レーザで外面照射加熱されたステンレス鋼管溶接継手の残留応力改善*

－レーザ外面加熱残留応力改善法（L-SIP）の開発－

太田 高裕**, 鴨 和彦**, 室屋 格***, 朝田 誠治****, 中村 康夫****

Residual Stress Improvement on Inner Surface of Pipes Using Pipe Outer Surface Irradiated Laser Heating* - Development of Pipe Outer Surface Irradiated Laser Stress Improvement Process (L-SIP) -

by OHTA Takahiro**, KAMO Kazuhiko**, MUROYA Itaru***, ASADA Seiji**** and NAKAMURA Yasuo****

The new process called L-SIP(outer surface irradiated Laser Stress Improvement Process) is developed to improve the tensile residual stress of the inner surface near butt weld joint of pipes. In L-SIP, the pipe outside temperature rises locally at short time by a laser beam moving in the circumferential direction. If the heating time is short enough, the temperature of the pipe inner surface dose not rise, and a temperature difference occurs between the outer surface and the inner surface. By the thermal expansion difference between the outer surface and the inner surface, the thermal stress occurs in the pipe and the new plastic deformation is produced. After cooling, the compressive residual stress is produced near the inner surface of the pipe with the effect of this plastic deformation. In order to verify the stress improvement mechanism of L-SIP, thermo-elastic-plastic FEM analysis is conducted for austenitic stainless steel pipe (SUS304TP 4B × Sch160; O.D. =114.3mm, thickness=13.5mm). It is showed that the residual stress on the pipe inner surface change to the compressive stress like the axial-symmetry model. The experiment is done for butt weld joint of the same pipe as FEM analysis. The welding residual stress is improved from +200MPa (tensile) to less than -100MPa (compression) on the pipe inner surface. Material qualification tests of welding joint are done after L-SIP. It is verified that L-SIP has no bad influence on the welding joint of the stainless steel pipe.

Key Words: Residual Stress, Stainless Steel, Laser, Pipe, Stress Improvement

1. 緒 言

原子力発電プラントや火力発電プラントの配管に使われている管の突合せ溶接部には残留応力が存在しており、特に、内面では周方向および軸方向共に大きな引張応力であることが知られている¹⁻³⁾。オーステナイト系ステンレス鋼やNi基合金溶接部近傍において、管内面の環境によっては、残存する引張応力によって、応力腐食割れ（SCC: Stress Corrosion Cracking）が発生する可能性がある。

応力腐食割れ（SCC）は、材料、環境、引張応力の3つの要因が重畳した場合に発生することがよく知られている⁴⁾。材料および環境の改善は進められているが、既設プラントでは適用が容易でない状況である。そこで、SCC対策として、溶接部の管内面の引張残留応力を改善する各種の方法が提案されてきた。

構造物に発生する温度差（熱応力）を利用する方法として、板厚内に温度差を与えて、残留応力改善する方法は種々の方法が提案されている。代表的な方法として、IHSI

（Induction Heating Stress Improvement）法がある⁵⁻⁷⁾。IHSI法は管内面を通水で冷却しながら、管外面に高周波誘導加熱を行い、板厚内に温度差を生じさせて、残留応力を改善する方法である。国内外の原子力発電プラントに広く適用されているが、内面を通水で冷却する必要があり、適用範囲が制限されている。なお、IHSI法で管内面の通水を行わない方法も検討されているが、内面での蒸気膜の発生のため、板厚内に温度差が発生しにくく、適用は難しいとされている⁸⁾。レーザを利用した方法は、板の表面を溶体化温度以上に加熱（溶融）した結果、裏面が圧縮応力になっていたこと報告したものであり、施工パラメータや応力改善の原理などの詳細な検討はなされていない⁹⁾。

本研究では、以上の状況を鑑みて、原子力発電プラントをはじめとするプラント配管の信頼性向上を目的として、管の突合せ溶接部の内面に残留している引張応力を圧縮応力に改善するため、板厚内に温度差を利用する方法で、外面をレーザ加熱し、内面の水冷が不要な新しい残留応力改善方法について検討している。

前報¹⁰⁾では、円筒の外面全周を急速に加熱した場合に板厚内の温度差により発生する熱応力に注目し、管内面の残留応力改善メカニズムを考察した。また、熱弾塑性有限要素法を用いて、円筒の外面全周を急速加熱することにより、管内面の残留応力を改善できることを検証した。

急速加熱では周方向および軸方向に局部的に加熱する熱源を移動させることでも内面の応力改善が成立すると考え

*受付日 平成21年7月31日 受理日 平成21年11月10日
**正 員 三菱重工業(株)技術本部高砂研究所 Member,
Mitsubishi Heavy Industries Ltd. Takasago R&D Center
*** 三菱重工業(株)技術本部高砂研究所 Mitsubishi Heavy
Industries Ltd. Takasago R&D Center
**** 三菱重工業(株)神戸造船所 Mitsubishi Heavy Industries
Ltd. Kobe Shipyard & Machinery Works

られる．そこで，本報では軸方向に均一なレーザ光を管の外面に照射しながら回転させて，外面を急速に加熱するレーザ外面照射応力改善法（L-SIP: outer surface irradiated Laser Stress Improvement Process）を提案する．

2. 外面急速加熱法による内面の残留応力改善の原理

Fig. 1 に外面から急速加熱した場合の板厚内温度分布と応力-ひずみ曲線の模式図を示す¹⁰⁾．外表面を急熱した場合，外表面近傍に大きな温度勾配が発生する．前報¹⁰⁾で示したように，表面入熱の急速加熱時の板厚内の温度上昇分布は板厚内の温度分布は線形で模擬できる．そこで，外表面が最高温度に到達した時点で，Fig. 1 (a) に示すような外表面から δ まで線形で温度が減少する温度分布と模擬できる場合，熱応力は外面で大きな圧縮応力，内面で小さな引張応力が発生する．外面には弾性範囲以上の大きなひずみ $O \rightarrow D \rightarrow E$ が発生する．一方，内面には $O \rightarrow A \rightarrow B$ のように，外面よりも小さなひずみが発生する．内外面に温度差がなくなった時点で，外面の圧縮ひずみが大きいため，内外面の応力がつりあうひずみは， O から O' に圧縮側に移動する．外面では降伏応力 σ_y の引張応力（F）が残留し，内面には

降伏応力 σ_y の圧縮応力（C）が残留する．より急速加熱である場合（ δ が大きい場合），内面に発生する引張応力は弾性範囲（O-A 間）である場合も考えられるが，この場合でも内面の応力はC'の圧縮応力まで改善できる．急速加熱法では，内面に発生するひずみが小さい状態でも，大きな圧縮応力を発生させることができるという利点がある．

Fig. 1 は初期に溶接残留応力がない場合であるが，初期に内面に引張応力が残留している場合（O-A 間の状態），O から始まる場合に比べて小さな温度差で降伏点Aに達して，その後は前述と同じ経路をたどり，圧縮残留応力Cに達する．一方，圧縮の残留応力がある場合（O-D 間）でも，温度差に応じて降伏した場合（Aを越えた場合）は，同じ機構で圧縮応力になり，降伏しない場合（A 以下の場合）は，圧縮応力に復帰し，加熱することにより，内面の応力を増加する機構は働かない．

なお，Fig. 1 に示した機構は熱応力を利用して，新たな塑性ひずみの導入により残留応力を改善する方法であり，一般の溶接後熱処理と異なり，クリープ現象を利用していないため，高温での保持時間は不要で，過渡的な温度分布で十分であり，定常状態を保持する必要はない．

3. 移動するレーザ光を用いた応力改善法（L-SIP）の応力改善効果の確認

3.1 解析モデル

前報¹⁰⁾では，軸対称円筒の外面全周一様に入熱する場合（軸対称モデル）を検討したが，Fig. 1 に示した急速加熱による内面の応力改善原理は，周方向および軸方向に局部的に加熱する熱源を移動させることでも成立すると考えられる．そこで，軸方向にほぼ均一なレーザ光を管の外面に照射しながら外周に沿って回転させて，外面を急速に加熱するレーザ外面照射応力改善法（L-SIP: outer surface irradiated Laser Stress Improvement Process）を提案する．L-SIPの応力改善効果を確認するため，軸対称モデルと同じ外半径 a が57.15 mmで内半径 b が42.85 mmのオーステナイト系ステンレス鋼（JIS G 3459 SUS316TP 4B×Sch160）管に対して検討を行った．入熱密度は周方向にガウス分布，軸方向に矩形のFig. 2に示すような矩形ガウス分布とする．入熱密度 $p(x, y)$ は(1)式で表される．

$$p(x, y) = \frac{q}{2a_x a_y \sqrt{\pi}} \exp\left(-\frac{x^2}{a_x^2}\right) \quad (\text{W/mm}^2) \quad (1)$$

Table 1 FEM analysis condition

q (W)	21157
v (mm/s)	18.7
a_x (mm)	28.8
$2a_y$ (mm)	138

Fig. 1 Schematic Stress-Strain curve on outer and inner surface of the pipe during rapid heating process

Fig. 2 Analysis model of heating density distribution

Fig. 3 FEM analysis model

Fig. 4 Temperature dependence on material properties

ただし、 x は周方向座標 (mm), y は軸方向座標 (mm), q は単位時間の入熱量 (W), a_x は周方向の入熱幅でガウス半径 (mm), a_y は軸方向入熱幅 (mm) である。

解析した条件を Table 1 に、解析モデルを Fig. 3 に示す。対称性を考えて軸方向に 1/2 をモデル化した。要素は 8 節点 6 面体要素であり、板厚内を 7 分割、周方向に 72 分割しており、節点数は 18433、要素数は 15624 である。入熱量 q は外面の最高到達温度を約 600°C となるように調整した。移動速度 v と周方向入熱幅 a_x は、前報¹⁰⁾の軸対称モデルの外面温度履歴とほぼ一致するように設定した。軸方向入熱幅 a_y は局部加熱の影響が少なくなるように、軸方向の均熱幅が $5\sqrt{rh}$ (r : 管の平均半径, h : 板厚) となるように設定した。使用した物性値を Fig. 4 に示す。材料はミーゼスの降伏条件に従う移動硬化則材料とした。用いた熱弾塑性有限要素法コードは ABAQUS/Standard Version 6.6-1 である。内面および外面は空気の自然対流として、熱伝達率は $6\text{W}/^\circ\text{Cm}^2$ とした。初期温度を 20°C、環境温度も 20°C とした。

3.2 解析結果

加熱中の温度分布と応力分布の関係性を調査するため、Fig. 5 には、0 度からスタートした熱源により、270 度位置が最高温度に達した時点での対称面での温度分布と軸方向応力分布を示している。板厚内に温度差が生じている部分では外面に圧縮応力 (領域②)、内面に引張応力 (領域①) が発生している。熱源が移動して、板厚内の温度差がなくなると、応力が逆転し、外面に引張応力 (領域④)、内面に圧縮応力

Fig. 5 FEM analysis results of temperature and stress contour in center (symmetrical) section.

(領域③)が発生している。この現象は、軸対称モデルと同じ現象が局部的に発生していることを示している。

Fig. 6 には熱源が 0 度からスタートした場合の 180 度位置における内外面の温度、軸方向応力、および軸方向塑性ひずみの履歴を示す。外面が最高温度に到達した時点 (約 10 s) では内面の温度は上昇していない。10 s 付近では板厚内に大きな温度差が生じているため、内面に引張応力 (Fig. 5 の領域①) が、外面には圧縮応力 (Fig. 5 の領域②) が発生する。同時に外面では大きな圧縮塑性ひずみが発生し、内面ではわずかに引張の塑性ひずみが発生する。時間経過と共に、内外面の温度は約 35 s でほぼ一致する。このとき、内面には圧縮応力 (Fig. 5 の領域③) が、外面には引張応力 (Fig. 5 の領域④) が残留する。温度が冷却過程で外面では逆降伏が発生し、圧縮の塑性ひずみは減少するが、最終的に圧縮の塑性ひずみが残留する。一方、内面においても逆降伏で引張の塑性ひずみは減少し、最終的には圧縮の塑性ひずみが残留する。以上の応力とひずみの挙動は Fig. 1 で示した応力-ひずみの模式図と一致する。

Fig. 7 には初期温度まで冷却後の 180 度対称面での残留応力および塑性ひずみの板厚内分布を示している。外面での大きな圧縮塑性ひずみの導入により、内面には大きな圧縮応力が発生している。この結果は前報で報告した軸対称モ

(a) Temperature histories

(b) Axial stress histories

(c) Axial plastic strain histories

Fig. 6 Histories of temperature, axial stress and axial plastic strain on the inner and outer surface in center (symmetrical) section of 180 degree

デルの結果¹⁰⁾と同じであり、移動熱源での加熱でも、軸対称モデルと同じ機構で残留応力が改善できることがわかった。

L-SIPでは全周を均一に施工すること、始末端での温度上昇を防止することを目的に、0度スタートと180度スタートの2周を1セットとする。また、始末端では入熱密度のスロープアップとスロープダウンを実施する。本ケースでは始端で5度のスロープアップを、終端で10度のスロープダウンを行った。例えば、始端で0度スタートでは0から5度で0%から100%に入熱密度のスロープアップを、終端で0度スタートでは350から360度で100%から0%に入熱密度のスロープダウンを行った。2周終了後の対称面での残留応力分布をFig. 8に示す。全周の内面で周方向応力と軸

(a) Residual stress distribution

(b) Plastic strain distribution

Fig. 7 FEM analysis results of residual stress and plastic strain distribution in center (symmetrical) section of 180 degree position.

Fig. 8 FEM analysis results of residual stress distribution on inner and outer surface in center (symmetrical) section

方向応力が圧縮応力となっていることを確認した。以上のように、管の表面を局部的に加熱しながら、熱源を移動させるL-SIPにより、管内面の強制冷却を行わない状態でも、管の全周の内面の残留応力を改善できること、また、応力改善機構は軸対称モデル（全周を一様に加熱するモデル）の急速加熱法¹⁰⁾と同じであることを確認した。

Table 2 Chemical compositions of materials

Material	No.	Chemical compositions (wt %)								
		C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Fe	Nb
SUS304	A	0.05	0.39	1.76	0.032	0.011	8.45	18.57	Bal.	—
	B	0.07	0.19	0.01	0.001	0.001	9.32	19.05	Bal.	—
Y308L		0.013	0.44	1.63	0.023	0.001	9.51	19.54	Bal.	0.01

Table 3 Condition of L-SIP

Heat input q at laser source	A : 23.1kW B : 30.8kW
Moving velocity v	A : 14.1mm/s B : 17.0mm/s
Number of heating set	A : one set B : three sets
Condition of inner surface	Non-cooling

5. ステンレス鋼管突合せ継手での L-SIP による 残留応力改善効果の検証

4 章では L-SIP の理想的な熱源として、矩形ガウス分布熱源が外面上を移動する場合の温度分布と応力の関係 (Fig. 5) を熱弾塑性解析で明らかにし、応力低減機構が軸対称モデルの急速加熱法と同じであることを確認した。ここでは、実験によりステンレス鋼管継手に L-SIP を適用した場合の残留応力低減効果と継手性能の確認を実施した。

5.1 供試体と試験方法

供試体は SUS304 の $\phi 114.3 \times 13.5$ mm の鋼管 (JIS G 3459 SUS304TP 4B $\times$ Sch160) で、長さは 400 mm (200 mm + 200 mm) ある。溶接は TIG 溶接で、溶接金属には Y308L を用いた。溶接は 5 層 9 パスで、入熱量は 0.6~1.3 kJ/mm で実施した。溶接の始端は 180 度位置とした。残留応力計測用の供試体 A は市販の配管用ステンレス鋼管であり、継手性能試験用供試体 B は鋭敏化しやすい高炭素の棒材から切り出した。供試体の化学成分を Table 2 に示す。

試験状況を Fig. 9 に示す。用いたレーザー発振器は波長 1.07 μ m ファイバーレーザー発振器であり、4 台で合計 36 kW の能力を有している。レーザー光は発振器から光ファイバーで光学ヘッドまで伝送される。光学ヘッドも 4 ヘッドであり、光学系は合成石英製レンズの組み合わせでできている。光学ヘッドから照射される入熱密度はガウス分布で近似でき、スポット径 (ピーク入熱密度の 15% となる位置で定義) は約 100 mm である¹⁾。Fig. 9 に示すように 4 つの光学ヘッドは軸方向に並べられており、それぞれの入熱密度を組み合わせ、軸方向に均熱領域を生成する。光学ヘッド固定で供試体を回転させて施工した。供試体にはレーザー光の反射を防止するため、黒体塗料を塗布した。試験条件を Table 3 に示

Fig. 9 Examination situation

す。L-SIP では 0 度スタートと 180 度スタートの 2 周を 1 セットとする。始端で 0 度スタートでは 0 から 5 度で 0% から 100% 出力にレーザ出力のスロープアップを、終端で度 0 度スタートでは 350 から 360 度で 100% から 0% 出力にレーザ出力のスロープダウンを行った。180 度スタートも同様のスロープアップとスロープダウンを行った。継手性能用供試体 B では、L-SIP の熱履歴による材料の組織および強度、延性への影響を確認するため、3 回 (6 周) の試験を実施した。施工中に管外面と内面の温度を熱電対で計測した。外表面には接触面積を大きくした熱電対をスポット溶接で取り付けた。また、スポット溶接部以外は碍子で熱電対を保護した。供試体 A では L-SIP 施工後に、ひずみゲージを用いた切り出し法で内外面の残留応力分布を調査した。なお、裏波はひずみゲージを設置するために研削した。供試体 B では、マイクロ組織観察、継手引張試験、表曲げおよび裏曲げ試験を実施した。

5.2 残留応力改善効果の確認結果

供試体 A の外面の最高到達温度計測結果の代表例を Fig. 10 に示す。横軸は溶接中央を 0 mm としている。計測位置は 180 度からスタートした場合 (2 周目) の 90 度位置付近である。90 度ピッチで温度計測を実施しており、始末端以外は同等の結果であった。外面は温度計測点である ± 38 mm の軸方向範囲で 594~565 $^{\circ}$ C とほぼ均熱に加熱できている。また、Fig. 11 には 180 度からスタートした場合 (2 周目)

Fig. 10 Measured temperature distribution on outer surface at 90 degree

Fig. 11 Measured temperature on outer and inner surface at 0 degree position.

の溶接金属中央の0度位置での内外面の温度履歴を示す。溶接金属中央は45度ピッチで温度計測を実施しており、始末端以外は同等の結果であった。外面は約5秒で最高温度に到達しており、このとき内面の温度が上昇しておらず、急速加熱状態になっていることがわかる。外面が最高温度に到達してから約20秒後に内外面の温度差はなくなる。

L-SIP 施工後の供試体 A と L-SIP を施工していない溶接ままの供試体の内外面の残留応力分布を Fig. 12 に示す。残留応力は周方向の4ヶ所（0度、90度、180度、270度位置）で計測しており、その平均値をプロットしている。なお、L-SIP 後の周方向位置4ヶ所での応力差（最大値と最小値の差）は最大で約100 MPaであった（周方向位置の応力分布は後述の Fig. 13 参照）。横軸は溶接中央を0 mmとしている。内面では溶接後には周方向応力および軸方向応力も引張応力であり、従来の計測結果と一致する。L-SIP 後の残留応力は内面では周方向応力および軸方向応力ともに圧縮応力に変化しており、Fig. 1の応力改善の原理が成立していることを実験で検証できた。圧縮応力の範囲は±40 mm 以上である。但し、±40 mm 付近からは溶接後も圧縮応力であり、L-SIP によりさらに圧縮応力となっている。外面では、Fig. 1に示したように、加熱部に引張応力が発生する。Fig. 13には内面の溶接中央から+10 mm 位置（熱影響部）の周方向位置での分布を示す。L-SIP 後では周方向応力および軸方

Fig. 12 Measured residual stress distribution on inner and outer surface under the as-welded condition and the condition after L-SIP.

Fig. 13 Measured residual stress distribution on inner at +10mm position from weld center under the as-welded condition and the condition after L-SIP.

向応力は全周において圧縮応力であり、移動熱源での加熱においても、全周で残留応力改善効果があることが検証できた。なお、溶接後の90～135度は溶接の始末端の影響で、初期応力も0から圧縮応力であるが、L-SIP 後は大きな圧縮応力となっている。

Fig. 8に示した解析結果では周方向応力と軸方向応力の値はほぼ同じであったが、Fig. 12およびFig. 13では、周方向

応力の圧縮応力が軸方向応力の圧縮応力よりも大きい。この原因は実験では軸方向の入熱幅が80mmであり、解析の138mmよりも狭いことである。軸方向入熱幅が狭い場合、熱伸びによる軸方向の曲げの影響で、軸方向の熱応力が低下するため、周方向応力に比べて応力改善効果が小さくなったものと推察する。

5.3 継手性能試験結果

供試体Bでは、L-SIPによる温度履歴により、材料の組織や強度、延性に悪影響がないことを確認することを目的に、最高到達温度を供試体Aよりも高くするため、入熱量を増加した。また、施工が途中で中断した場合の再施工を想定し、3回(全6周)のL-SIP施工を実施した。最高到達温度は672℃であった。

L-SIP施工後の溶接継手の引張試験結果をTable 4に示す。L-SIP施工後の破断位置は溶接金属部であるが、母材であるSUS304TPの規格値(520MPa)以上の引張強さを有しており、引張強さに問題がないことが確認できた。

L-SIP施工後の溶接継手の曲げ試験結果をTable 5に示す。曲げ試験における判定値は、

- ① 3mmを超える割れがないこと
- ② 割れ長さの合計が7mmを超えないこと
- ③ 割れ及びブローホールの合計が10個を超えないこと

の3点であり、表曲げ・裏曲げで欠陥が観察されず、L-SIP後も曲げ延性に問題ないことが確認できた。

L-SIP後およびL-SIPなし(溶接まま)での断面ミクロ試験を実施した。L-SIPの有無で、溶接金属、溶接熱影響部及び母材部での金属組織に差異は認められなかった。このことから、L-SIPによる溶接部及び母材部の金属組織への熱影響が無いことが確認できた。ステンレス鋼溶接熱影響部を対象とした10%しゅう酸エッチ試験結果を実施した。L-SIPなしの溶接継手の場合、内面側溶接熱影響部に初層+後続パスの繰り返し溶接入熱に起因するものと思われるみぞ状組織が認められた。この組織は、L-SIP後の溶接継手の場合も同様であった。L-SIP施工時の内面の温度はFig. 11の温度計測結果から最高でも200℃程度であり、内面の組織変化を起こさせる温度ではない。一方、外面側溶接熱影響部ではL-SIPなし及びL-SIP後の溶接継手においても混合組織であり、L-SIPによる組織変化がないことを確認した。

断面ミクロ試験及び10%しゅう酸エッチ試験の結果から溶接熱影響の無いステンレス鋼母材(溶接金属境界からの15mm位置)の外面だけを抜き出してFig. 14のように整理した。L-SIPの有無によらず、ミクロ組織は同じであり、10%しゅう酸エッチ組織及びミクロ組織に鋭敏化は認められないことから、L-SIPによる溶接部の金属組織や耐食性への悪影響が無いことが確認できた。

Table 4 Results of tensile tests

Tensile strength(MPa) ≥520MPa	Position of fracture	OK/NG
578	Weld metal	OK
574	Weld metal	OK

Table 5 Results of bending tests

Method	Number of defect	OK/NG
Face bend	Not observed	OK
Root bend	Not observed	OK

Fig. 14 Results of Microstructure near the outer surface (observation position: SUS304TP)

6. 結 言

管溶接部内面の引張残留応力を改善するため、管の板厚内の温度分布を利用する方法として、管外面レーザ照射残留応力改善法（L-SIP）を提案し、その原理と有効性を熱弾塑性有限要素法解析と実験で示した。本工法は、管の外面にレーザ光を照射して、急速に管外面を加熱し、このときに発生する過渡的な板厚内の温度分布により発生する熱応力を利用して、新たに塑性ひずみを導入して、内面の引張残留応力を改善する方法である。この手法では急速加熱を採用することにより、管内面の強制冷却は不要である。得られた結果をまとめると以下のようになる。

- 1) 管の外表面を局部的に急速加熱しながら、熱源を周方向に回転移動させる L-SIP により、管内面の強制冷却を行わない状態でも、管全周の内面の残留応力を改善でき、応力改善機構は軸対称モデル（全周を一様に加熱するモデル）の急速加熱法と同じであることを、SUS316TP 4B×Sch160 管（外径 114.5 mm，板厚 13.5 mm）を対象に、熱弾塑性解析で示した。
- 2) 管外面をレーザ光で周方向および軸方向を局所的に加熱し、レーザ光を周方向に回転させる L-SIP の有効性を確認するため、SUS304TP 4B×Sch160 管（外径 114.5 mm，板厚 13.5 mm）突合せ溶接継手を対象に実験を実施した。その結果、レーザ光を外面から照射することで急速加熱状態となり、内外面で温度差が生じる。内面の残留応力は全周で、周方向応力と軸方向応力共に圧縮応力となることを示した。また、L-SIP を 3 回に施工した供試体において、強度および延性は要求値を満たしており、材料の組織変化も起こっていないことを確認した。

謝 辞

本研究においては、(財)発電設備技術検査協会のレーザ外面加熱応力緩和法確性試験委員会において、東京大学名誉教授 野本敏治先生、大阪大学名誉教授 牛尾誠夫先生、横浜国立大学名誉教授 安藤 柱先生、九州工業大学教授 寺崎俊夫先生、東京大学教授 小関敏彦先生にご指導いただいた。また、本研究は東京電力（株）、関西電力（株）、

中部電力（株）、九州電力（株）、東北電力（株）、四国電力（株）、中国電力（株）、北海道電力（株）、北陸電力（株）、日本原子力発電（株）、電源開発（株）と三菱重工業（株）の共同研究で実施された研究成果であることをここに記し、謝意を表したい。

参 考 文 献

- 1) K. Satoh, M. Toyoda, K. Nohara, Y. Suita, M. Tanaka, T. Hirano: Residual Stress and Deformation in Thin Cylindrical Shell due to Circumferential Welds, Journal of the Japan Welding Society, 52-2 (1983), 83-90. (in Japanese)
- 2) Y. Fujita, T. Nomoto, H. Hasegawa: Studies on Thermal Elasto-Plastic Problems (4th Report) - Welding Deformations and Residual Stresses due to Circumferential Welds in Cylindrical Shells-, Journal of the Society of Naval Architects of Japan 146 (1979), 383-392. (in Japanese)
- 3) E.F.Rybicki, P.A.Mcguire 他; "The effect of pipe thickness on residual stresses due to girth welds", Transaction of ASME Journal Pressure Vessel Technology 104-3 (1982), 204-209.
- 4) M. Koiwa: 金属の腐食損傷と防食技術, Aguneshouhuusha (2000).
- 5) T. Umemoto and S. Tanaka; Residual Stress Improvement by means of induction heating, IHI Engineering Review 11-4 (1978), 11-20.
- 6) M. Arii, M. Miki: Induction Heating Stress Improvement Method for Austenitic Stainless Piping in BWRs, Transaction of Atomic Energy Society of Japan 26-4 (1984), 292-300. (in Japanese)
- 7) G. Yagawa, Y. Hayase, S. Araki, S. Nakayama, T. Umemoto, T. Watanabe, Y. Ando: Theoretical and Experimental Study on Induction Heating Stress Improvement for Nuclear Primary Piping, Journal High Pressure Institute of Japan 21-4 (1983), 169-178. (in Japanese)
- 8) J. R. Sheffield, W. J. McConaghy, N. G. Cofie, and A. F. Deardorff; Application of induction heating stress improvement to BWR welded pipes with no flow, Transaction of The 9th International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology, D (1987), 73-78.
- 9) S. Kimura, W. Kono, S. Kawano, R. Sumiya; "Laser desensitization treatment for inside surface of SUS304 stainless steel pipe welds", Proceeding of SPIE, 3888 (2000), 430-437.
- 10) T. Ohta, K. Kamo, S. Asada, T. Terasaki; Study of Stress Improvement Mechanism on Inner Surface of Pipes Using Outer Surface Rapid Heating. -- Development of Pipe Outer Surface Irradiated Laser Stress Improvement Process (L-SIP) --, Quarterly Journal of the Japan Welding Society Now Printing (in Japanese)
- 11) S. Tsubota, K. Kamo, T. Ohta, T. Ishide, Y. Nakamura, T. Ueda, H. Omitsuka, T. Akaba; Development of Outer Surface Irradiated Laser Stress Improvement Process, Journal of High Temperature Society, 34-4 (2009), 199-204. (in Japanese)