論文

3次元熱間曲げ焼入れの成形可能範囲

— 3次元熱間曲げ焼入れ技術の開発 第2報 —

窪田 紘明* 富澤 淳** 岡田 信宏*

山本 憲司* 浜 孝之*** 宅田 裕彦***

Formable Range in Three-Dimensional Hot Bending and Direct Quench Process

— Development of Three-Dimensional Hot Bending and Direct Quench Technology 2nd Report —

Hiroaki KUBOTA*, Atsushi TOMIZAWA**, Nobuhiro OKADA*,

Kenji YAMAMOTO*, Takayuki HAMA*** and Hirohiko TAKUDA***

(Received on February 10, 2015)

A three-dimensional hot bending and direct quench (3DQ) process that enables the fabrication of automotive parts having hollow tubular structures with an ultrahigh tensile strength and a three-dimensional complex shape has been developed. This 3DQ process is a tube bending process that uses an induction heater, a cooling device, and a robot. In this research, a formable range in 3DQ was investigated. The main results are as follows: (1) When the width of the heating area is large, the ratio between the circumferential and axial stresses of the tube during deformation is almost constant irrespective of the bending radius, yielding a notable change in cross-sectional height. On the other hand, when the width of the heating area is narrow, the stress ratio approaches 0.5 (plane strain) with decreasing bending radius, reducing the change in cross-sectional height. (2) Twist forming with a small cross-sectional shape change is possible in 3DQ. (3) Wrinkling limit strain is almost proportional to $(t/L_p)^2$ for a rectangular tube and to $(t/D)^2$ for a circular tube, where t , L_p , and D , are the thickness, the length of the plane in the inner side of bending, and the diameter of the tube, respectively. (4) The localization of a high-temperature area increases wrinkling limit strain.

Key words: tube, induction bending, quenching, finite element method, wrinkling, formable range, deformation behavior, temperature distribution.

1. 緒言

近年の自動車には軽量化と衝突安全性の向上が求められている。これらの要求に応えるため3次元熱間曲げ焼入れ(3 Dimensional Hot Bending and Direct Quench :以下, 3DQと略す)技術を開発した¹⁾²⁾。3DQは, 鋼管を素材として3次元の曲げ加工を行いつつ焼入れを同時に行い, 引張強さ1470 MPa以上の閉断面の高強度部品を製造可能な技術である。

前報³⁾では, 実験と有限要素法(Finite-element method, 以

下FEMと略す)解析により3DQの基礎的な負荷特性と変形特性を検討した。また, 曲げ変形中の鋼管の応力状態を明らかにするとともに, 変形領域の幅と各種加工条件が製品の加工精度に及ぼす影響を明らかにした。

3DQの自動車部品への適用に際しては, 成形後の製品の平面度を含めた寸法精度が重要である。3DQの場合には, ①製品断面の変形, ②曲げ内側のしわの発生が問題になる場合があり, これらの成形可能範囲を明確にすることが必要である。そこで, 本報では3DQの曲げやねじり加工による断面変形およびしわの発生について, 実験とFEM解析⁴⁾により検討した結果について報告する。

2. 3次元熱間曲げ焼入れ技術の概要

Fig. 1に3DQの加工装置の一例を示す。加工装置は, 送り装置, ガイド, 高周波誘導加熱コイル, 冷却装置, 曲げ加工ロボットから構成されている。鋼管を軸方向に送りながら, 高周波誘導加熱によってAc₃変態温度以上へ急速加

* 新日鐵住金(株), 〒293-8511 富津市新富 20 番 1
Nippon Steel & Sumitomo Metal, 20-1, Shintomi, Futtsu 293-8511, Japan.

** 元 新日鐵住金(株), 同上
Formerly Nippon Steel & Sumitomo Metal, ibid.
現在: 沖縄工業高等専門学校, 機械システム工学科,
〒905-2192 名護市字辺野古 905 番地
Okinawa National College of Technology, 905 Henoko, Nago 905-2192, Japan.

*** 京都大学大学院エネルギー科学研究科,
〒606-8501 京都市左京区吉田本町
Graduate School of Energy Science, Kyoto University,
Yoshida-Honmachi, Sakyo-ku, Kyoto 606-8501, Japan.

熱する。鋼管の先端はロボットにより把持されており、ロボットが動作することで高温域で曲げ加工が行われる。その後、冷却水を鋼管に直接噴射し急速に冷却することで焼入れを行う。塑性変形が狭い高温域に集中する³⁾ため、変形の制御が容易で、目的の曲げ形状を得ることが可能である。

Fig. 1 Schematic illustration of 3DQ machine using industrial robot

3. 3次元熱間曲げ焼入れの FEM 解析

本研究では文献⁴⁾に示した FEM 解析モデルを用いた (Fig. 2)。第一段階では、高周波誘導加熱の熱源モデルを用いた熱伝導解析により定常状態の温度分布を算出する。水冷部では冷却水による熱伝達を考慮し、実験に基づき熱伝達係数を $25 \text{ kW/m}^2\text{K}$ とした。

第二段階では、静的陰解法 FEM プログラム Abaqus Standard を用いて曲げ変形解析を行う。このとき、温度分布は第一段階で得られたものを用いる。また、3DQ では金属組織がフェライト・パーライト組織からオーステナイト組織へ、その後マルテンサイト組織へと変化していき、各組織で流動応力は異なる。したがって、流動応力は温度とひずみ速度に対する依存性だけでなく、金属組織による違いを考慮した。境界条件としては、管の後端部に送り装置の動作を模擬した軸方向変位を与え、管の先端部にロボットの動作を模擬した強制変位を与えた。ガイドは剛体とした。要素には 4 節点低減積分シェル要素を用い、積分点数は板厚方向に 5 点とし、要素の辺の長さは板厚の 1.1 倍とした。以降の解析では、特に断りが無い限り上記の解析条件とした。

Fig. 2 Procedure of 3DQ analysis

4. 製品の断面の精度

4.1 曲げ加工における断面の変形

前報³⁾では、矩形管の断面形状の変化を、FEM 解析で得られた塑性変形部の応力比 σ_θ/σ_l を用いて検討した。ここで、

σ_θ は周方向応力、 σ_l は軸方向応力であり、 $\sigma_\theta/\sigma_l = 0.5$ に近づくほど平面ひずみ状態に近づく断面形状の変化が小さくなることを意味する。前報での検討の結果、加熱領域の幅が狭いほど $\sigma_\theta/\sigma_l = 0.5$ に近づく断面形状の変化が抑制されることが明確になった。本節では、より広範囲の条件で、曲げ加工による断面形状の変化を FEM 解析を用いて調査し、成形可能範囲の考え方を明確にする。

Table 1 および Fig. 3 に FEM 解析条件を示す。本解析では曲げ加工による変形に着目するため、熱および変態ひずみは無視した。曲げ半径 R は、管の中心線における半径であり Table 1 に示す 3 水準とした。前報³⁾で示したように、加熱領域の幅は断面の変形に大きな影響を及ぼす。そこで、Fig. 3 に示す 2 種類の温度分布を用いた。温度分布 A は 3DQ の通常の温度分布である。温度分布 B は加熱領域の幅を広げた試験的な条件である。

Fig. 4 に FEM 解析により得られた、曲げ曲率 $1/R$ と曲げ内側の高さ方向の寸法変化 $\Delta H/2$ の関係を示す。曲げ内側の高さが増加し、曲げ外側の高さが減少することで断面形状は台形状に変形する。曲率 $1/R$ が大きくなるほど、断面高さの変化 $\Delta H/2$ は大きくなった。これは、軸方向の圧縮ひずみが増加し、それに伴い高さ方向のひずみも増加するためである。また、曲げ半径 R を 1500 mm から 800 mm に変更した場合に、 $\Delta H/2$ の変化は温度分布 A で 0.06 mm 、温度分布 B では 0.1 mm であった。すなわち、加熱領域の幅が大きい場合には、断面高さの変化は曲げ半径の影響を受けやすくなることが明らかとなった。

Table 1 Conditions of simulation

Tube size	$H 35 \times W 45 \times t 1.6 \text{ mm}$
Bending radius R	800, 1000, 1500 mm
Feeding speed V	80 mm/s
Heating temperature T_{max}	1000°C

Fig. 3 Temperature distribution in longitudinal direction at center of thickness³⁾

Fig. 4 のように温度分布によって $\Delta H/2$ の傾向が異なった原因を検討するため、Fig. 5 に $1/R$ と σ_θ/σ_l の最大値の関係を示す。温度分布 B (Fig. 5 中の■) では、 σ_θ/σ_l は $1/R$ が変化してもほぼ一定の値であり、それに対応して Fig. 4 における $\Delta H/2$ の変化も大きくなったと考えられる。一方、温

度分布 A (図中○) では, $1/R$ が大きくなるにしたがって σ_θ/σ は 0.5 (高さ方向にひずみが進展しない平面ひずみ状態) に近づくため, 曲げ曲率 $1/R$ の増加に対する $\Delta H/2$ の増加が抑制されたと考えられる。

以上のように, 加熱領域の幅が狭いほど, 断面高さの変化は小さくなり, さらに曲げ半径の影響も受けにくくなる。したがって, 3DQ の工程を設計する際には高周波誘導加熱コイルの幅をできる限り小さく設計し, 加熱領域を狭くした上で, Fig. 4 に相当する関係を求め, 許容できる曲げ半径を決定することが肝要となろう。

Fig. 4 Height change of cross section by bending deformation (FEM)

Fig. 5 Maximum stress ratio σ_θ/σ during plastic deformation (FEM)

4.2 ねじり加工における断面変形

ねじり加工における断面変形挙動を調べるため, Table 2 に示す加工条件で実験を行った。Fig. 6 に成形品の外観の例を示す。断面形状はねじり加工した範囲の中央で測定した。Fig. 7 にねじり加工前後の断面形状の模式図を示す。前節の曲げ加工とは異なり, 矩形管をねじった場合には Fig. 7(b) に示すように, 平面部に凹みが生じた。各平面部における面外変形量を, 上下面は $\Delta H/2 = (H_1 - H_0)/2$ により, 左右面は $\Delta W/2 = (W_1 - W_0)/2$ により評価した。

Fig. 8 に実験で得られたねじれ角と断面の変形量の関係を示す。この結果より, ねじれ角が大きくなるほど面外変形量が增大することが分かる。また, 上下面の変形量 $\Delta H/2$ に比べて左右面の変形量 $\Delta W/2$ が大きく, たわみやすい広い

平面部ほど面外変形量が大きくなることが明らかとなった。

なお, 今回の実験範囲では, 一般的に後工程の溶接に必要な精度である 0.5 mm 以下となった。

Table 2 Conditions of experiment

Tube size	$H 42 \times W 36 \times t 2.4$ mm
Twist angle θ	$0.05 \sim 0.225$ °/mm
Feeding speed V	20 mm/s
Heating temperature T_{max}	1000 °C

Fig. 6 Twisted tube by 3DQ (Twist angle $\theta = 0.225$ °/mm)

Fig. 7 Cross section of tube

Fig. 8 Out-of-plane deformation (Experiment)

5. しわ発生限界

従来の高周波誘導加熱と旋回アームを用いた熱間の曲げ加工について小畠ら⁵⁾は実験を行い, 変形領域の幅が小さくなるほどしわ発生限界が向上することを報告している。また, 管の断面寸法によってしわ発生限界が異なることも示しているが, 影響因子は明らかにされていない。一方, 冷間の曲げ加工については, 遠藤ら⁶⁾, 内海ら⁷⁾, 吉田ら^{8),9)}により検討され, しわの発生限界に対する断面寸法の影響が座屈理論により説明されている。3DQ は局部加熱による熱間での変形であるが, 本章では, 上記の冷間での検討を参考に 3DQ におけるしわ発生限界について座屈理論での

整理を試みた。また、温度分布の影響を検討した。

5.1 鋼管の断面寸法がしわ発生限界に及ぼす影響

(1) 実験と FEM 解析の比較 本検討では FEM 解析を用いて系統的に断面寸法を変更し、しわ発生限界を調査する。そのために、ここでは FEM 解析精度を検証する。

Fig. 9 に鋼管の断面寸法と曲げ方向の模式図を示す。まず、しわの発生形態を比較するために、しわが明らかに生じる Table 3 に示す条件で FEM 解析と実験を行った。結果を Fig. 10 に示す。Fig. 10(b) では、実物の 3 次元形状測定の結果を凹凸が分かるように画像処理している。しわは、曲げ内側の平面部に周期的な波打ち形状として生じており、FEM 解析は、このしわの発生位置やしわの発生形態を良く再現できることを確認した。

Fig. 9 Geometry of cross section of tube

Table 3 Conditions of experiment and simulation

Tube size	$H 35 \times W 45 \times t 1.6$ mm
Corner radius r	4.5 mm
Bending radius R	400 mm
Feeding speed V	80 mm/s
Heating temperature T_{max}	1000 °C

Fig. 10 Comparison between FEM and experimental results on wrinkling shape¹⁰⁾

次に、しわの発生限界を比較するために、Table 4 に示す鋼管を用いて FEM 解析と実験を行った。送り速度は 80 mm/s、加熱温度は 1000 °C とした。

まず、しわ発生有無の判定方法を検討するため、Fig. 11 に鋼管 C および鋼管 D における曲げ半径としわ深さ δ の関係を示す。しわ深さ δ は、実験と解析で得られたしわの形状から、Fig. 12 に示すように曲げ部の中央付近のしわの頂点を 3 点を結んだ円弧としわの底部の距離と定義した。Fig. 11 中の a は実験において周期的な凹凸の有無を官能評価した場合のしわ発生限界である。図中の b は FEM 解析における形状をポストプロセッサ上の目視確認で評価した場合のしわ発生限界である。a および b とともに 0.1~0.2 mm 以上のしわを、しわ発生と判定できており、判定方法によってしわ発生と判定されるしわの深さに有意な差は無いことが確認できた。したがって、以降の検討ではしわ発生の有無の判定は、実験は官能評価で、FEM 解析は目視確認による方法で行った。

Table 4 Tube geometries employed in experiment and simulation

Tube	Geometry of cross-section of tube /mm					
	t	D	W	H	r	L_p
A	1.6	25.4	46	40	4	32
B	1.6		40	30	4	22
C	1.6		30	40	4	32
D	1.2	25.4	31.8	31.8	31.8	31.8
E	1.6	25.4				
F	1.6	31.8				
G	2.3	31.8				

A, B and C : Rectangular tube

D, E, F and G : Circular tube

Fig. 11 Comparison between FEM and experimental results on wrinkling depth

Fig. 12 Measuring method of wrinkling depth

Table 5 に、各鋼管において、実験および FEM 解析で得られたしわ発生の有無の結果を示す。曲げ半径 100 mm 以下は半径 10 mm ごとに、曲げ半径 100 mm 以上は半径 100 mm ごとに表示した。鋼管 A から C の矩形管においては、

実験と FEM 解析で得られた結果は良く一致した。鋼管 D から G の丸管においては、実験に比べて FEM 解析でのしわ発生時の曲げ半径が最大で 20 mm 小さくなった。しかし、FEM 解析結果と実験結果は定性的には良く一致しており、FEM 解析の妥当性が示された。

Table 5 Experimental and FEM results on wrinkling

Tube	Method	Bending radius R /mm															
		40	50	60	70	80	90	100	200	300	400	500	600	700	800	900	1000
A	Exp.																
	FEM																
B	Exp.																
	FEM																
C	Exp.																
	FEM																
D	Exp.																
	FEM																
E	Exp.																
	FEM																
F	Exp.																
	FEM																
G	Exp.																
	FEM																

Wrinkling (Experiment)
 Wrinkling (FEM)
 Safe

(2) 矩形管のしわ発生限界 矩形管の断面形状がしわの発生限界に及ぼす影響を調べるため、Table 6 に示す条件で FEM 解析を行った。しわ発生限界は、式(1)に示すしわ発生限界ひずみ ε_{CR} で評価した。

Table 6 Conditions of simulation

Thickness of tube t	1.2, 1.6, 2.3 mm
Width of tube W	From 30 to 46 mm
Height of tube H	From 25 to 46 mm
Corner radius r	From 4 to 9 mm
Plane length of inside of bending L_p	From 17 to 38 mm
Feeding speed V	80 mm/s
Heating temperature T_{max}	1000 °C

$$\varepsilon_{CR} = \frac{W}{R_1 + R_2} \quad (1)$$

ここで、 R_1 はしわが生じなかった最少の曲げ半径、 R_2 はしわが生じた最大の曲げ半径である。すなわち、式(1)の ε_{CR} は R_1 と R_2 の平均の曲げ半径 $R = (R_1 + R_2)/2$ でのひずみを表す。

Fig. 13 に解析結果を示す。しわ発生限界ひずみ ε_{CR} は、曲げ内側の平面部長さ L_p と初期板厚 t によって整理可能である。また、板厚 t が大きく、平面部長さ L_p が短い条件ほどしわ発生限界ひずみ ε_{CR} は大きくなっている。今回変化させた範囲では、断面の幅 W および稜線部半径 r の影響は小さく、板厚ごとに同一の曲線上に整理できた。

ここで、座屈理論に基づいたしわ発生限界ひずみ ε_{CR} の整理を試みる。応力-ひずみ曲線を $\sigma = F\varepsilon^n$ で近似すると、塑性状態での平板の座屈ひずみは、

$$\varepsilon_{CR} = k \frac{\pi^2 n}{12(1-\nu^2)} \left(\frac{t}{b} \right)^2 \quad (2)$$

と表せる^{10),11)}。ここで、 b は板の幅、 t は板厚、 ν はポアソン比、 k は座屈係数である。式(2)の b を曲げ内側の平面

部長さ L_p と置き換えれば、

$$\varepsilon_{CR} = k \frac{\pi^2 n}{12(1-\nu^2)} \left(\frac{t}{L_p} \right)^2 \quad (3)$$

を得る。以上から、曲げ内側の平面部の座屈ひずみ ε_{CR} が $(t/L_p)^2$ と相関があることが示唆される。そこで、 $(t/L_p)^2$ を用いて FEM 解析で得られたしわ発生限界ひずみ ε_{CR} を整理した。その結果、Fig. 14 に示すように、Table 6 の条件の範囲では同一直線上に整理できた。すなわち、矩形管の場合は指標 $(t/L_p)^2$ を用いてしわ発生の有無が判定可能である。

Fig. 13 Relationship between L_p and critical bending strain ε_{CR}

Fig. 14 Wrinkling limit diagram for rectangular tube (FEM)

(3) 丸管のしわ発生限界 丸管の断面寸法がしわの発生限界におよぼす影響を調べるため、Table 7 に示す条件で FEM 解析を行った。しわ発生限界は、式(4)に示すしわ発生限界ひずみ ε_{CR} を用いて評価した。

Table 7 Conditions of simulation

Diameter of tube D	25.4, 31.8, 42.7 mm
Thickness of tube t	1.0 to 4.0 mm
Feeding speed V	80 mm/s
Heating temperature T_{max}	1000 °C

$$\varepsilon_{CR} = \frac{D}{R_1 + R_2} \quad (4)$$

丸管の冷間の均等曲げにおけるしわ発生限界を表す式として、式(5)が提案されている⁶⁾。

$$\varepsilon_{CR} = 0.612 \left(\frac{t}{D} \right)^2 n^{-0.46} \quad (5)$$

ここで, n は式(2), (3)と同様に応力-ひずみ曲線を $\sigma = F\varepsilon^n$ で近似した場合の n 値である. $(t/D)^2$ を用いて FEM 解析で得られた ε_{CR} を整理した結果を Fig. 15 に示す. $(t/D)^2 < 0.006$ の範囲では, 板厚および外径に依らずしわ発生限界が直線上に整理できている. このとき, $(t/D)^2 < 0.006$ では周期的なしわ発生が認められた. 一方, これらの整理から外れた $(t/D)^2 > 0.006$ の範囲 (図中 A) ではしわの発生形態が異なり, Fig. 15 に示すような塑性屈服が生じた. このようななしわ発生形態の違いにより同一の直線上には整理できなかったものと考えられる. 本指標により丸管におけるしわ発生の有無およびしわの形態が判定可能であることがわかる.

Fig. 15 Wrinkling limit diagram for circular tube (FEM)

(4) 実験による指標の有効性の確認 以上の FEM 解析を用いた検討により, しわ発生限界ひずみ ε_{CR} は, 矩形管では $(t/L_p)^2$ に対して, 丸管では $(t/D)^2$ に対して整理できることがわかった. その有効性を実験的に検証するため, Table 8 に示す条件の実験結果をこれらの指標で整理した. 結果を Fig. 16 に示す. 比較のため FEM 解析結果の近似線も実線で示した. 実験結果は FEM 解析結果と同様にほぼ線形に整理することが可能であり, 本指標の有効性が確認できた. また, 丸管では Fig. 16(b)の A に示す $(t/D)^2 > 0.006$ の範囲では塑性屈服が生じたことも解析結果と一致した.

Table 8 Conditions of experiment

Geometry of rectangular tube	
Thickness t	From 1.2 to 2.2 mm
Corner radius r	From 3.2 to 7.0 mm
Plane length of inside of bending L_p	From 27 to 43 mm
Geometry of circular tube	
Thickness t	1.2 to 2.8 mm
Diameter of tube D	From 25.4 to 31.8 mm
Feeding speed V	80 mm/s
Heating temperature T_{max}	1000 °C

5.2 温度分布がしわ発生限界に及ぼす影響

温度分布がしわ発生限界に及ぼす影響を調べるため, 幅 $W = 40$ mm, 高さ $H = 46$ mm, 板厚 $t = 1.6$ mm, 稜線部半径 $r = 4$ mm の矩形管を用いて実験を行った. Table 9 に実験条件を示す. Fig. 17 に加熱・冷却部の模式図を示す. コイル

の中心から冷却開始位置までの距離を D_c とする. また, 長手方向の温度分布は図中に示すように鋼管内面に溶接した熱電対で計測した.

(a) Rectangular tube

(b) Circular tube

Fig. 16 Relationship between wrinkling limit strain ε_{CR} and $(t/L_p)^2$ or $(t/D)^2$

Table 9 Conditions of experiment

Feeding speed V	20, 40, 80 mm/s
Heating temperature T_{max}	850, 1000, 1100 °C
Point of cooling start D_c	17, 29, 39, 49 mm

Fig. 17 Schematic illustration in heating and cooling area

温度分布は Fig. 18 に示す方法で評価した. W_T は T_{max} から ΔT 下がった温度における, 温度分布の長手方向の幅である. 前報³⁾の結果では, 塑性変形が開始するのは加熱の最高温度 T_{max} より 200 °C 程度低下した温度からであった. そこで, ここでは $\Delta T = 200$ °C とした場合の W_T を用いてしわ発生限界を整理する. Fig. 19(a) は本実験の中で最も W_T が大きい条件の温度分布, Fig. 19(b) は最も W_T が小さい条件の温度分布である.

Fig. 20 に W_T としわ発生限界ひずみ ε_{CR} の関係を示す. ここで, ε_{CR} は, 式(1)を用いて求めた. 今回実験を行った範

図では、送り速度 V 、加熱温度 T_{max} 、冷却開始位置 D_c に依らず、 W_T が小さいほどしわ発生限界ひずみ ε_{CR} が大きくなった。ただし、 W_T の影響は一様ではなく、温度分布の幅が狭い ($W_T < 30$ mm) 条件では、 W_T の短縮はしわ発生を抑制する効果があり、小島ら⁵⁾の結果と一致している。一方、 W_T が広い条件 ($W_T > 30$ mm) では W_T によらず ε_{CR} はほぼ一定となった。

これらの結果より、 $W_T = 30$ mm 以下での温度分布の幅の短縮が、しわの抑制に有効であることがわかる。なお、本検討は同一の断面形状の鋼管を用いて行った実験であり、他の断面形状においても傾向が同様となるかは不明である。この点は今後の課題である。

Fig. 18 Schematic illustration of temperature distribution in longitudinal direction

Fig. 19 Examples of temperature distribution in longitudinal direction (Experiment)

Fig. 20 Relationship between width of temperature distribution W_T and wrinkling limit strain ε_{CR} (Experiment)

6. 結 言

3次元熱間曲げ焼入れ (3DQ) 加工では、断面形状の変化やしわの発生などが問題となる。本報ではこれらの変形に着目して成形可能範囲を検討し、以下の結論を得た。

- (1) 矩形管は、曲げ加工により断面形状が台形化する。加熱領域の幅の縮小により、この変形量は低減し、さらに曲げ半径の影響も受けにくくなる。したがって、断面変形に対する成形可能範囲を拡大するためには高周波誘導加熱コイルの狭幅化が有効である。
- (2) 加熱領域の幅が狭い場合には、曲げ半径が小さくなるにしたがって、鋼管の塑性変形時の周方向応力と軸方向応力の比が 0.5 (平面ひずみ状態) に近づく。このため、断面変形の増加が抑制される。
- (3) 矩形管は、ねじり加工により平面部が凹む。このとき、広い平面部ほど凹み量は大きい。しかし、本研究で行った条件の範囲では、平面部の変形量は 0.5 mm 以下であり、十分に断面変形を抑制しつつ成形が可能である。
- (4) 素管の板厚を t 、矩形管の曲げ内側の平面部長さを L_p 、丸管の外径を D とすると、しわ発生限界ひずみ ε_{CR} は、矩形管の場合には $(t/L_p)^2$ で、丸管の場合には $(t/D)^2$ で整理できる。これらの指標により、しわの発生に対する成形可能範囲が推定可能である。ただし、丸管においては、 $(t/D)^2 > 0.006$ の範囲で塑性屈服が生じて、これらの関係から外れる。
- (5) 高温部が局所的であるほどしわは発生しにくい。本研究の範囲では、特に高温部の幅が狭い条件 ($W_T < 30$ mm) で、高温部の狭幅化によるしわ抑制効果が認められた。

参 考 文 献

- 1) 富澤淳・嶋田直明・井上三郎・菊池文彦・桑山真二郎：平成 22 年度塑性加工春季講演会講演論文集，(2010)，207-208.
- 2) 富澤淳・嶋田直明・窪田紘明・岡田信宏・坂本明洋・吉田経尊・山本憲司・森弘志・原三了・桑山真二郎：新日鉄住金技報，**397** (2013)，83-89.
- 3) 富澤淳・嶋田直明・窪田紘明・岡田信宏・原三了・桑山真二郎：塑性と加工，**56-658** (2015)，961-966.
- 4) Kubota, H., Tomizawa, A., Yamamoto, K., Okada, N., Hama, T. & Takuda, H.: ISIJ Int., **54-8** (2014), 1856-1865.
- 5) 小島耕二・市瀬辰己・関口秀夫・小坂田宏造：塑性と加工，**28-313** (1987)，158-165.
- 6) 遠藤順一・室田忠雄：塑性と加工，**18-220** (1977)，930-937.
- 7) 内海能重・坂木修次：東京都立科学技術大学紀要，**14** (2000)，53-59.
- 8) 吉田正敏・藤原昭文：塑性と加工，**13-440** (1997)，803-808.
- 9) 吉田正敏・藤原昭文：塑性と加工，**41-468** (2000)，74-78.
- 10) Kubota, H., Tomizawa, A., Yamamoto, K. & Okada, N.: Proc. Numiform 2013, Shenyang, (2013), 568-573.
- 11) 土木学会：座屈設計ガイドライン 改定第 2 版，(2005)，164-166，丸善.