・橋本一真・飯塚栄治・Yoon, J.W.: 塑性と加工, **50**-585 (2009), 925-930.
- 7) 橋本一真・桑原利彦・飯塚栄治・Yoon, J.W.: 鉄と鋼, **96**-9 (2010), 557-563.
- 8) 守屋岳志・高橋進・桑原利彦: 塑性と加工, **49**-574 (2008), 1081-1085.
- 9) 彌永大作・桑原利彦・上間直幸・浅野峰生: 軽金属, **62**-1 (2012), 7-13.
- 10) Kuwabara, T., Ishiki, M., Kuroda, M. & Takahashi, S.: Journal de Physique IV, **105** (2003), 347-354.
- 11) 桑原利彦・成原浩二・吉田健吾・高橋進: 塑性と加工, **44**-506 (2003), 87-91.
- 12) 伊敷万太郎・桑原利彦・山口誠・前田恭志・林田康宏・逸見義男: 日本機械学会論文集 A 編, **75**-752 (2009), 491-500.
- 13) 桑原利彦・江夏亮太郎・山岸駿介・菅原史法: 鉄と鋼, **98**-6 (2012), 275-282.
- 14) 菅原史法・桑原利彦: 塑性と加工, **54**-624 (2013), 57-63.
- 15) 花房泰浩・瀧澤英男・桑原利彦: 塑性と加工, **52**-601 (2011), 282-287.
- 16) Hanabusa, Y., Takizawa, H. & Kuwabara, T.: Steel Research Int., **81**-9 (2010), 1376-1379.
- 17) 桑原利彦・森口恭介: 鉄と鋼, **91**-12 (2005), 868-874.
- 18) Hill, R. & Hutchinson, J.W.: J. Appl. Mech., **59** (1992) S1-S9.
- 19) Hill, R., Hecker, S.S. & Stout, M.G.: Int. J. Solids Struct., **31**-21 (1994), 2999-3021.
- 20) Hill, R.: Proc. Roy. Soc. London, **A193** (1948), 281-297.
- 21) Barlat, F., Brem, J.C., Yoon, J.W., Chung, K., Dick, R.E., Lege, D.J., Pourboghra, F., Choi, S.H. & Chu, E.: Int. J. Plasticity, **19** (2003), 1297-1319.
- 22) Yoshida, K.: ISIJ International, **53**-1 (2013), 86-95.
- 23) Marciniak, Z. & Kuczyński, K.: Int. J. Mech. Sci., **9** (1967), 609-620.
- 24) Yoshida, K., Kuwabara, T. & Kuroda, M.: Int. J. Plasticity, **23**-3 (2007), 361-384.
- 25) 上西朗弘・吉田博司: 塑性と加工, **46**-534 (2000), 646-650.
- 26) Kuroda, M. & Tvergaard, V.: Int. J. Mech. Sci., **42** (2000), 867-887.
- 27) Kuwabara, T. & Sugawara, F.: Int. J. Plasticity, **45** (2013), 103-118.
- 28) Yoshida, K. & Suzuki, N.: Int. J. Plasticity, **24** (2008), 118-139.
- 29) 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.
- 30) 吉田健吾・桑原利彦: 鉄と鋼, **92**-1 (2006), 36-45.