論文

成形限界応力を用いた軟鋼板および高強度鋼板の
曲げ曲げ戻し割れ予測

関口 千春* 箱山 智之**

吹春 寛*** 桑原 利彦****

Fracture Prediction of Mild Steel Sheet and High-Strength Steel Sheet
Subjected to Draw-Bending Using Forming Limit Stress Criterion

Chiharu SEKIGUCHI*, Tomoyuki HAKOYAMA**,

Hiroshi FUKIHARU *** and Toshihiko KUWABARA ****

(Received on November 30, 2015)

A fracture criterion for sheet metals subjected to draw-bending is investigated using the concept of the forming limit stress criterion. An experimental apparatus that is capable of draw-bending sheet specimens with forming speeds (approximately $100 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$) comparable to those of real press forming machines is designed and built. The test materials are an ultralow-carbon steel sheet and a 590MPa high-strength steel sheet. Specimens undergo bending-unbending under tension when passing over a die profile. The magnitudes of true stress σ_{DB} at which the stretch-drawn specimens fractured are precisely determined from the measured data of the drawing force and the cross-sectional area of the specimen after fracture. Moreover, multiaxial tube expansion tests are performed to measure the forming limit stresses σ_{PT} of the test materials under plane-strain tension. It is found that σ_{DB} is larger than σ_{PT} by 6-18%. Therefore, it is concluded that the forming limit stress criterion is effective for the fracture prediction in draw-bending.

Key words: Sheet metal forming, Draw-bending test, Forming limit.

1. 緒言

自動車の軽量化による燃費向上と衝突安全性確保を目的として、自動車部品への高強度鋼板の適用が拡大している¹⁾。しかし高強度鋼板は軟鋼板に比べて延性に劣り成形不良が多発するため、金型修正工数の増加が問題となっている。

板材プレス成形時の成形不良の一つに、金型ダイ肩部において発生する曲げ曲げ戻し変形に起因する破断が挙げら

れる。材料がダイ肩部を通過する際に曲げられ、壁部で曲げ戻されることで顕著な板厚減少が起こり²⁾、ダイ肩部通過直後に破断が誘発される。

曲げ曲げ戻しの初等解析として、Swift³⁾による全ひずみ理論を用いた板厚減少量予測および守時⁴⁾によるひずみ増分理論を用いたスプリングバック量予測が行われた。Walp⁵⁾は、DP 鋼および CP 鋼について曲げ曲げ戻し試験を行い、ダイ肩半径 R と板厚 t の比 (R/t) と試験片に加わる公称応力の関連性を調査した。そして、ダイ肩部において曲げ曲げ戻し破断が発生する臨界値 R_c/t を実験的に算出したが、この値を直接実部品成形時の破断予測に用いることは困難である。

Kim^{6), 7)}は、DP 鋼、TRIP 鋼の曲げ曲げ戻し試験および有限要素解析を行った。これら高強度鋼板の場合、曲げ曲げ戻し変形時の変形部の温度は 100°C 近くまで上昇する。そのため、有限要素解析に温度とひずみ、ひずみ速度の影響を考慮した構成式を用いることで、ひずみが局所化する位置の予測精度が向上することを示したが、破断基準そのものは決定していない。

宅田⁸⁾はバルク材の破壊予測に適用されてきた延性破壊条件式を用い、アルミニウム合金の深絞り成形解析を行

* 東京農工大学 工学府 機械システム工学専攻

日本学術振興会 特別研究員DC

〒184-8588 東京都小金井市中町2-24-16

Graduate School, Department of Mechanical Systems Engineering, Tokyo University of Agriculture and Technology, 2-24-16, Nakacho, Koganei, 184-8588, Japan.

Research Fellow of Japan Society for the Promotion of Science.

** 日本学術振興会 特別研究員PD(東京農工大学大学院工学研究院)

同上

Institute of Engineering, Tokyo University of Agriculture and Technology, ibid.

***株式会社JSOL CAE技術グループ

〒104-0053 東京都中央区晴海2-5-24

Engineering Technology Division, CAE Technology Department, JSOL Corporation, 2-5-24, Harumi, Chuo-ku, 104-0053, Japan.

****東京農工大学大学院 工学研究院先端機械システム部門

〒184-8588 東京都小金井市中町2-24-16

Division of Advanced Mechanical Systems Engineering, Institute of Engineering, Tokyo University of Agriculture and Technology, 2-24-16, Nakacho, Koganei, 184-8588, Japan.

った。ダイ肩部およびパンチ肩部で起こる曲げ曲げ戻し変形後の破断について、大矢根の式⁹⁾を導入した有限要素解析で予測可能であることを示した。この手法は局部くびれの発生を伴わない場合の材料の破断予測には効果的であるが、軟鋼板のように、局部くびれの発達を伴う場合の破断予測には不向きである。

板材の破断予測基準として広く用いられる成形限界線¹⁰⁾は、線形負荷経路で測定された成形限界ひずみを主ひずみ空間上にプロットしたものである。しかし、成形限界線はひずみ経路依存性を有する¹¹⁾ため、曲げ曲げ戻し変形のように複雑なひずみ経路を辿る変形の破断予測には適さない。

本研究では、曲げ曲げ戻し変形を受ける部位を対象とし、実用的な破断判定基準として成形限界応力を適用する手法を提案する。比例負荷における成形限界応力を主応力空間上にプロットし、それらを滑らかに繋いで得られる成形限界応力線は、材料が等方硬化則に従う場合はひずみ経路に依存しないことが実験的^{12), 13)}および解析的^{14), 15)}に立証されていることから、曲げ曲げ戻し破断を対象とした実用的な破断判定法として適用できる可能性がある。

齊藤ら¹⁶⁾は、590MPa級二相組織高強度鋼板を用いて、曲げ曲げ戻し破断時の応力は材料の成形限界応力と一致もしくは上回ることを実験的に立証し、成形限界応力による曲げ曲げ戻し破断予測の有効性を示した。しかしこの研究における試験片の引抜速度は $1\text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$ と低速であった。実用上の適用可能性を確実に検証するためには、実際の製造工程と同水準の成形速度における曲げ曲げ戻し破断の基礎研究が必要不可欠である。

そこで本研究では、実成形時と同水準の成形速度（引抜速度）で曲げ曲げ戻し成形実験が可能な試験機を開発し、軟鋼板および高強度鋼板について曲げ曲げ戻し試験を行い、破断時の応力（以下、破断応力）を実測する。併行して、平面ひずみ引張状態における成形限界応力を二軸バルジ試験¹⁷⁾により測定し、破断応力の測定値と比較することにより、曲げ曲げ戻し破断予測における成形限界応力の適用可能性を検討した結果について報告する。

2. 高速曲げ曲げ戻し試験機の開発

本研究で開発した高速曲げ曲げ戻し試験機の概観図をFig. 1に示す。油圧シリンダBで試験片に後方張力を付与しながら油圧シリンダAで試験片端部を引き抜くことで、金型頂点部で試験片に曲げ曲げ戻し変形を加える。曲げ半径は金型を交換することで任意の値に設定可能である。

試験片引抜側のチャック位置座標は、油圧シリンダAに連結されているリニアポテンショメータで測定し、制御用パソコンにフィードバックする。制御用パソコン上で任意の引抜速度を指定することで、シリンダAによる試験片の引抜速度を制御することが可能である。油圧シリンダAを動作させる油圧ユニットにアクチュエータを組み込むことで、 $100\text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$ オーダーの引抜速度を実現した。油圧シリンダBの張力は圧力制御弁で調整し、試験中は一定圧に保持する。引抜側荷重および後方張力はともにロードセル（定格容量100kN）で測定する。

Fig. 1 Schematic of the newly developed draw-bending testing machine

Table 1 Mechanical properties of the test materials

(a) JSC270D					
Tensile direction /°	$\sigma_{0.2}$ /MPa	c^* /MPa	n^*	α^*	r^{**}
0	156	618	0.332	0.014	1.92
90	161	623	0.349	0.018	2.13

(b) JSC590R					
Tensile direction /°	$\sigma_{0.2}$ /MPa	c^* /MPa	n^*	α^*	r^{**}
0	464	1043	0.177	0.0089	0.718
90	486	1037	0.169	0.0094	1.019

*Approximated using $\sigma = c(\alpha + \varepsilon^p)^n$ for $\varepsilon^p = 0.002\sim 0.093$

**Measured at $\varepsilon_N = 0.1$

Fig. 2 Specimen used for the draw-bending test (dimensions in mm)

3. 実験方法

3.1 供試材と試験片

供試材は、板厚 $t_0 = 1\text{ mm}$ の極低炭素冷延鋼板JSC270Dおよび590MPa級高強度鋼板JSC590Rである。機械的性質をTable 1に示す。異方性の主軸として、圧延方向（RD）をx軸、板幅方向（TD）をy軸、板厚方向をz軸とする。

曲げ曲げ戻し試験に用いた試験片の寸法をFig. 2に示す。板幅が板厚の8倍以上のとき、曲げを受けた板材の板幅方向中心部は平面ひずみ状態となることから¹⁸⁾、幅広の試験片を使用した。圧延方向を長手方向および板幅方向と一致させた試験片の2種類を製作した。図中の直線で示す位置（初期曲げ位置）で試験片を90°に曲げ、試験機に取り付けた。試験片が曲げ曲げ戻し変形を受ける区間は成形に伴い断面積が徐々に減少するので、効率よく曲げ曲げ戻し破断を発生させることが出来る。なお、上記区間にはあらかじめ

2mm格子を転写し、破断応力決定のための断面積の測定に供した。

3.2 曲げ曲げ戻し試験条件

金型の先端半径(曲げ半径)は4mmとした。ひずみ速度が破断応力に及ぼす影響を明らかにするために、引拔速度を5, 50および100 mm・s⁻¹の3水準に設定し、各引拔速度における試験数は3回とした。後方張力の値は、予備実験により、全ての引拔速度において試験片が曲げ部通過直後の位置で破断する最小値として設定し、初期曲げ位置における公称応力を軟鋼板では $\sigma_{0.2}$ の90%、高強度鋼板で65%とした。試験片と金型が接触する部分には機械油(昭和シェル石油株式会社製シェルテラスS2 M 32)を塗布した。

3.3 曲げ曲げ戻し破断後のひずみの算出

本研究の目的は、板材の成形限界応力と破断応力を比較することにより、曲げ曲げ戻し破断予測における成形限界応力の適用可能性を明らかにすることである。成形限界応力は局部くびれ発生時の真応力として定義される。したがって、曲げ曲げ戻し破断時の真応力(破断応力)を成形限界応力と対比させるためには、局部くびれと隣接する位置の断面積を用いて破断応力を算定する必要がある。そこで、破断後の試験片の板厚分布を試験片長手方向に沿って測定し、その結果から局部くびれの範囲を同定することで、破断応力の算定位置を決定した。

まず、RD方向に引き抜いた破断後の試験片をワイヤ放電加工機で長手方向に切断した。切断位置は板幅方向中心と、中心から±10mmおよび±15mm離れた位置とした(図. 3参照)。次に測定顕微鏡(ミツトヨ製MF-A1010H)を用いて、破断部から試験片長手方向に沿って0.1mm毎に最小読取精度1μmで板厚を測定した。板幅中心および板幅中心から+10mm離れた箇所の板厚測定結果を図. 4に示す。軟鋼板、高強度鋼板ともに、破断部から1.5~2mm離れた位置ならば局部くびれの外側であると判断できる。また局部くびれの範囲は引拔速度に依存せず、板幅方向の変動もない。以上より、破断応力算定のための板厚の測定位置は破断部から2mmの位置と決定した。

板縁、板幅中心、板幅中心から±10mmおよび±15mmの7箇所で破断後の板厚を測定顕微鏡で測定し、板厚方向対数塑性ひずみ ϵ_z^p を算出した。続いて、板幅方向対数塑性ひずみ ϵ_w^p を決定するために、破断後の格子間隔を測定顕微鏡で測定した。標点距離を4mmとし、板縁、板幅中心、板幅中心から±10mmおよび±15mmの7箇所で ϵ_w^p を算出した。測定においては破断部に近い格子のうち局部くびれを含まず、破断や板縁によって欠けていないものを用いた。引拔方向対数塑性ひずみ ϵ_l^p は体積一定則($\epsilon_l^p = -\epsilon_w^p - \epsilon_z^p$)より算出した。

3.4 曲げ曲げ戻し破断応力の算出

曲げ曲げ戻し破断後の試験片断面の模式図を図. 5に示す。板幅中心部S₁は長方形と見なし、板幅中心の板厚および板幅の測定結果を用いて面積を算出した。S₂からS₅は台形と見なし、±10mmおよび±15mmの測定位置における板厚が台形の上底と下底の和の半分と等しいとして面積を算出した。S₆およびS₇は板縁の板厚を用いて算出した。

高強度鋼板の破断応力 σ_{DB} の計算式を式(1)に示す。

Fig. 3 Positions for thickness strain measurement

Fig. 4 Thickness distribution along the drawing direction of the fractured specimens in the vicinity of fracture position: (a) JSC270D and (b) JSC590R

Fig. 5 Division of cross-sectional area

Fig. 6 Specimen used for multiaxial tube expansion test (dimensions in mm) $\leftrightarrow$: Rolling direction

$$\sigma_{DB} = \frac{F - \sigma_{0.90}(S_6 + S_7)}{S_1 + S_2 + S_3 + S_4 + S_5} \quad (1)$$

試験片の板幅方向中央部は平面ひずみ状態で破断し、板縁

に近づくにつれ単軸状態へと変化する．そのため，分割した領域のうち板縁近傍の S_6 および S_7 は単軸応力状態で破断したと見なし，その面積が担った荷重を破断時の荷重 F から差し引いた．単軸引張破断時の応力 σ_0 および σ_{90} は，供試材の単軸引張試験から得られた真応力-対数塑性ひずみ曲線をSwiftの式で関数近似した結果と，曲げ曲げ戻し試験の結果から算出された ε_f^p の値を対応させて求めた．

軟鋼板は，平面ひずみ状態で破断した領域が高強度鋼板に比べて狭いため (4.1節参照)，式(1)に修正を加えた式(2)を用いた．

$$\sigma_{DB} = \frac{F - [\sigma_{0.90}(S_6 + S_7) + \sigma'_{0.90}\{(S_4 + S_5)/2\}]}{S_1 + S_2 + S_3 + (S_4 + S_5)/2} \quad (2)$$

σ'_0 および σ'_{90} は，板幅中央から $\pm 15\text{mm}$ の箇所の ε_f^p を用いて σ_0 と同様に算出した．

3.5 成形限界応力の測定方法

供試材の平面ひずみ引張状態における成形限界応力 σ_{PT} を正確に測定するために，Fig. 6に示す円管試験片を用いて二軸バルジ試験¹⁷⁾を行った．円管試験片は板材をロール曲げし，CO₂レーザー溶接して製作した．そして，サーボ制御二軸応力試験機¹⁷⁾を用いて円管試験片に軸力と内圧を同時に負荷した．平面ひずみ引張状態を再現するため，応力比 $\sigma_x:\sigma_y=2:1$ および1:2の線形応力経路かつ，von Misesの相当塑性ひずみ速度が $5 \times 10^{-4}\text{s}^{-1}$ となるように制御し

た．試験数は各2回とした．試験片は圧延方向を円周方向と一致させた試験片Iおよび圧延方向を管軸方向と一致させた試験片IIの二種類を用意し，最大主応力方向を常に円周方向に一致させた．試験片の円周方向塑性ひずみが最大値に達した瞬間 (局部くびれ発生時) の円周方向真応力を σ_{PT} として採用した．

円管試験片は造管時に曲げによる予ひずみ加わるため，十字形試験片を用いた二軸引張試験によって測定された真応力-対数塑性ひずみ曲線 (以下，SS曲線) を用いて二軸バルジ試験で測定されたSS曲線の補正を行った．補正方法の詳細は文献17)を参照されたい．

4. 実験結果と考察

4.1 曲げ曲げ戻し試験後のひずみ分布

破断後の曲げ曲げ戻し試験片における ε_z^p ， ε_w^p ， ε_l^p の板幅方向分布について，軟鋼板および高強度鋼板の測定結果をそれぞれFig. 7およびFig. 8に示す．軟鋼板の場合，板幅中心から $\pm 10\text{mm}$ 以内の $|\varepsilon_z^p|$ は $|\varepsilon_w^p|$ の約4倍であり，かつ $\pm 10\text{mm}$ よりも外側の値と比較して大きい．よって，板幅中心から $\pm 10\text{mm}$ 以内では，平面ひずみに近い状態で破断したと判断した．板縁付近では， $|\varepsilon_w^p|$ に対する $|\varepsilon_l^p|$ の比がおよそ1:2となっている．よって，板縁付近では単軸引張状態で破断したと判断した．

高強度鋼板の場合，板幅中心から $\pm 15\text{mm}$ 以内の $|\varepsilon_z^p|$ は

Fig. 7 Strain distribution in the width direction of the JSC 270D specimen: (a) thickness strain ε_z^p , (b) width strain ε_w^p , and (c) longitudinal tensile strain ε_l^p

Fig. 8 Strain distribution in the width direction of the JSC 590R specimen: (a) thickness strain ε_z^p , (b) width strain ε_w^p , and (c) longitudinal tensile strain ε_l^p

Fig. 9 Forming limit strains: (a) JSC270D and (b) JSC590R

$|\varepsilon_w^p|$ の約10倍である。また、軟鋼板と同様に、板縁付近の $|\varepsilon_w^p|$ に対する $|\varepsilon_l^p|$ の比はおよそ1:2となっている。よって、高強度鋼板においても、板幅中心から $\pm 15\text{mm}$ 以内では平面ひずみ状態で破断し、板縁付近では単軸引張状態で破断したと判断した。

4.2 成形限界ひずみとの比較

曲げ曲げ戻し破断時の ε_l^p および ε_w^p と、二軸バルジ試験から測定された成形限界ひずみとの比較をFig. 9に示す。成形限界ひずみと比較して、軟鋼板の破断時の ε_l^p はおよそ60%、高強度鋼板の破断時の ε_l^p はおよそ100%大きくなった。これより、成形限界ひずみは破断時のひずみを過少に予測するため、破断予測手法として適さないことが示された。

4.3 成形限界応力との比較

両供試材における σ_{DB} と σ_{PT} の比較結果をFig. 10に示す。図中のエラーバーは、3回の試験結果の標準偏差を示す。軟鋼板、高強度鋼板ともに、全ての引抜速度において σ_{DB} は σ_{PT} よりも6~18%大きくなった。 σ_{DB} が σ_{PT} よりも大きくなった理由として、ひずみ速度の増加に伴う塑性流動応力の増加が考えられる（曲げ曲げ戻し試験におけるひずみ速度は、二軸バルジ試験におけるそれのおよそ $10^3 \sim 10^4$ 倍（付録A参照））。そこで、付録Aの方法に従って、曲げ曲げ戻し試験と同水準のひずみ速度における成形限界応力 σ_{PT}' を試算した。その試算値をあわせてFig. 10に示す。 σ_{PT}' と σ_{DB} との差は軟鋼板で σ_{DB} の4~8%、高強度鋼板で σ_{DB} の0.7~3.9%となり、 σ_{PT} と σ_{DB} の誤差と比較して半分以下となった。よってひずみ速度の影響を考慮した成形限界応力を破断判定基準として用いることにより、曲げ曲げ戻し破断の予測精度が向上することがわかった。ただし、成形条件のばらつきによる σ_{DB} の変動を考慮すると、 10^{-4}s^{-1} オーダー

Fig. 10 Comparisons of forming limit stresses: (a) JSC270D (RD), (b) JSC270D (TD), (c) JSC590R (RD), and (d) JSC590R (TD). σ_{PT} : forming limit stress under plane strain tension measured using the multiaxial tube expansion test, σ_{PT}' : forming limit stress under plane strain tension modified by considering the strain rate effect, see Eq. (A.3), σ_{DB} : fracture stress under draw-bending

の準静的ひずみ速度で測定された σ_{PT} に基づいて、 σ_{PT}' よりも低めの応力値で安全側に破断判定することも実用上は有効であると考ええる。

なお、曲げ曲げ戻し変形における板内の応力変化を定性的に理解する一助として、全ひずみ理論による解析を行った。詳細は付録Bを参照されたい。

5. 結 言

実際の製造工程におけるプレス成形と同水準の引抜速度で曲げ曲げ戻し成形実験が可能な試験機を開発し、3水準の異なるひずみ速度で曲げ曲げ戻し成形試験を行い、成形限界応力に基づく破断判定法の有効性を検証した。その結果、以下の知見を得た。

- (1) 本研究で用いた軟鋼板および高強度鋼板では、 σ_{DB} は 10^{-4}s^{-1} オーダーのひずみ速度で測定された σ_{PT} よりも6~18%大きくなった。よって、 σ_{PT} を破断判定基準とすることで、曲げ曲げ戻し破断を安全側に予測した。
- (2) ひずみ速度の影響を考慮した成形限界応力 σ_{PT}' を破断判定基準として用いることにより、曲げ曲げ戻し破断の予測精度が向上する。
- (3) 線形負荷経路における成形限界ひずみと比較して、軟鋼板の破断時の ε_l^p はおよそ60%、高強度鋼板の破断時

の ε_p^* はおよそ 100% 大きくなった。これより、成形限界ひずみは破断時のひずみを過小に予測するため、破断予測手法として適さない。

参 考 文 献

- 1) 吉武明英・池田倫正：塑性と加工，**52**-606 (2011)，766-771.
- 2) 桑原利彦・渡辺和則：塑性と加工，**34**-385 (1993)，171-178.
- 3) Swift, H. W.: Engineering, **166** (1948), 333-359.
- 4) 守時一：日本機械学会論文集，**40**-330 (1974)，336-353.
- 5) Walp, M. S., Wurm, A., Siekirk, J. F. & Desai, A. K.: SAE Tech. pap., (2006), 2006-01-1433.
- 6) Kim, J. H., Sung, J. H., Piao, K. & Wagoner, R. H.: Int. J. Plasticity, **27**-10 (2011), 1658-1676.
- 7) Sung, J. H., Kim, J. H. & Wagoner, R. H.: J. Eng. Mater. Technol., **134**-4 (2012), 041015.
- 8) 宅田裕彦・森謙一郎・広瀬智行・八田夏夫：塑性と加工，**36**-416 (1995)，985-990.
- 9) 大矢根守哉：日本機械学会誌，**75**-639 (1972)，596-601.
- 10) Keeler, S. P. & Backofen, W. A.: ASM Trans. Q., **56**-1 (1963)，25-48.
- 11) 中島浩衛：塑性と加工，**11**-109 (1970)，112-118.
- 12) 吉田健吾・桑原利彦・成原浩二・高橋進：塑性と加工，**45**-517 (2004)，123-128.
- 13) Yoshida, K. & Kuwabara, T.: Int. J. Plasticity, **23**-7 (2007)，1260-1284.
- 14) Yoshida, K., Kuwabara, T. & Kuroda, M.: Int. J. Plasticity, **23**-3 (2007)，361-384.
- 15) Yoshida, K. & Suzuki, N.: Int. J. Plasticity, **24**-1 (2008)，118-139.
- 16) 齊藤正純・桑原利彦：平成 25 年度塑性加工春季講演会講演論文集，(2013)，159-160.
- 17) Kuwabara, T. & Sugawara, F.: Int. J. Plasticity, **45** (2013)，103-118.
- 18) 日本塑性加工学会：曲げ加工，(1995)，4-7，コロナ社.
- 19) Kuroda, M., Uenishi, A., Yoshida, H. & Igarashi, A.: Int. J. Solids Struct., **43** (2006)，4465-4483.

付録 A：ひずみ速度の増加に伴う成形限界応力の増加量の算定方法

試験片の初期板厚を t_0 ，金型先端丸味半径を R ，試験片の引抜速度を V とすると，試験片が金型先端丸味半径部を通過する時間 τ は次式で近似できる。

$$\tau = \frac{\pi(R + t_0/2)}{2V} \quad (\text{A.1})$$

曲げ曲げ戻し変形によるひずみ増分は試験片に加わった相当塑性ひずみ $\bar{\varepsilon}$ と等しいと見なすと，曲げ曲げ戻し変形を受ける試験片のひずみ速度 $\dot{\varepsilon}_{BU}$ は次式で概算できる。

Fig. B.1 Calculated results of the stress distribution in the thickness direction after bending and unbending. (a) JSC 270D and (b) JSC 590R

$$\dot{\varepsilon}_{BU} = \frac{\bar{\varepsilon}}{\tau} = \frac{2\bar{\varepsilon}V}{\pi(R + t_0/2)} \quad (\text{A.2})$$

ここで $\bar{\varepsilon}$ については，von Mises の相当塑性ひずみを仮定し，4.1 節に示す各塑性ひずみの測定結果から算出した結果の平均値を用いた。その結果，軟鋼板の場合 $\bar{\varepsilon} = 0.53$ ，高強度鋼板の場合 $\bar{\varepsilon} = 0.35$ を得た。加えて本研究における試験条件， $V = 5, 50$ および $100 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$ ， $R = 4 \text{ mm}$ ， $t_0 = 1 \text{ mm}$ を式(A.2)に代入すると，各 V に対して，軟鋼板の場合 $\dot{\varepsilon}_{BU} = 0.4, 3.7$ および 7.5 s^{-1} ，高強度鋼板の場合 $\dot{\varepsilon}_{BU} = 0.2, 2.5$ および 4.9 s^{-1} を得た。

次に，成形限界応力に及ぼすひずみ速度の影響を概算するために式(A.3)を用いた。

$$\bar{\sigma}'_{PT} = \bar{\sigma}_{PT} + D \ln \left(\frac{\dot{\Phi}}{\dot{\varepsilon}_R} \right) \quad (\text{A.3})$$

式(A.3)は，Kuroda ら¹⁹⁾ の提案による構成式において温度に係る項を無視した簡略式である。ここで， $\bar{\sigma}_{PT}$ は，平面ひずみ引張状態における成形限界応力の測定値 σ_{PT} から von Mises の降伏条件式を仮定して得られる相当応力 $\bar{\sigma}_{PT} (= \sqrt{3}\sigma_{PT}/2)$ ， $\dot{\Phi}$ はひずみ速度， $\dot{\varepsilon}_R (= 5 \times 10^{-4} \text{ s}^{-1})$ は基準となる σ_{PT} を実測した際のひずみ速度である。パラメータ D は， $\dot{\Phi} = 0.1 \text{ s}^{-1}$ および $5 \times 10^{-4} \text{ s}^{-1}$ における単軸引張応力の測定値より決定した。その結果，軟鋼板では $D = 6.8 \text{ MPa}$ (RD)， 9.2 MPa (TD)，高強度鋼板では $D = 3.6 \text{ MPa}$ (RD)， 3.8 MPa (TD) と算定した。

式(A.3)の $\dot{\Phi}$ に $\dot{\varepsilon}_{BU}$ を代入し，そのひずみ速度に対応する相当応力 $\bar{\sigma}'_{PT}$ を算出し，その値から平面ひずみ引張状態に

おける成形限界応力 σ'_{PT} ($=2\sigma_{PT}/\sqrt{3}$) を求めた。

付録 B：曲げ曲げ戻し変形時の板厚方向応力分布

曲げ曲げ戻し変形時の応力分布を評価するため、全ひずみ理論による初等解析を行った。von Misesの降伏条件式および板幅不変の平面ひずみ変形を仮定し、バウシニング効果と材料発熱は無視した。解析方法の詳細は文献2)を参照されたい。曲げおよび曲げ戻し変形時における張力は、本研究における試験片破断時の引抜き力 F の測定値に等しいと仮定した。板厚方向分割数は100とし、断面積の算出に用いる板幅の値には測定値を用いた。

曲げおよび曲げ戻し後の応力の計算値をFig. B. 1に示す。

軟鋼板では、外表面のひずみ増分は曲げ時で0.31、曲げ戻し時で-0.004である。曲げ時は面内に中立面が存在せず、曲げ戻し時にひずみが反転する範囲は最外面の要素のみである。高強度鋼板では、外表面のひずみ増分は曲げ時で0.20、曲げ戻し時で-0.018である。曲げおよび曲げ戻し時にひずみが反転する範囲は板厚のおよそ10%である。以上より、破断応力に及ぼすバウシニング効果の影響は小さいと推測され、その結果、成形限界応力と破断応力が概ね一致する結果となったと考える。

なお、実験と計算における ε_f^p の差異は、計算上の仮定(平面ひずみ状態、材料発熱なし、von Misesの降伏条件式)が実験では成立しないことに起因すると考える。