

延性破壊条件式を用いた高張力鋼板の成形限界予測

宅田 裕彦*・蟹江 智文*・磯貝 栄志*²・吉田 亨*²

Finite Element Analysis of Forming Limit of High-strength Steel Sheets Using Ductile Fracture Criterion

Hirohiko TAKUDA, Tomofumi KANIE, Eiji ISOGAI and Tohru YOSHIDA

Synopsis : In this study, first, the limit strains of a few types of high-strength steel sheets under various strain paths from balanced biaxial stretching to uniaxial tension are examined by the Marciniak-type in-plane biaxial stretching test. They are compared with those derived from some criteria for ductile fracture. It is found that the fracture strains derived from the criterion proposed by Cockcroft and Latham give the best fit to the experimental results. Next, as fundamental 3-dimensional press forming processes, the square cup deep drawing and the T-shape forming of the high-strength steel sheet are analyzed by the finite element method combined with the ductile fracture criterion. The dynamic explicit finite element program LS-DYNA ver. 970 with membrane shell is used. The comparison with the experimental results demonstrates that the fracture initiation sites and the critical punch strokes are successfully predicted by the present approach.

Key words : sheet metal forming; high-strength steel sheet; forming limit; ductile fracture criterion; finite element simulation.

1. 緒言

自動車の衝突安全性を確保しながら軽量化する方法の一つとして、高張力鋼板の使用拡大が期待されている。しかし、材料の軽量化や高強度化は一般に低延性化をもたらす。高張力鋼板の場合においても同様であり、成形限界の予測が重要となってくる。従来、板材の成形限界予測は局所くびれ発生を予測する塑性不安定理論あるいは分岐理論によって行われてきた。しかし、延性の低い材料の場合は必ずしもこのような手法が適切でない場合が多く、広い範囲の板材に対応するため、筆者らは、板材の成形限界予測に延性破壊条件式を適用することを提案してきた¹⁻⁵⁾。すなわち、板材成形の有限要素シミュレーションから計算される応力・ひずみ履歴を延性破壊条件式に代入し、破壊発生を予測する方法である。高強度になるほど破断前のくびれ発生が不明瞭になる高張力鋼板にはこの手法の効果が特に期待される。

本研究では、この手法の高張力鋼板への適用の可能性を調べるとともに、3次元有限要素シミュレーションによる成形限界予測を試みる。

本研究では、まず、簡易式で提案されているいくつかの代表的な延性破壊条件式について、それらの式から導き出される限界ひずみと、Marciniak法を用いた二軸張出し試験⁶⁾から得られる種々のひずみ比での限界ひずみの実測値とを比較し、高張力鋼板に最適な条件式を選ぶ。つぎに、高張力鋼板の角筒深絞りおよびT字成形の3次元有限要素

シミュレーションを、市販の解析ソフト (LS-DYNA ver. 970) を用いて行い、延性破壊条件式による成形限界予測結果を実験結果と比較、検証する。

2. 実験方法

2.1 材料

本研究では、厚さ 1.2 mm の普通鋼板と 440 MPa 級および 590 MPa 級の高張力鋼板を用いた。以下、それぞれ材料 A、B および C と記述することとする (図表中は Material A、B および C)。

Table 1 は、圧延方向に対して 0、45 および 90° の 3 方向の一軸引張試験から得られた各鋼板の引張特性値を 3 方向の平均値で示す。なお、面内異方性はいずれの板材も小さい。表中の K および n 値は、変形抵抗式を次式で近似したものである。

$$\bar{\sigma} = K \bar{\epsilon}^n \dots \dots \dots (1)$$

高強度材になるほど K 値が上昇するのは当然として、 n

Table 1. Tensile properties of the sheets.

Material	A	B	C
K -value [MPa]	514	750	930
Work-hardening exponent, n	0.26	0.21	0.15
Normal anisotropy parameter, r	2.12	1.50	1.03
Elongation [%]	51	34	26
Tensile strength [MPa]	280	440	593

平成 17 年 1 月 11 日受付 平成 17 年 3 月 18 日受理 (Received on Jan. 11, 2005; Accepted on Mar. 18, 2005)

* 京都大学大学院エネルギー科学研究科 (Department of Energy Science and Technology, Kyoto University, Yoshidahonmachi Sakyo-ku Kyoto 606-8501)

*² 新日本製鐵 (株) 技術開発本部 (Technical Development Bureau, Nippon Steel Corporation)

値、 r 値ともに顕著に減少しているのが特徴的である。

2.2 二軸張出し試験

これらの板材について、Marciniak法による二軸張出し試験を行った。一辺200mm一定で、もう一辺が50mmから200mmの種々の長方形試験片を、径100mmの平頭ポンチによって張出し、種々のひずみ比を得た。試験片には一辺2mmの正方形格子が印刷してあり、その寸法を測定することにより、板面の最大主ひずみ ε_1 と最小主ひずみ ε_2 を求めた。破断部の最大主ひずみは、破断部の板厚方向ひずみから体積一定の条件で換算して、破壊ひずみを求めた。

2.3 角筒深絞りおよびT字成形試験

Fig. 1に角筒深絞りおよびT字成形試験の工具寸法を示す。対称性を考慮し、角筒深絞りでは1/4断面を、T字成形では1/2断面を示している。ポンチ肩半径は、角筒深絞りが8mm、T字成形が5mm、ダイス肩半径はいずれも5mmである。角筒深絞り試験では1辺150mmの正方形試験片を、T字成形試験では200mm×120mmと200mm×160mmの2種類の長方形試験片を用いた。なお、試験片は圧延方向が長辺に平行な方向に設置した。しわ押さえ力は、角筒深絞り試験では196kN、T字成形試験では19.6kNとした。工具と材料との潤滑にはいずれも防錆油を用いた。

3. 延性破壊条件式

延性破壊条件式は古くから数多く提案されている。その多くは、変形中の材料の巨視的な応力・ひずみ状態に関して、破壊に達する条件を種々の仮説に基づき、簡単な式で記述したものである。それらのうち、本研究では、変形履歴を考慮できること、一般の3軸応力状態に適用できること、板材成形の有限要素シミュレーションに導入できることなどの条件を満たす、以下の4つの条件式について検討した。

Cockcroftらの式⁷⁾

$$\int_0^{\bar{\varepsilon}_f} \sigma_{\max} d\bar{\varepsilon} = C_1 \quad \dots\dots\dots (2)$$

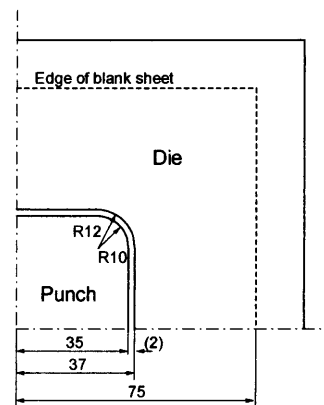
Brozzoらの式⁸⁾

$$\int_0^{\bar{\varepsilon}_f} \frac{2}{3} \left(1 - \frac{\sigma_h}{\sigma_{\max}} \right)^{-1} d\bar{\varepsilon} = C_2 \quad \dots\dots\dots (3)$$

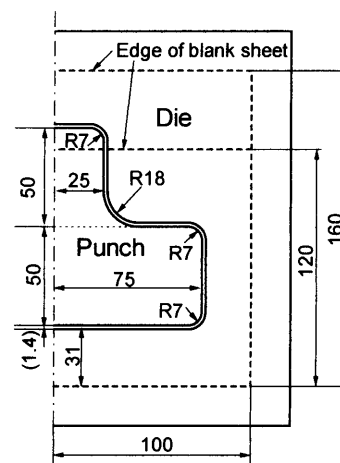
Oyaneらの式⁹⁾

$$\int_0^{\bar{\varepsilon}_f} \left(\frac{\sigma_h}{\bar{\sigma}} + C_3 \right) d\bar{\varepsilon} = C_4 \quad \dots\dots\dots (4)$$

Cliftらの式¹⁰⁾



(a) Square cup deep drawing



(b) T-shape forming

Fig. 1. Dimensions of tools for square cup deep drawing and T-shape forming.

$$\int_0^{\bar{\varepsilon}_f} \bar{\sigma} d\bar{\varepsilon} = C_5 \quad \dots\dots\dots (5)$$

ここで、 $\bar{\varepsilon}_f$ は破壊の生じる相当ひずみ、 $\sigma_{\max}$ は最大垂直応力、 σ_h は静水圧応力、 $\bar{\sigma}$ は相当応力、 $\bar{\varepsilon}$ は相当ひずみ、 $C_1 \sim C_5$ は材料定数である。

4. 有限要素シミュレーション

本研究では、上記の角筒深絞りおよびT字成形における3次元変形を解析するため、動的陽解法有限要素シミュレーションソフトのLS-DYNA ver. 970を用いた。要素は板厚方向の積分点が3点のシェル要素を用い、要素寸法は2mmとした。材料と工具間にはクーロン摩擦を仮定し、変形抵抗式には式(1)を用いた。ただし、延性破壊条件式を組み込んだ部分の解析ソフト¹¹⁾は現状では等方性材料に対するミーゼスの降伏条件式で構成されているため、 r 値が1に近い590MPa級の材料Cについてのみ解析を行った。

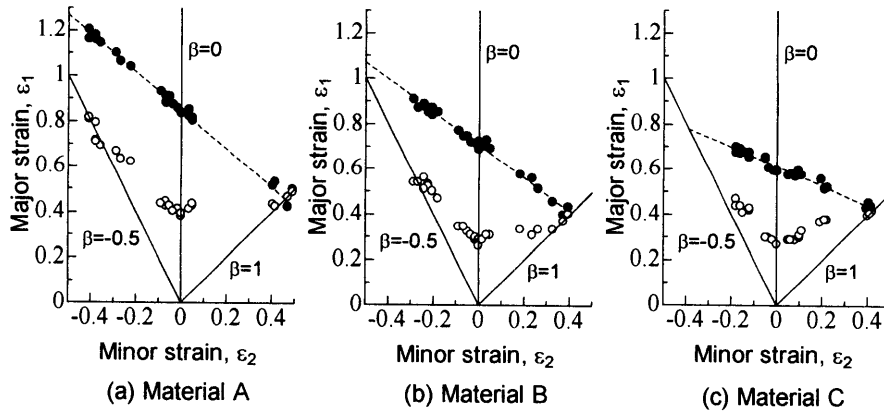


Fig. 2. Experimentally obtained limit strains for the materials A, B and C.

5. 結果

5.1 二軸張出しにおける限界ひずみ

Fig. 2は、二軸張出し試験より得られた材料A, BおよびCの限界ひずみを示す。白丸は破断部近傍の格子寸法の測定による限界ひずみ、黒丸は破断部そのものの破壊ひずみである(Fig. 3)。成形限界線図には、白丸の分布を用いるのが一般的であるが、本研究では延性破壊条件式との関係から、極限変形能と呼ばれる破壊ひずみの分布に注目する。ひずみ比 $\beta (= \epsilon_2/\epsilon_1)$ の増加とともに白丸と黒丸の差は小さくなり、等二軸引張り($\beta=1$)ではほとんど差がなくなる。結果として、いずれの材料においても黒丸の分布は直線的になっている。極限変形能がこのような直線的になることは、種々の材料でも確認されている^{5,12)}。また、高強度材になるほど、直線の傾きは小さくなっていることがわかる。

さて、延性破壊条件式からはどのような成形限界線図が得られるのであろうか。Hillの異方性材料に対する降伏条件式¹³⁾において、材料に面内異方性はないものと仮定すると、式(2)~(5)の延性破壊条件式中の各項は、二軸張出し状態では r 値とひずみ比 β の関数としてつぎのように表される。

$$\sigma_{\max} = (\beta r + r + 1) \sqrt{\frac{2(2+r)}{3\{r(1-\beta)^2 + (\beta r + \beta + r)^2 + (\beta r + r + 1)^2\}}} \bar{\sigma} \quad \dots\dots\dots (6)$$

$$\frac{\sigma_h}{\sigma_{\max}} = \frac{2\beta r + \beta + 2r + 1}{3(\beta r + r + 1)} \quad \dots\dots\dots (7)$$

$$\frac{\sigma_h}{\bar{\sigma}} = \frac{1}{3} (2\beta r + \beta + 2r + 1) \times \sqrt{\frac{2(2+r)}{3\{r(1-\beta)^2 + (\beta r + \beta + r)^2 + (\beta r + r + 1)^2\}}} \quad \dots\dots\dots (8)$$

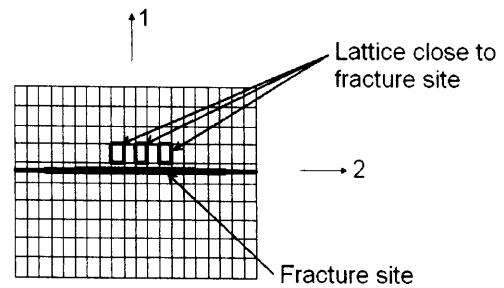


Fig. 3. Lattice on specimen with fracture.

$$d\bar{\epsilon} = \frac{1}{1+2r} \sqrt{\frac{2(2+r)}{3}} \{r(1-\beta)^2 + (\beta r + \beta + r)^2 + (\beta r + r + 1)^2\} d\epsilon_1 \quad \dots\dots\dots (9)$$

破壊発生まで β が一定とし、式(1)の変形抵抗式を用いると、式(2)~(5)の延性破壊条件式が与える二軸張出し状態における破壊ひずみはつぎのようになる。

Cockcroftらの式

$$\epsilon_{1f} = \sqrt{\frac{3(1+2r)^2}{2(2+r)\{r(1-\beta)^2 + (\beta r + \beta + r)^2 + (\beta r + r + 1)^2\}}} \times \left[\frac{C_1(n+1)}{(\beta r + r + 1)K} \sqrt{\frac{3\{r(1-\beta)^2 + (\beta r + \beta + r)^2 + (\beta r + r + 1)^2\}}{2(2+r)}} \right]^{1/(n+1)} \quad \dots\dots\dots (10)$$

Brozzoらの式

$$\epsilon_{1f} = \frac{C_2(\beta r - \beta + r + 2)}{2(\beta r + r + 1)} \times \sqrt{\frac{3(1+2r)^2}{2(2+r)\{r(1-\beta)^2 + (\beta r + \beta + r)^2 + (\beta r + r + 1)^2\}}} \quad \dots\dots\dots (11)$$

Oyaneらの式

$$\epsilon_{1f} = C_4 \sqrt{\frac{2}{9} (\beta + 1)(2+r)}$$

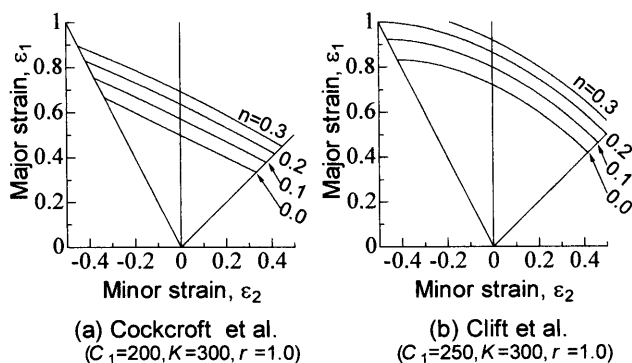


Fig. 4. Effect of work-hardening exponent, n , on fracture strains derived from ductile fracture criteria.

$$+ C_3 \sqrt{\frac{2(2+r)}{3(1+2r)^2} \{r(1-\beta)^2 + (\beta r + \beta + r)^2 + (\beta r + r + 1)^2\}} \quad \dots\dots\dots (12)$$

Cliftらの式

$$\varepsilon_{1f} = \sqrt{\frac{3(1+2r)^2}{2(2+r)\{r(1-\beta)^2 + (\beta r + \beta + r)^2 + (\beta r + r + 1)^2\}}} \times \left[\frac{C_5(n+1)}{K} \right]^{1/(n+1)} \quad \dots\dots\dots (13)$$

これらに、引張特性値を含む材料定数を与えると、各条件式による成形限界線図（極限変形能）が得られる。式(10)~(13)に含まれる引張特性値である K 、 n および r のうち、 K 値の変化は変形抵抗を比例的に変化させるだけなので、成形限界線図に定性的な変化をもたらさない。また、材料定数 $C_1 \sim C_5$ も、 C_3 を除いて、それらの変化によって成形限界線図は平行に移動するだけである。したがって、それらには適当な値を与えておいて、成形限界線図に及ぼす n 値および r 値の影響を調べることにする。

Fig. 4は各条件式から得られる成形限界線図に及ぼす n 値の影響を示すものである。ただし、BrozzoらとOyaneらの条件式は、式(3)および(4)の形からもわかるように、破壊ひずみを与える式(11)および(12)には n 値は表れない。したがって、CockcroftらおよびCliftらの式による限界線図のみがFig. 4には示されている。いずれも n 値の違いによって限界線はほぼ平行移動しているだけであり、 n 値は線図に定性的な変化を及ぼさないことがわかる。

一方、 r 値の影響を示すFig. 5からは、いずれの式においても限界線に対する定性的な影響が見られる。とりわけ、Cockcroftらの式では、成形限界線の傾きが r 値によって大きく異なる。

Fig. 4およびFig. 5より、以下の二点においてCockcroftらの式が本実験結果に最も一致するものと判断される。すなわち、破壊ひずみが直線的に分布していること、その傾きが高強度になって r 値が低下する(Table 1)ほど小さくな

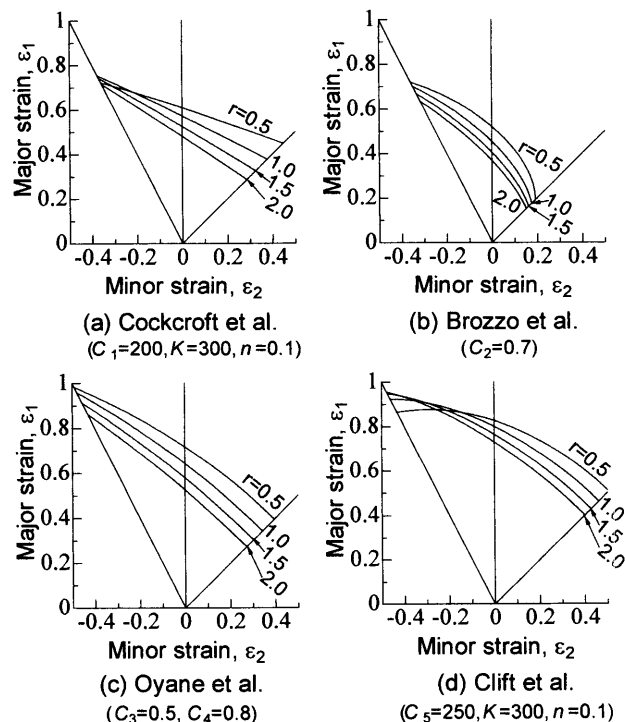


Fig. 5. Effect of normal anisotropy parameter, r , on fracture strains derived from ductile fracture criteria.

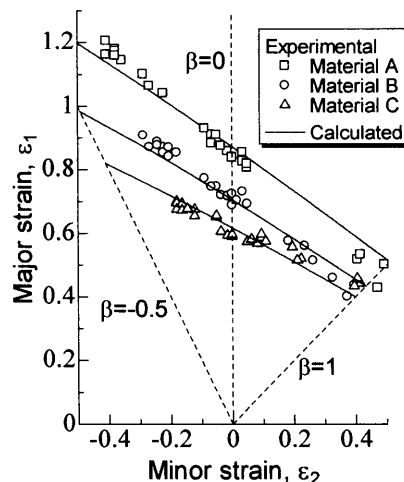


Fig. 6. Fracture strains calculated from the criterion by Cockcroft *et al.* for actual values of tensile properties, in comparison with measured ones.

ることである。

Fig. 6は、Table 1に示される各材料の実際の引張特性値と材料定数 C_1 として材料A、BおよびCにそれぞれ600、620および640 MPaを与えたときのCockcroftらの式から得られる成形限界線図を、実測値と比較して示す。Cockcroftらの式による破壊ひずみの計算値は実測値と定性的にも定量的にもよく一致することがわかる。

5・2 角筒深絞りおよびT字成形の有限要素シミュレーション

計算結果は摩擦係数によって大きく変化するので、まず、適正な摩擦係数の同定を成形荷重および材料流入量に關す

る実験結果との比較によって行った。なお、前述のように、以下のシミュレーションは材料Cについてのみ行ったものである。

Fig. 7にT字成形での成形荷重の実測値と種々の摩擦係数を用いた計算結果との比較を示す。摩擦係数0.17の結果が実験結果とよく一致している。なお、図中には3種類の計算結果だけを示しているが、実際には0.01きざみで細かく検証している。

Fig. 8は、T字成形における材料流入量について、摩擦

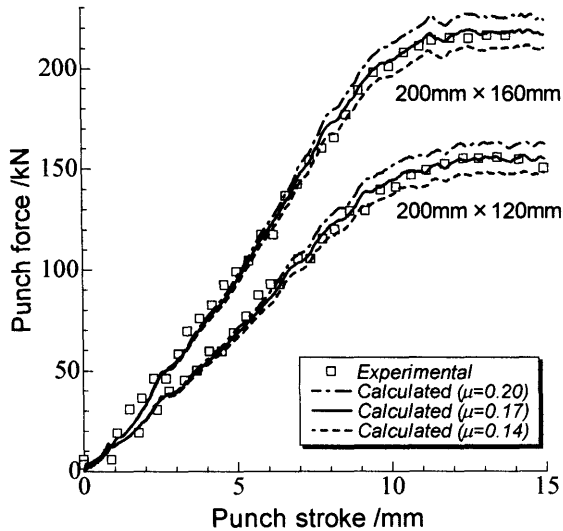


Fig. 7. Comparison between measured punch force and calculated ones for various frictional coefficients, μ .

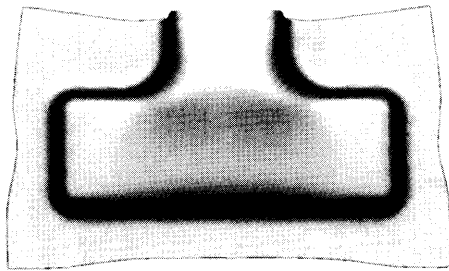


Fig. 8. Blank profile calculated for frictional coefficient of 0.17, in comparison with experimental one drawn with solid line.

係数0.17で計算した結果と実験結果を比較している。ポンチストローク15mmの時点のものである。成形後の材料周囲のプロフィールは、実線で示される実験結果とほぼ完全に一致している。以上より、摩擦係数を0.17と決定して、以下のような成形限界予測を行った。

Cockcroftらの延性破壊条件式(2)を変形して、つぎのような積分値 I を定義する。

$$I = \frac{1}{C_1} \int_0^{\bar{\epsilon}} \sigma_{\max} d\bar{\epsilon} \quad \dots\dots\dots (14)$$

有限要素シミュレーションで求まる応力・ひずみ分布から各要素の積分値 I が計算される。積分値 I が1に達した要素は破壊の条件を満足したことになる。以下に示す計算結果では、板厚方向3点の積分点のうち、中央の値を用いている。

Fig. 9は、角筒深絞りシミュレーション結果で、ポンチストローク26.3mmのときの積分値 I の分布を示す。ポンチ肩コーナー付近で積分値 I が1に達しており、この時点での同場所での破壊発生が予測される。

角筒深絞り試験後の試験片をFig.10に示す。ポンチ肩コーナー付近で破壊が発生しており、また、限界ポンチストロークは27.3mmであった。なお、Fig.10の試験片は限界ストロークを超えて30mmまで絞られたものであることを付記する。

T字成形試験では、Fig.11(a)および(b)のように材料寸法の違いによって破壊箇所が異なり、200mm×120mmの場合にはポンチ肩で、200mm×160mmでは縦壁で破壊が生じた。また、それぞれの破壊発生時の限界ポンチストロークは17.8mmおよび13.8mmであった。

これらに対する有限要素シミュレーションを用いた成形限界予測結果を、それぞれFig.12(a)および(b)に示す。Fig.12(a)では、ポンチストローク17.9mmでポンチ肩部の積分値 I が1に達し、Fig.12(b)では15.9mmで縦壁部の積分値 I が1に達する計算結果が示されており、それぞれの場所での破壊発生が、その広がりも含めてよく予測されている。

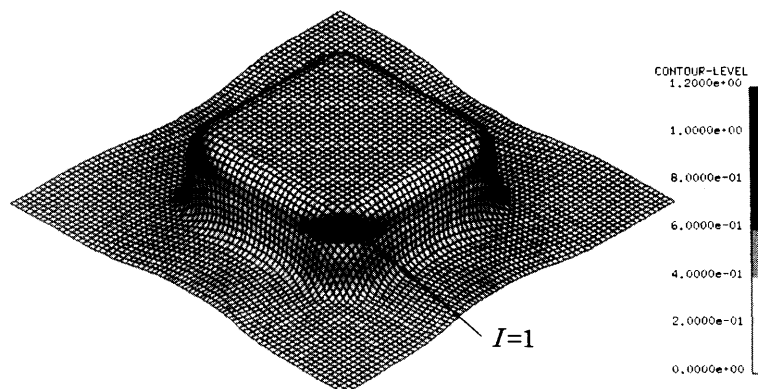


Fig. 9. Calculated distribution of the integral I at punch stroke of 26.3 mm in square cup deep drawing.

以上のように、有限要素シミュレーションと延性破壊条件式の組み合わせによる成形限界予測結果は、限界ポンチストロークおよび破壊発生場所ともに実験結果とよく一致した。

6. 結言

本研究では、延性破壊条件式による高張力鋼板の成形限界予測の可能性を調べた。まず、数種類の延性破壊条件式について、Marciniak法を用いた二軸張出し試験での破壊

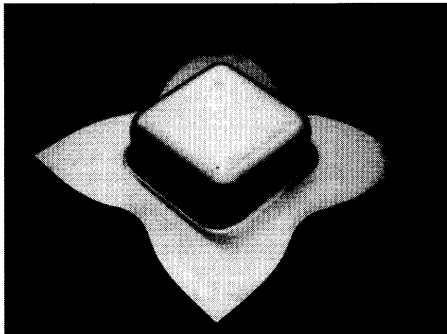
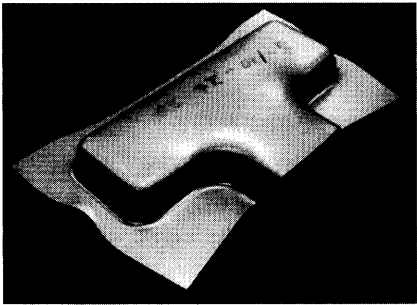
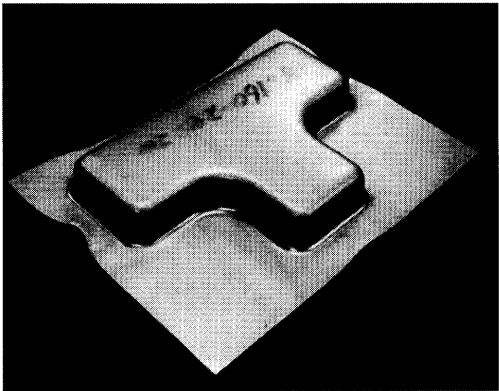


Fig. 10. Specimen after square cup deep drawing test.

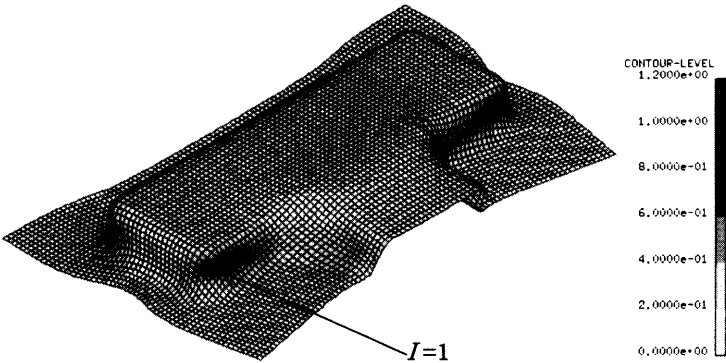


(a) 200mm×120mm

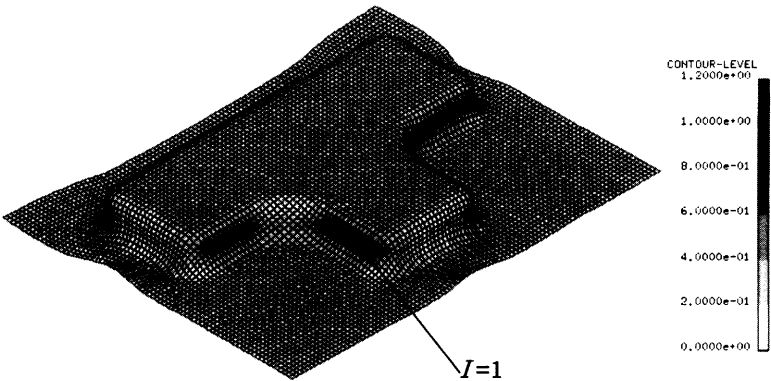


(b) 200mm×160mm

Fig. 11. Specimens after T-shape forming test.



(a) 200mm × 120mm, Punch stroke = 17.9mm



(b) 200mm × 160mm, Punch stroke = 15.9mm

Fig. 12. Calculated distributions of the integral I in T-shape forming.

ひずみと、条件式から計算される破壊ひずみの比較を行った結果、Cockcroftらの式が r 値の影響も含めて最も実験結果と一致することがわかった。つぎに、Cockcroftらの式を有限要素シミュレーションソフトLS-DYNA ver. 970と組み合わせて、高張力鋼板の角筒深絞りおよびT字成形での3次元変形を解析したところ、成形限界予測が十分可能であることがわかった。

本研究の実施にあたり、第一著者は(社)日本鉄鋼協会第12回鉄鋼研究振興助成金の補助を受けた。ここに感謝の意を表す。

文 献

- 1) H.Takuda, K.Mori, H.Fujimoto and N.Hatta: *J. Mater. Process. Technol.*, **60** (1996), 291.
- 2) H.Takuda, K.Mori, H.Fujimoto and N.Hatta: *Arch. Appl. Mech.*, **67** (1997), 143.
- 3) H.Takuda, K.Mori, M.Kaneshiro and N.Hatta: *Tetsu-to-Hagané*, **84** (1998), 182.
- 4) H.Takuda, K.Mori and N.Hatta: *J. Mater. Process. Technol.*, **95** (1999), 116.
- 5) H.Takuda, K.Mori, N.Takakura and K.Yamaguchi: *Int. J. Mech. Sci.*, **42** (2000), 785.
- 6) Z.Marciniak and K.Kuczynski: *Int. J. Mech. Sci.*, **9** (1967), 609.
- 7) M.G.Cockcroft and D.J.Latham: *J. Inst. Met.*, **96** (1968), 33.
- 8) P.Brozso, B.Deluca and R.Rendina: Proc. of the Seventh Biennial Conference of the International Deep Drawing Research Group, (1972).
- 9) M.Oyane, T.Sato, K.Okimoto and S.Shima: *J. Mech. Work. Technol.*, **4** (1980), 65.
- 10) S.E.Clift, P.Hartley, C.E.N.Sturgess and G.W.Rowe: *Int. J. Mech. Sci.*, **32** (1990), 1.
- 11) N.Ma and Y.Umezue: Proc. of the 2004 Japanese Spring Conference for the Technology of Plasticity, (2004), 321.
- 12) K.Yoshida, K.Abe, K.Hosono and A.Takezono: *Rep. Inst. Phys. Chem. Res.*, **44** (1968), 128.
- 13) R.Hill: The Mathematical Theory of Plasticity, Oxford University Press, Oxford, (1950), 318.