

弾塑性逆解析による金属および金属／樹脂積層板の
構成モデル材料パラメータの同定

課題番号 09650105

平成9年度～平成10年度科学研究費補助金（基盤研究（C）（2））研究成果報告書

平成11年3月

研究代表者 吉田 総仁
（広島大学工学部第一類〔機械系〕）

**Identification of Material Parameters in Constitutive Models for
Metal and Metal/Polymer Composite Sheets
by Elastic-Plastic Inverse Analyses**

(Grant No. 09650105)

1997-1998 Grant-in-Aid for Scientific Research (C)

Final Report

March 1999

Fusahito YOSHIDA

Department of Mechanical Engineering, Faculty of Engineering, Hiroshima University

は し が き

本研究報告書は、平成9～10年度科学研究費補助金(基盤研究(C))(2)によって行われた「弾塑性逆解析による金属および金属/樹脂積層板の構成モデル材料パラメータの同定」の成果をとりまとめたものである。

研 究 目 的

異種金属を積層した金属クラッド板、金属/プラスチック/金属サンドイッチ板などのプレス成形性は構成素材の機械的性質および積層比(各層の板厚比)に強く依存する。したがって、積層板の成形限界予測や数値シミュレーションによる最適成形条件の決定のためには構成材(層)ごとの材料特性(構成式)を知ることが不可欠である。積層板は温間圧接製造時の残留ひずみが成形限界に大きな影響を与えるので、このひずみも含めた正確な材料特性の把握が特に重要な課題となる。

本研究の目的は、金属および金属/樹脂積層板について、ある層を機械加工などで除去したりせず、積層板そのものの材料試験結果から構成各層の材料特性を決定(構成式中の材料パラメータを同定)する方法を確立することである。この方法を確立することにより、積層板の開発、利用技術の向上に大きく寄与することができる。

研究成果の概要

本研究による成果の詳細は本報告書の本文に述べるが、得られた主な成果の概要を以下に示す。

1. 実験と弾塑性解析を併用した材料パラメータ同定法の提案

二層金属積層板について各層ごとの材料パラメータ同定を行うためには、少なくとも二つの異なる種類の材料挙動の実験データが必要となる。そこで、二層金属積層板を用いて、引張りおよび繰返し曲げ試験を行い、「引張り荷重(平均応力)と軸ひずみの関係」と「曲げモーメントと曲率の関係」の実験データを準備する。次ぎに与えられた構成式(線形移動硬化および非線形移動・等方硬化)の材料パラメータを仮定し、上記の二種類の材料挙動の数値シミュレー

シオンを行い、実験データと数値シミュレーション結果が最も一致するような材料パラメータを最小自乗法を基礎とする最適化手法によって同定する。

なお、樹脂サンドイッチ金属板の場合には、金属板の機械的性質が既知であるとして、樹脂積層サンドイッチ金属板の曲げ試験における上下板のせん断ずれ量から樹脂の力学特性（材料パラメータ）を同定する方法を提案している。

2. 本方法の妥当性の検証

二層金属積層板としては、ステンレス／アルミニウム積層板を用いて、種々の構成式中の材料パラメータ同定を弾塑性逆問題として求めることができた。積層板からアルミニウム層を除去したステンレス試験片の引張り試験より得られた応力－ひずみ曲線（また複合則より求めたアルミニウムの）と同定した材料パラメータを用いて計算した応力－ひずみ曲線を比較したところ、両者はよく一致していることがわかった。また、樹脂サンドイッチアルミニウム板中の樹脂の力学特性（材料パラメータ）も同定することができた。同定した樹脂の力学特性は重ね合わせ継手の引張り試験によって得られたものと概ねよく一致し、本方法の有効性が確かめられた。

研 究 組 織

研究代表者： 吉田総仁（広島大学工学部教授）

研究分担者： Nowak Roman（広島大学工学部助教授）

研究分担者： 岡田達夫（広島大学工学部助手）

研 究 経 費

平成 9年度 1, 900千円

平成10年度 800千円

計 2, 700千円

研 究 発 表

(1) 学会誌等

- (1) Fusahito Yoshida, "Deformation of fracture of sheet metal laminates in plastic forming", *Proceedings of 4th International Conference on Composite Engineering (ICCE/4)*, (1997), pp.61-64.

- (2) Vassili V. Toropov, Fusahito Yoshida and Erik van der Gissen, "Material parameter identification for large plasticity models", *Proceedings of Euromech Colloquim on Material Parameter Identification Using Mixed Mumerical Experimental Methods*, (1997), pp.81-92.
- (3) F. Yoshida, M. Urabe and V. V. Toropov, "Identification of material parameters in constitutive model for sheet metals from cyclic bending tests", *Int. J. Mechanical Science*, Vol. 40, No. 2 (1998), pp.237-249.
- (4) ト部正樹, 岡田達夫, 吉田総仁, Vassili, V. Toropov, "薄板の曲げ試験による繰返し塑性構成モデル中の材料パラメータ同定", 日本機械学会論文集(A編), 64巻619号, (1998), pp.193-198.
- (5) F. Yoshida, M. Urabe and V. V. Toropov, "Identification of mechanical properties of component layers in a bimetallic sheet by mixed experimental-numerical approach", *Inverse Problems in Engineering Design*, (1998), 243-251.
- (6) F. Yoshida, M. Urabe and V. V. Toropov, "Identification of mechanical properties of component layers in a bimetallic sheet", *Proc. 11th Int. Conf. on Experimental Mechanics*, Vol. 2 (1998), 927-931.

(2) 口頭発表

- (1) ト部正樹, 吉田総仁, Vassili, V. Toropov, "金属クラッド板の繰返し曲げ試験による材料構成式の同定", 日本機械学会講演論文集, 975-2号, (1998), pp.31-32.
- (2) 吉田総仁, "クラッド板/制振鋼板の成形解析", 日本鉄鋼協会第136回秋季講演大会数理モデリング/板箔工学フォーラムシンポジウム「薄板成形の現状と変形数理モデリング最前線」, (1998), pp.31-40.

目 次

第1章 緒言	5
第2章 薄板の曲げ試験による繰返し塑性構成モデル中の 材料パラメータの同定	7
2. 1 繰返し曲げ試験	7
2. 2 平面ひずみの仮定の検証	7
2. 3 簡単な形の弾塑性構成式における材料パラメータ の同定	9
2. 4 複合硬化則を用いた繰返し塑性構成式中の材料 パラメータの同定	13
2. 4 まとめ	23
第3章 クラッド板の繰返し曲げ試験による材料構成式の同定	24
3. 1 着想と概要	24
3. 2 材料試験	26
3. 3 弾完全塑性体を仮定した簡易同定	27
3. 4 複合硬化則を用いた繰返し塑性構成式中の材料 パラメータの同定	28
3. 5 結果と考察	33
3. 6 まとめ	34
第4章 樹脂サンドイッチ金属板中の樹脂の力学特性の同定	35
4. 1 V曲げ試験	35
4. 2 樹脂の力学特性の同定	38
4. 3 まとめ	38
第5章 結言	39
謝辞	39
参考文献	40
参考資料（発表論文別刷）	42

第1章 緒言

異種金属を積層した金属クラッド板、金属／プラスチック／金属サンドイッチ板などのプレス成形性は構成素材の機械的性質および積層比（各層の板厚比）に強く依存する¹⁾⁻²⁸⁾。したがって、積層板の成形限界予測や数値シミュレーションによる最適成形条件の決定のためには構成材（層）ごとの材料特性（構成式）を知ることが不可欠である。積層板は温間圧接製造時の残留ひずみが成形限界に大きな影響を与える¹⁴⁾ので、このひずみも含めた正確な材料特性の把握が特に重要な課題となる。

与えられた金属クラッド板の構成素材の機械的特性を求める方法としては、各層を機械加工（あるいは化学処理で）除去してから引張り試験にを行うのが一般的である。しかしこの方法は極めて手間がかかる。また、ダイス肩部やビードに沿って板材が引込まれる場合やテンションレベラ板矯正²⁹⁾の問題を考えると、板の繰返し塑性変形挙動を記述する構成式が必要となるが、引張り試験からはこれがもとめられない。

そこで、本研究では、金属および金属／樹脂積層板について、ある層を機械加工などで除去したりせず、積層板そのものの材料試験（繰返し曲げ試験）結果から構成各層の材料特性を決定（構成式中の材料パラメータを同定）する方法について検討した。

薄板では板の座屈のため引張り後の圧縮試験が不可能となるので、本研究では、それに代わるものとして金属薄板の純曲げ試験結果を用いて応力-ひずみ関係を精度良く求めることを試みた。板曲げ時のモーメントと曲げ角の関係から応力-ひずみ関係を実験的に求めようとするアイデア自体はNadai³⁰⁾の教科書にも紹介されている。Koyama-Kawada³¹⁾はその方法に従って薄板の繰返し曲げの応力-ひずみ曲線を実験的に求めているが、構成式そのものについては議論していない。モーメント-曲率曲線から構成式中の材料パラメータを求める問題は一種の逆問題である。弾塑性構成式のパラメータの同定問題に関しては、ニューラルネットワーク³²⁾、最小自乗法³³⁾⁻³⁵⁾などを用いる方法が報告されているが、これらはいずれも単軸引張り（圧縮）などの均一な応力（ひずみ）場における実験データを用いており、不均一応力（ひずみ）場の実験データを用いた例は少ない³⁶⁾。

本報告書は、材料試験と対応する弾塑性解析、さらに材料パラメータを同定のための最適化手法を三つの柱として金属および金属／樹脂積層板の構成モデル材料パラメータの同定法について研究した成果について述べている。本報告書は以下のような5章より成っており、また本研究の成果を国内外の学会誌等に報告したものを参考資料として掲載している。

第1章は緒言であり、本研究の背景と目的について述べている。

第2章では、単一板の繰返し曲げ試験結果を用いた弾塑性逆解析による材料パラメータ同定の詳細について述べる。

第3章では、2層金属クラッド板の繰返し曲げ試験および引張り試験のデータを用いた材料構成式中の材料パラメータの同定方法、さらにステンレス／アルミニウム積層板を用いて実際にパラメータ同定を行った結果について述べる。

第4章では、樹脂サンドイッチ金属板中の樹脂の力学特性の同定方法および樹脂サンドイッチアルミニウム板を用いた結果について述べる。

第5章では以上により得られた結果について総括している。

第2章 薄板の曲げ試験による繰返し塑性構成モデル中の材料パラメータの同定

本研究では、金属薄板の純曲げ試験結果を用いて弾塑性逆解析により板材の応力-ひずみ関係を精度良く求めることを試みた。本章では、まず始めに、簡単な構成式を用いてその材料パラメータを陽な形で導き出す方法について述べる。さらに、離散値として求められる実験値とシミュレーション値の自乗偏差の多点データを関数近似する非線型最適化手法⁷⁸⁾を用いて、Chaboche-Rousselier⁹⁾型の弾塑性増分形構成式に含まれる8つの材料パラメータを同時に同定し得ることを示した。また、同定したパラメータを含む構成式を用いた応力-ひずみ関係の数値シミュレーション結果を引張り試験の結果と比較することにより、これらの手法の妥当性を検証した。

2.1 繰返し曲げ試験

繰返し曲げ試験を行うにあたり、図2.1に示すような繰返し純曲げ試験装置を試作した。この装置は試験片の両端をチャックで挟み、その一端をステップモータによって回転させ、もう一端は角度を固定したまま、x-y方向に自由に移動する構造となっている。このことにより、試験片には曲げモーメントのみが作用する純曲げ状態が実現する。モーメントの測定は両面にひずみゲージを貼り付けた板状のロードセルを試験片と直列に接続することで行った。また試験片の表裏両面に貼り付けたひずみゲージにより表面ひずみを測定し、曲率に換算した。供試材に(a)SUS304焼鈍材(板厚 $t=0.42\text{mm}$, 板幅 $b=30\text{mm}$), (b) SUS430焼鈍材(板厚 $t=0.50\text{mm}$, 板幅 $b=30\text{mm}$), (c)軟鋼 (SPCC)焼鈍材(板厚 $t=0.50\text{mm}$, 板幅 $b=30\text{mm}$)の3種類を用いた。繰返し曲げ試験片の形状を図2.2(a)に示す。チャック間距離は10mmとした。図中の着色部分が試験部となる。また、同定結果の検証のために同一材料による単軸引張り試験もあわせて行った。単軸引張り試験片の形状を図2.2(b)に示す。準静的な挙動を調べるため、試験片平行部長さ50mmに対して、引張り速度は1mm/minとした。

2.2 平面ひずみの仮定の検証

本研究ではモーメント-曲率関係を計算するにあたって板幅方向に平面ひずみを仮定している。しかし、板の両側縁は自由表面なので厳密には平面ひずみ状

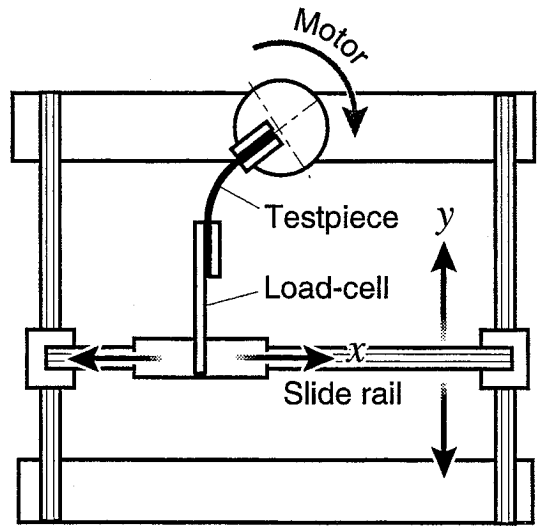
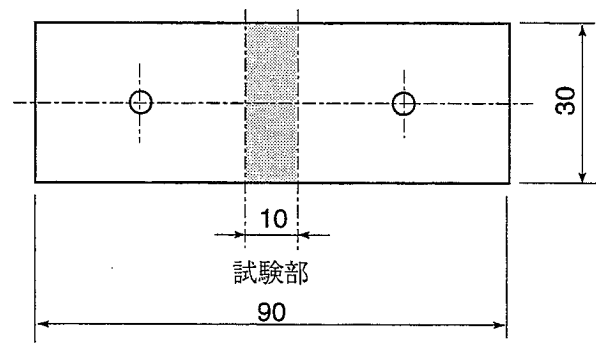
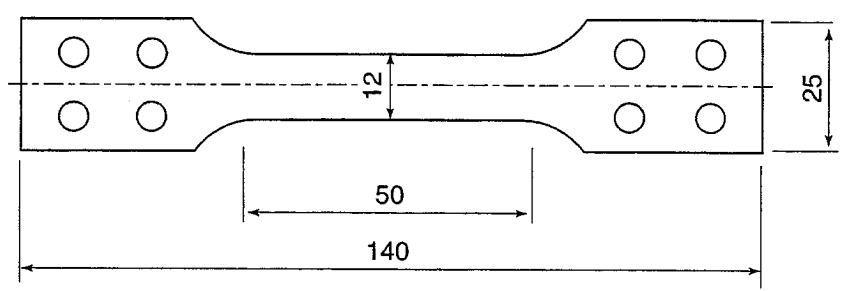


図 2. 1 繰返し曲げ試験装置の概略図



(b) 繰返し曲げ試験片



(a) 単軸引張り試験片

図 2. 2 試験片形状

態にはなっていない。そこで、繰返し曲げ変形において平面ひずみを仮定することがモーメント-曲率関係の計算にどの程度の誤差をもたらすのかを検証するために、著者らが開発した三次元FEMプログラムによりSUS304材について、平面ひずみを仮定した場合と仮定しない場合の二つのケースについて解析し、これらの結果を比較検討した。

解析の結果得られた1/4モデルの形状をそれぞれ図2.3(a),(b)に示す。平面ひずみ条件を仮定しないモデルでは、板幅方向の縁部分が曲げ方向に対して外側に反っていることがわかる。また、図2.4にモーメント-曲率の計算値を平面ひずみの条件を入れないもの(実線)、平面ひずみを仮定したもの(点線)について示す。平面ひずみの仮定の有無によるモーメント値への影響はほとんど見られず、この条件での平面ひずみの仮定は妥当なものといえることができる。

2.3 簡単な形の弾塑性構成式における材料パラメータの同定

2.3.1 材料パラメータの同定法

曲げ問題における座標系と各部の変数の定義を図2.5に示す。弾完全塑性、弾線形硬化塑性、 n 乗硬化則などの比較的簡単な形の弾塑性構成式における材料パラメータの同定は容易である。以下では相当応力 $\bar{\sigma}$ と相当塑性ひずみ $\bar{\epsilon}$ の関係がそれぞれ次式で表される代表的な三つの場合(図2.6(a)-(c))について考えてみる。

$$(i) \text{ 完全塑性体} \quad : \bar{\sigma} = Y \quad (2.1)$$

$$(ii) \text{ 線形硬化塑性体} \quad : \bar{\sigma} = Y + H\bar{\epsilon} \quad (2.2)$$

$$(iii) \text{ Ludwik 型塑性体} \quad : \bar{\sigma} = Y + C\bar{\epsilon}^n \quad (2.3)$$

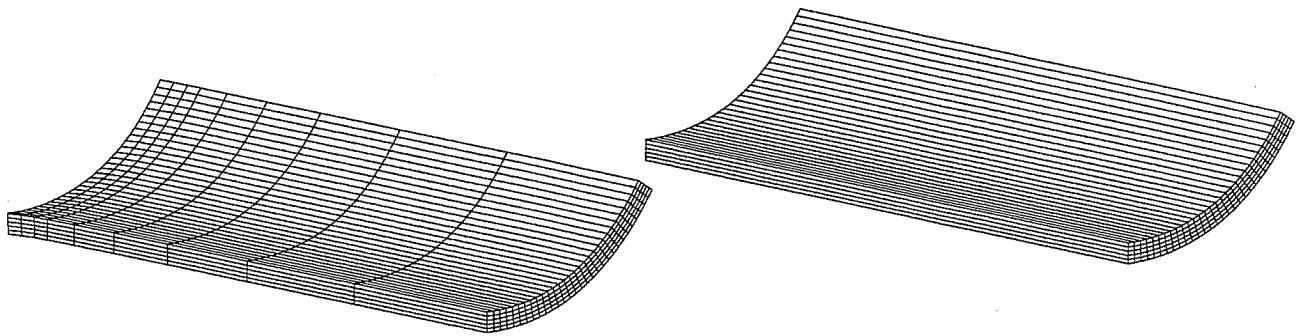
これらの構成式中の Y, H, C, n は材料パラメータである。

弾性域でのモーメント M と曲率 κ との関係は、平面ひずみ ($\epsilon_{zz}=0$)、および平面応力 ($\sigma_{yy}=0$) を仮定すると次式で表される。

$$M = b \int \sigma_{xx} y dy = \frac{1}{12} E^* t^3 b \kappa, \quad E^* = \frac{E}{1-\nu^2} \quad (2.4)$$

E : ヤング率, ν : ポアソン比, b : 板幅, t : 板厚

金属材料のポアソン比は0.3前後で材料ごとにほぼ定まった値となるので、これが与えられているものとすれば、曲げ実験における曲げモーメント M と曲率 κ が直線関係にある実験点の一つ (M_0, κ_0) を式(2.4)に代入することで、ヤン



(a) 3次元解析結果

(b)平面ひずみを仮定した解析結果

図2.3 板の純曲げ変形のFEM解析結果
 (材料:SUS304, 板厚:0.42mm, 板幅:20mm, 長さ:10mm,
 曲げ曲率 $\kappa=200\text{m}^{-1}$, 1/4モデル)

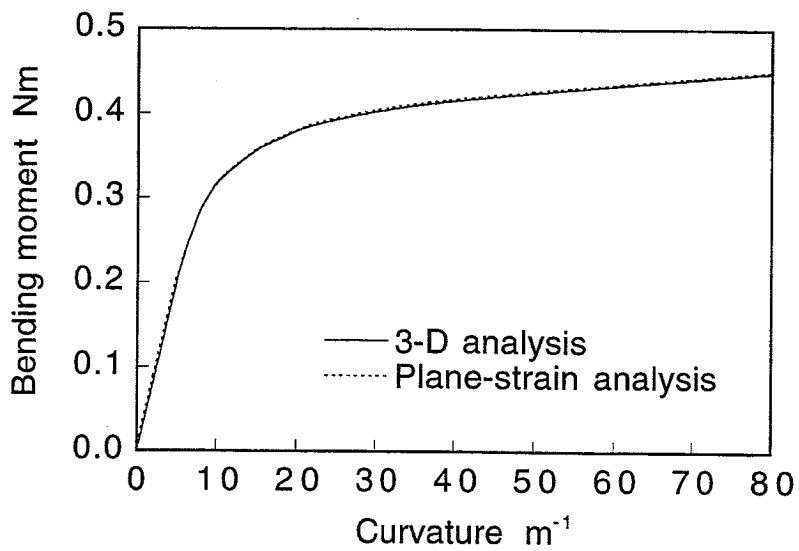


図2.4 3次元解析と平面ひずみ解析でのモーメントー曲率曲線の比較
 (材料:SUS304, 板厚:0.42mm, 板幅:20mm)

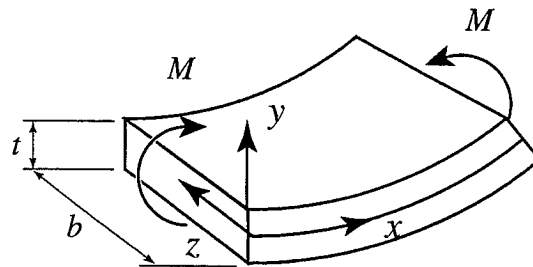


図 2. 5 曲げ問題において用いた座標系

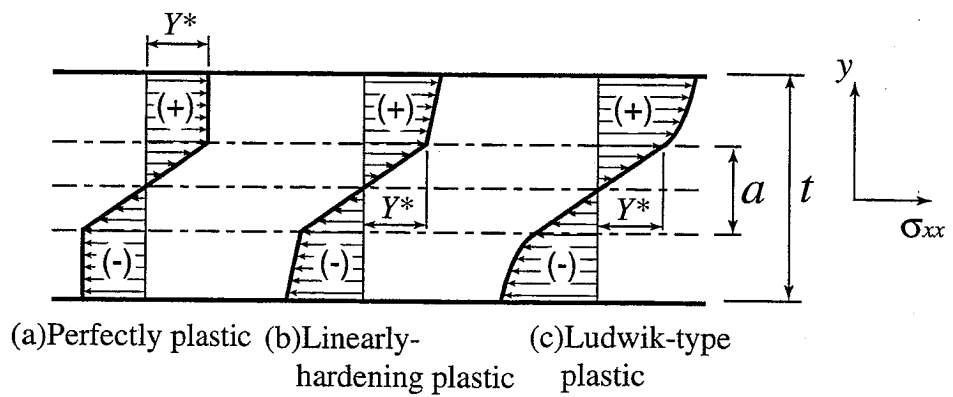


図 2. 6 板の弾塑性曲げ中の応力分布

グ率 $E (= (1-\nu^2)E^*)$ が求められる。

弾塑性域について考える。塑性ひずみが弾性ひずみに比較して大きな場合には、板の長手方向の応力は次のようになる。

$$\sigma_{xx} = \frac{2}{\sqrt{3}} \bar{\sigma} \quad (2.5)^*$$

従って、モーメント M と曲率 κ の関係は弾性変形も考慮してそれぞれ次のようになる。

(i) 弾完全塑性体：

$$M = -\frac{1}{3} \frac{bY^{*3}}{E^{*2}\kappa^2} + \frac{1}{4} t^2 Y^* \quad (2.6)$$

(ii) 弾線形硬化塑性体：

$$M = \frac{b}{12} \left\{ \left(1 - \frac{H'^*}{E^*} \right) \left(3t^2 Y^* - \frac{4Y^{*3}}{E^{*2}\kappa^2} \right) + \kappa^3 H'^* \right\} \quad (2.7)$$

$$H'^* = H' \left(1 + \frac{H'}{E} \right) / \left(\frac{3}{4} + (2-\nu) \frac{H'}{E} + (1-\nu^2) \left(\frac{H'}{E} \right)^2 \right)$$

(iii) 弾-Ludwik型塑性体：

$$M = -\frac{1}{3} \frac{b \varepsilon_{xx}^{(y)} Y^*}{\kappa^2} + \frac{1}{4} b t^2 Y^* \quad (2.8)^{**}$$

$$+ \frac{\sqrt{3} b C}{\kappa^2 (n+2)} \left\{ \left(\frac{\kappa t}{\sqrt{3}} + \varepsilon_{xx}^{(y)} \right)^{n+2} - \left(\left(1 + \frac{2}{\sqrt{3}} \right) \varepsilon_{xx}^{(y)} \right)^{n+2} \right\}$$

$$- \frac{\sqrt{3} b \varepsilon_{xx}^{(y)} C}{\kappa^2 (n+1)} \left\{ \left(\frac{\kappa t}{\sqrt{3}} + \varepsilon_{xx}^{(y)} \right)^{n+1} - \left(\left(1 + \frac{2}{\sqrt{3}} \right) \varepsilon_{xx}^{(y)} \right)^{n+1} \right\}$$

ただし $\varepsilon_{xx}^{(y)} = E^*/Y^*$

(i) 弾完全塑性体の場合には、式(2.6)が Y^* の3次式であるので、塑性域におけるモーメント M と曲率 κ のひとつの実験点 (M_1, κ_1) を式(2.6)に代入し、これを解くことにより容易に降伏応力 $Y (= \sqrt{3} Y^*/2)$ が決定できる。

* 降伏開始点では $\sigma_{xx} = Y \sqrt{1-\nu^2}$ であり、 $\nu=0.3$ とすると $\sigma_{xx} \approx 1.13Y$ となり、式(2.5)の $\sigma_{xx} = 2Y/\sqrt{3} \approx 1.15Y$ とわずかに異なるが、この差は微小で、塑性ひずみが弾性ひずみに比べて大きくなれば σ_{xx} は急速に式(2.5)に近づく。

(ii) 弾線形硬化塑性体の場合には、式(2.7)が Y^* に関する3次および H' の1次式であるので、塑性域における二つの実験点 (M_1, κ_1) 、 (M_2, κ_2) を式(2.7)に代入し、これを解くことにより、容易に降伏応力 $Y (= \sqrt{3} Y^*/2)$ および加工硬化係数 H が決定できる。

(iii) 弾-Ludwik型塑性体の場合には、式(2.8)が三つの未知数 Y^* 、 C 、 n に関する非線形の方程式となっているので、塑性域における三つの実験点 (M_1, κ_1) 、 (M_2, κ_2) 、 (M_3, κ_3) を式に代入し、この三元連立方程式をNewton-Raphson法などで解くことにより、材料パラメータ Y, C, n が決定できる。

2. 4. 2 結果および考察

ここでは一例として、SUS304材を用い、線形硬化塑性体を仮定した場合の結果についてのみ考察する。図2.7にモーメント-曲率曲線の実験値(実線)、および同定した材料定数による計算値(破線)を示す。同定のための実験点は弾性部分については図中の点(a)を、塑性部分については(b)および(c)を用いた。これらの計算値は実験値によく一致している。図2.8に、この同定結果をもとに、応力-ひずみ曲線を計算し、単軸引張り試験の結果との比較を行った結果を示す。実線が実験値、破線が同定結果による計算値である。弾性係数、初期降伏応力および塑性硬化特性が実験結果と比較的よく一致しており、構成式の自由度の中で、妥当な値を得ることができたと言える。

2. 4 複合硬化則を用いた繰返し塑性構成式中の材料パラメータの同定

2. 4. 1 複合硬化構成モデル

板の繰返し塑性変形挙動を正確に記述するためにはバウシニング効果、繰返し加工硬化特性を表現し得る弾塑性構成式が必要になる。ここではその代表的なものとして、Chaboche-Rousselier³⁶⁾によって提案された、等方硬化と移動硬化を組合わせた複合硬化型繰返し塑性構成式について検討した。

降伏関数は次のように表される。

$$f = \frac{1}{2} \{S - \alpha\}^T \{S - \alpha\} - \frac{1}{3} (Y_0 + R)^2 \quad (2.9)$$

ここで S は偏差応力、 Y_0 は初期降伏応力を表す。 α 、 R はそれぞれ移動硬化量、等方硬化量で、その発展式は次のように表される。

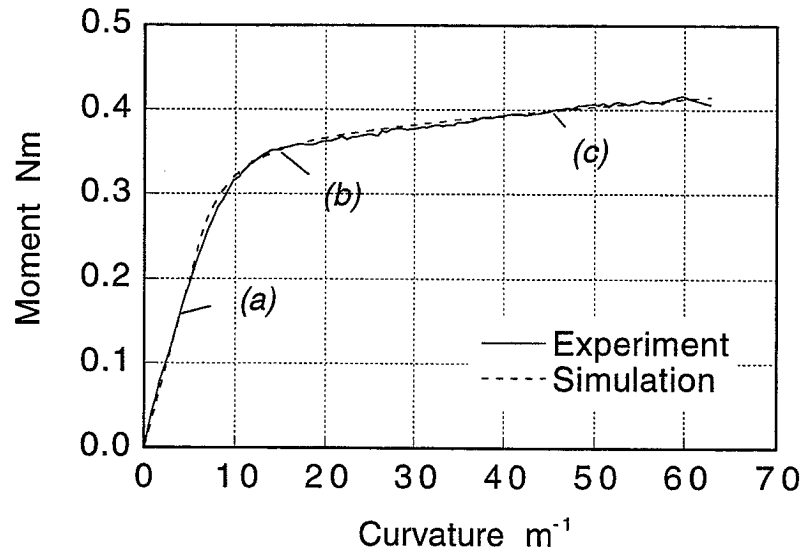


図2. 7 曲げモーメント-曲率曲線の繰返し曲げ実験結果と、弾線形硬化塑性体を仮定した同定結果をもとに計算した結果との比較 (SUS304, 板厚 $t=0.42mm$)

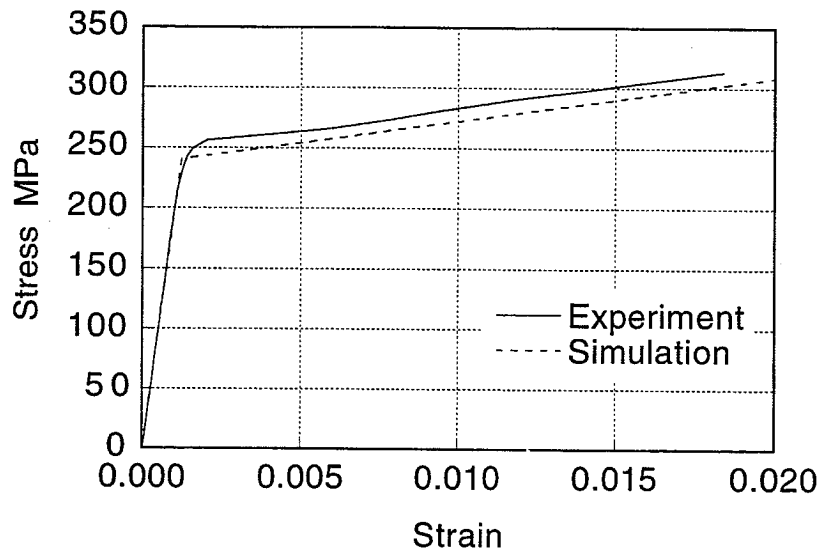


図2. 8 応力-ひずみ曲線の実験結果と同定した結果に基づく計算結果との比較 (弾線形塑性体, SUS304, 板厚 $t=0.42mm$)

$$\left. \begin{aligned}
 \{\alpha\} &= \{\alpha_1\} + \{\alpha_2\} \\
 \{d\alpha_1\} &= C \left(\frac{2}{3} a \{d\varepsilon^p\} - d\bar{\varepsilon}^p \{\alpha_1\} \right) \\
 \{d\alpha_2\} &= \frac{2}{3} H'_\infty \{d\varepsilon^p\} \\
 dR &= b(Q - R) d\bar{\varepsilon}^p
 \end{aligned} \right\} \quad (2.10)$$

ここで、 C, a, H'_∞, b, Q は材料定数であり、それぞれ次のような意味を持っている。

- H'_∞ : 線形移動硬化の大きさ
- a : 非線形移動硬化の収束値
- C : 非線形移動硬化の収束の速さ
- Q : 等方硬化の収束値
- b : 等方硬化の収束の速さ

また、 $\{d\varepsilon^p\}, d\bar{\varepsilon}^p$ はそれぞれ塑性ひずみ増分、相当塑性ひずみ増分を表す。移動硬化則は式(2.10)の第2式で与えられる線形移動硬化則と第3式で与えられる非線形移動硬化則の和として表現されている。特に、応力反転直後の加工硬化係数の緩やかな変化は非線形移動硬化則によって表現される。また、初期の単調負荷時の応力-ひずみ曲線と比較して後続の繰返し塑性変形においては降伏後の硬化の収束の度合いが緩やかになるという挙動が見られる。この挙動を表現するために、パラメータ C を単調負荷時の値 C_1 と後続の繰返し変形時の値 C_2 の2種類に分けて用いることとした。この点は Chaboche-Rousselier の提案には無いものである。結局、同定すべきパラメータはヤング率 E (ポアソン比は0.3に固定) と繰返し塑性変形を表すための $Y_0, C_1, C_2, a, H'_\infty, b, Q$ の計8個である。なお、ヤング率 E はモーメント-曲率曲線の弾性(直線)部分より、直接求めることも可能であるが、ここでは他の塑性の材料パラメータと同時に同定している。同定には以下に述べる非線型最適化手法を用いた。

2. 4. 2 最適化手法を用いたパラメータ同定法

非線形最適化手法^{37), 38)}により繰返し曲げ試験結果と一致するような材料パラメータの同定を行った。これは次のような目的関数 $F(\mathbf{x})$ を最小化することにより材料パラメータの組、 $\mathbf{x} = \{x_i\}_{(i=1, \dots, N)}$ (本構成式では $\mathbf{x} = [x_1, \dots, x_8] = [E, Y_0, C_1, C_2, \dots]$) を探索するものである。

$$F(x) = \sum_{\alpha=1}^L \theta^{\alpha} F^{\alpha}(x)$$

$$F^{\alpha}(x) = \frac{\sum_{s=1}^{S_{\alpha}} \{M_s^{\alpha}(\kappa_s^{\alpha}) - M^{\alpha}(x, \kappa_s^{\alpha})\}^2}{\sum_{s=1}^{S_{\alpha}} \{M_s^{\alpha}(\kappa_s^{\alpha})\}^2} \quad (2.11)$$

ここで $\alpha(=1,2,\dots,L)$ は図 2. 9 に示すような、繰返し曲げの各折り返し点間の行程番号であり、目的関数 $F(x)$ は各行程ごとの目的関数 $F^{\alpha}(x)$ の重みつき線形結合 (重み係数 θ^{α}) によって表される。ただし、本研究においては $\theta^{\alpha}=1$ (すなわち各半サイクルごとのデータに関する重みは等しく考慮する) とした。 $F^{\alpha}(x)$ は行程 α における実験点 $s(=1,\dots,S_{\alpha})$ での曲率 κ_s^{α} に対応するモーメントの実験値

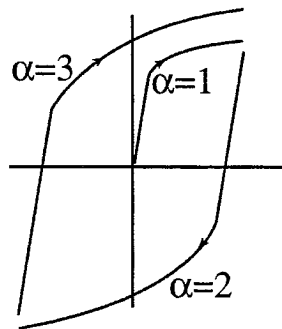


図 2. 9 行程番号の定義

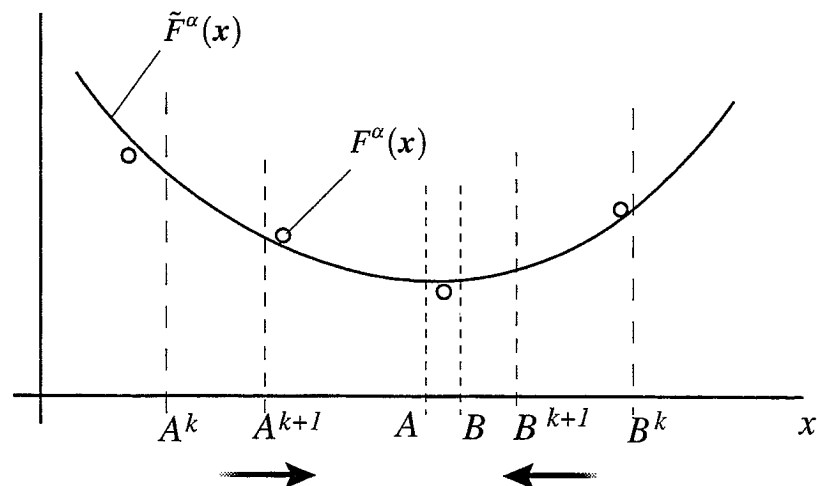


図 2. 10 パラメータの探索領域

$M_s^\alpha(\kappa_s^\alpha)$ と与えられたパラメータ \mathbf{x} を用いた計算値 $M^\alpha(\mathbf{x}, \kappa_s^\alpha)$ との自乗偏差の総和である。しかし、この目的関数は実験値のばらつきに起因するノイズを含んだ陰関数である。このため、直接、 $F(\mathbf{x})$ の最小化を図ることは困難である。そこで、この陰関数を単純な形の陽関数 $\tilde{F}(\mathbf{x}, \mathbf{a}^\alpha)$ で近似し、この関数を最小化する材料パラメータの組 \mathbf{x} を探索した。

$$\tilde{F}(\mathbf{x}, \mathbf{a}^\alpha) = \sum_{\alpha=1}^L \theta^\alpha \tilde{F}^\alpha(\mathbf{x}, \mathbf{a}^\alpha) \quad (2.12)$$

ここで \mathbf{a}^α は近似関数の係数にあたるもので、チューニングパラメータと呼ばれる⁷⁾。なお、本論文では近似関数 $\tilde{F}^\alpha(\mathbf{x}, \mathbf{a}^\alpha)$ は次のような形のものを用いた。

$$\tilde{F}^\alpha(\mathbf{x}, \mathbf{a}^\alpha) = a_0^\alpha + \sum_{i=1}^N (a_{2(i-1)+1}^\alpha x_i + a_{2(i-1)+2}^\alpha x_i^2) \quad (2.13)$$

具体的な最適化のアルゴリズムは次の通りである。(図2. 10)

(1) 同定すべきパラメータ \mathbf{x} の探索領域($A_i \leq x_i \leq B_i$)を設定し、この領域内において、パラメータの試行値 \mathbf{x}_p ($p=1, \dots, P$)に関する最小自乗法を用いて元の関数 $F^\alpha(\mathbf{x}_p)$ と近似関数 $\tilde{F}^\alpha(\mathbf{x}_p, \mathbf{a}^\alpha)$ の自乗差 $G^\alpha(\mathbf{a}^\alpha)$ を最小化するような係数 \mathbf{a}^α を求める。

$$G^\alpha(\mathbf{a}^\alpha) = \sum_{p=1}^P w_p^\alpha [F^\alpha(\mathbf{x}_p) - \tilde{F}^\alpha(\mathbf{x}_p, \mathbf{a}^\alpha)]^2 \quad (2.14)$$

(2) この近似関数 $\tilde{F}(\mathbf{x}, \mathbf{a}^\alpha)$ の値が最小となるようなパラメータ \mathbf{x} の組を求める。

(3) 関数 $\tilde{F}(\mathbf{x}, \mathbf{a}^\alpha)$ の値が最小となる点を中心に探索領域を縮小して(1)に戻る。

以上の過程を繰り返すことにより目的関数の値が十分に小さくなるか、領域の変更ができなくなった時点で探索を終了する。

この同定に必要なデータは、板厚 t 、板幅 b 、繰返し曲げ実験で得られたモーメント-曲率値 $M_s^\alpha(\kappa_s^\alpha)$ 、各構成式パラメータの上下限值 A_i, B_i および初期値である。なお、非線形最小自乗法を用いた構成式パラメータ同定問題では、いくつかの材料挙動に敏感なパラメータの組を取出して順次同定していく方法がとられることが多い⁴⁾が、ここではその点への特別な配慮は行わず、8個のパラメータを同時に同定している。

2. 4. 3 結果および考察

同定にあたっての各パラメータの初期値および探索範囲は、前節でおこなった弾線形硬化塑性体を仮定した簡易同定の結果に基づいて表 2. 1 に示すように設定した (SUS304). ただし、簡易同定からは得ることのできない C_1 , C_2 , b は、十分に広い範囲を探索領域とした.

収束計算の繰返し数に伴う目的関数 (曲げモーメントに関する偏差 $\sqrt{F(x)/L}$) の推移を図 2. 1 1 に示す (SUS304). 上記(1)~(3)の計算ループの 12 回目ではほぼ収束値に達し、そのまま安定的に計算が進行している様子がわかる. なお、この計算にはワークステーション SUN Ultra 1 (140MHz) [SPECfp95: 7.9] 上でおよそ 40 分 (実験点総数 $\sum_{\alpha=1}^L S_{\alpha} = 494$ 点, 繰返し数 41 回, 最終の偏差 $\sqrt{F(x)/L} = 0.036$)

表 2. 1 同定すべきパラメータの初期値および探索範囲 (SUS304)

	E MPa	Y_0 MPa	H'_{∞} MPa	a MPa	C_1	C_2	Q MPa	b
Initial values	195000	124 (=0.5Y)	3400 (=H')	124 (=0.5Y)	500	50	124 (=0.5Y)	0
Upper limits	250000 (=1.25E)	248 (=Y)	6800 (=2H')	248 (=Y)	10000	1000	248 (=Y)	200
Lower limits	150000 (=0.75E)	0	0	0	500	50	0	0
Identified values	213000	91.8	2760	147	4290	463	80.5	24.9

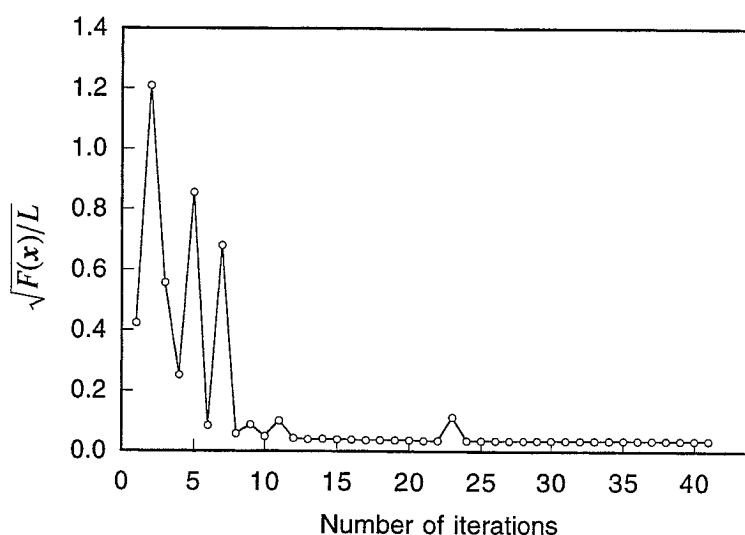


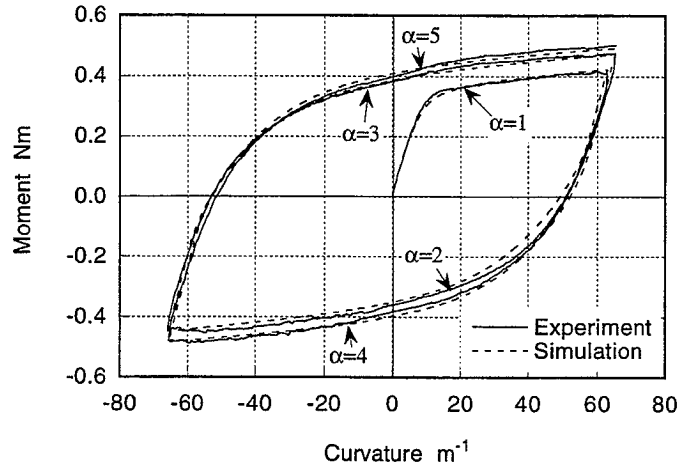
図 2. 1 1 繰返し計算に伴う目的関数の収束状況 (SUS304, 板厚 $t=0.42$ mm)

を要した。ただしこの計算時間の内、約90%を曲げモーメントの計算に費やしている。

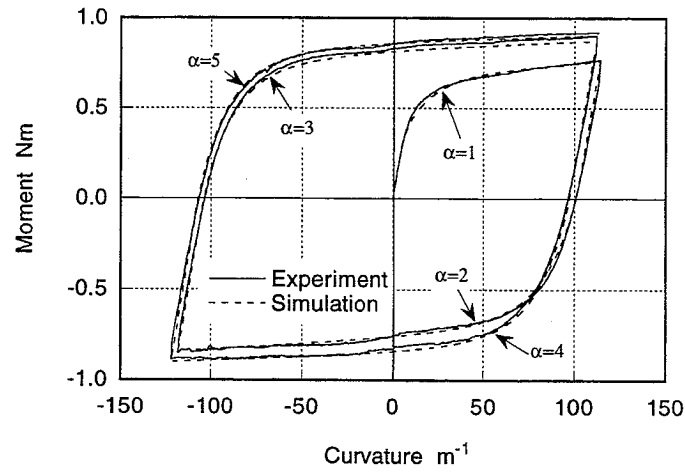
図2.12(a)-(c)に、各材料におけるモーメント-曲率曲線の実験値(実線)および同定した材料パラメータを用いた構成式による数値シミュレーション結果(破線)を比較して示す。いずれの材料についても、材料の繰返し加工硬化挙動が実験値とよく一致していることがわかる。また非線型移動硬化パラメータを C_1, C_2 と変化させたことで、単調負荷時($\alpha=1$)とそれ以降($\alpha=2, 3, \dots$)との材料降伏後の硬化挙動の違いも正確に表現することができている。

図2.13(a)-(c)に、同定した材料パラメータを用いた構成式による応力-ひずみ曲線の数値シミュレーションによる結果(実線)を各材料ごとに示す。SUS304材(a)では、先に求めた弾線形硬化塑性体(移動硬化)を仮定した同定結果(破線)とあわせて示している。モーメント-曲率曲線と同様、バウシニング効果など、材料の繰返し加工硬化挙動が表現されている様子がわかる。このため、単調負荷($\alpha=1$)については両者はよく一致しているが、反転負荷以降では弾線形硬化塑性体(移動硬化)を仮定した同定結果と、複合硬化型構成式による結果とでは大きな開きが見られる。図2.14(a)-(c)に、同定した材料パラメータを用いた構成式による応力-ひずみ曲線の数値シミュレーション結果(実線)と単軸引張り試験の結果(破線)との比較を示す。いずれの材料においても両者は比較的良く一致しており、本解析手法の妥当性が検証されている。

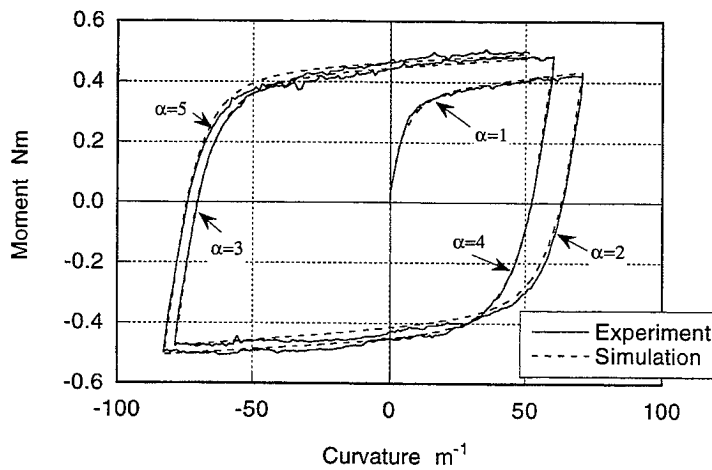
この同定方法の安定性を検証するために、全てのパラメータの初期値を上限/下限値それぞれと等しく設定して同定を行った。いずれの場合も解の収束性がやや低下するものの、同定結果への影響はほとんど見られなかった。また、パラメータの探索領域に関しては、簡易同定結果を用いず、全てのパラメータについて広範囲な探索領域を設定して同定を行った場合には解の精度および収束性が低下した。



(a) SUS304 焼鈍材 (板厚 $t=0.42\text{mm}$)

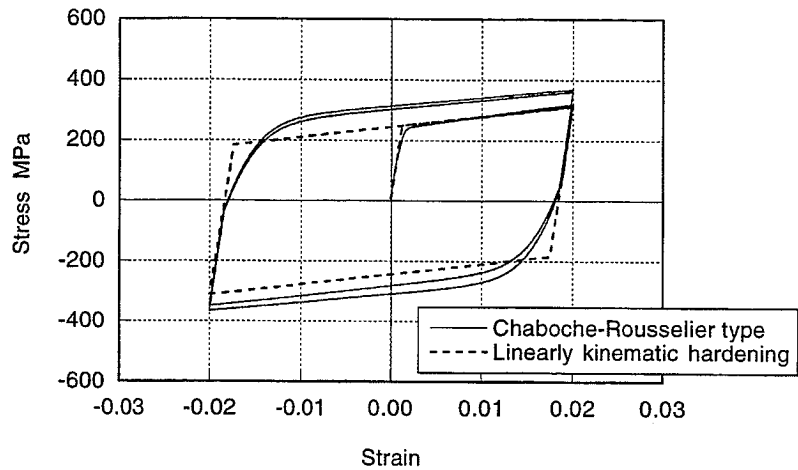


(b) SUS430 焼鈍材 (板厚 $t=0.50\text{mm}$)

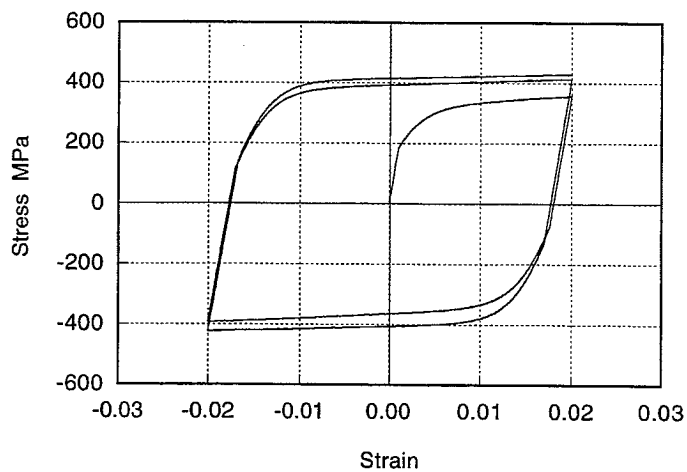


(c) 軟鋼(SPCC)焼鈍材 (板厚 $t=0.50$)

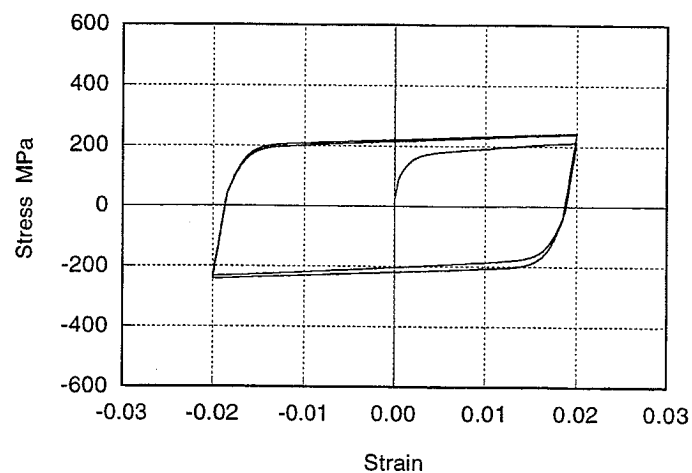
図2. 1 2 モーメントー曲率曲線
同定の結果得られた材料パラメータに基づく計算値と実験値との比較



(a) SUS304 焼鈍材 (板厚 $t=0.42\text{mm}$)

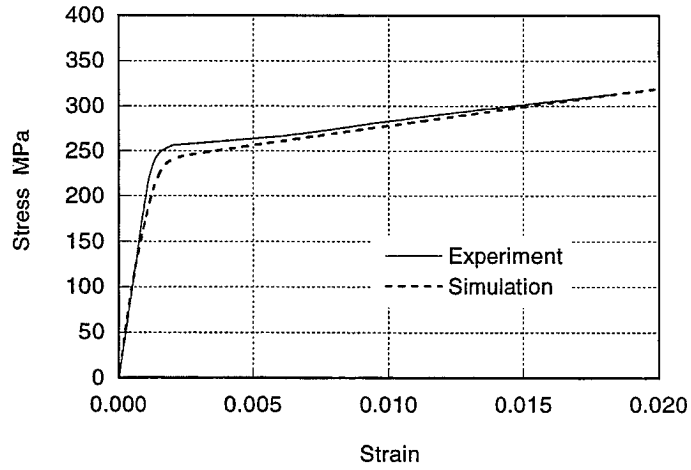


(b) SUS430 焼鈍材 (板厚 $t=0.50\text{mm}$)

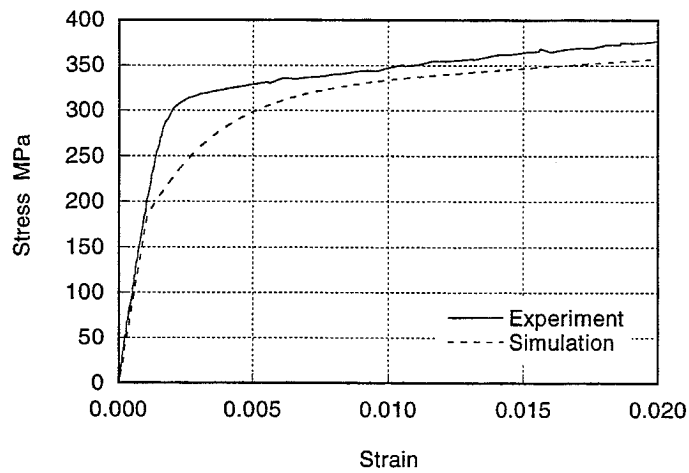


(c) 軟鋼(SPCC)焼鈍材 (板厚 $t=0.50\text{mm}$)

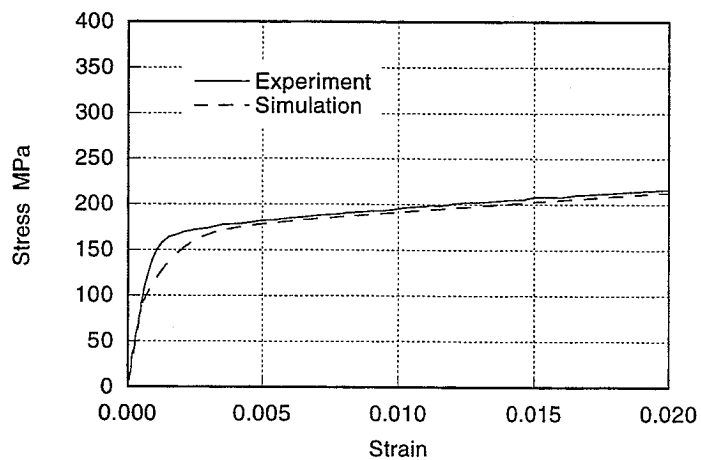
図2. 1 3 同定したパラメータにより計算された応力-ひずみ曲線



(a) SUS304 焼鈍材 (板厚 $t=0.42\text{mm}$)



(b) SUS430 焼鈍材 (板厚 $t=0.50\text{mm}$)



(c) 軟鋼(SPCC)焼鈍材 (板厚 $t=0.50\text{mm}$)

図2. 14 応力-ひずみ曲線
単軸引張り試験結果と同一パラメータによる計算値との比較

2. 5 まとめ

薄板金属の純曲げ試験を行うことにより、モーメント-曲率関係を測定し、これをもとに構成式パラメータを同定する方法について提案した。また、ステンレス鋼板、軟鋼板を用いた繰返し曲げ実験結果より実際に材料パラメータの同定を行った。この結果、以下のような知見を得た。

- 弾完全塑性体，弾線形硬化塑性体，Ludwik型塑性体などの比較的簡単な形の構成式を用いれば，これらの構成式中の材料パラメータは容易に同定できる。
- 繰返し硬化，バウシング効果などを表現する複雑な増分形繰返し塑性構成式中の材料パラメータを非線形最小自乗法を基礎とした最適化手法により同定する方法を提案した。本方法によるChaboche-Rousselier型構成式中の8個のパラメータの同時同定を行った。得られたパラメータを用いた単軸引張りの応力-ひずみ曲線の数値シミュレーション結果は実験結果と良く一致し，本方法の有効性が確認できた。また上記の簡易同定結果を初期値および探索領域の決定のために用いることで，解の収束を早めることができる。

第3章 クラッド板の繰返し曲げ試験による材料構成式の同定

機械的性質の異なる複数の板材を重ねて接合した金属クラッド板のプレス成形性は構成素材の機械的性質とクラッド比に強く左右されるため、その成形限界予測には各構成層それぞれの応力-ひずみ関係式(構成式)を知ることが不可欠である¹⁾³⁾。また、金属クラッド板のレベラ矯正の数値シミュレーションを行うためには構成素材それぞれについての繰返し塑性構成式の決定が不可欠である。従来はクラッド板の各層を機械加工などで分離、除去して引張り試験を行い複合則を併用することにより構成素材それぞれの単調応力-ひずみ曲線を求めている。本研究の目的は各層を分離することなくクラッド板各層の構成式を決定する方法を確立することである。

3. 1 着想と概要

第2章では単一板に対して、繰返し板曲げから構成式パラメータを同定する方法を述べているが、本章ではそれをクラッド板に拡張した。

2層クラッド板について考える。従来の単軸引張り試験のみからでは複数の異なった層の構成式が導出できないことは明らかである。基本的には2層板に対して考えれば2種類の異なった応力-ひずみ(あるいは一般化力-一般化変位)の応答の実験データが必要となる。

本研究では、(1)繰返し曲げ試験において、板の両面の表面ひずみを測定し、モーメントに対するそれぞれの表面ひずみを2種類の応答として取り扱う方法、(2)繰返し曲げ試験における曲げモーメント-曲率関係の実験データを単軸引張り試験における荷重-ひずみデータとあわせて用いる方法について検討した。材料試験に曲げ試験を選んだ理由は、クラッド板では板厚方向に機械的性質が異なっているため、板厚方向に応力(ひずみ)勾配を持つ曲げにおける材料挙動にクラッド板の変形の特徴が表れることが期待できるためである。ここで繰返し曲げとしたのは、応力反転に伴うバウシング効果なども含めた繰返し加工硬化挙動を構成式で記述しようと考えたからである。

構成式は簡易モデルとして弾完全塑性体を、繰返し挙動を表現するものとして等方硬化と移動硬化を組み合わせたものを考えた。非線型最適化手法を用いて、各構成層の材料パラメータを同定した。

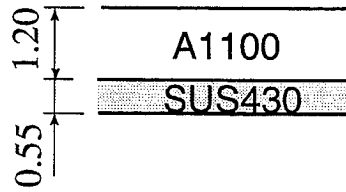
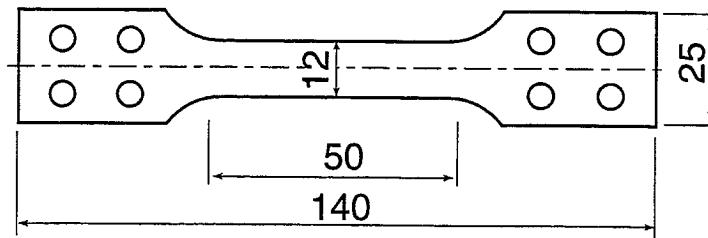
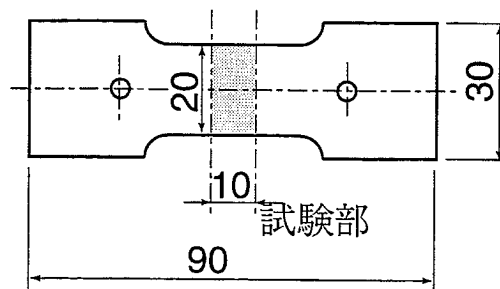


図3. 1 供試材のクラッド比



(a) 単軸引張り試験片



(b) 繰返し曲げ試験片

図3. 2 試験片形状

3. 2 材料試験

3. 2. 1 供試材

供試材には図3.1に示すようなアルミニウム(A1100)/ステンレス(SUS430)クラッド材を用いた。このクラッド板は圧延圧接によって製造されたものであり、アルミニウム部厚さ1.20mm、ステンレス部厚さ0.55mm、計1.75mmであった。この材料から図3.2に示すような引張り試験片、曲げ試験片を作成した。いずれの試験片も圧延方向を試験片の長手方向にとった。また、同定結果の検証のため、このクラッド板のアルミニウム層を水酸化ナトリウム水溶液で溶解除去することによってステンレス層のみの引張り試験片を作成した。

3. 2. 2 実験方法

繰返し純粋曲げ試験装置(図2.1)を用いてクラッド板の繰返し曲げ試験を行った。試験片の曲率は試験片の表裏両面に貼付したひずみゲージにより測定し、曲げモーメントの測定は試験片と直結して取り付けられた板状のロードセルにより行った。

実験はステッピングモータにより1ステップ(0.72度)ずつの曲げを与え、そのステップごとにモーメント、板の曲率の計測、記録を繰り返すことにより行った。

このようにして薄板の正、逆方向への曲げ、曲げ戻しを繰返し行い、このときの曲率-曲げモーメントのデータを採取した。

引張り試験にはインストロン型試験装置を用い、引張り荷重と表面ひずみを測定した。試験部長さ50mmに対して、引張り速度は1mm/minとした。

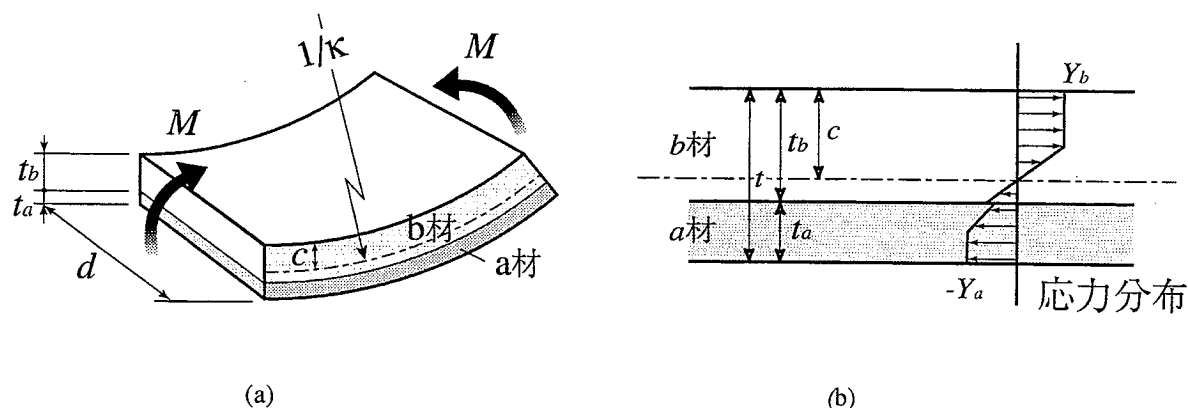


図3.3 繰返し曲げ同定における変数の定義

さらに、同定結果の検証のためにクラッド板のアルミニウム層を水酸化ナトリウム水溶液を用いて除去した試験片を用い、ステンレス材のみでの引張り試験を行った。また、クラッド板の引張り試験における荷重から、ステンレス材の引張り時の荷重を差し引くことでアルミニウム材の応力-ひずみ曲線を作成した。

3. 3 弾完全塑性体を仮定した簡易同定

簡易的な同定法として、弾完全塑性体を仮定して、各構成層のヤング率 E_a, E_b 、降伏応力の同定を行う方法を試みた。図3. 3(a)に示すようにa材b材の二層からなる積層板を考え、各寸法を定義する。

まず、弾性域でのモーメント-曲率データと各構成層の板厚、軸力=0の条件をもとに、それぞれのヤング率を決定する。この解は連立1次方程式を解くことで容易に得られる。板幅方向に平面ひずみを仮定すると、弾性域でのモーメント M -曲率 κ の関係は次式のように表される。

$$M = \frac{dt^3}{12} E^* \kappa, \quad \left(E^* = \frac{E}{1-\nu^2} \right) \quad (3.1)$$

クラッド板では、

$$\begin{aligned} M = & \frac{1}{3} \kappa d E_b^* \left\{ (t-t_a)^3 - 3t_a c (c-t_a) + 3ct(c-t) + 6t_a ct \right\} \\ & + \frac{1}{3} \kappa d E_a^* (t_a^3 + 3t_a c^2 + 3t_a t^2 + 3t_a^2 c - 3t_a^2 t - 6t_a ct) \\ & \left(E_a^* = \frac{E_a}{1-\nu^2}, E_b^* = \frac{E_b}{1-\nu^2} \right) \end{aligned} \quad (3.2)$$

と表される。ただし、式中での t_a はa層の厚さ、 t は板全体の厚さ(t_a+t_b)、 c は中立軸のb層表面からの距離をあらわす。

また、純曲げであり、軸力は0であるから、

$$-E_b^* (t_a^2 + t^2 + 2t_a c - 2t_a t - 2ct) + E_a^* (t_a^2 + 2t_a c - 2t_a t) = 0 \quad (3.3)$$

と表される。これら2つの式に弾性域中でのモーメント M 、曲率 κ 、および中立軸の位置 c （表面ひずみを測定することによって得られる）を代入することに

よって各層のヤング率 E_a , E_b を求めることができる。

弾塑性体では応力の長手方向成分の板厚方向への分布は図 3. 3 (b) のように表される。

弾塑性域でも弾性域と同じようにモーメント、軸力の条件より、次のように表される。 Y_a , Y_b は各素材の降伏応力を表す。

$$\begin{aligned}
 M = & -\frac{d}{6\kappa^2 E_b^{*2}} Y_b^{*3} - \frac{d}{6\kappa^2 E_a^{*2}} Y_a^{*3} + \frac{1}{2} dc^2 Y_b^* + \frac{1}{2} d(c-t)^2 Y_a^* \\
 & + \frac{1}{3} \kappa d(c-b)^3 (E_a^* - E_b^*) \\
 \frac{1}{2E_a^* \kappa} Y_a^{*2} - \frac{1}{2E_b^* \kappa} Y_b^{*2} - (t+c) Y_a^* + c Y_b^* + \frac{1}{2} \kappa (c-t_b)^2 (E_a^* - E_b^*) = & 0 \\
 \left(Y_a^* = \frac{2}{\sqrt{3}} Y_a, Y_b^* = \frac{2}{\sqrt{3}} Y_b \right) &
 \end{aligned} \tag{3.4}$$

これらの式に弾塑性曲げ領域での実験点の値（モーメント M , 曲率 κ , および中立軸の位置 c ）と、先に求めたヤング率 E_a , E_b を代入することで各構成素材の降伏応力 Y_a , Y_b を未知数とした 2 次と 3 次の連立方程式が得られる。これを直接解くことは難しいので、本研究では Newton-Raphson 法を用いて解を求めた。

3. 4 複合硬化則を用いた繰返し塑性構成式中の材料パラメータの同定

バウシinger 効果など、材料の複雑な繰返し加工硬化特性を記述する弾塑性構成式として前章と同じく等方硬化と移動硬化を組み合わせた複合硬化型構成式³⁶⁾を使用してそのパラメータの同定を試みた。

降伏関数は次のように表される。

$$f = \frac{1}{2} \{S - \alpha\}^T \{S - \alpha\} - \frac{1}{3} (Y + R)^2 \tag{3.5}$$

ここで S は偏差応力, Y は初期降伏応力をあらわす, α , R はそれぞれ移動硬化量, 等方硬化量で, その発展式は次のように表される。

$$\begin{aligned}
\{\dot{\alpha}\} &= \{\dot{\alpha}_1\} + \{\dot{\alpha}_2\} \\
\{\dot{\alpha}_1\} &= C \left(\frac{2}{3} a \{\dot{\epsilon}^p\} - \dot{\bar{\epsilon}}^p \{\alpha_1\} \right) \\
\{\dot{\alpha}_2\} &= \frac{2}{3} H' \{\dot{\epsilon}^p\} \\
\dot{R} &= b(Q - R) \dot{\bar{\epsilon}}^p
\end{aligned} \tag{3.6}$$

ここで、 C, a, H', b, Q は材料定数であり、 $\dot{\epsilon}^p, \dot{\bar{\epsilon}}^p$ はそれぞれ塑性ひずみ増分、相当塑性ひずみ増分をあらわす。結局、各材料ごとの同定すべきパラメータはヤング率 E （ポアソン比は0.3に固定）と繰返し塑性変形を表すための Y, C, a, H', b, Q の計7個である。

繰返し曲げ試験および単軸引張り試験からクラッド板のモーメント-曲率曲線および荷重-ひずみ曲線が得られる。これらの結果をもとに構成式中の材料パラメータの同定を行った。ここでの材料パラメータの同定には第2章で用いた単一板での同定と同様、非線形最適化手法⁷⁾を用いた。これは次のような目的関数 $F(\mathbf{x})$ を最小化することにより構成式中の材料パラメータの組 $\mathbf{x} = [x_1, \dots, x_7] = [E, Y, C, a, \dots]$ を探索するものである。

$$\begin{aligned}
F(\mathbf{x}) &= \theta^i F^i(\mathbf{x}) + \sum_{\alpha=1}^M \theta^\alpha F^\alpha(\mathbf{x}) \\
F^i(\mathbf{x}) &= \left\{ \sum_{s=1}^S [T_s - T(\mathbf{x}, \epsilon_s)]^2 \right\} / \left\{ \sum_{s=1}^S [T_s]^2 \right\} \\
F^\alpha(\mathbf{x}) &= \left\{ \sum_{s=1}^{S_\alpha} [M_s^\alpha - M^\alpha(\mathbf{x}, \kappa_s^\alpha)]^2 \right\} / \left\{ \sum_{s=1}^{S_\alpha} [M_s^\alpha]^2 \right\}
\end{aligned} \tag{3.7}$$

ここで α は繰返し曲げの各折り返し点間の行程（半サイクル）を表す（図2.9）。目的関数 $F(\mathbf{x})$ は各行程ごとの実験点に対応した各点 s でのモーメント値の実験値 M_s^α と計算値 $M^\alpha(\mathbf{x}, \kappa_s^\alpha)$ との自乗偏差 $F^\alpha(\mathbf{x})$ 、および引張り変形による荷重の実験値と計算値との自乗偏差 $F^i(\mathbf{x})$ 、重み係数 θ^α, θ^i によって表される。重み係数 θ^α, θ^i の値は、引張り、曲げそれぞれの曲線での同定状況を同程度に評価するために、それぞれが全域塑性となったときのモーメント、応力の最大レベルにおいて等しい評価となるように設定した。

ここで、材料パラメータと曲げモーメントの関係を記述するに当たって、板幅方向に平面ひずみ、板厚方向に平面応力を仮定した。

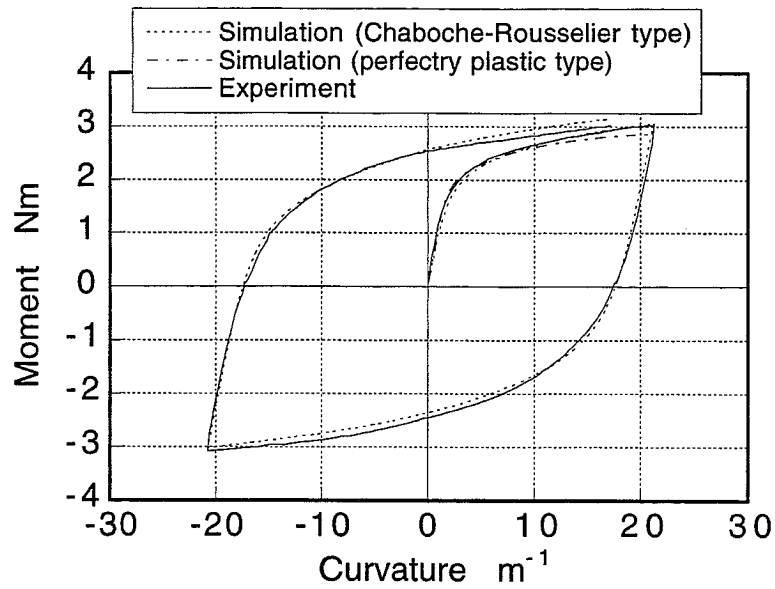


図3. 4 モーメントー曲率曲線
 繰返し曲げ試験結果とその結果に基づいて同定した材料パラメータによる計算結果との比較
 (板厚:アルミニウム層=1.19mm, ステンレス層=0.55mm, 板幅=20mm)

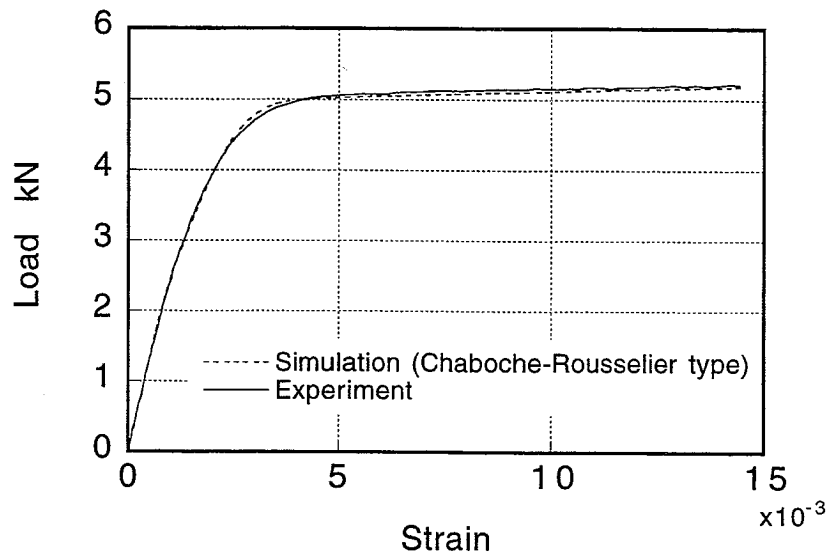


図3. 5 荷重ーひずみ曲線
 単軸引張り試験結果と同定した材料パラメータによる計算結果との比較
 (板厚:アルミニウム層=1.19mm, ステンレス層=0.55mm, 板幅=20mm)

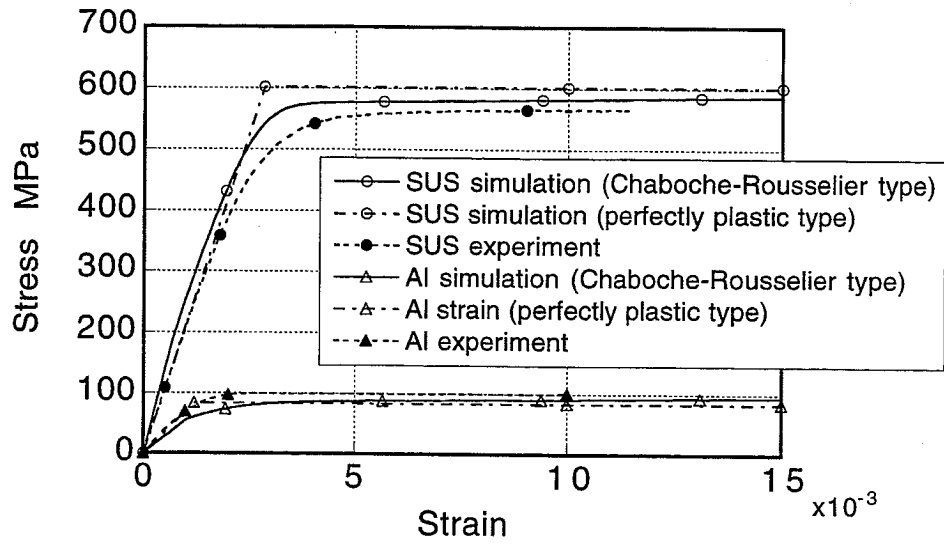


図3. 6 単軸引張り試験の結果得られた応力-ひずみ曲線と
同定した構成式パラメータによる計算結果との比較

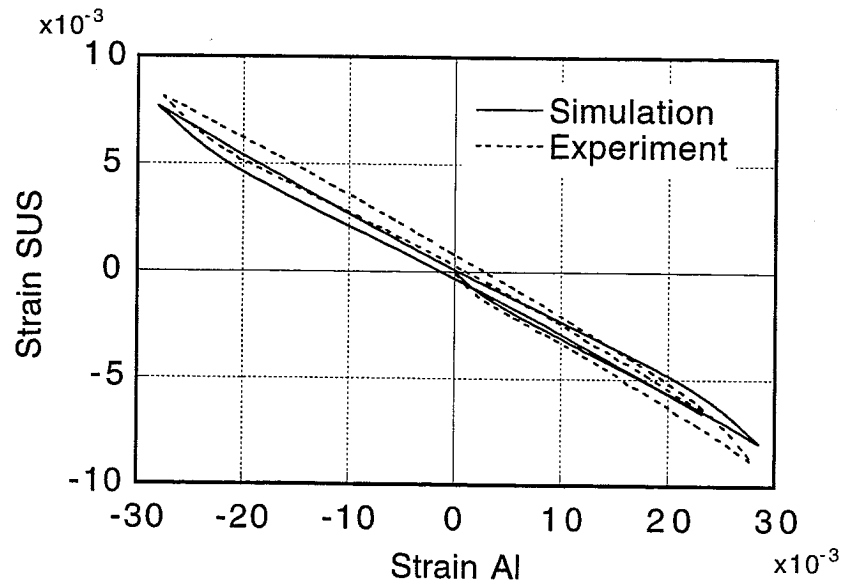


図3. 7 繰返し曲げ試験で測定した表面ひずみと同定したパラメータによる計算値との比較

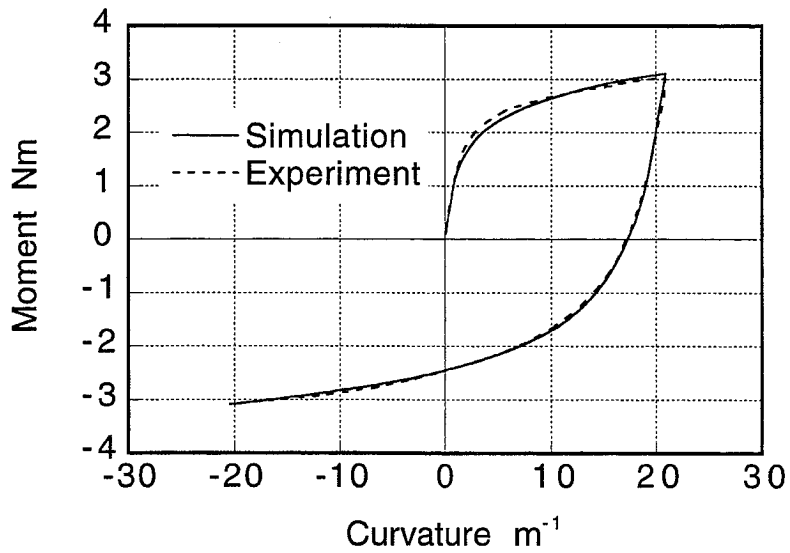


図3.8 モーメントー曲率曲線
(繰返し曲げ試験結果とその結果のみからの同定結果との比較)

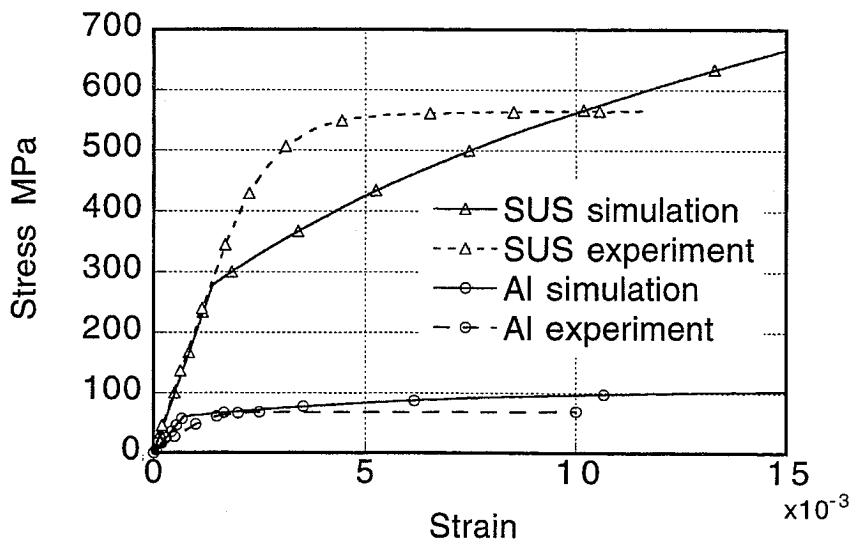


図3.9 各材料ごとの応力ーひずみ曲線
(繰返し曲げ試験結果のみからの同定結果と単軸引張り試験結果との比較)

3. 5 結果と考察

3. 5. 1 実験結果との比較

先に述べた試験片を用いて繰返し曲げ試験，単軸引張り試験を行い，これらの結果をもとに各構成材料の材料パラメータの同定を行った。

図3. 4に繰返し曲げ試験の結果と，この結果をもとに同定したパラメータによるモーメントー曲率曲線をあわせて示す。実験結果を実線で，弾完全塑性体を仮定した同定結果による計算結果を一点鎖線で，複合硬化型構成式での同定結果からの計算値を点線で示す。いずれの同定結果も実験結果を良く反映しており，適切な同定が行われていることを示している。

また，複合硬化則による同定において必要な引張り試験での同定の結果得られた，応力ーひずみ曲線を図3. 5に示す。同定の結果得られたパラメータからの計算値（点線）は実験結果（実線）とよく一致しており，引張り試験においてもパラメータ同定が適切に行われたことを示している。

次にこの結果の検証のために，同定された材料パラメータをもとにアルミニウム板，ステンレス板それぞれの応力ーひずみ曲線を計算し，実験結果との比較を行った。この結果を図3. 6に示す。それぞれの結果は比較的よく一致しているが，同定値からの計算結果は単一の引張り試験結果に比べ，アルミニウム材の応力値では若干低く，ステンレス材は高く表れている。また，図3. 7に曲げ試験において測定されたアルミニウム／ステンレスそれぞれの表面ひずみと，同定されたパラメータによる曲げシミュレーション時のそれとの比較を行った結果を示す。実験結果に比べ，ステンレス側の表面ひずみはやや小さく，アルミニウム側の表面ひずみは逆に大きく計算されているが，概ねひずみ軌跡をよく再現している。

3. 5. 2 繰返し曲げ試験のみによる複合硬化型構成式パラメータの同定の可能性

弾完全塑性体で行ったように，原理的には繰返し曲げ試験のみで曲げモーメントと試験片両面の表面ひずみの関係からもパラメータ同定が可能である。この場合は測定された表面ひずみの値に従った板曲げシミュレーションを行い，モーメントが測定値と一致し，軸力，つまり引張り・圧縮力が作用しないという条件を併せて満たすような材料パラメータを探索するという問題となる。

繰返し曲げによるモーメントー曲率曲線を図3. 8に示す。実線が同定したパラメータによる計算値を示し，破線が実験値を示している。このグラフを見

る限り、同定は適切に行われているように見える。しかし、この結果得られた構成式パラメータをもとに各材料ごとの応力-ひずみ曲線を計算し、実験結果と比較（図3.9）してみると、アルミニウム材の同定結果は比較的良く一致したものの、ステンレス材では大きな開きが見られた。

これは、この繰返し曲げ試験において、ステンレス材の剛性がアルミニウム材に比較して著しく高いため、曲げ変形時にステンレス層を中心にした曲げ変形となる。この結果ステンレス層はアルミニウム層に比べて変形量は小さくなり、また、降伏応力の高いステンレス層では弾性変形が支配的となる。これに比べて、アルミニウム層では塑性変形が支配的となる。このような理由から、曲げ試験のみからの同定ではステンレス材/アルミニウム材双方の弾性/塑性挙動を全て同定することは困難であり、ステンレス層の塑性挙動が大きく反映された引張り試験結果をあわせて行うことが効果的であると言える。ただし、各素材の特性に大きな開きがない場合には繰返し曲げ試験のみによる同定も無理なく行うことが可能であろう。

3.6 まとめ

2層クラッド板の繰返し曲げ試験および単軸引張り試験を行い、各構成素材の複合硬化を用いた弾塑性構成式のパラメータを自動的に同定する方法を確立し、以下の知見を得た。

- 弾完全塑性体を仮定した場合にはNewton-Raphson法を用いて連立方程式を解くことで簡単にヤング率、降伏応力を求めることができる。
- 最適化手法を用いることで繰返し加工硬化特性を表現する複合硬化型構成式のパラメータを同定することができる。

第4章 樹脂サンドイッチ金属板中の樹脂の材料構成式の同定

樹脂サンドイッチ金属板は軽量化、振動減衰などの目的で多く使われている。樹脂サンドイッチ金属板の振動減衰などの機能性およびプレス成形性は樹脂の機械的性質に強く依存する。

本章では樹脂サンドイッチ金属板の曲げ試験における上下板のせん断ずれ量から樹脂の力学特性（材料パラメータ）を同定する方法を提案する。

4.1 V曲げ試験

本研究ではアルミニウム合金（A5083-O）の板材（厚さ1.0mm、幅25mm、長さ150mm）2枚を樹脂接着剤（電気化学工業株式会社製ハードロック M-372-20）で貼合わせたものを用いた。図4.1にはアルミニウム合金板の引張り試験による応力-ひずみ曲線を示す。図4.2は重合わせ継手（double lap joint）の引張り実験により求めた樹脂のせん断応力-せん断ひずみ関係を示したものであるが、これを解析の都合上次式で近似した。

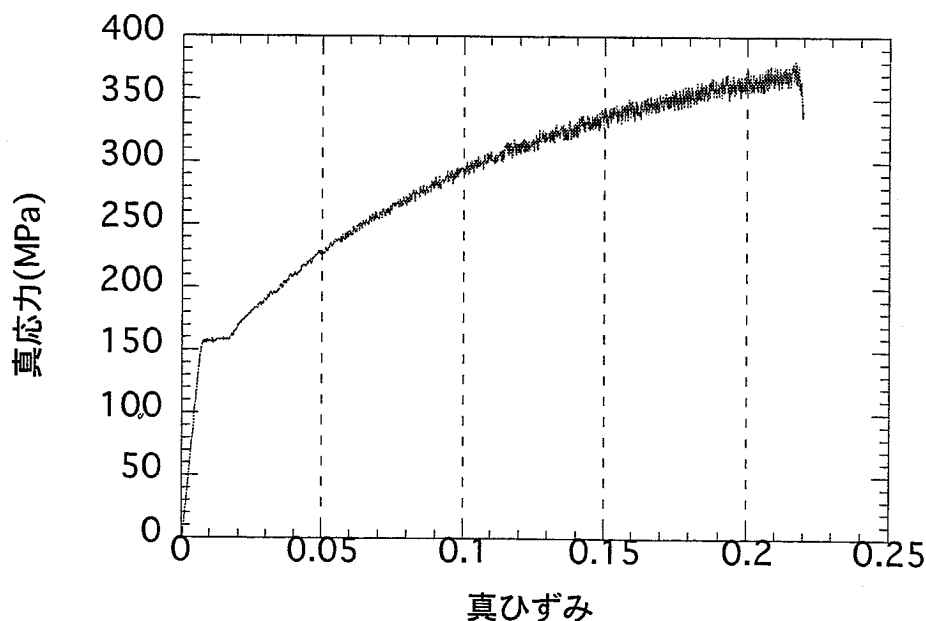


図4.1 アルミニウム合金板の引張り試験による応力-ひずみ曲線

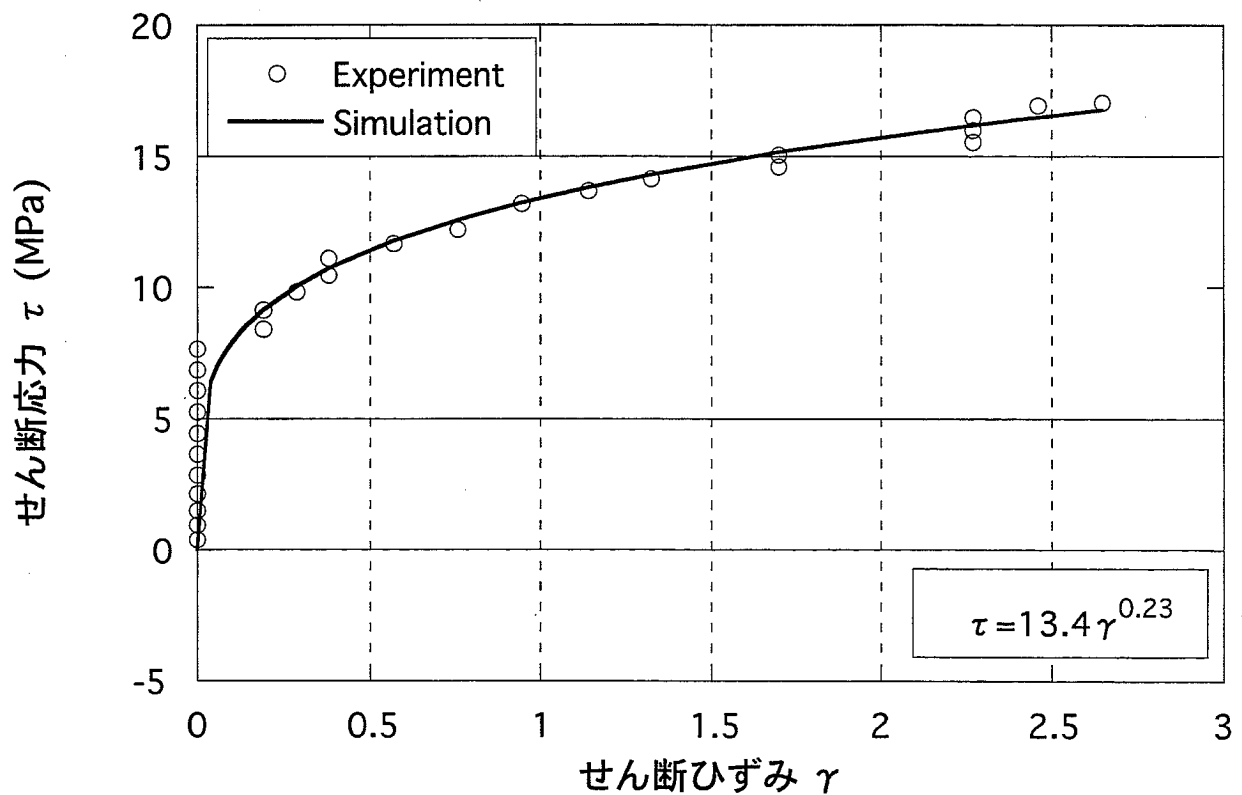


図4. 2 重ね合わせ継手 (double lap joint) の引張り実験により求めた樹脂のせん断応力-せん断ひずみ関係

$$\tau = C\gamma^n \quad (4.1)$$

ここで実験より得られた定数は $C=13.4\text{MPa}$, $n=0.23$ であった。

図4. 3に示すようなダイセットを用いて、この樹脂サンドイッチアルミニウム合金板のV曲げ試験を行った。このとき、図4. 4 (マイクロスコープによる観察結果) に示すように、曲げにより上下の板が大きくずれる (樹脂のせん断変形)。図4. 5は曲げ試験より得られた上下の板のずれ量の分布である。

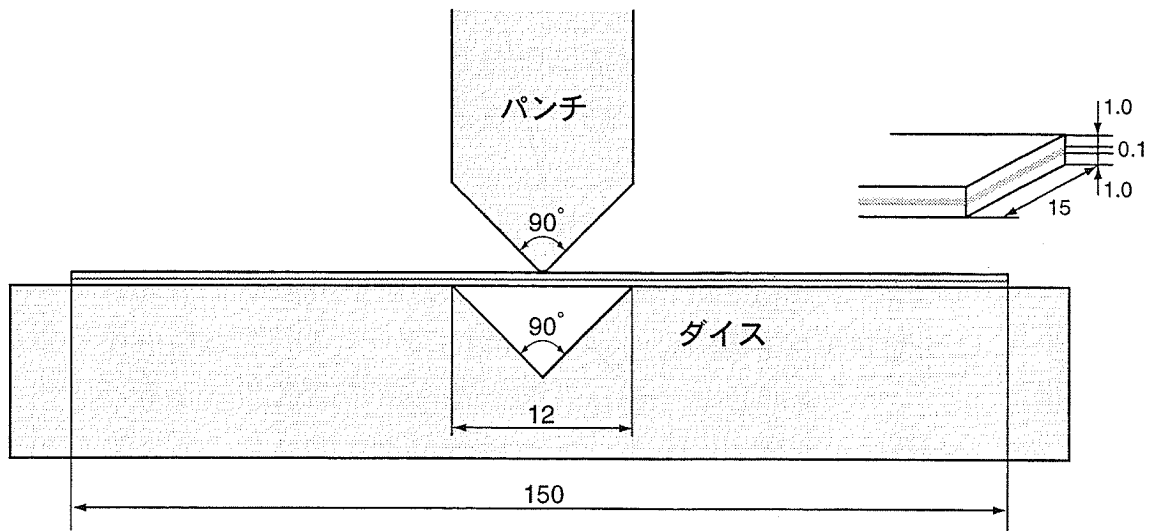


図4. 3 V曲げ用ダイセット

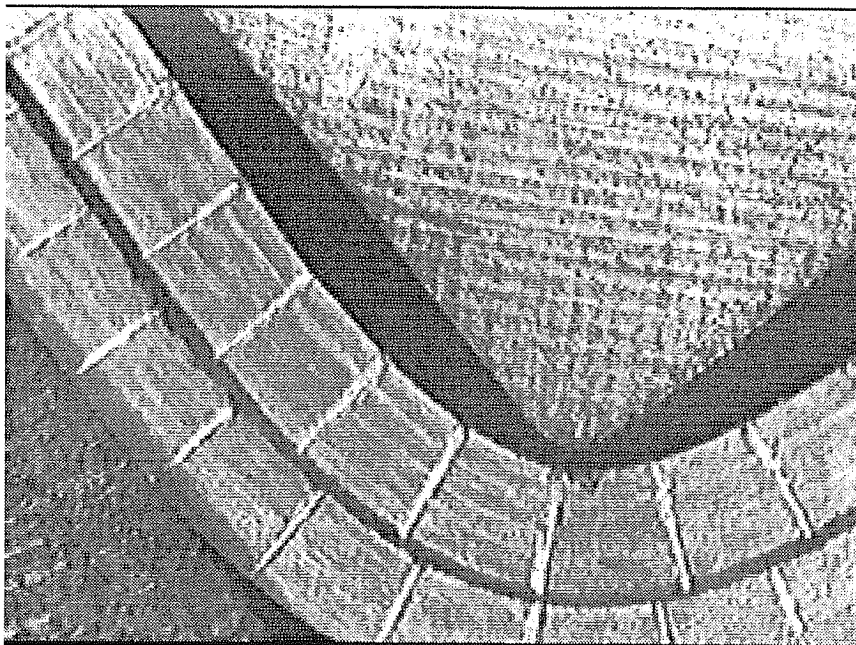


図4. 4 マイクロスコープにより観察された曲げによる上下の板のずれ

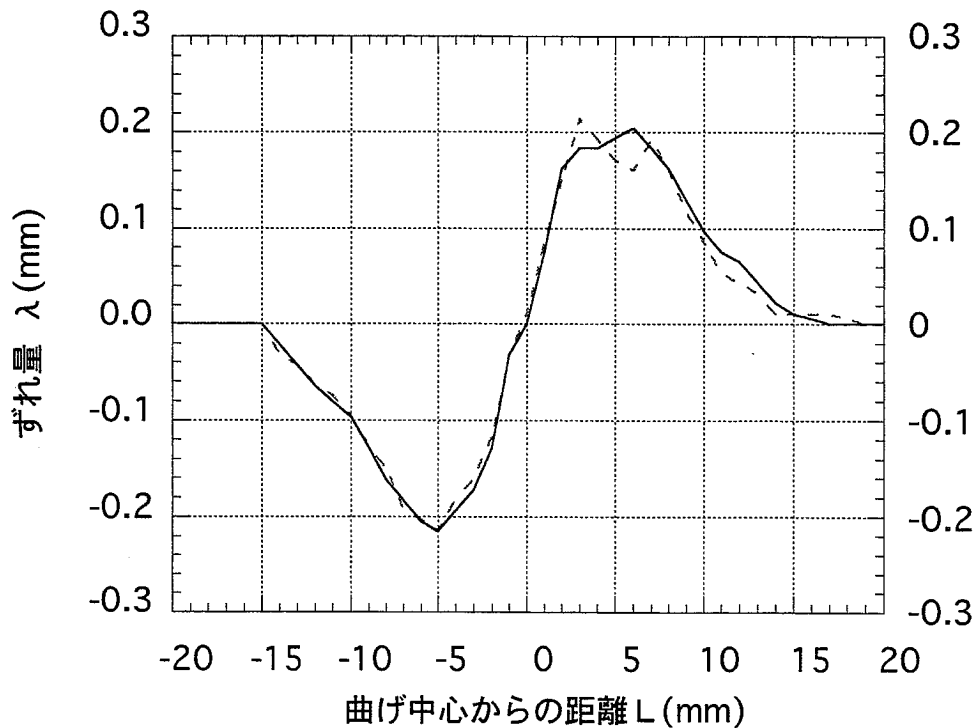


図4. 5 曲げ試験より得られた上下の板のずれ量

4. 2 樹脂の力学特性の同定

曲げ試験より得られた上下の板のずれ量の分布と塑性解析によるそれが最小となるような式 (4.1) 中の定数 C , n を逆解析により求めた. V 曲げの塑性解析は本研究代表者²⁴⁾が以前発表した全ひずみ理論に基づくものを用いた. また, 逆解析は第2, 3章で述べたものと同じ最適化手法によっている.

逆解析によって得られた値は $C=14.3\text{MPa}$, $n=0.22$ であり, 概ね実験結果とよく一致することがわかった.

4. 3 まとめ

樹脂サンドイッチ金属板の曲げ試験における上下板のせん断ずれ量から樹脂の力学特性 (材料パラメータ) を同定する方法を提案し, その妥当性が確かめられた.

第5章 結 言

金属および金属／樹脂積層板について、ある層を機械加工などで除去したりせず、積層板そのものの材料試験結果から構成各層の材料特性を決定（構成式中の材料パラメータを同定）する方法について検討した。得られた主な結果は次のとおりである。

(1) 2層クラッド板については、引張りおよび繰返し曲げ試験のデータを用いることでかなり複雑な構成式（例えば本研究では8個の材料パラメータを持つ増分型の構成式）についても材料パラメータの同定が可能となる。なお、弾完全塑性体を仮定した簡易同定では閉じた解が得られるので、これを初期値として用いることにより、さらに短時間でパラメータ同定が可能となる。

(2) 樹脂サンドイッチ金属板のV曲げ試験における上下板のせん断ずれ量から逆解析により樹脂の力学特性（材料パラメータ）を同定することができる。

(3) 本研究の特長のひとつは、材料パラメータを試行錯誤的に探索するのではなく、非線形最適化手法を用いてこれを精度良く自動的に行うことである。

以上、この方法を確立できたことにより、今後の積層板の開発、利用技術の向上に大きく寄与することができる。

謝 辞

本研究を遂行するにあたり、英国 Bradford 大学の Vassili V. Toripov 博士には非線形最適化手法について御指導を頂いた。元広島大学大学院（現NKK総合材料研究所）の卜部正樹氏には本研究全般にわたり多大な協力を頂いた。広島商船高等専門学校の瀧口三千弘助教授からは樹脂サンドイッチ金属板の曲げ試験で協力を得た。また、ステンレス／アルミニウムクラッド板は住友金属工業株式会社より提供して頂いた。ここに記し謝意を表します。

参 考 文 献

- 1)川並高雄：塑性と加工，32-360 (1991), 3.
- 2) 柚鳥善之：同上，32-360 (1991), 48.
- 3) Kim, J.-K. and Yu, T.-X., *J. Mater. Process. Technol.*, **63** (1997), 33.
- 4) 山口克彦・吉田総仁：材料，38-431(1989), 966.
- 5)由田征史：塑性と加工，32-360(1991), 41.
- 6)臼田松男・橋本浩二：同上，38-432 (1997), 40.
- 7) 吉田総仁・大澤泰明：同上，32-360 (1990), 94.
- 8)吉田総仁・伊藤操・岩垣博之・大森正信：機論 A, 55-519 (1988), 358.
- 9)吉田総仁・八木竜一・大森正信：塑性と加工，26-291(1985), 400.
- 10) 吉田総仁・八木竜一・岩垣博之・升田貞和：同上，35-399 (1994), 337.
- 11) 吉田総仁・内富則明・大森正信：同上，30-338 (1989), 358.
- 12) 吉田総仁：同上，32-360 (1991), 20.
- 13) 吉田総仁・日野隆太郎：塑性と加工，37-430 (1996), 1125.
- 14) 日野隆太郎・吉田総仁：機論 A, 60-580 (1994), 2808.
- 15) 日野隆太郎・吉田総仁：機論 A, 61-592 (1995), 2560.
- 16) 日野隆太郎・岡田達夫・吉田総仁：同上，62-595(1996), 753.
- 17) 平岩正至・近藤一義：機論，40-336 (1974), 2398.
- 18) 平岩正至・近藤一義：同上，42-360 (1976), 2625.
- 19) Yoshida, F. Mori, K., Ohmori, M. and Okada, T.: *Proc. 4th ICTP*, **3** (1993), 1657.
- 20) Yoshida, F. and Hino, R.: *J. Materials Processing Technology*, **63** (1997), 66.
- 21) 日野隆太郎・吉田総仁・岡田達夫：機論 A, 64-621 (1998), 267.
- 22)吉田総仁・本屋敷洋一：同上，30-340 (1989), 716.
- 23)吉田総仁・本屋敷洋一：同上，30-349 (1989), 176.
- 24)Yoshida F.: *Proc. 3rd ICTP*, **3** (1990), 1513.
- 25) Yoshida, F.: *Proc. Int. Conf. Composite Engineering*, (1997), 61.
- 26)伊藤耿一・佐川武英：塑性と加工，30-346 (1989), 1490.
- 27) 牧野内昭武・吉田茂・小川秀夫：同上，29-330(1988), 755.
- 28) Hirose, Y., Kojima, M, Hayashi, Y. and Sudo, C.: *Proc. 3rd ICTP*, **3** (1990), 1519.
- 29) 卜部正樹・吉田総仁・谷田圭司・梶原哲雄：塑性と加工，39-444(1998), 82.
- 30) Nadai, A.: *Theory of Flow and Fracture of Solids*(1950), 358, McGraw-Hill.

- 31) H. Koyama and K. Kawada: *Advanced Technology of Plasticity* (1990) Vol. 3, 1501.
- 32) 吉村忍, 菱田博俊, 矢川元基 : 機論 , 59-559A(1993), 518.
- 33) Hishida, H., Diegele, E., Schwertel, J., Schinke, B., Munz, D.: *Trans SMiRT* 11(1991) Vol. L, 289.
- 34) 放生明廣, 茶谷明義, 上村文人 : 機論 , 55-511A(1989), 477.
- 35) 放生明廣, 立矢宏, 茶谷明義 : 機論 , 57-537A(1991), 1265.
- 36) Chaboche, J. L. and Rousselier, G. : *Trans. ASME, Ser. J*, 105 (1983), 153.
- 37) Toropov, V. V., van der Gissen, E., *Optimal Design with Advanced Materials*(1993), 113.
- 38) Yoshida, F., Urabe, M., and Toropov, V. V., *Int. J. Mech. Sci.*, 39 (1998), 237.

参考資料（発表論文別刷）

- (1) Fusahito Yoshida, "Deformation of fracture of sheet metal laminates in plastic forming", *Proceedings of 4th International Conference on Composite Engineering (ICCE/4)*, (1997), pp.61-64.
- (2) Vassili V. Toropov, Fusahito Yoshida and Erik van der Gissen, "Material parameter identification for large plasticity models", *Proceedings of Euromech Colloquim on Material Parameter Identification Using Mixed Mumerical Experimental Methods*, (1997), pp.81-92.
- (3) F. Yoshida, M. Urabe and V. V. Toropov, "Identification of material parameters in constitutive model for sheet metals from cyclic bending tests", *Int. J. Mechanical Science*, Vol. 40, No. 2 (1998), pp.237-249.
- (4) ト部正樹, 岡田達夫, 吉田総仁, Vassili, V. Toropov, "薄板の曲げ試験による繰返し塑性構成モデル中の材料パラメータ同定", 日本機械学会論文集(A編), 64巻619号, (1998), pp.193-198.
- (5) F. Yoshida, M. Urabe and V. V. Toropov, "Identification of mechanical properties of component layers in a bimetallic sheet by mixed experimental-numerical approach", *Inverse Problems in Engineering Design*, (1998), 243-251.
- (6) F. Yoshida, M. Urabe and V. V. Toropov, "Identification of mechanical properties of component layers in a bimetallic sheet", *Proc. 11th Int. Conf. on Experimental Mechanics*, Vol. 2 (1998), 927-931.

(2) 口頭発表

- (1) ト部正樹, 吉田総仁, Vassili, V. Toropov, "金属クラッド板の繰返し曲げ試験による材料構成式の同定", 日本機械学会講演論文集, 975-2号, (1998), pp.31-32.
- (2) 吉田総仁, "クラッド板/制振鋼板の成形解析", 日本鉄鋼協会第136回秋季講演大会数理モデリング/板箔工学フォーラムシンポジウム「薄板成形の現状と変形数理モデリング最前線」, (1998), pp.31-40.