測地線一面内ひずみ法による鞍形レーザフォーミングに 及ぼす加熱方向の影響*

秋山 哲也**, 阿部 弘憲***

Effect of Heating Direction on Saddle Laser Forming Based on Geodesic In-plane Strain Method*

by AKIYAMA Tetsuya** and ABE Hironori***

This report deals with effects of heating direction on laser forming which is used to form curved surface with thin plate. When we conduct laser forming to create suitable results, it is one of some important problems where and how much we should put in-plane strain into a thin plate. Some researchers have presented a new development method with curvature lines as a solution to that problem. Curvature line can be obtained as a result to combine primary curvature directions. In-plane strain is calculated from distance change of these lines. Heating direction is chosen parallel to curvature line because in-plane strain is put as transverse shrinkage caused by heating. In this case, heating direction is fixed on the plate, not changeable, even if side lines of a product is changed, because curvature line direction is unique for the curved surface.

Geodesic in-plane method we have proposed can show in-plane strain for every direction, so that we can select heating direction as you want to do.

In this report, we study experimentally the effects of heating direction on laser forming of saddle curved surface for a situation where we chose heating direction freely based on the geodesic in-plane method. As a result, we learn following three points, saddle surface can be created along another heating direction of curvature line, bend effect exists because of transverse shrinkage, and symmetrical heating line set can avoid curved surface shift.

Key Words: geodesic in-plane strain method, laser forming, saddle surface, heating direction, bend effect

1. 緒 言

著者らは、薄板の曲面成形技術であるレーザフォーミング¹⁻⁹⁾の変形機構を、基本的なトラスの椀形部^{6, 7)}と鞍形部⁸⁾について研究してきた。レーザフォーミングはぎょう鉄と類似性があり、レーザフォーミングの変形機構の検討は、造船分野⁹⁾におけるぎょう鉄の自動化等¹⁰⁻¹²⁾にも貢献する知見を得ることができる。

レーザフォーミングの工程は、主として薄板材料への曲率の付与による曲げ加工と面内ひずみの付与による絞り加工に大別される。ここで、曲げと絞りの加工をどこにどれだけの大きさを与えるかを決定することが重要となる。造船では、目的形状の曲率線をローラ線と加熱線とし、曲率線間隔の変化から、付与すべき面内ひずみ量を決定する曲率線展開法が提唱されている¹³⁾。曲率線は、曲面の主曲率（主曲率には最大の曲率と最小の曲率の2つが有る）を連ねた曲線のことで、曲面が決まれば必ず1種類の曲率線が決まる。そのため、外形が変化しても加熱位置などを変更

することができない。

成形に必要な面内ひずみ量を定める別の方法に、測地線を用いる方法が有る^{11, 12)}。測地線は曲面上の2点間を結ぶ最短の道のりを示す曲線として知られており、任意の方向に引くことができる。著者らはこの方法を「測地線一面内ひずみ法」と呼び、曲面成形に必要な任意方向の面内ひずみを計算する方法として利用してきた。この方法を用いると、曲率線展開法では求められない方向のひずみ成分として面内ひずみを求めることができる。一方で、任意方向に加熱線を選んだ場合の曲面成形機構を実験的に確かめた報告は見当たらない。

そこで本研究では、いわゆる絞り加工と呼ばれる面内ひずみの付与に注目し、曲率線展開法が示す加熱方向とは異なる方向へ、測地線一面内ひずみ法に基づき求めた面内ひずみに従って加熱を行うことで、①鞍形成形が可能で有るのか、②曲率線展開法に基づく加熱との成形結果の違いは何か、またその理由は何か、③曲率線展開法とは異なる方向への加熱方向の選択を利用する場合の留意点は何かについて、実験的に検討した。

2. 測地線一面内ひずみ法の概要

直交座標系に基づいた、測地線一面内ひずみ法^{11, 12)}について簡単に以下に示す。測地線は、平面上に描いた直線上の点を接点として曲面上に連続的に移した曲線と言う性質

*受付日 平成23年4月13日 受理日 平成23年8月18日 平成22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 Student Member, Kyushu Institute of Technology

Fig. 1 Geodesic line in-plane strain method; (a) geodesic line on sphere, (b) straight line equivalent to geodesic line on flat plane.

をもつ¹¹⁾. Fig. 1 (b) に、平面（薄い弾性板）上に描いた線分 AB に直交する複数の線分を示す. Fig. 1 (a) は、(b) に示す平面上の線分 AB 上のすべての点を平面と曲面の接点になるように接点の連続として平面から曲面に移した接点の軌跡である. 次に線分 AB 上の各点 A, C, E, B から D, F 方向に測地線を描く. このとき、DF 間は CE 間よりも短いいためタルミが生じる. このタルミを除くために必要な面内ひずみが、曲面成形に必要な DF 方向の面内ひずみとなる. 曲面上に線分 AB を移す方向を任意に選ぶことで、任意方向での面内ひずみを求めることができる. 著者らは、曲面の座標データから面内ひずみを計算機内で求めている^{11), 12)}.

3. 実 験

3.1 目的とする形状

鞍形は Fig. 2 に示すトラス形状の内側部分で、正と負の異なる符号の曲率を持つ. この形状は、加熱時生じる曲げモーメントが楕円形よりも大きく⁹⁾、楕円形よりも複雑な変形機構を持つと推察される. そこで本研究では、曲面の目的形状に鞍形を選んだ. 図中の一点鎖線と破線は曲率線の 1 例を示す. Fig. 2 (a) のように板取りをする場合、曲率線展開法では、一点鎖線をローラ軸、破線を加熱線に選ぶことが一般的である. Fig. 2 (b) のように45度傾いた方向の板取りをする場合にも、曲率線展開法では、曲率線をローラ軸と加熱線に選ぶことになる.

一方、測地線-面内ひずみ法では Fig. 3 (b) に示すように、板取りの方向に合わせて測地線を描くことができるため、長さが等しく端部に垂直な加熱線を選定することが可能となる. 加熱線は測地線 CD に平行な方向に置き、横収縮を利用して面内ひずみを付与する. そこで本研究では、Fig. 2 (a) および Fig. 3 (a) に示すような、曲率線に平行な線で囲まれた矩形部分の鞍形および Fig. 2 (b), Fig. 3 (b) に示す45度傾いた矩形部の鞍形を目的の形状とした.

3.2 試験片

試験片には、板厚 2.4 mm のオーステナイト系ステンレス鋼 SUS304 を用いた. これは、レーザ加熱部と母材部の機械的性質の差が小さく、またレーザ照射部近傍に熱膨張が限定される結果、加熱中の座屈が生じにくくそのため収縮

Fig. 2 Purpose shape; (a) square with sides parallel to primary curvature lines, (b) square turned 45 degree.

Fig. 3 Geodesic lines; (a) on normal square, (b) on turned square.

が発生しやすい材料として、加熱部の硬化が小さく、熱伝導が遅い材料として選んだ. 化学組成を Table 1 に、機械的性質を Table 2 に示す.

Fig. 4 (a) に、ローラ軸と90度方向に加熱線を選んだ場合の試験片の初期形状を示す. 以後、90度試験片と呼ぶ. 初期形状は部分円筒形で、ローラ軸とは部分円筒形を作成す

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. 4 Specimen's shape; (a) 90 degree specimen, (b) 45 degree specimen, (c) 0 degree specimen..

るためのローラ加工のローラの軸の方向のことである。図中の白抜き矢印は加熱位置と方向を示す。番号の順に加熱を3か所行った。多数の○印は、加熱による横収縮量を測定するために設けた耐熱塗料からなる標点で、加熱前後

Fig. 5 Ideal in-plane strains; (a) for $R_{B0}=100$ specimen, (b) for $R_{B0}=800$ specimen.

の標点間距離の変化を測定した。測定は試験片表裏面について行い、平均値を取縮量とした。初期曲率半径 R_{B0} は、100 mm と 800 mm の2種類を用意した。Fig. 4 (b) は、ローラ軸と45度方向に加熱線を持つ試験片である。以後、45度試験片と呼ぶ。Fig. 4 (c) は、ローラ軸と平行な方向に加熱線を持つ試験片で、以後0度試験片と呼ぶ。

尚、ローラ加工による残留応力などレーザ加熱前に存在する残留応力を低減する目的で、900 $^{\circ}\text{C}$ 1時間保持後炉冷の熱処理を行った。この熱処理条件は、鋭敏化が十分起こりうるが、力学的アプローチに限定した熱処理として位置付けている。

3.3 レーザ加熱

加熱条件は、面内ひずみの必要量に応じて決定する必要がある。本論文では、目的形状の板厚中央部中立面での面内ひずみ量の付与を想定している。測地線－面内ひずみ法で求めた面内ひずみ量の結果の一例をFig. 5に示す。Fig. 5 (a) は、初期曲率半径 R_{B0} が 100 mm の場合で、目的形状の曲率半径は +100 mm, -1604 mm である。板中央部の加熱位置 No.3 はどの試験片でも必要な面内ひずみは殆ど同じである。最も大きく異なっていた場合として0度試験片のNo.1加熱を一点鎖線で示す。(b) は $R_{B0}=800$ mm の場合で、目的形状の曲率半径は +461 mm, -347 mm である。この場合、試験片の種類や加熱位置によらず、どの位置でも必要

Fig. 6 Heating path division.

Table 3 Laser heat conditions.

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}
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. 7 In-plane strain introduced into $R_{B0}=800$ specimens.

な面内ひずみは同じであった。なお、 $R_{B0}=100$ mm と $R_{B0}=800$ mm に対し、幾何学的に共通の面内ひずみ分布で成形ができるよう目的形状を設定した。尚、表裏面での面内ひずみ量の差は $R_{B0}=100$ で大きく、 1.7×10^{-4} であった。

以上の事から、今回の実験では、要求ひずみ量はどの加熱位置においてもほぼ等しいとみなし、加熱条件を以下に述べる 1 種類⁸⁾とした。

加熱は、理想的には連続的な入熱変化が望ましいが、実験装置の技術的制約から板幅 100 mm の中央部 70 mm に対してレーザ加熱にておこなった。70 mm の範囲を 10 に区分し、各区分ごとに異なる移動速度でレーザ加熱して、入熱を制御した。レーザ出口出力は 1500 W、レーザビームのガウス半径 4.7 mm、焦点外し距離 47 mm である。

加熱範囲の分割を Fig. 6 に、加熱条件を Table 3 に示す。

3.4 収縮測定

Fig. 4 中に○印で示す標点の座標を、光学式座標読取装置で測定した。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書によると、 $1/1000$ mm の精度が保証されており、 $1/10000$ mm まで表示する。測定は 2 回繰返し、2 回の誤差が $1/100$ mm 以下のデ

(a)

(b)

(c)

Fig. 8 Curvature distributions in $R_{B0}=100$; (a) 90 degree specimen, (b) 45 degree specimen, (c) 0 degree specimen.

ータを採用した。

3.5 曲率測定

レーザ加熱前後の試験片の表面形状の 3 次元座標を、光学式座標読取装置にて測定した。測定は、縦横 5 mm 間隔 (試験片の周辺部では一部 4 mm も採用した) の格子点における高さ (曲面の z 座標) を測定し、曲面のプロファイルを得た。この座標データを用いて、ローラ軸から角度 θ の方向の断面形状を求め、円を最小二乗法で当てはめ、曲率を求めた。各試験片に対し、表裏両面で測定したが、結果は殆ど同じ (板厚程度の差を認めた) であったので、本論文では表面 (初期形状における凸側) からの測定結果のみを採用した。角度 θ の取り方を Fig. 4 中に示す。

Fig. 9 Curvature distributions in $R_{B0}=800$; (a) 90 degree specimen, (b) 45 degree specimen, (c) 0 degree specimen.

4. 実験結果

4.1 収縮量

Fig. 7に、 $R_{B0}=800$ の場合の、収縮によるひずみの測定結果を示す。板幅全体での平均値である。Fig. 5 (b) と比べると、目的のひずみが入ったことが分かる。

4.2 曲率分布

Fig. 8に、レーザ加熱前後の曲率分布を示す。黒塗りの印が加熱前の初期形状における曲率、白抜きの印が加熱後の曲率を示す。横軸はローラ軸からの角度 θ である。加熱前の曲率の最小値0、最大値が正であることから、円筒形の表面であることが分かる。また、 $\theta=0$ すなわちローラ軸方

Fig. 10 Process to simplify restriction conditions; (a) varied strain, (b) simplified strain, (c) stiffened boundary condition.

Fig. 11 Decomposition of force; (a) summed condition, (b) to tens shrinkage, (c) to compress at balance center, (d) to balance moment.

向の曲率が0となっていることが分かる。加熱後は、最小値が負になっていることから、鞍形が形成されたことが分かる。図中の実線および破線で示すプロットに対する近似曲線は、曲面のオイラーの方程式 (1) を最小二乗法でフィッティングさせたものである。

$$\kappa = \kappa_{\min} \cos^2(\theta + \phi) + \kappa_{\max} \sin^2(\theta + \phi) \quad (1)$$

ϕ は、位相のずれを考慮したもので、最小二乗法の未知数として求めた。

κ は、曲率を示し、添え字の max と min は、曲率分布の最大値と最小値を表す。

Fig. 8 (a), (b), (c) は、極めて似た傾向を示しており、鞍形成形に、加熱線の影響は表れていないように見える。Fig. 8 (a) は90度試験片の場合、(b) は45度試験片の場合、(c) は0度試験片の場合である。

Fig. 9は、 $R_{B0}=800$ の場合の曲率分布である。 $R_{B0}=100$ の場合に比べ、加熱前後の変化が大きい。Fig. 9 (a) と Fig. 9 (b) を比較すると、(b) ではピークの θ がずれていることが分かる。(b) の近似曲線は (a) に比べ12度シフトしていた。(c) は、0度試験片の場合である。ピーク位置のシフトは認められない。加熱後の曲面の曲率の範囲 $\Delta\kappa$ は、90, 45, 0度試験片の順に小さくなっている。

5. 加熱部の収縮に伴う曲げの効果

5.1 曲げの因子

著者らは既報⁸⁾において、鞍形の加熱部には、曲げモーメントが生じることを定性的に示した。冷却後の収縮時について同様の検討を行うと以下ようになる。

Fig. 10に示す手順で、冷却部を簡略化して考察する。(a) は、冷却部を定性的に示している。鞍形では板中央部で大きい収縮となる。この収縮の分布を中央部に集約し図 (b)

Fig. 12 Cross section; (a) 90 degree specimen, (b) 45 degree specimen, (c) 0 degree specimen.

に示す。図中上下端部の境界条件の取り扱いを簡便にするために、図 (c) に示すように剛体で挟み、この試験片の変形を考える。Fig. 10 では、収縮が起こっても曲げは生じないが、実際の試験片は Fig. 11 に示すように初期曲率を有している。Fig. 11 (a) は、(b) に示す収縮部を伸ばす力 P 、(c) に示す (b) で加えた力を打ち消すために図心に働く力 P 、(d) に示す収縮部と図心の位置のずれによって生じるモーメントを打ち消すための曲げモーメント M の合計で表され、 M の効果は加熱線に対し直角方向の曲げを発生する。そこで、Fig. 12 に、各試験片における加熱線位置での試験片の断面形状を定性的に示す。90度試験片の断面は円弧をしており、まさに Fig. 11 の状態である。0度試験片は平坦で、Fig. 10 の条件に近い。45度試験片はこれらの中間に位置する。そこで、最終形状を作り出す効果を①面内ひずみに起因する変形と②曲げに起因する変形に分けて考えると、90度試験片と45度試験片には両方の効果が有るが、0度試験片には面内ひずみに起因する変形のみであると推察される。

そこで、90度試験片の加熱前後の曲率の変化量と0度試験片の加熱前後の曲率の変化量の差を Fig. 13 に○で示す。曲率は曲率半径の逆数であるから、弾性論では曲げひずみに比例する。曲率の差を論じることが、弾性論では曲げひずみの差を論じていることになる。

△は、45度試験片の加熱前後の曲率の変化量と0度試験片の加熱前後の曲率の変化量の差である。

◆は、○を45度ずらした点であるが、△に近い傾向を示している。Fig. 14 の◆は、45度試験片の初期曲率分布に、0度試験片の加熱前後の曲率の変化量を加え、さらに、Fig. 13 の◆で示す分布を加えたものである。Fig. 14 の△は45度試験片の実験値である。曲率の最大、最小値の現れる角度については概ね説明できている。

Fig. 13 Comparison with actual bend effect of 45 degree specimen and estimated bend effect of 90 degree specimen.

Fig. 14 Curvature distributions of estimated 45 degree specimen and actual 45 degree specimen.

Fig. 15 Center of balance and loading point of residual stress.

5.2 曲げの量的関係

Fig. 13 の○は最大最小差が約 0.0012 mm^{-1} ある。この大きさは、モーメントの曲げによって説明可能な大きさであるのかを以下に検討する。

Fig. 15 に、部分円筒の断面を示す。B 点は冷却に伴う収縮の中心を示す。C 点はこの断面の図心である。BC 間の距離 e' と残留応力に起因する力 P の積がモーメントとなる。

モーメント M により曲げ変形を受けた梁の曲率 ($1/R$) と断面二次モーメント I_z 、ヤング率 E の関係は

$$\frac{1}{R} = \frac{M}{EI_z} \quad (2)$$

断面二次モーメント I_z は

$$I_z = I_{z1} - e^2 A \quad (3)$$

A は面積で

$$A = (R_1^2 - R_2^2) \theta_0 \quad (4)$$

円弧の中心を原点とする断面二次モーメントは

$$I_{z1} = \int_A y_1^2 dA = \frac{1}{4} (R_1^4 - R_2^4) \left(2 \sin \theta_0 \cos^3 \theta_0 + \theta_0 - \frac{1}{4} \sin^4 \theta_0 \right) \quad (5)$$

図心までの距離は

$$e = \frac{2}{3} \frac{(R_1^3 - R_2^3)}{\theta_0 (R_1^2 - R_2^2)} \sin \theta_0 \quad (6)$$

このとき

モーメントは

$$M = \left(\frac{R_1 + R_2}{2} - e \right) P \quad (7)$$

残留応力の存在範囲を、加熱範囲と仮定し（板長 $L=100$ mm の 70% である 70 mm, 板厚 h ），残留応力は降伏応力 σ_Y に等しいと仮定し，式 (8) より P を求め，式 (2) より $R_{B0}=800$ の場合のモーメントによる曲率の変化を求めると式 (9) を得る．単位は mm^{-1} である．

$$P = 0.7 \cdot L \cdot h \cdot \sigma_Y \quad (8)$$

$$\Delta \frac{1}{R} \cong 0.0006 \quad (9)$$

この値は，Fig. 13 が示す振幅（変化量）の約半分である．

$R_{B0}=100$ についても，モーメントによる曲率の変化量を求めると 0.0002 mm^{-1} となった．Fig. 8 (a) と (c) から，それぞれの加熱前後での変化量の差を読み取ることは困難であるが，最小二乗法による近似曲線から求めた値は 0.00042 mm^{-1} であり， $R_{B0}=100$ においても，弾性計算による予測値は実験値の約半分の予測している．本検討はすべて弾性計算であり，塑性変形を考慮すれば変形はさらに大きく予測される傾向を持つと考えられる．したがって，加熱線の方向が変形に与える影響を，偏心によるモーメントの効果と考えることは，第一近似のオーダーで妥当であると言える．尚 $R_{B0}=100$ において曲率分布のピーク位置のシフトが認められなかったのは， $R_{B0}=100$ の方が $R_{B0}=800$ よりも，初期形状と目的形状の曲率分布の差が小さく，曲率の変化量が微小のため分かり難くなっているものと考えられる．

5.3 曲がりの再配分

Fig. 11 に示した曲げは，90度試験片の曲率分布を例にとると， $\theta=0$ の方向での曲率をさらに負の側に押し下げる働きを持つ．ところが90度試験片の曲率分布 Fig. 9 (a) と 0 度試験片の (c) を比較すると，90度試験片では， $\theta=0$ での曲率がさらに負の側に下がると同時に $\theta=90$ での曲率は正の側に押し上げられており，曲率の最大値も最小値もともに変化している．これは，単純に曲げの効果を加算すること

では説明できない機構を持っていることになる．

Fig. 16 に，曲率分布を模式的に示す．破線が初期曲率 R_{B0} の部分円筒の曲率分布，実線が曲げの効果のない 0 度試験片の曲率分布を示す．

変形に伴うひずみエネルギー変化を定性的に検討する．試験片に蓄えられるエネルギー U を，面内の変形による U_{xy} と曲げによる U_M の和と考える⁶⁾と

$$U = U_{xy} + U_M \quad (10)$$

と表せる．

曲げによるエネルギーを軸方向 $L(U_M^B)$ と幅方向 $B(U_M^L)$ に分けると

$$U_M = U_M^B + U_M^L \quad (11)$$

と表せ，単純な弾性の梁の曲げを当てはめると，

$$U_M^B \propto \left(\frac{1}{R_B} - \frac{1}{R_{B0}} \right)^2 \quad (12)$$

$$U_M^L \propto \left(\frac{1}{R_L} \right)^2 \quad (13)$$

ここで Fig. 16 の 2 点鎖線で示すように $\theta=0(180)$ の位置で曲率に変化が加わったことを考える．

そこで，曲率分布の幅 $\Delta \kappa$ を

$$\Delta \kappa = \frac{1}{R_B} - \frac{1}{R_L} \quad (14)$$

とおき，寸法に正方形を仮定すると式 (12) と (13) の比例係数は等しいと考えられるので，式 (11) を書きかえると

$$U_M \propto \left(\frac{1}{R_B} - \frac{1}{R_{B0}} \right)^2 + \left(\frac{1}{R_B} - \Delta \kappa \right)^2 \quad (15)$$

となる．

式 (15) を最小にする条件として，右辺を R_B で微分すると

$$\frac{1}{R_B} = \frac{1}{2R_{B0}} + \frac{\Delta \kappa}{2} \quad (16)$$

を得る．

式 (16) は，何らかの原因で曲率の最大値と最小値の差が変化した時には，その変化の半分は最大値へ，そして式 (14) より，残りは最小値に表れることを示している．Fig. 16 の場合，二点鎖線のようにはならず，一点鎖線のように示している．実験結果 Fig. 8 と Fig. 9 の図中に式 (16)

Fig. 16 Energy balance consideration for curvature distribution change.

Fig. 17 Adjust of curvature distribution by symmetrical heating paths.

の関係を図示している。Fig. 9 (c) を除き、概ねうまく整理できている。

6. 測地線—面内ひずみ法による鞍形成形

Fig. 17 に、45度試験片の加熱線に対し直角方向にさらに加熱を加えたときの曲率分布を示す。θ=0(180) の位置に曲率の最小値がある点で90度試験片と同じ鞍形の作成ができている。ローラ軸に対称な角度に加熱をすることで、曲率分布のシフトが打ち消されていることが分かる。曲率線展開法と比べ、新しい加熱線の選択肢が増えたことになる。

7. 結 言

任意方向の面内ひずみの計測が可能な面内ひずみ—測地線法を用いて、鞍形成形に及ぼす加熱方向の影響を調べ、以下のことが分かった。

1. ローラ軸に対し、90度以外の加熱方向でも鞍形を成形することができる。本研究では0度と45度について確認した。
2. 同じ収縮量を与えた場合、90度、45度、0度試験片の順で加熱前後の曲率の変化量が大きい。
3. 鞍形変形の因子として、面内ひずみに起因する効果と加熱部の収縮に伴う曲げに起因する効果の2つを示した。曲げによる効果は、加熱方向の影響を受ける。曲げの効果は初期曲率半径の大きい試験片で顕著であった。
4. 加熱線に対し垂直方向の最小曲率に生じる曲げの効果は、最大曲率にも影響を与える。これは、板の曲がり変

形のひずみエネルギーを最小にする観点から、定性的に説明できる。

5. 45度試験片では、ローラ軸に対称な位置にさらに加熱を加えることで、最大曲率位置の正しい鞍形を作ることができる。この操作を行うことで、鞍形成形に対して加熱線の方法を自由に選べるようになった。

参 考 文 献

- 1) M. Kutsuna, K. Itoh and T. Nakamura: Reprints of the National Meeting of J.W.S. 67 (2000) 329-39. (in Japanese)
- 2) H. Yoshioka, T. Akiyama and T. Terasaki: Reprints of the National Meeting of J.W.S. 81 (2007) 58-59. (in Japanese)
- 3) M. Fuchigami, T. Akiyama and T. Terasaki: Reprints of the National Meeting of J.W.S. 81 (2007) 56-57. (in Japanese)
- 4) T. Terasaki and K. Yamaguchi: Reprints of the National Meeting of J.W.S. 71 (2002) 390-391. (in Japanese)
- 5) T. Terasaki, M. Mizukami, M. Nakatani and M. Ohsawa: Effect of line heating factor on transverse shrinkage generated by triangle heating, Journal of the Society of Naval Architects of Japan 193 (2003) 75-83. (in Japanese)
- 6) T. Akiyama, T. Shinohara, H. Makino and T. Terasaki: Effect of Plate Length and Initial Curvature on Shrinkage in Laser Formed Bowl Plate, Quarterly Journal of The Japan Welding Society 28 (2010), 22-27. (in Japanese)
- 7) T. Akiyama, T. Shinohara, T. Terasaki: Simple Model to Estimate Final Form of Thin Plate under Bowl Laser Forming, J. Japan Inst. Metals, 74, No. 10 (2010), pp. 668-676. (in Japanese)
- 8) T. Akiyama, Y. Kakuho, T. Terasaki, T. Kitamura: Effect of Initial Curvature on Shrinkage in Laser Heating on Saddle Curved Thin Plate, Quarterly Journal of The Japan Welding Society 27 (2009) 61-66. (in Japanese)
- 9) T. Nomoto, T. Ohmori, T. Sutoh, M. Enosawa, K. Aoyama and M. Saitoh: Development of Simulator for Plate Bending by Line-Heating, Journal of the Society of Naval Architects of Japan 168 (2002) 527-535. (in Japanese)
- 10) Y. Tomita, K. Hashimoto, N. Osawa, Y. Fukuda and Y. Kozuki: Studied on the Expert System of Bending Work Using Line Heating, Journal of the Kansai Society of Naval Architects of Japan 224 (1995) 121-130. (in Japanese)
- 11) T. Akiyama, T. Terasaki, T. Kitamura: Estimation of In-Plane Strain in Laser Formed Bowl Plate, Quarterly Journal of The Japan Welding Society 24 (2009) 139-144. (in Japanese)
- 12) T. Akiyama, T. Terasaki: Estimation of In-Plane Strain in Laser Forming, Quarterly Journal of The Japan Welding Society 24 (2009) 225s-230s. (in Japanese)
- 13) Kazuyoshi Matsuoka, Yuichi Sunagawa, Yoshiteru Tanaka, Shigeru Tomisawa, Eiji Takagi, Eiji Asari: New Plane Development Method Considering Plate Forming Process, The Japan Society of Architects and Ocean Engineers 3 (2004) 103-104. (in Japanese)