



私の論文

今振り返ってみて、行間にこめた思い、エピソード

最適設計による均一熱間圧縮試験と 新たな摩擦モデルを用いた流動応力の逆解析*

Uniform Hot Compression Test with Optimal Design and Inverse Analysis of
Flow Stress Using New Friction Model

堀越理子 元東京電機大学
工学部先端機械工学科
プロジェクト研究員
Satoko Horikoshi

1 はじめに

このたびISIJ International 第60回記念号に掲載された論文が、澤村論文賞をいただけることになり、大変驚いたと同時に嬉しさと感謝の気持ちでいっぱいである。共著の東京電機大学の柳田明教授、東大の柳本教授には研究を進めるにあたり相談に乗っていただき、また色々なアドバイスをいただき大変感謝している。東大の試験装置をお借りしたが、東大スタッフの方々には実験時のトラブル時にご対応いただき感謝している。また実験を担当してくれた東京電機大学の卒業生の相田友輝氏、曾我龍熙氏にもこの場を借りて感謝の意を表す。

本稿では、本研究の背景と研究を進めるうえで苦労したなどを論文の概要とともに、紹介させていただきたいと思う。

2 本研究の背景

本研究はSIP(戦略的イノベーション促進プログラム)「革新的プロセスを用いた航空機用耐熱材料創製技術開発」のプロジェクトにおいて、精緻な流動応力の取得を担当することになりスタートした。私が本研究に携わるようになったのはプロジェクト発足より1年後の2015年4月からである。精緻な流動応力の取得を目指して、逆解析により流動応力を求める方法を実施した。流動応力取得のために一般的に熱間圧縮試験が行われているが、加工発熱、工具との摩擦、工具への熱伝達による不均一変形は避けることのできない現象であ

る。それらを解決する手法の1手法として逆解析による手法があげられるが、逆解析による流動応力取得は柳田先生が東京大学生産技術研究所に在職時に提案した手法であり、熱間圧縮試験中に生じる不均一変形の影響を取り除くために開発された。航空機部材であるNi基超合金を対象として、逆解析により、試験片内部における温度やひずみ速度分布を補正し、精緻な流動応力の取得を目標とした。逆解析の中で実施したFEM計算において温度やひずみ速度の補正を実施しているが、温度やひずみ速度の分布が大きい場合には、正確な補正は困難となる。これまでの試験では、試験片表面中央位置の温度制御部分ではPID制御により設定温度を保っているが、試験中に工具への熱移動により試験片端部においては温度低下が生じてしまうという問題が、また不均一変形のためにひずみ速度分布が生じてしまうという問題があった。温度分布やひずみ速度分布を小さくするために、試験片上下に高耐熱合金を配置して、誘導加熱により試験片と同時に高耐熱合金も加熱することにより、試験片からの熱移動を防ぐことを検討した。既に高耐熱合金を配置する手法は提案されていた²⁾が圧下率は50%程度に限定されたものであった。我々は高耐熱合金のサイズを拡大し、より高圧縮な試験を実施し高ひずみまでの応力-ひずみ関係を得ることを目指した。高耐熱合金のサイズを拡大することにより従来のコイルでは高耐熱合金の耐熱温度以上に上昇してしまうという問題があり、新たなコイルを開発し、均一温度での高圧縮試験を実施した。さらにガラスシートを潤滑剤として用いることによ

* [今回の対象論文]

堀越理子, 柳田 明, 柳本 潤: 「Uniform Hot Compression of Nickel-based Superalloy 720Li under Isothermal and Low Friction Conditions」, ISIJ International, Vol.60 (2020), No. 12, pp. 2905-2916 (第32回澤村論文賞受賞)

り低摩擦での試験が可能となった。我々は従来構成では断熱と潤滑の目的で雲母を使用していたが、プロジェクトのミーティングの時に日立金属の石田俊樹氏より、ガラスシートを使用していると聞きし本研究においてもガラスシートを使用することとした。その結果低摩擦での試験が可能となり、石田俊樹氏には大変感謝している。

3 研究をすすめるうえで苦労した点

研究を進めるうえで苦労した点は、主に2点ある。

1つめは、実験でのPID制御による温度制御をFEM計算に反映させ実験を再現しようとしたが、なかなかうまくいかずに随分時間を要した点である。当初はFEM計算プログラム中でもPID制御を行い、電流量を決めていた。しかし実験と計算の温度上昇・下降のタイミングを合わせることは困難であった。試験装置のPID制御については2つのつまみを調整するアナログ方式であり、PID制御の正確な係数を知ることはできない状態であった。測定温度の変動と合わせるべくプログラム中において、PID制御係数を微調整して測定温度と合わせようと試みたがどうしても実験と合わせることは困難であった。苦肉の策として制御点の測定温度を入力しそれに合わせてコイルの電流量を決定する方式に変更した。その結果、測定点の温度、さらに電流量も実験と計算とでほぼ一致し、試験片の硬化・軟化のタイミングもよく合うようになった。逆解析後の荷重がよく一致するようになり、逆解析後の流動応力も信頼性のあるものだと確信できた。

2つ目は、提案構成において雲母を潤滑剤に使用した場合

とガラスを潤滑剤に使用した場合とで、逆解析後の流動応力が異なった理由を究明しようとしたが、最終的な結果を得るまで随分苦労した。試験片上下面の摩擦係数について、摩擦係数が指数関数で近似されている研究報告は既にあったため指数関数で近似してみたが、うまくいかなかった。微妙な温度分布ではないかとも考え温度による検討も随分行ったが、原因究明に至らなかった。しかし、実際に60%の試験片を採取してみても驚いた。潤滑剤として雲母を使用した場合には、予想した形状と全く異なっていた。ガラスでの試験形状とほぼ同じだったのだ。当時は、実験を間違えたのではないかと考えたほどである。再試験の結果も同じであり、摩擦係数は当初考えていたものより急激な変化をしていることが予測された。60%圧縮時までは、ガラスと雲母はほぼ同等の低い摩擦係数であり、その後雲母の場合には急激に摩擦係数が上昇するという摩擦モデルを構築した。構築した摩擦モデルを使用して計算した結果、両者の逆解析後の流動応力がほぼ完全に一致した。その時は、とても嬉しかった。

4 本研究の概要

4.1 逆解析の概要および従来法の問題点

著者らはこれまで、逆解析により材料の精緻な流動応力を求めることを課題として研究してきた。逆解析の概要をFig.1^{2,3)}に示す。実験により得られた荷重を (b) に示す。計算では実験での圧縮試験を再現するために、変形-温度-磁場解析を連成したFEM解析を実施した。今回用いたAlloy720Liなどの高降伏点材料の流動応力を表すために、先

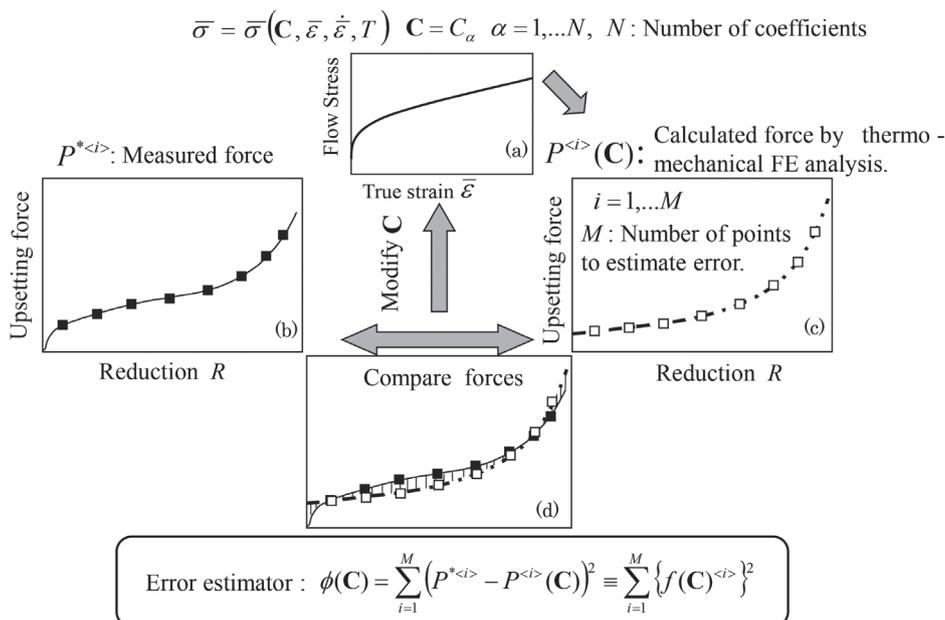


Fig.1 Outline of inverse analysis¹⁾.

行研究⁵⁾において初期ひずみを導入した次式を用いた。

$$\bar{\sigma} = F_1 (\epsilon_0 + \bar{\epsilon})^n (\bar{\epsilon} \leq \epsilon_c) \dots\dots\dots (1)$$

$$\bar{\sigma} = F_2 \exp \left[a (\bar{\epsilon} - \epsilon_{max})^2 \right] + F_3 (\bar{\epsilon} \geq \epsilon_c) \dots\dots\dots (2)$$

$$\bar{\sigma}^* = \bar{\sigma} \left(\frac{\dot{\bar{\epsilon}}}{\dot{\bar{\epsilon}}_0} \right)^m \exp \left[A \left(\frac{1}{T} - \frac{1}{T_0} \right) \right] \dots\dots\dots (3)$$

ここで、 $\bar{\sigma}$ は相当応力、 $\bar{\epsilon}$ は相当ひずみ、 $F_1, F_2, F_3, \epsilon_0, n, \epsilon_c, a$, および ϵ_{max} は材料パラメータである。 ϵ_c における関数の1次微分、2次微分の連続性を考慮することにより、独立な材料パラメータは、 $F_1, \epsilon_0, n, \epsilon_c$ および ϵ_{max} の5パラメータとなる。この5パラメータに初期値として適切な値を代入しFEM計算を実施する。FEM計算では、式(1)～(3)を用いたFEMにより得られた荷重をFig.1(c)に示す。一方実験によって得られた荷重はFig.1(b)である。実験と計算でそれぞれ得られた荷重を比較し(Fig.1(d))、実験値と計算値の差が小さくなるように流動応力のパラメータを最適化する。計算値と実験値の差が小さくなり、最適な流動応力関数が得られるまで、最適化の計算を繰り返す。FEM計算では変形-温度-磁場を連成で解いており、当初はFEM計算においてPID制御も実施し制御点の温度を設定温度に制御する方式を用いていたが、実験のPID制御の温度変化と計算での温度変化との同期をとることが困難であったため、計算での制御点の目標温度を実験により得られた制御点の測定温度とした。

連成FEM計算により、試験片内部の温度とひずみ速度の分布を計算する。FEM解析において、温度とひずみ速度の分布を補正するために式(3)³⁻⁵⁾を使用した。ここで、 A と m はそれぞれ温度とひずみ速度の依存指数である。今回の計算では、 $m=0.1, A=8300K^{-1}$ を使用した。この式を用いFEM計算中に流動応力の補正を行うが、温度 T_0 、ひずみ速度 $\dot{\bar{\epsilon}}_0$ 、近傍においてのみ適切な補正が可能である。これまでの試験では、試験片の上下中央部に設けた制御点では設定温度に保た

れているが、工具に接触している部分では熱が工具に移動し、試験片端部の温度が低下してしまうという問題があり、式(3)で正しく補正できていない可能性があった。

4.2 本研究での提案構成

試験片端部の温度低下により試験片の温度分布が大きくなってしまいう問題を解決するために、高耐熱合金(HHR合金)を試験片(直径8mm, 高さ12mmの円柱形状)の上下に配置する構成を提案した。Fig.2(a)~(c)は、それぞれ、従来の構成(構成A)、熱パラメータを決定するための予備試験の構成(構成B)、および本研究で提案された構成(構成C)を示す。構成Aと構成Bには従来の4巻コイルを使用しており、構成Bにおいて直径15mmのHHR合金を配置し、実験と計算結果を比較しながら、熱パラメータを決定した。決定した熱パラメータを用い、最適なコイル形状を設計した。このとき、より高圧縮試験を可能とするために、HHR合金の直径を15mmから17mmに変更し、それに最適なコイル形状を設計した。その結果、断面5mm角で巻き半径22mmの1巻きコイルを実際に作製した。

4.3 実験及び逆解析結果

今回提案した構成での試験結果を、従来構成と比較しながら示す。荷重の測定結果をFig.3(a)に破線で示す。今回提案した構成Cの荷重は従来構成Aよりも低い結果となった。構成C. Micaと構成C. Glassは、同程度の荷重を示した。ただし、構成C. Micaは圧下率が大きな領域では荷重が増加する結果となった。圧縮時の荷重は温度変動に対応して変動したと考えられる。圧縮開始直後は加工発熱とHHR合金からの伝熱により制御点の温度が上昇し、PID制御によりコイル電流が減少したため、その後温度が低下した。制御点の温度が目標温度を下回るとPID制御により電流が増加し、温度が上昇する。荷重は温度上昇により低下し、温度低下により上昇したといえる。実験で得られた温度と負荷のデータを比較す

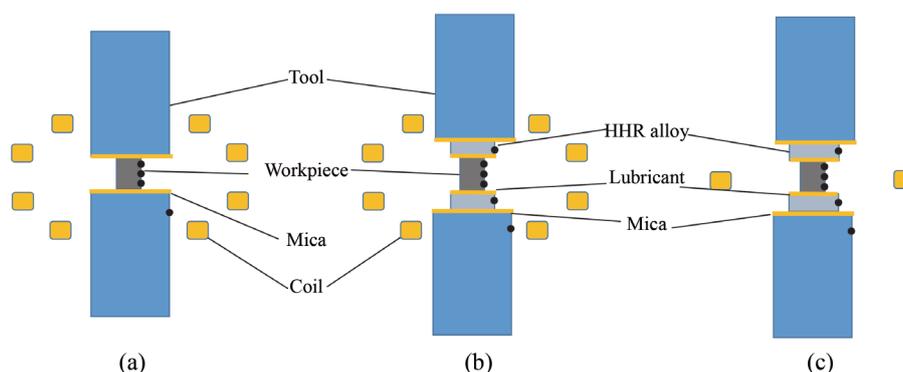


Fig.2 Schematics of configurations: (a) conventional (config. A), (b) the preliminary tests for determining thermal parameters (config. B), and (c) proposed (config. C)¹⁾. (Online version in color.)

ることにより、温度と荷重の変化のタイミングが一致していることを確認した。加工発熱による温度変化をPIDにより制御しているが、若干の温度上昇・下降は発生する。温度・ひずみ速度の設定値からの変動を式 (3) を用いて補正しているが、それらの分布を小さくすることができたため、逆解析による精度は非常に向上した。

流動応力の測定結果を Fig.3 (b) に示す。破線は実験荷重から単純に求めた応力であり、試験片が円柱形状を維持したまま変形すると仮定して計算した値である。実線は逆解析により得られた流動応力値を示している。計算に用いた摩擦係数は、試験後の試験片形状と FEM による計算結果とを比較し算出した。摩擦係数は、構成 A および構成 C. Mica では 0.18、構成 C. Glass では 0.02 となった。3つの構成において試験片はすべて同じ材料を用いているため、逆解析により得られた流動応力は、FEM 計算が実験を正しく反映したならば、一致するはずである。

構成 A では、温度分布が大きく試験片の端部で大きく温度が低下することが観察され、解析における流動応力の補正は不十分であったと考えられる。しかし、構成 C. Mica と構成 C. Glass は両者とも温度分布は小さかったにも係わらず、逆解析結果は異なる結果となった。両者が一致しなかった原因

を探ることにした。

4.4 摩擦モデルの提案

Fig.4 に圧縮試験後の試験片の上面図と側面図を示す。また、Fig.5 には圧縮途中 60% 圧縮時点で取り出した試験片の画像を示す。Fig.4, Fig.5 とも、左から構成 A、構成 C. Mica、構成 C. Glass である。構成 C. Mica は、試験後には樽型形状を示しているが、60% 圧縮時には樽型形状を示しておらず、構成 C. Glass とほぼ同じ形状を示している。

上面図において、 Φ は変形前の円柱の底面であった円が変形後に広がった直径を示している。Fig.5 (b) と Fig.4 (b) の構成 C. Mica の Φ を比較すると、60% 圧縮時と 76% 圧縮時(試験後) とでほぼ同じであり、60% 圧縮後には拡大していなかった。圧縮初期には雲母とガラスの摩擦係数は同程度であ

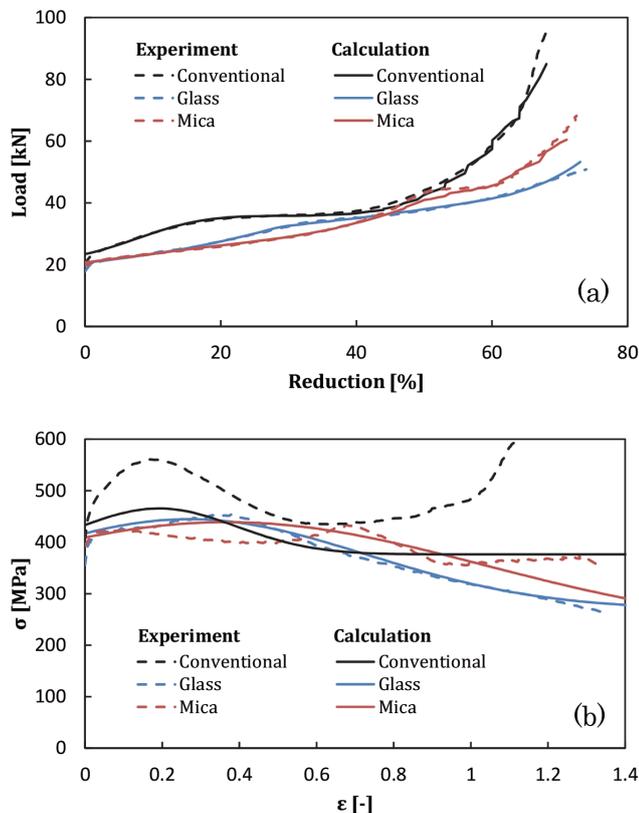


Fig.3 Experimental results (dashed lines) and numerical calculation results (solid lines): (a) the load results and (b) flow stress obtained by experiments and calculations (inverse analysis)¹⁾. (Online version in color.)

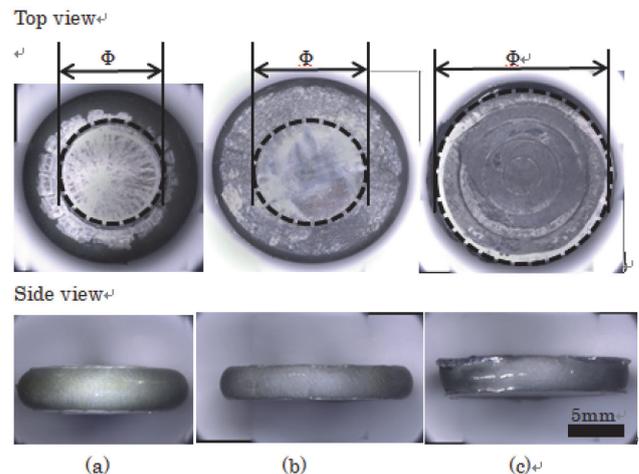


Fig.4 Top and side views of the workpiece after compression : (a) config. A (68% reduction), (b) config. C with mica (76% reduction) and (c) config. C with glass (73% reduction)¹⁾. (Online version in color.)

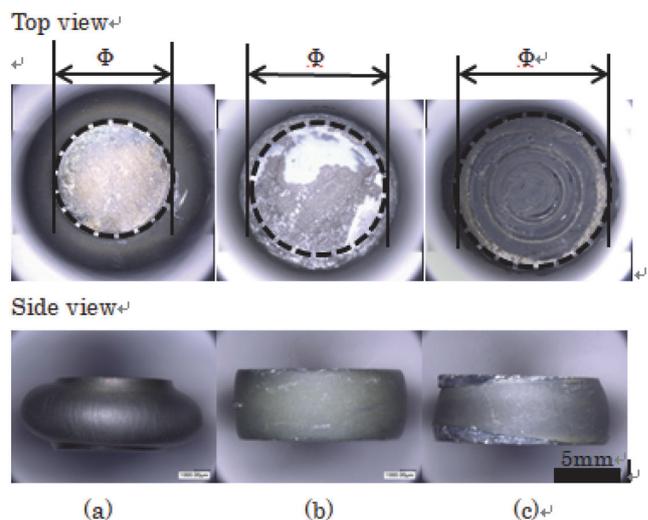


Fig.5 Top and side views of the workpiece after 60% compression: (a) config. A, (b) config. C with mica, and (c) config. C with glass¹⁾. (Online version in color.)

るが圧縮中に急激に増加すると推測した。圧縮中に摩擦係数が増加することが報告されており⁶⁻⁹⁾、いくつかの研究では摩擦係数が指数関数で近似されている⁶⁻⁸⁾。しかし、圧縮途中から摩擦係数が急激に変化するような場合に指数関数を適用すると、より高次の指数関数が必要となりひずみが大きくなるにつれ摩擦係数は無限大となる。観察された現象を場合分けせずに単一の式で表すために式(4)を提案した。式(4)を用いて逆解析を実施した。

$$\mu = \frac{\mu_{fin} - \mu_{ini}}{2} \operatorname{erf} \left[\frac{x - x_{mid}}{t} \right] + \frac{\mu_{fin} + \mu_{ini}}{2} \dots\dots\dots (4)$$

ここで、 x [%] は圧下率、 x_{mid} [%] は摩擦係数が増加する圧下率の中間値、 μ_{ini} は初期摩擦係数、 μ_{fin} は最終摩擦係数、 t は傾きに関する値である。Fig.6に雲母の圧下率に対する想定摩擦係数を示す。 $\mu_{ini} = 0.02$, $\mu_{fin} = 0.3$, x_{mid} [%] = 47, $t = 5$ を用いた。

4.5 精緻な流動応力の取得

構成C.Micaについて今回提案した摩擦モデルを使用し逆解析を再度実行し得られた流動応力の結果をFig.7 (b)に示す。構成C. Micaの流動応力は、構成C. Glassの流動応力とほぼ一致した。逆解析後の荷重をFig.7 (a)に実線で示す。摩擦係数として式(4)を使用して計算した荷重は、Fig.3 (a)に示した $\mu = 0.18$ で一定値であると仮定して解析された荷重よりも実験荷重(破線)に近くなり両者はほぼ一致した。構成C. Micaにおいて圧縮中に摩擦係数が増加すると仮定し逆解析によって得られた流動応力は、より真値を表現していると言える。

最も圧縮率が低かった構成Aに合わせ、68%圧縮時の温度分布の解析結果をFig.8に示す。提案された構成では従来構成と比較して温度分布幅が非常に狭いことが分かる。Fig.9

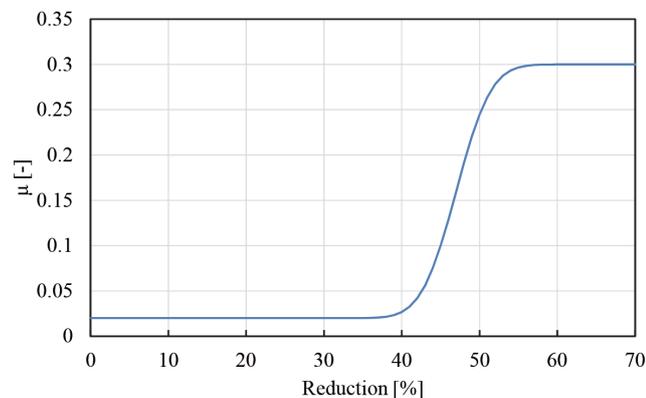


Fig.6 Assumed friction coefficient for config. C with mica with respect to reduction. The friction coefficient changed from 0.02 to 0.31¹⁾. (Online version in color.)

に68%圧縮時のひずみ分布を示す。従来構成Aではひずみ分布は大きいことが分かる。構成C. Micaで得られた結果は、急激な摩擦係数の上昇によりせん断変形が局所的にひずみが増加している領域がある。構成C. Glassでは試験片はひずみ分布は小さく、均一に変形している様子がわかる。

5 おわりに

本研究では、HHR合金を配置した試験装置により、ほぼ均一温度での試験が可能となり、潤滑剤としてガラスシートを用いた場合には低摩擦での試験となりほぼ均一変形が達成され、温度分布、ひずみ速度分布を小さくしたことにより逆解析の精度を向上することができその結果、非常に信頼性の高い精緻な流動応力を得ることができた。ひずみ速度が大きい場合には、加工発熱による温度上昇がより大きくなるため、逆解析による補正は重要になってくる。潤滑剤として雲母を用いた場合には、摩擦係数を一定として計算した場合には、ガラスシートを用いた場合とは異なる流動応力が得られたが、今回提案した摩擦モデルを適用することにより、逆解析の結果ガラスシートを用いた場合と非常に近い流動応力を得

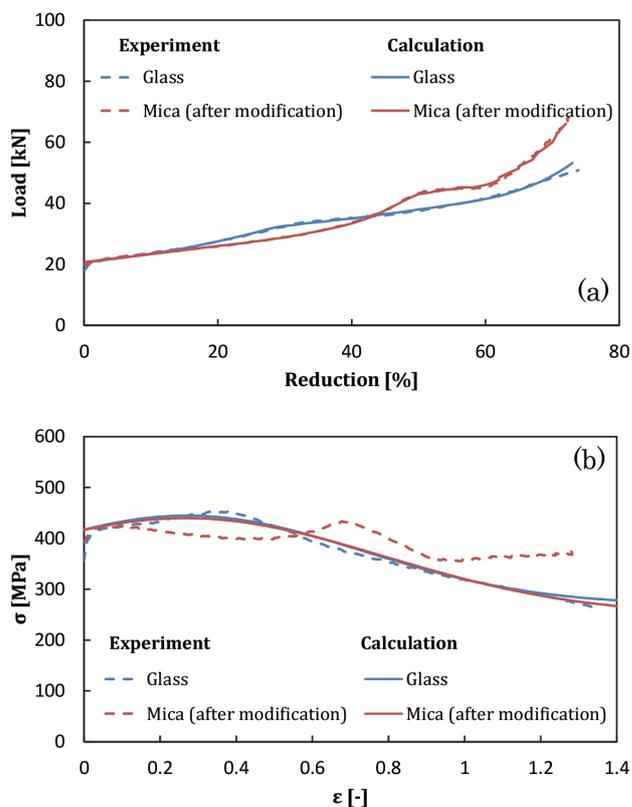


Fig.7 Inverse analysis results for the proposed configuration after introducing a friction coefficient modification for config. C with mica: results of the (a) load and (b) flow stress obtained by experiments and numerical calculations (inverse analysis)¹⁾. (Online version in color.)

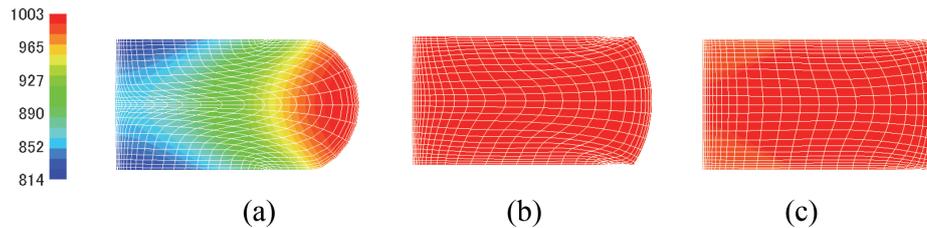


Fig.8 Temperature distribution at 68% compression: (a) config. A; (b), (d) config. C with mica; (c), (e) config. C with glass; (a)–(c) temperature range 814 °C–1003 °C¹⁾. (Online version in color.)

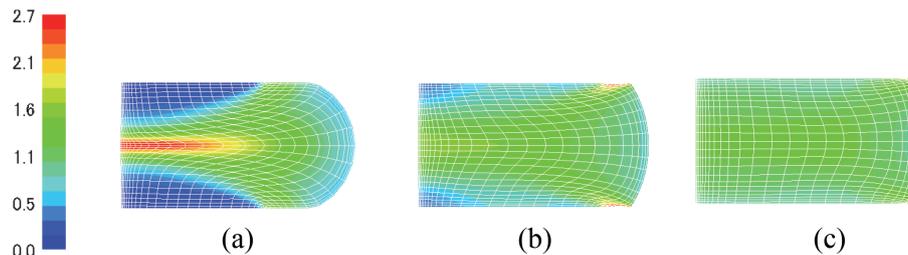


Fig.9 Strain distribution at 68% compression: (a) config. A, (b) config. C with mica, and (c) config. C with glass¹⁾. (Online version in color.)

ることができた。ゆえに得られた流動応力は、信頼性の高い流動応力だと考えられる。

今回は、初期降伏点が高い特徴的なNi基超合金を材料として用いたが、他の材料への適用は可能だと考えている。特に相変化が伴うTi合金などについては、均熱にすることにより試験片内の相分率の変化をなくすことができ有効であると考えている。均一温度で均一変形が実現されれば試験片全体が同じ組織状態を保つことになり、変形過程で組織を観察することにより、変形中の組織変化について新たな知見が得られる可能性があると考えている。

1巻きコイルの提案について、当初は試験片が見えなくなるなどのデメリットや、製作をお願いした富士電波工業も制御の保証はできないなどのやり取りがあったが、結果的に試験が可能となり有用な結果が得られ、製作して下さった富士電波工業の方々にも感謝している。

最後に、今回提案した手法を広く多くの方々にも使用していただければ幸いである。

参考文献

- 1) S.Horikoshi, A.Yanagida and J.Yanagimoto : ISIJ Int., 60 (2020) 12, 2905.
- 2) 松井孝憲, 伊東正登, 瀧澤英男 : 塑性と加工, 59 (2018) 688, 78, <https://doi.org/10.9773/sosei.59.78>.
- 3) A.Yanagida, J.Liu and J.Yanagimoto : Mater. Trans., 44 (2003), 2303. <https://doi.org/10.2320/matertrans.44.2303>.
- 4) A.Yanagida and J.Yanagimoto : ISIJ Int., 45 (2005), 858. <https://doi.org/10.2355/isijinternational.45.858>.
- 5) 堀越理子, 遠藤信幸, 矢島優, 柳田明, 柳本潤 : 第67回塑性加工連合講演会講演論文集, (2018), 119.
- 6) E.S.Puchi-Cabrera, J.-D.Guerin, J.G.La Barbera-Sora, J.C.Alvarez-Hostos, P.Moreau, M.Dubar and L.Dubar : Experimental Mechanics, 60 (2020), 445. <https://doi.org/10.1007/s11340-019-00492-5>.
- 7) Y.P.Li, E.Onodera, H.Matsumoto and A.Chiba : Metall. Mater. Trans. A, 40 (2009), 982. <https://doi.org/10.1007/s11661-009-9783-7>.
- 8) Y.P.Li, E.Onodera and A.Chiba : Materials Transactions, 51 (2010), 1210. <https://doi.org/10.2320/matertrans.M2010056>.
- 9) F.Jiang, J.Tang, D.Fu, J.Huang and H.Ahang : J. Mater. Eng. Perform., 27 (2018), 3083. <https://doi.org/10.1007/s11665-018-3375-x>.

(2022年5月2日受付)