溶接残留応力場における主応力の変化に関する考察[†]

辻 明 宏* 橋 本 匡 史**
岡 野 成 威*** 望 月 正 人***

A Study on Changes of Principal Stress in Welding Residual Stress Fields

by

Akihiro TSUJI*, Tadafumi HASHIMOTO**, Shigetaka OKANO*** and Masahito MOCHIZUKI***

In this study, we focused on the principal stress value and direction in weld residual stress fields. We used specimens welded under three heat input conditions, and so the weld metal of each specimen had a different solidification structure. We evaluated the principal stress value and direction of the specimens by X-ray stress measurement. In the specimen welded under the smallest heat input condition, the weld metal showed a clear difference between the maximum principal stress and the minimum principal stress. However, in the specimen welded under the largest heat input condition, the maximum principal stress and the minimum principal stress were almost the same value. The principal stress direction changed significantly and shear stress occurred at the weld metal boundary in the specimens welded under the large heat input condition. In all specimens, the principal stress direction in the base metal changed. As conclusions, when the minimum and the maximum principal stress values were almost the same, the principal stress direction changed more noticeably. Additionally, due to the influence of the edge in the base metal, the principal stress direction changed significantly regardless of the welding condition.

Key words : Weld metal, Principal stress, Principal stress direction, Shear stress, X-ray diffraction

1 緒 言

溶接技術は我々の社会基盤を支える自動車、船舶、発電プラントなどの多くの構造物に使用されており、構造物を生産・維持していく上で欠かせない技術となっている。しかし、溶接部には残留応力、形状不連続部への応力集中、材質劣化による耐食性の低下などが生じ、母材に比べ強度が低下し、溶接部は損傷の発生起点となることが多い。特に、残留応力は構造物の応力腐食割れ、疲労破壊、ぜい性破壊に大きく影響することから、それを適切に評価することは極めて重要である。^{1)~3)}

疲労き裂や応力腐食割れの発生・進展には最大主応力の大きさと向きが大きく関係しているため、主応力の評価が重要であるが^{4), 5)}溶接残留応力を議論する上では、溶接線に平行な方向と垂直な方向をそれぞれ $x \cdot y$ 軸とし、2 軸方向の応力で議論されることが一般的である。ただし、溶接残留応力は局所的な入熱に伴う熱膨張、その後の冷却過程の収縮の周辺からの拘束⁶⁾相変態・回復などの材料的要因が重畳した複雑な過程を経た結果として生じるため、溶融部近傍の残留応力場は複雑なものとなる。そのため、主応力軸が $x \cdot y$ 軸と常に一致、もしくは、常に同じ角度を保っているか否かは不明である。Ohya, Akita らは背面回折 X 線像を用いた応力測定手法⁷⁾において、ボンド部付近にせん断応力が生じていること報告している。また、Mukai, Nishimura らは電子ビー

ム溶接によるメルトランによって作成した溶接試験体の母材部において、主応力方向が変化していることを確認しているが⁸⁾溶接条件ごとに異なる複雑な熱サイクルと、それに伴って発生する複雑な溶接残留応力場や相変態挙動において主応力方向の変化が常に生じるか否かは定かではなく、溶接条件と主応力方向との関係について評価した報告は見当たらない。そこで、本研究では、異なる溶接残留応力場を生じさせた試験体を用い、試験体ごとの主応力の大きさと向きに注目して検討を行った。

2 供 試 材 料

本検討で用いた試験体は、溶接構造用鋼 SM490 にビードオンプレートを行った溶接試験体である。溶接試験体は Fig. 1 に示すように幅 100mm、長さ 150mm、板厚 6mm の板材で、溶接前に炉内温度 873K、保持時間 3h、炉冷の条件で熱処理を行い、板材作成時に加わった初期残留応力を除去した。熱処理によって表面に生じた酸化膜は研磨紙で削り落とし、その後、Fig. 1 に示すように試験体中央から端部にかけて電解研磨により表面を 100 μ m 程度除去し、研磨によって生じた表面加工層を除去し、その後残留応力がせいぜい 5MPa 程度であることを確認した。溶接条件を Table 1 にまとめて示す。溶接方法は GTA 溶接とし、溶接速度 1mm/s、溶接アーク長 3mm、シールドガス Ar、ガス流量 0.25 ℓ /s で一定のまま、電流値を 50A、80A、100A の 3 条件に変化させ行った。

[†] 原稿受理 平成 24 年 11 月 14 日 Received Nov. 14, 2012 ©2013 The Society of Materials Science, Japan

* 学生会員 大阪大学大学院工学研究科 〒565-0871 吹田市山田丘, Graduate Student, Manufacturing Sci., Osaka Univ., Yamadaoka, Suita, 565-0871

** 正 会 員 橋本鉄工(株) 〒590-0982 堺市堺区海山町, Hashimoto Iron Works Co. Ltd., Sakai-ku, Sakai, 590-0982

*** 大阪大学大学院工学研究科 〒565-0871 吹田市山田丘, Dept. Mater. Manufacturing Sci., Osaka Univ., Yamadaoka, Suita, 565-0871

Table 1 Welding condition.

Specimen	SM490
Size	100 × 150 × 6 mm
Welding process	Gas tungsten arc welding
Welding speed	1 mm/s
Arc current	50A, 80A, 100A
Arc length	3 mm
Shielding gas	Ar
Shield gas flow rate	0.25 l/s

3 X線残留応力測定

3・1 測定条件

残留応力の評価には固有ひずみ法¹⁰⁾や穿孔法¹¹⁾などの他の手法に比べ空間分解能に優れる X 線線残留応力測定法を用いた。測定条件を Table 2 にまとめて示す。X 線線残留応力測定には Rigaku 社製の AUTOMATE を用いた。Cr 管球の $K\alpha$ 線を用い、 ψ_0 一定法による側傾法で測定した。回折面は日本材料学会推奨で、第 2 種応力の影響を受けにくいとされる $\{211\}$ 回折面¹²⁾を用いた。弾性定数は回折面依存性を有しており、X 線のヤング率と X 線のポアソン比と呼ばれ、応力算出の際には回折面に応じた弾性定数を選択する必要がある。本検討では Kröner モデル¹³⁾と Fe 単結晶のスティッフネス¹⁴⁾より見積もった X 線のヤング率 E_{211} : 223.458 GPa、X 線のポアソン比 ν_{211} : 0.273 を採用した。応力算出は 2θ - $\sin^2\psi$ 法ならびに Dölle-Hauk 法¹⁵⁾を用い、垂直応力とせん断応力を算出した。溶接部の詳細な応力分布を得るため、直径 1mm のコリメータを用い、溶接中心から試験体 1 では 15mm まで、試験体 2、3 では 20mm の位置まで 1mm 間隔で

Table 2 Measuring condition.

Apparatus	AUTOMATE (Rigaku)
Wave length	0.229100 nm (Cr-K α)
Tube voltage and current	40 kV 40 mA
Diffraction plane	{211}
Collimator	1 mm in diameter
Measuring frame	10 frame/mesurering point
Measuring time	50 s, 100 s /frame
Oscillating	ω (± 1 deg) χ (± 10 mm)
Analysis model	$2\theta - \sin^2\psi$ model Dölle-Hauk model

測定し、それ以降を 5mm 間隔で測定した。本検討では、直径 1mm の比較的小さなコリメータを使用している。そのため、照射領域内に含まれる回折に寄与する結晶粒が減少し、測定精度が低下する。特に溶融部では比較的大きな結晶粒が生じているため、その影響が大きい。一般に、測定中に揺動を加えることにより回折に寄与する結晶粒を増やし、高精度化を図る手法がよく用いられるが、過度に面外方向の揺動を加えると侵入深さが変化する恐れがある。そのため、本検討においては多軸揺動¹⁶⁾を採用した。多軸揺動では面外方向の揺動を最小の 1deg とし、溶接線並行方向に $\pm 10\text{mm}$ の並進揺動を加えた。多軸揺動により精度良い応力測定が行え、測定誤差は溶接部においてもせいぜい $\pm 30\text{MPa}$ 程度であった。

3・2 垂直応力とせん断応力の算出

Fig. 1 に示すように、溶接方向を 0deg と定義し、時計回りに 0deg から 315deg までを定義した。0deg から 45deg 間隔の 8 方向の応力測定より得られた結果をもとに、 $2\theta\text{-sin}^2\psi$ 法ならびに Dölle-Hauk 法より垂直応力とせん断応力が求まる。Dölle-Hauk 法の式は次のようにして求まる。まず、試料座標系の応力成分 σ_x , σ_y , σ_z と ϕ , ψ 方向の垂直ひずみ $\varepsilon_{\phi\psi}$ の関係を一般の応力場に当てはめると式 (1) で表される。ここで、 S_1 , S_2 はそれぞれ式 (2), (3) で表され、回折面依存性を反映した X 線のヤング率と X 線のポアソン比により構成される。

$$\begin{aligned} \mathcal{E}_{\phi\psi} &= \frac{S_2}{2} (\sigma_x \cos^2 \phi + \tau_{xy} \sin 2\phi + \sigma_y \sin^2 \phi - \sigma_z) \\ &\quad \sin^2 \psi + \frac{S_2}{2} \sigma_z + S_1 (\sigma_x + \sigma_y + \sigma_z) \\ &\quad - \frac{S_2}{2} (\tau_{xz} \cos \phi + \tau_{yz} \sin \phi) \sin 2\psi \\ S_1 &= -\frac{\nu_{hkl}}{E_{hkl}} \end{aligned} \quad (2)$$

$$S_2 = \frac{2(1 + \nu_{hkl})}{E_{hkl}} \quad (3)$$

ここで、X線残留応力測定では材料ごく表面の応力測定を行うので、面外方向の応力が解放された平面応力状態の仮定でき、面外成分 σ_z , τ_{xz} , τ_{yz} を 0 とし、それぞれの

ϕ について正負の ψ に対するひずみの和と差をとると式 (4) が得られる.

$$\begin{aligned} a &= \frac{\varepsilon_{\phi\psi+} + \varepsilon_{\phi\psi-}}{2} \\ &= \frac{S_2}{2} (\sigma_x \cos^2 \phi + \tau_{xy} \sin 2\phi + \sigma_y \sin^2 \phi) \sin^2 \psi \\ &\quad + S_1 (\sigma_x + \sigma_y) \end{aligned} \quad (4)$$

ブラッグの条件式より

$$\varepsilon = (2\theta_0 - 2\theta) \frac{\cot \theta_0}{2} \quad (5)$$

と, ひずみ ε を回折角 2θ と無ひずみ時の回折角 $2\theta_0$ で表すことができる. 式 (4) を $\phi = 0\text{deg}, 45\text{deg}, 90\text{deg}, 135\text{deg}$ に対して $\sin^2 \psi$ でそれぞれ偏微分すると式 (6), (7), (8) が得られる.

$$\sigma_x = -\frac{\cot \theta_0}{2S_2} \left\{ \frac{\partial(2\theta_{0^\circ\psi+})}{\partial(\sin^2 \psi)} + \frac{\partial(2\theta_{0^\circ\psi-})}{\partial(\sin^2 \psi)} \right\} \cdot \frac{\pi}{180} \quad (6)$$

$$\sigma_y = -\frac{\cot \theta_0}{2S_2} \left\{ \frac{\partial(2\theta_{90^\circ\psi+})}{\partial(\sin^2 \psi)} + \frac{\partial(2\theta_{90^\circ\psi-})}{\partial(\sin^2 \psi)} \right\} \cdot \frac{\pi}{180} \quad (7)$$

$$\tau_{xy} = -\frac{\cot \theta_0}{4S_2} \left[\begin{aligned} &\left\{ \frac{\partial(2\theta_{45^\circ\psi+})}{\partial(\sin^2 \psi)} + \frac{\partial(2\theta_{45^\circ\psi-})}{\partial(\sin^2 \psi)} \right\} \\ &- \left\{ \frac{\partial(2\theta_{135^\circ\psi+})}{\partial(\sin^2 \psi)} + \frac{\partial(2\theta_{135^\circ\psi-})}{\partial(\sin^2 \psi)} \right\} \end{aligned} \right] \cdot \frac{\pi}{180} \quad (8)$$

式 (6), (7), (8) から得られる垂直応力, ならびにせん断応力を用い, 以下の式 (9) より最大・最小主応力がそれぞれ求まる.

$$\sigma_{1,2} = \frac{\sigma_x + \sigma_y}{2} \pm \sqrt{\left(\frac{\sigma_x - \sigma_y}{2} \right)^2 + \tau_{xy}^2} \quad (9)$$

4 実験結果

4・1 凝固組織観察

各試験体の溶融部に生じた凝固組織を光学顕微鏡によって観察した結果を, 母材部の組織とあわせて Fig. 2 に示す. 組織観察の結果, 溶融部には複数の組織が混在していたが, 試験体 1 ではマルテンサイトが, 試験体 2 ではベイナイトが, 試験体 3 ではベイニティックフェライトが大部分を占めており, 選択した 3 種類の溶接条件ごとに異なる凝固組織が形成されていることが確認できた. これらの凝固組織は, 変態開始温度がそれぞれ異なり, 試験体 1, 2, 3 の順に変態開始温度が低い.

4・2 溶接残留応力場の主応力分布

試験体ごとの最大・最小主応力分布を Fig. 3 に示す. 本検討では溶融部以外で溶接後に組織が変化した領域を熱影響部とした. 溶融部ならびに熱影響部のそれぞれの領域を Fig. 3 中に示す. 溶接ビードは安定しており, 並進揺動を加えた $\pm 10\text{mm}$ の範囲において, 溶融部, 熱影響部の幅の特異な変化は生じていなかった. 溶融部において, 最大・最小主応力の分布は試験体ごとに傾向が大きく異なる. 試験体 1 では最大主応力と最小主応力との間に明確な差があるのに対し, 試験体 2, 3 では最大主応力と同等の最小主応力が生じている. マルテンサイト

(a) Specimen 1.

(b) Specimen 2.

(c) Specimen 3.

(d) Base metal.

Fig. 2 Microstructure of GTAW weld metal and base metal.

(a) Specimen 1.

(b) Specimen 2.

(c) Specimen 3.

Fig. 3 Principal stress distribution in residual stress fields nearby weld.

が生じるような入熱量が小さく、冷却速度が大きい溶接条件では、最大主応力と最小主応力との間に明確な差が生じるのに対し、ベイナイト、ベイティニックフェライトが生じるような入熱量が大きく、冷却速度が小さい溶接条件においては最大主応力と同等の最小主応力が生じる傾向にある。これは、試験体ごとに相変態開始温度が異なるため、それぞれ冷却過程の相変態が溶接残留応力場に与える影響が異なり、溶融部に試験体ごとに異なる残留応力分布が形成されたと考えられる。

(a) Specimen 1.

(b) Specimen 2.

(c) Specimen 3.

Fig. 4 Maximum principal stress direction change from weld to base metal.

4・3 主応力方向の変化

主応力方向の変化をベクトル図にして Fig. 4 に示す。最大主応力と最小主応力は常に垂直関係にあるので、ここでは簡便のため最大主応力のみを示す。図中の矢印の長さで応力の大きさを、矢印の向きで主応力の方向を示し、図の上方向が溶接方向と一致する。いずれの試験体においても、熱影響部と母材部の境界付近では最大主応力方向は溶接方向と同じ方向を向いているが、熱影響部から離れるにつれその向きは大きく変化している。溶融境界部に注目すると、試験体 1 では最大主応力の方向は溶接方向とほぼ一致しているのに対し、試験体 2、試験体 3 では溶融境界部付近において最大主応力の方向が大きく変化している。次に、せん断応力の分布を Fig. 5 に示す。最大主応力の方向が大きく変化している溶融境界部付近において、せん断応力が顕著に生じている。また、熱影響部から離れた母材部において溶融境界部付近とは逆のせん断応力が生じている。

一般に、残留応力は内部応力であるため、同一断面において同一方向の合力は 0 になる。溶接線並行方向の残留応力は溶接部では大きな引張応力が生じるが、端部に

(a) Specimen 1.

(b) Specimen 2.

(c) Specimen 3.

Fig. 5 Shearing stress distribution from weld to base metal.

向かうにつれ内部応力のバランスを保とうと圧縮応力に転じる。また、溶接線垂直方向の残留応力は、試験体端部では残留応力が解放されるので、試験体端部に近づくにつれ残留応力は0に近づく。溶接線並行方向と溶接線垂直方向の残留応力の大小は溶接部から離れた位置で入れ替わり、最大主応力の方向は溶接線並行方向から溶接線垂直方向に変わる。そのため、母材部においては溶接条件に関わりなく最大主応力の方向が大きく変化している。一方、試験体2、3に表れていた溶融境界部付近で生じた主応力方向の変化は試験体端部の影響は受けていない。溶融部の最大主応力と最小主応力の値が近いほど

溶融境界部付近での主応力方向の変化が顕著なことから、溶融境界部付近に生じていたせん断応力は、溶融部から熱影響部にかけての応力のバランスによって生じていたと考えられ、主応力方向の変化は最大主応力と同程度の最小主応力が生じやすい入熱量が大きく、冷却速度が小さくなる溶接条件において表れる傾向にある。

5 結 言

本報告では、相変態挙動が異なる3つの試験体を用いX線応力測定法による溶接残留応力場における主応力方向の変化について検討した。以下に得られた知見を示す。

(1) 変態開始温度が低い試験体1では、溶融部の最大主応力と最小主応力との間に明確な差があるのに対し、変態開始温度が高い試験体2、3においては最大主応力と最小主応力はほぼ同じ値となる。

(2) 変態開始温度が高い試験体2、3では、溶融境界部において溶接方向に対しせん断応力が生じ、主応力方向が大きく変化する。

(3) すべての試験体において、母材部において溶接方向に対しせん断応力が生じており、主応力方向が変化する。

(4) 溶融境界部付近では溶接条件ごとに主応力方向変化の有無は変わり、最大主応力と最小主応力の値が近いほどより顕著に表れ、また、母材部では試験体端部の影響により、主応力方向は溶接条件に関わらず大きく変化する。主応力方向の変化を意識した応力評価が重要である。

参 考 文 献

- 1) A. Todoroki and H. Kobayashi, "Prediction of fatigue crack growth rate in residual stress field (Application of superposition technique)", Transaction of the Japan Society of Mechanical Engineers A, Vol.54, pp.30-37 (1986).
- 2) L. F. Coffin, "A study of the effects of cyclic thermal stresses on a ductile metal", Transactions of ASME, Vol.76, pp.931-950 (1954).
- 3) A. Inoue, T. Sekigawa, K. Oguri, T. Tagawa and T. Ishikawa, "Mechanism of fatigue life improvement due to fine particle shot peening in high strength aluminum alloy", Journal of the Japan Institute of Metals, Vol.74, pp.370-377 (2010).
- 4) K. Kodama, H. Ishizuka, Y. Satoh, K. Akita, H. Suzuki and T. Takeyuki, "Residual principal stresses and crack propagation direction on fatigue fractured surface", Journal of the Material Science, Vol.48, No.10, pp.1118-1123 (1999).
- 5) T. Miyata, A. Otsuka, M. Mitsubayashi, T. Haze and S. Kurihara, "Prediction of fracture toughness of steels by local fracture criterion", Journal of the Material Science, Vol.37, No.419, pp.879-903 (1988).
- 6) M. Watanabe and T. Satoh, "Yousetsurikigakutosonooouyou", Asakura Publishing (1965).
- 7) Y. Shitaba, T. Ishikawa, A. Ohya and K. Akita, "Development of stress analyzer using whole back reflection ring", Journal of the Society of Materials Science, Japan, Vol.55, No.12, pp.1139-1145 (2006).

- 8) Y. Mukai, A. Nishimura and E. Kim, "Effect of welding residual stress field on fatigue crack propagation direction", Quarterly Journal of the Japan Welding Society, Vol.5, No.2, pp.96-100 (1987).
- 9) S. Okano, M. Tanaka and M. Mochizuki, "Arc physics based heat source modelling for numerical simulation of weld residual stress and distortion", Science and Technology of Welding and Joining, Vol.16, No.3, pp.209-214 (2011).
- 10) K. Nakacho, T. Ohta, N. Ogawa, S. Yoda, M. Sogabe and K. Ogawa, "Measurement of welding residual stresses by inherent strain method -new theory for axial-symmetry and application for pipe joint-", Quarterly Journal of the Japan Welding Society, Vol.27, No.1, pp.104-113 (2009).
- 11) J. Mathar, "Determination of initial stresses by measuring of the deformation around drilled holes", Transaction of the A.S.M.E., Vol.56, pp.249-254 (1934).
- 12) J. W. L. Pang, T. M. Holden and T. E. Mason, "The development of intergranular strains in a high-strength steel", The Journal of Strain Analysis for Engineering Design, Vol.33, No.5, pp.373-383 (1998).
- 13) E. Kröner, "Berechnung der elastischen konstanten des vierkristalls aus den konstanten des einkristalls", Zeitschrift physik, Vol.151, pp.504-518 (1958).
- 14) The Japan Institute of metals "Kinzokudatabukku", Maruzen, p.31 (2004).
- 15) H. Dölle and V. Hauk, "Evaluation of residual stress systems arbitrarily oriented by X-ray", Härterei Technische Mitteilungen, Vol.31, pp.165-168 (1976).
- 16) T. Hahimoto, Y. Osawa, S. Hirano, M. Mochizuki and K. Nishimotoe, "Accuracy improvement of X-ray residual stress measurement on GTA weld of type 600 Ni based alloy", Science and Technology of Welding and Joining, Vol.16, No.3, pp.261-266 (2011).

書 評

“シロアリの事典”

吉村 剛, 板倉修司, 岩田隆太郎, 大村和香子, 杉尾幸司, 竹松葉子, 徳田 岳, 松浦健二, 三浦 徹 編著

(2012 年, 海青社発行, A5 判, 471 ページ, 本体価格 4 200 円)

シロアリは奥が深い, そう感じさせる一冊である。

木造建築の研究に携わる私にとって, シロアリは害虫としての印象が強い。古い民家の耐震改修を頼まれて調査を行うと, 大抵は, どの家でもシロアリの被害を受けた柱や梁が見つかるものである。シロアリはできれば近寄りたくない虫の代表選手である。大切な家を食い荒らされ, 加えて見栄えが良くない。どうすればシロアリに関わらずに生活ができるのかということを考えてきた。しかし, 本書を読むにつれ, なかなか賢くて, 一方で健気な生き物だという印象が芽生えてきた。シロアリは社会性昆虫とよく言われるが, 秩序良く, 自分の役割を果たすために生きている。その秩序を利用して繁殖するターミトボールと呼ばれる菌類がいるらしい。暗闇の中で視覚の発達していないシロアリの特性を利用するため, 物理的かつ化学的にシロアリの卵に擬態する。シロアリは何の疑いもなくターミトボールを我が子と思って育てる。一方で, 餌とするためにキノコを栽培する, キノコシロアリとよばれる種類のものもいる。シロアリと菌との関係も一筋縄ではない。

さて, 本書の特徴であるが, 「はじめに」でコンセプトを著者が説明している。「日本のシロアリ研究者による最新の研究成果を, 研究者自身で社会に発信する」ものである。と, タイトルから想像する用語事典としての性質は一切無く, 総説的な内容になっている。そういう意味では, これからシロアリの研究を始めようとする学部生や大学院生にとっては必携かもしれない。40 名近い研究者の共同執筆である本書を読めば, 国内で行われているシロアリに関する研究は概ね分かるのではないだろうか。生体や遺伝的な研究だけでなく, 木造建築に被害をもたらす害虫という視点からの研究, 益虫としてバイオマスを利用する観点から, あるいは学校教育の中で教材としての利用を考えた研究など多岐にわたって紹介している。何より圧巻なのは巻末の文献リストで, 40 頁あまりもわたって国内外の研究論文が紹介されている。研究を始めたばかりの時に苦勞するのが自分の研究にとって必要な論文はどれなのか, ということである。本書にはその手がかりが十二分に存在している。一方で, 私のように生物の知識は義務教育で止まっているものにとっても興味をそそる内容であるし, それなりに理解できる内容である。そういう意味では自然科学に興味のある全ての方に, 一度, 手に取って頂きたい一冊であると思う。

(京都府立大学 田淵 敦士)