金属積層板の引張曲げ・曲げ戻しにおける変形挙動*

日野 隆太郎*¹, 岡田 達夫*², 吉田 総仁*²Deformation Behavior in Stretch-Bending/Unbending
for Sheet Metal Laminates

Ryutaro HINO, Tatsuo OKADA and Fusahito YOSHIDA

When a sheet is drawn over a die corner, the sheet is subjected to stretch bending and subsequent unbending. This paper deals with the deformation behavior of sheet metal laminates in the stretch bending/unbending process. For two-ply laminates of aluminum/SUS430 and three-ply laminates of SUS304/aluminum/SUS430, the behavior of sheet thickness change and the loss of stretching force (i.e. the plastic energy dissipation) in the process are discussed based on the experimental results and the corresponding numerical simulations. The results show that the amount of change in sheet thickness increases with decreasing die radius. Especially for the two-ply laminate of aluminum/SUS430, the deformation behavior is strongly affected by the sheet set condition of whether a die-contact metal is aluminum or SUS430. The loss of stretching force is affected by the die radius and the friction characteristics of the die-contact metals.

Key Words: Press Working, Formability, Friction, Stretch Bending/Unbending, Sheet Metal Laminates, Loss of Stretching Force, Energy Dissipation, Sheet Thickness Change

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^{(1),(2)}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^{(3),(4),(5),(6)}。これについては、積層板の引張曲げ破断限界⁽⁴⁾や引張曲げ・曲げ戻しにおける抵抗⁽⁵⁾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言われている。

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が重要である。また、プレス成形品の板厚の予測、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前報⁽⁷⁾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。本論文は、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、すでに多くの詳細な解析的検討がなされており^{(8),(9),(10)}、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、これらの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、金属積層板のダイス肩部における引込み抵抗に及

* 1994年10月15日 第45回塑性加工連合講演会において講演、原稿受付 1995年5月8日。

*¹ 正員、広島大学大学院 (〒724 東広島市鏡山1-4-1)。

*² 正員、広島大学工学部。

ばす構成素材の機械的性質と積層構成の影響について調べた研究も見られない。

そこで本研究では、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の引張曲げ・曲げ戻しにおける引込み抵抗、および板厚変化を実測し、これらによらず積層構成、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⁽¹⁰⁾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い、これに基づいてダイス肩に沿った引込み抵抗を求め、考察を加えた。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ング効果を考慮できる剛塑性有限要素解析⁽¹¹⁾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。

2. 供試材、実験装置および方法

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層板である。それぞれ、板厚が2種類ずつあり、薄いものは引込み抵抗の測定に、厚いものは板厚変化の測定に用いた。積層板の積層構成をFig.1に、各構成素材の圧接後の応力・ひずみ曲線をFig.2に示す。この図において、プロット記号は実験結果であり、実線は3・1節で示す構成式による近似曲線である。これらの積層板は温度400℃における

Fig.1 Two- and three-ply laminates used for the experiments. (in mm)

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が一致)を切り出して使用した。

2・2 実験装置および方法 Fig.3に引張曲げ・曲げ戻し試験機、Fig.4に実験方法の模式図を示す。積層

Fig.2 Stress-strain curves of the materials.

Fig.3 Schematic illustration of testing apparatus.

Fig.4 Schematic illustrations of stretch bending/unbending tests.

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。引張荷重は油圧アクチュエータ、試験片チャックの移動速度は電動機によってそれぞれ制御される。また、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 は試験中に計測・記録される。

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。

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、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。

3. ダイス肩部における引込み抵抗

3・1 応力・ひずみ解析方法 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収支に基づいて引込み抵抗 $(F_D - F_R)$ を求めた。ここでその解析方法について簡単に説明する。これは以前報告したもの⁽⁹⁾と同様であるのでここでは概要を述べるにとどめる。

構成式は等方硬化と移動硬化を組み合わせたもの⁽¹²⁾を用いた。塑性ポテンシャル関数は次のようになる。

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

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。

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

さて、Fig.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⁽¹³⁾。

$$\epsilon_\theta = |\epsilon_{\theta_0} + \ln\{2\bar{\kappa}_i \bar{y} + \exp(\epsilon_{\theta_0})\}|/2 \quad (3)$$

ここで、 ϵ_θ は板の長手方向のひずみ、 ϵ_{θ_0} , $\bar{\kappa}_i$ 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⁽¹³⁾。

$$\frac{\partial \sigma_r}{\partial \bar{y}} = \text{sgn}(d\epsilon_\theta) \bar{\kappa}_i \exp(\epsilon_{\theta_0} - 2\epsilon_\theta)(\sigma_\theta - \sigma_r) \quad (4)$$

この式を次の境界条件のもとで数値積分することにより、応力、ひずみ分布を得る。

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

ただし、 F は板の単位幅あたりの引張荷重である。

3・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。

$$F_D \dot{U}_D - F_R \dot{U}_R = \dot{W}_d + \dot{W}_f \quad (6)$$

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

$$F_R = F_D \frac{\dot{U}_D}{\dot{U}_R} - \frac{\dot{W}_d}{\dot{U}_R} \quad (7)$$

よって、 $(F_D - F_R)$ は次式で表される。

$$F_D - F_R = F_D(1 - \frac{\dot{U}_D}{\dot{U}_R}) + \frac{\dot{W}_d}{\dot{U}_R} \quad (8)$$

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_D 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、3・1節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

Fig.5 Sheet metal laminate before(a) and after(b) bending.

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 U_D がわかる。これらの値を式(7)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。

3・3 実験結果と解析結果 Fig.6は、2層、および3層積層板の引張曲げ・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。

Fig.7に解析的に求めた2層板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。

(a) Two-ply laminate.

(b) Three-ply laminate.

Fig.6 Loss of axial tensile load when laminates are drawn over a die corner.

Fig.7 Calculated results of loss of axial tensile load when two-ply laminates are drawn over a die corner under non-friction condition.

Fig.8 Frictional shear stress for two-ply laminate.

$$\dot{W}_d = \int (M\dot{\kappa} + F\dot{\epsilon}) ds \quad (9)$$

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(9)は近似的に次のようにかける。

$$\begin{aligned} \dot{W}_d &= \int M\dot{\kappa} ds + \frac{F_D + F_R}{2} \int \dot{\epsilon} ds \\ &= \int M\dot{\kappa} ds + \frac{F_D + F_R}{2} (\dot{U}_D - \dot{U}_R) \quad (10) \end{aligned}$$

これを式(8)に代入して整理すると次式を得る。

$$F_D - F_R \approx \frac{2}{\dot{U}_D + \dot{U}_R} \int M\dot{\kappa} ds \quad (11)$$

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、Fig.7の曲げ半径6mmの場合の計算結果はFig.6(a)の半径6mmのローラー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、Fig.6(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。

3・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。

$$\dot{U} = (\dot{U}_D + \dot{U}_R)/2 \quad (12)$$

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 $\dot{W}_f$ は次のようになる。

$$\dot{W}_f \approx \frac{\pi}{2} R \tau_f \dot{U} = \frac{\pi}{4} R \tau_f (\dot{U}_D + \dot{U}_R) \quad (13)$$

よって、摩擦せん断応力は次のようになる。

$$\tau_f \approx \frac{4\dot{W}_f}{\pi R (\dot{U}_D + \dot{U}_R)} \quad (14)$$

ここで、式(6)より $\dot{W}_f$ は次式で与えられる。

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

式(15)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られ、 $\dot{W}_d$ は3・1節で述べた計算によって求められる。したがって、式(14)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。

$$\mu \approx \tau_f / P_d \quad (16)$$

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。

$$P_d = (F_D + F_R) / 2R \quad (17)$$

Fig.8に式(14)から求めた摩擦せん断応力を、またFig.9に式(16)から求めた摩擦係数を示す。これは、ダイス肩半径2、6mmの場合の2層板についての計算結果である。ダイス肩半径が小さいほど、また引込み荷重が大きいく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、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。

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

Fig.9 Friction coefficient of two-ply laminate versus drawing force F_D .

る。また、Fig.9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、Fig.6(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 の値が小さい、すなわち摩擦抵抗が小さい。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。

4. 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。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、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。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。解析には移動硬化と等方硬化を組み合わせた構成式を導入した剛塑性有限要素法⁽¹¹⁾を用いた。この方法によれば、曲げ戻し時の応力反転によるバウシング効果を考慮できる。詳細は文献(11)を参照されたい。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た。解析モデルは、板厚方向

に13要素とし、長手方向要素長さは引張曲げ・曲げ戻しを受ける部分では0.5mm、それ以外の部分では1mmないし5mmとした。Fig.10にダイス肩部に沿ったメッシュの変形状態の一例を示す。試験片とダイスとの摩擦係数は式(16)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・1 2層板の板厚変化 Fig.11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(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。

Fig.11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、Fig.12に示す応力分布の計算結果と関連させて考察する。Fig.12(a)は $F_D = 0.4F_0$ の場合の曲げ部断面(ダイス肩入口=Fig.11のA点对応)における軸方向応力分布を示し、Fig.12(b)

Fig.10 Calculated distortion of FEM mesh of two-ply laminate, where a die-contact metal is aluminum, die radius is 6 mm and tensile load is $0.6F_0$.

は同じく曲げ戻し部断面(ダイス肩出口=Fig.11のB点对应)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(平面ひずみ変形における板厚増加)ため積層板の板厚が増大し、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、

Fig.11 Distribution of relative sheet thickness for two-ply laminate, where a die-contact metal is aluminum and die radius is 6 mm.

Fig.13 Distribution of relative sheet thickness for two-ply laminate, where a die-contact metal is SUS430 and die radius is 6 mm.

Fig.12 Axial stress distribution acting on the transverse section of two-ply laminate, where a die-contact metal is aluminum, die radius is 6 mm and tensile load is $0.4F_0$.

Fig.14 Axial stress distribution acting on the transverse section of two-ply laminate, where a die-contact metal is SUS430, die radius is 6 mm and tensile load is $0.4F_0$.

Fig.15 Distribution of relative sheet thickness for three-ply laminate, where a die-contact metal is SUS304 and die radius is 6 mm.

Fig.16 Effect of die radius on the change in relative sheet thickness for two-ply laminate, where a die-contact metal is aluminum.

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。

Fig.13はFig.11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、Fig.11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。Fig.13には対応する計算結果も併せて示してある。また、Fig.14は $F_D=0.4F_0$ の場合の曲げ・曲げ戻し部断面(それぞれFig.13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・2 3層板の板厚変化 Fig.15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。なお、計算結果の一部にごくわずかな振動が見られる。これは工具も含む有限要素離散化モデルや離散的計算ステップを用いた解析の結果から生じたものと思われるが、その原因については現段階では不明である。

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、Fig.16に2層板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。

5. 結言

本研究ではステンレス/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、引張

曲げ・曲げ戻しにおける引込み抵抗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と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をダイス側にとすると、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。

文献

- (1) Brekelmans, W.A.M. and Hoogenboom, S.M., Proc. 3rd Int. Conf. Technology of Plasticity, (1990),171.
- (2) 桑原利彦・渡辺和則,塑性と加工,34-385(1993),171.
- (3) 平岩正至・近藤一義,機論,40-336(1974),2398.および42-360(1976),2625.
- (4) 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.
- (5) 山口克彦・五嶋正・森謙一郎,平2塑加春講論,(1990),33.
- (6) 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.
- (7) 日野隆太郎・吉田総仁,機論A,61-592(1995), 2560.
- (8) 吉田総仁・八木竜一・大森正信,塑性と加工,26-291(1985), 400.
- (9) 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.
- (10) 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.
- (11) 吉田総仁,岡田達夫,日野隆太郎,平5春塑加講論,(1993), 199.
- (12) J. L. Chaboche and G. Rousselier,Trans. ASME,Ser.J,105(1983),153.
- (13) 守時一,機論,38-314(1972),2514.