U字曲げ試験による板材の変形抵抗曲線の簡便な推定方法*

黄 展 群^{*1}, 森 謙一郎^{*2}, 小坂田 宏造^{*2}A Simple Method for Measuring Flow Stress Curve of
Metal Plate by U-Shape Bending Test

Chan Chin WANG, Ken-ichiro MORI and Kozo OSAKADA

A simple method for measuring flow stress curves of metal plates based on the U-shape bending test is proposed. In this method, the bending load and the punch stroke measured in the bending test are converted into flow stress and equivalent strain by using calibration curves. The calibration curves are derived from finite element simulations of plate bending of materials with different work-hardening exponents. The flow stress at strains of up to 0.2 can be measured. The advantage of the present method is that simple rectangular specimens can be used and it can be applied directly to three-roll bending. The flow stresses of carbon steels and aluminium alloy plates of 3-6 mm thickness obtained by this method agree with those obtained from the corresponding tensile test within an error of $\pm 7\%$.

Key Words: Metal Forming, Press Working, Finite Element Method, Measurement, Flow Stress Curve, Bending, Plate

1. 緒 言

塑性加工の分野では、多品種少量生産、コスト低減、高精度などの要請が強まり、有限要素法による数値シミュレーションが活発に行われるようになってきた。有限要素シミュレーションでは要素分割などの計算手法の最適化ばかりでなく、正しい材料特性を用いることが総合的な精度向上に重要である。また、加工機械の制御においても変形抵抗を知っておくことが必要である。特に3本ロール曲げなどでは大形形状製品の少量生産を行うため、各材料ごとの変形抵抗データをオンラインで測定することが求められる。しかしながら、素材の変形抵抗は加工温度、加工速度などによって変化するため、その測定には多大な労力を要するのが通例である。

板材の変形抵抗曲線を測定するためには、従来引張試験がよく用いられてきたが、引張試験では試験片の製作に時間がかかり、くびれが発生するため、大きな塑性変形域での変形抵抗の測定は困難である。板材を板厚に比べて大きい幅の工具で圧縮する平面ひずみ圧

縮試験も使用されているが、摩擦の影響を受けやすく、精度の高い測定は期待できない。さらに、板材を数枚重ねて接着して圧縮する方法⁽¹⁾も行われているが、これも試験片の製作に時間を要する。

実際の加工に近い条件で変形抵抗曲線を推定するため、端面拘束圧縮において有限要素シミュレーションから求めた校正曲線を利用して、実験から得られた荷重を変形抵抗に変換する方法も提案されている⁽²⁾。さらに、リング圧縮試験⁽³⁾および横すえ込み試験⁽⁴⁾においても同様な試みが行われており、実際的な加工条件の下での変形抵抗曲線が求められている。また、板材の変形抵抗曲線を求める試みとして、円筒深絞り⁽⁵⁾、板材のV字曲げ⁽⁶⁾などにおいて初等解析法を利用した方法が提案されているが精度上問題がある。

本研究では、3本ロール曲げにおいて、加工中に変形抵抗を測定することを目指し、U字曲げ試験から板材の変形抵抗曲線を簡便に求める方法を提案する。

2. 板材の変形抵抗の推定方法

2・1 曲げ荷重と変形抵抗の関係 板材の変形抵抗曲線は指数関数として近似される場合が多いため、本研究では次式を用いる。

$$\bar{\sigma} = F \bar{\epsilon}^n \dots \dots \dots (1)$$

* 原稿受付 1995年2月27日。

^{*1} 正員、大阪大学大学院 (〒560 豊中市待兼山町1-3)。^{*2} 正員、大阪大学基礎工学部。

ここで、 F 値は変形抵抗の大きさを表し、 n 値は加工硬化の程度を示す加工硬化指数である。 F 値と n 値は変形中に変化しないものとし、変形抵抗の速度依存性は無視できるものとする。

図1に示すように3本のロール形工具によるU字曲げ試験を想定し、この試験で得られる曲げ荷重とポンチストロークの関係が図2に示すようになるものとする。任意のポンチストローク u における曲げ荷重を P とし、このポンチストロークにおける外部エネルギー消散率は、塑性変形エネルギー消散率 $\dot{W}_d$ と摩擦損失エネルギー消散率 $\dot{W}_f$ を加えたものに等しい。

$$PV_t = \dot{W}_d + \dot{W}_f \quad (2)$$

ここで、 V_t はポンチ速度である。塑性変形エネルギー消散率 $\dot{W}_d$ は、式(1)より次式のように表される。

$$\dot{W}_d = \int_V \bar{\sigma} \dot{\bar{\epsilon}} dV = F \int_V \bar{\epsilon}^n \dot{\bar{\epsilon}} dV = FE_1(\bar{\epsilon}, \dot{\bar{\epsilon}}) \quad (3)$$

ここで、 $\bar{\sigma}$ は相当応力、 $\dot{\bar{\epsilon}}$ は相当ひずみ速度、 $\bar{\epsilon}$ は相当ひずみ、 V は素材の体積である。 $\dot{W}_d$ は F 値に比例する。

式(2)の摩擦損失エネルギー消散率 $\dot{W}_f$ においてクーロンの摩擦法則が成り立つと仮定する。

$$\tau_f = \mu p \quad (4)$$

ここで、 τ_f は摩擦せん断応力、 μ は摩擦係数、 p は工具との接触面圧である。接触面圧は接触部分での素材内部の応力と釣り合い、レービー・ミーゼスの関係式より $\bar{\sigma}$ に比例する。 $\dot{W}_f$ は式(4)より次式のように表される。

$$\dot{W}_f = \int_{S_f} |\tau_f| |\Delta v| dS = \int_{S_f} \mu |p| |\Delta v| dS = FE_2(\bar{\epsilon}, \dot{\bar{\epsilon}}, \Delta v, \mu) \quad (5)$$

ここで、 Δv は工具との滑り速度、 S_f は接触面積である。式(5)も式(3)と同じく F 値に比例する。式(2)、(3)、(5)より、曲げ荷重も F 値に比例する。

Fig. 1 Plane-strain bending of plate with three semicircular tools

$$P = F[E_1(\bar{\epsilon}, \dot{\bar{\epsilon}}) + E_2(\bar{\epsilon}, \dot{\bar{\epsilon}}, \Delta v, \mu)]/V_t = FE_3(\bar{\epsilon}, \dot{\bar{\epsilon}}, \Delta v, \mu) \quad (6)$$

2.2 推定方法 曲げ荷重が F 値に比例することを利用して、曲げ荷重より板材の変形抵抗を表す F 値と n 値を推定することを考える。図2よりポンチストローク u_0 から $u^* = u_0 + \Delta u$ までの平均曲げ荷重 $\bar{P}$ を次のように定義する。

$$\bar{P} = \frac{1}{\Delta u} \int_{u_0}^{u^*} P du \quad (7)$$

式(6)を上式に代入すると、

$$\bar{P} = F \frac{1}{\Delta u} \int_{u_0}^{u^*} E_3(\bar{\epsilon}, \dot{\bar{\epsilon}}, \Delta v, \mu) du \quad (8)$$

となり、 $\bar{P}$ も F に比例する。ポンチストロークが u^* の時点の曲げ荷重を P^* とすると

$$\frac{P^*}{\bar{P}} = \frac{E_3(\bar{\epsilon}, \dot{\bar{\epsilon}}, \Delta v, \mu)_{u=u^*}}{\frac{1}{\Delta u} \int_{u_0}^{u^*} E_3(\bar{\epsilon}, \dot{\bar{\epsilon}}, \Delta v, \mu) du} \quad (9)$$

となり、 P^* と $\bar{P}$ の比は F 値に関係しなくなる。

摩擦係数が一定であるとする、 $P^*/\bar{P}$ は材料特性として加工硬化指数 n 値だけの関数となる。そこで、 F 値を単位応力 ($F=1$ MPa) として適当な n 値の刻みで有限要素シミュレーションを行って図3に示すような曲線を求める。黒点の $(P^*/\bar{P})_e$ はU字曲げ試験から得られるものであり、実験点が $n=n_i$ と $n=n_{i+1}$

Fig. 2 Integral of bending load with respect to punch stroke

Fig. 3 Determination of n -value by calibration curves

の曲線間にある場合には、次式のように線形内挿により値を求める。

$$n_e = n_i + c^*(n_{i+1} - n_i) \quad (10)$$

ここで c^* は線形内挿の係数で、次のように表す。

$$c^* = \frac{(P^*/\bar{P})_e - (P^*/\bar{P})_i}{(P^*/\bar{P})_{i+1} - (P^*/\bar{P})_i} \quad (11)$$

次に求められた n 値を用いて実験における F 値 (F_e) を求める。シミュレーションによって各 n 値について F/P^* の値が求まっているので、実験における荷重 P_e^* を用いて

$$F_e = \frac{F}{P^*} P_e^* \quad (12)$$

により、 F_e 値を決定することができる。

2.3 板厚の影響 板厚が変化すると較正曲線も変わるため、異なる板厚に対する変形抵抗推定方法を考える。試験片の板厚 T があらかじめ有限要素シミュレーションを行った板厚 T^{j+1} と板厚 T^j の間にあるとき、次式のように線形内挿より板厚 T の較正曲線を作成する。

$$\begin{aligned} (P^*/\bar{P})_i &= (P^*/\bar{P})_i^j \\ &+ \frac{(T - T^j)}{(T^{j+1} - T^j)} [(P^*/\bar{P})_i^{j+1} - (P^*/\bar{P})_i^j] \end{aligned} \quad (13)$$

式(13)で作成した較正曲線を用いて、板厚 T の変形抵抗を式(10)と(12)から求める。

2.4 推定値の平均化 式(10)と(12)はある一つの領域 ($u_0 \sim u^*$) で一つの n 値と F 値を求める方法であるため、どの領域をとるかによって結果に多少の相違を生じる。その解決法として、図4に示すように推定領域の開始点をポンチストローク B だけずらして設定し、 N 個の領域で n 値と F 値を推定し、平均化する。

Fig. 4 Integral regions for bending load

3. 較正曲線の作成

3.1 計算結果と実験結果の比較 板材の曲げでは、素材の板厚が板幅に比べて十分小さいため、平面ひずみ変形であると仮定する。シミュレーションでは、変形の左右対称性より板材の1/2だけを計算する。

剛塑性有限要素法⁽⁷⁾によって較正曲線を求めるため、較正曲線には弾性変形の影響は含んでいない。そこで、図5に示すように実験における曲げ初期の荷重-ポンチストローク関係から弾性変形量を推定し、実験における荷重-ポンチストローク曲線から荷重に比例した弾性変形量を差引いた。板厚が3 mm以上では、剛塑性有限要素法の結果は弾性変形の影響を取り除いた実験結果とよく一致している。

3.2 較正曲線 曲げ荷重を変形抵抗に変換するための較正曲線を作成する。表1に示すような材料特性と加工条件に対して、剛塑性有限要素法によって平面ひずみ曲げ加工のシミュレーションを行い、荷重-ポンチストローク曲線を求める。金属材料では、 n 値は通常0.05から0.5までの範囲にあるため、この範囲で較正曲線を求めた。曲げ工程の初期には、板材のほとんどの領域が剛塑性有限要素法において非変形域になるため、図5に示したようにポンチストローク5

Table 1 Material properties and working conditions used for rigid-plastic FEM simulation of plane-strain bending

n value	0.05, 0.1, 0.2, 0.3, 0.4, 0.5
Plate thickness T / mm	3, 4, 6
Coefficient of friction μ	0.15
Δu / mm	5
B / mm in Fig. 4	1

Fig. 5 Correction of experimental result for eliminating effect of elastic deformation from punch load-punch stroke curve

Fig. 6 Calibration curves for each thickness of plate ($\Delta u=5$ mm)

mm までの計算荷重の精度が低く、式(10)の $P^*/\bar{P}$ は正確に求められない。この初期の精度の低い領域と図 1 の実験装置の最大ポンチストロークを考慮しながら、積分開始のポンチストローク u_0 を 5 mm から 15 mm までとして較正曲線を作成した。表 1 の各板厚に

Fig. 7 Calibration curves for $T=3$ mm and $\Delta u=3$ mm

ついでに較正曲線をそれぞれ図 6 に表す。積分範囲の最後のポンチストローク u^* において変形抵抗を推定するため、この較正曲線の横軸の最大値は $u^*=20$ mm になっている。

$\Delta u=5$ mm の場合には $u^*=10$ mm が変形抵抗推定(曲線)の開始点となる。より小さい積分範囲 Δu の場合(例えば $\Delta u=3$ mm)では最小の u^* が小さくなり、より小さいポンチストローク ($u^*=8$ mm)での推定が可能である。しかしながら、図 7 に示すように $\Delta u=3$ mm によって作成した較正曲線間は $\Delta u=5$ mm に対する図 6 のものに比べて、推定感度 ($P^*/\bar{P}$) が低くなっている。

4. 変形抵抗の推定結果と摩擦の影響

4・1 推定結果 図 6 (a)の較正曲線を用いた板厚 $T=3$ mm における SPHC 鋼板の実験結果(黒点)を図 8 (a)に示す。ポンチストロークが小さい範囲では $P^*/\bar{P}$ は n 値が大きくなるとともに増大するが、ポンチストロークが 15 mm 以上のところで互いに交差するため、 n 値および F 値の測定は約 15 mm までのポンチストロークに限定した。

板厚 $T=3.2$ mm の SS 41 鋼板の結果を図 8 (b)の黒点によって示す。この $T=3.2$ mm の較正曲線は式(13)によって図 6 (a)と(b)の $T=3, 4$ mm の較正曲線から求める。

表 2 は各種の板材についての n 値、 F 値、 $\bar{\epsilon}=0.15$ における変形抵抗の推定値と一軸引張試験より得られた値の比較である。引張試験の値は、圧延方向に対して $0^\circ, 45^\circ, 90^\circ$ の 3 方向から得られた値の平均値である。推定結果は変形抵抗の値として $\pm 7\%$ 程度以内の誤差であることがわかる。

図 9 に、板厚 $T=3$ mm (SPHC 鋼板)と $T=3.2$

Table 2 Comparison of flow stress of plate between present method and tensile test

Plate material	Plate thickness / mm	n value		Error %	F value / MPa		Error %	$\bar{\sigma}$ ($\bar{\epsilon}=0.15$) / MPa		Error %
		Tesile	Present		Tesile	Present		Tesile	Present	
SPHC steel	3.0	0.19	0.20	+5.	670.	612.	-9.	449.	419.	-7.
SS41 steel	3.2	0.18	0.17	-6.	756.	716.	-5.	504.	519.	+3.
	6.0	0.24	0.24	0.	761.	747.	-2.	455.	474.	+4.
HTP590 steel	3.2	0.14	0.13	-7.	976.	911.	-7.	692.	712.	+3.
A5052-H34 aluminium alloy	6.0	0.18	0.20	+11.	399.	431.	+8.	248.*	266.*	+7.*

(* : value at $\bar{\epsilon}=0.09$) (a) $T=3$ mm (a) SPHC steel, $T=3$ mm (b) $T=3.2$ mm (b) SS 41 steel, $T=3.2$ mmFig. 8 Experimental load ratios for different thicknesses of plate ($\Delta u=5$ mm)

Fig. 9 Comparison of flow stress curves between present method and tensile test

mm (SS 41 鋼板) において推定した変形抵抗曲線と引張試験の結果の比較を示す。両者はよい一致を示している。

4.2 摩擦の影響 本論文では摩擦係数を 0.15 として較正曲線を求めたが、摩擦係数を変化させると較正曲線も変化する可能性がある。そこで、無潤滑、マシン油潤滑、ワセリン潤滑の曲げ試験を行い、摩擦係数

による影響を調べた。図 10 に示すように、摩擦による曲げ荷重の影響はかなり小さく、摩擦条件によって較正曲線を変える必要はない。

5. 結 言

板材の U 字曲げ試験で得られた荷重から変形抵抗を簡便に推定する方法を提案した。本方法では、剛塑

Fig. 10 Effect of lubricant on punch load in bending test (SPHC steel, $T=3$ mm)

性有限要素法によってあらかじめ計算された較正曲線を用いて曲げ荷重から変形抵抗曲線の F 値と n 値を求める。本試験法の試験片は短ざく状で、製作が容易

であり、3本の円柱工具による試験装置の製作も簡単である。

本方法を実際の3本ロール曲げ加工機械に応用すれば、曲げ加工開始時に被加工材の変形抵抗が推定でき、加工荷重をオンラインでフィードバック制御するシステムの開発が実現可能になる。その場合、工具の寸法に合せた較正曲線を作成すればよい。

本研究を遂行するに当たり、御協力をいただいた大阪大学卒研究生・Koay氏に感謝する。

文 献

- (1) 戸沢・中村, 塑性と加工, 8-79 (1967), 444.
- (2) Osakada, K., Kawasaki, T. and Mori, K., *Ann. CRIP*, 30-1 (1981), 135.
- (3) 小坂田・白石・村木・徳岡, 機論, 55-516, C (1989), 2213.
- (4) 小坂田・白石・国光, 機論, 54-504, C (1988), 1836.
- (5) 真鍋・添田・長島・西村, 塑性と加工, 33-375 (1992), 423.
- (6) 楊明・島進, 塑性と加工, 32-370 (1991), 1377.
- (7) Osakada, K., Nakano, J. and Mori, K., *Int. J. Mech. Sci.*, 24-8 (1982), 459.