

延性破壊条件を考慮した穴拡げ加工の有限要素解析

宅田 裕彦*・森 謙一郎*²・金城 正志*³・八田 夏夫*

Finite Element Analysis of Bore-expanding Processes with Ductile Fracture Criterion

Hirohiko TAKUDA, Ken-ichiro MORI, Masashi KANESHIRO and Natsuo HATTA

Synopsis : A criterion for ductile fracture is applied to the prediction of forming limit in bore-expanding processes of sheet steels. Axisymmetric bore-expanding tests of mild steel and high strength steel sheets using conical-, hemispherical- and flat-headed punches are simulated by the rigid-plastic finite element method. From the calculated distributions and histories of stress and strain in the sheets, the fracture initiation sites and the critical strokes are predicted by means of the ductile fracture criterion. The comparison with the experimental results show that the forming limits due to various types of fracture initiations in the bore-expanding processes are successfully predicted by the present approach.

Key words : sheet metal forming ; bore-expanding ; mild steel ; high strength steel ; forming limit ; FEM.

1. 緒言

伸びフランジ成形は、深絞り、張出しなどとともに、板材のプレス成形における基本的な成形様式の一つであり、穴拡げ加工はその代表的なものとしてよく行われている。穴拡げ加工における材料の変形挙動は、吉田らの一連の研究を始め、古くから多くの研究者によって、実験・解析両面から調べられてきた¹⁻⁹⁾。解析面では、1960年代にすでに、拡散型の塑性不安定条件からポンチ最大荷重を求める方法を検討した山田¹⁰⁾の研究がある。その後、Parmarら⁶⁾や黒崎ら⁷⁾は、異方性降伏条件式を用いてひずみ分布の計算を行っている。また、後藤ら⁸⁾は有限要素解析により、変形限界ひずみの予測を試みている。しかしながら、これらの解析においては、半無限円筒の材料を仮定したり、工具と材料との接触を考慮していないなど、一般に何らかの理想化が行われており、実際の加工条件とかけ離れている場合が多い。これまでのところ、工具によって穴拡げされていく過程の数値シミュレーションを、実際に即した条件で行い、成形限界を予測している研究は見あたらない。

さて、板材成形では、従来、局部くびれの発生をもって成形限界とし、その予測は塑性不安定理論ないし分岐理論¹⁰⁻¹⁴⁾に基づいて行われてきた。しかし、穴拡げ加工においては、成形限界と材料の加工硬化指数 n 値や塑性異方性係数 r 値との間に相関関係がないことが、実験的に指摘されており^{4,8)}、これらの理論の適用が困難な場合も多いと考えられる。また、延性の低い材料に見られるように、材料によっては明瞭なくびれの発生のないまま破断に至るような場

合もある¹⁵⁾。

一方、鍛造や押出しなどのバルク材の加工分野では、成形限界予測に延性破壊条件式を用いる試みが、従来よりなされてきている¹⁶⁻¹⁹⁾。理論的あるいは半実験的に種々の条件式が提案されており、それらの検証がCliffら²⁰⁾やWifflerら²¹⁾によって行われてもいる。これらの条件式では、延性破壊の発生条件が、変形中の材料のマクロ的な応力およびひずみによって与えられている。有限要素シミュレーションによって、応力・ひずみの分布および履歴が計算されるので、延性破壊条件式とシミュレーションとを組み合わせることによって、破壊発生、すなわち成形限界の予測が可能となる。筆者らは、最近、この手法を板材成形に取り入れることを提案し^{22,23)}、より広い範囲の板材成形における成形限界予測が可能となるよう研究を進めている。

本研究では、穴拡げ加工の実際的な有限要素シミュレーションを行うとともに、延性破壊条件式を導入して、穴拡げ加工における成形限界の予測を試みる。計算は、種々の形状のポンチを用いた、軟鋼板および高張力鋼板の軸対称穴拡げ試験について行う。それぞれの条件下における破壊発生場所および成形限界について、予測結果の妥当性を実験結果との比較により検証する。

2. 解析および実験方法

2.1 延性破壊条件式

延性破壊条件式は、種々の仮説に基づき各種提案されている^{20,21)}。大矢根は、変形の進行に伴い、ボイドの発生によ

平成9年7月14日受付 平成9年11月18日受理 (Received on July 14, 1997; Accepted on Nov. 18, 1997)

* 京都大学エネルギー科学研究科 (Dept. of Energy Science and Technology, Kyoto University, Yoshidahonmachi Sakyo-ku Kyoto 606-01)

* 2 大阪大学基礎工学研究科 (Dept. of Systems and Human Science, Osaka University)

* 3 京都大学大学院生 (現:川崎製鉄(株)) (Graduate Student, Kyoto University, now Kawasaki Steel Corp.)

り材料の相対密度がある値まで低下したときに破壊するという規準から、条件式をつぎのように与えている²⁴⁾。

$$\int_0^{\bar{\epsilon}_f} \left(\frac{\sigma_m}{\bar{\sigma}} + C_1 \right) d\bar{\epsilon} = C_2 \dots\dots\dots (1)$$

ここで、 $\bar{\epsilon}_f$ は破壊が生じた部分の相当ひずみ、 σ_m は静水圧応力、 $\bar{\sigma}$ は相当応力、 $\bar{\epsilon}$ は相当ひずみ、 C_1 および C_2 は材料定数である。本条件式は、取扱いが比較的簡便で、すでに冷間鍛造などに適用され、高い信頼性を得ている¹⁸⁻²¹⁾。本研究では、この大矢根の延性破壊条件式を板材の穴拡げ加工に適用する。

なお、本条件式では応力やひずみの方向は考慮されておらず、静水圧応力の履歴によって破壊発生予測を行うので、破壊の方向性までは予測できないなどの欠点もあることに注意いただきたい。

2・2 供試材および材料定数

供試材は、厚さ0.6mmの軟鋼板(SPCC)と厚さ1.0mmの高張力鋼板(590MPa級)で、Table 1はそれぞれの化学成分を示す。一軸引張試験によって得られた特性値をTable 2に示す。引張試験は圧延方向に対して0°、45°および90°の方向に行っており、特性値はそれらの平均値で示している。これらのうち、 F 値、 n 値および r 値は、後述の有限要素シミュレーションで使用される。

式(1)の材料定数 C_1 および C_2 を決定するためには、最低2種類の応力状態における破壊試験を行う必要があるが、本研究では一軸引張試験と平面ひずみ引張試験での破断ひずみから算出する簡便な方法²²⁾を採用した。Table 3に得

Table 1. Chemical compositions of materials (mass %).

	C	Si	Mn	P	S	Al
Mild steel	0.033	0.02	0.20	0.017	0.014	0.030
High strength steel	0.15	0.23	1.86	0.015	0.002	0.029

Table 2. Tensile properties of materials.

	Mild steel	High strength steel
F -value ($\bar{\sigma} = F\bar{\epsilon}^n$) /MPa	625	1020
Work-hardening exponent, n	0.23	0.14
Normal anisotropy parameter, r	1.17	0.91
Tensile strength /MPa	346	672
Elongation /%	36.6	22.2

Table 3. Material constants C_1 and C_2 in eq.(1).

	Mild steel	High strength steel
C_1	- 0.043	- 0.098
C_2	0.218	0.152

られた C_1 および C_2 の値を示す。

2・3 穴拡げ試験

上記の軟鋼板および高張力鋼板より、Fig. 1のような中央に径10mmの切削穴を持つ径80mmの円形ブランクを作成し、試験片とした。

Fig. 2に穴拡げ試験の模式図を示す。ポンチには、肩半径、 r_p 、が2、4および8mmの平頭ポンチ、球頭ポンチおよび頂角60°の円錐ポンチを用いた。いずれのポンチ径も40mmである。ダイス径は42.5mm、ダイス肩半径は8mmである。工具の潤滑にはテフロン系潤滑剤を用い、板押さえ力は20kN一定とした。

2・4 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

有限要素シミュレーションでは、材料に板面異方性はないものとして軸対称問題とし、Hillの異方性降伏条件式²⁵⁾にわずかな圧縮性を許容した降伏条件式、

$$\bar{\sigma} = \sqrt{\frac{3}{2(2+r)} \{ r(\sigma_R - \sigma_\theta)^2 + (\sigma_\theta - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_R)^2 \} + 3\tau_{Rz}^2 + g \left\{ \frac{1}{1+2r} (r\sigma_R + r\sigma_\theta + \sigma_z) \right\}^2} \dots\dots\dots (2)$$

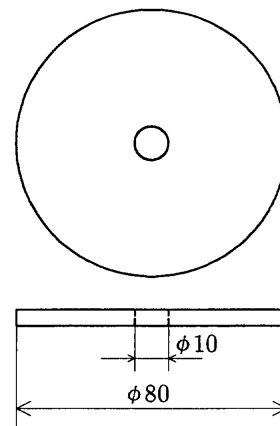


Fig. 1. Specimen for bore-expanding test.

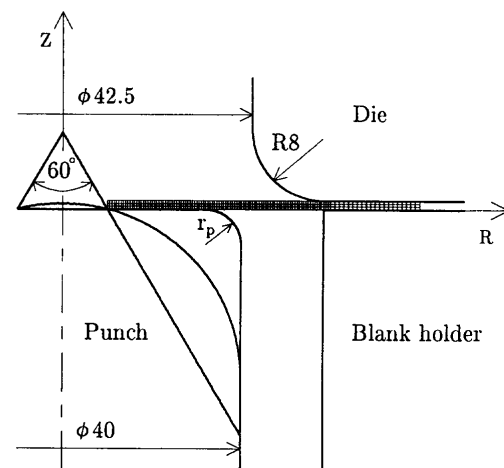


Fig. 2. Schematic of bore-expanding test using conical-, hemispherical- and flat-headed punches.

を基礎式とした、いわゆる圧縮特性法の剛塑性有限要素法²⁶⁾を用いた。ここで、 g は小さな正の値(0.01程度)である。軸対称4節点ソリッド要素を用い、要素分割はFig. 2のように行っている。工具と材料との摩擦係数は0.1と仮定した。その他、有限要素法の基礎式の詳細については文献^{22), 26)}等を参照していただきたい。

さて、本解析では、大矢根の条件式に基づいて材料の延性破壊を考慮するため、Table 3の C_1 および C_2 と、有限要素シミュレーション中に求まる各変形ステップでの σ_m 、 $\bar{\sigma}$ および $d\bar{\epsilon}$ から、各要素についてつぎの積分値 I 、

$$I = \frac{1}{C_2} \int_0^{\bar{\epsilon}} \left(\frac{\sigma_m}{\bar{\sigma}} + C_1 \right) d\bar{\epsilon} \dots\dots\dots (3)$$

を計算し、変形に伴うその変化を追跡した。積分値 I が1に達した要素は、破壊の条件を満たしたことになる。なお、本解析では、ポンチストローク0.1mmを1変形ステップとして計算を進めた。

3. 計算および実験結果

Fig. 3に円錐、球頭、および肩半径が8mmおよび4mmの平頭ポンチを使った穴抜き試験での破壊発生後の試験片の外観を示す。これらにおいては、すべて穴縁あるいはその近傍で亀裂が発生した。

これらに対応して、Fig. 4, Fig. 5およびFig. 6は、それぞれ円錐、球頭および肩半径4mmの平頭ポンチを用いた高張力鋼板の穴抜き試験の計算結果を示すものである。それぞれの図で上側(a)は、ポンチストローク, $P.S.$, の進行に伴う試験片断面形状の変化を示している。ポンチの拘束により、試験片の変形挙動はポンチ形状に大きく依存していることがわかる。

一方、図の下側(b)は、式(3)の積分値 I の分布の推移を示す。横軸は試験片の中心からの半径方向位置を、縦軸は

その位置での I の板厚方向の平均値を示している。円錐ポンチ(Fig. 4)の場合、積分値 I は、穴縁でポンチストロークとともに増加し、 $P.S.=24.1\text{mm}$ で破壊の条件に達しており、実験で観察された穴縁での亀裂の発生とよく対応している。円錐ポンチの場合、積分値 I は穴縁から遠ざかるにつれて急激に減少している。球頭ポンチ(Fig. 5)でも、穴縁で積分値 I が増加し、 $P.S.=15.9\text{mm}$ で1に達する。積分値 I の分布は円錐ポンチほどではないが、やはり穴縁から遠ざかるにつれて急激に減少している。

これらに対して、平頭ポンチ(Fig. 6)の場合の積分値 I の

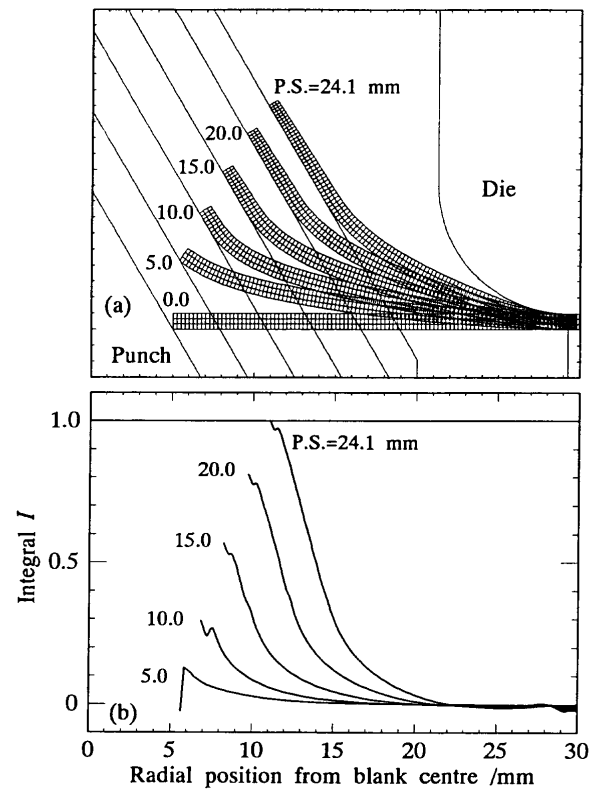


Fig. 4. (a) Deformed meshes and (b) distributions of integral I in bore-expanding test using conical-headed punch for high strength steel sheet.

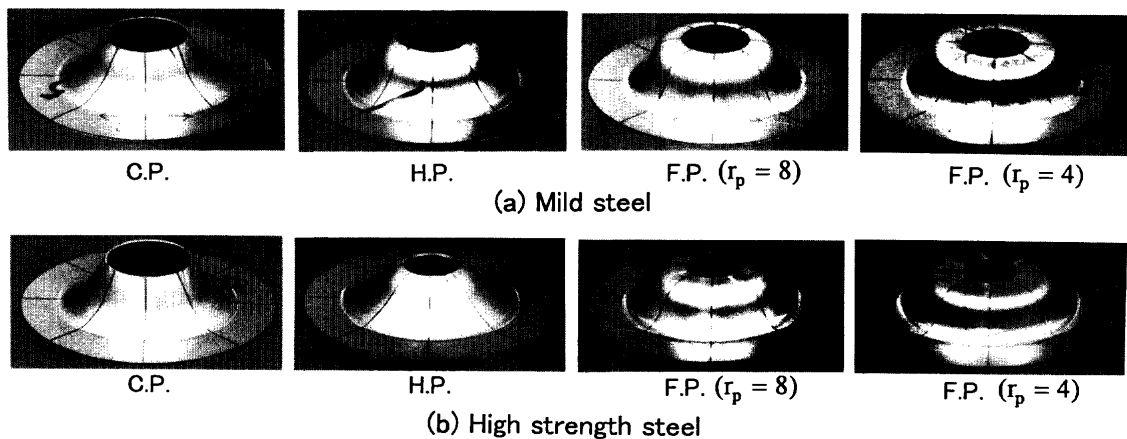


Fig. 3. Specimens after bore-expanding test. Note that C.P., H.P. and F.P. indicate conical-, hemispherical- and flat-headed punches, respectively.

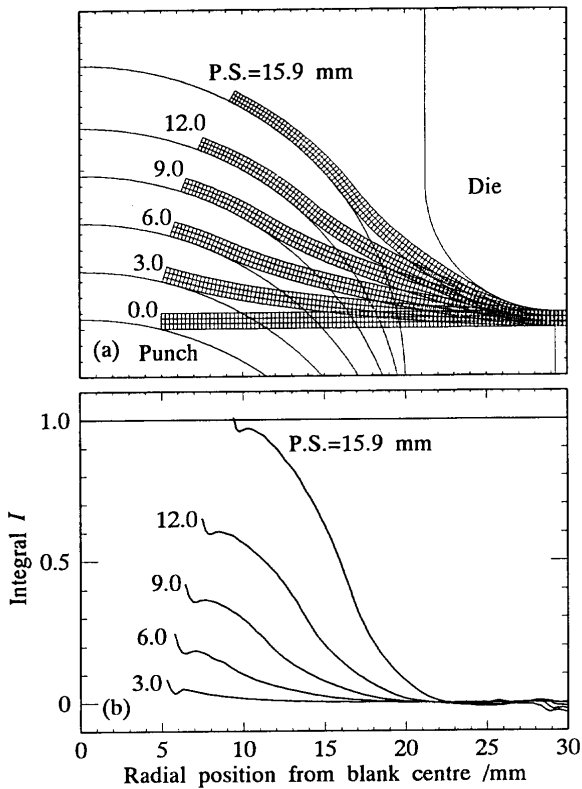


Fig. 5. Calculated result of bore-expanding test using hemispherical-headed punch for high strength steel sheet.

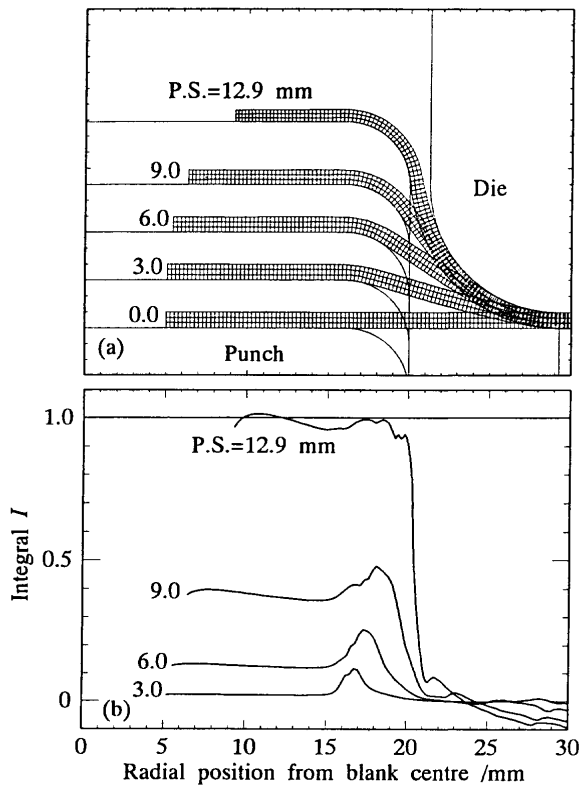


Fig. 6. Calculated result of bore-expanding test using flat-headed punch ($r_p = 4\text{mm}$) for high strength steel sheet.

推移は、やや異なる様相を呈している。 I は、穴拡げの初期の段階ではむしろポンチ肩付近で増加し、その後穴縁付近でも増加するが、ポンチ頭部ではほぼ同等の値となり、穴縁から少し離れた部分で最初に1に達する。Fig. 7に示されるように、実験結果においても、穴縁はつながったままの状態、穴縁から少し離れたところに、半径方向に比較的長くびれの線が数ヶ所現れ、その部分で亀裂が発生するのが観察されている。計算結果はそのような現象をよくとらえている。

なお、前述のように本穴抜き試験における板押さえ力は

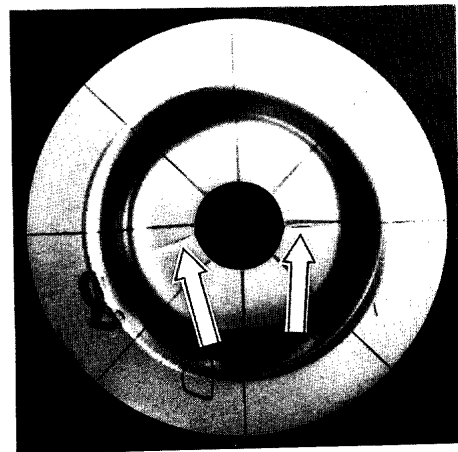


Fig. 7. Fracture initiation apart from bore edge of high strength steel specimen in bore-expanding test using flat-headed punch ($r_p = 4\text{mm}$).

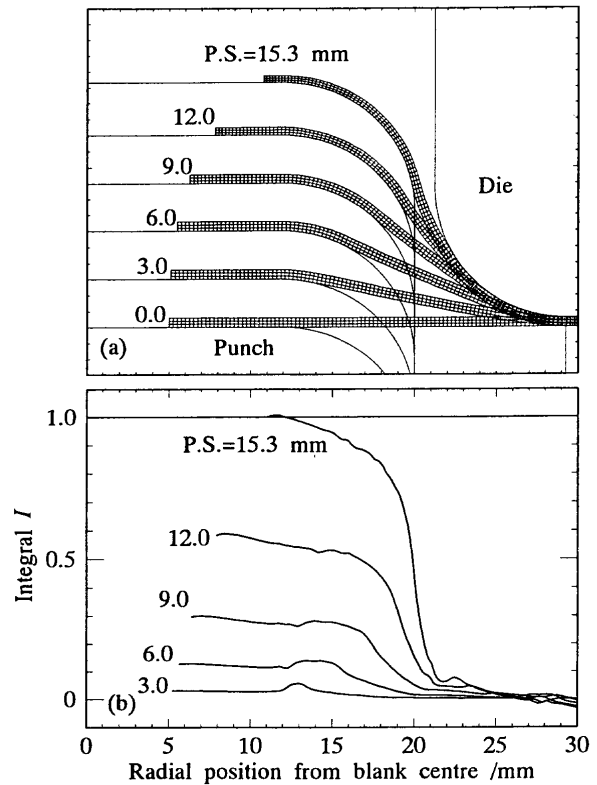


Fig. 8. Calculated result of bore-expanding test using flat-headed punch ($r_p = 8\text{mm}$) for mild steel sheet.

20kNで、板押さえ部分からダイス部分への材料の流入を完全に阻止するには小さすぎる板押さえ力である。したがって、計算でもダイス部分への材料の流入を許容しているが、この流入は平頭ポンチの場合に大きくなる。Fig. 4, 5, 6 とりわけFig. 6の積分値 I の分布において、ダイス肩部付近で I が負の値となっているのは、初期に板押さえにあった部分が圧縮すなわち負の静水圧応力を受けて変形してきたためである。また、ダイス肩部に流入すると今度は曲げ変形に変わるなど、この部分での積分値 I はやや複雑な分布になっている。円錐ポンチおよび球頭ポンチの場合 (Fig. 4 および Fig. 5) の穴縁付近での I の分布には、変形初期のポンチとの接触による局所的な曲げ変形の影響も見られる。

軟鋼板の穴抜き試験の計算結果についても、定性的には上記の高張力鋼板のそれらとほぼ同じであり、Fig. 3 に示された実験結果によく対応した。ただし、高張力鋼板の場

合に観察された、平頭ポンチを用いた穴抜き試験での、穴縁から少し離れた部分からの亀裂の発生は、本実験条件下では軟鋼板では観察されなかった。計算結果でも、Fig. 8 に示されるように、軟鋼板の場合は平頭ポンチでも穴縁での破壊発生を予測している。

さて、軟鋼板、高張力鋼板それぞれにおいて、肩半径 4 および 8 mm の平頭ポンチを用いた穴抜き試験では、成形限界に及ばずポンチ肩半径の影響は、実験、計算結果いずれにおいてもほとんど現れなかった。しかしながら、肩半径がより小さくなると、異なる変形挙動を示すようになる。すなわち、Fig. 9 のように、肩半径が 2 mm の場合には、試験片は穴抜き限界が来る前にポンチ肩部で破断してしまった。計算結果は、このような現象もよくとらえている。Fig. 10 は肩半径 2 mm の平頭ポンチを用いた穴抜き試験の計算結果を軟鋼板の場合を例に示しているが、この図において、積分値 I はポンチ肩部で局所的に増加し、 $P.S.=15.8\text{mm}$ で 1 に達しており、これがポンチ肩部での破断に対応する。

最後に、限界ポンチストロークと穴抜き率の実験結果と計算結果の比較をまとめてFig. 11 と Fig. 12 に示す。ここで、穴抜き率は $(d-d_0)/d_0$ と定義した。 d は限界孔径、 d_0 は初期孔径 (=10mm) である。計算結果と実験結果は、高張力鋼

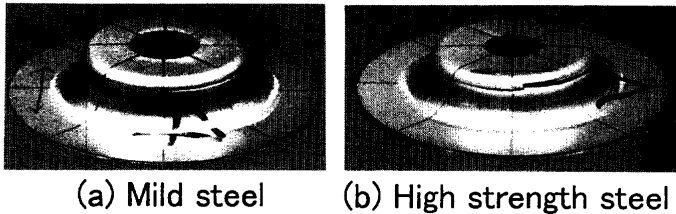


Fig. 9. Fracture initiation around punch corner of flat-headed punch ($r_p=2\text{mm}$).

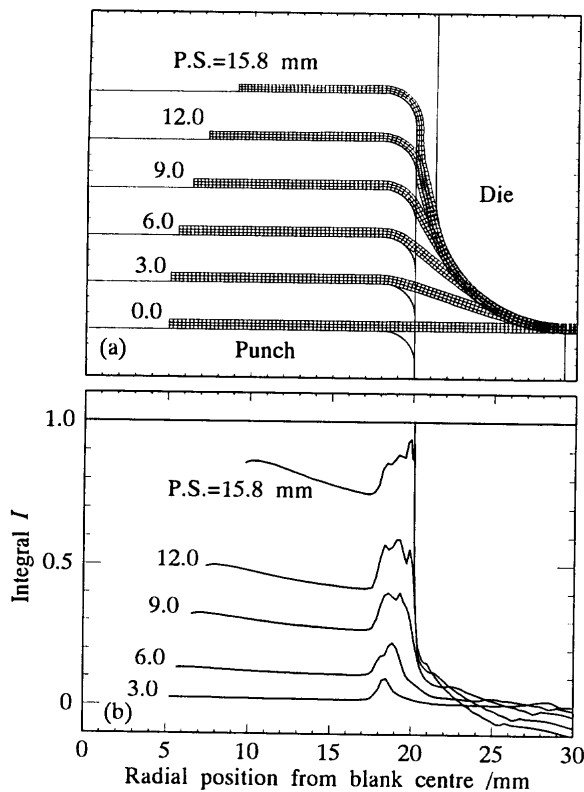


Fig. 10. Calculated result of bore-expanding test using flat-headed punch ($r_p=2\text{mm}$) for mild steel sheet.

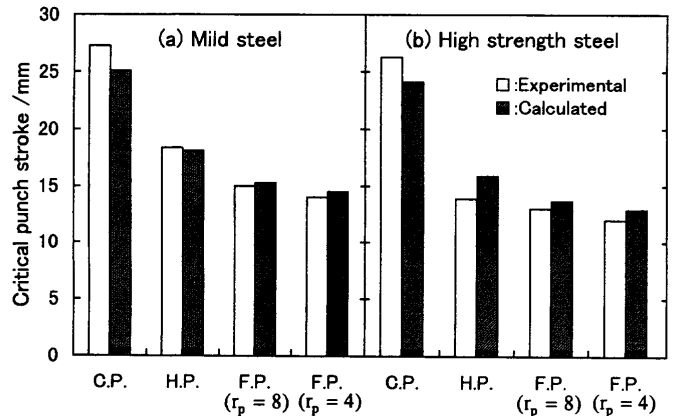


Fig. 11. Comparison between calculated and experimental critical punch strokes for various punches.

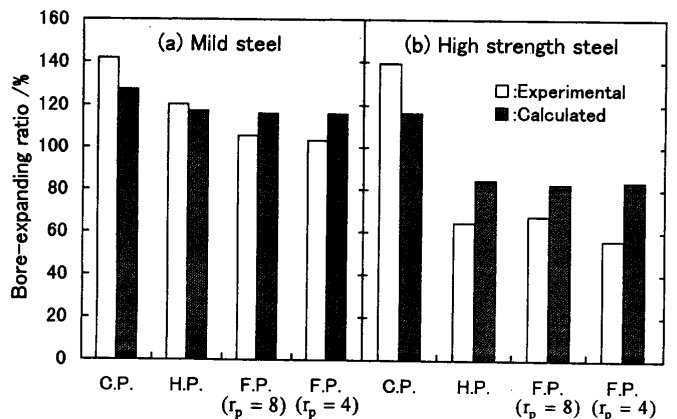


Fig. 12. Comparison between calculated and experimental bore-expanding ratios.

板の穴抜き率においてやや定量的な差が認められる。軟鋼板と高張力鋼板の差異については、限界ポンチストロークおよび穴抜き率とも軟鋼板のほうが大きな値になっており、とりわけ穴抜き率に両者の差が認められる。

4. 結言

本研究では、種々の形状のポンチを用いた鋼板の穴抜き加工の有限要素シミュレーションを行い、得られた応力・ひずみ履歴から、大矢根の延性破壊条件式を用いて成形限界予測を試みた。予測結果は、ポンチ形状、材料などの加工条件の違いによる破壊発生場所および成形限界の差異について、実験結果とよく一致し、延性破壊条件式の適用が穴抜き加工の成形限界予測に有効であることが示された。

なお、本研究では解析での単純化のため切削穴を対象としたが、穴抜き加工は打抜き穴について行われるのがむしろ一般的である。今後、打抜きによる影響を考慮できる解析法についても検討していきたい。また、破壊発生方向の位置を特定するためには、面内異方性を考慮した3次元解析も必要であろう。

終わりに、本研究の一部は、文部省科学研究費(基盤研究(C)(2), No.09650784)の補助を受けて行われたことを付記する。

文 献

1) 吉田清太：科研報告, **34** (1958), 103.

- 2) 益田森治, 戸沢康寿：機論, **27** (1961), 776.
- 3) 山田嘉昭, 青木 至：塑性と加工, **7** (1966), 393.
- 4) 細野和典, 中川威雄, 吉田清太：塑性と加工, **9** (1968), 637.
- 5) 中川威雄, V. Cupka, 高野豊晴, 町田輝史：塑性と加工, **16** (1975), 1081.
- 6) A. Parmar and P. B. Mellor : Int. J. Mech. Sci., **20** (1978), 707.
- 7) 黒崎 靖, 常盤雅文, 村井健一：機論C, **52** (1986), 380.
- 8) 後藤 学, 林 哲録, 三沢正幸：機論C, **59** (1993), 2855.
- 9) 壽福博之, 平松昭史, 肥後裕一：日新製鋼技報, **69** (1994), 25.
- 10) H.W.Swift : J.Mech. Phys. Solids, **1** (1952), 1.
- 11) R.Hill : J.Mech. Phys. Solids, **1** (1952), 19.
- 12) Z.Marciniak and K.Kuczynski : Int. J.Mech. Sci., **9** (1967), 609.
- 13) S.Storen and J.R.Rice : J.Mech. Phys. Solids, **23** (1975), 421.
- 14) M.Gotoh : Eng. Fract. Mech., **21** (1985), 673.
- 15) 河合 望, 森 敏彦, 井上 誠, 劉 玉理：機論C, **52** (1986), 1689.
- 16) K.Osakada and K.Mori : Annals of the CIRP, **27** (1978), 135.
- 17) S.I.Oh, C.C.Chen and S.Kobayashi : Trans. ASME, J. Eng. Ind., **101** (1979), 36.
- 18) M.Ayada, T.Higashino and K.Mori : Advanced Technology of Plasticity, ed. by K.Lange, Springer, Berlin, (1987), 553.
- 19) 三木武史, 戸田正弘：塑性と加工, **33** (1992), 1273.
- 20) S.E.Clift, P.Hartley, C.E.N.Sturgess and G.W.Rowe : Int. J. Mech. Sci., **32** (1990), 1.
- 21) A.S.Wifi, A.Adbel-Hamed, N.El-Abbasi and H.Harmoush : Advances in Engineering Plasticity and Its Applications, ed. by T.Abe and T.Tsuta, Pergamon Press, New York, (1996), 197.
- 22) 宅田裕彦, 森 謙一郎, 広瀬智行, 八田夏夫：塑性と加工, **36** (1995), 985.
- 23) 宅田裕彦, 森 謙一郎, 広瀬智行, 八田夏夫：塑性と加工, **37** (1996), 509.
- 24) 大矢根守哉：機誌, **75** (1972), 596.
- 25) R.Hill : The Mathematical Theory of Plasticity, Oxford University Press, Oxford, (1950), 318.
- 26) K.Osakada, J.Nakano and K.Mori : Int. J.Mech. Sci., **24** (1982), 459.