

①

金属積層板の塑性変形挙動と成形限界に関する
基礎的研究

1996年

日野 隆太郎

目次

第1章 緒論	1
1.1 はじめに	1
1.2 従来の研究の展望	3
1.2.1 単軸引張における変形挙動と破断	3
1.2.2 二軸応力下の成形限界	3
1.2.3 引張曲げにおける変形挙動と破断限界	5
1.2.4 深絞りにおける成形限界	7
1.3 本研究の目的と本論文の構成	8
第2章 平面応力下における成形限界	10
2.1 緒言	10
2.2 供試材および試験方法	10
2.2.1 供試材	10
2.2.2 試験方法	12
2.2.2(a) 単軸引張り試験および張出し試験	12
2.2.2(b) スクライブドサークル法	12
2.2.2(c) 表面粗さの測定	15
2.3 実験結果	15
2.3.1 材料特性	15
2.3.2 単軸引張試験におけるひずみ分布	20
2.3.3 成形限界線図	20
2.4 成形限界の理論的検討	20
2.4.1 基礎式	23
2.4.2 積層板の拡散くびれ発生条件	23
2.4.3 積層板の局部くびれ発生条件	25
2.4.4 積層板における修正M-K理論	26
2.4.4(a) 板厚不整の発達	26
2.4.4(b) 修正M-K理論の適用	26
2.4.5 多孔質体構成式の導入	29
2.4.6 実験結果と解析結果の比較検討	32
2.4.7 成形限界におよぼす予ひずみの影響	33
2.5 結言	33
第3章 引張曲げ破断限界	35
3.1 緒言	35
3.2 供試材および実験方法	35
3.2.1 供試材	35
3.2.2 実験方法	36
3.3 解析方法	36
3.3.1 応力・ひずみ解析	36

3.3.2	引張曲げ破断荷重	41
3.4	引張曲げ破断限界	42
3.4.1	実験結果	42
3.4.2	実験結果と計算結果の比較検討	45
3.4.3	積層構成の影響について	45
3.5	結言	49
第4章	引張曲げ・曲げ戻しにおける変形挙動	51
4.1	緒言	51
4.2	実験方法	53
4.2.1	供試材	53
4.2.2	実験装置および実験方法	53
4.3	バウシング硬化を考慮した剛塑性有限要素法	54
4.3.1	複合硬化構成式	55
4.3.2	剛塑性有限要素法の定式化	56
4.4	ダイス肩部における引込み抵抗	57
4.4.1	応力・ひずみ解析	57
4.4.2	エネルギー収支と引込み抵抗	57
4.4.3	実験結果と解析結果	58
4.4.4	摩擦せん断応力の検討	61
4.5	引張曲げ・曲げ戻しにおける積層板の板厚変化	64
4.5.1	2層板の板厚変化	64
4.5.2	3層板の板厚変化	69
4.6	結言	70
第5章	深絞り成形限界	71
5.1	緒言	71
5.2	ブランクおよび実験方法	71
5.2.1	ブランク	71
5.2.2	実験方法	73
5.3	深絞り実験結果	74
5.4	FEM解析	74
5.4.1	剛塑性有限要素解析	74
5.4.2	解析結果	76
5.5	考察	76
5.5.1	引張曲げ破断荷重	76
5.5.2	引張曲げ破断荷重と最大パンチ荷重	79
5.5	結言	81
第6章	結論	82
参考文献	86
謝辞	88

第 1 章 緒論

1.1 はじめに

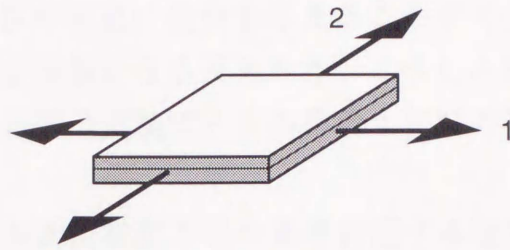
近年、各種工業製品の高機能化、高付加価値化、軽量化、低コスト化などに対する要求が厳しくなるにつれ、従来の単一金属材料では対処することが困難なケースが見られるようになった。こういう要求に応じるため、現在様々な複合材料が使用されており、複合材料のひとつとして、各種の金属系積層板（金属クラッド板）、金属／樹脂系積層板が開発され、その使用も拡大しつつある^{(1),(2),(3)}。

金属積層板は、2種類以上の機械的性質の異なる素板をそれらの特性を生かすように組み合わせることにより、単一材料では得られないすぐれた性質、機能を発揮することができる。金属積層板（クラッド材）そのものは米国で1860年代に製造特許が初めて出願され、1920年代には銀クラッド部品が電気接点材料として使われており、さほど新しいものではない。最近の技術的特徴として特筆すべきことは、各種の金属積層薄板が開発され、それが単一板と同様にプレス加工によって成形される場合が多くなってきたことである。例えば、電磁誘導加熱調理器の容器はフェライト系ステンレス鋼／アルミニウム積層薄板を絞り成形することによって製造されている^{(2),(4)}。また、自動車用バンパーをステンレス鋼／アルミニウム積層板を用いてプレス成形し、50～60%の重量軽減と耐食性の向上を実現させた例なども報告されている⁽⁵⁾。その他にも、化学プラント圧力容器、建材、家電製品など金属積層板のプレス成形品は多く見られる。

板材の代表的なプレス成形としては、張出し成形、曲げ成形、深絞り成形などを挙げることができるが、これらの成形における加工限界の予測に関しては次のような検討課題が挙げられる。

張出し成形（図1-1参照）においては、二軸応力下での比例変形における成形限界（これは通常、成形限界線図 [Forming limit diagram : FLD] によって示される）の予測、つまり局部くびれ条件の検討が重要となる。曲げについては、引張曲げにおける破断限界、あるいは引張曲げ・曲げ戻しにおける変形挙動などの予測が重要な検討課題となる。深絞り成形は、図1-2に示すように上記の曲げの問題と密接な関係がある。深絞り成形限界を知るためには、パンチ肩部における平面ひずみ引張曲げ破断限界、パンチ荷重を左右するダイス肩部における引張曲げ・曲げ戻し抵抗および摩擦抵抗などを総合的に検討する必要がある。

単一板については、このような基本的な問題に関して既に多くの研究が行われている。一方、金属積層板は板厚方向に機械的性質の異なる層をもつため、加工時に単一板ではみられなかった複雑な変形挙動を示すことが指摘されている^{(1),(6),(7),(8),(9)}。そのため、金属積層板のプレス成形における変形挙動や成形限界を予測するに当たっ



二軸引張 (面内ひずみ比 $\beta = \epsilon_2 / \epsilon_1$)

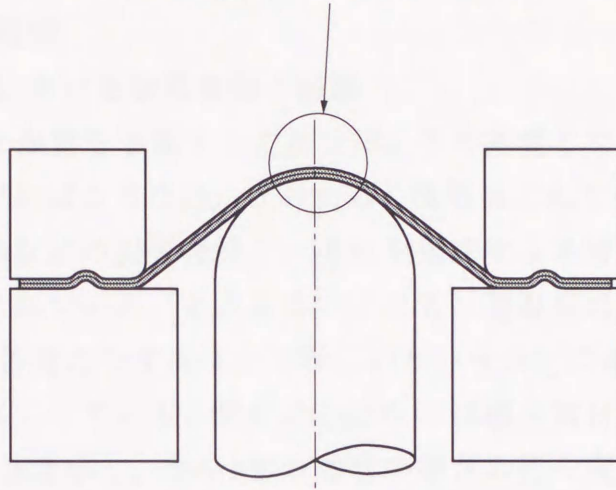
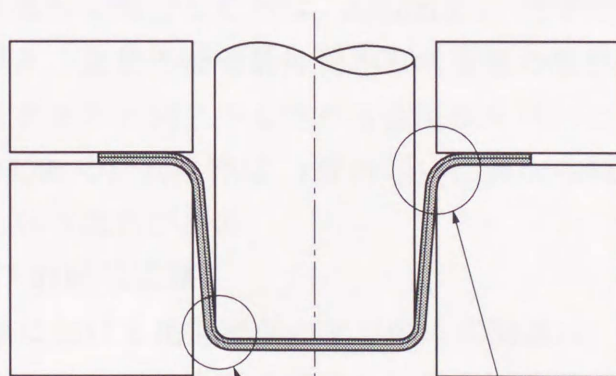


図 1-1 張出し成形における二軸引張変形



引張曲げ破断

引張曲げ・曲げ戻し抵抗
摩擦抵抗
板厚変化

図 1-2 深絞り成形と引張曲げ, および引張曲げ・曲げ戻し変形

て、従来の単一板に関する経験、知見をそのまま当てはめることはできない。もし、積層板を構成する素材の機械的性質と積層構成から積層板自体の変形挙動や成形限界を予測できれば、積層板の製造に指針を与えることができ、プレス加工における材料の選択や工具の設計も容易になるであろう。こうした意味で、積層板の変形特性や破断限界についての基礎的実験データの蓄積と理論の構築は非常に重要な課題である。

以下では、金属積層板の変形挙動と成形限界に関する従来の研究を概観し、問題点を踏まえた上で、本研究の目的ならびに本論文の構成について述べる。

1.2 従来の研究の展望

1.2.1 単軸引張における変形挙動と破断

金属積層板の成形限界を予測するためには、その基礎となる単軸引張特性を正確に把握しておかなければならない。そのため、積層板としての応力-ひずみ曲線や r 値、くびれ発生限界などの引張特性を、それを構成する各層の特性から求めようとする試みが多くなされている。それらはいずれも、積層板の各層間のはく離やずれはないものとして、各層のひずみは全て等しいという仮定に基づいたものであり、いわゆる複合則を基本にしている。例えば山口ら⁽¹⁾は構成素材の機械的性質から積層板の r 値を求める方法を示し、その r 値が各層の厚さの比や変形抵抗の比によって変化の様子を計算によって示した。また、大沢ら⁽¹⁰⁾はZn-Al超塑性合金とアルミニウムを積層した対称積層板の引張特性を実験的に調べるとともに、積層板の拡散くびれ条件を m 値も含む形で示した。さらに、各層の r 値の面内異方性を考慮して積層板の挙動を予測する解析も行っている⁽¹¹⁾。しかしこれらの研究では、局部くびれ発生条件など成形限界予測に直接関係する検討は行われていない。積層板の単軸引張における局部くびれ条件を検討したのは、Semiatinら⁽¹²⁾がはじめてである。彼らはやはり複合則に基づき、素材の機械的性質から積層板の拡散、局部くびれ限界を求めることを試み、ステンレス/アルミニウム積層板を用いた実験結果と比較している。しかし彼らが示したくびれ条件は、 r 値の互いに異なる板を積層した場合には正しく適用できないという欠点がある。

1.2.2 二軸応力下の成形限界

二軸平面応力状態における比例変形の下での成形限界は、板材の成形限界に関する最も基本的な問題である。積層板に関する従来の研究について述べる前に、まず単一板の二軸成形限界についての過去の研究を概観してみよう。

金属薄板の成形限界を理論的に求めようとするとき、しばしばくびれ発生条件(塑性不安定条件)と関連させて議論されるが、このような考え方はSwift⁽¹³⁾によってはじめて示された。彼は、二軸引張を受ける板の材料要素にはたらく力の加工硬化による増加分と板厚減少による減少分が釣り合った時点が不安定限界点であると

した。同じことが同時に Hill⁽¹⁴⁾ によって示されており、今日 Swift-Hill の拡散くびれ条件として知られている。しかしこの条件は板材の成形限界を直接与えるものではない。実際の板材は拡散くびれ発生後もさらに変形を続けた後、ごく狭い領域で板厚くびれ、すなわち局部くびれが生じて破断することが多い。したがって板材の成形限界を論ずるには局部くびれ条件を明らかにする必要がある。面内ひずみ比が負 ($\beta = \varepsilon_2 / \varepsilon_1 < 0$, $\varepsilon_1, \varepsilon_2$: 主ひずみ成分) の場合の局部くびれ条件は同じく Hill⁽¹⁴⁾ によって示された。これは板面内の伸びが0の方向にくびれが生じるという考え方である。これは Hill の局部くびれ条件と呼ばれる。ただし、この条件はその性質上、ひずみ比が正 ($\beta > 0$) の場合には適用できないという問題点があった。

ひずみ比が正 ($\beta > 0$) の場合の局部くびれ条件は Marciniak と Kuczyński⁽¹⁵⁾ によって初めて提案された (M-K 理論)。彼らは板材に何らかの初期不整が存在し、その不均一部に変形が集中してくびれに進展してゆくと考えた。そして、初期不整として板厚不均一を仮定した場合の等二軸引張における局部くびれの発生について、計算結果と実験結果を比較検討している。この考え方は、プレス加工において局部的な板厚くびれが生じて破断するという旧来の知見と合致し、また、二軸引張では変形に伴って表面荒れ (すなわち板厚不整) が進展するという実験事実⁽¹⁶⁾ とも一致する。そのため、これ以後ひずみ比が負 ($\beta < 0$) の場合は Hill の局部くびれ条件、ひずみ比が正 ($\beta > 0$) の場合は M-K 理論を用いて FLD を求めるという方法が使われるようになった。しかし、M-K 理論には成形限界を等二軸引張側で過大に、平面ひずみ側で過小に評価するという欠点がある。また、初期状態から何らかの板厚不整を仮定するという点も不自然である。

一方、Stören と Rice⁽¹⁷⁾ は M-K 理論とは全く異なる局部くびれ条件を提案した (S-R 理論)。これは材料要素のごく細い帯状領域への塑性変形の集中 (局部分岐発生) をもって成形限界とするものである。このとき、帯状領域の内部と外部における速度不連続が存在する条件が局部くびれ条件となるとしている。この理論の優れた点は、ひずみ比が正から負の全領域について成形限界が求められることである。ただし、この条件では構成式として Mises 材のひずみ増分理論を用いると適正な解が求められないという問題点がある。そのため、彼らは全ひずみ理論の増分表示を採用して計算を行っている。

以上の研究によって、現在に至るまでの二軸平面応力状態における比例変形の下での成形限界の理論的検討の枠組みは完成されたと言える。これ以後、これらの枠組みの中で様々な検討、改良が行われている。例えば、M-K 理論に関しては、Tadros と Mellor⁽¹⁸⁾ がひとつの修正案 (修正 M-K 理論) を示した。彼らは、未変形の板に板厚不整が存在するという考えにくいとして、拡散くびれ発生時点から M-K 理論を適用した。これによって平面ひずみ近傍における成形限界の過小評価は改善

された。また、等二軸引張側での成形限界過大評価を抑えるため、板厚不整にひずみ比依存性をもたせることも提案している。Needlemanら⁽¹⁹⁾は、ポイド成長の効果を考慮したGurson⁽²⁰⁾の構成式をM-K理論に適用することを試みている。S-R理論に関しては、例えば後藤⁽²¹⁾が独自に提案した構成式を用いて、S-R理論の枠組みの中でFLDの検討を行っている。これらの他にも多くの研究があるが、それらについて詳述することは避ける。

では次に金属積層板の二軸平面応力状態における成形限界についての研究を見てみよう。金属積層板のFLDに関する研究は非常に少ない。Weinmannら⁽²²⁾は、深絞り用鋼板にアルミニウムを蒸着させた積層板の球頭パンチ張出しを行い、FLDを得ている。しかし、これはアルミニウム蒸着の効果を実験的に調べただけで、FLDの理論的予測までは踏み込んでいない。金属積層板のFLDを素材の機械的性質から解析的に求めようとした研究としては、Semiatinら⁽²³⁾の研究が代表的であろう。彼らは比例変形かつ接合界面はく離は生じないという仮定の下で、面内ひずみ比が負の領域 ($\beta < 0$) についてはHillの局部くびれ条件、面内ひずみ比が正の領域 ($\beta > 0$) についてはSwift-Hillの拡散くびれ条件に基づいて積層板のくびれ条件を提示し、ステンレス/アルミニウム積層板の成形限界について検討している。しかし、このような従来の研究にはいくつかの問題点が残されている。Semiatinら⁽²³⁾の積層板のくびれ条件は、先の単軸引張のくびれ条件⁽¹²⁾と同様に、 r 値の互いに異なる板を積層した場合には正しく適用できない。また、一般に板材はひずみ比が正の領域でも拡散くびれではなく局部くびれによって破断するが、積層板に関してひずみ比が正の場合の局部くびれ条件を取りあげた例は全く見られない。さらに、金属積層板は圧延によって接合されることが多いが、この圧延のときの予ひずみが積層板の成形限界に及ぼす影響についても全く検討されていない。

1.2.3 引張曲げにおける変形挙動と破断限界

引張曲げ、あるいは引張曲げ・曲げ戻しは、板材のプレス成形において、パンチやダイスの肩部およびビード部などで頻繁に見られる変形である。一般にこのような変形は大きな板厚減少をもたらす、その結果として曲げ部で破断が生じることも多い。とりわけ、板厚方向に機械的性質の異なる層をもつ金属積層板は、板厚方向にひずみ分布をもつこれらの変形において単一板とは異なった複雑な挙動を示すと考えられる。例えば劉ら⁽²⁴⁾は、ステンレス/アルミニウム2層板およびSPCC/アルミニウム2層板のU曲げの有限要素解析を行い、パンチ肩部における引張曲げ破断荷重とダイス肩部における引張曲げ・曲げ戻し抵抗の双方が積層板の表裏の入れ替えによって変化すると述べている。以上のようなことから、金属積層板の引張曲げ、あるいは引張曲げ・曲げ戻しにおける破断限界や変形挙動を把握することは重要な課題である。具体的な検討課題としては、引張曲げにおける破断限界、引張曲

げ・曲げ戻しにおける板厚変化，引張曲げ・曲げ戻し抵抗などが挙げられる．以下では，これらに関する従来の研究を見てみよう．

引張曲げにおけるくびれの発生については，Triantafyllidis ら⁽²⁵⁾，および McClintock ら⁽²⁶⁾の単一板に関する研究が見られる．しかし，これらは張力一定の曲げにおいて曲率を増加させたときの分岐発生を論じたものであり，深絞りにおけるパンチ肩部での破断のような曲率一定の下で張力が増加して破断する場合とは変形モードが異なる．実際のプレス成形における引張曲げ破断限界を検討するには，むしろ後者のような変形モードについて調べる必要があると思われる．これに関しては，わずかに臼田ら⁽²⁷⁾が単一板の引張曲げ破断耐力の理論的考察を行った例が見られる程度である．彼らは，等方性材料および平面ひずみ変形の仮定の下で，全ひずみ理論によって単一板の均等引張曲げにおける張力と伸びの関係を求めた．その結果，曲げ半径が小さいほど，また材料の n 値が小さいほど引張曲げ破断耐力が低くなるということが示された．一方，積層板に関しては，劉ら⁽²⁴⁾がステンレス／アルミニウム2層板などについてU曲げの有限要素解析を行い，ステンレスがパンチに接する場合とアルミニウムがパンチに接する場合とでは，パンチ肩部における引張曲げ破断荷重が異なるという結果を示している．しかし，そのような現象が起こる理由についての明快な説明はなされていないし，積層板の引張曲げ破断基準についても検討されていない．また，このような現象について実験的に検証した例もないようである．

次に，積層板の引張曲げ，あるいは引張曲げ・曲げ戻しにおける板厚変化についてであるが，この問題に関しては既に多くの研究がなされている．積層板の引張曲げについては，全ひずみ理論を用いた齊藤⁽²⁸⁾の解析，Verguts ら⁽²⁹⁾，Majlessi ら⁽³⁰⁾，吉田ら^{(31)・(32)}の増分理論による解析がある．これらはいずれも平面ひずみ均等曲げの解析であり，それぞれの解析結果の間に目立った違いはない．すなわち，2層積層板では，変形抵抗の小さい層を曲げの内側（圧縮側）とした場合には板厚が増加し，反対に板の表裏を入れ替えて変形抵抗の大きな層を曲げの内側にすると板厚は減少する．また，いずれの場合も引張力が増加するとともに板厚は減少する．このような板厚変化挙動は，中立軸の位置によって説明できる．この傾向は，銅／鋼2層積層板を用いた引張曲げ実験によっても確認されている⁽³²⁾．積層板の引張曲げ・曲げ戻しにおける板厚変化については，吉田ら⁽³³⁾の研究が代表的である．彼らは引張曲げ解析手法⁽³¹⁾を発展させて，応力反転時のバウシング効果をも考慮した形で2層および3層積層板の均等引張曲げ・曲げ戻しの解析を行った．その結果，2層積層板では，張力がある程度低い場合に次のような興味深い現象が見られた．すなわち，変形抵抗の小さい層を曲げの内側にすると曲げにおいて板厚が増加した後，曲げ戻しにおいて板厚が減少する．逆に変形抵抗の大きな層を曲げの内側にすると曲

げにおいて板厚が一旦減少した後、曲げ戻しにおいて板厚が増加する。ただし、この現象についての実験的検証は行われていない。

ところで、上記の解析的、実験的研究はすべて均等曲げを仮定したものであり、実際に板材が引張曲げ・曲げ戻しを受けながらダイス肩部などを通過する際にどのような板厚変化が生じるかについては触れられていない。この問題については、単一板に関して、Brekelmanら⁽³⁴⁾、井原ら⁽³⁵⁾、桑原ら⁽³⁶⁾の研究が見られるものの、積層板に関しては全く検討されていないようである。

板材がダイス肩部に沿って引込まれるときの抵抗力を知ることは、板成形の際の加工力、例えば深絞りにおけるパンチ荷重などを予測する上で重要な問題である。このときの抵抗力は、板の引張曲げ・曲げ戻し変形に起因するものと、板とダイス表面との間の摺動摩擦力に起因するものがある。しかし、積層板についてのこの問題に関する研究は、ほとんど行われていないのが現状である。これに関しては、わずかに劉ら⁽²⁴⁾がステンレス／アルミニウム2層板などについてU曲げの有限要素解析を行い、ステンレスがダイスに接する場合とアルミニウムがダイスに接する場合とではダイス肩部における引張曲げ・曲げ戻し抵抗が異なるという解析結果を示しているにすぎない。また、こうした塑性変形を受ける板とダイス表面との間の摺動摩擦についての研究はほとんど見られない。

1.2.4 深絞りにおける成形限界

最後に、積層板の実加工に関する研究の例として、2層積層板の深絞り性についての従来の研究を概観してみよう。これに関しては、Hawkinsら⁽³⁷⁾による銅／軟銅積層板の実験をはじめ、これまでに多くの研究が行われている。平岩ら^{(38)・(39)・(40)}は、アルミニウム軟質材（Al-O材）、硬質材（Al-H材）、黄銅板を接着積層した2層および3層板について、円筒および角筒深絞りに関する詳細な検討を行っている。これによると、例えば厚さ0.4mmのAl-O材と同じく厚さ0.4mmのAl-H材を組み合わせた2層積層板の平頭パンチ円筒深絞りを行った場合、Al-O材をカップの外側にした積層板の限界絞り比は、各素材単体の限界絞り比のいずれよりも高くなる。逆に、積層板の表裏を入れ替えてAl-H材をカップの外側にした積層板の限界絞り比は、各素材単体の限界絞り比のいずれよりも低くなる。また、このような積層板の限界絞り比の挙動は、積層比やパンチ形状によって変化することが明らかにされている。また、大森ら⁽⁴¹⁾は、 r 値の異なる材料を組み合わせた2層板では、高 r 値をカップの外側にすると限界絞り比が向上すると述べている。森ら^{(42)・(43)}は、ステンレス／アルミニウム積層板の円筒深絞り実験において、アルミニウムをカップの外側にするとその逆の場合よりも限界絞り比が高くなることを示し、両者の差はパンチ肩半径が小さいほど大きくなることを明らかにした。Yamaguchiら⁽⁴⁴⁾は、アルミニウム／SPCC積層板などの円筒深絞りを剛塑性有限要素法によって解析し、アルミニウムを

カップの外側にするとその逆の場合よりも限界絞り比が高くなることを示した。また、Yoshidaら⁽⁴⁵⁾は、銅／鋼積層板の円筒深絞り実験と対応する剛塑性有限要素解析を行い、銅をカップの外側にするとその逆の場合よりも限界絞り比が高くなると述べている。

上記の積層板の深絞りに関する研究結果の全てに共通している特徴は、強／弱2層から成る積層板の円筒深絞りでは、弱い層をカップの外側にした方が、強い層をカップの外側にしたときよりも限界絞り比が高くなるということである。しかし、そうなる原因については、Yoshidaら⁽⁴⁵⁾が積層板の表裏入れ替えによってパンチ肩部における引張曲げ破断強度が変化することを挙げているのに対し、Yamaguchiら⁽⁴⁴⁾は、最大パンチ荷重が板の表裏入れ替えによって変化することの影響が大きいと指摘しており、統一した見解は得られていないようである。

ところで、容易に推察されるように、この深絞りの問題は先に述べた積層板の引張曲げにおける板厚変化、引張曲げ破断限界、および引張曲げ・曲げ戻し抵抗の問題と密接な関係がある。すなわち、前二者はパンチ肩部における破断強さを評価する上で重要であり、後者は最大パンチ荷重を決定するひとつの因子となる。しかし、これら三つの問題のうち、十分に検討が行われていると言えるのは引張曲げにおける板厚変化についてだけであり、他の二つについては未知の部分が多い。このような基礎的な問題についての解明が不十分なままであるため、2層積層板の表裏入れ替えによって深絞り性の違いが生じる原因についても明快な説明ができていないというのが現状である。

1.3 本研究の目的と本論文の構成

前節1.2で、これまでに行われてきた金属積層板の変形挙動と成形性に関する研究を展望してきた結果、明らかになった問題点は次のようなものである。

- (1) 金属積層板の二軸（平面）応力下の局部くびれ条件、すなわち成形限界は理論的にも実験的にも十分に明らかにされていない。特に、面内ひずみ比が正の領域における積層板の局部くびれ条件は全く検討されていない。また、積層板接合時の予ひずみが積層板の成形限界に及ぼす影響もよくわかっていない。
- (2) 積層板の引張曲げにおける破断基準については、理論的にも実験的にも全く明らかにされていない。
- (3) 積層板が引張曲げ・曲げ戻しを受けながらダイス肩部などに沿って引込まれるときの板厚変化挙動、およびそのときの抵抗力については未知の部分が多い。
- (4) 金属積層板の深絞り成形限界（限界絞り比）に及ぼす構成素材の機械的性質とその組み合わせの影響については未知の点が多い。とりわけ、強／弱2層から成る積層板の深絞りにおいて、弱い層をカップの外側にした方が、その逆の場合よりも限界絞り比が高くなる現象については明快な説明がなされていない。

上記のような問題点を明らかにするのが本研究の目的である。本論文の構成は以下のようになっている。

本論文は6章から成っており、第1章は緒論である。

第2章では、構成素材の機械的性質と積層比が与えられたとき、理論的に積層板の成形限界を求めることを目的としている。すなわち、面内ひずみ比が正、負の両領域について積層板の局部くびれ条件を理論的に導いている。また、この局部くびれ条件による計算結果を、ステンレス／アルミニウム積層板とその構成素材を用いた実験結果と比較検討している。

第3章では、積層板の引張曲げ破断基準を提示し、引張曲げ破断限界荷重を解析的に求めている。また、ステンレス／アルミニウム積層板を用いた引張曲げ破断実験を行い、提案した引張曲げ破断基準の妥当性を検証している。

第4章では、ステンレス／アルミニウム積層板を用いた実験と、対応する剛塑性有限要素解析によって、積層板がダイス肩部に沿って引込まれながら引張曲げ・曲げ戻しを受けるときの板厚変化挙動を明らかにしている。また、積層板がダイス肩部を通過する際の抵抗を、引張曲げ・曲げ戻し塑性変形による抵抗と、ダイスとの摩擦による抵抗に分けて検討している。その結果、塑性変形を受けながら摺動する板の摩擦挙動を新たに明らかにしている。

第5章では、第3章、第4章での検討結果を踏まえ、金属積層板の深絞り成形限界（限界絞り比）に及ぼす構成素材の機械的性質とその組み合わせの影響について検討している。とりわけ、強／弱2層から成る積層板の深絞りにおいて、弱い層をカップの外側にした方が、その逆の場合よりも限界絞り比が高くなる現象について検討し、その原因を明らかにしている。

第6章では、結論を述べている。

第2章 平面応力下における成形限界

2.1 緒言

金属積層板を構成する素材の機械的性質と積層比から積層板自体の変形挙動や成形性が予測できれば、積層板の開発やそのプレス成形条件の決定に指針を与えることができ、その意義は大きい。

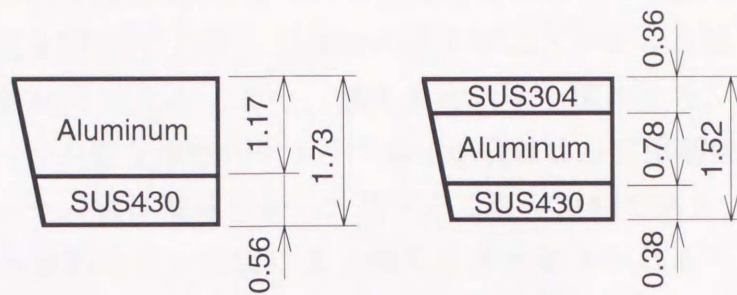
本章では、最も基本的な二軸応力下の成形限界（これは、いわゆる成形限界線図 [FLD: Forming Limit Diagram] で示されることが多い）について検討する。ここでは、各層間の接合は強固で、くびれ発生に先行する層間はく離^{(46),(47)}はないものとしている。これについては、Semiatinら⁽²³⁾の研究が代表的である。彼らは、比例変形ひずみ比 $\beta (= \epsilon_2 / \epsilon_1)$ が負($\beta < 0$)の領域についてはHill⁽¹⁴⁾の局部くびれ条件、ひずみ比が正($\beta > 0$)の領域についてはSwift⁽¹³⁾-Hill⁽¹⁴⁾の拡散くびれ条件を基礎にして、ステンレス/アルミニウム積層板の成形限界について検討している。しかし、彼らの研究に代表される従来の研究では次のような問題点が残されている。ひずみ比が正($\beta > 0$)の領域における薄板の破断は、 $\beta < 0$ の場合と同様に、一般には拡散くびれではなく局部くびれによることはよく知られているが、積層板についてこれを取り扱った例はみられない。また、金属積層板は冷間（または温間）圧延圧接により製造されるのが普通であるが、この圧接時の予ひずみが成形性におよぼす影響については検討されていない。

本研究では、まずはじめに圧延圧接により製造されたステンレス/アルミニウム積層板とその構成素材について、ひずみ比が正および負の広い範囲にわたる局部くびれ発生限界ひずみを実験により求め、成形限界線図 (FLD) を得た。また、板厚異方性を持つ構成素材より成る金属積層板の成形限界を理論的に導いた。ここでは、 $\beta \leq 0$ の場合にはHill⁽¹⁴⁾の局部くびれ条件を基礎としている。 $\beta > 0$ の場合には拡散くびれ時点においてわずかな板厚不整が出現し、それが成長して局部くびれに至るといいういわゆる修正M-K (Marciniak-Kuczynski)理論^{(15),(18)}の考え方を基礎として、新たにくびれ部におけるボイド成長を考慮している。これらの局部くびれ発生条件による理論的予測値と実験結果との比較検討を行った。また、積層板の成形限界におよぼす圧延圧接時の予ひずみの影響についても考察を加えた。

2.2 供試材および試験方法

2.2.1 供試材

本研究で用いた供試材は、アルミニウム(A1100)/SUS430ステンレス鋼から成る2層板とSUS304ステンレス鋼/アルミニウム(A1100)/SUS430ステンレス鋼から成る3層板、およびそれらの構成素材の単一板である。積層板の積層構成を図2-1に示



(a) 2層積層板

(b) 3層積層板

図2-1 実験に用いた2層および3層積層板の積層構成(単位 mm)

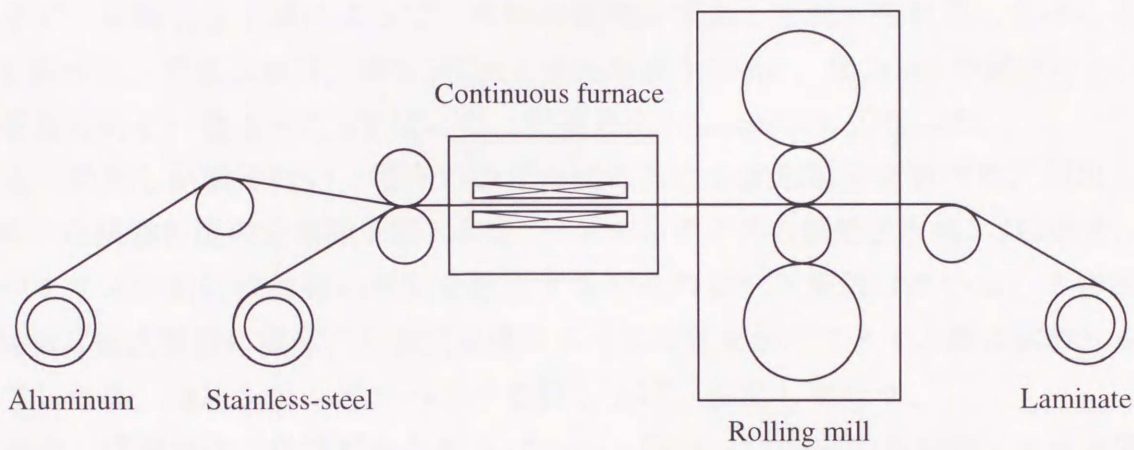


図2-2 ステンレス/アルミニウム積層板製造過程概略図

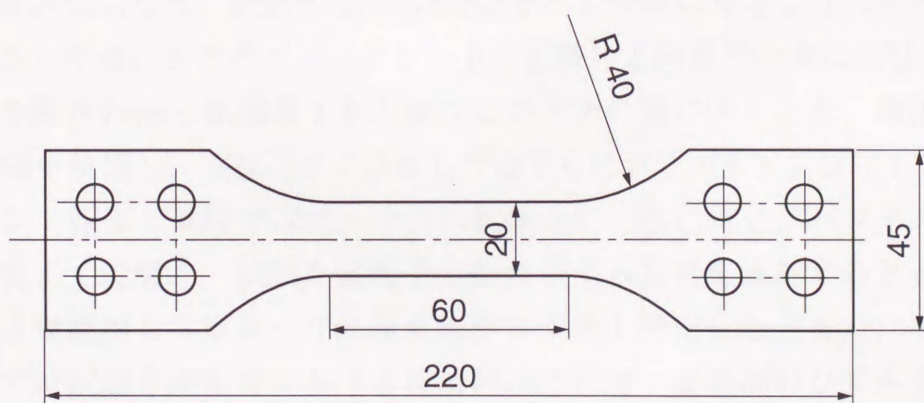


図2-3 単軸引張試験片

す。これらの積層板は温度400℃における圧延圧接によって製造されている。積層板製造過程の概略図を図2-2に示す。圧接時の圧下率はステンレス層で約12~14%、アルミニウム層で約40%である。また、構成素材の単一板のうち、ステンレス鋼板は積層板のアルミニウム層を水酸化ナトリウム水溶液によって溶解除去することによって得た。アルミニウム板は積層板から分離することが困難であり、また、400℃における圧延予ひずみは再結晶・回復により消失すると考えられるため、圧接前の素板を使用した。

2.2.2 試験方法

2.2.2(a) 単軸引張り試験および張出し試験

供試材の二軸平面応力状態での成形限界を求めるため、単軸引張り試験および球頭パンチ⁽⁴⁸⁾／平頭パンチ張出し試験⁽¹⁵⁾を行った。

まず、単軸引張り試験によって、材料の機械的性質と単軸引張り状態における成形限界を調べた。引張り試験は、図2-3に示す平行部長さ60mm、幅20mmの試験片(引張軸と圧延方向を一致させた)を用いて、引張速度10mm/minで行なった。

次に張出し試験を行い、種々のひずみ比における成形限界を調べた。張出し試験に用いた試験装置の全体図を図2-4に、パンチとダイスの概略図を図2-5に示す。ダイスのフランジ部には材料の流入を防止するためのビードを設けている。この試験機を100t万能試験機に載せ、万能試験機によって荷重をかけてダイス間に試験片をクランプした後、油圧シリンダでパンチを押し上げ、張出しを行う。

張出し試験では、供試材から長さ170mm、幅85~170mmの矩形板(圧延方向と長手方向が一致)を切り出し、試験片とした。このように試験片の幅を変えることによって様々なひずみ比を実現することができる。図2-6に試験片幅と面内ひずみ比の関係を模式的に示した。試験片はSUS430層がパンチ側になるようにセットし、平頭パンチ張出しでは、ドライビングシート(試験片と同型で中央に直径30~40mmの円孔をもつ厚さ1mmの軟鋼板)を試験片とパンチの間に挿入した。潤滑剤は高粘度潤滑油#660を使用し、平頭パンチ張出しではさらにポリエチレンシートも併用した。

球頭パンチ張出し試験では同一寸法の試験片4~5枚に対し、パンチストロークを少しずつ変えて実験し、試験片破断予定部のひずみ発達を追跡するとともに、くびれ発生を目視観察して局部くびれ発生限界ひずみを同定した。また、平頭パンチ張出し試験では試験片破断時における破断部以外の均一変形部のひずみを局部くびれ発生限界ひずみとみなした。

2.2.2(b) スクライブドサークル法

本実験では面内2方向の主ひずみを測定する必要がある。そこで、ひずみは初期直径6.35mmのスクライブドサークルによって測定した。これは、試験片の表面に予め図2-7のような小円のパターンを描いておき、試験片の変形に伴う小円の変形を測

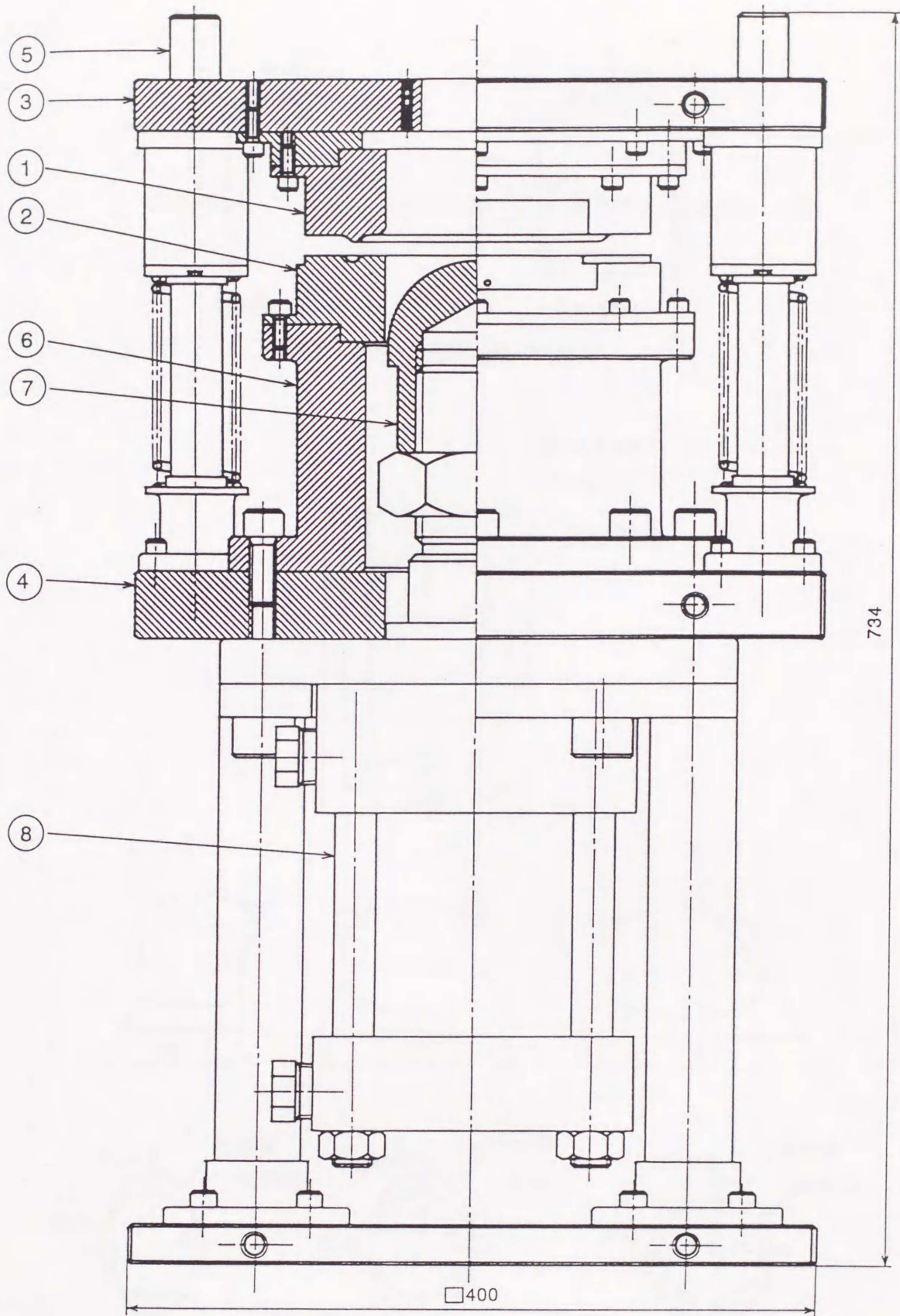


図2-4 張出し試験機全体図

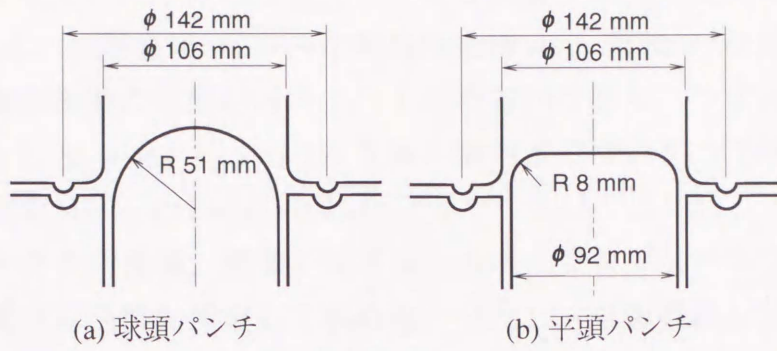


図2-5 張出し試験装置の概略図

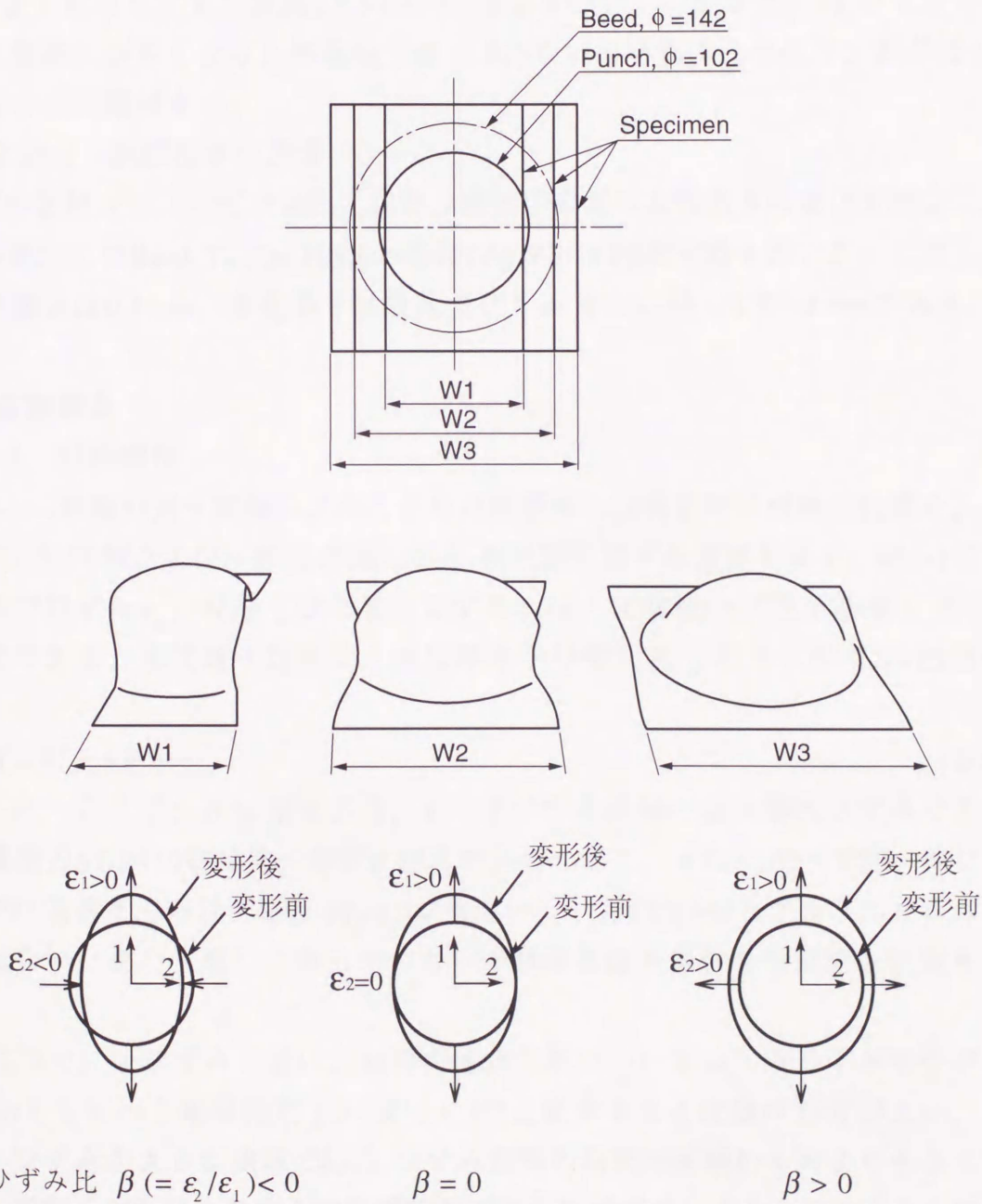


図2-6 球頭張出し試験における試験片幅と面内ひずみ比の関係

定することによって面内2方向の塑性ひずみを測定する方法である。すなわち、図2-8に示すように、初期直径 d_0 の円が変形後長軸 d_1 、短軸 d_2 の楕円になると、この長軸と短軸の方向が面内主ひずみの方向であり、ひずみの値はそれぞれ $\varepsilon_1 = \ln(d_1 / d_0)$ 、 $\varepsilon_2 = \ln(d_2 / d_0)$ となる。面内主ひずみのうち大きい方を Major strain(ε_1)、他方を Minor strain(ε_2)とした。

変形後のサークルの長軸、短軸の長さは、3次元プロファイルプロジェクターによって各軸の端点の座標を測定して求めた。ただし、球頭張出し試験の場合、測定された長短軸の長さは試験片の曲面に沿った軸の実長ではなく、その投影長さである。張出された試験片の表面の曲率半径を r 、長短軸の実長を l とすると、投影長さ s を測定することによる誤差 $[(l-s)/l]$ は図2-9のようになる⁽⁴⁹⁾。 r/l が大きくなると誤差は急激に小さくなる。本実験では r/l 約5ないしそれ以上であり、誤差は1%以下となるので問題はない。

2.2.2(c) 表面粗さの測定

一部の試験片については張出しに伴う破断予定部の表面粗さの変化も測定した。表面粗さ測定にはRank Taylor Hobson社製TALYSURF6測定器を用いた。ただし、カットオフ波長は0.8mm、測定長さは最大主ひずみ方向に沿って3~4mmである。

2.3 実験結果

2.3.1 材料特性

表2-1に単軸引張り試験によって求めた積層板の構成素材の機械的性質を、また、図2-10に圧接前および圧接後の相当応力-相当塑性ひずみ曲線を示す。表2-1に示した均一伸びひずみ ε_u 、局部くびれ発生ひずみ ε_L は、圧接後の状態を基準(ゼロ)としたものである。加工硬化特性は、圧接時の予ひずみ $\bar{\varepsilon}_0$ を取り入れてSwift型の硬化則：

$$\bar{\sigma} = K(\bar{\varepsilon}_0 + \bar{\varepsilon})^n \quad (2-1)$$

で表した。ここで、 $\bar{\sigma}$ は相当応力、 $\bar{\varepsilon}$ は予ひずみ以降の相当塑性ひずみである。

圧接後のSUS430材は均一伸び ε_u がきわめて小さく、それに比べて均一伸び以降局部くびれ限界までのひずみ量 ($\varepsilon_L - \varepsilon_u$) が大きい。一方SUS304とアルミニウムは均一伸びが大きい。また、表には示していないが積層板は各素材の中間的な性質を示している。

ところで、予ひずみを受けた材料の硬化特性については、予ひずみを受けた時点で $\bar{\varepsilon}_0 = 0$ としてべき乗硬化則 $[\bar{\sigma} = K'\bar{\varepsilon}^n]$ で近似することは避けた方がよい。こうすると、ひずみが大きな領域で応力-ひずみ曲線の勾配が実際のものより小さくなり、拡散・局部くびれ発生ひずみの計算結果が過小に評価されることになるからである。とりわけ、予ひずみが成形性におよぼす影響を議論するうえではSwift型の硬化則が

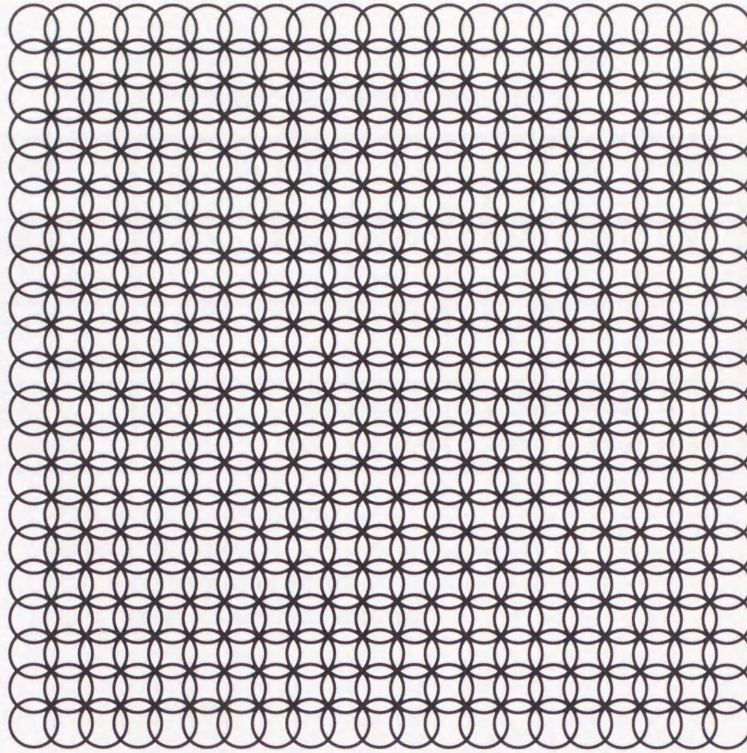


図2-7 スクライブドサークルパターン

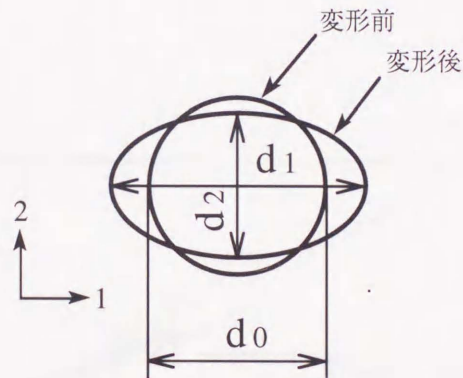


図2-8 スクライブドサークルの変形

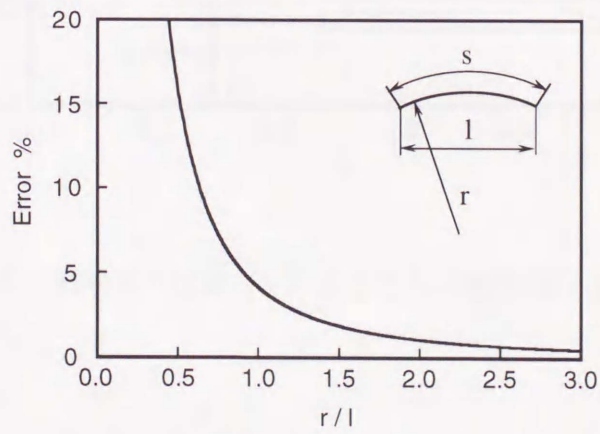


図2-9 曲面上の曲線の投影長さを測定することによる誤差

表2-1 積層板の構成素材の機械的性質

Specimen	$\bar{\epsilon}_0$ *1	K(MPa) *2	n *2	ϵ_u *3	ϵ_L *4	r-value
SUS430 in Two-ply laminate	0.151	876	0.220	0.044	0.311	0.80
SUS430 in Three-ply laminate	0.167	903	0.231	0.044	0.280	1.14
SUS304	0.140	1333	0.431	0.278	0.466	0.71
Aluminum	0.000	166	0.198	0.195	0.390	0.81

- *1 $\bar{\epsilon}_0$: Prestrain given by rolling.
- *2 K, n : Material constants.
- *3 ϵ_u : Uniform elongation strain.
- *4 ϵ_L : Limit strain at localized necking.

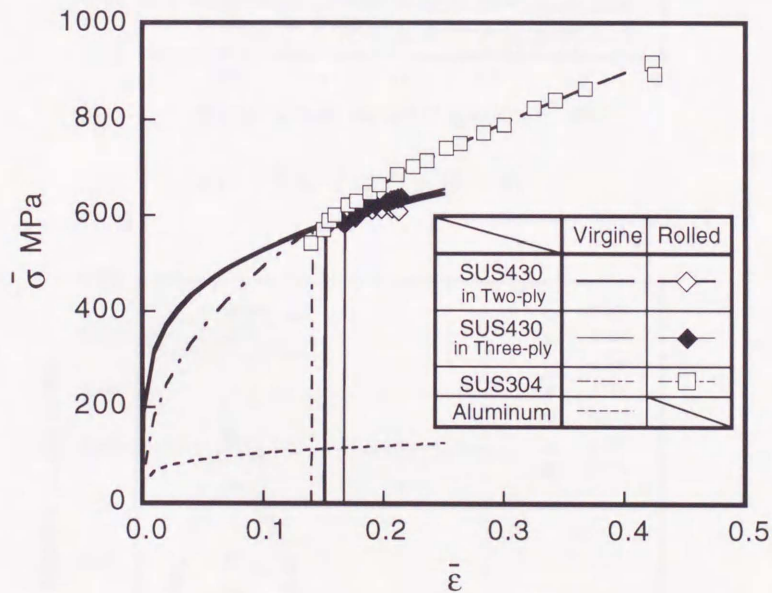
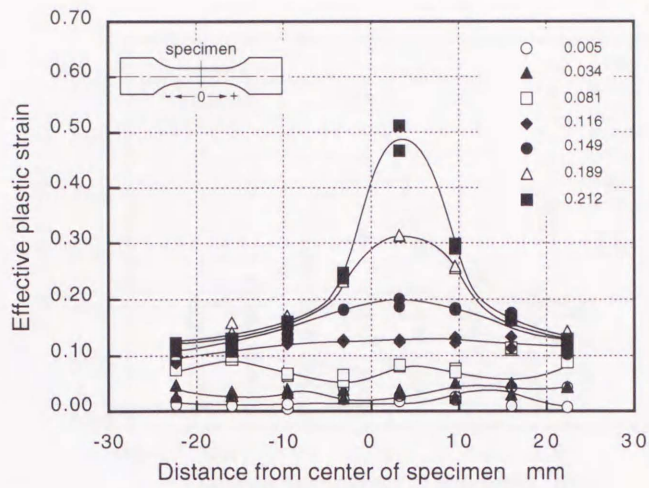
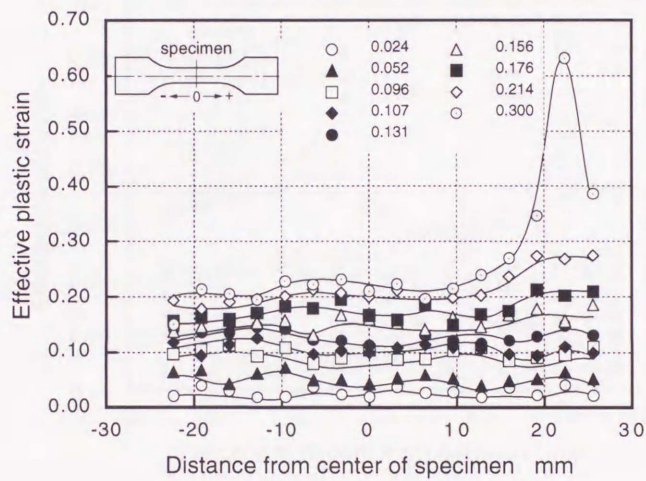


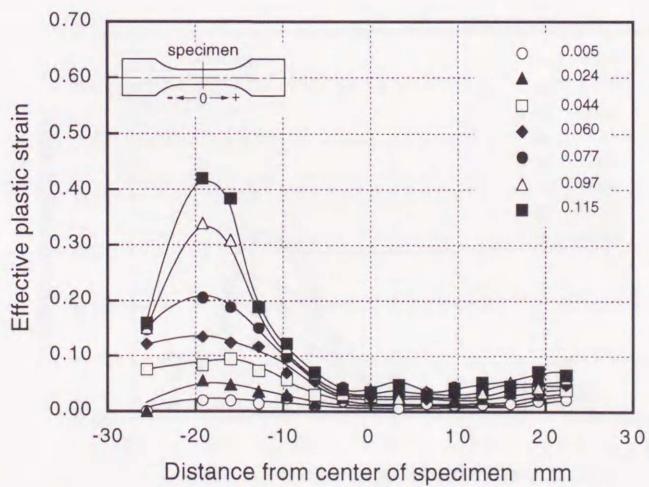
図2-10 積層板の構成素材の相当応力-相当塑性ひずみ曲線



(a) SUS430/アルミニウム2層板

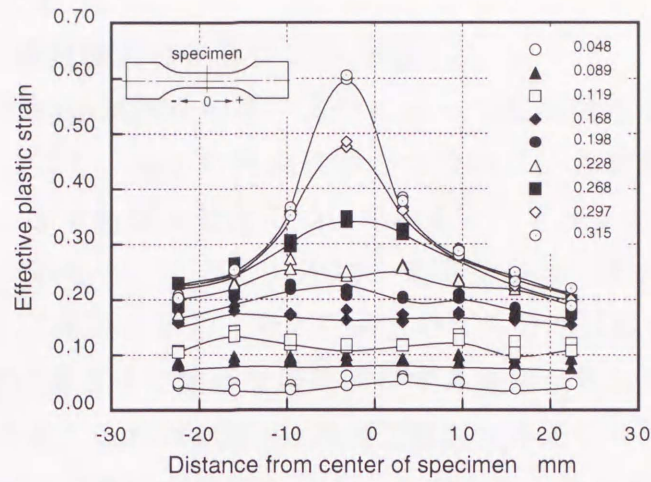


(b) アルミニウム単一板

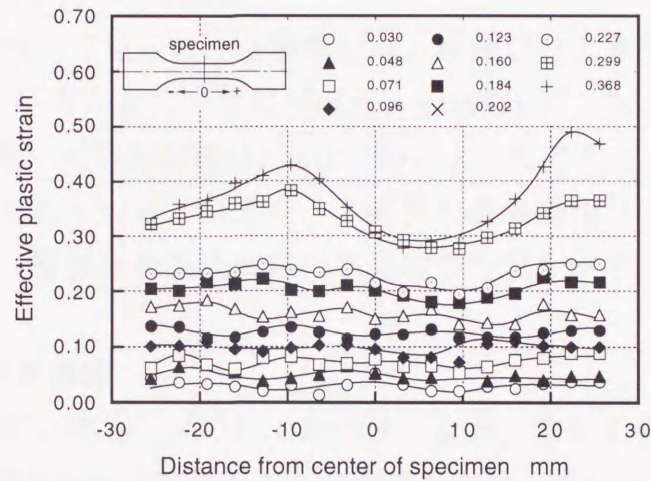


(c) 2層板から分離したSUS430単一板

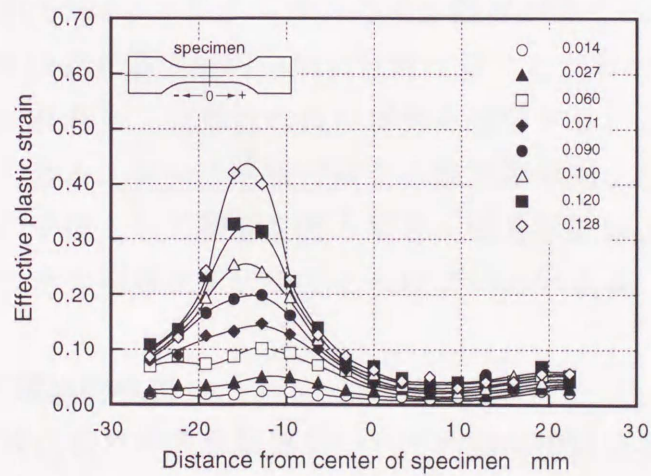
図2-11 単軸引張試験片の相当塑性ひずみ分布
(凡例に付した数値は、各変形段階における全伸びひずみの値)



(d) SUS430/アルミニウム/SUS304 3層板



(e) 3層板から分離したSUS304単一板



(f) 3層板から分離したSUS430単一板

図2-11 単軸引張試験片の相当塑性ひずみ分布
(凡例に付した数値は、各変形段階における全伸びひずみの値)

適しているといえよう。

2.3.2 単軸引張試験におけるひずみ分布

図2-11は、単軸引張試験片の長手方向に沿った相当塑性ひずみ分布の変化を示したものである。ここで、図中の凡例に示した数値は、各変形段階における全伸びひずみの値である。まず各構成素材についてみると、アルミニウムとSUS304は一樣伸びが大きいことがわかる。しかし、不均一変形発生後、アルミニウムでは狭い領域にひずみが集中して破断に至る。そのため、ひずみ分布は鋭いピークを示す。一方、SUS304では破断に至るまで顕著な局部的ひずみ集中が見られない。そのため試験片の伸びは大きくなる。これはSUS304の加工誘起マルテンサイト変態によってくびれ部が硬化し、ひずみの集中が妨げられるからであると思われる。SUS430材は一樣伸びが極端に低い。また、不均一変形発生後の局部的ひずみ集中の程度はアルミニウムとSUS304の中間ぐらいである。

次に積層板について見ると、2層板では一樣伸びの大きなアルミニウムの効果によってSUS430の不均一変形の開始が遅れ、SUS430単一板よりも大きな一樣伸びを示す。また、不均一変形開始後は、SUS430によってアルミニウムの顕著な局部的ひずみ集中が緩和されている。つまり、2層板の各層は相互に欠点を補い合う形となり、結果として2層板は各構成素材の中間的な性質を示す。3層板についても同様のことが言える。

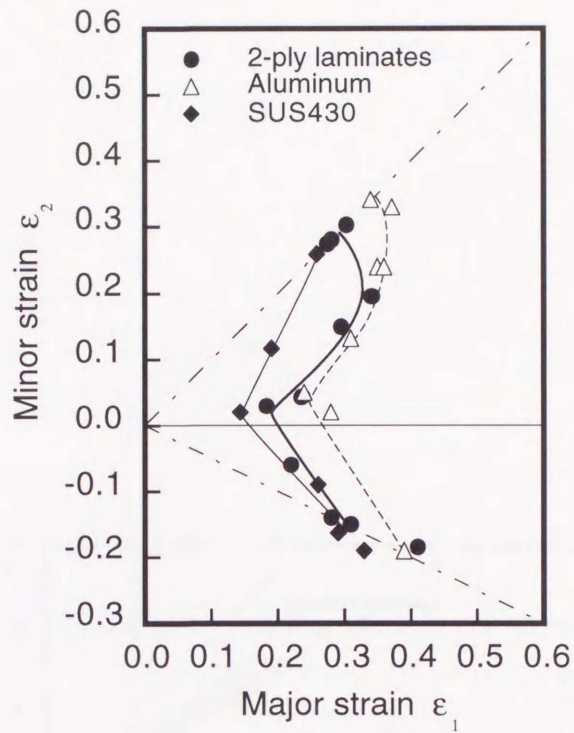
2.3.3 成形限界線図

図2-12に積層板と構成素材のFLDを示す。なお、単軸引張および張出しにおけるひずみ経路はほぼ比例経路であることが確認された。図2-13に3層板の破断部のひずみ経路測定結果を数例示す。また、球頭パンチ張出しによって得た局部くびれ限界ひずみと平頭パンチ張出しによるそれとの間にはほとんど差はなかった。

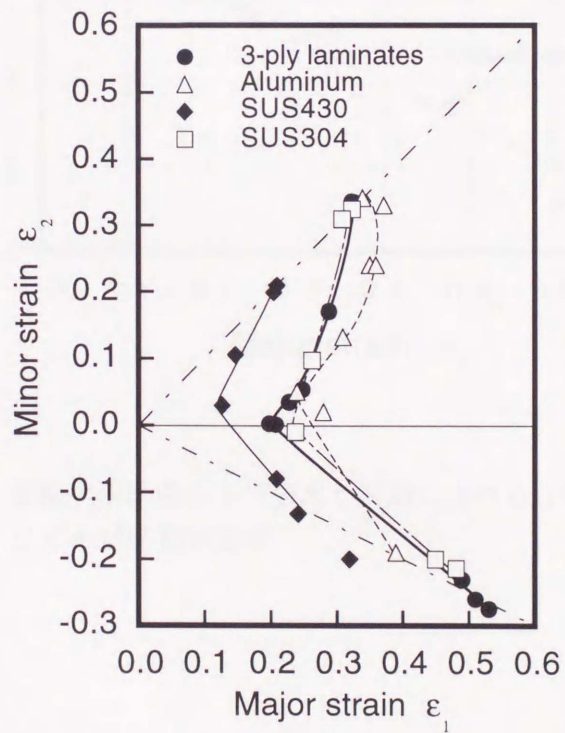
図2-12より、SUS304とアルミニウムの成形限界が高く、SUS430のそれが低いこと、積層板の成形限界が各素材の中間に位置することがわかる。つまりSUS430のような成形性の悪い材料も、成形性の良い材料を積層することによって成形限界を向上させることができる。特に3層板ではこの成形限界向上効果が大きい。したがって、成形性向上の手段として積層を行う場合、変形抵抗および加工硬化性の高い材料を積層し、かつその積層比を大きくとればよいといえる。

2.4 成形限界の理論的検討

積層板とその構成素材の成形限界について理論的検討を行うために、単一板に対して議論されているくびれ発生条件を積層板にも適用できるように拡張した。なお、以下の議論では各層は板厚異方性(面内等方性)を持つものとし、二軸平面応力状態における比例変形を仮定している。また、くびれに先行する接合界面はく離はないも



(a) 2層積層板とその構成素材



(b) 3層積層板とその構成素材

図2-12 実験によって決定した2層および3層積層板とその構成素材の成形限界線図

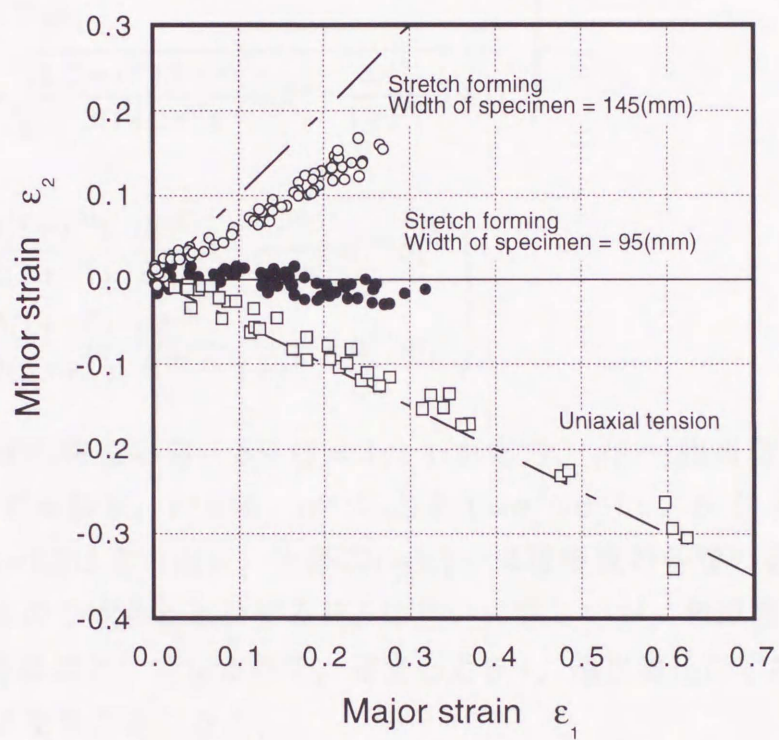


図2-13 単軸引張試験および張出し試験における3層積層板の破断部のひずみ経路測定結果

のとし、積層板の単軸引張りにおいてみられる反り⁽⁷⁾などは考慮していない。

2.4.1 基礎式

Hillの異方性降伏条件より、各層 (i) の二軸平面応力下における塑性基礎式は以下のようにならされる。

$$\left. \begin{aligned} \bar{\sigma}^{(i)} &= \sigma_1^{(i)} / B^{(i)} \\ B^{(i)} &= \sqrt{\frac{2(2+r^{(i)})}{3(1+r^{(i)})} \frac{1}{\sqrt{1 - \frac{2r^{(i)}}{1+r^{(i)}} \alpha^{(i)} + \alpha^{(i)2}}}} \end{aligned} \right\} \quad (2-2)$$

$$\left. \begin{aligned} d\bar{\epsilon}^{(i)} &= C^{(i)} d\epsilon_1 \\ C^{(i)} &= \sqrt{\frac{2(2+r^{(i)})(1+r^{(i)})}{3(1+2r^{(i)})} \left(\beta^2 + \frac{2r^{(i)}}{1+r^{(i)}} \beta + 1 \right)} \end{aligned} \right\} \quad (2-3)$$

$$\left. \begin{aligned} d\epsilon_1 &= \frac{3(1+r^{(i)})}{2(2+r^{(i)})} \cdot \frac{d\bar{\epsilon}^{(i)}}{\bar{\sigma}^{(i)}} \left(1 - \frac{r^{(i)}}{1+r^{(i)}} \alpha^{(i)} \right) \sigma_1^{(i)} \\ d\epsilon_2 &= \frac{3(1+r^{(i)})}{2(2+r^{(i)})} \cdot \frac{d\bar{\epsilon}^{(i)}}{\bar{\sigma}^{(i)}} \left(-\frac{r^{(i)}}{1+r^{(i)}} + \alpha^{(i)} \right) \sigma_1^{(i)} \end{aligned} \right\} \quad (2-4)$$

ここで、 $\bar{\sigma}^{(i)}$:相当応力、 $\sigma_j^{(i)}$ ($j=1,2$):主応力、 $d\bar{\epsilon}^{(i)}$:相当塑性ひずみ増分、 $d\epsilon_j$ ($j=1,2$):主ひずみ増分、 $r^{(i)}$: r 値、 $\alpha^{(i)}$:応力比 ($=\sigma_2^{(i)}/\sigma_1^{(i)}$)、 β :ひずみ(速度)比であり、下添字 $j=1,2$ は主方向を、上添字 $i=1,2,\dots$ は積層板の各層の番号を表す。積層板では各層ごとのひずみ ϵ_j とひずみ比 β は互いに等しいが、板厚異方性(r 値)と加工硬化特性が各層ごとに異なるので、相当応力 $\bar{\sigma}^{(i)}$ 、相当塑性ひずみ $\bar{\epsilon}^{(i)}$ 、応力比 $\alpha^{(i)}$ は各層ごとに異なることになる。

2.4.2 積層板の拡散くびれ発生条件

二軸応力下における積層板の拡散くびれ条件は、面内二主方向における最大荷重条件として与えられる(図2-14)。

$$dP_1 = d(A_1 \sum_i \xi^{(i)} \sigma_1^{(i)}) = 0, dP_2 = d(A_2 \sum_i \xi^{(i)} \sigma_2^{(i)}) = 0 \quad (2-5)$$

ここで、 P_j :荷重、 A_j :横断面積、 $\xi^{(i)}$:積層比を表す。式(2-5)は次のように書き換えられる。

$$\sum_i \xi^{(i)} \left(\frac{d\sigma_1^{(i)}}{d\epsilon_1} - \sigma_1^{(i)} \right) = 0, \sum_i \xi^{(i)} \left(\frac{d\sigma_2^{(i)}}{d\epsilon_2} - \sigma_2^{(i)} \right) = 0 \quad (2-6)$$

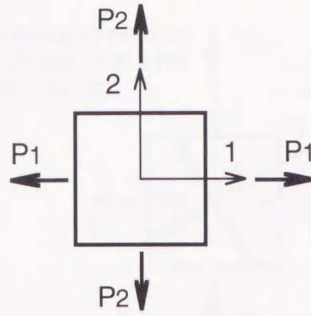


図2-14 拡散くびれ条件

ここで、降伏関数（塑性ポテンシャル）を

$$f^{(i)} = \bar{\sigma}^{(i)2} \quad (2-7)$$

とおくと、式(2-6)の最大荷重条件は次のように書ける。

$$\begin{aligned} \sum_i \xi^{(i)} \frac{d\bar{\sigma}^{(i)}}{d\bar{\epsilon}^{(i)}} \cdot \frac{\frac{\partial f^{(i)}}{\partial \sigma_1^{(i)}} \sigma_1^{(i)} + \frac{\partial f^{(i)}}{\partial \sigma_2^{(i)}} \sigma_2^{(i)}}{\left(\frac{\partial f^{(i)}}{\partial \sigma_1^{(i)}}\right)^2} \\ = \sum_i \xi^{(i)} \frac{\left(\frac{\partial f^{(i)}}{\partial \sigma_1^{(i)}}\right)^2 \sigma_1^{(i)} + \left(\frac{\partial f^{(i)}}{\partial \sigma_2^{(i)}}\right)^2 \sigma_2^{(i)}}{\left(\frac{\partial f^{(i)}}{\partial \sigma_1^{(i)}}\right)^2} \end{aligned} \quad (2-8)$$

また、ひずみ比 β については以下の関係が成り立つ。

$$\beta = \frac{(1+r^{(i)})\alpha^{(i)} - r^{(i)}}{1+r^{(i)} - r^{(i)}\alpha^{(i)}} \quad (2-9)$$

$$\frac{\partial f^{(i)}}{\partial \sigma_2^{(i)}} = \beta \frac{\partial f^{(i)}}{\partial \sigma_1^{(i)}} \quad (2-10)$$

式(2-2), (2-8), (2-9), (2-10)より、積層板の拡散くびれ条件は次のようになる。

$$\begin{aligned} \sum_i \xi^{(i)} B^{(i)} \bar{\sigma}^{(i)} \frac{\alpha^{(i)3} - \frac{r^{(i)}(2+r^{(i)})}{(1+r^{(i)})^2} \alpha^{(i)2} - \frac{r^{(i)}(2+r^{(i)})}{(1+r^{(i)})^2} \alpha^{(i)} + 1}{\left(1 - \frac{r^{(i)}}{1+r^{(i)}} \alpha^{(i)}\right)^2} \\ = \sum_i \xi^{(i)} \frac{d\bar{\sigma}^{(i)}}{d\bar{\epsilon}^{(i)}} \cdot \frac{1 - \frac{2r^{(i)}}{1+r^{(i)}} \alpha^{(i)} + \alpha^{(i)2}}{\left(1 - \frac{r^{(i)}}{1+r^{(i)}} \alpha^{(i)}\right)^2} \cdot \frac{2(2+r^{(i)})}{3(1+r^{(i)})} \end{aligned} \quad (2-11)$$

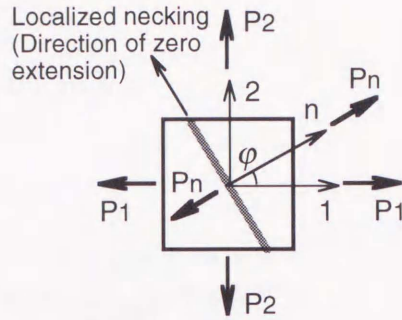


図2-15 局部くびれ条件

本論文では、拡散くびれ発生点で板が破断すると考えてはいないが、2.4.4, 2.4.5節で述べるように、ひずみ比が正 ($\beta > 0$) の領域のこの点において何らかの板厚不整およびくびれ部のポイドが生じると仮定している。

2.4.3 積層板の局部くびれ発生条件

ひずみ比が負の領域における積層板の成形限界をHill⁽¹⁴⁾の局部くびれ条件に基づいて導く。これは、くびれ方向、すなわち伸びが0の方向に直交する方向における最大荷重条件として与えられる(図2-15)。

$$dP_n = \sum_i d(\sigma_n^{(i)} A_n^{(i)}) = 0 \quad (2-12)$$

すなわち、

$$\frac{dP_n}{d\varepsilon_n} = \sum_i A_n^{(i)} \left(\frac{d\sigma_n^{(i)}}{d\varepsilon_n} - \sigma_n^{(i)} \right) = 0 \quad (2-13)$$

ここで、添字 n はくびれに直交する方向を表し、その方向は次式で与えられる。

$$\varphi = \pm \tan^{-1} \sqrt{-\beta} \quad (2-14)$$

くびれに直交する方向の応力は次のようになる。

$$\left. \begin{aligned} \sigma_n^{(i)} &= F^{(i)} \sigma_1^{(i)} \\ F^{(i)} &= \frac{-\beta^2 r^{(i)} + r^{(i)}}{\beta r^{(i)} + r^{(i)} + 1} \cos^2 \varphi \end{aligned} \right\} \quad (2-15)$$

また、くびれに直交する方向のひずみ増分は式(2-2), (2-4)より次のようになる。

$$d\varepsilon_n = \frac{3}{2(2+r^{(i)})} B^{(i)} (1+\alpha^{(i)}) d\bar{\varepsilon}^{(i)} \quad (2-16)$$

式(2-15), (2-16)を考慮すると、最大荷重条件式(2-13)で表される積層板の局部く

びれ条件は次のようになる。

$$\sum_i \xi^{(i)} F^{(i)} B^{(i)} \left(Z^{(i)} \frac{d\bar{\sigma}^{(i)}}{d\bar{\epsilon}^{(i)}} - \bar{\sigma}^{(i)} \right) = 0 \quad (2-17)$$

ただし、

$$Z^{(i)} = \frac{\sqrt{\frac{2}{3}(1+r^{(i)})(2+r^{(i)})\left(1 - \frac{2r^{(i)}}{1+r^{(i)}}\alpha^{(i)} + \alpha^{(i)2}\right)}}{1+\alpha^{(i)}} \quad (2-18)$$

以上に述べた拡散くびれ条件、局部くびれ条件とも各層の板厚異方性 (r値) が互いに異なる場合について正確に導くことができた。一方、Semiatinら⁽²³⁾の理論は基本的にr値が全ての層で互いに等しい場合にしか適用できない。

2.4.4 積層板における修正M-K理論

本研究では図2-16に示すM-K理論⁽¹⁵⁾の力学モデルに基づいて、ひずみ比が正の場合の積層板の局部くびれ限界条件を考察する。つまり、最大主応力方向に直交する板厚不整が変形に伴って発達し、くびれを形成して破断すると考える。そこで、まず実際の試験片における板厚不整の測定結果に基づき、この力学モデルの適否を検討する。

2.4.4(a) 板厚不整の発達

図2-17に張出し試験片破断予定部の表面粗さより求めた板厚不整の測定結果の一例(アルミニウム)を示す。ここで板厚不整係数 f は平均板厚 t_A に対する最も深い凹部の板厚 t_B の比 [$f = t_B/t_A$] である。(図2-18参照) ●, □ がそれぞれひずみ比 $\beta = 0.720$ および 0.198 における測定結果である。また、張出し試験によって求めたそれぞれのひずみ比における局部くびれ限界ひずみ、および板厚不整の計算結果(後述)も併せて図中に示す。この図より、初期には平坦な板でも、変形に伴って板厚不整が発達していく様子がわかる。さらに、板材の張出し途中で表面粗さを除去すると成形限界が向上するという実験事実⁽⁵⁰⁾もあり、板厚不整が発達してくびれを形成するというM-Kモデル(図2-16)の考え方は妥当なものと思われる。しかし、図2-17に示されるように初期状態では板厚不整がほとんどみられないことから、式(2-11)より得られる拡散くびれの発生点において初期板厚不整係数 f_0 を与えてM-Kモデルを用いる修正M-K理論⁽¹⁸⁾の考え方を積層板にも適用することとする。

2.4.4(b) 修正M-K理論の適用

二軸引張りを受けて拡散くびれ点に達した積層板に、図2-16に示すような最大主応力方向に直交する板厚不整、すなわちくびれが存在すると考える。このとき、くびれ内部でも積層比が変わらないとすると、くびれ内部と外部の最大主応力方向の

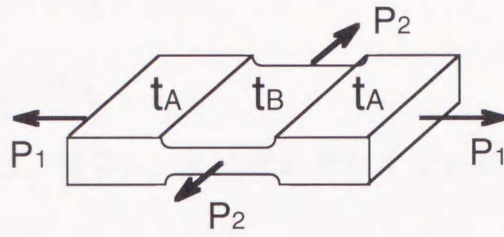


図2-16 板厚不整をあらわすM-Kモデル⁽¹⁵⁾

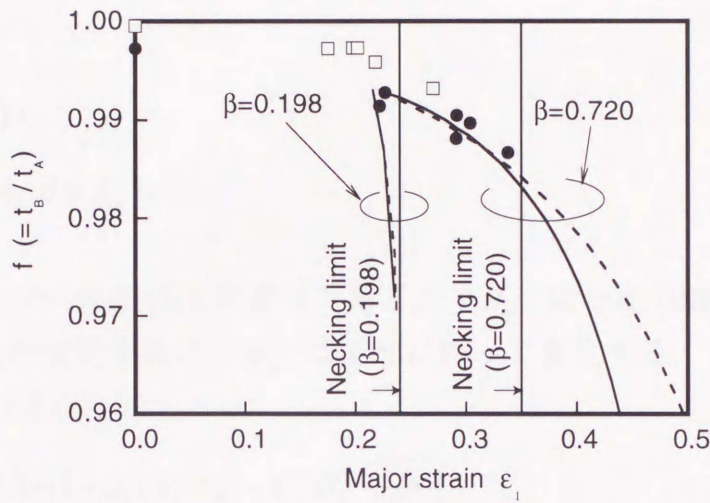


図2-17 アルミニウム板における板厚不整の発達 (ひずみ比 $\beta = 0.720$ および 0.198 の場合)

- , □ : 実験結果
- 破線 : 修正M-K理論による計算結果($f_0=0.993$)
- 実線 : ボイド成長を考慮した修正M-K理論による計算結果($f_0=0.993$)

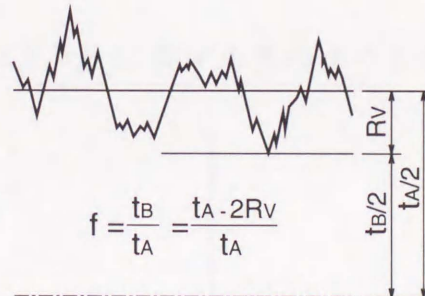


図2-18 板厚不整係数 f

力の釣り合いから，次の式が成り立つ．

$$P_1 = t_A \sum_i \xi^{(i)} \sigma_{1A}^{(i)} = t_B \sum_i \xi^{(i)} \sigma_{1B}^{(i)} \quad (2-19)$$

ただし， t は板厚を表し，添字 A, B はそれぞれくびれの外部，内部を表す．式(2-19)より次式が得られる．

$$\begin{aligned} \frac{dP_1}{d\varepsilon_{1A}} &= \frac{dt_A}{d\varepsilon_{1A}} \sum_i \xi^{(i)} \sigma_{1A}^{(i)} + t_A \sum_i \xi^{(i)} \frac{d\sigma_{1A}^{(i)}}{d\varepsilon_{1A}} \\ &= \frac{dt_B}{d\varepsilon_{1A}} \sum_i \xi^{(i)} \sigma_{1B}^{(i)} + t_B \sum_i \xi^{(i)} \frac{d\sigma_{1B}^{(i)}}{d\varepsilon_{1A}} \end{aligned} \quad (2-20)$$

ここで，

$$\begin{aligned} \frac{dt}{d\varepsilon_1} &= -(1 + \beta) t \\ (t = t_A \text{ or } t_B, \beta = \beta_A \text{ or } \beta_B) \end{aligned} \quad (2-21)$$

である．また，くびれ外部は比例変形であるので $B_A^{(i)}$ は一定($dB_A^{(i)}/d\varepsilon_{1A} = 0$)，くびれ内部はひずみ比が変化するので $B_B^{(i)}$ は変形に伴って変化する．したがって，式(2-20)は次のようになる．

$$\begin{aligned} \frac{dP_1}{d\varepsilon_{1A}} &= t_A \sum_i \xi^{(i)} [-(1 + \beta_A) B_A^{(i)} \bar{\sigma}_A^{(i)} + C_A^{(i)} B_A^{(i)} \frac{d\bar{\sigma}_A^{(i)}}{d\varepsilon_A^{(i)}}] \\ &= t_B \frac{\beta_A}{\beta_B} \sum_i \xi^{(i)} B_B^{(i)} [-(1 + \beta_B) \bar{\sigma}_B^{(i)} + C_B^{(i)} \frac{d\bar{\sigma}_B^{(i)}}{d\varepsilon_B^{(i)}}] \\ &\quad + t_B \sum_i \xi^{(i)} \bar{\sigma}_B^{(i)} \frac{dB_B^{(i)}}{d\varepsilon_{1A}} \end{aligned} \quad (2-22)$$

ここで，

$$\frac{dB_B^{(i)}}{d\varepsilon_{1A}} = \frac{\partial B_B^{(i)}}{\partial \beta_B} \cdot \frac{d\beta_B}{d\varepsilon_{1A}} \quad (2-23)$$

であるので，式(2-22)，(2-23)より β_B に関する次のような微分方程式が得られる．

$$\left. \begin{aligned} \frac{d\beta_B}{d\varepsilon_{1A}} &= \frac{\sum_i \xi^{(i)} (t_A X_A^{(i)} - t_B X_B^{(i)})}{t_B \sum_i \xi^{(i)} \left(\frac{\partial B_B^{(i)}}{\partial \beta_B} \right) \bar{\sigma}_B^{(i)}} \\ X_A^{(i)} &= -(1 + \beta_A) B_A^{(i)} \bar{\sigma}_A^{(i)} + C_A^{(i)} B_A^{(i)} \left(\frac{d\bar{\sigma}_A^{(i)}}{d\varepsilon_A^{(i)}} \right) \\ X_B^{(i)} &= \frac{\beta_A}{\beta_B} B_B^{(i)} [-(1 + \beta_B) \bar{\sigma}_B^{(i)} + C_B^{(i)} \left(\frac{d\bar{\sigma}_B^{(i)}}{d\varepsilon_B^{(i)}} \right)] \end{aligned} \right\} \quad (2-24)$$

式(2-24)を数値積分し、くびれ部に变形が集中してくびれ内部が平面ひずみ状態 ($\beta_b=0$) になったときのくびれ外部 (A部) のひずみを局部くびれ限界ひずみとした。

修正M-K理論による板厚不整の計算結果の一例 (アルミニウム, $\beta=0.720$ および 0.198) を図2-17に破線で示す。この計算結果よりひずみ比が低い場合、拡散くびれ以降板厚不整が急速に発達し、成形限界の実測値と計算値がほぼ一致することがわかる。一方ひずみ比が高い場合、拡散くびれ以降局部くびれ限界付近までは板厚不整の実測値と計算値は良く一致する。しかし計算では実験で求めた局部くびれ発生限界以降も安定して变形が持続している。この違いは、実際にはくびれ部 (B部) でボイドの発生・成長があつて、急速にくびれが発達するためではないかと思われる。ボイドの成長は平均応力が大きいほど急速であるので、この影響は平均応力が大きい等二軸引張り側で顕著に生じると考えられる。そこで、この点を考慮したモデルの改良について以下で議論する。

2.4.5 多孔質体構成式の導入

本研究では、くびれ部におけるボイドの成長を考慮するためにSHIMAら⁽⁵¹⁾の多孔質体構成式に r 値を取り入れたものを用いてFLDおよび板厚不整の発達の様子を求めてみた。

ここで用いた多孔質体構成式 (相当応力 $\bar{\sigma}$, 相当塑性ひずみ増分 $d\bar{\epsilon}$) は次のようなものである。

$$\bar{\sigma} = \frac{1}{f_1} \cdot \sqrt{\frac{3}{2+r}} \cdot [\{r(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2\}/2 + \{\frac{f_2}{2r+1}(r\sigma_1 + r\sigma_2 + \sigma_3)\}^2]^{\frac{1}{2}} \quad (2-25)$$

$$d\bar{\epsilon} = f_1 \cdot \sqrt{\frac{2+r}{3}} \cdot [\frac{2}{(2r+1)^2} \cdot \{r(d\epsilon_1 - d\epsilon_2)^2 + (d\epsilon_2 - rd\epsilon_3)^2 + (rd\epsilon_3 - d\epsilon_1)^2\} + (\frac{d\epsilon_v}{f_2})^2]^{\frac{1}{2}} \quad (2-26)$$

また、変形に伴うボイド成長は、密度比 ρ (=多孔質体の密度/マトリックスの密度) と体積ひずみ ϵ_v の関係として、次の式で計算される。

$$\frac{d\rho}{\rho} = -d\epsilon_v, \quad d\epsilon_v = d\epsilon_1 + d\epsilon_2 + d\epsilon_3 \quad (2-27)$$

ここで、 f_1, f_2 は密度比 ρ の関数である。引張り実験における観察結果⁽⁵²⁾から類推して、拡散くびれ発生点をボイド発生点とみなし、この点からくびれ部にこの構成

式(2-25), (2-26)を適用してFLDを計算した. なお, 関数 f_1, f_2 は文献(51)のものそのまま用いた.

くびれ部に多孔質体構成式(2-25), (2-26)を適用する際, 拡散くびれ発生点における密度比 ρ_d の値の取り方が問題となる. 山口ら⁽⁵³⁾はアルミニウム, ステンレス鋼, 軟鋼などの薄板の張出し変形に伴う密度変化を測定し, 図2-19に示す結果を得ている. 本研究では, 変形に伴う密度比の変化の計算結果が山口ら⁽⁵³⁾の測定結果と一致するように ρ_d の値を定めた. 図2-19には例としてアルミニウムと2層板のSUS430のひずみ比0.5および1.0に対するボイド成長(密度比の変化)の計算結果を併せて示している. これより, 拡散くびれ時点での密度比 ρ_d は材料によらず, そのときの塑性ひずみ($\bar{\epsilon}_0 + \bar{\epsilon}$)の関数としておおよそ次のような近似式で表せることがわかる.

$$\rho_d = 1 - \left(\frac{\bar{\epsilon}_0 + \bar{\epsilon}}{7.26} \right)^{2.05} \quad (2-28)$$

このモデルを用いた板厚不整の発達の計算結果の一例(アルミニウム, $\beta=0.720$ および0.198)を図2-17に実線で示す. ひずみ比 $\beta=0.720$ における板厚不整の計算結果を見ると, ボイド成長を考慮した場合(実線)の方が考慮しない場合(破線)よりも変形後期における板厚不整の発達が加速されて, 成形限界計算値が過大になる傾向が改善されている.

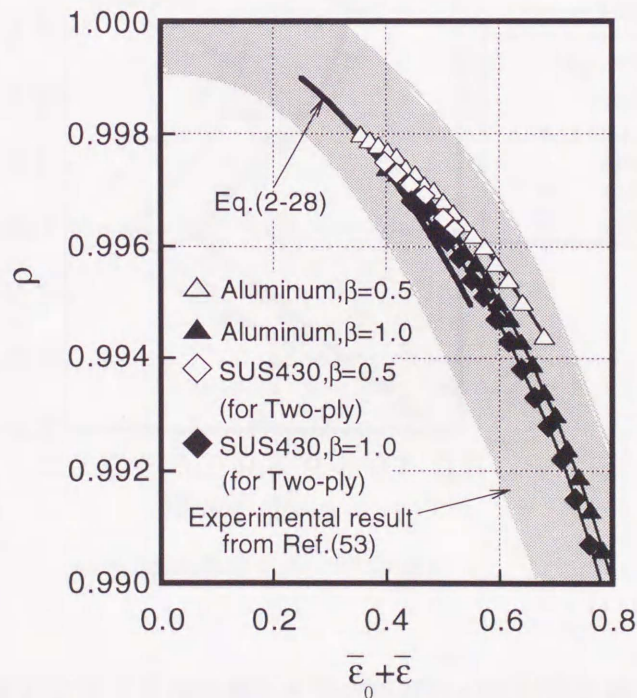
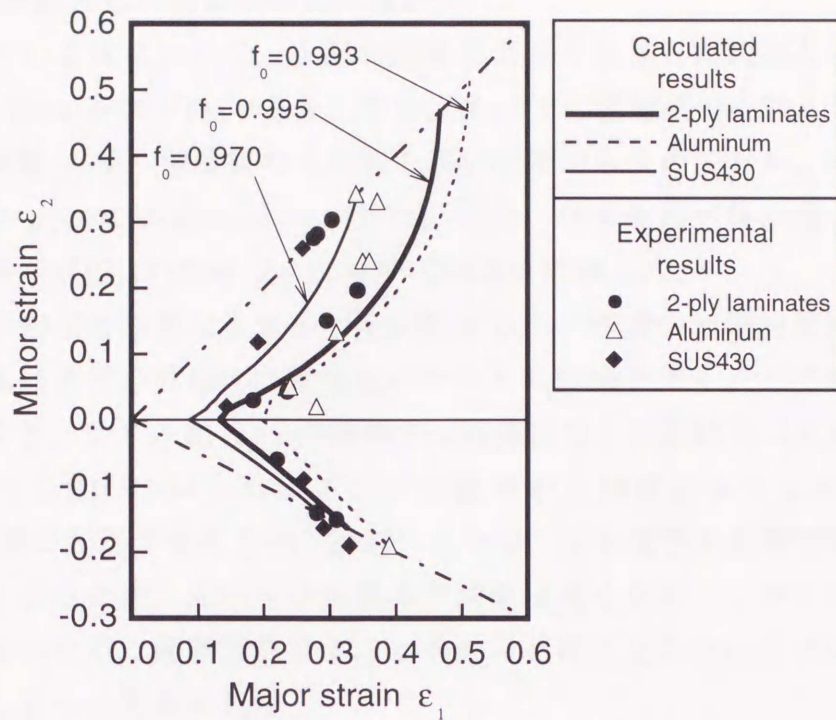
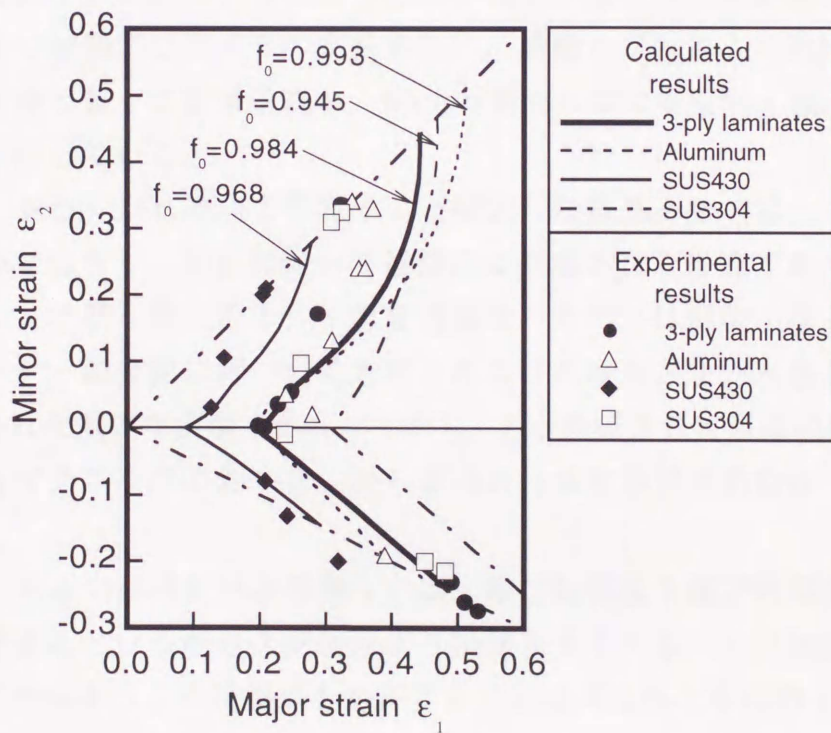


図2-19 変形に伴う密度比の変化
(実験結果⁽⁵³⁾と計算結果の比較)



(a) 2層積層板とその構成素材



(b) 3層積層板とその構成素材

図2-20 2層および3層積層板とその構成素材の成形限界線図
(ポイド成長を考慮した修正M-K理論による計算結果と実験結果の比較)

2.4.6 実験結果と解析結果の比較検討

積層板とその素材について、上記の理論によって計算したFLDと実験結果を比較したのが図2-20(a)および(b)である。なお、 $\beta > 0$ での積層板の拡散くびれ時点での初期板厚不整係数 f_0 は、積層板の表面粗さ測定結果から決めており、そのときのくびれ部の密度比 ρ_d は式(2-28)により定めた。また、ひずみ比が負の場合については、局部くびれ条件式(2-17)をそのまま用いてFLDを計算した。

実験によるFLDと計算によるそれを比較すると、両者の定性的傾向は一致しており、計算結果は素材の成形性と積層板のそれとの関係をよく表しているといえる。定量的にみると、ひずみ比 $\beta < 0$ の領域では計算結果と実験結果は比較的よく一致している。ただしSUS304については計算結果が実験結果よりもかなり大きい。SUS304を室温で変形させると加工誘起マルテンサイト変態の影響で変形抵抗と均一伸びが大きくなるため、局部くびれ限界予測値は高くなる。しかしマルテンサイト相は延性が低いため、破断限界ひずみはそれほど高くない。そのため上記のような差が生じるものと思われる。

ひずみ比 $\beta > 0$ の領域における成形限界の計算結果は、成形性の悪いSUS430にアルミニウムやSUS304を積層することによって格段に成形性が向上するという重要な特徴をよく表している。このことは、初期のわずかな板厚不整が変形に伴って発達し、くびれ部の変形ではボイドの成長を伴い、局部くびれにより破断に至るという本モデルの前提となった変形過程が、 $\beta > 0$ の領域における変形・破断の支配的機構であることを示している。

ところで、拡散くびれ時点で存在すると仮定した板厚不整 f_0 は、この時点で突然出現するものではなく、変形に伴って連続的に形成されるものであろう。この f_0 の形成過程はここで取り扱ったような均質連続体の力学では説明が難しく、少なくとも結晶粒オーダーの変形に基づいて考察されなければならないと思われる。この点は今後に残された重要な課題である。しかし、 f_0 が形成されて以降の変形は本論文で述べたようなマクロな力の釣り合いから求められる変形でおおむね予測できると考えられる。

M-K理論（あるいは修正M-K理論）では、等二軸引張り側での限界ひずみを大きく見積もりすぎるという問題点が従来より指摘されている。くびれ部にボイド成長を考慮することによりこの問題点を是正する方向は示されたものの（図2-17参照）、依然として実験値と計算値には差が認められる。この点については、このモデルの枠内でも構成式の改良（例えば移動硬化の導入⁽⁵⁴⁾、非2次降伏関数による異方性の表現⁽⁵⁵⁾、速度依存性の考慮⁽⁵⁶⁾など）、および初期板厚不整 f_0 のひずみ経路依存性⁽¹⁸⁾ など検討すべき課題が残されている。

2.4.7 成形限界におよぼす予ひずみの影響

ここで、プレス成形性の良い積層板の開発を目指すうえで重要と思われる圧延圧接時の予ひずみの影響について、本モデルによる数値シミュレーションの結果をもとに考察してみる。

図2-21は、2層板中のSUS430層の予ひずみ $\bar{\epsilon}_0$ の値が2層板の成形限界におよぼす影響を示したものである。この図から、構成素材の予ひずみが小さくなると積層板の成形限界は格段に高くなることがわかる。したがって、成形性の良い積層板を得るには、各層の予ひずみをできるだけ小さくするように圧下率や温度などの圧接条件を制御するとよい。

2.5 結言

本章では、金属積層板の二軸成形限界について、ステンレス/アルミニウムから成る2層および3層板を用いた実験と局部くびれ理論によって検討した。得られた主な結論は以下の通りである。

(1)積層板の各層は、互いに他の欠点を補うようなはたらきをする。そのため、成形性の悪い素材も、成形性の良いものを積層すると成形性が大きく向上する。その結果、積層板のFLDは構成素材のその中間に位置する。

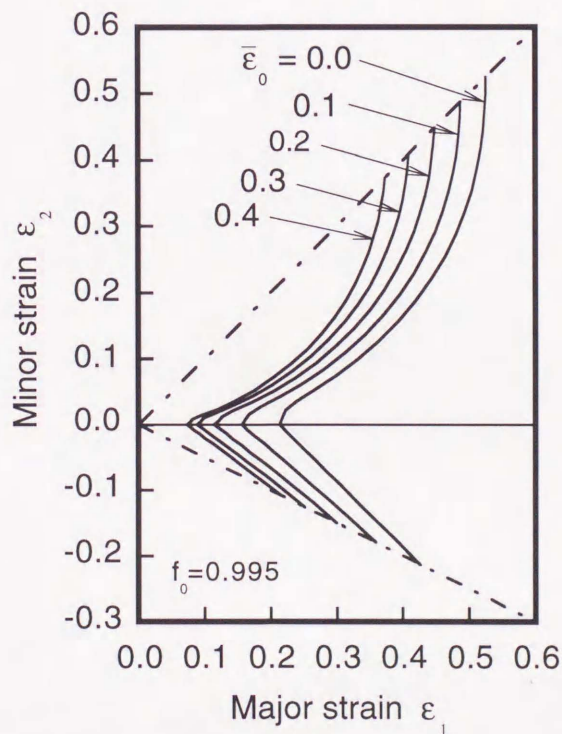


図2-21 Aluminum/SUS430積層板の成形限界におよぼすSUS430層の予ひずみの影響

(2)構成素材の板厚異方性 (r 値)が互いに異なる場合の積層板の拡散くびれ条件および局部くびれ条件を理論的に導くことができた。ひずみ比が負の場合の成形限界はこの局部くびれ条件によって与えられる。

(3)ひずみ比が正の領域では、くびれ部におけるポイド成長を考慮した修正M-K理論により求めたFLDは積層板と素材の成形性の関係を定性的によく表すことができる。初期には平坦な板から有限の大きさの板厚不整が形成される過程を知ること、および等二軸引張り側で成形性を過大評価するというこの理論の持つ問題点の克服が残された重要な課題である。

(4)圧接による予ひずみを小さくすれば、積層板の成形性を向上させることができる。このことを本理論により定量的に明らかにすることができた。

第3章 引張曲げ破断限界

3.1 緒言

金属薄板のプレス成形における破断は、パンチ肩部などの引張曲げを受ける部位で起こりやすい。したがって板材のプレス成形限界を考えるうえで、引張曲げにおける破断限界を知ることは重要である。とりわけ板厚方向に機械的性質の異なる層を持つ金属積層板については、曲げの内側の層と外側の層の金属の機械的性質の違いが引張曲げ破断に大きく影響する。

ところで、2層金属積層板の深絞りでは、板の表裏を入れ替えると限界絞り比 (Limiting Drawing Ratio:LDR) が変化することが知られている^{(38),(39),(57),(58),(59)}。吉田ら⁽⁵⁷⁾は、銅/鋼積層板について、銅層がカップの外側にくるとその逆の場合よりもLDRが大きくなることを実験的に示し、その理由としてパンチ肩部における積層板の引張曲げ破断強度が板の表裏を入れ替えることによって変化することを挙げている。一方、山口ら⁽⁵⁸⁾は、深絞りのダイス肩部における引張曲げ・曲げ戻し抵抗力が板の表裏入れ替えによって変化するため、同じブランク径でもパンチ荷重に差が生じることがこの問題における主要な原因であると指摘している。

そこで、本章では、こうした問題の解明も意識しながら、金属積層板の引張曲げにおける破断限界について検討する。具体的には、ある曲率まで平面ひずみ条件下で引張曲げを受けた板が、その後曲率一定のままでさらに引張られた場合の破断限界荷重を求める。これは、実際のプレス成形でのパンチ肩部などにおける破断限界を知るうえで重要な問題である。

本研究では、試作した引張曲げ・曲げ戻し試験機を用いて、ステンレス/アルミニウム積層板の引張曲げにおける破断荷重を実測し、これにおよぼす積層構成、ダイス肩半径、積層板の表裏入れ替えの影響を調べた。また、平面ひずみ引張曲げにおける剛塑性応力・ひずみ解析手法^{(31),(33)}を応用した積層板の引張曲げ破断荷重の決定方法について提案するとともに、これによる数値実験により、構成素材の強度差、積層比、板の表裏入れ替えなどの種々の因子が積層板の引張曲げ破断限界におよぼす影響を検討した。

3.2 供試材および実験方法

3.2.1 供試材

ここで用いた供試材は、アルミニウム(A1100)/SUS430ステンレス鋼から成る2層板と、SUS304ステンレス鋼/アルミニウム(A1100)/SUS430ステンレス鋼から成る3層板であり、第2章(2.2.1)で述べたものと同じ積層板である。これらの供試材から平行部長さ200mm、幅20mmの帯板試験片(圧延方向と長手方向が一致)を

切り出して試験片とした。

なお、アルミニウム層の圧延圧接時の予ひずみは再結晶・回復により消失すると考えられるため、後述の解析においては、アルミニウム層の予ひずみは0とし、ステンレス層にのみ予ひずみを与えている。

3.2.2 実験方法

図3-1に実験に使用した引張曲げ・曲げ戻し試験機の全体図を、図3-2に試験機のダイス部の詳細図を、図3-3に制御系統図を示す。試験片チャックの一方は電動機によって直線運動し、もう一方は油圧アクチュエータによって引張られる。この機構によって、帯板試験片にダイス肩に沿った引張曲げ、あるいは引張曲げ・曲げ戻しを加えることができる。各試験片チャックにかかる荷重はロードセルで、チャックの変位は直線型ポテンシオメータによって測定される。これらのデータの記録と試験機の制御は全てパーソナルコンピュータを介して行われる。

図3-4に引張曲げ破断実験の模式図を示す。この実験では積層板試験片の一端は固定されており、もう一方の端は油圧アクチュエータによって引張られる。すなわち、図3-2における拘束側チャック速度 \dot{U}_R を0とし、引込み側引張荷重 F_D を増加させていくことになる。このように試験片に曲げを加えながら引込み荷重 F_D を徐々に増加させて、破断限界荷重 F_{max} (F_D の最大値)を測定した。この実験を、ダイス肩半径および試験片の裏表を変えて行った。ダイス肩部の半径は1, 2, 3, 4, 6, 10mmの6種類があり、これらを適宜使用した。潤滑剤は高粘度潤滑油#660を用いた。

3-3 解析方法

3.3.1 応力・ひずみ解析

ここでは、剛塑性平面ひずみ均等引張曲げにおける応力・ひずみ解析を基礎として破断基準を考える。この応力・ひずみ解析方法は吉田ら^{(31),(33)}によって提案されたものであるが、ここでその解析方法について簡単に説明する。

構成式は等方硬化と移動硬化を組み合わせたものを用いた。塑性ポテンシャル関数は次のようになる。

$$f = \frac{3}{2}(S_{ij} - \alpha'_{ij})(S_{ij} - \alpha'_{ij}) - (Y + R)^2 = 0 \quad (3-1)$$

ここで、 S_{ij} は偏差応力、 α'_{ij} は移動硬化を表す偏差背応力、 Y は初期降伏応力、 R は等方硬化を表す抗応力である。

この塑性ポテンシャル関数の関連流動則は次式で与えられる。

$$d\varepsilon_{ij} = \frac{\partial f}{\partial S_{ij}} d\lambda = \frac{3(S_{ij} - \alpha'_{ij})}{2(Y + R)} d\bar{\varepsilon} \quad (3-2)$$

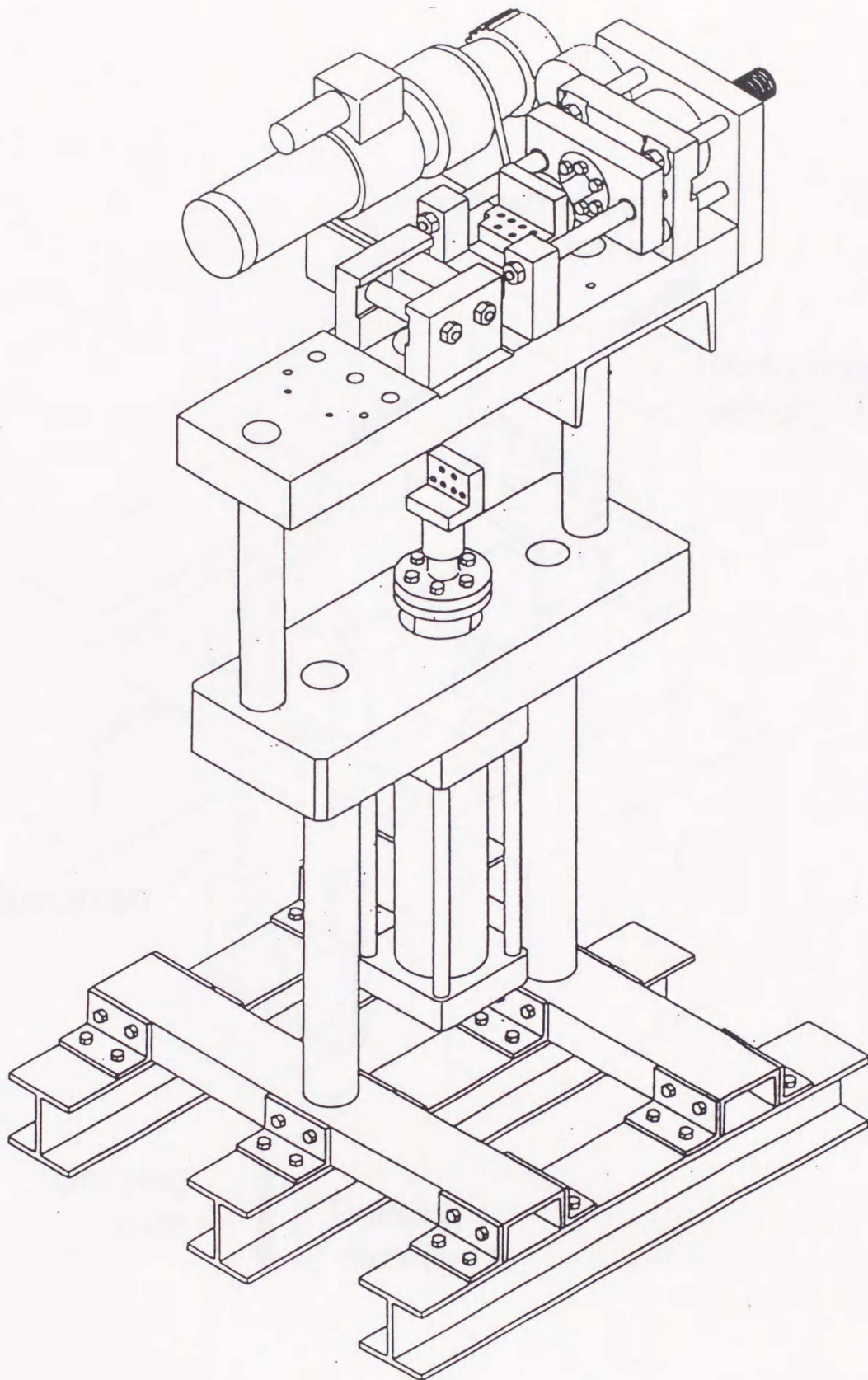


図3-1 引張曲げ・曲げ戻し試験機全体図

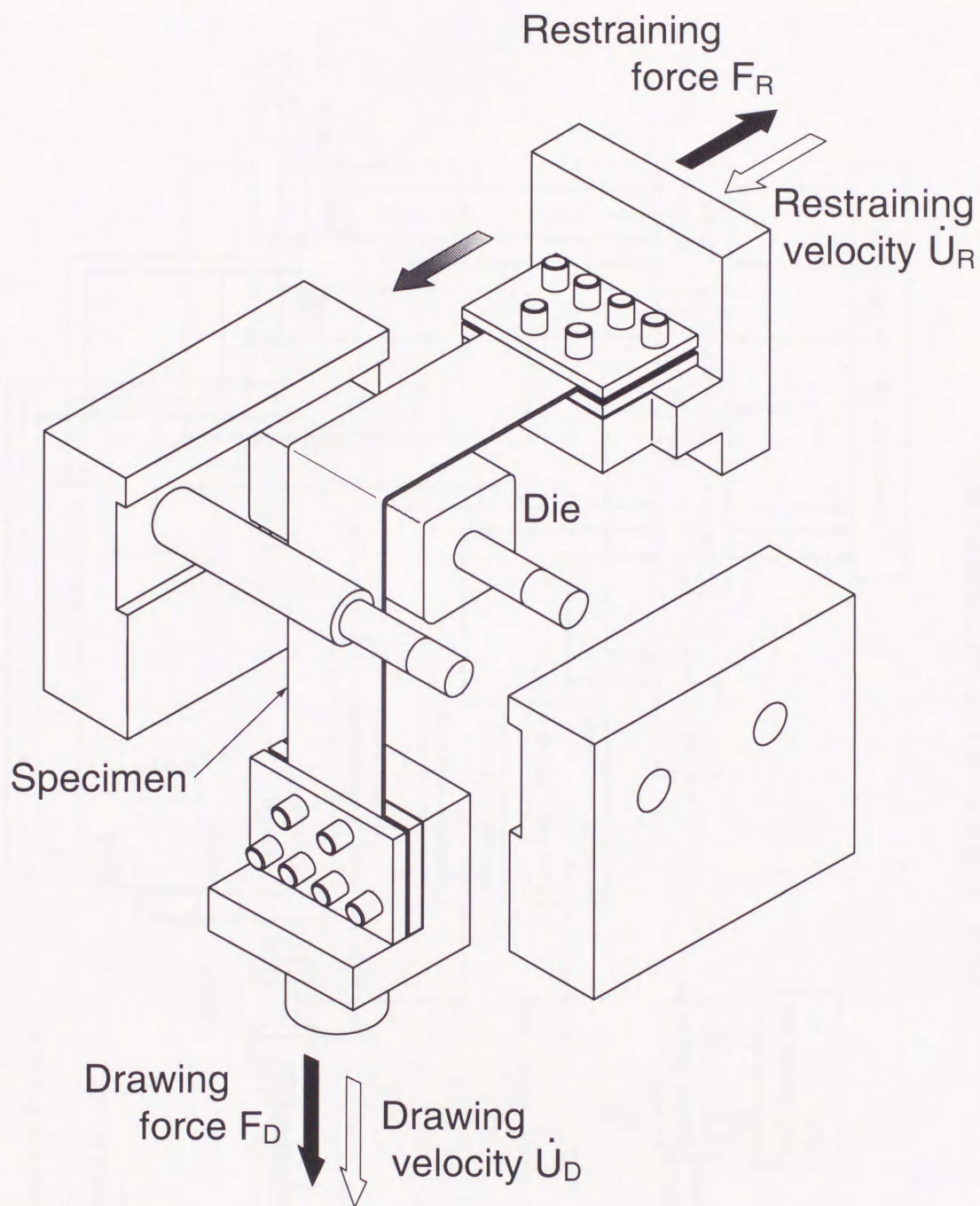


図3-2 引張曲げ・曲げ戻し試験機ダイス部詳細図

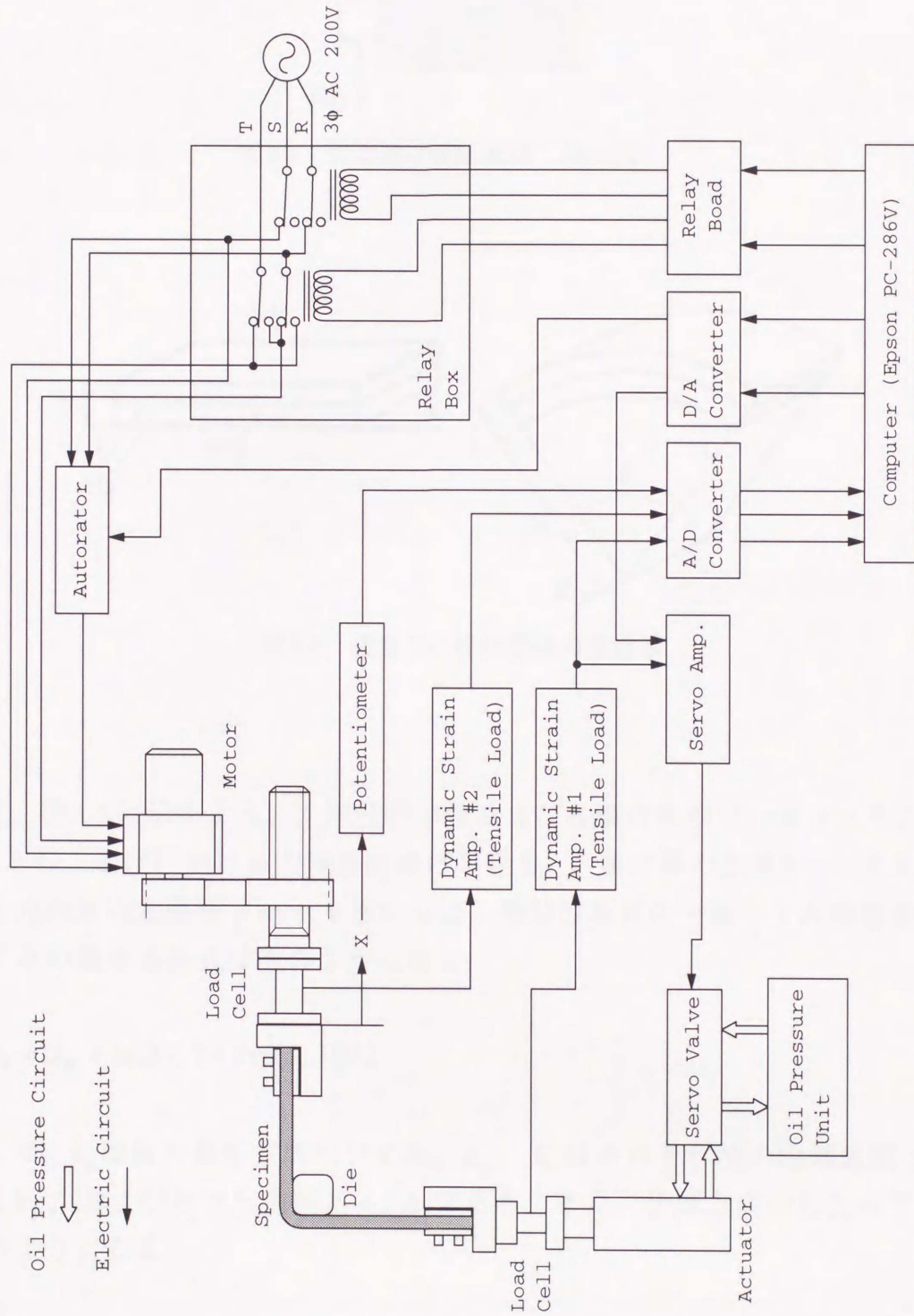


図3-3 引張曲げ・曲げ戻し試験機制御系統図

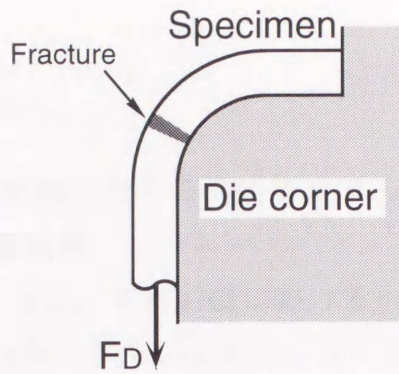


図3-4 引張曲げ破断実験 模式図

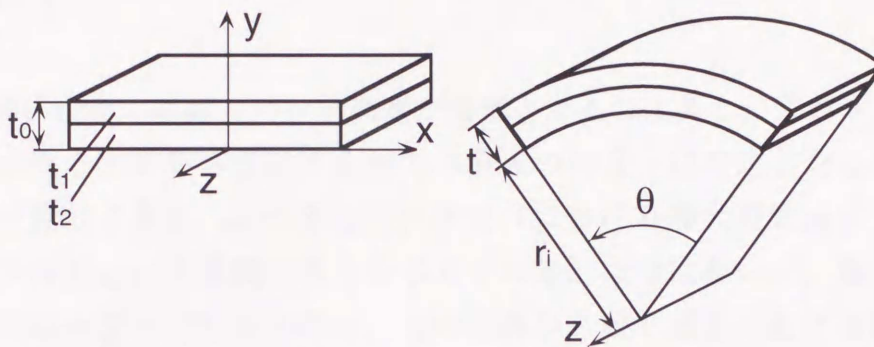


図3-5 積層板の変形前後の座標系

さて、図3-5に示すように、単位幅の板および各層の変形前の厚さをそれぞれ t_0 、 t_1 、 t_2 とし、曲げにおける内側表面曲げ半径を r_i 、曲げ後の板厚を t とする。ここで板厚方向の無次元座標 $\bar{y}=y/t_0$ を用いると、剛塑性板材の平面ひずみ均等曲げにおけるひずみの適合条件式は次のようになる。

$$\varepsilon_\theta = [\varepsilon_{\theta i} + \ln\{2\bar{\kappa}_i \bar{y} + \exp(\varepsilon_{\theta i})\}]/2 \quad (3-3)$$

ここで、 ε_θ は板の長手方向のひずみ、 $\varepsilon_{\theta i}$ 、 $\bar{\kappa}_i$ はそれぞれ板の内側表面 ($\bar{y} = 0$)における ε_θ 、および無次元曲率 $\bar{\kappa}_i = t_0/r_i$ である。また、板厚方向の応力の平衡方程式は次のようになる。

$$\frac{\partial \sigma_r}{\partial \bar{y}} = \text{sgn}(d\varepsilon_\theta) \bar{\kappa}_i \exp(\varepsilon_{\theta i} - 2\varepsilon_\theta)(\sigma_\theta - \sigma_r) \quad (3-4)$$

この式を次の境界条件の下で数値積分することにより、応力、ひずみ分布を得る。

$$\left. \begin{array}{l} \sigma_r = -\bar{\kappa}_i F / t_0 \quad \text{at } \bar{y} = 0 \\ \sigma_r = 0 \quad \quad \quad \text{at } \bar{y} = 1 \end{array} \right\} \quad (3-5)$$

ただし、 F は板の単位幅あたりの引張荷重である。

3.3.2 引張曲げ破断荷重

よく知られているように、単軸引張における引張強さは最大荷重点条件 $dF/d\varepsilon = 0$ (F : 引張荷重, ε : 軸方向ひずみ) によって求められる。曲率が一定の条件の下での引張曲げ破断限界についても同様な最大荷重点条件が成立する。これは、板の内側(ダイス接触部)の長手方向ひずみ ε_{θ_i} を用いて次のようにかける。

$$\frac{dF}{d\varepsilon_{\theta_i}} = 0 \quad (3-6)$$

絞り変形に限定すれば、パンチ荷重が変形とともに上昇し、これがパンチ肩部における板の強度(すなわち板が支え持てる最大の荷重)に到達したときに破断が生じる場合が一般的である。この条件は引張曲げにおける最大荷重点においてくびれが発生するか否かという問題に答えを与えているわけではないが、最大荷重点以降では板の流入は止まってしまうので、この条件から絞り変形における破断限界を知ることができる。なお、白田ら⁽²⁷⁾も単一板の引張曲げ破断限界について同様の条件を考えており、全ひずみ理論に基づく解析によって破断限界を計算している。

ところで、実際の引張曲げ破断においては、破断部の材料要素は様々な荷重-曲率履歴を経て破断するものと思われる。しかし、破断条件の検討においてこのような履歴を考慮することは困難であるので、ここでは図3-6のような仮定を行った。すなわち、破断する材料要素は一定の初期引張荷重 F_0 のもとで曲げられ、曲げ終了後、曲率一定のまま引張荷重が増加して破断するものとする。また、摩擦の影響も無

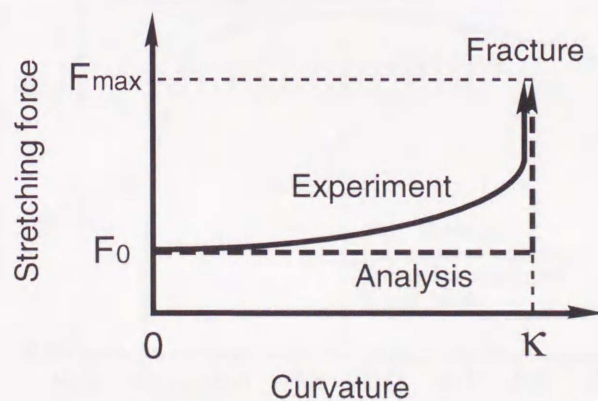


図3-6 荷重-曲率履歴の仮定

視する。

実際の解析手順は次のようになる。まず、材料要素に初期引張荷重 F_0 を負荷し、荷重一定のまま所定の曲率まで3.3.1節に述べた方法で引張曲げ計算を行う。次に曲率を一定に保ったまま材料の内側表面のひずみ $\epsilon_{\theta i}$ を増加させることによって引張を加えると、ある時点で最大荷重条件式(3-6)が成立する。この時の引張荷重 F_{max} が引張曲げ破断荷重となる。図3-7は一例として、ダイス肩半径2.5mm、初期引張荷重 $F_0=0$ 、2層板でアルミニウムがダイスに接する場合の引張荷重と内側表面ひずみ $\epsilon_{\theta i}$ の関係を示したものである。先行する曲げで、ダイス曲率 0.4 mm^{-1} に到達したときの $\epsilon_{\theta i}$ は -0.513 であるが、その後、曲率一定のまま引張られると $\epsilon_{\theta i}$ は増加し、 $\epsilon_{\theta i}=-0.255$ において最大荷重に達している。なお、この計算では最大荷重点以降も安定な解が得られている。

3.4 引張曲げ破断限界

3.4.1 実験結果

図3-8に引張曲げ破断実験結果を示す。この図には後述の計算結果も併せて示してある。図3-8の(a)は2層板でアルミニウムがダイス側にある場合、(b)は2層板でSUS430がダイス側にある場合、(c)は3層板でSUS430がダイス側にある場合を示す。3層板では表裏を入れ替えても結果にあまり違いがなかったため、SUS304がダイス側にある場合の結果について述べることは省略する。図の横軸はダイス肩半径であり、縦軸は破断荷重 F_{max} を単軸引張における破断荷重 F_u で除して無次元化した量をとっている。ちなみに、2層板の場合 $F_u=465.5 \text{ Nmm}^{-1}$ 、3層板の場合 $F_u=543.9 \text{ Nmm}^{-1}$ である。また、試験片の破断形態は2種類あることがわかった。すなわち、ダ

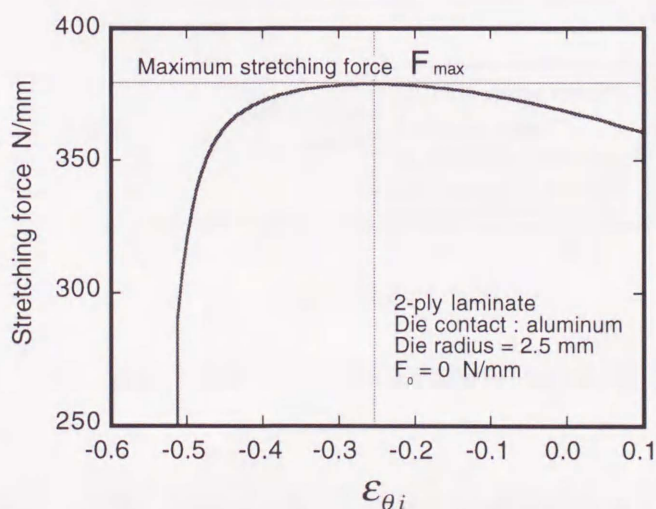
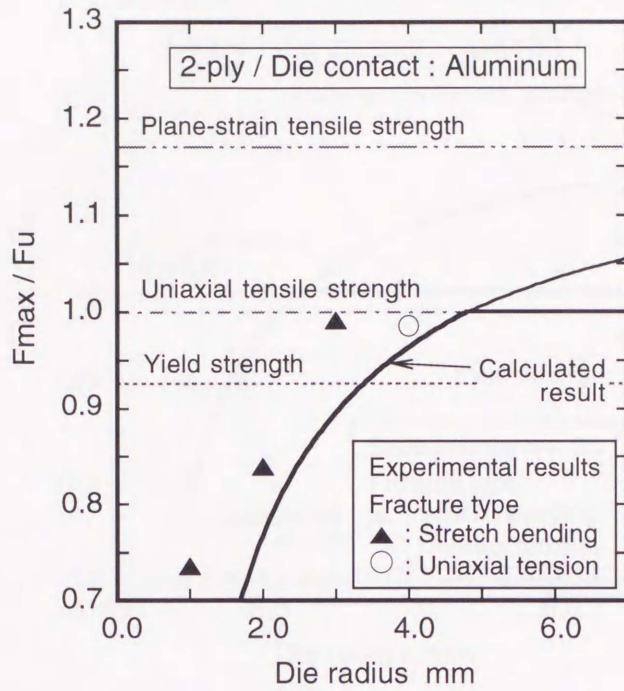
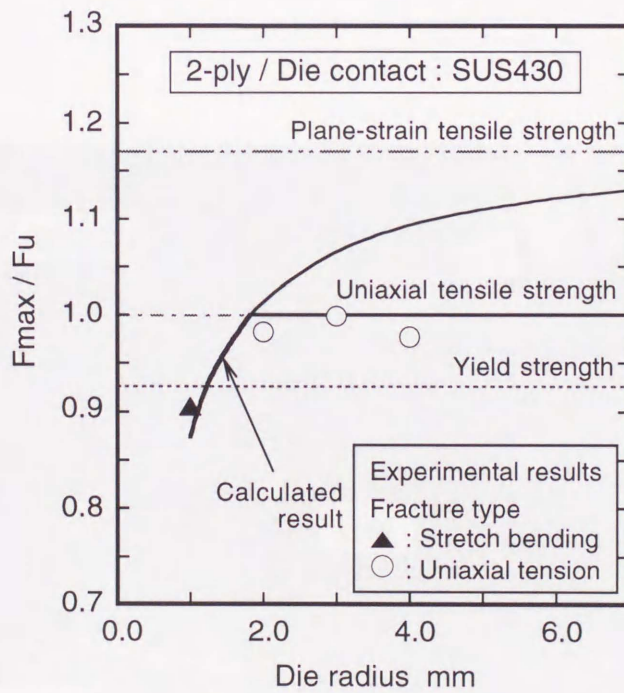


図3-7 引張曲げにおける最大荷重点

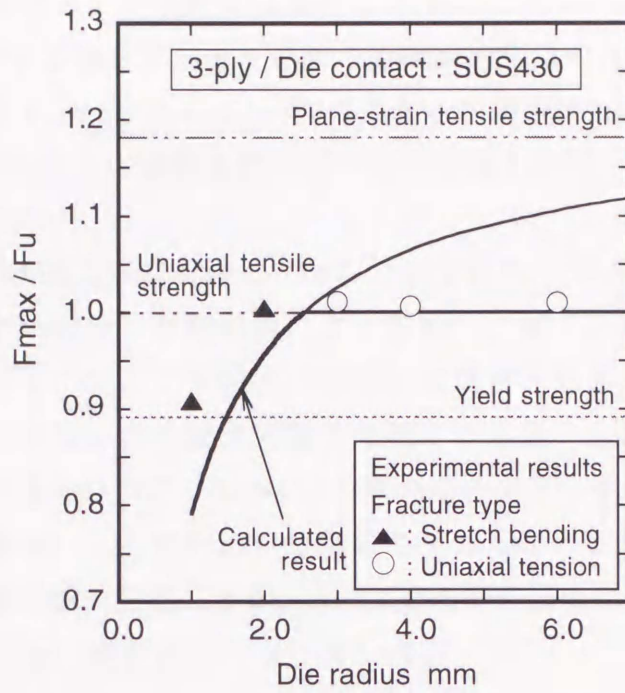


(a) 2層板/ダイス接触側がアルミニウムの場合



(b) 2層板/ダイス接触側がSUS430の場合

図3-8 2層, 3層積層板の引張曲げ破断実験結果と計算結果



(c) 3層板/ダイス接触側がSUS430の場合

図3-8 2層, 3層積層板の引張曲げ破断実験結果と計算結果

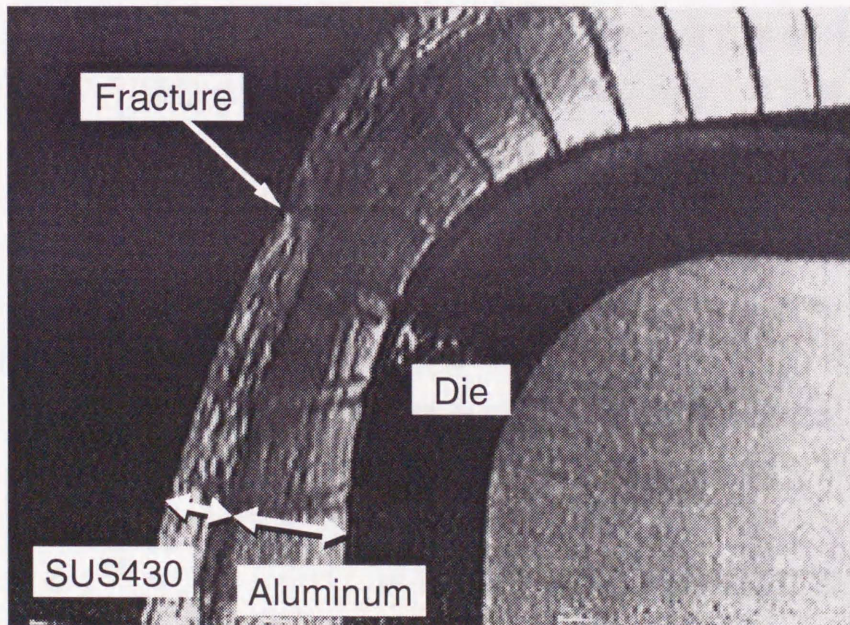


図3-9 破断直前の曲げ部 (ダイス肩半径3mm/2層板/ダイス接触側がアルミニウムの場合)

イスコーナー部（曲げ部）で破断する場合とダイスコーナーから離れた平坦部で単軸引張によって破断する場合である。これらの破断形態はそれぞれプロット記号▲，○によって示してある。一例として，図3-9にダイス肩半径3mm，2層板でアルミニウムがダイスに接する場合の破断直前の曲げ部の写真を示す。この場合はダイスコーナー部で破断が生じた。

実験結果の定性的傾向は全て共通している。すなわち，ダイス肩半径が大きい場合は曲げを受けていない部分で単軸引張により破断し，ダイス肩半径が小さい場合は曲げ部で破断している。また，引張曲げ破断荷重はダイス肩半径が小さくなると急速に低下し，単軸引張における降伏荷重より低くなる場合もある。また，2層板でアルミニウム内側の方が，SUS430内側の場合よりも引張曲げ破断荷重が低くなっている点に興味深い。このため，2層板でアルミニウム内側の場合はダイス肩半径3mmでも引張曲げ破断を起こすが，SUS430内側の場合は引張曲げ破断を起こすのはダイス肩半径1mmの場合だけとなっている。

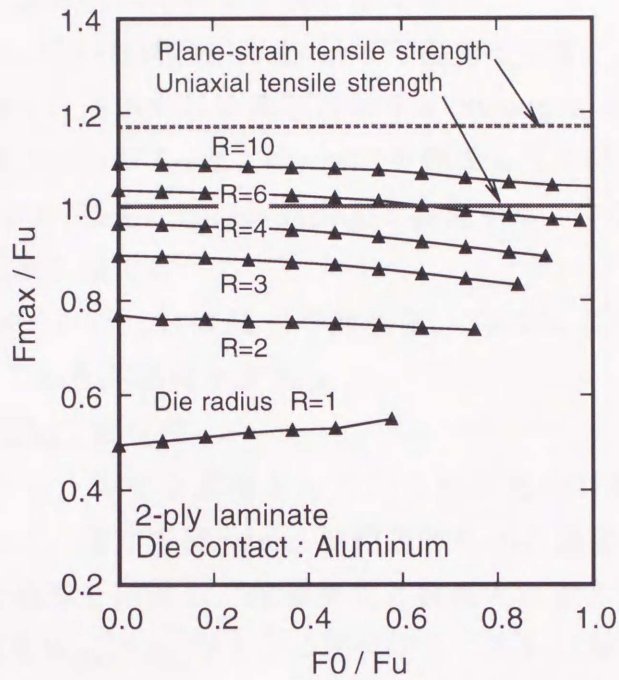
3.4.2 実験結果と計算結果の比較検討

図3-10に3.3節で述べた破断条件によって求めた2層板の引張曲げ破断限界の計算結果を示す。図の横軸は初期張力 F_0 ，縦軸は破断荷重 F_{max} であり，それぞれ単軸引張り破断荷重 F_u で無次元化している。引張曲げ破断荷重におよぼす初期張力の影響は小さく，図3-6のように荷重-曲率履歴を仮定してもさほど問題はないと思われる。

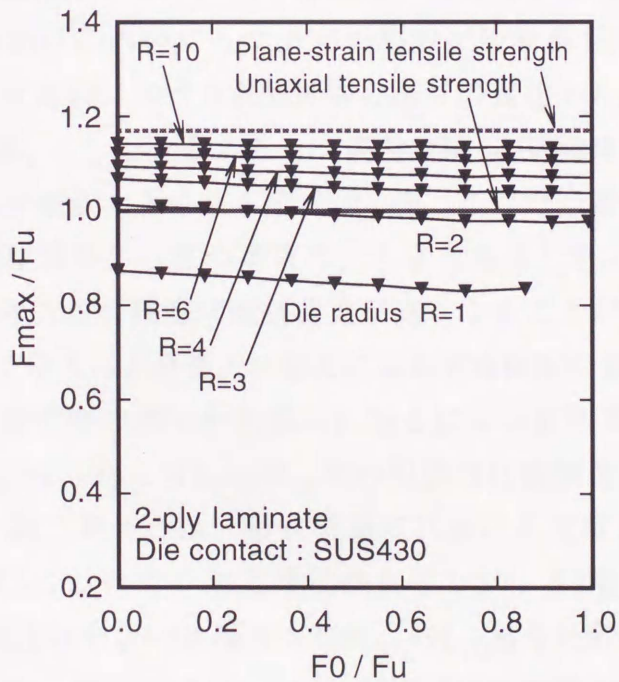
引張曲げ破断荷重はダイス肩半径が小さくなると急激に減少し，単軸引張破断荷重より低くなる。このような場合はダイス肩部において引張曲げ破断が生じることになる。一方，ダイス肩半径が大きくなると引張曲げ破断荷重は単軸引張り破断荷重を越えて平面ひずみ引張破断荷重に近づく。このような場合，本実験で用いたような帯板では，平坦部は平面ひずみ状態にはなり得ず単軸引張状態になるため，ダイス肩部における引張曲げ破断は起こらず，平坦部で単軸引張による破断が起こることになる。また，アルミニウム内側の方がSUS430内側の場合よりも引張曲げ破断荷重が低くなっている。これらの結果は全て実験結果の傾向と一致する。初期張力 $F_0=0$ の場合の計算結果を図3-8に実線（太線）で示した。なお，図中の細線は単軸引張によって破断することはないとした場合の引張曲げ破断荷重である。実際のプレス成形では平坦部（側壁部）も含めて平面ひずみ状態となる場合が多いので，この計算結果は意味を持つ。計算結果と実験結果はかなり良い一致を示す。計算値が実験値より若干低くなっているのは，解析ではダイスと試験片の摩擦が考慮されていないことが主な原因と思われる。

3.4.3 積層構成の影響について

実験結果と計算結果から，2層板の引張曲げ破断荷重が表裏入れ替えによって大きく変化することがわかった。このことは，緒言で述べた深絞り性がブランクの表裏



(a) 2層板，ダイス接触側がアルミニウムの場合



(b) 2層板，ダイス接触側がSUS430の場合

図3-10 2層積層板の引張曲げ破断荷重計算結果

入れ替えによって変化する問題に対応していると思われる。そこで、ここでは強度と加工硬化特性の異なるいくつかのモデル材料を用いた数値実験によって、表裏入れ替えによる破断荷重の差について考察を加える。

図3-11に数値実験に用いた材料の応力-ひずみ曲線を示す。ここで、各材料の記号について説明しておく。基本的には高強度材をS (Strong), 低強度材をW (Weak)と表し、加工硬化指数(いわゆるn値)は $n=0.2$ を標準として、それより加工硬化が小さい($n=0.08$)場合にL (Low strain-hardening)と表記する。すなわち、

- ・ SL: 高強度, 低加工硬化材
- ・ S1, S2: 高強度材(ただしS1はSLより高強度, S2はSLより低強度)
- ・ W: 低強度材(これを基準材とする)
- ・ WL: 低強度, 低加工硬化材

である。これらのうち、W材を基準として、これに他の材料を組み合わせた厚さ2mmの2層板について、曲げ半径2mm, 初期張力 $F_0=0$ の場合の引張曲げ破断荷重と最大荷重点における板厚を計算し、積層構成と表裏入れ替えの影響を検討した。なお、ここでは積層板を $W_{(O)}/S1_{(I)}$ のように表記する。これはW材とS1材の2層板で、S1材が曲げの内側に位置することを表す。

図3-12に上記のモデル材料から成る積層板の引張曲げ破断荷重、図3-13に最大荷重点における板厚の計算結果を示す。図の横軸はW材の厚さの割合である。これらの結果から、高強度材を曲げの内側にした方が引張曲げ破断荷重が高くなることがわかる。これは、引張曲げ変形における高強度層の厚さの変化から説明できる。つまり、低強度層 $_{(O)}$ /高強度層 $_{(I)}$ としたときよりも、高強度層 $_{(O)}$ /低強度層 $_{(I)}$ としたときの方が高強度層の厚さの減少率が大きくなる^{(29),(30),(31),(33)}。ここで、破断荷重の大小を決定する支配的因子は高強度層が受け持つ荷重の大きさであると考えれば、低強度層 $_{(O)}$ /高強度層 $_{(I)}$ としたときの方が引張曲げ破断荷重が高くなることが理解できる。また、高強度層の強度が大きくなるほど表裏入れ替えによる破断荷重の差が大きくなっている。

一方、各層の加工硬化性の違いが表裏入れ替えによる破断荷重の差に与える影響は小さい。これは $W_{(O)}/WL_{(I)}$ 材と $WL_{(O)}/W_{(I)}$ 材の引張曲げ破断荷重がほぼ同じことからわかる。ただし、加工硬化性は、最大荷重点における板厚には大きな影響を与える。例えば、図3-13において、加工硬化の大きなS1, S2層をもつ $W_{(O)}/S1_{(I)}$ 材、 $W_{(O)}/S2_{(I)}$ 材と加工硬化の小さいSL層をもつ $W_{(O)}/SL_{(I)}$ 材を比較してみると、W層の積層比が小さいとき、 $W_{(O)}/S1_{(I)}$ 材と $W_{(O)}/S2_{(I)}$ 材の方が破断時の板厚が小さくなっていることがわかる。これは、加工硬化の大きい材料ほど最大荷重点における板厚ひずみが大きくなるためである。 $S1_{(O)}/W_{(I)}$ 材、 $S2_{(O)}/W_{(I)}$ 材と $SL_{(O)}/W_{(I)}$ 材との比較からも同様のことがわかる。

以上のことから、アルミニウム/SUS430積層板の引張曲げ破断荷重が表裏入れ替

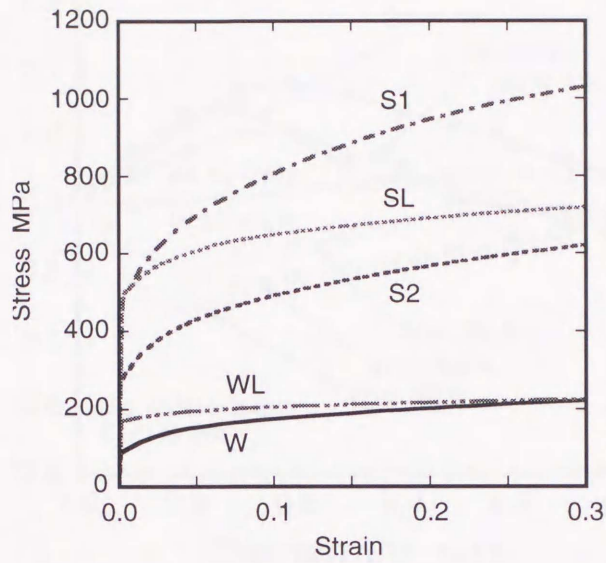


図3-11 モデル材料の応力-ひずみ曲線

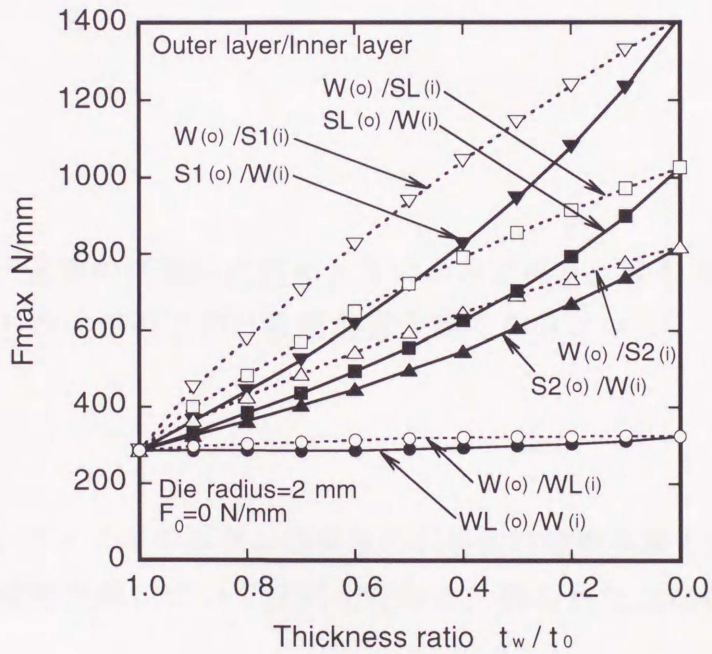


図3-12 モデル材料を積層した2層板の引張曲げ破断荷重計算結果 (t_0 : 初期全板厚, t_w : W層の厚さ)

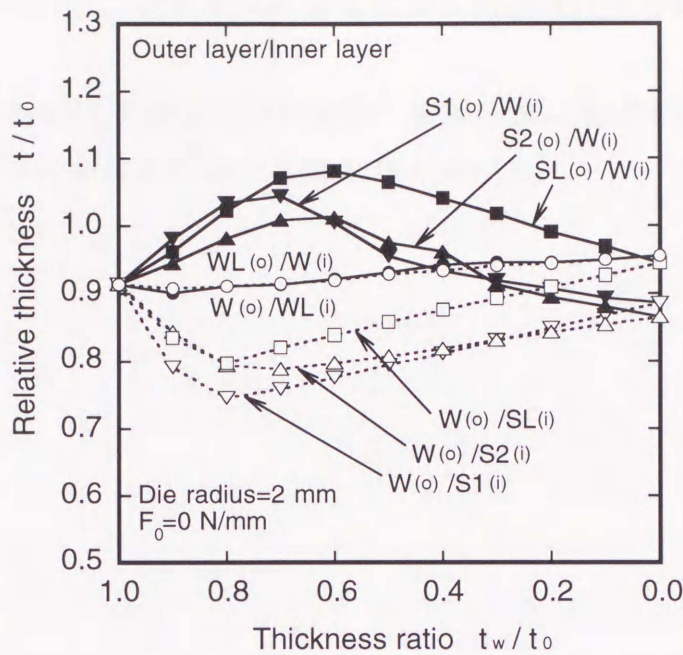


図3-13 モデル材料を積層した2層板の引張曲げ破断限界点における板厚計算結果 (t_0 : 初期全板厚, t_w : W層の厚さ)

えで変化するのは、各層の変形抵抗差が大きいからであり、変形抵抗の高いSUS430層を曲げの内側にした方が引張曲げ破断荷重が高くなるということが明らかになった。

3.5 結言

本章ではステンレス/アルミニウム積層板の引張曲げ破断実験と対応する数値解析を行い、引張曲げ破断条件について検討を行った。得られた主な結論は以下の通りである。

(1) 積層板の曲率一定の引張曲げにおける破断限界を最大荷重条件に基づいて提案した。これによる計算結果は実験結果の傾向をよく表す。すなわち、引張曲げ破断荷重は、ダイス肩半径が小さくなると急激に低下する。また、2層積層板では表裏の入れ替えによって引張曲げ破断荷重が変化する。

(2) 2層積層板では、変形抵抗の高い層を曲げの内側にすると引張曲げ破断荷重は高くなる。これは、この場合の方が高強度層の厚さの減少がその逆の場合に比べて小

さくなり，その結果，より大きな荷重に耐えられるようになるからである．各層の変形抵抗差が大きいほど，表裏を入れ替えによる引張曲げ破断荷重の変化量は大きくなる．

(3)積層板の構成素材の加工硬化性が引張曲げ破断荷重に及ぼす影響は小さい．加工硬化性は最大荷重点における板厚に影響を与える．

第4章 引張曲げ・曲げ戻しにおける変形挙動

4.1 緒言

板材のプレス成形において、ダイス肩部に沿って板が引込まれるときの板厚変化と引張曲げ・曲げ戻しによる抵抗力の見積もりは、板のプレス成形性を考えるうえでの重要な課題であり、単一板についてはこれまでもいくつかの論文^{(34),(36)}が発表されている。

ところで、金属積層板は板厚方向に機械的性質の異なる層を持つので、板厚方向に応力、ひずみ分布を持つ曲げ変形において単一板には見られない独特の挙動を示す。例えば、2層積層板の深絞りにおいて、板の表裏を入れ替えると限界絞り比 (LDR) が変化することが知られている^{(38),(39),(57),(58),(59)}。これについては、積層板の引張曲げ破断限界が積層板の表裏入れ替えによって変化することがその原因ではないかとの指摘がある⁽⁵⁷⁾が、一方、引張曲げ・曲げ戻しにおける抵抗が変化するためであるとの見解も見られる⁽⁵⁸⁾。

このように、積層板のプレス成形性を考える上で、積層板の引張曲げにおける破断条件、あるいは引張曲げ・曲げ戻しにおける抵抗力について検討することは重要である。また、プレス成型品の板厚の予測、製品精度の管理という観点からみると、ダイス肩部に沿った積層板の引張曲げ・曲げ戻しにおける板厚変化挙動を把握することも必要となる。

これらの問題のうち、積層板の引張曲げ破断限界については既に第3章で取りあげ、積層板を構成する素材の機械的性質と積層比が与えられれば、引張曲げ破断荷重を解析的に求めることができることを示した。この章では、積層板が引張曲げ・曲げ戻しを受けながらダイス肩部を通過するときの抵抗力、すなわち引込み抵抗と、ダイス肩部に沿った積層板の引張曲げ・曲げ戻しにおける板厚変化挙動を実験と数値解析の両面から明らかにすることを目的としている。

積層板の引張曲げ・曲げ戻しにおける板厚変化については、既に詳細な解析的検討がなされており⁽³³⁾、積層構成や構成素材の機械的性質が板厚変化におよぼす影響が明らかにされている。しかし、このような解析的研究はすべて均等曲げを扱っており、実際にダイス肩部に沿ってどのように金属積層板の変形が進行するかについては明らかにされていない。

また、板がダイス肩部に沿って引込まれるときの抵抗力には、板の引張曲げ・曲げ戻し変形に起因するものと、板とダイスとの間の摺動摩擦力に起因するものがあるが、この両成分を分けて議論した研究はなされていない。

そこで本章では、まず著者らが作製した引張曲げ・曲げ戻し試験機を用いて、ステンレス/アルミニウム積層板がダイス肩部に沿って引込まれるときの抵抗力、およ

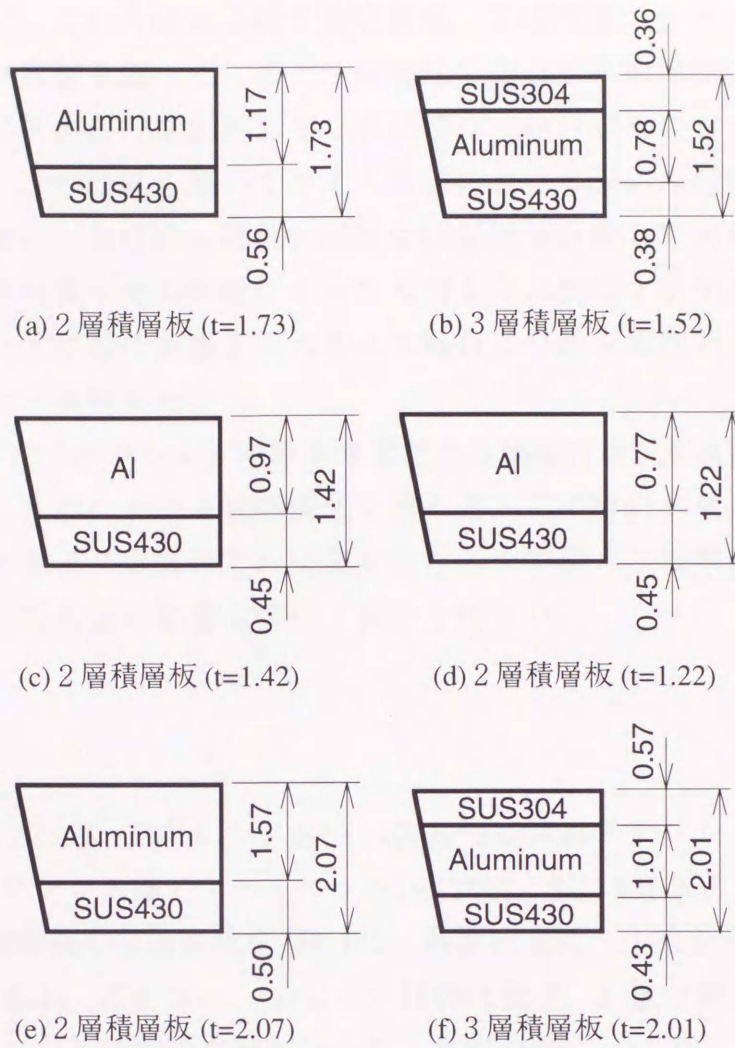


図4-1 実験に用いた2層および3層積層板の積層構成 (単位 mm)

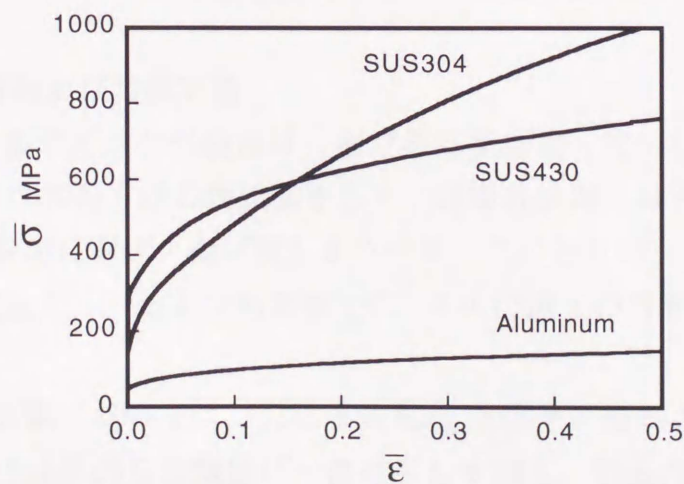


図4-2 層積層板の構成素材の応力-ひずみ曲線

び板厚変化を実測し，これらにおよぼす積層構成，引張荷重，ダイス肩半径，積層板の表裏入れ替えの影響を調べた．また，剛塑性平面ひずみ均等引張曲げ・曲げ戻しの応力・ひずみ解析手法⁽³³⁾を応用して，引張曲げ・曲げ戻しにおけるエネルギー散逸の評価を行った．この結果を用いてダイス肩部における引込み抵抗力の二つの成分，すなわち引張曲げ・曲げ戻し抵抗と摺動摩擦抵抗を分離して求め，これらの値が構成素材の機械的性質やその配置によってどのように変化するかを調べた．とりわけ，2層板については板の表裏を入れ替えた場合に引込み抵抗力にどのような違いが生じるかについて検討した．

さらに，応力反転時のバウシガ効果を考慮できる剛塑性有限要素解析⁽⁶⁰⁾によって引張曲げ・曲げ戻し変形における板厚変化を求めた．この解析結果と実験結果に基づいて，板厚変化がダイス肩部のどの位置で生じるかを調べ，板厚変化に及ぼす構成素材の強度差や引張荷重の影響について検討を行った．

4.2 実験方法

4.2.1 供試材

ここで用いた供試材は，アルミニウム(A1100)/SUS430ステンレス鋼から成る2層板と，SUS304ステンレス鋼/アルミニウム(A1100)/SUS430ステンレス鋼から成る3層板である．積層板の積層構成を図4-1に，各構成素材の圧接前の応力-ひずみ曲線を図4-2に示す．なお，図4-1(a)，(b)に示す材料は第2，3章で用いたものと同じである．図4-1に示した6種類の積層板のうち，板厚の薄い(a)，(b)，(c)，(d)は引込み抵抗の測定に，板厚の厚い(e)，(f)は板厚変化の測定に用いた．これらの積層板は温度400℃における圧延圧接によって製造されており，圧接時の圧下率はステンレス層で約12～14%，アルミニウム層で約40%である．これらの供試材から平行部長さ200mm，幅20mmの帯板試験片(圧延方向と長手方向を一致させた)を切り出して使用した．

4.2.2 実験装置および実験方法

本実験では第3章で述べた引張曲げ・曲げ戻し試験機(図3-3，3-4，3-5を参照)を使用した．図4-3に実験方法の模式図を示す．積層板試験片はダイス肩部に沿って引張られながら連続的に曲げ・曲げ戻しをうける．このときの引込み側(ダイス出口側)の荷重 F_D と変位 U_D ，および拘束側(ダイス入口側)の荷重 F_R と変位 U_R を計測，記録した．

引込み抵抗測定実験においては，引込み荷重 F_D を徐々に増加させながらダイス肩部に沿って試験片に連続的な引張曲げ・曲げ戻しを加え，引込み荷重 F_D と拘束荷重 F_R の測定値から引込み抵抗($F_D - F_R$)を求めた．また，引込み側変位 U_D と拘束側変位 U_R から速度 \dot{U}_D ， \dot{U}_R を算出し，ダイス肩部におけるエネルギー散逸($F_D \dot{U}_D - F_R \dot{U}_R$)を

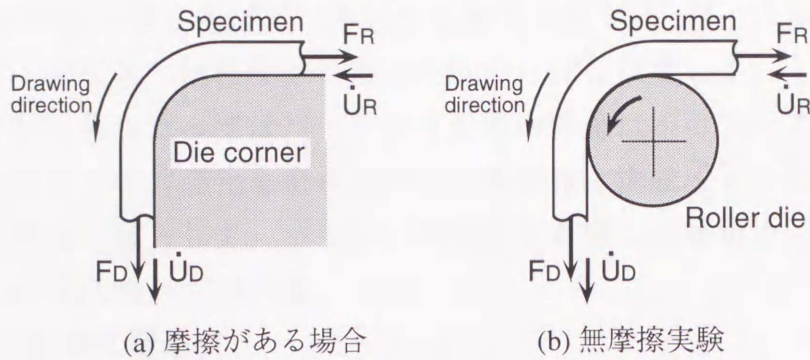


図4-3 引張曲げ・曲げ戻し実験(模式図)

求めた。このデータは後述する摩擦係数の評価において使用した。

板厚変化測定実験においては、引込み側荷重 F_D と拘束側速度 \dot{U}_R を一定として試験片にダイス肩部に沿って連続的な引張曲げ・曲げ戻しを加えた。試験後、試験片の長手方向に沿った板厚分布をポイントマイクロメータによって測定した。引込み荷重 F_D は試験片の降伏荷重 $F_0 (= w \sum t_i Y_i, t_i: i$ 層の板厚, $Y_i: i$ 層の初期降伏応力, w : 板幅)の40, 60, 80および100%の4段階とした。

上記の実験を、ダイス肩半径、試験片の裏表などを変えて行った。ダイス肩部の半径は2, 3, 4, 6, 10mmの6種類があり、これらを適宜使用した。潤滑剤は高粘度潤滑油#660を用いた。また、引込み抵抗測定実験においては、試験片とダイスとの摩擦の影響を検討するため、図4-3(b)に示すような肩半径6mmのローラーダイスを用いた無摩擦実験も行った。

4.3 バウシंगा硬化を考慮した剛塑性有限要素法

引張荷重が一定のもとでダイス肩部に沿って板が引込まれる場合の板厚変化挙動を考えると、引張荷重が既知であれば、曲げ・曲げ戻し曲率はダイス肩半径によって与えられるので、第3章で述べた均等引張曲げ・曲げ戻し解析によってもこのときの板厚変化を求めることができる⁽⁶⁾。しかし、ダイスのどの位置において曲げや曲げ戻しが生じるかについて知るためにはFEM解析を行う必要がある。

ところで、従来の剛塑性有限要素法で使用されている構成式としては、Mises型の構成式(いわゆるJ2流れ理論)、Hillの異方性塑性構成式、あるいは材料にわずかな圧縮性を持たせた構成式(圧縮特性法)などが挙げられる。しかし、これらの構成式では応力反転時のバウシंगा効果を表現することができない。金属材料が全てバウシंगा効果を示すことを考えると、上記のような従来の方法には問題がある。しかし、これまでに頻繁に行われてきた鍛造プロセスなどの解析では、応力反転自体

があまり起こらないため、この点はさほど問題視されなかったと考えられる。

しかし、本研究で取りあげているような板材成形では、ダイス肩部に沿った連続的な引張曲げ・曲げ戻し過程などで応力反転がしばしば生じる。したがって、板材成形の解析を行うに当たってはバウシング効果の考慮は不可欠である。そこで、本研究では移動硬化と等方硬化を組み合わせた複合硬化構成式を圧縮特性法に基づく剛塑性有限要素法に導入して、バウシング効果を考慮した解析を行うことにした。以下ではその概要について述べる。

4.3.1 複合硬化構成式

バウシング効果を表現するため、降伏関数として、図4-4に示すような加工硬化を降伏曲面の移動（移動硬化）と拡大（等方硬化）の組み合わせで表現する複合硬化型のものを用いた。さらに、材料がわずかな圧縮性をもつとして静水圧応力依存項を付加し、最終的には次のような式を使用した。

$$f = \frac{3}{2}(S_{ij} - \alpha'_{ij})(S_{ij} - \alpha'_{ij}) + g\sigma_m^2 - \sigma_0^2 = 0. \quad (4-1)$$

ここで、 S_{ij} は偏差応力、 α'_{ij} は偏差背応力、 σ_0 は降伏曲面の大きさ、 σ_m は静水圧応力である。また、 g は微小な正の係数であり、材料の圧縮性の度合いを表す。後述するように、このようなわずかな圧縮性を導入すると、ひずみ速度から応力が一意に定まる。

偏差背応力はArmstrong-Frederick⁽⁶²⁾の非線形移動硬化と線形移動硬化を用いて次

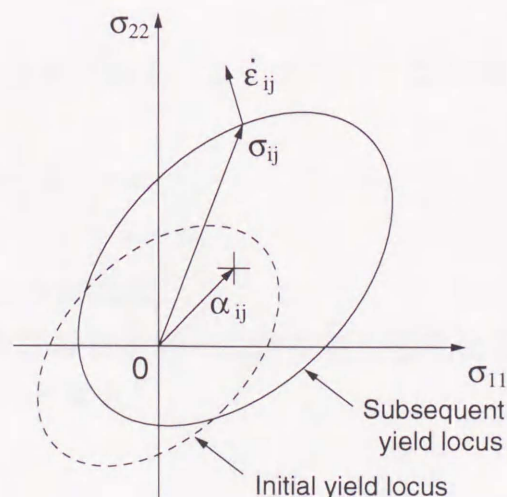


図4-4 降伏曲面の移動と拡大に基づく複合硬化モデルの概念図

のように表される.

$$\begin{aligned} \{\dot{\alpha}'_{ij}\} &= \{\dot{\alpha}'_{ij(1)}\} + \{\dot{\alpha}'_{ij(2)}\}, \\ \{\dot{\alpha}'_{ij(1)}\} &= C \left(\frac{2}{3} a \{\dot{\epsilon}_{ij}\} - \dot{\bar{\epsilon}} \{\alpha'_{ij(1)}\} \right), \\ \{\dot{\alpha}'_{ij(2)}\} &= \frac{2}{3} H' \{\dot{\epsilon}_{ij}\}. \end{aligned} \quad (4-2)$$

ここで, C , a , H' は材料定数, $\dot{\bar{\epsilon}}$ は相当塑性ひずみ速度である. また, 降伏曲面の大きさ σ_0 は, 初期降伏応力 Y と, 塑性変形に伴って拡大する抗応力 R の和として次のように表される.

$$\sigma_0 = Y + R. \quad (4-3)$$

R の移行式は Chaboche-Rousselier⁽⁶³⁾ によるものを採用し, 次のようにおく.

$$\dot{R} = b(Q - R)\dot{\bar{\epsilon}}. \quad (4-4)$$

ここで, b , Q は材料定数である. 式 (4-1) の降伏関数を塑性ポテンシャルとすると, 関連流動則からひずみ速度 $\dot{\epsilon}_{ij}$ は次のように表される.

$$\dot{\epsilon}_{ij} = \frac{\partial f}{\partial S_{ij}} \dot{\lambda} = \frac{\dot{\bar{\epsilon}}}{2\sigma_0} \left\{ 3(S_{ij} - \alpha'_{ij}) + \frac{2}{3} \delta_{ij} g \sigma_m \right\}. \quad (4-5)$$

ただし, 相当塑性ひずみ速度は次式で与えられる.

$$\dot{\bar{\epsilon}} = \sqrt{\frac{2}{3} \dot{\epsilon}'_{ij} \dot{\epsilon}'_{ij} + \frac{\dot{\epsilon}_v^2}{g}}. \quad (4-6)$$

ここで, $\dot{\epsilon}_v$ は体積ひずみ速度である. よって, 応力は次のようになる.

$$\sigma_{ij} = \frac{\sigma_0}{\dot{\bar{\epsilon}}} \left\{ \frac{2}{3} \dot{\epsilon}_{ij} + \delta_{ij} \left(\frac{1}{g} - \frac{2}{9} \right) \dot{\epsilon}_v \right\} + \alpha'_{ij}. \quad (4-7)$$

4.3.2 剛塑性有限要素法の定式化

圧縮性材料に対しても, 非圧縮性材料と同様な最大塑性仕事の原理が成り立つ⁽²⁰⁾. ただし, σ_{ij}^* は静的可容応力である.

$$(\sigma_{ij} - \sigma_{ij}^*) \dot{\epsilon}_{ij} \geq 0. \quad (4-8)$$

与えられた境界条件の下で, 動的可容速度場 v_i^* (またはひずみ速度場 $\dot{\epsilon}_{ij}^*$), および静的可容応力場 σ_{ij}^* に対して, 最大塑性仕事の原理と仮想仕事の原理から次の式が得られる. ただし, \bar{T}_i は外力境界面 S_f 上にはたらく外力である.

$$\begin{aligned}\Phi &= \int_V \sigma_{ij}^* \dot{\epsilon}_{ij}^* dV - \int_{S_i} \bar{T}_i v_i^* dS \\ &\geq \int_V \sigma_{ij} \dot{\epsilon}_{ij} dV - \int_{S_i} \bar{T}_i v_i dS.\end{aligned}\quad (4-9)$$

式 (4-9) に式 (4-7) を代入すると、次のような汎関数を得る。

$$\Phi = \int_V \sigma_0^* \dot{\epsilon}^* dV + \int_V \alpha_{ij}^* \dot{\epsilon}_{ij}^* dV - \int_{S_i} \bar{T}_i v_i^* dS. \quad (4-10)$$

動的可容速度場 v_i^* (またはひずみ速度場 $\dot{\epsilon}_{ij}^*$) は、節点速度 $\{d\}$ の関数として以下のように与えられる。ただし $[N]$ は形状関数、 $[B]$ は B マトリックスである。

$$\{v^*\} = [N]\{d\}, \quad (4-11)$$

$$\{\dot{\epsilon}^*\} = [B]\{d\}. \quad (4-12)$$

式 (4-10) に式 (4-11), (4-12) を代入すれば、汎関数は節点速度 $\{d\}$ の関数として表される。この汎関数を最小化する節点速度、すなわち次の式を満たす節点速度 $\{d\}$ が正解となる。

$$\frac{\partial \Phi}{\partial d_i} = 0, \quad i = 1, 2, \dots, N_d. \quad (4-13)$$

ここで、 N_d は未知の節点速度成分の数である。求められた正解の節点速度 $\{d\}$ から、正解のひずみ速度場と応力が得られる。

4.4 ダイス肩部における引込み抵抗

4.4.1 応力・ひずみ解析

ダイス肩部における引込み抵抗を解析的に検討するため、剛塑性平面ひずみ均等引張曲げ・曲げ戻しにおける応力・ひずみ解析を行い、この変形過程におけるエネルギーバランスに基づいて引込み抵抗 ($F_D - F_R$) を求めた。張曲げ・曲げ戻し解析方法については、すでに第 3 章で説明したのでここでは省略する。

4.4.2 エネルギー収支と引込み抵抗

ダイス肩部における引張曲げ・曲げ戻し塑性変形によるエネルギー消散率を \dot{W}_d 、摩擦によるエネルギー消散率を \dot{W}_f とすると、エネルギー収支から次の式が成り立つ。

$$F_D \dot{U}_D - F_R \dot{U}_R = \dot{W}_d + \dot{W}_f \quad (4-14)$$

ここで無摩が無いとすれば、 $\dot{W}_f = 0$ なので、 F_R は次のようになる。

$$F_R = F_D \frac{\dot{U}_D}{\dot{U}_R} - \frac{\dot{W}_d}{\dot{U}_R} \quad (4-15)$$

よって、 $(F_D - F_R)$ は次式で表される。

$$F_D - F_R = F_D \left(1 - \frac{\dot{U}_D}{\dot{U}_R}\right) + \frac{\dot{W}_d}{\dot{U}_R} \quad (4-16)$$

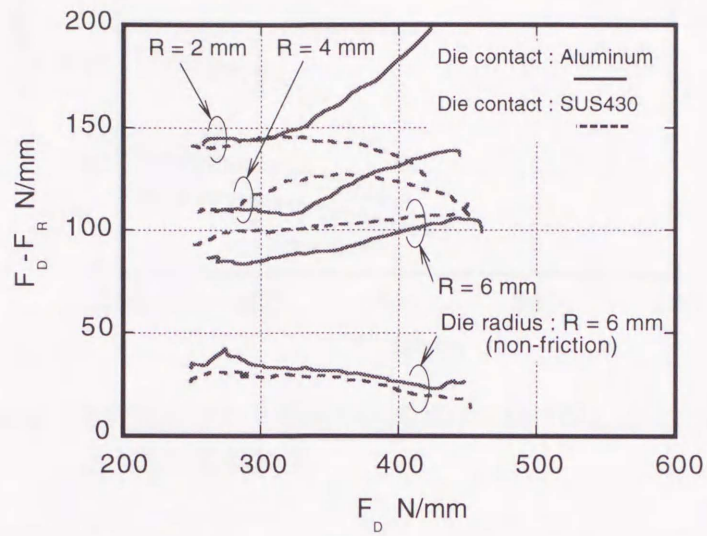
これらの式に基づき、無摩擦状態における引込み抵抗を解析的に求めた。計算手順は以下の通りである。まず荷重 F_R と速度 \dot{U}_R に所定の値を与える。次に荷重 F_R の値を仮定し、第3章で述べた方法によって引張曲げ・曲げ戻し計算を行う。ただし、この計算において引張荷重は初期値(ダイス入口直前の板が平坦な状態に対応)を F_R とし、曲げ・曲げ戻し過程を通じて無次元曲率 $\bar{\kappa}_i$ に対して直線的に増加すると仮定し、曲げ戻し終了時(ダイス出口直後で板が平坦になった状態に対応)に F_D となるようにする。この計算によって塑性変形によるエネルギー消散率 \dot{W}_d が求められ、また、板厚変化から速度 \dot{U}_D がわかる。これらの値を式(4-15)に代入して求めた F_R と、初期に仮定した F_R が一致するように繰り返し計算を行えば F_R の値が決定でき、無摩擦状態における $(F_D - F_R)$ が求められる。

4.4.3 実験結果と解析結果

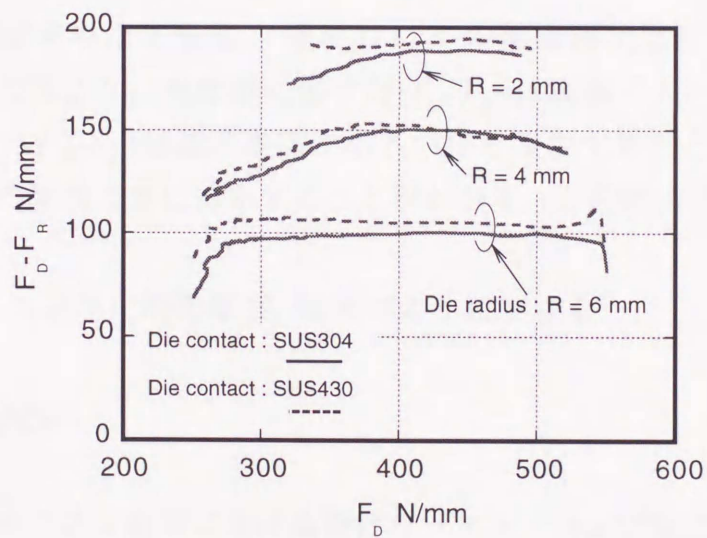
図4-5は、2層板(図4-1(a))、および3層板(図4-1(b))のダイス肩部に沿った引張曲げ・曲げ戻しにおける引込み抵抗 $(F_D - F_R)$ の実測値を示したものである。いずれの場合も、ダイス肩半径が小さいほど $(F_D - F_R)$ が大きくなるという点は共通している。

2層板では、アルミニウムがダイスに接する場合、引込み荷重 F_D が増加するにつれて $(F_D - F_R)$ も増加しており、ダイス肩半径が小さいほどその増加割合は大きくなっている。一方、2層板でSUS430がダイスに接する場合、 $(F_D - F_R)$ は常に引込み荷重 F_D とともに単調に増加するわけではなく、ダイス肩半径が2ないし4mmの場合には引込み荷重 F_D がある程度以上大きくなると $(F_D - F_R)$ は小さくなる傾向が見られる。また、ダイス肩半径が小さいときは、アルミニウムがダイスに接する場合の方が、SUS430がダイスに接する場合よりも全体的に $(F_D - F_R)$ の値が大きくなっているが、ダイス肩半径が大きくなるにつれて両者の大小関係は逆転してくる。また、肩半径6mmのローラーダイスを用いた無摩擦実験では、表裏の入れ替えによる影響はほとんどみられず、荷重 F_D が増加するとともに $(F_D - F_R)$ は減少していくことがわかる。

3層板では、ダイス肩半径が小さいときは $(F_D - F_R)$ は引込み荷重 F_D の増加とともにわずかに増加するが、ダイス肩半径が大きくなると F_D の値に関わらず一定になる。また、3層板では表裏の入れ替えによる影響はほとんどみられない。



(a) 2層板の場合



(b) 3層板の場合

図4-5 積層板の引張曲げ・曲げ戻しにおける引込み抵抗

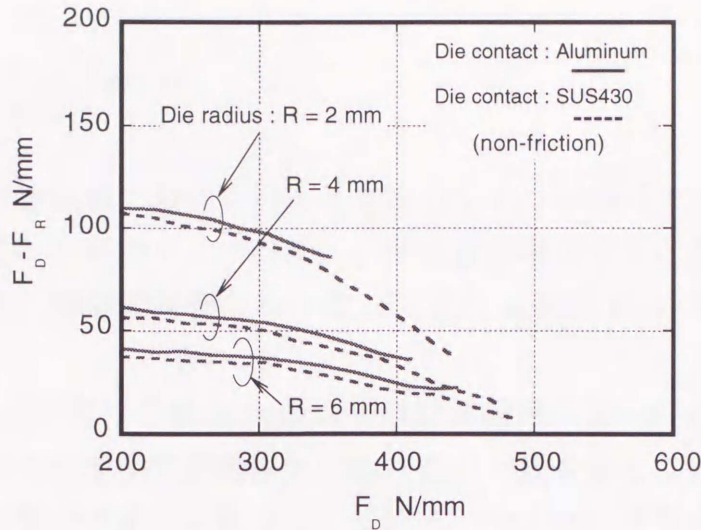


図4-6 無摩擦状態の2層板の引張曲げ・曲げ戻しにおける引込み抵抗計算結果

図4-6に解析的に求めた2層板(図4-1(a))の無摩擦状態における引込み抵抗($F_D - F_R$)を示す。これより、無摩擦状態では($F_D - F_R$)は表裏を入れ替えてもほとんど変化しないこと、($F_D - F_R$)は曲げ半径が小さいほど増加することがわかる。また、($F_D - F_R$)は荷重 F_D の増加と共に減少することがわかる。この理由は次のように考えられる。

塑性変形によるエネルギー消散率 \dot{W}_d は次のようにかける。

$$\dot{W}_d = \int (M\dot{\kappa} + F\dot{\epsilon}) ds \quad (4-17)$$

ここで、 M 、 F は板のある断面における曲げモーメントおよび軸力であり、 $\dot{\kappa}$ 、 $\dot{\epsilon}$ は板のある断面における板中央面上の曲率速度および軸方向伸びひずみ速度、 ds は板中央面に沿う線素である。ここで、簡単のため F を平均的な軸力 $(F_D + F_R)/2$ に置き換えると、この項は積分記号の外に出せるので、式(4-17)は近似的に次のようにかける。

$$\begin{aligned} \dot{W}_d &\approx \int M\dot{\kappa} ds + \frac{F_D + F_R}{2} \int \dot{\epsilon} ds \\ &= \int M\dot{\kappa} ds + \frac{F_D + F_R}{2} (\dot{U}_D - \dot{U}_R) \end{aligned} \quad (4-18)$$

これを式(4-16)に代入して整理すると次式を得る.

$$F_D - F_R \approx \frac{2}{\dot{U}_D + \dot{U}_R} \cdot \int M \dot{\kappa} ds \quad (4-19)$$

この式から、無摩擦状態における引込み抵抗 ($F_D - F_R$) は曲げモーメントの大きさに強く影響されることがわかる。一般に、引張荷重が増加すると曲げモーメントは低下する。このため、無摩擦状態における ($F_D - F_R$) は荷重 F_D の増加と共に減少するのである。

ところで、図4-6の曲げ半径6mmの場合の計算結果は図4-5(a)の半径6mmのローラダイスを用いた無摩擦実験結果と極めて良い一致を示しているが、それ以外の場合は全て計算結果の方が低い値を示している。つまり、実験結果と計算結果の差は摩擦の影響によるものであることがわかる。

以上のことから、図4-5(a)に示されるように、2層板でダイス肩半径が小さい場合に、表裏入れ替えによって ($F_D - F_R$) の挙動が大きく異なるのは、アルミニウムとSUS430の摩擦特性が異なるからであると考えられる。

4.4.4 摩擦せん断応力の検討

2層積層板の表裏入れ替えによる引込み抵抗の変化は、表裏の材料の摩擦特性の違いに起因することがわかった。そこで、積層板とダイス肩との間にはたらく摩擦せん断応力を求め、積層板の表裏入れ替えやダイス肩半径と摩擦せん断応力の関係を検討してみる。

摩擦せん断応力は次のようにして求めることができる。ただし、ここで求める摩擦せん断応力は、板がダイス肩部全体に接触していると仮定した場合の見かけ上のものである。まず板の平均移動速度 \dot{U} を次のように定める。

$$\dot{U} = (\dot{U}_D + \dot{U}_R) / 2 \quad (4-20)$$

このとき、摩擦せん断応力を τ_f 、ダイス肩半径を R とすると、板とダイスとの摩擦によるエネルギー消散率 \dot{W}_f は近似的に次のようにかける。

$$\dot{W}_f \approx \frac{\pi}{2} R \tau_f \dot{U} = \frac{\pi}{4} R \tau_f (\dot{U}_D + \dot{U}_R) \quad (4-21)$$

よって、摩擦せん断応力は次のようになる。

$$\tau_f \approx \frac{4 \dot{W}_f}{\pi R (\dot{U}_D + \dot{U}_R)} \quad (4-22)$$

ここで、式(4-14)より \dot{W}_f は次式で与えられる。

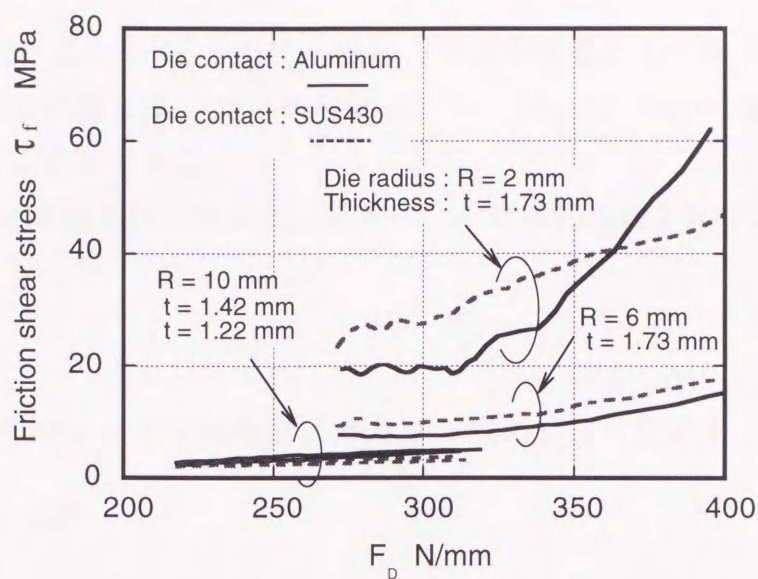


図4-7 2層板とダイス表面との間にはたらく摩擦せん断応力

注：ダイス肩半径2, 6mmのものは板厚1.73mmの2層板(図4-1(a))についての結果であり, ダイス肩半径10mmのものは板厚1.42mmおよび1.22mmの2層板(図4-1(c), (d))についての結果である。

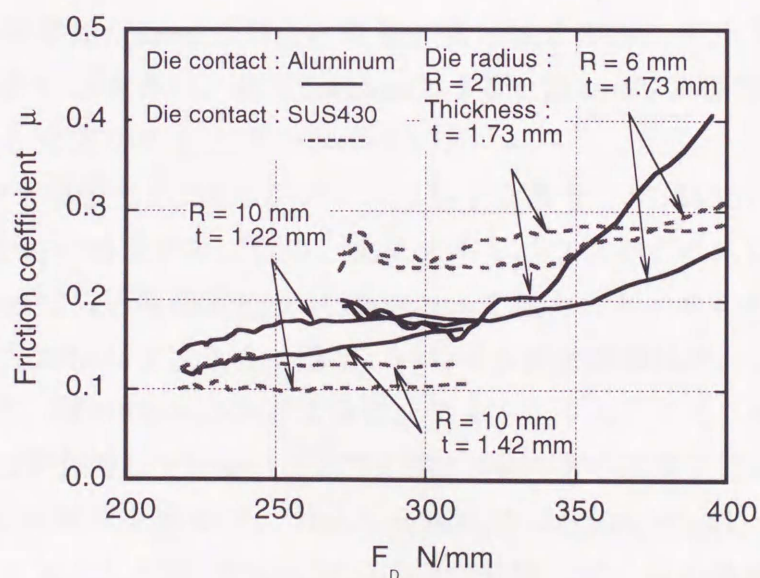


図4-8 2層板とダイス表面との間の摩擦係数

注：ダイス肩半径2, 6mmのものは板厚1.73mmの2層板(図4-1(a))についての結果であり, ダイス肩半径10mmのものは板厚1.42mmおよび1.22mmの2層板(図4-1(c), (d))についての結果である。

$$\dot{W}_f = (F_D \dot{U}_D - F_R \dot{U}_R) - \dot{W}_d \quad (4-23)$$

式(4-23)の右辺の項のうち、 $(F_D \dot{U}_D - F_R \dot{U}_R)$ は実験結果から求めることができ、 \dot{W}_d は第3章で述べた計算によって求められる。したがって、式(4-22)から摩擦せん断応力 τ_f を求めることができる。

また、クーロン摩擦を仮定すると、見かけ上の摩擦係数 μ は次のようにして求められる。

$$\mu \approx \tau_f / P_d \quad (4-24)$$

ここで P_d は平均的なダイス接触面圧であり、次のように定める。

$$P_d = (F_D + F_R) / 2R \quad (4-25)$$

図4-7に式(4-22)から求めた摩擦せん断応力を、また図4-8に式(4-24)から求めた摩擦係数を示す。これらの図に示した結果のうち、ダイス肩半径2、6mmのものは板厚1.73mmの2層板(図4-1(a))についての結果であり、ダイス肩半径10mmのものは板厚1.42mmおよび1.22mmの2層板(図4-1(c), (d))についての結果である。ダイス肩半径が小さいほど、また引込み荷重 F_D が大きいほど板の内側表面にはたらく摩擦せん断応力 τ_f は大きくなっている。また、板厚1.73mmの2層板については、アルミニウムをダイス接触側とした方がその逆の場合よりも τ_f が若干小さくなっている。ただし、ダイス肩半径が2mmで引込み荷重が高い場合のみ、アルミニウムをダイス接触側とした方が τ_f が大きい。板厚1.42mmおよび1.22mmの2層板では、SUS430をダイス接触側とした方が τ_f がわずかに小さい。

板厚1.73mmの2層板でSUS430がダイスに接する場合、SUS430のせん断降伏応力329MPaに対して τ_f の値は非常に低い。逆にアルミニウムがダイスに接する場合、ダイス肩半径が2mmで引込み荷重 F_D が約350N/mmを越えると、 τ_f の値はアルミニウムのせん断降伏応力29MPaを大きく上回り、いわゆる凝着摩擦状態となっていることがうかがえる。また、図4-8からわかるように、アルミニウムとダイスが凝着摩擦状態になると、摩擦係数が急増している。ここで、図4-5(a)のダイス肩半径2mmの場合の引込み抵抗 $(F_D - F_R)$ の実測値を見ると、引込み荷重 F_D が約350N/mm以上になると、アルミニウムをダイス側とした場合の $(F_D - F_R)$ の値が急増して、板の表裏入れ替えによる $(F_D - F_R)$ の違いが大きくなっていることがわかる。

つまり、ダイス肩半径が大きいか、あるいは引張荷重が低い場合、すなわちダイス接触面圧が低い場合はアルミニウムをダイス接触側とした方が τ_f の値が小さく、摩擦抵抗が小さい。そのため、アルミニウムをダイス側とした場合の $(F_D - F_R)$ の方が低い値を示す。しかし、ダイス肩半径が小さくなり、かつ引張荷重が高くなった場合、

すなわちダイス接触面圧が高くなった場合、アルミニウムをダイス接触側とすると τ_f の値がアルミニウムのせん断降伏応力を大きく越える。このためアルミニウムの表層でせん断変形が生じたり、あるいはアルミニウムの表面が掘り起こされたりダイスの表面に凝着したりして摩擦抵抗が急増するものと考えられる。一方、SUS430をダイス接触側とした場合はこのようなことは起こらない。このため、ダイス肩半径が小さく引張荷重が高い場合、アルミニウムをダイス側とした場合の (F_D-F_R) が急激に上昇するのに対して、SUS430をダイス側とした場合の (F_D-F_R) はあまり上昇しないものと考えられる。実際、ダイス肩半径2mmでアルミニウムをダイス側とした実験ではアルミニウムがダイス表面に凝着するのが観察されたが、SUS430をダイス側とした実験ではこのようなことは起こらなかった。このことは上記の考察を裏付けている。

ところで、板厚1.42mmおよび1.22mmの2層板では、ダイス接触面圧が非常に低いにもかかわらずSUS430をダイス接触側とした場合の方が摩擦係数が低くなっており、これは上記の板厚1.73mmの2層板の結果と逆の傾向である。この原因についてはまだよくわかっておらず、今後の検討課題として残されている。

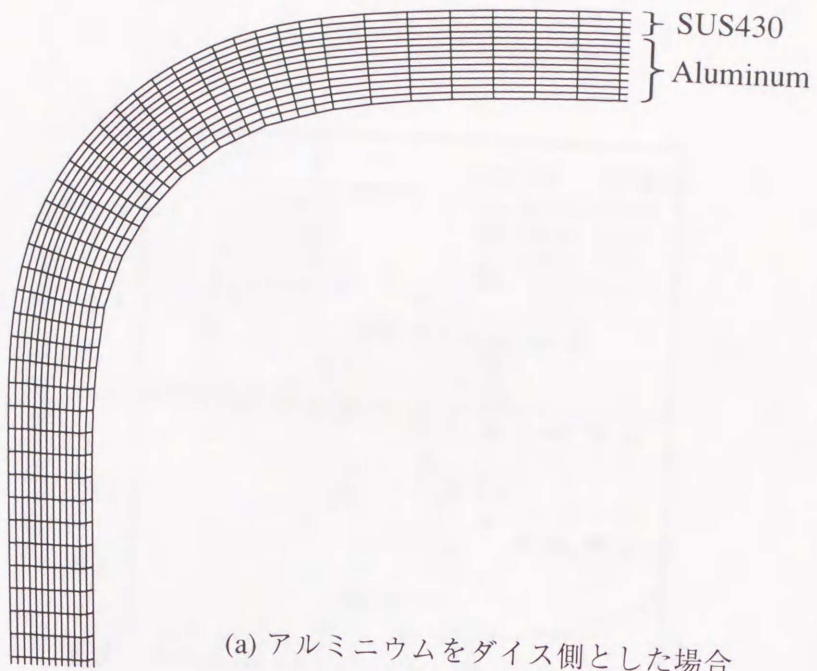
4.5 引張曲げ・曲げ戻しにおける積層板の板厚変化

ここでは、引込み荷重 F_D を一定とした定常的な引張曲げ・曲げ戻しにおける積層板の板厚変化測定結果と剛塑性有限要素法による計算結果から、板厚変化挙動を検討する。なお、剛塑性有限要素解析では、要素は4節点四角形アイソパラメトリック要素を使用し、板厚方向13要素、長手方向77要素から成る解析モデルを用いた。試験片とダイスとの摩擦係数は式(4-24)によって求められた値に基づき0.2として計算を行った。

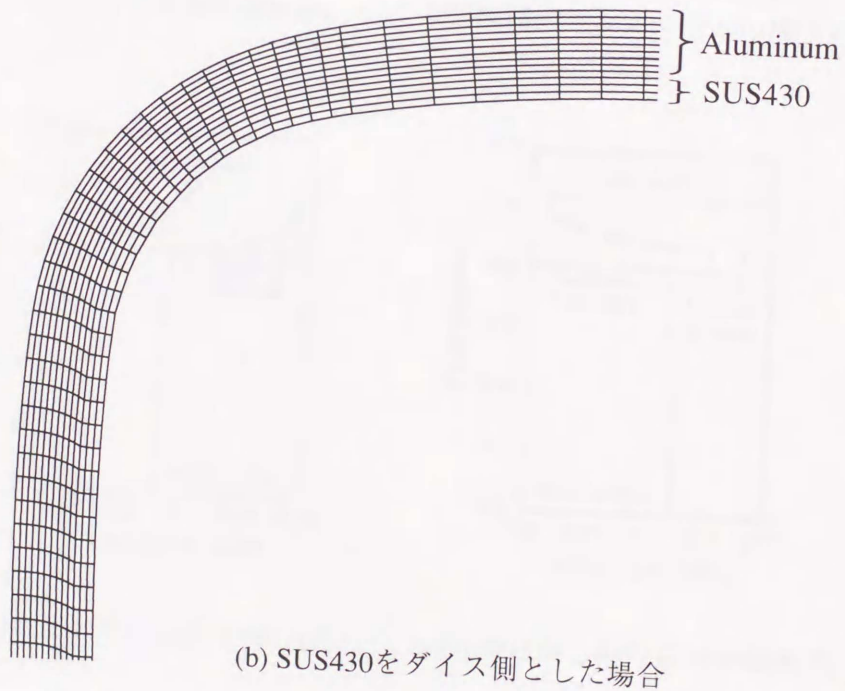
4.5.1 2層板の板厚変化

図4-9に剛塑性有限要素解析によって得られたダイス肩部におけるメッシュの変形状態の例を示す。

図4-10はダイス肩半径を6mm、ダイス接触側をアルミニウムとして引張曲げ・曲げ戻しを行った後の2層板(図4-1(e))の無次元板厚分布測定結果を示したものである。無次元板厚 (t/t_0) は初期板厚に対する変形後の板厚の比である。横軸はダイス肩中心部からの距離を示しており、負の側がダイス入口側、正の側がダイス出口側である。アルミニウムを曲げの内側にすると、引張荷重 F_D が低い場合($F_D=0.4F_0, 0.6F_0$ or $0.8F_0$: F_0 は試験片降伏荷重)、曲げによって板厚が増加した後、曲げ戻しによって板厚が減少している。引張荷重が高い場合($F_D=F_0$)、曲げにおいては板厚がほとんど変化せず、曲げ戻しによって板厚が大きく減少している。いずれの場合にもダイス入口(ダイス平坦部からR部への境界)から少しR部に入った所、またダイス出口



(a) アルミニウムをダイス側とした場合



(b) SUS430をダイス側とした場合

図4-9 剛塑性有限要素解析によって得られた2層板のメッシュの変形状態の例 (ダイス肩半径6mm, 引張荷重 $0.6F_0$ のとき)

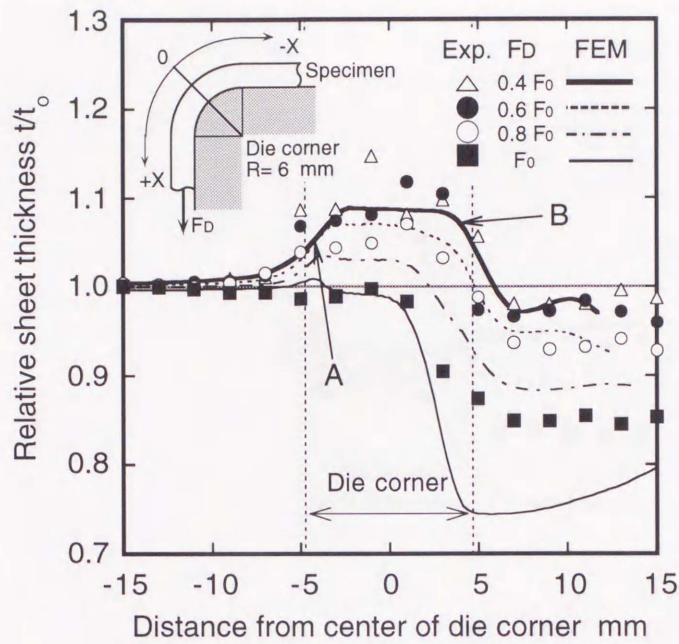
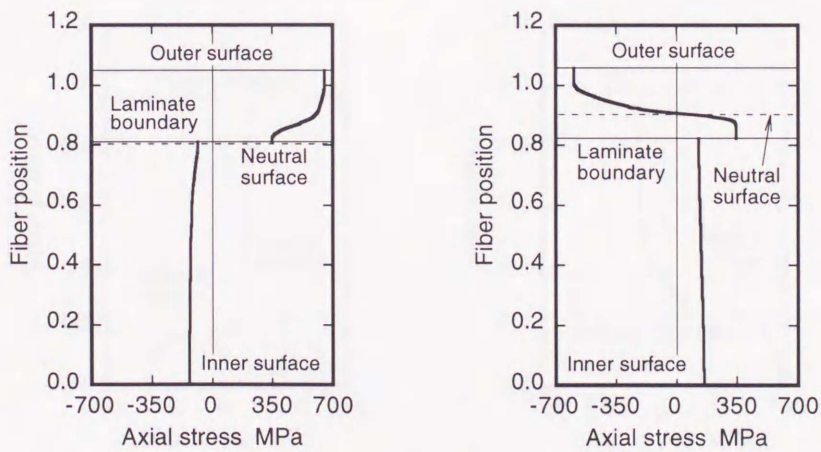


図4-10 2層板の引張曲げ・曲げ戻しにおける板厚変化
(ダイス肩半径6mm, ダイス接触側がアルミニウムの場合)



(a) 曲げ時の応力分布(A点) (b) 曲げ戻し時の応力分布(B点)

図4-11 2層板でアルミニウムをダイス側とした場合の軸方向
応力分布 (ダイス肩半径6mm, 引張荷重 $0.4F_0$ のとき)

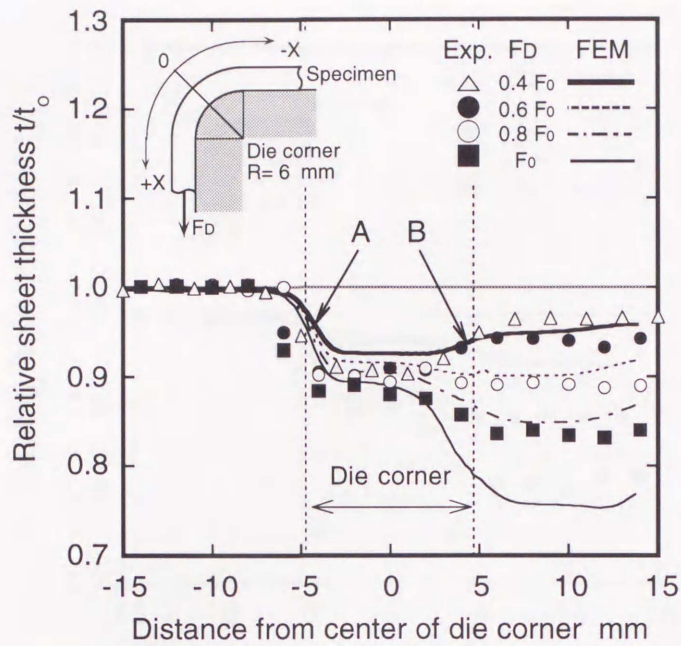
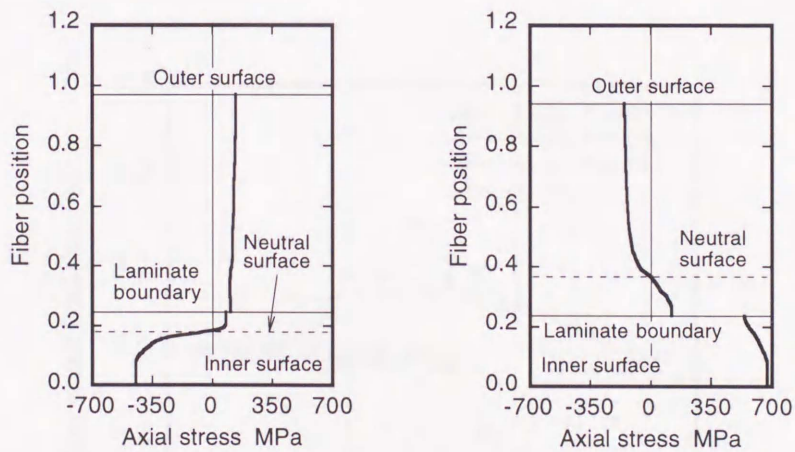


図4-12 2層板の引張曲げ・曲げ戻しにおける板厚変化
(ダイス肩半径6mm, ダイス接触側がSUS430の場合)



(a) 曲げ時の応力分布(A点) (b) 曲げ戻し時の応力分布(B点)

図4-13 2層板でSUS430をダイス側とした場合の軸方向応力
分布 (ダイス肩半径6mm, 引張荷重 $0.4F_0$ のとき)

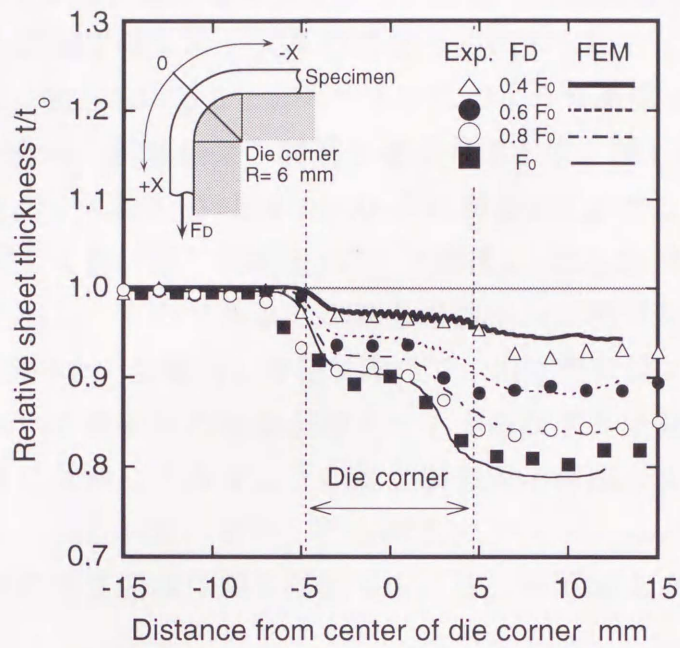


図4-14 3層板の引張曲げ・曲げ戻しにおける板厚変化
(ダイス肩半径6mm, ダイス接触側がSUS304の場合)

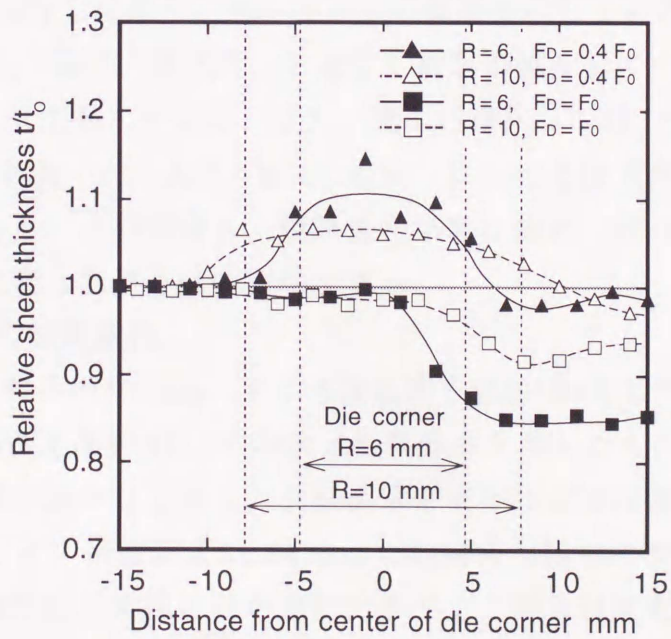


図4-15 板厚変化挙動におよぼすダイス肩半径の影響
(2層板, ダイス接触側がアルミニウムの場合)

(ダイスR部から平坦部への境界)の少し手前から出口にかけての板厚増減が著しい。この結果より、ダイス肩部における引張曲げ・曲げ戻し変形はR部内の入口および出口付近で急速に生じることがわかる。

図4-10には対応する計算結果も併せて示してある。計算結果は、引張荷重が高い場合に板厚変化が実験値よりも若干大きめになっているものの、上で述べた実際の板厚変化の傾向をよく表していることがわかる。このような板厚変化が起こる理由を、図4-11に示す応力分布の計算結果と関連させて考察する。図4-11(a)は $F_D=0.4F_0$ の場合の曲げ部断面(ダイス肩入口=図4-10のA点に対応)における軸方向応力分布を示し、図4-11(b)は同じく曲げ戻し部断面(ダイス肩出口=図4-10のB点に対応)における軸方向応力分布を示したものである。これらの図から、曲げ時・曲げ戻し時とも中立面がSUS430層近傍ないし層内に存在するので、曲げ時にはアルミニウム層の大部分が圧縮側になるため積層板の板厚が増大し(平面ひずみ圧縮変形における板厚増加)、曲げ戻し時には逆にアルミニウム層が引張側(板厚減少)になって積層板の板厚が減少することがわかる。また、引張荷重 F_D が大きいほど曲げ時の中立面は内側に、曲げ戻し時の中立面は外側に移動するため、板厚はより大きく減少することになる。

図4-12は図4-10の場合と板の表裏を入れ替え、ダイス接触側(曲げの内側)をSUS430、ダイス肩半径を6mmとして引張曲げ・曲げ戻しを行った後の2層板の無次元板厚分布測定結果を示したものである。引張荷重が低い場合($F_D=0.4F_0$ or $0.6F_0$)、曲げによって板厚が大きく減少した後、曲げ戻しによってある程度板厚が増加(元の板厚には達しないが)しており、図4-10と逆の傾向を示している。一方、引張荷重が高い場合($F_D=F_0$)、曲げ・曲げ戻しを通じて板厚が減少している。図4-12には対応する計算結果も併せて示してある。また、図4-13は $F_D=0.4F_0$ の場合の曲げ・曲げ戻し部断面(それぞれ図4-12のA点・B点に対応)における軸方向応力分布の計算結果を示したものである。この場合も、板厚変化挙動は曲げ・曲げ戻し時の軸方向応力分布や中立軸の位置と関連させて説明できる。

4.5.2 3層板の板厚変化

図4-14はダイス肩半径を6mm、ダイス接触側をSUS304として引張曲げ・曲げ戻しを行った後の3層板(図4-1(f))の無次元板厚分布を示したものである。曲げ・曲げ戻しを通じて板厚が減少しており、引張荷重が高いほど板厚減少が大きい。また、図示はしないがダイス接触側をSUS430とした場合も同様の挙動を示した。これはSUS430とSUS304の変形抵抗の差が比較的小さく、対称積層板に近いためである。

2層板、3層板とも、ダイス肩半径が大きいほど板厚変化の程度は小さかった。例として、図4-15に2層板(図4-1(e))でアルミニウムがダイスに接する場合について、ダイス肩半径が6および10mmの場合の板厚変化の実験結果を比較して示す。板

厚変化の定性的傾向はダイス肩半径に関わらず同じであるが、ダイス肩半径が大きくなると板厚の変化量は小さくなることがわかる。

4.6 結言

本章ではステンレス／アルミニウム積層板の引張曲げ・曲げ戻し実験と対応する数値解析を行い、板がダイス肩部に沿って引込まれるときの抵抗力と板厚変化について検討した。得られた主な結論は以下のとおりである。

(1)ダイス肩半径が小さいほど引込み抵抗は高くなる。また、2層板では、アルミニウムをダイス側にすると引込み荷重の増加とともに引込み抵抗も大きく増加する。逆にSUS430をダイス側にすると、引込み抵抗は引込み荷重がある程度以上大きくなると減少する傾向が見られた。

(2)無摩擦状態ならば、ダイス肩に沿った積層板の引張曲げ・曲げ戻しにおける引込み抵抗は、引張荷重の増加とともに減少する。これは、引張荷重が増加すると曲げモーメントが減少するためである。

(3)2層板の表裏入れ替えによって引込み抵抗が変化するのは表裏の材料の摩擦特性が異なるためである。とくにアルミニウムをダイス側とした場合、引込み荷重が増加してダイス接触面圧が高くなると凝着摩擦状態になり、摩擦抵抗が急増する。

(4)ダイス肩に沿った引張曲げ・曲げ戻しでは、ダイス肩部の入口および出口付近で急激な板厚減少(あるいは増加)が見られる。板厚変化に及ぼすダイス肩半径、引張荷重などの加工条件、および構成素材の強度差や積層構成の影響は、曲げ・曲げ戻し時の中立軸位置の変化から理論的に説明できる。

第5章 深絞り成形限界

5.1 緒言

板厚方向に機械的性質の異なる層を持つ金属積層板は、プレス成形において、単一板とは異なる特異な挙動を示すことが多い。特に、深絞りなどのようにきびしい引張曲げ（パンチ肩部）、および引張曲げ・曲げ戻し（ダイス肩部）を伴う成形では、曲げの内側の層と外側の層の金属の機械的性質の違いが変形挙動や成形限界に大きく影響する。

2層金属積層板の深絞りでは、板の表裏を入れ替えると限界絞り比(Limiting Drawing Ratio:LDR)が変化することが知られている^{(38),(39),(57),(58),(59)}。吉田ら⁽⁵⁷⁾は、銅／鋼積層板について、銅層がカップの外側にくるとその逆の場合よりもLDRが大きくなることを実験的に示し、その理由としてパンチ肩部における積層板の引張曲げ破断強度が板の表裏を入れ替えることによって変化することを挙げている。一方、山口ら⁽⁵⁸⁾は、アルミニウム／SPCC積層板などについて、パンチ肩部における積層板の強度は板の表裏を入れ替えてもほとんど変化しないが、最大パンチ荷重は同じブランク径でも変形抵抗の高い層をカップの外側にした場合の方が大きくなると指摘し、これがこの問題における主要な原因であるとしている。

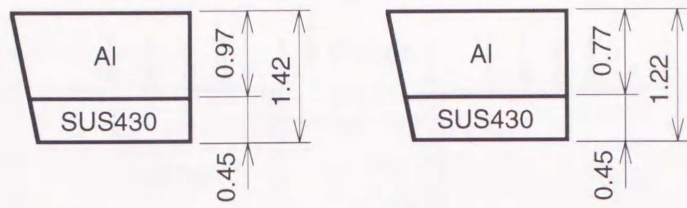
第3章、第4章では、こうした問題の解明も意識しながら、金属積層板の引張曲げ破断限界、および引張曲げ・曲げ戻しを伴いながら板がダイス肩部に沿って引込まれるときの抵抗力について検討し、強／弱2層からなる積層板の引張曲げ破断強度が板の表裏入れ替えによって大きく変化すること、曲げ半径が十分大きければ積層板の引張曲げ・曲げ戻し塑性変形による抵抗は板の表裏入れ替えの影響をあまり受けないことなどを明らかにしてきた。

本章ではこれらの結果を踏まえ、2層金属積層板の深絞り性が板の表裏入れ替えで変化する主要な原因を明らかにすることを目的としている。具体的には、ステンレス／アルミニウム積層板、および銅／鋼積層板の深絞り実験と対応する数値解析を行い、LDRに及ぼす板の表裏入れ替えの影響を検討する。その際、パンチ肩部における板の破断強度とパンチ荷重（これはフランジ部の縮み抵抗とダイス肩部における引張曲げ・曲げ戻し抵抗、および摩擦抵抗によって決まる）が板の表裏入れ替えによってどう変化するか注目した。

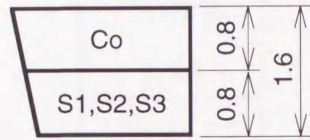
5.2 ブランクおよび実験方法

5.2.1 ブランク

深絞り実験で使用したブランクは、SUS430ステンレス鋼／アルミニウム(A1100)から成る2層板と、銅／鋼から成る2層板である。ステンレス／アルミニウム積層



(a) SUS430/Aluminum($t=1.42$) (b)SUS430/Aluminum($t=1.22$)



(c) Copper/Steel

図5-1 実験に用いた積層板の積層構成 (単位 mm)

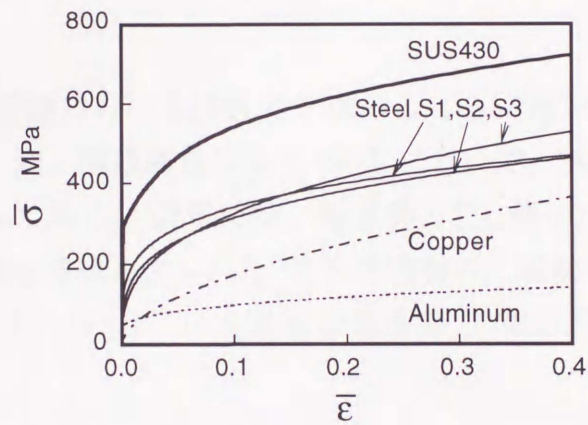


図5-2 層積層板の構成素材の応力-ひずみ曲線

表5-1 積層板の構成素材の機械的性質

Material	K (MPa)	n -value	$\bar{\epsilon}_0$	r -value
Aluminum	166	0.198	0.000	0.81
SUS430	876	0.220	0.171	1.14
Copper	600	0.540	0.000	0.84
Steel S1	580	0.230	0.000	1.12
Steel S2	600	0.280	0.000	1.81
Steel S3	730	0.350	0.000	2.91

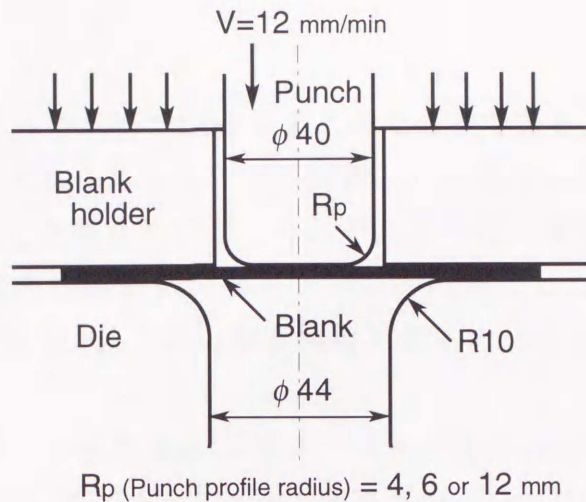


図5-3 深絞り試験装置概略図

板は第4章でダイス肩部における抵抗力を求めるときに用いたもの(図4-1(c), (d))と同じである。一方、銅/銅積層板は温度700℃において、真空中で拡散接合されたもので、板厚は1.6mmである。銅層には、板厚異方性(r値)の異なる3種の軟銅を使用した。各積層板の積層構成を図5-1に、各構成素材の圧接前の相当応力-相当塑性ひずみ曲線を図5-2に示す。表5-1には各素材の相当応力-相当塑性ひずみ曲線を

$$\bar{\sigma} = K(\bar{\epsilon}_0 + \bar{\epsilon})^n \quad (5-1)$$

と近似したときの K 、 $\bar{\epsilon}_0$ 、 n の値およびr値を示す。

本文中ではブランクを次のように表記する。SUS430をS、アルミニウムをA、銅をCo、軟銅をS1、S2、S3で表し、カップの外側(ダイス側)にはOを、カップの内側(パンチ側)にはIを添字として()内に付記して、例えば[S(O)/A(I)]のように記す。これはカップの外側(ダイス側)がSUS430、カップの内側(パンチ側)がアルミニウムとなるブランクを意味する。

5.2.2 実験方法

実験には、図5-3に示すような平底円筒パンチと平面ダイスからなる油圧式深絞り試験機を用いた。パンチ直径40mm、ダイス穴径44mm、ダイス肩半径10mmである。パンチ肩半径 R_p は、ステンレス/アルミニウム積層板の場合は6mm、銅/銅積層板の場合は4または12mmとした。しわ押さえ力はSiebelの式によって定め、パンチ速度は約12mm/minとした。ダイス面としわ押さえ面にマシン油#22を塗布して潤滑し、パンチ部は無潤滑とした。この装置を用い、ブランク直径を2mmずつ変化させて

LDRを調べた。

5.3 深絞り実験結果

表5-2は深絞り実験によって求めたLDRをまとめたものである。ステンレス／アルミニウム積層板ではアルミニウムをカップの外側とした場合の方が、銅／鋼積層板では銅をカップの外側とした場合の方が、それぞれその逆の場合よりもLDRが高くなっている。つまり、変形抵抗の高い層をカップの内側にした方がLDRが高くなる。また、銅／鋼積層板ではr値の高い鋼を積層したもののほどLDRが高くなっている。

図5-4は深絞りにおけるパンチ荷重-パンチストローク曲線の測定結果を示したものである。図5-4(a)はステンレス／アルミニウム積層板の場合の結果の一例である。深絞りの初期の段階では、パンチ荷重に及ぼすブランクの表裏入れ替えの影響は見られない。しかし、パンチ荷重がピーク点に近づくときブランクの表裏入れ替えの影響が現れ、 $[A_{(O)}/S_{(I)}]$ の方がその逆の場合よりも最大パンチ荷重 P_{max} が高くなっている。これは、第4章の図4-8で示したように、アルミニウムとSUS430の摩擦係数が異なるからである。すなわち、アルミニウム側の摩擦係数が約0.16であるのに対して、SUS430側の摩擦係数は約0.11となっているので、ダイス肩部における引込み摩擦抵抗は $[A_{(O)}/S_{(I)}]$ とした方がその逆の場合よりも高くなる。一方、図5-4(b)に示した銅／鋼積層板の場合、 $[Co_{(O)}/S1_{(I)}]$ の方がその逆の場合よりも P_{max} が若干高いものの、 P_{max} に及ぼすブランクの表裏入れ替えの影響は比較的小さい。

ステンレス／アルミニウム積層板の場合、 $[A_{(O)}/S_{(I)}]$ の方がその逆の場合よりも P_{max} が高いにも関わらずLDRも高くなっており、この点が注目される。

5.4 FEM解析

5.4.1 剛塑性有限要素解析

深絞り性の検討においては、パンチ肩部におけるブランクの破断強度の評価が重要であるが、そのためには破断に至る材料要素の変形履歴などを把握しておく必要がある。そこで、剛塑性有限要素解析によって実験結果と同様の結果が得られることを確かめたうえで、破断に至る材料要素におけるひずみ、曲率、荷重の履歴を調べた。

要素は4節点四角形アイソパラメトリック要素を用いた。解析モデルは、板厚方向に10要素とし、半径方向の要素長さは、パンチ底部では1mm、パンチ肩部では0.1mm、それ以外の部分は0.5mmとした。ブランクとダイスとの摩擦係数は、第4章の図4-8で示した結果に基づき、アルミニウム表面で0.16、SUS430表面で0.11とした。ただし銅と鋼については、試験片作製方法の関係で引張曲げ・曲げ戻し試験片

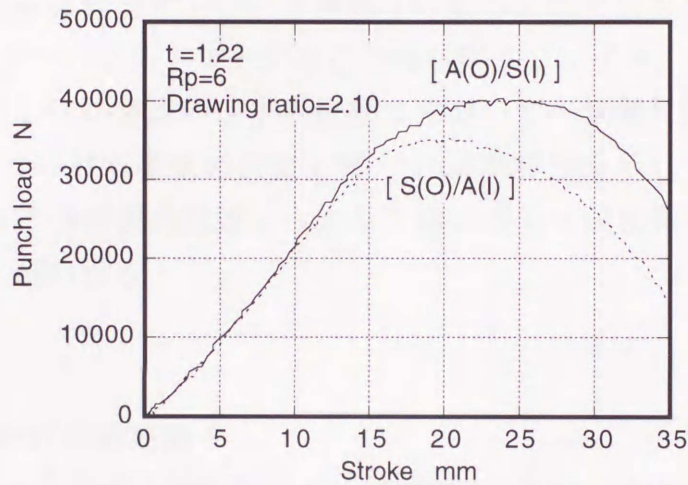
表5-2 実験によって求めたLDR

(a) ステンレス/アルミニウム積層板 (パンチ肩半径=6mm)

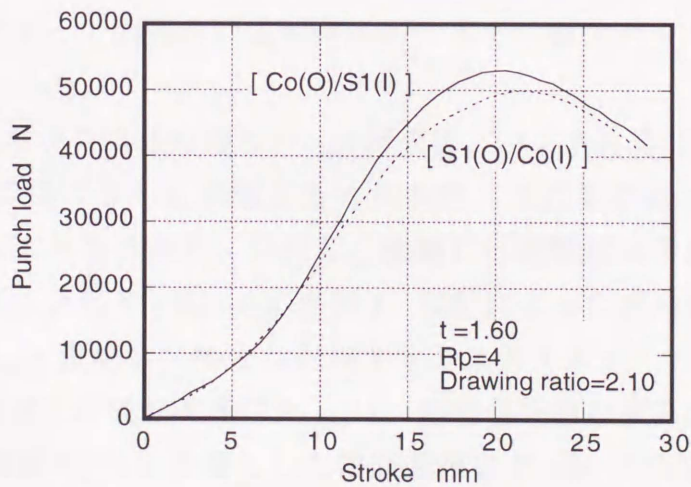
t = 1.42 mm		t = 1.22 mm	
[A(O)/S(I)]	[S(O)/A(I)]	[A(O)/S(I)]	[S(O)/A(I)]
2.20	2.15	2.25	2.20

(b) 銅/鋼積層板 (パンチ肩半径=12mm)

Steel S1/ Copper		Steel S2/ Copper		Steel S2/ Copper	
[Co(O)/S1(I)]	[S1(O)/Co(I)]	[Co(O)/S2(I)]	[S2(O)/Co(I)]	[Co(O)/S3(I)]	[S3(O)/Co(I)]
2.25	2.10	2.35	2.20	2.50	2.25



(a) ステンレス/アルミニウム積層板の場合
(板厚=1.22mm, パンチ肩半径=6mm, 絞り比=2.10)



(b) 銅/鋼積層板の場合
(板厚=1.60mm, パンチ肩半径=4mm, 絞り比=2.10)

図5-4 パンチ荷重-パンチストローク曲線測定結果

が得られず、摩擦係数の同定ができなかったため、摩擦係数を0.15と仮定した。また、パンチ肩部(無潤滑部)の摩擦係数は全て0.2とした。

5.4.2 解析結果

表5-3はステンレス/アルミニウム積層板について、実験によって求めたLDRと剛塑性FEM解析によって求めたLDRを比較してまとめたものである。剛塑性FEM計算結果は実験結果の傾向をよく表している。図5-5には剛塑性FEM計算結果の一例を示す。これは、板厚1.42mmのステンレス/アルミニウム積層板で、絞り比2.30、パンチストローク18mmの場合のメッシュの変形図である。[A_(O)/S_(I)]の場合は問題なく絞れているが、[S_(O)/A_(I)]の場合はパンチ肩部においてくびれが生じ始めていることがわかる。

図5-6は、板厚1.22mmのステンレス/アルミニウム積層板について、[S_(O)/A_(I)]の場合の破断に至る材料要素(パンチ肩部)の変形履歴の計算結果をまとめたものである。図5-6(a)はパンチストロークとこの材料要素のひずみ、曲率との関係を示している。破断に至る材料要素のひずみ状態は平面ひずみ状態にかなり近いことがわかる。図5-6(b)はこの材料要素の荷重(軸力)-曲率履歴を示している。破断に至る材料要素は引張曲げの初期の段階からかなり高い張力(破断荷重の70~80%前後)をうけていることがわかる。

5.5 考察

5.5.1 引張曲げ破断荷重

積層板ブランクの表裏入れ替えによってLDRが変化する原因を明らかにするためには、最大パンチ荷重 P_{max} とパンチ肩部における積層板の引張曲げ破断荷重 P_f が板の表裏入れ替えによってどのように変化するかを確かめる必要がある。そこで、以下に述べる方法によって引張曲げ破断荷重 P_f を求め、最大パンチ荷重 P_{max} との比較検討を行うこととした。

LDRを与えるブランク破断時のパンチ荷重は、パンチ肩部における積層板の引張曲げ破断荷重 P_f にほぼ等しいと考えられるので、これを平面ひずみ引張曲げ解析によって評価することを試みた。ただし、厳密には破断部は平面ひずみ状態に保たれているわけではないので(図5-6(a)参照)、解析によって求めた平面ひずみ引張曲げ破断荷重は $P_{f(ps)}$ と表記し、 P_f とは区別することとする。

平面ひずみ引張曲げ破断荷重 $P_{f(ps)}$ は、剛塑性平面ひずみ均等引張曲げにおける応力・ひずみ解析^{(31),(33)}を基礎とした破断基準に基づいて決定した。これについては、第3章で述べた。この方法によって平面ひずみ引張曲げ破断荷重 $P_{f(ps)}$ を求め、実験によって求めた最大パンチ荷重 P_{max} と比較、検討した。ただし、この解析における初期引張荷重 F_0 の値は図5-6(b)に示したような荷重-曲率履歴に基づいて与える

表3 実験および剛塑性FEM解析によって求めたLDR
 (ステンレス/アルミニウム積層板, パンチ肩半径=6mmの場合)

	t = 1.42 mm		t = 1.22 mm	
	[A(O)/S(I)]	[S(O)/A(I)]	[A(O)/S(I)]	[S(O)/A(I)]
Experiment	2.20	2.15	2.25	2.20
FEM analysis	2.35	2.25	2.35	2.25

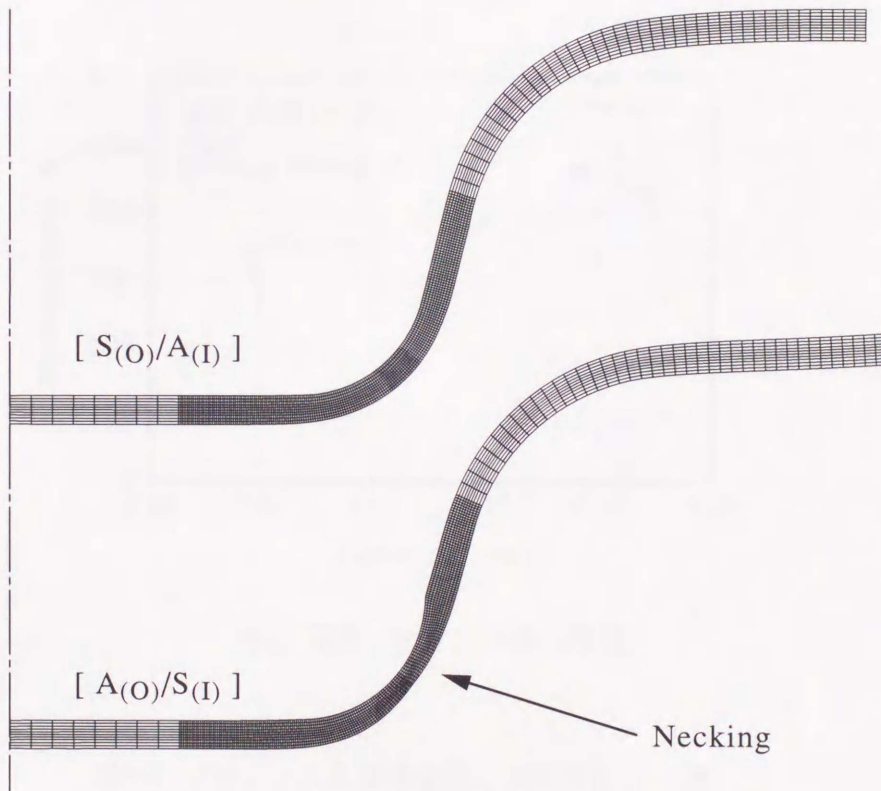
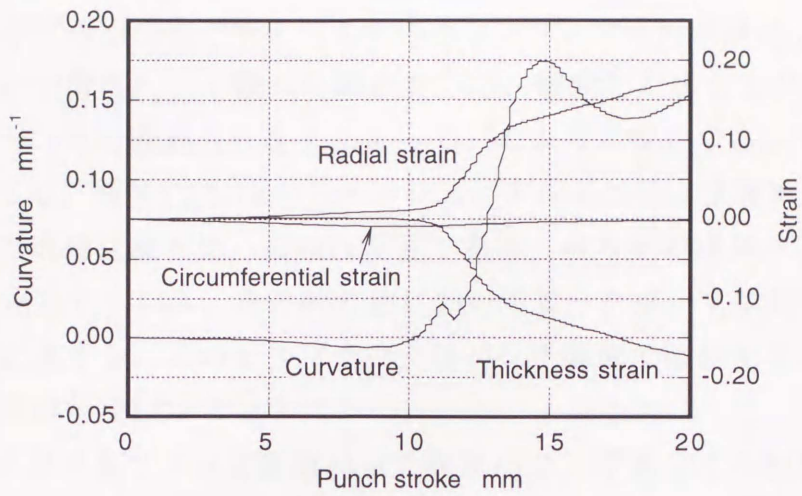
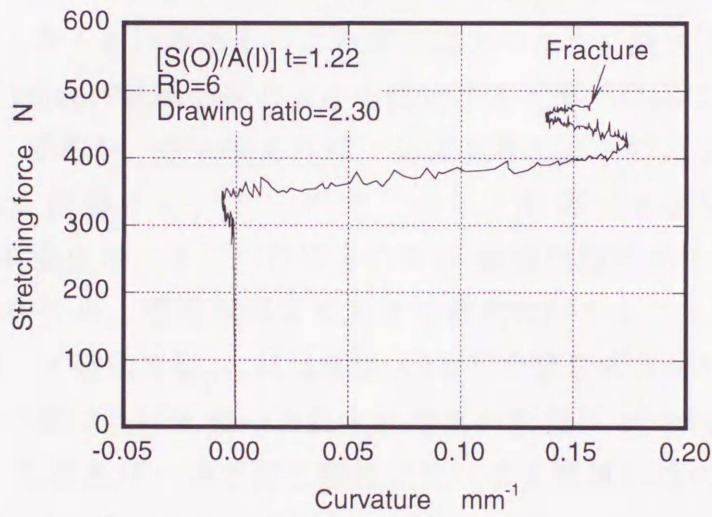


図5-5 剛塑性FEM計算結果の一例。

ブランク = ステンレス/アルミニウム積層板
 板厚 = 1.42 mm
 絞り比 = 2.30
 パンチ行程 = 18 mm
 パンチ肩半径 = 6 mm



(a) ひずみと曲率の履歴



(b) 荷重(軸力)-曲率の履歴

図5-6 ブランクの破断予定部の変形履歴の一例.

blank = ステンレス/アルミニウム積層板

($[S(O)/A(I)]$)

板厚 = 1.22 mm

絞り比 = 2.30

パンチ肩半径 = 6mm

こととした。

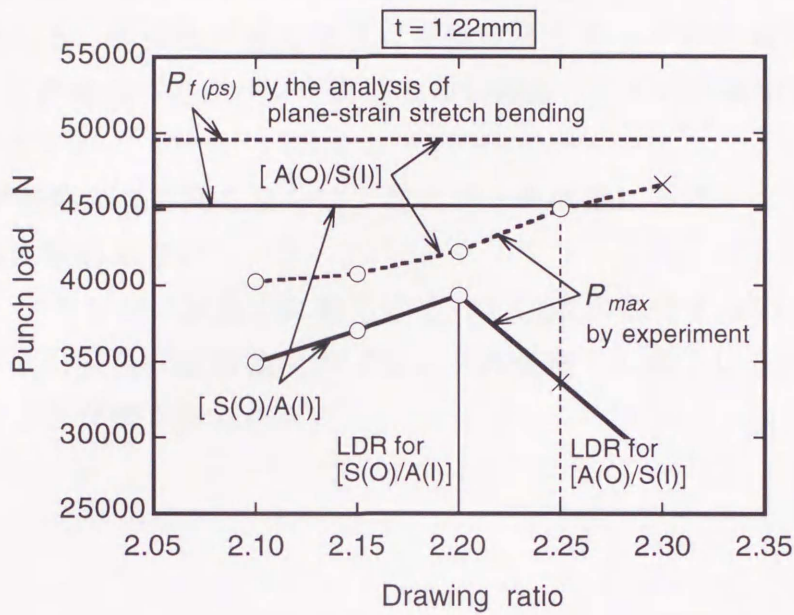
5.5.2 引張曲げ破断荷重と最大パンチ荷重

図5-7は平面ひずみ引張曲げ解析により求めたブランク破断荷重 $P_{f(ps)}$ 、実験により求めた最大パンチ荷重 P_{max} (絞れた場合を○印，破断した場合を×印で示す)，およびLDRがブランクの表裏入れ替えによってどのように変化するかを示したものである。一例として，板厚1.22mmのステンレス／アルミニウム積層板についての結果を示した。図の横軸は絞り比，縦軸は荷重である。絞り比が増加すると，最大パンチ荷重 P_{max} も増加していき，ある絞り比においてピーク点，すなわちブランク破断パンチ荷重 P_f に達する。このときブランクはパンチ肩部で破断することになり，この絞り比が限界絞り比LDRとなる。

円筒深絞りにおけるブランク破断パンチ荷重 P_f は，平面ひずみ引張曲げ解析により求めた破断荷重 $P_{f(ps)}$ に近いと考えてよい。ここで図5-7より， $P_{f(ps)}$ に及ぼす板の表裏入れ替えの影響は大きく， $P_{f(ps)}$ は $[A_{(O)}/S_{(I)}]$ とした場合の方がその逆の場合よりも高くなることがわかる。つまり，[低強度層(O)/高強度層(I)]とした場合の方が $P_{f(ps)}$ の値が高くなるわけである。この理由は次のように説明できる。強弱2層からなる積層板の引張曲げ破断強度の大小を決定する支配的要因は高強度層が支え持てる荷重の大きさであり，言い換えれば，高強度層の厚さの大小が引張曲げ破断強度の大小に大きく影響する。ところで，パンチ肩部での引張曲げにおいては，[低強度層(O)/高強度層(I)]とした場合の方が高強度層の厚さの減少率が小さくなる^{(29),(30),(31)}。そのため，積層板はより大きな荷重に耐えることができ， $P_{f(ps)}$ は大きくなる。つまり，[低強度層(O)/高強度層(I)]とした場合の方が P_f は大きいといえる。

一方， P_{max} の値に及ぼす板の表裏入れ替えの影響は比較的小さい(図5-4(b)参照)。これは，引張曲げ・曲げ戻し塑性変形による抵抗は板の表裏を入れ替えてもあまり変化しないためである。さらに，図5-4(a)および図5-7からわかるように，ステンレス／アルミニウム積層板では同一ブランク径に対して $[A_{(O)}/S_{(I)}]$ とした場合の方が P_{max} の値が若干高い。これはアルミニウムの摩擦係数がSUS430のそれより若干高いためである。それにもかかわらず，LDRは $[A_{(O)}/S_{(I)}]$ とした場合の方が高くなっている。このことはブランクの表裏入れ替えによる P_{max} の値の変化がLDRの変化の主要因ではないことを示している。

以上のことから，ブランクの表裏入れ替えによってLDRが変化するのは，主としてブランク破断パンチ荷重 P_f (すなわち，パンチ肩部におけるブランクの引張曲げ破断限界荷重) の値が変化するためであるということが明らかになった。



(ステンレス/アルミニウム積層板, $t = 1.22\text{mm}$ の場合)

図5-7 平面ひずみ引張曲げ破断荷重 $P_{f(ps)}$, 最大パンチ荷重 P_{max} およびLDRに及ぼす板の表裏入れ替えの影響.

- : 実験によって求めた最大パンチ荷重 P_{max} (絞りが成功した場合).
 - ×: 実験によって求めた最大パンチ荷重 P_{max} (ブランクが破断した場合).
- 平面ひずみ引張曲げ破断荷重 $P_{f(ps)}$ は最大荷重条件に基づいて求めた.

5.5 結言

本章では金属積層板の円筒深絞り実験と対応する数値解析を行い、ブランクの表裏入れ替えによってLDRが変化することについて検討を行った。得られた主な結論は以下の通りである。

- (1) 強弱2層から成る積層板の深絞りでは、高強度層をカップの内側にして絞った方がその逆の場合よりもLDRが高くなる。
- (2) パンチ肩部におけるブランクの引張曲げ破断強度は、ブランクの表裏入れ替えの影響を強く受ける。引張曲げ破断強度は高強度層をカップの内側にした方が高くなる。これは、この場合の方がパンチ肩部での引張曲げにおける高強度層の厚さ減少が少ないからである。
- (3) 摩擦係数が表裏の層で同じならば、最大パンチ荷重に及ぼすブランクの表裏入れ替えの影響は比較的小さい。
- (4) 以上より、ブランクの表裏入れ替えによってLDRが変化するのは、主としてパンチ肩部における引張曲げ破断強度がブランクの表裏入れ替えによって変化するためであるということが明らかになった。

第6章 結論

本研究は、従来十分に検討されていなかった金属積層板のプレス成形における変形挙動と成形限界に関するいくつかの基礎的な問題について、ステンレス／アルミニウム積層板および銅／鋼積層板を用いた実験と、対応する数値解析を行い、考察を加えたものである。

本論文は6章より成っており、その内容を各章ごとに要約すると次のようになる。

第1章では、本論文の主題に関する研究の工業的ならびに学問的背景を述べ、この分野における従来の研究を詳述して本研究の位置づけを行うとともに、本研究の内容を説明した。

第2章では、ステンレス／アルミニウム積層板とその構成素材を用いた単軸引張試験と張出し試験を行って積層板とその素材の成形限界線図を作成し、構成素材の成形性と積層板のそれとの関係を実験的に明らかにした。また、ひずみ比が正、負の両領域について積層板の局部くびれ条件を理論的に導き、素材の機械的性質と積層比から積層板の成形限界線図を予測することを試みた。さらに、積層板接合時の予ひずみが積層板の成形性に及ぼす影響について検討した。その結果、以下のようなことが明らかになった。

- (1) 単軸引張試験の結果から、積層板の各構成素材は互いに他の欠点を補うはたらきをすることがわかった。SUS430は単体では極めて一様伸びが小さいが、アルミニウムやSUS304などの一様伸びの大きな材料を積層すると、不均一変形の発生が遅れて一様伸びが向上する。一方、アルミニウム単体は不均一変形開始後、狭い範囲でひずみ集中を起こしてすぐに破断するが、SUS304のようにひずみ集中を起こさない材料を積層すると、ひずみ集中が緩和される。
- (2) 積層板の成形限界線図は、各構成素材の中間に位置する。すなわち、SUS430のような成形性の悪い材料も、アルミニウムやSUS304の様な成形性の良いものを積層することによって、成形限界を向上させることができる。
- (3) 面内ひずみ比が負の領域ではHillの局部くびれ条件、ひずみ比が正の領域ではくびれ部のポイド成長を考慮した修正M-K理論に基づき、積層板の局部くびれ条件を導いた。この局部くびれ条件は、 r 値が互いに異なる素材を積層した場合でも正しく適用できる。この条件を用いて積層板とその構成素材の成形限界線図を求めたところ、(2)で述べた実験結果の傾向をよく表すことができた。
- (4) 上述の局部くびれ発生条件を用いて、積層板接合時の予ひずみが大きくなると積層板の成形性が大きく低下することを理論的に示した。したがって、接合に当たってはなるべく予ひずみを小さくする工夫が必要である。

第3章では、ステンレス／アルミニウム積層板を用いた引張曲げ破断実験を行い、積層板の表裏入れ替えや曲げ半径が引張曲げ破断限界荷重に及ぼす影響を検討した。また、平面ひずみ均等引張曲げ解析手法を応用し、最大荷重条件に基づいて積層板の引張曲げ破断限界荷重を求める方法を提案し、それによる計算結果と実験結果を比較検討した。得られた結論は以下の通りである。

- (1) SUS430／アルミニウム2層板では、SUS430層を曲げの内側とした場合の方が、その逆の場合よりも引張曲げ破断荷重が大きくなる。また、引張曲げ破断荷重は曲げ半径が小さいほど低くなり、場合によっては単軸引張における降伏荷重を下回る。積層板の表裏入れ替えによる引張曲げ破断荷重の差は、曲げ半径が大きいほど小さくなる。
- (2) 積層板の曲率一定の引張曲げにおける破断基準を、最大荷重条件に基づいて提案した。これによって、構成素材の機械的性質、積層比および曲げ半径がわかれば、積層板の引張曲げ破断荷重を求められる。これによる計算結果は、(1)で述べた実験結果の傾向をよく表した。
- (3) 強／弱2層から成る積層板では、強い層を曲げの内側とした場合の方が引張曲げ破断荷重が大きくなる。これは、この場合の方が引張曲げにおける高強度層の厚さの減少がその逆の場合に比べて小さくなり、その結果、より大きな荷重に耐えられるようになるからである。各層の変形抵抗差が大きいほど、表裏入れ替えによる引張曲げ破断荷重の変化も顕著になる。
- (4) 積層板の構成素材の加工硬化性（ n 値）が引張曲げ破断荷重に及ぼす影響は小さい。ただし、最大荷重点における板厚は加工硬化性の影響を受ける。

第4章では、ステンレス／アルミニウム積層板を用いた引張曲げ・曲げ戻し実験と対応する数値解析を行い、積層板が引張曲げ・曲げ戻しを受けながらダイス肩部を通過する際の抵抗（引込み抵抗）について検討した。とくに数値解析では、引張曲げ・曲げ戻し塑性変形による抵抗と摩擦による抵抗を区別して評価することを試みた。また同様の実験と剛塑性有限要素解析によって、ダイス肩部に沿った積層板の板厚変化挙動を調べた。その結果、以下のようなことが見いだされた。

- (1) 引込み抵抗はダイス肩半径が小さいほど高くなる。2層板では、アルミニウムをダイス接触側とした場合、引張荷重の増加とともに引き込み抵抗も大きく増加する。逆にSUS430をダイス接触側とした場合、引込み抵抗は引張荷重がある程度以上大きくなるとむしろ減少する傾向がある。
- (2) 無摩擦状態ならば、引込み抵抗は引張荷重が増加するにつれて減少する。これは、引張荷重が増加すると曲げモーメントが減少するためである。
- (3) 引張曲げ・曲げ戻し塑性変形に起因する抵抗は、積層板の表裏を入れ替えてもあ

まり変化しない。2層板の表裏入れ替えによって引込み抵抗が変化するのは、表裏の材料の摩擦特性が異なるためである。したがって、ダイス肩半径が大きく引張荷重が低い場合、すなわちダイス接触面圧が低い場合、摩擦の影響が小さいため、板の表裏入れ替えによる引込み抵抗の変化は小さい。一方、ダイス肩半径が小さく引張荷重が高い場合、すなわちダイス接触面圧が高い場合、摩擦の影響が大きくなるので、表裏入れ替えによる引込み抵抗の差が大きくなる。とくにアルミニウムがダイスに接する場合、接触面圧が高くなると凝着摩擦状態になり、摩擦抵抗が急増する。

- (4) ダイス肩部に沿った引張曲げ。曲げ戻しでは、ダイス肩部の入口および出口付近で急激な板厚減少、あるいは板厚増加が見られる。板厚変化挙動に及ぼすダイス肩半径、引張荷重、構成素材の強度差および積層構成の影響は、曲げ・曲げ戻し時の中立軸位置の変化から理論的に説明することができる。

第5章では、ステンレス／アルミニウム2層積層板と銅／鋼2層積層板の円筒深絞り実験と対応する数値解析を行い、ブランクの表裏入れ替えによる限界絞り比の変化について検討した。とくに、第3章、第4章での検討結果を踏まえ、パンチ肩部でのブランクの引張曲げ破断荷重と最大パンチ荷重について詳細に検討し、ブランクの表裏入れ替えによって限界絞り比が変化する理由について考察を加えた。その結果、以下に示すような結論を得た。

- (1) 強／弱2層から成る積層板の深絞りにおいて、弱い層（すなわちアルミニウム層または銅層）をカップの外側にした方が、その逆の場合よりも限界絞り比が高くなる。
- (2) パンチ肩部におけるブランクの引張曲げ破断強度は、ブランクの表裏入れ替えの影響を強く受ける。引張曲げ破断強度は高強度層をカップの内側にした方がその逆の場合よりも高くなる。これは、この場合の方がパンチ肩部での引張曲げにおける高強度層の厚さの減少が少ないからである。
- (3) 積層板の表裏の層の摩擦係数が同じであれば、最大パンチ荷重に及ぼすブランクの表裏入れ替えの影響は小さいと言える。
- (4) 以上のことから、ブランクの表裏入れ替えによって限界絞り比が変化するの、主としてパンチ肩部におけるブランクの引張曲げ破断強度が表裏入れ替えによって変化するためであるということが明らかになった。

第6章では、本研究で得られた結果を各章ごとに総括した。

以上のように、本論文では、金属積層板を構成する素材の機械的性質と積層比

(クラッド比)が与えられれば,積層板の塑性変形挙動およびプレス成形(張出し,引張曲げおよび深絞り)における成形限界を理論的に求めることができることを示した.この成果は,今後ますます高機能が要求される金属積層板の新たな開発や利用技術(とりわけ最適プレス成形工程設計)の進歩に大きく貢献するものである.

参考文献

- (1) 山口克彦, 吉田総仁 : 材料, 38-431 (1989) ,966.
- (2) 板金プレス成形分科会第31回SMFセミナー資料集, (1995) .
- (3) 川並高雄 : 塑性と加工, 32-360 (1991) ,3.
- (4) 鶴田忠, 田村一二, 土居大治, 市川利夫 : 日本ステンレス技報, 24 (1989) ,47.
- (5) 金枝敏明 : 機械の研究, 37-10 (1985) ,1151.
- (6) 吉田総仁 : 塑性と加工, 32-360 (1991) ,20.
- (7) 吉田総仁, 大澤泰明 : 塑性と加工, 32-360 (1991) ,94.
- (8) 吉田総仁, 内富則明, 大森正信 : 塑性と加工, 30-338 (1989) ,358.
- (9) 松本紘美, 菊間敏夫, 上堀雄司, 川並高雄 : 第128回塑性加工シンポジウムテキスト, (1990) ,21.
- (10) 大沢泰明, 西村尚 : 機論 A, 47-418 (1981) ,654.
- (11) 大沢泰明, 西村尚 : 機論 A, 50-460 (1984) ,1992.
- (12) S.L. Semiatin and H.R. Piehler : Met. Trans., A, 10A(1979), 85.
- (13) H.W. Swift : J. Mech. Phys. Solids, 1(1952),1.
- (14) R. Hill : J. Mech. Phys. Solids, 1(1952),19.
- (15) A. Marciniak and K. Kuczyński : Int. J. Mech. Sci., 9(1967), 609.
- (16) 小林徳夫, 石垣秀生 : 塑性と加工, 15-158 (1974) ,197.
- (17) S. Stören and R. Rice : J. Mech. Phys. Solids, 23 (1975) ,421.
- (18) A.K. Tadros and P.B. Mellor : Int. J. mech. Sci., 17 (1975) ,203.
- (19) A. Needleman and N. Triantafyllidis : Trans. ASME, 100 (1978) ,164.
- (20) A.L. Gurson : Trans. ASME, Ser. H, 99-1 (1977) ,2.
- (21) 後藤学 : 機論 A, 49-437 (1983) ,92.
- (22) K.J. Weinmann and S.K. Kernosky : Annals of the CIRP, 42 (1993) ,323.
- (23) S.L. Semiatin and H.R. Piehler : Met. Trans., A, 10A(1979), 1107.
- (24) 劉軍華, 山口克彦, 今谷勝, 次高倉章雄 : 第45回塑加連講論, (1994) ,567.
- (25) N. Triantafyllidis, A. Needleman and V. Tvergaard : Int. J. Solids Structures, 18-2 (1982) ,121.
- (26) F. A. McClintock, Q. Zhou and T. Wierzbick : J. Mech. Phys. Solids, 41-8 (1993) ,1327.
- (27) 臼田松男, 石井良男, 氏原新, 坂本達治 : 第36回塑加連講論, (1985), 317.
- (28) 齊藤浩一 : 機論 , 21-102 (1955) ,103.
- (29) H. Verguts and R. Sowerby : Int. J. Mech. Sci., 17-1 (1975) ,31.
- (30) S.A. Majlessi and P. Dadras : Int. J. Mech. Sci., 25-1 (1983) ,1.
- (31) 吉田総仁, 八木竜一, 大森正信 : 塑性と加工, 26-291 (1985) ,400.
- (32) 吉田総仁, 伊藤操, 岩垣博之, 内富則明, 大森正信 : 機論 A, 55-519 (1989) ,2232.
- (33) 吉田総仁, 八木竜一, 岩垣博之, 升田貞和 : 塑性と加工, 35-399 (1994) ,337.
- (34) W.A. Brekelman and S.M. Hoogenboom : Proc. 3rd ICTP., (1990) ,171.
- (35) 井原信之, 田口輝彦, 長谷川浩 : 第42回塑加連講論, (1991) ,805.
- (36) 桑原利彦, 渡辺和則 : 塑性と加工, 34-385 (1993) ,171.
- (37) R. Hawkins and J.C. Wright : J. Inst. Metals, 99 (1971) ,357.
- (38) 平岩正至, 近藤一義 : 機論, 40-336(1974), 2398.
- (39) 平岩正至, 近藤一義 : 機論, 42-360(1976), 2625.
- (40) 平岩正至, 近藤一義 : 塑性と加工, 26-291 (1985) ,385.
- (41) 大森正信, 岡崎慎二, 吉田総仁, 伊藤操 : 昭61年塑加春講論, (1986) ,67.

- (42) 森敏彦, 栗本真司, 八尋昭人, 芝原隆: 平5年塑加春講論, (1993), 281.
- (43) 森敏彦, 栗本真司, 八尋昭人, 芝原隆: 平5年塑加春講論, (1993), 285.
- (44) K. Yamaguchi, T. Kawaguchi, T. Goto and K. Mori : Proc. ICM6, (1991) ,227.
- (45) F. Yoshida, K. Mori, M. Ohmori, T. Okada : Proc. 4th ICTP., 3 (1993) ,1657.
- (46) 渋谷陽二,北川浩,赤木正紀,坂口雅司: 機論A, 56-522 (1990),201.
- (47) 渋谷陽二,北川浩,向井秀樹: 塑性と加工,32-360(1991), 88.
- (48) A.K. Ghosh and S.S. Hecker : Met. Trans., 5(1974), 2161.
- (49) 阿部邦雄: 塑性と加工,13-134(1972), 221.
- (50) 高倉章雄,今谷勝次,山口克彦: 平5春塑加講論, (1993), 293.
- (51) S. Shima and M. Oyane : Int. J. Mech. Sci., 18(1976), 285.
- (52) 大森正信,丸山善昭,森沢二郎,吉永芳豊: 塑性と加工, 14-152(1973),689.
- (53) 山口克彦,西村信吾,高倉章雄,福田正成: 塑性と加工, 21-231(1980),315.
- (54) V. Tvergaard : Int. J. Mech. Sci., 20(1978),651.
- (55) K.W. Neale and E. Chater : Int. J. Mech. Sci., 22(1980),563.
- (56) A. Parmar and P.B. Mellor : Int. J. Mech. Sci.,19(1977),389.
- (57) 吉田総仁,坂本和義,小松幹広,大森正信,森謙一郎: 第40回塑加連講論,(1989),21.
- (58) 山口克彦,五嶋正,森謙一郎: 平2春塑加講論,(1990),33.
- (59) 森敏彦,栗本真司,八尋昭人,広瀬洋三: 第43回塑加連講論,(1992),149.
- (60) 吉田総仁,岡田達夫,日野隆太郎: 平5春塑加講論,(1993), 199.
- (61) F. Yoshida, R. Hino and T. Okada: Proceedings of Asia-Pacific Symposium on Advances in Engineering Plasticity and Its Applications, (1993),1097.
- (62) P.J. Armstrong and C.O. Frederick: CEGB Report RD/B/N/731, Berkley Nuclear Laboratories, (1966).
- (63) J. L. Chaboche and G. Rousselier: Trans. ASME,Ser.J,105(1983),153.

謝辞

本研究の遂行に当たって、終始変わらぬご指導をいただいた広島大学工学部・吉田総仁教授、岡田達夫先生に厚く御礼申し上げます。

また、広島大学工学部・廣田秀徳先生、および住友金属工業(株)の石山成志氏、平原一雄氏、前川直人氏には、供試材の提供と試験片の作製など本研究の遂行に多大なご協力をいただきました。深く感謝いたします。

また、小川敏弘氏、金兒龍一氏、琵琶正道氏、安積信也氏、高橋匠氏をはじめ、研究遂行に協力してくれた広島大学工学部第一類・弾塑性工学研究室の学生諸氏に感謝の意を表します。

本研究に関する発表論文

[1] 学会誌および国際会議 proceedings 掲載論文

1. Fusahito Yoshida, Ryutaro Hino and Tatsuo Okada: Stretch Bending and the Subsequent Straightening of Sheet Metal Laminates, Proceedings of Asia-Pacific Symposium on Advances in Engineering Plasticity and Its Applications, (1993), 1097-1104.
2. Fusahito Yoshida, Tatsuo Okada and Ryutaro Hino: Rigid-Plastic FEM with Consideration of the Bauschinger Effect and Its Application to Deformation Analysis of Steel/Polymer/Steel Laminate, Proceedings of Experimental and Theoretical Mechanics '93, (1993), 82-87.
3. 日野隆太郎, 吉田総仁: ステンレス/アルミニウム積層板の成形限界, 日本機械学会論文集 A 編, 60-580, (1994), 2808-2815.
4. Fusahito YOSHIDA, Ryutaro HINO and Tatsuo OKADA: Deformation and Fracture of Stainless-Steel/Aluminum Sheet Metal Laminates in Stretch Bending/Unbending, Proceedings of the 5th International Symposium on Plasticity and Its Current Applications, (1995), 869-872.
5. 日野隆太郎, 吉田総仁: 金属積層板の引張曲げにおける破断荷重, 日本機械学会論文集 A 編, 61-592, (1995), 2560-2565.
6. 日野隆太郎, 吉田総仁, 岡田達夫: 金属積層板の引張曲げ・曲げ戻しにおける変形挙動, 日本機械学会論文集 A 編, 掲載決定.

[2] 講演論文

1. 日野隆太郎, 吉田総仁, 岡田達夫: ステンレス/アルミニウム積層板の二軸成形限界, 平成5年度(第24回)塑性加工春季講演会講演論文集, (1993), 277-280.
2. 吉田総仁, 岡田達夫, 日野隆太郎: 移動硬化を考慮した剛塑性有限要素法, 平成5年度(第24回)塑性加工春季講演会講演論文集, (1993), 199-202.
3. 日野隆太郎, 吉田総仁, 岡田達夫: ステンレス/アルミニウム積層板の二軸応力下の破壊条件, 日本機械学会第71期全国大会講演論文集, No.930-63, (1993), 293-295.
4. 日野隆太郎, 吉田総仁: ステンレス/アルミニウム積層板の成形限界, 平成6年度(第25回)塑性加工春季講演会講演論文集, (1994), 259-262.
5. 日野隆太郎, 吉田総仁, 岡田達夫: ステンレス/アルミニウム積層板の引張曲げ・曲げ戻し変形挙動, 第45回塑性加工連合講演会講演論文集, (1994), 559-562.
6. 日野隆太郎, 吉田総仁: ステンレス/アルミニウム積層板の引張曲げ・曲げ戻しにおける変形挙動と破断限界, 平成7年度(第26回)塑性加工春季講演会講演論文集, (1995), 385-386.
7. 日野隆太郎, 吉田総仁, 岡田達夫: 金属積層板の深絞り成形限界, 第46回塑性加工連合講演会講演論文集, (1995), 163-164.