

アルミ中空矩形断面型材の曲げ加工におけるしわ深さ予測技術

吉田正敏・藤原昭文(工博)

アルミ・銅事業本部・技術部

Wrinkle Depth Prediction of Rectangular Aluminum Tubes in Draw Bending

Masatoshi Yoshida・Dr. Akibumi Fujiwara

Extruded aluminum tubes are expected to be used in automobile frame body structures. When a curved one is required, bending is required. In the bending process, compressive flange wrinkling sometimes occurs. To determine the factors that control wrinkle shape, a mathematical model for estimating wrinkle depth in the compressive flange was developed.

まえがき = アルミニウム中空矩形断面型材は、とくに軽量化の観点から自動車のバンパ補強材として使用されており、今後、骨格全体への適用が考えられている。一般に押出型材を構造用部材に適用する場合、曲げ加工が施されることが多いが、加工条件によっては、圧縮応力側には座屈によるしわなどの形状不良、また、引張応力側には破断が生じ、製品形状が制約を受けることになる。

このような曲げ加工時の不良現象に対して、実験的に、心金の効果を検討した例¹⁾や加工限界を特定の断面形状に対して検討した例^{2)~4)}、あるいは材料特性の影響を検討した例⁵⁾⁶⁾は見られるが、断面形状、材料特性の影響を理論的に検討した例は見あたらない。

そこで、本研究ではアルミニウム中空矩形断面型材の曲げ加工に注目し、とくに問題となる圧縮フランジ部に発生するしわの深さを簡単に予測するための理論式の導出をおこなうとともに、無次元化により結果の一般化を図った。

1. 解析方法

加工法の例として、ドロウベンダによる曲げ加工の概念図を第1図に示す。実際の加工では、曲げの曲率が小さい場合、あるいはしわおよび断面の変形が許容される場合には心金をもちいないことがある。心金をもちいた場合、圧縮フランジ部に発生するしわは、心金と型材との隙間などの評価が必要となり、力学モデルの構築が複雑となる。そこで、まず、心金のないモデルで圧縮フランジ部のしわを規定する形状および材料因子を明らかにすることを目的とした。

1.1 仮定条件

第2図に解析対象とした中空矩形口型型材の断面形状を示す。ここで、 b はウェブにより支持される圧縮フランジの幅(内寸法)、 H はウェブの幅(外寸法)、 t は板厚、 R は中立軸での曲げ半径である。型材は、常に曲げ型との接触点で型に沿うまでの加工を受けるものとして、理論式の導出をおこなう。なお、理論モデルの構築に際して、解析上次の仮定を置く。

曲げ加工時の歪み分布は、平面が曲げ変形後も平面で

残るといふ Bernoulli の仮定が成立する。

圧縮フランジ部の変形は、座屈開始までは、すべて面内歪みで吸収される。

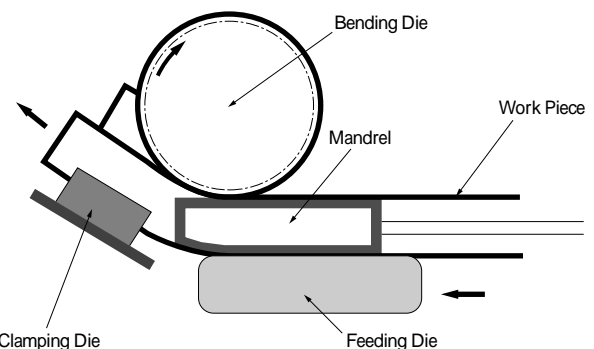
圧縮フランジの幅方向中心線上では、座屈開始後面内歪みは増加せず、変形はすべてしわにより吸収される。変形に際し、肉厚の変化は無視できる。

材料の公称応力 - 公称歪み曲線は、次式で表される。

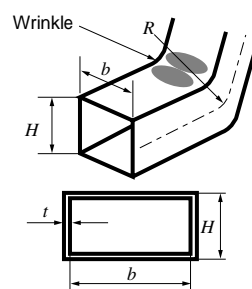
$$\sigma = \sigma_0 + K \epsilon^n \dots\dots\dots (1)$$

なお、本稿で供試材にもちいた 6N01-T1 材の場合、式(1)の係数は、 $\sigma_0 = 128.4$ 、 $K = 166.6$ 、 $n = 0.26$ とした。

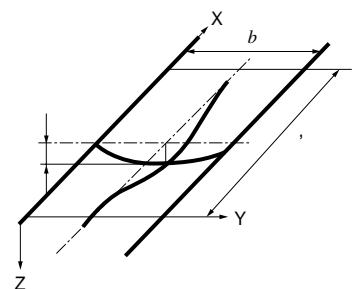
圧縮フランジ部は塑性座屈するとし、座屈波形 w を次式で仮定する。



第1図 ドロウベンディングの模式図
Fig. 1 Schematic model of draw bending equipment



第2図 試験片形状
Fig. 2 Shape of workpiece



第3図 しわ形状の模式図
Fig. 3 Schematic wave mode of wrinkles

$$w = \frac{1}{2} \left(1 - \cos \frac{2x}{\lambda} \right) \left(\sin \frac{y}{b} \right) \dots \dots \dots (2)$$

ここで、 λ はしわの深さ、 λ はしわの波長(コード長)である。座屈波長の模式図を第3図に示す。

1.2 座屈臨界応力 σ_{cr} と座屈開始時のしわの波長(アーク長)の導出

まず、圧縮フランジ部を矩形板と仮定し、座屈臨界応力 σ_{cr} および座屈開始時のしわの波長の導出をおこなった。なお、しわの波長(コード長) λ は、変形ともななって変化するが、仮定より、圧縮フランジ部中央のしわの線長に相当する座屈開始時のしわの波長は不変である。また、座屈開始時は $\lambda = \lambda_0$ となる。

本稿では、圧縮フランジ部の座屈を塑性座屈として取り扱う必要がある。そのために、塑性状態を直交異方性体に置換して解析する Thürlimann-Haaijer の理論⁷⁾をもちいる。さらに、型材長手方向(X方向)の応力が高応力であることに着目し、Bleichによる異方性を考慮した剛性⁷⁾をもちいると、座屈臨界応力 σ_{cr} 、座屈開始時のしわの波長 λ は次式のようにになる。

$$\sigma_{cr} = \frac{2}{12} \left(\frac{t}{b} \right)^2 \left[2 \cdot 3 \frac{\sqrt{EE_t}}{1 - \nu^2} + \frac{2(2 - \nu)\sqrt{EE_t}}{3(1 + \nu)} \right] \dots \dots (3)$$

$$= b \sqrt{\left(\frac{16}{3} \right) \left(\frac{E_t}{E} \right)} \dots \dots \dots (4)$$

なお、 E は弾性率、 ν はポアソン比、 E_t は以下に示す接線係数である。

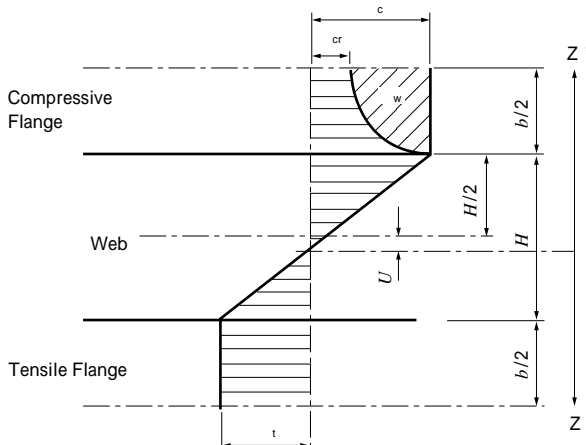
$$E_t = \frac{d}{d} \dots \dots \dots (5)$$

詳細な式(3)、式(4)の導出過程は付録1に示した。

式(3)から、座屈臨界応力 σ_{cr} は圧縮フランジ部の幅厚比 t/b の2乗、座屈開始時のしわの波長 λ は圧縮フランジの幅 b に対して、ほぼ線形の関係にあることがわかる。座屈臨界歪み量 ϵ_{cr} は、式(3)と式(1)の双方を満足する解としてえられる。

1.3 引張フランジ部歪み量 ϵ_t およびしわの波長 λ 、しわ深さ w の導出

応力、歪みの釣り合いから、しわ深さ w を求める。仮定より、 λ から曲げ加工時の歪み分布は、第4図のようになる。ここで、 U は中立軸移動量、 ϵ_c は圧縮フラ



第4図 歪み分布
Fig. 4 Distribution of strain

ンジ部に発生する歪み量、 w はしわによる歪み相当量である。なお、 U は重心から引張フランジ側への移動を正としている。

引張フランジ部歪み量 ϵ_t は応力および歪みの釣り合い式から求められる。 ϵ_t および座屈開始時のしわの波長 λ をもちいると、しわの波長 λ 、しわの深さ w はそれぞれ次式のようにになる。

$$\lambda = \frac{H + 2R}{3H + 2R + (H - 2R)\epsilon_c - (H + 2R)\sigma_{cr}} \dots \dots \dots (6)$$

$$= \frac{2}{\sqrt{1 - \frac{2H + (H - 2R)\epsilon_c - (H + 2R)\sigma_{cr}}{H + 2R}}} \dots \dots \dots (7)$$

式(6)、式(7)の導出過程は付録2に示した。

2. 実験および計算結果

2.1 実験概要

上記、理論式の精度を検証するため、ドロワーベンダによる曲げ加工実験をおこなった。実験条件を第1表に示す。実験には、一般的なアルミニウム押出用合金である6N01-T1合金をもちい、30°までの曲げ加工をおこなった。供試材は、同表に示すように日・目型断面型材であり、100mm長の面が、引張および圧縮フランジとなるように曲げ加工をおこなっている。また、心金の影響を調査するために、一般的なナイフ型の心金をもちいた実験もおこなった。

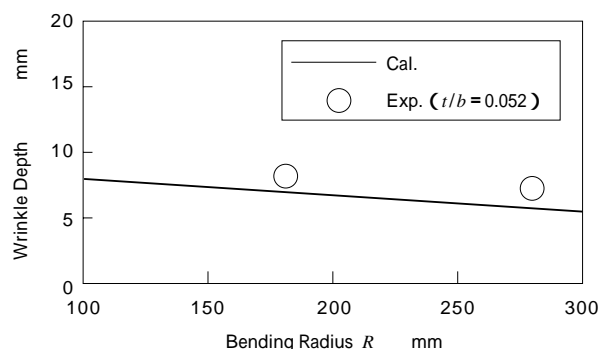
2.2 計算結果と実験結果の比較

まず、代表的に日型型材での実験値をもちいて、計算値の精度を検証した。曲げ中心半径 R としわ深さ w の関係を第5図に示す。実験結果と比較して、計算値は若干しわ深さを浅く見積もるが、かなり良く一致しているといえる。

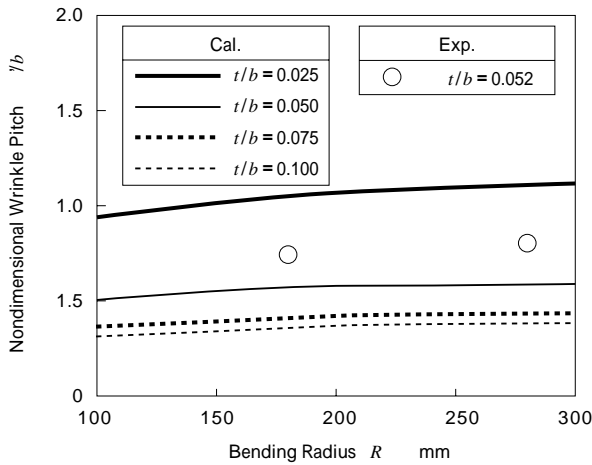
第1表 実験条件

Table 1 Test conditions

Material	6N01-T1
Bending Angle	30deg.
Mandrel	No Use, Knife Shape
Bending Radius	180, 280mm
Cross Section Shape	



第5図 曲げ半径 R としわ深さ w の関係
Fig. 5 Relation between bending radius R and wrinkle depth



第6図 曲げ半径 R と無次元しわ波長 λ/b の関係
 Fig. 6 Relation between bending radius R and nondimensional wrinkle pitch λ/b

しわの波長 λ をフランジ幅 b で無次元化した無次元しわ波長 λ/b と曲げ半径 R の関係を第6図に示す。実験結果と比較して、計算値の誤差は約30%程度である。計算結果から、 λ/b は、圧縮フランジ部の幅厚比 t/b の増加にしたがって減少することがわかる。また、同じ幅厚比では、曲げ半径が厳しい場合を除くと、圧縮フランジの幅 b とほぼ線形の関係にあることがわかる。

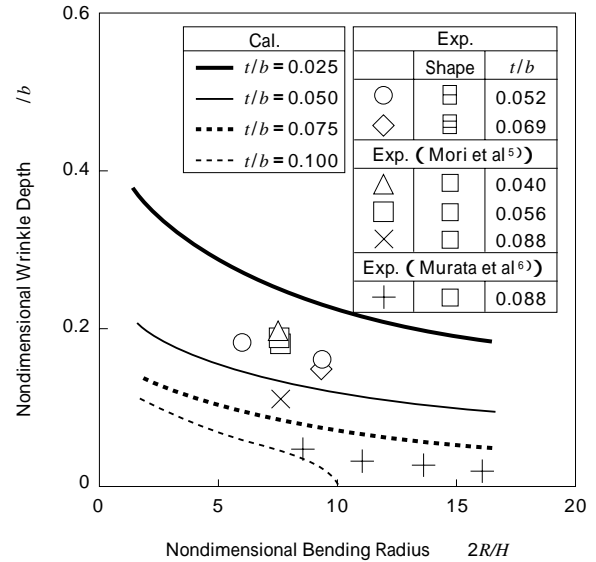
2.3 しわ深さの簡易予測方法

式(4)、式(6)から、しわの波長 λ はフランジ幅 b と線形の関係にあることがわかる。また、式(7)よりしわ深さ δ は、しわの波長 λ と線形の関係にあることがわかる。そこで δ/b を無次元しわ深さと呼ぶことにすれば、それは、無次元曲げ半径 $2R/H$ と加工硬化特性を表す物性値 E_t/E および σ_{cr} によって規定されることになる。式(3)からわかるように、 σ_{cr} は、フランジ部幅厚比 t/b と物性 $E_t \cdot E$ で決定されるが、 E が一定のアルミニウム材料のみを考えれば、 t/b と E_t/E で規定されることになる。したがって、 δ/b は、加工硬化特性 E_t/E が類似した材料であれば、 $2R/H$ と t/b で規定されることになる。

無次元曲げ半径 $2R/H$ と無次元しわ深さ δ/b の関係を圧縮フランジ部の幅厚比 t/b をパラメータとして整理した結果を第7図に示す。同図には、筆者らによる6N01-TIでの実験結果のほかに、耐力、加工硬化特性が類似していると考えられる6061-0材の正方形口型断面型材に関する森ら(、 \times)⁵⁾、村田ら(+)⁶⁾による実験結果も併記した。なお、村田らの結果は、引張曲げによるものであるので、張力がもっとも小さい(20MPa)場合の値をもちいている。

実験結果にくらべて、計算値は若干無次元しわ深さを小さめに見積もるものの、良く一致しているといえる。したがって、第7図は、アルミニウム軟質合金の矩形断面に対して、張力を作用させずに曲げる場合のしわ深さ予測図として十分に使用可能なことがわかる。



なお、村田らの実験結果は、同じ型材をもちいた森らの実験結果と比較して、しわ深さが小さくなっているが、これは張力が加わることで曲げ内側に発生する圧縮応力



第7図 無次元曲げ半径 $2R/H$ と無次元しわ深さ δ/b の関係
 Fig. 7 Relation between nondimensional bending radius $2R/H$ and nondimensional wrinkle depth δ/b

第2表 実験結果

Table 2 Test results

Shape	$2R/H$	A(δ/b) Without Mandrel	B(δ/b) With Mandrel	B/A
 $b = 46.4\text{mm}$ $t = 2.4\text{mm}$ $t/b = 0.052$	6.0	18.44	3.23	1/5.71
	9.3	15.94	2.59	1/6.15
 $b = 31.8\text{mm}$ $t = 2.2\text{mm}$ $t/b = 0.069$	6.0	16.98	2.99	1/5.68
	9.3	14.15	2.36	1/6.00

Material : 6N01-T1

が小さくなるためと推測される。

δ/b は $2R/H$ の増加および t/b の増加にしたがって減少することがわかる。計算結果から、 $2R/H$ の増加にともなう δ/b の減少は、圧縮フランジ部に発生する応力が減少するため、 t/b にともなうしわ深さの減少は、第6図に示すように λ/b が大きく減少するためといえる。

3. 実験および計算結果しわ深さに及ぼす心金の影響

以上では、心金をもちいない曲げ加工を対象として、理論式によるしわ深さ予測手法の検討をおこなってきた。一般に、とくに小さい曲げ半径での加工などは、しわを抑制するために、心金をもちいて加工がおこなわれる場合が多い。しかし、この場合でも、断面形状、曲げ半径に対する影響因子は、心金をもちいない場合と同じであると考えられる。そこで、一般的なナイフ型的心金をもちいた曲げ加工実験をおこない、心金のしわに及ぼす影響を調査した。

心金あり、なしの各条件で曲げ加工をおこなったときの無次元しわ深さ δ/b を第2表に示す。心金をもちいることで、 δ/b は、約1/6と顕著に減少する。この減

少率 B/A は, $2R/H$, t/b にかかわらず, ほぼ一定であることから, 心金形状など加工条件のみに依存し, その影響度をあらわす定数であると考えられる。このことから, 心金をもちいた曲げ加工で圧縮フランジ部に発生する無次元しわ深さ t/b も, $2R/H$, t/b でほぼ一義的に定まり, その値は心金などの加工条件に応じて, 心金なしでの結果の B/A 倍になると推測している。

むすび = 心金なしでの型材曲げ加工において圧縮フランジ部に発生するしわの深さを予測する理論モデルを導出し, 実験結果との比較, しわ深さに対する影響因子の抽出をおこなった。その結果, 以下の結論をえた。

1) ウェブとフランジの結合部を単純支持とみなした平板の塑性座屈理論モデルによる圧縮フランジに発生するしわ深さおよび波長の誤差は, 既存の公表データと比較して, 30% 以下である。

2) 無次元しわ深さ t/b は, 無次元曲げ半径 $2R/H$ と幅厚比 t/b によりほぼ一義的に定まる。

また, 心金をもちいた場合についても, 加工条件が同一であれば, 無次元しわ深さ t/b は無次元曲げ半径 $2R/H$ と幅厚比 t/b によりほぼ一義的に定まるといえる。一般的なナイフ型の心金をもちいた場合に発生するしわの深さは, 心金無しでの結果の約 1/6 程度となる。

付録 1

Thürlimann-Haaijer の理論⁷⁾をもちいると, 歪みエネルギーの釣り合いから次式が成立する。

$$\begin{aligned} \frac{t}{2l} \iint \left(\frac{\partial w}{\partial x} \right)^2 dx dy &= \frac{1}{2} \iint \left[D \left(\frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \right)^2 \right. \\ &+ D_y \left(\frac{\partial^2 w}{\partial y^2} \right)^2 + (D_{xy} + D_{yx}) \left(\frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \right) \left(\frac{\partial^2 w}{\partial y^2} \right) \\ &\left. + 4G \left(\frac{\partial^2 w}{\partial x \partial y} \right)^2 \right] dx dy \dots\dots\dots (1-1) \end{aligned}$$

ここで, D_x , D_y , D_{xy} , D_{yx} , G_t は, Bleich による異方性を考慮した剛性⁷⁾をもちいると, 以下で定義される。

$$\begin{aligned} D_x &= \frac{E_t}{1 - \nu^2}, \quad D_y = \frac{E}{1 - \nu^2}, \\ D_{xy} &= \frac{E}{1 - \nu^2}, \quad D_{yx} = \frac{E_t}{1 - \nu^2}, \\ G_t &= \frac{\sqrt{EE_t}}{2(1 + \nu)} \dots\dots\dots (1-2) \end{aligned}$$

式(1-1)において, エネルギーが最小となる条件より, 座屈臨界応力 σ_{cr} , 座屈開始時のしわの波長 λ は, 本文式(3), 式(4)のように求められる。

付録 2

引張フランジ部に発生する歪み量 ϵ_t は, 本文 1 章の仮定より, 歪みの釣り合いを考慮すると,

$$\epsilon_t = \frac{H - 2U}{2(R + U)}, \quad \epsilon_c = \frac{H - 2U}{H + 2U} \dots\dots\dots (2-1)$$

となる。また, しわによる歪み相当量 w は, 本文式(2)で仮定した座屈波形 w をもちいて, 次式で表わされる⁸⁾。

$$w = \frac{1}{2} \int_0^t \left(\frac{\partial w}{\partial x} \right)^2 dx \dots\dots\dots (2-2)$$

また, 同様に仮定より, ϵ_c は圧縮フランジ部幅方向中心線上の w と σ_{cr} の和であり,

$$\epsilon_c = w \Big|_{y=b/2} + \sigma_{cr} \dots\dots\dots (2-3)$$

とおくことができる。

本文の式(2)を式(2-2)に代入すると, 圧縮フランジ中央での w は以下のようにおくことができる。

$$w \Big|_{y=b/2} = \left(\frac{t}{2} \right)^2 \dots\dots\dots (2-4)$$

断面力を 0 とすると, 応力の釣り合い式より

$$\begin{aligned} 2t \int_0^{H/2-U} \left[\sigma_{0.2} + K \left(\frac{t}{H/2-U} z \right)^n \right] dz + t b \left(\sigma_{0.2} + K \epsilon_t^n \right) \\ = 2t \int_0^{H/2+U} \left[\sigma_{0.2} + K \left(\frac{c}{H/2+U} z \right)^n \right] dz \\ + t \int_0^b \left[\sigma_{0.2} + K \left(\epsilon_c - \frac{w}{c} \right)^n \right] dy \dots\dots\dots (2-5) \end{aligned}$$

となる。

引張フランジ部歪み量 ϵ_t は, 式(2-1)-(2-4)をもちいて, 式(2-5)をニュートン・ラフソン法で解くことにより簡単に求めることができる。

また, 仮定より, しわの波長 λ は座屈開始時のしわの波長 λ_0 をもちいて,

$$\lambda = \lambda_0 \left\{ 1 + \frac{w}{c} \Big|_{y=b/2} \right\} \dots\dots\dots (2-6)$$

のように表わされる。式(2-1), (2-3), (2-4), (2-6)から, 本文中の式(6), 式(7)が求められる。

参考文献

- 1) 坂木修次ほか: 塑性と加工, Vol. 36, No. 414 (1995), p.719.
- 2) 吉岡茂喜ほか: 84 回春軽金属講概, (1993), p.265.
- 3) 長谷川収ほか: 平成 5 年塑加春季講論, (1993), p.479.
- 4) 北澤君義ほか: 44 回塑加連講論, (1993), p.423.
- 5) 森 茂樹ほか: 平成 5 年塑加春季講論, (1993), p.475.
- 6) 村田 眞ほか, 同上, (1993), p.481.
- 7) 木原博監修, 塑性設計法, (1960), p.126, 森北出版より引用.
- 8) たとえば, 寺沢一雄ほか, 材料力学(下巻)(1967), p.216, 海文堂出版.