

高張力鋼板のプレス加工における決め押しが
スプリングバック抑制に及ぼす効果

The Effect of Bottoming on Reduction of Springback
In Press Forming of High Strength Steel Sheets

広島大学大学院工学研究科
機械システム工学専攻博士課程後期

小川 孝行

目次

第 1 章 諸論	4
1.1 はじめに.....	4
1.2 従来の研究の展望	6
1.2.1 成形シミュレーションに関する展望	6
1.2.2 3点自由曲げにおける決め押し効果に関する研究の展望	9
1.2.3 U曲げ成形における決め押し効果に関する研究の展望	10
1.3 本研究の目的と論文の構成.....	12
参考文献	14
第 2 章 3次元 FEM コードへの吉田-上森モデルの組み込み..	16
2.1 緒言	16
2.2 Y-U モデルの概要	17
2.2 ユーザーサブルーティンを使った Y-U モデルの組み込み方法.....	19
2.3 Y-U モデルの計算フロー	25
2.4 結言	31
参考文献	31
第 3 章 3点曲げ加工における決め押し効果の検証	32
3.1 緒言	32
3.2 3点曲げ (V曲げ) 実験.....	32
3.2.1 実験装置と金型主要寸法.....	32
3.2.2 実験の手順	34
3.2.3 実験結果	36
3.3 3点曲げの有限要素解析	37
3.3.1 解析に使用した材料パラメータ	37
3.3.2 解析用モデルと解析条件.....	38
3.3.3 解析による決め押し効果の再現	40
3.3.4 スプリングバック量に対するバウシンガー効果の影響	41
3.3.5 スプリングバック抑制メカニズムの検証.....	41
3.4 結言	46
参考文献	47

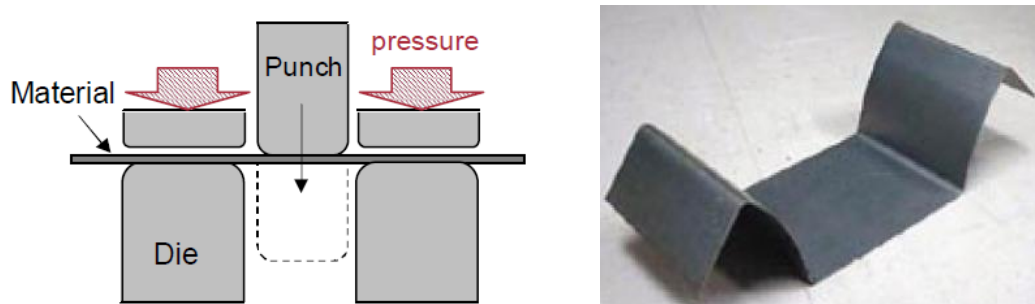
第4章 U曲げ成形における決め押し効果の検証	48
4.1 緒論	48
4.2 U曲げ成形実験	48
4.2.1 金型形状と実験装置	48
4.2.2 試験片の材料物性と加工条件	52
4.2.3 U曲げ成形の実験結果	54
4.3 有限要素解析	55
4.3.1 U曲げ成形の有限要素解析モデル	55
4.3.2 解析精度に及ぼす材料モデルの影響	58
4.3.3 解析精度に及ぼす成形中の金型変形の影響	60
4.4 決め押し効果に関する考察	62
4.4.1 荷重による決め押し効果の違い	62
4.4.2 実用面から見た決め押し効果	65
4.5 結言	65
参考文献	66
第5章 結論	67
謝辞	70

第 1 章 諸論

1.1 はじめに

近年，地球環境問題が大きくクローズアップされ，なかでも自動車が走行中に排出する CO2 の削減は，それが燃料消費を少なくすることと同意義であることから，消費者からの関心が高い．自動車業界では，それに応えるためハイブリッド車や電気自動車といった車を開発してきた．これらは動力機関の革新に注目が集まるが，車両の軽量化も燃費改善に大きく貢献している．車両の軽量化で常道なのは材料置換である．より軽く強い材料に置き換える事で，車両性能を維持あるいは向上しながら軽量化を図ることを狙う．近年，多用されるようになったのは高張力鋼板（ハイテン）¹⁾である．鋼板を高張力化することで部材を薄くしながらも，万一の衝突時には高いエネルギー吸収性能によって高い安全性が確保できるという特長²⁾による所が大きい．

しかし高張力鋼板は良い点ばかりではない．最大の課題は生産性である．従来の鋼板材に比べ降伏応力が高いことから，プレス加工した後のスプリングバック（弾性回復）が非常に大きいことが最も大きな課題である．図 1.1 は引張り強度が 980MPa 級の高張力鋼板を U 曲げ成形した時のスプリングバックの例である．曲げ R 部の角度が大きく変化すると共に縦壁部が反り返っているのが分かる．



(1) U 曲げ成形の加工要領図

(2) U 曲げ成形後のスプリングバック

図 1.1 980MPa 級高張力鋼板のスプリングバック

スプリングバックはプレス成形完了時の内部応力の弾性回復現象として捉えられる．その際に全ての内部応力が解放されるのではなく，弾性回復の結果として主に曲げモーメントがゼロになるように形状変化が起きるとされる³⁾．

高張力鋼板になるとスプリングバックが大きくなる理由は次のように説明できる．板材を曲げ加工した後のスプリングバックによる相対曲げ角度変化 $\Delta\theta/\theta$ (θ : 板の曲げ角度， $\Delta\theta$: スプリングバックによる曲げ角度変化) は概ね次式で表される⁴⁾．

ここで， Y は降伏応力， E はヤング率， R は曲げ半径， t は板厚を示す．

$$\frac{\Delta\theta}{\theta} = 3 \frac{E R}{Y t} \quad (1-1)$$

高張力鋼板は軟鋼板に比べ降伏応力が大きいのであるから、式 (1-1) から角度変化つまりスプリングバックが大きくなることが分かる。

高張力鋼板の部品を効率よく量産化するには、このスプリングバックを事前に予測し、その対策を金型設計に織り込む事が求められる。まず予測に関しては、経験則を除外すると、上述の (1-1) 式のような力学的アプローチと有限要素法 (FEM) 解析に大別できる。しかし力学的アプローチで対応できるのは V 曲げ加工のような単純な加工に限られ、3次元の複雑な形状をした自動車車体部品では3次元弾塑性 FEM を用いた成形シミュレーションが主流である。またスプリングバック対策としては、スプリングバックを予め見込んだ形状に金型を補正する方法、プレス部品の形状剛性を上げてスプリングバックによる変形を少なくする方法、板材内部応力分布を何らかの方法で変化させてスプリングバックの駆動力となる曲げモーメントを減少させる方法などが挙げられる⁵⁾。これらの事を体系的に表したものが図 1.2 である。

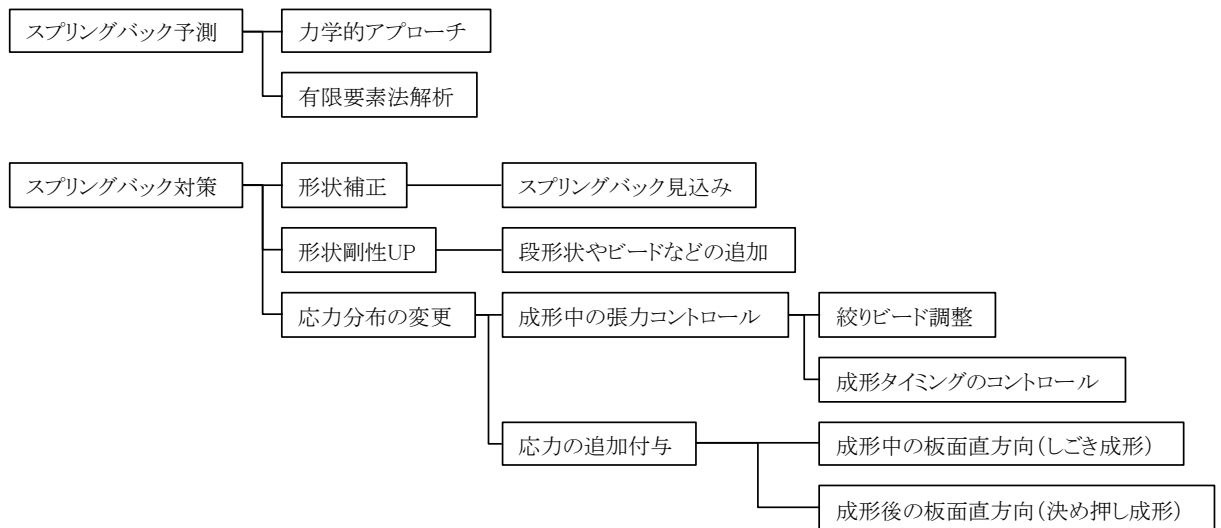


図 1.2 高張力鋼板部品のスプリングバック予測と対策技術の概要

10年ほど前までは、3次元弾塑性 FEM でスプリングバックは精度よく予測できないと言われてきた⁶⁾が、近年になって、板材の変形挙動を表す弾塑性構成式として異方性降伏関数と移動硬化則 (特に吉田-上森モデル) を組み合わせて用いるようになり、予測精度が実用レベルになってきたという報告が相次いでなされている⁷⁻¹²⁾。これは板材が曲げ・曲げ戻し変形を受けた際 (応力の反転が起きる際) の材料のバウシinger 効果がスプリングバックに強く影響し¹³⁻¹⁶⁾、特に高張力鋼板では一般的に強いバウシinger 効果を示す事から、それを正確に表現できる吉田-上森モデルが解析精度向上に寄与した事は明白である。

解析精度の向上に伴いスプリングバック対策にも成形シミュレーションが利用されるようになってきている¹⁷⁻²²⁾。しかし主に形状補正や形状剛性 UP、あるいは成形中の張力コントロールといった金型形状を変える事による効果を検証するものにほとんど限定されている。板材の面直方向に積極的に力を加える事で板厚方向の応力を発生さ

せて内部応力分布を変化させてスプリングバック抑制を狙う「決め押し」等に成形シミュレーションが用いられる事は少ない。V 曲げや U 曲げのような形状が単純なプレス部品においては弾塑性 FEM を用いて決め押し成形がスプリングバックに及ぼす影響を調査した例²²⁻²³⁾はあるが、平面応力を仮定した 2 次元での弾塑性解析で、かつバウシンガー効果も考慮していない。決め押し加工のような板材の面直方向に応力を付与する方法では、必然的に応力の反転が起きる事から、バウシンガー効果は無視できないと考えられる。この点は従来の研究では検討されてこなかった課題である。

そこで本研究では、決め押し加工による応力反転時のバウシンガー効果がスプリングバックに及ぼす影響を調査する事を目的に、3 次元弾塑性有限要素法においてソリッド要素と吉田-上森モデルの組み合わせを使えるようにし、その上で実験結果と比較を行った。更に従来は 2 次元での分析に留まっていた「決め押し」がスプリングバックを抑制するメカニズムの分析を 3 次元で行い、効果的な「決め押し」方法についての提言を行った。本章では研究内容の説明に先立ち、成形シミュレーションの発達の歴史と決め押しに関する従来の研究を展望し、これらの問題点を整理した上で、本研究の目的と概要について説明する。

1.2 従来の研究の展望

1.2.1 成形シミュレーションに関する展望

実用的な板成形シミュレーションについては、1985 年に米国ミシガン大学で開催された板成形の計算機モデリングに関する国際会議^{6,24)}において GM とフォードから 3 次元有限要素法による自動車パネルの成形シミュレーション結果が報告されたのが出発点であると言われている。当時の計算機では、これらの計算に恐ろしく時間がかかり実用には程遠いものであったとされる。その後、オランダのロッテルダムで開催された NUMIFORM' 89 では動的陽解法のプレス成形への適用が始めて報告され²⁵⁾、その後のコンピュータ性能の向上とも相まって、実用的な計算時間で実用的な解析精度でシミュレーションすることが可能になっていった。

ところで、2000 年代前半までは「割れ、しわ予測には使えるが、スプリングバック予測には使えない（計算結果が実機と異なる）」と言われてきた⁶⁾。しかし、現在では「スプリングバックの予測にも使える」という状況になってきており、全体が 1m を超えるような成形部品のスプリングバックの予測精度が $\pm 0.5\text{mm}$ レベルで議論できるようになってきている⁷⁻¹²⁾。図 1.3 は 590MPa 級高張力鋼板部品の自動車部品用金型において、成形シミュレーションの結果に基づき金型形状の補正を行った事例¹⁷⁾を示す。何度かの金型設計変更（「見込み」と呼ばれるスプリングバックに対する金型の寸法補正）を行って成形シミュレーションで確認を繰り返し、最終的に製品中央部を正規形状に対し約 40mm も深くした形状で金型を製作している。金型製作後の 1st トライで取得した成形パネルを 3 次元測定機で計測し製品設計 CAD データと比較した所、全体の 97.8% が CAD データに対し $\pm 1.0\text{mm}$ の公差以内に収まるようになっている。

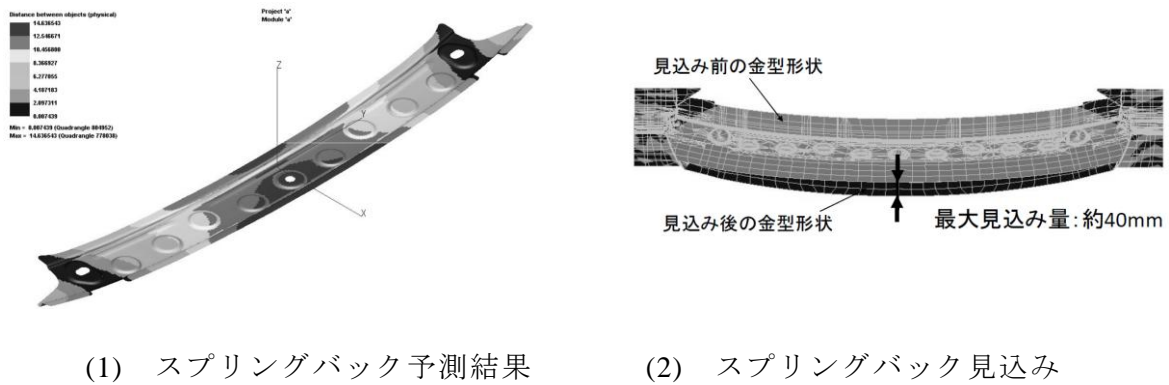


図 1.3 有限要素解析に基づくスプリングバック見込み事例¹⁷⁾

このような進歩に大きく寄与したものとして挙げられるのは、コンピュータ性能の向上に伴い緻密な離散化モデルを採用することができるようになったことと、材料の応力（ひずみ）反転時のバウシinger効果を的確に表すことのできる材料モデル²⁶⁻²⁷⁾の利用がある。従来から、鋼板材料に繰り返し塑性変形を加えると、その応力-ひずみ関係がバージン材の物とは異なってくるというバウシinger効果が知られていた¹⁶⁾。図 1.4 に曲げ曲げ戻し成形によって引張り応力状態から圧縮応力状態に変化した際の応力-ひずみ線図を示す。

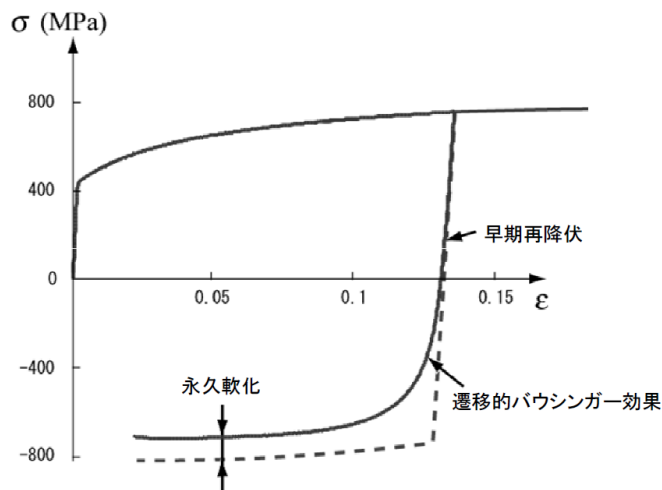


図 1.4 曲げ曲げ戻し成形時（応力反転時）のバウシinger効果

バウシinger効果を考慮しない場合は、応力反転時には図中の点線のように、反転前の応力の符号を逆転させた再降伏応力まで弾性的に変形した後、応力増加側の応力-ひずみ曲線を反転させた曲線に沿って応力が発展すると見なされる。しかし材料試験で引張り-圧縮試験を行うとバウシinger効果による遷移軟化によって図中の実線のように引張り側と反転圧縮側で応力の発展状況は異なってくる。プレス加工時に鋼板材は、曲げられた後に曲げ戻し変形を受けることが多く、更に加工後のスプリングバ

ックでは応力反転が起きることは明白である。従って有限要素解析時にバウシinger効果の考慮は必須であると言える。

このバウシinger効果を考慮するには、材料モデルを等方硬化則から移動硬化則に変更することが有効である²⁸⁻²⁹⁾。特に吉田-上森移動硬化モデル（以下、Y-Uモデルと略記）はバウシinger効果に加え、繰り返し加工硬化の塑性ひずみ依存性も考慮可能であることから、薄鋼板の塑性変形挙動をより正確に表現することができる³⁰⁾。

この特長からY-Uモデルは主要な板成形シミュレーションソフト(PAM-STAMP2G, LS-DYNA)に採用され、その効果が数多く報告されている⁷⁻¹²⁾。図1.5がその一例で、自動車のセンターピラー・インナー(980MPa級高張力鋼板)のスプリングバック予測結果を、実成形パネルを3次元測定機で計測した結果と比較したものである。明らかにバウシinger効果を考慮しない等方硬化則を使って解析した結果より、Y-Uモデルを使って解析した結果の方が実成形パネルと良く一致している事が分かる。

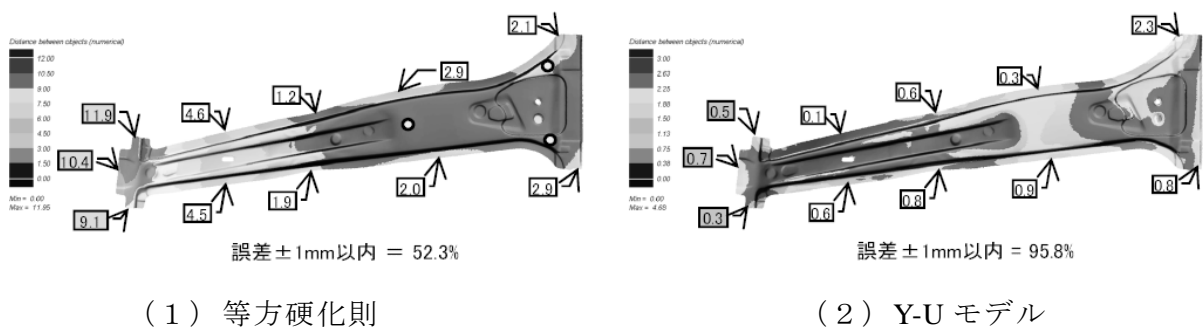


図 1.5 スプリングバック解析結果と実成形パネルとの比較¹⁰⁾

最近では更なるスプリングバック予測精度の向上を狙い、成形時の金型のたわみを考慮する試みも報告されている³¹⁻³³⁾。一般的な成形シミュレーションでは金型を剛体と見なして解析しているが、実成形では成形中の金型のたわみにより板材に作用する面圧分布がシミュレーションとは異なってくるためである。蔦森・吉田³¹⁾は金型のたわみを考慮する事で、スプリングバックの解析精度が向上することを報告している。

また、プレス金型設計製造の現場で良く用いられる「決め押し」「しごき」と呼ばれるスプリングバックを低減させるテクニックをシミュレーション上で再現できるようにする研究も進められている。決め押しやしごきは、プレス成形時に積極的に鋼板面直方向に力を加えることで、鋼板内部応力状態を変化させて板厚方向の応力差を小さくし、スプリングバックの駆動力となる曲げモーメントを低減させる³⁴⁾ものである。しかし従来からの薄鋼板の成形解析は、計算時間の観点から板厚方向の応力成分を考慮しないシェル要素で行われることが主流であるため、決め押しやしごきを再現できなかった。これに替わるものとしてソリッド要素を使う場合もあるが、面直方向の応力を考慮できるシェル要素³⁵⁻³⁶⁾の開発もすすんでいる。

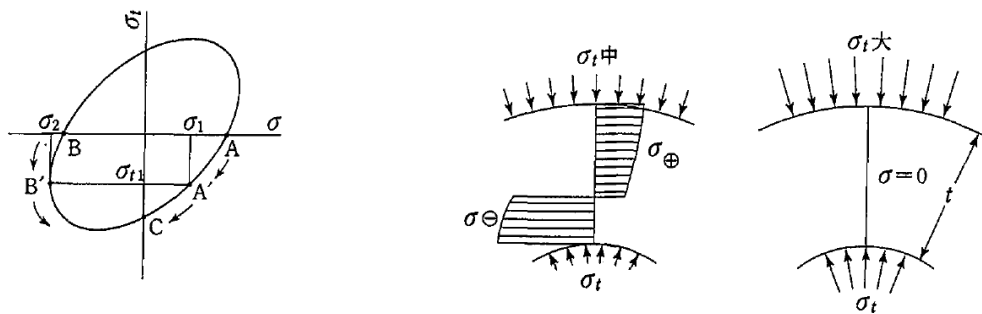
これらの最近の研究開発に於ける問題点は、材料モデルは従来からの等方硬化則を用いている事である。決め押しやしごきは板材の面直方向に積極的に力を加えて応力状態を変化させる手法であることから、応力反転時のバウシinger効果は無視できな

いと考えられる。また、決め押しやしごきでは、強い力が金型にもかかるため金型のたわみも無視できないと考えられるが、この点を考慮した解析がなされていない事も問題点として挙げられる。

1.2.2 3点自由曲げにおける決め押し効果に関する研究の展望

スプリングバックは発生形態によって角度変化，壁そり，ねじれ，稜線そりの4種類に分類される³⁷⁾。またスプリングバック発生原因で分類すると，板厚方向応力差と不均一な面内応力の2つに大別でき，前者は全てのスプリングバック形態の原因となり，後者は主にそりの原因となる。これらの対策は，発生形態ごと，原因ごとに様々な方法が考案されている³⁸⁻⁴⁰⁾。その中でも「決め押し」は古くからプレス金型の設計製作現場で用いられているテクニックである。

ここで，決め押しによって曲げモーメントが減少してスプリングバックも抑制されるメカニズムを，永井による解説²³⁾から引用して説明する。『図1.6(1)は横軸に曲げ応力 σ （曲げの周方向応力），縦軸に鋼板面直方向の応力 σ_t を取った降伏曲面を示したもので，純曲げの場合では曲げ外側の応力状態はA，内側はBとなる。鋼板面直方向に力を加える事で面直方向応力が σ_{t1} へ変化したとすると，引張り側のAはA'に（応力は σ_1 へ減少），圧縮側のBはB'に（応力は僅かに変化して σ_2 へ）状態が変化する。すると板厚方向の応力分布は図1.6(2)の左図のようになり曲げモーメントは減少する。更に面直方向の力を増やして図1.6(1)中のCの状態に達すると， σ_t は降伏応力を超え，曲げ応力 σ は引張り側も圧縮側も(2)の右図のようにゼロになり，曲げモーメントもほぼゼロとなるため，スプリングバックもほとんどなくなる。』



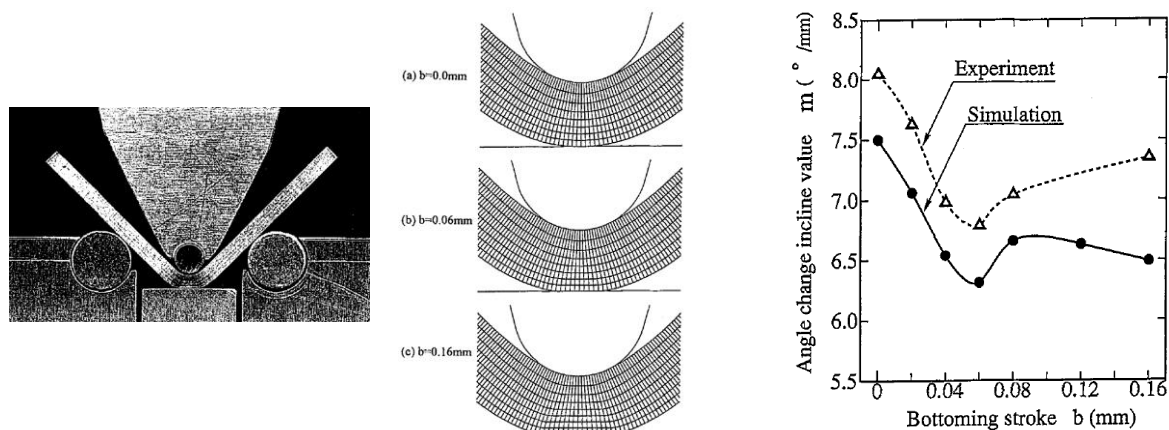
(1) 降伏曲面上での応力の推移

(2) 板厚方向応力の増加に伴う
曲げモーメントの減少

図 1.6 鋼板面直方向への加圧による曲げモーメントの減少²³⁾

小川ら²²⁾は，プレスブレーキで加工される典型的な形態である三点自由曲げ（V 曲げ）において，曲げ部をカウンターパンチにて底突きさせる事で鋼板面直方向に圧縮力を付与する効果を，実験と弾塑性有限要素法解析によって検証している。その結果，板厚方向の圧縮変形を大きくしていくにつれスプリングバック量は減少するものの，一定の底突き量以上では曲げ部の応力分布の変化は小さくなりスプリングバック量も

ほぼ一定になることを指摘している。しかし図 1.7 に示すように、有限要素解析では平面ひずみを仮定し 2 次元で行うとともに、材料モデルも等方硬化則を用いていることもあって、実験結果との相関は見られるものの定量的には差が見られる。



(1) 三点自由曲げ実験 (2) 底突きの有限要素解析 (3) 底突きによる角度変化

図 1.7 三点自由曲げ加工における底突き付加の影響²²⁾

この事例だけでなく、均一断面をした部品の場合、板幅方向に平面応力状態を仮定し 2 次元の応力状態で変形を考えることが多い。しかし一般的にプレス部品は、たとえ一律の断面形状をした物であっても、すべての断面で同じ応力状態であることは考えにくい。例えば V 曲げでは、図 1.8 に示すように曲げ稜線部にそりが発生することは良く知られている⁴⁰⁾。また、決め押しによって板厚方向に強い圧縮力がかかると、必然的に面内方向の応力分布にも影響が及ぶ。平面応力を仮定した解析では、これらの影響を捉えられない。

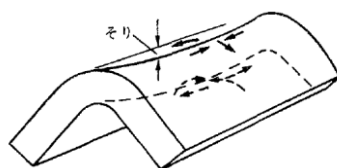


図 1.8 V 曲げ加工で稜線部に発生するそり⁴⁰⁾

従って従来の研究の問題点としては、決め押しの効果を成形シミュレーションで予測された変形状態や応力分布を基に議論しているが、決め押しによる応力反転時のバウシinger 効果の影響について注意が払われていない点、3 次元での変形モード（応力分布）を考慮していない点が挙げられる。

1.2.3 U 曲げ成形における決め押し効果に関する研究の展望

自動車のフレーム部品などで多くみられる U 字型断面部品を単純化したものが U 曲

げ成形である。この部品は背圧パッド付きのフォーム成形で加工される事が多い。この U 曲げ成形における決め押し効果に関する過去の研究は、成形中のパッド背圧や下死点でのパッドの底突きによってスプリングバックが抑制される効果について調査、議論したものが中心である^{34,41)}。そのメカニズムを、図 1.9 を使って解説する²³⁾。U 曲げ途中では①に示すように、背圧パッドは鋼板を完全にはパンチに押しえ付けておらず、②でパッドが底突きしてパンチ底面から材料をフランジ部に流出させる。(この状態から金型から取り出すと②'のようにスプリングバックが発生する。)パンチを押し込んでいくと③のようにパンチ底が僅かに上に凸な形に変形し、これが④の下死点までに押し潰される。この過程でウェーブ面に曲げ曲げ戻し変形による応力変化が起きるため、③'や④'のようにスプリングバックが抑制される。この手法は鋼板面直方向に積極的に圧縮力を付与するものではないため、広義の決め押しとも呼ぶべきものである。

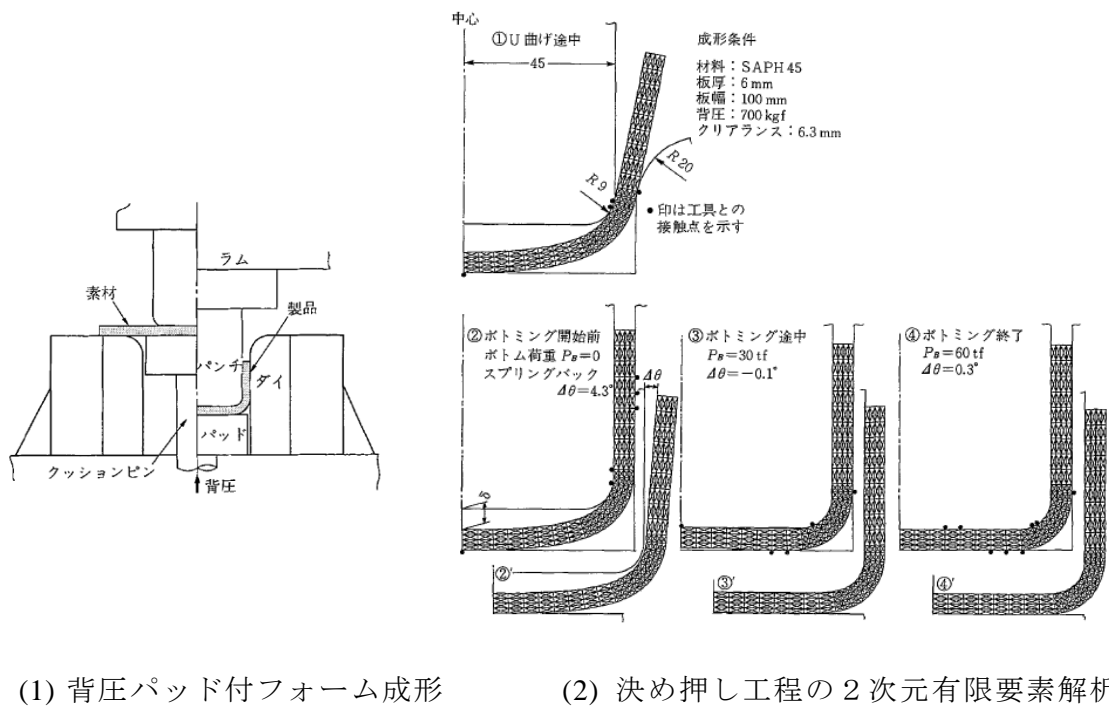
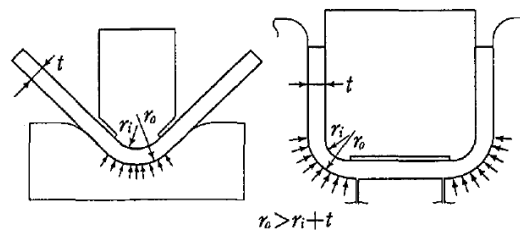


図 1.9 U 字型部品の背圧パッドによる決め押し²³⁾



一方実型では、加工に伴う板厚増減、金型製作誤差、加工中の金型のたわみといった種々の誤差要因があるため、単に金型を加工方向に強く押し込んでもスプリングバックの駆動源となっている部位の鋼板面直方向に力が加わるとは限らない。そこで、図 1.10 のように曲げ R 部の上下型クリアランスを意図的に狭くする事で、鋼板面直方向に積極的に力を加える方法が取られる事が多い。このような、曲げ R 部の板面直方向に力を加えることによって応力変化を引き起こし、曲げモーメントを減少させてスプリングバックを抑制する効果については報告されていない。

また曲げ R 部の型クリアランスを板厚より狭める事は、明らかに金型が弾性的にたわむ事を前提とした設計である。これまでに成形シミュレーションで金型のたわみを考慮する事でスプリングバック予測精度が向上した報告³¹⁻³³⁾があるが、今回のように板面直方向に積極的に力を加える加工において、スプリングバック解析精度に影響の大きい材料モデルと合わせて検討された例は報告されていない。

1.3 本研究の目的と論文の構成

前節までに指摘したように、プレス成形における決め押し効果がスプリングバック抑制に及ぼす影響についての研究に於いて、未解決の問題点は以下のように要約できる。

(1) 決め押しによって応力の反転が起きるにも関わらず、弾塑性 FEM による成形シミュレーションで決め押しによる応力の変化を分析する際に、応力反転時のバウシンガー効果を考慮されていない。しかも、均一断面部品であってもプレス加工による変形は 3 次元的に起きるにも関わらず、決め押し効果を分析する際のシミュレーションは平面応力を仮定した 2 次元解析でなされてきた。

(2) 三点自由曲げにおける決め押しにおいて、現実の加工をより正確に表現すると考えられる、3 次元変形（応力）下でのバウシンガー効果を考慮した成形シミュレーションの結果を用いたスプリングバック抑制メカニズムの分析がなされていない。

(3) U 曲げにおける決め押しにおいて、曲げ R 部のクリアランスを狭めて積極的に板厚方向に力を加える事によるスプリングバック抑制効果について検証がなされていない。また、決め押し加工中に金型がたわむ事を前提とした工法にも関わらず、金型変形の影響について検討がなされていない。

本研究では、これらの問題点を解決する事を目的としている。本論文は 5 章から構成されており、それぞれの章の概要は以下の通りである。

第 1 章は本章（緒論）であり、従来の研究の展望と研究の目的および本論文の構成を述べている。

第 2 章では、3 次元有限要素解析でバウシンガー効果を考慮するため、Y-U モデルをソリッド要素と組み合わせる方法について述べる。ここでは、プレス成形解析に広く用いられている 3 次元動的陽解法 FEM の枠組みに対応するため、材料構成式の時間積分に移動硬化則である Y-U モデルに適応した、新しいリターンマッピングのアルゴリズムを提案している。

第 3 章では、三点自由曲げにおける決め押しにおいて、第 2 章で開発した 3 次元弾

塑性 FEM による成形シミュレーションと実験を用い、バウシinger効果が及ぼす影響について調査した結果について述べる。また、シミュレーション結果に基づいて、決め押し加工によるスプリングバック抑制メカニズムの検証を行い、効果的な決め押し方法についての提案も行う。

第4章では、背圧パッド付き U 曲げ成形において、曲げ R 部のパンチとダイスのクリアランスを狭め板厚方向の力を加えることによるスプリングバック抑制効果について述べる。ここでも第2章で開発した3次元弾塑性 FEM による成形シミュレーションの結果と実験結果を比較する事により、バウシinger効果が及ぼす影響について調査している。それに加え、金型を変形体とした解析を行う事で、決め押し加工における金型たわみが解析結果に及ぼす影響についても調査している。さらにシミュレーション結果の分析により、効果的な決め押し方法の提案も行う。

第5章は本研究で得られた結論をまとめている。

参考文献

1. 杉山隆司：塑性と加工，46-534 (2005)， 552-555.
2. World Auto Steel：FSV (Future Steel Vehicle) Overview Report (2011).
3. 伊藤耿一：塑性と加工，48-555 (2007)， 264-274.
4. 吉田総仁：第 79 回塑性加工講座テキスト，日本塑性加工学会 (2000)， 50-69.
5. 林豊：塑性と加工，46-534 (2005)， 580-584.
6. 牧野内昭武：塑性と加工，40-460 (1999)， 414-423.
7. 麻寧緒・杉友宣彦：塑性と加工，47-540 (2006)， 29-34.
8. 寺田昭仁：Proceedings of PAM Users' Conference in Asia 2009.
9. 酒井明：Proceedings of PAM Users' Conference in Asia 2009.
10. 関信行：Proceedings of PAM Users' Conference in Asia 2009.
11. 小川孝行：プレス技術，47-13 (2009)， 56-60.
12. 近藤祐樹：プロセッシング計算力学分科会第 32 回セミナーテキスト (2011).
13. 吉田総仁，岡田達夫，日野隆太郎，上森武：第 51 回塑性加工連合講演会論文集 (2000)， 243-244.
14. 岩田徳利，蔦森秀夫，鈴木直守，金子光司，加藤亨，松居正夫，後藤学：第 51 回塑性加工連合講演会論文集 (2000)， 337-338.
15. 桑原利彦，森田佳之，宮下洋介，高橋進：塑性と加工，36-414 (1995)， 768-774.
16. 上森武・岡田達夫・吉田総仁：塑性と加工，43-498 (2002)， 639-643.
17. 鈴木修一：Proceedings of PAM Users' Conference in Asia 2008.
18. 吉田亨，磯貝栄志，橋本浩二，片山知久，栗山幸久：塑性と加工，46-534 (2005)， 656-660.
19. 小川秀夫・重石健登・小山純一：塑性と加工，47-541 (2006)， 144-148.
20. 笹原孝利：塑性と加工，46-534 (2005)， 607-611.
21. 安部重毅・日野隆太郎・吉田総仁：塑性と加工，48-562 (2007)， 1022-1026.
22. 小川秀夫・後藤拓真・牧野内昭武：塑性と加工，39-445 (1998)， 121-125.
23. 永井康友：塑性と加工，38-442 (1997)， 69-74.
24. Wang, N. M. & Tang, S. C. (eds.): Computer Modeling of Sheet Metal Forming Process (1985), The Metallurgical Society, Inc.
25. Honecker, A. & Mattiason, K.: Proc. NUMIFORM'89 (1989) , 457.
26. Yoshida, F. & Uemori, T.: Int. J. Plasticity, 18 (2002), 1687-1702.
27. Yoshida, F. & Uemori, T.: Int. J. Mech. Sci., 45 (2005), 661-686.
28. Eggertsen, P. A., Mattiasson, K. : Int. J. of Mech. Sci., 52 (2010), 804-812.
29. Ghaei, A. & Green, D. E. : Computational Material Science, 48 (2010), 195-205.
30. Yoshida, F. & Uemori, T. : Int. J. of Mech. Sci., 45 (2003), 1687 – 1702.
31. 蔦森秀夫・吉田総仁：塑性と加工，46-532 (2005)， 1961-1964.
32. 高村正人・大浦賢一・須長秀行・桑原利彦・牧野内昭武・Teodosiu, C：塑性と加工，47-540 (2006)。 64-68.
33. Roll, K. : Proceedings of the 7th International Conference NUMISHEET (2008) , 3-11.

34. 永井康友：塑性と加工，29-324 (1988)，69-74.
35. 風間宏一・伊藤耿一・陸宏・永井康友：塑性と加工，45-525 (2004)，832-836.
36. 大川修一・風間宏一：平 23 塑性加工春期講演会講演論文集，(2011)，255-256.
37. 薄鋼板成形技術研究会（著）：プレス技術，23-15 (1985)，17，日刊工業新聞社.
38. 松村卓也・北尾光教：塑性と加工，46-534 (2005)，56.
39. 山野隆行・岩谷二郎：第 53 回塑性加工連合講演会論文集，(2002)，249-250.
40. 薄鋼板成形技術研究会（編）：プレス成形難易ハンドブック第 3 版，(2007)，日刊工業新聞社.
41. 岩谷二郎・田中福輝・白沢秀則・宮原征行：塑性と加工，35-404 (1994)，1122-1127.

第2章 3次元 FEM コードへの吉田-上森モデルの組み込み

2.1 緒言

プレス加工は言うまでもなく鋼板の弾塑性変形を利用したものである。この弾塑性挙動は、鋼板材が初めて降伏する条件を表す初期降伏関数と、その後の塑性変形の進展を表す後続降伏関数によって記述される。鋼板材が降伏した後に塑性変形（加工硬化）が進行するにつれ、初期降伏条件で規定される降伏曲面が拡大し、塑性変形が継続しているときは、応力点は常にその時点の後続降伏曲面状に存在するとされる。この降伏曲面の拡大を記述する方法として、降伏曲面が中心位置および形状を変えず等方的に拡大する等方硬化モデル（Isotropic Hardening Model）が一般的に用いられている。しかし、この等方硬化則を用いて単軸の引張圧縮試験の応力-ひずみ線図を算出し、実験により得られた応力-ひずみ線図と比較すると図 2.1 のように明確な違いが表れる¹⁾。実験では反転圧縮時の応力-ひずみ関係が、引張り時の物とは異なってきており、いわゆるバウシンガー効果が発現したものとと言える。

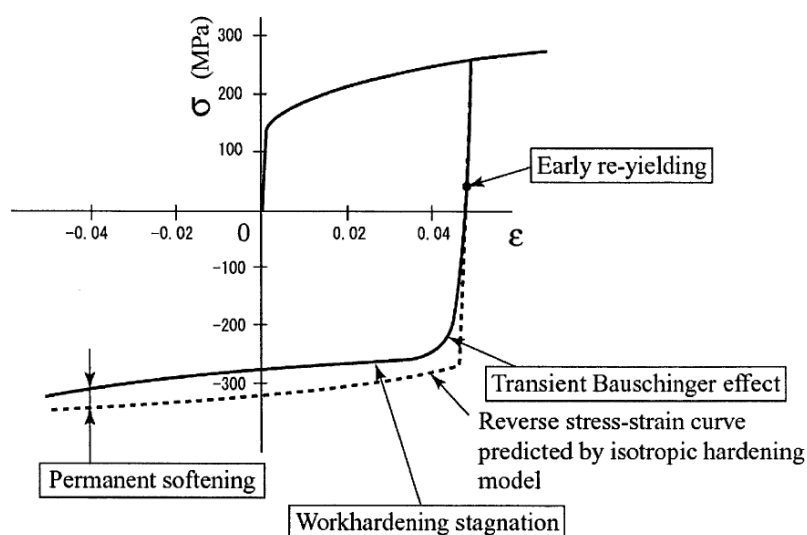


図 2.1 等方硬化則により求められた応力-ひずみ線図と材料試験データとの違い

バウシンガー効果は、降伏曲面の加工硬化を等方硬化でなく、降伏曲面が形状と大きさを変えずに中心が移動する移動硬化モデル（Kinematic Hardening Model）にする事で表現できる¹⁾。そこで吉田らは移動硬化則を発展させ、薄鋼板がプレス成形によって繰り返し引張り圧縮変形を受けた時の応力-ひずみ関係をより正確に表現する吉田-上森モデル（Y-U モデル）²⁻⁵⁾を提案している。

この Y-U モデル自体は 3次元の応力空間で記述されているが、それを組み込むプレス成形用 FEM では、計算時間を実用レベルに収めるため Mindlin-Reissner の理論に基づいた SHELL 要素を用いる⁶⁾のが一般的である。この要素では板厚方向応力 σ_{zz} を考慮しないので、板厚方向に応力を付加する決め押しを扱う事ができない⁷⁾。必然

的に Y-U モデルも 2次元の平面応力を仮定した物として組み込まれているため、決め押し加工中のバウシinger効果について考慮する事ができなかった。

そこで本研究では3次元の応力を取り扱えるソリッド要素に Y-U モデルを組み込み、決め押しを3次元応力で解析して Y-U モデル（バウシinger効果）が決め押しに及ぼす効果について検証を行う事にした。そこで本章では、Y-U モデルを3次元有限要素法のソリッド要素に組み込むための新たな手法の提案と、プレス成形解析用3次元有限要素法ソフトウェアにユーザーサブルーティンを紹介して Y-U モデルを組み込む方法について説明する。

2.2 Y-U モデルの概要

Y-U モデルは移動硬化則の1種であり、その移動硬化の枠組みは2曲面モデルと呼ばれ、降伏曲面が限界曲面の中を移動する形で記述される。図 2.2 に、その2曲面モデルの概念図を示す。

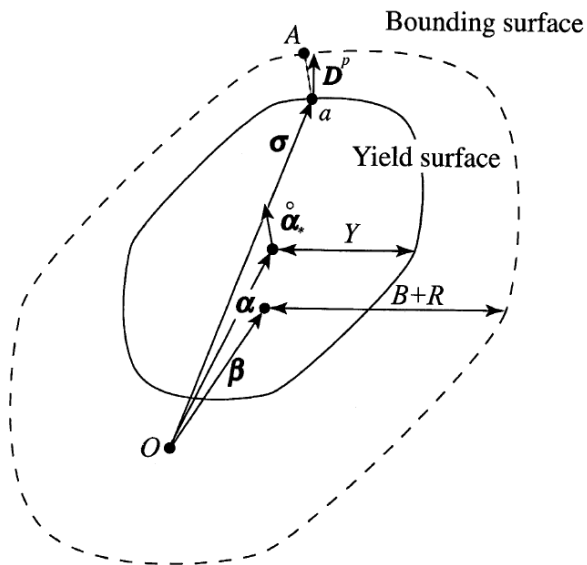


図 2.2 Y-U モデルの2曲面モデル概念図

Y-U モデルにおいて、初期降伏関数 f_0 は次の式で表わされる。

$$f_0 = \varphi(\sigma) - Y = 0 \quad (4-1)$$

ここで φ は任意の降伏関数、 Y は降伏応力（弾性限界の応力であり、0.2%ひずみで規定される一般の降伏応力とは異なる）である。

後続降伏関数 f と関連流動則（塑性ひずみ増分ベクトルの降伏曲面 f に対する垂直性を表す式）は次の式で表わされる。

$$f = \varphi(\sigma - \alpha) - Y = 0 \quad (4-2)$$

$$D^p = \frac{\partial f}{\partial \sigma} \dot{\lambda} \quad (4-3)$$

ここで、 α は背応力を表し、 λ は正のスカラー値である。

限界曲面は次の式で表わされる。

$$f = \phi(\sigma - \beta) - (B + R) = 0 \quad (4-4)$$

ここで β は限界曲面の中心を示し、 B と R は限界曲面の大きさの初期値と等方硬化を示す。

限界曲面に対する降伏曲面の相対移動は次の式で表わされる。

$$\alpha^* = \alpha - \beta \quad (4-5)$$

次に α^* の発展式は次のようになる。

$$\dot{\alpha}^* = C \left[\left(\frac{a}{Y} \right) \{ \sigma - \alpha \} - \sqrt{\left(\frac{a}{\alpha^*} \right) \alpha^*} \right] \dot{\varepsilon} \quad (4-6)$$

ここで、

$$\dot{\varepsilon} = \sqrt{\frac{2}{3} \mathbf{D}^p : \mathbf{D}^p}, \quad \bar{\alpha}^* = \sqrt{\frac{2}{3} \alpha^* : \alpha^*}, \quad a = B + R, \quad Y = a_0 + R \quad (4-7)$$

であり、 $\dot{\varepsilon}$ は相当塑性ひずみ速度である。 C は移動硬化の速度をコントロールする材料パラメータで、初期降伏領域では $C = C1$ 、後続降伏領域では $C = C2$ と2つの値をとる事ができる。

限界曲面の発展則は等方硬化で記述される。

$$R = m(R_{sat} - R) \dot{\varepsilon} \quad (4-8)$$

ここで R_{sat} は等方硬化応力 R の最大値であり、 m は等方硬化速度をコントロールするパラメータである。

限界曲面の移動硬化は次式で表わされる。

$$\dot{\beta}' = m \left(\frac{2}{3} b_{sat} \mathbf{D}^p - \beta' \dot{\varepsilon} \right) \quad (4-9)$$

ここで β' と $\dot{\beta}'$ は β の偏差成分とその速度であり、 b_{sat} は材料パラメータである。引張り圧縮の繰り返し変形において、しばしば応力反転後の再降伏後に加工硬化が一時休止する現象が見られる事がある。Y-Uモデルにおいては、限界曲面の等方硬化を応力反転後に一時休止させる非等方硬化領域を設定することで表現する。この非等方硬化領域を表わす曲面は次式で表わされる。

$$g_\sigma(\sigma', q', r) = \frac{3}{2} (\sigma' - q') : (\sigma' - q') - r^2 = 0 \quad (4-10)$$

ここで、 q' と r は偏差応力空間での非硬化領域の中心と、その半径である。限界曲面の中心 β' は曲面 g_σ の内側か、その曲面上にのみ存在する。限界曲面の等方硬化は、その中心が曲面 g_σ 上にあるときにのみ起きる。

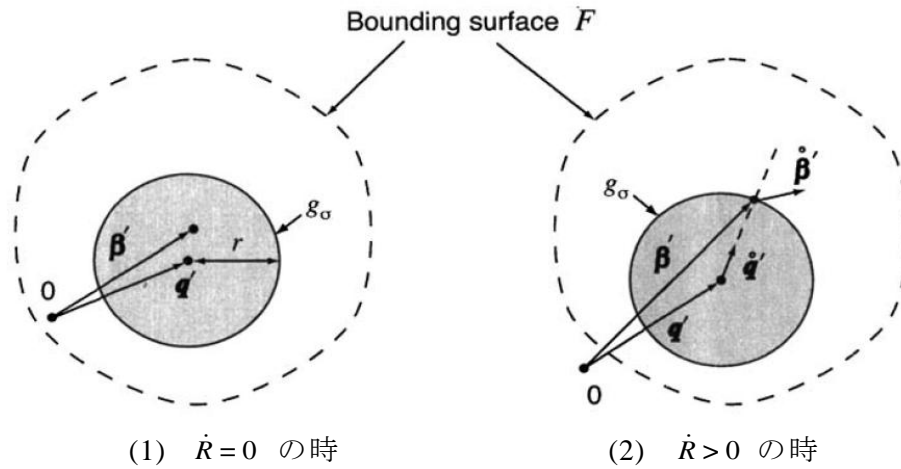


図 2.3 非等方硬化領域 g_σ と限界曲面中心 β' の関係によって決まる
限界曲面の発展と休止

Y-U モデルでは初期の降伏曲面の大きさは加工硬化後もそのまま保たれる。しかし、塑性変形後に応力反転した場合、反転後まもなく再降伏が始まり、さらにバウシニング効果によって、応力-ひずみ関係は線形関係ではなくなっている。この現象を表現するため、ヤング率の予ひずみ依存性を導入する。

$$E_{av} = E_0 - (E_0 - E_a)[1 - \exp(-\xi \bar{\epsilon}_p)] \quad (4-11)$$

ここで、 $\bar{\epsilon}_p$ は塑性予ひずみであり、 E_0 と E_a はバージン材のヤング率と充分大きな塑性ひずみが与えられた後のヤング率であり、 ξ はヤング率の変化の度合いを表す材料パラメータである。

2.2 ユーザーサブルーティンを使った Y-U モデルの組み込み方法

プレス成形解析には、市販の専用ソフトが産業界で広く利用されていることから、本研究でも市販の PAM-STAMP2G を用いることにした。しかし市販バージョンでは、Y-U モデルはシェル要素との組み合わせでしか動作しない⁶⁾。そこで、Y-U モデルを PAM-STAMP2G ヘユーザーサブルーティン機能を用いて組み込みを行うことにした。プレス成形は典型的な大変形非線形問題であるため、それに適応する解法として動的陽解法が採用されている。Y-U モデルの組み込みにおいても、その枠組みに適応しなければならない。動的陽解法では、微小時間増分ステップ毎に変位増分とひずみ増分を求める。得られたひずみ増分に材料構成式 (Y-U モデル) を用いる事で応力増分を算出する必要がある。応力増分の算出にあたっては、移動硬化則である Y-U モデルに適した新しいリターンマッピング法を開発した。その枠組みを以下に示す。

① 前提条件として、Mises の降伏条件およびその連合流れ則を用いる。

ここで式の簡素化のため、図 2.4 に示すように

$$\tilde{S}_{ij} = S_{ij} - \alpha_{ij} \quad (4-12)$$

と置く。なお、 S_{ij} は偏差応力、 α_{ij} は偏差背応力である。

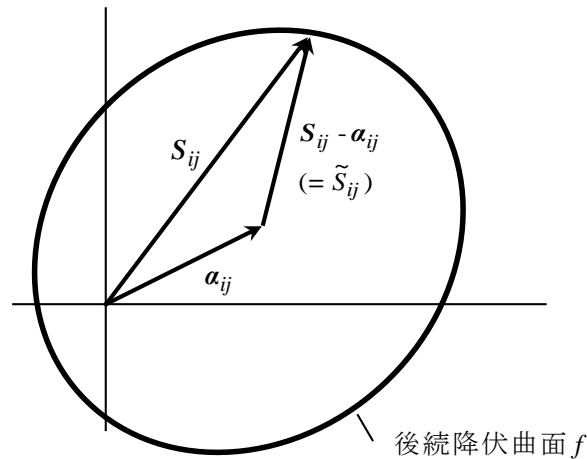


図 2.4 偏差応力空間に描かれた降伏曲面の移動硬化

すると降伏関数は次の式で表される。

$$f = \frac{1}{2} \tilde{S}_{ij} \tilde{S}_{ij} - \frac{1}{3} Y^2 = 0 \quad (4-13)$$

ここで、 Y は降伏応力である。

動的陽解法の枠組みでは時刻 t における偏差応力 ${}^t S_{ij}$ と、全ひずみ増分 $\Delta \epsilon_{ij}$ は既知である。

② 次に、時刻 $t + \Delta t$ における応力を考える。

式(4-12)を時刻 t における ${}^t S_{ij}$ とバックストレス ${}^t \alpha_{ij}$ に対するそれぞれの増分 ΔS_{ij} と $\Delta \alpha_{ij}$ を用いて表現すると次式のようなになる。

$${}^{t+\Delta t} \tilde{S}_{ij} = ({}^t S_{ij} - {}^t \alpha_{ij}) + (\Delta S_{ij} - \Delta \alpha_{ij}) \quad (4-14)$$

偏差ひずみ増分 $\Delta \epsilon'_{ij}$ は以下の式で表わされる。

$$\Delta \epsilon'_{ij} = \Delta \epsilon_{ij} - \frac{1}{3} \delta_{ij} \Delta \epsilon_m \quad (4-15)$$

ここで、 $\Delta\varepsilon_m$ は平均ひずみ、 δ_{ij} はクロネッカーデルタである。

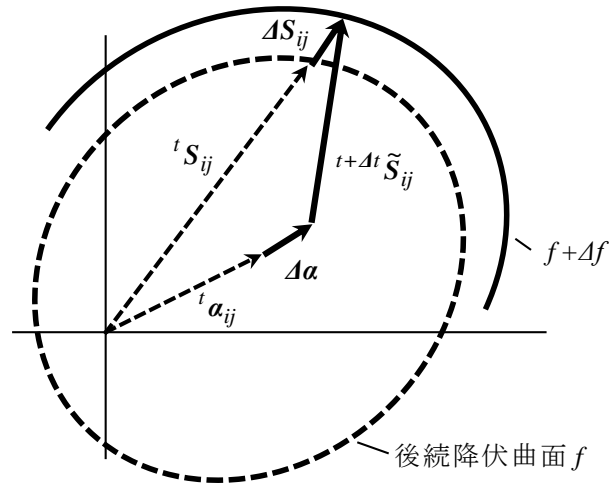


図 2.5 時刻 $t \rightarrow t+\Delta t$ における応力増分

Mises の降伏条件とその連合流れ則の場合、塑性ひずみは等方成分を持たないから、等方成分に関する式は弾性のままで良い⁸⁾。したがって ΔS_{ij} は次のように表すことができる。

$$\Delta S_{ij} = 2G\{\Delta\varepsilon'_{ij} - \Delta\varepsilon^p_{ij}\} \quad (4-16)$$

式(4-16)を(4-14)に代入する事で次式を得る。

$${}^{t+\Delta t}\tilde{S}_{ij} = {}^t\tilde{S}_{ij} + 2G\{\Delta\varepsilon'_{ij} - \Delta\varepsilon^p_{ij}\} - \Delta\alpha_{ij} \quad (4-17)$$

③ 次に、塑性ひずみ増分 $\Delta\varepsilon^p_{ij}$ について考える。

相当塑性ひずみ増分は、以下の式で定義される。

$$\Delta\bar{\varepsilon}^2 = \frac{2}{3}\Delta\varepsilon^p_{ij}\Delta\varepsilon^p_{ij} \quad (4-18)$$

一方、Mises 降伏関数の関連流動則は以下の式で表される。

$$\Delta\varepsilon^p_{ij} = \frac{\partial f}{\partial S_{ij}}\Delta\lambda \quad (4-19)$$

ここで $\Delta\lambda$ は正のスカラー値である。式(4-19)を(4-18)に代入すると

$$\Delta\bar{\varepsilon}^2 = \frac{2}{3} \frac{\partial f}{\partial S_{ij}} \frac{\partial f}{\partial S_{ij}} \Delta\lambda^2 \quad (4-20)$$

が得られる。これに式(4-13)を当てはめると

$$\Delta\bar{\varepsilon}^2 = \frac{2}{3} \tilde{S}_{ij} \tilde{S}_{ij} \Delta\lambda^2 = \frac{4}{9} Y^2 \Delta\lambda^2 \quad (4-21)$$

となる。これより次式が得られる。

$$\Delta\lambda = \frac{3}{2} \frac{\Delta\bar{\varepsilon}}{Y} \quad (4-22)$$

次に式(4-22)を式(4-19)に当てはめることにより次式を得る。

$$\Delta\varepsilon_{ij}^p = \frac{3}{2} \frac{S_{ij}}{Y} \Delta\bar{\varepsilon} \quad (4-23)$$

ここで、塑性ひずみ増分 $\Delta\varepsilon_{ij}^p$ の方向 ${}^t n_{ij}^p$ は図 2.6 に示すように、降伏曲面 f に対する垂直方向ベクトルとなる事から、

$${}^t n_{ij}^p = \sqrt{\frac{3}{2}} \frac{{}^t \tilde{S}_{ij}}{Y} \quad (4-24)$$

となる。これを式(4-23)に適用すると次式を得る。

$$\Delta\varepsilon_{ij}^p = \sqrt{\frac{3}{2}} {}^t n_{ij} \Delta\bar{\varepsilon} \quad (4-25)$$

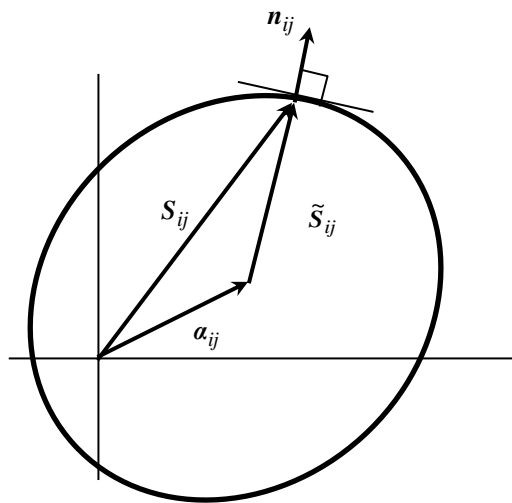


図 2.6 塑性ひずみ増分の方向ベクトル

④ 次に $\Delta\alpha_{ij}$ について考える.

降伏曲面の限界曲面に対する相対移動 $\Delta\alpha_{ij}^*$ と限界曲面の移動硬化 $\Delta\beta_{ij}$ を用い, $\Delta\alpha_{ij}$ を表すと次式のようになる.

$$\Delta\alpha_{ij} = \Delta\alpha_{ij}^* + \Delta\beta_{ij} \quad (4-26)$$

Y-U モデルの定義より, 式(4-6)を偏差応力で記述すると以下のようになる.

$$\Delta\alpha_{ij}^* = \sqrt{\frac{2}{3}}Ca \left\{ 1 - \sqrt{\frac{\alpha^*}{a}} {}^t n_{ij}^* {}^t n_{ij}^p \right\} {}^t n_{ij}^p \Delta\bar{\varepsilon} \quad (4-27)$$

ここで, ${}^t n_{ij}^*$ は ${}^t \alpha^*$ の方向を示す単位ベクトルであり, 以下の式で表わされる.

$${}^t n_{ij}^* = \frac{{}^t \alpha_{ij}^*}{\sqrt{{}^t \alpha_{ij}^* {}^t \alpha_{ij}^*}} = \sqrt{\frac{2}{3}} \frac{{}^t \alpha_{ij}^*}{\alpha^*} \quad (4-28)$$

式(4-27)に式(4-24)と(4-28)を代入し整理すると次の式が得られる.

$$\Delta\alpha_{ij}^* = C \left\{ \frac{a}{Y} - \frac{3}{2} \sqrt{\frac{a}{\alpha^*}} \frac{{}^t \alpha_{ij}^* {}^t \tilde{\mathcal{S}}_{ij}}{Y^2} \right\} {}^t \tilde{\mathcal{S}}_{ij} \Delta\bar{\varepsilon} \quad (4-29)$$

次に Y-U モデルの定義式(4-9)を偏差応力で記述すると次式になる.

$$\Delta\beta_{ij} = m \left\{ \frac{2}{3} b \Delta\varepsilon_{ij}^p - {}^t \beta_{ij} \right\} \Delta\bar{\varepsilon} \quad (4-30)$$

これに式(4-23)を代入する事で次式を得る.

$$\Delta\beta_{ij} = m \left\{ \frac{b}{Y} {}^t \tilde{\mathcal{S}}_{ij} - {}^t \beta_{ij} \right\} \Delta\bar{\varepsilon} \quad (4-31)$$

式(4-26)に式(4-29)と(4-31)を代入し整理すると次式を得る.

$$\Delta\alpha_{ij} = {}^t A_{ij} \Delta\bar{\varepsilon} \quad (4-32)$$

ここで,

$${}^t A_{ij} = C \left\{ \frac{a}{Y} - \frac{3}{2} \sqrt{\frac{a}{\alpha^*}} \frac{{}^t \alpha_{ij}^* {}^t \tilde{\mathcal{S}}_{ij}}{Y^2} \right\} {}^t \tilde{\mathcal{S}}_{ij} + m \left\{ \frac{b}{Y} {}^t \tilde{\mathcal{S}}_{ij} - {}^t \beta_{ij} \right\} \quad (4-33)$$

⑤ 次に ${}^{t+\Delta t} \tilde{\mathcal{S}}_{ij}$ と ${}^t \tilde{\mathcal{S}}_{ij}$ の関係を考える.

式(4-25)と(4-32)を用いて式(4-17)を表現すると,

$${}^{t+\Delta t} \tilde{\mathcal{S}}_{ij} = {}^t \tilde{\mathcal{S}}_{ij} + 2G \Delta\varepsilon'_{ij} - \{ 2G {}^t n_{ij} + {}^t A_{ij} \} \Delta\bar{\varepsilon} \quad (4-34)$$

となる. ここで式の簡素化のために次のように置く.

$${}^{try} \tilde{\mathcal{S}}_{ij} = {}^t \tilde{\mathcal{S}}_{ij} + 2G \Delta\varepsilon'_{ij} \quad (4-35)$$

$${}^t\theta_{ij} = 2G {}^t n_{ij} + {}^t A_{ij} \quad (4-36)$$

すると式(4-34)は次のように表される.

$${}^{t+\Delta t}\tilde{S}_{ij} = {}^{try}S_{ij} - {}^t\theta_{ij}\Delta\bar{\varepsilon} \quad (4-37)$$

時刻 $t + \Delta t$ においても降伏条件を満たす必要があるので,

$$f = \frac{3}{2} {}^{t+\Delta t}\tilde{S}_{ij} {}^{t+\Delta t}\tilde{S}_{ij} - Y^2 = 0 \quad (4-38)$$

式(4-38)を, 式(4-35), (4-36)を用いて表すと次式が得られる.

$$\frac{3}{2} \{ {}^{try}S_{ij} - \theta_{ij}\Delta\bar{\varepsilon} \} \{ {}^{try}S_{ij} - \theta_{ij}\Delta\bar{\varepsilon} \} - Y^2 = 0 \quad (4-39)$$

式(4-39)は $\Delta\bar{\varepsilon}$ の2次方程式であり,これを解く事により $\Delta\bar{\varepsilon}$ を求める事ができる.なお,時間増分 Δt が充分小さな値であることから,2次方程式の解のうち小さいほうの正の値を $\Delta\bar{\varepsilon}$ とし,解を持たない場合は $\Delta\bar{\varepsilon} = 0$ とする.

なお,上述の枠組みは初期降伏後の弾塑性変形範囲に適用するもので,初期降伏以前の弾性変形範囲では通常の弾性計算で与えられたひずみに対応する応力を計算すれば良い.

この方法は,式(4-37)の形から見て明らかなように,弾性的に予測した応力を降伏円まで引き戻すリターンマッピング⁸⁾(図2.7にその概念図を示す)の一種である.

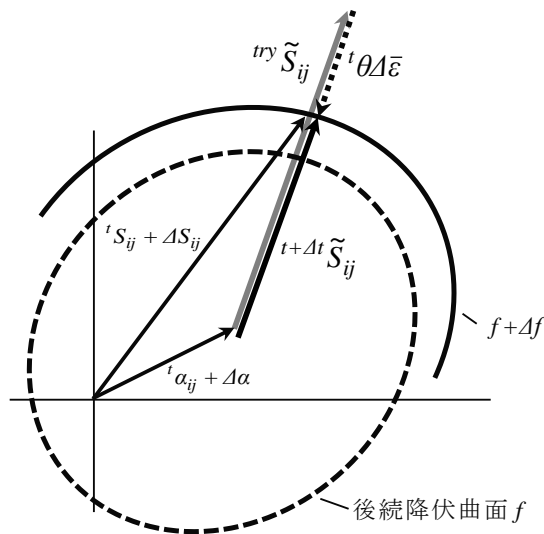


図 2.7 リターンマッピングの概念図

2.3 Y-U モデルの計算フロー

PAM-STAMP2G ではユーザーサブルーティン用の材料モデルが予め複数用意されており、今回はソリッド要素用の MAT82 を用いた。サブルーチンの構成は、

- ① 材料パラメータ等のインプットデータの読み込み (USRMAT82_INP),
- ② ユーザーサブルーティン使用変数の宣言 (USERMAT82_PRN),
- ③ 材料パラメータのチェックと各種変数の初期化 (USRMAT82_INI),
- ④ マススケーリング用変数の設定 (USERMAT82_CXX),
- ⑤ 材料モデルによる求解 (USRMAT82_SLV),
- ⑥ 履歴情報の出力 (USRMAT82_OUT)

から成る。前項に記載の Y-U モデルの枠組みは⑤のルーチンに組み込まれることになる。そこで本稿では⑤のルーチンのフローのみ記載する。

【計算フロー】

I. 材料パラメータの読み込み

せん断弾性係数： G ， ポアソン比： ν
Y-U モデルパラメータ： $a, b, R_{sat}, H_{nih}, R_{nih0}, m, Y, C1, C2$
ヤング率の塑性ひずみ依存性のパラメータ： $Xi, YOUNGA$
C1 から C2 へ切換えるひずみの大きさ： ε_{pref}

II. 状態変数の宣言

偏差ひずみ速度成分： $\bar{\varepsilon}_p$ ， 塑性ひずみ増分： $\Delta\varepsilon$
偏差応力成分： S_{ij} ， 偏差背応力： α_{ij}
限界曲面の中心： β_{ij} ， 非等方硬化領域の中心： q_{ij}
(限界曲面の大きさ) - (降伏曲面の大きさ)： a
非等方硬化領域の大きさ： r_{min}

III. 塑性ひずみの大きさに基づき C 値の決定

初期降伏の時 (${}^t\bar{\varepsilon}_p > \varepsilon_{pref}$) : CXX0 = CXX1
後続降伏の時 (上記以外) : CXX0 = CXX2

IV. ヤング率の予ひずみ依存性の計算

① 予ひずみがゼロでない時 (${}^t\bar{\varepsilon}_p > 0.0$)

$$E_0 = 2G_{init}(1 - \nu)$$

$$E = E_0 - (E_0 - E_a) \left(1.0 - \text{EXP}(-\xi \varepsilon_p) \right)$$

$$G = E/2(1 - \nu)$$

② 予ひずみがゼロの時 (${}^t\bar{\varepsilon}_p = 0.0$)

$$G = G_{init}$$

V. 旧応力（時刻 $t = t$ における応力）を旧配置（ $t = t$ ）から現配置（ $t = t + \Delta t$ ）へ変換（ここで、 ${}_{old}^t \mathbf{S}$ ：旧応力、 $\boldsymbol{\omega}$ ：スピントレンソル）

$${}^t S_{ij} = {}_{old}^t S_{ij} - \omega_{im} {}_{old}^t S_{mj} + {}_{old}^t S_{im} \omega_{mj}$$

$${}^t \alpha_{ij} = {}_{old}^t \alpha_{ij} - \omega_{im} {}_{old}^t \alpha_{mj} + {}_{old}^t \alpha_{im} \omega_{mj}$$

$${}^t \beta_{ij} = {}_{old}^t \beta_{ij} - \omega_{im} {}_{old}^t \beta_{mj} + {}_{old}^t \beta_{im} \omega_{mj}$$

$${}^t q_{ij} = {}_{old}^t q_{ij} - \omega_{im} {}_{old}^t q_{mj} + {}_{old}^t q_{im} \omega_{mj}$$

VI. 応力のアップデート

1. 時刻 t で弾性変形（ ${}^t \bar{\varepsilon}_p = 0.0$ ）だった場合

i. Trial Stress の計算

$$\Delta S_{ij} = 2G \Delta \varepsilon'_{ij}$$

$${}^{try} S_{ij} = {}^t S_{ij} + \Delta S_{ij}$$

$$SVM = \sqrt{\frac{3}{2} {}^{try} S_{ij} {}^{try} S_{ij}}$$

ii. Trial Stress が降伏応力より大きい場合（ $SVM > Y$ の時）

$$IFLAGEP = 1$$

$$SCALE = Y / SVM$$

$${}^t S_{ij} = SCALE {}^{try} S_{ij}$$

$${}^t \alpha_{ij} = {}^t \beta_{ij} = {}^t q_{ij} = 0.0$$

$${}^t r_{ih} = r_{ih} 0$$

iii. Trial Stress が降伏応力より小さい場合（ $SVM \leq Y$ の時）

$$IFLAGEP = 0$$

$${}^{t+\Delta t} \bar{\varepsilon}_p = 0$$

$${}^t \alpha_{ij} = {}^t \beta_{ij} = {}^t q_{ij} = 0.0$$

$${}^t r_{ih} = r_{ih} 0$$

$${}^t S_{ij} = {}^{try} S_{ij}$$

2. 時刻 t が塑性変形の場合、あるいは Trial Stress が降伏応力より大きい場合

(${}^t\bar{\varepsilon}_p \neq 0.0$ または $IFLAGEP = 1$ の時)

i. $\Delta\bar{\varepsilon}$ を時刻 t の状態変数 ${}^t\alpha_{ij}$ と ${}^t\beta_{ij}$ を用いて求める

$${}^t\alpha_{ij}^* = {}^t\alpha_{ij} {}^t\beta_{ij}$$

$${}^t\tilde{S}_{ij} = {}^tS_{ij} {}^t\alpha_{ij}$$

$$\bar{\alpha}^* = \sqrt{\frac{3}{2} {}^t\alpha_{ij}^* {}^t\alpha_{ij}^*}$$

$${}^tA = c \left\{ \frac{{}^tX_{SAT}}{Y} - \frac{3}{2} \sqrt{\frac{{}^tX_{SAT}}{\bar{\alpha}^*}} \frac{{}^t\alpha_{ij}^* {}^t\tilde{S}_{ij}}{Y^2} \right\} {}^t\tilde{S}_{ij} + m \left\{ \frac{b}{Y} {}^t\tilde{S}_{ij} - {}^t\beta_{ij} \right\}$$

[降伏曲面に対する法線ベクトルの計算]

$${}^tn_{ij} = \sqrt{\frac{3}{2}} \frac{{}^t\tilde{S}_{ij}}{Y}$$

[応力増分の修正用マトリクス]

$${}^t\theta_{ij} = 2G {}^tn_{ij} + {}^tA_{ij}$$

[ひずみ増分 $\Delta\varepsilon_{ij}$ を偏差ひずみ増分 $\Delta\varepsilon'_{ij}$ へ変換]

$$\Delta\varepsilon'_{ij} = \Delta\varepsilon_{ij} - \frac{1}{3} \delta_{ij} \Delta\varepsilon_m$$

[トライアル・ストレスの計算]

$${}^{ny}\tilde{S}_{ij} = {}^t\tilde{S}_{ij} + 2G\Delta\varepsilon'_{ij}$$

[$\Delta\bar{\varepsilon}$ の計算]

$$C = \frac{3}{2} {}^{ny}\tilde{S}_{ij} {}^{ny}\tilde{S}_{ij} - Y^2$$

$$B = \frac{3}{2} {}^{ny}\tilde{S}_{ij} {}^t\theta_{ij}$$

$$A = \frac{3}{2} {}^t\theta_{ij} {}^t\theta_{ij}$$

$$\Delta\bar{\varepsilon} = \frac{-B \pm \sqrt{B^2 - A \cdot C}}{A}$$

ii. 状態変数のアップデート 1

[塑性ひずみ増分]

$$\Delta \varepsilon_{ij}^p = \Delta \bar{\varepsilon}^t n_{ij}$$

[相当塑性ひずみ]

$${}^{t+\Delta t} \bar{\varepsilon}^p = {}^t \bar{\varepsilon}^p + \Delta \bar{\varepsilon}$$

[応力増分]

$$\Delta S_{ij} = 2G \left\{ \Delta \varepsilon'_{ij} - \Delta \varepsilon_{ij}^p \right\}$$

[応力]

$${}^{t+\Delta t} S_{ij} = {}^t S_{ij} + \Delta S_{ij}$$

[限界曲面の移動量]

$$\Delta \beta_{ij} = m \left\{ \frac{b}{\bar{v}} {}^t \bar{S}_{ij} - {}^t \beta_{ij} \right\} \Delta \varepsilon$$

iii. 非硬化領域の取り扱い

[非硬化曲面の計算]

$$g_{nih} = \frac{3}{2} \left\{ {}^t \beta_{ij} - {}^t q_{ij} \right\} \left\{ {}^t \beta_{ij} - {}^t q_{ij} \right\} {}^t r_{nih}^2$$

$$dg_{nih} = 3 \left\{ {}^t \beta_{ij} - {}^t q_{ij} \right\} \Delta \beta_{ij}$$

① 限界曲面の等方硬化が起きる場合 ($g_{nih} \geq 0$ かつ $dg_{nih} \geq 0$)

$$\Gamma = \frac{\left\{ {}^t \beta_{ij} - {}^t q_{ij} \right\} \Delta \beta_{ij}}{{}^t r_{nih}}$$

$$\mu = \frac{(1-h_{nih})}{{}^t r_{nih}}$$

$$\Delta r_{nih} = h_{nih} \Gamma$$

$$\Delta q_{ij} = \mu \left\{ {}^t \beta_{ij} - {}^t q_{ij} \right\}$$

$$CRTNIH = 1.0$$

② それ以外 (等方硬化は休止)

$$\Delta q_{ij} = 0.0$$

$$\Delta r_{nih} = 0.0$$

$$CRTNIH = 0.0$$

[非硬化領域の大きさ]

$${}^{t+\Delta t}r_{nih} = {}^t r_{nih} + \Delta r_{nih}$$

$${}^t R = {}^t X_{sat} - X_{sati}$$

$$\Delta R = CRTNIH * m\{R_{sat} - {}^t R\} \Delta \bar{\epsilon}$$

$${}^{t+\Delta t}a = {}^t a + \Delta R$$

iv. 状態変数のアップデート 2

[限界曲面の中心]

$${}^{t+\Delta t}\beta_{ij} = {}^t \beta_{ij} + \Delta \beta_{ij}$$

[非硬化曲面の中心]

$${}^{t+\Delta t}q_{ij} = {}^t q_{ij} + \Delta q_{ij}$$

[降伏曲面の限界曲面に対する相対移動量]

$$\Delta \alpha_{ij} = {}^t A_{ij} \Delta \bar{\epsilon}$$

[背応力]

$${}^{t+\Delta t}a_{ij} = {}^t a_{ij}^* + \Delta \alpha_{ij}$$

VII. 状態変数の保存

$${}^{t+\Delta t}S_{ij}, {}^{t+\Delta t}\beta_{ij}, {}^{t+\Delta t}q_{ij}, {}^{t+\Delta t}R_{nih}, {}^{t+\Delta t}a_{ij}$$

2.4 結言

動的陽解法を用いた3次元有限要素法ソフトウェアである PAM-STAMP™ のユーザーサブルーティン機能を介して、バウシinger効果を考慮できる吉田-上森モデル(Y-Uモデル)をソリッド要素への組み込みを行った。その組み込みに際しては、本研究で開発した Y-U モデル用のリターンマッピング法を用いているのが特徴である。これによりソリッド要素による3次元応力での解析においても、Y-U モデルすなわちバウシinger効果の影響を考慮する事が可能になった。これにより、決め押し加工のような板厚方向の応力の考慮が必要な解析に於いても、バウシinger効果の影響を考慮した解析が可能になった。

参考文献

1. 吉田総仁：弾塑性力学の基礎，共立出版社，(1997).
2. 上森武・岡田達夫・吉田総仁：塑性と加工，43-498 (2002)，639-643
3. Yoshida, F. & Uemori, T. : Int. J. of Plasticity (2002), 661-686.
4. Yoshida, F., Uemori, T. & Fujiwara, K. : Int. J. of Plasticity (2002), 633-659.
5. Yoshida, F. & Uemori, T.: Int. J. Mech. Sci., 45 (2005), 661-686.
6. PAM-STAMP2G&PAM-TUBE2G User's Guide, ESI Group (2011).
7. 風間宏一，伊藤耿一，陸宏，永井康友：塑性と加工，45-525 (2004)，832-836.
8. 日本塑性加工学会（編）：非線形有限要素法，コロナ社，(1994).

第 3 章 3 点曲げ加工における決め押し効果の検証

3.1 緒言

鋼板を所定の角度（一般的には直角が多い）に曲げ加工する 3 点曲げ（V 曲げ）は最も単純な板金加工法である。この加工では割れ、しわの発生といった成形性問題が起きる事は少ないが、スプリングバックによる寸法精度問題が最も大きな課題となる¹⁾。スプリングバック対策は数多く存在するが、プレス加工現場では古くから「決め押し」によってスプリングバック量が小さくなることが知られていた²⁾。3 点曲げ加工に於いても、曲げ R 部を金型で挟み込んで底突きさせて、板厚方向に圧縮力を加える方法が採られてきた。

第 1 章で述べたように、過去の研究でも実験的なアプローチに加え、有限要素解析によって決め押し中の応力の変化を分析し、決め押しによって曲げ部の応力が小さくなりスプリングバックが抑制される事が明らかにされている³⁾。しかし有限要素解析は平面応力を仮定した 2 次元で行われた物である。均一断面をした V 曲げ加工と言え、変形モードは必ずしも 2 次元ではなく、どの断面の内部応力分布も同一ではない。更に有限要素解析ではバウシンガー効果も考慮されていない。決め押しによって応力反転が起きるのであるから、その時のバウシンガー効果は無視できない⁴⁾。

そこで本章では、第 2 章で開発した Y-U モデル⁵⁻⁶⁾をソリッド要素と組み合わせて解析できる 3 次元有限要素法ソフトウェア PAM-STAMP2G を用い、3 次元変形下で 3 点曲げのシミュレーションを行って実験と比較する事で、決め押し工程におけるバウシンガー効果の影響を明らかにした。更に解析結果の分析により、効果的な決め押し方法の提案も行った。

3.2 3 点曲げ（V 曲げ）実験

3.2.1 実験装置と金型主要寸法

3 点曲げ（V 曲げ）に用いた実験装置全体を図 3.1 に、曲げ金型のクローズアップを図 3.2 に示す。引張圧縮試験機（島津製作所製オートグラフ AG1S、最大荷重 50kN）のクロスヘッドに取り付けられたダイセットの上側に V パンチ、下側にダイスとカウンターブロックが組み込まれている。上下金型の位置決めはダイセットの 4 隅に取り付けられたガイドポストによって行われる。下側のダイスとカウンターブロックは固定側であり、上側の V パンチが降下することで試験片（鋼板）が V の字に成形される。

図 3.3 は金型の主要寸法である。V パンチがカウンターブロックとの間に試験片を挟み込んだ地点を下死点とし、その時点で試験片が設計上は 90 度になるように金型各部の寸法を決めている。また試験片の寸法は、L200mm×W20mm の矩形で、板厚は 1.2mm、材質は強度 590MPa 級の高張力鋼板である。



図 3.1. 実験装置全体

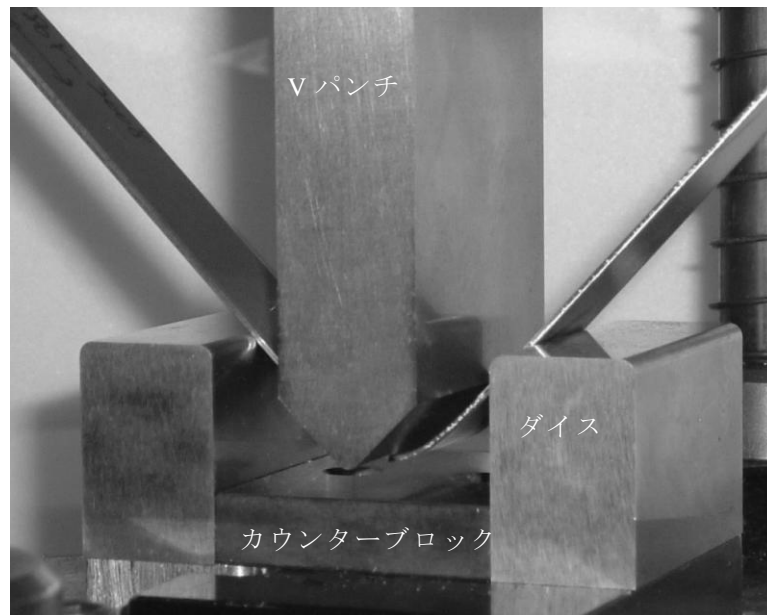


図 3.2 曲げ金型

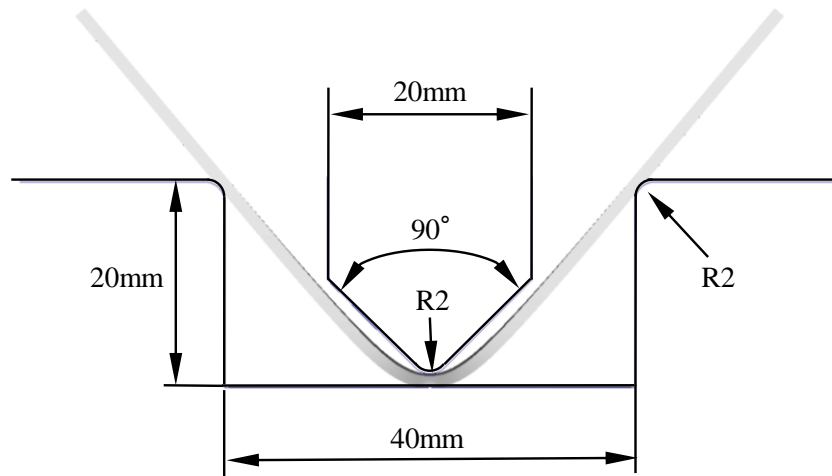


図 3.3 曲げ金型主要寸法

3.2.2 実験の手順

図 3.4 は上から 3 点曲げ成形の途中、決め押し中、スプリングバック後を撮影したものである。成形中に試験片が接するのはパンチ先端 R と両ダイス肩の 3 点で、その他の拘束は受けずに自由曲げされている。

設計上の下死点は、試験片を 20mm 押し込んだ時点であり、その下死点ではパンチとカウンターブロックで試験片を挟み込み決め押し加工を行っている。所定の加圧力に達するまでパンチを押し込んだ後、パンチが上昇して試験片から離れるとともにスプリングバックにより、試験片の V 字角度 (図 3.5) が型内にある時よりも大きくなる。本実験では、この V 字角度を、スプリングバック量を表す代表指標として用いることにした。

実験では上クロスヘッドの変位量と荷重が計測できるようになっているが、実験装置の構造上それをパンチの変位と荷重とみなしても差し支えない。しかし成形開始はパンチ先端が試験片に接触した時点を目視で判断する他なく、どうしてもコンマ数 mm の誤差が生じてしまう。それに対し下死点ではパンチ変位に対する荷重の増加は急激であり、0.1mm 以下の変位量で数 KN の荷重の違いが生じてしまう。試験片の微妙な変形や初期板厚のばらつき、更には金型やダイセットの組み付け誤差などもある事を考えると、パンチの変位量を決め押しの大きさを表す量として検証を進めるのは適切ではないと言える。そこで本研究では、決め押しの大きさをパンチ荷重で表し、スプリングバック後の V 字角度との関係を調べることにした。

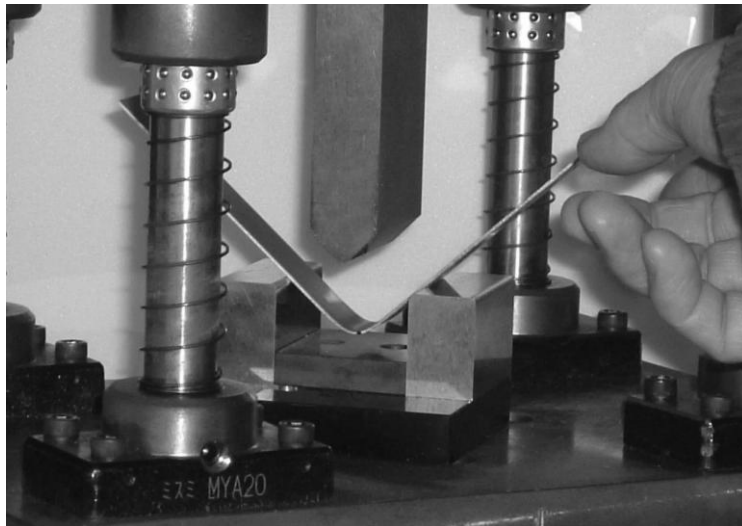
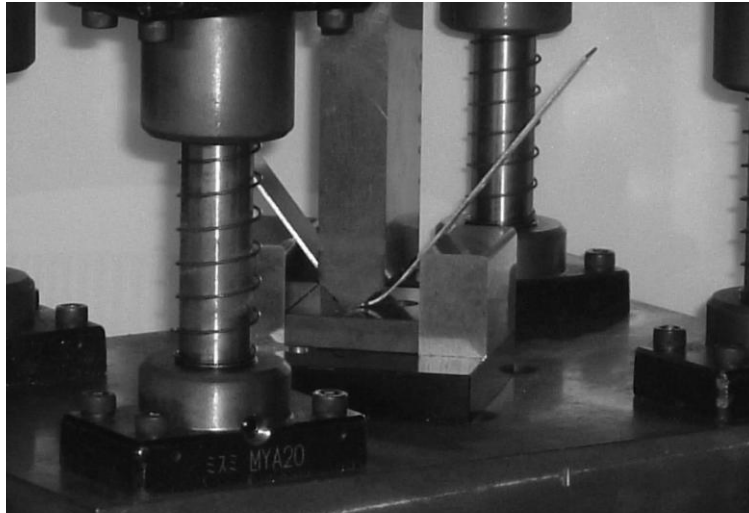
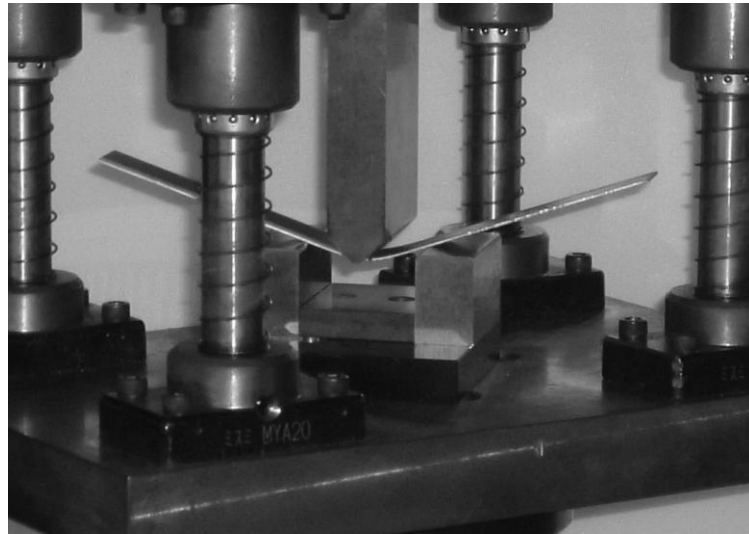


図 3.4 V 曲げ成形過程（成形～決め押し～スプリングバック）

3.2.3 実験結果

実験では6パターンの決め押し荷重をパンチに付与後にスプリングバックさせた試験片のV字角度を測定した。ここでの最少荷重0.5KNは、V成形後に試験片がカウンターパンチに接触してパンチ荷重が上昇開始した直後の値である。それに対し荷重10KNは十分に大きな値であり、今回の試験片のサイズを鑑みると実用的にも十分な荷重と言える。図3.6は実験より得られた決め押し荷重とスプリングバック後のV字角度(図3.5)の関係をプロットしたものである。明らかに鋼板面直方向にかかる決め押し荷重が増加するとともに、V字角度、すなわちスプリングバックが減少していることが分かる。

また2.5KN辺りまでの比較的小さな決め押し荷重の範囲の方が、スプリングバックの減少する程度が大きいように読み取れる。そうだとすると興味深い現象であるが、実験結果だけでは明確に断言できない。後ほど有限要素解析を併用した分析の所で改めて議論を行う。

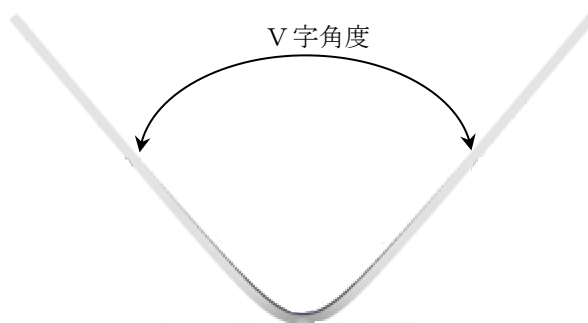


図 3.5 スプリングバック指標としての V 角度

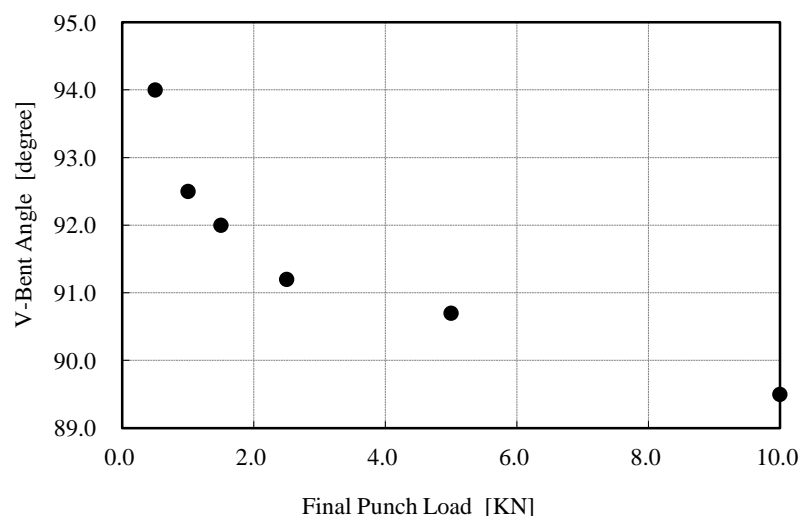


図 3.6 決め押し荷重がV曲げ後のスプリングバックに及ぼす影響

3.3 3点曲げの有限要素解析

3.3.1 解析に使用した材料パラメータ

本研究のテーマの一つは、鋼板材のバウシンガー効果が決め押し後のスプリングバックに関して、どのくらい影響を及ぼすか調査することである。そこで第2章で作成した、バウシンガー効果を的確に考慮できる吉田-上森 (Y-U) モデルをソリッド要素に組み込んだ PAM-STAMP2G V2008 を用い、それを一般的な等方硬化 (IH) モデルを用いた解析結果とともに 3.2 節で得られた実験結果と比較する事にした。

Table 3.1 に実験に使用した引張り強度 590MPa 級の高張力鋼板の Y-U モデルの材料パラメータを示す。図 3.7 には材料試験から得られた繰り返し引張り圧縮における応力-ひずみ曲線と Y-U モデルを用いて算出された同様の応力-ひずみ曲線を示す。Y-U モデルが材料試験での繰り返し引張り圧縮下での応力-ひずみ曲線を良く再現していることが分かる。

なお、IH モデルにおける応力-ひずみ線図は、Y-U モデルを用いて算出された単軸引張り時の応力-ひずみ線図をそのまま点列データ化して用いた。

TABLE 3.1 試験片 (590MPa 級高張力鋼板) の Y-U モデルの材料パラメータ

Y (MPa)	C1	C2	B (MPa)	Rsat (MPa)	bsat (MPa)	m	h	Eo (GPa)	Ea (GPa)	ζ
330	220	180	530	150	160	6.9	0.8	206	158	226

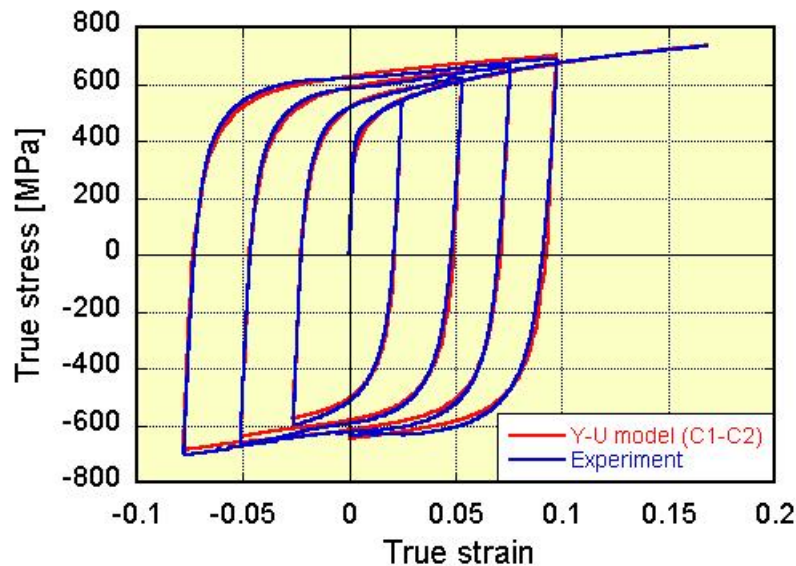


図 3.7 590 級高張力鋼板の繰り返し変形における応力-ひずみ曲線の Y-U モデルで算出されたものと材料試験データの比較

3.3.2 解析用モデルと解析条件

本研究では鋼板の面直方向に積極的に力がかかる決め押しをシミュレーションする必要があることから、ブランクシートは6面体ソリッド要素を用いてモデル化し、鋼板の板厚方向の応力変化も含めて解析できるようにした。メッシュは0.2mmとして板厚方向に6層が入るようにして、板厚方向の応力の変化を正確に捉えられるようにした。なお形状に対称性があることからブランクシートは軸対称を設定し1/4モデルとしている。また金型は剛体と仮定し、その表面のみをシェル要素でモデル化した。図3.8に解析に用いたメッシュモデルを示す。

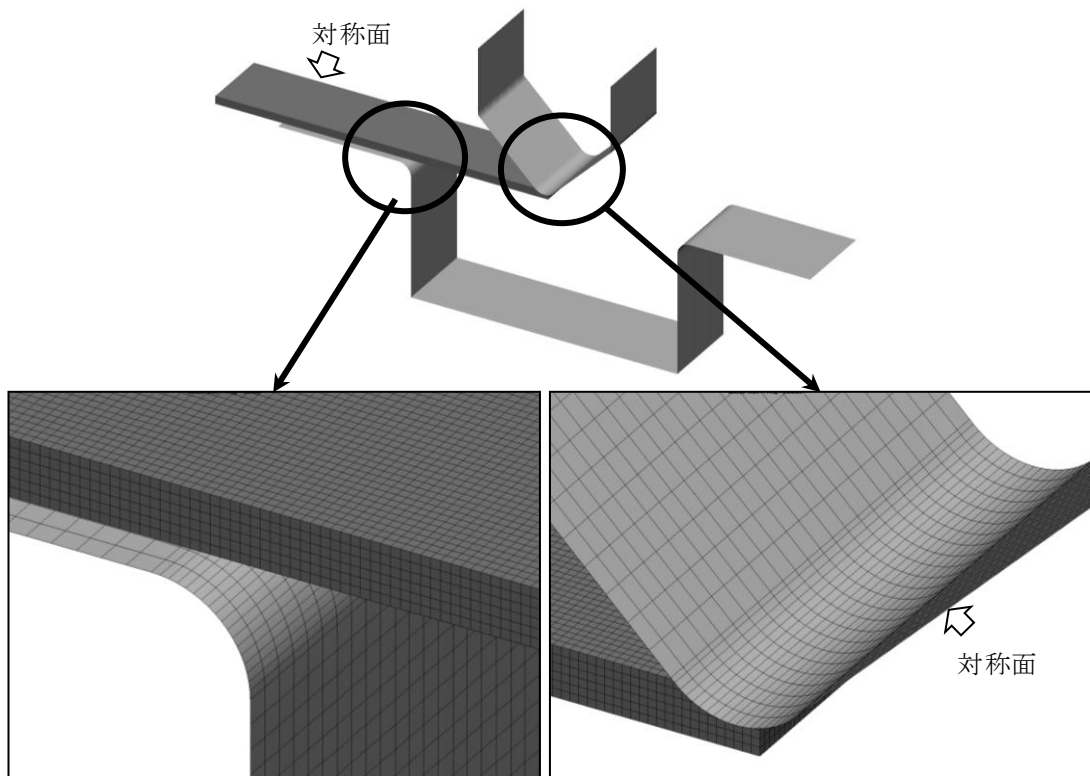


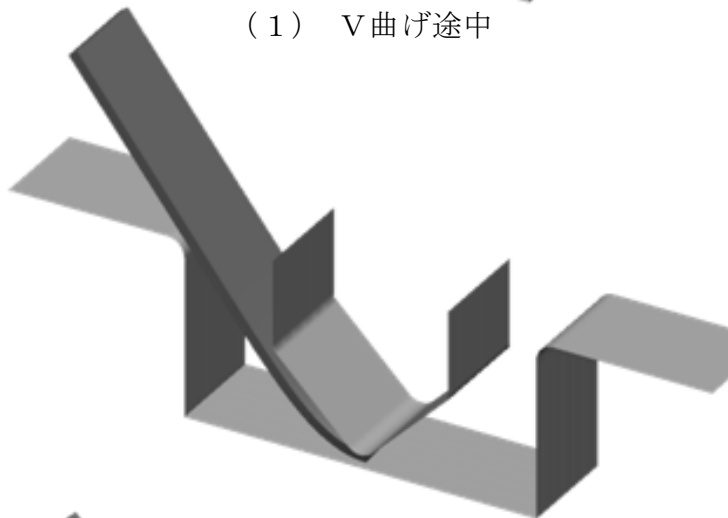
図 3.8 V 曲げ解析モデル

解析上の成形工程はパンチを下死点手前0.2mmまで押し込んだ後に、所定の荷重をパンチに付与して決め押しを行い、その後パンチを上昇させることでブランクシートが解放されてスプリングバックするまでを再現している。図3.9に成形途中、下死点での決め押し、スプリングバック後の解析結果を示す。

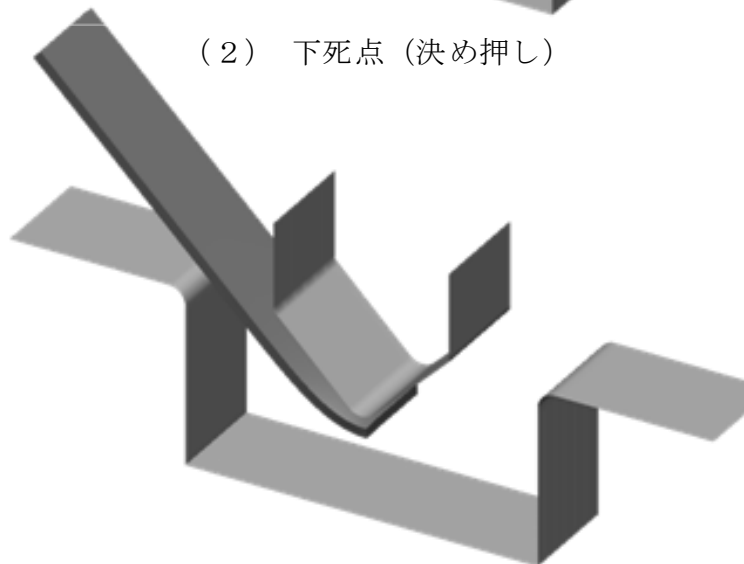
図3.10中に示す実線は、解析によって得られた、決め押し荷重を10KNまでかける場合のパンチ変位量と成形荷重（パンチにかかる加工方向反力）の関係である。10KNより決め押し荷重が低い場合には、図中右側に示す所定の決め押し荷重に達した時点でパンチを上昇させ、スプリングバック計算を実行する事になる。



(1) V曲げ途中



(2) 下死点 (決め押し)



(3) スプリングバック

図 3.9 V 曲げ成形後の決め押しとスプリングバックの有限要素解析

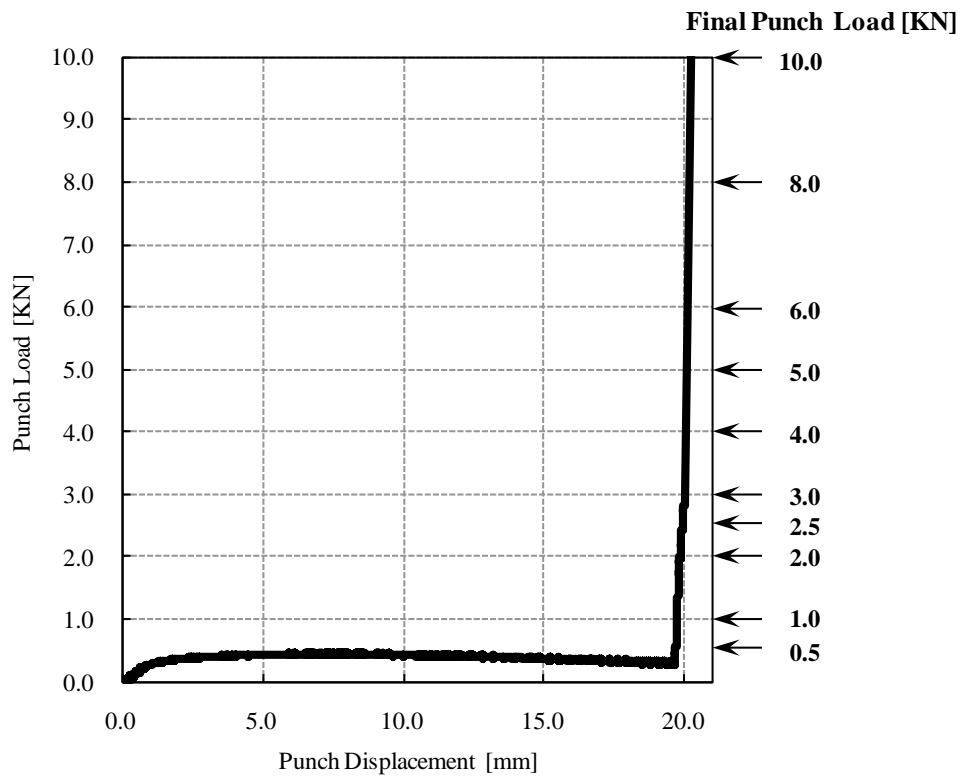


図 3.10 パンチ変位量とパンチ荷重の関係（解析結果）と
解析における決め押し荷重

3.3.3 解析による決め押し効果の再現

図 3.11 は Y-U モデルを組み込んだ有限要素解析によって得られた結果であり，決め押し荷重を 0.5KN から 10.0KN に増加させることでスプリングバックが抑制されることがシミュレーション上で再現できていることが分かる．

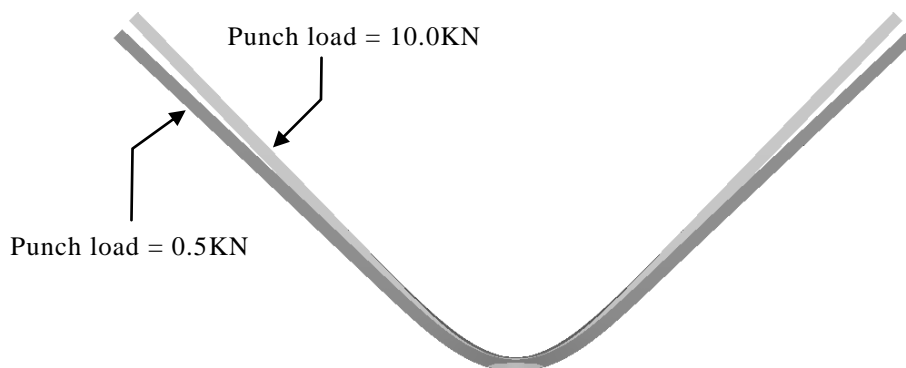


図 3.11 Y-U モデルを用いた解析で再現された決め押しの
スプリングバック抑制効果

3.3.4 スプリングバック量に対するバウシンガー効果の影響

バウシンガー効果を考慮できる Y-U モデルを用いる場合と、そうでない IH モデルを用いる場合では、有限要素解析結果にどのくらい違いが表れ、どちらが実験結果に近いかが調査を行った。図 3.12 は、決め押し荷重を変化させた時の V 字角度の変化をプロットしたものである。Y-U モデルと IH モデルのいずれのモデルを使った場合も、決め押し荷重が上がると V 字角度（すなわちスプリングバック量）が減少しており、実験結果と同様の結果が得られている。しかし、決め押し荷重が最少の 0.5KN から増加し始めた直後の、決め押し荷重増加に伴う V 字角度の減少割合に着目すると、Y-U モデルを用いた方が等方硬化則を用いた場合に比べ明らかに急激に変化しており、実験結果に近い傾向が得られている。

IH モデルで傾向が捉えられず Y-U モデルで傾向が捉えられた事から、この比較的低い決め押し荷重においてバウシンガー効果によって鋼板内部の応力分布に差が出ているものと考えられる。

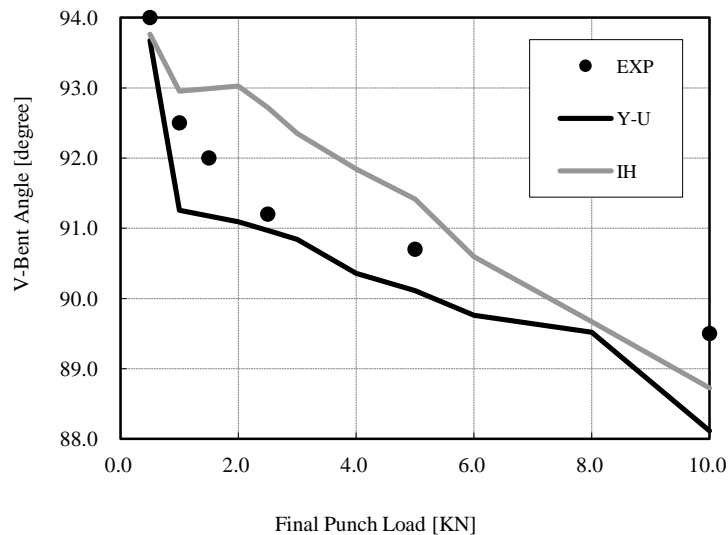


図 3.12 決め押し荷重に対する V 字角度の変化の比較
(Y-U モデル, IH モデルと実験の比較)

3.3.5 スプリングバック抑制メカニズムの検証

IH モデルと Y-U モデルのそれぞれで、決め押し荷重増加に伴う応力変化を調査する事にした。応力の計測場所としては左右対称形状であることを鑑み、図 3.13 の左図に示す V 字の稜線上の板幅中央の要素を代表として選んだ。また応力は板厚方向に分布しており、この板厚方向の応力差がもたらす合モーメントがスプリングバックの駆動力になっていると考えられる。そこで図 3.13 の中央と右図のように、要素の中心（応力積分点）に $[\text{応力}] \times [\text{要素断面積}]$ の力が作用しているとみなし、応力が 0 となる中立軸からの距離 L をかけ、板厚方向の 6 要素分の和を合モーメントと仮定した。図 3.14 は決め押し荷重増加に伴う合モーメントの減少割合を、Y-U モデル (Y-U)

を使用した場合と，IHモデル（IH）を使用した場合とで比較したものである．どちらも決め押し荷重が増加するとともに合モーメントは小さくなっており，決め押し荷重増加とともにV字角度（スプリングバック量）が減少したことを上手く説明できる．しかし，決め押し荷重増加に伴う合モーメント減少割合を見ると，低荷重領域でY-UモデルもIHモデルも合モーメント変化が少なくなっており，これはY-Uモデルのスプリングバック減少度合いがIHモデルの物より大きくなっている事を説明できない．

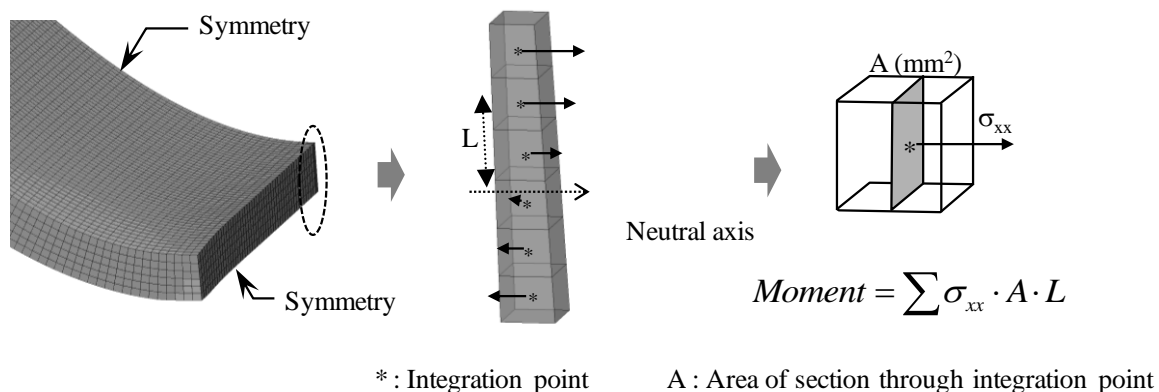


図 3.13 合モーメント計測位置と算出方法

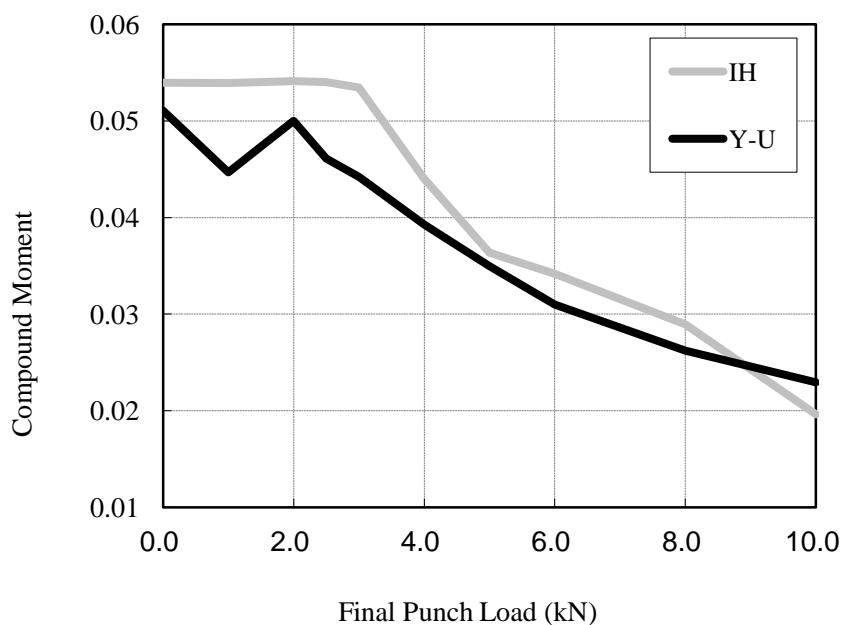


図 3.14 決め押し荷重増加に伴う合モーメントの減少度合いの違い（Y-UモデルとIHモデルの比較）

合モーメントで Y-U モデルと IH モデルの差を説明できなかつた原因として考えられるのは、V 曲げ加工後の稜線部が板幅方向に均一な断面形状となっていないことが挙げられる。一般に、V 曲げ加工を行うと図 3.15 のように稜線部にそりが発生することが知られているが、今回の V 曲げも例外ではない。この稜線そりにより板幅方向で応力分布が異なってくるとともに、金型と鋼板の当たり方、つまり決め押しによる力のかかり具合も異なってくると考えられる。そこで稜線部（つまり V 字中央部）の断面全体の応力が、決め押し荷重増加とともに、どのように変化するかを調べることにした。また合わせて、決め押し荷重増加とともに、鋼板と金型の接触状況のどのように変化するか調査した。

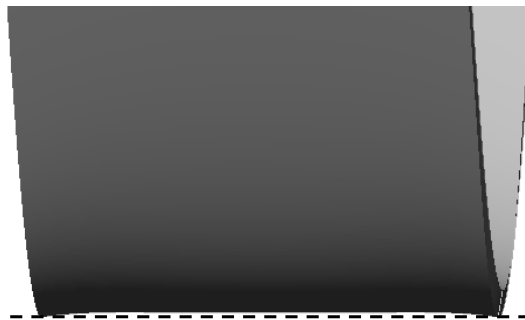
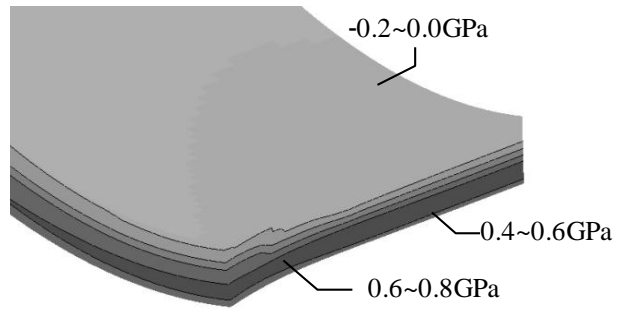


図 3.15 V 曲げ加工で発生する稜線そり

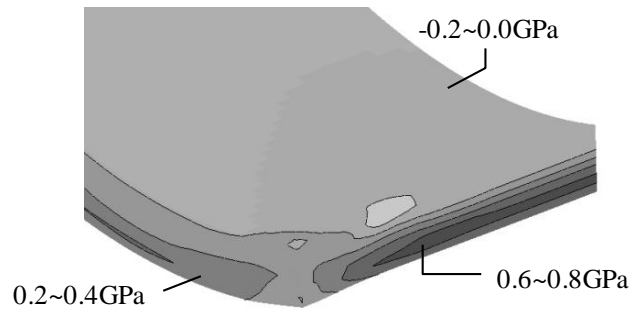
図 3.16 に決め押し荷重を 0.5, 1.0, 2.0, 10.0KN と増加させていった時の、稜線部断面の応力 (σ_{xx}) 分布の変化を示す。図 3.17 は、決め押し荷重の増加に伴う、稜線部と金型との接触状況の変化を示したものである。荷重が 0.5KN と小さな時は、曲げ内側全体が圧縮応力状態で、外側全体が引張り応力状態となっており、曲げ加工をした時の応力状態そのままであることが分かる。これは荷重 0.5KN と小さな時は、稜線の中央部が上型に接触し、稜線両端のそり返った部位のみが下型に接した状態であることから、曲げ加工直後の状態であることが分かる。なお、この稜線そりは Y-U モデルでも IH モデルの場合でも、同様のそりが得られている。

荷重が 1.0KN に増加すると、Y-U モデルの場合は稜線そりが潰され始め、稜線両端部の引張り応力が激減し板内外の応力差が減っているのが分かる。それに対し IH モデルの場合は、まだ稜線そりが明確に残った状態のままである。

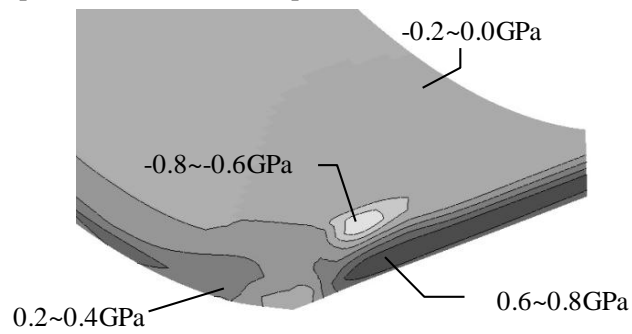
[Punch Load = 0.5KN]



[Punch Load = 1.0KN]



[Punch Load = 2.0KN]



[Punch Load = 10.0KN]

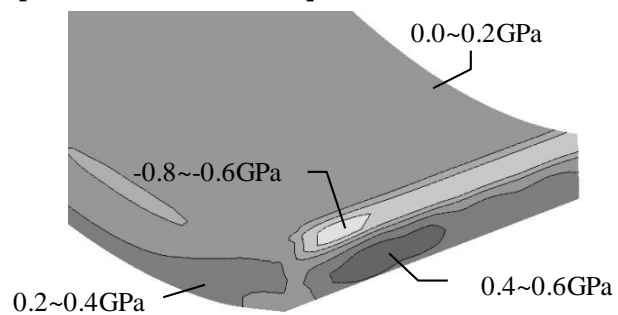


図 3.16 決め押し荷重の増加に伴う応力 σ_{xx} の変化 (Y-U モデルの場合)

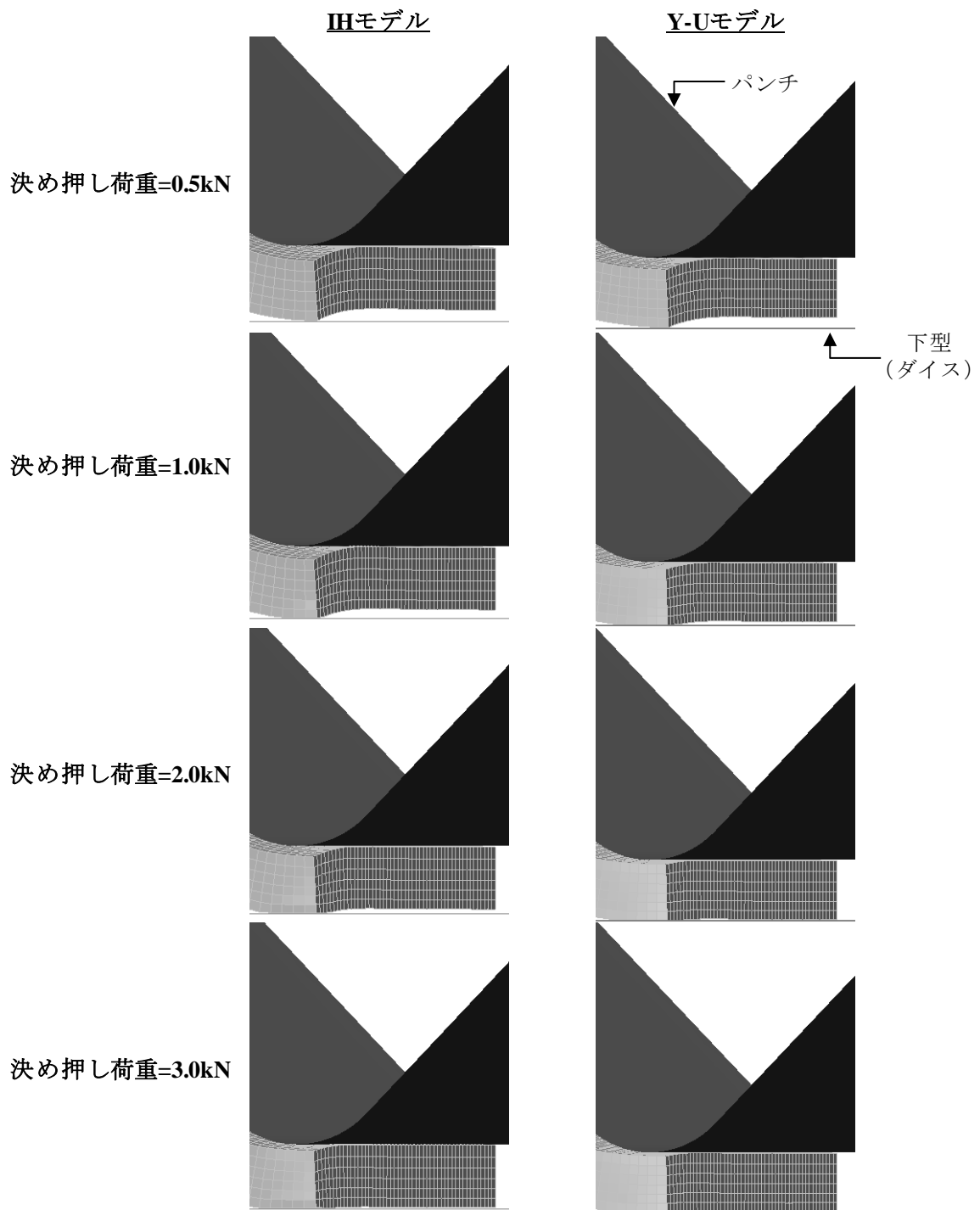


図 3.17 決め押し荷重の増加に伴う，稜線部と金型との接触状況の変化 (Y-U と IH の比較)

荷重が更に増加して 2.0KN に達すると、Y-U モデルの場合は稜線そりが大きく潰されてしまう。稜線そりが潰されることで、稜線の両端から少し内側に入った部位の曲げ外側に大きな引張り応力が生じているのを見て取れる。それに対し IH モデルでは、まだ稜線そりが残った状態である。

荷重が 3.0KN では、Y-U モデルと IH モデルで、稜線そりの潰れ方に大きな違いは見取れない。しかし、ここに達するまでの荷重において Y-U モデルと IH モデルでは稜線そりの潰れ方に大きな違いがある。そりは稜線の両端部から潰れていくが、この部位では引張り応力が減少するという応力反転が起きていた。応力反転の際には、必然的にバウシンガー効果が表れると見なせるので、バウシンガー効果を考慮しない IH モデルでは正しく応力を見積もることができない。これが IH モデルの場合は、相対的にそりが潰れにくかったという結果に表れていると考えられる。言い換えると、決め押しによるスプリングバック抑制効果に対し、バウシンガー効果が影響していると言える。

なお、荷重を 10KN まで増加させると応力分布は更に変化するが、引張り応力領域が減少する一方で圧縮応力領域が増加してしまっている。このためスプリングバックの駆動力となる板内外の応力差によるモーメントは、部位によっては必ずしも小さくなっているとは限らない。そのため決め押し荷重を増加させても、稜線そりを潰す程度の荷重領域に比べて、スプリングバック抑制効果がやや小さくなっていたと考えられる。

3.4 結言

3 点曲げ (V 曲げ) 加工を対象に、実験と 3 次元有限要素解析を行い以下の結果が得られた。

1) 実験結果、有限要素解析結果のいずれも決め押し荷重の増加に伴いスプリングバック量が減少する傾向となった。しかし比較的低荷重においては、Y-U モデルの方が IH モデルの結果に比べ、実験により近い傾向を示している。

2) 3 次元有限要素解析により、V 曲げ加工時に曲げ稜線部に板幅方向にそりが発生し、決め押し加工の比較的低荷重の段階で、このそりを押し潰している事が判明した。Y-U モデルの方が IH モデルに比べ低荷重でそりを押し潰している。そりが潰れる稜線部の両端部では応力反転が起きており、バウシンガー効果が影響しているものと考えられる。

3) 決め押し荷重を増加させていくと応力分布は更に変化するが、引張り応力領域が減少する一方で圧縮応力領域が増加する事が分かった。このことが、比較的低荷重に比べ、高荷重で決め押しによるスプリングバック抑制効果が相対的に小さい原因である。

これらの事に加え、決め押しによってスプリングバックを何処まで抑制できるかについても興味深い点である。今回の決め押し荷重 10KN の V 曲げ決め押し実験では、V 字角度は 89.5 度にまで戻っている。この事は V 曲げ加工においては、決め押しによりスプリングバックをキャンセルできる可能性を示している。しかし一般的なプレス

成形においては，スプリングバックが起きる曲げ R 部に集中的に板厚方向荷重をかける事で，スプリングバックをキャンセルできるかは不明である．この点の検証は次章で行う．

参考文献

1. 薄鋼板成形技術研究会（編）：プレス成形難易ハンドブック第3版，(2007)，日刊工業新聞社
2. 永井康友：塑性と加工，38-442 (1997)，69-74
3. 小川秀夫；塑性と加工，48-563(2007)，1082-1086
4. 上森武・岡田達夫・吉田総仁：塑性と加工，43-498 (2002)，639-643
5. Yoshida, F. & Uemori, T.: Int. J. Plasticity, 18 (2002), 1687-1702.
6. Yoshida, F. & Uemori, T.: Int. J. Mech. Sci., 45 (2005), 661-686.

第4章 U曲げ成形における決め押し効果の検証

4.1 緒論

自動車のフレーム部品や車体補強部品は軽量高強度かつ衝突時の高いエネルギー吸収性能が要求されることから高張力鋼板が用いられることが多い¹⁾。これら高張力鋼板は成形する際に破断を起こしやすい上に、高い降伏点ゆえにスプリングバックが大きい事が問題視されている。これらの対策の一つとして、フォーム成形と呼ばれるしわ押えを用いずにプレス加工する方法が多く取られている。これは、フォーム成形ではダイ肩での材料の巻きつきが緩くなることから、壁反りの原因となる曲げ変形が小さくなる事が期待できるためである²⁾。

そのフォーム成形では、成形中にパンチ底部が膨らむのを防ぐために背圧パッドを用いることが多い。成形中のパッド背圧を変化させたり、下死点でパッドを底突きさせる決め押しを行ったりする事で、スプリングバック量が減る事は過去の研究でも明らかにされている³⁻⁵⁾。しかしスプリングバック発生源である曲げR部を板厚方向に強圧することで決め押しを行い、スプリングバックを抑制する事に関しては具体的な研究報告はされていない。

そこで本研究では、フォーム成形の中でも最も形状が単純な背圧パッド付きU曲げ成形において、スプリングバック発生源である曲げR部に直接、板厚方向に強い力をかける決め押しが、スプリングバックを抑制する効果について検証を行う。

検証にあたっては、第3章と同様にバウシinger効果の影響⁶⁾を調査するためY-Uモデル⁷⁻⁸⁾とソリッド要素の組み合わせで3次元有限要素解析を行い、実験結果と併用して決め押し効果の分析を行った。更に、板厚方向に強い力を加えるため、決め押し中の金型変形も影響する事が考えられる⁹⁻¹⁰⁾ため、金型を変形体のソリッド要素でモデル化した解析も行い、実験との比較を行った。

これらの実験と3次元有限要素解析結果の分析により、決め押しによってスプリングバックをキャンセルできるかどうか検討すると共に、効果的な決め押し方法についても提案を行う。

4.2 U曲げ成形実験

4.2.1 金型形状と実験装置

成形実験は、成形力50KNまでは第3章のV曲げ実験に用いたものと同じ引張圧縮試験機(最大能力50KN)を用いたが、それ以上の成形力で加工する際には図4.1のラムスラー式ユニバーサル試験機(島津製作所製、最大能力980KN)を用いた。

金型は図4.2に示すように、ダイセットに組み付けられた上で試験機に取り付けられる。本実験の試験片寸法は長さ80mm、幅18mmで、平均板厚は1.02mmで、材質は590MPa級の高張力鋼板である。詳細な材料物性に関しては後述する。

金型組み立て図を図4.3に、金型各部の主要寸法を図4.4に示す。パンチの寸法は幅28.0mm、奥行き20.0mm、長さ60.0mm、パンチRは3.0mmである。これに対しダイス

の寸法は、幅 20.0mm、高さ 40.0mm、奥行き 20.0mm のものを 2 個用いている。両ダイス間の位置決めは底突きブロックを挟み込む事で行っており、その際のパンチとダイスの縦壁部のクリアランスは金型製作や組付けの誤差を勘案して板厚 0.01mm の 1.03mm になるよう調整を行っている。またダイス側の U 字部の深さを 10.0mm とし、曲げ R 部のクリアランスを板厚と同等か、それより狭めるため $Rd=4.02\text{mm}$, 4.07mm , 4.12mm の 3 タイプを用いた。



図 4.1 U 曲げ実験装置全体像
(アムスラー式ユニバーサル試験機)

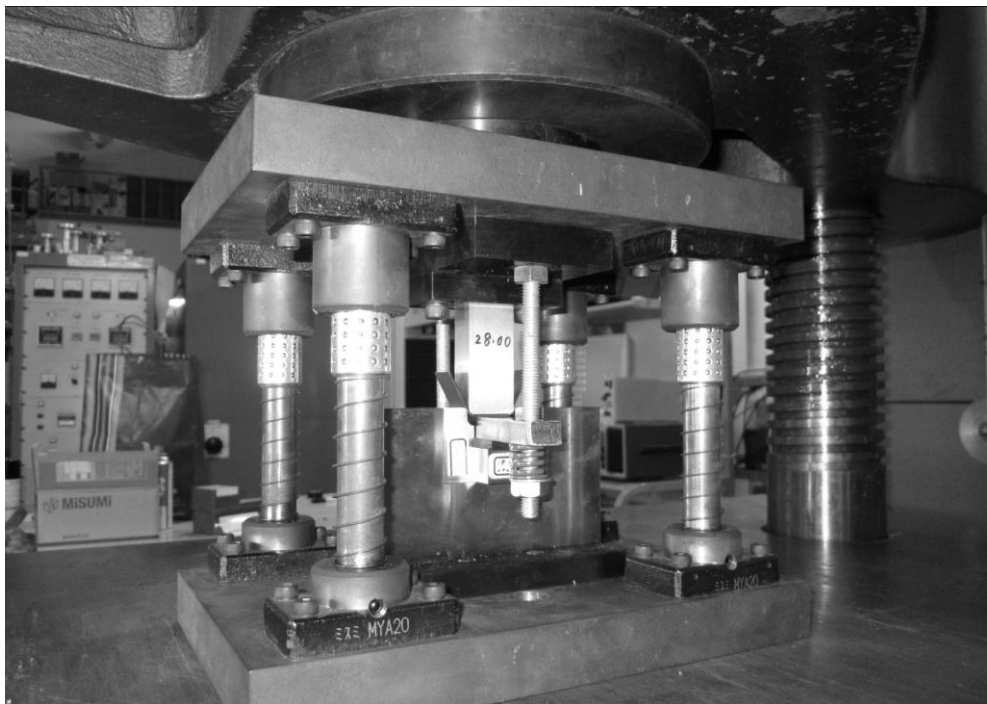
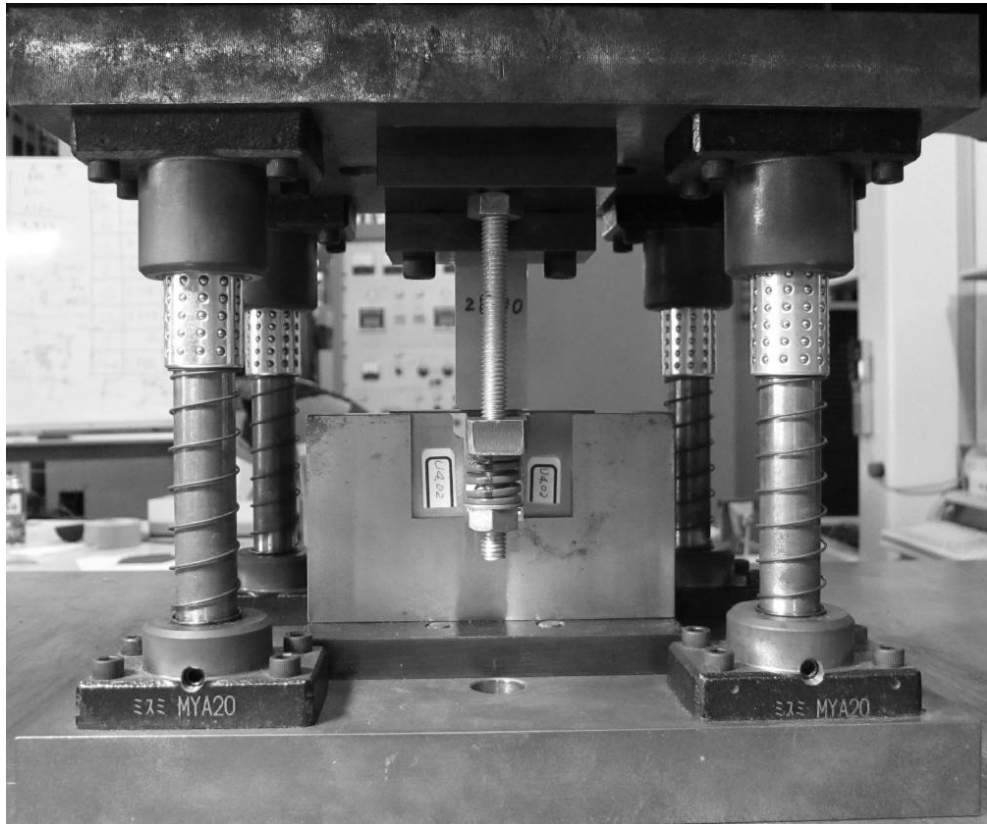


図 4.2 U 曲げ成形実験のダイセットと成形の様子

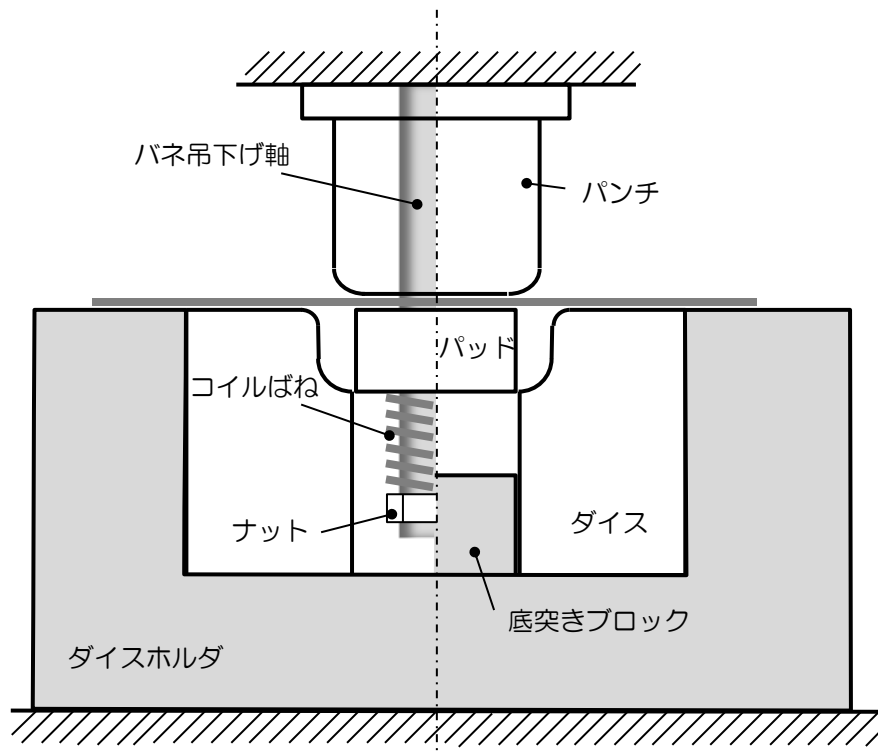


図 4.3 U 曲げ金型組み立て図

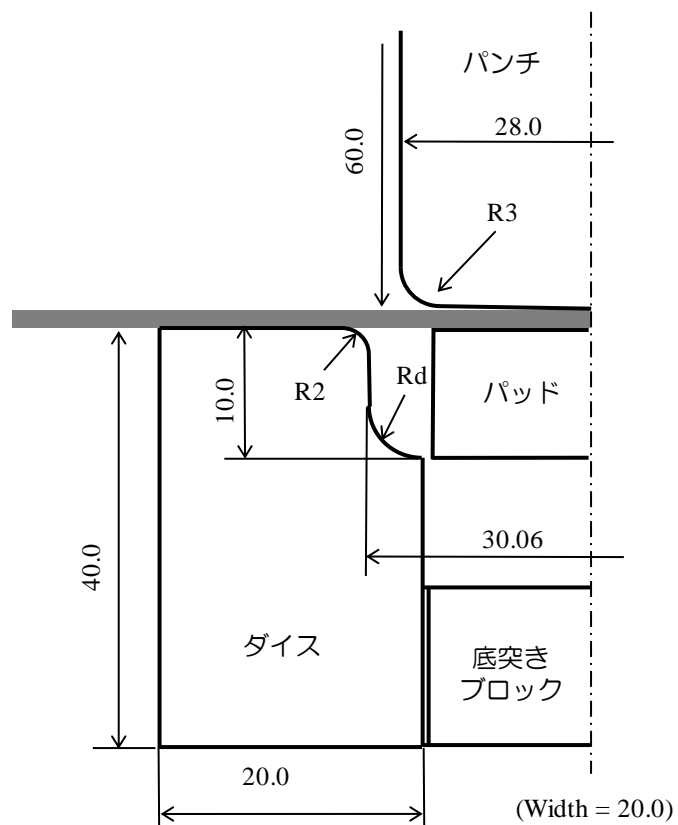


図 4.4 U 曲げ金型主要寸法

4.2.2 試験片の材料物性と加工条件

今回の実験に用いた試験片は板厚 1.02mm の 590MPa 級高張力鋼板であり、その降伏応力は 482MPa、引張り強さは 635MPa、均一伸びは 17.3%、 n 値は 0.18、平均 r 値は 1.03 であった。

図 4.5 に成形～スプリングバックの過程を示す。金型は、上側のパンチが稼働側で下側のダイスが固定側である。パッドは上から吊るされパンチと同期して降下するが、成形中は 2 本のコイルスプリングによって常に一定のパッド圧が上向きに働くようになっている。本実験では試験片のパンチ底部にかかる背圧（パッド圧）は 1.86KN であった。なお、パンチが下死点まで降下するとパッドはカウンターブロックに接触して、それ以上降下しない構造になっている。従って、パッドに背圧がかかるのは、下死点でパッドがカウンターブロックに接するまでである。

本金型の設計上の下死点は、パンチがブランクシートに接してから 10.0mm 進んだ所である。しかし実験では、図 4.5 の成形開始時の写真の如く、パンチがブランクシートに接したかどうかを目視で判定するしかなく、成形開始時点の判定にばらつきが生じる。さらに金型の製作精度や組み付け誤差を考えると、実型のストロークは $10.0\text{mm} \pm \alpha$ であることは明白である。そのためストローク制御によって正確に下死点を検知する事は困難である。そこで剛体金型を用いた有限要素解析（後述）を実験に先行して行い、下死点に達した時のパンチ荷重を予測し、実験でもそのパンチ荷重に達した時を「下死点」とした。なお、決め押し荷重の大小による影響を調べるため、「下死点」手前 0.3mm 位でのパンチ荷重が急激に増加を始める地点から、「下死点」を過ぎるまでの高い荷重まで、種々のパンチ荷重をかけた時のスプリングバック量を計測した。

また実験では下死点で曲げ R 部を強圧した後に、スプリングを緩めてパッドにかかる背圧を取り除いてからパンチを引き抜いている。図 4.5 のパンチ離型後の写真を見ると明らかなように、パンチを引き抜いた時点では、試験片はスプリングバックのためにダイスに挟まっている。パッド背圧が掛ったままだと、パッドによって試験片を変形させてしまう恐れがあると考えられる。この後、試験片は更なる塑性変形が起きないように手で取り出される。

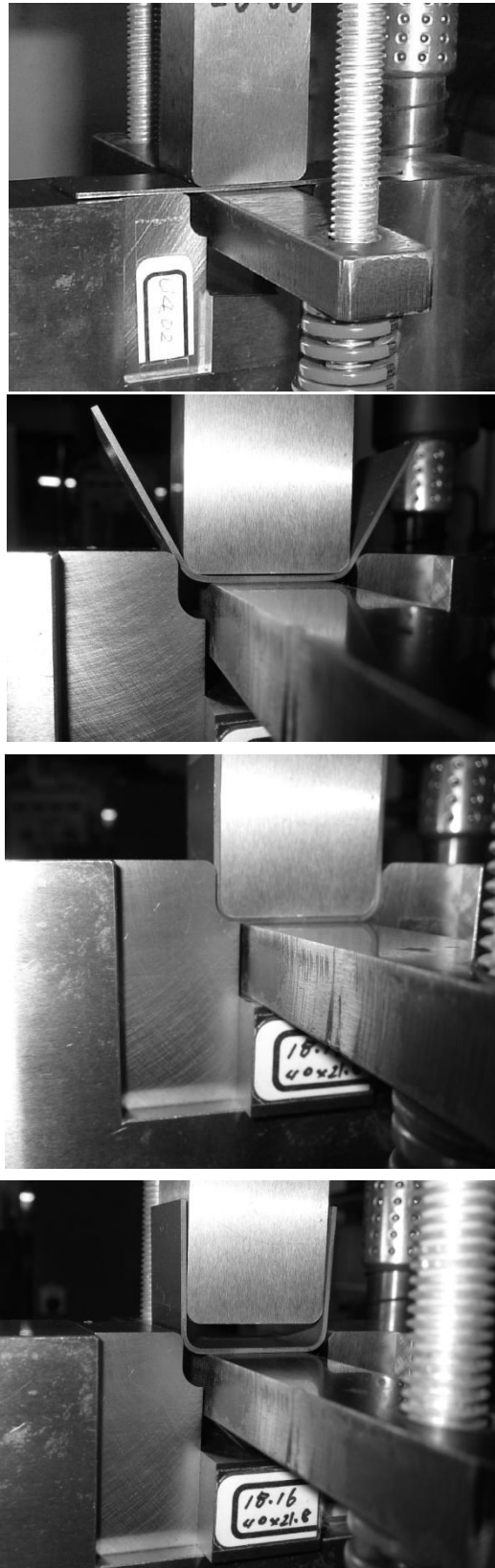


図 4.5 U 曲げ成形過程
(上から成形開始時, 成形途中, 下死点での強圧過程, パンチ離型後)

4.2.3 U曲げ成形の実験結果

スプリングバック量の測定は、図 4.5 に示す曲げ R 部の角度 (Bent Angle) で行った。スプリングバックに及ぼすパンチとダイスのクリアランスの影響を調べるために肩半径 Rd を 4.02mm (板厚と同じクリアランス), 4.07mm (板厚より 0.05mm 狭い), 4.12mm (板厚より 0.10mm 狭い) とした 3 タイプのダイスを用いた。パンチ荷重は「決め押し開始」の 1kN から Rd4.12 の「下死点」である 100kN を超えて 130kN まで変化させて成形を行った。その結果、図 4.6 のグラフが得られた。

実験の N 数が少ないためデータのバラツキが目立つものの、クリアランスの大きさによらずパンチ荷重が増加するにつれて角度が減少している傾向は見て取れる。つまり、曲げ R 部に力を与える事でスプリングバックが抑制されることが確認できた。

しかし抑制効果が大きいのはパンチ荷重が比較的小さな範囲で、パンチ荷重が 30kN を超えるあたりからは、荷重が増加しても角度変化は僅かである。角度変化はほぼ収束しているため、これ以上パンチ荷重を上げてスプリングバックがゼロ (曲げ角 90 度) になることは無いと考えられる。

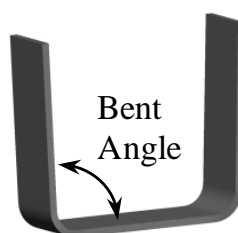


図 4.5 スプリングバック量を示す曲げ R 部の角度 (Bent Angle)

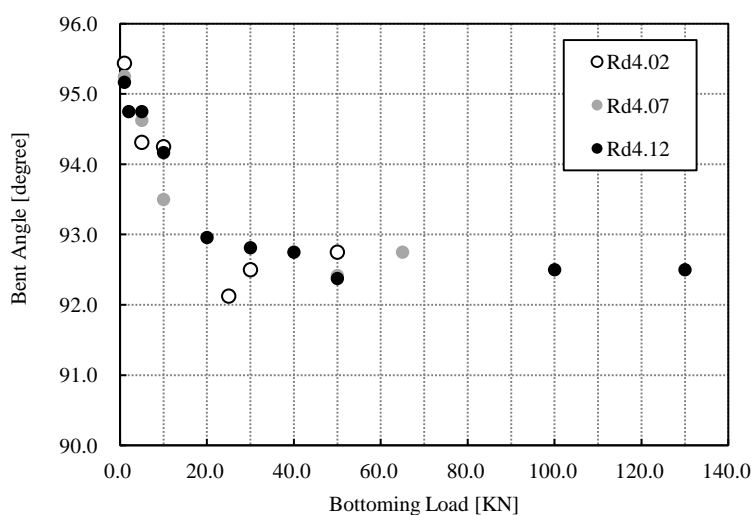


図 4.6 実験により得られた、決め押し荷重増加に伴うスプリングバック (曲げ角度) 減少効果

4.3 有限要素解析

4.3.1 U曲げ成形の有限要素解析モデル

ブランクシートの長手と幅方向の中央部分にそれぞれ対称面を設定した 1/4 モデルで解析を行った。ブランクシートには 6 面体ソリッド要素を用い、板厚方向に 5 層となるようメッシュサイズは 0.2mm とした。

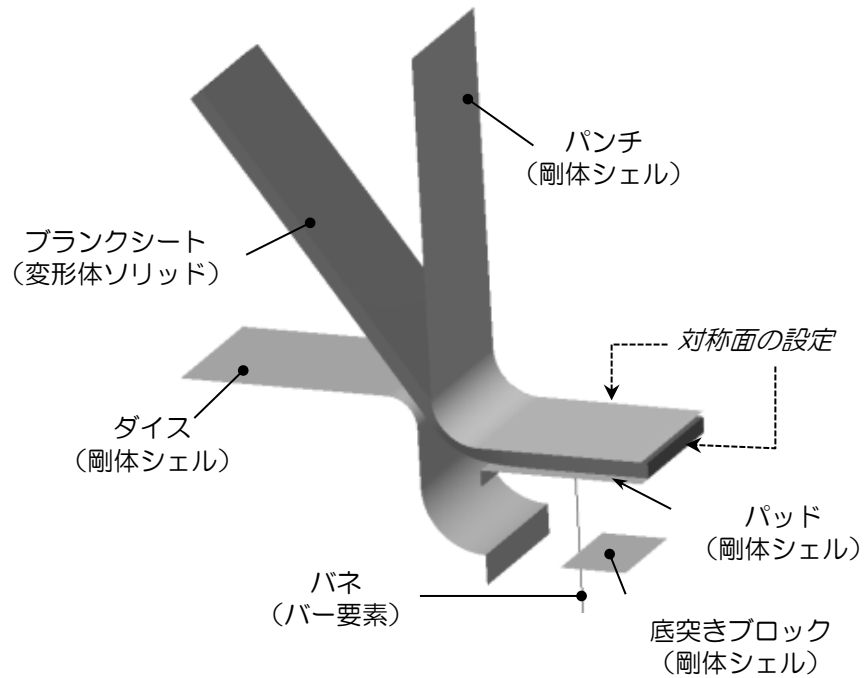


図 4.7 シェル剛体金型の有限要素モデル

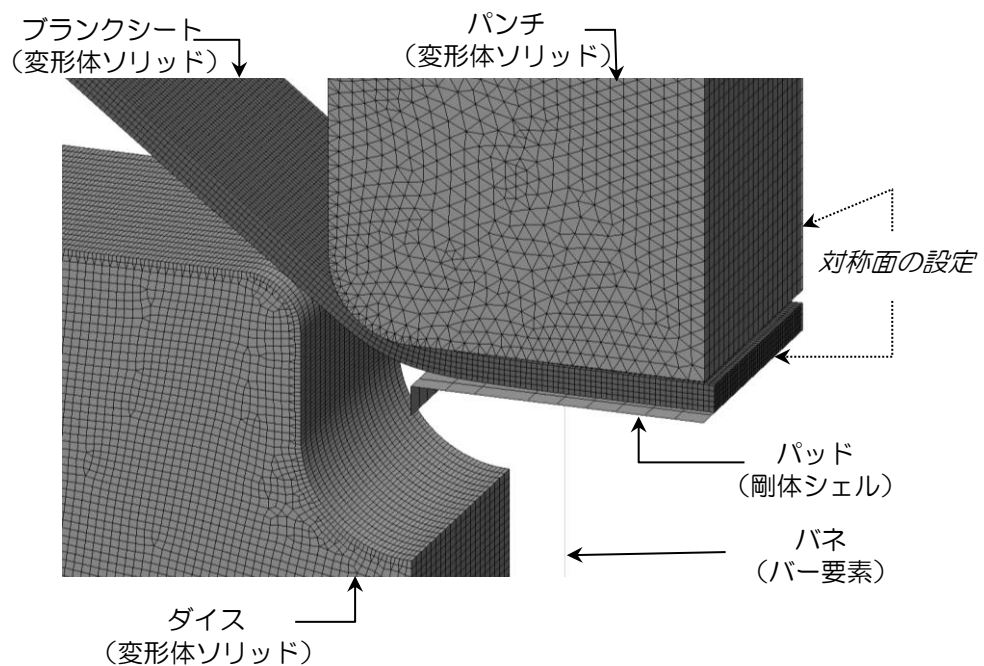


図 4.8 ソリッド変形体金型の有限要素モデル

一般的に金型はシェル要素でモデル化され、剛体として扱われる。しかし今回の U 曲げ成形は、曲げ R 部のクリアランスを初期板厚より狭めた金型を用いており、これは金型が成形中に弾性変形することを前提とした設計である。そこで、成形中の金型変形がスプリングバックの計算結果にどの程度影響を与えるかを調べるためにパンチとダイスを変形体（5 & 6 面体ソリッド要素）とした計算も行った。

図 4.7 がシェル要素による剛体金型のモデル、図 4.8 がソリッド要素による変形体の金型のモデルである。金型の弾性係数は材質が SKD11 であることから 208GPa とし、摩擦係数は剛体・変形体とも 0.12 とした。両解析モデルとも実験と同様に、パッドはスプリングによって一定の背圧を与えられたままパンチと同期して下降する。下死点でパッドはカウンターブロックで底突きされ、それ以上降下しない様にモデル化した。

シェル剛体金型の場合は、パンチは下死点手前 0.05mm までストローク制御で下降させた後に、所定の決め押し荷重をパンチに付与した。それに対しソリッド変形体金型はパンチ上端（実型ではダイセットへの取り付け部に相当）をストローク制御で降下させ、下死点位置を設計上の下死点から 0.1mm 手前から 0.05mm 過ぎまで斬変させることで種々の決め押し荷重の結果を得ている。

図 4.9 に U 曲げ成形～決め押し～離型（スプリングバック）の一連の様子を、ソリッド変形体金型を用いた有限要素解析結果で示す。ここで重要なのは、離型（スプリングバック）の工程を実験に忠実に、パッドの取り除き→パンチ引抜き→試験片のダイスから引抜き、の順にシミュレーションする事である。具体的なデータは省くが、有限要素解析でパッドをダイスから引き抜いた後に取り除いた場合、異なるスプリングバック量が得られたことを付記する。

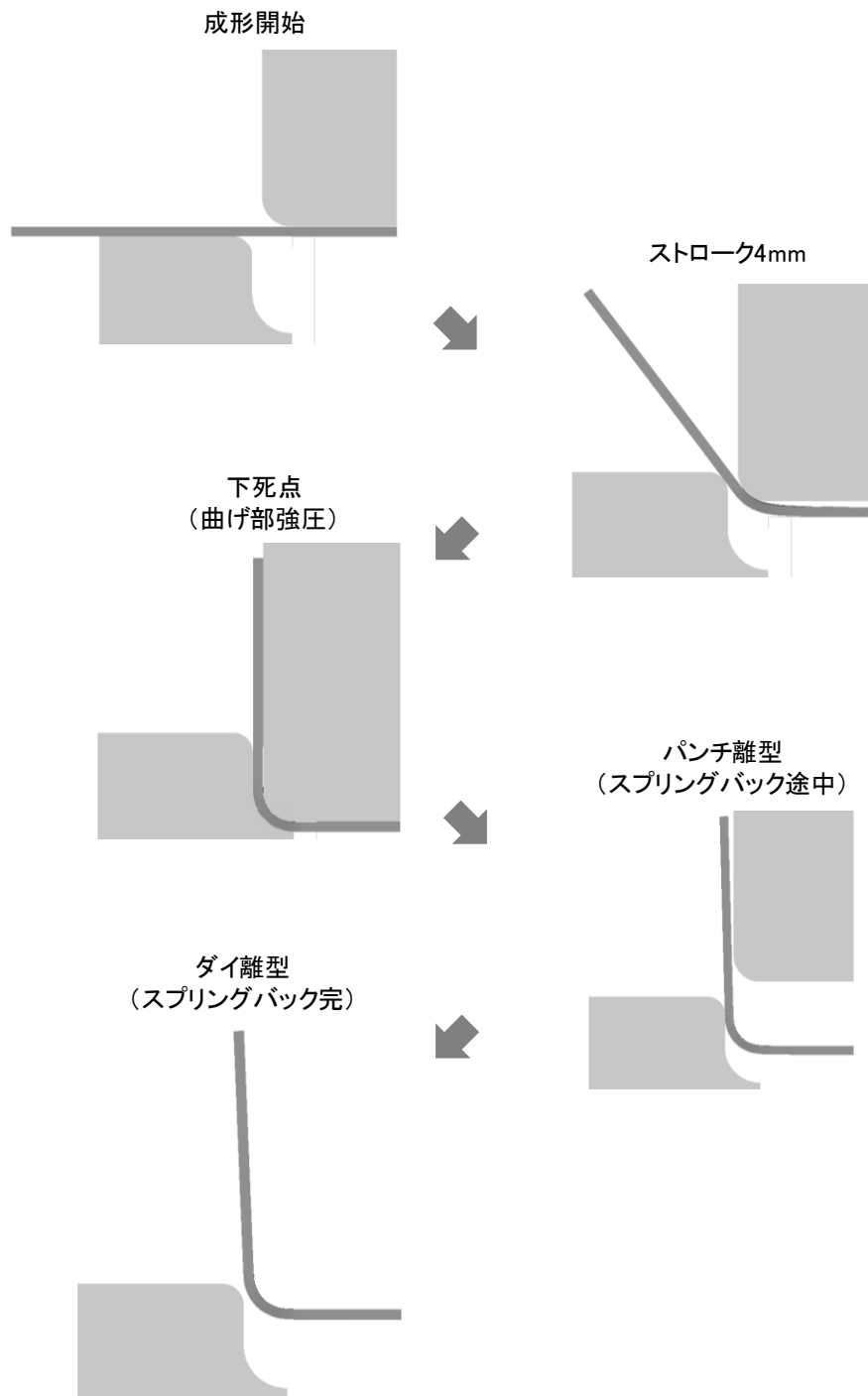


図 4.9 有限要素解析による U 曲げ~決め押し~スプリングバック

4.3.2 解析精度に及ぼす材料モデルの影響

高張力鋼板のスプリングバックには材料のバウシinger効果が強く影響⁶⁾し、とりわけダイス肩部で曲げ・曲げ戻しを受けるドローブンドではその影響が極めて大きいことは良く知られている。また、第3章の検証によって、V曲げ後の決め押しにおいてもバウシinger効果がスプリングバック挙動に影響することが確認された。U曲げ成形では、曲げ・曲げ戻しを受けた後に板面直方向の応力作用が加わるが、その事が面内の応力状態に変化をもたらし、その際のバウシinger効果がスプリングバック挙動に影響することが予想される。そこで、バウシinger効果を的確に表現できるY-Uモデル⁷⁻⁸⁾を、第2章で示した枠組みに沿ってPAM-STAMP2G V2009に組み込み検証に用いた。

図4.10は、U曲げ実験に用いた590MPa級高張力鋼板について、単純引張試験と引張り-圧縮試験で得られた応力-ひずみ関係と、Y-Uモデルで計算された結果の比較を示す。本材料では応力反転でのバウシinger効果が強く現れているが、Y-Uモデルはこれを的確に再現していることが分る。

なお本研究では、Y-Uモデルと合わせIHモデルを用いた解析も行い、両モデルのシミュレーション結果を比較検討し、決め押し・スプリングバックに材料のバウシinger効果がどの程度影響するかについて考察を行った。IHモデルの応力-ひずみ線図は、単軸引張り領域でY-Uモデルと一致させるため、Y-Uモデルを用いて求めた線図をそのまま用いた。

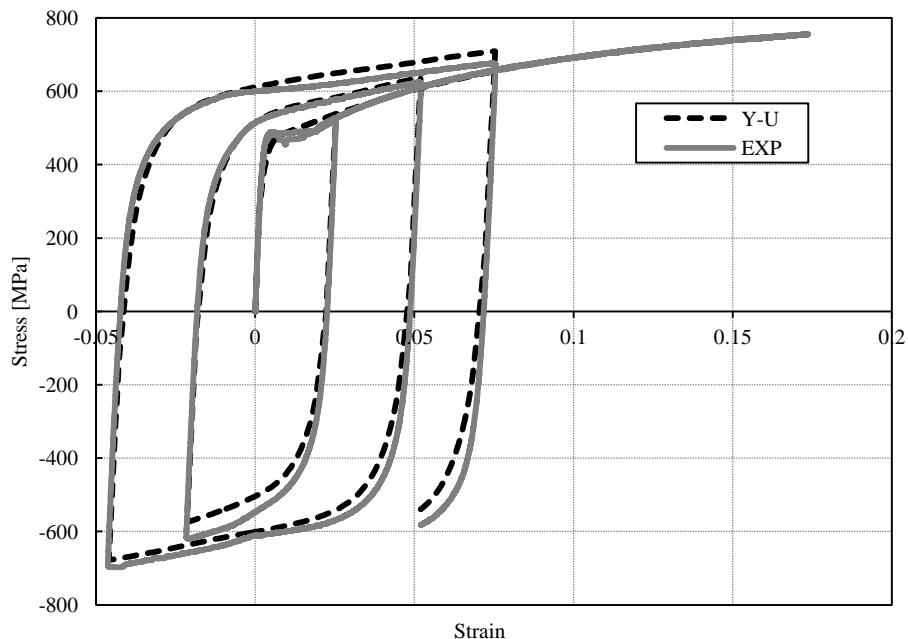


図 4.10 繰り返し変形における応力-ひずみ曲線
(Y-Uモデルから算出された結果と材料試験結果の比較)

曲げ R 部の角度とパンチ荷重の関係について，シェル要素による剛体金型の場合の解析結果と実験結果の比較を図 4.11 に示す．解析でも実験と同様に，肩半径 R_d が 4.02, 4.07, 4.12mm のダイスを用いている．なお解析では，パンチの停止位置をそれぞれ下死点，下死点から 0.01, 0.02, 0.03, 0.04, 0.08, 0.12mm 手前とした成形解析を行い，最終のパンチ荷重を測定した．スプリングバック解析に関しては，成形結果を引継ぐと共に，成形後にパンチを引き抜く動作を含めて実際の工程を忠実に再現した．スプリングバック角度の測定は，試験片が完全に金型から離れた後，スプリングバック挙動が収まった後に行った．

IH モデルを用いた解析結果は，実験結果に比べ角度が小さめとなっており，Y-U モデルの方が明らかに実験結果に近い角度になっている．この結果より，材料モデルの正しい選択が，決め押し後のスプリングバックを予測する場合においても重要であることが分る．

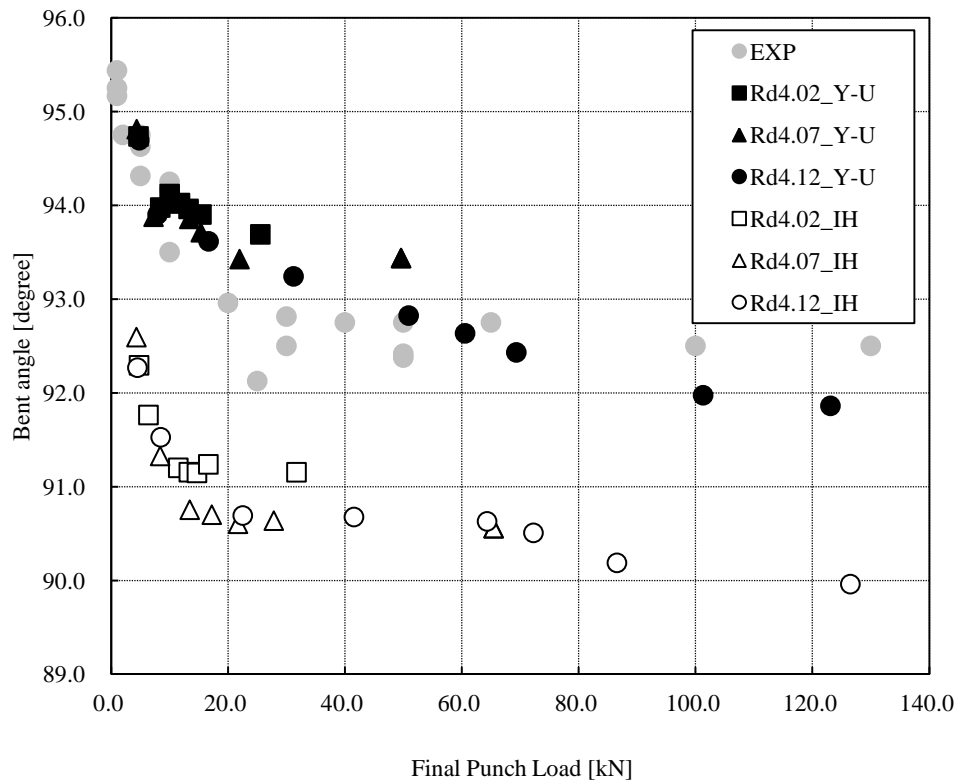


図 4.11 決め押し荷重と曲げ角度の関係
(Y-U 解析結果と IH 解析結果の実験との比較)

4.3.3 解析精度に及ぼす成形中の金型変形の影響

決め押し加工では、金型のクリアランスを狭くしたり、下死点でパンチ荷重を更に増加させたりして、材料の面直方向に力を加えられる。必然的に通常の成形より大きな力が金型に作用するため、金型のたわみも大きくなると考えられる。このたわみの増加が、有限要素解析においてスプリングバック予測精度に及ぼす影響も興味深い点である。

そこで上述の図 4.8 のように、パンチとダイスもソリッド要素を用いて変形体としてモデル化し、金型のたわみも考慮した解析を行う事とした。なお解析は、たわみが最も大きくなる肩半径 R_d が 4.12mm のダイスについて実施した。また材料モデルに関しては、前節の結果を踏まえ、Y-U モデルを用いる事とした。

図 4.12 は、様々なパンチ荷重でのスプリングバック量の変化を見るため、パンチ位置を下死点より -0.12mm から +0.02mm まで変化させた解析を実施した結果である。金型を変形体として計算したパンチ荷重と曲げ部の角度の関係を、剛体金型として計算した結果と比較したものであり、実験結果も合わせて記載してある。パンチ荷重 20~90kN では弾性金型を用いた解析結果が、実験結果に更に近づいていることがわかる。この結果より、金型クリアランスを板厚より狭めて決め押し加工をする場合には、型の弾性変形もスプリングバックに対して二次的な影響があると言える。

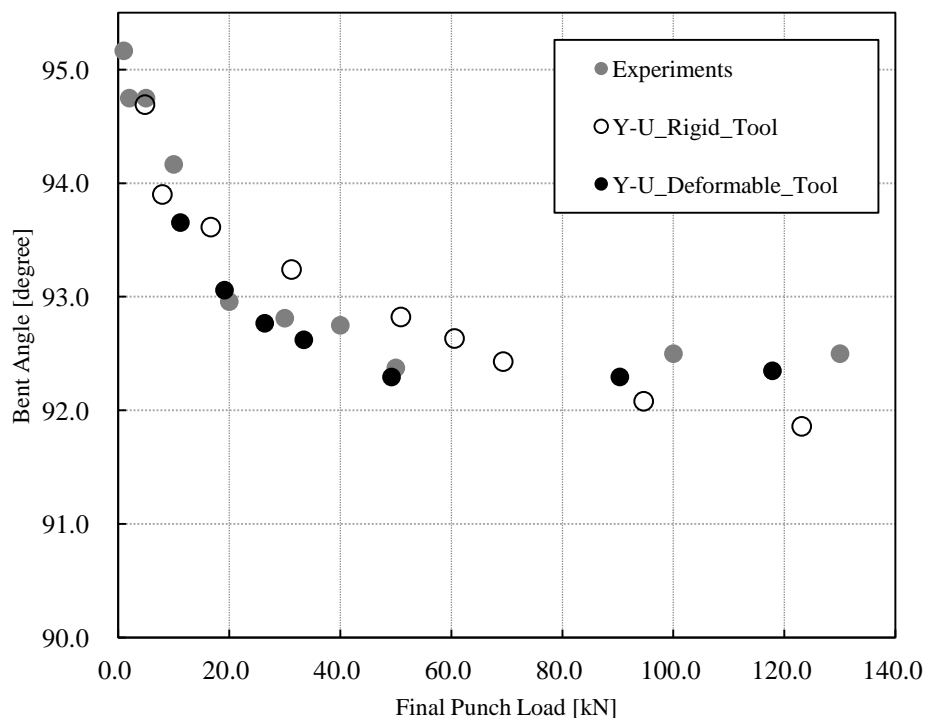


図 4.12 $R_d4.12\text{mm}$ の金型における決め押し効果の比較
(変形体金型解析, 剛体金型解析と実験結果の比較)

図 4.13 は有限要素解析で得られた下死点でのパンチとダイスの変形量である。なお図は、板幅方向半分の断面側から見たものである。本解析に用いた Rd が 4.12mm の金型では、パンチとダイス間のクリアランスは板厚より最大 0.1mm 狭まっているが、下死点での型変形量はそれに比べると 1桁小さな値に留まっている。

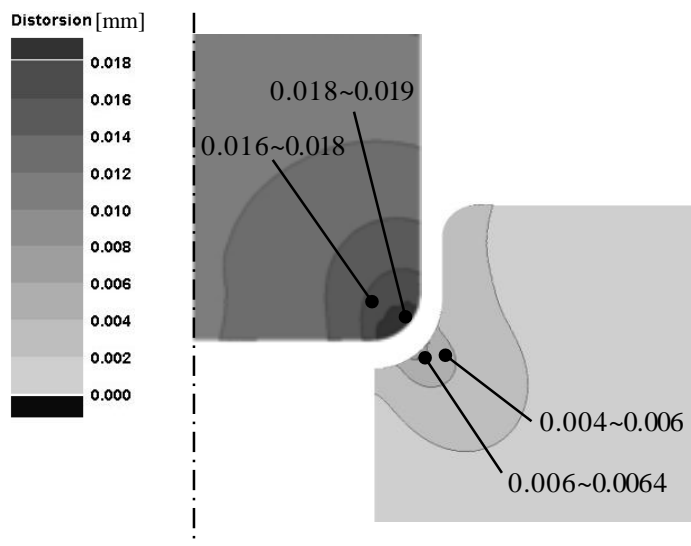


図 4.13 変形体金型を用いた解析によって得られた下死点での型変形量

変形量は小さいものの、その影響はパンチ荷重予測精度に顕著に表れた。図 4.14 は成形の進行に伴うパンチ荷重の増加を有限要素解析によって求めたもので、上側は成形開始から下死点までの荷重の推移を示し、下側は下死点より -0.5mm から下死点までを拡大表示したものである。金型が剛体であっても変形体であっても、下死点より -0.05mm まではパンチ荷重の値に大差は見られない。しかし下死点では、剛体の場合は 94.6KN に達するのに対し、変形体では 33.4KN に留まっている。

実物の金型は弾性体であるのだから、変形体金型がより正確なパンチ荷重を予測していると考えて良い。従って前節の結果も踏まえると、決め押し後のスプリングバックを正確に予測するには、材料モデルに Y-U モデルを用い、金型をソリッドで変形体として扱うのが最良の組合せと言える。

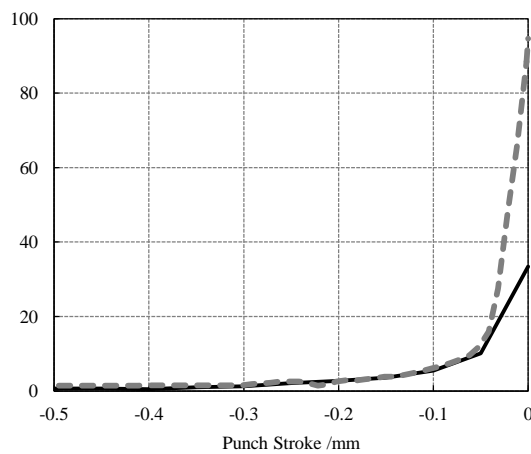
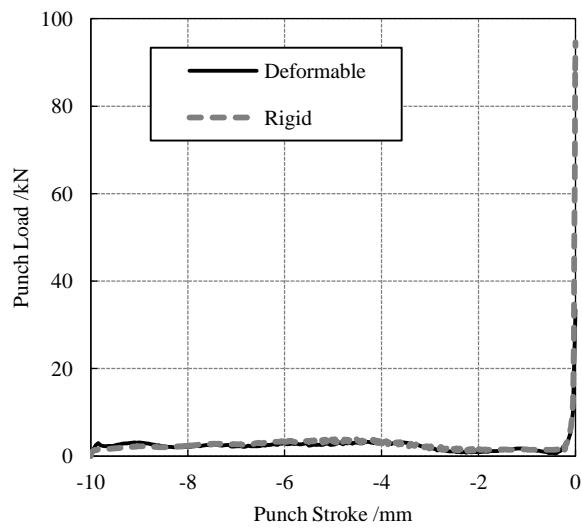


図 4.14 成形中の成形荷重の変化
(変形体金型と剛体金型との比較)

4.4 決め押し効果に関する考察

4.4.1 荷重による決め押し効果の違い

図 4.15 に変形体金型を用いた有限要素解析から得られたブランク材中央断面での応力分布の推移を示す. 左からパンチ荷重 5.5kN(下死点手前 0.1mm), 33.4kN(下死点), 90.3kN(下死点から 0.05mm 押し込み) の時のものである.

また図 4.16 は, 図 4.13 と同じパンチ荷重において, パンチとダイスがブランクシートに接触している領域を示したものである. なお, 有限要素解析時は板幅方向には対称面が設定してあるが, 図 4.16 ではグラフィック処理により幅方向はフルモデルとして表示されている.

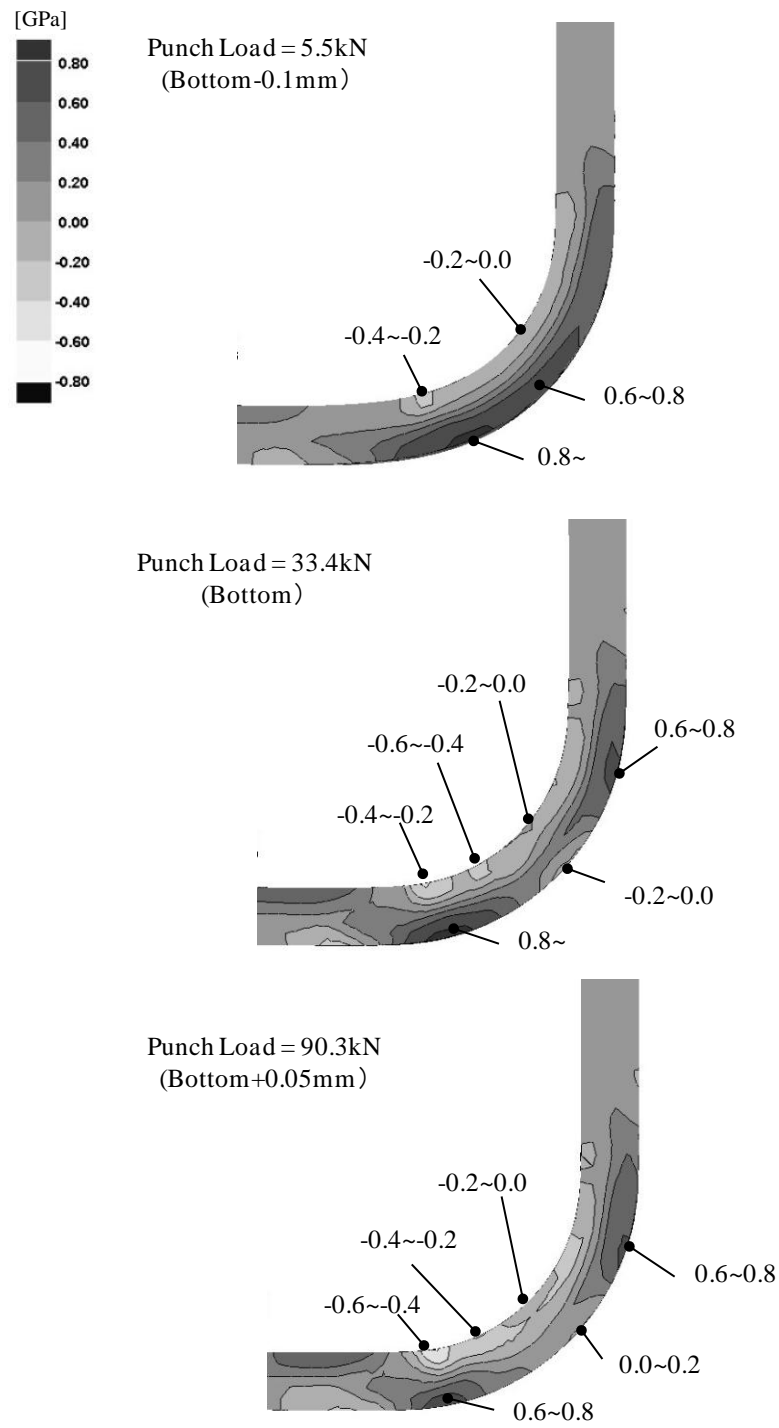


図 4.15 パンチ荷重増加に伴う応力分布の変化
(Rd4.12 金型，板幅中央部断面)

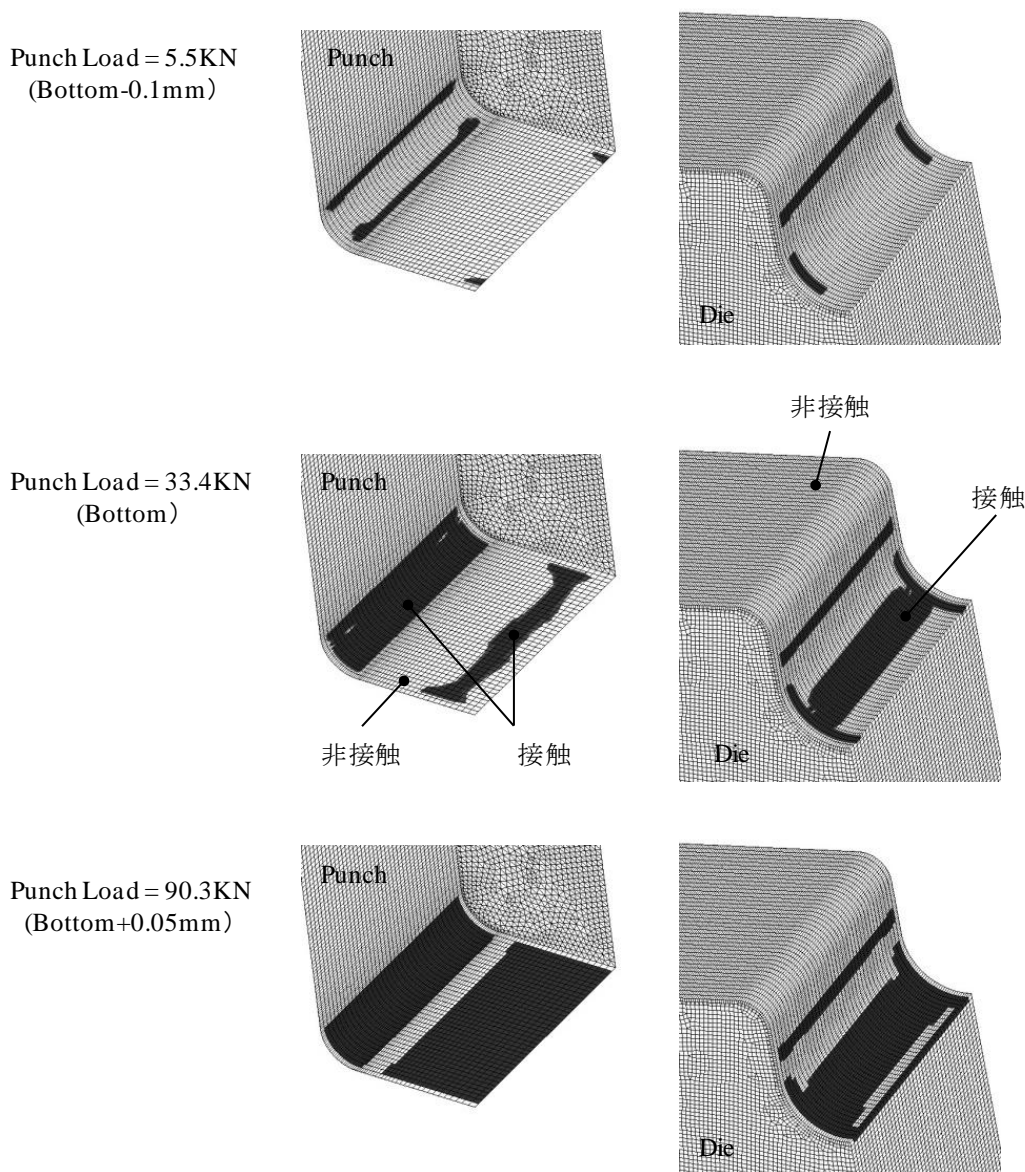


図 4.16 パンチ荷重増加に伴う金型と試験片の接触状況の変化
(変形体金型の有限要素解析)

パンチ荷重が比較的低い 5.5 kN (下死点の 0.1 mm 手前) では、パンチ・ダイス共に曲げ R 部は部分的にブランクシートに接触しているだけである。十分に板面直方向に力をかけられていない事から、曲げ内側が圧縮応力状態で外側が引張り応力状態と、曲げ加工を受けた状態のままであり、決め押し効果がまだ小さいことが分る。

パンチ荷重が 33.4 kN (下死点位置) まで増加すると、パンチ・ダイス共に曲げ R 部の全面がブランクシートに接触する。これにより十分に板面直方向に力が加わることから、曲げ外側に圧縮応力状態の領域が現れる。これは板内外の応力差が小さくなる事を意味し、スプリングバックの駆動力となる曲げモーメントの減少につながる。言い換えると、決め押しによるスプリングバック抑制効果が十分に働いていることを示している。

しかし荷重を更に増加させるためパンチを下死点から押し込んで行っても、パンチ底面を中心としてブランクシートとの接触領域は広がるものの、曲げ部のR部止まり近傍では板内外の応力差が残ったままになっている。これが、パンチ荷重を90.3KNまで増加させても、スプリングバックをゼロにすることができない原因となっている。

4.4.2 実用面から見た決め押し効果

今回、実験と有限要素解析で、金型Rを4.02mmから4.12mmまで変化させても、下死点到達以降も更にパンチ荷重をかけてもスプリングバックはゼロにはならなかった。

肩半径Rdが4.12mmのダイスでは、板厚の10%もクリアランスが狭くなっており、これ以上クリアランスを減少させることはプレス加工品の品質を損なう事となり現実的でない。

それに加え前節で述べたように、パンチ・ダイス共に曲げR部全面がブランクシートに接触する段階で十分な決め押し効果が得られている。これらの事から、むやみに曲げR部のクリアランスを狭めたり、大きな力で金型を押えたりするより、曲げR部が全面的に金型に接触するまで成形する事を狙うのが効率的と言える。

4.5 結言

背圧パッド付きU曲げ成形を対象に、曲げR部の板厚方向に積極的に力を加える決め押しの効果を、実験と3次元有限要素解析によって検証し、以下の結果を得た。

1) 曲げR部の板厚が最大10%減少する金型で決め押しをしても、スプリングバックはゼロにならなかった。3次元有限要素解析によって、下死点から更に押し込んでも曲げ部のR止まり近傍に大きな曲げ応力が残ることがわかった。このことが高荷重で決め押ししても、スプリングバックがゼロにならない原因である。従って実用上はスプリングバック抑制効果が大きい、曲げR部の両面が金型に完全に接するまでを狙って決め押しするのが良い。

2) 決め押し後のスプリングバックに対する材料のバウシinger効果の影響は大きく、決め押し荷重に対する金型の弾性たわみの影響もある。従って、有限要素解析においては材料モデルに吉田・上森モデルを用い、金型にソリッド要素を用いて変形体とすることで、より高精度なスプリングバック予測が可能となる。

参考文献

1. 杉山隆司：塑性と加工，46-534（2005），552-555
2. 吉田亨・磯貝栄志・橋本浩二・片山知久・栗山幸久：塑性と加工，46-534（2005），656-660
3. 岩谷二郎・田中福輝・白沢秀則・宮原征行：塑性と加工，35-404（1994），1122-1127
4. 永井康友：塑性と加工，29-324（1988），69-74
5. 薄鋼板成形技術研究会（編）：プレス成形難易ハンドブック第3版，（2007），日刊工業新聞社
6. 上森武・岡田達夫・吉田総仁：塑性と加工，43-498（2002），639-643
7. Yoshida, F. & Uemori, T.: *Int. J. Plasticity*, 18 (2002), 1687-1702.
8. Yoshida, F. & Uemori, T.: *Int. J. Mech. Sci.*, 45 (2005), 661-686.
9. 蔦森秀夫・吉田総仁：塑性と加工，46-532（2005），1961-1964
10. Roll, K. : *Proceedings of the 7th International Conference NUMISHEET* (2008), 3-11

第5章 結論

プレス加工で生産される自動車用車体部品や足回り部品では、高張力鋼板の採用が広がっており、それに伴い成形後のスプリングバックによる寸法精度の狂いは大きな問題となっている。近年、プレス加工によって曲げ曲げ戻し変形を受ける事による応力反転時の材料挙動（特に、バウシンガー効果による遷移軟化）を考慮できる吉田-上森モデルの貢献もあり、3次元有限要素解析によってスプリングバックを実用的な精度で予測できるようになってきた。そのため「バック見込み」と呼ばれる金型形状の補正を、3次元有限要素解析結果に基づいて行うようになってきている。しかし古くから経験的に知られていた、板厚方向に強圧をかけることでスプリングバックを抑制する「決め押し」を3次元有限要素解析で予測する事は、一部の研究目的の解析を除き、行われてはいない。これは「決め押し」が板厚方向に力がかかる事からソリッド要素を用いた有限要素解析が必要となり実用的な計算時間で結果が得られない事、スプリングバック予測に不可欠となった吉田-上森モデルをソリッド要素と組み合わせる有限要素解析ソフトウェアが作られてなかった事が影響していると思われる。近年コンピュータ性能の向上に伴いソリッド要素を用いた解析も実用的な計算時間で行えるようになったことから本研究ではまず、吉田-上森モデルをソリッド要素と組み合わせて使えるようにした。

また従来の「決め押し」に関する研究でも有限要素解析を併用して「決め押し」による応力変化などの分析を行っているが、平面応力を仮定した2次元変形で、かつスプリングバック予測の誤差が大きい等方硬化則に基づいた材料モデルで解析を行っており、不正確な分析となっている懸念がある。本研究では上記のソリッド要素と吉田-上森モデルを組み合わせる解析可能な3次元有限要素解析と、実験との併用により「決め押し」効果の検証を行い、新たな知見を得た。

本論文では、これらの研究内容を全5章にわたって述べている。その内容は以下のように要約される。

第1章では、まず初めに高張力鋼板の採用が進む自動車用プレス部品においてスプリングバック対策が重要課題であること、3次元有限要素解析によるスプリングバック予測精度が吉田-上森モデルを用いてバウシンガー効果を考慮することで実用的なものになった事を示している。その一方で、金型設計製作現場で古くより用いられてきた「決め押し」によるスプリングバック抑制については吉田-上森モデルを使った3次元有限要素解析ができなかった事、それゆえ過去の「決め押し」の研究において有限要素解析による応力予測を用いてきた事の問題点を指摘している。更に3点曲げ（V曲げ）加工を除くと、鋼板面直方向に強圧する「決め押し」効果の研究報告がなされていない事、強圧することによる金型のたわみがスプリングバック解析精度に及ぼす影響についても指摘している。これらを踏まえ、本研究の目的と位置付けを明らかにするとともに本研究の概要について述べている。

第2章では、「決め押し」のような板厚方向の応力を考慮する必要がある場合においても、3次元FEMで吉田-上森モデルとソリッド要素の組み合わせで解析ができるようにユーザーサブルーティンの開発を行った。これにより「決め押し」加工時のバウシンガー効果も考慮してスプリングバック予測ができるようにした。

この吉田-上森モデルのソリッド要素への組み込みにあたっては、動的陽解法における構成式の時間積分方法として、移動硬化則である吉田-上森モデルに適応したリターンマッピングのアルゴリズムの提案を行った。

第3章では、底突きブロック付3点自由曲げ（V曲げ）成形において、曲げR部の板厚方向に力を加えて決め押しする事の効果を、種々の決め押し荷重での実験と3次元有限要素解析によって分析を行った。実験結果からは、決め押し荷重の増加に伴いV曲げ部角度が 94° から 89.5° まで減少（つまりスプリングバックが減少）している事、減少の割合は低荷重領域（2.5kNあたりまで）が大きく、それより大きな荷重では比較的スプリングバック減少割合は緩やかになる事が観測された。FEM解析を用いた分析により、決め押し開始直後ではV曲げ過程で発生した稜線そりを押し潰すことにより曲げ部の幅方向の両端部で板内外の応力差が減少するが、大きな決め押し荷重では曲げ内側に大きな圧縮応力が発生してしまうため板内外の応力差がそれ以上小さくならず、スプリングバック抑制効果が大きく働かない事を明らかにした。

更に、移動硬化則である吉田-上森モデルと等方硬化則の3次元有限要素解析結果を実験と比較検討することで、吉田-上森モデルを使った解析結果が実験結果に近い事と、稜線そりを押し潰す（応力反転後の）荷重に違いがある事から決め押し加工時にもバウシンガー効果が影響していることを指摘した。

第4章では、背圧パッド付きU曲げ成形において、曲げR部のクリアランスを板厚と同等か狭めた金型を用いて決め押し実験を行い、3次元有限要素解析結果を併用して検討を行った。その結果、決め押し荷重増加と共に曲げ部角度が減少（つまりスプリングバックが減少）していること、比較的荷重（30kN程度まで）のスプリングバック減少率が大きく（約 95° から約 92.5° ）、それ以上の荷重領域では 92.5° から僅かに減少する程度である事が分かった。3次元有限要素解析を用いた分析により、パンチ荷重が急上昇を始めるタイミング（決め押し開始時点：設計上の下死点より0.2mm程度手前）から設計上の下死点まで押し込む間に、曲げ部が上下金型と接触し、それに伴い板内外の応力差は大きく減少する事が分かった。更に下死点まで押し込むとパンチ底面に接触範囲が広がるが、曲げ部のR止まり近傍に大きな引張り応力が残ることが判明した。このことが比較的低い決め押し荷重でスプリングバック抑制効果が大きく表れ、高荷重で決め押ししてもスプリングバックがゼロにならない原因であると指摘した。

本研究では曲げR部の板厚が最大10%減少する金型で決め押ししており、これ以上の型クリアランス減少はプレス部品の品質を損なうことになり現実的ではない。その事を踏まえると、決め押しでは必ずしもスプリングバックはゼロにならない事を指摘した上で、実用的な決め押しは曲げR部の鋼板表裏が完全に金型に接するまで押し込む

までを狙うのが効率的であるとの提案を行った。

ここでも、吉田-上森モデルと等方硬化モデルを実験結果と比較する事で、吉田-上森モデルの結果がより実験結果に近い事を確認した。更に決め押し荷重に対する金型の弾性たわみの影響を調査するためソリッド要素による変形体金型を用いた解析も行い実験と比較を行った。その結果、金型変形量は型クリアランス減少分（最大 0.1mm）に比べ1桁小さな値であり、スプリングバック量の予測精度に対しては2次的な影響に留まるが、パンチ荷重予測においては剛体金型の場合が約 90kN と予測されるのに対し変形体金型では約 33kN と大きく差が出る事が分かった。これにより、有限要素解析においては材料モデルに吉田・上森モデルを用い、金型にソリッド要素を用いて変形体とすることで、より高精度なスプリングバック予測が可能となることを明らかにした。

第5章では、本研究で得られた結論を総括している。

本研究では、「曲げ加工後に鋼板面直方向にどんどん強い力をかけていくとスプリングバックはほとんどなくなる」と言われてきた従来の知見に対し、実成形においては必ずしも決め押しによってスプリングバックをゼロできないことを明らかにできた。この事はプレス金型の設計製作現場においても、むやみに金型のクリアランスを詰めたり、下死点で大きな荷重をかけて無理やり上型を押し込んだりする事は、必ずしもスプリングバック低減につながらない事を示しており、実務的にも有意な成果と言える。

また、「プレス加工時の決め押し効果を考慮して3次元有限要素解析でスプリングバック予測をより正確に行うには、材料モデルに吉田・上森モデルを用いた上で金型にソリッド要素を用いて変形体として解析するのが良い」という成果は、プレス成形シミュレーション・システムの開発を行う者にとって大きな成果である。既に、「決め押し」や「しごき」の影響（板厚方向の応力）を考慮できるシェル要素（吉田-上森モデルも利用可能）の開発や、プレス成形と金型変形のカップリング解析手法の開発が進んできているが、これらの開発が正しい方向に向かっていることの裏付けが得られたと言える。

謝辞

本研究の遂行に当たって、熱心にご指導頂いた広島大学大学院工学研究科の吉田総仁教授に心から御礼申し上げます。

また、実験を手伝って頂いた広島大学・弾塑性工学研究室の平原篤君，兼折直樹君に心より感謝申し上げます。