

静的陽解法弾塑性FEMによる
自動車車体プレス成形の
モデリングに関する研究

須長 秀行

①

静的陽解法弾塑性FEMによる
自動車車体プレス成形の
モデリングに関する研究

1998年9月

須長 秀行

目次

第1章	緒論	1
1.1	緒言	1
1.2	過去の研究	2
1.3	本研究の目的と概要	4
第2章	自動車車体プレス成形シミュレーションの現状	10
2.1	まえがき	10
2.2	プレス加工工程	10
2.3	成形不具合	11
2.4	絞り成形工程	13
2.5	絞り成形過程	14
2.6	成形評価方法	14
2.7	弾塑性有限要素法	18
2.8	ベンチマークテスト	20
2.8.1	ベンチマークテスト内容	20
2.8.2	ベンチマークテスト結果	20
2.9	静的陽解法 (ITAS-3D) の課題	25
2.10	まとめ	28
第3章	非線形弾塑性有限要素法の基礎式	32
3.1	まえがき	32
3.2	弾塑性構成式	33
3.3	釣り合い式および境界条件式	34
3.4	仮想仕事の原理	36
3.5	剛性方程式	37
3.6	R_{\min} 法	39
3.7	変位, 力, 応力などの更新	42

3.8	増分計算の手順	43
3.9	要素	43
3.10	まとめ	46
第4章	パネルセットモデリング	48
4.1	まえがき	48
4.2	パネルセッティング	49
4.3	パネルネスト	56
4.4	パネルセットモデルを用いた FEM 解析結果	58
4.4.1	解析条件	58
4.4.2	解析結果	58
4.5	まとめ	59
第5章	摩擦モデリング	64
5.1	まえがき	64
5.2	摩擦モデルの導入	64
5.3	計算のアルゴリズム	68
5.3.1	摩擦条件による r_{\min} の決定方法	69
5.3.2	擬似固着がすべり状態への変更条件	69
5.3.3	すべりから擬似固着状態への変更	71
5.4	平面ひずみ問題の摩擦モデル	71
5.5	解析結果	72
5.5.1	角筒深絞り成形解析	72
5.5.2	球頭張り出し成形解析	72
5.5.3	ヘミング加工解析	73
5.6	まとめ	73
第6章	垂直絞りビード引抜き力モデリング	84
6.1	まえがき	84
6.2	絞りビードの現状	85
6.3	実験内容	85

6.3.1	実験装置	85
6.3.2	絞りビード工具形状	88
6.3.3	試験片	88
6.4	実験結果	91
6.4.1	絞りビード引抜き抵抗	91
6.4.2	平板工具	91
6.4.3	材料幅の影響	91
6.4.4	丸ビード	91
6.4.5	角ビード	92
6.4.6	ダブルビード	94
6.5	考察	94
6.5.1	丸ビード	94
6.5.2	角ビード	94
6.5.3	絞りビード引抜き力算出方法	98
6.5.4	ダブルビード	98
6.6	2次元絞りビード解析	100
6.6.1	解析条件	100
6.6.2	解析方法	102
6.7	解析結果	102
6.7.1	絞りビード引抜き抵抗	102
6.7.2	絞りビード引抜き力	104
6.7.3	絞りビード引抜き形状	104
6.8	絞りビード引抜き力の予測	104
6.9	まとめ	106
第7章 傾斜絞りビード引抜き力モデリング		110
7.1	まえがき	110
7.2	実験内容	110
7.2.1	実験装置	110
7.2.2	絞りビード工具形状	111

7.2.3	試験片	111
7.3	実験結果	111
7.3.1	絞りビード引抜き工具反力	111
7.3.2	絞りビード引抜き工具水平・垂直反力	115
7.3.3	絞りビード引抜き力	115
7.4	FEM解析	115
7.4.1	材料及び工具条件	111
7.4.2	計算方法	117
7.4.3	解析結果	117
7.5	考察	119
7.5.1	絞りビード引抜き接線力比	119
7.5.2	絞りビード引抜き力	119
7.6	まとめ	122
第8章	3次元FEMにおける絞りビードの取り扱い	126
8.1	まえがき	126
8.2	絞りビードモデル	126
8.2.1	絞りビードの定義	127
8.2.2	絞りビード力の定義	127
8.3	絞りビードモデリングの導入	131
8.4	計算のアルゴリズム	133
8.4.1	ビード引抜き力初期状態の判定	133
8.4.2	ビード引抜き力初期状態の判定	133
8.4.3	ビード引抜き力定常状態への移行判定	133
8.4.4	ビード引抜き力除荷状態解除のためのR _{min} 決定	134
8.5	まとめ	134
第9章	自動車車体パネル成形シミュレーションの実際	136
9.1	まえがき	136
9.2	成形シミュレーションシステム	136
9.2.1	工具データ作成機能	136

9.2.2	計算速度高速化.....	139
9.2.3	解析結果可視化機能.....	140
9.3	成形シミュレーション適用事例.....	141
9.3.2	絞り形状最適化.....	144
9.3.2	絞りビード形状最適化.....	145
9.4	まとめ.....	145
第10章	結論.....	152
謝辞	155

第1章

緒論

1.1 緒言

今日、自動車は人々の生活に不可欠な道具として社会にとけ込んでおり、ユーザー・社会ニーズに対応して、常に車を進化させ、社会により便利で豊かな文化を提供していくことが不可欠となっている。そのために、最近の傾向として、車社会の高度化に伴い、車に求められる機能がますます多岐にわたると同時に高度な内容になっている。そして、このような顧客ニーズの多様化にタイムリーに対応するために、機能向上が求められているだけではなく、コストの低減、新車開発期間の短縮が絶対不可欠となっている。

最近では、車の居住性、外観の面からだけではなく、自動車に関連した社会問題として、自動車の安全性、炭酸ガスによる地球温暖化・大気汚染による酸性雨などの地球環境問題¹⁾の解決が求められている。この問題を解くかぎは、車が提供する利便性・安い価格での車の社会への提供等社会がこれまで享受してきた利点を失うことなく、このような車に課せられた技術課題を解決することにある。そのために、難成形材料の採用・難成形形状の製品化²⁾などの新たな技術開発の必要性が増加しており、従来以上に機能・質的变化が求められているのが現状である。

このような背景から、プレス金型作りに関しても、型設計のCAD化、型加工のCAM化³⁾、そして、工作機械の高速化⁴⁾により、設計・加工から型検査に至るまで自動化を軸とした型生産の効率化が急速に進められてきた。また、型の精度に関しても、工作機械の精度向上とCAD/CAM化に支えられ、年々高精度化が実現してきている。最近では、金型表面仕上げ段階における磨き作業の機械化も実用化レベルとなり、型の完成度だけではなくプレス成形品の精度も大幅に向上してきている。

成形技術については、これまでの金型設計で蓄積した経験と勘に基づく成形ノウハウをもとに設計・製作を行なっている。そのために、トライアル段階で成形不具合発生による金型修正の繰り返しという非効率な業務が発生し、せっかく高精度に仕上げた型を精度的に劣るものにしていくというのが現状である。その結果、トライアル時の金型修正による時間的ロスの割合が、最近の型設計・加工の高度化と高精度化による金型加工時間の急速な減少に相まって増加している。そして、トライアル時の金型修正時間の短縮が型製作の中でますます大きな問題となっている。

このような非効率な金型製作方式を打破し、理想的な金型製作方式に生まれ変わるためには、上流工程（設計段階）でトライアル時に発生する成形不具合をなくすこと

が不可欠である。そのための強力なツールとして、従来からの勘と経験に頼った生産技術の延長上ではなく、CAD データを利用した成形過程を簡単な塑性力学と図形処理を用いて幾何学的に近似する手法^{1(6), 1(7)}、すべり線場法でフランジ部の材料流れを求める¹⁽⁷⁾等の手法が、成形不具合予測手法として用いられている。しかし、複雑な3次元形状を有する実際の自動車車体プレス部品への対応は難しく、限られた部品形状及び成形不具合領域に対してのみ適用されているのが現状である。しかし、最近のコンピュータ技術の飛躍的な進歩¹⁽⁸⁾を背景として、有限要素法(FEM; Finite element method)が急速に発達してきたことにより、弾塑性 FEM によるプレス成形解析に大きな期待が集まっている。

弾塑性 FEM の特長は、複雑な3次元工具形状を有する絞り成形工程でも、実際の成形過程と同じように材料の変形過程を計算でき、しかも、材料の変形特性や材料と工具の間の摩擦特性も計算の中に取り込むことができるという、他の手法にない高い汎用性を持っている。そのため、弾塑性 FEM は、複雑な自動車車体プレス成形にも十分に対応できると考えられることから、実際のトライアル段階で成形不具合発生によるトライアンドエラーによる金型修正作業を、設計段階での計算機トライアル作業に置き換えられる強力なツールであると期待されている。

しかし、自動車車体パネルのような薄板プレス成形は、材料と接触する工具形状面が複雑な3次元曲面で構成されている。さらに、変形を受ける材料のサイズも大きい上に板厚も薄いために、成形初期より自由度の高い不安定な成形条件となる。そのため、数値解析が計算途中で困難になるなど、弾塑性 FEM を新車開発プロセスの現場で実際に使用していくためには、計算時間・解析精度・信頼性等技術的に解決すべき多くの問題点が残されている。

そこで、本研究では、実際の新車開発プロセスの中で弾塑性 FEM による計算機トライアルの実用化のためには解決しなければならない開発課題に対して取り組む。さらに、新車開発期間の短縮化に対応して計算の高速化を図ると同時に、プレス技術者でも操作が可能な弾塑性 FEM システムを構築する。

1.2 自動車車体プレス成形シミュレーションに関する過去の研究

自動車車体部品のプレス成形3次元シミュレーションは、1985年にFord社のN.M.Wangらにより、フェンダーパネルの絞り成形過程が初めて紹介された¹⁽⁹⁾。これは、自動車車体部品としては単純形状であり、用いられている要素数も少なく粗い計算ではあるが、3次元 FEM 解析による板成形シミュレーションの可能性を示した。その後、板成形の FEM シミュレーションに関する研究が盛んになり、1989年にはHoneckerら¹⁽¹⁰⁾が、衝突解析用に開発された動的陽解法の FEM プログラム¹⁽¹¹⁾を用いて深絞り成形部品の成形解析を行ない、ダイフェース上のしわ発生も表示する等の

実際の成形形状に近い計算結果を示した。1990年代に入ると、コンピュータの急速な進歩による計算速度の向上も相まって、仲町ら¹¹²⁾は静的解法によるFEMプログラムを用いて、複雑な形状を有する自動車車体部品の解析を行ない、われ及びしわの発生が計算できることを明らかにした。しかし、使用できる要素が膜要素に限られているために、板材の曲げ変形が考慮できないという限界があり、ブランクホールド成形の計算が難しい等の問題があった。これに対して、牧野内¹¹³⁾は、曲げ成形解析用に開発した2次元FEMプログラムITAS-2D¹¹⁴⁾を拡張することにより、3次元弾塑性FEMプログラムITAS-3Dを開発した。しかし、ソリッド要素しか使えず、工具形状も平面と2次曲面の組み合わせに限られる等の問題があった。その後、シェル要素¹¹⁵⁾、¹¹⁶⁾、工具形状に点列データ¹¹⁷⁾を採用する等の改良が加えられ、汎用性の高いプレス成形解析用プログラムとなっている。

3次元FEMによりプレス成形解析を行なうためには、実際の成形過程で設定される成形条件を境界条件として設定しなければならない。特に、プレス成形可否に大きな影響を与える摩擦条件においては、FEMプログラムの多くがクーロン（線形）摩擦則を導入している。ここで、J.T.Odenら¹¹⁸⁾は、計算の安定化を図るために、固着摩擦状態に対して材料のすべりを許容する摩擦モデルを提案している。これに対して、Seguchi¹¹⁹⁾らは、非線形摩擦則の概念を提案している。しかし、摩擦挙動を関数表示するのに十分な実験データがないために、実際の計算に適用した例¹²⁰⁾は少ない。

プレス成形の初期工程である絞り成形過程では、ダイキャピティ内への材料流入量を制御するために、絞りビードが工具面上に設定されている。しかし、3次元FEMによる解析では、絞りビードを実際と同じように設定すると、絞りビード部の局所的な変形解析に計算が集中するために、計算時間が長くなり、そして、解が得られなくなる等の問題が発生している。これらの問題を避けるために、絞りビード部の境界条件モデル¹²¹⁾、¹²²⁾が提案されている。これらの絞りビードモデルでは、材料が絞りビード部を通過する方向には関係なく一意的に材料流入抵抗力が定義されている。さらに、絞りビード形状に対して垂直方向の材料引抜きに対する材料流入抵抗力の報告¹²³⁾、¹²⁴⁾、¹²⁵⁾しかない。材料が絞りビード部を通過する方向の違いが材料流入抵抗力に与える影響に関しては明らかにされていない。

絞りビード部の材料流入抵抗力に関しては、福井ら¹²⁶⁾がビード付きのハット型成形により基礎的諸因子を検討している。また、小島¹²⁷⁾、¹²⁸⁾がしわ押え力一定条件下での絞りビード形状等成形条件の違いに対するしわ押え力とポンチ力との関係について明らかにしている。そして、これら実験結果をベースに近似解法等による材料引抜き力算出方法¹²⁹⁾についても報告されている。しかし、クリアランス一定条件下での成形条件の違いが材料流入抵抗に与える影響については、ほとんど明らかにされていない。

古林ら¹⁻³⁰⁾や川原ら¹⁻³¹⁾は、任意のビードボンチ形状に対して基準となる材料引抜き力の算出方法として曲げ曲げ戻しを考慮した近似解法を提案している。また、長井ら¹⁻³²⁾は、エネルギー法を用いた近似解析による材料引抜き力の算出を提案している。しかし、工具及び材料変形形状が近似化されているために、任意のビード工具形状・成形条件に対しては、精度よく材料引抜き力を予測することが難しい。

弾塑性 FEM を用いた自動車車体の絞り成形解析においては、しわ・われ成形不具合発生予測に有効であることが報告^{1-33), 1-34), 1-35)}されている。しかし、解析を行なうために必要とされる入力データ作成が煩雑で時間を要する¹⁻³⁶⁾ことが報告されている。また、自動車車体部品のような大寸法複雑形状を解析する場合には、要素数が多くなり、解法によっては膨大な計算時間を要する¹⁻³⁷⁾ために実用化を図る上で問題となっている。さらに、ブランクホルド成形過程が変形自由度の高い現象となるために、安定した精度の高い解析¹⁻³⁸⁾が難しいことが報告されている。解析結果に対するしわの成形性評価方法に関しても、定性的であるために良否判断に差が生じることから、定量的なしわ発生判断方法¹⁻³⁹⁾が提案されている。

1.3 本研究の目的と概要

現状のプレス金型製作過程において、トライアル段階で成形不具合発生により金型修正作業を繰り返している非効率な金型製作方式を打破し、理想的な金型製作方式に生まれ変わるためには、従来からの勘と経験に頼った生産技術の延長上ではなく、上流工程（設計段階）で成形不具合をなくすることができる強力なツールの導入が必要不可欠である。弾塑性 FEM は、複雑な自動車車体プレス成形にも十分に対応できる汎用性の高いツールとして実用化が期待されている。しかし、解析の途中で解が得られなくなるなどの問題が頻繁に発生しているのが現状である。その大きな要因として、弾塑性 FEM による成形解析を行なうために必要とされる最適な境界条件モデルが、実際の成形過程で設定される成形条件に対して明らかにされていないことが考えられる。そこで、本研究では、3次元弾塑性 FEM による自動車車体部品の絞り成形解析を安定的に行なうために必要となる境界条件のモデル化を行なう。そして、実際に、これらの境界条件モデルを3次元弾塑性 FEM プログラム ITAS-3D に導入して、CAD との統合システム化を実現することにより、計算機トライアルの実用化を図ることを目的とする。

以下に本論文の構成を示す。

- 第1章 緒論
- 第2章 自動車車体プレス成形シミュレーションの現状
- 第3章 非線形弾塑性有限要素法の基礎式
- 第4章 パネルセットモデリング

第5章	摩擦モデリング
第6章	垂直絞りビード引抜き力モデリング
第7章	傾斜絞りビード引抜き力モデリング
第8章	3次元工具形状モデルにおける絞りビードの取り扱い
第9章	自動車車体パネル成形シミュレーションの実際
第10章	結 論

第2章では、新車開発プロセスにおける自動車車体プレス金型の現状把握を行ない、理想的な金型製作方式に生まれ変わるための問題点を明らかにする。そして、現状を打破するための強力なツールとして期待される弾塑性 FEM に関して、自動車車体部品の絞り成形解析によるベンチマークテストを行ない、現状の技術レベル及び解決すべき技術的課題を明らかにする。

第3章では、本研究で境界条件モデルの導入を行なった弾塑性 FEM プログラムの背景となっている基礎式及びアルゴリズムについて述べる。

第4章では、絞り成形過程の中で、最も不安定な成形条件となるブランク投入、ブランクホルド成形過程が安定的に問題なく解析できる機能として、境界条件モデルを提案する。そして、ブランクホルド後の成形形状に対して実験と解析結果の比較を行ない、その有効性を確認する。

第5章では、プレス成形限界に大きな影響を与える工具と材料の接触面に働く摩擦において、計算ができなくなる問題を解決するために、摩擦固着状態としてすべり速度が非常に小さい疑似固着状態を仮定した摩擦モデルを提案する。そして、成形実験と解析結果の比較により、摩擦に関する解析精度と計算の安定性の検証を行なう。

第6章では、絞り成形過程中のダイキャピティ内への材料流入量を制御するために金型形状として設定される絞りビードの力学的特性を明確化する。特に、クリアランス一定条件でのビード形状の違いが、ビード引抜き力に与える影響を絞りビード引抜き実験を用いて明らかにする。また、絞りビード引抜き力を効率的に算出できる方法として、2次元弾塑性 FEM を用いた絞りビード引抜き解析による手法を検討する。

第7章では、材料が絞りビードに対して垂直方向に移動するのではなく、傾いた方向に移動しながらビード部を通過する成形条件での材料引抜き方向と絞りビード引抜き力との関係を明らかにする。そして、任意の絞りビード形状、絞りビード設置方向及び成形条件から、絞りビード引抜き力を算出する方法を提案する。

第8章では、前章で明らかにされた実際の絞りビードが材料に与える材料流入抵抗（絞りビード引抜き力）を3次元弾塑性 FEM に導入する。そのために、絞り成形金型3次元形状に設定された絞りビード位置にある材料要素に対して、材料流入抵抗が働く絞りビードモデルを検討する。

実際の新車開発設計段階において、3次元弾塑性 FEM による計算機トライアルを

実現するためには、絞り成形解析のために必要とされる作業及び計算が短時間で処理できなければならない。そこで、第9章では、現状の弾塑性 FEM における絞り成形解析作業に対して、プレス技術者でも対応できる使用環境への整備、計算時間の短縮化を行なう。また、成形性良否判断が難しい微小なしわ（面歪）に対して、解析結果からの定量的成形性評価方法を提案する。

以上の研究成果をもとに開発された弾塑性 FEM システムを用いて、実際の新車開発設計段階において計算機トライアルを行なう。そして、弾塑性 FEM システムにより、金型製作時のトライアル段階で発生している成形不具合の予測ができ、金型修正・トライアル作業の繰り返しを、実際に削減できるかの検証を行なう。

参考文献

- 1-1) 武智：“地球環境と自動車”。塑性と加工 33-375 (1992), 335
- 1-2) 白田：“最近の薄鋼板と成形性”。塑性と加工 33-375 (1992), 344
- 1-3) 近藤：“車体用プレス金型の CAD/CAM 化動向と事例”。JMA Production Management Apr. (1986), 31-35
- 1-4) 五弓：“金型の低コスト・高精度化における CAM の役割” 型技術 3-8 (1988), 18
- 1-5) 滝沢・氏原・坂本：“自動車車体パネルのプレス成形シミュレーション”。日産技報論文集 (1985), 83
- 1-6) 戸田：“プレス成形の CAE”。塑性と加工 30-337 (1989), 212
- 1-7) 桑原・神馬・本田：“四角筒容器多段絞り金型の自動設計”。塑性と加工 30-337 (1989), 227
- 1-8) 河野：“科学技術コンピューティングの動向”。塑性と加工 37-421 (1996), 153
- 1-9) Computer Modeling of Sheet Metal Forming Process; edited by N.M.Wang and S.C. Tang : The Metallurgical Society, Inc. (1985)
- 1-10) A. Honecker and K. Mattiasson : Finite element procedure for 3D sheet forming simulation, Proc. of NUMIFORM89, (1989), 457
- 1-11) J.O. Hallquist : Theoretical Manual for DYNA3D, (1983), University of California, Lawrence Livermore National Laboratory
- 1-12) H. Aoh and E. Nakamachi : 3-D sheet metal forming simulation of automobile panel by thin finite element method, Proc. of VDI Symposium, (1991), 357
- 1-13) H. Takizawa, A. Makinouchi, A. Santos and N. Mori : Simulation of 3-D Sheet bending process, Proc. of VDI Symposium, (1991), 167
- 1-14) 牧野内：“塑性加工過程シミュレーションのための弾塑性有限要素法プログラム ITAS の概要および使用方法”。理化学研究所報告, 66 (1989), 30
- 1-15) M. Kawka and A. Makinouchi : Finite Element Simulation of Sheet Metal Forming Processes by Simultaneous Use of Membrane, Shell and Solid Elements, Proc. of NUMIFORM92, (1992),
- 1-16) M. Kawka and A. Makinouchi : Shell Elements Formulation in the Static

- Explicit FEM Code for Simulation of Sheet Stamping, Proc. of NUMISHEET93, (1993), 97
- 1-17) A. Santos and A. Makinouchi : Comparison of Different Approaches to Describe Tool Geometry in FE Simulation of 3D Stamping Processes, Proc. of Computational Mechanics, (1992), 171
- 1-18) J. T. Oden and J. A. C. Martins : Models and computational models for dynamic friction phenomena, Comput. Meth. Appl. Mech. Engng 52, (1985), 527
- 1-19) Y. Seguchi, A. Sindo, Y. Tomita and M. Sunohara : Computational Methods in Non-linear Mechanics, (1974), 683, University of Texas at Austin.
- 1-20) 仲町・駒田 : 日本機械学会論文集 (A 編), 58-551 (1992), 1228
- 1-21) S. C. Tang, J. Gress and P. Ling : Sheet Metal Forming Modeling of Automobile Body Panels, Proc. of 15th I.D.D.R.G. Congress, (1988), 185
- 1-22) N. Rebelo, J. C. Nagtegaal and H. D. Hibbitt : Practical aspects of modeling sheet forming processes, Proc. of NUMIFORM89, (1989), 31
- 1-23) N. Harmond : New Drawbead Concepts for Sheet Metal Forming, J. Applied Metal Working, 2-3, (1982), 185
- 1-24) N. Harmond : The Applicability of Coulomb's Friction Law to Drawbeads in Sheet Metal, J. Applied Metal Working, 2-3, (1982), 200
- 1-25) T. B. Stoughton : Model of Drawbead Forces in Sheet Metal Forming, Proc. of 15th I.D.D.R.G. Congress, (1988), 205
- 1-26) 福井・吉田 : "固定絞りビードについて", 科学研究所報告, 33-5 (1957), 279
- 1-27) M. Kojima, C. Sudo, Y. Hayashi : Effectiveness of Flange Holding on The Die Surface with Draw, Proc. of 9th I.D.D.R.G. Congress, (1976), 207
- 1-28) 小嶋 : "円筒絞り荷重特性に及ぼす絞りビードの影響", 塑性と加工 34-392 (1993), 1009
- 1-29) 小嶋 : "平行フランジのシングルビード引抜きにおけるビード鉛直反力", 塑性と加工 35-405 (1994), 1225
- 1-30) 坂本・氏原・古林 : "自動車用パネルの成形性予測と絞りビードの役割", 塑性と加工 30-337 (1989), 206
- 1-31) 川原・伊藤 : "板成形の成形性に及ぼす絞りビードの影響", 第 43 回塑性加工

連合講演会論文集 (1992), 771

- 1-32) 長井・永井：“ビード引抜き力のエネルギー法による近似解析”，塑性と加工 36-414 (1995), 755
- 1-33) 小川：“成形シミュレーションを活用した自動車ボディ用金型工程設計”，プレス技術 35-1 (1997), 76
- 1-34) H. Schmidt, T. C. Vu and L. Recke : Sheet Forming Simulation the Break-through of a New Technology, Proc. of NUMISHEET96, (1996), 158
- 1-35) R. Sunkel, C. Pautsch, K. Roll, R. Toderke, F. Fuchs and V. Steininger : Numerical Simulation of Metal Forming Processes in Industry Using INDEED, Proc. of NUMISHEET96, (1996), 286
- 1-36) 伊倉：“プレス成形シミュレーションとCAD/CAM”，プレス技術 35-1 (1997), 50
- 1-37) 岩田：“静的陰解法/動的陽解法のプレス成形解析”，プレス技術 35-1 (1997), 70
- 1-38) 浅羽・青山・久保田・岩田・松居：“ブランクホールド時の板挙動解析について”，薄鋼板成形技術研究会資料 (1997), 91-47
- 1-39) 加藤・新海・粟生：“CAE による自動車部品のプレス成形性解析”，自動車技術会学術講演前刷集 921132 (1992), 97

第2章

自動車車体プレス成形シミュレーションの現状

2.1 まえがき

自動車車体部品に与えられた機能を十分に満足し、生産要求に合致し、安全に、かつ経済的に最も有利に生産が可能な加工法として、プレス加工法が用いられている。しかし、実際のプレス加工で必要とされるプレス金型工具製作段階では、設計図面通りに金型製作を行なっても、トライアル(試し打ち)段階にて多くの成形不具合が発生するのが現状である。その結果、品質上問題のない成形品が取得できるプレス金型とするために、手作業による金型修正・トライアルの繰り返しが行なわれている。そして、現状では、自動車車体部品の一体化等の新たな技術的課題に対応するために金型修正作業による時間的ロスの割合が、他の金型製作作業と比較して増加しているのが現状である。また、車に対する顧客ニーズの多様化に対応して新車の開発が増加しており、コストの低減・新車開発期間の短縮が強く求められている。このような背景から、トライアル時の金型修正時間短縮が解決すべき重要な課題となっている。

本章では、自動車車体部品の成形不具合の中でも、特に大きな問題となっている破断(われ)、しわ、面歪、そして、スプリングバックを発生させるプレス成形工程について述べる。さらに、これらの成形不具合を金型製作段階にて発生させない方法として、設計段階にて成形不具合発生を事前に予測する計算機トライアル実現のために必要とされる技術的課題について検討する。

2.2 プレス加工工程

自動車車体部品のプレス加工は、下記に示す成形内容を組み合わせられた複数の工程により構成される。一般的な部品のプレス加工は、3～5工程で行なわれる。実際には、全工程のプレス金型工具を図2.1(a)に示すトランスファープレス機械の中に組み込み、工具を上下往復圧縮動させることにより、材料の一部もしくは全域に永久変形を与えて、プレス加工が行なわれる。そして、プレス機械内に備えられた自動搬送装置により、プレス加工が図2.1(b)に示すように連続的に行なわれる。

(1) ブランク(材料)切断

コイル状になっている平らな金属板から、所定の形状寸法に材料(ブランク)を切り出す工程である。一般的には、せん断用金型にて行なわれている。

(2) 絞り成形

平らな金属板を変形させることにより、所定の3次元形状に成形する工程である。この工程は、平板材からの立体化成形の中でも最も重要である。

(3) トリム成形

輪郭領域で製品としては不必要となる部分をせん断加工により切り捨てる成形である。

(4) フランジ成形

素材の端部を曲げてフランジ(つば)をつける成形である。

(5) リストライク成形

素材に必要な曲げ変形を起こさせる成形である。場合によっては、絞り成形等の他の変形と組み合わせさせた形や付随的な形で曲げ変形を生じさせる。

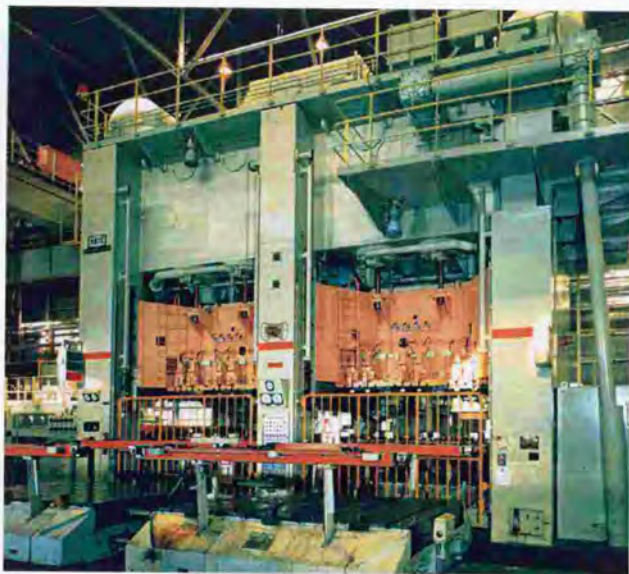
(6) ピアス成形

素材に製品として所要な穴をあける成形である。

2.3 成形不具合

図 2.1 で示すような自動車車体部品のプレス加工では、成形形状や成形寸法、成形条件が成形の難しさに影響を与え、その結果、成形が期待する結果にならず、図 2.2 に示すように破断、面形状精度不良であるしわ及び面歪、そして、スプリングバック(寸法精度不良)の主要4問題が、不具合現象としてしばしば発生して問題となっているのが現状である。このような状況の中で、特に、成形過程に材料が破断することなく所定の形状に加工できることが絶対条件として要求される。したがって、破断は、品質上問題のない成形品を供給していく上で基本的かつ重要な問題である。これに対して、しわは、従来、破断発生の回避対策の結果として発生するケースが多く、破断と表裏一体の問題として認識されるにすぎなかった。しかし、最近では、車体骨格精度向上とコストの低減要求から部品の一体化が進み、部品形状が複雑になったことにより、破断及びしわが混在した状態で多数発生し、金型製作段階での金型修正・トライアル工数の削減が難しい一因となっている。そのため、しわ発生の問題が破断と共に重要な技術課題となっている。また、自動車に対する環境・安全性強化の動きを受けて、高強度鋼板の自動車車体への適用部位拡大と、より強度の高い鋼板の適用が盛んに行なわれている。これにより、部品形状が急激に変化する部位の周囲に発生する数十～数百ミクロンの凹凸の落差が、面歪として面形状精度不良^{2,3)}となる問題が多数発生し、重要課題となっている。

このように、自動車を取り巻く社会環境の変化を受けて、プレス部品が難成形化すると同時に、プレス加工時に発生する成形不具合が新車開発プロセスの期間短縮



(a) トランスファープレス機械

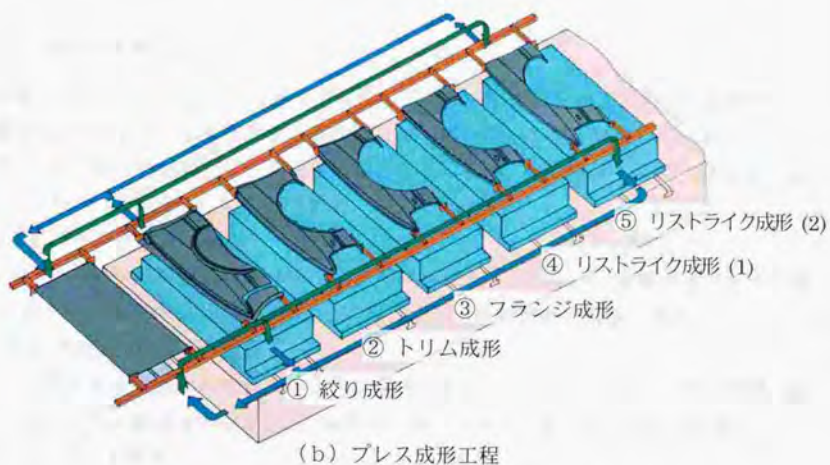


図 2.1 トランスファープレス機械によるプレス加工工程

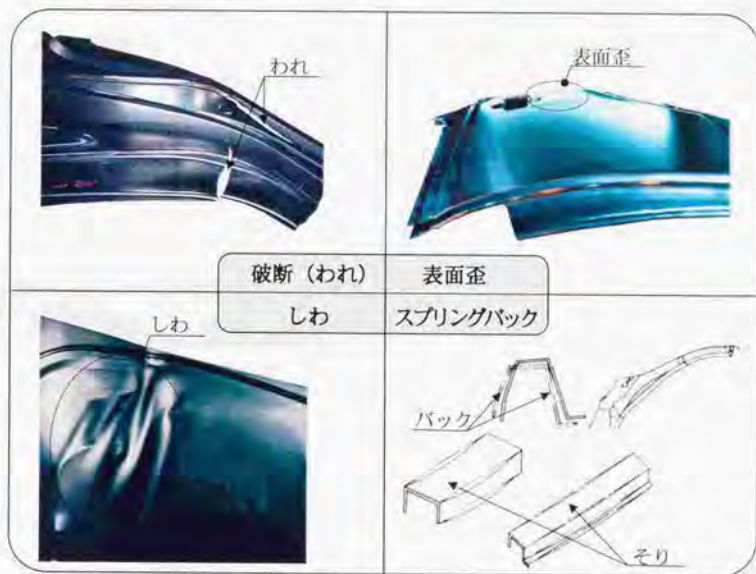


図 2.2 自動車車体プレス加工における成形不具合内容

化を阻害する重要な問題としてクローズアップされている。

2.4 絞り成形工程

実際の自動車車体部品プレス加工で発生している成形不具合を工程毎に分類すると、**図 2.3** に示すように成形不具合の 50%以上が、絞り成形工程で発生している。そこで、絞り成形工程で行なわれている成形過程を整理すると、絞り成形工程は、**図 2.4** に示すような 5つのステップに分類される。

(1) ブランク投入

コイル材から所定の形状寸法に切断採取されたブランクが、金型ダイフェース上の所定位置に置かれ、ブランクが自重により弾性変形した状態である。

(2) ブランクホールド成形

材料が所定位置からずれないように保持されながら、ブランクホルダーとダイにより材料の周辺部が拘束され、強制的にダイフェース面形状に変形される。

(3) ポンチ成形

ポンチの下降によりポンチと材料が接触し、その接触領域が拡大していくことに

より材料がポンチ形状になじむ、この時、ポンチの下降に伴って、ダイフェース面上に設定された絞りビード部を材料が通過する時の変形抵抗によって、材料に適度に張力を加えながらダイフェース面からダイキャビティ内へ流入する。

(4) 下死点

ポンチの下降による成形が完了した状態である。

(5) 除荷

ポンチが上昇し、上下工具により材料に加えられていた力が除荷される。

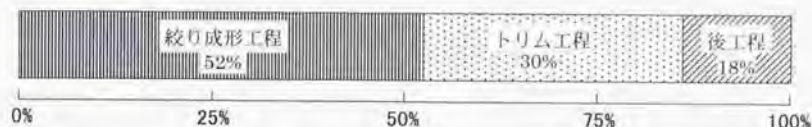


図 2.3 成形不具合による金型修正作業発生比率

2.5 絞り成形過程

絞り成形工程にて発生する成形不具合をなくすためには、その発生原因をつかみ、設計段階にて対策を講じなければならない。しかし、成形後の材料（パネル）からは、成形不具合の発生原因をつかむことは難しい。図 2.5 は、ポンチ成形過程にしわが発生し、成形進行と同時にしわが成長して、ある時点からしわ消去に移行するが下死点の段階で最終的にしわが残留した例である。このように、実際の絞り成形過程では、下死点段階で成形不具合が発生するのではなく、成形過程にさまざまな材料変形を受けながら、最終的に下死点時に成形不具合として残ると考えられる。したがって、ブランクホールド及びポンチ成形過程に生じている材料変形挙動を把握することが、成形不具合の発生原因及びその対策を講じる上で必要不可欠である。

2.6 成形評価方法

絞り成形工程の金型設計では、製品形状内での成形不具合発生に対する対策等のために、必要に応じて製品面に対して形状修正を施すと同時に、板材を要求された製品形状に成形するために必要な工具面として、製品形状の周囲に余肉・ダイフェース面の設定が行なわれる。これにより、図 2.6 に示すような工具面形状が作成される。実際には、これらの設計作業は、コンピュータ上での 3 次元モデリング作業が可能な工程計画 CAD²⁾ を利用して行なわれており、設計者が意図とした複雑な形状を有する

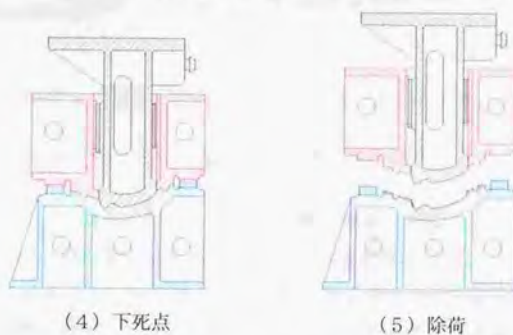
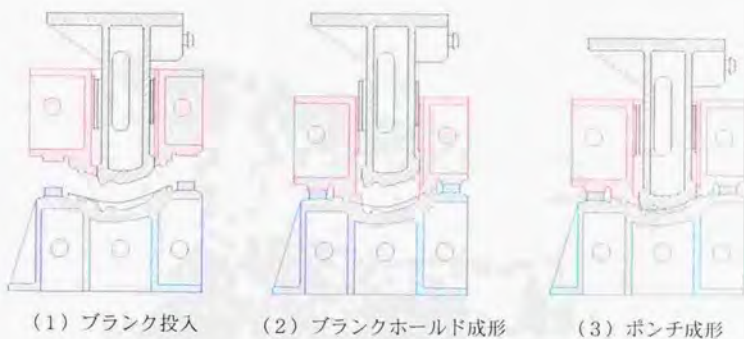


図 2.4 絞り成形工程

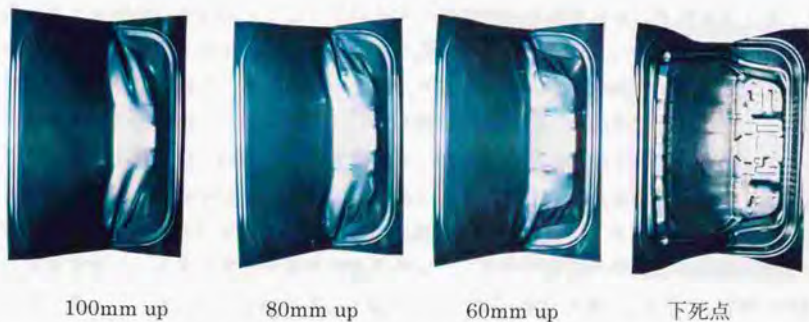
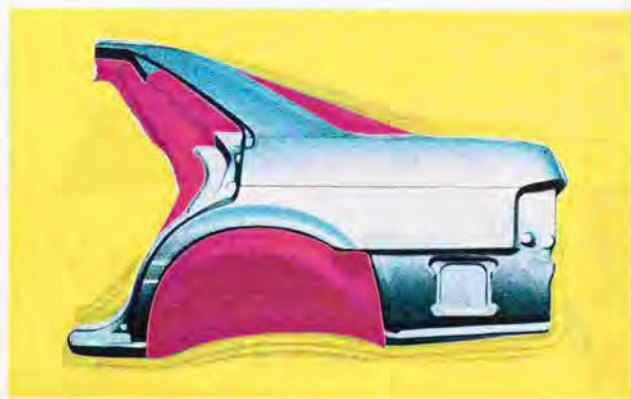


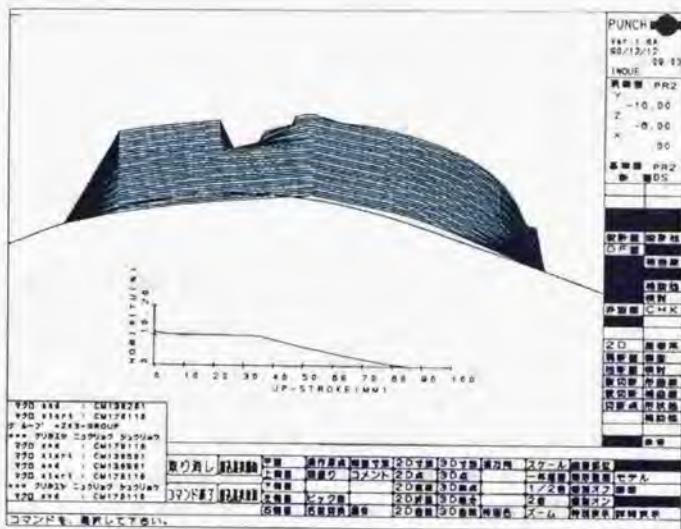
図 2.5 絞り成形過程中的材料変形挙動 (バックドアインナー)



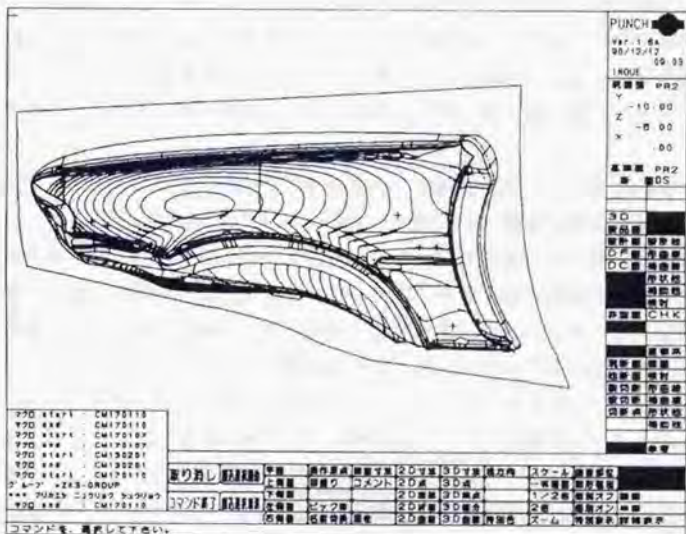
□ : 製品形状 ■ : 余肉形状 □ : ダイフェース面形状

図 2.6 絞り成形工程プレス金型工具面形状

3次元面データが、直接、NC データとして製作現場に供給されている。そして、工程計画 CAD には、設計者が成形性に関する検討を効率的に、より確実に行なえるように、図 2.7 に示すような幾何学モデル、及び簡易解析モデルを利用したインタラクティブな設計支援機能²⁻³⁾が提供されている。図 2.7(a)は、工具面の断面形状に対して、成形過程に必要とされる材料長さを幾何学的に算出し、材料長さの変化を材料伸び率として算出した結果を示す。この成形性検討機能では、1軸方向の全体伸びに対するわれ予測は可能だが、2軸方向の伸び及び局部伸び等の影響によるわれ判断はできない。また、図 2.7(b)は、blankホールド時の材料形状として、ダイフェース面形状より想定した材料モデルと工具形状との隙間を等高線表示した結果を示す。この機能では、ポンチ成形の進行に伴って変化する材料と工具の接触領域が概略把握できる。しかし、実際の成形過程に発生するしわ・われ等の成形不具合に関する情報は、具体的には得られない。これらの機能は、取り扱いが容易で実用的であるが、プレス成形不具合発生のすべてを予測するには機能的に不十分である。そのため、成形性評価を過去の経験値や設計者の勘に頼ることとなり、これまでに経験のない新たな形状、新材料を採用する場合は、設計品質の確保が難しい。その結果、プレストライアル段階にて成形不具合が発生すると同時に、その対策案の検証もできないためにトライアンドエラーによる金型修正作業を行なっているのが現状である。したがって、確実な成形評価判断を実現するには、絞り成形過程での材料全体の変形挙動を3次元としてとらえることが必要不可欠である。



(a) 断面線長変化 (簡易解析モデル)



(b) 絞り深さ等高線 (幾何学モデル)

図 2.7 工程計画 CAD 設計支援機能

有限要素法 (FEM) では、成形過程の最初から最後までの変形状態が時間を追って 3 次元形状として逐一結果として得ることができる。さらに、工具形状、材料特性等を入力データとして与えれば、異なる工具形状、工具寸法、異なる種類の材料及び材料寸法に対しても単一のプログラムで行なえるので汎用性が高い。したがって、このような仮想プレストライアル的な機能を実現させる方法として、有限要素法 (FEM) は最も実用的な手法であると考えられる。

2.7 弾塑性有限要素法

自動車車体プレス部品の素材は鋼板等の弾塑性材料が使用されている。また、絞り成形過程では、図 2.6 に示すように複雑な材料変形挙動となっている。このような成形工程の成形性評価予測が可能な手法として、剛塑性 FEM と弾塑性 FEM の 2 種類が考えられる。剛塑性 FEM²⁴⁾ は、弾性変形を無視した、塑性歪のみを考えた計算となる。そのため、絞り成形過程に対して、材料を工具面にセットした際の自重による材料たわみ、さらに、工具を取り除いた時 (除荷時) の弾性回復 (スプリングバック) が、弾性変形による材料変形のために計算ができない。そこで、剛塑性 FEM で求められた結果を用いて、弾性 FEM により除荷過程の計算を行なう手法²⁵⁾ が提案されている。しかし、剛塑性 FEM では、絞り成形過程中に発生する成形不具合を正確に予測することは難しいのが現状である。弾塑性 FEM²⁶⁾ は、弾性変形と塑性変形が空間的にも時間的にも入り交じった状態を扱うことのできるため、理論的には絞り成形過程を正確に計算できる。したがって、弾塑性 FEM が絞り成形工程に最も適した解析手法であると考えられる。

弾塑性 FEM には、静的陽解法と静的陰解法、動的陽解法という異なる時間積分法に基づく三つの手法が提案されている。動的と静的とは、加速度項を入れた動的な釣り合い式を解くか、加速度項を除いた静的な釣り合い式を解くかの違いである。陽解法と陰解法とは、常微分方程式の数値解法に関連した数学的な用語であるが、ここで述べる陽解法は、方程式の解を反復計算無しに陽な形で得ることを、また陰解法は反復計算によって求めることを言う。陽解法では 1 増分ステップを小さく取り、そのために一つの加工過程の解析に多くの増分ステップを必要とするのに対して、陰解法では反復計算によって常に応力の釣り合いが保たれるので、陽解法よりも大きく増分ステップを取ることができる。

弾塑性 FEM の中で、動的陽解法と静的陰解法が一般に市販されているプログラムである。その中で、特に、プレス成形解析用として市販されているプログラムは、動的陽解法では LS-DYNA3D²⁷⁾、PAM-STAMP²⁸⁾ などがある。一方、静的陰解法では、AUTOFORM²⁹⁾ があり、多くのユーザーに使われている。これら市販プログラムはいずれも欧米の研

究者によって開発されたものである。これに対して、静的陽解法は、陰解法で起きる解の発散を防ぎ、動的な解析で起きるスプリングバック過程の計算時の問題を解決するために、我が国で開発された手法である。主なプログラムとしては、理化学研究所の牧野内らによる ITAS3D²¹⁰⁾、大阪工業大学の仲町らによる ROBUST²¹¹⁾ がある。

これらの弾塑性 FEM の各手法は、各々に以下のような長所短所がある。

1) 動的陽解法

この方法は各節点毎に独立に運動方程式を解くことによって、物体の変形を求める。そのため、剛性マトリックスが必要ないので、要素分割を細かくして節点総数を多くしても計算機の記憶領域は少なくて済み、かつ 1 ステップの計算速度が他の 2 種類の弾塑性 FEM より速い。このため、解析のために要素を多くすることができる。

しかし、この手法では動的な衝撃による変形問題を解いていることになり、時間増分ステップは 10^{-6} 秒のオーダーに抑えなくてはならない。このことにより、1 秒間の現象を解析するためには、 10^6 ステップ必要になり、結果的には非常に計算時間が長くなってしまふ。そのため、工具の移動速度を実際よりも 100 倍のオーダーに上げ、そのかわり、物理的意味の不明瞭な減衰項を運動方程式に入れたり、質量のスケーリングを行ったりと人為的な手段を用いることによって計算の速度を上げている。また、減衰項を用いても応力値が振動してしまうために、スプリングバックの計算は難しい。

2) 静的陰解法

準静的な変形を考え、応力の釣り合いが各ステップ毎に正しく保つように定式化されている。しかし、工具と板材の接触状態が複雑なプレス成形では、1 増分ステップ内における反復計算時に接触状態が変化することがある。この場合には、解が発散してしまい、解が得られないことがある。このように、陰解法は発散によって解が得られない危険性があるために信頼性が低い。

3) 静的陽解法

この解法は、1 増分ステップの大きさを十分小さくすることによって、増分内の線形関係を保ちながら陽的に解を求めていく。そのため、陰解法のような反復計算は必要がなく、発散によって解が得られなくなることもない。しかし、1 増分ステップの大きさが小さいために変形終了までの解析に多くの増分ステップが必要となり、計算時間が長くなる。また、剛性マトリックスを用いた方程式により静的な関係を解くために、要素数が多い大規模な解析モデルでは多くの記憶容量が必要となる。

2.8 ベンチマークテスト 2-121, 2-133, 2-141

弾塑性 FEM の各解法の中で、静的陰解法が最も解析精度が高い手法と言える。しかし、自動車車体部品の絞り成形過程で発生する成形不具合の予測ツールとして最適な解法（プログラム）は、明らかになっていない。また、成形不具合予測ツールとして本格的な実用化を図るために解決しなければならない技術的課題を明らかにする必要がある。そこで、現在、自動車メーカー等が利用している解法の異なるプログラムに対して、実際の自動車車体部品の絞り成形過程をもとにベンチマークテストを行ない、解析精度の把握及び実用化を図る上での問題点を明確にする。

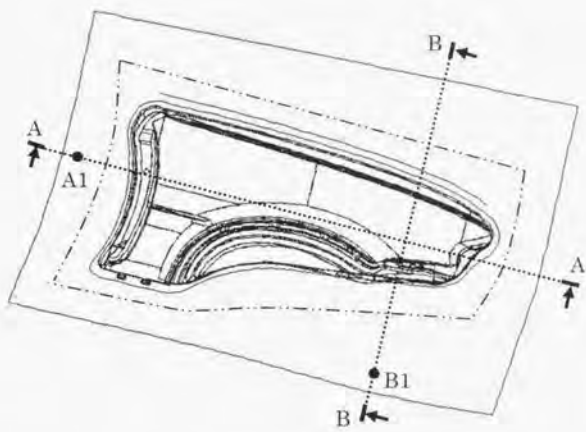
2.8.1 ベンチマークテスト内容

実際に量産で使用されているフロントフェンダーパネルの絞り成形金型を用いて成形実験を行ない、ベンチマークテストに必要なデータを取得した。なお、材料としては、材料板厚 0.81mm の防錆普通鋼板（DURA Steel）を用いた。また、ベンチマークテストとして、解法の異なる PAM-STAMP（動的陽解法）、AUTOFORM（静的陰解法）、そして、ITAS-3D（静的陽解法）の3種類のプログラムに対して、実験と同様な成形条件で計算を行なった。

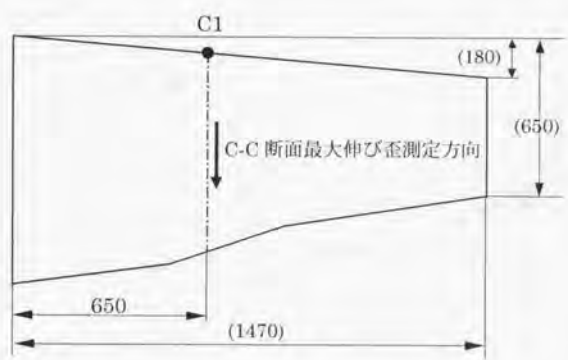
2.8.2 ベンチマークテスト結果

しわ等の形状不具合を予測するために必要とされる成形過程時の材料断面形状変化及びわれ発生予測の指標である伸び歪量に関して、実験と解析結果の比較を行ない、各プログラムの解析精度を検証した。

ブランクホールド成形完了後の図 2.8(a)に示す断面位置 A-A における形状比較結果を図 2.10 に示す。PAM-STAMP（動的陽解法）では、成形途中で計算が止まり解が得られなかった。岩田らによる自動車車体部品のブランクホールド成形解析においても、成形速度を遅くして計算時間をかける等の工夫が必要であることが報告されている。しかし、計算が安定化する反面、計算時間が長くなるために実用的ではなくなる。したがって、ブランクホールド成形のような材料の変形自由度が大きく、成形過程中に不安定な状態となる解析は、動的陽解法では難しい²⁻¹⁵⁾と考えられる。AUTOFORM（静的陰解法）では、計算結果は得られたが、材料が工具と接触していない領域で材料の短絡現象や異常な材料余りが発生している。複雑な3次元形状の工具面を有するブランクホールド成形の予測は難しいと考えられる。ITAS-3D（静的陽解法）では、最も材料と類似した形状が得られ、ブランクホールド成形時に発生する材料の折れ・しわが予測できる計算精度にあると考えられる。しかし、ブランクホールド計算のために



(a) 断面形状測定位置



(b) 伸び歪量測定位置

図 2.8 実験対計算結果比較位置

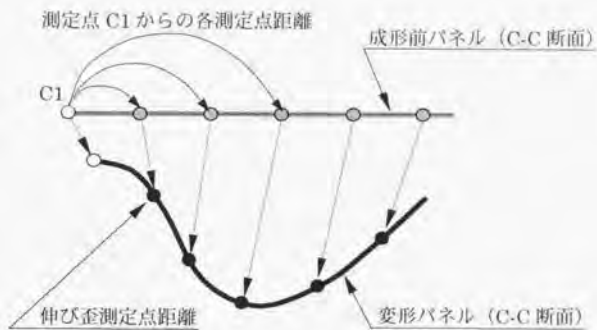


図 2.9 伸び歪測定位置と各測定点距離との関係

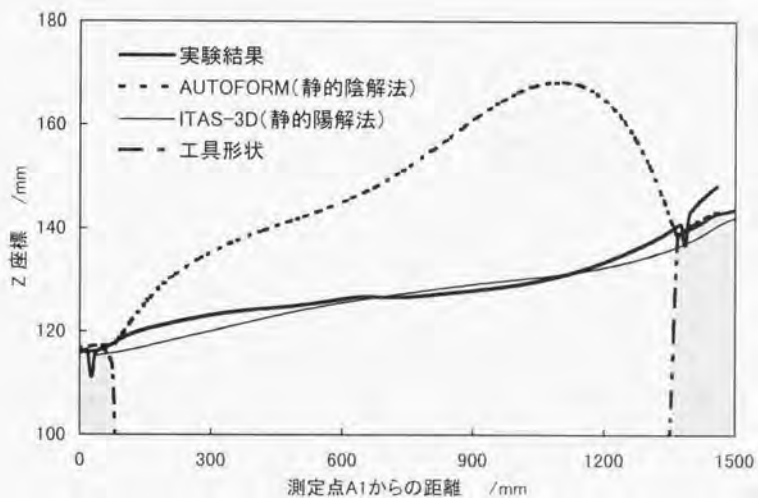


図 2.10 A-A 断面形状比較結果 (ブランクホールド成形完了時)

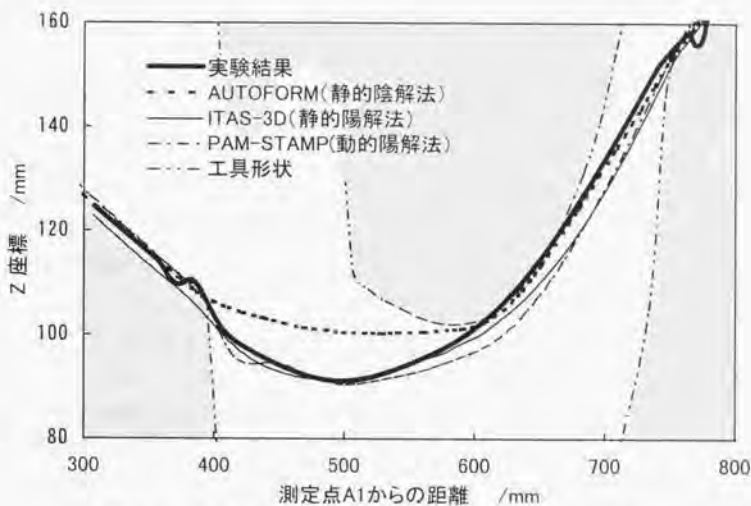


図 2.11 B-B 断面形状比較結果 (下死点手前 8 0 mm 時)

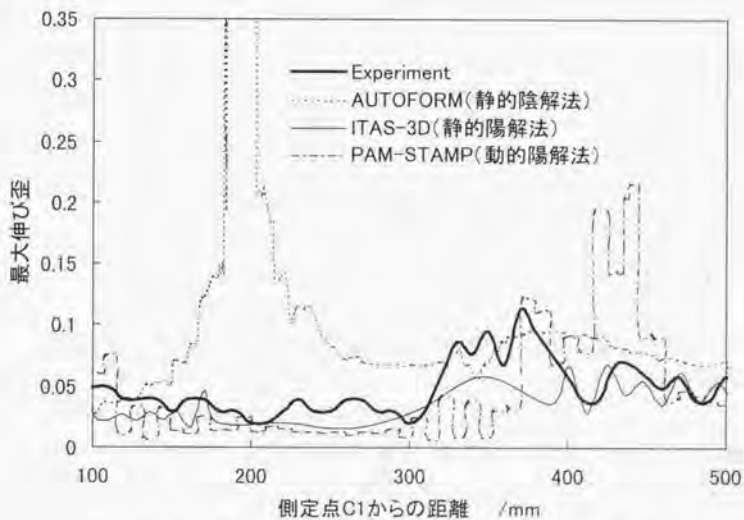


図 2.12 C-C 断面最大伸び歪比較結果 (下死点手前 1mm 時)

必要な境界条件に関する機能が用意されていない。そのため、計算初期段階に材料と工具の接触箇所が少なく計算開始できない問題、また、成形過程中に材料が工具面外に移動してしまう問題が発生する。そこで、本ベンチマークテストでは、トライアンドエラーにより最適な境界条件を設定して計算結果を得た。

下死点手前 80mm 時の断面位置 B-B における形状比較結果を図 2.11 に示す。なお、PAM-STAMP（動的陽解法）におけるブランクホルド成形後の材料変形形状は、実験結果をもとに作成した。AUTOFORM（静的陰解法）では、ブランクホルド成形結果と同様に材料形状に短絡現象が見られる。これより、AUTOFORM は、成形過程中に材料と工具との接触領域が少なく、材料変形自由度が大きい成形工程に対して、成形形状予測が難しいと考えられる。PAM-STAMP（動的陽解法）及び ITAS-3D（静的陽解法）では、実験結果に近い材料断面形状が得られた。しかし、摩擦を考慮した ITAS-3D（静的陽解法）による計算では、解が収束せず計算結果が得られなかった。そのため、摩擦条件を無視して計算を行なうことにより、ポンチ成形過程の計算結果を得た。

図 2.12 は、図 2.8(b)に示すように成形前のパネル断面位置 C-C 上に対する下死点手前 80mm 時の最大伸び歪分布を示す。ここで、各最大伸び歪測定位置は、図 2.9 に示すように成形前のパネルに対する側定点 C1 からの距離とした。

AUTOFORM（静的陰解法）では、実験結果とは異なる局所的な伸びが発生している。また、PAM-STAMP（動的陽解法）では、最大伸び歪が最大となる材料断面位置が実験結果とは異なる。これは、成形過程での材料変形形状比較結果から、材料変形過程が実際の成形過程と違うことが大きな要因であると考えられる。また、ITAS-3D（静的陽解法）では、伸び歪値が全体的に実験結果よりも低い値となっている。しかし、全体的な伸び歪値の絶対的な大きさは、実際の成形における絞りビード調整と同様に、絞りビード力入力値及び設定方法を最適化することにより変更することができる。したがって、仮想トライアル的な機能として計算機トライアルを実現するためには、成形過程での材料変形履歴を忠実に追えることが必要である。さらに、計算結果に大きな影響を与える境界条件モデルが、実際の成形条件に合わせて設定できることが要求される。

ITAS-3D（静的陽解法）が、絞り成形過程全体を通して、他の解法と比較して実験結果と一致した解を安定的に得ることができた。しかし、現状では、摩擦条件の導入により解が発散したり、材料が工具領域外に移動するために再計算によるトライアンドエラーが必要である。また、最大伸び歪量が実験結果より低く精度向上が必要であり、計算結果に大きな影響を与える成形過程の境界条件設定方法を最適化を行わなければならない。

2.9 静的陽解法 (ITAS-3D) の課題

前節より ITAS-3D (静的陽解法) は、絞り成形過程で発生する成形不具合を予測する手法として有効であることがわかった。しかし、実際の新車開発プロセスの設計段階にて、計算機トライアルとして適用していくためには、複雑な形状、成形条件を有する部品に対しても問題なく限られた時間内で処理できなければならない。そこで、ITAS-3D により絞り成形過程を計算する際の技術的課題について、解析手順に従って整理した。

(1) 解析準備

解析に必要な工具データは、成形形状モデリング作業により創成される CAD データから作成しなければならない。しかし、CAD データは、下型工具面形状だけが定義されているために、絞り成形シミュレーションを行なう際に必要な工具データとして上型を新たに作成し、FEM 解析に適したデータ形式に変更しなければならない。そのため、CAD データを銜として絞り成形シミュレーションに必要な工具データを短時間に作成する機能が必要である。

(2) ブランク投入・ブランクホルド成形解析

自動車車体部品絞り成形金型の工具面は複雑な 3 次元曲面であると同時に、材料サイズが $1\text{m} \times 1\text{m}$ 程度であるのに対して板厚が 1mm 以下と薄いために、成形初期では、材料と工具面とが接触する領域は非常に限られた不安定な状態となる。そのため、成形初期より変形自由度の大きい不安定な解析条件となり、解析途中で解が得られず計算が止まる問題が発生している。また、実際の成形過程では、材料が指定された工具面領域外に移動しないように、下型にネストピン及び上型にネストゲージを設定して材料を拘束している。しかし、絞り成形シミュレーション解析では、過去の類似部品解析の経験から、材料内の任意位置を変位拘束する方法が行なわれている。そのため、材料の限られた領域が異常に変形する等の問題が発生している。そこで、実際のネストピン及びネストゲージと等しい機能を果たす境界条件を加える必要がある。

図 2.13 に、実際の絞りビードと同じ形状をモデリングした FEM 解析用工具データと、その工具を用いて絞り成形解析を行なった結果を示す。図 2.13(b) に示すブランクホルド成形過程段階では、絞りビード部の材料要素が局所的な変形を受けているのがわかる。絞りビードによる変形を受ける領域に対しては、材料要素を細かく分割する必要がある。その結果、材料要素数が増加し、1 ステップ毎の計算時間が長くなる。さらに、絞りビード部の材料変形に計算が集中するために、絞りビード押込み成形解析に必要な計算ステップ数が多くなる。図 2.13 に示す簡易モデルの場合でも、絞りビード押込み成形解析にポンチ成形解析の数倍の計算時間を要しているのが現状である。

(3) ポンチ成形解析

実際のポンチ成形過程では、ダイフェース面からダイキャビティ内への材料流入は、ダイフェース面に設定された絞りビード形状を材料が通過する際に発生する変形抵抗力により制御されている。しかし、図 2.13 に示すように実際と同じ絞りビード形状を工具データ上に設定してポンチ成形解析を行なうことは、ブランクホールド解析と同じように、局所的な変形となる絞りビード領域の解析に多くの計算時間が消費される。そこで、ITAS-3D では、絞りビード領域の変形解析により計算時間増大することを避けるために、絞りビードモデルが導入されている。このモデルでは、図 2.14 に示すように成形開始時に材料端部の節点を変位拘束する。成形の進行に伴って変位拘束した各節点の節点力が増加する。そして、実際の絞りビード形状において材料が通過するために必要となる絞りビード抵抗力と等しくなった段階にて、変位拘束条件を解除する。これにより、それ以降の成形過程では、材料端部に一定の絞りビード抵抗力が作用する状態となり、実際の絞りビードと同様な役割を果たす。しかし、絞りビード抵抗力設定位置が材料端部となり、実際の絞りビード設定位置よりもダイキャビティまでの距離が大きくなるために材料流入制御が難しく、ダイキャビティ領域の材料伸び歪量が異なる結果となり、われ発生予測に影響を与えている。また、解析に必要な絞りビード抵抗力は、しわ押え力一定条件下での絞りビード形状等成形条件の違いに対する実験結果をベースに、近似解法等による絞りビード抵抗力算出方法が提案されている。しかし、任意のビード形状・成形条件に対する絞りビード抵抗力算出方法は報告されていない。

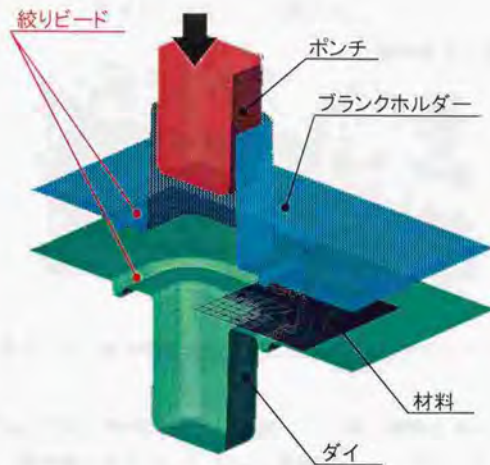
このような現状から、絞りビード部の成形条件に対する力学的特性を明確化することにより、解析に必要な絞りビード部のモデル化及び任意のビード形状・成形条件に対する材料流入力が算出できることが求められている。

(4) 解析結果

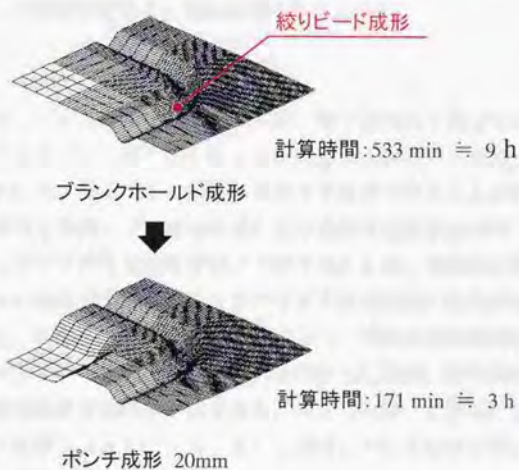
解析結果として、計算条件として入力した任意の成形過程段階での材料変形形状及び各材料要素における歪量、応力が得られる。そして、しわ発生不具合に対する成形性評価を行なうためには、実際の成形品の成形性評価方法が目視による判断であることから、解析結果を画面上に可視化表示することが行なわれている。しかし、成形後の微小なしわに対して成形性良否判断することは非常に難しい。そこで、しわによる成形不具合に対して、バラツキのない明確な成形性良否判断を行なうために、定量的成形性評価方法の確立が必要となっている。

(5) 計算の安定性

プレス成形加工において、工具（金型）と材料の界面に働く摩擦力は、材料流入量に大きく関与し、その加工の成否を左右する重要な要素である。摩擦を考慮していない FEM プログラムは、高精度な解、特に伸び歪や応力を求めることは難しいと考えら



(a) 工具と材料の関係



(b) 材料成形過程

図2.13 絞りビード付き工具データによる角筒絞り成形

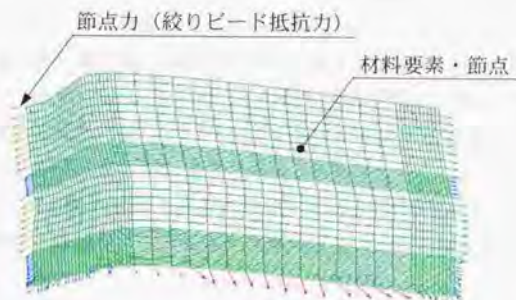


図 2.14 材料端部変位拘束による絞りビードモデル

れる。ITAS-3D では、摩擦法則としては、クーロン摩擦を仮定し、接触面における境界条件として取り扱っている。しかし、摩擦アルゴリズムとして、固着・すべりの 2つの状態判定と状態変更を収束計算により行なっているために、接触面に加わる面圧力が比較的小さく、すべり運動方向が一定でない状態等では、計算が途中で不安定となり解が得られない問題がしばしば発生している。そのため、新たな摩擦アルゴリズムにより、安定した計算ができることが必要となっている。

2.10 まとめ

短い期間で高精度のプレス金型を製作するには、製作段階にて発生する成形不具合による金型修正・トライアルの繰り返しによる時間及び精度的ロスをなくさなければならない。そのためには、絞り成形の初期品質向上が重要であることがわかった。しかし、従来からの簡単な塑性力学と図形処理による成形性評価手法だけでは、絞り成形過程に発生する成形不具合を設計段階に予測することは、機能的に難しく、成形過程中的変形及び歪の経緯を追跡することができる有限要素法の活用が必要不可欠であることがわかった。さらに、弾塑性 FEM に対して、実際の自動車車体部品による絞り成形シミュレーションベンチマークテストを行なった結果、解析精度及び計算の安定性から、静的陽解法が有効な手法であると考えられる。しかし、実際の新車開発プロセスにて絞り成形シミュレーションとして適用していくためには、次のような開発課題があることが明らかになった。

1. CAD データを衝として絞り成形シミュレーションに必要な工具データを短時間に作成する機能が必要である。

2. ブランク投入、ブランクホールド成形時に材料を工具上の所定位置に安定的状態に保持することができる境界条件モデルが必要である。
3. ポンチ成形過程時の材料流入制御を行なうために必要な絞りビード部のモデル化及び任意のビード形状・成形条件に対する材料流入力が算出できることが必要である。
4. しわによる成形不具合に対して、バラツキのない明確な成形性良否判断を行なうために、定量的成形性評価方法の確立が必要である。
5. 摩擦アルゴリズムの問題から計算が途中で止まる問題がしばしば発生している。そのため、安定した計算ができる新たな摩擦アルゴリズムが必要である。

参考文献

- 2-1) 山本：“面形状不良の発生状態”，塑性と加工 24-275 (1983), 1207
- 2-2) 沢田：“プレス金型の工程計画のための CAD/CAE システム”，日産技報 31 (1992), 39
- 2-3) 滝沢・氏原・坂本：“自動車車体パネルのプレス成形シミュレーション”，日産技報論文集 (1985), 83
- 2-4) 小坂田・小林：“塑性加工と剛塑性有限要素法”，塑性と加工 27-300 (1986), 19
- 2-5) 林田・森・前田・服部：“剛塑性と弾性有限要素法の組み合わせによる薄板の曲げ加工”，平成4年度塑性加工春季講演会論文集 (1992), 751
- 2-6) 日本塑性加工学会編：非線形有限要素法—線形弾性解析から非線形加工解析まで”，コロナ社。(1992), 70
- 2-7) J.O. Hallquist : Theoretical Manual for DYNA3D, (1983), University of California, Lawrence Livermore National Laboratory
- 2-8) PSI, the Software Company of ESI Group : PAM-STAMP Ver.1997 Solver Reference Manual, PAM System International S.A.
- 2-9) W. Kubli and J. Reissner : Optimization of Sheet Metal Forming Processes Using the Special-purpose Program AUTOFORM, Proc. of NUMISHEET '93, (1993), 271
- 2-10) M. Kawka and A. Makinouchi : Shell Elements Formulation in the Static Explicit FEM Code for Simulation of Sheet Stamping, Proc. of NUMISHEET'93, (1993), 97
- 2-11) H. Aoh and E. Nakamachi : 3-D sheet metal forming simulation of automobile panel by thin finite element method, Proc. of VDI Symposium, (1991), 357
- 2-12) 須長・阿部・高村：“フロントフェンダ絞り成形のシミュレーション結果”，第44回塑性加工連合講演会論文集 (1993), 39
- 2-13) 須長・阿部・高村：“フロントフェンダ絞り成形の実験結果”，第44回塑性加工連合講演会論文集 (1993), 43
- 2-14) H. Sunaga, S. Abe, M. Takamura and I. Yoshino : Experimental Results of

Front FenderStamping, Proc. of NUMISHEET'93, (1993), 523

- 2-15) 浅羽・青山・久保田・岩田・松居：“ブランクホールド時の板挙動解析について”，薄鋼板成形技術研究会資料 (1997), 91-47

第3章

弾塑性有限要素法の基礎式

3.1 まえがき

この章では、本研究で改良を加えた非線形弾塑性有限要素法プログラム ITAS-3D が用いている基礎式について述べる。ITAS-3D は、弾塑性大変形を扱うことができる有限要素プログラムとして、牧野内ら³⁾によって開発された。本研究では、ITAS-3D に、絞り成形で発生する成形不具合予測のためのモデリング手法を導入したものである。

絞り成形解析にあたっては3つの非線形を扱わなければならない。それらは、以下のようなものである。

- 1) 板材が変形することによって応力とひずみの関係が弾性領域から塑性領域へと急激に変化する。そして、塑性領域における応力とひずみの関係は板材の変形にしたがって加工硬化を伴いながらさらに刻々と変化する。(材料非線形)
- 2) 絞り成形過程において板材は形状が大きく変化する。このため、基礎式を導くための基準となる配置をどこに取るかによって式の形が大きく変わる。(幾何学非線形)
- 3) 絞り成形過程において工具と板材が接触している位置や接触力、摩擦力と言った接触状態が変形にもなって刻々と変化する。(接触非線形)

これらの非線形を扱うために、材料非線形に対しては微小弾性・有限塑性に基づく弾塑性構成式を用いた。また、幾何学非線形に対しては基準配置を常に更新する updated Lagrange 形式による剛性方程式を用いた。この方法の利点は、増分を十分小さくすることによって増分内では線形な方程式を解くことができることである。これによって ITAS-3D は、変位増分を陽に求めることができる。この方法は、剛性方程式を導くにあたり加速度を考慮しない静的な釣り合い式を用いているので、静的陽解法と呼ばれている。ここで絞り成形加工は、静的または準静的な変形であると言え、加速度の影響は極めて少ないので、この手法が適切である。

本章では、材料非線形、幾何学的非線形、接触非線形に対して静的陽解法を用いて解くための定式化について述べる。これは、すでに牧野内らにより ITAS-3D に導入されたものであり、本研究の課題そのものではないが、第4章以下に述べる絞り成形過程のモデル化において、これらの基礎式の一部が用いられるので、ここで概説する。

静的陽解法の利点は解が確実に得られることである。しかし、その反面、増分量

が大きければ剛性方程式は線形性を失い、釣り合いが崩れることになる。また、増分値が小さすぎれば多くの計算時間を費やすことになり、効率が悪くなる。したがって、増分量を適切にとることができれば安定し、精度の高い解を得ることができるすぐれた手法である。これを実現するため、全ての増分量について線形が保てるように弾性から塑性への状態の変化、ひずみ増分、回転増分、などの大きさを限定して増分値を制御する必要がある。材料と幾何学の非線形に対して1増分内の線形性を確保するために山田ら^{3,2)}は、増分を限定する増分比率 R_{\max} を用いる R_{\max} 法と呼ばれる方法を提案している。

3.2 弾塑性構成式^{3,3) ~3,5)}

構成式は等方の微小ひずみ弾性および等方の有限ひずみ塑性を仮定したもので、次のように表わせる。

弾性構成式は Hooke の微小線形弾性

$$\left. \begin{aligned} \sigma_{ij} &= C_{ijkl}^e \varepsilon_{kl}^e \\ C_{ijkl}^e &= 2G(\delta_{ik}\delta_{jl} + \frac{\nu}{1-2\nu}\delta_{ij}\delta_{kl}) \end{aligned} \right\} \quad (3.1)$$

によって表わされる。ただし、 G はせん断弾性係数、 ν は Poisson 比、 δ_{ij} は Kronecker delta である。

塑性構成式は、Hill の異方性降伏条件式

$$\sqrt{\frac{3}{2(F+G+H)}} \times \{F(\sigma_y - \sigma_x)^2 + G(\sigma_z - \sigma_x)^2 + H(\sigma_x - \sigma_y)^2 + 2L\sigma_{yz}^2 + 2M\sigma_{zx}^2 + 2N\sigma_{xy}^2\}^{1/2} - Y = 0 \quad (3.2)$$

Levy-Mises の流れ則

$$D_{ij}^p = \lambda \sigma_{ij}^p \quad (3.3)$$

で表わされるものとする。ここで、 F, G, H, L, M, N は異方性パラメータであり、塑性変形に依存せず一定であると仮定する。なお、板を扱うときに用いられる Lankford の異方性パラメータ r 値との関係を式 (3.4) に示す。 σ_{ij} は Cauchy 応力、 σ_{ij}^e は偏差応力、 $\bar{\sigma}_e$ は相当応力、 λ は比例係数、 Y は加工硬化を表わす関数で $Y = Y(\bar{\varepsilon}^p)$ 、そして、 $\bar{\varepsilon}^p$ は相当塑性ひずみである。また、関数 Y は単軸引張り試験によって決めることができる。

$$\frac{F}{H} = \frac{1}{r_y}, \quad \frac{G}{H} = \frac{1}{r_x}, \quad \frac{N}{H} = \frac{(r_x - r_y)(2r_{xy} + 1)}{2r_x r_y} \quad (3.4)$$

次に、弾塑性ひずみ速度の関係を

$$D_{ij} = D_{ij}^e + D_{ij}^p \quad (3.5)$$

とする。ここで、 D_{ij}^e は弾性ひずみ速度、 D_{ij}^p は塑性ひずみ速度である。

式(3.1)から式(3.5)までの関係から速度形弾塑性構成式

$$\dot{\sigma}_{ij} = C_{ijkl}^{ep} D_{kl} \quad (3.6)$$

$$C_{ijkl}^{ep} = 2G \left[\delta_{ik} \delta_{jl} + \frac{\nu}{1-2\nu} \delta_{ij} \delta_{kl} - \alpha \frac{9G\sigma'_{ij}\sigma'_{kl}}{2\bar{\sigma}^2(H' + 3G)} \right] \quad (3.7)$$

が導かれる。ここで、 σ'_{ij} は Cauchy 応力の Jaumann 導関数、 $H' = dH/d\bar{\epsilon}^p$ は加工硬化曲線の勾配である。弾塑性構成式において弾性状態および除荷のとき $\alpha = 0$ となり、弾塑性構成マトリックス C_{ijkl}^{ep} はせん断弾性係数とポアソン比からなる定数として与えられるが、塑性状態では $\alpha = 1$ となり、弾性状態における C_{ijkl}^e に偏差応力、相当応力、加工硬化曲線の傾きからなる右項が加わる。このことによって、板材の変形に伴って応力とひずみの関係が逐次変化して非線形になる。

3.3 釣り合い式および境界条件式^{3.3) ~ 3.5)}

物体が変形初期状態から時刻 t まで変形して、図 3.1 に示したような平衡状態になったとする。時刻 t から先の変形における解を求めることを考えるために、ここでは、updated Lagrange 形に基づく定式を行う。

updated Lagrange 形では、基準配置を常に更新していく。速度形の弾塑性構成式(3.6)と直接関連づけて定式を行うために、釣り合い式、境界条件式などの場の方程式も速度形で記述する必要がある。

図 3.1 に示すように、密度 ρ の物体が単位体積当たりに作用する物体力 \bar{b} と単位面積当たりに作用する表面力 \bar{t} の作用を受けて準静的に変形しており、境界面 S は表面力が作用する部分 S_t と変位 \bar{u} が作用する部分 S_u からなるとする。 \bar{b} 、 \bar{t} 、 \bar{u} はすべて指定された値である。

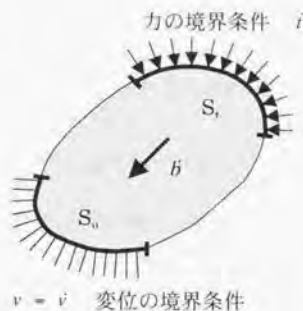


図 3.1 平衡状態にある物体の境界条件

有限変形における total Lagrange 形の釣り合い式を公称応力を用いて表わすと次式になる.

$$\frac{\partial \Pi_{ij}}{\partial X_j} + \rho \bar{b}_i = 0 \quad (3.8)$$

この式の基準配置 X を時刻 t における現在配置 x に取り直し, x を基準配置として, 時刻 t における速度形釣り合い式を表わすと,

$$\frac{\partial \dot{\Pi}_{ij}}{\partial x_j} + \rho \bar{b}_i = 0 \quad (3.9)$$

と書ける. これが updated Lagrange 形の釣り合い式である.

次に, 境界条件式を考える. 境界 S_i 上では表面力速度と内部応力速度が釣り合わなくてはならないから

$$\dot{\Pi}_{ij} n_j = \bar{t}_i \quad (3.10)$$

S_u 上では変位速度の連続から

$$\dot{u}_i = \bar{u}_i \quad \text{すなわち} \quad v_i = \bar{v}_i \quad (3.11)$$

である.

3.4 仮想仕事の原理

釣り合い式 (3.9) と境界条件式 (3.10), (3.11) に Gauss の発散定理を用いると、時刻 t における配置を基準とした updated Lagrange 形式の仮想仕事の原理式

$$\int_V \dot{\Pi}_y \left\{ \frac{\partial(\delta v_j)}{\partial x_j} \right\} dV = \int_{S_0} \bar{i}_j \delta v_j dS + \int_V \rho \bar{b}_j \delta v_j dV \quad (3.12)$$

が得られる。以後、仮想変位は、 V 内で一価連続で、かつ、 S_0 上の幾何学的境界条件を乱さないように選ぶものとする。すなわち、

$$\bar{a} v_j = 0 \quad (S_0 \text{ 上で}) \quad (3.13)$$

ここで、逆に仮想仕事の原理式 (3.12) 及び仮想変位を満たすべき条件式 (3.13) が成立していると仮定すると、

$$\begin{aligned} \int_V \dot{\Pi}_y \left\{ \frac{\partial(\delta v_j)}{\partial x_j} \right\} dV - \int_{S_0} \bar{i}_j \delta v_j dS - \int_V \rho \bar{b}_j \delta v_j dV \\ = \int_{S_0} (\dot{\Pi}_y n_j - \bar{i}_j) \delta v_j dS - \int_V \left(\frac{\partial \dot{\Pi}_y}{\partial x_j} + \rho \bar{b}_j \right) \delta v_j dV = 0 \end{aligned} \quad (3.14)$$

が得られる。境界 S_0 上以外では δi が任意であるから、このような δi に対して式 (3.12) が恒等的に成立するための条件として次式が得られる。

$$\frac{\partial \dot{\Pi}_y}{\partial x_j} + \rho \bar{b}_j = 0 \quad (V \text{ 内で}) \quad (3.15)$$

$$\dot{\Pi}_y n_j = \bar{i}_j \quad (S_0 \text{ 上で}) \quad (3.16)$$

また、式 (3.13) の仮定は、次式が成立していることを前提としている。

$$v_j = \bar{v}_j \quad (S_0 \text{ 上で}) \quad (3.11)$$

したがって、updated Lagrange 形式の仮想仕事の原理式 (3.12) 及び (3.13) は、つりあい式 (3.15)、基準配置における境界条件式 (3.16)、幾何学的境界条件式 (3.11) と等価である。

この仮想仕事の原理式 (3.12) は応力が公称応力速度 $\dot{\Pi}_y$ で表わされているので、構成式 (3.6) をそのまま代入できない。そこで、公称応力と Kirchhoff 応力の速度形における関係を求めると

$$\begin{aligned}\dot{\Pi} &= \dot{\tau} \cdot L - \sigma \\ &= \dot{\tau} \cdot D \cdot \sigma - \sigma \cdot D + \sigma \cdot L'\end{aligned}\quad (3.17)$$

と書ける。ただし

$$L = \frac{\partial v}{\partial x}, \quad D = \frac{1}{2}(L + L'), \quad W = \frac{1}{2}(L - L')$$

$$\dot{\tau} = \dot{\tau} - W \cdot \sigma + \sigma \cdot W \quad (3.18)$$

式 (3.17) を式 (3.12) に代入して対称性を考慮しながら変形すると、速度形仮想仕事の原理式 (3.12) は次のように書き換えることができる。

$$\int_V (\tau_{ij} - 2\sigma_{ik} D_{kj}) \delta D_{ij} + \sigma_{jk} L_{ik} \delta L_{ij} dV = \int_{S_i} \bar{t}_i \delta v_i dS + \int_V \rho b_i \delta v_i dV \quad (3.19)$$

以上のようにして得られた updated Lagrange 形式の仮想仕事の原理式 (3.19) は、上述の説明が示すように、応力・ひずみ関係式に無関係に成立する。したがって、弾性問題のみでなく塑性問題においても式 (3.19) は、そのままの形で取り扱うことができる。

式 (3.19) で表わされる境界値問題は、変形が十分小さいところにおいて唯一解をもつと考えられる。しかし、変形が大きくなり局所化過程に到達すると、境界値問題に対する解の唯一性がくずれ^{(3.6), (3.7)}、実際と異なる変形モードの解が選ばれてしまうことがある。これは、実際のプレス成形中に材料が変形を受ける過程で発生する可能性のあるくびれ、しわの変形モードに影響を及ぼすと考えられる。しかし、本研究では、材料のくびれ現象は取り扱わないこととする。また、しわ発生時の変形挙動においては、一般的に材料変形が複雑な3次元形状となるために、解の唯一性がくずれることは極めて少ないと考えられる。ただし、しわ発生時の変形モードは保証の限りではない。

3.5 剛性方程式

仮想仕事の原理式を有限要素法に用いるために式 (3.19) を離散化する。速度勾配 L と変形速度 D は、

$$\{L\} = [E] \{i\}, \quad \{D\} = [B] \{i\} \quad (3.20)$$

と表わすことができる。ここで、有限の時間増分 Δt の間は線形関係が持続されるものと考えると、

$$\Delta L_{ij} = L_{ij} \Delta t, \quad \Delta d_{ij} = D_{ij} \Delta t, \quad \Delta u_i = v_i \Delta t, \quad \Delta w_{ij} = W_{ij} \Delta t \quad (3.21)$$

式(3.21)を用いて仮想仕事の原理式(3.19)を離散化すると、最終的に次のような剛性方程式を得る。

$$\int_{V^e} ([B]^T ([C^{ep}] - [F])[B] + [E]^T [G][E]) dV \{\Delta u\} \\ = \int_{V^e} [N]^T \{\Delta b\} dV + \int_{S^e} [N]^T \{\Delta t\} dS \quad (3.22)$$

ここで、式(3.19)では応力速度が $\dot{\tau}_{ij}$ で書かれているが、弾塑性変形の場合、体積変化はごくわずかであるので $\dot{\tau}_{ij} = \dot{\sigma}_{ij}$ と置けるものと仮定して、式(3.19)に弾塑性構成式(3.6)を代入している。これを

$$[K^e] \{\Delta u^e\} = \{\Delta f^e\} \quad (3.23)$$

$$\left. \begin{aligned} [K^e] &= \int_{V^e} ([B]^T ([C^{ep}] - [F])[B] + [E]^T [G][E]) dV \\ \{\Delta f^e\} &= \int_{V^e} [N]^T \{\Delta b\} dV + \int_{S^e} [N]^T \{\Delta t\} dS \end{aligned} \right\} \quad (3.24)$$

と書き直すことができる。ここで形状関数マトリックス $[N]$ および $[E]$ 、 $[B]$ は要素形状と節点数が具体的に決まれば求めることができる。要素についての詳細は3.9節で述べる。

式(3.23)によって各要素ごとの剛性方程式が得られ、これらの総和によって全体剛性方程式

$$\sum_{e=1}^{N^e} [K^e] \{\Delta u^e\} = \sum_{e=1}^{N^e} \{\Delta f^e\} \quad (3.25)$$

を組み立て、これを解くことによって、節点変位増分が得られる。

3.6 R_{min} 法

非線形弾塑性 FEM の時間積分を静的陽解法によって行なうために、 R_{min} 法を用いる。剛性方程式が成立する前提は、時刻 t から $t+\Delta t$ への増分ステップの間に完全な線形関係が成立していなければならない。しかし、塑性加工過程は非線形現象なため、この条件を満たすことは容易ではない。そこで、山田ら³⁴⁾によって提案されたのが R_{min} 法である。 R_{min} 法は、1増分ステップ中の節点力増分と節点変位増分の間が線形を保つように、材料非線形と幾何学非線形に対して増分の大きさを決める方法である。

増分ステップを決定する方法は次のようである。

- 1) 与えられた変位増分または荷重増分によって剛性方程式を解き、未知の他の変位増分、荷重増分を得る。
- 2) 全ての増分量を用いて以下のチェックを行う。

① 弾性状態から塑性状態への移行

弾性状態と塑性状態では応力-ひずみの関係が大きく異なる。したがって、剛性方程式が線形関係を保つためには、1増分中に弾性状態から塑性状態への移行があってはならない。

そのために、全ての積分点について、弾性状態か塑性状態かを調べ、弾性状態にある積分点は、ちょうど応力が降伏点に達するような増分比率 R_{ep} を求める。

図 3.2 の点 A で示すように、時刻 t における応力状態 $\{\sigma\}$ が弾性域にあり、 $\{\sigma\} + \{\Delta\sigma\}$ が降伏局面の外、点 C に達したとする。このとき、 \overline{AC} と降伏局面が交差する点 B における $R = (\overline{AB}/\overline{AC})$ を求める。

点 A における相当応力 $\bar{\sigma}$ は

$$\bar{\sigma} = \sqrt{\frac{3}{2(F+G+H)} \times \{F(\sigma_y - \sigma_z)^2 + G(\sigma_z - \sigma_x)^2 + H(\sigma_x - \sigma_y)^2 + 2L\sigma_{yz}^2 + 2M\sigma_{zx}^2 + 2N\sigma_{xy}^2\}^{1/2}} \quad (3.26)$$

であり、降伏局面が式 (3.2) によって表わされる。したがって、相当応力 $\bar{\sigma}$ が一定値 Y に達したときに降伏が起きるものと仮定すると、点 B においては

$$\sqrt{\frac{3}{2(F+G+H)} \times \{F(\sigma_y - \sigma_z)^2 + G(\sigma_z - \sigma_x)^2 + H(\sigma_x - \sigma_y)^2 + 2L\sigma_{yz}^2 + 2M\sigma_{zx}^2 + 2N\sigma_{xy}^2\}^{1/2}} = \bar{\sigma} = Y \quad (3.27)$$

図 3.2 の AC は、要素の応力変化として得られた解 $\{\Delta\bar{\sigma}\}$ に対して、点 C の相当応力は、式 (3.27) から

$$F(\sigma_y + \Delta\bar{\sigma}_y - \sigma_z - \Delta\bar{\sigma}_z)^2 + G(\sigma_y + \Delta\bar{\sigma}_y - \sigma_z - \Delta\bar{\sigma}_z)^2 + H(\sigma_y + \Delta\bar{\sigma}_y - \sigma_z - \Delta\bar{\sigma}_z)^2 \\ + 2L(\tau_{yz} + \Delta\bar{\tau}_{yz})^2 + 2M(\tau_{zx} + \Delta\bar{\tau}_{zx})^2 + 2N(\tau_{xy} + \Delta\bar{\tau}_{xy})^2 = \frac{2}{3}(F+G+H)Y^2 \quad (3.28)$$

要素が降伏応力に達する AC 上の B 点に対して、 R_{ep} より、

$$F(\sigma_y + R_{ep}\Delta\bar{\sigma}_y - \sigma_z - R_{ep}\Delta\bar{\sigma}_z)^2 + G(\sigma_y + R_{ep}\Delta\bar{\sigma}_y - \sigma_z - R_{ep}\Delta\bar{\sigma}_z)^2 \\ + H(\sigma_y + R_{ep}\Delta\bar{\sigma}_y - \sigma_z - R_{ep}\Delta\bar{\sigma}_z)^2 \\ + 2L(\tau_{yz} + R_{ep}\Delta\bar{\tau}_{yz})^2 + 2M(\tau_{zx} + R_{ep}\Delta\bar{\tau}_{zx})^2 + 2N(\tau_{xy} + R_{ep}\Delta\bar{\tau}_{xy})^2 \quad (3.29) \\ = \frac{2}{3}(F+G+H)Y^2$$

これから、 R_{ep} について解き、その正根を取る。

$$R_{ep} = \frac{b + \sqrt{b^2 - 4ac}}{2a} \quad (3.30)$$

ただし

$$A = \frac{1}{2} \left[F(\Delta\bar{\sigma}_y - \Delta\bar{\sigma}_z)^2 + G(\Delta\bar{\sigma}_y - \Delta\bar{\sigma}_z)^2 + H(\Delta\bar{\sigma}_y - \Delta\bar{\sigma}_z)^2 + 2L\Delta\bar{\tau}_{yz}^2 + 2M\Delta\bar{\tau}_{zx}^2 + 2N\Delta\bar{\tau}_{xy}^2 \right]$$

$$B = A - \frac{1}{3}(F+G+H)(2\bar{\sigma}\Delta\bar{\sigma})$$

$$C = \frac{1}{3}(F+G+H)(Y^2 - \bar{\sigma}^2)$$

と書ける。

② ひずみ増分および回転増分の限定

1 増分中に局所的でも、ひずみ増分や回転増分が大きくなり過ぎると、剛性方程式の線形性が崩れる。そこで、それぞれに線形性を保つための許容値を設け増分値を限定する。

ひずみ増分比率 R_{strain} は、

$$R_{strain} = \frac{\Delta\varepsilon_{pl}}{\sqrt{\Delta d_{ij} \cdot \Delta d_{ij}}} \quad (3.31)$$

と求められる。 $\Delta \varepsilon_{tol}$ はひずみ増分許容値であり、ITAS-3D では、 $\Delta \varepsilon_{tol} = 0.002$ を用いている。

回転増分比率 R_{rot} は、

$$R_{stress} = \frac{\Delta \varepsilon_{tol}}{\sqrt{\Delta d_{ij} \cdot \Delta d_{ij}}} \quad (3.32)$$

と求められる。 Δw_{tol} は回転増分許容値であり、ITAS-3D では、 $\Delta w_{tol} = 0.5$ を用いている。

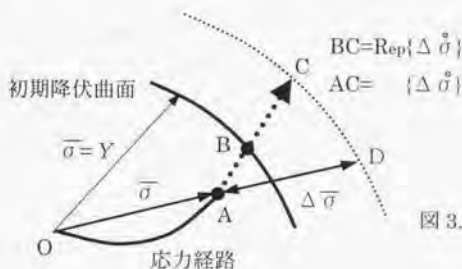


図 3.2 弾塑性解析における要素の降伏の判定

③ 応力増分の限定

塑性領域にある要素において、増分ステップ内で初期降伏応力 Y に対して応力増分が大きくなり過ぎて、剛性方程式の線形性がくずれるのを避けるために、応力増分許容値 $\Delta \sigma_{tol}$ に対して応力増分値を限定する。

増分比率 R_{stress} は、

$$R_{stress} = \frac{\Delta \varepsilon_{tol}}{\frac{\sigma + \Delta \sigma - \bar{\sigma}}{Y}} \quad (3.33)$$

と求められる。ITAS-3D では、 $\Delta \sigma_{tol} = 0.5$ を用いている。

④ 工具との接触判定

塑性加工の場合、工具との接触状態が刻々と変化し、接触領域が加工の進展に伴って移り変わる。工具を剛体として扱う場合、接触領域では境界条件が与えられたことになる。1 増分ステップ内で、境界条件が変わっては剛性方程式の線形性がくずれるので、接触の条件が変わらないことが重要である。そこで、まだ接触してい

ない節点が、工具表面にちょうど達するための比 r を求める。そして、材料の表面に位置する節点について接触の判定を行ない、工具と接触したと判定した場合は、つぎのステップから、その節点に、接触の状態を表わす境界条件を与える。

図 3.3 に示すように材料の節点 A の時刻 t における位置を (x, y, z) 、変位増分を $(\Delta u_x, \Delta u_y, \Delta u_z)$ とする。このとき、まだ接触していない節点 A が工具表面位置 B (x_1, y_1, z_1) にちょうど到達するために比 R_{nt} を求める、

$$R_{nt} = \frac{z_1 - z}{\Delta u_z} \quad (3.34)$$

⑤ 工具からの離脱の判定

工具と接触している節点が、増分ステップの途中で工具から離れないように増分を制御しなければならない。そのため、接触節点が工具から離れる条件が工具からその節点に対して反力を受けなくなった状態として、離脱条件は力の条件で決める。そこで、工具と接触しているすべての節点に対して、工具面に垂直な節点力がちょうど 0 になるような R_{nt} を求める、

$$R_{nt} = \frac{f_n}{\Delta f_n} \quad (3.35)$$

ここで、 f_n は時刻 t における節点力の工具表面に垂直な成分、 Δf_n は節点力増分の工具面に垂直な成分とする。

3) 全てのチェックにおいて求められた全ての増分比率の中で、最も小さな増分比率を選び、 R_{min} とする。

4) 1) で得られた全ての増分値に R_{min} を掛けて、本当の増分値として、全ての値を更新する。

このように、最も小さな増分比率を用いることによって、剛性方程式は線形性を保つことができ、求められた解は定式にかなったものになる。

3.7 変位、力、応力などの更新

求められた r_{nt} の値を用いて、節点変位、節点力、積分点における応力、相当歪などの値をステップ n からステップ $n+1$ へ次のように更新する。

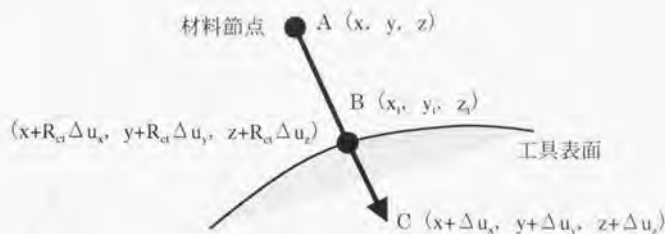


図 3.3 工具と材料の接触判定

$$\left. \begin{aligned} \{u\}_{n+1} &= \{u\}_{n+1} + R_{\text{min}} \times \{\Delta u\} \\ \{f\}_{n+1} &= \{f\}_{n+1} + R_{\text{min}} \times \{\Delta f\} \\ \{\sigma\}_{n+1} &= \{\sigma\}_{n+1} + R_{\text{min}} \times \{\Delta \sigma\} \\ \{\bar{\varepsilon}^p\}_{n+1} &= \{\bar{\varepsilon}^p\}_{n+1} + R_{\text{min}} \times \{\Delta \bar{\varepsilon}^p\} \end{aligned} \right\} \quad (3.36)$$

3.8 増分計算の手順

前節で述べた R_{min} で増分ステップの大きさをコントロールし、その上で増分値を加えて、変位、節点力、応力、相当塑性歪等を更新する増分計算の手順を図 3.4 に示す。

3.9 要素³⁻⁵⁾

図 3.5 に本研究で使用した 3次元シェル要素を示す。この要素は、節点が 4個、積分点が 8個を有する基本的な 4節点板厚シェル要素である。4個の節点それぞれの自由度は 3つの変位成分と 2つのせん断回転成分の合計 5つとなる。要素内の変位速度 \dot{u}_i は以下のように表わせる。

$$\begin{aligned} \dot{u}_i &= \bar{N}^p \bar{\dot{u}}_i^p + \bar{N}^p \frac{h}{2} \xi_3 (\delta_{i1} \dot{\theta}_2^p - \delta_{i2} \dot{\theta}_1^p) \\ &= N_i^p \dot{u}_i^p \quad (i=1,3, \quad r=4,5) \end{aligned} \quad (3.37)$$

$$\left. \begin{aligned} \bar{N}^p &= \frac{1}{4} (1 + \xi_1 \xi_1^p) (1 + \xi_2 \xi_2^p) \\ \dot{u}_4^p &= \dot{\theta}_1^p, \quad \dot{u}_5^p = \dot{\theta}_2^p \end{aligned} \right\} \quad (3.38)$$

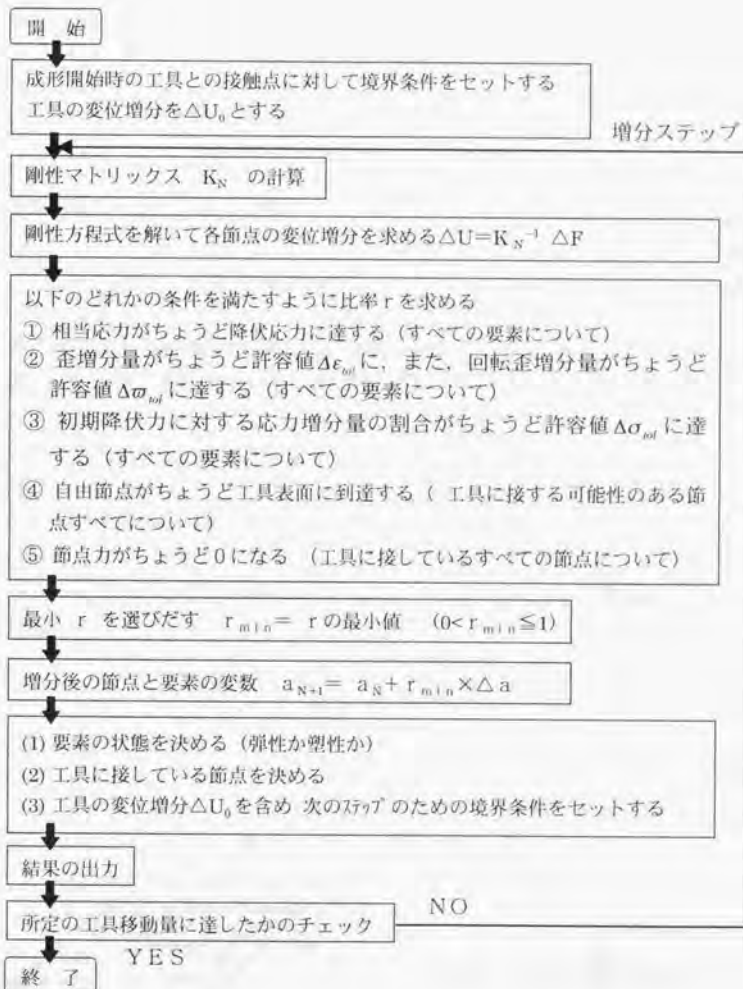


図 3.4 計算のアルゴリズム

$$N_i^r = \begin{cases} \delta_{ir} \bar{N}^r, & r=1, 2, 3 \\ -\frac{h}{2} N^r \xi_3 \xi_2 \xi_{r+4}, & r=4, \quad (i=3) \\ \frac{h}{2} N^r \xi_3 \delta_{ir} \delta_{r5}, & r=5 \end{cases} \quad (3.39)$$

この形状関数を用いて、速度勾配テンソルは次のようになる。

$$L_{ij} = \dot{u}_{k,j} = (N_i^r \dot{u}_r^k)_j = N_{i,r}^r \dot{u}_r^k \quad (3.40)$$

せん断変形に関する過剰拘束 (Shear Locking) を防ぐために、速度勾配テンソルの横せん断歪成分に関する項を以下のように近似する。

$$L_{13}(\xi, \eta, \zeta) = 0.5(1+\eta)L_{13}(0, -1, 0) + 0.5(1-\eta)L_{13}(0, 1, 0) \quad (3.41)$$

$$L_{23}(\xi, \eta, \zeta) = 0.5(1+\xi)L_{23}(-1, 0, 0) + 0.5(1-\xi)L_{23}(1, 0, 0) \quad (3.42)$$

ここで、 $L_{23}(0, -1, 0)$ は自然座標系 ($\xi=0, \eta=-1, \zeta=0$) における速度勾配テンソルの値を示す。

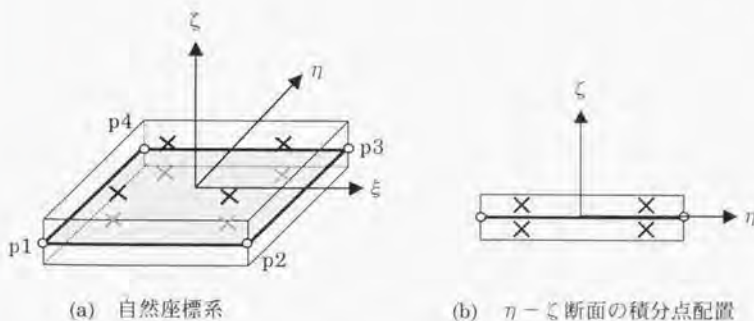


図 3.5 3次元シェル要素

3.10 まとめ

静的陽解法に基づく弾塑性 FEM プログラム ITAS-3D において取り扱っている弾塑性構成式, 仮想仕事の原理式, 剛性方程式および材料非線形と幾何学非線形に対して線形性を保つために増分量を制御する R_{\min} 法の基礎式について概要を説明した. 本研究では, これらの ITAS-3D に関する基礎式をもとに, 絞り成形過程のモデリングを行なう.

参考文献

- 3-1) H. Takizawa, A. Makinouchi, A. Santos and N. Mori : Simulation of 3-D Sheet bending processes, VDI Symposium, (1992), 167
- 3-2) Y. Yamada, N. Yoshimura and T. Sakurai : "Plastic Stress-Strain Matrix and Its Application for the Solution of Elastic-Plastic Problems by the Finite Element Method" , International Journal of Mechanical Science, **10** (1968), 343
- 3-3) 牧野内 昭武 : "有限塑性変形の定式化", 塑性と加工, **24**-267 (1968), 343
- 3-4) 山田 嘉昭 : 有限要素法の基礎と応用シリーズ6 塑性・粘弾性, 培風館, (1980)
- 3-5) 日本塑性加工学会編 : 非線形有限要素法—線形弾性解析から塑性加工解析まで—, コロナ社, (1994)
- 3-6) 富田 佳宏 : 数値弾塑性力学 有限要素シミュレーション—基礎と応用, 養賢堂, (1990)
- 3-7) 鷺津 久一郎 : 有限要素法の基礎と応用シリーズ3 エネルギー原理入門, 培風館, (1980)
- 3-8) M. Kawka and A. Makinouchi : "Shell element formulation in the static explicit FEM code for simulation of sheet stamping" , Proc. of the 2nd International Conference on Numerical Simulation of 3-D Sheet Metal Forming Processes (1993), 97

第4章

パネルセットモデリング

4.1 まえがき

実際のブランク投入過程では、図 4.1 に示すように材料端を下型工具に設置されたガイドピンに押し当てることにより、投入時の材料位置を一定に保持する。さらに、自重により材料がたわむことにより、下型工具表面（ダイフェース面）上の任意の限定された領域と接触して安定した状態となり、材料が下型工具表面上にセットされる。また、ブランクホルド成形過程では、図 2.4 に示すようにブランクホルダーとダイにより材料の周辺部が拘束されると共に、ダイ（下型工具）に設置されたガイドピンとブランクホルダー（上型工具）に設置されたネストゲージにより、材料の水平方向の移動が拘束される。そのため、材料は、ガイドピンとネストゲージにより規定された領域内⁴¹⁾で強制的にダイフェース面に沿った形状に変形される。

このようなブランクホルド成形過程で発生するダイキャピティ内の折れ（しわ）は、図 4.2 に示すようにその後のボンチ成形過程でも消去できず、プレス成形完了後も面歪またはしわとして残る原因となる事が多い^{42), 43)}。そのため、成形性検討（設計）段階で、どれだけ精度よくブランクホルド完了後の材料変形形状を予測できるかが、金型製作時の試し打ち（トライアル）と形状修正回数を減少させる上で重要である。

しかし、従来からのプレス成形シミュレーション解析手法では、ブランク投入及びブランクホルド成形過程の解析途中、材料が所定領域外へ移動したり、計算が途中で止まり解が得られない問題が発生している。そこで、材料変形過程に影響を与えない拘束可能な材料節点を探索するために、実際に解析作業を繰り返し行ない、最終的な計算結果を得ているのが現状である。そのため、設計段階での CAD データを用いた 3 次元弾塑性 FEM によるプレス成形シミュレーションが、タイムリーに実行できず問題となっている。

そこで、本章では、これらの問題を解消するために、ブランク投入過程時に対して、材料の図心を囲む工具対材料接触節点 3 個所を模索するパネルセッティング機能を導入する。さらに、自重たわみ計算及びブランクホルド成形過程時に対して、工具表面上のパネル移動を規定領域内に抑制するパネルネスト機能を導入する。

4.2 パネルセッティング

変形前の平坦な材料をガイドピンにより規定された領域内の下型工具表面（ダイフエース面）上にセットするために、図 4.3 に示す手順に従い計算を行なうことにより、材料の図心を囲む工具と材料接触節点 3 点を探索する。

(1) 材料図心

材料を様な厚さの均質な平板と仮定し、材料を構成する各要素面積 ΔA_i と各要素の図心座標 x_i, y_i, z_i に対応するモーメントの和は、面積 A を有する板の図心 G まわりのモーメントに等しいことから、材料の図心 G の座標 g_x, g_y, g_z は、次式から得られる。

$$g_x = \sum \Delta A_i \cdot x_i / A \quad g_y = \sum \Delta A_i \cdot y_i / A \quad g_z = \sum \Delta A_i \cdot z_i / A \quad (4.1)$$

(2) 平行移動

材料をガイドピン Q_1, Q_2 により規定された xy 平面上の位置にセットするために、ガイドピンから材料までの距離 q_x, q_y をもとに次式により材料各節点 $P_i^{(0)}(x_i^{(0)}, y_i^{(0)}, z_i^{(0)})$ を $P_i^{(2)}(x_i^{(2)}, y_i^{(2)}, z_i^{(2)})$ に移動させる。

$$\begin{bmatrix} x_i^{(2)} \\ y_i^{(2)} \\ z_i^{(2)} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -q_x \\ -q_y \\ 0 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} x_i^{(0)} \\ y_i^{(0)} \\ z_i^{(0)} \end{bmatrix} \quad (4.2)$$

(3) 1点接触

材料各節点 $P_i^{(2)}(x_i^{(2)}, y_i^{(2)}, z_i^{(2)})$ に対して x, y 座標が最も近い工具形状を表現する構成点 $T_j(x_j, y_j, z_j), T_{j+1}(x_{j+1}, y_{j+1}, z_{j+1}), T_{j+k}(x_{j+k}, y_{j+k}, z_{j+k})$ から、三角形要素に対する形状関数⁽⁴⁾により、図 4.4 に示す工具表面 U 点における z 座標 z_u は、次式により算出する。

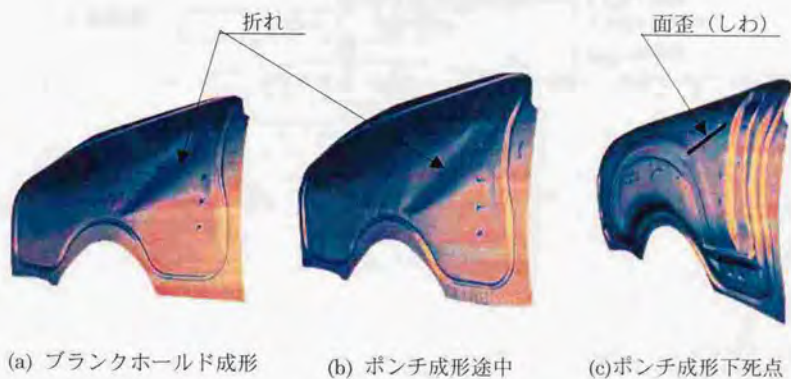
$$z_u = N_1 \cdot z_j + N_j \cdot z_{j+1} + N_k \cdot z_{j+k} \quad (4.3)$$

ここで、

$$N_i = \frac{1}{2A} (x_{j+1} \cdot y_{j+k} - x_{j+k} \cdot y_{j+1} + y_{j+1} \cdot x_i - y_{j+k} \cdot x_i + x_{j+k} \cdot y_j - x_{j+1} \cdot y_j)$$



図 4.1 実際のブランクにおける材料投入状態



(a) ブランクホルド成形

(b) ポンチ成形途中

(c) ポンチ成形下死点

図 4.2 ブランクホルド成形時の成形不良

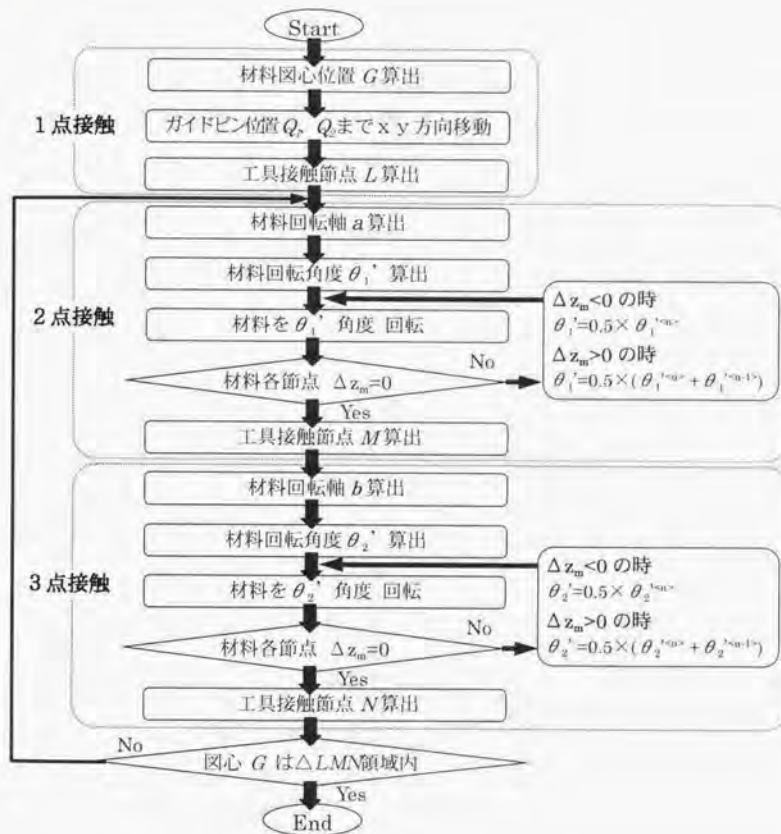


図 4.3 パネルセット計算のフローチャート

$$N_i = \frac{1}{2A} (x_{j+k} \cdot y_j - x_j \cdot y_{j+k} + y_{j+k} \cdot x_i - y_j \cdot x_i + x_j \cdot y_i - x_{j+k} \cdot y_i)$$

$$N_k = \frac{1}{2A} (x_j \cdot y_{j+i} - x_{j+i} \cdot y_j + y_j \cdot x_i - y_{j+k} \cdot x_i + x_{j+k} \cdot y_i - x_j \cdot y_i)$$

$$2A = x_{j+i} \cdot y_{j+k} - x_j \cdot y_{j+i} + y_j \cdot x_{j+k} - y_j \cdot x_{j+i} + x_{j+i} \cdot y_{j+k} - x_{j+k} \cdot y_j$$

さらに、式 (4.4) 及び (4.5) により、材料が工具と任意の材料節点 $M(x_m, y_m, z_m)$ にて接触させるための材料移動量として材料対工具表面間距離 Δz_m を算出する。

$$\Delta z_i = z_i^{(2)} - z_m \quad (4.4)$$

$$\Delta z_m = \text{MIN}(\Delta z_1, \Delta z_2, \Delta z_3, \dots, \Delta z_n) \quad (4.5)$$

これより、式 (4.6) に代入することにより材料各節点 $P_i^{(2)}(x_i^{(2)}, y_i^{(2)}, z_i^{(2)})$ を $P_i^{(3)}(x_i^{(3)}, y_i^{(3)}, z_i^{(3)})$ に移動させる。

$$\begin{bmatrix} x_i^{(3)} \\ y_i^{(3)} \\ z_i^{(3)} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ -\Delta z_m \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} x_i^{(2)} \\ y_i^{(2)} \\ z_i^{(2)} \end{bmatrix} \quad (4.6)$$

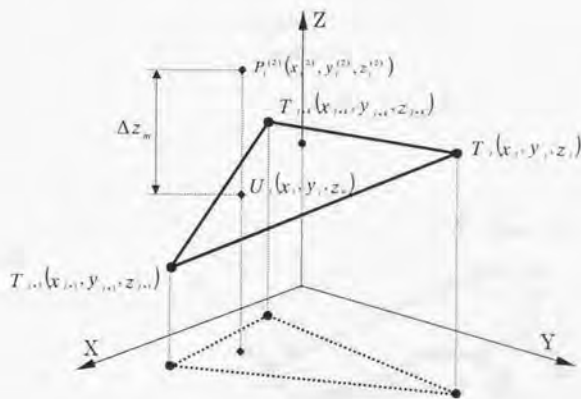


図 4.4 材料節点と工具表面との関係

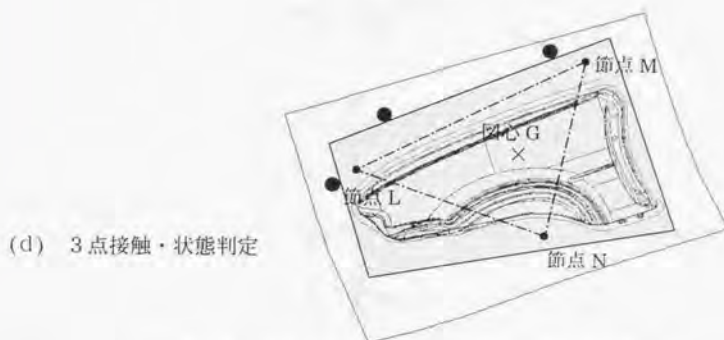
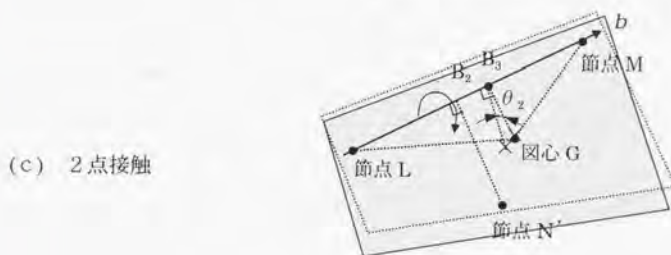
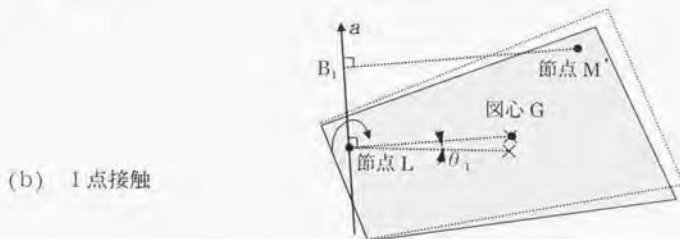
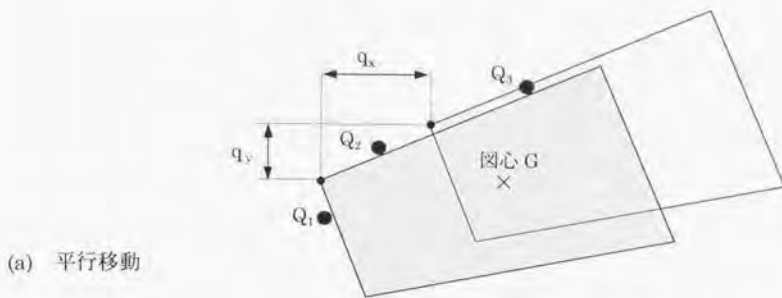


図 4.5 パネルセッティングによる材料位置の推移

(4) 2点接触

工具と接触している材料節点 $L(x_l, y_l, z_l)$ を中心として、図 4.5 に示すように図心 $G(x_g, y_g, z_g)$ 方向に材料を回転させる。このとき、材料回転軸 \mathbf{a} は、ベクトル \overline{LG} に直交することから式 (4.7) により導かれる。また、ベクトル \mathbf{a} は単位ベクトルとする。

$$\begin{aligned} \overline{LG} \cdot \vec{a} &= (x_g - x_l) \cdot a_x + (y_g - y_l) \cdot a_y + (z_g - z_l) \cdot a_z = 0 \\ \vec{a} &= a_x^2 + a_y^2 + a_z^2 = 1 \end{aligned} \quad (4.7)$$

さらに、任意の材料節点 $P_i^{(0)}(x_i^{(0)}, y_i^{(0)}, z_i^{(0)})$ 、工具接触節点 L 及び図心 G 各点は、材料平面上に位置することから平面の式 (4.8) を満たす。

$$S_1 \cdot x + S_2 \cdot y + S_3 \cdot z + S_4 = 0 \quad (4.8)$$

$$S_1 = y_l(z_g - z_m) + y_g(z_u - z_l) + y_m(z_l - z_g)$$

$$S_2 = z_l(x_g - x_m) + z_g(x_m - x_l) + z_m(x_l - x_g)$$

$$S_3 = x_l(y_g - y_m) + x_g(y_m - y_l) + x_m(y_l - y_g)$$

$$S_4 = x_l(y_g z_m - z_g y_m) + y_l(z_g x_m - x_g z_m) + z_l(x_g y_m - y_g x_m)$$

これより、回転軸ベクトル $\mathbf{a}(a_1, a_2, a_3)$ は次式のように導かれる。

$$\begin{aligned} a_1 &= -\frac{C_2}{C_1} \cdot a_3 \\ a_2 &= -\frac{C_4}{C_3} \cdot a_3 \end{aligned} \quad (4.9)$$

$$a_3 = 1 / \left(\frac{C_2}{C_1} + \frac{C_4}{C_3} + 1 \right)$$

ここで、

$$C_1 = x_g - x_u + \frac{S_1}{S_2}(y_g - y_u)$$

$$C_2 = z_g - z_u + \frac{S_3}{S_2}(y_g - y_u)$$

$$C_3 = y_g - y_u + \frac{S_2}{S_1}(x_g - x_u)$$

$$C_4 = z_g - z_u + \frac{S_3}{S_1}(x_g - x_u)$$

したがって、材料節点 L を中心とした回転軸 \mathbf{a} に対して材料各節点 $P_i^{(0)}(x_i^{(0)}, y_i^{(0)}, z_i^{(0)})$

を回転角度 θ だけ回転させた場合の各材料節点 $P_i^{(0)}(x_i^{(0)}, y_i^{(0)}, z_i^{(0)})$ は、次式 (4.10) により算出される。

$$\begin{bmatrix} x_i^{(4)} \\ y_i^{(4)} \\ z_i^{(4)} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} pa_x^2 + \cos\theta & pa_x a_y - a_z \sin\theta & pa_x a_z + a_y \sin\theta \\ pa_x a_y + a_z \sin\theta & pa_y^2 + \cos\theta & pa_y a_z - a_x \sin\theta \\ pa_x a_z - a_y \sin\theta & pa_y a_z + a_x \sin\theta & pa_z^2 + \cos\theta \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x_i^{(3)} - x_i \\ y_i^{(3)} - y_i \\ z_i^{(3)} - z_i \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} x_i \\ y_i \\ z_i \end{bmatrix} \quad (4.10)$$

ここで

$$p = 1 - \cos\theta$$

また、図 4.5(b) に示す回転角度 θ_1 を決めるために、材料の回転により工具と接触する材料位置として、式 (4.5) から材料対工具間距離 Δz_m が最小となる工具面上の位置を探索する。さらに、材料図心 G に対して次式 (4.11) の条件を満足する材料が工具と接触する工具面上の位置 M' を仮定する。

$$\overline{GL} \cdot \overline{GM'} \leq 0 \quad (4.11)$$

ここで、回転軸 \mathbf{a} に対して材料位置 M' より垂線 $M'B_1$ を定義することにより、回転角度 θ_1' は、次式により算出される。

$$\theta_1' = \cos^{-1} \left[\frac{\overline{LG} \cdot \overline{B_1 M'}}{|\overline{LG}| \cdot |\overline{B_1 M'}|} \right] \quad (4.12)$$

これより、回転角度 θ_1' に対して式 (4.10) により材料節点 M を中心とした回転軸 \mathbf{a} 回りの回転を行なう。その結果、材料各節点に対して式 (4.5) により材料対工具間距離 $\Delta z_m \geq 0$ であることを確認し、 $\Delta z_m = 0$ となる材料節点 N を探索する。しかし、 Δz_m が負となる任意の材料節点が存在する場合は、図 4.3 に示すように 2 分法^(4.5) により回転角度 0 度から θ_1' の区間で式 (4.10) により材料の回転を繰り返し、 $\Delta z_m = 0$ となる工具接触節点 N を求める。

(5) 3点接触

2点接触の場合と同様に、図 4.5(c) に示す回転角度 θ_2 を決めるために、材料の回転により工具と接触する材料位置として、式 (4.5) から材料対工具間距離 Δz_m が最小となる工具面上の位置 L' を探索する。また、工具接触節点 L, M を通過するベクトルを回転軸 \mathbf{b} とする。さらに、回転軸 \mathbf{b} に対して材料位置 N' より垂線 NB_2 、図心 G より垂線 GB_3 を定義することにより、回転角度 θ_2' は、次式により算出する。

$$\theta'_z = \cos^{-1} \left[\frac{B_1 G \cdot B_2 M'}{|B_1 G| \cdot |B_2 M'|} \right] \quad (4.13)$$

これより、回転角度 θ'_z に対して式 (4.10) により回転軸 \mathbf{b} 回りの回転を行なう。その結果、材料各節点に対して式 (4.5) により材料対工具間距離 $\Delta z_m \geq 0$ であることを確認し、 $\Delta z_m = 0$ となる材料節点 L を探索する。しかし、 Δz_m が負となる任意の材料節点が存在する場合は、2分法により回転角度 0 度から θ'_z の区間で式 (4.10) により材料の回転を繰り返す、 $\Delta z_m = 0$ となる工具接触節点 L を求める。

(6) パネルセット状態判定

材料が工具表面上に安定した状態で置かれているための条件は、材料の図心 G が工具と接触している材料節点 L, M, N により定義される三角形領域内に位置することである。

したがって材料節点 L, M, N から構成される三角形要素に対する形状関数よりパネルセット状態が安定している条件は次式で示される。

$$N_i \geq 0 \quad N_j \geq 0 \quad N_k \geq 0 \quad (4.14)$$

$$N_i = x_v \cdot y_w - x_w \cdot y_v + y_v \cdot x_g - y_w \cdot x_g + x_w \cdot y_g - x_v \cdot y_g \geq 0$$

$$N_j = x_w \cdot y_v - x_v \cdot y_w + y_w \cdot x_g - y_v \cdot x_g + x_v \cdot y_g - x_w \cdot y_g \geq 0$$

$$N_k = x_v \cdot y_w - x_w \cdot y_v + y_v \cdot x_g - y_w \cdot x_g + x_v \cdot y_g - x_w \cdot y_g \geq 0$$

式 (4.14) の条件を満足しない場合、工具接触節点 L を中心とした材料の回転を行ない、再度、パネルセット状態が安定する工具接触節点探索を行なう。

4.3 パネルネスト

材料の自重たわみ及びブランクホールド成形は、工具表面上のガイドピン及びネストピンにより定義される x, y 平面上のネスト位置 4 点で構成される領域内で行なわなければならない。そのため、材料が規定された領域外に移動する場合、境界条件変更により材料移動を拘束し、材料が規定された領域内で安定している状態では、拘束条件を解除しなければならない。

したがって、材料とネスト位置 4 点との関係から、材料移動を抑制するために境界条件の変更を行なう必要がある。そこで、 r_{min} 法¹⁰⁾ による規定された領域に対する材料位置判定及び境界条件の変更を示す。

(1) ネスト領域条件に対する r_{\min} の決定

材料の輪郭形状を形成している任意の隣合う材料節点 P_i, P_j が、第 N ステップ目で図 4.6 に示すようにネスト位置 Q を超えて位置する場合、ネスト位置 Q が材料の輪郭線 $P_i P_j$ 上に達するように、次式により r を決定する。

$$\overrightarrow{P_i^{(n)} P_j^{(n)}} \times \overrightarrow{Q P_j^{(n)}} = 0$$

したがって、

$$\left[\begin{array}{c} (x_j + r \cdot \Delta x_i) - (x_i + r \cdot \Delta x_i) \\ (y_j + r \cdot \Delta y_i) - (y_i + r \cdot \Delta y_i) \end{array} \right] \times \left[\begin{array}{c} (x_q) - (x_i + r \cdot \Delta x_i) \\ (y_q) - (y_i + r \cdot \Delta y_i) \end{array} \right] = 0$$

これより、

$$r = \frac{-B \pm \sqrt{B^2 - 4AC}}{2A} \quad (4.15)$$

$$A = \Delta x_i \cdot \Delta y_j - \Delta x_j \cdot \Delta y_i$$

$$B = \Delta x_i (y_q - y_i) + \Delta x_i (y_j - y_q) - \Delta y_i (x_q - x_i) - \Delta y_i (x_j - x_q)$$

$$C = (x_j - x_i)(y_q - y_i) - (y_j - y_i)(x_q - x_i)$$

(2) 材料変位拘束の判定

ガイドピン位置 $Q(x_q, y_q, z_q)$ が材料の輪郭線に達した場合、材料が規定された領

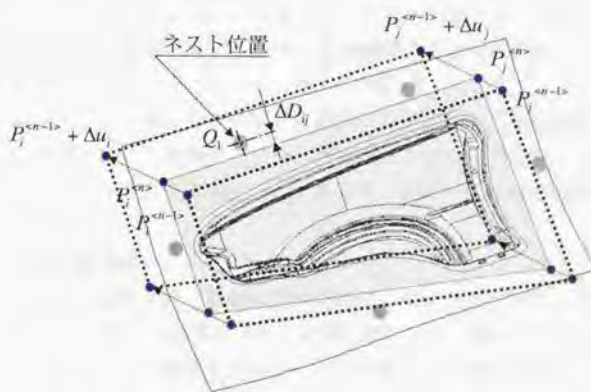


図 4.6 パネルネストにおける r 値の決定方法

域外に移動する変位を抑制しなければならない。そのため、ネスト位置 Q_m に最も近い材料の輪郭線を形成する隣合う材料節点 P_i, P_j に対して、輪郭線 $P_i P_j$ とガイドピン

位置 Q の距離 ΔD_Q が許容値 TOL5 以下の場合、境界条件変更により材料節点 P_i を x, y 変位拘束とする。

したがって、材料変位拘束の判定条件として、

$$\left| \frac{ax_Q + y_Q + b}{\sqrt{a^2 + 1}} \right| \leq TOL5 \quad (4.16)$$

$$a = (y_i^{<no>} - y_i^{<on>}) / (x_i^{<on>} - x_i^{<no>})$$

$$b = (x_i^{<no>} y_i^{<on>} - x_i^{<on>} y_i^{<no>}) / (x_i^{<on>} - x_i^{<no>})$$

(3) 材料変位拘束解除の判定

ガイドピン位置 Q により x, y 変位拘束されている材料節点 P_i において、 x 方向または y 方向の節点力 f_i が 0 以下に達した場合、 x, y 変位拘束を解除して境界条件をもとに戻す。したがって、材料変位拘束解除の判定条件として、

$$(f_i^{<on>})_x \leq 0 \quad \text{または、} \quad (f_i^{<on>})_y \leq 0 \quad (4.17)$$

4.4 パネルセットモデルを用いた FEM 解析結果

前節で述べたパネルセットモデルを弾塑性有限要素法プログラム (ITAS-3D)⁴⁷⁾ に組み込み、ブランクホールド成形過程時に材料が接触する工具形状 (ダイフェース) 面が複雑な 3 次元形状を有するため、成形初期より自由度の高い不安定になりやすい自動車車体パネル (フロントフェンダー) に対して、シミュレーション解析を行ない、実験より得られたブランクホールド成形後のパネル形状との比較結果を示す。

なお、本節で用いた実験データは、前章のベンチマークテストで行なったフロントフェンダーパネルの絞り成形金型によるブランクホールド成形結果を使用した。

4.4.1 解析条件

解析条件は、実験と同一条件とするために、ベンチマークテストの内容と同じとした。また、パネルセット及びネスト位置に関しては、図 4.1 に示すように金型に設定されているネストピン及びネストゲージより算出し、境界条件として設定した。

4.4.2 解析結果

図 4.7 にブランク投入過程のシミュレーション解析結果を示す。パネルセットモデルにより、自重撓みまでの解析がネスト設定位置範囲内で安定的に計算することがで

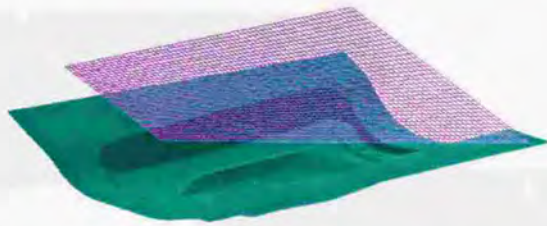
きた。また、図 4.8 にブランクホールド成形後のパネル形状に対する実験及び解析結果を示す。解析結果の可視化による定性的成形性評価では、プレス成形完了後もしわ・面歪として残る原因となるような形状不具合が認められず、実験結果と一致した結果が得られた。

図 4.9 は、ブランクホールド成形完了時のパネル輪郭形状とネスト位置の関係について、実験と解析比較結果を示す。実際の成形と解析結果の違いは、ネスト付近で最大距離 20mm 程度認められる。しかし、材料の変形がネスト位置に囲まれた領域内で行なわれており、実用上は問題がないと考えられる。

図 4.10 は、ブランクホールド成形完了後のパネル断面形状に対して定量的に実験及び解析結果比較を行なった。実験結果は離型後のパネル形状のために、スプリングバック現象の影響が含まれていると考えられる。しかし、解析結果は、実際の材料変形挙動と酷似しており、シミュレーションによるブランクホールド時のしわ発生予測は可能であると考えられる。

4.5 まとめ

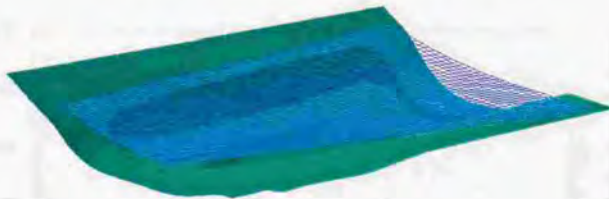
自動車車体プレス成形過程の中で最も不安定な成形条件となりやすいブランクホールド成形に関して、弾塑性有限要素法プログラムにより問題なく安定的に解析するために、新たにパネルセット及びネストモデルを提案した。実際に自動車車体パネルブランクホールド成形過程に適用した結果、複雑な 3次元曲を有する工具形状における自由度の高い不安定な成形条件に対しても、ネスト設定位置領域内で安定的に問題なく解析することができた。また、ブランクホールド成形後のパネル変形形状に対して実験と解析を比較した結果、よい一致が得られた。したがって、新たに導入したパネルセットモデルは、ブランクホールド成形シミュレーションに有効であると同時に、シミュレーション解析によるブランクホールド時のしわ発生予測が可能であると考えられる。



(a) パネル移動及び1節点工具接触



(b) 回転により重心を囲む3節点工具接触

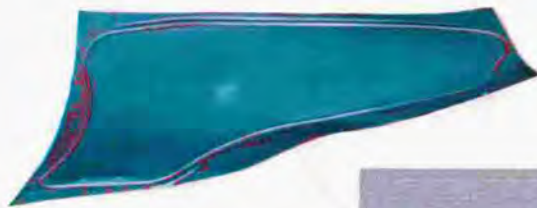


(c) パネル自重撓み



(d) ブランクホールド成形途中

図 4.7 ブランク投入過程解析結果



(a) 実験結果



(b) 解析結果

図 4.8 ブランクパネル形状

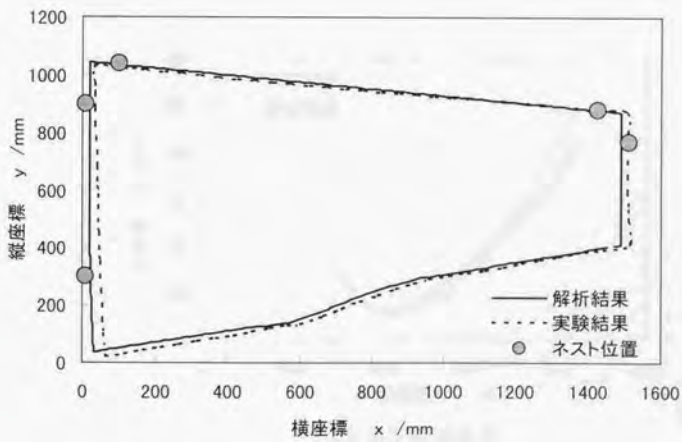
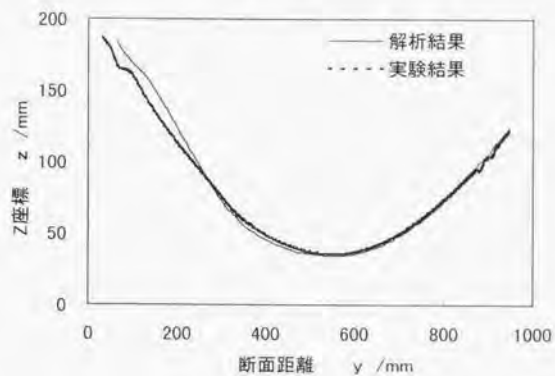
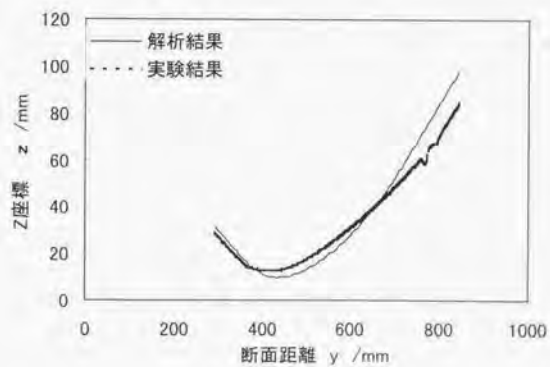


図 4.9 ブランクパネル輪郭形状



(a) A-A断面形状



(b) B-B断面形状

図 4.10 ブランクパネル断面形状

参考文献

- 4-1) H. Sunaga, S. Abe, M. Takamura and I. Yoshino : Experimental Results of Front Fender Stamping, Proc. of NUMISHEET93 (1993), 523
- 4-2) H. Sunaga, I. Yoshino and M. Takamura : Sheet Metal Forming Simulation of Automotive Body Panels Using Static Explicit Finite Element Method, Proc. of ISATA94 (1994), 263
- 4-3) 須長・高村・牧野内・古林：“FEM シミュレーションによる薄板絞り成形過程におけるブランクホールド時のパネル形状予測”，平成5年度 塑性加工春季講演会 (1993), 597
- 4-4) L. J. Segerlind ・川井：応用有限要素解析 (1982), 丸善
- 4-5) マコーミック・サルバトリ・清水：Fortran による数値計算プログラム (1981), サイエンス社
- 4-6) 日本塑性加工学会編：非線形有限要素法－線形弾性解析から塑性加工解析まで－ (1994), コロナ社 (東京)
- 4-7) M. Kawka and A. Makinouchi : Shell Elements Formulation in the Static Explicit FEM Code for Simulation of Sheet Stamping, Proc. of NUMISHEET93, (1993), 97

第5章

摩擦モデリング

5.1 まえがき

絞り成形においては、金型工具と材料が接触する界面に働く摩擦力が成形過程中の材料流入量に大きく影響する。そのため、工具面のすべり性の違いが、深絞り性を向上させたり、逆に、破断を起こしやすくしたりと成形限界に大きな影響を与えている。したがって、摩擦力を考慮できない弾塑性 FEM では、伸び歪分布、成形力等に対して高精度な解を求めることは難しい。

実際のプレス成形では、広範囲な成形条件において接触する材料と工具面に生じる摩擦力が、図 5.1 に示すように垂直力に対してほぼ一定の割合となっている。そこで、材料と工具面との接触面にはクーロン摩擦則が働くものと仮定することができる。クーロン摩擦則は、接触面上の各節点力水平方向成分がクーロン摩擦力を満足するかどうかによって、各節点はすべり状態か固着状態かの異なる2つの摩擦状態に分類される。このため、弾塑性 FEM としては、固着・すべりの2つの摩擦状態と判定及び変更を行なうためのアルゴリズムが必要となる。ITAS-3D においても、固着とすべり状態を有する次節に示すモデルと同様な摩擦モデルが導入されている。しかし、従来の摩擦モデルの取り扱い方では、1つの増分ステップの中で固着→すべり→固着の変更を繰り返す閉ループに入ってしまう⁵⁽¹⁾など、安定した計算ができないという困ったことがしばしば起きている。そこで、本章では、新たな摩擦モデルの取り扱い方を ITAS-3D に導入することにより計算の安定化を図る。

5.2 摩擦モデルの導入

摩擦モデルとして、固着状態を図 5.2 に示すように「節点の相対変位速度、すべり速度が非常に小さい状態」と仮定⁵⁽²⁾することにより、摩擦状態は、すべり状態と疑似固着状態の2つに分類される。

ここで、すべり状態では、材料と工具面との接触面にクーロン摩擦が働くものとする。また、疑似固着状態では、材料と工具面との相対変位速度に比例した水平節点力速度が、節点変位方向と逆向きの摩擦力として働くものとする。

したがって、摩擦モデルの条件から相対変位増分 v_i は、次式のように示される。

$$v_i = v_j^s + v_j^p \quad (5.1)$$

v_j' : 疑似固着領域における相対変位速度
 v_j'' : すべり領域における相対変位速度

また、節点力速度は、疑似固着領域の仮定から、

$$\dot{f}_i = E_{ij} \cdot v_j' \quad v_j' = v_i - v_j'' \quad (5.2)$$

ここで疑似固着定数 E_{ij} は、水平疑似固着変数 E_i 及び垂直疑似固着定数 E_n として次のように表せる、

$$E_{ij} = \begin{bmatrix} E_i & 0 & 0 \\ 0 & E_i & 0 \\ 0 & 0 & E_n \end{bmatrix} \quad (5.3)$$

すべり領域においては、クーロン摩擦を仮定することから各節点力は

$$F = f_1^2 + f_2^2 - \mu^2 f_3^2 = 0 \quad (5.4)$$

また、すべり領域における相対変位速度 v_j'' は、

$$v_j'' = \lambda \cdot \frac{\partial G}{\partial f_i} \quad G = f_1^2 + f_2^2 \quad (5.5)$$

ここで、すべり摩擦節点力対節点変位速度変化率 λ に対して、すべり・疑似固着摩擦状態は、次のように定義される。

すべり摩擦状態の場合、 $\lambda \geq 0$ $F = 0$, $\dot{F} = 0$

疑似固着摩擦状態の場合、 $\lambda = 0$ $F < 0$

これより、摩擦モデルは、すべり摩擦状態の関係から式 (5.2) 及び (5.4) により次式のように定義される。

$$\dot{F} = \frac{\partial F}{\partial f_i} \cdot \dot{f}_i = \frac{2F}{2f_i} E_{ij} (v_i - v_j'') = 0 \quad (5.6)$$

また、式 (5.5) より

$$\dot{F} = \frac{\partial F}{\partial f_i} E_{ij} (v_i - \lambda \frac{\partial G}{\partial f_i}) = 0 \quad (5.7)$$

したがって、すべり摩擦節点力対節点変位速度変化率 λ は次のように表される。

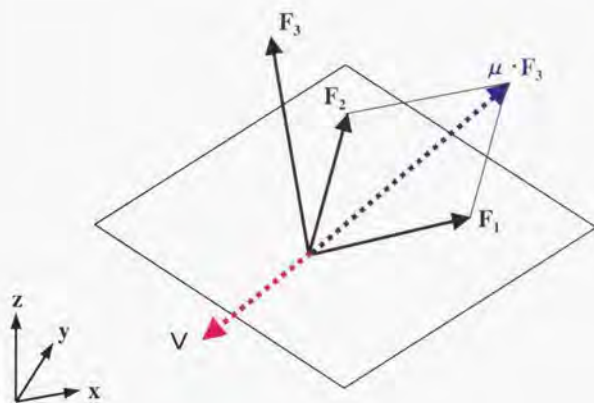


図 5.1 接触節点における境界条件

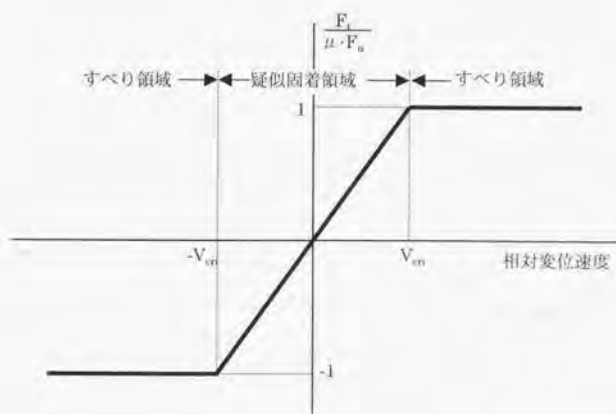


図 5.2 摩擦モデル

$$\lambda = \frac{\frac{\partial F}{\partial f_r} \cdot E_{\eta} \cdot v_i}{\frac{\partial F}{\partial f_r} \cdot E_{rs} \cdot \frac{\partial G}{\partial f_s}} \quad (5.8)$$

さらに、式 (5.8) を式 (5.2) 及び式 (5.5) に代入すると以下の関係式が得られる。

$$f_i = -(E_{\eta} - P_{\eta}) \cdot v_i, \quad P_{\eta} = \frac{E_{rs} \cdot \frac{\partial G}{\partial f_m} \cdot \frac{\partial E}{\partial f_l} \cdot E_{\eta}}{\frac{\partial F}{\partial f_r} \cdot E_{rs} \cdot \frac{\partial G}{\partial f_s}} \quad (5.9)$$

ここで、疑似固着摩擦定数 E_{η} 及びすべり摩擦定数 P_{η} はマトリクス形式にて次のように表される。

$$E_{\eta} = \begin{bmatrix} E_r & 0 & 0 \\ 0 & E_l & 0 \\ 0 & 0 & E_n \end{bmatrix}$$

$$P_{\eta} = \frac{1}{f_1^2 + f_2^2} \begin{bmatrix} E_r \cdot f_1^2 & E_r \cdot f_1 \cdot f_2 & -\mu^2 \cdot E_n \cdot f_1 \cdot f_3 \\ E_r \cdot f_1 \cdot f_2 & E_r \cdot f_2^2 & -\mu^2 \cdot E_n \cdot f_2 \cdot f_3 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (5.10)$$

式 (5.9) を式 (3.23) に示す節点変位増分 Δu_i を未知数とする要素剛性方程式に導入するためには、各種速度を時間増分倍して離散化しなければならない。したがって、式 (5.9) に示す摩擦モデルを節点変位増分 Δu_i 及び工具変位増分 Δu_i^{tool} を用いて、増分形に直すと

$$\Delta f_i = - \begin{bmatrix} E_r & 0 & 0 \\ 0 & E_l & 0 \\ 0 & 0 & E_n \end{bmatrix} - \frac{\alpha}{f_1^2 + f_2^2} \begin{bmatrix} E_r \cdot f_1^2 & E_r \cdot f_1 \cdot f_2 & -\mu^2 \cdot E_n \cdot f_1 \cdot f_3 \\ E_r \cdot f_1 \cdot f_2 & E_r \cdot f_2^2 & -\mu^2 \cdot E_n \cdot f_2 \cdot f_3 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \cdot \{\Delta u_i - \Delta u_i^{tool}\} \quad (5.11)$$

ここで、疑似固着摩擦状態の場合、 $\alpha=0$ とし、すべり摩擦状態の場合、 $\alpha=1$ のとする。

さらに、式 (5.11) を式 (3.23) に代入すると

$$[K^E] \{\Delta u_i\} = - \begin{bmatrix} E_r & 0 & 0 \\ 0 & E_l & 0 \\ 0 & 0 & E_n \end{bmatrix} - \frac{\alpha}{f_1^2 + f_2^2} \begin{bmatrix} E_r \cdot f_1^2 & E_r \cdot f_1 \cdot f_2 & -\mu^2 \cdot E_n \cdot f_1 \cdot f_3 \\ E_r \cdot f_1 \cdot f_2 & E_r \cdot f_2^2 & -\mu^2 \cdot E_n \cdot f_2 \cdot f_3 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \cdot \{\Delta u_i - \Delta u_i^{tool}\} \quad (5.12)$$

ここで、節点変位増分 Δu_i について式 (5.12) を解くために、未知数のうちの決められている値 Δu_3 に対して変形を加える。

$$\begin{aligned}
 & [\mathbf{K}^E] \begin{Bmatrix} \Delta u_1 \\ \Delta u_2 \\ X \end{Bmatrix} \\
 &= - \begin{bmatrix} E_t(1-\alpha) \frac{f_1^2}{f_i^2} & E_t \cdot \alpha \cdot \frac{f_1 \cdot f_2}{f_i^2} & -E_n \cdot \alpha \cdot \frac{\mu^2 f_1 \cdot f_3}{f_i^2} \\ E_t \cdot \alpha \cdot \frac{f_1 \cdot f_2}{f_i^2} & E_t(1-\alpha) \frac{f_2^2}{f_i^2} & -E_n \cdot \alpha \cdot \frac{\mu^2 f_2 \cdot f_3}{f_i^2} \\ 0 & 0 & E_n \end{bmatrix} \cdot \begin{Bmatrix} \Delta u_1 - \Delta u_1^{Tool} \\ \Delta u_2 - \Delta u_2^{Tool} \\ X \end{Bmatrix} - \mathbf{K}_{13} \cdot \Delta u_3^{Tool}
 \end{aligned} \tag{5.13}$$

ここで、 $X = \Delta u_3 - \Delta u_3^{Tool} = 0$ 、 $f_i^2 = f_1^2 + f_2^2$ とする。

さらに、未知数となる節点変位増分 Δu_i に関する右辺の項を変形させる。

$$\begin{aligned}
 & \left[[\mathbf{K}^E] + \begin{bmatrix} E_t(1-\alpha) \frac{f_1^2}{f_i^2} & E_t \cdot \alpha \cdot \frac{f_1 \cdot f_2}{f_i^2} & -E_n \cdot \alpha \cdot \frac{\mu^2 f_1 \cdot f_3}{f_i^2} \\ E_t \cdot \alpha \cdot \frac{f_1 \cdot f_2}{f_i^2} & E_t(1-\alpha) \frac{f_2^2}{f_i^2} & -E_n \cdot \alpha \cdot \frac{\mu^2 f_2 \cdot f_3}{f_i^2} \\ 0 & 0 & E_n \end{bmatrix} \right] \begin{Bmatrix} \Delta u_1 \\ \Delta u_2 \\ X \end{Bmatrix} \\
 &= - \begin{bmatrix} E_t(1-\alpha) \frac{f_1^2}{f_i^2} & E_t \cdot \alpha \cdot \frac{f_1 \cdot f_2}{f_i^2} & -E_n \cdot \alpha \cdot \frac{\mu^2 f_1 \cdot f_3}{f_i^2} \\ E_t \cdot \alpha \cdot \frac{f_1 \cdot f_2}{f_i^2} & E_t(1-\alpha) \frac{f_2^2}{f_i^2} & -E_n \cdot \alpha \cdot \frac{\mu^2 f_2 \cdot f_3}{f_i^2} \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \cdot \begin{Bmatrix} \Delta u_1^{Tool} \\ \Delta u_2^{Tool} \\ 0 \end{Bmatrix} - \mathbf{K}_{13} \cdot \Delta u_3^{Tool}
 \end{aligned} \tag{5.14}$$

これより、摩擦が働いている接触節点に対して、式 (5.14) を全体剛性マトリックスに代入して、連立方程式を解くことにより節点変位増分 Δu_i が得られる。そして、式 (5.11) に代入することにより節点力増分 Δf_j が得られる。

5.3 計算のアルゴリズム

図 5.2 に示すような成形過程を計算するには、その過程に応じて工具との摩擦状態としてすべり状態か固着状態なのかを決め、増分計算のための境界条件を変更する必要がある。そのため、プログラムとして、固着・すべりの2つの状態判定と変更を行う

ために r_{\min} 法⁵⁻³⁾ を採用する。

5.3.1 摩擦条件による r_{\min} の決定方法

時刻 t で擬似固着状態または、すべり状態にある節点が、時刻 $t + \Delta t$ でも工具と接触している場合、擬似固着状態がすべり状態のどちらかの状態にある。しかし、その状態では 1 増分ステップ内では、保持する必要がある。そのため、1 ステップ内での摩擦状態の変更が生じるまでの増分を決める r を決定しなければならない。

そこで、すべり状態における水平節点力 f_t と垂直節点力 f_n の関係から

$$\mu(f_n + r \cdot \Delta f_n) = |f_t + r \cdot \Delta f_t| \quad (5.15)$$

ここで、 f_n は時刻 t における節点力の工具面に垂直な成分、 Δf_n は節点力増分の工具面に垂直な成分、また、 f_t は時刻 t における節点力の工具面に垂直な成分、 Δf_t は節点力増分の工具面に垂直な成分とする。

これより、 r 値は、

$$r = \frac{-b \pm \sqrt{b^2 - 4ac}}{2a} \quad (5.16)$$

ただし、

$$a = \Delta f_n^2 \cdot \mu^2 - \Delta f_t^2$$

$$b = f_n \cdot \mu^2 \cdot \Delta f_n - f_t \cdot \Delta f_t$$

$$c = f_n^2 \cdot \mu^2 - f_t^2$$

摩擦条件による r 値決定後、図 5.3 に示すフローチャートに従い、その他の要因によって決定される r と共に、最終的に r_{\min} を決める。

5.3.2 擬似固着がすべり状態への変更条件

最終的な r_{\min} 決定後、工具に接触している全ての節点に対して、時刻 $t + r \cdot \Delta t$ 後の擬似固着状態の判定を次式により行なう。

$$f_t \geq \mu \cdot f_n \quad (5.17)$$

これより、式(4.17)の条件を満たさない場合、擬似固着状態からすべり状態への変更を行なう。

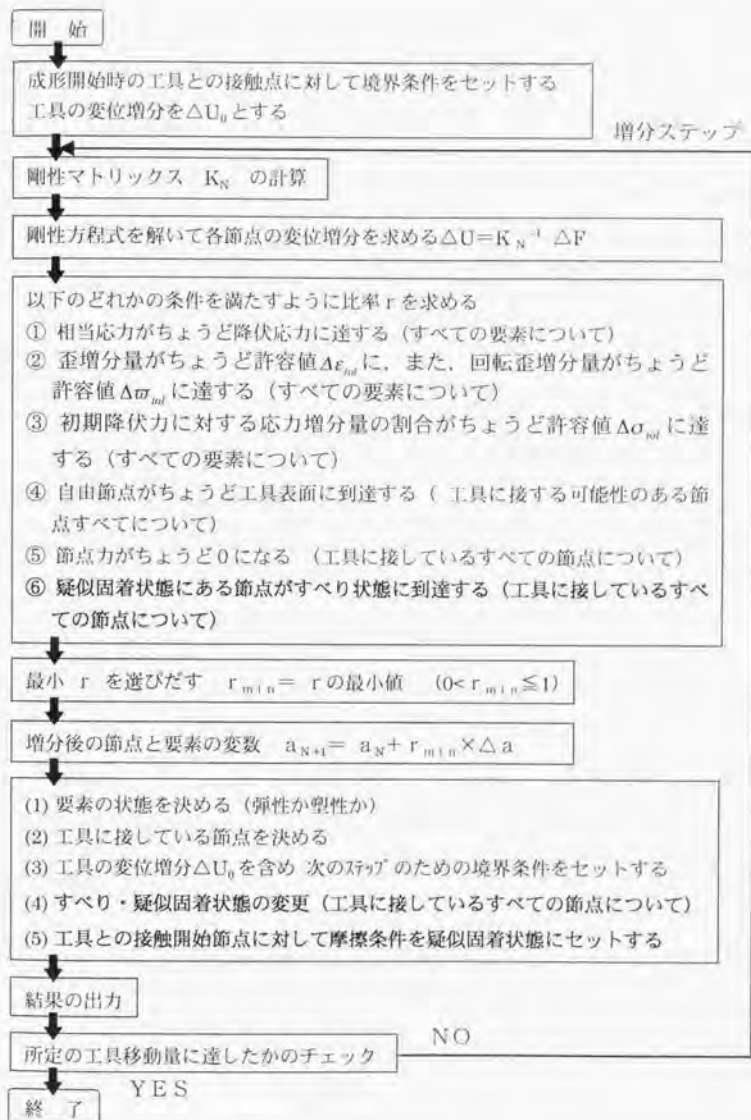


図 5.3 摩擦のアルゴリズム

5.3.3 すべりから擬似固着状態への変更

時刻 t で擬似固着状態にあり、時刻 $t + \gamma \cdot \Delta t$ 後も工具に接触している節点に対して、摩擦モデルの条件から $\lambda \geq 0$ の場合は、擬似固着状態である、従って、式 (5.8) よりすべり状態の判定条件として、

$$\lambda = \frac{2f_1 \cdot E_f \cdot v_1 + 2f_2 \cdot E_f \cdot v_2 - 2\mu^2 \cdot f_3 \cdot E_n \cdot v_3}{4E_f \cdot (f_1 + f_2)} \geq 0 \quad (5.18)$$

ここで、分母が正数であることから、分子を増分形で表わすと

$$f_1 \cdot E_f \cdot (\Delta u_1 - \Delta u_1^{Tool}) + f_2 \cdot E_f \cdot (\Delta u_2 - \Delta u_2^{Tool}) - \mu^2 \cdot E_n \cdot (\Delta u_3 - \Delta u_3^{Tool}) \geq 0 \quad (5.19)$$

したがって、式(5.19)に示す条件が満たされる全ての節点に対してすべり状態から固着状態への変更を行なう。

5.4 平面ひずみ問題の摩擦モデル^{5.4)}

平面ひずみ問題においても、摩擦モデルの導入方法は3次元の場合とまったく同様である。したがって、式 (5.11) に示す摩擦モデルから、節点変位増分 Δu_i 及び工具変位増分 Δu_i^{Tool} に対して、

$$\Delta f_i = - \left[\begin{array}{cc} E_f & 0 \\ 0 & E_n \end{array} \right] - \alpha \left[\begin{array}{cc} E_f & -E_n \frac{\mu^2 \cdot f_2}{f_1} \\ 0 & 0 \end{array} \right] \cdot \{ \Delta f_i - \Delta f_i^{Tool} \} \quad (5.20)$$

ここで、擬似固着摩擦状態の場合、 $\alpha=0$ とし、すべり摩擦状態の場合、 $\alpha=1$ とする。これより、2次元弾塑性 FEM(ITAS-2D)^{5.5)} の要素剛性方程式に代入して、未知数となる節点変位増分 Δu_i に関する右辺の項を変形させると、

$$\left[\mathbf{K}^e \right]_+ \left[\begin{array}{cc} E_f - \alpha \cdot E_f & \alpha E_n \frac{\mu^2 \cdot f_2}{f_1} \\ 0 & E_n \end{array} \right] \cdot \left\{ \begin{array}{c} \Delta u_1 \\ X \end{array} \right\} = \left\{ \begin{array}{c} (E_f - \alpha E_f) \cdot \Delta u_1^{Tool} \\ 0 \end{array} \right\} - \mathbf{K}_{i2} \cdot \Delta u_2^{Tool} \quad (5.21)$$

ここで、 $X = \Delta u_3 - \Delta u_3^{Tool} = 0$ とする。

摩擦が働いている接触節点に対して、式(5.21)を全体剛性マトリックスに代入して、連立方程式を解くことにより節点変位増分 Δu_i が得られる。そして、式(5.20)に代入することにより節点力増分 Δf_i が得られる。

増分計算の手順もそのまま、 r_{min} で増分ステップの大きさをコントロールし、そのうえで、増分値を加えて、変位、節点力、応力、相当塑性歪などを更新する。

5.5 解析結果

前述で述べた摩擦モデルを組み込んだ3次元弾塑性有限要素法プログラムにより、角筒深絞り成形過程の解析を行ない、計算の安定性及び解析精度について確認した。また、2次元弾塑性有限要素法プログラムに対しても同様に摩擦モデルを組み込み、自動車車体全体の外観品質に大きな影響を及ぼすヘミング加工に対して、摩擦力が与える影響について検討を行なった。

5.5.1 角筒深絞り成形解析

(1) 解析条件

解析条件は、NUMISHEET93^(5,6)において実験を行なったベンチマークテストと同じ条件とするために、表 5.1 に示す機械的特性値を有する材料サイズ 150mm × 150mm のプランクを使用し、図 5.4 に示す工具形状を用いて解析を行なった。また、解析モデルは、工具形状が軸対称であることから 1/4 モデルとした。

表 5.1 材料特性値

YP (N/mm ²)	173.1	板厚 (mm)	0.81	r_{45°	1.79
TS (N/mm ²)	311.4	ν	0.3	r_{15°	1.51
E (Gpa)	206.0	μ	0.144	r_{90°	2.27
Swift の式	$\bar{\sigma} = 565.32 \cdot (0.007117 + \epsilon_p)^{0.2395}$				

(2) 解析結果

新たに導入した摩擦モデルに対して、変形形状に異常が認められず、安定的に計算することができた。表 5.2 は、図 5.5 に示す絞り深さ(ポンチストローク)40mm 時の A、B 及び C における材料流入量に対する実験と解析比較結果を示す。これより、ダイキャピティ内への材料流入量は実験と解析ではほぼ一致した結果となっている。また、図 5.6 に示す断面 O-A 上の最大伸び歪量に対する解析と実験比較結果からも、実験と解析ではほぼ一致した結果が得られた。このことから、新たに導入した摩擦モデルが成形シミュレーション解析において有効であると考えられる成形条件は、実験と解析で同一であると考えられる。

表 5.2 絞り深さ 40mm における材料流入量

	DX /mm	DD /mm	DY /mm
実験結果	27.96	15.36	27.95
解析結果	28.25	15.52	28.04
差	0.29	0.16	0.09

5.5.2 球頭張り出し成形解析

(1) 解析条件

表 5.3 に示す機械的特性値を有する材料サイズ 140 mm × 200 mm のブランクを使用し、図 5.7 に示す球頭工具を用いて解析を行なった。解析モデルは、工具形状が軸対称であることから 1/4 モデルとした。また、絞りビードによる材料流入抵抗力は、絞りビード設定位置に近接する各節点を変位拘束として計算を開始して、材料流入抵抗力が 280N に到達した時点において変位拘束を解除することにより近似した。なお、ポンチ押込み量は 28 mm として、摩擦条件としてテフロン使用した条件に相当する $\mu=0.04$ 、及び潤滑無しの条件に相当する $\mu=0.15$ に対して計算を実施した。

表 5.3 材料特性値

YP (N/mm ²)	173.1	E (Gpa)	311.4	板厚 (mm)	0.80
ν	0.3	Swift の式	$\sigma = 537 \cdot (0.0041 + \epsilon)^{0.281}$		

(2) 解析結果

図 5.8 にポンチの頂点から材料の対称軸に沿って測定した最大伸び歪の分布を示す。これから、摩擦が働かない条件では、ポンチの頂点から最大伸び歪は一様となる。しかし、摩擦が働く場合では、成形初期時にポンチと接触している領域では材料伸びの進展が少なく、その外側の領域で材料伸びの進展が認められる。これは、実際の成形において通常観察される現象であり、この摩擦モデルは有効であると考えられる。

5.5.3 ヘミング加工解析

(1) ヘミング加工法の概要⁹⁻⁷⁾

自動車車体を構成する部品の中でフード、トランク、ドア等の外板蓋部品端部の処理方法としてヘミング加工が用いられている。加工内容としては、図 5.9 に示すように外板パネルのフランジ部を折りたたむことにより、内板部品端部を挟み込み外板パネルと結合させる加工である。

ヘミング加工される部分は、機能面では、防錆性能の向上、端部バリの処理による安全性の確保、さらに、品質面では、自動車車体見切り部の寸法精度・外観品質の上で重要な位置づけとなっている。特に、ヘミング加工により発生する成形不良現象として、パネル自体が複雑な 3 次元形状をしていて成形部分が端部のために、成形過程

中のパネルの変形、移動を十分拘束することができず、図 5.9 に示すだれの現象が発生している。

一般的なヘミング加工方法は、フランジ曲げ加工された部品端部に対して、予備曲げ加工としてプリヘム工程、そして、最終形状に曲げるクリンチ工程の二工程で行われる。

(2) 解析条件^{7,8)}

成形は、平面歪状態を仮定し、フランジ曲げ工程、プリヘム工程及びクリンチ工程の3工程により行なった。フランジ工程では、工具と素材の間は無摩擦を仮定し、後工程であるプリヘム・クリンチ工程では、工具と素材との間の摩擦条件を $\mu=0, 0.2, 0.4$ として計算を行なった。また、各工程間では、材料を工具から離型させる際に発生するスプリングバック現象についても計算を行なった。なお、材料は、自動車車体部品として一般的に使用されている普通鋼板を用いた。材料特性値は表 5.4 に示す。

表 5.4 材料特性値

YP (N/mm ²)	173.1	E (Gpa)	311.4	板厚 (mm)	0.81
ν	0.3	Swift の式	$\sigma = 589.38 \cdot (0.0022 + \epsilon_p)^{0.18}$		

(3) 解析結果

フランジ工程解析結果を図 5.10 に示す。また、プリヘム工程及びクリンチ工程解析結果を図 5.11 と図 5.12 に示す。

プリヘム工程では、工具面（ボンチ）に発生する摩擦力がフランジ曲げ R 部の工具からの浮き上がりを減少させると考えられる。さらに、クリンチ工程では、プリヘム工程で発生したフランジ曲げ R 部の工具からの浮き上がり量を保持したまま曲げ変形が進行し、成形完了時にだれとして残留すると考えられる。したがって、成形中に工具面（ボンチ）と材料間に発生する摩擦力は、だれの発生を抑制する効果があると考えられる。

図 5.13 は、ヘミング成形過程の材料変形形状に関する解析と実験比較結果を示す。フランジ曲げ成形後のスプリングバック量は、離型前の成形形状に対するフランジ角度変化として、実験結果では 2 度、解析結果では 1.5 度となった。また、プリヘム及びクリンチ工程では、だれの形成及びフランジ形状変化が実験と解析でほぼ一致している。このことから、新たに導入した摩擦モデルが 2 次元 FEM に対しても有効であり、摩擦条件の追加により実成形に近い解析ができるようになった。今後、FEM 解析の活用により、ヘミング加工における主要不良現象であるしゃくれ・だれに対して、加工条件の各因子が及ぼす影響が明らかにできると考えられる。

5.5 まとめ

自動車車体プレス成形シミュレーションに必要な不可欠な工具と材料との摩擦モデルに関して、従来からの問題点を解消するために、新たな摩擦アルゴリズムを実際に2次元及び3次元弾塑性有限要素法プログラム内に導入して検討を行なった結果、次のようなことが明らかになった。

- (1) 疑似固着摩擦領域を考慮した新たな摩擦モデルを r_{min} により導入した結果、成形解析を問題なく安定的に取り扱うことができた。
- (2) 成形解析と実験の比較を行なった結果、いずれもよい一致が得られた。したがって、新たに導入した摩擦アルゴリズムがプレス成形シミュレーションにて有効であると考えられる。

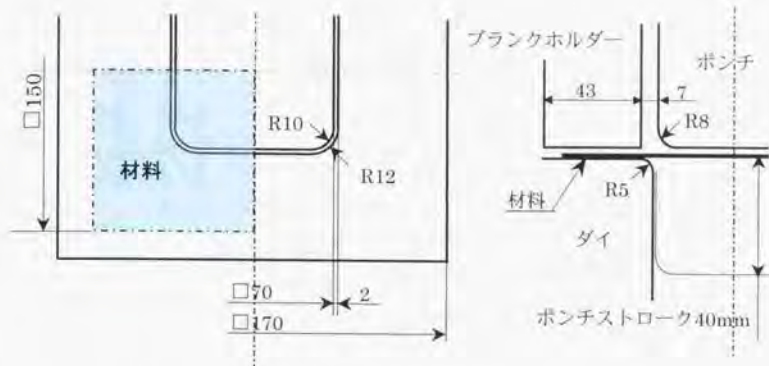


図 5.4 角筒絞り工具形状寸法

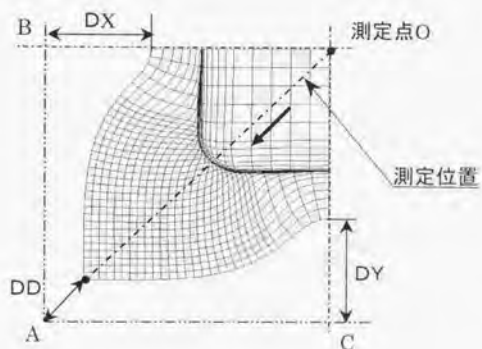


図 5.5 角筒絞り成形結果測定位置 (絞り深さ 40mm)

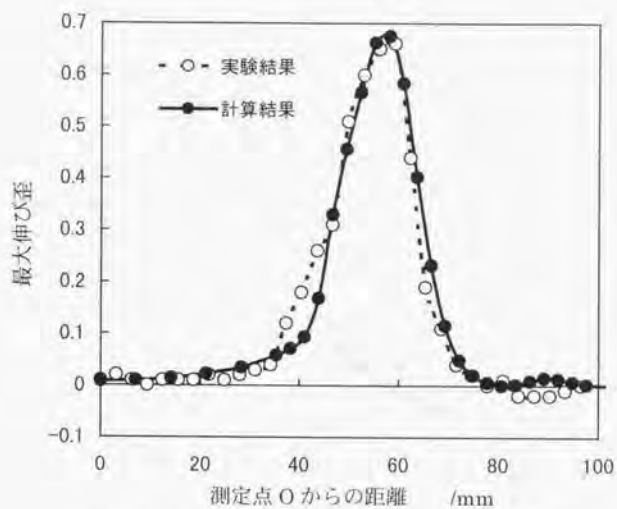


図 5.6 最大伸び歪分布解析結果 (絞り深さ 40mm)

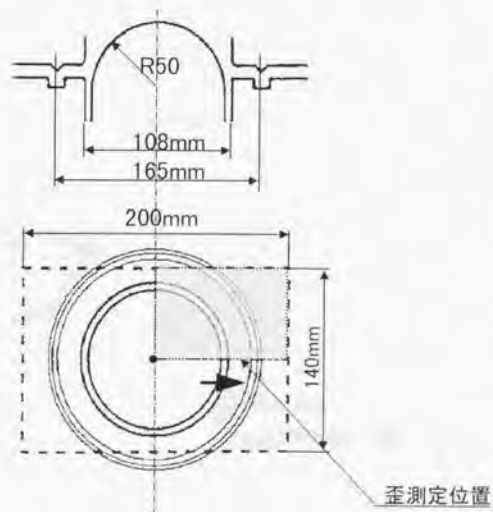


図 5.7 球頭成形工具形状

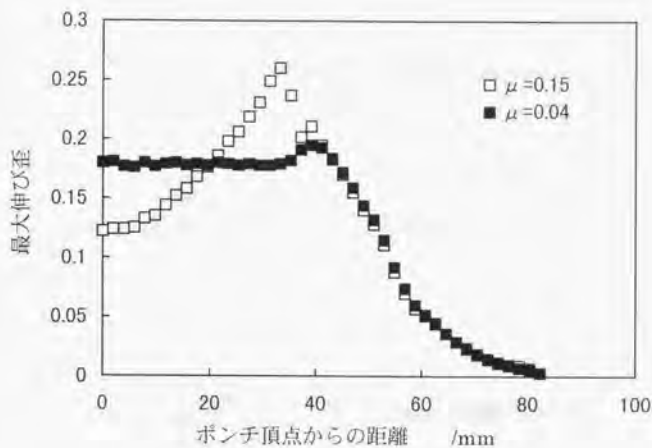


図 5.8 球頭成形解析結果

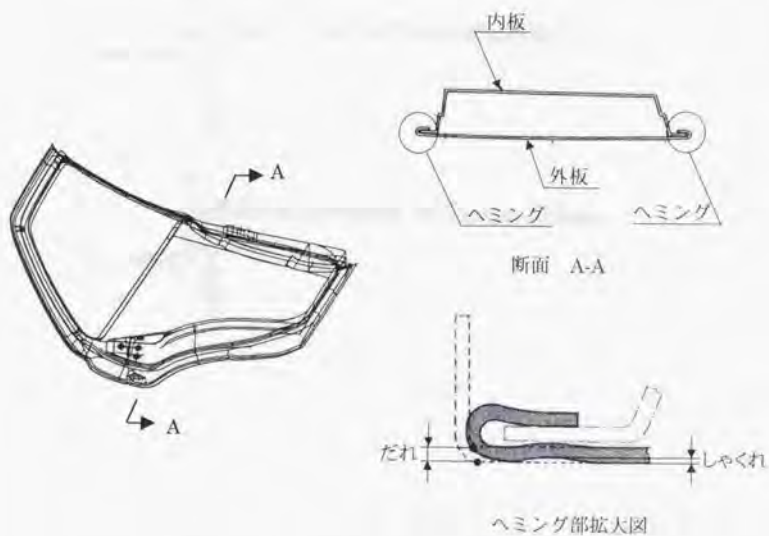


図 5.9 ドア部品のヘミング例

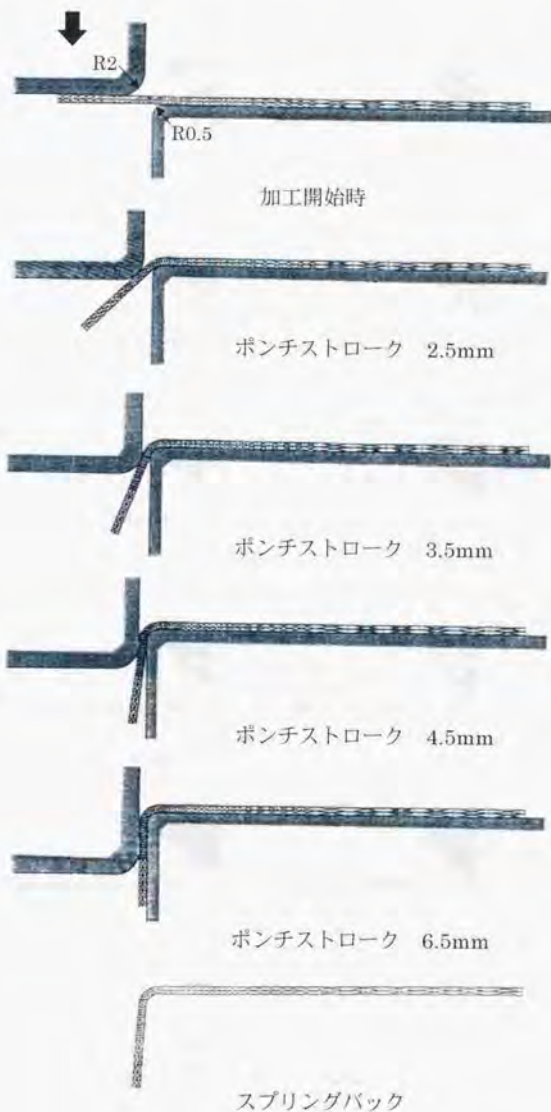
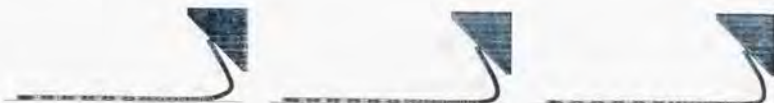


図 5.10 フランジ曲げ加工の計算結果

ポンチストローク 2.0mm



ポンチストローク 4.0mm



ポンチストローク 5.0mm



ポンチストローク 6.0mm



ポンチストローク 7.0mm



スプリングバック

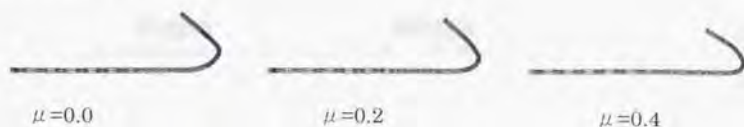


図 5.11 プリヘム加工の計算結果

ポンチストローク 1.0mm



ポンチストローク 2.0mm



ポンチストローク 3.0mm



ポンチストローク 3.5mm



ポンチストローク 4.0mm



ポンチストローク 5.0mm



ポンチストローク 5.5mm



$\mu=0.0$

$\mu=0.2$

$\mu=0.4$

図 5.12 クリンチ加工の計算結果

(解析結果: $\mu=0.2$)

(実験結果)



ポンチストローク 2.0mm



ポンチストローク 4.0mm



ポンチストローク 7.0mm

(a) プリヘム工程



ポンチストローク 3.0mm



ポンチストローク 4.0mm



ポンチストローク 5.0mm

(b) クリンチ工程

図 5.13 ヘミング成形形状に関する実験対解析結果比較

参考文献

- 5-1) 牧野内・須長：“弾塑性有限要素法で工具との摩擦を安定的に扱うためのアルゴリズム”，平成元年度塑性加工春季講演会（1989），37
- 5-2) J. T. Oden and J. A. C. Martins : Models and computational models for dynamic friction phenomena, *Comput. Meth. Appl Mech. Engng* 52, (1985), 527
- 5-3) 日本塑性加工学会編：非線形有限要素法—線形弾性解析から塑性加工解析まで—，コロナ社（1994）
- 5-4) 須長・牧野内：“FEM 解析による材料引抜き抵抗力の予測”，*塑性と加工* 39-444, (1998), 67
- 5-5) 牧野内：“塑性加工過程シミュレーションのための弾塑性有限要素法プログラム ITAS の概要および使用方法”，*理化学研究所報告*, 66 (1989), 30
- 5-5) A. Makinouchi, E. Nakamachi, E. Onate and R. H. Wagoner : *Proc. of 2nd International Conference on Numerical Simulation of 3-D Sheet Metal Forming Processes*, (1993)
- 5-6) 薄鋼板成形技術研究会編：プレス成形難易ハンドブック，日刊工業新聞社（1997）
- 5-7) H. Sunaga and A. Makinouchi : Elastic-Plastic Finite Element Simulation Sheet Metal Bending Process for Auto Body Panels, *Proc. of 3rd International Conference on Technology of Plasticity*, 3 (1990), 1525

第6章

垂直絞りビード引抜き力モデリング

6.1 まえがき

金属薄板における大型パネルの絞り成形では、ダイキャビティの輪郭に沿って様々な形状の絞りビードが用いられている。その主目的は、パネル成形過程中に材料に張力を与えて、ダイキャビティ内への材料流入量を制御することにより、しわ・おれ等成形不具合を防止することである。しかし、金型設計段階では、製品取得に必要な張力と材料流入の微妙なバランスを確保することができるビード形状を設定することが難しい。その結果、金型製作現場では、ビード形状修正のためのトライアウトが発生しているのが現状である。さらに、金型設計段階では、製作段階でのトライアンドエラーによる金型形状修正作業をなくすことを目的とした、3次元プレス成形シミュレーションによる成形性事前評価の実現が求められている。このような背景から、実際のプレス成形過程と同様なビード部の局所的な変形を含めたパネル全体成形が、3次元 FEM により解析できることが必要となっている。しかし、実際には、補助的役割であるはずのビード部の変形解析に計算が集中するために現実的ではない。そのため、絞りビード部の各成形条件における力学的特性を明確化することにより設計技術向上⁶⁻¹⁾を図ると同時に、数値解析に必要な絞りビード部のモデル化^{6-2), 6-3), 6-4)}及び任意のビード形状・成形条件に対する材料流入抵抗、すなわち、材料引抜き力が算出できることが期待されている。

これまでの絞りビードに関する研究では、しわ押え力一定条件下での絞りビード形状等成形条件の違いに対するしわ押え力とポンチ力との関係^{6-5), 6-6), 6-7)}については明らかにされている。また、これら実験結果をベースに近似解法等による材料引抜き力算出方法⁶⁻⁸⁾についても報告されている。しかし、クリアランス一定条件下での成形条件の違いが材料流入抵抗に与える影響については、ほとんど明らかにされていない。本報では、絞りビードモデルによる材料引抜き実験から、クリアランス一定条件下でのビード形状と材料引抜き力との関係について明らかにする。

任意のビードポンチ形状に対して基準となる材料引抜き力の算出方法として、従来から近似解法等の簡易的方法⁶⁻⁹⁾が報告されている。しかし、工具及び材料変形形状が近似化されているために、任意のビード工具形状・成形条件に対しては、精度よく材料引抜き力を予測することが難しい。そこで、本章では、適用範囲に自由度が大きい手法である2次元弾塑性有限要素法⁶⁻¹⁰⁾を用いた絞りビード引抜きシミュレーションにより、任意のビード形状に対する材料引抜き力の算出を試みた。さらに、

クリアランス一定条件でのビード形状と材料引抜き力との関係を活用することにより、任意のビード形状に対する材料引抜き力が容易に算出できるか検討を行なった。

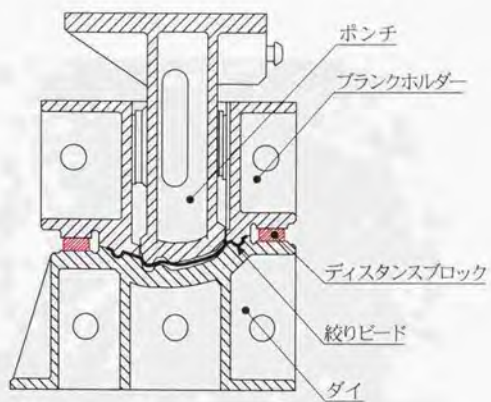
6.2 絞りビードの現状

図 6.1 に絞り工程プレス金型の概略図を示す。自動車車体部品等大物プレス金型では、一般的に絞りビード部の周囲にディスタンスブロックが設置されている。これにより、成形過程時のダイとブランクホルダー間のすきまを一定に保持できる型構造となっている。そのため、プレス成形過程時のブランクホルド面上のパネル成形状態を把握するためには、ダイとブランクホルダー間のすきまを測定する必要がある。そこで、図 6.2 に示すようにパネルの一部をカットして鉛をブランクホルド面上に置いて実際にプレス成形を行ない、成形後の鉛の厚みを測定した。図 6.3 は、実際の量産で使用されている絞り成形用金型 8 種類（工具 A から工具 H）に対して測定した変形後の鉛の厚みから材料初期板厚を差し引いたクリアランス量の分布を示す。また、図 6.4 は、プレス金型表面全体に赤色塗料を塗布してプレス成形を行ない、成形過程に金型表面が材料と接触したことによって塗料が転写された領域を示す。これより、成形過程中、ほとんどのブランクホルド面上において材料板厚を超える隙間量が存在することが確認できる。このことから、成形時のダイキャビティ内への材料流入制御は、図 6.5 に示すように上下型間すきま（クリアランス： c ）一定状態での絞りビード部を材料が通過する際に受ける曲げ、曲げ戻しによる抵抗力により行なわれていると考えられる。

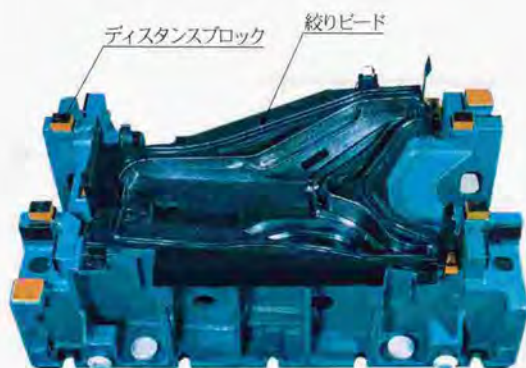
6.3 実験内容

6.3.1 実験装置

図 6.6 に本実験に用いた実験装置の概略図を示す。本実験装置では、さまざまなビード形状に対して上下型間隙間一定状態での材料引抜き実験を行なうために、絞りビード工具が簡単に交換できるようにし、さらに、絞りビード工具間に設置したブロックを入れ替えることにより任意のクリアランス一定条件が設定できるようにした。また、材料引抜きストロークと引抜き荷重との関係は、本装置をインストロン試験機に取り付けて供試材を引抜くことにより、材料引抜きストローク量及び引抜き荷重を試験機から直接検出すると同時に、実験装置内にビード工具に付随して設置したロードセルから、材料引抜き時のビード工具押し付け荷重の変化を検出し、その電気信号を X-Y レコーダに出力することにより測定した。なお、材料引抜き



(a) 絞り金型形状



(b) 実型ダイ形状

図 6.1 絞りプレス金型概略図



図 6.2 絞りビード部隙間方法

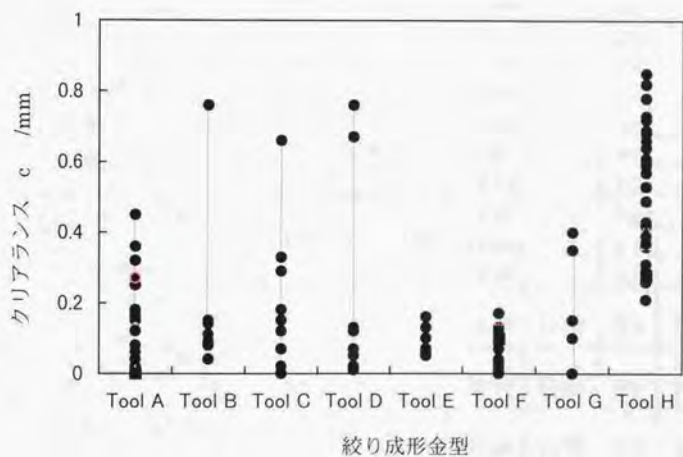


図 6.3 実際の絞り金型における絞りビード部隙間量

速度は 200mm/min として実験を行なった。

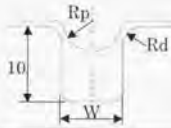
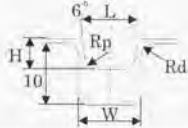
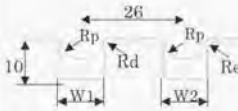
6.3.2 絞りビード工具形状

絞りビード工具は、自動車車体用プレス金型母材として一般的に用いられる鋳鉄 (FC250) を使用し、材料が摺動する工具表面は長さ 90 mm × 幅 60 mm として全幅にビード形状を設け、エメリー #500 にて研磨を行なった。また、ビード形状は表 6.1 に示すように、丸及び角ビードを有する凸形状に対して、材料が溝底に接触しないように溝深さを十分にとり、幅 w 及び角 Rd を変化させた凹形状を設定し、これらを組み合わせることにより実験を行なった。

6.3.3 試験片

供試材は、長さ 350 mm × 幅 35 mm × 板厚 0.8 mm の冷延鋼板であり、防錆油が付着したままのシート材からせん断機により切り出した。表 6.2 に機械的性質を示す。

表 6.1 絞りビード形状寸法

絞りビード形状	Rp /mm	L /mm	H /mm	W ₁ /mm	W ₂ /mm	Rd /mm	Re /mm
丸ビード 	4.0	—	—	8.02	—	2.5	—
				6.75		4.0	
				5.80		5.0	
	5.5	—	—	11.32	—	2.5	—
				10.23		4.0	
				9.40		5.0	
角ビード 	2.0	11.0	6.0	11.84	—	3.0	—
				12.04		3.0	
				11.84		4.0	
	3.0	11.0	6.0	11.84	—	3.0	—
				12.04		3.0	
				11.84		4.0	
ダブルビード 	5.5	—	—	11.32	11.32	2.5	2.5
				11.32	12.04	2.5	3.0
				12.04	11.32	3.0	2.5

工具との接触領域 (材料赤色塗料領域)

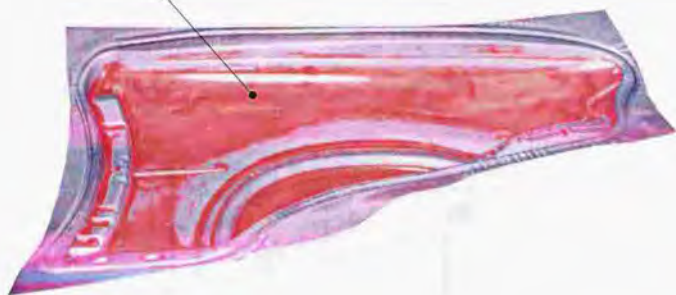


図 6.4 下死点パネルにおける材料と工具接触領域

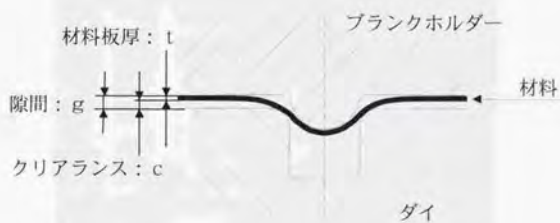
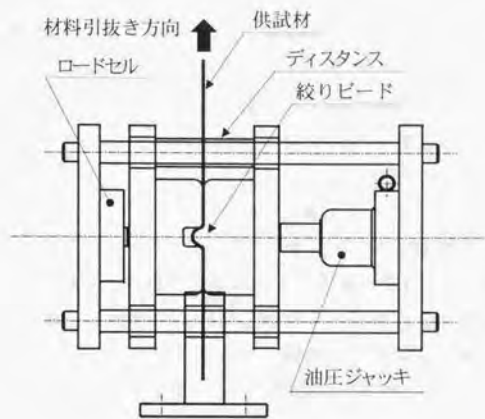


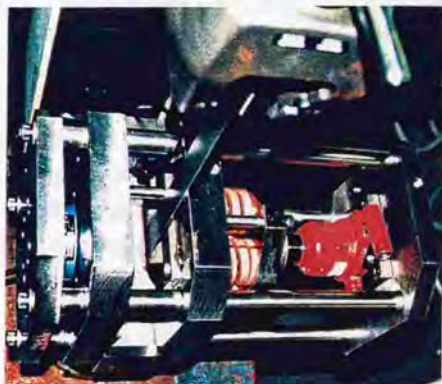
図 6.5 絞りビード部詳細図

表 6.2 材料特性値

YP /Mpa	239	E /Gpa	206	n 値	0.223
TS /Mpa	339	ν	0.3	r 値	1.2
Swift の式	$\sigma = 593 \times (0.017 \times \epsilon)^{0.219}$				



(a) 概略図



(b) 実験装置

図 6.6 絞りビード引抜き実験装置概略図

6.4 実験結果

6.4.1 絞りビード引抜き抵抗力

図 6.7 は、丸ビード Rp4.0-Rd2.5 のシングル及びダブルビードにおける絞りビード引抜き成形時の材料移動量と材料単位幅当たりの材料引抜き荷重、すなわち、絞りビード引抜き抵抗力の関係を示す。シングルビードでは、引抜き開始直後に材料が降伏し、静摩擦抵抗により絞りビード引抜き抵抗力は一時的には増加するが、その後の定常的な材料移動に伴い、絞りビード引抜き抵抗力は一定値を保持する状態となる。しかし、ダブルビードでは、材料流入側に位置する絞りビード部による曲げ曲げ戻しを受けた部位の材料が、材料引抜きによる材料移動によって、再度、材料流出側に位置する絞りビード部により曲げ戻しを受け始めるまで絞りビード引抜き抵抗力は増加し続ける。そして、その後、絞りビード引抜き抵抗力が一定値を保持する状態になると考えられる。ここで、絞りビード引抜き力を絞りビード引抜き抵抗力が一定値を保持する状態での絞りビード引抜き抵抗力と定義する。実際には、シングルビードに対して材料引抜き量 5 mm から 10 mm までの平均絞りビード引抜き抵抗力、また、ダブルビードに対しては、材料引抜き量 20 mm から 25 mm までの平均絞りビード引抜き抵抗力を絞りビード引抜き力とした。

6.4.2 平板工具

絞りビード工具と材料の摺動摩擦抵抗を把握するために、絞りビード工具と同じ金型母材(FC250)にて製作した平板工具を用いて、材料摺動実験を行なった。図 6.8 は、工具押し付け荷重と材料引張り荷重との関係を示す。これより、摩擦係数は直線式の勾配であることから、直線近似結果から $\mu=0.18$ となった。

6.4.3 材料幅の影響

材料幅の違いが絞りビード引抜き抵抗力に与える影響を把握するために、丸ビード Rp4.0-Rd2.5 を用いて絞りビード引抜き成形を行なった。図 6.9 は、クリアランス量を変化させた場合の材料幅と絞りビード引抜き力の関係を示す。絞りビード引抜き力は、各クリアランス量において材料幅に関係なく一定値となる。したがって、絞りビード引抜き成形は、平面歪状態であると仮定することができる。また、任意の材料幅における絞りビード引抜き抵抗力は、絞りビード引抜き力より算出できると考えられる。

6.4.4 丸ビード

図 6.10 及び図 6.11 は、丸ビード径 Rp をそれぞれ 4.0 及び 5.5 に固定し、ダイ肩 Rd を変化させた場合の、クリアランス量と絞りビード引抜き力の関係を示す。なお、

丸ビードのダイ側ビード溝幅 w 寸法は、指定された R_p 及び R_d に対して、押し込み成形下死点（クリアランス量： $c=0$ ）でのポンチ R_p 部とビード溝肩 R_d 部との隙間が幾何学的に材料板厚に等しくなるように設定した。ビード引抜き力は、いずれのポンチ径 R_p に対しても、ビード溝肩 R_d の増加に対して減少している。また、クリアランスと絞りビード引抜き力の関係は、クリアランス量の増加とともに絞りビード引抜き力は直線的に減少している。

6.4.5 角ビード

図 6.12 は、ポンチ形状が同じ角ビードに対してダイ側ビード溝幅 w 及び肩 R_d を変えた場合のクリアランス量と絞りビード引抜き力の関係を示す。いずれの角ビード形状に対してもビード引抜き力は、クリアランスの増加に対して直線的に減少している。また、図 6.13 に示すように、ポンチ肩 R_p 部の違いによるビード引抜き力の差は顕著であり、角ビードではポンチ形状の違いがビード引抜き力に敏感に影響を与える⁸⁾と考えられる。

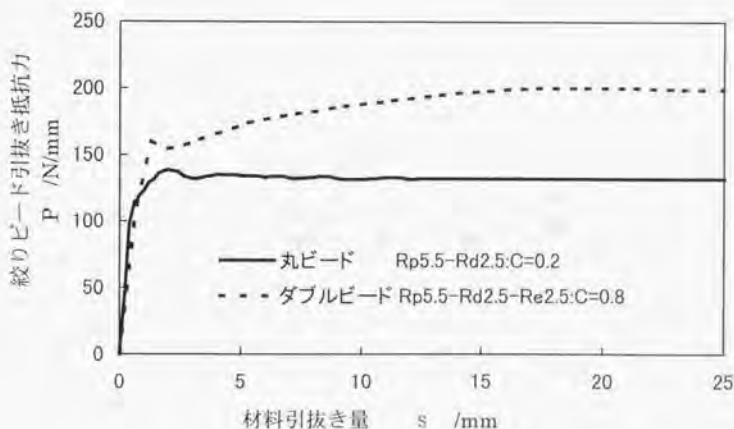


図 6.7 絞りビード引抜き抵抗と引抜き量との関係

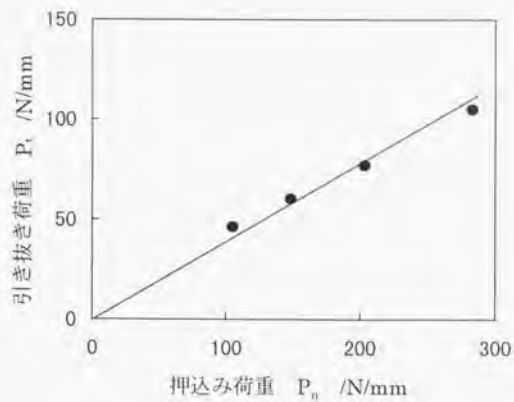


図 6.8 平板工具における材料摺動抵抗の影響

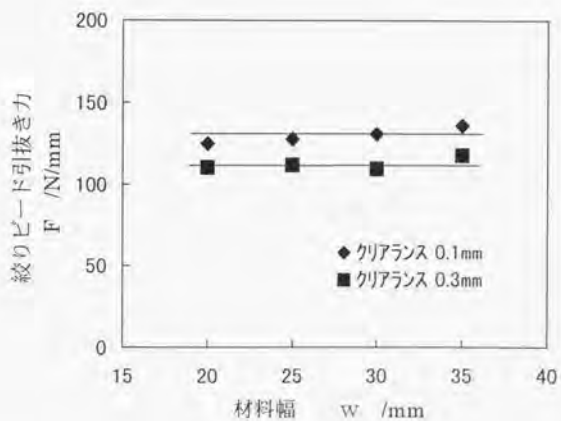


図 6.9 絞りビード引抜き力に対する材料幅の影響

6.4.6 ダブルビード

図 6.14 は、ポンチ形状が等しいシングル丸ビードとダブル丸ビードに対するクリアランスとビード引抜き力の関係を示す。ダブルビードでのビード引抜き力は、同じダイ側ビード溝形状を有するシングルビードの約 2.3 倍となった。しかし、ダブルビード Rd2.5-Re2.5 では、クリアランス 0.4 mm 時における材料引抜き過程途中で材料が破断し、それより小さなクリアランス量に対して材料引抜きは不可能であった。さらに、ビード引抜き力は、ダイ側ビード溝形状に関係なく、クリアランスの減少に対して直線的に増加している。また、左右のビード形状の異なるダブルビードにおいて、材料引抜き方向の違いがビード引抜き力に与える影響はほとんどないと言える。

6.5 考察

6.5.1 丸ビード

ビード引抜き抵抗力は、図 6.5 に示すように材料下面がダイ角 R 部に接触し、材料上面がポンチ部に接触して巻き付くため、その時の摩擦力と材料が受ける曲げ曲げ戻し変形により発生する。したがって、クリアランス量及びビード形状の違いによるビード引抜き抵抗力の差は、材料のポンチ部への巻き付き量が、材料の曲げ曲げ戻し量などの変化により生じると考えられる。小島は、ハット型成形実験から、しわ押え力一定条件でのビード付きとビードなし金型におけるポンチ力の差は、ビード形状寸法から幾何学的に算出可能な材料引抜き角度²⁾と相関があることを示している。この考えを導入して、クリアランス一定条件の場合についても材料引抜き角度 ψ を図 6.15 のように定義する。図 6.16 は、丸ビードに対して算出した材料引抜き角度とビード引抜き力との関係を示す。丸ビードにおけるビード引抜き力は、材料引抜き角度によりポンチ形状毎に整理でき、各ポンチ形状に対して、材料引抜き角度と比例関係にある。

6.5.2 角ビード

図 6.17 に、角ビードに対して、丸ビードと同様の考え方で材料引抜き角度を算出し、ビード引抜き力を整理した結果を示す。これから、角ビードにおいても、丸ビード同様、各ポンチ形状で整理することにより、ビード引抜き力は、材料引抜き角度に対して比例関係を示す。したがって、同じポンチ形状を有するビード形状に対して、クリアランス量またはダイ形状が異なる引抜き条件でのビード引抜き力は材料引抜き角度から予測できると考えられる。

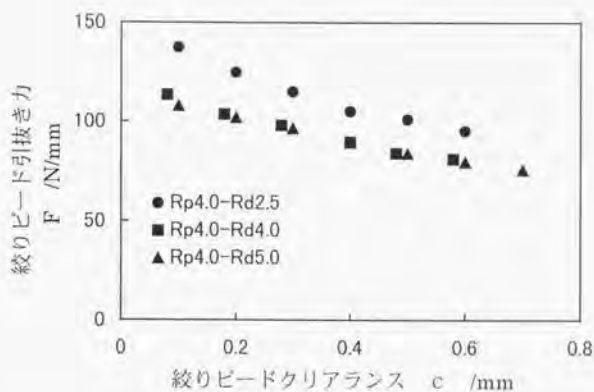


図 6.10 綾りビード引抜き力に対する丸ビード(Rp=4.0)ダイ肩 Rd の影響

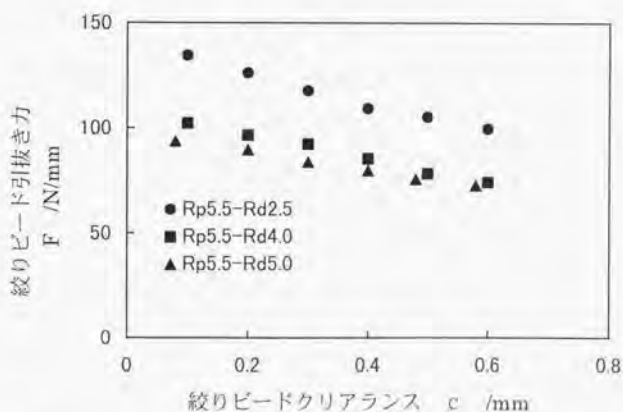


図 6.11 綾りビード引抜き力に対する丸ビード(Rp=5.5)ダイ肩 Rd の影響

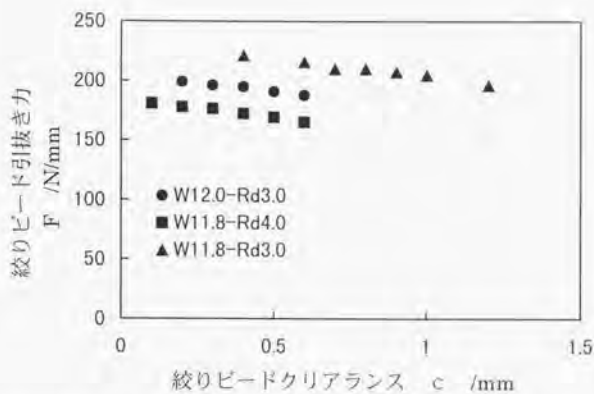


図 6.12 絞りビード引抜き力に対する角ビード(L11.0-Rp2.0)ダイ形状の影響

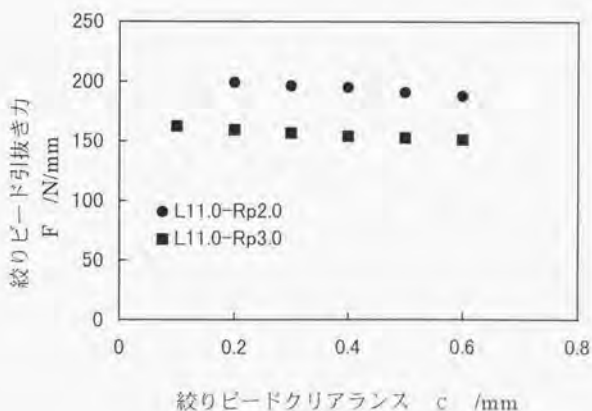


図 6.13 絞りビード引抜き力に対する角ビード(L11.0-Rd3.0)ポンチ形状の影響

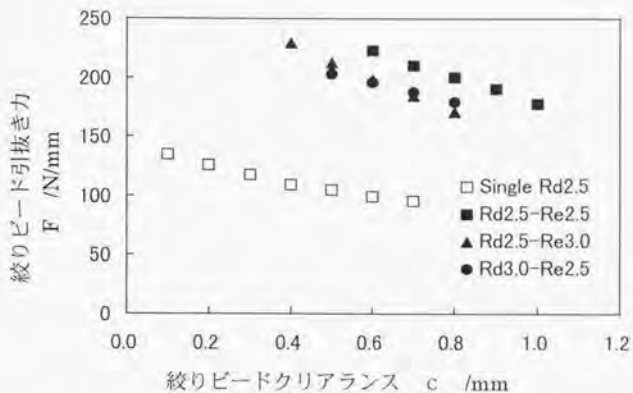


図 6.14 絞りビード引抜き力に対するダブルビード形状の影響

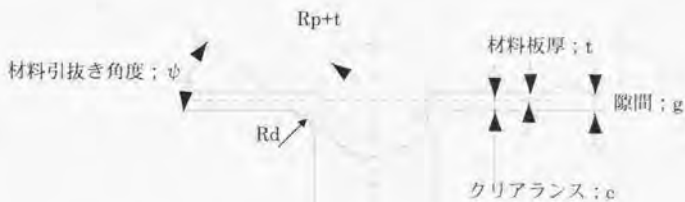


図 6.15 材料引抜き角度の定義

6.5.3 絞りビード引抜き力算出方法

実験結果から得られた絞りビード引抜き力と材料引抜き角度との関係は、次のような直線近似式で表わせる。

$$F = a \cdot \varphi + b \quad (6.1)$$

ここで、 F はビード引抜き力 (N/mm)、 φ は材料引抜き角度 ($^{\circ}$)、 a, b はポンチ形状により規定される定数とする。また、実験から得られた定数 a, b の値を表 6.3 に示す。

これから、ビードポンチ形状を標準化しておくことにより、任意のビード溝形状に対するビード引抜き力が容易に算出できる。

表 6.3 絞りビード引抜き力算出係数 a, b

絞りビード形状	ビード形状寸法	a	b
丸ビード	$R_p=4.0$	2.50	11.46
	$R_p=5.5$	3.31	75.23
角ビード	$L=11.0, R_p=2.0$	3.63	73.41
	$L=11.0, R_p=3.0$	2.75	28.19

6.5.4 ダブルビード

左右のビード形状が異なるダブルビードにおいて、材料引抜き方向の違いがビード引抜き力に影響を与えないことから、左右のビード形状の間には、相関関係がないと考えられる。そこで、ダブルビードを構成する左右の各ビード形状及びクリアランス量から幾何学的に算出できる材料引抜き角度を単純に平均した材料引抜き角度換算値 ϕ を定義する。図 6.18 は、ダブルビードにおけるビード引抜き力と材料引抜き角度換算値 ϕ との関係を示す。これから、ビード引抜き力は、ダイ側形状の違いに関係なく、材料引抜き角度換算値に対して直線的に増加している。したがって、ダブルビードにおいてポンチ形状が左右で同じ場合、ビード引抜き力と材料引抜き角度換算値 ϕ との関係は、下記に示す近似式で表わせる。

$$\phi = \frac{1}{2} (\varphi_R + \varphi_L) \quad (6.2)$$

$$F = A \cdot \phi + B \quad (6.3)$$

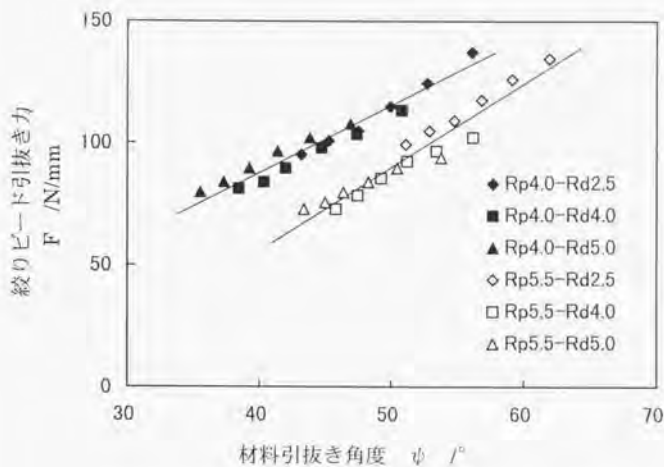


図 6.16 材料引抜き角度と絞りビード引抜き力の関係

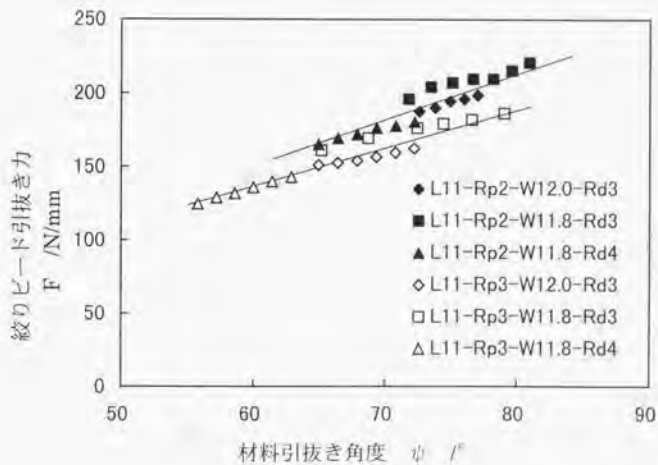


図 6.17 材料引抜き角度と絞りビード引抜き力の関係

ここで、 ϕ は材料引抜き角度換算値、 ψ_R は右側ビード形状に対する材料引抜き角度 ($^\circ$)、 ψ_L は左側ビード形状に対する材料引抜き角度 ($^\circ$)、 F はビード引抜き力 (N/mm)、 A 、 B はポンチ形状により規定される定数とする。

なお、ポンチ径 $Rp5.5$ mm に対しては、実験結果から定数 $A=7.84=2.3 \times a$ 、 $B=-168.91$ となった。

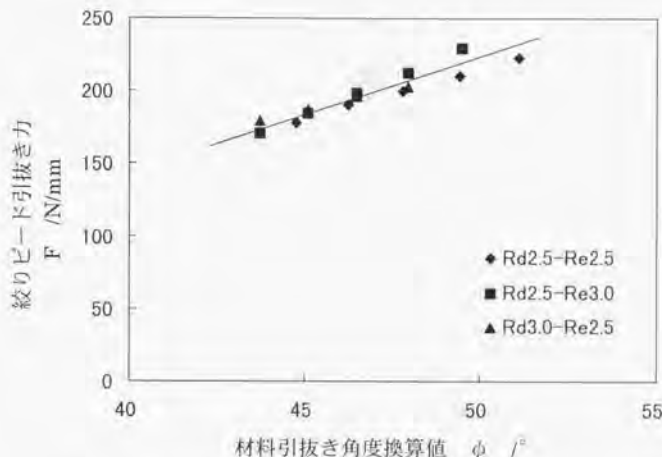


図 6.18 材料引抜き角度換算値と絞りビード引抜き力の関係

6.6 2次元絞りビード解析

前節で得られた材料引抜き角度と絞りビード引抜き力との関係式 (6.1) 及び (6.3) を定義するためには、同一ポンチ形状で絞りビードクリアランス量、または、絞りビード工具ダイ側形状が違う成形条件に対して絞りビード引抜き力を実験からその都度算出しなければならない。そこで、精度よく絞りビード引抜き力を予測することができる手法として、2次元弾塑性有限要素法 (ITAS-2D) を用いて、絞りビード引抜き成形過程を平面ひずみ状態と仮定することにより絞りビード解析を行ない、絞りビード引抜き力の算出を試みる。

6.6.1 解析条件

材料条件は、前節で行なった実験と同じ条件にするために、表 6.2 に示す実験で使用された板材の引張試験から得られた機械的特性値を使用する。また、工具と材料

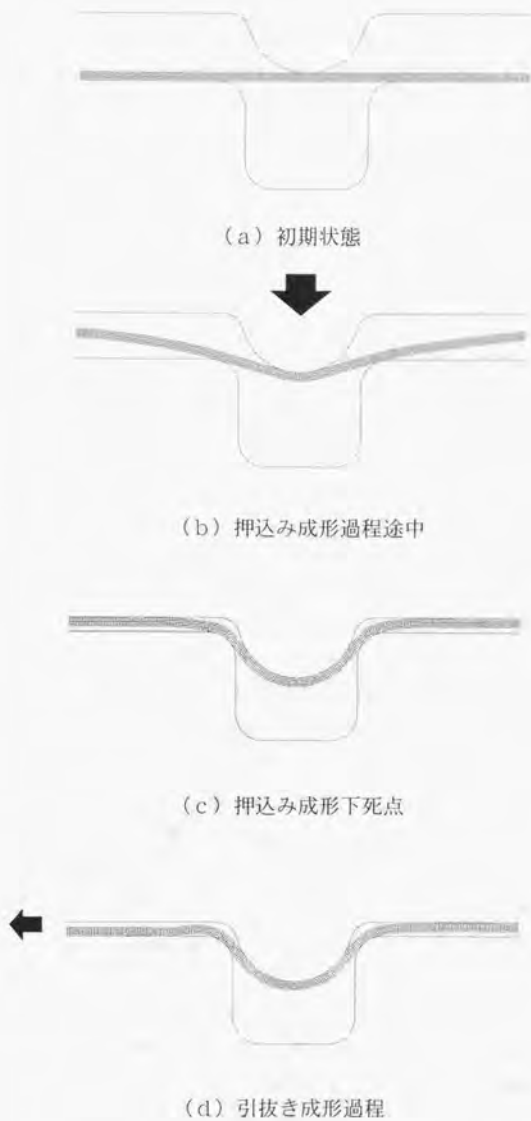


図 6.19 絞りビード引抜き成形解析

との摩擦に関しても、前節で行なった摺動実験から得られた結果より、摩擦係数 $\mu = 0.18$ 、疑似固着状態定数 $E_s = 10.0$ とする。解析には、応力積分に選択的低減積分法を使用した4角形4節点アイソパラメトリック要素を使用した。

絞りビード工具に関しても、表 6.1 に示す形状寸法を有する実験と同様な工具を使用した。

6.6.2 解析方法

図 6.19 (a)に加工開始状態の工具と材料の関係を示す。これより、図 6.19 (b)に示すように材料の左端を固定したままでポンチを押し込むことによりビード押し込み成形を行なう。さらに、任意のポンチ押し込み量でポンチの下降を中止して工具位置を固定することにより、ポンチとダイとの相対関係を一定に保持する。そして、このクリアランス一定状態の中で図 6.19 (c)に示すように材料を固定していた左端を左方向に変位させることにより、絞りビード引抜き解析を行なう。

6.7 解析結果

6.7.1 絞りビード引抜き抵抗力

図 6.20 にクリアランス 0.2 mm一定条件でのシングル丸ビードによるビード引抜き時のビード引抜き量と材料単位幅当たりのビード引抜き荷重であるビード引抜き抵抗力との関係について実験と解析の比較結果を示す。ビード引抜き抵抗力は、ビード引抜き開始と同時に実験及び解析結果共に急激に増加しているが、初期の段階ではビード引抜き量に対するビード引抜き抵抗力の推移は異なっている。さらに、実験結果では、材料引抜き開始時に摩擦の影響によりビード引抜き抵抗力が一時的に増加している。それに対して、解析結果では、ビード引抜き抵抗力が工具と材料の接触判定に関する解法の影響から振動しながら推移しているために、材料移動開始時におけるビード引抜き抵抗力の一時的増加を予測することは難しい。しかし、ビード引抜き量 4 mm以降でのビード引抜き抵抗力が一定となる現象に関しては、解析結果においても約 ± 5 N/mmの範囲内で振幅はしているが、ほぼ一定値で推移しており、同様の結果が得られている。

図 6.21 にクリアランス 0.8 mm一定条件でのダブル丸ビードにおけるビード引抜き量とビード引抜き抵抗力の関係について実験と解析の比較結果を示す。解析から得られたビード引抜き抵抗力は、ビード引抜き開始と同時に急激に増加し、その後、徐々に増加するが、ビード引抜き量 15 mm以降は、約 ± 10 N/mmの範囲内で振動しながらほぼ一定値で推移している。これは、シングルビード同様に、実験結果とよく一致している。

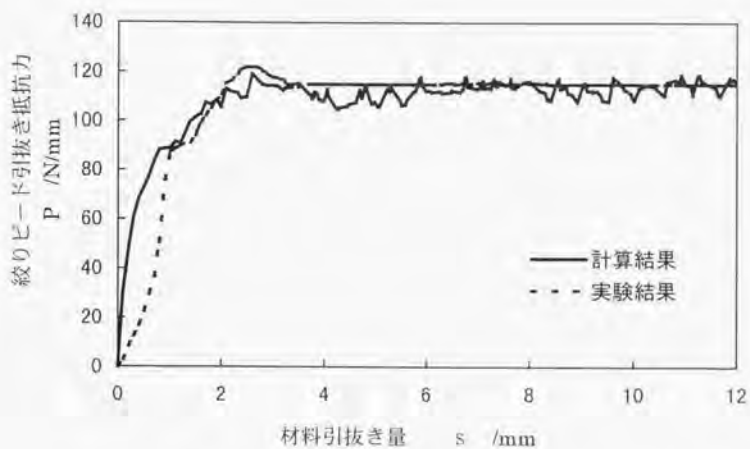


図 6.20 丸ビード引抜き抵抗力の推移に対する実験対解析比較結

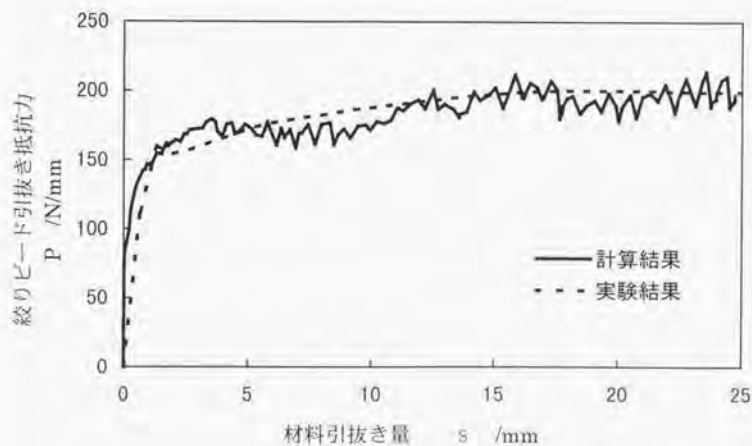


図 6.21 ダブルビード引抜き抵抗力の推移に対する実験対解析比較

したがって、解析によりビード引抜き開始直後のビード引抜き抵抗力推移を予測することは難しい。しかし、ビード引抜き抵抗力が一定値を保持した状態でのビード引抜き抵抗力、すなわち、ビード引抜き力は、振動している解析結果を平均化することにより算出できると考えられる。

6.7.2 絞りビード引抜き力

図 6.22 は、シングル丸ビードにおけるクリアランス量とビード引抜き力との関係について実験と解析の比較結果を示す。シングルビードでは、ビード引抜き量に対してビード引抜き抵抗力が一定となる引抜き量 6 mm から引抜き量 9 mm までのビード引抜き抵抗力を平均化することによりビード引抜き力を算出した。また、図 6.23 に、ダブル丸ビードにおけるクリアランス量とビード引抜き力との関係について実験と解析の比較結果を示す。ダブルビードでは、ビード引抜き量 1.6 mm から 1.9 mm までのビード引抜き抵抗力を平均化することによりビード引抜き力を算出した。これらの解析より得られたビード引抜き力は、実験結果とよく一致しており、2次元 FEM 解析により、任意のビード形状に対するビード引抜き力が算出できると考えられる。

6.7.3 絞りビード引抜き形状

図 6.24 に FEM 解析により得られたシングル角ビード及び丸ビードにおけるビード引抜き成形時の工具と材料との接触節点及びその節点における工具反力を示す。また、図 6.25 にシングル丸ビードにおける材料上面及び下面の伸び歪分布を示す。これから、材料の下面が材料流入・流出側でダイ肩 R 部に接触し、さらに、材料の上面がポンチ部に接触して、材料が曲げ曲げ戻し変形を受けることにより、ビード引抜き力が発生していることがわかる。特に、図 6.24(a) に示すシングル角ビード引抜き成形では、材料がポンチ肩 R 部の限られた領域だけに集中的に接触しながら、材料の曲げ曲げ戻し変形が行なわれている。その結果、図 6.13 で行なった実験結果のように、ポンチ肩 R 部形状の違いが、ビード引抜き力に大きな違いを発生させていると考えられる。

6.8 絞りビード引抜き力の予測

図 6.26 は、シングル角ビードにおけるビード引抜き力と小嶋が定義した前章の図 6.15 に示す材料引抜き角度 ψ の関係に対して、解析と実験を比較した結果を示す。これより、解析結果に関しても、同一のポンチ形状におけるビード引抜き力は、材料引抜き角度 ψ に対して前報で示した直線近似式 (6.1) で整理することができる。

したがって、任意の絞りビード形状に対するビード引抜き力を求めるために、要

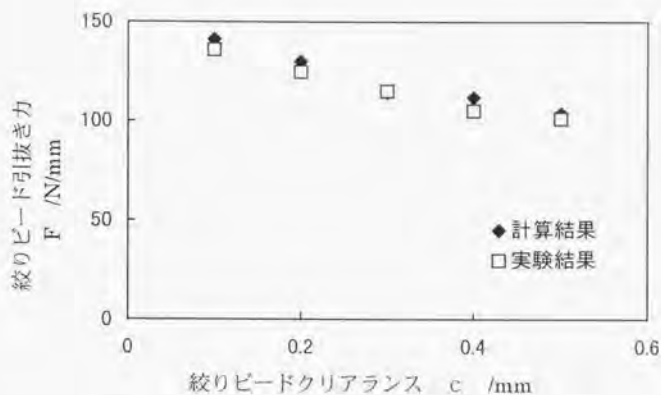


図 6.22 丸ビード引抜き抵抗に対する実験対解析比較結果

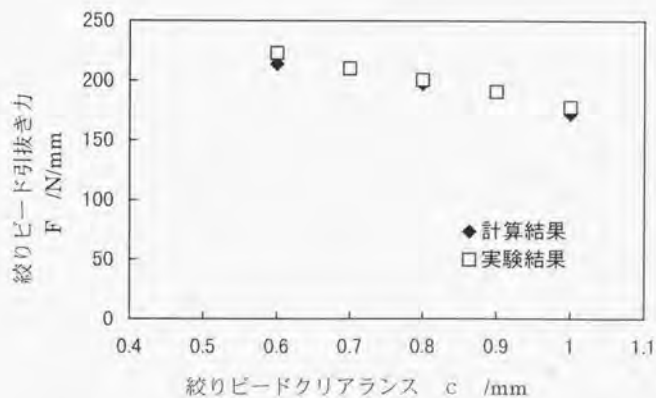


図 6.23 ダブルビード引抜き抵抗に対する実験対解析比較結果

求された絞りビード形状・クリアランス量に対して絞りビード解析をその都度実施する必要はない。絞りビード引抜き力は、同一のポンチ形状に対する絞りビード引抜き力対材料引抜き角度の関係式(6.1)から算出できる。同一のポンチ形状に対する式(6.1)が存在しない場合に限り、各絞りビード形状に対してその都度FEM解析による絞りビード引抜き力の算出が必要となる。しかし、FEM解析により得られた結果を絞りビード工具ポンチ形状毎に整理して保存しておくことにより、ポンチ形状は同一だが、ダイ側形状の異なる2種類の結果から式(6.1)が決定できる。これにより、それ以降、絞りビード引抜き力は、FEM解析からではなく、式(6.1)より簡単に算出することができる。

すなわち、ビード引抜き力と材料引抜き角度との関係及び2次元FEM解析を利用したビード引抜き力算出方法を活用することにより、3次元FEM解析を行なうために必要なさまざまなビード形状に対するビード引抜き力が、成形条件に対応して精度よく効率的に求めることができる。

また、3次元FEM解析結果より得られる成形不具合を発生させないために必要とされる材料流入抵抗力から、絞りビード引抜き力対材料引抜き角度の関係式(6.1)をもとに材料引抜き角度を求めることができる。さらに、材料引抜き角度から、実際に定義すべき絞りビード形状及び絞りビードクリアランス量を定めることができる。

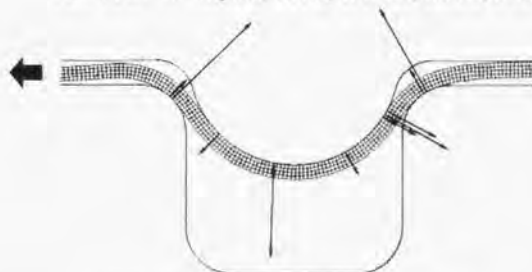
6.9 まとめ

本章では、薄板絞り成形に必要な不可欠な絞りビードに関して、ビード引抜き実験及び解析により、クリアランス一定条件でのビード形状の違いがビード引抜き力に与える影響を検討した。その結果、下記の結論を得た。

- 1) 丸及び角ビード形状を有するシングルビードでは、ビード溝形状及びクリアランスの違いを材料引抜き角度として定義することにより、絞りビードラインに対して材料引抜きが垂直方向の成形条件におけるビード引抜き力、すなわち、ビード引抜き垂直力は材料引抜き角度に対して比例関係を示す。したがって、同じポンチ形状を有する引抜き条件に対するビード引抜き力は、式(6.1)により算出することができる。
- 2) ダブルビードにおけるビード引抜き垂直力は、左右の各ビード形状から算出した材料引抜き角度を加算した材料引抜き角度換算値に対して比例関係を示す。したがって、ビード引抜き垂直力は、ダブルビードを構成する左右の各ビード形状に対する材料引抜き角度から式(6.2)及び式(6.3)により算出することができる。



(a) 角ビード (Rp2.0, L11.0, W11.84, Rd3.0; C=0.8)



(b) 丸ビード (Rp5.5, Rd2.5; C=0.4)

図 6.24 ビード引抜きにおける節点力分布 (ビード引抜き量; 10mm)

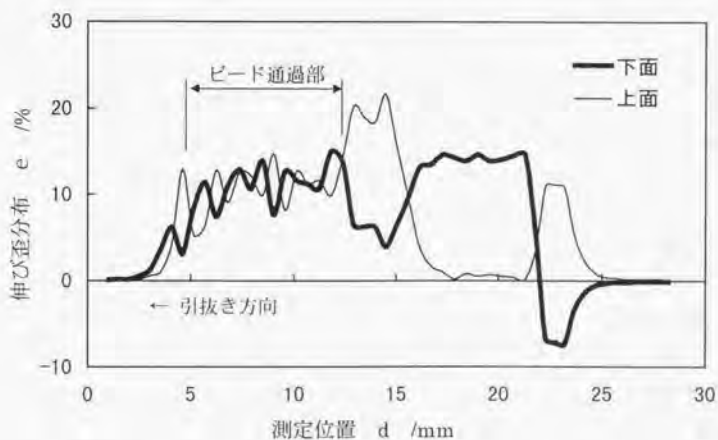


図 6.25 ビード引抜きにおける材料伸び分布 (Rp5.5, Rd2.5, C=0.8mm)

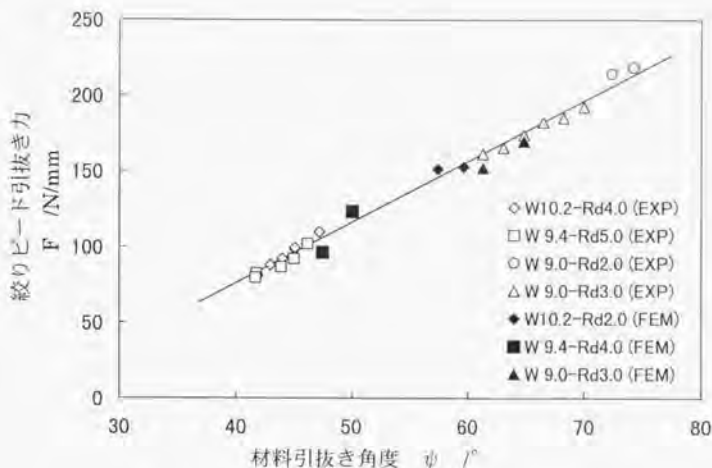


図 6.26 材料引抜き角度と絞りビード引抜き力の関係

- 3) 2次元弾塑性有限要素法 ITAS2D により、摩擦力を考慮した絞りビード成形過程の解析を問題なく安定的に取り扱うことができた。したがって、新たに導入した材料と工具との摩擦アルゴリズムが有効であると考えられる。
- 4) クリアランス一定条件でのビード引抜き成形過程では、工具と材料の接触がポンチ及びダイ両側肩 R 部の限定された非常に狭い領域で発生しながら、材料の曲げ曲げ戻し変形が行なわれていることが、解析結果よりわかった。
- 5) シングル及びダブルビードにおけるビード引抜き力に関して解析と実験の比較を行なった結果、各種ビード形状に対していずれもよい一致が得られた。したがって、3次元 FEM 解析を行なうために必要な任意のビード形状に対するビード引抜き抵抗力を求める方法として、ITAS2D による絞りビード成形解析が有効であると考えられる。
- 6) ビード引抜き力の算出は、2次元 FEM 解析によりビード引抜き力算出式(12)の定数 a 、 b を求めることにより、要求されたビード形状・クリアランス量に対して絞りビード解析をその都度行なうことなく、ビード引抜き力を効率的に算出することができる。また、3次元 FEM 解析結果より得られる材料流入抵抗から、実際に定義すべき絞りビード形状及び絞りビードクリアランス量を定めることができると考えられる。

参考文献

- 6-1) 坂本・氏原・古林：“自動車用パネルの成形性予測と絞りビードの役割”，塑性と加工 30-337 (1989), 206
- 6-2) J.O. Hallquist : Theoretical Manual for DYNA3D, (1983), University of California, Lawrence Livermore National Laboratory
- 6-3) N. Rebelo, J. C. Nagtegaal and H. D. Hibbitt : Practical aspects of modeling sheet forming processes, Proc. of NUMIFORM89, (1989), 31
- 6-4) PSI, the Software Company of ESI Group : PAM-STAMP Ver.1997 Solver Reference Manual, PAM System International S.A.
- 6-5) 小嶋：“円筒絞り荷重特性に及ぼす絞りビードの影響”，塑性と加工 34-392 (1993), 1009
- 6-6) 小嶋：“平行フランジのシングルビード引抜きにおけるビード鉛直反力”，塑性と加工 35-405 (1994), 1225
- 6-7) M. Kojima, C. Sudo, Y. Hayashi : Effectiveness of Flange Holding on The Die Surface with Draw, Proc. of 9th I.D.D.R.G. Congress, (1976), 207
- 6-8) 坂本・氏原・古林：“自動車用パネルの成形性予測と絞りビードの役割”，塑性と加工 30-337 (1989), 206
- 6-9) 長井・永井：“ビード引抜き力のエネルギー法による近似解析”，塑性と加工 36-414 (1995), 755
- 6-10) 牧野内：“塑性加工過程シミュレーションのための弾塑性有限要素法プログラム ITAS の概要および使用方法”，理化学研究所報告, 66 (1989), 30

第7章

傾斜絞りビード引抜き力モデリング

7.1 まえがき

前節では、ダイとブランクホルダー間のクリアランスが一定条件での材料引抜き抵抗力を求めるために、ビード単体による材料引抜き実験及び2次元弾塑性有限要素法を用いた絞りビード引抜き解析を行なった。その結果、プレス金型に一般的に使用されている丸及び角ビードでは、ビード引抜き力が材料引抜き角度から算出できることがわかった。さらに、2次元弾塑性有限要素法が、任意のビード形状におけるビード引抜き力を求める方法として有効であることがわかった。しかし、自動車車体プレス成形時の材料表面に残されたきずを観察すると、成形が複雑な領域等では、ダイフェース上の材料が、図 7.1 に示すように絞りビードラインに対して垂直方向に移動するのではなく、傾いた方向に移動しながらビード部を通過しているのがわかる。しかし、これまでの絞りビードに関する研究では、絞りビード形状に対して垂直方向の材料引抜きに対する報告^{7-1), 7-2)}しかない。そのため、材料が絞りビード部を通過する方向の違いがビード引抜き力に与える影響に関しては明らかにされていない。

一方、3次元弾塑性有限要素法による板成形シミュレーションでは、絞りビード部の局所的な変形解析に計算が集中するのを避けるために、絞りビード部の数値モデル化^{7-3), 7-4)}が提案されている。しかし、これらの絞りビードモデルでは、材料が絞りビード部を通過する方向には関係なく、材料流入方向に対して一意的に材料流入抵抗力が定義されている。

本報では、材料引抜き方向を考慮した絞りビードモデルによる材料引抜き実験及び3次元弾塑性有限要素法 ITAS3D⁷⁻⁵⁾を用いた数値解析から、材料引抜き方向とビード引抜き力との関係を明らかにする。

7.2 実験内容

本節では、材料が絞りビード部を通過する方向の違いがビード引抜き力に与える影響を明らかにするために、材料引抜き方向に対して傾斜した方向に絞りビードが設定できる材料引抜き実験装置を考案し、絞りビード引抜き実験を行なった。

7.2.1 実験装置

図 7.2 に本実験に用いた実験装置の概略図を示す。本実験では、装置本体をインスト

ロン試験機に取り付け、供試材を引抜くことにより、引抜き過程で材料に発生する引抜き抵抗力を測定した。特に、本実験では、材料がビードラインに対して垂直でない方向に材料を引抜くために、材料引抜き方向と同時に、引抜き方向に対して垂直方向に働く抵抗力を測定した。そのため、本実験装置では、材料引抜き時に絞りビード工具が受ける力を垂直方向と水平方向に分離して測定できるように、絞りビード工具はベアリングを介して装置本体に固定した。これにより、工具全体が水平方向に対して自由に動けるようになっている。工具に働く垂直力、水平力は、図 7.2 に示すようにそれぞれ異なるロードセルによって独立して測定できる。また、絞りビード工具では、オス、メス 2 つの工具間に必要なクリアランス分の高さを有するブロックを設置して、工具同士を締め付け固定することができるようにした。これにより、本実験では、図 6.5 が示すように任意のクリアランス量で隙間一定条件を保持することができる。なお、材料引抜き速度は、200 mm/min 一定とした。

7.2.2 絞りビード工具形状

絞りビード工具は鋳鉄(FC250)を使用し、材料が摺動する工具表面は 90 mm L × 60 mm W として、エメリー#500 にて研磨を行なった。本実験では、表 6.1 に示す工具のうち Rnd-4.0 のビード断面形状寸法を有する工具を主に使用した。なお、これらのビード断面形状は、前節の垂直引抜きで使用した工具と同一寸法とした。また、図 7.3 に示すように材料引抜き方向に対してビード傾斜角度 θ が 0 度、15 度及び 30 度となるようにビードラインを設定した。

7.2.3 試験片

供試材は、表 6.2 に示す垂直引抜き実験で用いた材料と同じ機械的性質を有する長さ 350 mm × 幅 20 mm × 板厚 0.7 mm の冷延鋼板を使用し、防錆油が付着したままのシート材からせん断機により切り出すことにより使用した。

7.3 実験結果

7.3.1 絞りビード引抜き工具反力

図 7.4 は、ビード傾斜角度 θ が 15 度の条件におけるビード引抜き成形時の材料移動量と工具の受ける水平力 P_1 及び垂直力 P_2 との関係を示す。工具の受ける力（以下これを工具反力という）は、材料引抜き開始と同時に急激に増加し、その後、ほぼ一定値を保持する状態となる。これらの材料引抜きに対する工具反力の推移は、前報で述べ



図 7.1 絞り成形における絞りビード通過材料の傷痕

表 7.1 絞りビード形状寸法

絞りビード形状	Tool Name	Rp /mm	L /mm	H /mm	W /mm	Rd /mm
丸ビード 	Rnd-4.0	4.0	—	—	8.0	2.5
	Rnd-5.5	5.5	—	—	10.2	4.0
角ビード 	Rec-6.0	3.0	6.0	5.0	11.8	4.0

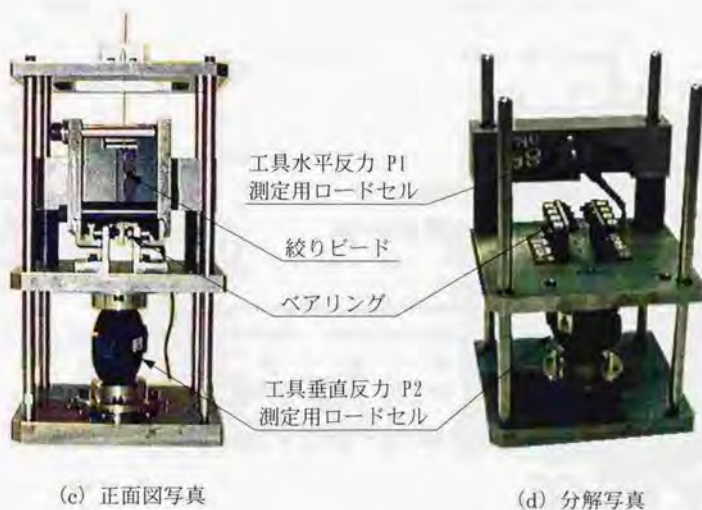
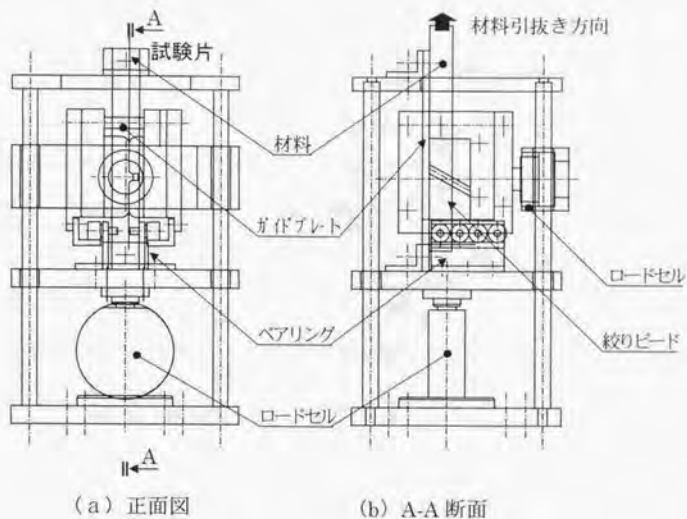
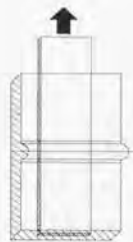
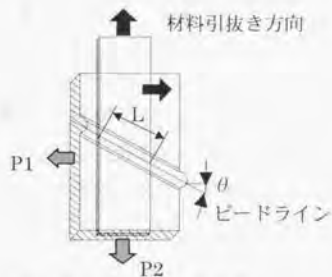


図 7.2 傾斜絞リビード引抜き試験機



(a) 垂直絞りビード工具



(b) 傾斜絞りビード工具

図 7.3 傾斜絞りビード工具形状

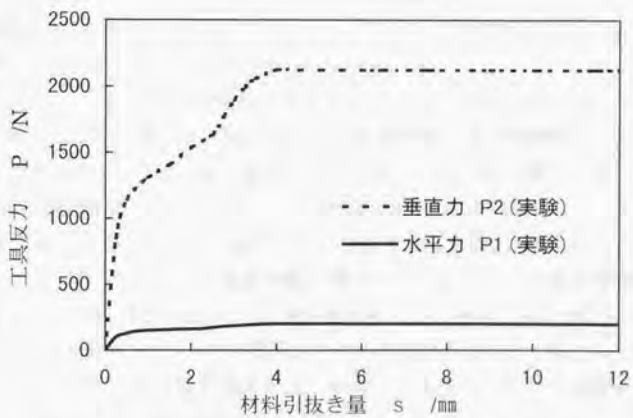


図 7.4 材料引抜き量に対するビード引抜き抵抗力の推移

たビード傾斜角度 θ が0度の場合のビード引抜き抵抗力の推移¹⁾と等しい。これより、ビード引抜き工具反力は、材料引抜き量に対して一定値を保持する状態での工具反力と定義する。実際には、材料引抜き量6mmから8mmまでの平均工具反力をビード引抜き工具反力とした。

7.3.2 絞りビード引抜き工具水平・垂直反力

図7.5は、 $\theta=15^\circ$ 及び 30° の2つのビード傾斜角度に関して得られたクリアランス量とビード引抜き工具水平反力 P_1 の関係を示す。また、図7.6は、クリアランス量とビード引抜き垂直工具反力 P_2 の関係を示す。工具反力 P_1 、 P_2 は、いずれも、クリアランス量の増加に対して直線的に減少している。さらに、ビード傾斜角度が増加すると共に増加している。

7.3.3 絞りビード引抜き力

材料がビード部を通過する際に工具が受けるビード引抜き工具反力の総和を図7.7に示すようにビードラインの方向に対して垂直及び接線方向に分解した。これより、ビードライン接線方向の力をビード長さ L (図7.8(b))にて除した値をビード引抜き接線力 F_1 とした。また、ビードラインに垂直方向の力に対しても、同様にビード引抜き垂直力 F_2 を算出した。ここで、 P_1 、 P_2 は、工具の受ける力、 F_1 、 F_2 は、板材の受ける力であるため力の向きが逆になっている。

図7.8は、ビードラインを材料引抜き方向に対して15度および30度傾斜させた各条件に対して、クリアランス量とビード引抜き接線力 F_1 の関係を示す。ビード引抜き接線力は、クリアランス量の増加に対して減少している。また、ビードラインの傾斜角度 θ が増加すると、ビード引抜き接線力は増加している。

図7.9は、クリアランス量とビード引抜き垂直力 F_2 の関係を示す。ビード引抜き垂直力は、ビードラインの傾斜角度に関係なくクリアランス量の増加に対して直線的に減少している。図には、ビード傾斜角度がゼロ($\theta=0$)の工具によるデータ¹⁾も一緒に示してあるが、ビード引抜き垂直力はすべての θ に対してほとんど同じ値となる。したがって、ビード引抜き垂直力は、 $\theta=0^\circ$ の条件でのビード引抜き力をそのまま用いることができると考えられる。

7.4 FEM解析

7.4.1 材料及び工具条件

FEM解析に用いた材料定数は、実験と同じ条件とするために、表6.2に示す機械的特性値を用いた。また、絞りビード工具と材料の摺動摩擦係数は、前節で行なった

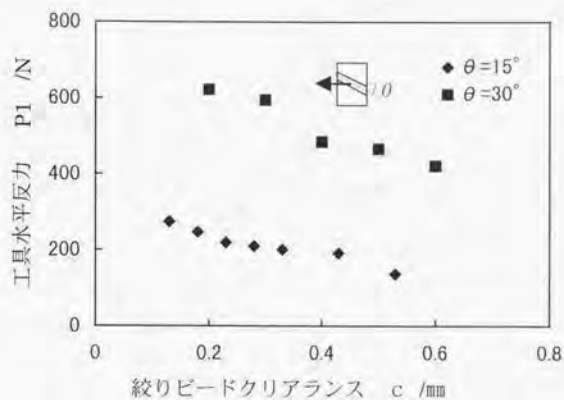


図 7.5 絞りビード工具水平反力に対するビード傾斜角度

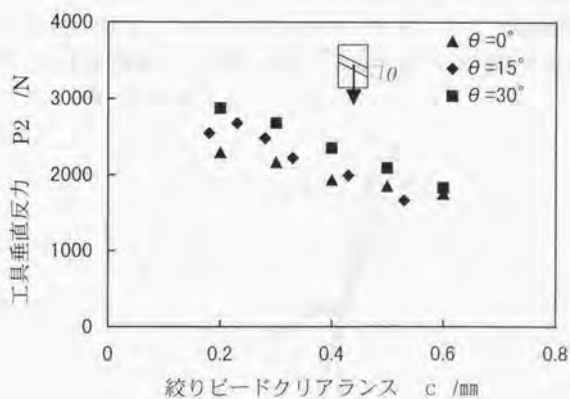


図 7.6 絞りビード工具垂直反力に対するビード傾斜角度

平板工具を用いた摺動実験結果より、 $\mu=0.18$ とした。要素は4角形4節点シェル要素を使用した。絞りビード工具形状は、表 7.1 に示す各工具と同じ断面形状寸法に設定し、材料引抜き方向に対するビード傾斜角度を変化させることにより解析を行なった。

7.4.2 計算方法

図 7.10 (a)に加工開始状態の工具と材料の関係を示す。試験片は、ビードラインに対して任意の傾斜角度に設定する。そして、材料の右端を固定したままでポンチを押し込むことにより、ビード押し込み成形を行なう。さらに、図 7.10(b)に示すように所定のクリアランス量までポンチを下降させた後、工具位置を固定することにより、ポンチとダイとの相対位置関係を一定に保持する。そして、このクリアランス一定状態で図 7.10(c)に示すように材料の右端を変位させることにより、絞りビード引抜き解析を行なう。実験結果と同様に、材料引抜き量 6 mm から 8 mm までの工具反力の平均値をビード引抜き工具反力とした。ビード引抜き接線及び垂直力の算出方法は実験の場合と同様である。なお、これらのビード押し込み及び引抜き成形解析は、前章において新たな摩擦モデルを導入した3次元弾塑性有限要素法プログラム I T A S 3 D を用いて行なった。

7.4.3 解析結果

図 7.11 に、解析により得られた材料移動量と工具反力との関係を実験結果と一緒に示してある。解析から得られる工具水平・垂直反力は、実験結果とよく一致しており、3次元 FEM 解析により任意のビード形状及び成形条件に対するビード引抜き力が算出できると考えられる。

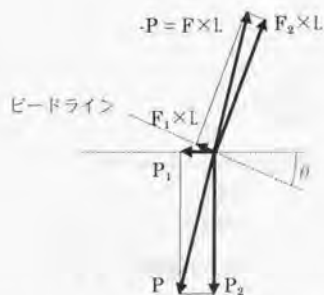


図 7.7 絞りビード工具反力の分解図

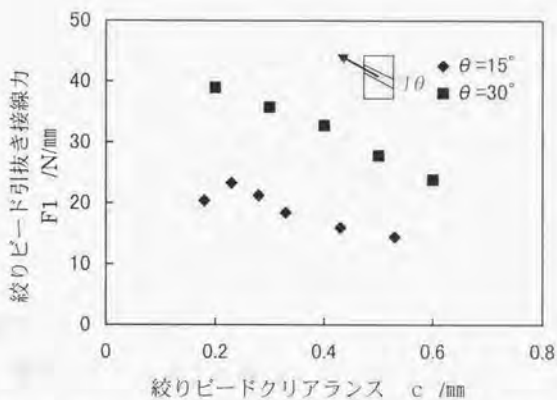


図 7.8 絞りビード引抜き接線力に対するビード傾斜角度の影響

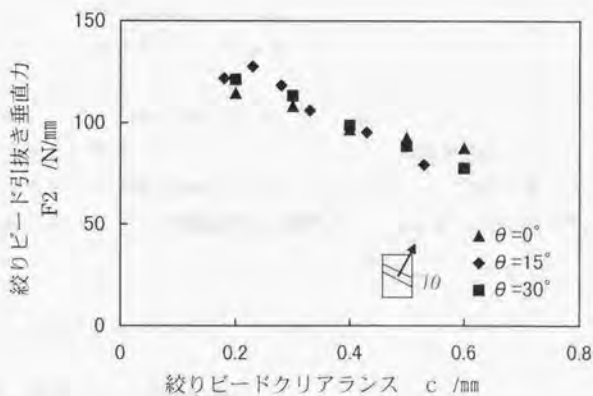


図 7.9 絞りビード引抜き垂直力に対するビード傾斜角度の影響

図 7.12 は、クリアランス 0.4 mm 一定条件でのビード傾斜角度 θ とビード引抜き接線力 F_1 の関係を示したものである。図には実験と解析結果を一緒にプロットしてある。実験結果は表 2.4 に示した Rnd-4.0 工具だけであるが、解析結果には他の 2 種類の工具形状 Rnd-5.5, Rec-6.0 も含まれている。図 7.13 は、ビード傾斜角度 θ とビード引抜き垂直力 F_2 の関係である。ビード引抜き接線力は、ビード傾斜角度が増加すると共に直線的に増加している。これに対して、ビード引抜き垂直力は、クリアランス量等成形条件が異ならない限り、ビード傾斜角度に関係なくほぼ一定値となっており、各ビード形状に対してビード傾斜角度 0 度の条件から得られるビード引抜き力と等しい。したがって、ビード引抜き垂直力は、前節より得られた材料引抜き角度とビード引抜き力の関係式 (6.1) から算出できる。

7.5 考察

7.5.1 絞りビード引抜き接線力比

各ビード傾斜角度に対するビード引抜き接線力とビード引抜き垂直力の比を、ビード引抜き接線力比として次式のように定義する。

$$\gamma = F_1 / F_2 \quad (7.1)$$

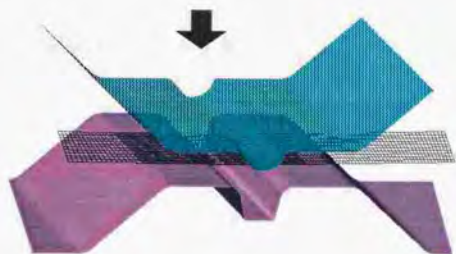
- γ : ビード引抜き接線力比
- F_1 : ビード引抜き接線力 (N/mm)
- F_2 : ビード引抜き垂直力 (N/mm)

図 7.14 は、ビード傾斜角度 $\theta=15^\circ$ 及び 30° に対してクリアランス量とビード引抜き接線力比 γ の関係を示す。これから、ビード引抜き接線力比は、クリアランス量に関係なく各ビード傾斜角度に対して一定値となることがわかる。すなわち、ビード引抜き接線力比は、ビード傾斜角度の関数として次式のように表わすことができると考えられる。

$$\gamma = f(\theta) \quad (7.2)$$

7.5.2 絞りビード引抜き力

図 7.15 は、ビード傾斜角度 θ とビード引抜き接線力比 γ の関係を示す。これから、ビード引抜き接線力比は、ビード形状に関係なく、ビード傾斜角度に対して直線的に変化することがわかる。したがって、式 (7.2) は次の様な非常に簡単な比例式で表わすことができる。



(a) 初期状態



(b) 押し込み成形



(c) 引抜き成形

図 7.10 傾斜絞りビード引抜き成形解析

$$r = 0.01 \cdot \theta \quad (7.3)$$

ここで、 θ : ビード傾斜角度 ($^{\circ}$) とする
 さらに、式 (6.1) 及び式 (7.3) より、

$$F_1 = 0.01 \cdot \theta \cdot (a \times \psi - b) \quad (7.4)$$

$$F_2 = a \times \psi - b \quad (7.5)$$

したがって、ビードラインが材料引抜き方向に対して傾斜している場合、ビード引抜き接線及び垂直力は、ビード形状に関係なくビード傾斜角度 θ と材料引抜き角度 ψ から算出できる。

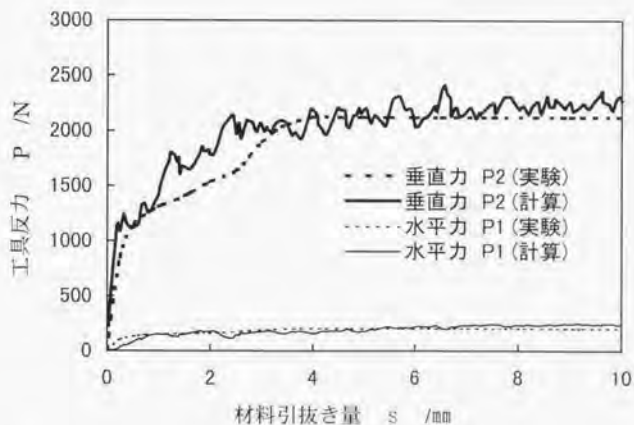


図 7.11 ビード引抜き抵抗力の推移に関する実験対解析比較結果

7.6 まとめ

本章では、薄板絞り成形に必要な不可欠な絞りビードに関して、ビード引抜き実験及び解析により、クリアランス一定条件でのビード形状と引抜き方向の違いがビード引抜き力に与える影響を検討した。その結果、下記の結論を得た。

- 1) 材料引抜き方向がビードラインに対して傾斜している場合、ビードラインに対して接線方向にもビード引抜き力が発生する。
- 2) ビード引抜き垂直力 F_2 はビード傾斜角度 θ に関係なく、ビード形状及びクリアランス量より決まる。したがって、ビード引抜き垂直力は、ビード傾斜角度 θ に対して独立に、ビード引抜き力と材料引抜き角度の関係から算出できる。
- 3) 式 (7.3) で定義されるビード引抜き接線力比 γ は、クリアランス量に関係なく各ビード傾斜角度に対して一定値となる。
- 4) 任意のビード形状及びビード傾斜角度 θ に対するビード引抜き接線力 F_1 及びビード引抜き垂直力 F_2 は、式 (7.4) 及び式 (7.5) によりビード傾斜角度 θ と材料引抜き角度 ψ から算出できる。

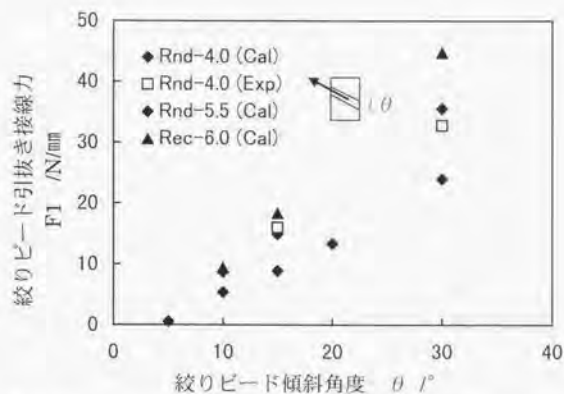


図 7.12 絞りビード傾斜角度と絞りビード引抜き接線力の関係

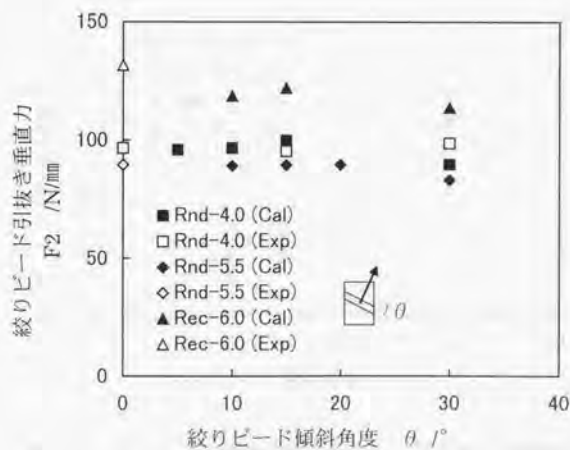


図 7.13 絞りビード傾斜角度と絞りビード引抜き垂直力の関係

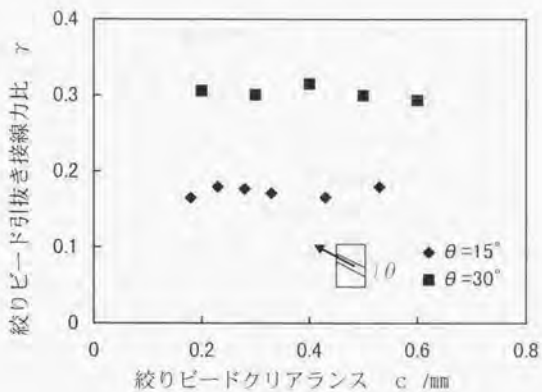


図 7.14 縦りビードクリアランスと縦りビード引抜き接線力比の関係

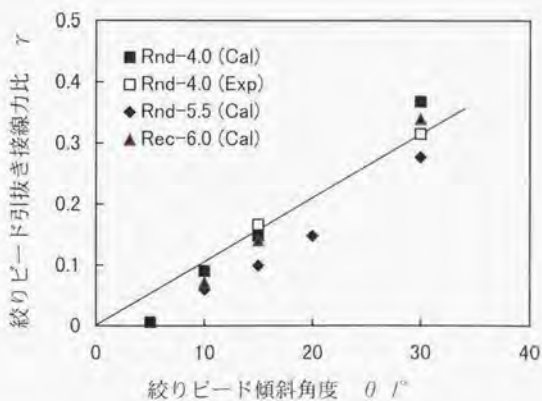


図 7.15 縦りビード傾斜角度と縦りビード引抜き接線力比の関係

参考文献

- 7-1) 坂本・氏原・古林：“自動車用パネルの成形性予測と絞りビードの役割”，塑性と加工 30-337 (1989), 206
- 7-2) 福井・吉田：“固定絞りビードについて”，科学研究所報告 23-5 (1957), 279
- 7-3) N. Rebelo, J.C. Nagategaal, and H.D. Hibbitt : Practical Aspects of Modeling Sheet Forming Process, Proc. of Numiform'89, (1989), 31
- 7-4) S.C. Tang, J. Gress and P. Ling : Sheet Metal Forming Modeling of Automobile Body Panels, Proc. of 15th I.D.D.R.G. Congress, (1988), 185
- 7-5) M. Kawka and A. Makinouchi : Shell Elements Formulation in the Static Explicit FEM Code for Simulation of Sheet Stamping, Proc. of NUMISHEET'93, (1993), 97

第 8 章

3次元工具形状における絞りビードの取り扱い

8.1 まえがき

実際の工具面上には、成形過程に発生するダイキャビティ内への材料流入を制御するために必要とされる任意の絞りビード形状が設定される。しかし、3次元弾塑性有限要素法による板成形シミュレーションでは、絞りビード部の局所的な変形解析に計算が集中するために、実際の絞り成形金型と同じ絞りビード形状を有する工具モデルによる成形解析では、計算時間がかかる等の問題が発生して実用的ではない。そのため、絞りビード部の複雑な成形解析を避けるために、絞りビード部の数値モデル化^{8(1), 8(2)}が提案されている。また、実際に材料が絞りビードを通過する際には、材料流入方向 θ (図 7.3 参照)の違いにより絞りビード引抜き水平力が発生する。そして、絞りビード引抜き水平力は、図 7.4 に示すように絞りビード通過開始時に急激に増加し、その後、一定値となることが、前章により明らかにされた。しかし、従来の成形解析における絞りビードモデルでは、材料が絞りビード部を通過する方向には関係なく一意的に材料流入抵抗力が定義されている。そのため、材料流入方向が絞りビードに対して垂直でない成形条件で発生する絞りビード引抜き水平力の影響は、成形解析に考慮できない。その結果、実際の成形結果とは違う解析結果が得られる等の問題が発生している。そこで、本章では、3次元弾塑性有限要素法 ITAS-3D⁸⁽³⁾ に対して、前章より得られた材料引抜き角度及びビード傾斜角度と絞りビード引抜き力の関係式 (7.4) 及び式 (7.5) をもとに、新たな絞りビードモデルを導入する。

8.2 絞りビードモデル

ITAS-3D では、図 2.14 に示すように絞りビード抵抗力設定位置が材料端部となる。そのため、ダイキャビティまでの距離が実際の絞りビード設定位置よりも大きくなるために材料流入制御が難しい。また、絞りビード抵抗力は、材料節点の変位拘束条件の変更により行なわれているために、材料変位方向に対して反対方向にのみ発生する。したがって、この方法では、材料が絞りビードに対して斜め方向に変位した場合に発生するビード引抜き水平力は考慮できない。その結果、ダイキャビティ領域の材料伸び歪量が異なる結果となり、われ発生予測に影響を与えている。

そのため、実際の絞りビードと同じ設定位置で、材料に対して絞りビードと材料

変位方向を考慮した絞りビード力が負荷できる機能を持ち、絞りビード部の解析に計算が集中しない絞りビードモデルを導入する必要がある。そこで、本節では、工具 CAD データより絞りビード位置が容易に設定できる絞りビードモデル、前章で提案された材料流入方向と絞りビード流入方向の関係を導入した絞りビード力モデルを提案する。

8.2.1 絞りビードの定義

絞りビードは、図 8.1 に示すように絞りビード断面形状の中心を基準として、工具面上における絞りビード設定位置を線分（ビードライン）として定義する。実際の絞りビード取り扱い方法は、図 8.2 に示すようにビードラインを工具面上に位置する直線の集合体（ポリライン）として表現し、ダイキャピティの方向が認識できるようにビードラインに方向性を持たせるために、ポリラインを構成する各点を時計周りの方向に定義する。また、ビードラインを通過しようとする各要素が影響を受ける絞りビード長さは、図 8.2 に示すビードラインと要素の関係より、要素形状を表わす要素の各節点を結ぶ境界線と要素上のビードラインとの交点 C_1 及び C_2 を結ぶ直線 C_1C_2 の線長とする。

8.2.2 絞りビード力の定義

ビード引抜き成形過程では、図 8.3 に示すように材料要素が変位するに従い、絞りビードが任意の材料要素内に位置する状態から、材料要素の領域外に位置するまでの状態に、絞りビード力がその材料要素に加わると仮定する。そして、絞りビード引抜き力の状態は、材料要素変位の推移に対して、ビード引抜き力が急激に増加する引抜き

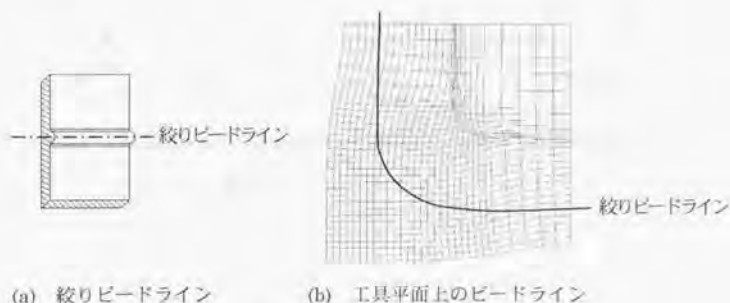


図 8.1 絞りビードの表現方法

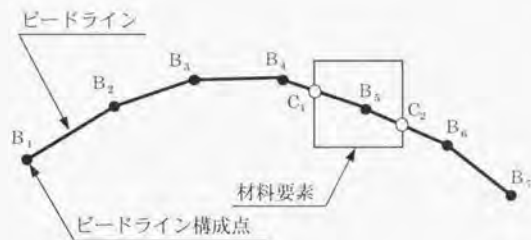
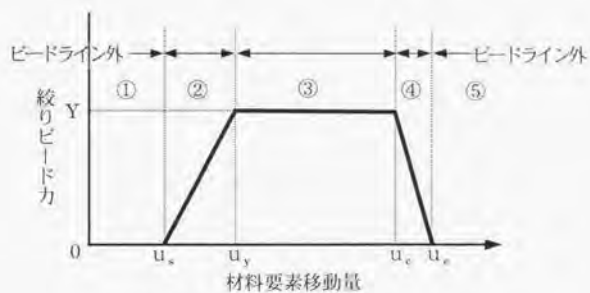
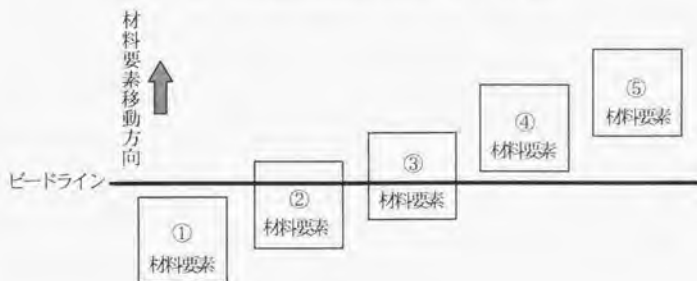


図 8.2 ビードラインの定義



(a) 材料要素位置に対する絞りビード力の推移



(b) 材料要素と絞りビードラインの関係

図 8.3 材料要素位置に対する絞りビード力の推移

初期段階、ビード引抜き力が一定値を保持する定常段階、そして、ビード引抜きが完了してビード引抜き力が急激に減少する除荷段階の3つに分類される。そこで、3次元絞りビードモデルにおける任意の材料要素に働く絞りビード引抜き力 f_B^{elm} を前章で得られた絞りビード引抜き力に関する結果を前提に、絞りビード引抜き垂直力 f_{Bv}^{elm} と絞りビード引抜き水平力 f_{Bh}^{elm} に分離することにより、次のように定義する。

$$f_B^{elm} = \begin{bmatrix} f_{Bv}^{elm} \\ f_{Bh}^{elm} \end{bmatrix} \quad (8.1)$$

ビード引抜き力垂直力 f_{Bv}^{elm} は、図 8.4 に示す材料要素の領域内に存在するビードライン長さ l 及び要素変位量 u^{elm} に対して、図 8.3 に示す各絞りビード引抜き状態を次のように定義する。

$$\begin{aligned} \text{初期状態:} \quad & f_{Bv}^{elm} = C_E \cdot u^{elm} \cdot l \\ \text{定常状態:} \quad & f_{Bv}^{elm} = C_Y \cdot l \\ \text{除荷状態:} \quad & f_{Bv}^{elm} = C_C \cdot (u_c^{elm} - u^{elm}) \end{aligned} \quad (8.2)$$

ここで、ビード引抜き力キャンセリング定数を C_C とする。また、ビード引抜き力定数 C_Y は、ビード引抜き垂直力と材料引抜き角度 φ の関係式 (6.1) より、ビード形状により規定される定数 a, b に対して次のように表わせる。

$$C_Y = a \cdot \varphi + b \quad (8.3)$$

ビード引抜き力勾配 C_E は、図 8.3(a) に示すようにビード引抜き力が一定となるまでの材料要素変位量 $u_c^{elm} - u_i^{elm}$ に対して次のように表わす。

$$C_E = \frac{C_Y}{u_c^{elm} - u_i^{elm}} \quad (8.4)$$

図 8.4 に示すように絞りビード上に位置する材料要素の変位方向が、ビードラインに対して傾斜角度 θ を有する場合、材料要素の領域内に存在するビードライン長さ l 及び要素変位量 u^{elm} に対して絞りビード引抜き接線力 f_{Bt}^{elm} を、前章で得られた材料引抜き方向に対して傾斜して設定されている絞りビードにおける絞りビード引抜き水平力と傾斜角度の関係式 (7.3) より次式のように定義する。

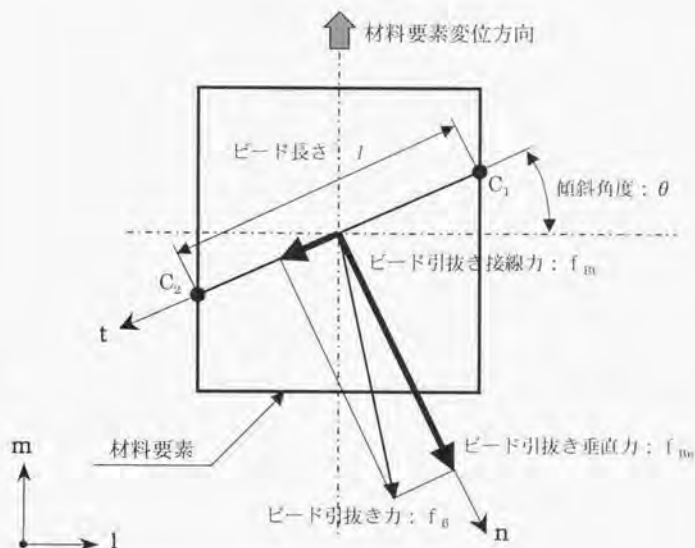


図 8.4 材料要素に対するビード引抜き力

$$f_{Bc}^{elm} = 0.01 \cdot \theta \cdot f_{in}^{elm} \quad (8.5)$$

したがって、各絞りビード引抜き状態における絞りビード引抜き力 f_B^{elm} は、次式により表わすことができる。

$$\text{初期状態: } f_B^{elm} = C_E \cdot \begin{bmatrix} u^{elm} \cdot l \\ 0.01 \cdot \theta \cdot u^{elm} \cdot l \end{bmatrix}$$

$$\text{定常状態: } f_B^{elm} = C_Y \cdot \begin{bmatrix} l \\ 0.01 \cdot \theta \cdot l \end{bmatrix} \quad (8.6)$$

$$\text{除荷状態: } f_B^{elm} = C_C \cdot (u_c^{elm} - u^{elm})$$

ここで、要素変位量 u^{elm} は、 m 個の節点で構成される要素内にビードラインが存在する間の各節点変位量 u_i の平均値と仮定することにより、次のように定義される。

$$u^{elm} = \sum_{i=1}^m \frac{u_i}{m} \quad (8.7)$$

8.3 絞りビードモデリングの導入

ITAS プログラムの中に導入するためには増分形に直さなければならない。したがって、絞りビード引抜き力 Δf_B^{elm} は、 $\Delta\theta \approx 0$ と仮定することにより式 (8.6) より次のように表わせる。

$$\begin{aligned}
 \text{初期状態:} \quad \ddot{\mathbf{A}} f_B^{elm} &= C_E \cdot \begin{bmatrix} \Delta u^{elm} \cdot l + u^{elm} \cdot \Delta l \\ 0.01 \cdot \theta \cdot (\Delta u^{elm} \cdot l + u^{elm} \cdot \Delta l) \end{bmatrix} \\
 \text{定常状態:} \quad \ddot{\mathbf{A}} f_B^{elm} &= C_V \cdot \begin{bmatrix} \Delta l \\ 0.01 \cdot \theta \cdot \Delta l \end{bmatrix} \\
 \text{除荷状態:} \quad \ddot{\mathbf{A}} f_B^{elm} &= C_F \cdot \Delta u^{elm}
 \end{aligned} \tag{8.8}$$

剛性方程式に対して各要素に働く絞りビード引抜き力増分 Δf_B^{elm} を代入するためには、節点力増分として取り扱う必要がある。そこで、各要素は m 個の節点で構成されていることから、要素にかかるビード引抜き力増分 Δf_B^{elm} は、各節点に対して均等に分配されると仮定する。

したがって、絞りビード引抜き力節点増分 Δf_n 及び要素変位増分に対する各節点変位増分 Δu は、式 (8.7) より次式のように定義される。

$$\Delta f_n = \frac{\Delta f_B^{elm}}{m} \tag{8.9}$$

$$\Delta u = \sqrt{\Delta u_x^2 + \Delta u_y^2} = \Delta u^{elm} \tag{8.10}$$

これより、各節点の絞りビード引抜き力増分 Δf_n は、次式のように表わすことができる。

$$\begin{aligned}
 \text{初期状態:} \quad \ddot{\mathbf{A}} f_n &= C_E \cdot \begin{bmatrix} \Delta u \cdot l + u \cdot \Delta l \\ 0.01 \cdot \theta \cdot (\Delta u \cdot l + u \cdot \Delta l) \end{bmatrix} \\
 \text{定常状態:} \quad \ddot{\mathbf{A}} f_n &= C_V \cdot \begin{bmatrix} \Delta l \\ 0.01 \cdot \theta \cdot \Delta l \end{bmatrix} \\
 \text{除荷状態:} \quad \ddot{\mathbf{A}} f_n &= C_F \cdot \Delta u
 \end{aligned} \tag{8.11}$$

t-n 絞りビード座標の節点局所座標に対する回転角度 θ_c は、ビードラインが反時計回りに設定されていることから、要素とビードラインの交点 $\vec{c_1c_2}$ 及び $\vec{e_1}$ 方向単位ベクトル $\vec{e_1}$ より、

$$\theta_c = \cos^{-1} \left[\frac{\vec{c_1c_2} \cdot \vec{e_1}}{|\vec{c_1c_2}| \cdot |\vec{e_1}|} \right] \quad (8.12)$$

したがって、x-y 直角座標における絞りビード引抜き力増分 Δf_{θ} は、座標変換により次のように表せる。

$$\begin{bmatrix} f_{\theta 1} \\ f_{\theta 2} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos \theta_c & \sin \theta_c \\ -\sin \theta_c & \cos \theta_c \end{bmatrix} \begin{bmatrix} f_{\theta 1} \\ f_{\theta 2} \end{bmatrix} \quad (8.13)$$

式 (8.11) と式 (8.13) を組み合わせることにより、各絞りビード引抜き状態における各節点の絞りビード引抜き力増分 Δf_{θ} は、

$$\begin{aligned} \text{初期状態: } \{ \Delta f_{\theta} \} &= C_E \cdot \begin{bmatrix} (\Delta u \cdot l + u \cdot \Delta l) \cdot \cos \theta_c + (0.01 \cdot \theta \cdot (\Delta u \cdot l + u \cdot \Delta l)) \cdot \sin \theta_c \\ -(\Delta u \cdot l + u \cdot \Delta l) \cdot \sin \theta_c + (0.01 \cdot \theta \cdot (\Delta u \cdot l + u \cdot \Delta l)) \cdot \cos \theta_c \end{bmatrix} \\ \text{定常状態: } \{ \Delta f_{\theta} \} &= C_V \cdot \begin{bmatrix} \Delta l \cdot \cos \theta_c + 0.01 \cdot \theta \cdot \Delta l \cdot \sin \theta_c \\ -\Delta l \cdot \sin \theta_c + 0.01 \cdot \theta \cdot \Delta l \cdot \cos \theta_c \end{bmatrix} \end{aligned} \quad (8.14)$$

$$\text{除荷状態: } \{ \Delta f_{\theta} \} = C_r \cdot \{ \Delta u \}$$

剛性方程式 (3.23) に対して、式 (8.14) に示す絞りビード引抜き力増分 $\{ \Delta f_{\theta} \}$ を導入しなければならない。しかし、時刻 t における節点変位増分 $\{ \Delta u^{t \times} \}$ 及びラインビード長さ増分 $\Delta l^{t \times}$ は未知数となるために、絞りビード引抜き力増分 $\{ \Delta f_{\theta} \}$ を求めることができない。そこで、時刻 t- Δt における節点変位増分 $\{ \Delta u^{t-\Delta t \times} \}$ 及びラインビード長さ増分 $\Delta l^{t-\Delta t \times}$ を用いて絞りビード引抜き力増分 $\{ \Delta f_{\theta}^{t-\Delta t \times} \}$ を算出し、剛性方程式 (3.23) に導入する。

$$[K] \cdot \{ \Delta u^{t \times} \} = \{ \Delta f^{t \times} \} + \{ \Delta f_{\theta}^{t-\Delta t \times} \} \quad (8.15)$$

式 (8.15) を集めて全体剛性マトリックスを組み立てて解くことにより、節点変位増分 $\{ \Delta u^{t \times} \}$ が得られる。そして、節点変位増分 $\{ \Delta u^{t \times} \}$ を式 (8.15) に代入することにより、時刻 t におけるビード引抜き力増分 $\{ \Delta f_{\theta}^{t \times} \}$ が得られる。

8.4 計算のアルゴリズム

前節で述べた絞りビード引抜き力モデルを弾塑性 FEM (ITAS-3D) 内に導入するためには、絞りビード引抜き力状態が初期状態、定常状態、そして、除荷状態なのかの判断を行なう必要がある。そこで、材料要素とビードラインとの位置関係、または、絞りビード引抜き力の変化から絞りビード引抜き力状態の判断を行ない、増分計算のための境界条件を変更する。そのために、各絞りビード引抜き力状態判定方法を次のように定義することにより、ITAS-3D の中に導入した。

8.4.1 ビード引抜き力初期状態の判定

ビードラインが任意の要素と交差し、要素領域内にビードラインが存在する場合、ビード引抜き力初期状態とする。したがって、 n ステップでのビードライン長さ l に対してビード引抜き力初期状態の条件は、次式のように定義する。

$$l^{(n-1)} \leq 0 \quad \text{かつ} \quad l^{(n)} > 0 \quad (8.16)$$

8.4.2 ビード引抜き力定常状態への移行判定

要素領域内にビードラインが存在する状態で要素内の絞りビード引抜き力が絞りビード引抜き力定数 C_y に到達した場合、絞りビード引抜き力定常状態に移行する。したがって、各要素を構成する各節点に働いている絞りビード引抜き垂直力 f_{in}^{nm} より、絞りビード引抜き力定常状態の条件は、次式のように定義する。

$$l^{(n)} > 0 \quad \text{かつ} \quad C_y \cdot l^{(n)} \leq \sum_{in} f_{in}^{nm} \quad (8.17)$$

8.4.3 ビード引抜き力除荷状態への移行判定

要素の領域内にビードラインが存在しない場合、絞りビード引抜き力除荷状態とする。そして、絞りビード引抜き力除荷状態となり絞りビード引抜き力による節点力が残留している場合は、除荷状態を保持する。したがって、絞りビード引抜き力除荷状態の条件は、次式のように定義する。

$$l^{(n)} < 0 \quad \text{かつ} \quad f_{in}^{(n)} > 0 \quad (8.18)$$

8.4.4 ビード引抜き力除荷状態解除のための $R_{\min}^{(s-1)}$ 決定

絞りビード引抜き力除荷状態にあるすべての節点に対して、除荷状態を中止する条件を絞りビード引抜き力 $\{f_B^{(n)}\}$ により決定する。そのため、 n ステップにおいて絞りビード引抜き力が $\{f_B^{(n)}\} = 0$ となるように制御する必要がある。そこで、1 ステップ内で $\{f_B^{(n)}\} = 0$ となるまでの増分を決める r を式 (8.19) により決定し、その他の要因によって決定される r と共に、最終的に r_{\min} を決める。

$$r_{\min}^{(n)} \cdot \sum_{i=1}^m \Delta f_B^{(i)} + \sum_{i=1}^m f_B^{(i-1)} = 0 \quad \text{かつ} \quad r_{\min}^{(n)} > 0 \quad (8.19)$$

したがって、

$$r_{\min}^{(n)} = - \frac{\sum_{i=1}^m f_B^{(i-1)}}{\sum_{i=1}^m \Delta f_B^{(i)}} \quad (8.20)$$

さらに、 r_{\min} 決定後、ビード引抜き力除荷状態にあるすべて節点に対して、除荷状態を中止する判定を式 (8.21) により行ない、条件を満たさない場合、ビード引抜き力除荷状態のままとする。

$$\sum_{i=1}^m f_B^{(i)} = 0 \quad (8.21)$$

8.5 まとめ

絞り成形過程のダイキャピティ内への材料流入制御のために必要とされる絞りビード機能として、絞り成形金型 3次元形状に設定される絞りビード位置に材料流入抵抗が働く絞りビードモデルを 3次元弾塑性 FEM (ITAS-3D) に導入することができた。そして、前章で明らかにされた絞りビード引抜き力と材料流入角度及びビード傾斜角度の関係、さらに、絞りビード引抜き力と材料引抜き量との関係をモデル化することができた。

この絞りビードモデルは、絞りビード工具形状、設定位置及び材料形状に関係なく、すべての絞り成形過程に対応することができる。そして、3次元絞り成形解析を活用することにより、成形不具合を発生させないために必要とされる絞りビード引抜き力の検討ができる。また、実際の絞り成形金型に定義すべき絞りビード形状及び成形条件 (絞りビードクリアランス量) が提案できると考えられる。

参考文献

- 8-1) N. Rebelo, J. C. Nagtegaal and H. D. Hibbitt : Practical aspects of modeling sheet forming processes, Proc. of NUMIFORM89, (1989), 31
- 8-2) PSI, the Software Company of ESI Group : PAM-STAMP Ver.1997 Solver Reference Manual, PAM System International S.A
- 8-3) M. Kawka and A. Makinouchi : Shell Elements Formulation in the Static Explicit FEM Code for Simulation of Sheet Stamping, Proc. of NUMISHEET93, (1993), 97
- 8-4) 山田 嘉昭 : 有限要素法の基礎と応用シリーズ6 塑性・粘弾性, 培風館, (1980)

第9章

自動車車体プレス成形シミュレーションの実際

9.1 まえがき

自動車の車体開発では、最近の顧客ニーズに対応してコストの低減・新車開発期間の短縮を図ることが必要不可欠となっている。そのため、新車開発プロセス早期の段階から、プレス成形性に関する要求を前提とした部品形状最適化、そして、金型製作トライアル時に金型修正を発生させない設計段階での徹底した品質保証が求められている。このような背景から、プレス成形シミュレーションは、これを実現するための強力な武器として、実際の新車開発業務のさまざまな開発ステップの中で、設計情報をもとに成形不良危険部位を予測することが求められている。

しかし、実際の業務の中でプレス成形シミュレーションを適用していくには、数値解析が計算途中で困難な状態になる等の問題だけでなく、データの取り扱い・計算時間・成形評価のための結果可視化等技術的に解決すべき多くの問題点^{9.1)}が残されている。

そこで、本章では、プレス成形シミュレーションが実際の業務の中でも簡単に適用できるように、改良を加えた弾塑性有限要素法 ITAS-3D をベースに、CADとのリンク等の使用環境整備を行なうと同時に、計算時間の短縮、成形評価方法の標準化を行なった。また、実際の新車開発プロセスの中で適用されているプレス成形シミュレーション事例^{9.2)}について述べる。

9.2 成形シミュレーションシステム

FEM による3次元プレス成形シミュレーションを行なう際の解析手順^{9.3)}を図9.1に示す。解析手順は、製品及び成形形状をデータ化するモデリング、計算に必要なデータを準備するプリ処理作業、そして、計算実行と計算結果を表示・評価するポスト処理とに分かれる。これらの解析作業が不慣れた設計者でもできるように、解析作業の自動化及び新たな機能の導入を図り、プレス成形シミュレーションとしてのシステム化を行なった。

9.2.1 工具データ作成機能

自動車車体用プレス金型の設計段階では、成形形状CADデータ^{9.4)}は、図9.2に示すように基準となる凸(ボンチ・blankホールド)側形状しか作成されない。その

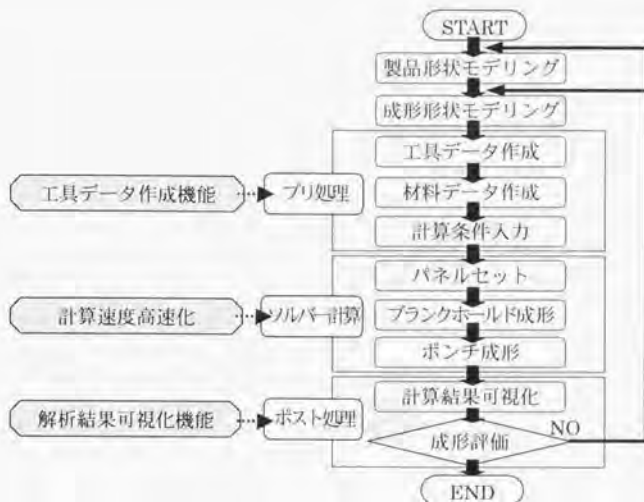


図 9.1 成形シミュレーション解析手順

ため、実際の業務の中で成形シミュレーションを成形性事前評価システムとして活用していくためには、解析を行なうために必要な工具データを成形形状CADデータから効率的に準備⁹⁵⁾しなければならない。そこで、本システムでは下記に示す機能を作成して統合化することにより、プリ処理が短時間に簡単な操作でできるようにした。

(1) 工具点列データ創成

解析に必要な工具データとして、トリムサーフェスにより構成される成形形状CADデータから、 x, y 座標が規則間隔の点列座標データ⁹⁶⁾を創成しなければならない。しかし、定義された各 x, y 座標位置に対してトリムサーフェス上の z 座標を算出することは、計算時間がかかる。そこで、トリムサーフェスから各 x 座標位置における $y-z$ 断面線を算出する。さらに、 $y-z$ 断面線上に対して各 y 座標位置における z 座標を算出するアルゴリズムを導入した。

(2) 凹(ダイ)側形状データ創成

ダイ側工具形状を定義するには、基準となる凸側形状から材料板厚を考慮した凹側工具形状を作成しなければならない。そこで、凸側工具点列データより隣り合う3点を通る平面を定義し、その各平面に対して面直外側に材料板厚分オフセットした平面を仮定する。そして、凸側工具点列データと同じ各 x, y 座標位置に対するオフセット平面面上の z 座標を算出することをすべての領域で行なうことにより、凹(ダイ)側工具点列データを作成した。

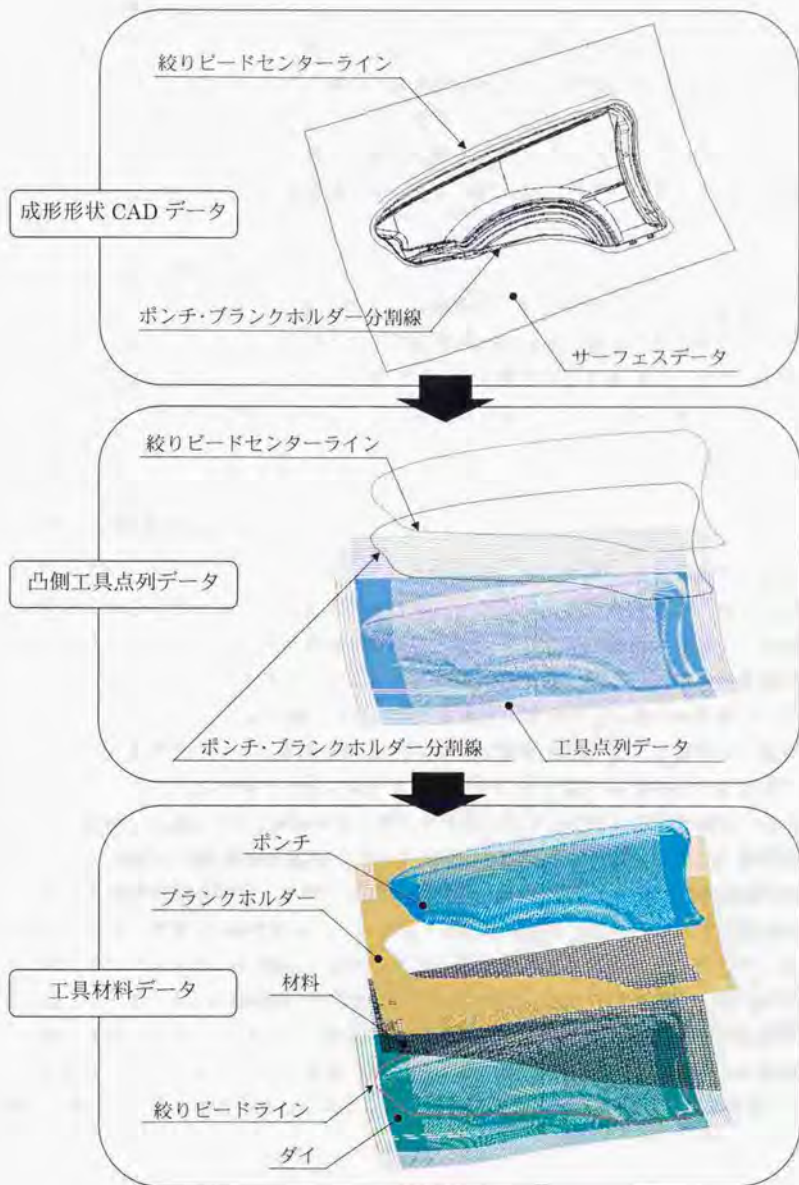


図 9.2 工具データ作成手順

(3) 工具領域定義

凸側工具点列データは、ポンチとブランクホルドを含んでいる。そのために、各工具データとして定義するためには、工具点列データを工具毎に分割しなければならない。そこで、成形形状CADデータ上に定義されているポンチ・ブランクホルダー分割線を閉ループ線として取り扱い、凸側工具点列データに対して閉ループ領域内外判定を行なうことにより、工具点列データをポンチ領域とブランクホルダー領域に分割した。

(4) 絞りビード設定

成形形状CADデータ上に定義されている絞りビードセンターラインを点の集合としてポリラインデータに変換を行ない、その各点が左回りに設定された絞りビードラインデータとして定義する。さらに、絞りビード各領域で成形過程中に必要とされる絞りビード引抜き力が、絞りビードラインを構成するポリライン線の属性データとして定義⁹⁷⁾される。

9.2.2 計算速度高速化

実際の成形トライアル段階にて成形不具合の発生しない最適な成形形状を定義するためには、設計段階において成形不具合を事前に予測し、その対策として成形形状に修正を加える作業を繰り返す計算機トライアルを行なう必要がある。しかし、最近の車に対する顧客ニーズの多様化に対応した新車開発の増加に伴ない、新車開発期間の短縮が求められており、設計段階での検討時間も非常に限られているのが現状である。そのために、計算機トライアル実現のためには、弾塑性 FEM による絞り成形解析を短時間で実行することが必要不可欠となっている。そして、絞り成形解析に要する時間の中で、弾塑性 FEM による計算時間が最も大きな比重を占めているのが現状である。図 9.3 は、実際の自動車車体部品（バックドア）の絞り成形（ポンチ成形）解析に要した計算時間の内訳を示す。本解析問題の規模は、節点数が 49880、要素数が 9775 であり、総自由度数は 49880 とした。また、弾塑性 FEM (ITAS-3D) では連立方程式の解法として Cholesky 法によるバンドマトリックスソルバーを用いており、バンド幅は 439 となった。計算機はワークステーション HP-C200 (HP 社製、CPU-PA7100 × 1 個) を使用した。これより、連立方程式の解に関する計算処理が、全体計算時間の大多数を占めていることがわかる。したがって、連立方程式の解に関する計算処理部分に対して計算効率化を図ることにより、解析時間の大幅な短縮が実現できる。

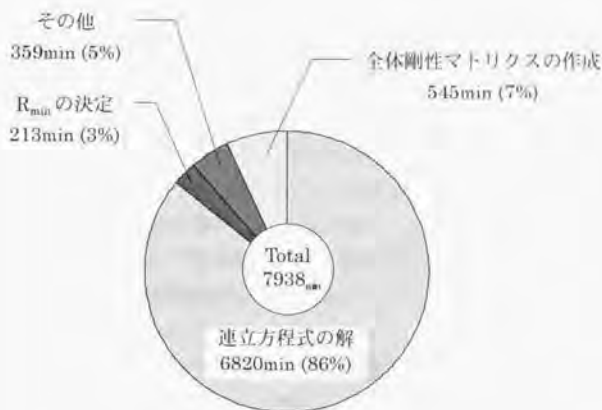


図 9.3 ワークステーション (HP-C200) による計算時間

そこで、各計算処理部分に対してメッセージ・パッシング (MPI) による並列処理化作業を行ない、計算機として分散共有メモリ型並列処理コンピュータ HP-K460 (HP 社製、CPU-PA7100) を用いることにより、解析時間の短縮を図った。並列処理化作業内容としては、連立方程式を解くために行なわれる係数行列の Cholesky 分解について、消去の順序を列型に変更することにより並列化を行なった。

図 9.4 は、並列化処理を行なった弾塑性 FEM (ITAS-3D) を用いて、並列処理コンピュータによりワークステーションの場合と同じ解析モデルに対して、CPU 数を変えて計算を行なった時の計算時間の推移である。これより、計算時間が CPU 数の増加に比例して減少することがわかる。特に、連立方程式の解の計算処理部分に関する計算時間が、CPU 数の増加に比例して顕著に減少しており、並列化処理による効果が表われている。

図 9.5 は、各計算処理部分の計算時間に関するワークステーションによる結果と並列処理コンピュータの各 CPU 数での結果との比率を示す。これより、並列化処理を行なった計算処理部分 (連立方程式の解) では、ワークステーションの結果の約 4 倍の計算速度となっている。さらに、計算全体では、ワークステーションの結果の約 2.7 倍の計算速度が得られている。

9.2.3 解析結果可視化機能

設計段階での計算機トライアルにより、実際のトライアル段階において成形不具合

を発生させないためには、成形シミュレーション解析結果をもとにした適切な成形形状修正が必要とされ、成形品に発生する成形不具合内容の判断と成形不具合が発生した要因を解析結果より把握しなければならない。

しかし、自動車車体パネルに発生するしわ・面歪等の面形状精度不良は、成形性評価方法として定量的に取り扱う手法が明らかにされていない。そのために、プレス現場では、パネル品質検査を目視、触感あるいは油砥石等を用いた官能検査により、最終評価を経験者の勘と経験に頼っているのが現状である。成形シミュレーション解析においても、解析結果として得られたパネル変形形状を可視化することにより、画面上で経験者が形状判断する手法となっている。

しわの大きさが比較的大きい（しわ高さ数 mm 以上）成形不具合に関しては、パネルの観察により発生部位及びその程度を容易に判定することができる。解析結果においても変形形状画面表示だけで十分に判断できると考えられる。

これに対して、外板パネルに発生するしわ及び面歪は、一般の人には認識できないような面形状の微小な凹凸であるために、その成形性評価は、パネルに入ってくる光がわずかな形状異常により乱れて反射するのを人間の目でとらえて、長年の経験により不良の程度を判断する方法となっている。そのため、解析結果においては、変形形状画面表示だけでは成形性判断が難しい。面歪のような非常に微小なゆがみも取り扱うことができる定量的な成形性評価方法が必要である。

絞り成形におけるポンチ成形過程では、成形の進行に伴ない材料とポンチ表面との接触領域が線接触から面接触へと変わり、さらに、面接触領域が広がっていく。特に、面接触をしている領域ではしわ発生が少ないことから、成形過程のできるだけ初期段階において材料を工具表面に対して、できるだけ広い領域で接触させることが、しわ発生を抑制する上で重要であるとされている。そこで、弾塑性 FEM による絞り成形解析の成形性評価方法として、ポンチ成形過程中的材料とポンチ工具との接触領域及び隙間量を把握するを行なう。

本システムでは、図 9.6 に示すように任意のポンチストローク時の材料とポンチ工具との隙間を算出して、材料変形形状上に等高線表示できるように可視化を行なった。これにより、成形過程途中の材料と工具との接触領域の変化を調べることができ、材料と工具とのなじみ度合がわかる。そして、成形過程中的材料とポンチ工具とのなじみ度合の差を相対的に評価することにより、しわ発生の予測ができる。

9.3 成形シミュレーション適用事例

図 9.7 は、ダイフェース形状の違いによって、ポンチ成形過程時にしわが発生し、最後まで消去されずに面歪として残る現象に対して、金型設計段階にて事前に成形性を確認するために、成形シミュレーションを適用した例である。本例では、材料と工具

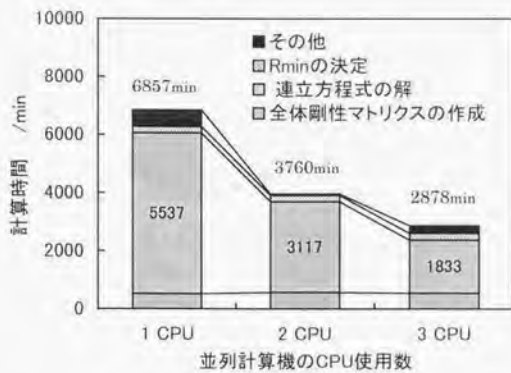


図 9.4 並列処理化による計算時間の短縮

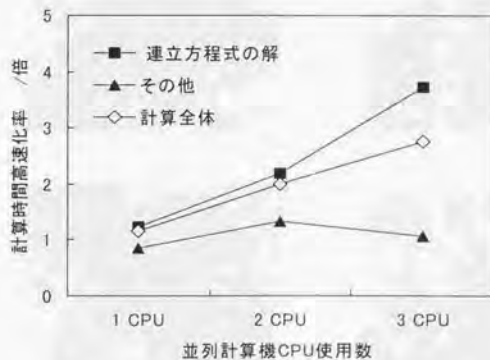
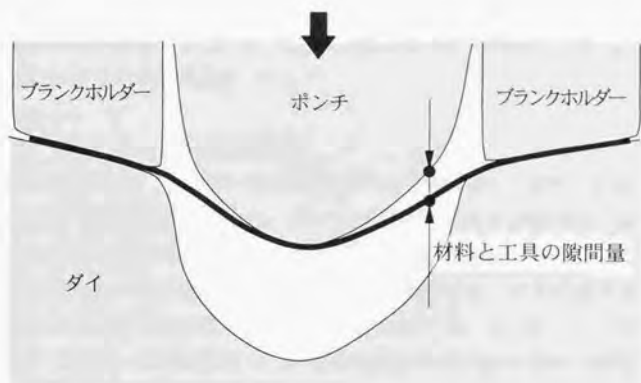


図 9.5 並列処理化による計算時間高速化率



(a) 材料と工具の隙間量の定義

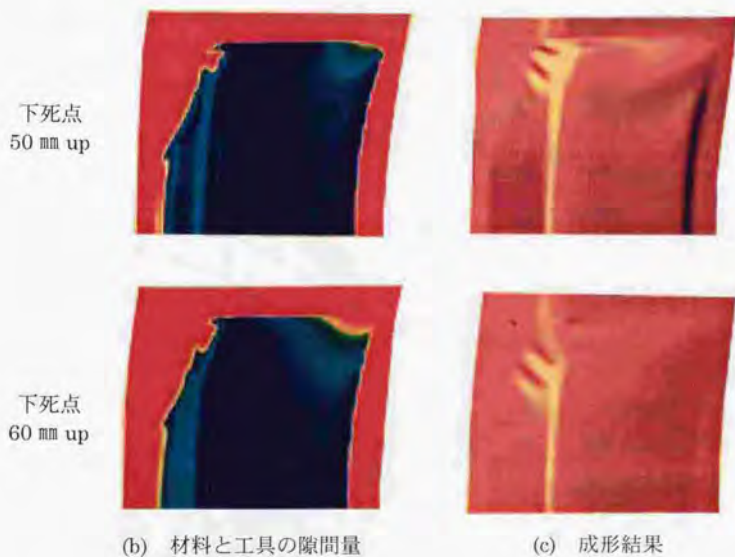
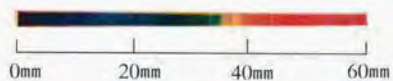


図 9.6 材料と工具の隙間量による成形性評価

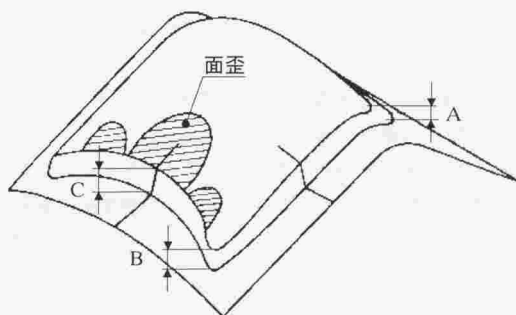
との接触タイミングが違うダイフェース形状に対して最適解を得るために、過去の経験をもとに絞り深さの差 A-B, A-C が異なるモデル設定を行ない、成形シミュレーションにより比較検討を行なった。

9.3.1 絞りビード形状最適化

絞り成形において、成形不具合の発生を回避するために材料への適度な付加張力は必要不可欠である。そのために、ビードの配置及び形状の設定は、金型設計段階での重要な検討項目になっており、成形に必要な最適付加張力に応じて絞りビード形状を定義しなければならない。しかし、実際の絞りビード定義方法は、過去の類似形状部品での成形実験結果等をもとにした経験に頼っている。したがって、トライアル段階において、成形に問題のない部品取得のために絞り形状の変更による調整が必要となり、手作業により試行錯誤を繰り返しながら絞りビード形状を修正しているのが現状である。

本適用事例では、絞り成形解析により、成形不具合を発生させないために必要とされる付加張力の値を求めて、その結果から絞りビード形状の種類を選択することにより、絞りビード垂直引抜き力と材料流入角度の関係から、絞りビード各部の寸法及び成形条件を決める。

図 9.8 は、絞りビード垂直引抜き力が違う成形条件に対して、モデル ③を用いて解



	B mm	C mm	A-B mm	A-C mm
モデル①	20	65	38	7
モデル②	35	65	23	7
モデル③	35	55	23	3

図 9.7 ダイフェース形状の最適化 (トランクリッドアウター)

析を行なった結果である。また、図 9.9 は、絞りビード垂直引抜き力を 200N として解析を行なった結果である。しわの発生を回避するためには、絞りビード垂直引抜き力は 200N 以上必要とすることがわかる。

200N 以上の絞りビード垂直引抜き力を発生させる事ができる絞りビード形状は、前章の絞りビード引抜き力とクリアランス量の関係から、角ビードの一部またはダブルビードとなることがわかる。そこで、実際の成形金型では、絞りビード垂直引抜き力に余裕のあるダブルビードを用いることとする。さらに、図 6.18 に示す絞りビード垂直引抜き力と材料流入角度換算値の関係から、絞りビードポンチ径は $Rp5.5$ mm と仮定すると、ダイ側は材料流入角度換算値 $\phi=48^\circ$ 以上の形状寸法としなければならないことが解析結果より予測できる。

9.3.2 絞り成形形状の最適化

計算から得られた変形形状を画面上に可視化表示するだけでは、成形後の面歪に対して成形性良否判断することは非常に難しい。そこで、バラツキのない明確な成形性判断を行なうために、図 9.6 に示すように成形途中での材料と工具（ポンチ）との隙間を等高線表示することにより、下死点手前 50 mm 付近での材料への工具のなじみ具合から成形性良否判断を行なった。その結果を図 9.10 に示す。これより、モデル③が、成形途中で材料がポンチ上面全体に最も均一に接触しており、面歪の発生要因となる材料余り現象生じないことがわかった。そこで、モデル③の金型形状により、実際に絞り成形を行なった結果、図 9.11 に示すように解析結果と同様な初期品質 OK パネルが取得できた。

このように、ダイフェース形状設計段階で技術者がこれまでの勘や経験をもとに設定していた成形形状に対して、成形シミュレーションを用いて成形性評価を行なうことにより、設計段階で成形不具合を発生させない成形形状を確実に折り込むことができる。その結果、従来、金型製作時に発生していた数十日単位の金型修正作業を最小限に抑えることができた。

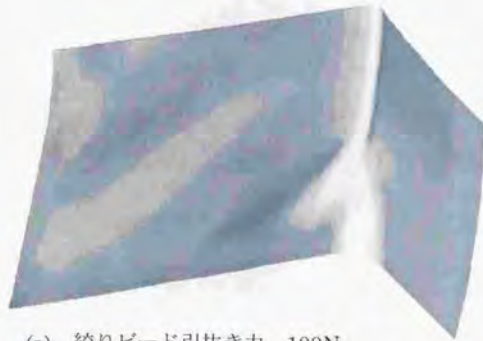
9.4 まとめ

実際の業務の中で弾塑性 FEM による絞り成形解析を行なうために必要となる機能を開発したことにより、弾塑性 FEM のシステム化が実現でき、次のことが可能となった。

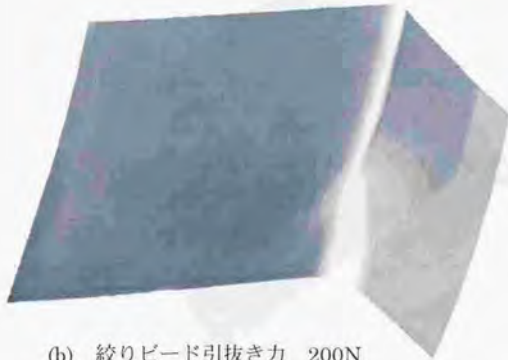
- (1) 絞り成形解析に必要な工具データが、金型加工用データとして実際に使用される成形形状 CAD データから簡単な操作で短時間に作成できるようになった。さらに、計算に必要な境界条件等のデータ準備作業の自動化を図ったことにより、解析作業を行なう上で専門的な知識を持たない金型設計者でも、プレス成形シミ

ュレーション操作ができるようになった。

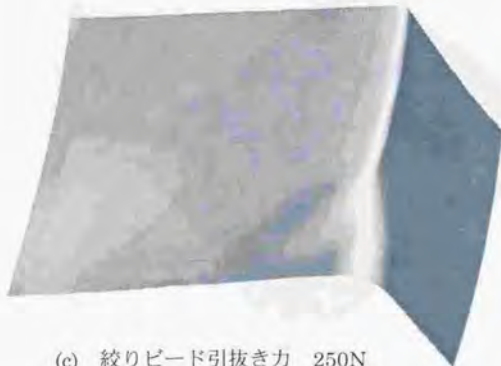
- (2) 弾塑性 FEM 計算に消費される時間を短縮させるために、連立方程式解の計算アルゴリズムのパラレル化を行なった。これにより、計算時間を従来の 1/2 程度に短縮することができた。
- (3) 解析結果から成形過程途中の材料と工具との接触領域の変化を調べることができるようになり、任意のポンチストローク時の材料とポンチ工具との隙間を材料変形形状上に等高線表示できるようにした。これにより、成形過程中的材料とポンチ工具とのなじみ度合の差を相対的に評価することにより、面歪を含めた微小なしわ発生予測も可能となった。
- (4) 実際の新車開発プロセスにおいて、本研究により開発された弾塑性 FEM を用いた計算機トライアルを行なった結果、トライアル段階での成形不具合発生による金型修正・トライアルの繰り返しを削減でき、金型製作期間の短縮を図ることができた。これにより、実際の新車開発プロセスにおいて適用可能なシステムであることが明らかになった。



(a) 絞りビード引抜き力 100N



(b) 絞りビード引抜き力 200N

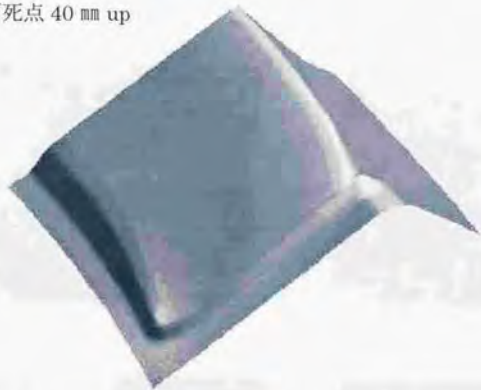


(c) 絞りビード引抜き力 250N

図 9.8 絞りビード引抜き力に対する解析結果比較



(a) 下死点 40 mm up



(b) 下死点 20 mm up



(c) 下死点

図 9.9 絞りビード引抜き力 200N に対する解析結果

モデル ①
(NG)



モデル ②
(NG)



モデル ③
(OK)



(a) 下死点 60 mm up

(b) 下死点 50 mm up

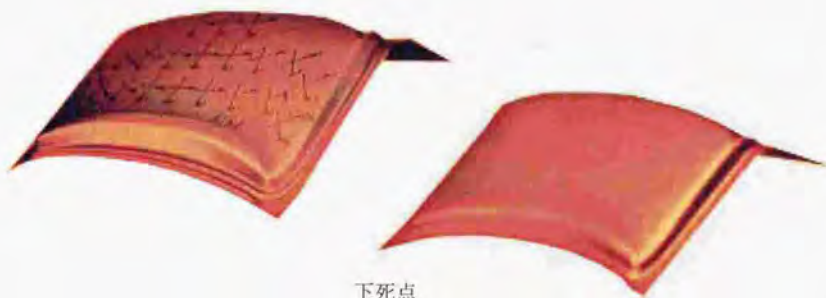
図 9.10 材料と工具の隙間量による成形性評価



下死点 40 mm up



下死点 20 mm up



下死点

(a) 実験結果

(b) 解析結果

図 9.11 変形状比較 (モデル ③)

参考文献

- 9-1) 坂本・氏原・古林：“自動車用パネルの成形性予測と絞りビードの役割”，塑性と加工 30-337 (1989), 206
- 9-2) 須長：“プレス成形シミュレーション”，プレス技術 35-1 (1997), 81
- 9-3) 薄鋼板成形技術研究会：“プレス成形難易ハンドブック”，日刊工業，(1997), 538
- 9-4) 沢田：“プレス金型の工程計画のための CAD/CAE システム”，日産技報，(1992), 39
- 9-5) 伊倉：“プレス成形シミュレーションと CAD/CAM”，プレス技術 35-1 (1997), 50
- 9-6) A. Santos and A. Makinouchi : Comparison of Different Approaches to Describe Tool Geometry in FE Simulation of 3D Stamping Processes, Proc. of Computational Mechanics, (1992), 171
- 9-7) H. Sunaga, M. Kawka and A. Makinouchi : Drawbeads – simulation models and experimental verification in sheet metal forming processes, Proc. of Numiform'98, (1998)

第 10 章

結 論

弾塑性 FEM を用いたプレス成形シミュレーションにより、絞り成形過程に発生するしわ、われ、表面歪等の成形不具合を、実際の新車開発プロセスにおける車体及び金型設計段階にて予測できるようにするためには、従来からの弾塑性 FEM に対して解析精度及び計算の安定性の向上を図ることが必要不可欠である。そこで、本研究では、絞り成形過程を解析するために必要となる境界条件、摩擦条件のモデリングを行ない、弾塑性 FEM (ITAS-3D) に導入した。さらに、弾塑性 FEM (ITAS-3D) に対して CAD とのリンク等の使用環境整備、パラレル化による計算時間短縮、そして、成形評価手法の標準化を行なうことにより、システム化を図った。これにより、設計段階での弾塑性 FEM (ITAS-3D) の適用が可能となり、実際の新車開発プロセスの中に計算機トライアルを実現させることができた。

本研究内容の詳細は全 10 章からなり、各章から得られた結論は以下の通りである。

第 2 章では、新車開発プロセスにおける自動車車体プレス金型の現状とその問題点を解決するために必要とされる技術的課題の把握を行なった。プレス金型製作段階において発生している成形不具合の多くが、絞り成形過程で発生する破断(われ)、しわ、面歪、そして、スプリングバックによる成形不具合であり、設計段階において成形不具合発生を事前に予測できる計算機トライアル実現のためには、弾塑性 FEM が必要不可欠であることがわかった。

弾塑性 FEM 選択のために、実際の自動車車体部品による絞り成形シミュレーションベンチマークテストを行なった結果、解析精度及び計算の安定性から、静的陽解法が有効的な手法であることがわかった。しかし、実際の新車開発プロセスにおいて絞り成形シミュレーションとして適用していくためには、開発課題として、①ブランク投入、ブランクホールド成形時の境界条件モデル、②安定した計算ができる摩擦モデルの導入、③絞りビード引抜き力の明確化、④絞りビード部のモデル化、⑤しわの定量的成形性評価方法の確立、⑥CAD データとのリンク等による操作性向上を行なう必要があることが明らかになった。

第 4 章では、絞り成形過程の中で、最も不安定な成形条件となるブランク投入、ブランクホールド成形過程が、安定的に問題なく解析できるようにパネルセット及びネストモデルを導入した。その結果、複雑な 3 次元曲面を有する絞り成形工具形

状に対しても、ネスト設定位置領域内で安定的に問題なく解析できるようになった。また、プランタホルド後の成形形状に対しても実験とよい一致が得られた。本研究によるパネルセット及びネストモデルが、絞り成形解析に必要な材料拘束条件を決めるための解析の繰り返しをなくし、安定的に解析を行なう上で有効であることがわかった。

第5章では、プレス成形限界に大きな影響を与える工具と材料の接触面に働く摩擦が原因で計算ができなくなる問題を解決するために、摩擦固着状態をすべり速度が非常に小さい疑似固着状態と仮定した摩擦モデルを、 R_{min} 法による陽的に解を求める手法を用いて弾塑性FEM (ITAS-3D) に導入することにより、計算の安定化を図った。これにより、複雑な絞り成形解析においても解の収束性の問題は解消され、安定的に計算することができた。

第6章では、絞り成形過程中の材料に張力を与えて、ダイキャピティ内への材料流入量を制御するために金型に設定される絞りビードに関して、垂直ビード引抜き実験により、クリアランス一定条件でのビード形状の違いがビード引抜き力に与える影響を検討した。角ビードの絞りビード引抜き力は、丸ビードの約2倍であり、ダブルビードの絞りビード引抜き力は、シングルビードの約2.3倍となる。さらに、丸及び角ビード形状を有するシングルビードでは、ビード溝形状及びクリアランスの違いを材料引抜き角度として定義することにより、ビード引抜き力は、材料引抜き角度に対して比例関係を示す。そのため、同じポンチ形状を有する引抜き条件に対するビード引抜き力は、絞りビード引抜き垂直力算出式 (6.1) により算出できる。また、絞りビード引抜き力を算出する方法として、2次元弾塑性FEMを用いた絞りビード引抜き解析による手法を検討した結果、各種絞りビード形状に対して実験結果とよい一致が得られた。

したがって、絞りビード引抜き力の算出は、2次元弾塑性FEMにより絞りビード引抜き垂直力算出式 (6.1) の定数 a 、 b を求めることにより、要求されたビード形状・クリアランス量に対して絞りビード解析をその都度行なうことなく、絞りビード引抜き力を効率的に算出できる。

第7章では、材料が絞りビードに対して垂直方向に移動するのではなく、傾いた方向に移動することがわかった。そこで、材料が絞りビード部を通過する方向と絞りビード引抜き力との関係を、絞りビード引抜き実験及び3次元弾塑性FEMにより明らかにした。材料引抜き方向が絞りビードに対して傾斜している場合、絞りビード引抜き垂直力 F_v だけではなく、絞りビードに対して接線方向にも絞りビード引抜き接線力 F_t が発生する。絞りビード引抜き垂直力 F_v はビード傾斜角度 θ に関係なく、ビード形状及びクリアランス量より決まる。したがって、絞りビード引抜き垂直力 F_v は、ビード傾斜角度 θ に対して独立に、絞りビード引抜き垂直力算出式 (6.1)

により算出できる。絞りビード引抜き接線力 F_1 は、ビード傾斜角度 θ 及び絞りビード引抜き垂直力 F_2 から式(7.4)より算出できる。したがって、任意のビード形状及びビード傾斜角度 θ に対する絞りビード引抜き接線力 F_1 及び絞りビード引抜き垂直力 F_2 は、式(7.4)及び(7.5)によりビード傾斜角度 θ と材料引抜き角度 ϕ から算出できる。

第8章では、3次元弾塑性FEM (ITAS-3D)に絞りビード機能を導入するために、新たな絞りビードモデルを開発した。この絞りビードモデルでは、絞り成形金型3次元形状に設定された絞りビード位置にある材料要素に対して材料流入抵抗力が働く機能を持つ。また、絞りビード引抜き力と材料引抜き量との関係を材料流入抵抗力として定義することができる。したがって、3次元絞り成形解析を活用することにより、成形不具合を発生させないために必要とされる絞りビード引抜き力が、各絞りビード設定位置で明らかにできる。さらに、前章で得られた絞りビード引抜き力と材料流入角度の関係から、実際の絞り成形金型に定義すべき絞りビード形状及び成形条件(絞りビードクリアランス量)が提案できることが明らかになった。

第9章では、実際の業務の中で弾塑性FEMによる絞り成形解析を行なうために必要となる使用環境整備、計算時間の短縮、成形評価方法の標準化を行なった。これにより、絞り成形解析に必要な工具データが、金型加工用データとして実際に使用される成形形状CADデータから簡単な操作で短時間に作成できるようになった。さらに、弾塑性FEM計算に消費される時間を短縮させるために、連立方程式解の計算アルゴリズムに対してパラレル化を行なうことにより、計算時間が従来の1/2程度に短縮することができた。

実際の新車開発プロセスにおいて、本研究により開発された弾塑性FEMを用いた計算機トライアルを行なった結果、トライアル段階での成形不具合発生による金型修正・トライアルの繰り返しを削減され、金型製作期間の短縮を図ることができた。これにより、実際の新車開発プロセスにおいて適用可能なシステムであることが明らかになった。

以上の研究により、トライアル段階において絞り成形過程に発生する破断(われ)、しわ、面歪等の成形不具合を解消することができる弾塑性FEMをベースとした計算機トライアルシステムを構築することができた。

しかし、この計算機トライアルシステムは、プレス金型製作段階において金型修正・トライアルの繰り返しを発生させる大きな要因の一つとなっているスプリングバック現象を予測できるまでには至っていない。そのため、将来の目標であるトライアルレス化、すなわち、金型修正ゼロを実現するためには、本研究により開発された弾塑性FEMをベースに、さらに、スプリングバック予測実用化に向けた技術開発を行なっていくことが必要不可欠であると考えられる。

謝 辞

本研究を遂行するにあたり、終始に渡り格別の御指導を頂いた東京大学生産技術研究所教授中川威雄博士、また、有益な御教授を賜りました東京大学生産技術研究所教授中桐滋博士、東京大学工学部システム量子工学科教授矢川元基博士、同精密機械工学科教授鯉淵興二博士および東京大学生産技術研究所助教授柳本潤博士に対して深く感謝の意を表します。

さらに、本研究を進めるにあたり、研究企画の段階からとりまとめの段階まで、終始、御指導とご支援を頂いた理化学研究所主任研究員牧野内昭武博士に深く感謝致します。

また、本研究の推進のあたって、多大なご協力と有益な討論を頂きました日産自動車技術開発センター CAE グループ、工機技術本部管理部技術開発課、および第三技術部圧型技術課の多くの関係各位に厚く御礼申し上げます。

