

(論文)

アルミニウム合金板の引張曲げ破断限界

Fracture Limits of Aluminum Sheets under Stretch Bending



吉田正敏*(工博)

Dr. Masatoshi YOSHIDA



小西晴之*(工博)

Dr. Haruyuki KONISHI



福本幸司*

Kouji FUKUMOTO

Fracture limits in sheet stretch bending were theoretically obtained on the assumption that the fracture occurs when the stretching force reaches its maximum value. From the calculated results, a fracture criterion has been presented where limit wall stretch, L_{max}/L_0 (L_{max} : limit wall length of a sheet, L_0 : initial wall length), is explicitly given as a function of the non-dimensional bending curvature, t_0/R (t_0 : sheet thickness, R : bending radius) and the material's work hardening exponent (n -value). To verify this criterion, three-point stretch bending tests with various punch-radii were performed on several types of aluminum sheets. The predicted limit wall stretch was in good agreement with the experimental results.

まえばき = 近年、自動車などの輸送機用材料には、地球環境保全の観点から、軽量かつリサイクル性に優れたアルミニウム合金板材の適用が期待されている。しかし、アルミニウム合金板材は、鋼板に比べて成形性に劣り、特に肩R部を含む張出部での破断が問題になることが多い。この肩R部での破断については、図1に示すようなV字型パンチを用いた引張曲げ試験により、実験的に素材の破断限界を調査する研究が行われている^{1)~6)}。また、このような引張曲げ変形下での破断限界について、ひずみ増分法により理論的に破断荷重を求めた報告^{7), 8)}も見られる。しかし、製品設計基準となる成形限界形状を示した例はあまり見あたらない。

Aluminum Association(以下,AA という)の設計資料⁹⁾では、リブ状張出部の成形限界を、破断限界断面線長比 L_{max}/L_0 (= 張出部の破断限界線長 L_{max} / 元線長 L_0) の形で規定している。断面線長比による成形限界の提示は、多様な部品に適用可能であるため、設計上有用である。しかし、AAの推奨形状は、典型的な自動車用アルミ板材について定めたものであり、素材の機械的特性や肩R部の影響までは明らかにされていない。

本報では、アルミニウム材料のプレス成形で問題にな

ることが多い小R部を含む張出部の破断限界について、単純な力学モデルを用い、設計基準として使用可能な破断限界断面線長比を求める数式を提示する。また、この理論の妥当性を引張曲げ試験によって検証した。

1. 破断限界の解析的検討

肩R部の変形を単純な二次元モデルで近似し、小R部を含む張出部の破断限界断面線長比を求める数式を導く。ここでは、破断限界を支配する因子が明らかになる形で解を求めることを目的とし、全ひずみ理論による検討を行う。

1.1 引張曲げ加工モデルの構築

素材の相当応力 σ_{eq} - 相当ひずみ ϵ_{eq} 関係を次式の n 乗硬化則でおく。

$$\sigma_{eq} = C \epsilon_{eq}^n \dots \dots \dots (1)$$

平面ひずみ変形、面内等方性素材を仮定すると、長手方向の真応力 σ 、対数ひずみ ϵ は、素材 r 値を用いて次式のようにおける。

$$\sigma = \text{sgn}(\epsilon) \frac{1+r}{\sqrt{1+2r}} \sigma_{eq} \dots \dots \dots (2)$$

$$|\epsilon| = \sqrt{\frac{1+2r}{2(1+r)}} \epsilon_{eq} \dots \dots \dots (3)$$

ここで、 $\epsilon > 0$ で $\text{sgn}(\epsilon) = 1$ 、 $\epsilon < 0$ で $\text{sgn}(\epsilon) = -1$ である。

式(2),(3)から、 $\sigma - \epsilon$ 関係は次式のようになる。

$$\sigma = \text{sgn}(\epsilon) \left(\frac{1+r}{2} \right)^{\frac{1}{2}} \left(\frac{2(1+r)}{1+2r} \right)^{\frac{n+1}{2}} C |\epsilon|^n \dots \dots \dots (4)$$

曲げR部における変形の仮定を図2に示す。引張曲げ変形部では、張力 $T = 0$ 時に変形形態 OABC となる部分(曲げ角度 θ)が、張力 T 負荷時に変形形態 OA'B'C'(曲げ角度 θ')のように変形すると仮定する。なお、引張曲げ部の変形状態は均等曲げで模擬できるものとし、

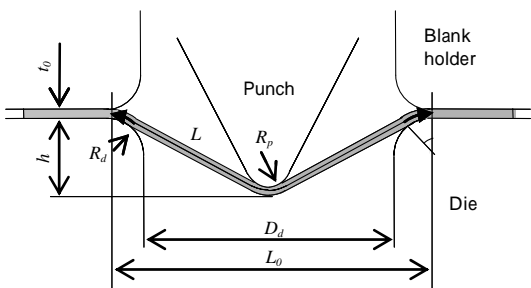


図1 引張曲げ試験の模式図

Fig. 1 Schematic illustration of stretch bending test

*アルミ・銅カンパニー 技術部

せん断変形の影響は無視する。また、工具と素材との摩擦の影響についても無視できると仮定した。

幾何学的形状から定まる曲げ外側表面对数ひずみ ϵ_o 、曲げ内側表面对数ひずみ ϵ_i および変形後の板厚 t を用いて、断面内の対数ひずみ分布を次式のように近似する。

$$\epsilon = \frac{\epsilon_o - \epsilon_i}{t} y \quad (5)$$

なお、 y は半径方向距離であり、仮想的に $\epsilon = 0$ となる位置を $y = 0$ とおく。Kirchhoff-Love の仮説に従えば、本来、断面内の公称ひずみが半径方向距離 y に比例することになるが、できる限り陽な形で解を得るために、上式のように近似した。なお、幾何学的形状から定まる ϵ_o 、 ϵ_i を用いたことで、この近似と Kirchhoff-Love の仮説との違いは無視できるほど小さい。

曲げ内側半径を R_i 、素材の元板厚を t_0 とし、純曲げ時の板厚変化に伴う無ひずみ面の移動を無視すれば、式(5)の関係から、 ϵ_o 、 ϵ_i は次式を満足するものとなる。

$$\epsilon_o = \ln \left\{ \frac{R_i + t}{R_i + t_0/2} \right\} = \frac{\epsilon_o - \epsilon_i}{t} (t + p) \quad (6)$$

$$\epsilon_i = \ln \left\{ \frac{R_i}{R_i + t_0/2} \right\} = \frac{\epsilon_o - \epsilon_i}{t} p \quad (7)$$

なお、 p は、曲げ内側表面の y 座標を示す。式(5)~(7)から、 ϵ_o 、 p はそれぞれ次式のように整理できる。

$$\epsilon_o = \frac{\ln(1 + t/R_i)}{t} y \quad (8)$$

$$p = \left(\frac{\epsilon_o}{\ln(1 + t/R_i)} - 1 \right) t \quad (9)$$

張力負荷前後の面積一定 (OABC = OA'B'C') 条件から、次式が成立する。

$$\frac{\{(R_i + t_0)^2 - R_i^2\}}{2} = \frac{\{(R_i + t)^2 - R_i^2\}}{2} \quad (10)$$

式(6)、(10)から、

$$\frac{1}{2} \frac{2R_i + t_0}{R_i + t} e^{\epsilon_o} = \frac{2R_i + t_0}{2R_i + t} \frac{t_0}{t} \quad (11)$$

となり、曲げR部の板厚 t は、正の値であることを考慮すれば、引張曲げ変形後の板厚 t は次式で得られる。

$$t = t_0 e^{-\epsilon_o} - R_i + \sqrt{R_i^2 + (t_0 e^{-\epsilon_o})^2} \quad (12)$$

また、式(4)、(8)から、張力 T は、次式で求められる。

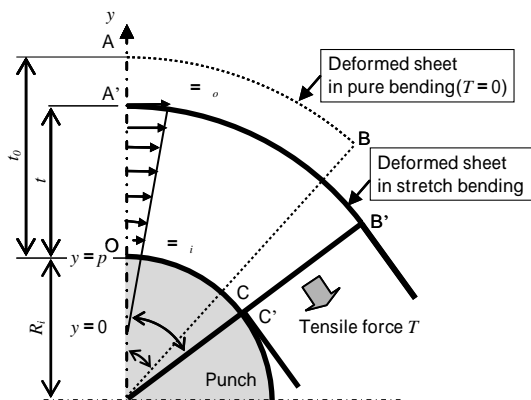


図2 引張曲げ加工部の模式図

Fig. 2 Schematic illustration of deformed sheet in stretch bending

る。

$$T = \int_p^{t+p} dy = \frac{C't}{1+n} \left\{ \frac{\epsilon_o^{1+n}}{\ln(1+t/R_i)} - \ln(1+t/R_i)^{1+n} \right\} \quad (13a)$$

$$C' = \sqrt{\frac{1+r}{2}} \left(\frac{\sqrt{2(1+r)}}{1+2r} \right)^{n+1} C \quad (13b)$$

1.2 破断限界断面線長比の導出

アルミ材料の局部伸びは非常に小さい。そこで、Swiftの拡散くびれ発生条件に従い、最大荷重発生条件を破断限界と仮定すれば、

$$\frac{\partial T}{\partial \epsilon} = 0 \quad (14)$$

の時に $T = T_{max}$ となり、破断が生じることになる。

式(13)を用いて、曲げ外側表面のひずみ量 ϵ_o を逐次増大させて引張荷重 T を計算すれば、最大荷重 T_{max} 発生時のひずみ量 ϵ_{of} およびその時の板厚 t_f を求めることができる。

直線部の伸びに対して曲げ変形部の伸びの影響が小さいとすれば、張出部に加わる荷重 T_{wall} は、断面線長比 L/L_0 を用いて次式のように近似できる。

$$T_{wall} = t = C' \left\{ \ln \left(\frac{L}{L_0} \right) \right\}^n \frac{L_0}{L} t_0 \quad (15)$$

張出部の破断限界断面線長比 L_{max}/L_0 は、式(13)、(15)から、次式の関係満足するものとして得られる。

$$\left\{ \ln \left(\frac{L_{max}}{L_0} \right) \right\}^n = \left(\frac{L_{max}}{L_0} \right) \left(\frac{t_f}{t_0} \right) \frac{\left\{ \epsilon_{of}^{1+n} - \epsilon_{of} - \ln(1+t_f/R_i)^{1+n} \right\}}{(1+n) \ln(1+t_f/R_i)} \quad (16)$$

式(16)は、素材 r 値の影響が無視される形となり、結果的にどのような降伏条件式を用いても成立するといえる。

式(16)から、破断限界断面線長比 L_{max}/L_0 は、 t_f/t_0 、 t_f/R_i 、 ϵ_{of} に依存することがわかる。板厚変化を考慮しない曲げ中心半径を $R (= R_i + t_0/2)$ とすれば、式(12)の関係から、 t_f/t_0 、 t_f/R_i は t_0/R および ϵ_{of} により定まるといえる。また、式(14)の解として得られる ϵ_{of} は、 t_0/R および素材 n 値に応じて定まることから、張出部の破断限界断面線長比 L_{max}/L_0 は、無次元曲げ曲率 t_0/R および素材 n 値にのみ依存するといえる。

L_{max}/L_0 は、破断時の張出部の平均伸び量に対応し、近似的には小R部近傍の縦壁部の伸びに対応することになる。 L_{max}/L_0 は、式(16)を解くことにより数学的に定まるが、得られた結果を最小二乗法を用いて単純化すれば、近似的に次式のように示すこともできる。

$$\frac{L_{max}}{L_0} = e^n + (1 - e^n) \left(1 - e^{-(0.4/n) \times (t_0/R)} \right) \quad (17)$$

無次元曲げ曲率 t_0/R 、 n 値に対する破断限界断面線長比 L_{max}/L_0 の計算結果を図3に示す。図中の実線は式(16)による計算結果、破線は式(17)による計算結果である。

破断限界断面線長比 L_{max}/L_0 は、無次元曲げ曲率 t_0/R の増大に応じて減少し、低 n 値材ほど小さくなることがわかる。式(17)による計算結果は、式(16)の結果と良好に一致していることから、式(16)を数値計算する代わりに、式(17)を用いても大きな差異は生じないといえる。

無次元曲げ曲率 t_0/R , n 値に対する無次元最大張力 T_{max}/T_B の計算結果を図 4 に示す。ここで, T_B は $t_0/R=0$ (平面ひずみ引張) における最大張力である。無次元最大張力 T_{max}/T_B は, t_0/R の増加に応じて減少し, その減少率は, n 値が低い材料ほど大きいことがわかる。縦壁部の伸びは, T_{max}/T_B の減少に応じて減少することから, L_{max}/L_0 は, n 値が小さい材料ほど, また, 無次元曲げ曲率 t_0/R が大きくなるほど小さくなるといえる。

無次元曲げ曲率 t_0/R , n 値に対する最大張力発生時の曲げ外側表面ひずみ ϵ_{of} の計算結果を図 5 に示す。無次元曲げ曲率 t_0/R の増大に応じて, ϵ_{of} は増大することがわかる。言換えれば, t_0/R が大きい条件ほど, 曲げ外側表面に高いひずみが発生するまで安定的に変形できるといえる。このような現象は, 肩 R 部の破断限界ひずみを実験的に測定した結果でも観察されている^{10)~12)}。つまり, 曲率の大きい部位の破断を対象とする場合, 一般的

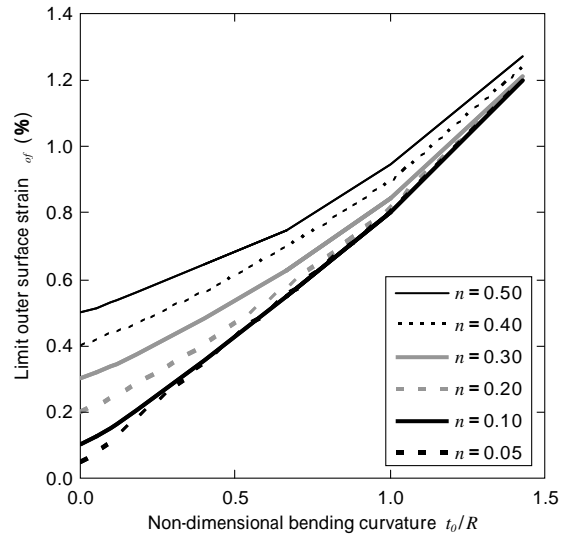


図 5 無次元曲げ曲率 t_0/R , n 値と曲げ外側破断ひずみ ϵ_{of} の関係
Fig. 5 Relationship between non-dimensional bending curvature t_0/R , n value and limit outer surface strain ϵ_{of}

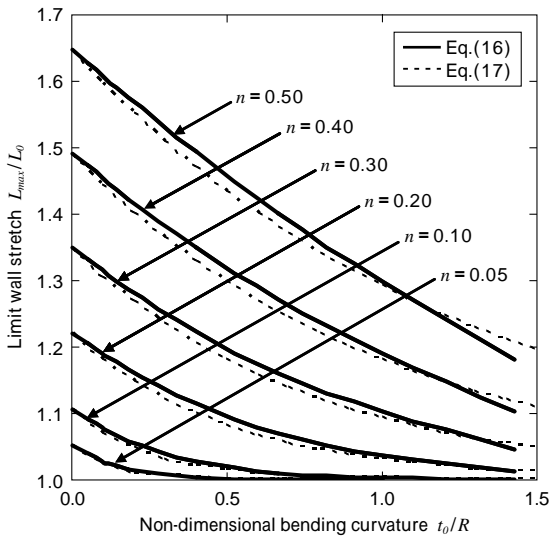


図 3 無次元曲げ曲率 t_0/R , 素材 n 値と破断限界断面線長比 L_{max}/L_0 の関係
Fig. 3 Relationship between non-dimensional bending curvature t_0/R , n value and limit wall stretch L_{max}/L_0

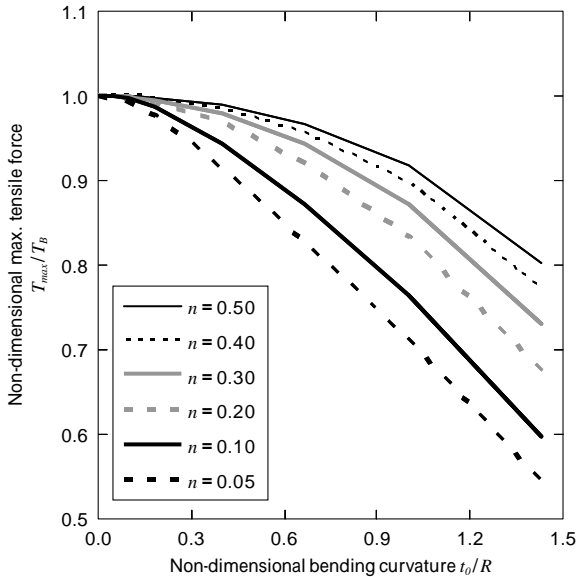


図 4 無次元曲げ曲率 t_0/R , n 値と無次元最大張力 T_{max}/T_B の関係
Fig. 4 Relationship between non-dimensional bending curvature t_0/R , n value and non-dimensional max. tensile force T_{max}/T_B

な FLD (Fracture Limit Diagram) を用いた破断限界予測は, 誤差が大きくなることを示している。また, t_0/R の小さい領域では, n 値が大きい材料ほど ϵ_{of} も大きい, t_0/R が大きくなると, 材料間の差は小さくなるといえる。

2. 引張曲げ試験による解析解の検証

2.1 試験条件

導出した理論解を検証するために, 短冊状試験片を用いて引張曲げ試験を行った。金型形状および試験条件を表 1 に示す。引張曲げ試験には, 先端曲げ半径の異なる 4 種類の V 字型パンチ ($R_p = 0.5, 2.0, 5.0, 10.0\text{mm}$) を用い, 80tonf 油圧プレスにより材料流入の生じない完全張出条件で行った。試験片は, 幅 25mm × 長さ 200mm とし, 素材圧延方向を長手方向と一致させている。

供試材には, 組成, 調質の異なるアルミ 5000 系板材 5052-O, 5182-O, 5182-H24, 5182-H18 および 6061-T4 板材, 6N01-T5 押出型材を用いた。供試材の機械的特性を表 2 に示す。5182-O, 6N01-T5 材については, 解の汎用性を検証する目的で素材板厚をパラメータとする試験を行い, その影響も調査した。

なお, 表中の C, n は, 成形後期の最大荷重発生条件をできるだけ正確に模擬するために, 引張試験における最大公称応力 σ_B およびその時の公称ひずみ ϵ_B を用いて次式の関係から求めたものである。

$$n = \ln(1 + \epsilon_B) \dots\dots\dots (18)$$

$$C = \frac{\sigma_B(1 - \epsilon_B)}{n^n} \dots\dots\dots (19)$$

表 2 から, 素材の n 値は, 5182-O, 6061-T4, 5052-O, 5182-H24, 6N01-T5, 5182-H18 材の順番に小さくなる。また, 6061-T4 材, 5052-O 材は, 5182-O 材に比べて n 値は低い, 破断伸び ϵ_{of} は高い。

2.2 試験結果

代表的に 5182-O 材試験片の破断状況を図 6 に示す。図中の矢印は, 縦壁部で引張破断が生じたときの破断位

表 1 成形条件

Table 1 Forming conditions

Tool	Die	$D_d = 102.4\text{mm} (R_d = 8.0\text{mm})$	
	Punch	V-shape	$R_p = 0.5\text{mm}$
			$R_p = 2.0\text{mm}$
			$R_p = 5.0\text{mm}$
			$R_p = 10.0\text{mm}$
Forming speed	4mm/s		
Lubricant	Mineral oil		
Blank shape	W25mm x L200mm		

表 2 素材機械的特性

Table 2 Mechanical properties of specimens

Material	t_0 (mm)	σ_B (MPa)	$\sigma_{0.2}$ (MPa)	ϵ (%)	C (MPa)	n Value	r Value
5052-O	2.0	200	88	30.0	322	0.18	0.61
5182-O	1.0	266	127	28.3	472	0.23	0.61
	1.4						
	2.0						
5182-H24	1.0	341	245	15.4	497	0.12	0.52
5182-H18	1.0	390	368	3.4	444	0.03	-
6061-T4	1.0	238	135	29.0	405	0.21	0.53
6N01-T5	2.0	265	230	12.0	348	0.08	0.47
	2.4						
	4.0						

置を示している。5182-O 材の場合、ほとんどの条件ではパンチ肩 R 近傍で破断したが、 $R_p = 10\text{mm}$ 条件で初期板厚 $t_0 = 1.0, 1.4\text{mm}$ の場合には縦壁部が破断する結果となった。この現象は、黒瀬ら^{13), 14)}の試験でも確認されており、無次元曲げ曲率 t_0/R が小さいことで曲げ変形部の強度低下が小さく、一軸引張に近い変形を示す縦壁部が先に破断したためと推測している。

板厚 $t_0 = 2.0\text{mm}$ の 5182-O 材と 6N01-T5 材試験片の破断状況比較を図 7 に示す。6N01-T5 材の成形高さは、5182-O 材に比べて極端に低くなり、特にパンチ先端曲げ半径 R_p の小さい条件では、ほとんどパンチに沿わない状態で破断している。

板厚の異なる 5182-O, 6N01-T5 材の引張曲げ試験結果を、無次元曲げ曲率 t_0/R - 破断限界断面線長比 L_{max}/L_0 関係に整理して図 8 に示す。図中の実線は、近似式である式 (17) による計算結果である。各素材の破断限界断面線長比 L_{max}/L_0 は、板厚 t_0 によらず、無次元曲げ曲率 t_0/R に対してほぼ一義的に定まり、無次元曲げ曲率 t_0/R の増大に応じて減少することがわかる。

各素材の無次元曲げ曲率 t_0/R と破断限界断面線長比 L_{max}/L_0 の関係を図 9 に示す。図中の実線および破線は、近似式である式 (17) による計算結果を示している。 L_{max}/L_0 は、5182-O, 6061-T4, 5052-O, 5182-H24, 6N01-T5, 5182-H18 材の順番に小さくなり、破断伸びよりも素材 n 値に応じて成形高さが低くなることが確認できる。

式 (17) による計算結果は、縦壁部で一軸引張破断が生じた t_0/R の小さい領域および無次元曲げ曲率 t_0/R が

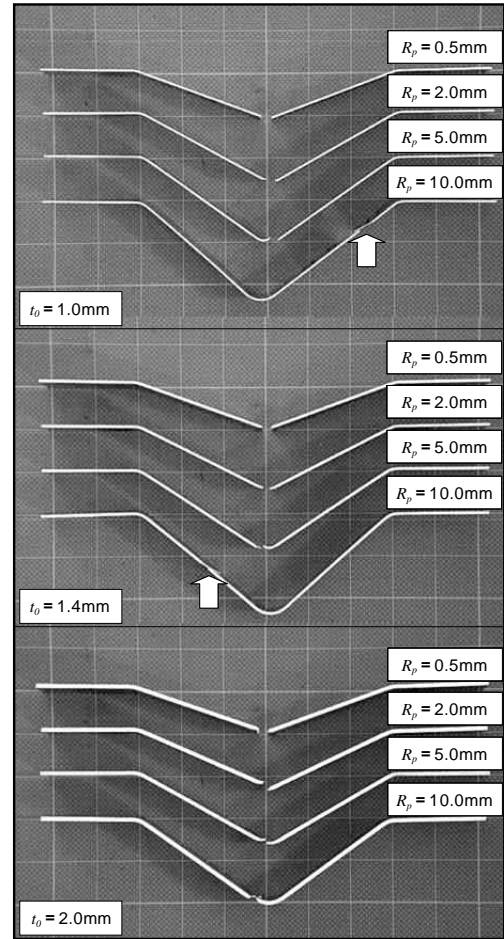


図 6 破断試験片の概観写真 (5182-O)

Fig. 6 Photographs of fractured 5182-O specimens

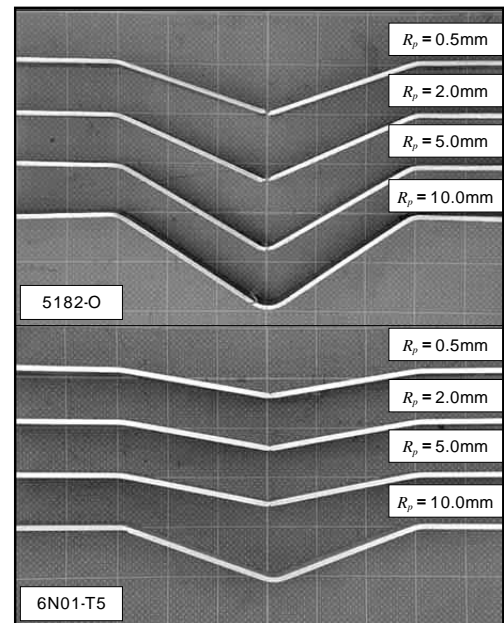


図 7 5182-O 材, 6N01-T5 材の破断試験片外観写真 ($t_0 = 2.0\text{mm}$)
Fig. 7 Photographs of fractured 5182-O and 6N01-T5 specimens ($t_0 = 2.0\text{mm}$)

非常に大きい領域を除き、試験結果との良好な一致がみられる。

このことから、小 R 部を含む張出部の破断を回避するためには、無次元曲げ曲率 t_0/R および素材 n 値に応じて式 (17) を満足する破断限界断面線長比 L_{max}/L_0 以下に張出量を制限するように設計を行えば良いことがわかる。

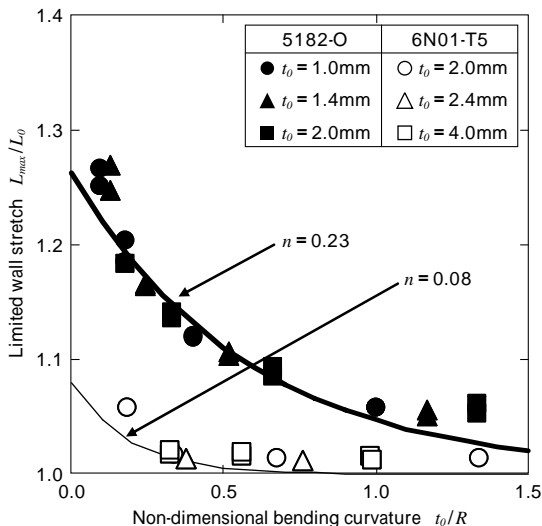


図8 破断限界断面線長比 L_{max}/L_0 に対する板厚 t_0 の影響
Fig. 8 Effect of thickness t_0 on limit wall stretch L_{max}/L_0

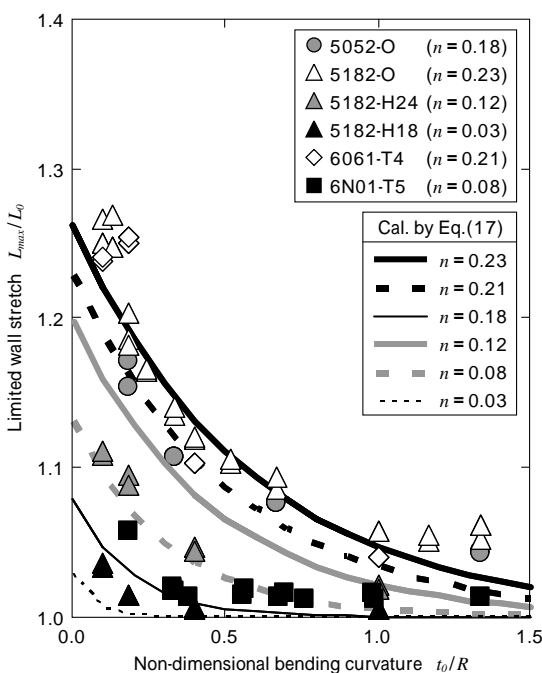


図9 破断限界断面線長比 L_{max}/L_0 に対する試験および計算結果の比較
Fig. 9 Comparison of limited wall stretch L_{max}/L_0 between experiment and calculation

なお、曲げ加工部の無次元曲げ曲率 t_0/R 0.1 程度の領域については、曲げ変形による破断限界の低下量は非常に小さく、素材の n 値以下に伸び量を制限するように設計することで、十分に破断を回避できるといえる。

なお、無次元曲げ曲率 t_0/R が大きい領域で、式(17)による計算結果が L_{max}/L_0 を小さく見積る原因は、導出した解では、素材がパンチ肩 R に沿うことを前提としているのに対して、この領域での試験では、図7示す6N0-1-T5材の試験結果に代表されるように、素材がパンチ肩 R になじんでいない状態で破断が生じるためである。

むすび=アルミニウム合金板材のプレス成形において問題になることが多い小 R 部を含む張出破断を対象に、設計基準として使用可能な破断限界条件式を導出するとともに、設計に簡便に利用可能な実験式の提示、引張曲げ試験による検証を行い、以下の結果を得た。

- (1) 導出した式による破断限界断面線長比の予測結果は、試験結果と良く一致した。
- (2) 小 R 部を含む張出部の破断限界断面線長比 L_{max}/L_0 は、肩 R 部での無次元曲げ曲率 t_0/R および素材 n 値のみによって定まる。
- (3) 破断限界断面線長比 L_{max}/L_0 は、低 n 値材料ほど、また、無次元曲げ曲率 t_0/R 大きくなるほど減少し、特に無次元曲げ曲率 t_0/R 0.1 の領域では顕著に減少するといえる。

本手法の最も大きな利点は、局所的な破断限界条件によらず、二次元断面形状(張出量 - 縦壁部の伸び - , 肩 R)を用いて簡便に破断限界を予測可能なことである。また、本報では、アルミニウム合金板材を対象に精度検証を行ったが、素材の機械的特性を考慮することで、容易に他の材料における破断限界検討にも適用できると考える。

本研究を遂行するにあたり、有益な御助言と御指導を賜りました広島大学機械システム工学専攻弾塑性工学研究室の吉田総仁先生に謹んで感謝申し上げます。

なお、本報告は、「塑性と加工」46-536(2005), pp.859-863. に掲載された論文をもとに、一部データの加筆を行ったものである。

参考文献

- 1) G. Glover et al. : Proc. Australian Inst. Metals Congress, (1978) pp.18-23.
- 2) D.K. Uko et al. : Cand. Mining & Metall. Bull., 70-781 (1977) pp.127-134.
- 3) M.Y. Demeri : J. Appl. Metalworking, 2-1 (1981) pp.3-10.
- 4) O. S. Narayanaswamy et al. : Proc. Joint ASM/ASME Symposium : Novel Tech. Metal Deformation Testing, (1983) pp.99-112.
- 5) J. M. Story : Manuf. Eng. Trans, 12 (1984) pp.193-200.
- 6) J. M. Story et al. : SAE Technical paper No.930277, (1993)
- 7) 日野隆太郎ほか : 機械学会論文集 A 編, 61-592 (1995) pp.2560-2565.
- 8) T. Naka et al. : Key Engineering Materials, 233-236 (2003) pp.113-118.
- 9) The Aluminum Association : Aluminum for Automotive Body Sheet Panels, (1998)
- 10) M. R. Tharrett et al. : Dislocations Plasticity & Metal Forming, (2003) pp.199-201.
- 11) M. R. Tharrett et al. : SAE Technical paper No.2003-01-1157, (2003)
- 12) P. L. Charpentier : Met Trans, 6A (1975) pp.1665-1669.
- 13) 黒瀬隆宣ほか : 第57回塑性加工連合講演会講演論文集, (2006) pp.79-80.
- 14) 黒瀬隆宣ほか : 第58回塑性加工連合講演会講演論文集, (2007) pp.361-362.