

Al-Mg合金の温間成形性

中 哲夫*

1. 緒 言

近年、輸送機の重量軽減のために高強度アルミニウム合金の利用が急がれている。特にAl-Mg合金は高い強度を有し耐食性が優れ、海水や工業汚染雰囲気能耐溶接性が優れているため、自動車や船舶の外板に鋼板やFRPに変わって使用されつつある^{1)~3)}。しかし、この材料は単軸引張り試験において室温から373Kの範囲では、変形抵抗の逆ひずみ速度依存性が動的ひずみ時効により発現し、ストレッチャーストレインマーク（以下St-Stマークと記す）を材料表面に誘起する^{4), 5)}。また、変形が局所化しやすく成形性が鋼板より劣るため使用拡大の障害となっている。このようなアルミニウム合金の成形性の悪さを克服する一つの有力な方法として温間加工があり1970年代より研究されている^{6)~11)}。ShehataらはAl-0から6.6%Mg合金を用いて293から573Kまでの温度域において単軸引張り試験と張出し試験を種々の速度で行い報告している⁶⁾。AyresはAl-0から6.6%Mg合金を293から573Kまでの温度域にて単軸引張り試験を広範囲のひずみ速度にて行い延性について調査を行っている⁶⁾。AyresとWennerは403と473Kの高温度域にてAl-Mg合金5182板の張出し性におけるひずみとひずみ硬化について検討を行っている^{7), 8)}。著者らはAl-Mg合金5083板の広範囲のひずみ速度で室温から523Kにて単軸引張り試験を行い報告した^{9), 10)}。試験結果より下記に示すような特徴が判明した。

—高温における延性は温度が高くひずみ速度が遅いほど増大する。

—高温でひずみ速度が遅い場合には超塑性現象を発現し破断伸びが1.0以上になる場合もある。

—ひずみ速度感受性指数 (m 値) は成形性には重要な因子で高い m 値のものは延性が大きく流動応力が低い。

本報では板材成形の基本要素である円筒深絞り試験および平頭張出し試験を温間成形加工で重要な温度及び成形速度を種々に変化させて行い深絞り成形性は深絞り成形限界(LDR)、張出し成形性は成形限界線図(FLD)にて成形温度と速度の影響について検討を行った。LDR及びFLDは成形温度298から573Kにてパンチ速度0.2から200mm・min⁻¹にて試験を行い決定した。また、深絞り成形性については単軸引張り試験により得られた機械的性質の温度及びひずみ速度依存性を定式化し、これを用いて初等解法¹²⁾により深絞り成形限界を成形温度及び速度を考慮して予測する方法を提案した。

2. 材料及び実験方法

実験に供した材料はAl-Mg合金A5083P-O、板厚1mm、平均結晶粒径7 μ mを使用した。この材料の化学組成を

Table 1 に示す。

2.1 円筒深絞り試験

深絞り試験に用いたパンチ直径は36mm、ダイス穴径は40mmで肩部半径は両者とも4mmのものを使用した。Fig. 1に実験に用いた深絞り試験装置を示す。試験温度は293, 353, 423, 453, 473, 523, 573Kにて行い温間深絞りについてはパンチ内部に水道水を流して冷却した。流量は1200ml・min⁻¹とした。成形速度はパンチ速度0.2から500mm・min⁻¹とし250kNのインストロン型の試験機に深絞り試験装置を装着して成形速度を調整した。ブランクの直径は74.5mm (DR-2.07) から108mm (DR-3.00) のものを使用した。パンチ頭部とブランク表面はアセトンにて脱脂を行い、潤滑剤は453Kまでの試験においてはワックスタイプのカストロールNo.700の3倍希釈液をそれ以上の温度では二硫化モリブデングリスをダイス面としわ押さえ面の両側に塗布した。初期しわ押さえ力は上部に取り付けたボルトによりしわの発生しない最小に調整したが、本装置はダイス面としわ押さえ面のクリアランスを一定に保つタイプであるのでしわ押さえ圧力自体は実験中変動するものである。

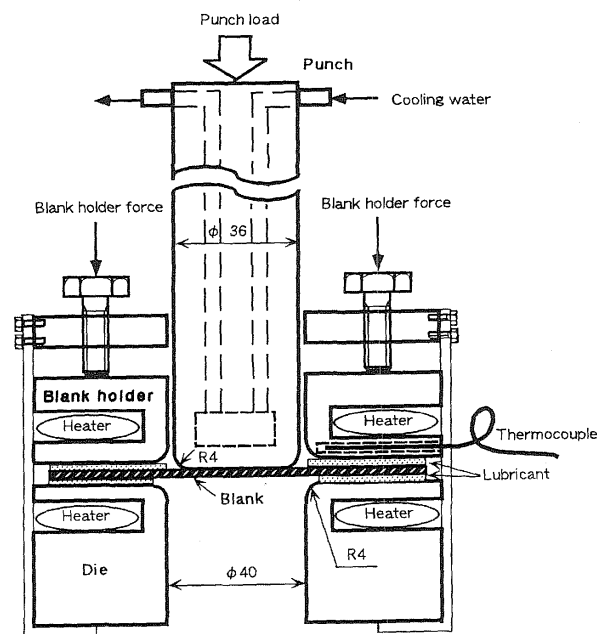


Fig. 1 Schematic diagram of the apparatus for the deep drawing tests

Table 1 Chemical compositions of specimen (wt%)

Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Zn	Ti
0.04	0.04	Tr	0.64	4.58	0.11	Tr	0.01

2.2 平頭張出し試験

実験に用いた温間平頭張出し試験装置の概略図をFig. 2に示す。試験片は長さ170mm (R.D.)、幅20から170mm (単軸状態から等二軸状態、ひずみ比 $\beta = \epsilon_2 / \epsilon_1$ が $\beta < 0$, $\beta = 0$, $\beta > 0$)の矩形板を切り出して用いた。パンチは直径92mm肩部半径8mmの平頭パンチを用いた。試験片装着時にはドライビングシート(試験片と同形で中央に直径39mmの円孔を持つ厚さ0.8mmの深絞り用鋼板)を試験片とパンチの間に挿入し変形がパンチ底部の平坦部に集中するようにした。潤滑剤は高温耐圧潤滑剤のネパーシーズを使用した。ブランクの締付けはボルト・ナット8本をトルクレンチにて均等に(8.8kN·cm \approx 18ton)に締付けた。加熱はパンチ内にヒーターを挿入しパンチ先端の温度にて293, 353, 423, 473, 523および573Kに制御した。速度の調整はパンチをインストロタイプ試験機のクロスヘッドに装着して0.2, 20, 200mm·min⁻¹に変化させて行った。また、本実験においては試験片表面に直径6.35mmのスクライブドサークルをスタンプし破断に至るまでのひずみおよびひずみ経過を検討するために下部に装備したCCDカメラにて撮影、記録した。

3. 実験結果と考察

3.1 深絞り成形

Fig. 3に各温度における成形速度と限界絞り比(LDR)の関係について示す。この図に見られるようにどの温度においても鋼板などは異なり成形速度が遅い方がLDRが上昇していることが理解できる。これらのデータは室温にて

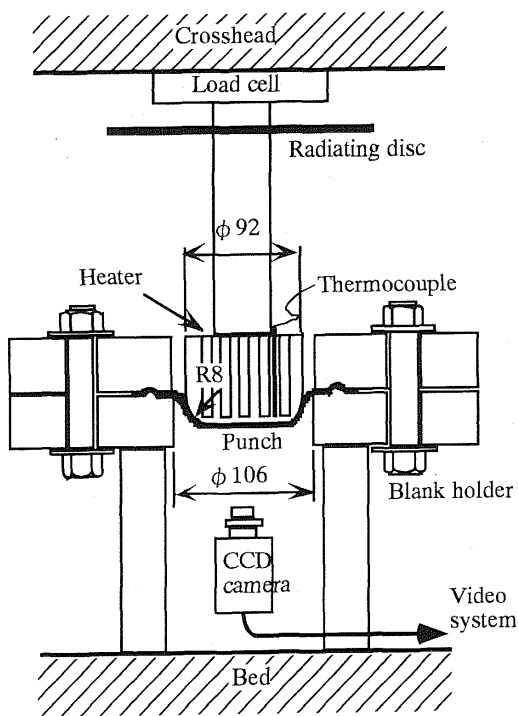


Fig. 2 Schematic of experimental set-up for stretch forming test

潤滑条件をダイス面としわ押さえ面の両側に塗布し、しわ押さえ圧力をしわが発生する寸前まで下げた状態でのLDRが最も良かったので全ての温度における深絞り試験でも同じ条件にて行ったものである。この結果より、各温度とも潤滑条件をよくし、しわ押さえ力をしわが発生しない限界まで低くし、成形速度を遅くすればLDRを大きくできることが理解できる。

深絞り成形限界はパンチ肩部の強度とフランジ部の絞り抵抗の関係によって決定される。まずはじめに、パンチ肩部の強度が成形温度と速度によってどのように変わるかを調べるために、Fig. 4にLDRにおける最大パンチ力 P_{max} を示す。ここでは次のような特徴が見られる。

- 453K以下(ただし、パンチ肩部はパンチを冷却している)のでこれらの温度よりはるかに低いと思われる)の場合には P_{max} は100mm·min⁻¹以上の速度においてはほぼ一定となる。
- 298K, 353Kでは速度の低下とともに P_{max} が高くなる傾向が認められる。これは、パンチ肩部付近の材料の動的ひずみ時効による変形抵抗の逆ひずみ速度依存性の結果と思われる。
- 353Kの P_{max} はいずれの速度でも298Kの場合よりも若干低くなっている。
- 523K, 573Kにおいて低速になるにつれ P_{max} が低くなる。

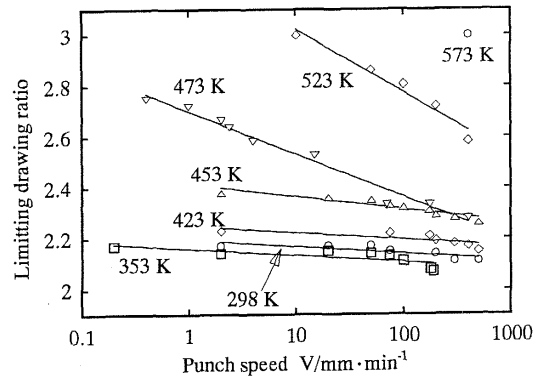


Fig. 3 Effect of forming speed on limiting drawing ratio at various temperature

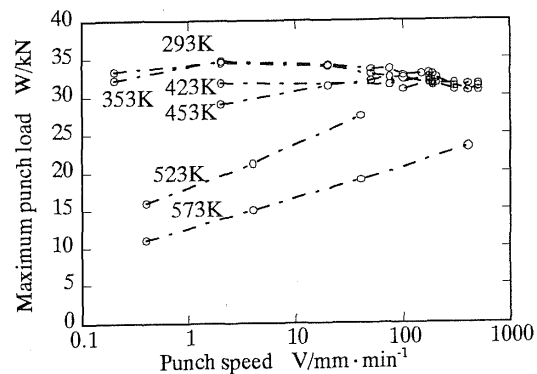


Fig. 4 Effect of forming speed on maximum punch load at various temperature

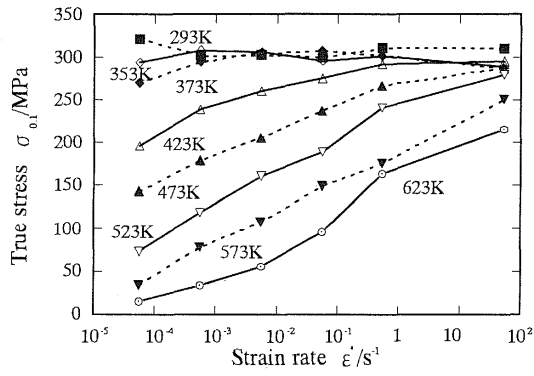


Fig. 5 Effect of strain rate on flow stress (at strain of 0.1) at various temperature

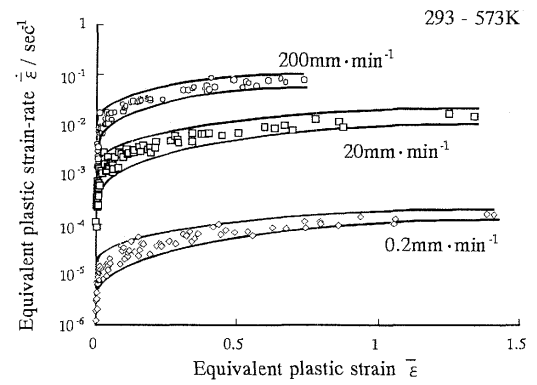


Fig. 7 Change of the effective plastic strain rate as a function of the effective plastic strain in the course of punch-stretching test

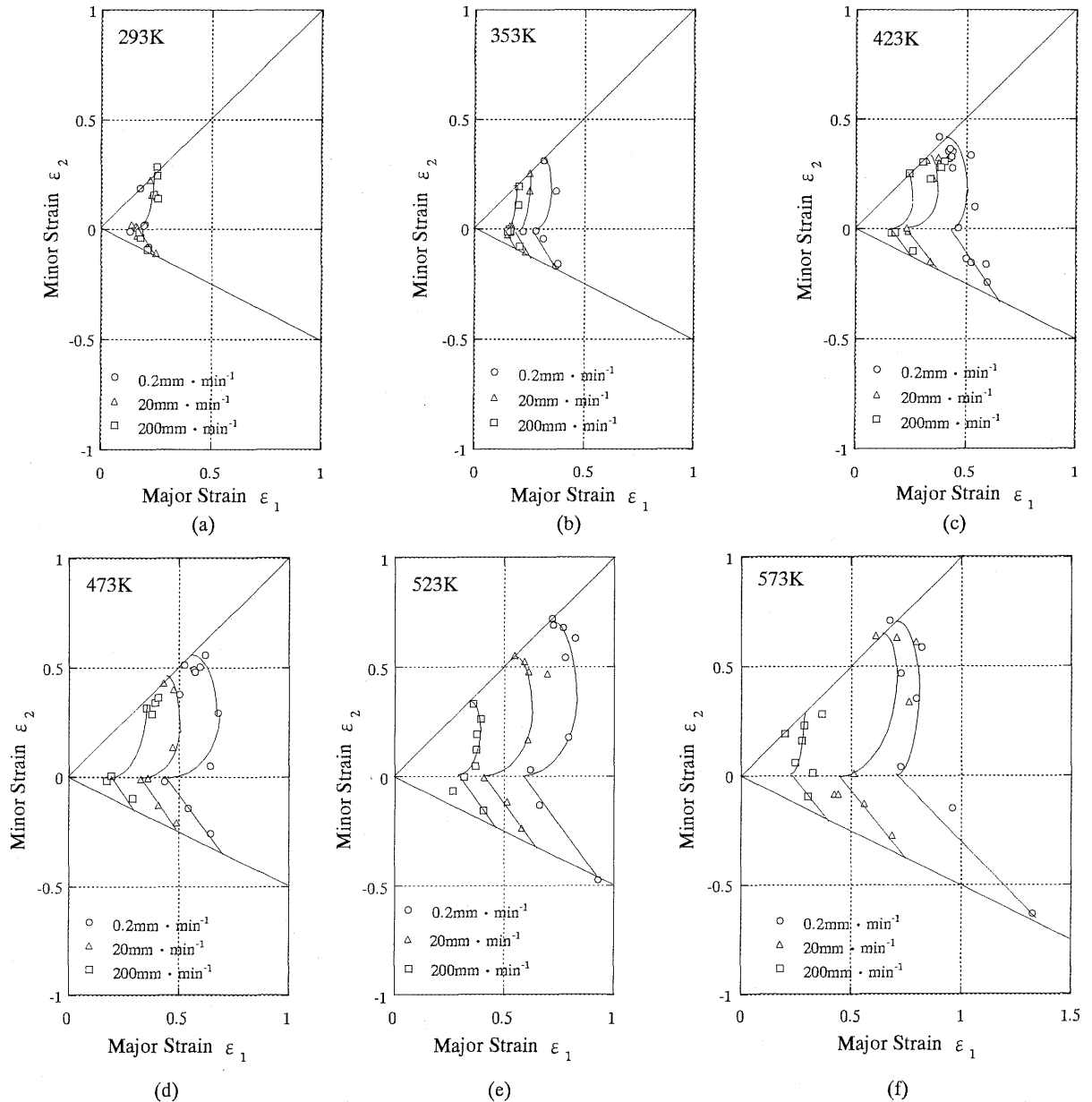


Fig. 6 Forming limit diagrams for 5083-O Al-Mg alloy sheet obtained at various temperatures at several forming speeds

るのは超塑性発現によるものである。

フランジ部の変形抵抗（流動応力）は各試験温度における単軸引張り流動応力 σ_f (Fig. 5) より推定できる。これより、423K、473Kで σ_f はひずみ速度とともに上昇していることがわかる。従って、これらの温度においてLDRが成形速度とともに低下する理由は主としてフランジ部の絞り抵抗が変形速度とともに上昇するためであることがわかる。一方、298K、353Kの流動応力は互いにほぼ等しく、わずかに速度とともに減少する傾向が見られる。これは動的ひずみ時効による。先に述べた肩部強度 (Fig. 4の P_{max}) と関連させて検討すれば、LDRが成形速度とともに減少する主な理由は、動的ひずみ時効により、パンチ肩部付近の材料強度が成形速度上昇とともに減少する結果であると結論できる。

この材料では353K近傍の温度域にて動的ひずみ時効による変形抵抗の逆ひずみ速度依存性およびフランジ部絞り抵抗が成形速度によりほとんど変化しないため、LDRは特に小さくなり成形性が低下する温度域があることが理解できる。

3.2 張出し成形

Fig. 6(a)-(f)に293, 353, 423, 473, 523および573K

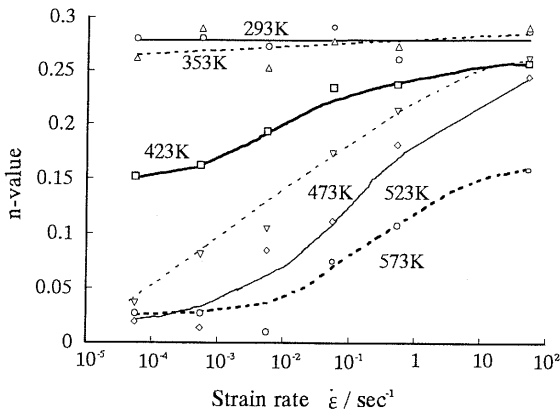


Fig. 8 Effect of strain rate on n-value of 5083-O Al-Mg alloy sheet measured in uniaxial tension tests

におけるFLDを張出しパンチ速度0.2, 20, 200mm \cdot min $^{-1}$ ごとに示す。Fig. 7はビデオ画像より計算した変形中の相当塑性ひずみにおけるひずみ速度を示したもので成形中にひずみ速度が増加していることが理解できる。破断直前での相当塑性ひずみ速度はパンチ速度0.2, 20, 200mm \cdot min $^{-1}$ に対して、それぞれ10 $^{-4}$, 10 $^{-2}$, 10 $^{-1}$ s $^{-1}$ であった。最も速度の速い200mm \cdot min $^{-1}$ のFLDは全ての温度条件において室温の場合とほぼ同じであった。FLDにおよぼすパンチ速度の影響は成形温度の上昇に伴い強くなり、573Kで最も大きくなる。同様の5182Al-Mg合金板のFLDをAyresとWennerは球頭パンチにおける張出し試験を温度298, 403, 473Kにてパンチ速度50, 500, 5000mm \cdot min $^{-1}$ にて行い報告している⁸⁾。その実験結果においても高温の473Kの成形限界ひずみは成形速度の変化に伴い増減し、403Kにて顕著に成形速度の影響が示され、298Kでは成形速度の影響を受けないことが示されている。さらに、彼らはこの実験結果には加工硬化とひずみ速度硬化の双方がFLDに影響を与えることを指摘している。

加工硬化とひずみ速度硬化の影響を議論するために、種々の温度と速度における単軸引張り試験にて得られた応力-ひずみ曲線より n 値と m 値を決定し、Backofen-type

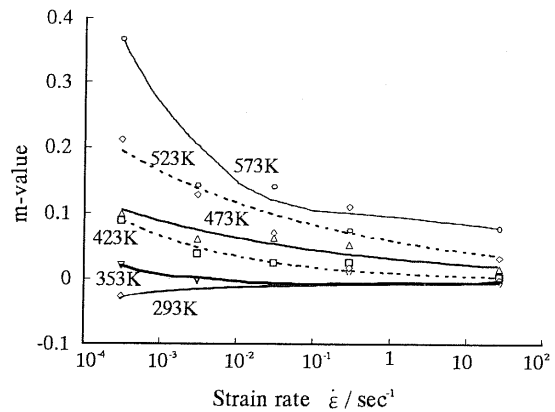


Fig. 9 Effect of strain rate on m-value of 5083-O Al-Mg alloy sheet measured in uniaxial tension tests

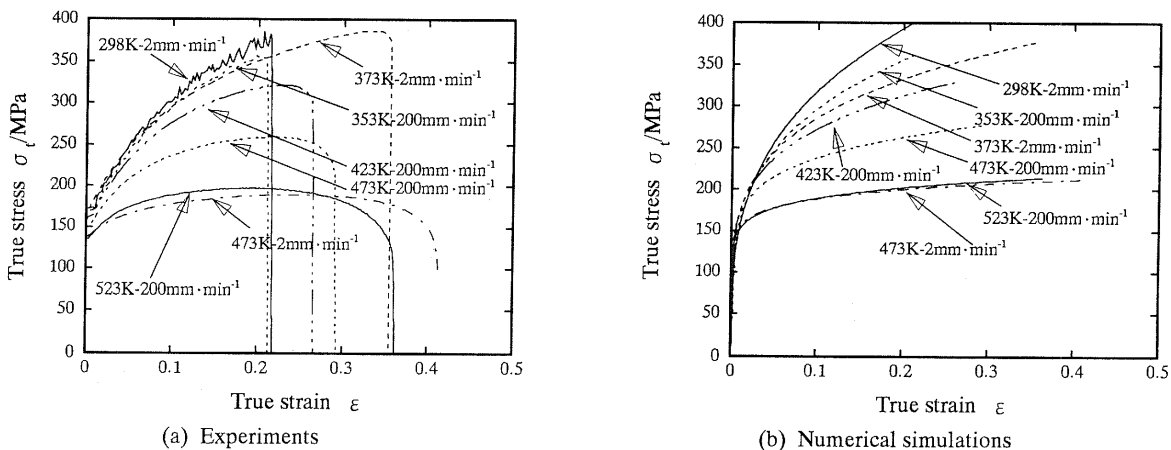


Fig. 10 Examples of stress-strain curves for various temperature and strain-rate conditions

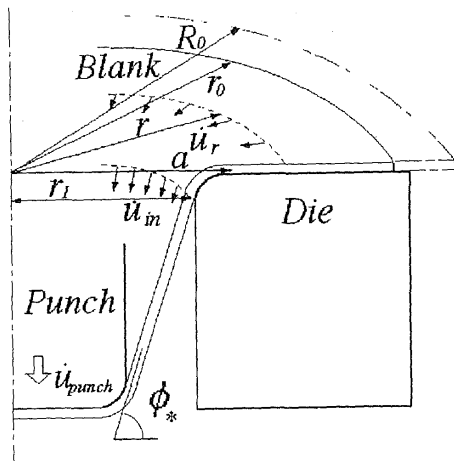


Fig. 11 Schematic illustration of velocities of material elements in deep drawing

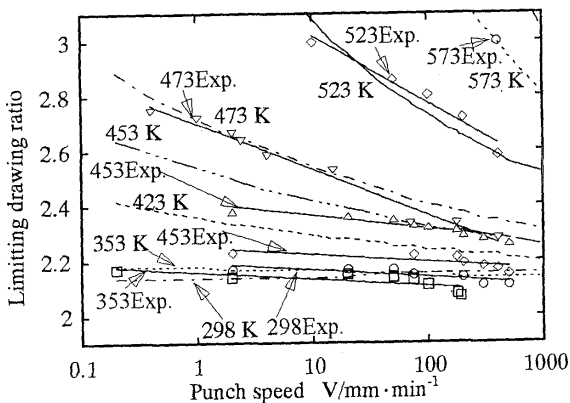


Fig. 13 Comparison of predicted LDR and the experimental results

の構成式 ($\sigma = C\dot{\epsilon}^n \bar{\epsilon}^m$) を仮定した³⁾。Fig. 8 と Fig. 9 には単軸引張り試験より求めた n 値と m 値のひずみ速度と温度の関係を示す。一般的に成形限界ひずみは n 値及び m 値が大きくなるのに伴い増加するとされている。573Kにおいて、 m 値はひずみ速度の影響を強く受け 10^{-1} から 10^{-4} s^{-1} のひずみ速度に対して 0.1 から 0.4 と大きく変化するが n 値のひずみ速度による変化は小さく 0.02 から 0.05 程度である。それとは対照的に、475K 以下では m 値はひずみ速度の影響をさほど受けず、 n 値は強く受けるようになる。例えば、473K の場合の m 値は 0.08 から 0.10 程度であるのに対して、 n 値はひずみ速度 10^{-1} から 10^{-4} s^{-1} において 0.05 から 0.20 と大きく変化する。また、この中間の 523K においては m 値及び n 値双方がひずみ速度による影響を受けている (m 値は 0.1 から 0.2、 n 値は 0.02 から 0.15)。これらのことから 573K における低速加工時に張出し成形性が向上するのは材料特性のひずみ速度感受性指数 (m 値) が高いためであり、473K 以下での成形性は加工硬化指数 (n 値) に強く依存していると結論することができる。

4. 初等解法による LDR の予測

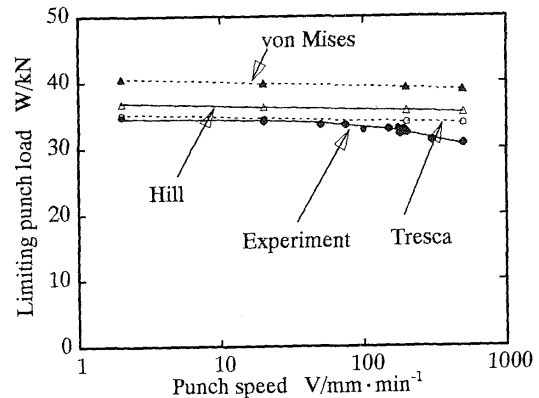


Fig. 12 Limiting punch loads in cylindrical deep drawing and their prediction

4.1 初等解法

材料の変形抵抗 (構成式) を $\bar{\sigma} = C\dot{\epsilon}^n$ (C, n は温度及びひずみ速度の関数) と近似して (Fig. 10 に単軸引張り試験より得られた応力-ひずみ曲線と温度とひずみ速度を定式化して求めた曲線を示す) 初等解法により平面ひずみを仮定しフランジ部のひずみ成分および相当応力, 相当ひずみは次のようになる。Fig. 11 は解析に用いた深絞りの各部要素を示す。

$$\epsilon_{rr} = -\epsilon_{\theta\theta} = \frac{1}{2} \log \left(1 + \frac{R_0^2 - r_0^2}{r^2} \right) \quad (1)$$

$$\bar{\epsilon} = \frac{2}{\sqrt{3}} \epsilon_{rr} = \frac{1}{\sqrt{3}} \log \left(1 + \frac{R_0^2 - r_0^2}{r^2} \right) \quad (2)$$

$$\bar{\sigma} = \frac{\sqrt{3}}{2} (\sigma_{rr} - \sigma_{\theta\theta}) \quad (3)$$

相当応力-相当ひずみの関係として、フランジ部の応力の平衡方程式は次のようになる。

$$\frac{d\sigma_{rr}}{dr} + \frac{1}{r} (\sigma_{rr} - \sigma_{\theta\theta}) = \frac{d\sigma_{rr}}{dr} + \frac{\sqrt{3}}{2r} \bar{\sigma} = 0 \quad (4)$$

これを境界条件

$$\sigma_{rr}(r_0) = \frac{\mu H}{\pi r_0 t_0} \quad (5)$$

(μ : 摩擦係数, H : しわ押さえ力)

を用いて積分し、さらに外縁 ($r=r_0$) とダイス肩 R の摩擦も考慮し相当塑性ひずみを積分し $\sigma_{\phi\phi}(r_1)$ を求める。

パンチ力はこの $\sigma_{\phi\phi}(r_1)$ を用いて

$$P = 2\pi \left(r_1 + \frac{t_0}{2} \right) t_0 \sigma_{\phi\phi}(r_1) \sin \phi. \quad (6)$$

を得る。

また、単軸引張りにおける機械的性質と比較するために、フランジ部の相当塑性ひずみ速度をパンチ速度より概算すると

$$\dot{u}_r = -\frac{a}{r}\dot{u}_m = -\left(\frac{r_1}{r}\right)\dot{u}_{punch} \quad (7)$$

$$a \leq r \leq r_0$$

$$\dot{\epsilon}_{\theta} \approx -\frac{2}{\sqrt{3}}\dot{\epsilon}_\theta = -\frac{2}{\sqrt{3}}\frac{\dot{u}_r}{r} = \frac{2}{\sqrt{3}}\left(\frac{r_1}{r^2}\right)\dot{u}_{punch} \quad (8)$$

となる。構成式中の C, n は温度およびひずみ速度の関数として定式化した。ブランク径 72mm (DR=2) にて加工温度 293, 353, 473℃ と 573℃ におけるパンチ速度 400mm・min⁻¹ での C, n 値がパンチストロークによりどのように変化するかを検証してみた。フランジ部の温度は実験中一定で、ひずみ速度はパンチストロークにより大きくは変化しないので、これらの値はおおむね温度のみに強く依存した結果が得られた。フランジ部の摩擦係数は摺動摩擦試験により求めた。得られた摩擦係数は速度による影響は少ないので温度のみの関数とした。

4.2 解析結果と考察

解析に用いた工具は実験と同様のパンチ直径 36mm, ダイス穴径 40mm, 両者の肩半径は 4mm とした。また、板厚はすべて 1mm として用いた。よって、解析の入力はブランク径, 加工温度, ポンチ速度のみを入力することにより得られる。また、パンチ肩部での破断は平面ひずみ引張り曲げ状態で生じると考えると、このときの破断荷重は平面ひずみ均等引張り曲げ解析により算出される最大荷重として決定することができる。この最大荷重の計算値は単軸引張り試験から得られる応力-ひずみ曲線のみならず二軸応力状態における降伏条件に依存する。Fig. 12 には von Mises, Tresca の降伏条件および板厚異方性 (r 値) を考慮した Hill の 2 次降伏関数を用いて算出した深絞りにおける最大パンチ荷重の値を実験値とともに示す。なお、このときの材料の相当応力-相当塑性ひずみの関係は種々のひずみ速度における単軸引張り試験より求めて $\sigma_{eq} = C \epsilon_{eq}^n$ (C, n はひずみ速度 ϵ_{eq}^p の関数) の形で定式化したものを用いている。これより、破断荷重の推定は Tresca の降伏条件を用いた場合の計算結果が最も低い推定値を与えており、この結果が実験値に比較的近いことがわかる。なお、パンチ速度が早いほど破断荷重が小さくなるという実験結果は単軸引張り試験における逆ひずみ速度依存性に対応しており、破断荷重の計算値もその傾向をよく表している。Fig. 13 はこの解析プログラムにより得られた限界絞り比である。この図に見られるように 353K までは LDR の温度及び加工速度の影響はさほど大きくないがそれ以上の温度になると温度上昇に伴い加工速度の影響が大きくなるが示されている。

5. 結 言

Al-Mg 合金 5083 板の LDR 及び FLD に及ぼす成形速度

と温度の影響について検討を行い、温間加工が有効な手法であることが理解できた。

LDR については、速度及び温度依存性構成式にて定式化することにより広範囲の温度及び速度における深絞り限界 (LDR) を予想することが可能である。パンチ肩部 (平面ひずみ状態) における破断荷重を決定するために引張り曲げ解析を行った結果、本報の Al-Mg 合金においては von Mises よりも Tresca 型の降伏条件を用いた場合の結果は比較的实验結果と良い一致を示した。これらを用いることにより深絞り成形限界 (LDR) を解析的予測することができる。

FLD のに及ぼす温度と速度の影響については、下記の事項が判明した。

1. 423 から 573K の高温時においてすべてのひずみ経路において成形速度が遅くなるにつれ限界ひずみは増大する。しかし、室温における FLD は速度依存性がほとんど見られない。

2. 573K における低速成形時の成形性の向上はこの材料の機械的性質のひずみ速度感受性指数 (m 値) が高いためであり、473K 以下での成形性は加工硬化指数 (n 値) に強く依存する。

終わりに、本研究の一部は(財)天田金属加工機械技術振興財団の助成によってなされたことを付記し、謝意を表します。

参考文献

- 1) K.-D. Vöhring : Advanced Technology of Plasticity (1999), 3
- 2) 竹内勝治 : 軽金属, **41-11** (1991), 787
- 3) 竹添修 : 神鋼技報, **42** (1992), 49
- 4) Thomas, A. T. : Acta Metall., **14** (1966), 1363
- 5) Amaike, T. · Abe, Y. · Suzuki, Y. : Proc. Plasticity' 95 (1995), 241
- 6) Shehata, F. · Painter, M. J. · Pearse, R. : J. Mech. Work. Technol., **2** (1978), 279
- 7) Ayres, R. A. : Met. Trans., A, **10** (1979), 849
- 8) Ayres, R. A. · Wenner, M. L. : Sheet Metal Industries, **55-11** (1978), 1208
- 9) Naka, T. · Yoshida, F. : Metals and Materials, **4-3** (1998), 426
- 10) Naka, T. · Yoshida, F. : J. Mater. Process. Technol., **89-90** (1999), 19
- 11) Naka, T. · Hino, R. · Yoshida, F. : Key Engineering Materials, **177-180** (2000), 485
- 12) 吉田総仁 : 弾塑性力学の基礎, (1997), 175, 共立出版