

薄板プレス成形の高精度変形解析手法と割れ予測

岩田徳利, 松居正夫

Finite Element Simulation of Deformation and Breakage in Sheet Metal Forming

Noritoshi Iwata, Masao Matui

要 旨

板材の成形不良を高精度に予測することは型設計期間の短縮に大きく寄与する。その予測のための3次元解析方法を開発した。その際に、重要な因子である材料構成式（降伏関数，塑性構成式），成形不良の一つである割れの判定条件式，摩擦条件について検討した。そして，4次降伏関数とJ2G塑性構成式及びStören & Riceによって提案されている局部くびれに対する分岐条件を市販の弾塑性FEM解析ソフトに導入した。また，その改良プログラムにしわ押さえ面での面圧分布の考慮機能を追加し，モデル試験で実測した摩擦係数を用い，正四角筒絞り成形を解析したところ，計算結果を

材料流れ，ポンチ荷重，ひずみ，割れ発生位置，割れ発生成形深さについて一致した。さらに，伸びフランジ割れが問題となっているリング状プレス成形についても解析を行った。この成形では伸びフランジ割れの抑制を狙って面外応力を負荷されていた。この面外応力の割れに対する効果を考慮するために，降伏関数に面外応力を加味するようにさらに本解析方法を改良した。その結果，モデルの変更や計算時間の増加を伴うことなく，伸びフランジ割れ，ひずみ分布に対する面外応力付加の効果が計算できるようになった。

Abstract

In the analysis of sheet metal forming, constitutive equations are examined for the prediction of breakage strains. Breakage initiation is numerically evaluated by Gotoh's method in which the onset of the localized necking is adopted as a breakage condition. The commercial elastic-plastic FEM code is improved by using J2-Gotoh's corner theory and biquadratic anisotropic yield function. The evaluation function for breakage is also introduced into this code. The friction coefficient on dies are measured by a model test, and the actual pressure distribution on the blank-holder is considered. The square-cup drawing process is

numerically analyzed using the improved code. Numerical results with respect to the distribution of displacement and strain along the die surface, the punch load, the breakage location, and the punch stroke at the onset of breakage are in good agreement with the experimental results. The ring-shaped cup press working process is also numerically analyzed. The yield function is modified so as to consider the effect of the pressure on breakage. Numerical results for the strain, the breakage site, and the breakage depth are in good agreement with the experimental results.

キーワード

プレス成形，数値解析，弾塑性有限要素法，材料構成式，割れ予測，摩擦条件，降伏関数，塑性構成式

1. はじめに

近年，自動車業界を中心とした板材のプレス成形の分野においては，成形品の高品質化，高精度化，ニーズの多様化や製品の小型・軽量化，コストの低減に対する要求が一段と厳しくなっている。この内，ニーズの多様化やコストの低減などへの対応としては開発期間の短縮化が考えられ，これにこえる一つの取り組みとして，CAD (computer aided design) / CAE (computer aided engineering) システムの開発・導入の検討及び評価¹⁻⁴⁾が行われている。このシステムが，使用要求を満足するように完成され，実生産の場で活用できるようになれば，生産工程が最適化され，製品の軽量・小型化や歩留りの向上による低コスト化などが期待できる。

CAEを板材のプレス成形に活用するために，多くの研究者が研究・開発に取り組んでいる。たとえば，2次元での曲げ成形を精度よく解析した例⁵⁾や，複雑形状部品に対して幾何学形状処理を用いて成形不良の予測を試みた例¹⁾，実際の自動車パネル成形をFEM解析した例⁶⁾などがあげられる。これらの計算結果は実験結果にかなり近い値を示すようになり，張り出し成形やしわについては精度的にも満足できるようになってきた⁷⁾。しかし，報告されている計算結果の中で，特に絞り変形を伴う場合のひずみ予測や割れ予測については精度面で十分とはいえない。

このひずみや割れの予測精度が不十分な理由としては，計算に用いる材料構成式，境界条件などの物理現象のモデルが実現象を表しきれていないこと，その数式化や解析手法などの計算技術の完成度が低いことが考えられる。言い換えれば，前記の要素技術が適正化されれば，ひずみや割れは精度高く予測可能となり，割れ以外の成形不良であるしわと形状精度不良も高精度に予測できるようになると予想される。

本研究では，板材のプレス成形時の変形状態及び，成形不良の中で特に問題の大きい割れを高い精度で予測できる解析方法を開発した。開発した解析方法は，汎用プログラムである非線形構造解析用弾塑性FEMプログラム ' JNIKE3D ' をベース

に，板材のプレス成形における物理現象のモデル化を検討し，プログラムに機能の追加，改良を加えたものである。

2. 方法

2.1 解析方法

板材のプレス成形においては，成形中に弾性的なしわが発生し，塑性ひずみ量もほとんどの領域で20%以下であり，スプリングバックなどに伴う形状精度不良は除荷過程時に発生する。このような理由から，弾性ひずみを無視することができず，板材のプレス成形を数値解析する場合には弾塑性FEMを用いるのが一般的である。我々も，弾塑性FEMを用いることにし，そのプログラム選択を種々検討した結果，素材と型との間で接触・離脱が頻繁におこるプレス成形の解析に対して比較的安定して解が得られた非線形構造解析用弾塑性FEMプログラム ' JNIKE3D ' を使用した。

2.2 材料構成式

後藤が報告しているように⁸⁾用いる材料構成式によってシミュレーションで得られるひずみ分布や応力分布などは大きく影響されるため，材料構成式として計算結果への影響が大きい降伏関数と塑性構成式の適正化を検討した。解析方法のベースとした汎用ソフト ' JNIKE3D ' では等方性降伏関数すなわち von Misesの条件に基づくJ2F塑性構成式を用いている。しかし，板材のプレス成形に用いられている材料は一般的に，絞り性を向上させるためにTable 1に示すように，引張り特性値に異方性を持たせた材料が用いられている。したがって，計算においても，異方性を考慮した材料構

Table 1 An example of mechanical properties of mild steel sheet (thickness: $t = 0.7\text{mm}$).

Tensile direction $\alpha / ^\circ$	Yield stress σ_y / MPa	Tensile stress T_s / MPa	Total elongation $\delta / \%$	n-value	r-value
0	158	300	55.6	0.231	2.14
45	172	314	44.6	0.218	1.53
90	168	303	50.2	0.221	2.47
mean	168	308	48.8	0.222	1.92

成式を組み込まなければ精度の高い解析はできない。このような面内異方性を表わす降伏関数としては、Hillの2次降伏関数⁹⁾、後藤の4次降伏関数¹⁰⁾、新Hill降伏関数¹¹⁾、Bassaniの降伏関数¹²⁾などが提案されている。これらの降伏関数をFEM解析に組み込む場合、多項式を用いたほうが定式化し易いので、Hillの2次降伏関数、4次降伏関数について比較した。その結果を公称ひずみ15%時について、Fig. 1に示す。文献¹³⁾にも見られるように、r値の面内異方性については4次及び2次降伏関数での計算結果はともに実験値とよく一致しているが、降伏応力の面内異方性については4次降伏関数を用いないと実験値の分布を表せないことが確認される。ここに、供試材の4次降伏関数は文献¹⁰⁾の方法により式(1)のように決定された。

4次降伏関数：

$$\begin{aligned} \phi^{*4} = \sigma^{*4} = & \sigma_X^4 - 2.77\sigma_X^3\sigma_Y + 3.96\sigma_X^2\sigma_Y^2 - 2.76\sigma_X\sigma_Y^3 \\ & + 0.974\sigma_Y^4 + (5.79\sigma_X^2 - 7.32\sigma_X\sigma_Y + 6.19\sigma_Y^2) \\ & \tau_{XY}^2 + 8.87\tau_{XY}^4 \dots \dots \dots (1) \end{aligned}$$

塑性構成式としては後藤が提案している、割れ予測に有効であるJ2G構成式を用いた。この際、後述する割れ判定には、応力及び応力増分の影響が大きいので、4次降伏関数をベースとして、J2Gの

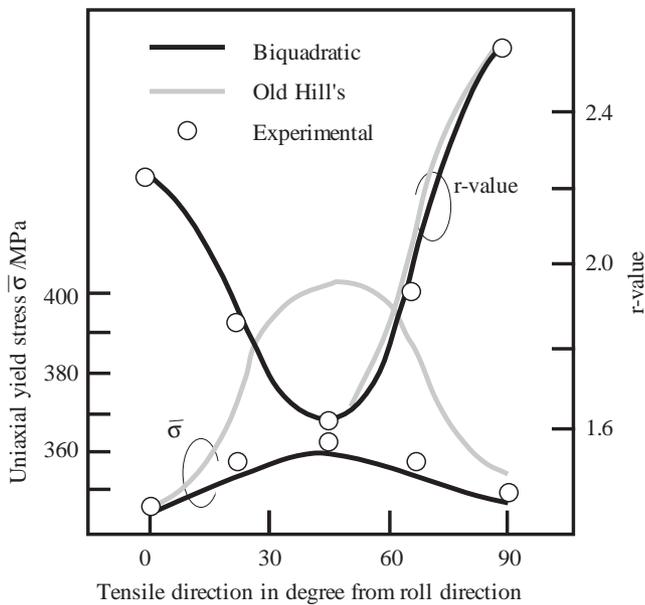


Fig. 1 Uniaxial yield stress and r-value at nominal strain 15% (experiment and theory).

一般化に関する文献(14)にならい導出し、汎用プログラムに導入した。

さらに、面外応力が降伏応力に比して無視できない部分での割れの精度の高い予測のために、降伏関数で面外応力を考慮するように改善した式(2)。

$$\begin{aligned} \phi^{*4} = \sigma^{*4} = & \sigma_X^4 + A_2\sigma_X^3\sigma_Y + A_3\sigma_X^2\sigma_Y^2 + A_4\sigma_X\sigma_Y^3 + \\ & A_5\sigma_Y^4 + (A_6\sigma_X^2 + A_7\sigma_X\sigma_Y + A_8\sigma_Y^2)\tau_{XY}^2 + \\ & A_9\tau_{XY}^4 - 2(\sigma_X^3 + \sigma_Y^3)\sigma_Z + 3(\sigma_X^2 + \sigma_Y^2)\sigma_Z^2 \\ & - 2(\sigma_X + \sigma_Y)\sigma_Z^3 + \sigma_Z^4 = \sigma_Z / X \dots \dots \dots (2) \end{aligned}$$

ただし、A₂ ~ A₉は材料パラメータ、X = 等2軸引張降伏応力と1軸引張降伏応力との比

2.3 境界条件

プレス成形の境界条件としては摩擦モデルが解析精度に大きく影響を及ぼすが、成形時の素材と型間の接触状態を勘案して、簡易的にクーロン摩擦則が用いられている。クーロン摩擦則における摩擦力は、接触圧と摩擦係数の積で表わされるため、両者の値の解析方法への導入の仕方については以下に記述する方法を採用した。

摩擦係数は、素材、金型材、潤滑剤、面圧、加工速度に左右され、また、フランジ、ダイス肩、ポンチ肩などの成形部位で異なっている。そこで、Fig. 2に示す、プレス成形時の各部位の摩擦状態をモデル化した試験¹⁵⁾により摩擦係数を求めた。この時の試験条件は、実成形の条件に準じる。

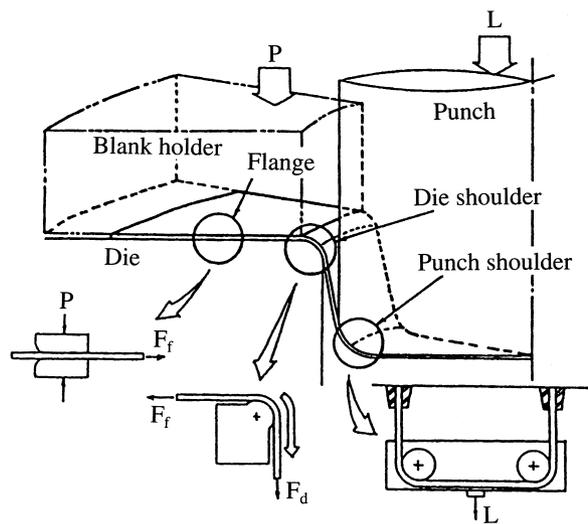


Fig. 2 Model test for friction condition in deep drawing.

接触圧も，しわ押さえ面，ダイス肩，ポンチ肩などの成形部位で異なっているが，プレス成形に大きな影響を与えるのはしわ押さえ面での面圧分布である。しわ押さえ面での面圧は成形初期に一定であっても，成形に伴って板厚が変化するため不均一となり，また型構造によっては初期からも不均一となっている。そこでしわ押さえ面での面圧分布の考慮方法として以下に示す2つの方法を汎用プログラムに導入した。

(1) 面圧をしわ押さえ板が接しているブランクの板厚の関数とする。

(2) しわ押え面の初期面圧分布は型の接触表面に凹凸をつけ，加工中の面圧分布の変化は接触処理時に板厚を加味し，どちらも型を弾性体としFEM解析することにより考慮する。この際，測定された初期面圧になるように，数度の計算により型の剛性と凹凸量などを調整する。

2.4 割れ予測

後藤は，一般に広く用いられているJ2F構成式では，割れをよく予測できないと報告している¹⁶⁾。そこで，現在割れ予測に成功している後藤の方法を採用した。これは，4次降伏関数をベースとしたJ2G塑性構成式を材料構成式とし，局部くびれが発生した時を割れ発生と見なすStören & Rice流の分岐条件¹⁷⁾を割れ発生条件として用いたものである。すなわち，変形が進展して板厚程度の狭い帯状域に沿って，応力（またはひずみ）増分の不連続（割れ）が発生したときを割れ発生とみなす方法である。この場合，J2G塑性構成式及びくびれ帯に垂直方向の平衡式などを用いて，くびれ帯の単位法線ベクトル $g(g_1, g_2)$ に関する4次方程式が得られる式(3)。

$$Ag_1^4 + Bg_1^3g_2 + Cg_1^2g_2^2 + Dg_1g_2^3 + Eg_2^4 = 0 \dots\dots\dots(3)$$

ここで，A～Eは，応力，応力増分及びひずみから計算されるものである。ここでは，4次降伏関数をベースとする割れ判定式を導き，サブルーチン化してプログラムに組み込んだ。割れ条件式(3)では，この方程式に実解が存在するようになる時点を割れ発生とした（すなわち，局部分岐条件）。

3. 結果

3.1 四角筒絞り成形

3.1.1 解析対象

本解析方法によるひずみと割れについての予測精度を，正四角筒深絞り成形を対象に例示する。この成形の金型構成をFig. 3に示す。供試材は，Table 1に示した引張り特性値を持つ公称板厚0.7mmの軟鋼板（SPCD材）である。

3.1.2 解析モデルと解析手法

素材の要素は，材料の流入と型との接触を考慮して分割した。金型は直方体8節点弾性ソリッド要素，素板は四節点アイソパラメトリック・シェル要素（選択低減積分）を用いた。

素板の塑性特性としては，JIS5号引張試験片で求めた素材の荷重 - 伸び線図を基にして，真応力 σ と塑性ひずみ ϵ_p の曲線をSwiftの式 $\sigma = F(\epsilon_0 + \epsilon_p)^n$ で近似して用いた。ここで，加工硬化係数であるn値は平面ひずみでの破断ひずみとした¹⁶⁾。

正四角筒絞り成形における各部位の摩擦係数はFig. 2に示した摩擦のモデル試験により実測した。測定された摩擦係数をTable 2¹⁸⁾に示す。

Fig. 4に，感圧紙を用いて実験的に求めた正四角筒深絞りのしわ押え面での面圧分布の一例を示す。

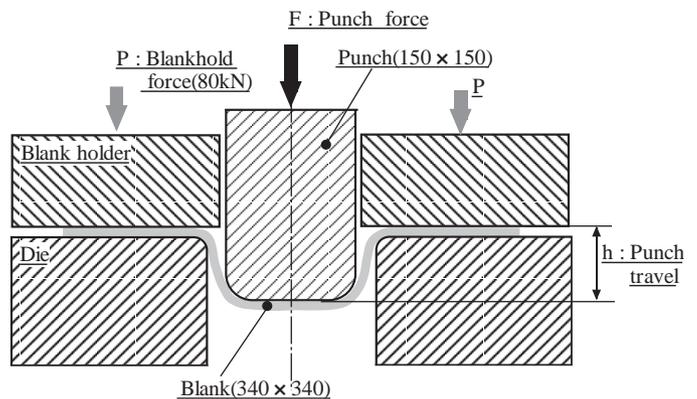


Fig. 3 Conditions of square-cup drawing.

Table 2 Friction coefficient measured by model test¹⁸⁾.

Part of tool	Flange	Die shoulder	Punch shoulder
Friction coefficient	0.14	0.23	0.20

実成形においてはFig. 4に示したような面圧の不均一が必ず発生し、この不均一は成形とともに拡大する。Fig. 5に正四角筒深絞りでの深さ $h = 25\text{mm}$ におけるしわ押え面での面圧と板厚との関係を示す。ほとんどの部位での面圧と板厚との間に直線関係を仮定しても良いようである。また、成形深さ 20mm においても同様の傾向があり、成形深さ 20mm と 25mm のどちらでも面圧負荷範囲は、最大板厚との差が約 0.013mm 以下の部位であった。そこで、正四角筒絞り成形については、次の式により面圧を考慮することにした。

$$\text{面圧} : p = k \cdot (t - t_{\min}) \dots\dots\dots(4)$$

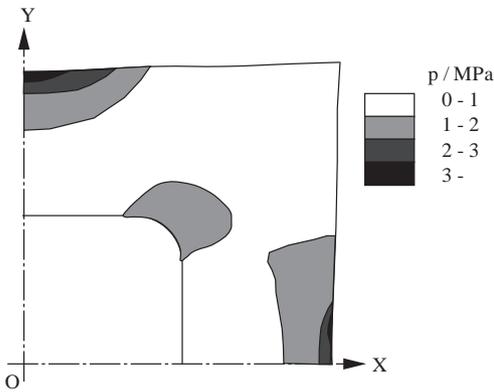


Fig. 4 Pressure distribution on blank-holder in square-cup drawing ($h = 25\text{mm}$).

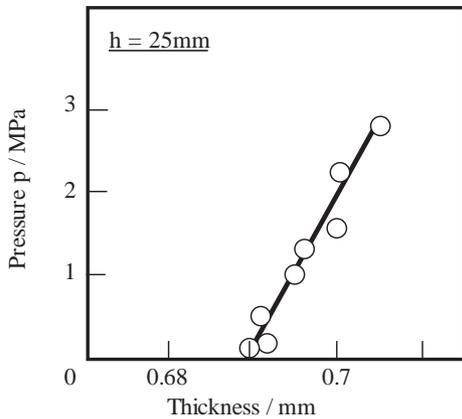


Fig. 5 Relationship between sheet thickness and pressure on blank-holder in square-cup drawing.

ただし、 t : しわ押え板の各部位が接触している成形品の板厚

t_{\min} : 成形品の最大板厚 $t_{\max} - 0.013\text{mm}$

k : 定数

3.1.3 板厚ひずみ分布

Fig. 6に、計算結果の一例として板厚ひずみの等高線図を示す。Fig. 6(a)に示す成形深さ $h = 25\text{mm}$ のとき、しわ押え面で板厚増加、ポンチ底及び側壁部では板厚減少が見られ、板厚減少はコーナーのポンチ肩部で最も大きくなっている。Fig. 6(b)に示す成形深さ $h = 34.5\text{mm}$ と大きくなると、コーナーのポンチ肩部付近の板厚減少がさらに大きくなっている。本解析例の場合、この板厚減少が最も大きい位置は後で示す割れ位置と一致している。

3.1.4 ポンチ荷重

Fig. 7は、成形深さとポンチ荷重の関係について計算値を実験値と比較したものである。荷重の計算値は接触状態の変化に敏感であるためにばらつきが大きくなっているが、4次降伏関数とJ2G構成式を用いた計算値が実験値に最も近くなっている。4次降伏関数とJ2F構成式を用いた計算値は実験値より若干小さくなっている。また、von Misesの条

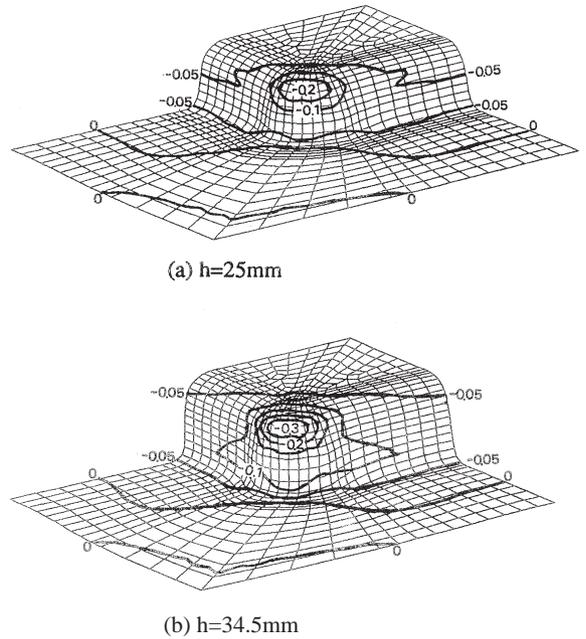


Fig. 6 Calculated distribution of thickness strain in square-cup drawing.

件とJ2F構成式を用いた計算値は成形深さ25mmまでは実験値とほぼ一致しているが、それ以上ではポンチ荷重がほぼ一定となり、計算値との差が大きくなっている。

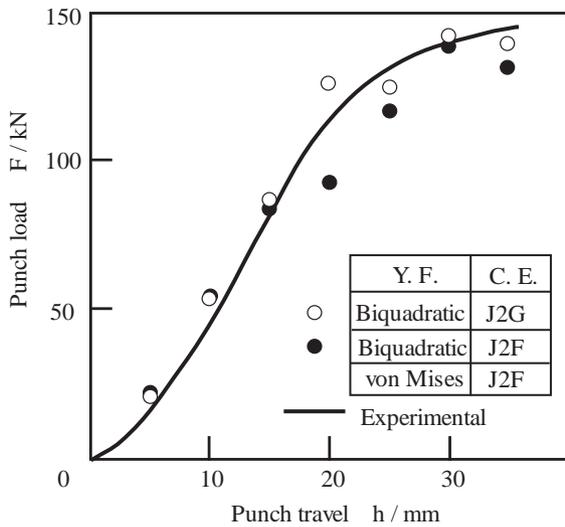


Fig. 7 Relationship between punch load and punch travel in square-cup drawing (Y.F. : Yield function, C.E. : Constitutive equation).

3.1.5 面内ひずみおよび板厚ひずみ

Fig. 8は、Fig. 6の対角線上での長手方向(すべり込み方向)ひずみ ϵ_t について計算値を実験値と比較したものである。成形深さ h は割れ直前の34.5mmである。降伏関数としてvon Misesの条件を用いると、初期板面中心からの距離 $L_0 = 95\text{mm}$ の位置での ϵ_t の計算値は1.4と極端に大きく、また、 $100 L_0$ 140mmにおける値は実験値より小さくなっている。4次降伏関数を用いると、塑性構成式がJ2G, J2Fの両場合とも、von Misesの条件の時のようにひずみが極端に大きくなることは見られず、また、 $130 L_0$ 160mm で計算値が実験値より若干大きくなっているものの、全体的には一致している。

Fig. 9は、対角線上での板厚ひずみ ϵ_t について、同様の比較をしたものである。von Misesの条件を用いると、初期板面中心からの距離 $L_0 = 95\text{mm}$ における ϵ_t の計算値は-1.5と極端に小さくあり、また、 $40 L_0$ 100mmにおける値も実験値より小さくなっている。一方、4次降伏関数を用いた計算値は塑性構成式がJ2G, J2Fとも、von Misesの条件の時のようにひずみが極端に小さくなることはなく、 $40 L_0$ 70mm において実験値より若干小さくなっている程度で全体的には一致している。なお、塑性構成式がJ2GとJ2Fで、ひずみの計算値

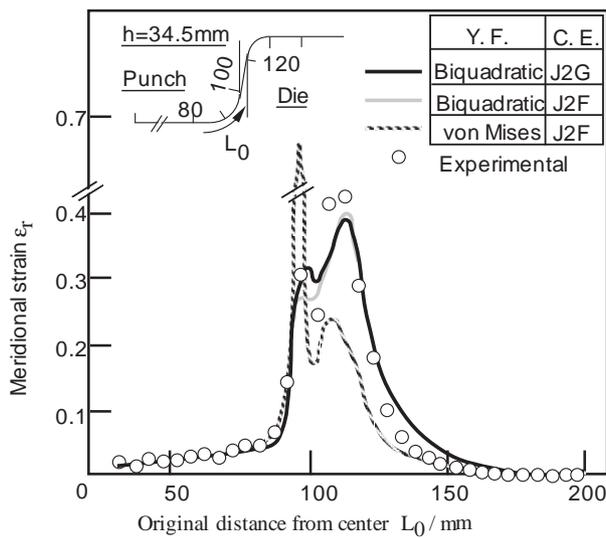


Fig. 8 Meridional strain distribution along diagonal direction in square-cup drawing.

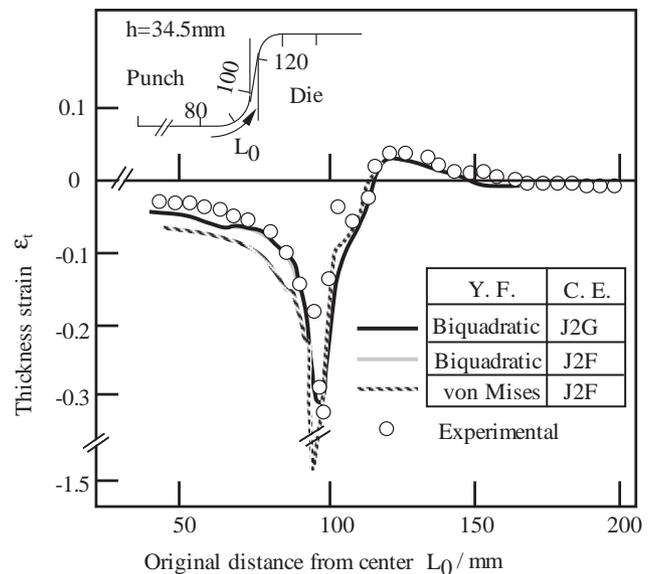


Fig. 9 Thickness strain distribution along diagonal direction in square-cup drawing.

にはほとんど差が現れない。また、幅方向、及び直辺部のひずみについても検討したが同様の結果であった。したがって、4次降伏関数を用いた計算値は、部位によって若干の差が見られたものの、全体的にみると実験値に良く一致しており、本解析方法を用いれば、高い精度でひずみ分布が予測できることがわかった。

3.1.7 割れの予測

Fig. 10(a)は本解析技術を用いた割れ発生位置の計算結果を示す。計算で予測された割れ発生成形深さは33.5mmで、ポンチコーナーのポンチ肩部とクリアランス部の境界で割れが発生したと判定された。一方、Fig. 10(b)に、実際の成形品（成形深さ：35mm）の割れ位置の1例を示す。4つのポンチコーナーで、割れの大きさ、割れ位置は若干の差が認められるが、どの割れ位置もポンチコーナーのポンチ肩部とクリアランス部の境界であった。Fig. 10(b)に示した写真ではコーナーに割れが発生しており、この開口長さは約1mmであった。Fig. 10の比較より、本解析方法を用いた割れ発生条件を導入した場合には、計算による割れ発生位置は実験と一致するが、実験よりやや浅い成形深さで割れ発生と判定される。しかし、実験では割れが

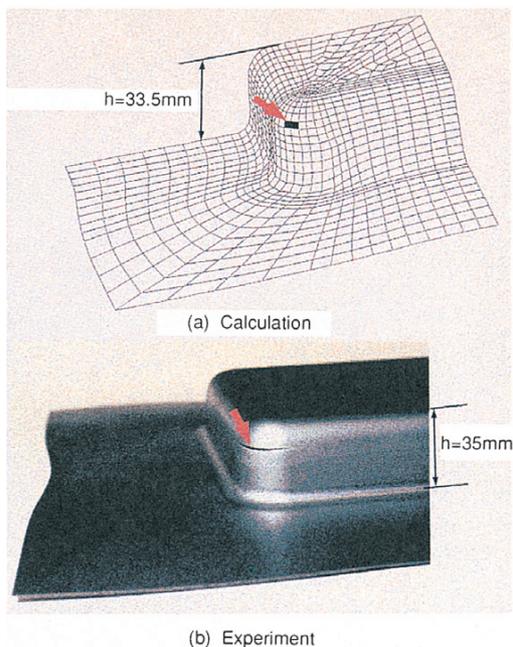


Fig. 10 Breakage position in square-cup drawing.

発生した後の成形深さであるのに対して計算では局部くびれが発生した時を割れ発生と判定していること、また実験での測定精度等を考えれば、両者はよく一致していると言ってよく、高精度に割れ予測が可能であることを示している。

3.2 伸びフランジ変形を伴うリング状部品のプレス成形

3.2.1 解析対象

Fig. 11に、解析対象のプレス成形部品を示す。リング部分の外径は $\phi 337\text{mm}$ 、底部の幅は64mmである。ブランクはFig. 12に示すような形状であり、一方に（図ではY軸方向）幅10mm、長さ65mmの

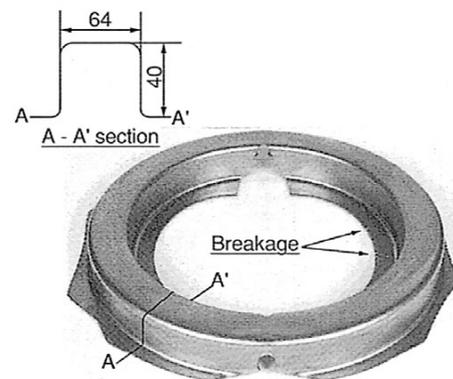


Fig. 11 Picture of specimen after ring-shaped cup press working.

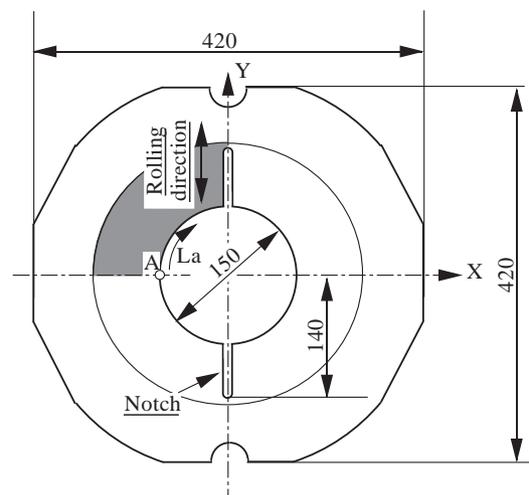


Fig. 12 Geometry of specimen in ring-shaped cup press working.

切欠きを有している。供試材は、公称板厚2mmの590MPa級高強度冷延鋼板であり、JIS13B号試験片を用いた引張特性値をTable 3に示す。また、成形工程の断面図をFig. 13に示す。ブランクは内側しわ押え、外側しわ押えによって、各々独立に面圧が負荷され、その後パッドで拘束されながらポンチが降下することによって成形深さ40mmまで成形される。その時、ブランクの外側は縮みフランジ変形となる。一方、ブランクの内側は伸びフランジ変形となり、成形途中で切欠き部と直交する内周面部分 (Fig. 11参照) から割れが生じている。

3.2.2 解析モデル及び解析手法

解析では、形状の対称性から1/4形状のみ(第2象限)を対象とした。内側及び外側のしわ押さえ板とパッドは面圧が負荷されるため直方体8節点弾性ソリッド要素で、内側ダイス、外側ダイスとポンチは、幾何学的に形状を表現する剛体要素で要素分割した。また、変形状態を考慮してブランクは3.1節と同様に、四節点アイソパラメトリック・シェル要素で分割した。剛体要素を用いることによって型の曲面の形状は滑らかに与えられ、要素数の削減により計算時間もダイスとパッドをソリッド要素で分割したときの約1/2と推定される。

素板の塑性特性としては、JIS13B号引張試験片で求めた素材の荷重-伸び線図を基にして、真応力と塑性ひずみの関係をSwiftの式 $\sigma = F(\epsilon_0 + \epsilon_p)^n$ で近似して用いた。

降伏関数としては、前述したように、面外圧力付加効果を考慮できるように平面応力状態での4次降伏関数を改善した式(2)を用いた。なお、4次降伏関数の係数を求めるのに必要なX値(等2軸引張り降伏応力と1軸引張り降伏応力の比)は、供試材の等2軸引張りが困難なため、r値の面内平均から求めた値¹⁰⁾を便宜上用いた。

金型とブランク間での摩擦係数は、平板摺動試験機¹⁵⁾を用いて求めた。この場合の摺動型は実成形における材質、表面処理、表面粗さを採用し、潤滑剤は防錆油を用いた。

しわ押え面の初期面圧分布は実成形で

の測定値を用い、加工中の面圧分布の変化は型を弾性体とし、接触処理時に板厚を加味することにより考慮した。Fig. 14に感圧紙を用いて測定した

Table 3 Mechanical properties of workpiece in ring-shaped cup press working.

Tensile direction $\alpha / ^\circ$	Yield stress σ_y / MPa	Tensile stress T_s / MPa	Total elongation $\delta / \%$	n-value	r-value
0	435	585	27.0	0.157	0.758
45	437	568	28.3	0.154	1.415
90	465	604	27.3	0.142	1.144
mean	443	582	27.7	0.152	1.183

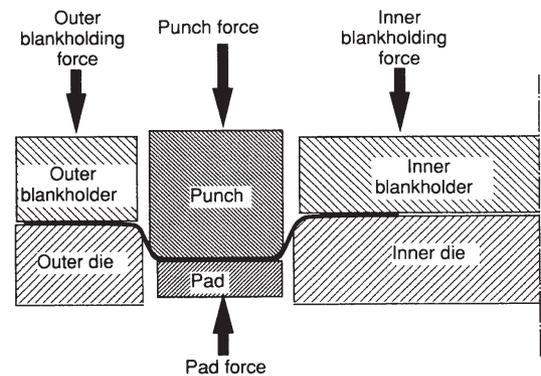


Fig. 13 A half section of press working in ring-shaped cup press working.

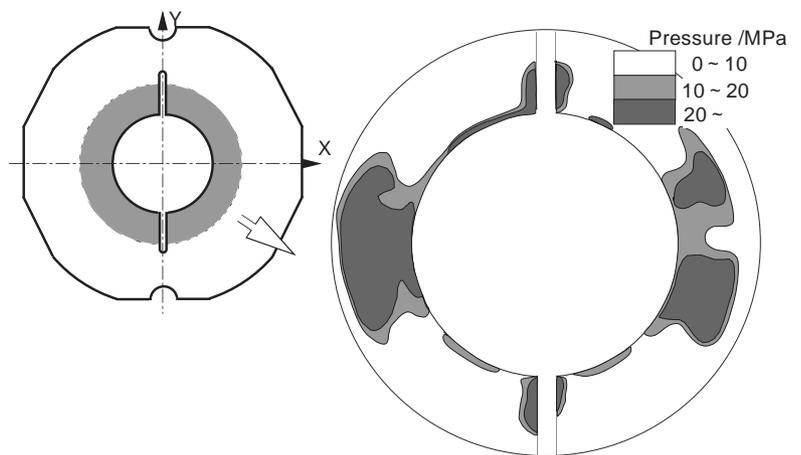


Fig. 14 Initial pressure distribution on inner blankholder in ring-shaped cup press working.

ブランクホールド時の内側フランジ部の面圧分布を示す(初期面圧分布)。伸びフランジ割れを防止するために、割れ発生部位の面圧が高い分布となっていた。外側フランジ部とパッド部についてはほぼ均一な面圧であったため、初期面圧は一様とした。

3.2.3 伸びフランジ変形部のひずみ分布

Fig. 15に成形ストローク $S = 40\text{mm}$ 時の板厚ひずみ分布の計算結果を示す。外側フランジ部では縮みフランジ変形による板厚増加が、内側フランジ部では伸びフランジ変形による板厚減少が見られ、板厚減少は切欠き部と直交する(図中B部)付近で最も大きくなっている。

Fig. 16に成形深さ20, 30, 40mmにおける内周部の計算で求めた板厚ひずみ分布を実験結果と比較して示す。横軸の弧長はFig. 12に示すX軸上の点Aからの内側端に沿った距離である。成形深さ40mmの実験値では、くびれの発生点で、非常に大きな板厚減少となり、計算値と一致していないが、その他の一様変形と考えられる部位や成形深さ20, 30mmの結果は実験値とほぼ一致している。

3.2.4 伸びフランジ割れ

Fig. 17に割れ判定を行ったときの割れ発生位置を示す。実験で得られた伸びフランジ割れ発生位置は、Fig. 11で示したように、 $La = 19\text{mm}$ であり、割れ位置も計算で確定できると考えられる。なお、点Aから離れた位置で割れが発生する理由を考察

するために、等方性材についても計算したところ、同様に点Aから離れた位置で割れが発生すると予測されたことから、点Aから離れた位置で割れが発生するのは、素材形状、特に切欠きの存在が影響していると推察される。

割れ発生成形深さについて計算結果と実験結果を比較して、Table 4に示す。ここで、実験値は、Fig. 11に示した成形品(成形深さ40mm)の割れ部の開口量などから割れ発生成形深さを約37mmと推測した。面外応力を考慮した計算値は実験値より1mm浅くなっているが、伸びフランジ部での割れ

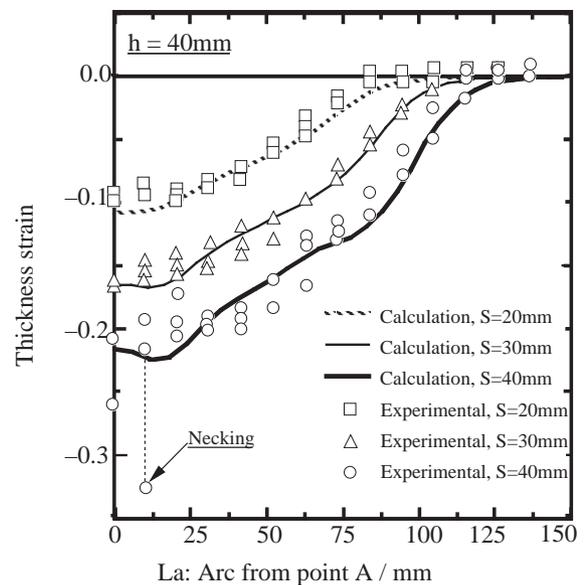


Fig. 16 Thickness strain around inner edge ring-shaped cup press working.

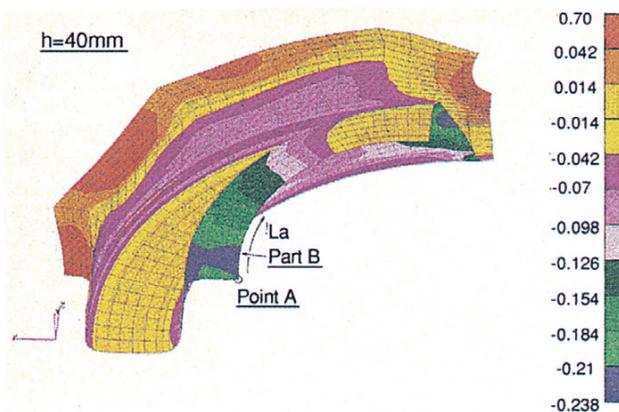


Fig. 15 Thickness strain distribution in ring-shaped cup press working (h : punch travel).

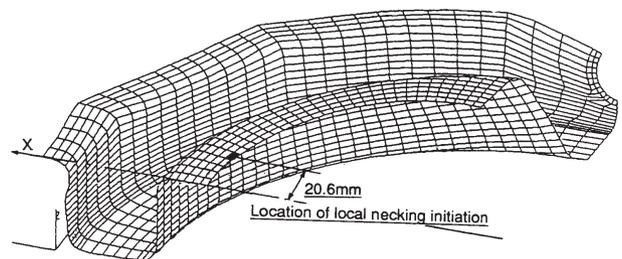


Fig. 17 Calculated location of breakage initiation in ring-shaped cup press working ($h = 36\text{mm}$).

の予測精度としては満足できるものと考えられる。なお、式(3)で面外応力(板厚方向応力)を考慮しない平面応力の4次降伏関数を用いた場合には、割れ発生位置は軸からの距離が11.5mmとなっており、実験より内側となり、また割れ発生成形深さは32mmで実験より浅く判定された。すなわち、面外応力が降伏応力の1/10以上と無視できないレベルのときには、降伏関数に面外応力を考慮しなければならないと考えられる。

4. おわりに

材料構成式や摩擦条件という物理現象モデルを検討し、汎用FEM解析ソフトの機能を改良・追加して、解析方法の適正化を行うことで、高精度にひずみや割れが予測できる解析方法を開発した。また、降伏関数に面外応力を考慮できるようにすることで、モデルの変更や計算時間の増加を伴うことなく、割れ、ひずみ分布に対する面外応力付加の効果を計算できるようにした。

本解析方法は、電装部品などの小物部品の最適な設計・金型製作に適用され、生産準備期間の大幅な短縮に貢献しているが、一方では成形条件の最適化は勿論、新たな成形技術や新規採用材料に対する成形可能な条件の選択に利用できるものと考えられる。しかし、現状の解析方法では、自動車の外板パネルのような複雑かつ大寸法の部品の成形に対しては計算時間が膨大となる問題を残しており、これについては計算アルゴリズムの変更が必要であると考えている。

本研究にあたり、リング状プレス成形のひずみ及び面圧分布の測定において、多大な御協力をいただいたトヨタ車体(株)第1生産技術部に厚く感謝致します。

Table 4 Punch travel of breakage initiation in ring-shaped cup press working.

	Out-plane stress	Punch travel
Calculation	Neglected	32.0
Calculation	Considered	36.0
Experiment	-----	37.0

参考文献

- 1) 高橋朗, 岡本勲夫, ほか: 塑性と加工, 24-275(1983), 1282
- 2) 高橋進, 山部昌, 宮下様介: 日産技報, 36(1995), 62
- 3) 粟生英之, 加藤勝人, 新海至: 自動車技術会学術論文前刷集, 921(1992), 97
- 4) 稲本信秀, 玉田剛, 小川貴久, 小川孝行: 日本機械学会講演論文集, 930-63(F)(1993), 113
- 5) 牧野内昭武, 小川秀夫: 塑性と加工, 30-340(1989), 625
- 6) Nakamachi, E. and Wagoner R. H.: SAE Tech. Pap. Ser., No. 880528(1988), 12p.
- 7) Proc. of NUMISHEET'93, Ed. by Makinouchi, A., Nakamachi, E., Onate, E. and Wagoner, R. H., (1993)
- 8) 後藤学: 日本機械学会論文集A編, 50-458 (1984), 1753
- 9) Hill, R.: Plasticity, (1950), 317, Oxford.
- 10) 後藤学: 塑性と加工, 19-208(1978), 377
- 11) Hill, R.: Math. Proc. Camb. Phil. Soc., 85(1979), 179
- 12) Bassani, J. L.: Int. J. Mech. Sci., 19(1977), 651
- 13) 後藤学: 塑性と加工, 19-210(1978), 599
- 14) Gotoh, M.: Int. J. Solids & Struct., 23-11(1985), 1101
- 15) Duncan, J., Shabel, B. S., Gerbase Filho, J.: SAE Tech. Pap. Ser. No.780391(1978).
- 16) 後藤学: 日本機械学会論文集A編, 49-437(1982), 92
- 17) Stören, S., Rice, J. R.: J. Mech. & Phys. Solids, 23-6 (1975), 42
- 18) 岩田徳利, 松居正夫, 後藤学: 塑性と加工, 33-381 (1992), 1202

著者紹介



岩田徳利 Noritoshi Iwata
 生年: 1957年。
 所属: 生産加工研究室。
 分野: 塑性加工の研究。
 学会等: 日本塑性加工学会, 日本機械学会会員。
 工学博士。



松居正夫 Masao Matsui
 生年: 1942年。
 所属: 材料1部。
 分野: 金属材料およびその加工技術。
 学会等: 日本塑性加工学会会員。
 1989年精密工学会賞受賞。
 工学博士。