

二軸超塑性実験と構成式モデル化へのその適用*

田中英一^{*1}, 村上澄男^{*1}, 高崎久嗣^{*2}
青木達雄^{*2}, 巻幡和寛^{*2}Biaxial Experiments of Superplasticity and its Application
to Constitutive ModelingEiichi TANAKA^{*3}, Sumio MURAKAMI, Hisashi TAKASAKI,
Tatsuo AOKI and Kazuhiro MAKIHATA^{*3} Nagoya University, Dept. of Mechanical Engineering,
Furo-cho, Chikusa-ku, Nagoya, 464-8603 Japan

In the first part of this paper, a series of systematic experiments of 5083 Al alloy are carried out at 833 K to elucidate the characteristic features of superplastic deformation under multiaxial loading conditions. Proportional deformation tests at constant strain-rates show that the initial yield stresses obey the Prager-Drucker criterion. It is also shown that under constant strain-rate tests the material hardens under tension, while it softens under compression. Significant strain-rate dependence of the flow stresses is elucidated for tension, compression and torsion loadings. In the second part of the paper, the constitutive model of superplasticity formulated in the previous paper is improved to obtain better description of the drop of the flow stress due to cavity growth under tension loading. For this purpose, the concept of effective stress and the strain equivalence principle of continuum damage mechanics are introduced into the model, and the relevant evolution equations are modified. Comparison of the results of the proposed model with those of the corresponding experiments shows that the proposed model gives better predictions than that previously proposed by the authors.

Key Words: Plasticity, Superplasticity, Constitutive Model, Biaxial Experiments, Cavity Growth

1. 緒 言

超塑性変形が多くの材料で生じることが認識され、また高速超塑性を実現するための工学技術の進歩によって、超塑性成形加工の技術的並びに経済的実用性が高まっている⁽¹⁾。このとき、加工条件や成形後の材料特性を予測することは重要な意義を持ち、有限要素法等による数値シミュレーションが大きな役割を果たす。しかしそのためには、成形加工条件下の多軸超塑性変形を的確に記述でき、かつ結晶粒径、空洞体積率などの超塑性特有の材料特性も予測しうる構成式が不可欠となる。

しかし、これまでの多くの超塑性変形実験の大部分は単軸引張条件下に限られており、それ以外の負荷様式に対する変形特性を明らかにした研究はごくわずかである⁽²⁾。他方、これまでに定式化された構成式は、金属物理学的な微視的変形機構の考察に基づいて、単軸引張りの超塑性流動条件下での流動応力とひずみ速度の関係を記述するものがほとんどであって、超塑性

成形過程のシミュレーションで使用可能な構成式はこれまで報告されていない。

このため著者らはすでに、超塑性状態を含む単軸塑性変形の応力、ひずみ、ひずみ速度の間の関係とともに、結晶粒径、空洞体積率の発展を記述できる超塑性構成式の枠組みを提示し、既存の実験結果を良好な精度で記述できることを示した⁽³⁾。

つづいて著者らは、構成式を多軸形に拡張するとともに⁽⁴⁾、Garofaloの双曲線正弦関数則⁽⁵⁾を用いることで非弾性ひずみ速度の関係式の精密化と簡略化をはかった⁽⁴⁾。さらに、実用超塑性材料として有用な5083 Al合金に対して二軸超塑性実験を実施し、ねじり試験においては応力が極端に低いという現象とともに、引張りと圧縮の硬化特性に大きな違いがあることを明らかにした。またそれらを表現する多軸超塑性構成式も提案した⁽⁶⁾。しかしこれらの研究では、実験の種類が少なかったため十分な検証がなされておらず、また空洞成長に起因する流動応力の低下を合理的に表現することができなかった。

本研究ではまず初めに、5083 Al合金を用いた前報での実験的検討をいっそう充実させ、多軸応力状態のもとでの超塑性変形挙動を系統的に明らかにするために、一連の二軸超塑性実験を実施する。つづいて、空

* 原稿受付 1999年6月21日。

^{*1} 正員, 名古屋大学工学研究科 (☎ 464-8603 名古屋市千種区不老町)。^{*2} 学生員, 名古屋大学大学院。

E-mail: tanaka@everest.mech.nagoya-u.ac.jp

洞成長の影響を、損傷力学の概念⁽⁷⁾を用いてより合理的に表現することにより、前報⁽⁶⁾で定式化した超塑性構成式を改良する。最後に、導かれた構成式の特徴、材料定数の同定方法を議論するとともに、得られた構成式の妥当性と精度を、実験結果に基づいて検討する。

2. 二軸超塑性実験

2.1 試験片供試材および試験片 試験片材料には、二軸実験が可能であり、しかも超塑性発現に必要な微細結晶粒組織を得るため、5083 Al 合金の板材を熱処理後 15 mm まで圧延したものを使用した。その化学成分を表 1 に示す。

次に、試験片供試材の初期等方性を確認するため、供試材から立方体試験片を切り出し、直交する 3 方向の単軸圧縮試験を実施した。その結果を図 1 に示す。3 方向の応力-ひずみ曲線はおおよそ一致しており、巨視的レベルではほぼ初期等方であることがわかる。

この供試材から、図 2 に示す 2 種類の試験片を作成した。試験片 A は引張、圧縮試験用の円形中実試験片であり、試験片 B はねじりおよび組合せ比例変形試験用の薄肉円管試験片である。

2.2 試験条件 試験は環境制御マイクロ材料試験機システム (MTS 858 Mini Bionix) を使用して実施した。負荷経路には、単軸引張り、単軸圧縮、単純

ねじり、比例変形、並びに単軸引張りを与えた後単軸圧縮、単軸圧縮を与えた後単軸引張りを与える負荷経路を選んだ。比例変形は、軸方向ひずみ ϵ とねじりの工学的せん断ひずみ γ を制御して、図 3 に示す Mises 形の偏差ひずみ平面 ($\epsilon, \gamma/\sqrt{3}$) におけるひずみベクトルの方向が、原点から $\pi/6, \pi/4, \pi/3, 2\pi/3, 3\pi/4, 5\pi/6$ となるように選んだ。これらの試験は、Mises 形の相当ひずみ速度 $1 \times 10^{-3} \text{ s}^{-1}$ の試験を基準にして、 $2 \times 10^{-3}, 5 \times 10^{-4}, 2 \times 10^{-4} \text{ s}^{-1}$ の 4 種類の相当ひずみ速度に対して行った。また試験温度には、前報⁽⁶⁾の共同研究者の岩崎が実施した予備試験において、最も良好な超塑性変形特性を示した 833 K を選んだ。すべての試験は、温度 833 K まで 1 時間かけて昇温した後、ただちに負荷して実施した。

2.3 実験結果および検討 引張試験から得た応力-ひずみ曲線を図 4 に示す。図中の各種記号は各ひ

Table 1 Chemical composition of specimen material [wt.%]

| Mg | Mn | Cr | Fe | Si | Ti | Cu | Zn | Al |
|------|------|------|------|------|------|------|-------|---------|
| 4.54 | 0.66 | 0.12 | 0.18 | 0.17 | 0.02 | 0.01 | Trace | Balance |

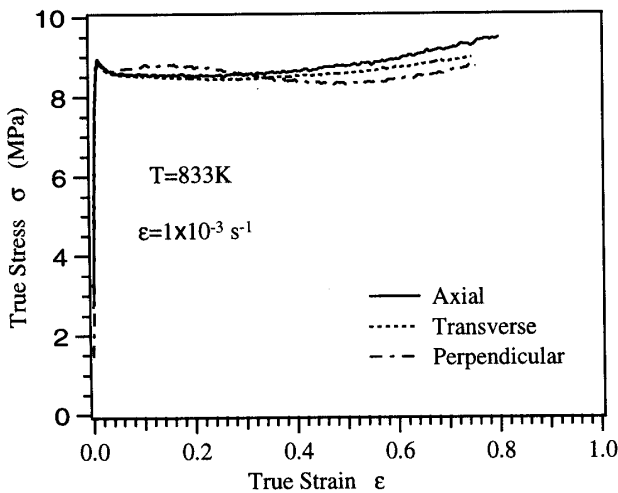
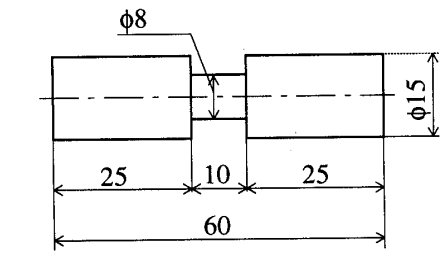
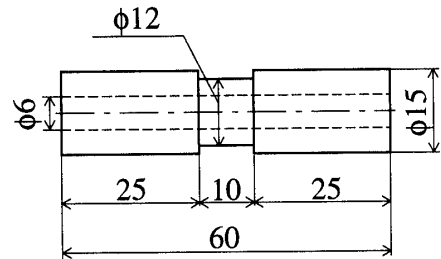


Fig. 1 Results of compressive tests of block specimens



(a) Specimen A



(b) Specimen B

Fig. 2 Geometry of specimens

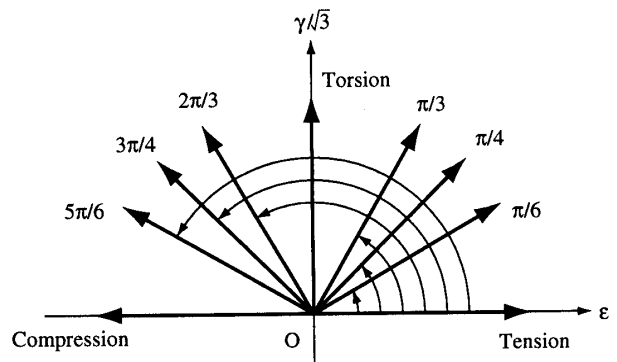


Fig. 3 Strain paths

ずみ速度での実験結果であり、実線は後述のモデルによる計算結果である。図4から、まず初期降伏応力がひずみ速度に強く依存することがわかる。すなわち、10倍のひずみ速度変化に対し初期降伏応力は2倍にも増加している。さらに、変形前期での応力-ひずみ曲線のこう配が、ひずみ速度にかかわらずほぼ同一であることがわかる。既報⁽⁹⁾のモデルによれば、この結果は結晶粒成長がないことを意味するが、このことは試験片断面の顕微鏡写真観察により確認されている。図4からはまた、変形後期に流動応力の低下が生じていることがわかる。これは空洞成長によるものと考えられる。試験終了後に断面観察をしたところ、非常に多くの空洞が認められた。

つづいて圧縮試験の応力-ひずみ関係を図5に示す。図5では、硬化曲線の傾きが引張りの場合とは異なり、負であることが大きな特徴である。しかしそのような現象が生じる原因は明らかではなく、今後のマイクロ

メカニクス的観点からの検討が必要と考えられる。初期降伏応力のひずみ速度への顕著な依存性、硬化曲線の傾きがひずみ速度に依存しない特性は引張りの場合と同じであるが、図4とは異なり、変形後期での流動応力の顕著な降下は認められない。これに対応して、圧縮試験終了後の試験片には空洞は認められなかった。

図6はねじり試験から得られた Mises 形の相当応力と相当ひずみの関係を示す。図4の引張りの場合と同様、正のひずみ硬化を示すことがわかる。初期降伏応力、硬化曲線の傾きのひずみ速度への依存性は前述の引張り、圧縮の場合と同様である。しかし各ひずみ速度での初期降伏応力の値が、引張りおよび圧縮の場合に比べはるかに低いことがわかる。

初期降伏応力の負荷方向依存性をより系統的に検討するため、引張り、圧縮、ねじりおよび比例変形試験の各実験値から、Mises 形の相当塑性ひずみが0.2%

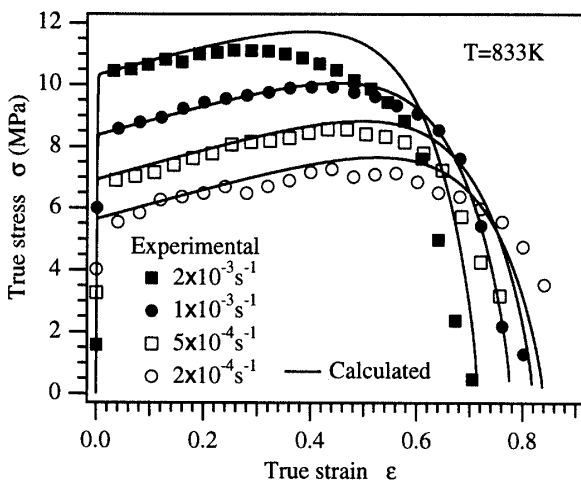


Fig. 4 Stress-strain diagrams of tension tests

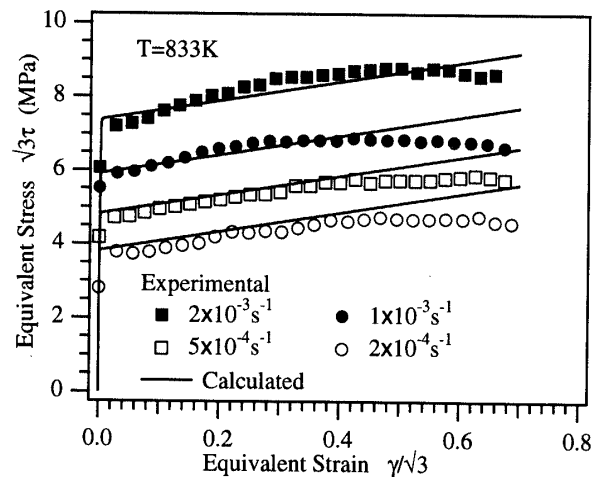


Fig. 6 Stress-strain diagrams of torsion tests

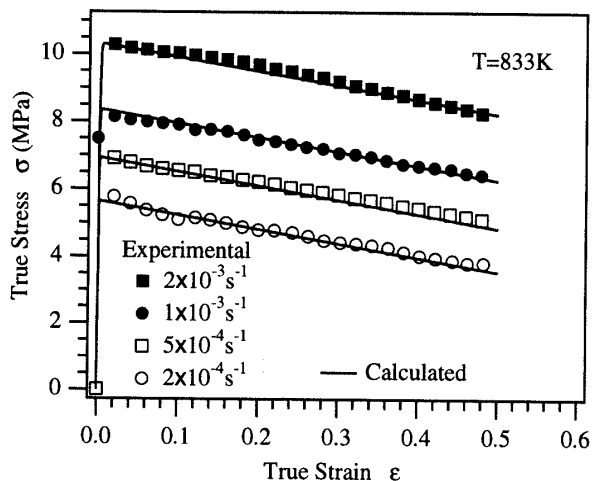


Fig. 5 Stress-strain diagrams of compression tests

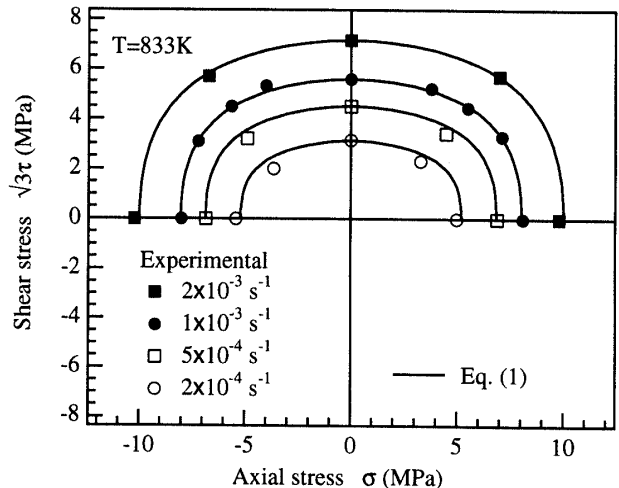


Fig. 7 Initial yield surfaces

となる応力点を結んだ等塑性ひずみ面を計算した。その結果を、ひずみ速度値に対応した各種記号を用いて、図7に示す。Misesの降伏条件に従う場合、等塑性ひずみ面は、このMises形の偏差応力平面上では真円になるはずである。しかし、各ひずみ速度とも、実験結果は明らかに横長のだ円に近い形をしている。この特徴を数量化するため、偏差応力テンソルの第二不変量 J_2 に加えて、第三不変量 J_3 の影響を考慮したPrager-Drucker形の関数

$$\sqrt{3} \left[\left(J_2^3 - \frac{27}{4} c' J_3^2 \right) / (1 - c') \right]^{1/6} - k' = 0 \quad \dots (1)$$

による近似を試みた。ここで、 c' と k' は定数であり、表2にその具体的な値が示してある。近似結果は図7中に実線で表示してあるが、式(1)は実験結果をほぼ記述している。さらに表2から、ひずみ速度が大きくなるほど降伏曲面が大きいかつ真円に近づく傾向があることがわかる。

最後に、引張後圧縮負荷、および圧縮後引張負荷を与えた試験の結果を、図8に丸印と四角印の記号で示す。図8には参考のため、単調な引張試験と圧縮試験の結果を、それぞれ実線と破線で示す。図8からわかるように、引張負荷後圧縮を与えると、硬化曲線のこう配は最初から圧縮を与えた場合のこう配に一致す

Table 2 Values of c' and k' in Eq.(1)

| Strain-rate (s ⁻¹) | c' | k' (MPa) |
|--------------------------------|-------|------------|
| 2×10^{-3} | 0.868 | 10.01 |
| 1×10^{-3} | 0.888 | 8.05 |
| 5×10^{-4} | 0.920 | 6.88 |
| 2×10^{-4} | 0.953 | 5.21 |

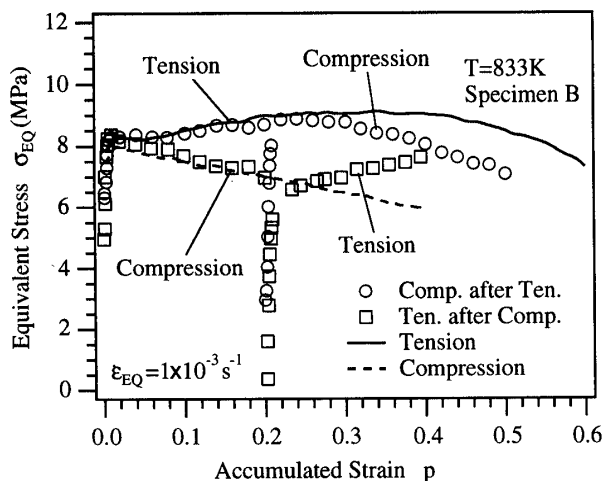


Fig. 8 Tension/compression tests

る。また圧縮負荷後引張りを与えた場合にも同様の傾向が認められる。このことは、硬化曲線の傾きが、現在の瞬間の応力状態によって支配されることを示す。

3. 多軸超塑性構成式の定式化

3.1 非弾性ひずみ速度 多軸有限変形理論に基づき超塑性構成式を定式化するため、まず変形速度テンソル D を弾性部分 D^e と非弾性部分 D^i の和として

$$D = D^e + D^i \quad \dots (2)$$

のように表す。また応力の測度としては、Cauchy 応力 σ と

$$\tau = \sigma (\det F) \quad \dots (3)$$

の関係で定義される Kirchhoff 応力 τ を採用する。ただし F は変形こう配である。さらに、材料損傷を空洞体積率 $V (0 \leq V \leq 1)$ によって表現する。このとき、材料損傷が流動応力に及ぼす効果を考慮するため、等方損傷理論におけるひずみ等価性の原理⁽⁷⁾を用いて、Kirchhoff 応力 τ を、以後

$$\tau^* = \frac{\tau}{1 - V^{2/3}} \quad \dots (4)$$

で定義される実質応力で置き換えて考える。

弾性部分に対し等方弾性体に対する Hooke の法則を仮定すれば、 D^e は次のように表現できる。

$$D^e = \frac{1 + \nu}{E} \dot{\tau}^* - \frac{\nu}{E} \text{tr}(\dot{\tau}^*) I \quad \dots (5)$$

ここで E と ν はそれぞれ縦弾性係数とポアソン比、 I は恒等テンソル、記号(tr)はテンソルの跡を表す。また、 $\dot{\tau}^*$ は前述の実質応力 τ^* に対する客観性のある応力速度を表す。

次に、非弾性部分の表現を考える。粘塑性流れ理論の枠組みと、相当応力、相当ひずみ速度の概念を用いることに留意して、 D^i を次の形に表現する⁽⁸⁾。

$$D^i = \frac{\bar{\lambda}}{\bar{M}} \frac{\partial g}{\partial \tau^*} \quad \dots (6)$$

ここで $\bar{\lambda}$ と g は硬化則と流れポテンシャルを表しており、また \bar{M} は相当応力と相当ひずみの概念を用いるために導入した関数である。ポテンシャル g の具体形には、図7における引張・圧縮とねじりの初期降伏応力の違いを表現するため、偏差応力の第三不変量を考慮した Prager-Drucker 則を採用し、次のように仮定した。

$$g = (J_2^*)^3 - \frac{27c}{4} (J_3^*)^2 \quad \dots (7)$$

ここで c は材料定数、 J_2^* と J_3^* は実質応力 τ^* に対する偏差テンソル

$$S^* = \tau^* - (1/3)(\text{tr} \tau^*) I \quad \dots (8)$$

の第二および第三不変量

$$J_2^* = (1/2) \operatorname{tr}(\mathbf{S}^*)^2 \dots\dots\dots (9)$$

$$J_3^* = (1/3) \operatorname{tr}(\mathbf{S}^*)^3 \dots\dots\dots (10)$$

である。このとき、式(6)の \bar{M} は次のように書ける。

$$\bar{M} = \left(\frac{2}{\sqrt{3}} \right) \left[\frac{\left[\operatorname{tr} \left\{ \frac{1}{2} \frac{\partial g}{\partial \boldsymbol{\tau}^*} \frac{\partial g}{\partial \boldsymbol{\tau}^*} \right\} \right]^3 - \frac{27c}{4} \left[\operatorname{tr} \left\{ \frac{1}{3} \frac{\partial g}{\partial \boldsymbol{\tau}^*} \frac{\partial g}{\partial \boldsymbol{\tau}^*} \frac{\partial g}{\partial \boldsymbol{\tau}^*} \right\} \right]^2 \right]^{1/6}}{1-c} \dots\dots\dots (11)$$

硬化則 $\bar{\lambda}$ に対しては、対数尺度での応力-ひずみ速度関係で見られる、超塑性特有の S 字状の曲線を表現するため、次のように置いた⁽⁴⁾。

$$\bar{\lambda} = p_0 \left[\sinh \left\langle \frac{\tau_{E0}^* - k_0 - R}{K} \right\rangle \right]^n \dots\dots\dots (12)$$

ここで R は等方硬化変数、 K は抗応力、 τ_{E0}^* は相当応力であり、 k_0 は初期降伏応力、 n と p_0 は温度だけに依存する材料定数である。また、記号 $\langle \rangle$ は

$$\langle x \rangle = \begin{cases} x & \text{when } x > 0 \\ 0 & \text{when } x \leq 0 \end{cases} \dots\dots\dots (13)$$

で定義される Macauley カッコである。

上記の関係式を用いることにより、相当応力と相当塑性ひずみ速度を次のように定義できる⁽⁶⁾。

$$\tau_{E0}^* = \sqrt{3} \left[\frac{(J_2^*)^3 - (27c/4)(J_3^*)^2}{1-c} \right]^{1/6} \dots\dots\dots (14)$$

$$p = \frac{2}{\sqrt{3}} \left[\frac{(I_2)^3 - (27c/4)(I_3)^2}{1-c} \right]^{1/6} \dots\dots\dots (15)$$

ここで I_2 および I_3 は、 \mathbf{D}^i の第二および第三不変量

$$I_2 = (1/2) \operatorname{tr}(\mathbf{D}^i)^2 \dots\dots\dots (16)$$

$$I_3 = (1/3) \operatorname{tr}(\mathbf{D}^i)^3 \dots\dots\dots (17)$$

を表している。

以上の議論をまとめると、 \mathbf{D}^i の最終的な形として次式を得る。

$$\mathbf{D}^i = p_0 \left[\sinh \left\langle \frac{\tau_{E0}^* - k_0 - R}{K} \right\rangle \right]^n \times \frac{[3(J_2^*)^2 \mathbf{S}^* - (27c/2)J_3^* \mathbf{T}^*]}{\bar{M}} \dots\dots\dots (18)$$

ただし、 \mathbf{T}^* は次式で定義される。

$$\mathbf{T}^* = (\mathbf{S}^*)^2 - \frac{2}{3} J_2^* \mathbf{I} \dots\dots\dots (19)$$

3・2 抗応力と等方硬化変数に対する発展式 超塑性変形の特徴として、結晶粒成長により応力-ひずみ曲線のこう配がひずみ速度によって異なることと、変形後期において流動応力の顕著な低下が観察されること、が挙げられる。前報⁽⁶⁾にて著者らは、これらの現象を表現するため、抗応力の発展式を結晶粒径および空洞体積率に依存する変数として扱い、

$$\dot{K} = K[(a_k \dot{d}/d) - b_k \dot{V}] \dots\dots\dots (20)$$

とおいた。ここで d は結晶粒径、変数の上の $(\dot{\quad})$ は物質時間導関数を表し、 a_k と b_k は材料定数である。し

かし抗応力が空洞体積率に依存するとしたことにより、引張応力-ひずみ曲線の最終段階での流動応力の低下速度が不自然に減少したり、低下途中で抗応力が零となってそれ以上計算できなくなる問題が生じた。そこで本研究では、流動応力の低下現象を、式(4)で定義した実質応力によって表現することにし、式(20)を次のように単純化した。

$$\dot{K} = K \frac{a_k \dot{d}}{d} \dots\dots\dots (21)$$

他方、等方硬化変数 R の発展式は、引張り、圧縮、ねじりの各試験で見られる硬化の傾きの違いを表現するため、前報⁽⁶⁾と同様に、次式のように表した。

$$\dot{R} = (h_{R0} + h_{R1} \langle \bar{J}_3^* \rangle + h_{R2} \langle -\bar{J}_3^* \rangle) p \dots\dots\dots (22)$$

ここで h_{R0} , h_{R1} , h_{R2} は材料定数であり、 \bar{J}_3^* は

$$\bar{J}_3^* = \frac{3\sqrt{3}}{2} J_3^* / J_2^{*3/2} \quad (-1 \leq \bar{J}_3^* \leq 1) \dots\dots\dots (23)$$

である。式(22)は、各瞬間での \dot{R} の値がそのときの応力状態を表す変数 \bar{J}_3^* の値に陽に依存する形をしている。このことは、図8から得られた知見、すなわち硬化曲線の傾きが現在の瞬間の応力状態によって決まるということを反映している。

3・3 結晶粒と空洞成長に関する発展式 すでに述べたように、本研究で実施した実験では、結晶粒成長は認められなかった。しかし、これまでの多くの研究において粒成長が認められており、超塑性の一般的なモデル化に当たってはそれを考慮する必要がある。結晶粒成長は、時間に依存する静的成分とひずみに依存する変形誘起成分とに分離して考えることができる^{(9)~(11)}。既報⁽³⁾⁽⁴⁾⁽⁶⁾では、このことを考慮し、結晶粒成長の発展式を以下のように定式化した。

$$\dot{d} = \frac{C_s}{r} d^{1-r} \exp(c_D r p) + c_D d \dot{p} \dots\dots\dots (24)$$

ここで、 C_s , C_D , r は材料定数である。このモデルは、文献⁽⁹⁾に報告されている実験データを良好な精度で記述することが確かめられている⁽⁴⁾。

次に空洞成長速度の発展式は、前報⁽⁶⁾と同様、空洞成長が空孔拡散と母相の塑性変形によって生じると考え、さらに負の静水応力(静水圧力)下では生じないと仮定して、次式を採用した^{(12)~(15)}。

$$\dot{V} = q_D \langle \sigma_m^* - \sigma_{th} \rangle + q_P \langle \sigma_m^* \rangle V p^l \quad \dots\dots\dots (25)$$

ここで σ_m^* と σ_{th} はそれぞれ、実質応力の静水応力と拡散のしきい値であり、 q_D, q_P, l は材料定数である。

3・4 構成式の特徴と材料定数の同定方法 以上のように定式化した超塑性構成式の主要部は、ひずみ速度の表示式(18)、抗応力に対する発展式(21)、等方硬化変数に対する発展式(22)、結晶粒径に対する発展式(24)、そして空洞体積率に対する発展式(25)からなる。含まれる材料定数は $c, k_0, p_0, n, a_k, h_{R0}, h_{R1}, h_{R2}, c_D, c_s, r, q_D, \sigma_{th}, q_P, l$ の15個であり、それらに加えて抗応力、結晶粒径、空洞体積率の初期値 K_0, d_0, V_0 を定める必要がある。

この構成式はモジュール化されており、必要に応じて発展式を取捨選択することができる。例えば本研究での実験結果のように、結晶粒成長がないとみなせる場合には、結晶粒成長の発展式(24)と抗応力に対する発展式(21)、並びに付随する材料定数 a_k, c_D, c_s, r の同定が不要となる。空洞成長が認められない場合には、発展式(25)と材料定数 q_D, σ_{th}, q_P, l の同定が不要である。

さらに、発展式の間で連成が少ないため、各発展式に含まれる材料定数を他の発展式とはほぼ独立に同定できる。そのため、定めるべき定数の数が18個と多いにもかかわらず、その同定は比較的容易である。以下では、その方法を述べる。なお3・4節では、特に断らない限り、実質応力の定義の中の損傷の効果を無視する。

(1) 定数 k_0 と c の決定 初期降伏段階では等方硬化変数と空洞体積率の値はほぼ零である。このことに留意し、一定ひずみ速度での単軸引張り/圧縮、ねじり試験の場合のひずみ速度の表現式(18)を書き下すと次式を得る。

$$|\sigma_Y| = k_0 + K \operatorname{arcsinh}[(|\dot{\epsilon}|/p_0)^{1/n}] \quad \dots\dots\dots (26)$$

$$|\sqrt{3} \tau_Y| / (1-c)^{1/6}$$

$$= k_0 + K \operatorname{arcsinh} \left[\left\{ \frac{|\dot{\gamma}|/\sqrt{3}}{(1-c)^{1/6} p_0} \right\}^{1/n} \right] \quad \dots\dots\dots (27)$$

ここで σ_Y と τ_Y は引張り/圧縮あるいはねじりの初期降伏応力、 $\dot{\epsilon}$ と $\dot{\gamma}$ は対応する軸方向ひずみ速度と工学的せん断ひずみ速度である。準静的変形、すなわち、 $\dot{\epsilon}$ および $\dot{\gamma}$ が零の場合を想定すると、式(26)と式(27)の右辺第2項は零となり、

$$\begin{cases} k_0 = \sigma_{Y0} \\ c = 1 - (\sqrt{3} \tau_{Y0} / \sigma_{Y0})^6 \end{cases} \quad \dots\dots\dots (28)$$

の関係を得る。ここで σ_{Y0} と τ_{Y0} は準静的条件下での σ_Y と τ_Y の値である。したがって、図4~6の実験結果から初期降伏応力 σ_Y, τ_Y とひずみ速度との関係を

求め、外挿によって σ_{Y0} と τ_{Y0} を推定すれば、式(28)によって k_0 と c の値を決定できる。

(2) 定数 p_0, n, K_0 の決定 一定ひずみ速度での単軸引張りあるいは圧縮試験を考える。塑性変形がまだ十分に生じていない段階では、抗応力 K の値はその初期値 K_0 にほぼ等しく、また等方硬化変数の値は零とみなせる。このとき $\bar{\lambda} = p \cong |\dot{\epsilon}|$ の関係が成立することを考慮すれば、式(12)から、

$$\log |\dot{\epsilon}| = \log p_0 + n \log [\sinh \langle (|\sigma| - k_0) / K_0 \rangle] \quad \dots\dots\dots (29)$$

の関係を得る。したがって n および p_0 の値は、 K_0 の値を適切に選んで $\log |\dot{\epsilon}|$ と $\log [\sinh \langle (|\sigma| - k_0) / K_0 \rangle]$ の関係を線形関係になるように表示したとき、その傾きと切片から求められる。具体的には、図4あるいは図5の一定ひずみ速度試験結果から、前述の条件を満足するひずみ値を選んで、ひずみ速度値と流動応力の関係を求め、式(29)が直線関係になるよう K_0 値を調整すればよい。得られた直線の傾きと切片から n と p_0 の値が求まる。

(3) 定数 d_0, c_s, r, c_D の決定 結晶粒成長の発展式は、硬化曲線の傾きがひずみ速度に依存する場合だけ考慮する必要がある。この発展式は他の発展式と連成がないため、他とは独立に、試験片を加熱した際の結晶粒径-時間関係、および一定ひずみ速度単調負荷試験の結晶粒径-ひずみ関係から決定できる。

まず初期粒径 d_0 は、試験前の供試材の組織観察を行うことで求められる。

次に、一定ひずみ速度の単調負荷試験条件下では、式(24)は次のように積分できる⁽³⁾。

$$d = \sqrt{c_s t + d_0^2} \exp(c_D p) \quad \dots\dots\dots (30)$$

ここで、 t は時間、 p は累積塑性ひずみである。単に加熱だけの場合には、式(30)は

$$d = \sqrt{c_s t + d_0^2} \quad \dots\dots\dots (31)$$

となり、したがって定数 c_s と r は、式(31)が加熱時の結晶粒径-時間関係を表現する条件から決定できる。

最後に定数 c_D は、一定ひずみ速度単調負荷試験の結晶粒径-ひずみ関係式が式(30)で表現できる条件から求められる。

(4) 定数 $a_k, h_{R0}, h_{R1}, h_{R2}$ の決定 定数 a_k は結晶粒成長がない場合には同定不要である。粒成長がある場合、式(21)から次式が成立する。

$$a_k = \ln(K/K_0) / \ln(d/d_0) \quad \dots\dots\dots (32)$$

したがって K と d の対応関係が一つでも明らかになれば、式(32)によって a_k を定めうる。そのため2種類の一定ひずみ速度値 p_1 と p_2 での単調試験を考え

る。ひずみ速度値 p_1 の試験で累積塑性ひずみが \bar{p} になったときの結晶粒径を \bar{d} 、相当応力の大きさを τ_{EQ1} とする。式(30)を用い、ひずみ速度 p_2 での試験において結晶粒径が前と同じ \bar{d} となる累積塑性ひずみ値 \bar{p}' を求め、その点での相当応力の大きさを τ_{EQ2} とする。等方硬化変数に対する発展式における $(h_{R0} + h_{R1} \langle \bar{J}_3^* \rangle + h_{R2} \langle -\bar{J}_3^* \rangle)$ の値を h_R で代表させ、式(12)を書き換えれば次式を得る。

$$\begin{cases} \tau_{EQ1} = k_0 + h_R \bar{p} + K(\bar{d}) \operatorname{arcsinh}[(p_1/p_0)^{1/n}] \\ \tau_{EQ2} = k_0 + h_R \bar{p}' + K(\bar{d}) \operatorname{arcsinh}[(p_2/p_0)^{1/n}] \end{cases} \dots\dots\dots (33)$$

τ_{EQ1} , τ_{EQ2} , k_0 , \bar{p} , \bar{p}' , p_1 , p_2 , p_0 , n は既知であるから、これは h_R と $K(\bar{d})$ に関する連立一次方程式となり、容易に解くことができる。 $K(\bar{d})$ の値が求まれば、式(32)に代入して a_R を決定できる。このとき、 K は

$$K = K_0(d/d_0)^{a_R} \dots\dots\dots (34)$$

と解ける。粒径 d は式(30)で評価できるから、一定ひずみ速度単調試験の任意の瞬間にて K の評価が可能となる。このとき、式(12)と式(22)によって相当応力に対する次の閉形の解を得る。

$$\tau_{EQ} = k_0 + h_R p + K(d) \operatorname{arcsinh}[(p/p_0)^{1/n}] \dots (35)$$

実験結果と式(14)を用いて左辺の τ_{EQ} を評価し、右辺第3項を差し引いた量を求めれば、それは h_R を係数とする p の線形関係となるはずである。得られた関係の直線近似から h_R を評価できる。 h_R は単軸引張りのとき $h_{R0} + h_{R1}$ 、単軸圧縮のとき $h_{R0} + h_{R2}$ 、純ねじりのとき h_{R0} に対応し、各試験から得た h_R 値から容易に定数 h_{R0} , h_{R1} , h_{R2} を分離できる。なお、粒成長がない場合には抗応力 K は一定となっており、右辺第3項は硬化曲線の傾きに影響を与えない。したがって、実験から得た相当応力-累積塑性ひずみ曲線から直接 h_R を評価でき、定数 h_{R0} , h_{R1} , h_{R2} の同定はより簡単に行える。

(5) 定数 q_D , q_p , l , σ_{th} , V_0 の決定 これらの定数を厳密に評価するためには単軸引張試験を実施し、空洞体積率を測定する必要がある。まず単軸引張試験の変形中期から後期にかけては、空洞は母相の塑性変形が支配的になって成長する。このとき、式(25)において拡散支配の項を無視できるとすれば、次式を得る。

$$\dot{V} = q_p \sigma_m^* V p^l \dots\dots\dots (36)$$

ここで σ_m^* , p が一定であると仮定して積分すると

$$\ln V = q_p \sigma_m^* p^{l-1} p + \ln V_0 \dots\dots\dots (37)$$

を得る。 σ_m^* は引張流動応力の約1/3の値、 p は与えた一定ひずみ速度値にほぼ等しいと考えれば、上式は $\ln V$ と p が線形関係になることを示している。した

がって数種類の一定ひずみ速度引張条件下での空洞体積率-ひずみ関係が得られれば、特にその変形の中後期を式(37)で記述できる条件から q_p と l を推定することができる。

式(37)による予測値と実験結果との違いは、変形初期に顕著な拡散の影響によるものと考えられる。したがって、試験前の供試材の空洞体積率を測定してその初期値 V_0 を推定し、さらに前述の式(37)と実験結果との違いを解消するように q_D , σ_{th} を定めればよい。

空洞体積率に関する実験結果がない場合でも、空洞成長に関する定数のおおよその値を定めることができる。拡散の影響は小さいとして式(37)に着目する。一定ひずみ速度の単軸引張試験において変形最終段階での流動応力の低下は、式(4)から明らかなように、 V が1に近づくことによって実現される。そこで $V=1$ とおき式(37)を書き換えると、

$$\ln q_p + l \ln p - \ln[-\ln V_0] = \ln p - \ln(\sigma_m^* p) \dots\dots\dots (38)$$

を得る。ひずみ速度値 p 、流動応力 $3\sigma_m^*$ 、破断時のひずみ値 p を推定できるので、これは $\ln q_p$, l , $\ln[-\ln V_0]$ に関する連立一次方程式となり解くことができる。この推定値に基づいて調整すれば最終的な定数を定めることができる。

4. 実験結果と計算結果の比較

3章で定式化した構成式の妥当性と精度を検討するため、2章の実験結果と比較する。すでに述べたように、本研究の実験結果には結晶粒成長は認められなかったため、式(21)と式(24)を無視した。材料定数の同定結果を以下に示す。

$$\begin{aligned} E &= 4.5 \text{ GPa}, k_0 = 3.4 \text{ MPa}, c = 0.95 \\ p_0 &= 0.01 \text{ s}^{-1}, n = 2.0, K_0 = 16.0 \text{ MPa} \\ h_{R0} &= 2.6 \text{ MPa}, h_{R1} = 2.4 \text{ MPa}, h_{R2} = -6.8 \text{ MPa} \\ q_D &= 1.0 \times 10^{-7} (\text{MPa} \cdot \text{s})^{-1}, q_p = 1.7 (\text{MPa} \cdot \text{s}^{-1})^{-1} \\ l &= 0.9, \sigma_{th} = 0.7 \text{ MPa}, V_0 = 8.0 \times 10^{-5} \end{aligned} \dots\dots\dots (39)$$

まず一定ひずみ速度単軸引張試験に対するシミュレーション結果を図4中の実線で示す。変形最終段階での不安定変形の部分と、ひずみ速度が最も高い $2 \times 10^{-3} \text{ s}^{-1}$ の後半を除けば、モデルは実験結果を定量的によく記述している。

図5中の実線は、一定ひずみ速度単軸圧縮試験に対するシミュレーション結果を示す。図5からわかるように、モデルは実験結果をほぼ完全に記述している。

図6には、ねじり試験に対するシミュレーション結果を示す。実験結果が厳密には線形硬化則に従ってい

ないため、特に変形が大きい段階で理論と実験の差がやや目立つが、初期降伏応力、ひずみ速度依存性の傾向はおおむね記述している。ねじりの硬化曲線が線形硬化を示さない原因については、座屈、有限ひずみの定義等の問題が考えられるので、今後検討する予定である。

5. 結 言

本研究では、前報に引き続き 5083 Al 超塑性合金に対して二軸変形試験を実施し、超塑性の多軸変形特性を系統的に明らかにした。また実験から得られた知見に基づいて、前報にて定式化した多軸超塑性構成式の改善と単純化を計った。最後に、定式化した構成式の特徴と、材料定数の同定方法について詳細に議論した。本研究で得られた結論は、以下のようにまとめられる。

(1) 引張変形ならびに圧縮変形に比べ、ねじり変形の初期降伏応力が Mises の降伏基準に照らしてはるかに低い値を示すことが種々のひずみ速度のもとで確認された。

(2) 種々の一定ひずみ速度の引張り、圧縮、ねじりならびに組合せ比例変形試験結果から等塑性ひずみ面を作成したところ、これは Mises 形の偏差応力平面にてほぼだ円となることがわかった。またこの関係は、偏差応力テンソルの第三不変量を考慮した Prager-Drucker 形の関数にてほぼ近似できた。さらに、ひずみ速度が高くなるに従って第三不変量の影響は小さくなる傾向を示した。

(3) 実施したすべてのひずみ速度条件下で、引張試験ではひずみ硬化が見られるのに対し、圧縮試験ではひずみ軟化が生じることが確認された。

(4) 前報で定式化したモデルに対し、損傷力学におけるひずみ等価性の仮説を導入し、抗応力に対する発展式を改良した。これによって、より単純で、しかも損傷による流動応力の低下をより自然に記述するモデルを定式化した。

(5) モデルに含まれる材料定数を系統的に同定する方法を確立した。

最後に、実験条件設定のための予備実験並びに試験

片の顕微鏡観察に対し、多大なるご協力をいただいた姫路工業大学材料工学科・岩崎源氏に謝意を表する。

また、本研究の遂行に際し、平成 8~10 年度文部省科学研究費補助金特定研究「超塑性の新しい展開」(課題番号 08242105)の援助を受けたことを付記し、感謝の意を表する。

文 献

- (1) 東健司, 超塑性と超塑性材料の進歩(1), 粉体工学会誌, 25-8 (1988), 528-536.
- (2) Khraisheh, M. K., Zbib, H. M., Hamilton, C. H. and Bayoumi, A. E., Constitutive modeling of superplastic deformation, *Int. J. Plasticity*, 13-1/2 (1997), 143-164.
- (3) 田中英一・村上澄男・石川博司, 結晶粒および空洞の成長を考慮した超塑性構成式の定式化, 機論, 63-609, A (1997), 962-967.
- (4) 田中英一・村上澄男・安達隆治, 超塑性構成式の精密化と多軸応力状態への拡張, 機論, 64-622, A (1998), 1611-1616.
- (5) Garofalo, F., An empirical relation defining the stress dependence of minimum creep rate in metals, *Trans. AIME*, 227 (1963), 351-356.
- (6) Tanaka, E., Murakami, S., Takasaki, H. and Iwasaki, H., Multiaxial Experiments and Constitutive Modeling of Superplasticity, *Mater. Sci. Forum*, 304-306 (1999), 631-638.
- (7) Lemaitre, J., *A Course on Damage Mechanics*, (1996), 13, Springer.
- (8) Murakami, S. and Yamada, Y., Effects of third invariant of deviatoric stress tensor on transient creep of thick-walled tubes, *Trans. ASME, J. Eng. Mater. Technol.*, 96-3 (1974), 207-213.
- (9) 佐藤英一・板谷一弘・栗林一彦・堀内良, Al-5%Mg-0.6%Mn 合金における超塑性変形誘起結晶粒成長, 軽金属, 39-6 (1989), 437-443.
- (10) 佐藤英一・栗林一彦・堀内良, Zn-22%Al 合金における超塑性変形誘起結晶粒成長, 日本金属学会誌, 52-11 (1988), 1043-1050.
- (11) 西沢泰二, 単層鋼と二相鋼における結晶粒成長, 鉄と鋼, 70-15 (1984), 194-202.
- (12) 岩崎源・入江佳洋・速水哲博・東健司・伊藤太一郎, 微細粒 7475 アルミニウム合金の超塑性変形特性, 軽金属, 39-11 (1989), 798-804.
- (13) 岩崎源, 超塑性アルミニウム合金における空洞成長挙動, 機論, No. 914-1 (1991-3), 28-30.
- (14) Chokshi, A. H., The development of cavity growth maps for superplastic materials, *J. Mater. Sci.*, 21 (1986), 2073-2082.
- (15) Pilling, J. and Ridley, N., Effect of hydrostatic pressure on cavitation in superplastic aluminium alloys, *Acta Met.*, 34-4 (1986), 669-679.