

冷延硬化板材のプレス成形シミュレーションのための異方性材料モデルと成形限界クライテリオン

広島大学 大学院工学研究科

教授 吉田 総仁

(平成 20 年度重点研究開発助成 AF-2008003)

キーワード：冷延硬化板材，成形シミュレーション，異方性，材料モデル，成形限界

1. 研究の目的と背景

主に電子機器産業において多用されているステンレス，銅合金，アルミニウムなどの冷延硬化板材（H材）は，冷延予ひずみにより流動応力の板面内異方性が強く，またバウシinger効果のため受入れ材の引張り特性と圧縮特性が大きく異なることがある（いわゆるSD効果の発現）．また，成形限界にも強い異方性があり，プレス成形破壊は板の方向に強く依存している．従って，こうした挙動を正確に表すことができる材料モデルと成形限界の確立がH材の高精度成形シミュレーションにとって不可欠となる．

そこで，本研究では，第一に，冷延硬化の影響を考慮した材料モデル（構成式）の枠組みについて検討した．また，異方性の高精度の表現のために新しくそのモデルの板材成形シミュレーションソフトへの組込みと利用，さらに成形限界について検討した．以下では，紙面の都合で，得られた主要な結果について報告する．

2. 異方性材料モデルの枠組み

異方性材料モデルとしては，著者らが提案しているYoshida-Uemori model^{1)~3)}をベースとした以下のような枠組みを考える．図1に模式的に示すように，降伏曲面は塑性変形に伴って拡大および移動する限界曲面の中を移動するものとする．初期降伏条件が $f = \phi(\sigma) - Y = 0$ で与えられるとき，

$$\text{降伏曲面： } f = \phi(\sigma - \alpha) - Y = 0 \quad (1)$$

$$\text{限界曲面： } F = \phi(\sigma - \beta) - (B + R) = 0 \quad (2)$$

ここで， Y ：降伏曲面の大きさ（初期降伏強さ）， α ：降伏曲面の中心（背応力）， B ：限界曲面の初期の大きさ， R ：限界曲面の等方硬化， β ：限界曲面の中心である．これらの内部状態変数の発展式は次のように与えられている．

降伏曲面の限界曲面に対する相対移動：

$$\alpha_* = \alpha - \beta, \quad (3)$$

$$\overset{\circ}{\alpha}_* = C \left[\left(\frac{a}{Y} \right) (\alpha - \beta) - \sqrt{\frac{a}{\alpha_*}} \alpha_* \right] \dot{\varepsilon}, \quad (4)$$

$$\bar{\alpha}_* = \phi(\alpha_*), \quad a = B + R - Y$$

$$\text{限界曲面の拡大： } \dot{R} = k (R_{sat} - R) \dot{\varepsilon} \quad (5)$$

$$\text{限界曲面の移動： } \dot{\beta}' = k \left(\frac{2}{3} b D^p - \beta' \dot{\varepsilon} \right) \quad (6)$$

降伏曲面の移動硬化は転位の運動に対して方向性を持つ長距離障害物（比較的大きな第2相や介在物，結晶粒界など）による硬化を表しており，これらの障害物により運動を阻止された転位は反転負荷により容易に可動性を回復する．応力反転時における早期降伏と急速な加工硬化率の変化に特徴づけられる遷移的バウシinger効果の機構はこのように説明できる．限界曲面はランダム配置された短距離障害物（固溶原子，微細析出物など）および転位壁や

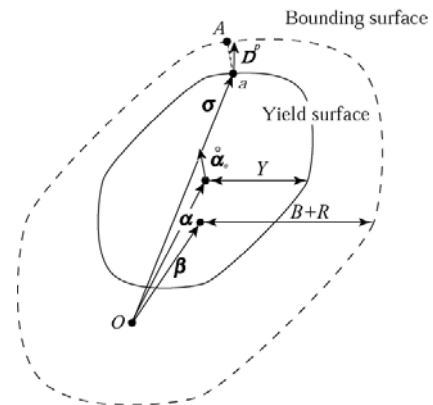


図1 二曲面塑性ポテンシャルモデル

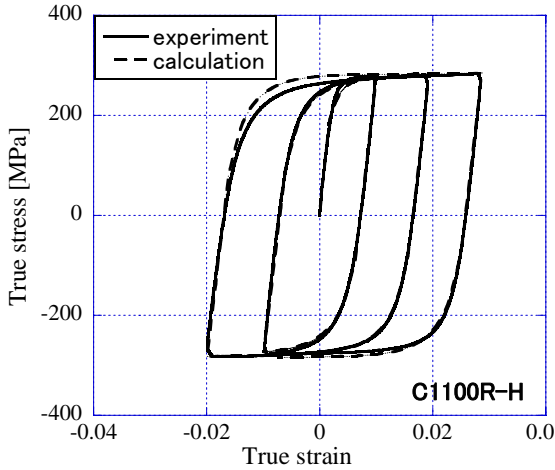


図2 タフピッチ銅板 C1100R-H の繰返し塑性変形挙動の実験結果と Y-U モデルによる計算結果の比較

セルなどによる比較的安定な転位組織による硬化を表している。反転負荷における硬化休止現象は単調負荷により形成された転位壁やセルが反転負荷によりその一部が分解され再構築される過程であることが実験観察により明らかにされているが、本モデルではこれを限界曲面の拡大の一時停止、さらに非硬化領域の発展としてモデル化している（詳細は文献 1）を参照）。なお、本モデルは降伏曲面の大きさと形状は常に一定と仮定しているが、大きな塑性変形後の除荷における応力-ひずみ曲線を詳細に観察してみると、除荷直後からバウシinger効果によりわずかな塑性変形が生じていることがわかる。著者らはこれを表現するために、「ヤング率の塑性ひずみ依存性」の式²⁾を提案している。

$$E = E_o - (E_o - E_a)[1 - \exp(-\xi \bar{\epsilon})] \quad (7)$$

ここで、 E_o 、 E_a はそれぞれ処女材のヤング率および塑性ひずみが極めて大きい場合 ($\bar{\epsilon} \rightarrow \infty$) のヤング率の値である。 ξ は材料定数である。

ここで、冷延硬化の影響は、そのとき付与される塑性ひずみ $\bar{\epsilon}_{roll}$ 、内部状態変数の値 α_{roll} 、 β_{roll} を与えることによって表現できる。実際には、冷間圧延で与えられる塑性ひずみを平面ひずみ圧縮で近似して、比例変形で冷延における塑性ひずみや内部状態変数の計算を行う。

一例として、タフピッチ銅板 C1100R-H の繰返し塑性変形挙動の実験結果と本モデルによる数値シミュレーション結果の比較を図 2 に示す。

3. 新しい異方性降伏関数の提案

異方性降伏関数については、Hill の提案した 2 次降伏関数⁴⁾が現在でも最も広く使われている。これは曲面の凸面性が保証され、板の 3 方向（圧延方向に対し 0° 、

45° 、 90° ）の r 値 (r_0 、 r_{45} 、 r_{90}) のみを使うことにより異方性パラメータを決定でき、さらに銅板については降伏曲面形状に及ぼす異方性の影響を定性的には表している。さらに 3 次元応力場にたいする表現も提示している。一方、この降伏関数の問題点も明らかになっている。面内異方性の強い銅板に関しては、降伏曲面の等二軸降伏応力 $\sigma_x = \sigma_y = \sigma_b$ を過大に計算し流動応力の方向依存性を極端に予測する。さらにアルミニウムのような r 値が 1 よりもかなり小さな材料については、計算では等二軸降伏応力 σ_b が板の圧延方向降伏応力 σ_0 に比べて小さくなるが、実際にはそうはならない（この現象は anomalous と呼ばれる）こと、降伏曲面形状が von Mises よりむしろ Tresca に近い板が多いにもかかわらずそれが 2 次式では表現できないことなどが指摘されている。

そこで、板材の異方性を精度良く表現するために、以下に示す 6 次多項式型降伏関数を提案する。

$$\begin{aligned} \phi_f = & C_1(\sigma_{xx} - \sigma_{zz})^6 - 3C_2(\sigma_{xx} - \sigma_{zz})^5(\sigma_{yy} - \sigma_{zz}) \\ & + 6C_3(\sigma_{xx} - \sigma_{zz})^4(\sigma_{yy} - \sigma_{zz})^2 - 7C_4(\sigma_{xx} - \sigma_{zz})^3(\sigma_{yy} - \sigma_{zz})^3 \\ & + 6C_5(\sigma_{xx} - \sigma_{zz})^2(\sigma_{yy} - \sigma_{zz})^4 - 3C_6(\sigma_{xx} - \sigma_{zz})(\sigma_{yy} - \sigma_{zz})^5 \\ & + C_7(\sigma_{yy} - \sigma_{zz})^6 \\ & + 9 \left\{ \begin{array}{l} C_8(\sigma_{xx} - \sigma_{zz})^4 - 2C_9(\sigma_{xx} - \sigma_{zz})^3(\sigma_{yy} - \sigma_{zz}) \\ + 3C_{10}(\sigma_{xx} - \sigma_{zz})^2(\sigma_{yy} - \sigma_{zz})^2 \\ - 2C_{11}(\sigma_{xx} - \sigma_{zz})(\sigma_{yy} - \sigma_{zz})^3 + C_{12}(\sigma_{yy} - \sigma_{zz})^4 \end{array} \right\} (\tau_{xy}^2 + \tau_{yz}^2 + \tau_{zx}^2) \\ & + 27 \left\{ \begin{array}{l} C_{13}(\sigma_{xx} - \sigma_{zz})^2 \\ - C_{14}(\sigma_{xx} - \sigma_{zz})(\sigma_{yy} - \sigma_{zz}) \\ + C_{15}(\sigma_{yy} - \sigma_{zz})^2 \end{array} \right\} (\tau_{xy}^2 + \tau_{yz}^2 + \tau_{zx}^2)^2 \\ & + 27C_{16}(\tau_{xy}^2 + \tau_{yz}^2 + \tau_{zx}^2)^3 = \sigma_0^6 \quad (8) \end{aligned}$$

ここで、 $C_1 \sim C_{16}$ は異方性パラメータであり、 $C_1 \sim C_{16} = 1$ の場合には von Mises 等方性となる。これらの決め方の概略は以下のとおりである。

- $C_1 \sim C_7$ は (σ_x, σ_y) 降伏曲面を特徴づける $\sigma_0, \sigma_{90}, \sigma_a, \sigma_b, \sigma_c$ (図 3 参照) および r_0, r_{90} を用いて決める。

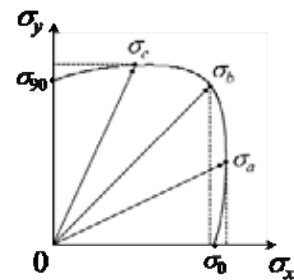


図3 $\sigma_a, \sigma_b, \sigma_c$ の定義. $\sigma_x = \sigma_y = \sigma_b$; $\sigma_x = 2\sigma_y = \sigma_a$; $\sigma_y = 2\sigma_x = \sigma_c$.

- $C_8 \sim C_{16}$ は σ_{45} および r_{45} の実験値を必ず満足しながら α 方向の引張りにおける流動応力と r 値 (σ_α, r_α) が実験結果に最も近くなるようなパラメータの値を求める。ただし、一般的には3方向 ($0^\circ, 45^\circ, 90^\circ$) の引張りしかないことを考え、一般には σ_α は Hill148 σ ($\sigma_0, \sigma_{45}, \sigma_{90}, \sigma_b$ からパラメータを決定), r_α は Hill148r (r_0, r_{45}, r_{90} からパラメータを決定) による計算値で代用する。

なお、6次多項式で表現される降伏曲面の凸面性を一般に証明することはできないが、与えられた異方性パラメータ $C_1 \sim C_{16}$ に対して数値的(離散的)にそのチェックを行うことは簡単にできる。

提案した降伏関数は次の特徴と優位性を持つ。

- ①高 r 値冷延鋼板、高張力鋼板など種々の金属板の r 値と流動応力の異方性を精度良く表現できる。
- ② (σ_x, σ_y) 平面上の降伏曲面の形状を表すのに、 $\sigma_0, \sigma_{90}, \sigma_b$ の3点に加えて平面ひずみ状態を特徴づける σ_a, σ_c (図3) も、 r_0, r_{45}, r_{90} や $\sigma_0, \sigma_{45}, \sigma_{90}, \sigma_b$ とは独立に、直接考慮できる。これは Barlat ら⁵⁾の Yld2000-2d, Gotoh⁶⁾などほとんどの降伏関数ではその自由度がないのとは対照的である。その意味では、 (σ_x, σ_y) 平面において多くの降伏点を近似曲線でつなぐ Vegter モデル⁷⁾の利点を合わせ持っているともいえる。
- ③ 3次元の降伏関数が簡単な形で表現できている。この点は Barlat らの応力線形変換を用いるタイプ^{5), 8)}に対し優位性がある。
- ④ 材料パラメータの決め方は明確である。

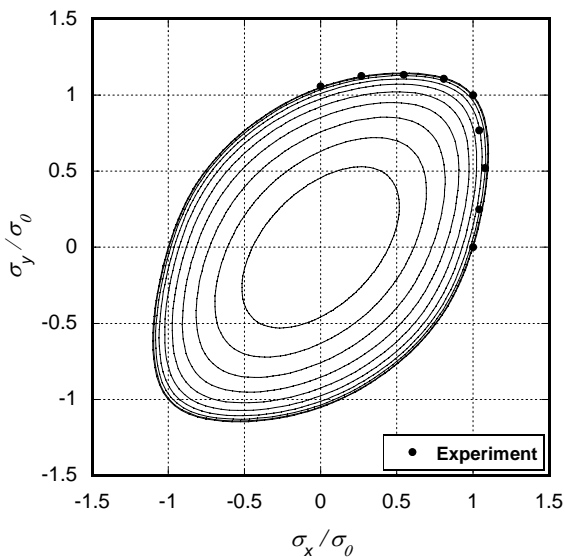


図4 590MPa 高張力鋼板 ($r_0=0.43, r_{45}=1.41, r_{90}=0.61$) の降伏曲面. 実験値は橋本ら⁹⁾による。

図4は、本降伏関数の妥当性の検証の一例として、590MPa 高張力鋼板の降伏曲面の実験結果(橋本ほか⁹⁾)と計算結果の比較を示したものである。また、図5、6はそれぞれ流動応力および r 値の板方向依存性の実験結果と計算結果の比較である。これらの図には、他の降伏関数(Hill48-r: 3方向 r 値から異方性パラメータを決めた Hill48 降伏関数, Hill48- σ : 3方向流動応力値から異方性パラメータを決めた Hill48 降伏関数, Yld2000-2d: Barlat の降伏関数)を用いた計算結果も比較のために描いてある。これらの結果から、本降伏関数による計算結果は降伏曲面、単軸引張り流動応力の方向依存性、 r 値の面内異方性のいずれも精度良く表せることが確認できる。

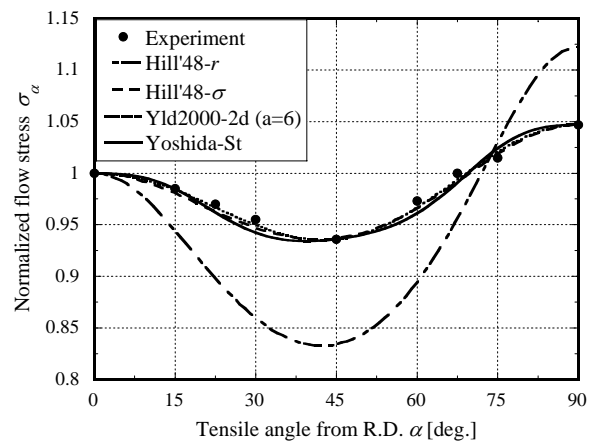


図5 590MPa 高張力鋼板の流動応力の板方向依存性

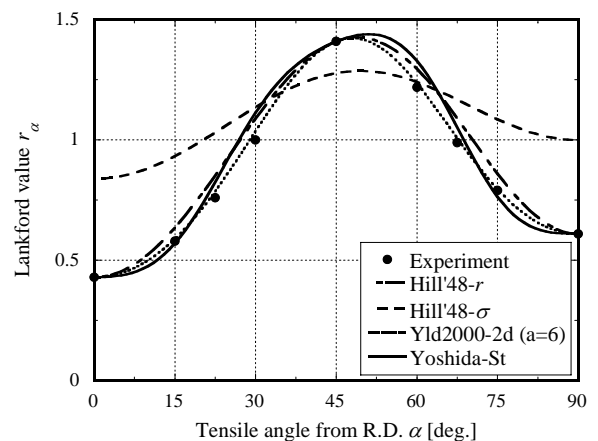


図6 590MPa 高張力鋼板の r 値の板方向依存性

4. 加工誘起変態を考慮した材料モデル

オーステナイト系ステンレス鋼板では加工誘起変態により大きな硬化が得られる。板材成形シミュレーションを考えると、この大きな硬化や応力反転におけるバウシinger効果のモデル化は重要である。本研究では、Y-Uモデルを基に、新しい構成モデルを提案した。本構成モデルの特徴は以下の通りである。

- ・ 移動硬化によりバウシinger効果等の繰返し塑性変形特性を高精度に記述する。
- ・ TRIPによる硬化を降伏曲面の等方硬化で表現する。

降伏曲面 f 、限界曲面 F の背応力テンソルをそれぞれ α 、 β とすると、

$$f = \phi(\sigma, \alpha) - (Y + R_{yield}) \quad (9)$$

$$F = \phi(\sigma, \beta) - (B + R_{bound}) \quad (10)$$

と記述できる。ここで、 σ は応力テンソル、 ϕ は降伏関数で定義される関数、 Y 、 B はそれぞれ降伏曲面および限界曲面の初期半径である。 R_{yield} 、 R_{bound} はそれぞれ降伏曲面および限界曲面の等方硬化応力であり、次のように定義される。

$$R_{yield} = \eta f_m R_{trip} \quad (11)$$

$$R_{bound} = f_m R_{trip} + (1 - f_m) R_{aus} \quad (12)$$

$$R_{aus} = m (R_{sat} - R_{aus}) \dot{\epsilon}^{slip} \quad (13)$$

ここで、 f_m はマルテンサイト体積分率、 η 、 R_{trip} 、 m 、 R_{sat} は材料パラメータである。また、 $\dot{\epsilon}^{slip}$ はすべり変形により生じる相当塑性ひずみ速度であり、塑性ひずみ速度テンソル $\dot{\epsilon}^{slip}$ から次式で計算される。

$$\dot{\epsilon}^{slip} = \sqrt{(2/3) \dot{\epsilon}^{slip} : \dot{\epsilon}^{slip}} \quad (14)$$

α 、 β の発展則は YU モデルにより次式で定義される。

$$\dot{\alpha}_* = \alpha - \beta \quad (15)$$

$$\dot{\alpha}_* = C \left\{ \frac{a}{Y} (\sigma - \alpha) - \sqrt{\frac{a}{\alpha_*}} \alpha_* \right\} \dot{\epsilon}^{slip} \quad (16)$$

$$\dot{\beta} = m \left\{ \frac{b}{Y} (\sigma - \alpha) - \beta \right\} \dot{\epsilon}^{slip} \quad (17)$$

ここで C 、 b は材料パラメータ、 a は材料パラメータ a_0 により以下のように定義される。

$$a = (B + R_{bound}) - (Y + R_{yield}) \quad (18)$$

$$= a_0 + R_{bound} - R_{yield} \quad (19)$$

$$a_0 = B - Y$$

また、本構成モデルでは Y-U モデルにて提案されている再降伏直後に生じる等方硬化の一時的な休止現象を再現した非硬化領域も導入している（材料パラメータ h が必要）が、ここでは紙面の都合上その説明は割愛する。詳細は文献¹⁾を参照されたい。

加工誘起マルテンサイト変態カイネティクスとして Stringfellow ら¹⁰⁾のモデルを採用した。このモデルではスベリ変形に伴って現れるオーステナイト相中のせん断

帯交差の体積分率 f_{sb} を求め、そこがマルテンサイト変態の核となりうる確率を、温度と静水圧応力 σ_m に依存する正規分布の累積密度関数で与えられるものとして記述されている。このモデルでは、マルテンサイト体積分率 f_m の増加速度 \dot{f}_m が次式で規定される。

$$\dot{f}_m = (1 - f_m) (A_f \dot{\epsilon}^{slip} + B_f \dot{\Sigma}) \quad (20)$$

$$A_f = \alpha_f \beta_0 r_f (1 - f_{sb}) (f_{sb})^{r_f - 1} P \quad (21)$$

$$B_f = \frac{g_2}{\sqrt{2\pi}} \beta_0 (f_{sb})^{g_1} \exp\left\{-\frac{(g)^2}{2}\right\} H(\dot{\Sigma}) \quad (22)$$

$$g = g_0 - g_1 T + g_2 \dot{\Sigma} \quad (23)$$

ここで、 α_f 、 β_0 、 r_f 、 g_0 、 g_1 、 g_2 、 s_g は材料パラメータである。また、 $\dot{\Sigma}$ は次式で表される。

$$\dot{\Sigma} = \Sigma \left(\frac{\dot{\sigma}_m}{\sigma_m} - \frac{\dot{\bar{\sigma}}}{\bar{\sigma}} \right) \quad (24)$$

$$\Sigma = \sigma_m / \bar{\sigma} \quad (25)$$

ここで $\bar{\sigma}$ は相当応力であり次式で表される。

$$\bar{\sigma} = \phi(\sigma, \alpha) \quad (26)$$

P は正規分布の累積密度関数として次式で与えられる。

$$P = \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \int_{-\infty}^g \exp\left\{-\frac{(g')^2}{2}\right\} dg' \quad (27)$$

また、 $H(x)$ はヘビサイドステップ関数であり、変数 x に応じて次のように 1 もしくは 0 をとる。

$$H(x) = \begin{cases} 1 & \text{if } x > 0 \\ 0 & \text{otherwise} \end{cases} \quad (28)$$

また、 f_{sb} の発展式は次式で与えられる。

$$\dot{f}_{sb} = (1 - f_{sb}) \alpha_f \dot{\epsilon}^{slip} \quad (29)$$

実験で取得したマルテンサイト体積分率を使用し、構成モデルの材料パラメータを同定した。続いてそのパラメータを固定し、Stringfellow モデルの材料パラメータを決定した。図 7 に実験結果、提案モデル+実験で取得したマルテンサイト体積分率を使用した計算結果、提案モデル+Stringfellow モデルの計算結果の比較を示す。(a) が応力-ひずみ曲線、(b) がマルテンサイト体積分率-塑性ひずみ曲線である。実験結果より、本供試材は TRIP により大きな加工硬化を生じていることがわかる。特に応力反転に伴う繰返し加工硬化は顕著であり、本材料が比較的等方硬化的な挙動を示すことが確認できる。また、応力反転試験では、再降伏直後から塑性ひずみ 5% 程度の間で TRIP の停滞が見られ、また、その後も単純負荷に比べて緩やかにマルテンサイト量が増加している。

計算結果では、提案する構成モデルに実験から得られたマルテンサイト体積分率を組合せた場合には、単純負荷および繰返し変形時ともに応力-ひずみ挙動を高精度に再現できていることがわかる。一方、提案モデルと Stringfellow モデルとを組合せた際には、前述した応力反

転後の特異なマルテンサイト生成挙動が再現できておらず、計算の方が実験よりもマルテンサイト量を過剰に見積もっている。そのため応力-ひずみ曲線においても実験に比べて流動応力が高くなっており、予測精度が著しく低下している。以上の結果より、TRIPによるマルテンサイト体積分率を高精度に予測することができれば、提案する構成モデルの精度は高いことが確認できた。また、今後はマルテンサイト変態カインेटイクスの改善に努める必要があることが確認できた。

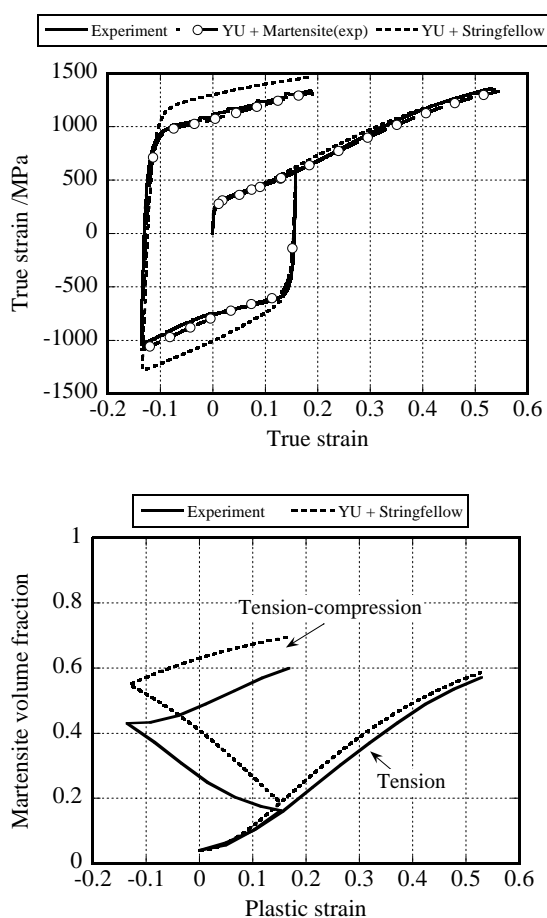


図7 SUS304 鋼板の大ひずみ応力反転における挙動：(a) 応力-ひずみ曲線；(b)マルテンサイトの体積分率。

5. 冷延硬化板のスプリングバック予測

第2章で提案した材料モデルを板材成形シミュレーションソフト (LS-DYNA) のユーザーサブルーチンに組み込み、冷延硬化板のバッドつきU曲げにおけるスプリングバックの計算を行った。またタフピッチ銅板 C1100R-H (板厚 0.65mm) を用いて実験を行い、計算結果と比較検討を行った。U曲げ実験の概略図を図8に示す。

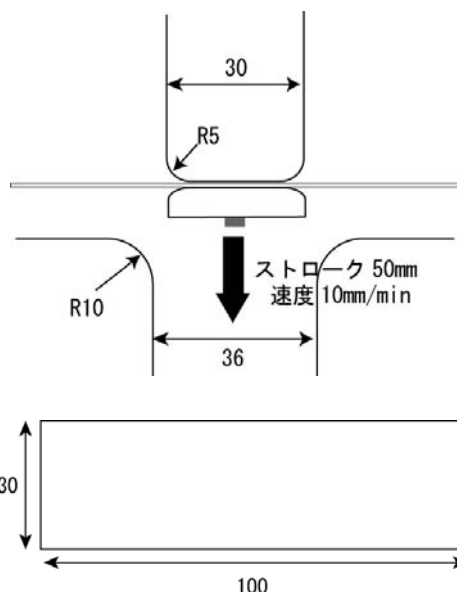


図8 U曲げ試験と試験片(タフピッチ銅板 C1100R-H, 板厚 0.65mm)



図9 曲げ・スプリングバック後の板形状

スプリングバックの大きさは、図9に示す板の立壁の傾き角 θ により評価した。実験では $\theta(\text{exp})=73.8^\circ$ であったのに対し、Y-U モデルを用いて計算した値は $\theta(\text{Y-U})=74.6^\circ$ であり、その誤差 $+0.8^\circ$ であった。一方、バウシinger 効果を見逃した等方硬化モデル (Isotropic Hardening model: IH model) では $\theta(\text{IH})=75.4^\circ$ (誤差 $+1.6^\circ$) であった。他にもいくつかの板について試したが、一般的には IH モデルではスプリングバックを実際よりも大きく予測する傾向があることがわかった。

6. ひずみ経路依存 FLD の提案

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。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。そこで本研究では、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 決定手法について検討を行った。

その非比例 FLC 決定法の概念を図 10 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 $\bar{\varepsilon}_A$ 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、 $\bar{\varepsilon}_A$ は経路 $O-B$ での相当塑性ひずみ $\bar{\varepsilon}_B$ 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。

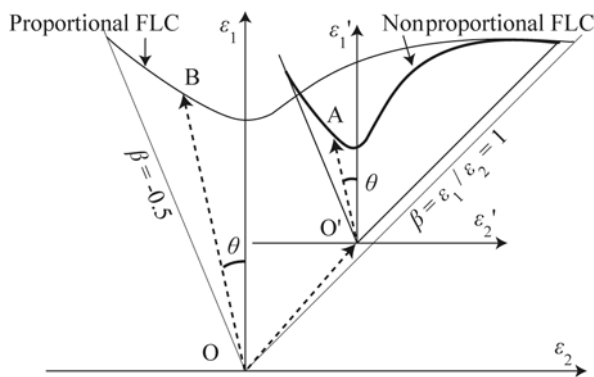


図 10 非比例 FLD の解析的予測のための概念図

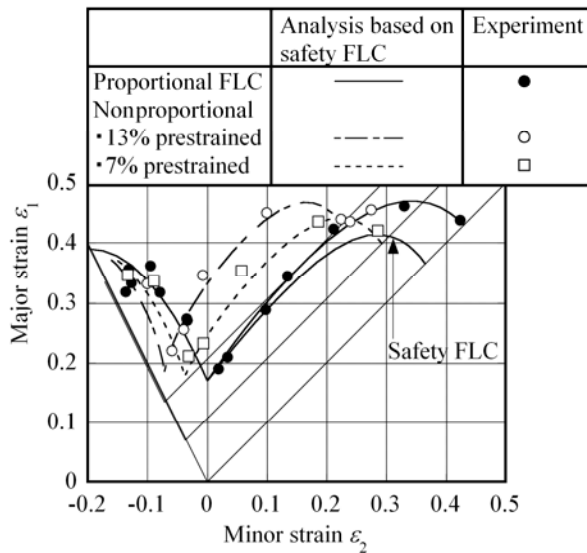


図 11 非比例 FLD の解析的予測と実験結果 (SPFC590Y に単軸引張りを予ひずみ 7%, 13% まで与えた場合) との比較

しかし、この方法で非比例 FLC を予測すると、場合によっては若干危険側の予測となる場合があることがわかった。そこで、それを避けるために、比例 FLC そのものを基準にするのではなく、図 11 に示すように、多少安全を見込んだ FLC (「安全 FLC (safety FLC)」) を基準として用いることを提案する。図 11 には、このようにして予測した非比例 FLC と SPFC590Y の実験結果 (単軸引張りを予ひずみ 7%, 13% まで与えた場合) を比較して示すが、予測値は実験結果をよく表していることがわかる。

7. 結論

冷延硬化板材の成形シミュレーションの高精度化のために、新しい材料モデルの提案 (移動硬化則の改良と異方性降伏関数の提案) を行い、この FEM コードへの組み込みを行った。とくにオーステナイトステンレス鋼に対しては、応力誘起変態を考慮したモデルについて検討した。このモデルを用いることによって、冷延硬化板材のスプリングバックが高精度に予測できることを確かめた。さらに非比例 FLD については新しい提案を行った。これら提案した理論が今後広くプレス業界で使われるよう願うものです。

謝 辞

本研究は (財) 天田金属加工機械技術振興財団の平成 20 年度重点研究開発助成 (AF-2008003) により成されました。なお、これらの研究は、広島大学の日野隆太郎准教授、濱崎洋助教、近畿大学の上森武講師および広島大学大学院工学研究科・工学部の多くの学生の参加により成果を挙げることができました。ここに記し、深く感謝申し上げます。

参考文献

- 1) Yoshida, F., Uemori, T. and Fujiwara, K.: Int. J. of Plasticity 18, 2002, pp. 661.
- 2) Yoshida, F. and Uemori, T.: Int. J. of Plasticity 18, 2002, pp. 633.
- 3) Yoshida, F. and Uemori, T.: Int. J. of Mechanical Sciences 45, 2003, pp. 1687.
- 4) Hill, R.: The Mathematical Theory of Plasticity. Oxford Univ. Press, Oxford, 1950, pp.330
- 5) Barlat F. et al.: Int. J. Plasticity 19(2003), pp.1297.
- 6) Gotoh, M.: Int. J. Mech. Sci. 19 (1977), pp.505.
- 7) Vegter, H. et al.: Int. J. Plasticity 22(2006), pp.557.
- 8) Barlat F. et al.: Int. J. Plasticity 23(2007), pp.876.
- 9) Hashimoto, K., Kuwabara, T., Iizuka E. and Yoon, J. W. :Tetsu-to-Hagane 96, 2010, pp.27.
- 10) Stringfellow R.G. et al.: Acta. Metall. Mater. 40(1992), pp. 1703.