破断までの真応力－真ひずみ曲線取得のための 画像計測引張試験法

村山 成仁¹⁾・鳥塚 史郎^{2)*}・花村 年裕³⁾・今輩倍 正名¹⁾

Tensile Test Method with Image Analysis to Obtain True Stress – True Strain Curve Up to Fracture

Naruhito MURAYAMA, Shiro TORIZUKA, Toshihiro HANAMURA and Masana IMAGUMBAI

Synopsis : A new tensile test method to obtain a true stress - true strain curve was developed, in which a CCD camera and an image analysis device were equipped to enable the *in-situ* measuring of the change in shape of test specimen until the very end of the fracture. A smooth round bar tensile test specimen was adopted. The dynamic change in the necking geometry was observed continuously with a CCD camera and the measured data was simultaneously processed by an image analyzer. Tensile tests were carried out using SS400 steel and 5.0%Mn steel. The data of the radius of cross sections perpendicular to the specimen axis around the necking portion, the radius of curvature on the longitudinal section of necking surface, and the load applied to the specimen were obtained continuously until the specimen ruptures. The change in the minimum radius of the neck and the necking curvature were calculated from the data obtained, and they were confirmed to be accurate. According to the Bridgman's model, true stress - true strain curve after necking can be obtained from the minimum neck radius, the neck curvature and the load. The data was analyzed based on the Bridgman's model. True stress - true strain curves of SS400 and 5.0%Mn steels were determined by this method. True stress - true strain behavior after necking was thus elucidated. This newly developed test method is confirmed to be applicable for the accurate measurements of true stress - true strain curves until up to fracture of specimen.

Key words: CCD camera; image analysis; tensile test; true stress - true strain curve; *in-situ* observation; necking; plastic instability; neck curvature; non-uniform elongation.

1. 緒言

自動車の車体成形工程などの薄板の塑性加工の分野では、近年、車体の軽量化と加工工程の生産性や製品歩留りと精度向上などの要望が高まり、ハイドロフォーミングやホットプレスなどの新しい成形加工技術が積極的に採用され始めている^{1,2)}。これらの成形法では複雑な形状の部品を作るにあたって、局部的に最大荷重点伸びを越えるまで塑性加工する場合があります³⁾、最大荷重点以降の塑性変形挙動を定量的に精度良く評価することが求められている。そのためには最大荷重点以降の真応力と真ひずみの関係を正確に求める必要がある。

一般に金属材料の真応力－真ひずみ曲線は単軸引張試験により求めることができる。まず、公称応力 σ_n と公称ひずみ ε_n を次式より求める⁴⁾。

$$\sigma_n = \frac{P}{\pi a_0^2} \quad (1)$$

$$\varepsilon_n = \frac{\Delta \ell}{\ell_0} \quad (2)$$

ここで、 P は引張荷重、 a_0 は平行部初期断面半径、 $\Delta \ell$ は標点間伸び、 ℓ_0 は初期標点間距離である。真応力 $\bar{\sigma}$ と真ひずみ $\bar{\varepsilon}$ は、体積一定と標点間一様変形を仮定して次式により求められる。

$$\bar{\sigma} = \sigma_n (1 + \varepsilon_n) \quad (3)$$

$$\bar{\varepsilon} = \ln (1 + \varepsilon_n) \quad (4)$$

しかし、最大荷重点以降ではくびれ発生により一様に変形しなくなるため、一様変形範囲内でしか真応力－真ひずみ曲線を求めることができなかった。

Bridgmanは、くびれを生じた部位からも真応力－真ひずみ曲線を求めることができることを示している⁵⁾。くびれを起こした引張試験片における応力状態の概念図をFig.1

平成24年1月31日受付 平成24年3月26日受理 (Received on Jan. 31, 2012; Accepted on Mar. 26, 2012)

1) 芝浦工業大学 (Shibaura Institute of Technology, 3-7-5 Toyosu Koto-ku Tokyo 135-8548)

2) (独)物質・材料研究機構材料創製・加工ステーション (Materials Manufacturing and Engineering Station, National Institute for Materials Science)

3) (独)物質・材料研究機構材料信頼性評価ユニット (Materials Reliability Unit, National Institute for Materials Science)

* Corresponding author : E-mail : TORIZUKA.Shiro@nims.go.jp

DOI : <http://dx.doi.org/10.2355/tetsutohagane.98.415>

Fig. 1. Stress state in a necking section area.

に示す。試験片中心軸をZ軸とし、周方向にY軸、径方向にX軸をとる。ここに、 σ_z を軸方向応力、 σ_y を周方向応力、 σ_x を径方向応力、 σ_{av} を平均応力、 $\bar{\sigma}$ を真応力、 $\bar{\epsilon}$ を軸方向真ひずみとする。ここで、引張荷重、平均応力、真応力、真ひずみは次式によって表すことができる⁵⁻⁷⁾。

$$P = 2\pi \int_{X=0}^a \sigma_z X dX \quad (5)$$

$$\sigma_{av} = \frac{P}{\pi a^2} \quad (6)$$

$$\bar{\sigma} = \sqrt{\frac{1}{2} [(\sigma_z - \sigma_x)^2 + (\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_y - \sigma_z)^2]} \quad (7)$$

$$\bar{\epsilon} = 2 \cdot \ln \frac{a_0}{a} \quad (8)$$

平滑丸棒引張試験は一様変形終了時まで一軸引張であるから $\sigma_x = \sigma_y = 0$ となり、式 (7) に代入すると $\bar{\sigma} = \sigma_z$ が得られる。これを式 (5) に代入すると

$$\bar{\sigma} = \frac{P}{\pi a^2} = \sigma_{av} \quad (9)$$

となり、真応力と平均応力が等しくなる。

最大荷重点をこえくびれが生じ始めると、塑性拘束によって三軸応力状態となる。変形の対称性よりくびれ最小断面上では $\sigma_y = \sigma_x$ が成り立つので、軸方向応力は式 (7) より次式のように表すことができる。

$$\sigma_z = \bar{\sigma} + \sigma_x \quad (10)$$

この時 Bridgman は、せん断応力の大きさが無視できるくびれ最小断面上の極めて近傍に曲線微小体を考え、径方向の力の釣り合い方程式と幾何学的方程式、および式 (10) の軸方向応力から次の式を導出した⁵⁾。

$$\frac{d\sigma_x}{dX} \left[R + \frac{1}{2} \left(\frac{a^2 - X^2}{a} \right) \right] + \frac{X \bar{\sigma}}{a} = 0 \quad (11)$$

変数分離を行い、自由表面 $X = a$ における境界条件 $\sigma_x = 0$ 、 $\bar{\sigma} = \sigma_z$ を用いれば式 (11) を積分することができ、軸方向応力を

$$\sigma_z = \bar{\sigma} \left[1 + \ln \left(\frac{a^2 + 2aR - X^2}{2aR} \right) \right] \quad (12)$$

で表すことができる⁵⁾。ここで、 R はくびれ部の曲率半径である。試験片のどの断面に加わる荷重も

$$P = 2\pi \int_{X=0}^a \sigma_z X dX = \pi a^2 \sigma_{av} \quad (13)$$

であるという条件に式 (12) を代入すれば、真応力は

$$\bar{\sigma} = \frac{\sigma_{av}}{\left(1 + \frac{2R}{a} \right) \ln \left(1 + \frac{a}{2R} \right)} \quad (14)$$

となり⁵⁾、最小断面半径とくびれ曲率半径 R を使った補正値を使って真応力を近似することができる。

そこで Enami らは、Bridgman の理論にもとづき、くびれ発生以降で引張試験を途中で止め、光学顕微鏡やノギスにより最小断面直径を計測し、くびれ発生以降の真応力-真ひずみ曲線を実測で求める断続引張試験法を開発した⁸⁻¹⁰⁾。この方法により、最大荷重点以降の真応力-真ひずみ曲線が真ひずみ値で約 1.0 まで推定できるようになり、従来の引張試験法と比べて決定できる範囲が 5 倍以上広がった。しかし、断続引張試験法では時々刻々のくびれ曲率半径を実測することができず、測定精度には限界があった⁸⁻¹⁰⁾。また、断続的計測の都合上、最小断面半径の連続的な計測が難しいため、破断直前の真応力と真ひずみの関係を正確には把握できなかった。

最小断面直径とくびれ曲率半径を連続的に実測することができれば真応力-真ひずみ線図を精度高く求めることができる。そこで本研究では、くびれ発生以降の真応力-真ひずみ線図を高い精度で破断直前まで求めることを目的として、引張試験機に CCD カメラと画像解析装置を装着し、

引張試験片の形状変化を連続的かつ精密にin-situ計測することを試みた。CCDカメラで得られたくびれ部の形状・寸法データとロードセルから得られた荷重データより、くびれ曲率半径と最小断面半径、さらには、真ひずみ、真応力を算出し、その妥当性を評価した。

これらの結果にもとづき、破断までの真応力-真ひずみ曲線取得のための画像計測引張試験法を確立することを目的とした。

2. 実験方法

2.1 供試材

本研究では一般構造用鋼材であるSS400材と、近年報告された高強度・高延性のMn系超ハイテンであるFe-0.1wt%C-2.0Si-5.0Mn¹¹⁾の2種類を供試材とした。Table 1に各供試材の化学成分および機械的特性、Fig.2に従来の引張試験法で得られた公称応力-公称ひずみ曲線を示す。

市販のSS400材(直径6mmの線材)を標準組織にする目的のため、930℃で30分保持する焼準処理を行った後、試験片を採取した。5.0%Mn材は真空溶解炉で成分調整をしたのち炉内で鑄造して110mm角のインゴットを作った。それらを1200℃で1時間保持した後、38mm角になるように熱間鍛造を行い、試験片の長手方向が供試材の圧延方向と一致するように採取した。引張試験に用いた丸棒引張試験片は、SS400材は直径2.8mm、5.0%Mn材は直径3.5mmでJIS14A号に準拠したものとした。

2.2 in-situ計測システム

(1) CCDカメラによる画像計測システム

最大荷重点以降の真応力-真ひずみ曲線を精密に求めるためには、連続で正確なくびれ曲率半径と最小断面半径の情報が不可欠である。したがって、引張試験片の形状変化を連続かつ精密に計測しなければならない。そこで今回の実験では、以上の目的を果たす装置としてFig.3のようにCCDカメラ(Keyence社製CV-5000)と画像解析装置を引張試験機に導入し、荷重とともに断面半径を同時計測した(以後、この実験手法を画像計測引張試験法、Image analysis tensile testと称す)。CCDカメラの性能としては、有効画素数192万画素のメガピクセル白黒CCD撮像素子からなり、高解像度のズームレンズが備えられている。画像解析装置は、撮影間隔0.05ms~9000msまで設定可能なデータ処理能力を有する。

Fig.4に画像計測引張試験におけるCCDカメラの計測領域を示す。試験片平行部間の挙動、特にくびれ開始箇所を的確に把握する必要があるため、平行部区間に50点以上の観測点をとることによって断面半径の計測を行った。この時、試験片の形状変化は軸対称でないため、Fig.3に示したように90°の角度をもって2方向にCCDカメラを配置した。計測はCCDカメラによって画像解析装置にとりいれ

Table 1 Chemical composition and tensile properties of materials tested.

(a) Chemical composition (wt%)					
Material	C	Si	Mn	P	S
SS400	0.13	0.3	0.5	≤0.05	≤0.05
5.0%Mn	0.10	1.96	5.0	≤0.001	≤0.001

(b) Tensile properties					
material	YS (MPa)	TS (MPa)	U.El (%)	T.El (%)	Structure
SS400	272	415	12.4	22.7	Ferrite-pearlite
5.0%Mn	948	1357	4.95	15	Martensite

YS: 0.2% proof stress, TS: Tensile strength, U.El: Uniform Elongation, and T.El: Elongation to failure

Fig. 2. Nominal stress-nominal strain curves of used steels.

Fig. 3. Schematic of the tensile test using a CCD camera and an image analysis.

た画像をグレイ画像に変換することから始まる。そのグレイ画像の中で白黒の濃淡変化が最も大きい箇所を検出することで試験片平行部のエッジ部を認識し、水平方向にピクセル数を算出することにより計測が行われる。ノギスを用いた断続引張試験法では、50 μm が最小分解能であった。今回用いたCCDカメラはメガピクセルカメラであり、CCDカメラと供試材の距離によって変化するが、1ピクセルが10-40 μm であるため、ノギス以上の分解能を有し、十

分な空間分解能を有していると判断できる。計測間隔は荷重と断面直径共に0.2s間隔で記録を行い、破断時間を基準として同期を行った。また、引張試験機のストローク速度は0.5mm/min.に設定して行った。

以上の計測によって得られたデータから表計算ソフトによって目的のデータに演算した。この時、画像解析装置によって解析されたデータは全てピクセル数であるため、これらを標点間中の実径平均値と比較して、ピクセル数を実径に変換した。

(2) くびれ曲率半径

くびれ部の曲率半径を算出するためには最小断面半径だけでなく、くびれ部全体の変形挙動を知る必要がある。Fig.5に示すようにくびれ底部を原点にとり、試験片の長手方向にX軸、径方向にY軸を取る。くびれ線上の座標 X_0 を観測点の間隔距離、 Y_0 をくびれ底部の断面半径とそれに隣接する観測点の断面半径の差として算出し、幾何学的な関係から式(15)によりくびれ部の曲率半径を求めることができる⁸⁾。

$$R = \frac{X_0^2 + Y_0^2}{2Y_0} \quad (15)$$

破断後の試験片を突き合わせてくびれ部を撮影し、円に

Fig. 4. Measurement region of a specimen.

Fig. 5. Evaluation method for the radius of a neck curvature.

近似できる領域を判断した。その結果、くびれ底部の左右0.5-0.6mmの範囲であることが確認できた。これ以上大きな範囲にすると、曲線の形状が円に近似可能な下に凸の曲線から、上に凸の曲線に変化する。したがって、くびれ底部の左右0.5-0.6mmのデータを近似に用いることにした。左右0.5-0.6mmは、くびれ底部に最も近い測定点の左右それぞれ測定点1点目の位置に相当する。このことから、くびれ底部に最も近い測定点を原点とし、左右の測定点からそれぞれ、 X_0 , Y_0 を求めて、曲率半径を算出した。さらに、90°方向から求めた曲率半径も同様に算出し、合計4つの曲率半径を平均したものを曲率半径とした。

またここで、 a/R をくびれ比として定義し、測定結果をくびれ比-真ひずみ関係図として整理した。

(3) 真応力-真ひずみ曲線

最小半径、くびれ曲率半径および荷重の時間変化を基本データとして求めた。これらのデータをもとに、式(8)より真ひずみ、式(9)より平均応力、式(14)より真応力を算出した。これらのデータを組み合わせて、平均応力-真ひずみ曲線および真応力-真ひずみ曲線を求めた。

比較のため伸び計を利用した従来引張試験も行い、最大荷重点までの真応力-真ひずみ曲線を求め、画像計測引張試験の精度の確認を行った。

3. 実験結果

3・1 試験片形状変化、最小断面半径変化、および、くびれ曲率半径変化

Fig.6の模式図は、CCDカメラのデータから得られた引張試験片(5.0%Mn材)の形状変化を表したもので、変形開始から破断に至るまでの形状変化を2次的に捉えることができたことを示したものである。

Fig.7(a)は、SS400材の試験片の形状変化のうち最小半径の時間変化を表したものであるが、480sまでは直線的に変化し、その後、500s以降、急速に小さくなる。点線は、半

Fig. 6. Schematic of visual confirmation of a necking behavior in 5.0%Mn steel.

Fig. 7. Change in (a) minimum cross-section radius, (b) neck curvature and (c) load in the tensile test of SS400 steel.

径1.4mm、長さ17.5mmの円柱を一樣変形させたとして計算した半径変化であるが、一樣変形を仮定した直線と、画像計測による最小半径測定値は、よく一致していた。このことから一樣変形を正確に把握できたことがわかる。また、その結果、くびれの開始点も明確になった。Fig.7 (b)にくびれ曲率半径の時間変化を示す。Fig.7 (a)からはくびれは480sから始まっていると見なされるが、曲率半径が安定して算出可能なのは500sからであった。これはくびれ開始初期では変形が小さく、曲率半径ではうまく表現できないためである。500sになったとき最小半径が急激に減少し始めるが、くびれ曲率半径も急激に減少しはじめる。さらにFig.7 (c)に時間-荷重曲線を示すが、最大荷重点とくびれ開始点はよく一致していることがわかる。このことから、本方法が有効であることが示されている。また、最大荷重点で塑性不安定が生じ、くびれが発生すると言われているが、このことが証明できている。

Fig.8 (a)に5.0%Mn材の試験片形状変化のうち最小半径の時間変化を示すが、260sまでは直線的に変化し、その後急速に小さくなる。点線は、半径1.75mm、長さ17.5mmの円柱を一樣変形させたとして計算した半径変化であるが、SS400材と同様に最小半径が一樣変形と仮定した直線

Fig. 8. Change in (a) minimum cross-section radius, (b) neck curvature and (c) load in the tensile test of 5.0%Mn steel.

と、画像計測による最小半径測定値は、よく一致していた。Fig.8 (b)にくびれ曲率半径の時間変化を示す。Fig.8 (a)からはくびれは250sから始まっていると見なされるが、5.0%Mn材ではくびれ開始点初期から変形が大きかったために、250sから曲率半径が安定に算出できた。くびれ開始点は、SS400材同様、最小半径測定値が一樣変形と仮定した直線から乖離し始めた点およびくびれ曲率半径の急激な減少点から判断できる。Fig8 (c)の時間-荷重曲線結果から、最大荷重点とくびれ開始点が一致していることが分かり、このことから5.0%Mn材においてもCCDカメラによる計測が精度よく行われていることがわかる。

なお引張試験片の断面半径が2.0mm以下であり、同時に曲率半径が50mm以上の場合、平均応力を真応力に変換する式(14)の分母は1.01程度であり、真応力の算出に実質影響を与えない。

3・2 平均応力、真応力と真ひずみの関係

Fig.9 (a) (b)にSS400材および5.0%Mn材の真ひずみの時間変化を示す。破線は従来引張試験法、すなわち、Fig.2の公称応力-公称ひずみ曲線から算出したものである。実線は本画像計測引張試験法、すなわち、最小断面半径より式(8)を用いて計算したものである。従来引張試験法で

Fig. 9. Change in true strain in the tensile test of (a) SS400 steel and (b) 5.0%Mn steel.

Fig. 10. True stress-true strain curves of (a) SS400 steel and (b) 5.0%Mn steel.

は最大荷重点までの真ひずみしか得られないが、その範囲では、破線と実線はほぼ重なっている。また、従来引張試験法では、真ひずみの測定範囲が0.15程度であったのに対し、画像計測引張試験法では、SS400材では1.2までの、5.0%Mn材では1.0までの真ひずみの計測ができた。すなわち、破断までの真ひずみ変化をとらえることができた。

最小断面半径と荷重から式(6)を用いて平均応力を算出し、さらに、くびれ曲率半径と最小断面半径から式(14)を用いて真応力を算出した結果を、Fig.10 (a) (b) に示す。実線は画像計測引張試験法、破線は従来法によって得られた真応力-真ひずみ曲線である。従来引張試験法では最大荷重点までの真応力-真ひずみ曲線しか得られないが、画像計測引張試験法では破断までの真応力-真ひずみ曲線が得られた。最大荷重点までの両真応力-真ひずみ曲線はほぼ一致した。

Fig.11に両材料の公称応力-公称ひずみ曲線、平均応力-真ひずみ曲線、真応力-真ひずみ曲線を同時にプロットした結果を示す。公称応力-公称ひずみ曲線では、破断伸びがSS400材で0.23、5.0Mn材で0.16であり、SS400材の方が5.0Mn材に対して1.4倍大きいのに、真応力-真ひずみ曲線では、破断ひずみがSS400材で1.2、5.0Mn材で1.0と1.2倍程度となる。また、両材料の局部延性を比較すると、SS400材で1.0、5.0%Mn材で0.95とその差は、より減少する。

平均応力はくびれ開始以降も直線的に増加しているのに対し、真応力は、増加するものの、増加率が小さいことが

明らかである。考察4・2で述べるように、くびれの影響を考慮した結果である。破断応力、破断に至るまでの加工硬化挙動も明らかにすることができている。平均応力-真ひずみ曲線では、5.0Mn材の加工硬化は、SS400材に比べ明らかに大きいのに、真応力-真ひずみ曲線では、降伏後の傾きが両材料とも同じようであり、加工硬化も大きな差がないという結果となっている。このように破断までの真応力-真ひずみ曲線は、公称応力-公称ひずみ曲線に比べ、材料の本質により迫るものとなっている。

4. 考察

4・1 ひずみ速度の影響

Fig.9から明らかなように、くびれ開始以降、ひずみ速度が増加する。Fig.12にひずみ速度-時間曲線を示す。破断直前のひずみ速度は、一様変形時に比べておよそ10倍になり、引張試験中にひずみ速度が一定でなくなるという問題が生じた。ひずみ速度の増加は応力の増加をもたらすので、その影響を考慮する必要がある。そのため、別途SS400材においてストローク速度0.5mm/min.の10倍である5mm/minで引張試験を行なった。その結果をFig.13に示すが、平均応力の増加は5%程度とわずかであった。したがって、ひずみ速度の増加に伴い真応力は増加していくが、最大5%程度と考えられるため、大きな影響はない。本研究では、特にデータの補正などは考えずに取り扱った。

Fig. 11. Stress-strain curves of (a)SS400 steel and (b)5.0%Mn steel.

Fig. 12. Change in true strain rate of (a)SS400 steel and (b)5.0%Mn steel.

Fig. 13. Comparison of average stress-true strain curves of SS400 steel at two different cross head speeds.

Fig. 14. Comparison of necking ratio-true strain curves between the image analysis tensile test and the stepwise tensile test.

4・2 くびれ比と真ひずみの関係

Fig.14に、最小断面半径とくびれ曲率半径から得られた、くびれ比-真ひずみ関係を示す。比較のため、断続引張試験法によるくびれ比-真ひずみ関係も示す。Enamiらは、断続引張試験法においてくびれ比を

$$\frac{a}{R} = \bar{\epsilon} - 2n \quad (16)$$

と近似でき、また、くびれ開始点は $\bar{\epsilon} = 2n$ となるとしている⁹⁾。ここで、 n は加工硬化指数である。Fig.14に示すように、くびれ開始直後の曲率半径は極めて大きいため、くびれ比は小さい。ひずみの増加にともなう、最小断面半

径も減少するが、くびれ曲率半径がより減少するため、くびれ比が増加していき、破断直前では0.8~1.2程度となった。断続引張試験法では、くびれ比は直線的に増加するという近似にすぎなかったが、SS400材では、実際のくびれ比は、くびれ開始直後では、増加率は比較的低く、その後直線的に増加し、破断付近では、増加率は低下するというS字カーブを描く傾向があった。画像計測引張試験法では、くびれ比の細かな変化を得ることができた。

式(14)の形から考えて、くびれ比が大きいほど、平均応力と真応力の差は大きくなる。Fig.14からも明らかなように、SS400材と5.0%Mn材では、くびれ比-真ひずみ曲線の傾きが異なっている。くびれ比が大きいということは、同一最小半径に対して、くびれ曲率半径が小さい、すなわち、

くびれが急峻であることを意味する。また、同一ひずみであっても、局部のびが小さいことを意味する。両材料でくびれ比-真ひずみ曲線の傾きが異なるのは、材料組織と関連していると考えられる。延性を評価する一つの指標にできると思われる。

さまざまな組織のくびれ比-真ひずみ関係を解析することによって、くびれ比の持つ意味を解析できると考えている。

4・3 くびれ開始後の加工硬化率

多結晶材料における塑性変形時の真応力と真ひずみの関係は、その定義から次式によって表される¹²⁾。

$$\bar{\sigma} = C \cdot \bar{\epsilon}^n \quad (17)$$

この時 n は加工硬化指数で、定数 C は $\bar{\epsilon} = 1$ の時の真応力という意味を持つ。これを一般に n 乗硬化則 (Hollomonの近似式) という。真応力-真ひずみ曲線の傾き $d\bar{\sigma}/d\bar{\epsilon}$ は加工硬化率といわれる。くびれが開始される条件は、加工硬化率と真応力が一致するときで、

$$\frac{d\bar{\sigma}}{d\bar{\epsilon}} = \bar{\sigma} \quad (18)$$

で表せる¹³⁾。式 (17) へ式 (18) を代入すると

$$\bar{\epsilon} = n \quad (19)$$

となり、くびれ開始時の真ひずみは加工硬化指数 n と等しくなる。そのため加工硬化率は従来から、くびれ開始点を推定する目的で用いられてきた。従来引張試験法では最大荷重点以降の真応力-真ひずみ関係を得られなかったため、最大荷重点以降の加工硬化率の挙動を知ることができなかった。本方法によって、くびれ開始 (最大荷重点) 以降の真応力-真ひずみ曲線を得ることが可能となったため、くびれ開始 (最大荷重点) 以降の加工硬化率も知ることができるようになった。真応力-真ひずみ曲線と加工硬化率-真ひずみ曲線をプロットした結果をFig.15示す。ここで、真ひずみは、弾性変形分を除いた塑性ひずみである。両曲線の交点が加工硬化指数 n であり、 $\bar{\epsilon} = 1.0$ の時の真応力が C である。 $\bar{\epsilon} = 1.0$ の時の真応力は、従来の引張試験法では得ることができなかったが、画像計測引張試験では求めることが可能となった。これらの結果をTable 2に示す。

n 値はSS400材が0.17, 5.0%Mn材が0.061であり、実測したくびれ開始点とほぼ一致した。

くびれ開始点以降も加工硬化率は急激に減少し、両材料ともに、くびれ開始点の2倍程度のひずみ ($\bar{\epsilon} > 2n$) となったときに、加工硬化率はおよそ一定となった。この時、

Fig. 15. Work hardening rate-true strain curves and true stress-true strain curves; (a)SS400 and (b)5.0%Mn steel.

Table 2 Results of n and C calculated from true stress-true strain curve on image analysis tensile test; n : work hardening exponent, C : true stress at a true strain of 1.0.

	SS400	5.0%Mn
n	0.17	0.061
C (MPa)	768	1782

一定となった加工硬化率は、SS400材と5.0%Mn材で、それぞれ、200MPa, 350MPaであった。

以上のことより、くびれ開始後であっても、加工硬化は進行することがわかった。加工硬化率は、くびれ開始後急激に減少するが、 $\bar{\epsilon} > 2n$ となると一定となってくる。これらは、SS400材, 5.0%Mn材という加工硬化挙動の大きく異なる二つの材料に共通の現象である。一定となった加工硬化率は、両材料で異なるが、これは、材料組織に起因するものと考えられる。

画像計測引張試験法のメリットの一つとして、最小半径位置がどこであるかをリアルタイムにモニターで観察できることである。Fig.16に、SS400の断面半径変化の様子を示す。一樣変形中であっても、わずかにくびれが生じるが、加工硬化のためくびれが発達することなく、別な個所がわずかにくびれる。この繰り返しが一様変形であり、言葉のように、単純に一樣に変形しているわけではない。加工硬化率はこの一樣変形領域では急激に低下する。くびれがいったん開始すると、そこが拡大してゆくことになるが、くびれ曲率半径が大きい $\bar{\epsilon} = 2n$ 程度までは、加工硬

Fig. 16. Shape change in the tensile test specimen of SS400 with increasing strain.

化率も比較的大きく、一様変形に近い挙動をすると考えられる。Enamiらは $\bar{\epsilon} = 2n$ でくびれが開始すると報告したが⁹⁾、目視観察では無理もないところであろう。 $\bar{\epsilon} > 2n$ になると加工硬化率も一定に近くなり、くびれ曲率半径も小さくなってゆくと考えられる。

4・4 n 乗硬化則式の評価と妥当性

Fig.17に、Table 2の結果から求めた n 乗硬化則による真応力-真ひずみ曲線と、本画像計測引張試験法によって得られた真応力-真ひずみ曲線の比較を示す。ここで、弾性域は、ひずみ0.002程度であるので、 n 乗硬化則の近似曲線は原点からプロットした。近似曲線と真応力-真ひずみ曲線は、SS400はほぼ一致し、5.0%Mn鋼は低ひずみ領域で若干の乖離があるものの、こちらも、概ね、一致しているといえる。

このことは、 $\bar{\epsilon} > n$ の領域においても、 n 乗硬化則で真応力-真ひずみ曲線が近似できることを意味している。加工硬化指数 n は、ひずみに依存しない定数であるが、ひずみ1.0を超える程度まで、ひずみに依存しないと言ってよいと考える。さらに、ひずみ1.0を大きく超えるような領域まで、 n 乗硬化則が有効である可能性が高い。破断ひずみ2.0程度の材料を用いて検証されるべきであろう。ひずみ1.0を超える範囲まで n 乗硬化則で、真応力-真ひずみ曲線を近似できるという知見は大変数の数値シミュレーションにおいて、有用であると考えられる。

前節で加工硬化率が一定となることを述べたが、これが、式(17)を微分すると、加工硬化率を意味する式(20)となる。

$$\frac{d\bar{\sigma}}{d\bar{\epsilon}} = nC\bar{\epsilon}^{n-1} \dots\dots\dots (20)$$

この関数の形から考えて、加工硬化率が一定となることは当然のことである。一定値とは C に近い値となる。 C も n も組織に依存する定数なので、一定値も組織に依存すると

Fig. 17. True stress-true strain curves approximated by the Hollomon equation $\sigma = C\epsilon^n$ and obtained by the image analysis tensile test.

考えられる。

画像計測引張試験法によって得られる知見が材料の塑性変形の終末現象、すなわち破断に至る実用的に重要な幾つかの指標に有用な情報を与えるものと考えられる。たとえば、薄板の張出し成型限界を示す成型限界線図 (FLD) や、深絞り成型限界を示す限界絞り比 (LDR) などを材料特性と関連づけて論ずることが可能になるものと考えられる。

5. 結論

200万画素の2台のCCDカメラを用いた引張試験片形状変化のin-situ計測によって、破断までの真応力-真ひずみ曲線の取得する画像計測引張試験法の確立を試み、以下の結論を得た。

(1) 200万画素のCCDカメラとデータ処理システムによって、引張試験時の試験片形状変化を試験開始から破断まで連続的に撮影し、その平行部の形状変化を十分な分解能をもって計測することができた。

(2) 伸び計を試験片に装着して変位を測る従来の方法では、標点間距離の変化しか捉えることができないのに対し、本方法では一様変形時における半径変化、くびれ開始時点と位置、くびれ後の曲率半径、くびれ部の最小半径が計測可能となった。

(3) くびれ開始から破断まで連続した最小半径データとくびれ部曲率半径が得られたため、Bridgmanの理論にもとづき、破断までの真応力-真ひずみ曲線が取得可能となった。従来の真応力-真ひずみ曲線の限界がほぼ最大荷重点であったのに対し、今回の方法を用いることによって、真ひずみが1.0を超える範囲まで真応力-真ひずみ曲線を取得することができた。

(4) 最小断面半径とくびれ曲率半径の比であるくびれ比は、本方法で算出できるが、材料組織と関連していると考えられ、延性を評価する一つの指標にできると思われる。

(5) SS400材、5.0%Mn材ともにくびれ開始後も加工硬

化を破断まで続ける。しかし、加工硬化率 ($d\bar{\sigma}/d\bar{\epsilon}$) は急激に減少をつづけ、 $\bar{\epsilon} > 2n$ となった時におおよそ一定となった。一定となる加工硬化率は材料によって異なり、これも材料組織に起因するものと考えられる。

(6) 本方法によって、破断までの真応力-真ひずみ曲線を取得できたが、その結果、加工硬化の代表的近似式である n 乗硬化則 (hollomon の式 $\bar{\sigma} = C\bar{\epsilon}^n$) における n と C 値を求めることが可能になった。この n と C 値を用いて真応力-真ひずみ曲線を n 乗硬化則で近似したところ、SS400 材、5.0%Mn 材ともにより一致が得られた。これらの結果から、くびれ発生以降の $\bar{\epsilon} > n$ の領域においても n 乗硬化則によって真応力-真ひずみ曲線を近似できることが分かった。ひずみ 1.0 を超える程度まで加工硬化指数 n はひずみに依存しないと考えられた。

(7) くびれ発生以降の加工硬化挙動、破断ひずみ、破断応力など、公称応力-公称ひずみ曲線では得られない材料の本質的性質を得ることができた。このことは、画像計測引張試験法によって得られる知見が材料の塑性変形の終末現象、すなわち破断に至る実用的に重要な幾つかの指標に有用な情報を与えるものと考えられる。

本研究の一部は、(独) 科学技術振興機構 (JST) による産学共創基礎基盤研究「ヘテロ構造制御」の支援を受けて行われたものである。また、本研究の遂行にあたり、材料の製作に関して、(独) 物質・材料研究機構材料創製・加工

ステーション檜原高明氏、黒田秀治氏、谷内泰志氏に、引張試験片作製に関して、平出貞夫氏、小松誠幸氏、材料信頼性評価ユニット櫻井昇氏に、引張試験に関して、材料信頼性評価ユニット塚本雅敏氏に、研究全般に関して、芝浦工業大学大学院野田和彦先生、田村宗太郎氏に多大なご協力を頂いた。

文 献

- 1) S.Fuchizawa: *J.Jpn.Soc.Technol.Plant.*, **48**(2007), 981.
- 2) T.Senuma and Y.Takemoto: *J.Jpn.Soc.Technol.Plant.*, **51**(2010), 410.
- 3) M.Mizunuma and Y.Kuriyama: *J.Jpn.Soc.Technol.Plant.*, **45**(2004), 60.
- 4) 2004 年版 JIS ハンドブック, 日本規格協会, (2004), 211.
- 5) P.W.Bridgman: *Studies in Large Plastic Flow and Fracture*, McGRAW-Hill, New York, (1952), 16.
- 6) J.W.Hancock and A.C.Mackenzie: *J. Meck. Phys. Solids*, **24**(1976), 147.
- 7) A.C.Mackenzie, J.W.Hancock and D.K.Brown: *Eng. Fract. Mech.*, **9**(1977), 167.
- 8) K.Enami and K.Nagai: *Tetsu-to-Hagané*, **91**(2005), 285.
- 9) K.Enami and K.Nagai: *Tetsu-to-Hagané*, **91**(2005), 712.
- 10) K.Enami, K.Nagai, S.Torizuka and T.Inoue: *Tetsu-to-Hagané*, **91**(2005), 769.
- 11) T.Hanamura, S.Torizuka, A.Sunahara, M.Imagumbai and H.Takechi: *ISIJ Int.*, **51**(2011), 685.
- 12) 加藤雅治, 熊井真次, 尾中晋: 材料強度学, 朝倉書店, 東京, 50.
- 13) R.Hill: *The Mathematical Theory of Plasticity*, Oxford University Press, London, (1960), 12.