

技術論文

高強度鋼板のスプリングバック予測精度向上のための材料モデル

Material Modeling for Improving the Springback Prediction of High Strength Steel Sheets

吉田 亨*
Tohru YOSHIDA

上西 朗弘
Akihiro UENISHI

磯貝 栄志
Eiji ISOGAI

佐藤 浩一
Koichi SATO

米村 繁
Shigeru YONEMURA

抄 録

高強度鋼板の成形加工においてはスプリングバックによる寸法精度不良が問題となる場合が多く、対策を検討する上でスプリングバックシミュレーションの予測精度向上は最も重要な課題である。材料の反転負荷特性であるバウシंगा効果を考慮可能なLemaitre-Chabocheの複合硬化則を適用することにより、スプリングバックの予測精度向上が図れた。また、強度の異なる鋼板を用いて材料パラメータの変化を測定するとともに、各パラメータのスプリングバックへの影響を整理した。さらに、シミュレーション結果を有効活用した要因分析手法を開発し、ねじれやキャンバーといった3次元形状凍結不良の対策が可能であることを実験で検証した。

Abstract

Improving the prediction accuracy of springback simulation are one of the most important problem because springback is major forming defect in sheet metal forming using high strength steel sheets. By applying the mixed hardening model by Lemaitre-Chaboche, which is possible to consider the Bauschinger effect under reverse loading path, prediction accuracy of springback were improved. And influences of material parameters of this model on springback deformation are investigated. To investigate the mechanism of the 3D springback, theoretical evaluation of simulation results before springback is carried out. It was found that 3D springback were reduced effectively by countermeasures obtained from that analytical results applied to the rear member model tests.

1. 緒 言

自動車は環境問題を背景とした軽量化や衝突安全性の確保という課題に直面しており、これらを解決するために車体に使用される鋼材の高強度化が進展している¹⁾。高張力鋼板を成形加工する場合に通常強度の鋼板と比べて、まず問題になるのはスプリングバックによる形状凍結不良である。スプリングバックの対策として一般的に用いられている手法は金型の見込みであるが、どの程度見込む必要があるかは熟練者でも設計が難しいといわれており、実物トライアル中心の試行錯誤による調整が行われているのが現状である。

一方、近年進歩の著しい成形シミュレーションにより精度良くスプリングバックを予測することができれば、見込

みを含めた最適な金型設計を行うことが可能になる。スプリングバック解析における材料モデルでは、バウシंगा効果に代表される変形履歴の変化に伴う降伏応力レベルの低下をどこまで精度良く考慮できるかが重要であり、最近では高精度な材料モデルのスプリングバック解析への適用検討が進められている²⁻⁴⁾。本報ではバウシंगा効果を考慮可能な材料モデルを適用してスプリングバック解析精度に及ぼす材料パラメータの影響を検討すると共に、材料高強度化に伴うパラメータの変化や解析結果を活用した要因分析および対策事例について紹介する。

2. バウシंगा効果を考慮した材料モデルによるスプリングバック解析精度の向上

スプリングバック現象は下死点までに蓄えられた応力が

* 鉄鋼研究所 加工技術研究開発センター 主幹研究員 博士(情報科学) 千葉県富津市新富20-1 〒293-8511

除荷時に解放されて発生する弾性変形であり、成形過程の材料が受ける変形履歴を正確に考慮する必要がある。特にプレス成形では金型 R 部通過時に材料が曲げ曲げ戻し変形を受けるが、そのとき板の表裏面では引張から圧縮、または圧縮から引張と変形状態の反転が起こる。図1に反転負荷実験を行った際の応力-ひずみ関係を示す。一般的な加工硬化則である等方硬化則を用いた場合の経路と比較した場合、バウシंगा効果を考慮していない等方硬化則では反転負荷後の応力-ひずみ関係が実験と大きく異なり、精度の高い下死点の応力分布が計算で得られないことから必然的にスプリングバックの予測精度が劣ることになる。

加工硬化モデルとして、移動硬化則を用いるとバウシंगा効果を考慮できることが知られている。図2に示すように、(a)等方硬化則では初期降伏曲面が変形様式によらず均等に拡大していくが、(b)移動硬化則では降伏曲面の中心が変形とともに移動するため、変形様式によって加工硬化量が異なる状態を表現できる。また(c)に示すように等方硬化と移動硬化を組み合わせた複合硬化則も提案されている。Lemaitre-Chabocheによる複合硬化則(以下、L-C

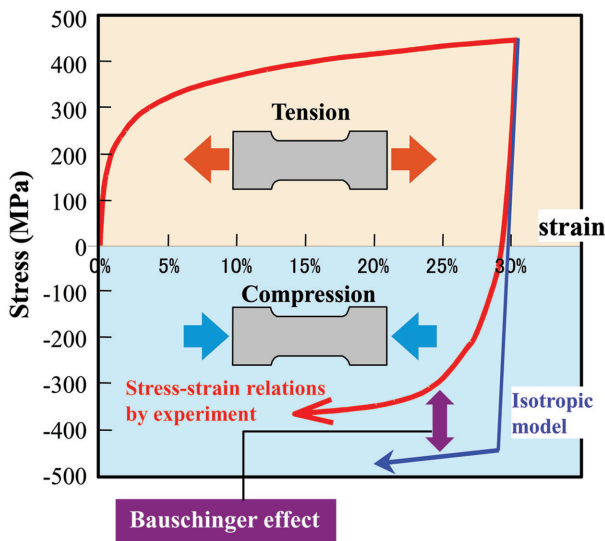


図1 反転負荷時の応力ひずみ関係
Stress-strain relations under reverse deformations

モデル) を次式に示す⁵⁾。

$$f = \sigma_e(\boldsymbol{\sigma}, \mathbf{X}) - R(\epsilon_p) \quad (1)$$

$$R(\epsilon_p) = Y + R_{sat}(1 - e^{-C_r \epsilon_p}) \quad (2)$$

$$d\mathbf{X} = C_x X_{sat} d\epsilon_p - C_x \mathbf{X} d\epsilon_p \quad (3)$$

ここで、 $\sigma_e(\boldsymbol{\sigma}, \mathbf{X})$ 、 ϵ_p は、それぞれ相当応力、相当塑性ひずみを表し、 \mathbf{X} 、 $R(\epsilon_p)$ 、 Y は背応力、等方硬化応力、降伏応力である。 R_{sat} 、 C_r は等方硬化則に関わる材料定数であり、無限ひずみにおける限界応力と加工硬化率を表し、 X_{sat} 、 C_x は移動硬化則に関わる材料定数である。 $R_{sat} = 0$ とすると完全移動硬化則に帰着し、 $X_{sat} = 0$ では完全等方硬化則となる。このモデルに必要な材料定数は5個となる。

L-Cモデルを活用し、等方硬化、完全移動硬化、複合硬化の場合のスプリングバック解析に対する影響を検討するため、反転前の応力値は同等であるが反転負荷後の応力値が異なるようなパラメータ設定を行った。用いたパラメータを表1に、反転負荷後の応力-ひずみ関係を図3に示す。等方硬化の場合は反転直後の降伏応力の絶対値は反転前の応力に必ず等しくなるが、完全移動硬化や複合硬化では反転後の応力低下を表現できている。本パラメータを図4に示す工具寸法ハット曲げ成形シミュレーションに適用し、スプリングバック解析を行った。

ハット成形ではダイ肩 R 半径近傍での材料の金型へのなじみ状況が壁反りに大きく影響するため、板厚 t に対する金型のダイ R を変更し、R/t の影響を調査した。スプリングバック解析後の壁反り曲率の評価結果を図5に示すが、R/t が3以下では等方硬化則に比べ複合硬化則の壁反り曲率が大きくなった。特にR/tが2程度になると等方硬化則では壁反り曲率が負の値となり内反りとなることが分

表1 反転負荷特性評価用材料パラメータ
Material parameters for stress-strain relations in reverse loading path

	Y (MPa)	R _{sat} (MPa)	C _r	X _{sat} (MPa)	C _x
Isotropic hardening	260	340	9	0	0
Kinematic hardening	260	0	0	340	6.5
Mixed hardening	260	240	5	100	20

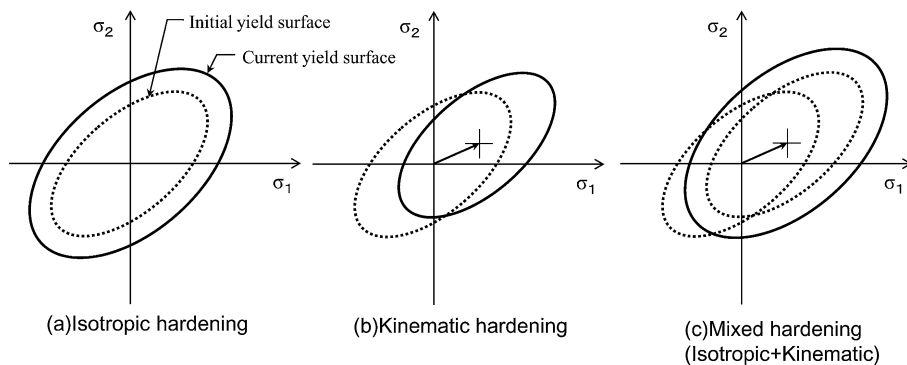


図2 加工硬化モデルの特徴
Schematic illustration of work hardening models

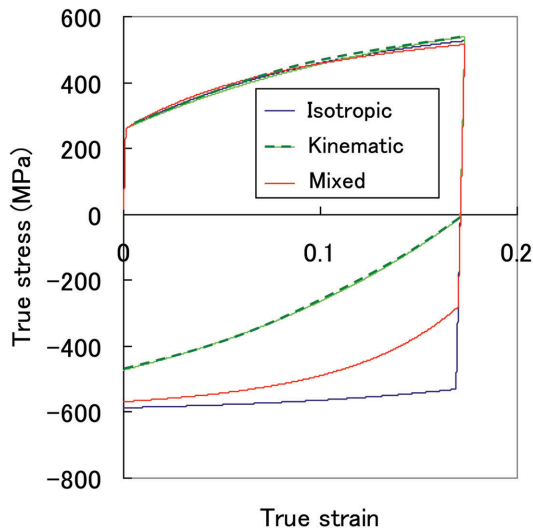


図3 各加工硬化モデルの反転負荷特性

Stress-strain relations of each work hardening models in reverse loading path

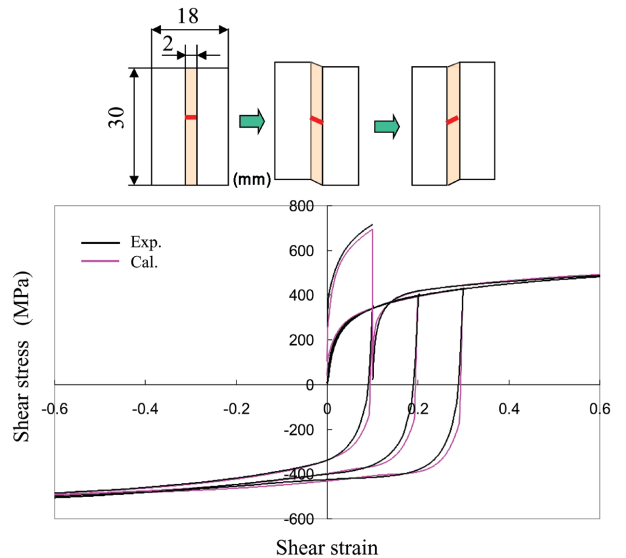


図6 単純せん断試験における反転負荷特性の測定試験結果とパラメータ同定結果の比較

Comparison of stress-strain relations between experiment and calculation results by simple shear tests

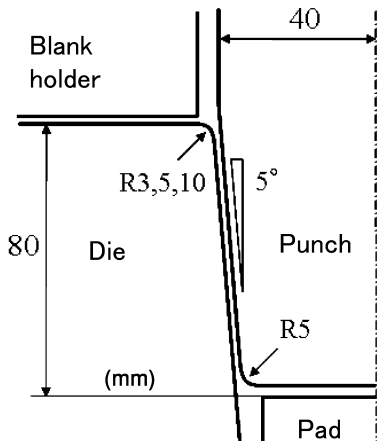


図4 ハット成形工具寸法
Tool dimensions of hat shape bending

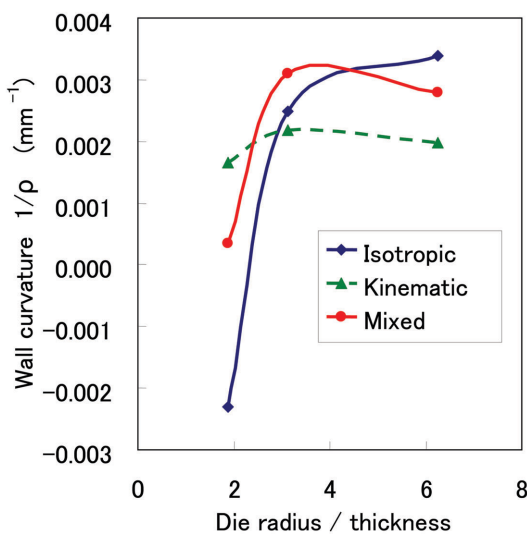


図5 ハット曲げにおける壁反りに及ぼすダイ肩半径の影響
Influence of die radius on wall curvature after springback in hat shape bending

かる。また、 R/t が4~5より大きくなると複合硬化よりも等方硬化の壁反り曲率が大きくなっており、 R/t によって各材料モデルの壁反りの大きさが逆転する。これは反転後の降伏挙動が異なると、ダイ肩R近傍での材料の金型へのなじみ状況が変化することが原因と考えられ、単純に材料モデルだけでは壁反りの増減傾向は定まらないので注意が必要である。

また、材料構成則に入力する材料パラメータの取得方法については、薄板材の反転負荷試験の難しさもあり確立されているとは言えない。単軸変形での引張-圧縮反転試験として圧縮時の座屈を抑える工夫をした試験法が提案されているが^{36,7)}、強度が高い材料では大変形域での測定が難しい。一方、せん断試験は大きな塑性変形を加えても座屈や破断が起こりづらいため、曲げ曲げ戻しに対応する大変形域での反転負荷が可能であり、バウシング効果を含めた広範囲のひずみ域での加工硬化挙動を測定するのに適している⁴⁾。図6に590MPa高強度鋼板の単純せん断試験による反転負荷試験結果と同定された複合硬化則パラメータによる計算結果を示す。遷移軟化領域から、永久軟化領域まで良い対応が得られていることが分かる。

3. 材料高強度化によるバウシング効果の変化と形状凍結性

形状凍結性の問題は高強度材において顕在化するため、材料高強度化がバウシング効果にどう影響するかを知ることは重要である。そこで本章では基本的な強化手法である固溶強化についてモデル材料を作製し系統的な調査を行った。本研究ではモデル材料としてIF (Interstitial Free) 鋼をベースとして、Mn, Siを添加した固溶強化鋼を用いて

表2 固溶強化による応力上昇とL-Cモデルの各パラメータ
Increase in flow stress of materials due to solid-solution hardening and material parameters of Lemaitre-Chaboche model

	$\Delta\sigma$ (MPa)	C_r	R_{sat} (MPa)	C_x	X_{sat} (MPa)	Y (MPa)	X_{sat}/R_{sat}
Steel A	-	6.24	246	142	52	81	0.21
Steel B	41		256		59	110	0.23
Steel C	219		334		105	174	0.31
Steel A'	-		222		69	81	0.31

$\Delta\sigma$: Increase in flow stress

検討を行った。これらの強度の異なる材料に対して、引張試験と単純せん断試験を行った。表2に引張試験により評価した固溶強化によるベース材 (Steel A) からの応力上昇量を示す。単純せん断試験を用いて行った反転負荷試験においては、供試材はすべてバウシング効果を示した。この実験結果を基にL-Cモデルによるパラメータ同定を行った。

その結果を表2に示す。ここでは速度パラメータ C_r 及び C_x はSteel Aについて同定した値をすべての供試材で用いた。その場合でも実験結果の再現性は良好であった。これは本研究での供試材の範囲では反転時の軟化挙動を支配する素過程が大きくは変化しないことを示すと考えられる。また、同定した材料パラメータと固溶強化による応力上昇量とを比較した(図7)。固溶強化による応力上昇量とL-Cモデルの各パラメータはほぼ線形関係にあることが分かった。しかしながら、その傾きはパラメータにより異なり、 X_{sat} と R_{sat} との比 (X_{sat}/R_{sat}) は固溶強化とともに増加する、すなわち移動硬化の割合が固溶強化材で高くなるということが分かった。移動硬化は可動転位に対して方向性を持つ相互作用、例えば障害物に蓄積した転位からの弾性応力場など、がその微視的な原因であると考えられている。

表2の材料パラメータを用いてスプリングバック解析を行った。Steel A'はSteel Cと同じ移動硬化成分の割合 (X_{sat}/R_{sat}) を持つという制約を設けた上で再度 R_{sat} と X_{sat} の同

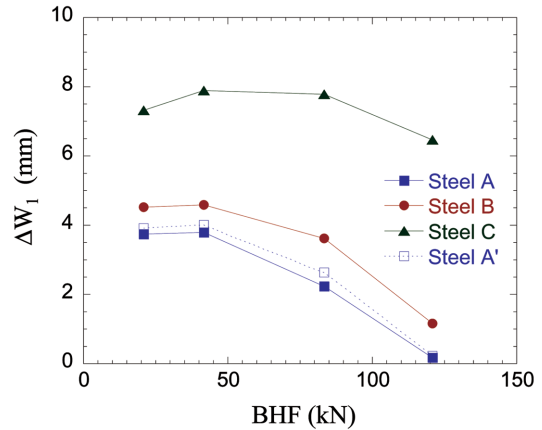


図8 垂直縦壁側の開き幅(ΔW_1)としわ押さえ力(BHF)の関係
Opening width in vertical wall side (ΔW_1) vs. blank holding force (BHF)

定を行ったものである。素材の板厚は1.8mmとし、長さ280mm×幅100mmの寸法の試験片を幅80mm、ダイ肩R5mmのパンチでハット成形(垂直縦壁)した場合のスプリングバックを評価した。スプリングバックによる開き幅 ΔW_1 (縦壁片側)を図8に示す。従来の知見通り、高強度化によりスプリングバック量は増加した。一方、強度レベルとしてはSteel Aと同等で、Steel Cと同じ X_{sat}/R_{sat} の値を持つSteel A'では低BHF(Blank Holder Force)領域においてSteel Aと比べて開き幅が大きくなる傾向が見られた。これは曲げ曲げ戻し変形抵抗の差により工具肩部での挙動が異なったためであると考えられる。以上のようにスプリングバック量に関しては材料強度の絶対値の影響が支配的ではあるものの、バウシング挙動によりスプリングバック量が変化することが分かった。

4. スプリングバックシミュレーションの適用と要因分析

実生産の現場で起こるねじれやキャンバーなどの3次元形状凍結不良に関しては汎用的な対策技術は確立されていない。そこで、面内のみならずパンチストローク方向にも湾曲形状を持つリアメンバー部品をモデル化した金型を用いて、ねじれやキャンバーを対象にしたスプリングバック解析の精度検証、発生メカニズムの解明および対策技術の検討を実施した⁸⁾。

図9に示すリアメンバーモデル金型を用い、270MPa級

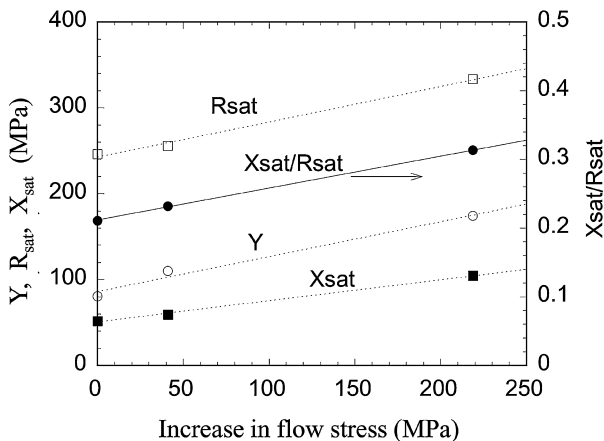


図7 固溶強化による応力上昇とL-Cモデルの各パラメータの関係
Lemaitre-Chaboche model parameters vs. the increase in flow stress due to solid-solution hardening

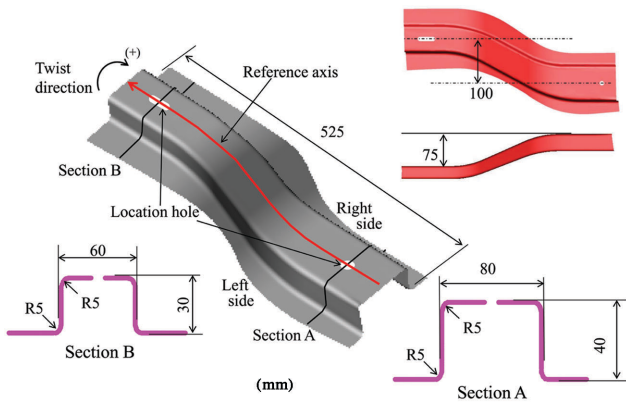


図9 リアメンバモデル部品の寸法
Detail profile of the rear member parts

鋼板から980MPa高強度鋼板までの成形試験を行い、断面AB間でのねじれ角 θ_{AB} とキャンパー量 d_B を測定した。測定結果から、材料強度の増加に伴い θ_{AB} 、 d_B 共に増大する傾向であるが、板厚や潤滑の影響も大きいことが分かった。本部品について980MPa級高強度鋼(1.2mm)を対象に等方硬化則と複合硬化則(L-Cモデル)を用いて成形解析及びスプリングバック解析を実施した。

図10は、スプリングバックの解析結果と設計形状(CAD)の最近点の距離を比較した誤差分布図である。また、図11にB断面における形状を実験値も併せて比較した。複合硬化則ではねじれやフランジ部のはねの傾向が実験値に良く一致しているといえる。一方、従来の等方硬化則では、実験結果に比べて断面のねじれが過剰に大きく、フランジ面のはねの傾向も実験とは異なることが分かった。

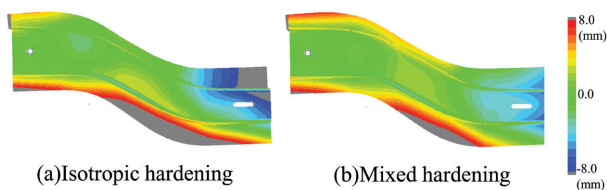


図10 スプリングバック解析結果(設計CAD形状との距離)中心図)

Contour map of differences between springback simulation results and CAD shape

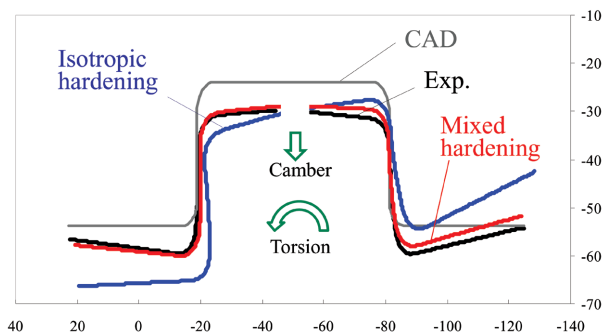


図11 B断面における断面形状の比較
Comparison of sectional shapes on B section

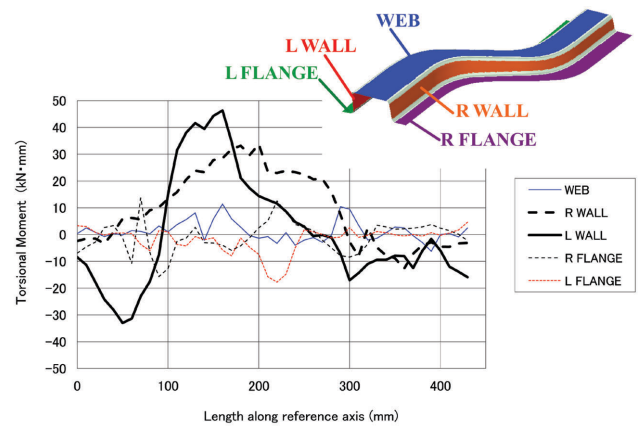


図12 リアメンバモデルにおける各領域のねじりモーメント分布

Torsion moment distributions on each area of rear member

た。この結果から、バウシング効果を考慮した材料モデルを用いることで断面の開きに対する予測精度が向上し、その結果として、ねじれの予測精度も向上すると考えられる。本部品のような3次元形状凍結不良の予測においても、バウシング効果を考慮した材料モデルの適用が有効である。

スプリングバックの直接的な原因はプレス成形時に材料に加わる内部応力であることから、成形シミュレーションにより得られる下死点の応力分布を活用してスプリングバック要因を力学的に評価することは対策を考える上で重要である。そこで、内部応力から発生するトルクを評価してねじれを求める手法⁹⁾をリアメンバモデルに適用した。部品長手方向を基準軸(t方向)とした場合、基準軸に垂直な評価断面における図心のt周りに加わるトルクTは以下で定義される。

$$T(t) = \int (qr_c \sin \theta + M_{ts}) ds \quad (4)$$

ここで q は面内せん断力、 r_c は図心から作用点へのベクトル、 θ は r_c と断面接線ベクトルのなす角度、 M_{ts} はねじりモーメントである。本分析手法を成形シミュレーションより得られた下死点の応力分布に適用することにより、各部位の面内せん断力分布、断面内のねじりモーメント、断面内のトルクおよびねじれ角を評価することが可能である。成形品の中でねじりモーメントが大きくなる部位を明確にするために部品をウェブ面、縦壁面、フランジ面に分けてねじりモーメントの評価を行った結果を図12に示す。この結果、縦壁面に発生するねじりモーメントが大きく、特にフランジ部と縦壁部の双方が縮み変形となる湾曲部周辺の縦壁部がねじれ発生部であることが特定された。

5. スプリングバック対策と実験での効果検証

4で述べたトルク評価結果から、ねじりモーメントが大きくなる領域は縦壁部であり、特に幅広側の伸び、縮みフ

ランジ変形が大きくなる領域が最大となることが分かった。そこで形状不良対策として主要因部の応力を分散もしくは低減する目的で、(1) 部分ビード、(2) 縮幅加工の2種類の対策を検討・評価した。対策の効果確認実験には980MPa級(板厚1.2mm)の高強度鋼板を供試材として用いた。

(1) 部分ビード

ねじれを発生させる原因となる縦壁部の長手方向応力を分散・低減するため、伸びフランジや縮みフランジ部にビードを配置し、その効果を検証した。ビードの設置については、パンチ、ダイス、ホルダーの各領域毎に分割ブロック構造とし、必要なブロックのみを差し替えることで任意のビード配置を実現した。ビードの基本形状は図13に示すとおり丸ビードとし、ダイス側Rを5mm、ビード高さを2mmとした。要因分析結果に対応して広幅側の伸びフランジ部と縮みフランジ部に部分ビードを設置した場合に効果が大きく、特に縮みフランジ側を部分ビードとした場合はねじれ方向が逆転した。また、キャンバーはいずれの条件においても低減した。これは部分ビードにより特定の縦壁部及びフランジ部の残留応力を制御することで、ねじりモーメントの全体バランスが改善した結果、ねじれ角やキャンバーが減少したと考えられる。

(2) 縮幅加工

伸びフランジや縮みフランジ各部に対し、図14に示すように1工程目に部分的に幅を広く成形した後に、2工程目に縮幅し所定の形状に加工する手法(縮幅加工)を行った。成形金型は各部パンチダイスブロックの伸びフランジ部や縮みフランジ部の稜線曲率を各々変更した形状で作製し、1工程目の曲率を変更した後に、正規形状で2工程目の成形を実施した。各ブロックの縮幅量は2mmで行っ

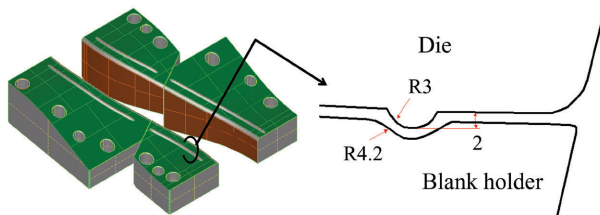


図13 インサート式金型ブロックとビード断面形状
Schematic of tool blocks and section shapes of partial bead

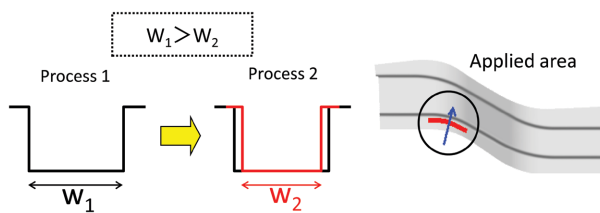


図14 縮幅加工の模式図と適用部位
Schematic of curvature control forming and applied area

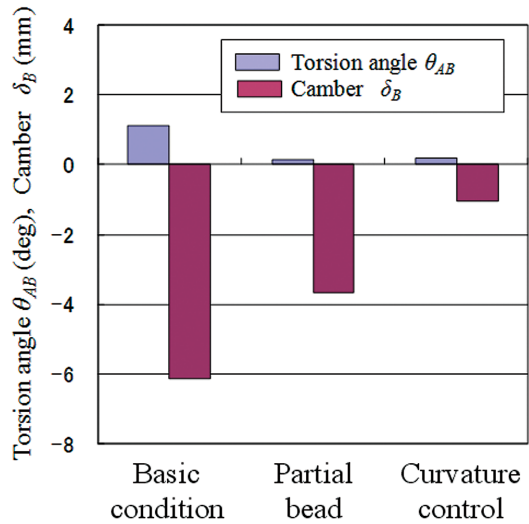


図15 スプリングバック対策による3次元形状不良低減効果
(980MPa級高強度鋼板, 板厚1.2mm)
Results of effects for reducing 3D spring-back by countermeasures (980MPa high strength steel, 1.2mm)

た。詳細な結果については省略するが、広幅側の伸びフランジ部に対策を施す場合にねじれやキャンバーが同時に低減できることが分かった。

本対策で効果が得られた代表的な条件における結果を図15に示す。これより、ビードによるコントロールや縮幅成形を行うことで適切な残留応力制御が可能であり、形状不良対策効果が得られることが分かった。しかし、対策を与える位置により効果の大きさが異なるだけでなく、組み合わせによる効果が増減することが明らかとなり、対策の適用については十分な要因分析や事前検討が重要であることが示された。

6. 結 言

本報では高強度鋼板の成形で特に問題とされる形状凍結不良問題において、解決に不可欠と考えられるスプリングバックシミュレーション技術に関して述べた。材料モデルの検討では、Lemaitre-Chabocheの複合硬化則を適用して薄板の反転負荷時の変形特性を厳密に考慮することで精度向上が図れることを示した。また、強度の異なる鋼板を用いて材料パラメータの変化を測定するとともに、各パラメータのスプリングバックへの影響を整理した。また、シミュレーション結果を有効活用した要因分析手法を用いて、ねじれやキャンバーといった3次元の形状凍結不良の対策が可能であることを実験で検証した。これらの手法は今後適用拡大が進むと考えられる超高強度鋼板の部品適用においても有効と思われる。

現在、国内の産業は海外メーカーとの熾烈な競争にさらされており、各種の部品開発においても短期開発、低コスト化、部品性能を同時に満たすことが求められている。このような複雑な要件を満足する最適解を得るには材料、工

法，構造からの総合的なアプローチが不可欠であり，そのプロセスを合理的，効率的に行うためのCAE（Computer Aided Engineering）の活用が必須である。そういった観点から新材料や新工法に対応したCAEに関する要素技術開発は今後も重要であり，さらに深化した解析手法を追い求めていく必要がある。

参考文献

- 1) 例えば，佐藤章仁：塑性と加工. 46(534), 548(2005)
- 2) Yoshida, F., Uemori, T.: Int. J. Plasticity. 18, 661(2002)
- 3) 磯貝栄志, 吉田 亨, 樋渡俊二, 橋本浩二, 栗山幸久: 第57回塑性加工連合講演会論文集. 2006, p.251
- 4) 鈴木規之, 樋渡俊二, 上西朗弘, 桑山卓也, 栗山幸久, Lemoine, X., Teodosiu, C.: 塑性と加工. 46(534), 636(2005)
- 5) Chaboche, J.L.: Int. J. Plasticity. 7, 661(1991)
- 6) 上森 武, 藤原賢司, 岡田達夫, 吉田総仁: 塑性と加工. 42(480), 64(2001)
- 7) 桑原利彦, 森田佳之, 宮下洋介, 高橋 進: 塑性と加工. 36(414), 768(1995)
- 8) 吉田 亨, 佐藤浩一, 磯貝栄志, 橋本浩二, 栗山幸久, 伊藤耿一, 植村 元: 第59回塑性加工連合講演会論文集. 2008, p.377
- 9) 近藤哲也, 伊藤耿一, 植村 元, 森 尚達: 平成18年塑性加工春季講演会論文集. 2006, p.113



吉田 亨 Tohru YOSHIDA
鉄鋼研究所 加工技術研究開発センター
主幹研究員 博士（情報科学）
千葉県富津市新富 20-1 〒293-8511



佐藤浩一 Koichi SATO
名古屋技術研究部
主任研究員 博士（情報科学）



上西朗弘 Akihiro UENISHI
鉄鋼研究所 加工技術研究開発センター
主任研究員 博士



米村 繁 Shigeru YONEMURA
君津技術研究部 主任研究員 工博



磯貝栄志 Eiji ISOGAI
広畑技術研究部 主任研究員