高力アルミニウム合金の引張りおよび圧縮における破壊条件*

小野 宗 憲^{*1}, 石 川 豊^{*2}, 牧野内 昭武^{*3}A Criterion for the Fracture of High-strength
Aluminum Alloy in Tension and Compression

Munenori ONO, Yutaka ISHIKAWA, and Akitake MAKINOUCHI

To considerate the fracture criterion of metals in the deformation processes to which the hydrostatic pressure or the hydrostatic stress is added, the tensile test and the compression test of high-strength aluminum alloy are carried out under hydrostatic pressure, and the stress and strain histories of the processes are calculated by a elasto-plastic finite element method. The experimental results and the finite element results are used to study the fracture criteria. Different fracture criteria are reviewed for an investigation of the fracture in tension and compression. The comparison of these criteria shows that the Ohyane's criterion is successful in prediction both fracture strains in tension and compression. But the fixed numbers of the equation of criterion in tension are not agreed with that in compression.

Key Words: Ductile Fracture, Fracture Criterion, Finite Element Method, Material Testing, Plasticity

1. 結 言

一般に高い静水圧下で金属材料を变形させると、大気圧下より破壊ひずみは増加する⁽¹⁾。その原因は、材料中に生じるボイドの成長・合体といった延性破壊過程において、静水圧がボイドの成長や合体を抑制するためであると説明されている⁽²⁾。塑性加工においては、引張応力が主となる加工に比べ圧縮応力が主となる加工のほうが加工限界が高く、また、機械的に圧縮力を付加したり変形を拘束することにより加工限界が高まることが確認されており、これらは静水圧効果によると説明されている⁽³⁾。このように延性破壊は力学的条件（材料中の応力状態）の影響を著しく受ける。しかし、材料あるいは加工様式によっては静水圧を付加あるいは機械的に応力の静水圧成分を付加しても加工限界が向上しないことが確認されている。

従来、延性破壊に及ぼす静水圧の影響に関する研究は、引張り、圧縮、ねじりなどの比較的単純な変形様

式について行われてきた。しかし、実際の加工においては複雑な応力状態が生じているものと考えられ、単一の変形様式の実験から定めた破壊条件のみで破壊を予測することの妥当性は検討されていない。最近、FEM プログラム中に破壊条件式を組み込んではん用性の高い加工性評価システムの開発⁽⁴⁾が試みられているが、より実際の加工に即した加工条件について破壊条件を検討することが必要である。

以上の観点から、本研究では、供試材に比較的ぜい性的な挙動を示し、破壊の認定が容易である高力アルミニウム合金を用いて、静水圧を付加して引張りおよび圧縮試験を行い、広範囲の応力状態での実験を行うことにより、材料中の応力状態（応力の静水圧成分）が破壊（加工限界）にどのような影響を及ぼすかを調べる。また、FEM によるシミュレーションを行い、材料中の微小部分に生じる応力・ひずみを調べ、実験データをもとにして破壊時の応力・ひずみを求め、延性破壊条件式を検討する。

2. 実 験

2・1 供試材および試験片 供試材としては、破壊が比較的ぜい性的に生じ、破壊の認定が容易である高力アルミニウム合金 A 7075-T 6 の板材（板厚 3

* 平成 2 年 3 月 14 日 東海支部第 39 期総会講演会において講演、原稿受付 平成元年 8 月 28 日。

*¹ 正員、大同工業大学（〒457 名古屋市南区大同町 2-21）。

*² 東京都立大学大学院（現在 宇部興産(株)）。

*³ 正員、理化学研究所（〒351-01 和光市広沢 2-1）。

表 1 供試材 (A 7075-T 6) の機械的性質

E	ν	σ_y	σ_B	ψ_u	ψ_t	HV	Relation of stress - strain
71.54	0.34	504.7	612.5	6.5	14.9	194	$\bar{\sigma} = 784(0.00169 + \bar{\epsilon}^p)^{0.069}$

E: Young's modulus (GPa), ν : Poisson's ratio, σ_y : Yield stress (MPa), σ_B : ultimate tensile strength (MPa), ψ_u : Uniform elongation (%), ψ_t : Total elongation (%), HV: Vicker's hardness, $\bar{\sigma}$: Equivalent stress, $\bar{\epsilon}^p$: Equivalent plastic strain

図 1 試験片形状寸法

mm)を用いた。表 1 に供試材の圧延直角方向の機械的性質を示す。図 1 に引張りおよび圧縮試験片の形状寸法と採取方向を示す。なお、実験における材料の均一性を保つために 2 種の試験片は同一の板材から製作した。

2.2 実験装置および実験方法 実験は、各試験片を引張ジグ⁽²⁾あるいは圧縮ジグ⁽⁵⁾に取付け、高静水圧実験装置の高圧容器内にセットして一定静水圧の下で行った。圧縮実験における潤滑は、試験片と工具の間に厚さ 0.05 mm のテフロンシートをはさんで行った。なお、この場合の摩擦係数は 0.05 であった。加工速度は、引張りは約 1 mm/min、圧縮は 0.5 mm/min 以下で行った。

3. 実験結果

3.1 引張試験 引張りにおける限界ひずみは次式により求めた。

図 2 静水圧による限界引張りひずみの変化

$$\epsilon_{cr} = \ln(A_0/A_f)$$

ここで、 A_0 は試験片の初期断面積で、 A_f は破断後の最小断面積である。

図 2 に限界引張りひずみと静水圧との関係を示す。大気圧下では延性が小さく、その破断形状は中央の垂直破断部と周辺のせん断破断部からなるカップアンドコーンにちかい破壊をしている。それに対して、静水圧の増加にともなう延性は増加し、くびれが大きくなり、破断面はすべてせん断縁となる傾斜破壊であった。なお、図 2 中の実線は後述の FEM 解析に基づく計算値である。

3.2 圧縮試験 大気圧下の圧縮では、荷重-変位曲線において破壊の際に明白な荷重減少が起こり、試験片は破壊分離した。なお、荷重減少の前にはクラックは観察されなかった。静水圧を付加するとこのような荷重減少は生じない。そのため、適当な圧縮変位毎に除荷して、試験片の側表面を拡大鏡によって観察してクラックの発生するひずみを求めた。このクラックはさらに圧縮すると成長し、試験片はやがて大気圧下と同様な破壊を生じる。限界圧縮ひずみは、破壊(クラック発生)時の高さ h_f を用いて次式によって求めた。

$$\epsilon_{cr} = \ln(h_0/h_f)$$

ここで、 h_0 は試験片の初期高さである。

図3に各静水圧下における圧縮ひずみとクラックの有無との関係を示す。静水圧を付加することにより、クラックが生じ始める限界圧縮ひずみは増大している。図3中の実線は後述のFEM解析結果に基づく大矢根の式による計算値である。

4. FEM解析による破壊条件式の検討

4.1 FEMシミュレーション 本研究においては、定ひずみ三角形要素四つを一組の四角形要素とみなした要素を使用し、大変形が正確に扱える Updated Lagrangian 定式⁽⁶⁾に基づく弾塑性有限要素法プログラム⁽⁷⁾を用いている。なお、降伏条件は拡張された Prandtl-Reuss の式を用いている。図4に引張試験片の要素分割を示す。計算は軸対称問題とし、対称性から1/4モデルとした。要素数は1232、節点数は623、最小四角形要素の寸法は 0.1×0.2 である。図5に圧縮試験片の要素分割を示す。計算は軸対称問題とし、対称性から1/4モデルとした。要素数は420、節点数は233、最小四角形要素の寸法は 0.1×0.2 で、クーロン摩擦を考慮できるようにしている。図4および図5にそれぞれの変形形状を示す。いずれも実際の変形形状をよくシミュレートできており、圧縮において加工度が大きくなるとみられる側面端部の端面へのフォールディングも生じている。なお、加工荷重と変位の関係も実験をよくシミュレートしている。

図6は引張りにおける面内最大主応力 σ_1 、主せん断応力 $|\tau|$ および静水圧応力(平均垂直応力) σ_m の分布を示している。最大主応力および最大静水圧応力はくびれ中央に生じている。また、最大せん断応力はくびれ部中央から少しずれた外側表面に生じている。図7は圧縮の場合で、面内主応力は圧縮変形なのでほとんどがマイナスの値をとっているが、変形が大きくなる

とたる変形のために外表面近傍では引張状態になる。主せん断応力は工具と試験片が接触する部分の外側表面で最大値となる。静水圧応力はすべてマイナスであり、初期の試験片隅角部近傍が最小である。

図8、9はそれぞれの試験におけるひずみと最大主応力および最大せん断応力との関係を示している。いずれの試験においてもひずみが増加すると応力値は増加している。

4.2 破壊条件式の検討 静水圧による延性増加の様式には大きく分けて次の三つがある。

(1) 静水圧の増加とともに延性が連続的に増加

図4 要素分割と変形形状(引張り)

図3 静水圧による限界圧縮ひずみの変化

図5 要素分割と変形形状(圧縮, $\mu=0.05$)

し、最終的にチゼルポイントで破断する。

(2) ある静水圧まで連続的に増加し、ある値で飽和する。

(3) ある静水圧まではほとんど増加しないが、ある静水圧を超えると急に増加する(ぜい性-延性遷移)。

鉛入り黄銅など一部の材料では、変形様式によって加工限界の静水圧依存性が全く異なる。すなわち、引張延性は上記(2)のように変化するが、圧縮限界ひずみやせん断加工におけるせん断面割合は高い静水圧を付加しても増加しない。なぜこのような現象が生じるかについても、本研究結果を基にして検討する。

延性破壊はボイドの発生、成長、合体という過程をとる。現在、提案されている延性破壊条件式は、材料にはじめからボイドがあることを仮定して、ボイドの成

長理論を展開して導かれている。二次元モデルとしては、だ円形空孔の成長理論に基づく McClintok の破壊条件式⁽⁸⁾があり、また、空孔間の材料に内部くびれの生じる幾何学的条件に基づいて導かれた Thomason の破壊条件式⁽⁹⁾がある。しかし、これらは二次元モデルであるうえに材料中の空孔のサイズを仮定しなくてはならないため、実用的ではない。

三次元応力下の破壊条件式としては、最大主応力の履歴を考慮した Cockcroft の破壊条件式⁽¹⁰⁾

$$\int_0^{\epsilon_{cr}} \sigma_1 d\bar{\epsilon} = F_1 \quad \dots\dots\dots (1)$$

および

$$\int_0^{\epsilon_{cr}} \frac{\sigma_1}{\bar{\sigma}} d\bar{\epsilon} = F_2 \quad \dots\dots\dots (2)$$

図 6 引張りにおける面内最大主応力、主せん断応力および静水圧応力分布 ($\mu=0.75, 1.0$)

図 7 圧縮における面内主応力、主せん断応力および静水圧応力分布 ($\mu=0.05$)

ここで、 σ_1 は最大主応力、 σ は相当応力、 $\bar{\epsilon}$ は相当ひずみ、 $\bar{\epsilon}_{cr}$ は破壊時の相当ひずみ、 F_1 および F_2 は定数である。

また、多孔質材料の塑性力学に基づいてポイドの成長を解析し、ポイドの体積率がある限界値に達したときに破壊するという大矢根の破壊条件式⁽¹¹⁾

$$\int_0^{\bar{\epsilon}_{cr}} \left(1 + a \frac{\sigma_m}{\sigma}\right) d\bar{\epsilon} = F_3 \quad \dots\dots\dots (3)$$

ここで、 σ_m は静水圧応力、 a および F_3 は定数。

さらに静水圧成分の履歴を考慮した小坂田らの破壊条件式⁽¹²⁾

$$\int_0^{\bar{\epsilon}_{cr}} (a' + \bar{\epsilon} + b\sigma_m) d\bar{\epsilon} = F_4 \quad \dots\dots\dots (4)$$

ここで、 a' 、 b および F_4 は定数

などが提案されている。これらの延性破壊条件式を応力履歴を考慮した破壊条件式と呼ぶことにする。

本研究では、応力履歴を考慮した破壊条件式として、定数決定のために複雑な実験を必要としない式(1)～(3)について検討する。また、最も単純な破壊条件式である破壊時の応力のみを考慮した破壊条件式

$$\sigma_{\max} = H_1 \quad \dots\dots\dots (5)$$

$$\tau_{\max} = H_2 \quad \dots\dots\dots (6)$$

ここで、 H_1 および H_2 は定数

についても検討する。

4・2・1 破壊時の応力に依存した破壊条件式

図 8、9 に示したように最大主応力および最大せん断応力はひずみとともに増加する。静水圧を付加すると主応力は静水圧を差引いた値になるものと考えられる。一方、せん断応力は静水圧を付加してもその値は変化しない。図 2 および図 3 に示したように破壊時の限界ひずみは静水圧とともに増加する。ひずみの増加に伴って主応力は増加するが、静水圧成分を差引いた主応力の値は一定ではなく、減少する。したがって、A 7075-T 6 の引張りおよび圧縮においては、式(5)の破壊条件式は成立しない。なお、ぜい性破壊する材料の場合には、静水圧が十分高くなると静水圧成分を差引いた主応力の値がぜい性破壊応力より小さくなり、降伏して塑性変形を生じるようになるものと考えられる。

また、破壊がせん断応力に起因する場合には、静水圧を付加してもせん断応力は変化しないから破壊ひずみは変化しないはずであるが、本実験では破壊ひずみは静水圧とともに増加している。したがって、この実験の範囲では A 7075-T 6 の引張および圧縮においては式(6)の破壊条件式は成立しない。

なお、図 8 に示したように引張りの場合はさらに静

水圧が高くなり、破壊ひずみが大きくなると、せん断応力が式(6)を満足するようになりせん断破壊を生じるようになり、それ以上の静水圧では限界ひずみが飽和することが考えられる。このような事例として、黄銅の場合約 700 MPa 以上で限界引張りひずみが飽和するという事実が報告されている⁽¹³⁾。

引張延性は静水圧により増加するが、せん断応力が破壊の原因となるため静水圧を付加しても限界ひずみが増加しない事例として、鉛入り黄銅の圧縮⁽⁵⁾やせん断加工⁽¹⁴⁾が経験されている。同様に、高力アルミニウムの曲げ加工限界は、付加した静水圧とともに増加する。しかし、背圧を付加した場合には、背圧を高めても

図 8 引張りにおける最大主応力および最大せん断応力と引張りひずみとの関係

図 9 圧縮における最大主応力および最大せん断応力と圧縮ひずみとの関係 ($\mu=0.05$)

曲げ加工限界は向上しないことが経験されている⁽¹⁵⁾。この事例については、次報で解析結果を含めて報告する。

4・2・2 応力履歴を考慮した破壊条件式 破壊条件式に必要な定数を、式(1)、(2)の場合は大気圧下の実験結果および応力・ひずみのFEM解析結果を基に定め、式(3)の場合は各静水圧下の実験結果および応力・ひずみの解析結果を基に文献(11)の手法に従って定めた。

図2の実線は、それぞれ式(1)で $F_1=30.480$ 、式(2)で $F_2=0.424$ 、式(3)で $a=1.606$ 、 $F_3=0.654$ とした場合の曲線である。この図から引張破壊はこれらの式でかなり予測でき、中でも式(3)が精度がよい。また、図3の実線は精度のよい式(3)で $a=0.337$ 、 $F_3=0.791$ とした場合の曲線である。この破壊条件式は破壊を正確に予測している。

本来、破壊条件式は一つの式であらゆるタイプの加工における破壊を予測することが望ましい。しかし、前述のように式(3)は正確な破壊の予測を可能にするが、その定数は引張りと圧縮では異なっており、種々のタイプの加工における破壊を一つの式で予測することは困難であることを示している。

5. 結 言

静水圧を付加した場合あるいは機械的に応力の静水圧成分を付加した場合、加工限界が増加する場合としない場合が経験されている。この原因を考察するために、高力アルミニウムの静水圧を変化させた引張りおよび圧縮実験、およびFEMによるシミュレーション

を行い材料中に生じる応力・ひずみの計算を行い、これまでに提案されている破壊条件式について検討した。

その結果、破壊条件式としては応力履歴を考慮した大矢根の式が精度よく破壊を予測することを確認した。しかし、引張りと圧縮では定数は異なり、一つの破壊条件式ではさまざまな加工の破壊を正確には予測できないことが明らかになった。

なお、破壊の条件としてはぜい性破壊、せん断破壊および延性破壊があり、加工方式や加工条件により破壊の様式が異なる場合や破壊様式が変化する場合があり、これらの破壊条件を考慮する必要がある。

文 献

- (1) Pugh, H. Ll. D., *Mechanical Behaviour of Materials under Pressure*, (1970), Elsevier.
- (2) 篠原・ほか2名, 機論, **43**-375 (1977), 4002.
- (3) 篠原・宮川, 塑性と加工, **20**-220 (1979), 398.
- (4) 三木・ほか2名, 塑性と加工, **29**-331 (1988), 807.
- (5) 篠原・宮川, 圧力技術, **15**-6 (1977), 8.
- (6) 牧野内, 塑性と加工, **24**-267 (1983), 343.
- (7) 山田・横内, 有限要素法による弾塑性解析プログラミングEPIC IV解説, (1981), 培風館.
- (8) McClintok, F. A., *J. Appl. Mech.*, **35** (1968), 363.
- (9) Thomason, P. F., *J. Inst. Met.*, **96** (1968), 360.
- (10) Cockcroft, M. G. and Latham, D. J., *J. Inst. Met.*, **96** (1968), 33.
- (11) 大矢根, 機誌, **75**-639 (1972), 596.
- (12) 小坂田・ほか2名, 機論, **43**-376 (1977), 4463.
- (13) 矢島・ほか2名, 塑性と加工, **9**-95 (1968), 847.
- (14) 篠原・宮川, 塑性と加工, **23**-262 (1982), 1109.
- (15) Shinohara, M., *Proc. 2nd Int. Conf. Tech. Plastic.*, **1** (1987), 215.