

レーザー加熱を用いた薄板鞍形成形時の収縮量に及ぼす初期曲率半径の影響*

秋山 哲也**, 角保 光義***, 寺崎 俊夫**, 北村 貴典**

Effect of Initial Curvature on Shrinkage in Laser Heating on Saddle Curved Thin Plate*

by AKIYAMA Tetsuya**, KAKUHO Yoshiaki***, TERASAKI Toshio** and KITAMURA Takanori**

To form curved surface, in-plane strain is introduced into a plate by using several methods such as line heating, press working and laser heating in shipbuilding and sheet metal working in forming nose shape for the shinkan-sen. Laser forming could be a potential useful method for sheet metal forming as well as press working.

Curved surface is classified based on its features of primary curvature radius into two typical shapes, so called bowl and saddle. So, when we research some technique to form curved surface, at least two types of bowl and saddle shapes should be investigated. For the bowl shape, some researchers reported that initial curvature radius has no effect on the in-plane strain induced by laser heating.

In this report, the effect of initial curvature on the in-plane strain induced by laser heating is investigated for the saddle shape. As a result, shrinkage distributions caused by in-plane strain were varied with different initial curvatures. In this phenomenon, bending moment acts a key role in both heating and cooling processes.

Key Words: Saddle Shape, In-plane strain, Laser Forming, Thin plate, Shrinkage

1. 緒 言

板材に面内ひずみを与えて曲面を形成する方法は、造船現場では線状加熱¹⁾やプレス²⁾、新幹線先頭車両の板金やレーザーフォーミング³⁻⁷⁾などに利用されている。加熱冷却過程で生じる固有ひずみを利用する線状加熱やレーザーフォーミングでは、造船分野を中心に加工の自動化という観点から、目的の形状を得るための適正な初期形状やひずみを与える場所と量を決定するシステムの研究⁸⁾が行われている。従来の板金分野にレーザーフォーミングが参入できれば、再現性の良い加工技術となる可能性も高い。

単純なトラス形状の一部である碗形や鞍形が目的形状である場合には、初期形状は部分円筒形となり与えるべき面内ひずみは幾何学的に求められるひずみと同じである。実際に曲面を形成する場合には、目的形状にかなった初期形状に板材を曲げ加工し、適正な面内ひずみ量を適正な場所に正確に与える技術が必要である。ここで、適正な面内ひずみを与えるという作業のみに注目した場合、加熱条件と面内ひずみ量の関係が単純であることが好ましい。平板を対象に溶接を行った場合には、材質と寸法が同じ板材に同一溶接方法で同じ入熱条件の溶接を行った場合、得られる固有ひずみは同じである。碗形成型を目的に曲板に三角

焼きを行った実験では、材質と板厚が同じ板材に同じ入熱条件のレーザー加熱を行った場合、板の初期曲率が異なっても、得られる収縮量は同じであることが報告⁷⁾されている。

曲面を幾何学的に大別すると、主曲率の正負の関係から、碗形と鞍形に分けられる。寸法の異なる碗形と鞍形を組み合わせれば様々な曲面を作り出せる。すなわち、複雑な曲面形成のための加熱条件を検討するためには、少なくとも碗形と鞍形の両方について検討する必要がある。もしも、鞍形形成において、材質と板厚が同じ板材に同じ入熱条件のレーザー加熱を行った場合、得られる収縮量に板の初期曲率が影響するならば、これは、適正なひずみを与える技術の確立にとって重要な実験事実であり、その理由を把握しておく必要がある。

そこで本研究では、鞍形成型を対象に、初期曲率半径のみが異なる試験片を対象に、同一の入熱条件でレーザーフォーミングを行い、収縮量に及ぼす初期曲率半径の影響を実験により確かめた。また、初期曲率半径が収縮量の絶対値に及ぼす影響を拘束の観点から、収縮量の分布形状に及ぼす影響を曲げ変形の観点から検討し、加熱部分周辺の断面二次モーメントが重要であることを示した。

2. 実 験

2.1 試験片

加熱冷却後の収縮量と初期曲率の関係のみを調べるために、加熱前後で材質の変化が少ない材料として、オーステナイト系ステンレス SUS304 を用いた。化学成分を Table 1 に、おもな機械的性質を Table 2 に示す。試験片の初期形状

*受付日 平成20年10月3日 受理日 平成21年2月12日 平成20年度秋季全国大会で発表

**正 員 九州工業大学 Member, Kyushu Institute of Technology

***学生員 九州工業大学大学院 Student Member, Graduate Student, Kyushu Institute of Technology

Table 1 Chemical composition of SUS304.

| Component | C | Si | Mn | P | S | Ni | Cr |
|-----------|-------|-------|-------|--------|--------|------------|-------------|
| mass% | <0.08 | <1.00 | <2.00 | <0.045 | <0.030 | 8.00~10.50 | 18.00~20.00 |

Table 2 Mechanical properties of SUS304.

| | |
|--|-----------------------|
| Yield stress(MPa) | 221 |
| Young's modulus(MPa) | 1.97×10^5 |
| Linear expansion coefficient($^{\circ}\text{C}$) | 1.87×10^{-5} |

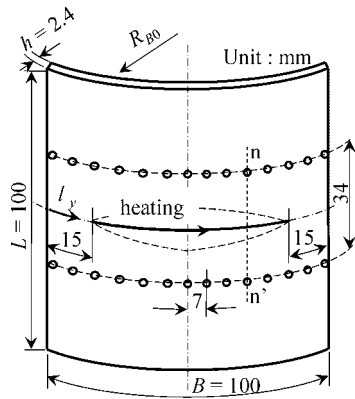


Fig. 1 Initial shape of specimen.

を Fig. 1 に示す。板幅 $B=100$ mm, 板長 $L=100$ mm, 板厚 $h=2.4$ mm とし, 初期曲率半径 $R_{B0}=100, 400, 800, \infty$ mm を板幅方向に与え, 残留応力除去のため約 900°C で焼鈍した。

2.2 加熱

加熱は試験片長手方向中央の位置を幅(円周)方向に, 48 mm ディフォーカスした YAG レーザで線状に行った。このときのビーム径は, 入熱量分布のガウス半径で 4.7 mm であった。Fig. 2 に示すように, 加熱線を 10 等分し, 板幅中央部で最大の入熱となるよう, レーザトーチ移動速度を板幅中央を対称に調整した。このときの加熱条件⁶⁾を Table 3 に示す。試験片中央部で, 熱感性塗料(テンペル)を用いて, 最高温度が 800°C 以上となる範囲を測ったところ, 幅で 16 mm であった。

2.3 収縮量の測定

収縮量の測定については, Fig. 1 の破線上の●で示す位置に試験片表裏面の加熱線両側に耐熱塗料を用いて標点を 7 mm 間隔で印し, 非接触三次元光学画像測定機を用いて加熱前後の標点間距離を $1/100$ mm の精度で測定し, 表裏面の平均変化量から収縮量を算出した。本装置は, 標点の顕微鏡像の重心座標を, テーブルの移動量と画像処理後の標点重心の画像位置から測定でき, 試験機設置時の精度試験成績報告書によると, $1/1000$ mm の精度が保証されている。なお, Fig. 1 に示す標点の更に外側 32 mm の範囲では, $1/100$ mm 以上の収縮は発生していないことを別途確認している。また, 冷却後, 標点間は湾曲するが, 変形後の曲率半径は小さいもので約 400 mm と見積もられ, これに伴う標点間距離 34 mm の弧と弦の長さの差は約 0.01 mm とな

Table 3 Heating conditions used for saddle shape

| P_{laser} (W) | b (mm) | m | v_1 | v_2 | v_3 | v_4 | v_5 | v_6 | v_7 | v_8 | v_9 | v_{10} |
|---------------------------|-------------|-----|----------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|----------|
| | | | (mm/min) | | | | | | | | | |
| 1500 | 70 | 10 | 719 | 570 | 493 | 453 | 435 | 435 | 453 | 493 | 570 | 719 |

P_{laser} : Laser power b : Heating length v : Heating velocity
 m : Divided number of speed

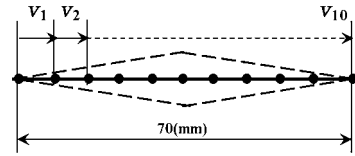


Fig. 2 Changing positions of travel speed to vary heat input on a line.

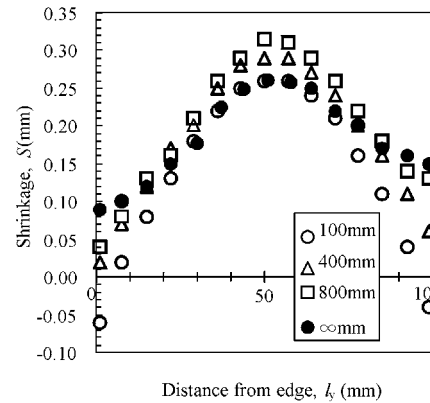


Fig. 3 Shrinkage distributions obtained from various curved specimen.

り, 今回の収縮の測定値にはほとんど影響を与えない。今回の実験では, 標点の重心間の直線距離の変化から, 収縮量を求めた。測定位置の 1 例を Fig. 1 中に, $n - n'$ として示す。

3. 実験結果

3.1 収縮量の測定結果

初期曲率半径 $R_{B0}=100, 400, 800, \infty$ mm を持つ試験片における収縮量の分布を Fig. 3 に示す。縦軸は収縮量, 横軸は板幅端部からの表面長さ(ガス長さ) l_y である。本研究では l_y が増加する方向にレーザー加熱を行なった。図中の記号○印は $R_{B0}=100$ mm, △印は $R_{B0}=400$ mm, □印は $R_{B0}=800$ mm, ●印は $R_{B0}=\infty$ mm の実験値をそれぞれ示している。Fig. 3 より同一の入熱条件で加熱したにも関わらず, 初期曲率半径が異なることで, 収縮量分布にも違いが生じていることが分かる。分布の違いを, 収縮量そのものの大小関係と, 分布の形の 2 つの観点から特徴付けを行った。

3.2 収縮量の平均値に及ぼす初期曲率の影響

Fig. 4 に Fig. 3 より求めた各初期曲率半径での収縮量の平均値を○で示す。横軸は初期曲率半径 (R_{B0}), 縦軸は収縮量平均値である。このグラフより, 曲率半径が無限大の平板では収縮量が少し小さくなっているものの, 初期曲率半径が小さいほど収縮量の平均値も小さい傾向があることが

分かる。

3.3 収縮量の分布形状に及ぼす初期曲率の影響

収縮量の最大値と最小値の差に特徴づけされる分布形状を Fig. 5 に示す。分布の形のみが分かるように、それぞれの収縮量の分布をそれぞれの収縮量の平均値で除して示している。このグラフより初期曲率半径が小さいほど収縮量の最大値と最小値の差が大きいことが分かる。

4. 考 察

4.1 加熱部の拘束ならびに板の収縮と初期曲率の関係を考察するための力学モデル

本実験の様に、曲率のみが異なる形状の試験片で現れる、力学的特徴の違いとして、断面二次モーメントの違いによる曲げ変形の差を上げることができる。そこで、①加熱部の膨張とそれを拘束する周辺部の関わりと、②板が曲率を持つことによって生じるモーメントの発生並びに板の曲げ変形のみを抽出した弾性モデルを、考察に用いることとした。以下に、モデルの概要を述べる。

4.1.1 加熱範囲の単純化

試験片に与えられた入熱は、試験片中央部で大きく端部で小さく、加熱範囲を模式的に表すと Fig. 6 (a) のような状態である。ここでは、加熱部と非加熱部の2つの領域のみ分類し考察を単純化するために、Fig. 6 (b) に示すように

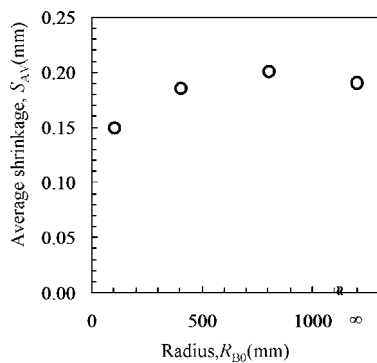


Fig. 4 Relationship between average shrinkage and initial curvature.

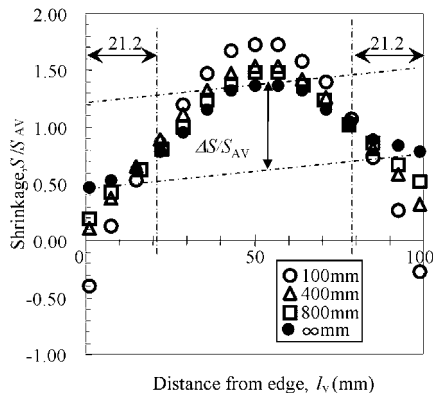


Fig. 5 Shrinkage ratio distribution of various curved specimen.

板中央部に単一の加熱条件の範囲を設け、これに加熱部を代表させた。加熱部の膨張を拘束する部分は、Fig. 6 (b) に示す加熱部の前後の両端とし、それ以外の部分は剛体と仮定し、Fig. 6 (c) をモデルとした。Fig. 6 (c) において、白色部が拘束部、黒色部が加熱部、灰色部が剛体を表している。板幅に占める加熱部の割合を k 、加熱部幅を l とした。

このように単純化することで、両端固定棒の考え方が利用できると考えた。

4.1.2 初期曲率の効果の導入

Fig. 6 (c) に示す試験片が曲率を持つ場合に、加熱中の試験片に働く力を Fig. 7 に示す。Fig. 7 (a) は、初期曲率をもった試験片の中央部が加熱された状態を示しており、これは Fig. 7 (b), (c), (d) の状態に分解して考えることができる。(b) は、加熱部に膨張を圧縮するための力 P が作用した状態である。(c) は、(b) に負荷した圧縮荷重 P を打ち消すために断面の重心に同じ大きさの P を逆向き負荷した状態である。平板の場合には、加熱部中心と図心の位置が同じであるため、(b) と (c) の状態を考えれば十分である。しかし曲板の場合、加熱部中心と断面の図心が異なるため、曲げモーメントが生じる。(d) は、この曲げモーメントを打ち消すためのモーメントを負荷した状態である。曲板特有の問題は、この Fig. 7 (d) によってもたらされると考えられる。 e' は、加熱部中心と断面の図心の距離である。

ここで Fig. 8 に試験片の断面図を示す。この断面図を用

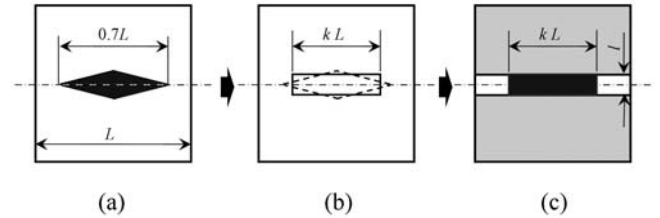


Fig. 6 Process to simplify restriction.

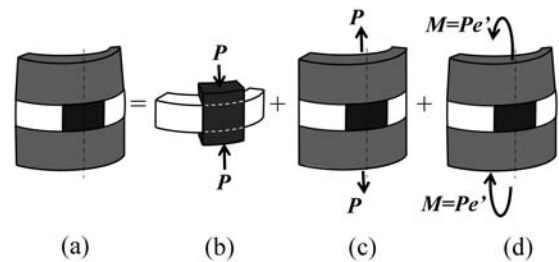


Fig. 7 Decomposition of force.

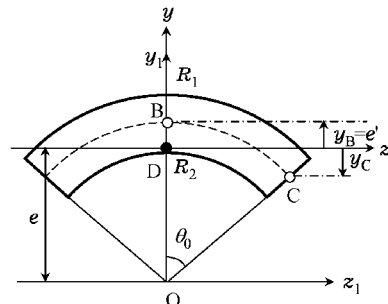


Fig. 8 Cross section of test piece.

い、曲板の加熱中心 B 点が、平板に比べどれだけ変形し易いかを考える。また、冷却後には、図心を通る z 軸周りの曲げのため、加熱中心の B 点は縮み C 点は伸びる成分を生じる。そこで、曲げモーメントによる B 点及び C 点における伸びを算出した。算出過程を以下に示す。

Fig. 8 に示すように y 軸, z₁ 軸をとる。図心を通る横軸 z 軸回りの断面二次モーメントを I_z, z₁ 軸回りの断面二次モーメントを I_{z₁}, 原点 O から図心 D までの距離を e, 断面積を A とすると I_z は

$$I_z = I_{z_1} - e^2 A \quad \dots\dots\dots(1)$$

となる。また I_{z₁} は以下のように表すことができる。

$$I_{z_1} = \int_A y_1^2 dA \quad \dots\dots\dots(2)$$

I_{z₁} は以下のようになる。

$$I_{z_1} = \frac{1}{4} (R_1^4 - R_2^4) \left(2 \sin \theta_0 \cos^3 \theta_0 + \theta_0 - \frac{1}{4} \sin 4 \theta_0 \right) \quad \dots\dots\dots(3)$$

また曲げ応力 σ_M は曲げモーメント M, 図心からの距離を y とすると

$$\sigma_M = \frac{M}{I_z} y \quad \dots\dots\dots(4)$$

で表される。

Fig. 8 に示す板中央部 (加熱部) B 点, 板端部 C 点の曲げ応力をそれぞれ σ_{MB}, σ_{MC} とする。また B 点, C 点と図心 D 点を通る z 軸までの距離を y_B, y_C とする。(4) 式より各点における曲げ応力は次のようになる。

$$\sigma_{MB} = \frac{M}{I_z} y_B \quad \dots\dots\dots(5)$$

$$\sigma_{MC} = \frac{M}{I_z} y_C \quad \dots\dots\dots(6)$$

また y_B, y_C は以下のようになる。

$$y_B = \frac{R_1 + R_2}{2} - e \quad \dots\dots\dots(7)$$

$$y_C = \frac{R_1 + R_2}{2} \cos \theta_0 - e \quad \dots\dots\dots(8)$$

曲げモーメント M は、次式のようになる。

$$M = \left(\frac{R_1 + R_2}{2} - e \right) P \quad \dots\dots\dots(9)$$

以上より、板中央部 (加熱部) B 点, 板端部 C 点の曲げ応力 σ_{MB}, σ_{MC} を求めることができる。

また剛板を介し断面の重心に引張荷重 P がはたらく際の応力を σ_A とする。

$$\sigma_A = \frac{P}{A} \quad \dots\dots\dots(10)$$

以上より、平板及び曲板において加熱段階に発生する応力 σ_{flat}, σ_{fix} はそれぞれ以下のようになる。

$$\sigma_{flat} = \sigma_A \quad \dots\dots\dots(11)$$

$$\sigma_{fix} = \sigma_A + \sigma_{MB}, \sigma_A + \sigma_{MC} \quad \dots\dots\dots(12)$$

これらをもとに平板および曲板における加熱段階の弾性伸び δ_{flat}, δ_{fix} はヤング率を E とすると

$$\delta_{flat} \propto E \sigma_{flat} \quad \dots\dots\dots(13)$$

$$\delta_{fix} \propto E \sigma_{fix} \quad \dots\dots\dots(14)$$

と表すことができる。

なお、図心までの距離 e は

$$eA = \int_A y_1 dA$$

より

$$e = \frac{2 (R_1^3 - R_2^3) \sin \theta_0}{3 \theta_0 (R_1^2 - R_2^2)}$$

となる。

弾性伸びの算出結果を Fig. 9 に示す。横軸は初期曲率半径, 縦軸は曲板における弾性伸びを平板における弾性伸びで除した値である。この図より、板長 L=100 mm, 板幅 B=100 mm, 板厚 h=2.4 mm とした場合、初期曲率半径が小さくなるほど、加熱段階での板中央部における弾性伸びが

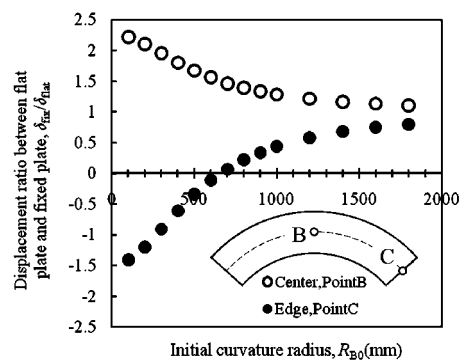


Fig. 9 Displacement ratios at the center and the edge of a specimen.

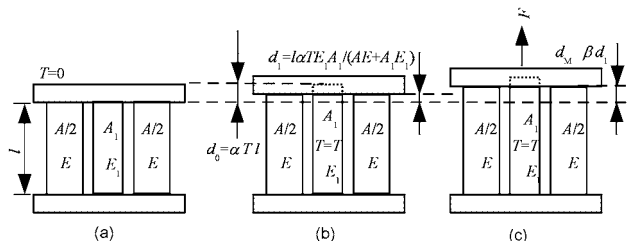


Fig. 10 Displacement of heated bar fixed two elastic bars.

大きくなる, すなわち, 膨張を拘束する力が弱くなるということが分かる. また初期曲率半径が小さくなるほど, 板中央部及び板端部の弾性伸びの差が大きくなることわかれる.

4.2 収縮の平均値に及ぼす曲率の影響

Fig. 10 は, 平板における加熱部の拘束と曲板におけるそれを比較するための長さ l の両端固定モデルである. 中央の部材 (断面積 A_1 , ヤング率 E_1) が加熱部, 両端 (断面積 A , ヤング率 E) が非加熱部である. 加熱部の線膨張係数を α としたとき, 見かけの伸び d_1 は $d_1 = l\alpha TE_1 A_1 / (A_1 E_1 + EA)$ となる. これは, 平板の場合の拘束に相当する. 曲板中央加熱部では, 曲げの効果でさらに伸びる. このときの伸びを Fig. 10 (c) に示すように d_M で表し, 平板のときの伸び d_1 との比を β とすると, 両端固定棒モデルの見かけの線膨張係数は, 以下のように示される.

平板 (b) の場合には, 見かけの線膨張係数 α' は

$$\alpha' = \frac{d_0 - d_1}{lT} = \alpha \left(1 - \frac{E_1 A_1}{E_1 A_1 + EA} \right) \dots \dots \dots (15)$$

式 (15) となる

同様に, 伸びが d_M の場合を考えると,

$$\alpha'' = \frac{d_0 - d_M}{lT} = \frac{d_0 - \beta d_1}{lT} = \alpha \left(1 - \beta \frac{E_1 A_1}{E_1 A_1 + EA} \right) \dots \dots \dots (16)$$

式 (16) となる. β は, Fig. 9 の Point B の縦軸のことであり, 断面形状の違いが生み出す曲げの効果が拘束に及ぼす影響を示すものである. 従って式 (16) は, 従来型の両端固定棒モデルの式に, 本研究で扱う曲げの効果を新たに導入したことになる. これにより, 曲げの効果が拘束に及ぼす影響を数式で取り扱えるようになった.

そこで, 収縮の発生を考えるための平均的な代表寸法とその領域内を代表する最高到達温度を考える. すなわち, Fig. 6 に示す加熱部が板幅の $k(k < 1)$ 倍で温度上昇が ΔT と考えるとき, おおむね実験値の収縮量を説明できる代表値があるとすると, その値は初期曲率の影響をほとんど受けず, 曲率の異なる試験片間で同じと考えて良いであろう. この

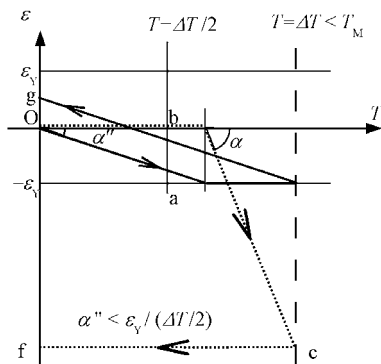


Fig. 11 Elastic and plastic strain during thermal cycle.

とき式 (16) は, 初期曲率に依らず式 (17) となる. ただし, ヤング率 E と E_1 は等しいとしている.

$$\alpha'' = \alpha(1 - \beta k) \dots \dots \dots (17)$$

Fig. 11 に示す完全弾塑性体の温度とひずみの関係より収縮量を推定した. T_M は融点, ϵ_y は降伏ひずみを示す. Fig. 11 で, 実線は温度履歴に伴う弾性ひずみの変化を, 破線は塑性ひずみの変化を示す. 温度上昇 ΔT が同じで見かけの線膨張係数 α'' の異なる場合の冷却後の塑性ひずみは Of となる. また, 冷却後の弾性ひずみは ϵ_y を上限として Og で示される. 本研究では, Fig. 11 に示す Of から Og を除いた見かけのひずみと実験値を比較した. テンペル (特定の温度になると溶融する塗料) を用いて, 加熱線中央部が 800°C になる幅を測定したところ, 約 16 mm であったことから, 加熱部温度を 800°C , 加熱部幅 $l = 16 \text{ mm}$ とし, $k = 0.3, 0.4, 0.5$ を用いた場合の結果を Fig. 12 に曲線で示す. 図中には, $k = 0.4$ で曲げの効果が無い場合 ($\beta = 1$) も示している. 曲げの効果を考慮しない $\beta = 1$ では収縮量の変化を示すことができない. 曲げの効果を考慮した $k = 0.4$ の場合が, 結果として実験値に近い値を示している. 加熱範囲が板幅の 7 割であることから, k の最大値は 0.7 と見積もられる. 入熱は両端で小さくなっているため, 現実的な k は, 0.7 よりも小さいと容易に予想される. 厳密な解ではないが, 現実的な範囲の最高温度と温度域寸法を用いて, 収縮の平均値に及ぼす初期曲率の影響を, 本モデルで説明できたと考える. なお, Fig. 12 および Fig. 4 では, $R_{B0} = \infty$ の実験値は, $R_{B0} = 800$ よりも若干小さい値を示している. 一般に, 温度上昇が大きいと冷却時に逆降伏が生じる. このとき, 伸びの塑性ひずみが生じ, 見かけの収縮量は減少する. しかし本研究のように, 冷却時に薄板が面外変形する場合には, 冷却時の拘束は大きくないと考えられる. 本研究でも, 冷却後試験片が座屈し曲面となっていることから, 逆降伏は考慮していない. 冷却中最も座屈しにくい平板 ($R_{B0} = \infty$) のみ, 逆降伏の傾向が現われているものと推察される.

なお, Fig. 7 (b) で加熱部を押す力 P は, 正確には加熱部の図心である. 従って, k が大きくなり, 加熱部が大きき

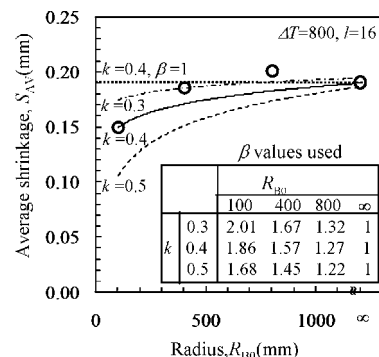


Fig. 12 Comparison between experimental shrinkage and predicted value.

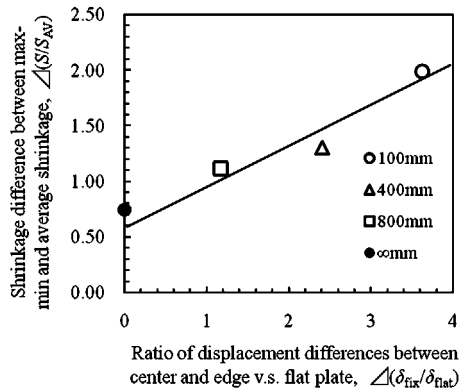


Fig. 13 Effect of bending moment on shrinkage difference.

を持つと、加熱部の重心は、Fig. 8の点Bとは異なり、図心Dに近づく。Fig. 9では、この効果は考慮されておらず、Fig. 12の計算には考慮した。このときの β の値をFig. 12中に示す。

4.3 収縮の分布に及ぼす初期曲率の影響

Fig. 5に示した収縮分布は、ほとんど同じ点で交叉している。また、異なる曲率の試験片の図心位置の幅方向の位置は、初期曲率100で $l_y=21.2$ mmと78.8mm、400と800では、 $l_y=21.1$ と78.9mmと算出され、いずれの場合もほとんど同じ場所で、しかもFig. 5の交点の位置にほぼ等しい。そこで、図心位置を境に、冷却後の収縮が曲げ変形の影響を受けたと考えた。この場合、Fig. 9に示す点BC間の変位の差が大きいほど、収縮の分布の最大値と最小値の差は大きく、中央部は圧縮側へ、端部は引張側へ偏る。そこで、Fig. 9に示した、各初期曲率半径における板中央部及び端部の変位量差と収縮量の最大値及び最小値の差をFig. 13に示す。収縮量の最大値及び最小値の差は、曲板の曲げで説明できることがわかる。

5. 結 言

本研究では、板長、板幅及び板厚が等しく、初期曲率半径のみが異なるオーステナイト系ステンレス鋼 SUS304 鋼板に対して、YAG レーザを用いて、同一の入熱条件で加熱を施し、得られた収縮量の測定を行なった。また初期曲率

半径の違いが収縮量にどのように影響するか弾性力学を用いて検討した。得られた結果は以下の通りである。

- 1) 初期曲率半径が異なることで収縮量平均値に違いが見られ、初期曲率半径が大きいほど収縮量平均値は大きい傾向があった。
- 2) 初期曲率半径が異なることで収縮量の分布形状に違いが見られ、初期曲率半径が大きいほど分布形状は平坦であった。
- 3) 曲板であることにより生じる曲げ応力の効果を加熱部の拘束の変化として表わすと、収縮量の平均値に及ぼす初期曲率半径の影響をおおむね説明することができた。
- 4) 曲板であることにより生じる曲げ応力の効果を、板中央部と板端部の変形量の違いとして表わすと、収縮量の分布形状に及ぼす初期曲率半径の影響を、ほぼ直線的に整理することができた。

謝 辞

本研究は、独立行政法人日本学術振興会科学研究費補助金（基盤研究（B）17360422）を得て遂行された。ここに記して謝辞を表す。

参 考 文 献

- 1) T. Nomoto, T. Ohmori, T. Sutoh, M. Enosawa, K. Aoyama and M. Saitoh: The Society of Naval Architects of Japan 168 (2002) 527-535.
- 2) T. Nomoto, M. Ohtsuka and T. Yokoyama: The Society of Naval Architects of Japan 170 (1991) 589-597.
- 3) M. Kutsuna, K. Itoh and T. Nakamura: Reprints of the Tional Meeting of Japan 67 (2000) 329-39.
- 4) H. Yoshioka, T. Akiyama and T. Terasaki: Reprints of the Tional Meeting of Japan 81 (2007) 58-59.
- 5) M. Fuchigami, T. Akiyama and T. Terasaki: Reprints of the Tional Meeting of Japan 81 (2007) 56-57.
- 6) T. Terasaki and K. Yamaguchi: Reprints of the Tional Meeting of Japan 71 (2002) 390-391.
- 7) T. Terasaki, M. Mizukami, M. Nakatani and M. Ohsawa: The Society of Naval Architects of Japan 193 (2003) 75-83.
- 8) Y. Tomita, K. Hashimoto, N. Osawa, Y. Fukuda and Y. Kozuki: The Japan Society of Naval Architects and Ocean Engineers 224 (1995) 121-130.