

CNC材料試験機によるチューブ hidroフォーミング用 実用円管材の塑性変形特性の研究

東京農工大学 工学部 機械システム工学科
助教授 桑原利彦
(平成12年度研究開発助成AF-200009)

キーワード：チューブ hidroフォーミング，異方性降伏関数，加工硬化

1. 研究の目的と背景

輸送機器の軽量化技術として，チューブ hidroフォーミング (THF) が注目されている^{1),2)}。チューブ hidroフォーミングでは，素管は複雑な変形履歴を受ける。そのため，FEM シミュレーションを援用した，破断やスプリングバックなどの高精度な予測と，それに基づく工程の最適化が，今後の重要な技術課題となろう³⁾。シミュレーションの高精度化のためには，材料の弾塑性変形挙動を精度よく再現できる材料モデル（構成式）の構築が必要であり，そのためには，材料の変形挙動を測定・評価するための材料試験技術を確立することが必須である。

多軸応力を受ける金属円管の塑性変形挙動を測定する実験手法としては，円管試験片に引張り，ねじり，内圧の組合せ荷重を負荷する手法が一般的である⁴⁾。本研究で研究対象とするアルミニウム系材料についても，その塑性変形挙動に関する研究が数多く報告されている。線形⁵⁾～⁷⁾および複合応力経路⁸⁾における加工硬化特性，前負荷後の後続降伏曲面^{9)~11)}，線形および複合ひずみ経路における成形限界^{12),13)}などが報告されている。しかし自動車用部材として用いられる大径の押し出し円管材について，降伏初期から破断に至る広範なひずみ範囲において，二軸応力下における加工硬化挙動（応力-ひずみ曲線）を精密に測定し，その塑性変形特性を明らかにした研究はない。

筆者らは，THF に用いられるような大型の実用円管材を対象として，その弾塑性変形挙動を大ひずみ域まで精密に測定できる CNC サーボ制御二軸応力試験機を開発し，内圧と軸力を受ける低炭素鋼管の塑性変形特性を明らかにした¹⁴⁾。本報告書では，上記試験機を用いて，線形応力経路のもとでの，A5154-H112 押し出し円管材の初期降伏曲面ならびに応力-ひずみ曲線を精密に測定する。さらに，その塑性変形挙動を精度よく再現するための異

方性降伏関数を同定することに成功したので報告する。

2. 実験方法

2.1 供試材

供試材は，外径 76mm，公称肉厚 3.8mm のアルミニウム合金 5154-H112 押し出し円管材である。管軸方向 (ϕ 方向) および円周方向 (θ 方向) の単軸引張試験より同定された，管軸方向および円周方向の機械的性質を表 1 に示す。円周方向の塑性流動応力および r 値が管軸方向のそれよりも大きく，本供試材は明瞭な塑性異方性を有することがわかる。なお，押し出し円管材の塑性異方性については，同様の測定結果が文献¹⁶⁾に報告されている。

素管の肉厚分布を測定したところ，図 1 に示すように，不規則なばらつきが確認された。肉厚のばらつきは，平均肉厚 3.87mm のおよそ $\pm 1.1\%$ であった。

2.2 サーボ制御二軸応力試験機

本研究で用いた CNC 二軸応力試験機¹⁴⁾を図 2 に示す。対向する油圧シリンダによって軸力 T を，増圧器により内圧 P を負荷する。軸力はロードセルにより，内圧は圧力計により測定される。本試験機の特徴は，軸力と内圧の閉ループ制御により，任意の真ひずみ経路もしくは真応力経路を円管試験片に負荷でき，しかもひずみ速度もしくは応力速度を任意の値に設定できる点である。

円管の試験部長さ（チャック間距離）は 160mm とした。円管の変形は，自作の曲率計と塑性域ひずみゲージ（東京測器研究所製 YFLA-2）を用いて測定した。パンタグラフ型の等変位機構¹⁷⁾によって，円管試験片はつねに試験機中央に維持される。

塑性域ひずみゲージは，曲率計の設置位置近傍において，管軸方向および円周方向にそれぞれ 1 枚を貼り付けた。今回の実験では，肉厚がほぼ平均値に近くかつ局所的な極大値を示す位置（図 1 において $\theta = 285^\circ$ の位置）にひずみゲージを貼りつけた。

表1 供試材の機械的性質

Tensile Direction	$\sigma_{0.2}$ /MPa	c^* /MPa	n^*	α^*	r^{**}
ϕ	93	522	0.39	0.008	0.36
θ	93	536	0.37	0.007	0.59

*Approximated using $\sigma = c(\alpha + \epsilon^p)^n$ for $0.001 \leq \epsilon^p \leq 0.20$.

** Measured at uniaxial plastic strain $\epsilon^p = 0.10 \sim 0.20$.

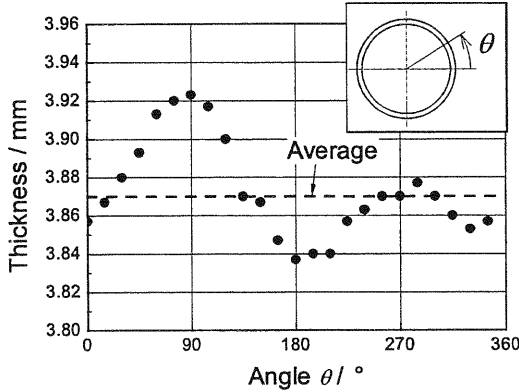


図1 試験片の肉厚分布

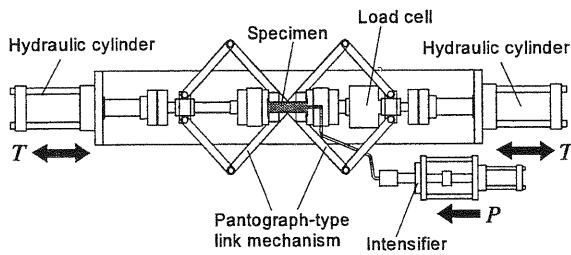


図2 実験装置の模式図

管軸方向および円周方向の真ひずみ ϵ_ϕ , ϵ_θ は、次式により、管中央部における肉厚中心の値に換算して測定値とした。

$$\epsilon_\phi = \epsilon_{\phi S} - \ln \frac{R_\phi}{R_\phi - (t/2)} \quad (1)$$

$$\epsilon_\theta = \ln \frac{D-t}{D_0-t_0} = \ln \frac{D_0 \exp(\epsilon_{\theta S}) - t}{D_0 - t_0} \quad (2)$$

ここで、 $\epsilon_{\phi S}$ および $\epsilon_{\theta S}$ は管中央外表面において測定された管軸方向および円周方向の真ひずみ、 D_0 および t_0 は変形前の円管の外径および肉厚、 D および t は変形中の管中央における外径および肉厚である。肉厚 t は、体積一定条件より、次式を用いて算定した。

$$t = t_0 \exp(-\epsilon_\phi - \epsilon_\theta) \quad (3)$$

ただし、式(3)において弾性ひずみ成分は無視している。

管軸方向および円周方向の真応力成分 σ_ϕ , σ_θ は、管中央部の微小要素に関するつり合い式に基づいて、次式より、肉厚中心の値として算定した。

$$\sigma_\phi = \frac{P\pi(D/2-t)^2 + T}{\pi(D-t)t} \quad (4)$$

$$\sigma_\theta = \frac{(R_\phi - t)(D - 2t)}{(2R_\phi - t)t} P - \frac{D-t}{2R_\phi - t} \sigma_\phi \quad (5)$$

5つの実験値 $T, P, \epsilon_\phi, \epsilon_\theta, R_\phi$ がPCに取り込まれ、それらの値から管中央部の管軸方向真応力 σ_ϕ および円周方向真応力 σ_θ が算定される。それらの応力値はPIコントローラに入力され、応力の指令値との誤差に基づいて、 σ_ϕ の制御信号として軸力 T の指令値が、 σ_θ の制御信号として内圧 P の指令値が 0.01 秒ごとに出力される（応力の指令値は 0.1 秒ごとに更新される）。それらの指令値は実験値と比較され、その誤差に基づいてサーボ弁が制御され、油圧シリンダおよび増圧機がそれぞれ駆動される。

軸力と内圧の測定分解能は、各々7N, 1kPa, ひずみの測定分解能は $6 \mu\epsilon$ である。これらの実験値は 0.3 秒毎にハードディスクに保存され、のちのデータ整理作業に用いた。

2.3 実験方法

二軸応力を受ける供試材の塑性変形特性を定量的に評価するため、線形応力経路における等塑性仕事面¹⁸⁾の測定を行った。応力比は $\sigma_\phi : \sigma_\theta = 1:0, 4:1, 2:1, 4:3, 1:1, 20:23, 3:4, 1:2, 1:4, 0:1$ の10通りとした。応力比 20:23 は、本供試材の塑性ひずみ増分ベクトルの比 $d\epsilon_\phi^p : d\epsilon_\theta^p$ がほぼ 1:1 になる応力比である (3.2 節参照)。塑性仕事と塑性流動応力の関係式としては、管軸方向の単軸引張試験から得られた真応力-対数塑性ひずみ曲線を基準とした。すなわち、管軸方向の単軸引張試験において、管軸方向の対数塑性ひずみ ϵ_ϕ^p が既定値に達するまでになされた単位体積当たりの塑性仕事 W を測定し、他の応力比においては、 W と等量の塑性仕事を与える応力点 ($\sigma_\phi, \sigma_\theta$) を主応力空間にプロットして等塑性仕事面を求めた。試験片の負荷速度は、von Mises の相当応力速度に換算して 0.35 MPa/s 一定とした。

3. 実験結果

3.1 等塑性仕事面の測定結果

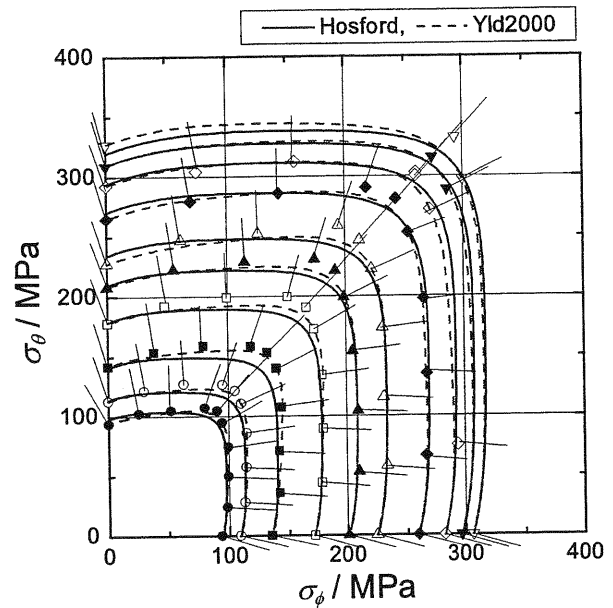
等塑性仕事面の測定結果を図3に示す。試験数は、応

力比 1:2 で 3, その他の応力比で 2 とした. 図中のプロット点はその平均値を示す. 同一の ϵ_0^p に対する応力の実験値のばらつきは, 応力比 1:2 において塑性流動応力の 8% であったが, その他の応力比では最大でも 2~3% であった (応力比 1:2 においてのみ測定値のばらつきが大きくなった原因は現段階では不明). 図 3 (a) の各プロット点に付随する線分は, その応力点に達した瞬間における塑性ひずみ増分ベクトルの方向を示す (3.2 節参照). 図 3 (b) は, 図 3 (a) の応力の実験値を, 当該の ϵ_0^p に対応する管軸方向単軸引張真応力 σ_0 で除して無次元化したものである.

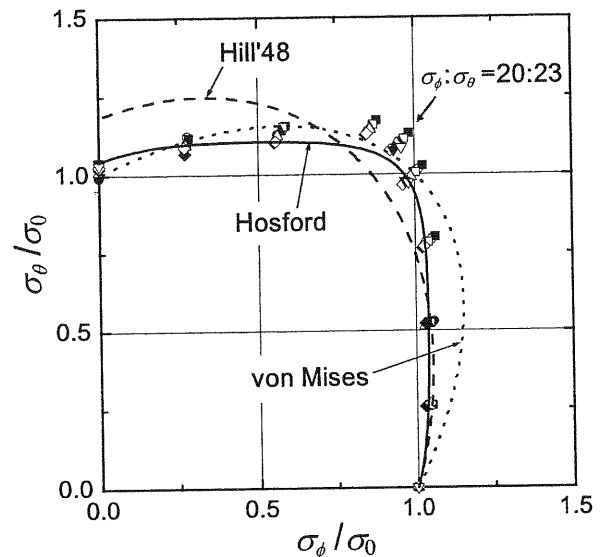
比較のために, 図 3 (a) においては次数 8 の Hosford^{19), 20)} および Barlat らの提案による降伏条件式²¹⁾ (以下 Yld2000) に基づく降伏曲面を, 図 3 (b) においては, von Mises, Hill の 2 次²²⁾ および次数 8 の Hosford の降伏曲面を併記した (各降伏条件式の詳細については付録参照). 異方性降伏条件式として, 特に Hill の 2 次と Hosford の降伏条件式を選んだ理由は, 前者は塑性力学解析においてもっともよく用いられる降伏条件式であること, 後者は, 解析的な取り扱いが容易であることに加えて, 二軸引張試験で測定された, 鋼板^{23)~26)} や 6000 系アルミニウム合金板²⁷⁾ の等塑性仕事面の実験値とよい一致を示したからである. Yld2000 は, Hershey²⁸⁾ および Hosford の降伏条件式^{19), 20)} に代表される高次の降伏条件式にせん断応力項を付加するべく, Barlat らにより提案された降伏条件式である. Yld2000 は 8 個の異方性係数を用いるため, より高精度な材料モデルの構築が期待できる.

等塑性仕事面は応力比 20:23~3:4 方向に張り出した形状を有している. Yld2000 による降伏曲面形状はこの傾向をよく捉えており, 特に $\epsilon_0^p = 0.002, 0.01, 0.025$ における等塑性仕事面とほぼ一致している. Hosford による降伏曲面と等塑性仕事面との一致の度合いは, $\epsilon_0^p \leq 0.1$ の応力比 1:1~3:4 において Yld2000 に比べてやや劣る. 等塑性仕事面との最大誤差は, Hosford の降伏曲面において 7%, Yld2000 の降伏曲面において 4% であった. Yld2000 は, 未知係数の決定において等二軸引張りにおける塑性流動応力および塑性ひずみ増分ベクトルの方向の実験値も用いるので, Hosford の降伏条件式にくらべて実験値の再現精度が向上するのは当然と考える.

図 3 (b) に示される無次元化等塑性仕事面の測定結果を見ると, 応力比 1:1, 20:23, 3:4 においては等塑性仕事点の位置がややばらついているが, その他の応力比におい



(a)



(b)

図 3 等塑性仕事面の実験値と理論的な降伏曲面の比較. 各プロット点は, 特定の ϵ_0^p (管軸方向単軸引張試験における対数塑性ひずみ) に対応する等塑性仕事面を示す. ϵ_0^p : ● 0.002; ○ 0.01; ■ 0.025; □ 0.05; ▲ 0.075; △ 0.1; ◆ 0.15; ◇ 0.2; ▼ 0.25; ▽ 0.3. σ_0 は ϵ_0^p に対応する単軸真応力である. 図 3 (a) において, データ点に付随する線分は塑性ひずみ増分ベクトル方向の実験値である.

ては, 等塑性仕事点はほぼ同一点に集中している. これより, 本供試材はほぼ等方的に硬化することがわかった.

3.2 塑性ひずみ増分ベクトルの方向の測定結果

各応力比における塑性ひずみ増分ベクトルの方向の実験値と, 各種降伏条件式による計算値 (当該応力比に

おける降伏曲面の法線ベクトル方向)の比較を図4に示す。ここで、応力比は応力経路の方向 φ で表現している(管軸方向単軸引張りが $\varphi=0^\circ$ 、等二軸引張りが $\varphi=45^\circ$ 、円周方向単軸引張りが $\varphi=90^\circ$)。Yld2000による計算値は ε_0^p 毎に異なるため、代表値として $\varepsilon_0^p=0.15$ における計算値を示している。

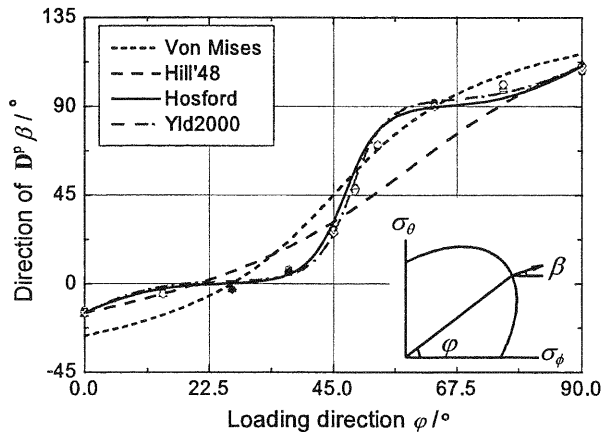


図4 塑性ひずみ増分ベクトル方向の実験値と理論的降伏曲面の外向き法線ベクトル方向の比較。 $\varepsilon_0^p = \bullet$ 0.002; \circ 0.01; \blacksquare 0.025; \square 0.05; \blacktriangle 0.075; \triangle 0.1; \blacklozenge 0.15; \diamond 0.2; \blacktriangledown 0.25; \triangledown 0.3。

まず実験値に着目すると、図3(a)に示される等塑性仕事面の測定範囲において、塑性ひずみ増分ベクトルの方向の最大値と最小値の差は、応力比によらず 6° 以下であった。すなわち応力比が一定であれば、塑性ひずみ増分ベクトルの方向もほぼ一定方向に維持されることがわかった。また、応力比1:1において塑性ひずみ増分ベクトルの方向は $27 \pm 2^\circ$ と測定され、顕著な塑性異方性が確認された。ちなみに、応力比20:23($\varphi=49^\circ$)において、本供試材の塑性ひずみ増分ベクトルはほぼ 45° となることがわかった。

HosfordおよびYld2000による計算値の差は小さく、どちらも実験値の傾向をおおよそ再現できている。ただし、どちらの降伏条件式でも、応力比20:23および3:4で実験値との誤差が最も大きかった。実験値との誤差は、Hosfordの降伏条件式において最大で 10° 、Yld2000降伏条件式において最大で 7° であった。

4. 考察

3節の結果より、(i)等塑性仕事面はHosfordもしくはYld2000の降伏曲面とおおよそ一致すること、(ii)塑性ひずみ増分ベクトルの方向は、HosfordもしくはYld2000の

降伏曲面の法線ベクトル方向とおおよそ一致することが確認された。すなわち、HosfordもしくはYld2000の降伏条件式は、少なくとも線形応力経路に対しては、第一次近似として、本供試材の塑性ポテンシャルに一致すると見なしてよいといえる。

そこで、HosfordおよびYld2000降伏条件式が本供試材の塑性ポテンシャルに一致すると仮定して、線形応力経路における真応力-対数塑性ひずみ曲線を計算し、実験値と比較した。計算結果の例を図5に示す。ここで、相当応力-相当塑性ひずみ曲線として、管軸方向の単軸引張曲線の実験値をVoceの式で近似した曲線を用いた。またYld2000の異方性パラメータは、 $\varepsilon_0^p=0.15$ に対応する等塑性仕事面の実験値から求めた。Yld2000に基づく計算方法については文献0を参照されたい。どちらの降伏条件式においても、実験値と計算値の差は応力比20:23および3:4において比較的大きく、最大で9%の誤差を生じた。しかしながら、それら以外の応力比では、両降伏条件式による計算値の差異は全般的に小さく、実験値の傾向もほぼ再現されていることを確認した⁰。

以上要するに、本供試材の線形応力経路における塑性変形特性(真応力-対数塑性ひずみ曲線)は、HosfordもしくはYld2000の降伏条件式を用いて定量的に予測可能であることがわかった。ただし、Hosfordの降伏条件式はせん断応力項を含まないので、その適用は、本実験の場合のように、応力の主軸と異方性の主軸が一致する負荷様式の場合に限られる。

チューブハイドロフォーミングでは、複数工程におよぶ複雑な変形履歴を受ける。そのような複雑な変形経路に対する構成式の妥当性を検証するには、例えば、破断危険部が受ける変形経路を模した実験を行い、成形限界ひずみなどを、実験と解析の両面から比較検証する研究手法が有効であると考えられる。筆者らは、このような観点から研究を推進中であり³⁰⁾、逐次研究成果を公表していく予定である。

5. 結言

実用円管材に任意のひずみ経路もしくは応力経路を負荷できるCNCサーボ制御二軸応力試験機を用いて、線形応力経路におけるA5154-H112押し円管材の塑性変形特性を明らかにした。その結果、以下の結論を得た。

- 1) 等塑性仕事面はおおむね相似形状を保ち、応力比 $\sigma_\theta : \sigma_\phi = 3:4 \sim 20:23$ 方向に張り出した形状となった。

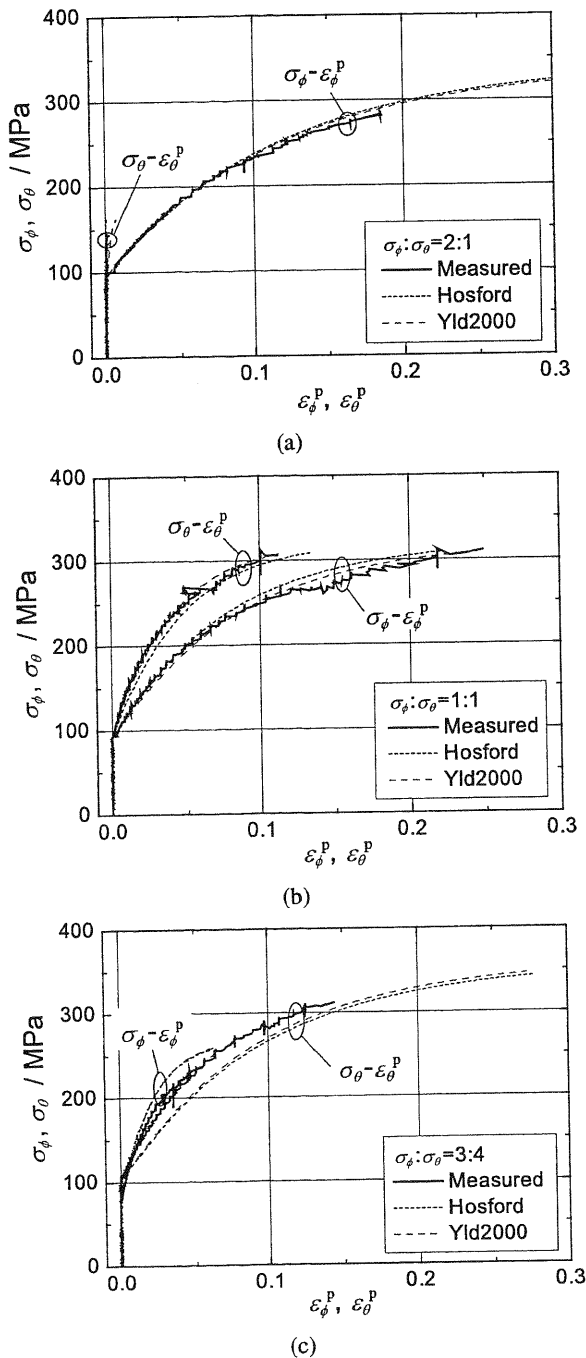


図5 Hosford および Barlat の 2000 年降伏条件式により予測された応力-ひずみ曲線の計算値と実験値の比較。 $\sigma_\phi:\sigma_\theta =$ (a) 2:1, (b) 1:1 and (c) 3:4

Yld2000 による降伏曲面は等塑性仕事面の形状をよく捉えており、特に $\epsilon_0^p = 0.002, 0.01, 0.025$ における等塑性仕事面とほぼ一致した。Hosford による降伏曲面と等塑性仕事面との一致の度合いは、 $\epsilon_0^p \leq 0.1$ の応力比 1:1~3:4 において Yld2000 に比べてやや劣る。

- 2) 線形応力経路のもとでは、塑性ひずみ増分ベクトルの方向はそれぞれの応力比ごとにほぼ一定方向を保ち、

Hosford もしくは Yld2000 の降伏条件式による計算値とおおむねよい一致を示した。

- 3) Hosford および Yld2000 の降伏条件式が塑性ポテンシャルに一致すると仮定して、線形応力経路における真応力-対数塑性ひずみ曲線を計算した。その結果、応力比にかかわらず、両降伏条件式による計算値の差異は全般的に小さいこと、それらの計算値により実験値の傾向がほぼ再現されることを立証した。

最後に、Yld2000 について文献(21)をご教示下さった ALCOA Technical Center の Frederic Barlat 博士、ならびに本研究に関して有益な御議論を賜った山形大学黒田充紀助教授に厚く御礼申し上げます。本研究の一部は、新日本製鐵株式会社ならびに天田金属加工機械技術振興財団の御支援を受けた。深く感謝致します。

なお、本報告書は、すでに論文³²⁾として公表したものを若干短縮した内容になっていることをあらかじめお断りしておく。

参考文献

- 1) 最近のチューブフォーミング技術と自動車への適用小特集号：塑性と加工, 39-453 (1998), 997-1053.
- 2) 淵澤定克：塑性と加工, 41-478 (2000), 1075-1081.
- 3) Takahashi, S., Terada, K., Morita, T. and Matsubara, N.: SAE SP-1686, (2002), 7-13.
- 4) 池上皓三：材料, 24-261 (1975), 491-504.
- 5) Osgood, W.R.: J. Appl. Mech., 14 (1947), A147-153.
- 6) Stout, M.G., Hecker, S.S. and Bourcier, R.: Trans. ASME, J. Engng Mater. Technol., 105 (1983), 242-249.
- 7) Takeda, T.: Trans. ASME, J. Eng. Mater. Technol., 115 (1993), 77-82.
- 8) Marin, J., Hu, L.W. and Hamburg, J.F.: Trans. ASM, 45 (1953), 686-709.
- 9) Hecker, S.S.: Met. Trans., 2 (1971), 2077-2086.
- 10) Hecker, S.S.: Met. Trans., 4 (1973), 985-989.
- 11) 白鳥英亮・池上皓三・金子堅司・吉田総仁・小池茂幸：機論 (第1部), 41-352 (1975), 3430-3437.
- 12) 淵澤定克・竹山壽夫：精密機械, 45-1 (1979), 106-111.
- 13) 森 茂樹・真鍋健一・西村尚：塑性と加工, 29-325 (1988), 131-138.
- 14) Kuwabara, T., Ishiki, M., Kuroda, M. and Takahashi, S.: Journal de Physique IV (accepted)
- 15) Voce, E.: Metallurgia, 51 (1955), 219-226.

- 16) 山田賢治・水越秀雄・岡田英人：51 回塑加連講論, (2000), 349-350.
- 17) 白鳥英亮・池上皓三：材料, **16-165**(1967), 433-439.
- 18) Hill, R., Hecker, S.S. and Stout, M.G. : Int. J. Solids Struct., **31-21** (1994), 2999-3021.
- 19) Hosford, W.F.: Proc. 7th NAMRC, (1979), 191-197.
- 20) Logan, R.W. and Hosford, W.F. : Int. J. Mech. Sci., **22-7**(1980), 419-430
- 21) Barlat, F., Brem, J.C., Yoon, J.W., Chung, K., Dick, R.E., Lege, D.J., Pourboghrat, F., Choi, S.-H. and Chu, E.: Int. J. Plasticity, (in press)
- 22) Hill, R: Proc. Roy. Soc. London, **A193** (1948), 281-297.
- 23) 桑原利彦・池田聡：塑性と加工, **40-475**(1999), 145-149.
- 24) 桑原利彦・山田修也・飯塚栄治・比良隆明：鉄と鋼, **87-4** (2001), 198-204.
- 25) Kuwabara, T., Van Bael, A. and Iizuka, E.: Acta Mat., **50-14** (2002), 3717-3729.
- 26) 桑原利彦・池田聡：鉄と鋼, **88-6** (2002), 334-339.
- 27) Kuwabara, T. and Van Bael, A.: Proc. 4th NUMISHEET Conf., (1999), 85-90.
- 28) Hershey, A.V.: Trans. ASME, J. Appl. Mech., **A21** (1954), 241-249.
- 29) 成原浩二：平成 13 年度東京農工大学大学院修士論文, (2002).
- 30) 桑原利彦・吉田健吾・成原浩二・高橋 進：平 14 塑加春講論, (2002), 255-256 ;
- 31) 吉田健吾・桑原利彦・吉田健吾・成原浩二・高橋 進：平 15 塑加春講論, (2003).
- 32) 桑原利彦・成原浩二・吉田健吾・高橋 進：塑性と加工, **44-506** (2003), 281-286.

付録：Hill の 2 次および Hosford の高次降伏条件式

平面応力状態にある直交異方性板を仮定する。圧延方向を x 軸, 圧延直角方向を y 軸とし, 圧延方向から α° 傾いた管軸方向の単軸降伏応力を σ_α , r 値を r_α , σ_b および r_b を各々等二軸引張りにおける塑性流動応力および塑性ひずみ増分比 $d\varepsilon_y^p / d\varepsilon_x^p$ とする。

相当応力 $\bar{\sigma}$ と相当塑性ひずみ $\bar{\varepsilon}^p$ の関係曲線を圧延方向の単軸引張真応力-対数塑性ひずみ曲線に一致させるとき, Hosford の降伏条件式^{19), 20)} は次式で与えられる。

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

BCC 金属に対しては $m = 6$ が, FCC 金属に対しては $m = 8$ が推奨されている。式(A-1)は, $m = 2$ のとき Hill の 2 次降伏条件式に, $m = 2$ かつ $r_0 = r_{90} = 1$ のときに von Mises の降伏条件式に一致する。