パルス中性子応力測定法による超音波衝撃処理した十字溶接継手の 残留応力評価

鈴木 環輝^{*1}, 大川 鉄平^{*2}, ステファヌス ハルヨ^{*3}, 佐々木 敏彦^{*4}

Residual stress evaluation by pulsed neutron stress measurement for cruciform welded joints treated with ultrasonic impact method

Tamaki SUZUKI^{*1}, Teppei OKAWA^{*2}, Stefanus HARJO^{*3} and Toshihiko SASAKI^{*4}

^{*1} Advanced Technology Research Laboratories, Nipponsteel Corporation
20-1 Shintomi, Futtsu-shi, Chiba 293-8511, Japan

^{*2} Steel Research Laboratories, Nipponsteel Corporation
20-1 Shintomi, Futtsu-shi, Chiba 293-8511, Japan

^{*3} Neutron Science Section, J-PARC Center, Japan Atomic Energy Agency
2-4 Shirakata, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki 319-1184, Japan

^{*4} Department of Materials Science and Engineering, Kanazawa University
Kakuma-machi, Kanazawa-shi, Ishikawa 920-1192, Japan

Received: 20 October 2020; Revised: 18 December 2020; Accepted: 13 January 2021

Abstract

The residual stress state inside the cruciform welded joints were measured using the pulsed neutron stress measurement method. The points of interest in this study are the weld toe and its interior. We also compared the cases with and without ultrasonic impact treatment (UIT), which is expected as a fatigue strength improvement technology. Furthermore, the case where tensile stress or compressive stress was applied after UIT treatment was also examined. The applied stresses at this time were 75 % or 85 % of the yield point, respectively. From the above, we considered the cause of the change in the residual stress on the surface after UIT treatment, which was clarified in the preliminary experiment, in the early stage of fatigue. As a result, the load after the UIT treatment caused plastic deformation in a part of the inside, which caused the redistribution of residual stress. It was also found that such changes in the internal residual stress state are the cause of the changes in the surface residual stress.

Keywords : Cruciform welded joints, Residual stress, Stress improvement, Pulsed neutron diffraction, Ultrasonic impact treatment, UIT, Fatigue, TAKUMI

1. 緒 言

平滑材における疲労強度は、鋼材の場合、その引張強度に比例して向上することが知られている。しかし、溶接材の疲労強度は引張強度にはほとんど依存せず（有持，2010），溶接に起因した残留応力，構造上の応力集中，表面部分の金属組織等の影響を受ける。また，溶接材の疲労強度は平滑材に比べて大きく低下し，その低下の程度は溶接部近傍の残留応力状態に大きく影響される。それゆえ，鋼構造物においては溶接止端部の残留応力状態を把握・制御することが重要になる。

溶接材に対する疲労強度向上技術としては，従来，グラインダー仕上げ（森他，2006），TIG ドレッシング（舘石他，1996），化粧盛り（舘石他，1996）といった溶接止端部の形状改善による応力集中の低減法が一般的である。これらは，その効果が概観で確認可能である利点があるが，処理に時間がかかる欠点もある。また，これらの場

No.20-00377 [DOI:10.1299/transjsme.20-00377], J-STAGE Advance Publication date : 22 January, 2021

^{*1} 日本製鉄先端技術研究所（〒293-8511 千葉県富津市新富 20-1）

^{*2} 日本製鉄鉄鋼技術研究所

^{*3} 日本原子力研究開発機構（〒319-1184 茨城県那珂郡東海村白方 2-4）

^{*4} 正員，金沢大学大学院自然科学研究科（〒920-1192 石川県金沢市角間町）

E-mail of corresponding author: suzuki.3zc.tamaki@jp.nssmc.com

合の疲労強度向上効果は、1.2～1.5 倍程度に留まっている。

これらに対し、近年、レーザーピーニング処理 (Sano et al., 2012)、ショットピーニング処理 (間野他, 2006)、ワイヤピーニング処理 (太田他, 1980)、低温変態溶剤の添加 (Miki et al., 2002) (Kasuya and Sasaki, 2009)、超音波衝撃処理 (UIT) (Abdullah et al., 2012) (Statnikov et al., 2006) 等、圧縮残留応力を活用した疲労強度向上技術が開発されている。これらの技術には、2 倍以上の疲労強度向上効果を示すものもあり、今後、活用が期待される。また、これに伴い、各処理技術の品質を保証するための確認技術も要求されるようになり、重要な因子となっている残留応力を定量的に精度よく評価する技術が重要となっている。

本研究では、上記の新技術の中で、比較的疲労強度向上効果が高く、処理速度や安全性等の作業性の面でも優れている UIT 技術に注目した。UIT 技術は、打撃ピンを振動させて、ピン先端にて溶接止端部に超音波衝撃処理を施すものである。これにより、溶接止端部の形状を応力集中しにくくすると同時に、圧縮残留応力を導入することができ、溶接部の疲労強度を有効に改善することができる。

著者らは、予備実験において UIT 処理後の十字溶接継手材の疲労強度について検討し、疲労試験時の最大荷重が降伏応力の 85 % (311 MPa) の場合には UIT の疲労強度向上効果が低下し、このとき、疲労試験時の最大荷重をかけ除荷した後の表面の残留応力から推定した疲労強度は実際の疲労試験結果と一致するものの、初期の残留応力から推定した結果は一致しないことを確認した (Suzuki et al., 2014)。本研究では、この原因を解明することが UIT の適用において重要と考え、UIT 処理後にさらに降伏点の 75 % (278 MPa) あるいは 85 % (311 MPa) の引張応力をそれぞれ負荷し、負荷の前後の内部残留応力状態についてパルス中性子回折法を用いて評価して検討した。

2. 実験方法

2・1 試験片作製方法 (その1)

本研究では、以下に述べる方法により十字継手溶接した試験片を作製して実験に供した。まず、長さ 750 mm、幅 700 mm の SM490 級溶接構造用鋼 (JIS G3106, SM490A) を母材に用い、その中央部に図 1 に示すような高さ 40 mm、厚さ 16 mm の縦板を表 1 に示す溶接条件によって CO₂ 溶接し、十字溶接継手とした。用いた母材の主な機械的特性を表 2 に示す。なお、溶接パスの順序は、図 1 中に①～④で示す通りとし、溶接ワイヤにはソリッドワイヤ (SF1) を使用した。脚長は、仮付けが約 3 mm、本溶接が約 7 mm であった。

Fig. 1 Shape, dimensions and coordinate system of welding specimen before cutting (1 to 4 in the figure indicate the welding order). Note that the origin of the coordinates is moved for clarity. In this study, the origin was set as the center point of the width in the X-axis direction.

2・2 試験片作製方法 (その2)

図 1 の溶接試験片を切断し、以下に述べる 5 種類の試験片とした。各試験片の概略図、外観写真を図 2, 3 にそれぞれ示す。

Table 1 Welding conditions used in the preparation of welding test pieces in this research. (YS: Yield stress, TS: Tensile strength, EL: Elongation)

Wire Brand	Wire Diameter (mm)	Welding position	Target leg length (mm)	Welding conditions			Torch angle (°)		Shielding gas flow	Wire Ext. (mm)	Wire target position
				Current (A)	Voltage (V)	Speed (cpm)	Elevation angle	sweepforward · sweepback angle			
SF-1	1.2	Horizontal fillet welding	7	250	29	30	45	0	CO2 25L/min	25	1mm this side from the corner

Table 2 Main mechanical properties of the base material used in this study.

Steel	Thickness[mm]	YS[N/mm ²]	TS[N/mm ²]	EL[%]
SM490A	16	366	524	28

最初に、図 1 に示した溶接試験片から、それぞれ幅 100 mm になるように 4 個の試験片を切り出した。その際、仮付け部分を含まないようにした。簡単のため、こうして得られた 4 個の試験片を、以下ではそれぞれ、TP1～TP4 と呼ぶ。

これらのうち、TP1～TP3 に対しては主板側の 4 カ所の溶接止端部について UIT を施した (図 1(a) 参照)。このときの UIT 処理条件については以下の 2.3 節において別に説明する。なお、UIT 処理の順番については記録しておらず不明である。TP4 については、図 1 (および図 3) に示す溶接パス①と、その裏面側の④の溶接止端部のみに対して UIT 処理を施した。このときの UIT 処理条件は TP1～TP3 と同様である (以下、同様)。TP4 については、さらに、幅 100 mm の部分を 65 mm と 3 mm の幅に切断して分離した。これらを、以下ではそれぞれ TP4A, TP4B と呼ぶ。なお、TP4 の残りの幅 32 mm の部分については金属組織観察用に使用した。

以上の手順で用意した 5 種類の試験片 (TP1～TP3, TP4A, TP4B) に対し、さらに UIT 処理、負荷応力付与を以下に述べる条件でそれぞれ行った。

Fig. 2 Cruciform welded joints specimens (TP1 to TP4B) used for neutron stress measurement. Note that the origin of the coordinates is moved for clarity. In this study, the origin was set as the center point of the width in the X-axis direction.

Fig. 3 Appearance of cross-section of cruciform welded joints and metallographic structure of weld bead (1 to 4 in the figure indicate the welding order). In this study, the origin was set as the center point of the width in the X-axis direction.

Fig. 4 Overview of the equipment used for ultrasonic impact treatment (UIT) in this study.

まず、TP1については、UIT処理の後、主板の長手方向（図2(a)に示すY方向）に対して、降伏応力（366MPa）の75%の引張応力（278MPa）を負荷した。これらの処理によって最終的に試験片の内部に発生した残留応力分布を、2.4節および2.5節に述べる中性子応力測定法を適用して明らかにした。

次に、TP2およびTP3については、UIT処理を施した後、TP1と同様な方向（Y方向）に対して降伏応力のそれぞれ85%（311MPa）の引張応力または75%（278MPa）の圧縮応力を負荷し、その後、中性子応力測定を行った。なお、TP2、TP3の形状と寸法は図2(a)に示すとおりであり、TP1と同様である。

TP4Aについては、前述のとおり、溶接パス①と、その裏面側の④の溶接止端部のみに対してUIT処理を施した。本試験片に対しては、UIT処理を行った部分の内部と、UIT未処理側（溶接施工のみの側であり、溶接パス②および③の直下部分）における、それぞれ内部の残留応力分布を中性子応力測定法で評価し、比較した。

TP4Bについては、図1、2に示すYZ面内について、放電加工にて2mm間隔に深さ2.5mm、幅約0.1mmのスリットを、主板の長手方向（Y方向）、および、その直角方向（Z方向）に対して入れた（図2(c)）。こうして、中性子応力測定データの解析（ひずみの決定）に必要な無ひずみ時の回折データ（格子定数）の決定に供した。無ひずみの格子定数の測定は、UIT処理をしていない溶接ままおよびUIT処理した止端部のそれぞれ直下について行った。なお、このようなスリットを入れることで、いわゆるマクロ応力を解放させ（秋田、鈴木、2010）、マイクロ応力を残すことが可能と考えられ、より正確な中性子応力測定解析が可能になることが期待できる。

本研究では原点をX軸方向の幅の中心点とし、図3に一例を示すような座標系を設定した。

2・3 UIT処理

図4に、本研究で使ったUIT装置の概略図を示す。本UIT装置は、高周波をハンドツール内の磁歪材料からなる発振子に印加して共振させ、得られた機械的振動を、導波棒を通じて増幅、伝達し、導波棒先端に装着した

打撃ピンを振動させ、ピン先端にて溶接止端部に超音波衝撃処理を施すものである。本研究で用いた UIT 装置は、Applied Ultrasonic 社製の EsonixTM 27 UIS であり、主な UIT 条件は、処理速度：10 mm/s、ピン先端の曲率：3 mm、ピン先端の振幅：30 μm 、共振周波数：27 kHz、出力：約 1000 W である。なお、本研究では UIT 処理に際して、①打撃痕が連続的であること、②溶接後の止端痕が UIT で消失していること、③打撃痕深さが 0.2 mm 以上、0.5 mm 以下であることを指標として施工した。本 UIT 装置による処理後の溶接止端部には、0.2～0.4 mm の深さの加工痕が形成され、溶接止端部の形状が変化する。また、同時に圧縮残留応力を付与することができ、溶接部の疲労強度を大幅に向上させることが可能である。

2・4 中性子応力測定

(a) Measurement scene of the welding specimens.

(b) Neutron optics of the pulsed neutron stress measurement system (TAKUMI) used in this study.

Fig. 5 Neutron optics of the pulsed neutron stress measurement system (TAKUMI) used in this study and measurement scene of the welding specimens.

本研究では、原子力研究開発機構の J-PARC に設置されたパルス中性子残留応力測定装置 (TAKUMI) を使用して中性子応力測定を行った (図 5)。今回用いた TAKUMI では、白色中性子を入射中性子ビームとして用い、図 5(b)に示すように、回折角 2θ が $\pm 90^\circ$ の方向の 2 箇所を設置した検出器により、試験片から発生する回折中性子線を計測して解析した。なお、その際には飛行時間法によるエネルギー分解法に基づいて、測定した全てのプロファイルを Rietveld 解析して平均的な格子定数を求め、その変化から残留ひずみを決定した。以上のようにして、まず、互いに直交する 3 方向 (図 2 の X～Z 方向) のひずみをそれぞれ測定した。本研究で採用した測定条件および測定手順は、いずれも使用した TAKUMI の標準的なものである。

なお、各測定においては、入射側にサイズ $2 \times 2 \text{ mm}^2$ のスリットを、また、受光側には 2 mm のラジアルコリメータを使用した。こうして、内部における測定領域が約 $2 \times 2 \times 2 \text{ mm}^3$ の立方体状となるように設定し、その中心

位置が表面からの深さ 1 mm から 15 mm まで、それぞれ 1 mm 間隔に合計 15 種類の深さについて測定を行った(試験片の板厚は 16 mm)。なお、測定位置が表面から 1 mm の領域においては、入射ビームが測定表面より僅かにはみ出る場合があり、測定領域の重心がその中心からずれることにより、いわゆる表面効果(秋田, 鈴木, 2010)による測定誤差が生じる可能性がある。本研究ではこの表面効果については補正を行っていない。また、本研究においては、測定方向毎に測定領域がやや異なる可能性があるが、以下ではそれぞれ一様であるとして、各測定結果を、設定した約 $2 \times 2 \times 2 \text{ mm}^3$ の立方体領域の平均値と見なした。

2・5 中性子回折データおよび応力の解析

図 5(b)に示すように、本研究で使用した中性子応力測定装置からは、まず、回折中性子ビームのエネルギースペクトルが得られる。測定結果の一例を図 6 に示す。次に、得られたエネルギースペクトルに対して Rietveld 解析法を適用し、測定領域の平均的な格子定数を決定した。このとき用いた Rietveld 解析ソフトは Z-Rietveld (Windows 版)である。こうして得られた格子定数値から、次式を用いて弾性ひずみ ε_x , ε_y , ε_z をそれぞれ算出した。

$$\varepsilon_i = \left(\frac{a - a_0}{a_0} \right)_i \quad (1)$$

ここで、 $i=X, Y, Z$ であり(以下同様)、 a は各 X, Y, Z 方向に回折ベクトルを定めて測定した格子定数である。また、 a_0 は無ひずみ状態における格子定数であり、本研究では図 2 (c) に示した TP4B を用いて実測した。なお、 a_0 の測定においても a の測定と同様に、各深さ位置において $X \sim Z$ の 3 方向ごとに測定を行い、それぞれの深さおよび方向のひずみの決定に使用した。次に、Rietveld 解析を実施した際の a の評価誤差 (Δa) から、式(2)を用いてひずみの評価誤差 $\Delta \varepsilon$ を算出した。

$$\Delta \varepsilon_i = \left(\frac{\Delta a}{a_0} \right)_i \quad (2)$$

続いて、以上によって求めた 3 方向のひずみから三軸応力解析を行った。測定方向にせん断応力が存在しない場合、以下の式(3)~(5)を用いることで 3 方向の垂直ひずみから応力を計算することができる。

$$\sigma_X = \frac{E_{hkl}}{1 + \nu_{hkl}} \left\{ \varepsilon_X + \frac{\nu_{hkl}}{1 - 2\nu_{hkl}} (\varepsilon_X + \varepsilon_Y + \varepsilon_Z) \right\} \quad (3)$$

$$\sigma_Y = \frac{E_{hkl}}{1 + \nu_{hkl}} \left\{ \varepsilon_Y + \frac{\nu_{hkl}}{1 - 2\nu_{hkl}} (\varepsilon_X + \varepsilon_Y + \varepsilon_Z) \right\} \quad (4)$$

$$\sigma_Z = \frac{E_{hkl}}{1 + \nu_{hkl}} \left\{ \varepsilon_Z + \frac{\nu_{hkl}}{1 - 2\nu_{hkl}} (\varepsilon_X + \varepsilon_Y + \varepsilon_Z) \right\} \quad (5)$$

ここで、 E_{hkl} , ν_{hkl} は (hkl) 面のヤング率、ポアソン比である。なお、本研究では式(1)に示したひずみの計算式を用いることで、測定された複数の回折ピークの情報から 1 個の格子定数を推定した。したがって、角度分散法を用いた場合のような回折面依存性の影響が薄れ、概ね試験片の平均的な変形挙動を反映したひずみを得られると考えられる。このため、本研究では、単結晶弾性定数 ($c_{11}=228 \text{ GPa}$, $c_{12}=132 \text{ GPa}$, $c_{44}=116.5 \text{ GPa}$) (Lord et al., 1965) を用いて Kröner 理論で計算した機械的弾性定数 ($E=211.41 \text{ GPa}$, $\nu=0.2861$) (日本材料学会 X 線材料強度部門委員会, 2020) を使用した。

Fig. 6 An example of an energy spectrum of diffracted neutron beam measured from a position of depth of 1 mm of specimen TP4B in the Y direction. This measurement was carried out just below the weld toe without UIT treatment (As-Weld).

次に、式(2)を用いて算出したひずみの評価誤差 $\Delta \varepsilon$ を、式(3)~(5)に代入して残留応力の評価誤差 $\Delta \sigma$ とした。

3. 実験結果

3・1 パルス中性子回折法によるひずみおよび応力

溶接試験片 (TP4A, TP4B) の測定結果の一例を図 7 に示す。このときの TP4A の測定は、UIT 処理無しの側に対する溶接止端部直下の内部について実施した。まず、図 7(a) は、それぞれ直交する 3 方向の格子定数(a)の測定結果を表している。その結果、各プロット点における誤差範囲は比較的小さく、十分な測定精度が得られていることが分かる。同図より、Y 方向の格子定数の変化が最も大きく、深さに対して $\sin$ カーブ状のパターンを示し、左右非対称な分布が見られる。X 方向の結果は比較的小さく、Y 方向の分布パターンに類似している。Z 方向の値は、Y 方向と上下方向に関して逆のパターンを示していることも分かる。

図 7(b) は、TP4B から測定された格子定数の分布を図 7(a) と同様に図示した結果である。この場合の測定サンプルは、深さ 2.5 mm で 2 mm 間隔の格子状のスリットを入れたことで、巨視的な応力 (マクロ応力) が除去されたと推定されるものである。図より、3 方向の値は深さに関してほぼ一定値を示し、Y 方向→Z 方向→X 方向の順に大きい値を示している。このような各方向間の差の発生原因については現段階では不明であり、今後の検討課題の一つである。

次に、前章の式(1)~(2)を用いて、図 7(a), (b) の値から直交する 3 方向のひずみ成分を求めた結果を図 7(c) に示す。また、ひずみ成分の分布状態の傾向として、 ε_z のパターンが他の成分と異なっていることが分かる。本研究では、これらのひずみ成分を式(3)~(5)に代入して応力成分に変換して検討した。図 7(d) に、図 7(c) に示したひずみに対応した応力成分の結果を示す。得られた結果より、 σ_x と σ_y は左右非対称な分布パターンを示し、また、 σ_z は値が小さく内部でほぼ一定値を示していることが分かる。なお、本測定結果においては応力のつり合いが不十分な結果となっている。ただし、UIT 処理による疲労効果を検討するために重要な σ_y に関しては比較的良好であると考ええる。

(a) Internal distribution of lattice constants in three orthogonal directions obtained just below the weld toe. The measured specimen is TP4A. The coordinates of the measurement position are $X = 0$, $Y = -15$, $Z = 1$ to 15 (mm).

(b) Internal distribution of stress-free lattice constants in three orthogonal directions. The specimen used was TP4B from which the macrostress was removed by the introduction of orthogonal slits. The coordinates of the measurement position are $X = 0.25$, $Y = -15$, $Z = 1$ to 15 (mm).

(c) Internal distribution of three kinds of normal strain components.

(d) Internal residual stress distribution of three types of normal stress components.

Fig. 7 An example of neutron stress measurement results obtained from welded specimens. The measured specimens are TP4A and TP4B, showing the results obtained just below the weld toe without UIT treatment (As-Weld).

3・2 溶接後の残留応力分布 (As-Weld)

TP4A における溶接止端部の直下 (UIT 処理を行わなかった部分の内部, 図 3 の②~③の間) について, 中性子応力測定により得られた残留応力分布を図 8 に○のプロットで示す (図中の●のプロットについては次節で説明する). 図より, 内部の残留応力分布は実験誤差の範囲内でほぼ釣り合いを満足している. その分布形状は sinカーブ状であり, 深さに関して非対称な分布を示しており, 深さが浅い側の表面近傍ではほぼゼロ応力となり, その直下の深さ約 3 mm において 100 MPa を超える最大引張残留応力を示している. さらに, その後, 深さが約 11 mm 付近の最大圧縮応力側まで変化した後, 再び引張残留応力側に反転し, 最終的に反対側の表面近傍では約 100 MPa の引張残留応力を示している. なお, 本試験片を製作した際の溶接パス順は, 図 8 の横軸の 0 mm 側が 3 番目, 16 mm 側が 2 番目である. すなわち, 図 8 に見られる非対称な残留応力分布は, 溶接パスの順番に影響を受けており, 最後に溶接を行った側の直下に引張残留応力のピークが形成されたことが分かる.

Fig. 8 Comparison of internal residual stress distribution (normal stress σ_Y) after welding and after UIT, respectively. The coordinates of the As-Weld measurement position are the same as in Fig. 7. In the As-UIT measurement, the measurement positions of a in TP4A are $X=0, Y=15, Z=1$ to 15 (mm), and the measurement positions of a_0 in TP4B are $X=0.25, Y=15, Z=1$ to 15 (mm).

3・3 溶接後にUIT処理した場合の残留応力 (As-UIT)

試験片 TP4A において, UIT 処理を行った溶接止端部の直下 (内部) から測定された残留応力分布を図 8 に●のプロットで併記した. 図 8 より, 得られた残留応力は最表面の圧縮残留応力を考慮すればほぼ釣り合いを満足していると考えられる. なお, 板厚全体に渡ってほぼ対称的な分布パターンを示していると共に, 両表面側の直下の深さ約 1 mm の部分に圧縮残留応力の最大値が見られ, また両表面から約 4 mm の深さの位置に引張残留応力のピークが生じていることが分かる. 図より, 若干, 両表面側のピークの高さには差がみられるが, UIT 処理の順番による非対称な分布は顕著ではない. このことから, 溶接後の場合に比べて, UIT 処理による残留応力の形成する深さ範囲は比較的浅く, 本研究の場合においては, ほぼ板厚の半分程度である.

3・4 引張応力を負荷した場合

溶接後に UIT 処理を行い, さらに続けて引張応力を負荷した TP1, TP2 の除荷後における σ_y の測定結果を図 9 に, それぞれ, Δ および $\times$ のプロットで示す. 負荷した応力の大きさは, Δ が母材の降伏応力 (366 MPa) の 75 % (278 MPa) で, $\times$ が同 85 % (311 MPa) である. 同図には, 前節の 3.2 節で述べた引張応力の負荷前の結果 (As-UIT) も●のプロットで併記した. こうして, 溶接および UIT 処理を行った後 (As-UIT), さらに引張応力を負荷した場合について検討した. 図 9 より, 負荷後の測定結果については定量的に見ると必ずしも十分とはいえない面があり検討を要すると思われるが, 定性的には表面と内部の変化が応力のバランスを保つ方向に変化していることが分かる. なお, 引張応力の負荷によって, 表面側の圧縮残留応力および内部の引張残留応力のピークの部分において, いずれも絶対値が減少する傾向が見られる. また, 負荷応力が大きかった $\times$ 印の方がより減少量が大きいたことが分かる. このような残留応力分布の変化の原因としては, 負荷した引張応力に起因して引張残留応力のピーク部分において局部的に塑性変形が発生し, その影響による残留応力の再配分によって表面部分の残留応力が変化したものと推定される. これについては, 次章において FEM 解析結果を引用して再吟味する.

Fig. 9 Internal residual stress distribution of normal stress component σ_y of welded specimens under tensile stress. The measured specimens are two types, TP1 and TP2, which were subjected to UIT after welding. Note that TP1 was loaded with a tensile stress (278 MPa) of 75 % of the yield stress (75 % -YS). Also, 85% tensile stress (85 % -YS, 311 MPa) was applied to TP2. (where, YS: Yield stress, Tensile: Tensile stress.) The coordinates of the measurement position of As-UIT are the same as in Fig. 8. In the measurement of Tensile (75 % -YS), the measurement position of a in TP1 is $X=0, Y=15, Z=1$ to 15 (mm), and the measurement position of a_0 in TP4B is $X=0.25, Y=15, Z=1$ to 15 (mm). In the measurement of Tensile (85 % -YS), the measurement position of a in TP2 is $X=0, Y=15, Z=1$ to 15 (mm), and the measurement position of a_0 in TP4B is $X=0.25, Y=15, Z=1$ to 15 (mm).

3・5 圧縮応力を負荷した場合

溶接および UIT 処理した後 (As-UIT) に, 圧縮応力を負荷した場合 (TP3) の残留応力分布を図 10 に○のプロットにて示す. このとき負荷した圧縮応力の大きさは, 母材の降伏応力 (366 MPa) の 75 % (278 MPa) である. 比較のため, 圧縮応力を負荷する前 (As-UIT) の残留応力を●のプロットで併記した. 同図より, 図 9 の結果と同様に負荷後の測定結果については定量的に見ると必ずしも十分とはいえない面があり検討を要すると思われるが, 定性的には表面と内部の変化が応力のバランスを保つ方向に変化していることが分かる. 図の両端部におけ

る最表面部分の圧縮残留応力が、圧縮応力の負荷後にいずれもやや緩和して絶対値が減少すると共に、内部の 2 カ所の引張残留応力のピーク（深さ約 4 mm および約 12 mm）も減少していることが分かる。これは、引張応力を負荷した図 9 の場合と類似している。このような残留応力分布の変化の原因は、図 9 の場合とはやや異なり、負荷した圧縮応力に起因して表面部分で、まず最初に局部的に塑性変形が生じ、その影響によって内部の引張残留応力の部分においても応力の再配分が生じたものと推定される。これについても、次章において FEM 解析結果を引用して再検討する。

Fig. 10 Internal residual stress distribution of normal stress σ_y of welded specimen after applying compressive stress. The measured specimen is TP3 which was subjected to UIT after welding. The compressive stress (278 MPa) of 75 % of the yield stress (Compressive 75 %-YS) was applied to the specimen (TP3). (where, YS: Yield stress, Compressive: Compressive stress.) The coordinates of the measurement position of As-UIT are the same as in Fig. 8. In the measurement of Compressive (75 %-YS), the measurement position of a in TP3 is $X = 0, Y = 15, Z = 1$ to 15 (mm), and the measurement position of a_0 in TP4B is $X = 0.25, Y = 15, Z = 1$ to 15 (mm).

4. 考察

本研究では、図 7(b)に示したように、無ひずみの格子定数 a_0 に関して、X 方向の精度に課題が残り、その影響により、 σ_x が引張応力側にシフトしている傾向が見られた。しかし、 σ_y に関しては UIT 処理や負荷による残留応力分布の定性的な変化（残留応力の再配分）に関しては有効な結果が得られていると思われる。

そこで、次に、溶接および UIT 処理後（As-UIT）に、負荷応力を掛けた場合の残留応力の変化について検討する。このため、引張応力の負荷中に予想される内部の応力分布を推定すると共に、さらに、その際に予想される塑性変形による応力の再配分が生じる場合についても同様に推定した。負荷状態における内部の応力分布の推定方法には、溶接止端部の形状による応力集中の影響を考慮し、次式を適用した。

$$\sigma(z) = k(z) \cdot \sigma_{app} + \sigma_R(z) \quad (6)$$

ここで、 $\sigma(z)$ は負荷状態の応力、 $k(z)$ は応力集中係数（大川らの FEM 解析結果（大川他，2012）を引用）、 σ_{app} は負荷応力、 $\sigma_R(z)$ は中性子回折法で測定した残留応力、 z は深さをそれぞれ表わす。

図 11 に、母材の降伏点の 75 % (278 MPa) の大きさの引張応力を仮想的に与えた場合に対する推定結果（負荷状態）を示す。なお、同図では 2 種類の推定を行っている。1 つ目は、引張応力を負荷する前の状態、すなわち、As-UIT の状態に対して引張応力を仮想的に負荷した場合の負荷状態について、塑性変形が起こらないものとして推定した。2 つ目は、引張応力の負荷によって内部で塑性変形が発生した場合の負荷状態を推定した。図 11(a) の ● のプロットは、1 つ目の推定結果を表し、式(6)の σ_{app} に降伏点の 75 % を代入し、また、 $\sigma_R(z)$ には、図 8 に示した As-UIT の残留応力値をそれぞれ代入して求めた。次に、同図の □ のプロットは、2 つ目の推定結果であり、式(6)の σ_{app} に降伏点の 75 % を代入し、また、 $\sigma_R(z)$ に降伏点の 75 % の引張応力を実際に負荷して除荷した後の残留応力（図 9 の Δ の値）を代入した結果を示している。なお、図中の破線は、母材の降伏点を表している。

(a) Applied tensile stress: 75 % of yield stress

(b) Applied tensile stress: 85 % of yield stress

Fig. 11 Simulations results of internal stress states when tensile stress of 75 % (278 MPa) or 85 % (311 MPa) of yield stress is applied to the specimens, TP1, TP2 and TP4A. The plots of $\bullet$ in each figure represent the values obtained by substituting the residual stress values obtained from the interior of TP4A where UIT was made (plots indicated by $\bullet$ in Fig. 8) to the term $\sigma_R(z)$ in Eq. (6). The plots of $\square$ in Fig. 11(a) show the result of substituting the residual stress obtained from TP1 (plots indicated by Δ in Fig. 9) to the term $\sigma_R(z)$ in Eq. (6). Similarly, the plots indicated by $\square$ in Fig. 11(b) shows the result of substituting the residual stress obtained from TP2 (plots indicated by $\times$ in Fig. 9) to the term of $\sigma_R(z)$ in Eq. (6). The dotted line in the figure represents the yield stress of the base material.

図 11(a)より、 $\bullet$ では、母材の降伏点を超える領域が 2 カ所で生じていることが分かる。このため、これらの 2 箇所においては、実際には塑性変形が生じ、さらに、それによって応力の再配分が生じたと推定される。一方、 $\square$ は、そうした応力の再配分後の状態（ただし、引張応力の負荷状態）を表していると考えられる。なお、 $\bullet$ と $\square$ との差は、塑性変形や応力の再配分に対応していると考えられる。以上により、前報において、疲労の 1 サイクル目で表面の圧縮残留応力の絶対値が減少した原因は、図 11(a)から推定される内部の塑性変形が原因である可能性が考えられる。

同様に、降伏点の 85 % (311 MPa) の引張応力を仮想的に負荷した場合の応力分布の推定結果を、図 11(b)に示す。ここで、図中の $\bullet$ は、式(6)の σ_{app} に降伏点の 85 %を代入し、また、 $\sigma_R(z)$ に、図 8 に示した As-UIT の値を代入した結果を示している。また、同図中の $\square$ は、式(6)の σ_{app} に降伏点の 85 %を代入し、また、 $\sigma_R(z)$ に、引張応力を実際に負荷した後の応力（図 9 の $\times$ の値）を代入した結果を示している。なお、図中の破線は、母材の降伏点を表している。図 11(b)より、降伏点の 75 %を付与した場合と同様な分布傾向が見られるが、降伏点を超える部分の面積は 85 %を付与した方がやや増加している。このため、残留応力の再配分の程度が増したと考えられ、表面直下の圧縮残留応力（の絶対値）におけるより大きな減少（図 8）につながったものと推定することができ

る. なお, 図 11(a)の結果と同様に, 図 11(b)においても, □のプロットにおける最大値はほぼ降伏点と一致しており, 負荷応力の大きさによらず降伏点を超えない状態が維持されていることが分かる.

最後に, 溶接および UIT 処理した後 (As-UIT) に圧縮応力を負荷した場合 (TP3) について, 上記と同様な推定を行った. その結果を, 図 12 に示す. 図中の●は, 式(6)の σ_{app} に降伏点の 75 % (-278 MPa) を圧縮応力として代入し, また, $\sigma_R(z)$ に, 図 7 に示した As-UIT の残留応力値を代入した結果を表している. 図 12 中の□は, 式(6)の σ_{app} に降伏点の 75 % (-278 MPa) を圧縮応力として代入し, また, $\sigma_R(z)$ に, 圧縮応力を実際に負荷し除荷した後の残留応力分布 (図 10 の□) を代入した結果を示している. 図中の破線は, 母材の降伏点である. 図 12 より, ●では, 図 11, 12 とは異なり, 表面近傍において母材の降伏点を超える領域が見られる. このため, 表面部分において塑性変形が生じ, また, それに伴って応力の再配分が生じたことが推定される. 一方, □の結果は, そうした応力の再配分後の状態 (ただし, 圧縮応力の負荷中の状態) を表していると考えられる. 以上より, 圧縮応力の負荷によって, 表面近傍で塑性変形が生じ, それによる残留応力の再配分によって, 疲労強度に重要な表面付近の圧縮残留応力 (の絶対値) が減少したと考えられる.

Fig. 12 Simulation results of internal stress states when compressive stress of 75 % of yield stress is applied to the specimens, TP3 and TP4A. The plot of ● represents the values obtained by substituting the residual stress values obtained from the interior of TP4A where UIT was made (plots indicated by ● in Fig. 8) to the term $\sigma_R(z)$ in Eq. (6). The plots indicated by □ show the result of substituting the residual stress obtained from TP3 (plots indicated by Δ in Fig. 10) to the term $\sigma_R(z)$ in Eq. (6). The dotted line in the figure represents the yield stress of the base material.

著者らは, 前報 (Suzuki et al., 2014) において, 本研究と同様な処理を行った溶接試験片に対し, 疲労試験を行い, 表面の残留応力との関係を検討した. その結果, 表面の残留応力状態が疲労過程に変化すると共に, それによって, 疲労強度が影響されることを報告した. しかし, 表面の残留応力が変化する理由については不明のままであった. この課題に対し, 本研究の結果により, UIT 処理後の試験片表面における残留応力の変化が, 疲労過程での負荷により, 内部において部分的な塑性変形が生じ, それによって残留応力の再配分により起こった可能性が高いことが明らかになった.

5. 結 言

本研究で得られた知見をまとめると以下の通りである.

- (1) 本溶接条件による十字溶接した溶接止端の直下における内部残留応力は, 両表面から約 4 mm の深さの部分に引張残留応力のピークを発生させる分布となる. また, 残留応力分布は板厚に関して非対称となり, 溶接順に依存する.
- (2) 上記の溶接処理に続いて UIT 処理を加えた試験片における溶接止端部直下の残留応力分布は, 表面から約 4 mm の深さの領域に引張残留応力のピークを生じる. また, 板厚全体に関してほぼ対称な分布を持つ.
- (3) 上記(2)の状態に対して, さらに引張応力を負荷すると, 表面の圧縮応力および内部の引張応力 (の絶対値) が減少する. また, 負荷応力の値が大きいほど, そのときの減衰量は増大する. そして, 表面の残

留応力の変化の原因は、負荷応力による内部での塑性変形の発生によるものである。過大荷重がかかる場合、UITの疲労強度向上効果が低減し、このとき、疲労試験時の最大荷重をかけ除荷した後の表面の残留応力から推定した疲労強度は実際の疲労試験結果と一致するものの、初期の残留応力からの推定値は一致しない結果が得られた要因であると考えられる。

- (4) 上記(2)の状態に対して、圧縮応力を負荷させると、表面の圧縮残留応力および内部の引張残留応力(の絶対値)が減少する。また、このときの残留応力の変化は、負荷応力による表面部分での塑性変形の発生が原因である。

謝 辞

本研究において、日本製鉄(株)鉄鋼研究所(現在日鉄溶接工業(株))野瀬哲郎氏には、研究の進め方について有益な助言を頂いたことを記し感謝の意を表す。日本製鉄(株)鉄鋼研究所、島貫広志氏、米澤隆行氏、松尾孟氏に実験解析を行う上で、有益な助言を頂いたことを記し感謝の意を表す。日鉄テクノロジー(株)富津事業所 太田典明氏に中性子の実験に献身的な協力を得たことを記し感謝の意を表す。金沢大学人間科学系秘書・上乘亮子女史には、本論文の執筆に対し献身的な協力を得たことを記し感謝の意を表す。中性子応力測定の実験は、J-PARC 物質・生命科学実験施設のユーザープログラム(課題番号 2013B0210)で遂行されたことを記し感謝の意を表す。

文 献

- Abdullah, A., Malaki, M. and Eskandari, A., Strength enhancement of the welded structures by ultrasonic peening, *Materials and Design*, Vol. 38 (2012), pp. 7-18.
- 秋田貢一, 鈴木裕士, 中性子回折による残留応力測定, *RADIOISOTOPES*, Vol. 59, No. 12 (2010), pp. 741-750.
- 有持和茂, 溶接構造物の疲労損傷防止に向けた新しい動き, *溶接学会誌*, Vol. 79, No. 8 (2010), pp. 733-742.
- Kasuya, T. and Sasaki, K., Flux cored wire for steel sheet with fatigue strength improvement, *溶接学会論文集*, Vol. 27, No. 2 (2009), pp. 158-162.
- Lord, A. E. Jr. and Beschers, D. N., Elastic stiffness coefficients of iron from 77° to 673° K, *Journal of Applied Physics*, Vol. 36, No. 5 (1965), pp. 1620-1623.
- 間野日出男, 近藤寛, 松室昭仁, ショットピーニングによる表層組織の変化と疲労強度の関係, *日本金属学会誌*, Vol. 70, No. 5 (2006), pp. 415-419.
- Miki, C., K. Homma. and Tominaga, T., High strength and high performance steels and their use in bridge structures, *Journal of Constructional Steel Research*, Vol. 58 (2002), pp. 3-20.
- 森猛, 藤平正一郎, 射越潤一, 藤木修, 十字継手の疲労強度に対する溶接部仕上げの効果, *鋼構造論文集*, Vol. 13, No. 51 (2006), pp. 39-48.
- 太田省三郎, 工藤松一, すみ肉溶接継手の止端の研削及びワイヤピーニングによる疲れ強さ向上(第1報), *溶接学会誌*, Vol. 49, No. 2 (1980), pp. 110-116.
- 大川鉄平, 島貫広志, 野瀬哲郎, 鈴木環輝, き裂進展解析による溶接構造物の疲労寿命予測, *新日鉄技報*, Vol. 392 (2012), pp. 52-57.
- Sano, Y., Masaki, K., Gushi, T. and Sano, T., Improvement in fatigue performance of friction stir welded A6061-T6 aluminum alloy by laser peening without coating, *Materials and Design*, Vol. 36 (2012), pp. 809-814.
- Statnikov, E. S., Korolkov, O. V. and Vityazev, V. N., Physics and mechanism of ultrasonic impact, *Ultrasonics*, Vol. 44 (2006), pp. 533-538.
- Suzuki, T., Okawa, T., Shimanuki, H., Nose, T., Ohta, N., Suzuki, H. and Moriai, A., Effect of ultrasonic impact treatment (UIT) on fatigue strength of welded joints, *Advanced Materials Research*, Vol. 996 (2014), pp. 736-742.
- 舘石和雄, 慶甲秀, 町田文孝, 三木千寿, 高張力鋼すみ肉溶接継手部の疲労強度の溶接材料依存性, *土木学会論文集*, No. 543/I-36 (1996), pp. 133-140.
- 日本材料学会 X線材料強度部門委員会, X線の弾性定数の実験値データベース: X-ray and mechanical elastic constants for cubic system by Kröner model, *JSMSNET* (online), available from <http://x-ray.jsms.jp/kroner/kroner_c.html>, (参照日 2020 年 12 月 17 日).

References

- Abdullah, A., Malaki, M. and Eskandari, A., Strength enhancement of the welded structures by ultrasonic peening, *Materials and Design*, Vol. 38 (2012), pp. 7-18.
- Akita, K. and Suzuki, H., Residual stress measurement by neutron diffraction method, *RADIOISOTOPES*, Vol. 59, No. 12 (2010), pp. 741-750 (in Japanese).
- Arimochi, K., Review and trend of prevention technologies against fatigue failure in welded structures, *Journal of the Japan Welding Society*, Vol. 79, No. 8 (2010), pp. 733-742 (in Japanese).
- Kasuya, T. and Sasaki, K., Flux cored wire for steel sheet with fatigue strength improvement, *Quarterly Journal of the Japan Welding Society*, Vol. 27, No. 2 (2009), pp. 158-162.
- Lord, A. E. Jr. and Beschers, D. N., Elastic stiffness coefficients of iron from 77° to 673° K, *Journal of Applied Physics*, Vol. 36, No. 5 (1965), pp. 1620-1623.
- Mano, H., Kondo, S. and Matsumuro, A., Microstructured surface layer induced by shot peening and its effect on fatigue strength, *Journal of the Japan Institute of Metals and Materials*, Vol. 70, No. 5 (2006), pp. 415-419 (in Japanese).
- Miki, C., Homma, K. and Tominaga, T., High strength and high performance steels and their use in bridge structures, *Journal of Constructional Steel Research*, Vol. 58 (2002), pp. 3-20.
- Mori, T., Fujihara, S., Ikoshi, J. and Fujiki, O., An effect of finishing welded parts on fatigue strength of cruciform joints, *JSSC Journal of Constructional Steel*, Vol. 13, No. 51 (2006) pp. 39-48 (in Japanese).
- Ohta, S. and Kudo, S., Improving the fatigue strength of fillet welded joints by toe grinding and wire peening (report 1), *Journal of the Japan Welding Society*, Vol. 49, No. 2 (1980), pp. 110-116 (in Japanese).
- Okawa, T., Shimanuki, H., Nose, T. and Suzuki, T., Fatigue life prediction of welded structures based on growth analysis, *Nippon Steel Technical Report*, Vol. 392 (2012), pp. 52-57 (in Japanese).
- Sano, Y., Masaki, K., Gushi, T. and Sano, T., Improvement in fatigue performance of friction stir welded A6061-T6 aluminum alloy by laser peening without coating, *Materials and Design*, Vol. 36 (2012), pp. 809-814.
- Statnikov, E. S., Korolkov, O. V. and Vityazev, V. N., Physics and mechanism of ultrasonic impact, *Ultrasonics*, Vol. 44 (2006), pp. 533-538.
- Suzuki, T., Okawa, T., Shimanuki, H., Nose, T., Ohta, N., Suzuki, H. and Moriai, A., Effect of ultrasonic impact treatment (UIT) on fatigue strength of welded joints, *Advanced Materials Research*, Vol. 996 (2014), pp. 736-742.
- Tateishi, K., Kyung, K., Machida, F. and Miki, C., Influence of welding materials on fatigue strength of fillet welded joints made from high strength steel, *Journal of Japan Society of Civil Engineers*, No. 543/I-36 (1996), pp. 133-140 (in Japanese).
- The Society of Materials Science, Japan, x-ray elastic constants Database: X-ray and mechanical elastic constants for cubic system by Kröner model, JSMSNET (online), available from <http://x-ray.jsms.jp/kroner/kroner_c.html>, (accessed on 17 December, 2020).