論文

SD 効果を考慮した材料モデルによる スプリングバックシミュレーションの高精度化

乃万 暢賢*

橋本 浩二*

前田 大輝**

桑原 利彦***

Enhancement of Accuracy of Springback Simulation Using the Material Model Considering the Strength Differential Effect

Nobuyasu NOMA*, Koji HASHIMOTO*,

Taiki MAEDA** and Toshihiko KUWABARA***

(Received on May 30, 2019)

The strength differential (SD) effect, i.e., the difference in flow stress between tension and compression, of a high-strength cold-rolled steel sheet with a tensile strength of 980 MPa is measured using an in-plane tension-compression test apparatus. Biaxial tensile stress tests are also performed to measure the contours of plastic work of the test material. From the experimental results, a material model that can reproduce the SD effect is determined. Furthermore, this material model is implemented into the commercial FEM code LS-DYNA using a user-subroutine function. To validate the accuracy of this material model, curved hat panel forming without a blank holder is carried out. By comparing the experimental and forming simulation results, we validated the influence of the SD effect on the enhancement of the predictive accuracy of springback.

Key words: sheet metal forming, SD effect, FEM, in-plane tension-compression tests, high-strength steel.

1. 緒言

自動車車体製造において、環境負荷対策を目的とした軽量化と対衝突安全性向上の両立のため、車体骨格部品用鋼材の高強度化のニーズが年々高まっている¹⁾。特に最近では引張強さが980 MPaを超える、いわゆる超ハイテンの使用比率が急速に高まっており²⁾、実車の量産では1310 MPa級鋼板に至る強度の鋼板が車体部品で採用されている。こういった鋼板はバンパーといった単純形状の部品のみならず、ピラーレインフォースなど成形が難しい板金プレス部品にも積極的に採用されている。

しかしながら、超ハイテンはその高い変形抵抗ゆえ、スプリングバックが大きく、その制御が非常に困難である。

これが金型製造・改修から量産までのリードタイム削減の妨げとなっている。量産までのリードタイム削減のために、金型製作において CAE が積極的に活用されており、その高精度化が望まれている。

CAE の高精度化のためには種々の要因を考慮する必要があるが、その中でも材料の弾塑性変形挙動を記述する材料モデルの高精度化は必要不可欠である³⁾。特にスプリングバックは離型による曲げモーメントおよびねじりモーメントの解放が主要因であることから、下死点での応力が正確に計算されることが必要である。ここで、スプリングバックは、肩部で曲げモーメントが開放されることにより生ずる縦壁の開きおよび反りと、フランジ部の応力差により発生するねじりモーメントが主要因で起こるパネル全体のねじれ⁴⁾に大別できる。前者の高精度予測には中立面内外の平面ひずみ引張および圧縮応力を正しく計算することが必要である。一方、後者はフランジ部の伸びフランジ（単軸引張）と縮みフランジ（単軸圧縮）応力が正しく計算されることが必要となる。そのためには引張と圧縮の塑性流動応力が一致しない SD 効果を再現できる材料モデルの使用が必要である。SD 効果を再現する降伏関数はいくつか提案されているが⁵⁾⁶⁾、商用解析ソフトでは広くは使われていない。また筆者の調査した限りでは、実際のプレス成形

* (株)ユニプレス技術研究所 先行技術開発センター

〒222-0033 横浜市港北区新横浜3-19-1

Advanced Engineering Development Center, UNIPRES R&D CO., LTD,
3-19-1 Shin-Yokohama, Kouhoku-ku, Yokohama-shi, Kanagawa 222-0033,
Japan.

E-mail: n-noma@unipres.com

** 東京農工大学 大学院 工学府 機械システム工学専攻

〒184-8588 小金井市中町2-24-16

Graduate School, Mechanical Systems Engineering, Tokyo University of
Agriculture and Technology, 2-24-16 Nakacho, Koganei-shi, Tokyo 184-8588,
Japan.

*** 東京農工大学 大学院 工学研究院 先端機械システム部門 同上

Graduate School, Division of Advanced Mechanical Systems Engineering,
Institute of Engineering, Tokyo University of Agriculture and Technology, ibid.

に適用してその有用性を検証した研究もない。

そこで本研究では、面内圧縮試験⁷⁾と二軸応力試験⁸⁾を実施し、SD 効果を再現できる降伏関数を同定した。二軸応力試験においては、十字形試験片⁹⁾を用いた二軸引張試験では低ひずみ域の等塑性仕事面しか測定できない。そこで液圧バルジ試験^{10),11)}を併用して、大ひずみ域での等塑性仕事面を測定した。

同定した降伏関数を、ユーザーサブルーチン機能を用いて商用動的陽解法FEMコードであるLS-DYNAに組み込んだ。さらに伸びフランジと縮みフランジが混在する湾曲パネルを題材に、プレス成形試験と解析を行い、両者を比較した結果、SD 効果を考慮した材料モデルを用いて成形シミュレーションを行うことでスプリングバックの予測精度が向上した。

なお、圧延板において引張と圧縮の塑性流動応力が一致しないのは、圧延予ひずみを受けていることも一因である。したがって厳密に言えばそれはひずみ誘起異方性であり、最密六方晶系金属やひずみ取り焼鈍をした材料で観測される、本来の意味での SD 効果とは異なるが、本論文では便宜的に SD 効果と呼称することとする。

2. 材料試験方法

2.1 供試材

供試材は公称板厚1.2 mmの980 MPa級二相組織冷間圧延

Table 1 Mechanical properties of the test material

Tensile direction	$\sigma_{0.2}$ /MPa	c^* /MPa	n^*	α^*	r^{**}
RD	685	1482	0.112	-0.0013	0.69
TD	706	1525	0.110	-0.0014	0.96

* Approximated using $\sigma = c(\alpha + \varepsilon^p)^n$ at $\varepsilon^p = 0.002-0.08$

** Measured at uniaxial nominal strain $\varepsilon_N = 0.09$

Fig. 1 Experimental apparatus for application of in-plane stress reversals to a sheet specimen

Fig. 2 Geometry of specimen for in-plane compression test

鋼板である。単軸引張試験より得られた圧延方向 (RD) および板幅方向 (TD) の機械的性質をTable 1に示す。

2.2 単軸圧縮試験

試験機の概略図をFig. 1に示す。上櫛歯を介して試験片に降伏応力の1%程度の面圧をかけることで、面外座屈を抑制しつつ、圧縮ひずみを-0.1程度まで付与することができる。

試験片形状をFig. 2に示す。本試験片は薄板の引張試験に広く用いられるJIS 5号試験片よりは、応力測定部 (平行部) の縦横比が小さい。これは著者ら¹²⁾によって、圧縮試験における応力測定誤差を最小化しつつ、大ひずみ範囲までの面内圧縮試験を可能とするよう設計されたものである。有限要素解析によれば、Fig. 2の試験片で測定される単軸応力の測定誤差は、本試験機で付与できるひずみの範囲内においては1%未満である。

2.3 二軸応力試験

高精度材料モデリングに必要となる等塑性仕事面の測定を目的として、十字形試験片⁹⁾による二軸引張試験¹³⁾を行った。試験片の寸法をFig. 3に示す。本試験片形状は国際規格⁹⁾に基づいている。花房ら¹⁴⁾による詳細な有限要素解析によれば、本試験片を用いた場合の応力の測定誤差は2%未満である。

本研究においては、サーボ制御により、真応力比を $\sigma_x : \sigma_y = 4:1, 2:1, 4:3, 1:1, 3:4, 1:2, 1:4, -1:1, 1:-1$ の9経路に一定に保ち、十字形試験片の腕部が破断するまで試験を行った。なお、真応力比 $\sigma_x : \sigma_y = -1:1$ および $1:-1$ については圧縮応力場が発生するため、Fig. 1を参考とした櫛歯治具¹⁵⁾を用いて、定隙間しわおさえ方式により試験片の座屈を抑制して応力-ひずみ曲線を測定した。

十字形試験片の腕部破断以降のひずみ範囲については、液圧バルジ試験により等二軸引張データを取得した。ひずみはデジタル画像相関法システムのARAMIS (GOM GmbH)を用いて測定した。また、頂点部から半径15 mmの範囲を球面近似することでバルジ半径 ρ を計測した。内圧計から得られる内圧 P と時々刻々の板厚 t とから、等二軸応力 σ_b は次式で求めることができる。

$$\sigma_b = \frac{\rho P}{2t} \quad (1)$$

Fig. 3 Geometry of a cruciform specimen for biaxial tensile test

Fig. 4 True stress vs logarithmic plastic strain curves measured in the tension and compression tests in (a) RD and (b) TD

3. 材料試験結果および材料モデリング

3.1 供試材の SD 効果

測定された真応力-対数塑性ひずみ線図を Fig. 4 に示す。同図は Maeda et al.¹⁶⁾ が発表済みのものを再掲している。引張および圧縮試験の2回の実験値は一致しており、再現性が確認された。引張応力 σ^T と圧縮応力 σ^C は一致せず SD 効果が確認された。またこの図から、RD と TD で SD 効果の度合いが異なることがわかる。

塑性変形の進展に伴う SD 効果の発展を定量的に評価するために、式(2)により SD 効果評価パラメータ β_{SDE} を導入する。

$$\beta_{SDE} = \frac{|\sigma^C| - \sigma^T}{\sigma^T} \quad (2)$$

塑性ひずみの進展に伴う β_{SDE} の変化を Fig. 5 に示す。横軸は当該の真応力-対数塑性ひずみ線図の対数塑性ひずみとしている。本図より、RD より TD の方が一貫して β_{SDE} が大きい。すなわち SD 効果の度合いは TD の方が顕著である。この傾向は Shirakami et al.¹⁷⁾ や Noma and Kuwabara¹⁸⁾ が測定した各種 DP 鋼板の SD 効果の結果と同様である。

より詳細に見てみると、RD では $|\epsilon| > 0.009$ において $\sigma^T < |\sigma^C|$ となり、 $|\epsilon| = 0.086$ で $\beta_{SDE} = 5.2\%$ の差異がある。一方 $|\epsilon| \leq 0.009$ では $\sigma^T > |\sigma^C|$ となった。これは、冷延工程において付与された圧延方向の引張変形の後に、面内圧縮試験において圧縮変形が付与された結果としてバウシング効果が発現したものと考ええる。一方、TD ではバウシング効果の発現は見られず、降伏初期から一貫して $\sigma^T < |\sigma^C|$ である。 $|\epsilon| = 0.086$ において $\beta_{SDE} = 6.2\%$ であり、RD より β_{SDE} が大きい。

3.2 等塑性仕事面

各種材料試験より得られた供試材の塑性変形挙動を定量評価するために、等塑性仕事面を計算した。まず、RD の単軸引張試験を行い、既定の基準塑性ひずみ ϵ_0^p に達した瞬間における単軸引張真応力 σ_0 と、 ϵ_0^p に達するまでになされた単位体積当たりの塑性仕事 W_0 を算出する。これに TD の単軸引張試験、二軸応力試験および単軸圧縮試験で W_0 と当量の塑性仕事消費された時点の真応力 (σ_x, σ_y) を算出し、それらを主応力空間上にプロットして、 ϵ_0^p に対する等塑性仕事面を決定した。

等塑性仕事面の測定結果を Fig. 6 に示す。塑性変形の進展に伴う等塑性仕事面形状の変化を観察するために、各応力点を当該の ϵ_0^p に対応する σ_0 で除して無次元化した等塑性仕事面である。全応力比で測定できた最大のひずみレベルは $\epsilon_0^p = 0.012$ であった。これは十字形試験片の腕部が破断したためである。液圧パルジ試験では $\epsilon_0^p = 0.23$ まで真応力を測定できた。しかしながら、RD の単軸引張試験の最大塑性ひずみが $\epsilon_0^p = 0.08$ であったため、等塑性仕事面を構成する応力点が測定できたのは最大で $\epsilon_0^p = 0.08$ までである。応力空間の第1象限についてはほぼ等方硬化を示しているが、第2, 4象限 (引張-圧縮組合せ応力領域) については異方硬化を示している。Fig. 4 において引張と圧縮の加工硬化率の違いが見られるが、これが等塑性仕事面上に現れたものである。

Fig. 5 Variation of β_{SDE} with increasing logarithmic plastic strain in RD and TD

Fig. 6 Measured stress points forming contours of plastic work, and calculated yield loci based on selected yield functions

同図には Hill¹⁹⁾の2次降伏関数および SD 効果を再現できる Verma⁶⁾らの2次降伏関数による降伏曲面を併記している。ここで、Verma らのモデルは次式で定義される。

$$a\{\sigma_x^2 - A\sigma_x\sigma_y + B\sigma_y^2 + C\tau_{xy}^2\}^{1/2} + (k_1\sigma_x + k_2\sigma_y) = \sigma_0 \quad (3)$$

全ての異方性パラメータは、3方向の単軸引張試験、RD および TD の単軸圧縮試験、等二軸引張試験結果から陽に求まる。Verma らの降伏関数については $\varepsilon_0^p = 0.012$ と $\varepsilon_0^p = 0.06$ における同定結果を記載している。以後、前者を Verma-s、後者を Verma-l と表記する。同降伏関数の異方性パラメータを Table 2 に示す。

3.3 見かけヤング率の塑性ひずみ依存性

塑性ひずみを受けた金属材料は、除荷中の応力-ひずみ関係が非線形となる。それを線形近似した傾きを見かけのヤング率 E_a と呼ぶとすると、その値は材料に付加された塑性ひずみに依存して変化することが知られている^{20), 21)}。これを考慮することは高精度なスプリングバック予測をする上で必要不可欠である。

本研究においても引張-除荷繰返し試験を行い、供試材の E_a の塑性ひずみ依存性を測定した。 E_a は、除荷直前の応力の95%の応力値から、応力が0になるまでの応力-ひずみ線図を線形近似することで算出した。試験片は TD 方向か

ら採取した。

結果および E_a の定義方法の概念図を Fig. 7 に示す。 E_a はいったん収束傾向を示した後、わずかながら再び上昇する傾向を示した。同現象は、 E_a と除荷開始時の塑性ひずみの点列データを多点入力して解析に反映した。

4. 検証実験

検証対象とした部品形状を Fig. 8 に示す。成形方法は、しわおさえのないフォーム成形である。成形中、天板はリフターを兼ねたパッドで抑えた。曲げが主体であるため、中立面内外で引張と圧縮の応力場が混在する。加えて、フランジ部は伸びフランジと縮みフランジが混在する。従って壁開きに加えてフランジ部の応力差に起因するねじれも発現することから、SD 効果の検証部品として好適である。

成形試験には800 t メカリンクサーボプレスを用いた。モーションは通常のクランクモーションを採用した。

成形品のスプリングバック後の形状は3次元非接触形状測定器 ATOS (GOM GmbH) を用いて測定した。測定精度は ± 0.01 mm である。

5. 解析検証

5.1 解析条件

成形解析には動的陽解法 FEM コードである LS-DYNA Ver.971 R7.1.2 を用いた。ユーザーサブルーチン機能を利用して3章で求めた材料モデルを解析に導入した。

プリおよびポストプロセッサには JSTAMP/NV Ver.2.15 を用いた。ブランクは4節点完全積分シェル要素 (ELFORM=16) で $\square 1.2$ mm にメッシュ分割した。金型は剛体として定義した。ブランクの板厚方向積分点数は7とした。ダイとブランクの間の摩擦係数は0.15とした。

加工硬化則には RD の加工硬化式 (Swift 則) を用いた (Table 1 参照)。成形方法はフォーム成形であるので、金型肩丸味部への材料の巻きつきが少なく、曲げ曲げ戻し変形はほぼ起こらないことから、解析ではパウシング効果は考慮しなかった。すなわち、降伏曲面が相似形状を保ったまま膨張する、等方硬化モデルを採用した。また関連流れ則を用いた。

降伏関数は r -Hill を基本とし、それに加えて Verma らの降伏関数について、低ひずみ域と大ひずみ域で同定された Verma-s、Verma-l の計3種類を比較した。ただし、 r -Hill については、ユーザーサブルーチン機能は用いず、LS-DYNA に搭載されているモデル (MAT37) を利用した。塑性変形

Fig. 7 Variation of apparent Young's modulus with logarithmic plastic strain

Fig. 8 Geometry and dimensions of a curved hat panel. Units are in mm

Fig. 9 Cut positions for comparing the measured and calculated geometries of cross sections

に伴う見かけのヤング率の低下は、前述の通り、引張－除荷繰返し試験の結果を多点入力にて解析に導入した。

5.2 解析結果

成形パネルの実験と解析の結果は、中央断面 ($x=0$ mm) と、そこからパネル長手方向に $x=110$ mm 移動した位置における断面形状を比較して解析精度を検討した (Fig. 9 参照)。中央断面は壁開きのみであるが、端部では伸びフランジ部と縮みフランジ部の応力差がねじりモーメントを誘起し、ねじれも発生する。

解析結果と実験結果の比較を Fig. 10 に示す。図中には断面右側の拡大図も併載している。同図 (a) が $x=0$ mm, (b) が $x=110$ mm の断面の比較であり、実線が成形パネルの断面、短い破線が r -Hill による計算結果、長い破線と一点鎖

線がそれぞれ Verma-s および Verma-l による SD 効果を考慮した解析結果である。まず、(a) を見ると、SD 効果を考慮することで壁開き量の予測精度が向上していることが分かる。解析結果と実験結果の際は、紙面右側のフランジ端部のフランジにおいて r -Hill では 2.8 mm であったのに対し、Verma らの降伏関数では 0.4 mm まで改善した。なお Verma-s と Verma-l の差異はない。これはダイ肩 R 部での曲げにおいて、中立面内側の圧縮応力の計算精度が向上したことによると考える。さらに、SD 効果に加えて応力異方性を比較的精度よく再現できる降伏関数を用いたことで、平面ひずみ状態の応力の再現精度が向上したことも有効に作用したと考える。

続いて同図 (b) を見ると、右側の拡大図において SD 効果を考慮した計算結果の方が実験結果に近い。 r -Hill から Verma-s にモデルを変更することで、フランジ部の差異が 2.0 mm から 1.3 mm へ、天板の角度の差異が 0.47° から 0.37° まで改善した。さらに、Verma-l の計算結果を見ると、フランジ部の差異が 0.7 mm、天板の角度の差異が 0.30° にまで改善し、さらに実験結果に近くなった。有限要素解析によれば、フランジ部の周方向ひずみはおよそ 0.06 であり、Verma-l の同定に用いたひずみレベル $\epsilon_0^p = 0.06$ と一致する。応力空間で等塑性仕事面を見れば、圧縮領域では異方硬化挙動を示していたことから、Verma-l の方がフランジ部の応力をよ

Fig. 10 Measured and simulated cross sections at (a) $x = 0$ mm and (b) $x = 110$ mm

り精度よく計算でき、結果ねじれ量の予測が向上したものと考える。左側が同等、右側が実験結果に近いということは、パネル全体のねじれ量の予測精度が向上したことを示している。

さらに、パネル全体の寸法予測精度を検討するために、形状評価ソフトウェア GOM Inspect (GOM GmbH) を用いて、解析結果と実験結果の形状偏差が0.5 mm 以下となる面積割合 (以下解析一致率) を計算した。その結果、*r*-Hill では52%にとどまった解析一致率が Verma らの降伏関数を用いることで71%まで向上した。

以上の結果から、SD 効果を考慮することで、実プレス部品における超ハイテンのスプリングバック量の予測精度が向上したことが確認された。

6. 結 言

- (1) DP980鋼板を供試材として、応力空間の第1, 2, 4象限における等塑性仕事面を測定した。第1象限ではほぼ等方硬化を示したのに対し、第2, 4象限ではわずかながら異方硬化を示した。
- (2) 各種降伏関数から計算された等塑性仕事面と実測値の比較を行った。Verma らの降伏関数はSD 効果と応力の異方性を同時に精度よく再現した。
- (3) 湾曲成形パネルと解析結果を比較した。SD 効果を考慮した Verma らの降伏関数を組み込んだ解析により、壁開き量・ねじれ量の予測精度が向上した。
- (4) Verma-*l* の適用により、ねじれ量の予測精度がさらに向上した。

ひずみレベルが異なることで解析結果が異なることから、更なる高精度化のためには異方硬化挙動の定式化と解析への導入が必要と考えられる¹⁸⁾²²⁾。また、ドロー成形のような曲げ曲げ戻し変形が顕著な部品の解析にも適用するためには、移動硬化則と組み合わせた材料モデルの構築が求められる。

また、今回検討した降伏関数は、応力のみを変数としている。そのため、寸法精度と共にプレス成形で問題となる割れの予測精度も同時に満足するためには、塑性ひずみ増分方向をも精度よく再現できる降伏関数の開発が必要である。本件については今後の課題としたい。

謝 辞

SD 効果を考慮した材料モデルを LS-DYNA に組み込むにあたり、株式会社 JSOL の伊田徹士様、長谷川寛様に多大なるご尽力を賜りました。

材料試験の実施にあたっては、株式会社ユニプレス技術研究所の鈴木義明様にご助力賜りました。

また、本研究は科学技術振興機構「平成29年度地域産学

バリュープログラム」の助成を受けて実施されました。ここに記して関係各位に深甚なる謝意を表します。

参 考 文 献

- 1) Kleiner, M., Geiger, M. & Klaus, A.: CIRP Ann., **52-2** (2003), 521-542.
- 2) Saito, K.: Mater. Jpn., **55-12** (2014), 584-588.
- 3) Banabic, D., Barlat, F., Cazacu, O. & Kuwabara, T.: Int. J. Mater. Form., **3** (2010), 165-189.
- 4) Takamura, M.: Sokeizai, **54-4** (2013), 34-38.
- 5) Cazacu, O., Plunkett, B. & Barlat, F.: Int. J. Plast., **22** (2006), 1171-1194.
- 6) Verma, R. K., Kuwabara, T., Chung, K. & Haldar, A.: Int. J. Plast., **27** (2011), 82-101.
- 7) Kuwabara, T., Kumano, Y., Ziegelheim, J. & Kurosaki, I.: Int. J. Plast., **25** (2009), 1759-1776.
- 8) Kuwabara, T.: J. Jpn. Soc. Technol. Plast., **57-669** (2016), 934-939.
- 9) ISO 16842: 2014, Metallic Materials - Sheet and Strip - Biaxial Tensile Testing Method Using a Cruciform Test Piece.
- 10) Nishimura, H. & Miyagawa, M.: J. Jpn. Soc. Technol. Plast., **14-144** (1973), 3-11.
- 11) Yoshida, K.: ISIJ Int., **53** (2017), 86-95.
- 12) Noma, N. & Kuwabara, T.: J. Jpn. Soc. Technol. Plast., **53-617** (2012), 574-579.
- 13) Kuwabara, T., Ikeda, S. & Kuroda, K.: J. Mater. Process. Technol., **80-81** (1998), 517-523.
- 14) Hanabusa, Y., Takizawa, H. & Kuwabara, T.: J. Mater. Process. Technol., **213-6** (2013), 961-970.
- 15) Kuwabara, T., Horiuchi, Y., Uema, N. & Ziegelheimova, J.: J. Jpn. Soc. Technol. Plast., **48-558** (2007), 630-634.
- 16) Maeda, T., Noma, N., Kuwabara, T., Barlat, F. & Korkolis, Y.P.: J. Mater. Process. Technol., **256** (2018), 247-253.
- 17) Shirakami, S., Yonemura, S., Yoshida, T., Suzuki, N. & Kuwabara, T.: Key Eng. Mater., **651-653** (2015), 83-88.
- 18) Noma, N. & Kuwabara, T.: Key Eng. Mater., **611-612** (2014), 33-40.
- 19) Hill, R.: Proc. Roy. Soc. Lond., A, **193** (1948), 281-297.
- 20) Yoshida, F. & Uemori, T.: Int. J. Plast., **18** (2002), 661-686.
- 21) Hama, T., Matsudai, R., Kuchinomachi, Y., Fujimoto, H. & Takuda, H.: ISIJ Int., **55** (2015), 1067-1075.
- 22) Yanaga, D., Takizawa, H. & Kuwabara, T.: J. Jpn. Soc. Technol. Plast., **55-636** (2014), 55-61.