

# 平面ひずみ引張を受ける鋼板の加工硬化特性の測定と解析

桑原 利彦\*・池田 聡\*<sup>2</sup>

Measurement and Analysis of Work Hardening of Sheet Steels Subjected to Plane-strain Tension

Toshihiko KUWABARA and Satoshi IKEDA

**Synopsis :** A novel experimental method for precisely measuring the stress-strain relations of sheet metals subjected to plane-strain tension has been developed. A hydraulically servo-controlled biaxial tensile testing apparatus and newly-devised cruciform specimens have been used. The geometry of the cruciform specimen has been determined using FEM analysis so that the stress distribution in the gage section of the specimen becomes as uniform as possible. By measuring the principal strain components of the specimen by strain gages and controlling the nominal strain rates using an electrical feed-back circuit, we have been successful to realize plane-strain tension tests of sheet metals up to a tensile strain of 0.1. The minimum (width) strain has been confirmed to be almost zero within the resolution of strain measurement,  $\pm 22 \mu\epsilon$ . The measurement error of the maximum principal flow stress has been estimated to be under 2% according to the FEM analysis. Stress-strain curves for IF steel (SPCEN) and 370 MPa-level rephosphorized steel (SPFC370) under plane-strain tension have been measured and compared with those predicted by the Hill quadratic and Hosford yield criteria. It has been found that the stress-strain curves calculated by the Hosford yield criterion are generally in good agreement with the experimental ones during early work hardening stages (less than 0.02–0.03 tensile strains). However, the difference between the experimental and predicted flow stresses increases gradually with increasing the tensile strain. The plane-strain flow stresses predicted by the Hill quadratic yield criterion are tend to be larger than the observed ones for the whole strain range irrespective of materials.

**Key words :** plane-strain tension test; high strength low alloy steel; low carbon steel; plastic deformation; yield criterion.

## 1. 緒言

破断の予測やスプリングバック解析など、高精度な板材成形シミュレーションを行うためには、高精度な材料モデルを使う必要がある。自動車ボディに代表される三次元板材製品の成形は、張出変形と絞り変形が混在する複合成形であるが、チャンネル部材など長尺品の成形では、板幅不変の平面ひずみ変形が支配的である。また、自動車外板などでも、平面ひずみ引張に近い変形を受ける部位は多い<sup>1)</sup>。したがって、材料モデルの根幹をなす降伏関数の妥当性を検証する材料試験法として、平面ひずみ引張における金属板材の加工硬化特性を精度良く測定するための試験法、すなわち平面ひずみ引張試験法が有効である。

平面ひずみ引張における金属薄板の加工硬化特性に関する研究としては、広幅試験片を用いた Wagoner<sup>2-5)</sup> による一連の研究がある。しかしこの試験片形状では、標点部の板縁近傍で単軸応力状態になることは避けられず、その補正が煩瑣である。また、Wagoner は、同試験法により、アルミニウム合金板 2036-T4<sup>3)</sup>、アルミキルド鋼板および 2 相組織鋼板<sup>4)</sup>、7-3 黄銅<sup>5)</sup> の平面ひずみ引張における加工

硬化特性を明らかにしている。しかし鋼板の加工硬化特性に関する Wagoner の結論<sup>4)</sup> は、筆者らの見解とは異なるものである。すなわち Wagoner は、上記 2 種類の鋼板の平面ひずみ引張における応力ひずみ曲線は、Hill の二次降伏関数による計算値とほぼ一致すると結論づけている。しかし、筆者らが行った各種冷延鋼板の二軸引張試験<sup>6,7)</sup> の結果によれば、等二軸引張から平面ひずみ引張に近い応力比 2:1 もしくは 1:2 (圧延方向応力: 圧延直角方向応力) にかけて、塑性流動応力の測定値は、Hill の二次降伏関数による計算値よりも小さく、Wagoner の結論とは異なる実験結果となった。

本研究では、油圧サーボ制御型二軸引張試験機と新たに考案した十字形試験片を用いた高精度な平面ひずみ引張試験法を提案する。そして、 $r$  値の異なる 2 種類の冷延鋼板の、平面ひずみ引張における応力ひずみ曲線 (加工硬化特性) を明らかにすることを目的とする。さらに、測定された応力ひずみ曲線を Hill の二次降伏関数<sup>8)</sup> ならびに Hosford の降伏関数<sup>9,10)</sup> による計算値と比較することにより、それら降伏関数の妥当性を検証する。

平成 14 年 1 月 21 日受付 平成 14 年 2 月 25 日受理 (Received on Jan. 21, 2002; Accepted on Feb. 25, 2002)

\* 東京農工大学工学部 (Faculty of Engineering, Tokyo University of Agriculture & Technology, 2-24-16 Naka-cho Koganei 184-8588)

\* 2 (株) エステック (ESTECH Corp.)

## 2. 実験方法

### 2.1 二軸引張試験機

著者らが文献 6) において設計製作した油圧サーボ制御型二軸引張試験機に、文献 11) で開発したひずみ速度制御システムを組み込むことにより、公称ひずみ速度一定での平面ひずみ引張試験を行った。すなわち本研究では、引張(最大荷重)方向の垂直ひずみ速度を一定に保ちつつ、それと直交する方向の垂直ひずみ成分を、制御系の分解能である  $22\mu\epsilon$  の範囲内で 0 に保持することにより、高精度な平面ひずみ引張試験を実現した。

### 2.2 平面ひずみ引張試験片

本研究で考案した平面ひずみ引張試験片を Fig. 1 に示す。試験片中央の  $60\text{mm}\times 60\text{mm}$  の正方形領域が応力測定部である。試験片の短腕方向が引張方向であり、長腕方向がひずみ 0 の方向である。それぞれの腕部が前述の二軸引張試験機にチャッキングされる。以下、座標軸として短腕方向を 1 軸方向、長腕方向を 2 軸方向と呼ぶ。

応力測定部の 1 軸方向の変形が長腕部によって拘束されるのを防ぐために、レーザー加工により、長腕部に長さ  $60\text{mm}\times$  幅  $0.3\text{mm}$  のスリットを  $6\text{mm}$  間隔 (スリット数: 片腕 9 本) で設けた。さらに、スリット先端に半径  $1\text{mm}$  の円形穴を設けることにより、応力集中による試験片の早期の破断を抑止した。一方、2 軸方向はひずみ 0 ( $\epsilon_2=0$ ) の方向であり、寸法変化はないので、短腕部にはスリットを設けていない。なお、長腕部に加工するスリットの数とスリット端部の穴径については、有限要素法 (FEM) を用いた十字形試験片の変形解析に基づいて、応力の測定誤差が極力小さくなるように決定した。詳細は 3 章で述べる。

### 2.3 ひずみおよび応力の測定方法

各方向のひずみは、試験片中心から約  $5\text{mm}$  離れた中心線上に貼り付けた 2 枚のひずみゲージにより測定した。ひずみゲージには、大ひずみ域用塑性ゲージを使用した。また、ひずみゲージによるひずみの測定値に基づいて、1 軸方向の公称ひずみ速度を  $7.5\times 10^{-4}\text{s}$  一定に保持した。2 軸方向の垂直ひずみ成分は、フィードバック制御により、制御系の分解能である  $22\mu\epsilon$  の範囲内で 0 に保持した。

1 軸方向の垂直応力成分  $\sigma_1$  は、試験中に時々刻々測定される荷重値をその瞬間の応力測定部の断面積で除した真応力として算定した。各時刻における断面積は、面内塑性ひずみ  $\epsilon_1^p, \epsilon_2^p$  の測定値を用いて、体積一定則より算定した。また、ひずみを試験片の中心軸上で計測しているのでもせん断応力成分  $\sigma_{12}$  は 0 とみなした。

### 2.4 供試材

供試材として冷延鋼板 SPCEN (板厚  $1.2\text{mm}$ , 平均  $r$  値  $\bar{r}=1.87$ ) および  $370\text{MPa}$  級 P 添加高張力鋼板 SPFC370 (板厚  $0.8\text{mm}$ ,  $\bar{r}=1.52$ ) を用いた。それらの機械的性質を Table 1 に示す。単軸引張試験における公称ひずみ速度は

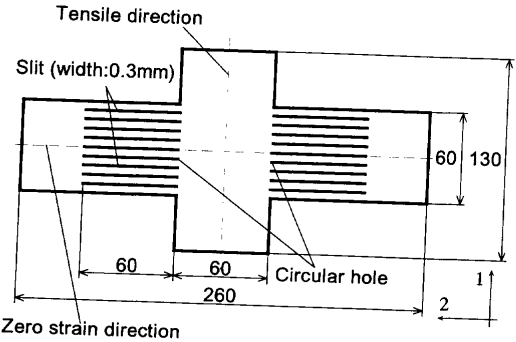


Fig. 1. Cruciform specimen for plane-strain tension test.

Table 1. Mechanical properties of test materials.

Material (thickness /mm)	$\sigma_{0.2}$ /MPa	$c^*$ /MPa	$n^*$	$\alpha^*$	$r^{**}$
SPCEN (1.2)	136	607	0.347	0.011	2.02
	150	629	0.340	0.013	1.56
	146	632	0.376	0.018	2.34
SPFC370 (0.8)	223	725	0.258	0.007	1.49
	234	756	0.262	0.008	1.36
	226	723	0.253	0.007	1.87

Upper, middle and lower lines indicate the mechanical properties in the  $0^\circ, 45^\circ$  and  $90^\circ$  directions from the rolling direction of the material, respectively.

\* Approximated using  $\sigma = c(\alpha + \epsilon^p)^n$  at  $\epsilon^p = 0.001 \sim 0.09$

\*\* Measured at uniaxial plastic strain  $\epsilon^p = 0.1$

Table 2. Geometrical conditions of cruciform specimens assumed in FEM analysis.

Type of specimen	A	B	C	D	E	F
Number of slits	11	11	9	9	7	7
Radius of circular hole /mm	1.0	0.5	1.0	0.5	1.0	0.5

$(8\sim 9)\times 10^{-4}\text{s}$  とした。これは、平面ひずみ引張試験とほぼ同等の相当ひずみ速度となる。なお、ひずみの測定には伸び計を用いた。

## 3. FEM 解析による試験片形状の決定

長腕部に加工するスリットの数およびスリット端部の穴径の組合せを、Table 2 に示す 6 通り (試験片 A~F) に変えて FEM 解析を行った。解析には静的陰解法 FEM コード ABAQUS/Standard Ver. 6.2 を使用した。

解析モデルを Fig. 2 に示す。対称性から 1/4 モデルとし、境界上に対称拘束条件を定義した。要素は一次平面応力要素 (板厚  $0.8\text{mm}$ ) とし、応力集中が予想されるスリット端部周辺ではメッシュ分割を細かくした (穴径  $R0.5$  の場合で約  $0.2\text{mm}$ ,  $R1.0$  の場合で約  $0.3\text{mm}$ )。材料は等方性 (Mises 材) とし、文献 6) で用いた冷延鋼板の圧延方向の加工硬化式  $\sigma = 522(0.0041 + \epsilon^p)^{0.209}$  を仮定した。また、実験で行ったように、2 軸方向の垂直ひずみ成分を 0 に保持

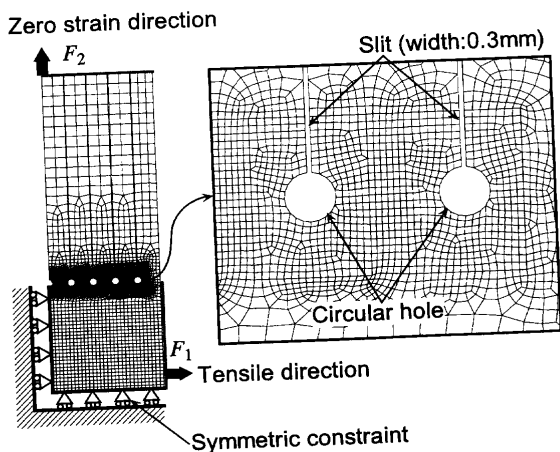


Fig. 2. FEM analysis model for a cruciform specimen subjected to plane-strain tension.

するような制御機能を本FEMコードに組み込むことは容易でなかったため、平面ひずみ引張に近い荷重条件として、1軸および2軸方向の荷重の比率を  $F_1:F_2=2:1$  に保持しながら、各荷重を時間とともに線形に増加させた。荷重  $F_1, F_2$  は、試験片のチャッキング位置である長腕部端部および短腕部と応力測定部の境界線上に設けた剛体要素を介して作用させた。

試験片 A, C, E, F における1軸方向の真応力  $\sigma_1$  の分布を Fig. 3 に示す。このとき、試験片中心における対数塑性ひずみ  $\epsilon_1^p$  はおよそ 0.06 である。いずれの試験片においても、スリット端部から約 5mm の範囲では応力集中により、応力勾配が大きくなっている。しかし、実験において  $\sigma_1$  を評価する位置となる、2軸方向の試験片中心線上の  $\sigma_1$  の分布を観察すると、試験片 A, C, E においては、上述の応力集中部以外の区間における  $\sigma_1$  の変動は 2~3MPa 程度であり、ほぼ均一な応力分布が得られている。これに対し試験片 F では、 $F_1$  の作用箇所（チャッキング位置）に最も近いスリット端部における応力集中が大きく、その影響が応力測定部の中央部にまで広がっており、不均一な応力分布になっている。

本解析結果より、実験における応力算出方法と同様に、ひずみ測定位置である試験片中央要素の  $\epsilon_1^p, \epsilon_2^p$  から、体積一定条件より断面積  $A_1$  を求め、1軸方向の見かけの真応力  $\sigma_1^{EXP} \equiv F_1/A_1$  を算定した。さらに試験片中央要素における応力の計算値  $\sigma_1^{ELEM}$  を基準にして、各試験片における応力測定誤差  $(\sigma_1^{EXP} - \sigma_1^{ELEM})/\sigma_1^{ELEM}$  を評価した。Fig. 4 に、 $\epsilon_1^p$  の増加に伴う応力測定誤差の変化を示す。本図より、スリット数が多く、スリット端部穴径が大きい試験片ほど、応力測定誤差が小さいことがわかる。

そこで第1候補は試験片 A, B, C となった。しかし、試験片 A, B ではスリット端部穴周辺において応力集中が大きくなり、試験片が早期に破断してしまう懸念があった。結果、本研究では試験片 C を用いることとした。Fig. 4 より、試

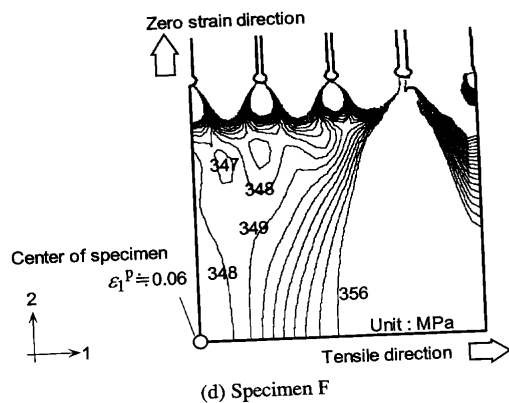
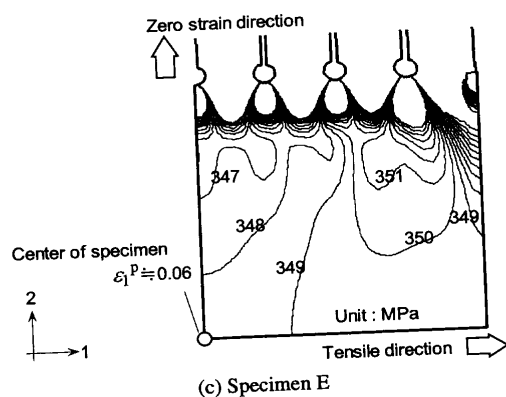
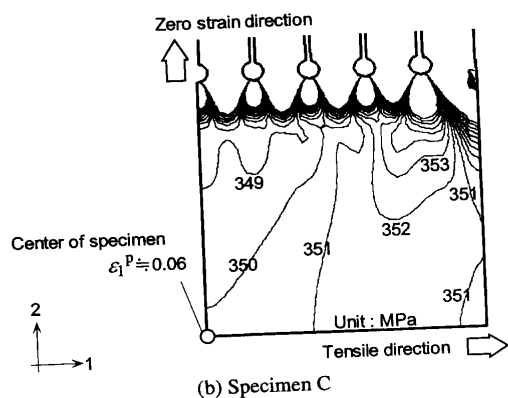
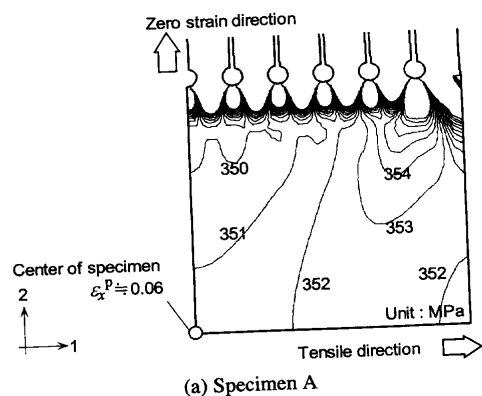


Fig. 3. Distribution of  $\sigma_1$  calculated by finite element analysis for specimens A, C, E and F shown in Table 2.

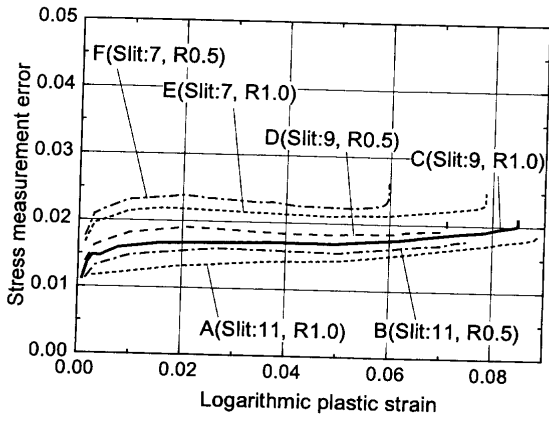


Fig. 4. Variation of stress measurement error with plastic strain  $\epsilon^p$  for specimens A, B, C, D, E and F.

試験片Cを用いた場合、 $\epsilon^p \leq 0.09$ において、応力測定誤差は2%以下と推定される。

#### 4. 平面ひずみ引張を受ける金属薄板の応力ひずみ曲線の計算法

本章では、Hillの二次降伏関数<sup>8)</sup>およびHosford<sup>9,10)</sup>の降伏関数に基づいて、平面ひずみ引張を受ける金属薄板の応力ひずみ曲線を計算する方法について述べる。多くの異方性降伏関数<sup>12,13)</sup>のなかから、とくにこれら2つの降伏関数を選んだ理由は、前者は塑性力学解析において最もよく用いられる降伏関数であること、後者は、解析的な取り扱いが容易であることに加えて、二軸引張試験で測定された、鋼板<sup>6,7)</sup>や6000系アルミニウム合金板<sup>14)</sup>の等塑性仕事面の測定値と良い一致を示したからである。

平面応力状態を仮定し、素板の圧延方向をx軸、圧延直角方向をy軸にとる。圧延方向および圧延直角方向のr値をそれぞれ $r_0, r_{90}$ とする。相当応力 $\bar{\sigma}$ を圧延方向の単軸引張応力に一致させれば、Hosfordの降伏関数は次式で与えられる。

$$r_{90}\sigma_x^a + r_0\sigma_y^a + r_{90}r_0(\sigma_x - \sigma_y)^a = r_{90}(1+r_0)\bar{\sigma}^a \quad (1)$$

指数aについては、BCC金属に対しては $a=6$ が、FCC金属に対しては $a=8$ が推奨されている<sup>10)</sup>。式(1)は、 $a=2$ のときHillの二次降伏関数に一致する。ここで応力比 $\alpha$ ( $\equiv \sigma_y/\sigma_x$ )を定義すると、式(1)は式(2-1)および式(2-2)に書き換えられる。

$$\frac{\bar{\sigma}}{\sigma_x} = \left\{ \frac{r_{90} + r_0\alpha^a + r_{90}r_0(1-\alpha)^a}{r_{90}(1+r_0)} \right\}^{1/a} \quad (2-1)$$

$$\frac{\bar{\sigma}}{\sigma_y} = \left\{ \frac{r_0 + r_{90}\alpha^{-a} + r_{90}r_0(\alpha^{-1}-1)^a}{r_{90}(1+r_0)} \right\}^{1/a} \quad (2-2)$$

降伏関数が塑性ポテンシャルに一致すると仮定すると、法線則より塑性ひずみ増分比 $\rho$ は次式で与えられる。

$$\rho \equiv \frac{d\epsilon_y^p}{d\epsilon_x^p} = \frac{r_0}{r_{90}} \frac{\alpha^{a-1} - r_{90}(1-\alpha)^{a-1}}{1 + r_0(1-\alpha)^{a-1}} \quad (3)$$

一方、相当塑性ひずみ増分の定義

$$\bar{d\epsilon}^p \equiv (\sigma_x d\epsilon_x^p + \sigma_y d\epsilon_y^p) / \bar{\sigma} \quad (4)$$

より次式を得る。

$$\frac{\bar{d\epsilon}^p}{d\epsilon_x^p} = \frac{\sigma_x}{\bar{\sigma}} (1 + \alpha\rho) \quad (5-1)$$

$$\frac{\bar{d\epsilon}^p}{d\epsilon_y^p} = \frac{\sigma_y}{\bar{\sigma}} \left( 1 + \frac{1}{\alpha\rho} \right) \quad (5-2)$$

圧延方向を1軸方向とした平面ひずみ引張試験では、 $d\epsilon_y^p=0$ より $\rho=0$ である。よって式(5-1)は $(\bar{d\epsilon}^p/d\epsilon_x^p) = (\sigma_x/\bar{\sigma})$ となる。したがって、相当応力-相当塑性ひずみ $(\bar{\sigma}-\bar{\epsilon}^p)$ 曲線を圧延方向の単軸引張応力-対数塑性ひずみ曲線 $(\sigma_{xU}-\epsilon_{xU}^p)$ に一致させると、式(2-1)より、平面ひずみ引張における1軸方向の真応力 $\sigma_{xp}$ および塑性ひずみ増分 $d\epsilon_{xp}^p$ は次式で与えられる。

$$\sigma_{xp} = \frac{1}{K_1} \bar{\sigma} = \frac{1}{K_1} \sigma_{xU} \quad (6-1)$$

$$d\epsilon_{xp}^p = K_1 \bar{d\epsilon}^p = K_1 d\epsilon_{xU}^p \quad (6-2)$$

ここで係数 $K_1$ は、

$$K_1 = \left\{ \frac{r_{90} + r_0\alpha^a + r_{90}r_0(1-\alpha)^a}{r_{90}(1+r_0)} \right\}^{1/a} \quad (6-3)$$

応力比 $\alpha$ は、 $\rho=0$ と式(3)とより、

$$\alpha = \frac{1}{1 + (r_{90})^{-1/(a-1)}} \quad (6-4)$$

圧延直角方向を1軸方向とした平面ひずみ引張試験では、 $d\epsilon_x^p=0$ より $\rho=\infty$ である。よって式(5-2)は $(\bar{d\epsilon}^p/d\epsilon_y^p) = (\sigma_y/\bar{\sigma})$ となる。したがって、相当応力-相当塑性ひずみ曲線を圧延方向の単軸引張応力-対数塑性ひずみ曲線に一致させると、式(2-2)より、平面ひずみ引張における1軸方向の真応力 $\sigma_{yp}$ および塑性ひずみ増分 $d\epsilon_{yp}^p$ は次式で与えられる。

$$\sigma_{yp} = \frac{1}{K_2} \bar{\sigma} = \frac{1}{K_2} \sigma_{yU} \quad (7-1)$$

$$d\epsilon_{yp}^p = K_2 \bar{d\epsilon}^p = K_2 d\epsilon_{yU}^p \quad (7-2)$$

ここで係数  $K_2$  は,

$$K_2 = \left\{ \frac{r_0 + r_{90} \alpha^{-a} + r_0 r_{90} (\alpha^{-1} - 1)^a}{r_{90} (1 + r_0)} \right\}^{1/a} \dots\dots\dots (7-3)$$

応力比  $\alpha$  は、 $\rho = \infty$  と式 (3) とより,

$$\alpha = 1 + r_0^{-1/(a-1)} \dots\dots\dots (7-4)$$

### 5. 実験結果

圧延方向および圧延直角方向をそれぞれ1軸方向(引張方向)として平面ひずみ引張試験を行った。冷延鋼板 SPCEENの実験結果を Fig. 5 に示す。3枚の試験片による実験値のばらつきは、最大で平均値の  $\pm 0.9\%$  以内であった。(a) 圧延方向引張および (b) 圧延直角方向引張ともに、 $0.005 \leq \epsilon_p^i \leq 0.02$  のひずみ範囲において、塑性流動応力の測定値は Hosford の降伏関数による計算値とほぼ一致した。一方、Hill の二次降伏関数による計算値は測定値よりも14%ほど大きい。また  $\epsilon_p^i > 0.02$  においては、ひずみの増加に伴い、測定値は Hosford の降伏関数による計算値よりも徐々に大きくなった。 $\epsilon_p^i = 0.1$  では測定値と Hill の二次降伏関数による計算値との誤差は測定値の7%に低下し、測

定値が相対的に Hill の二次降伏関数による計算値に近づく傾向が見られた。

高張力鋼板 SPFC370の実験結果を Fig. 6 に示す。2枚の試験片による実験値のばらつきは、最大で平均値の  $\pm 0.5\%$  以内であった。(a) 圧延方向引張および (b) 圧延直角方向引張ともに、初期降伏応力の測定値は Hosford の降伏関数による計算値とほぼ一致した。しかし、平面ひずみ引張における、降伏直後の応力ひずみ曲線を見ると、単軸引張よりも塑性流動応力の立ち上がりが急峻である。圧延方向引張の応力ひずみ曲線の測定値を見ると、 $\epsilon_p^i \leq 0.02$  のひずみ範囲では、Hosford の降伏関数による計算値に近いが、その後、徐々に Hill の二次降伏関数による計算値に近づく傾向が観察された。 $\epsilon_p^i = 0.1$  において、Hill の二次降伏関数による計算値と測定値の誤差は測定値の4%であった。一方、圧延直角方向引張では、測定値は、加工硬化初期から Hosford の降伏関数と Hill の二次降伏関数による計算値のおよそ中間に位置するが、ひずみの増加に伴い、Hill の二次降伏関数による計算値に近づく傾向が観察された。 $\epsilon_p^i = 0.1$  において、Hill の二次降伏関数による計算値と測定値の誤差は測定値の3%であった。

最後に、Fig. 5 および Fig. 6 の測定値は、Fig. 4 中の試験

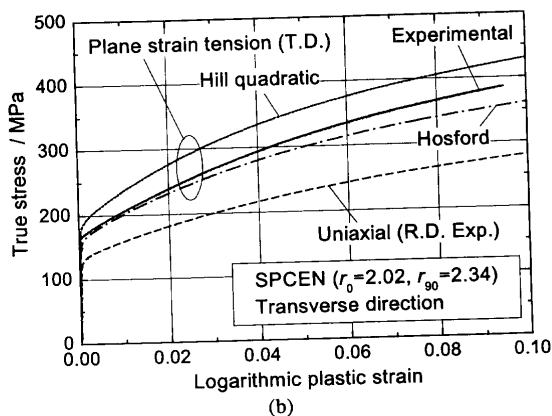
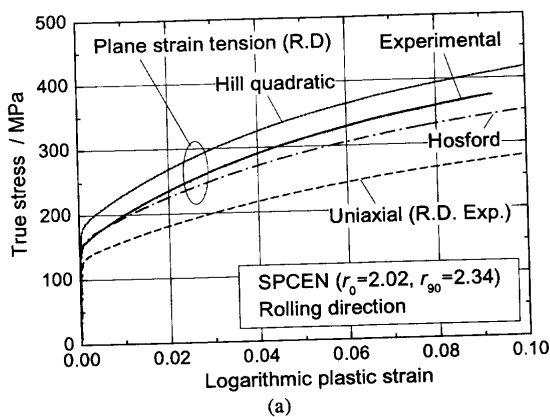


Fig. 5. Comparison of measured stress-strain curves under plane-strain tension with those predicted by the Hill quadratic and Hosford yield criteria for SPCEEN. (a) Rolling direction. (b) Transverse direction.

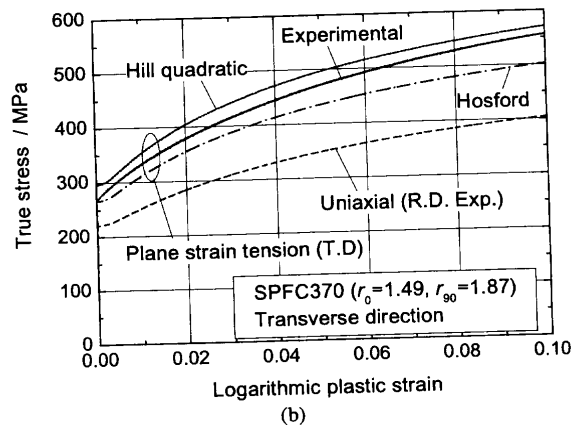
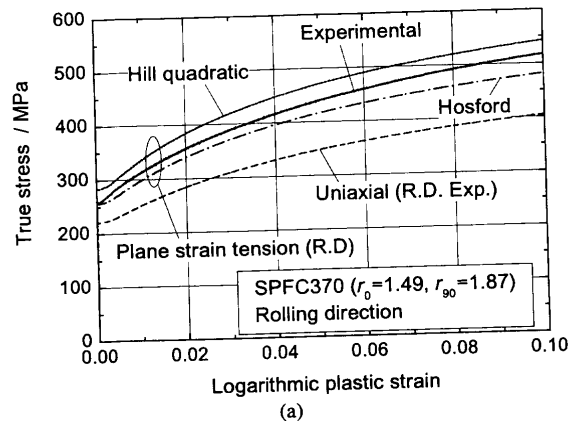


Fig. 6. Comparison of measured stress-strain curves under plane-strain tension with those predicted by the Hill quadratic and Hosford yield criteria for SPFC370. (a) Rolling direction. (b) Transverse direction.

片 C の誤差率に示される程度に、真値より大きめに評価されていることに注意する必要がある。

## 6. 考察

筆者らが文献 6), 7) で行った各種鋼板の 2 軸引張試験は荷重比一定での試験であった。そのため、本報のような平面ひずみ引張における実験値は得られていない。しかし、荷重比 2:1 もしくは 1:2 の試験は、ひずみの測定結果から、平面ひずみ引張変形に近いことがわかっている (文献 6) の Fig. 4 および文献 7) の Fig. 6(a), (b) を参照)。そこで、それらの荷重比における等塑性仕事面の測定結果を詳しく見ると、 $r$  値が比較的大きい IF 鋼板 ( $\bar{r}=1.87\sim 2.33$ ) では、加工硬化初期 (相当ひずみで 2~3% 以下) の塑性流動応力は、Hill の二次降伏関数よりもむしろ Hosford の降伏関数による計算値に近い。これは、本研究における SPCCEN の実験結果 (Fig. 5) と符合する。

SPFC370 は初期降伏応力こそ Hosford の降伏関数による計算値とほぼ一致するものの、その後の加工硬化が SPCCEN に比べて大きく、 $\epsilon_p \leq 0.1$  のひずみ範囲において、Hill の二次および Hosford の降伏関数による計算値のおよそ中間程度の塑性流動応力を呈した。ただし、ひずみの増加とともに徐々に Hill の二次降伏関数による計算値に近づく傾向が見られるので (圧延直角方向でこの傾向がより明確に現れている)、さらに大きな引張ひずみ範囲では、やがては Hill の二次降伏関数による計算値と一致もしくは越える可能性がある。SPCCEN でも Hill の二次降伏関数による計算値に近づく傾向は見られるが、SPFC370 の方がよりその傾向が顕著である。

Wagoner<sup>4)</sup> は、アルミキルド鋼板および 2 相組織鋼板の平面ひずみ引張試験を行い、それらの塑性流動応力は Hill の二次降伏関数による計算値とほぼ一致すると結論づけている。しかしこの見解は、本報の実験結果、とくに SPCCEN の実験結果と相反する。これは、文献 4) では材料の面内等方性が仮定され、降伏関数の係数決定において平均  $r$  値が使われていることが原因と考える。文献 4) の実験で使われたアルミキルド鋼板の  $r$  値は  $r_0=1.91$ ,  $r_{45}=1.16$ ,  $r_{90}=1.76$  であり、その平均  $r$  値 ( $\bar{r}=1.50$ ) は、本来計算に用いるべき、 $r_0$ ,  $r_{90}$  より小さく、これが、Hill の二次降伏関数による計算値を小さくし、偶然に測定値と近い値になったものと推測される。さらに、文献 4) の実験では、ひずみの測定精度の問題から (試験片上に印刷された直径 2.54 mm のサークル 3 つ分を写真撮影してひずみを測定している)、 $\epsilon_p < 0.05$  の低ひずみ範囲における応力ひずみ曲線は測定されていない。筆者らが行った鋼板の二軸引張試験<sup>6,7)</sup> および本報の平面ひずみ引張試験の結果が示すように、 $\epsilon_p \leq 0.02\sim 0.03$  の低ひずみ範囲においては、実験値と Hill の二次降伏関数による計算値の差異が比較的大きい。

したがって、Wagoner の結論<sup>4)</sup> は、このような低ひずみ範囲における鋼板の加工硬化特性に対しても妥当性を欠くものである。

## 7. 結論

(1) 十字形試験片を用いた、金属板材の高精度な平面ひずみ引張試験法を考案した。引張方向のひずみ速度を一定に保ち、幅方向ひずみは、フィードバック制御により、制御系の分解能である  $22 \mu\epsilon$  以下の精度で 0 に保持することができた。

(2) 有限要素法を用いて、十字形試験片の変形解析を行い、応力の測定誤差が極力小さくなるように、長腕部に加工するスリットの数とスリット端部の穴径を決定した。 $\epsilon_p \leq 0.09$  の引張塑性ひずみ範囲における応力の測定誤差は 2% 以下である。

(3) 冷延鋼板 SPCCEN および 370 MPa 級高張力鋼板 SPFC370 の平面ひずみ引張試験を行い、引張塑性ひずみ  $\epsilon_p$  が 0.09~0.1 に達するまでの応力ひずみ曲線の測定に成功した。

(4) SPCCEN の平面ひずみ引張試験においては、加工硬化初期 ( $\epsilon_p \leq 0.02$ ) の応力ひずみ曲線は、Hosford の降伏関数による計算値とほぼ一致した。しかし、ひずみの増加に伴い、両者の差は徐々に大きくなり、測定値は Hill の二次降伏関数による計算値に近づく傾向が観察された。

(5) SPFC370 の平面ひずみ引張試験においては、初期降伏応力は Hosford の降伏関数による計算値とほぼ一致した。しかし、その後の加工硬化が SPCCEN に比べて大きく、 $\epsilon_p \leq 0.1$  のひずみ範囲において、Hill の二次および Hosford の降伏関数による計算値のおよそ中間程度の塑性流動応力を呈した。

最後に、実験にご協力頂いた修士 1 年森田智和君、学部 4 年浅野 穰君、吉澤彰夫君に感謝いたします。供試材を御提供下された新日本製鐵 (株) に厚く御礼申し上げます。

## 文 献

- 1) H.Ishigaki: *Mechanics of Sheet Metal Forming*, ed. by D.P.Koistinen and N.-M.Wang, Plenum Press, New York, (1978), 315.
- 2) R.H.Wagoner and N.-M.Wang: *Int. J. Mech. Sci.*, **21** (1979), 225.
- 3) R.H.Wagoner: *Metall. Trans. A*, **11A** (1980), 165.
- 4) R.H.Wagoner: *Metall. Trans. A*, **12A** (1981), 877.
- 5) R.H.Wagoner: *Metall. Trans. A*, **13A** (1982), 1491.
- 6) T.Kuwabara and S.Ikeda: *J. Jpn. Soc. Technol. Plast.*, **40** (1999), 145.
- 7) T.Kuwabara, S.Yamada, E.Iizuka and T.Hira: *Tetsu-to-Hagané*, **87** (2001), 198.
- 8) R.Hill: *Proc. R. Soc. (London)*, **A193** (1948), 281.
- 9) W.F.Hosford: *Proc. 7th North Amer. Metalworking Res. Conf.*, SME, Dearborn, Michigan, (1979), 191.
- 10) R.W.Logan and W.F.Hosford: *Int. J. Mech. Sci.*, **22** (1980), 419.
- 11) T.Kuwabara, M.Kuroda, V.Tvergaard and K.Nomura: *Acta Mater.*, **48** (2000), 2071.
- 12) T.Kuwabara: *J. Jpn. Soc. Technol. Plast.*, **41** (2000), 199.
- 13) T.Kuwabara: *J. Jpn. Soc. Technol. Plast.*, **41** (2000), 313.
- 14) T.Kuwabara and K.Kurita: *J. Jpn. Inst. Light Met.*, **50** (2000), 2.