拘束ひずみによるレーザ・アークハイブリッド溶接の 低温割れ発生に対する力学的評価*

廣畑 幹人**, 竹田 文哉***, 猪瀬幸太郎****, 松本 直幸****, 阿部 大輔****

Mechanical Evaluation on Cold Cracking of Laser-arc Hybrid Welding by Restraint Strain*

by HIROHATA Mikihiro**, TAKEDA Fumiya***, INOSE Koutarou****, MATSUMOTO Naoyuki**** and ABE Daisuke****

Application of laser-arc hybrid welding on fabricating large steel structures such as ships and bridges are being extended. It is important to select proper welding conditions based on joint types and plate thickness. There are many factors in hybrid welding conditions, for example, heat inputs of laser and arc, welding speed, groove gap in butt joint, angles of laser head and arc torch, laser spot diameter and defocus, flow of shield gas etc. Especially, the heat input and welding speed affect the degree of restraint of joint which causes cold cracking. It is necessary to identify the welding conditions by which prevent the occurrence of cold cracking for extending the application of hybrid welding on fabrication of large steel structures.

In this study, the occurrence of cold cracking in hybrid welding was mechanically evaluated by using a concept of restraint strain. The hybrid welding experiment was performed on different lengths of slit joints by SM490A steel with thickness of 24 mm. The welding conditions such as heat input from each heat source and welding speed were variously changed. The relationship between cold cracking occurrence and the average restraint strain calculated by a 3D thermal elastic plastic analysis. Among the welding conditions adopted in this study, the criterion of cold crack occurrence might exist between 1.7% and 6.4% of the average restraint strain. Furthermore, an estimation method for average restraint strain based on the welding conditions was proposed. It might be useful for simply evaluating the occurrence of cold crack without performing the precise thermal elastic plastic analysis.

Key Words: Laser-arc hybrid welding, cold crack, restraint strain, thermal elastic plastic analysis, welding conditions

1. 緒 言

船舶、橋梁に代表される大型構造物の製作現場において、部材接合方法としてレーザ溶接ならびにレーザ・アークハイブリッド溶接（以下、ハイブリッド溶接）の適用が拡大してきている。特に、レーザ溶接における課題である開先ギャップ管理の厳しさ、アンダーフィルなどの欠陥発生を克服する観点から、ハイブリッド溶接の有用性が高まってきた¹⁻³⁾。

レーザとアークの二つの熱源を併用するハイブリッド溶接では、レーザおよびアークの入熱量、溶接速度の他、開先ギャップ、レーザヘッドおよびアークトーチの設置角度、レーザのスポット径および焦点はずし距離、シールドガス流量など溶接条件は多岐に渡る。継手形式や板厚に応じて、ハイブリッド溶接による適切な施工条件に関する種々の検討がなされている⁴⁻⁶⁾。

継手に生じるひずみや応力、変形については、それぞれの熱源の入熱量（入熱のバランス）や溶接速度が大きな影響を及ぼすことが明らかにされている^{7,8)}。また、継手の力

学的拘束が一因となり発生する低温割れについては、入熱量や溶接速度などの溶接条件が低温割れの発生にいかなる影響を及ぼすか不明な点が多々ある。これに対し著者らは、低温割れの発生因子である化学組成（炭素当量）、拡散性水素量および力学的拘束のうち、力学的観点から低温割れ発生を評価する指標について基礎的な検討を実施した⁹⁾。y形溶接割れ試験体を参考としたハイブリッド溶接用の低温割れ実験を種々の条件で実施し、低温割れの発生有無を確認した。さらに、この実験を熱弾塑性解析によりシミュレーションし、低温割れの発生を評価しうる力学的指標として拘束ひずみ¹⁰⁻¹²⁾の有用性を検証した。すなわち、各種条件で実施したハイブリッド溶接による低温割れの発生有無と、熱弾塑性解析により求められる拘束ひずみの値に対応関係があることを確認した。この対応関係をより明確にすることで、ハイブリッド溶接における低温割れ発生の予測に繋がることが期待される。このため本研究では、既往の研究⁹⁾で実施した実験に新たにいくつかの実験条件を追加し、熱弾塑性解析によるシミュレーションを実施した。一連の実験および解析結果に基づき、ハイブリッド溶接における各種溶接条件と拘束ひずみの関係を明確化し、溶接条件から拘束ひずみを推定することを試みた。さらに、拘束ひずみの推定により、ハイブリッド溶接における低温割れ発生を予測する手法について検討した。

*受付日 平成31年2月20日 受理日 平成31年3月1日

**正 員 大阪大学大学院 工学研究科 Member, Graduate School of Engineering, Osaka University

*** 名古屋大学大学院 工学研究科 Graduate School of Engineering, Nagoya University

****正 員 株式会社 IHI Member, IHI Corporation

2. ハイブリッド溶接の低温割れ実験

2.1 実験供試体

ハイブリッド溶接の低温割れ実験に使用した供試体の形状および寸法をFig.1に示す。供試鋼材はSM490Aである。供試鋼材の化学組成および室温における機械的性質（ミルシート値）をTable 1に示す。JIS Z 3158に規定されるy形溶接割れ試験体の形状と同一の長さ（200mm）および幅（150mm）とし、板厚は24mmとした。供試体中央部には、長さ80mm、幅0.2mmのスリットを放電加工により設けている。また、後述するいくつかの溶接条件に対しては、スリットの長さを120mmに変更したものも用いた。

溶接中の温度履歴を計測するため、表面にはスリット中央から溶接線直交方向に5mm、10mm、15mm離れた位置

Fig.1 Shapes and dimensions of specimen.

(T1, T2, T3)に、裏面には1mm、5mm離れた位置（T4, T5）に熱電対を取り付けた。

2.2 実験条件

MAGアーク溶接とファイバーレーザー溶接を併用し、ハイブリッド溶接による低温割れ実験を実施した。実験状況をFig.2に示す。

溶接ワイヤには、SM490Aと同強度レベルであるJIS Z 3312 YGW16を用いた。ワイヤ径は1.2mmであり、化学組成および室温における機械的性質（カタログ値）はTable 1に示すとおりである。シールドガスはAr+5%O₂とし、流量は20ℓ/minとした。

レーザー発振器には最大出力20kWのファイバーレーザーを使用した。焦点距離は250mmであり、供試体表面にスポット径0.6mmで集光した。

各熱源の配置はアーク先行とし、アークトーチ角度は後退角30°、レーザーヘッド角度は前進角5°とした。

溶接条件をTable 2に示す。レーザー入熱、アーク入熱、溶接速度、スリット長を種々変化させ、それぞれの影響を比較できるように8つの条件を設定した。アーク溶接は一元制御であり、アーク電圧はアーク電流に対応する最適な値となっている。8つの条件のうち、1から5までが既往の研究⁹⁾で実施したものであり、本研究ではこれらに6から8までの3条件を追加している。供試体の数は各条件において2体を基本とし、低温割れが2体中1体に発生したものについては、1体もしくは2体の追加実験を行った。

Table 1 Chemical compositions and mechanical properties.

	Chemical compositions (mass %)					Mechanical properties	
	C	Si	Mn	P	S	Yield stress (MPa)	Tensile strength (MPa)
Base metal (SM490A)	0.16	0.32	1.46	0.010	0.006	360	519
Weld metal (YGW16)	0.10	0.72	1.36	0.010	0.012	480	568

Fig.2 Appearance of laser-arc hybrid welding experiment.

Table 2 Welding conditions.

Conditions	Laser power	Arc current	Arc voltage	Welding speed	Slit length
	kW	A	V	m/min	mm
1	6.5	100	21.3	1	80
2	6.5	200	25.5	2	80
3	6.5	200	25.5	1	80
4	2.7	300	30.0	2	80
5	9.5	100	21.3	2	80
6	9.5	300	30.0	2	80
7	6.5	200	25.5	2	120
8	9.5	100	21.3	2	120

Fig.3 Macrographs.

2.3 実験結果

2.3.1 溶込み形状および低温割れ性状

溶接後48時間以上経過した後、表面割れ発生の有無を確認した。また、供試体をワイヤ放電加工により切断し、溶込み形状および断面割れの観察を実施した。

各条件における溶込み形状をFig.3に示す。まず、既往の研究⁹⁾では条件2, 5において、それぞれ供試体2体ともに割れが発生した。条件2, 5は、レーザー入熱が大きく(6.5kW以上)、溶接速度が速い条件(2m/min)にあたる。割れの

発生時期は、供試体にもよるが、溶接終了後数分から数時間の間であった。供試体を切断し、溶接線方向の5箇所を断面観察した結果、いずれの断面においても断面割れはのど厚全体で発生していることを確認した。また、SEMによる破面観察の結果の一例をFig.4に示す。一部、高温割れと思われる破面が確認されたが、主として粒界破面や擬へき開破面が観察された。高温割れにより微細なクラックが発生し、その後の冷却過程における低温割れの起点となった可能性もあるが、いずれにせよ、冷却過程における拘束が

(a) Intergranular fractured surface.

(b) Quasi-cleavage fractured surface.

Fig.4 Examples of fracture surface observation.

割れを誘発しているものと考えられ、基本的に低温割れの性状を呈していると判断した。

既往の研究⁹⁾で実施した条件4では、後述する拘束ひずみが他の条件に比べ著しく小さくなった。他の条件では拘束ひずみは正の値であったのに対し、条件4のみ、拘束ひずみが負の値を示した。既往の研究⁹⁾では、アーク入熱が大きい場合にこのような現象が生じると推察したが、その妥当性を検証する意味合いから、条件4と同じくアーク入熱を条件1, 2, 3および5に対し大きくし、同時にレーザ入熱も大きくしたのが条件6である。なお、溶接速度は2m/minのまま変更していない。結果として、条件6では3体中1体に割れが発生した。

一方、既往の研究⁹⁾で割れの発生した条件2, 5に対し、同じ溶接条件でスリット長を80mmから120mmに延長したものがそれぞれ条件7, 8である。これは、スリットの延長による拘束の緩和効果を想定し、割れの発生が抑止される可能性があると考えたためである。結果的には、条件7では割れが発生せず、条件8では2体中2体に割れが発生した。

2.3.2 ビッカース硬さ

各条件の溶接金属断面のビッカース硬さ分布をFig.5に示す。溶接速度に関わらず、ビッカース硬さが最高となる位置は溶込み中央部からルート部にかけて確認された。これは、アークによる入熱が卓越している溶融部上側に比べ、レーザによる入熱が卓越している溶融部下側の冷却速度が速く、マルテンサイト生成率が高くなるためと推察される。

既往の研究⁹⁾で実施した条件1～5のうち、溶接速度2m/minの条件(2, 4, 5)では、ビッカース硬さの平均値が371以上、最高値が423以上であり、溶接金属は比較的硬い状態であると言える。一方、溶接速度1m/minの条件1および3ではビッカース硬さの平均値が316以下、最高値が361以下であった。溶接速度が速いほど、それに伴い冷却速度も速くなり、硬化組織の生成率が高くなると考えられる。

本研究で追加実施した条件6～8は全て溶接速度が2m/minである。条件6, 8については既往の研究⁹⁾と同様にビッカース硬さの平均値がそれぞれ410, 395, 最高値がそれぞれ464, 435と高い値を示した。条件7については、条

件2と同じレーザ入熱、アーク入熱、溶接速度であるものの、ビッカース硬さが条件2に比べ低下している。同様に、条件8は条件5と同じレーザ入熱、アーク入熱、溶接速度であり、ビッカース硬さが条件5に比べ低下している。これは、スリットを80mmから120mmに延長したことにより、供試体に投与される総入熱量が増加するとともに溶接時間が長くなり、供試体全体の温度が高くなることで溶接金属の冷却速度が低下したためと考えられる。スリットの延長により、条件2から7では低温割れの発生が抑止されたが、条件5から8の場合は依然として低温割れが発生した。

3. 熱弾塑性解析によるシミュレーション

3.1 解析モデルおよび解析条件

有限要素法に基づく熱弾塑性解析により、2.の実験をシミュレーションした。解析には、汎用ソフトウェアAbaqus Ver. 6.14を用いた。

作成した解析モデルをFig.6(条件1)に示す。8節点低減積分ソリッド要素を使用し、供試体形状の対称性を考慮しハーフモデルとした。力学的境界条件として、モデルの剛体変位を拘束し、熱的境界条件については、空気との接触面において熱伝達を考慮した。雰囲気温度およびモデルの初期温度は、実験に基づき23℃とした。

本解析で使用した母材(SM490A)の物理定数および機械的性質の温度依存性をFig.7に示す。密度、比熱、熱伝導率、熱伝達係数、線膨張係数、ポアソン比(一定)の温度依存性は、既往の研究の軟鋼の値を使用した¹³⁾。機械的性質の温度依存性は、既往の文献を参考に決定した¹⁴⁾。なお、ハイブリッド溶接における比較的速い冷却による溶接金属の硬化を考慮し、溶接金属部には母材部よりも強度の高い物性値を用いた。すなわち、母材部の硬さ(HV)は約170であったのに対し、Fig.5に示すように、溶接金属部の平均硬さは300～440程度であった。各条件における溶接金属部の平均硬さと母材の硬さの比を求め、この硬さの比を母材部の降伏応力および引張強度に掛け合わせることで、溶接金属部の降伏応力および引張強度とした。ヤング率および加工硬

Fig.5 Vickers hardness distributions.

Fig.6 Thermal elastic plastic analysis model.

Fig. 7 Temperature dependencies of physical and mechanical properties.

化特性については、母材部と同様に文献¹⁴⁾に示される方法により決定した。

条件1の場合の入熱要素形状をFig.6に示しているが、溶接線直交方向のメッシュ分割についてはFig.3に示す断面マクロ写真を参照し決定した。溶接線方向の要素長は0.5mmとした。要素生成機能を用いて熱源移動および余盛とスリット部における溶接金属の生成を考慮した。すなわち、熱源が移動してくる時刻に合わせて余盛とスリット部における溶接金属に相当する要素を生成すると同時に、生成した要素に入熱した。既往の研究⁷⁾を参考に、入熱時のレーザーとアークの間隔は考慮せず、レーザーおよびアークによる入熱をそれぞれ一様な物体熱流束として、溶接線方向の要素長0.5mmの範囲において溶接線に直交する断面内の入熱要素に同時に与えた。アーク入熱は、アークによる溶込み部に相当する要素に与え、レーザー入熱は、レーザーによる溶込み部に相当する要素に与えた。レーザーによる溶込み部を囲う要素の形状は、事前に非定常熱伝導解析を繰り返し実施し、実験で得られた溶込み形状がよく再現できることを確認した上で決定した。

投与するレーザー入熱量 Q_L およびアーク入熱量 Q_A は、式(1)および式(2)により決定した。

$$Q_L = \frac{P \times \eta_L}{v} \quad (1)$$

$$Q_A = \frac{IV \times \eta_A}{v} \quad (2)$$

ここに、 P : レーザパワー (W)

I : アーク電流 (A)

V : アーク電圧 (V)

v : 溶接速度 (mm/s)

η_L : レーザ熱効率 (0.6 ~ 0.9)¹⁵⁾

η_A : アーク熱効率 (0.65 ~ 0.8)¹⁶⁾

熱効率は溶接プロセスにより種々異なるが、既往の研究^{15,16)}において示される熱効率の範囲内で非定常熱伝導解

析を実施し、実験で得られた温度履歴が再現できる値としてそれぞれ $\eta_L = 0.85$, $\eta_A = 0.75$ と決定した。

3.2 解析結果

3.2.1 温度履歴および断面温度分布

各条件の温度履歴をFig.8に示す。いずれの条件においても、実験で得られた温度履歴を解析により再現できていることを確認した。また、溶接直後の断面温度分布図と断面マクロ写真の比較をFig.9に示す。溶接後に熔融温度1480°C以上となる領域とマクロ写真の溶接金属の形状が概ね一致していることを確認した。

3.2.2 拘束ひずみ

アーク溶接における低温割れ発生の力学的評価指標として拘束ひずみが提案されており、その有用性が確認されている^{16,17)}。Fig.10に示すように、アーク溶接による矩形板スリットの拘束ひずみの生成機構は、溶接金属が熔融状態にある第1段階と、溶接金属凝固後の第2段階に分けて説明される¹⁰⁾。溶接直後、溶接金属からの入熱を受けた母材は膨張し、スリット部は閉じる方向に動く(閉込み変形)。この時、溶接金属は熔融状態にあるため、閉込みに対して抵抗することはなく、スリットは自由に挙動できる。その後、溶接金属は剛性回復温度に達し、母材と溶接金属は一体となって挙動し始める。この段階においては、母材温度の平均化が進み、スリット近傍の母材は温度の低下に伴い収縮し、開先は温度上昇過程の閉込み変形と逆方向に戻る挙動(戻り変形)を呈する。一方、溶接金属自身も温度の低下に伴い収縮するため、母材の戻り変形に抵抗し、溶接金属に拘束ひずみが生じる。既往の研究では、熔融状態にある溶接金属が剛性回復温度に達したときから完全冷却までのスリット縁変位(拘束変位)を初期スリット幅で除すことで得られる値を拘束ひずみと定義した¹⁰⁾。

溶接金属の生成と熱源の移動を考慮した3次元熱弾塑性解析では、冷却過程においてスリット部の溶接金属に生じる拘束変位を解析結果から直接求めることができる。すな

(a) Condition 1.

(b) Condition 2.

(c) Condition 3.

(d) Condition 4.

(e) Condition 5.

(f) Condition 6.

(g) Condition 7.

(h) Condition 8.

Fig. 8 Temperature histories.

Fig.9 Temperature distributions in mid-span section.

Fig.10 Concept of restraint strain.

わち、式(3)に示すように、冷却過程において鋼の凝固温度である1480℃から室温に到達するまでに生じるスリット縁の節点変位を拘束変位とし、これを初期スリット幅で除することで拘束ひずみとした。なお、熱弾塑性解析では、溶接線方向、板厚方向の任意の位置の拘束ひずみが求められる。ただし、既往の研究⁹⁾において、溶接線終端部には中央部よりも大きな拘束ひずみが生じることを示している。しかし、本研究で取り扱う拘束ひずみは当該の溶接条件に対する平均的な拘束の度合いの大小を議論するものである。よって、拘束ひずみの溶接線方向の分布は溶接始終端を除きほぼ一様であることを確認し、代表的に溶接線中央断面に注目することとした。

$$\varepsilon_W = \frac{b_r - b_m}{b_0} \quad (3)$$

ここに、 ε_W ：拘束ひずみ

b_0 ：初期スリット幅 (mm)

b_r ：完全冷却後のスリット幅 (mm)

b_m ：溶接金属凝固開始時のスリット幅 (mm)

溶接線方向中央断面における拘束ひずみの分布を Fig. 11 に示す。拘束ひずみは板厚方向に複雑に分布するものの、既往の研究⁹⁾ではその分布特性と溶接条件の関係について考察し、条件1～5に関しては拘束ひずみの板厚方向の平均値(平均拘束ひずみ)が低温割れ発生の評価指標になり得ることを確認している。本研究においても、溶接線方向中央断面内の板厚方向の平均拘束ひずみを低温割れ発生の評価指標として用いることとする。

各条件における平均拘束ひずみの値と低温割れ発生に関

Fig. 11 Distributions of restraint strain.

係を Fig. 12 に示す。低温割れの発生した条件2, 5, 6, 8の平均拘束ひずみは他の条件に比べ明らかに大きく、低温割れの発生と平均拘束ひずみの関連性が再確認された。本研究の範囲内では、低温割れ発生に対する平均拘束ひずみの閾値が1.7%~6.4%に存在する可能性が示唆された。

3.2.3 スリットの延長が平均拘束ひずみに及ぼす影響

条件1~5の拘束ひずみの分布特性については既往の研究⁹⁾において検討しているが、本研究で追加した条件7, 8の拘束ひずみの特性について検討する。

条件2と7, 条件5と8において、スリット長の変化による平均拘束ひずみの変化の傾向は異なっていた。つまり、条件2のスリット長を80mmから120mmに延長した条件7では、平均拘束ひずみが小さくなり、低温割れが発生しなかった。一方、条件5のスリット長を80mmから120mmに延長した条件8では、平均拘束ひずみが大きくなり、低温割れが発生した。このように、同じようにスリットを延長しても、溶接条件によっては、平均拘束ひずみに与える影響が異なる場合があることを結果は示唆していた。

この現象の原因を明確にするために、条件2および条件5の溶込み形状は変化させず、スリット長のみを変化させたモデルを用いて熱弾塑性解析を行うことで、他の因子による影響を排除し、スリット長の変化のみが平均拘束ひずみに与える影響について考察した。スリット80mmと120mmのモデルから算出された平均拘束ひずみの比較を Fig. 13 に示す。溶込み形状はそのままとして、スリットを延長した場合、平均拘束ひずみはほとんど変化しなかった。すなわち、条件2と7, 条件5と8において平均拘束ひずみが変わったのは、スリットの延長による影響ではなく、溶込み形状が異なるため、異なる拘束ひずみの分布が得られた結果によるものである。つまり、本研究の範囲ではスリットの延長は力学的観点からは低温割れの抑止に有効ではないと言える。なお、実験では同じ溶接線の中で断面によって溶込み形状がばらつくことが想定される。熱弾塑性解析により平均拘束ひずみを求めるためのモデルを作成する際、複数の断面を観察し溶込み形状のばらつきを確認し、代表的な溶込み形状をモデルの基準とするなどの取扱いが重要と言える。

Fig. 12 Relationship between crack occurrence and average restraint strain.

Fig. 13 Influence of slit length and penetration shape on average restraint strain.

4. 平均拘束ひずみによる低温割れ発生予測に関する検討

4.1 平均拘束ひずみと低温割れ発生の関係

拘束ひずみによる低温割れ発生の評価は、力学的因子による作用である拘束ひずみが溶接金属部の抵抗（変形能）を超えたときに低温割れが発生するという考えに基づくものである。したがって、本研究では、溶接金属部の変形能を表現する指標として平均ビッカース硬さ、力学的因子による作用として拘束ひずみ（平均拘束ひずみ）に注目し、低温割れ発生有無について評価する。

各条件における平均ビッカース硬さと平均拘束ひずみ、低温割れ発生有無の関係を Fig. 14 に示す。図中の白抜きのプロットおよび塗りつぶしのプロットは、それぞれ低温割れが発生しなかった条件（c1, c3, c4, c7）および低温割れが発生した条件（c2, c5, c6, c8）を示している。

本研究の範囲において低温割れが発生したのは、いずれも平均ビッカース硬さが 371 以上であり、平均拘束ひずみが 6.4% 以上の条件であった。一方、条件 4 では平均ビッカース硬さが高く、低温割れが発生した他の条件と同程度の硬さであったが、平均拘束ひずみが小さかったため低温割れが発生しなかった。すなわち、ビッカース硬さが高い状態であっても、平均拘束ひずみが小さければ低温割れの発生が抑止できる可能性を結果は示唆している。

4.2 平均拘束ひずみの推定方法と低温割れ発生予測への適用

一連の結果から、平均拘束ひずみはハイブリッド溶接における低温割れ発生評価に有用な指標であると言える。しかし、平均拘束ひずみを求めるには、熱弾塑性解析による精緻なシミュレーションを実施する必要がある。溶接割れ試験板の寸法（幅 150 mm、長さ 200 mm）程度であっても、溶込み形状を考慮したメッシュ分割や熱源の移動を考慮した熱弾塑性解析には多大な時間と労力を要する。これに対

Fig. 14 Relationship between average hardness and average restraint strain.

し、溶接条件から平均拘束ひずみを概ね推定することができれば、低温割れ発生の予測に有効であると考えられる。そこで、一連の実験および解析結果に基づき、溶接条件から平均拘束ひずみを推定する手法について検討する。

Fig. 12 に示す一連の実験および解析結果から得られた溶接条件と平均拘束ひずみの関係と、Fig. 15 に示す条件 2, 3, 4, 5 における熱源通過後の断面温度分布から、各溶接パラメータと平均拘束ひずみの大小関係について以下の傾向があると考えられる。なお、Fig. 15 においては、溶接線方向中央断面を熱源が通過した時点を 0 秒とし、そこからの経過時間が 0.9 秒、2.0 秒の時点の温度分布を示している。

1) 溶接速度

溶接速度が速い条件において、平均拘束ひずみが大きくなる。Fig. 15 の条件 2 と条件 3 の比較からわかるように、溶接速度が速い条件ほど溶接部の冷却時間が短くなるため、凝固点（1480℃）に達した後の急速な冷却により、スリット部で大きな戻り変形が生じ、形成される平均拘束ひずみが大きくなったと考えられる。

2) レーザ入熱

レーザ入熱が大きい条件において、平均拘束ひずみが大きくなる。Fig. 15 の条件 5 からわかるように、レーザ入熱が大きい条件では、熱源通過直後の高温域が板厚方向に細長く分布する。そのため、時間経過とともにスリット周辺全体に熱が拡散し、他の条件に比べて溶接部の冷却が早く進行するため、平均拘束ひずみが大きくなったと推察される。

3) アーク入熱

アーク入熱が大きい条件において、平均拘束ひずみが小さくなる。Fig. 15 の条件 4 からわかるように、アーク入熱が大きい条件では、高温域が鋼板上面側に分布する。そのため、熱の拡散も条件 5 に比べて緩やかであり、熱源が通過した後も溶接部が比較的高い温度を維持する。これにより、スリット部における戻り変形が生じにくい状態となるため、形成される平均拘束ひずみが小さくなったと考えられる。

この傾向を踏まえ、 $C = LP \times v / (LP + AP)$ を説明変数として構築した式 (4) の回帰係数を単回帰分析によって求めることで、平均拘束ひずみの推定式 (5) を導出した。式 (5) と各条件のプロットを Fig. 16 に示す。この時の自由度調整済み決定係数は 0.76 であり、比較的高い精度で平均拘束ひずみの値を予測することができると考えられる。

$$\overline{\varepsilon}_W^e = a_1 + a_2 C = a_1 + a_2 \times \frac{LP \times v}{LP + AP} \quad (4)$$

ここに、 $\overline{\varepsilon}_W^e$ ：平均拘束ひずみの推定値（%）

$C = \frac{LP \times v}{LP + AP}$ ：説明変数

LP ：レーザ入熱（kW）

AP ：アーク入熱（kW）

v ：溶接速度（mm/s）

a_1, a_2 ：回帰係数

$$\overline{\varepsilon}_W^e (\%) = -8.54 + 0.86 \times C \quad (5)$$

Fig.15 Temperature distributions after heat input.

Fig.16 Estimation of average restraint strain from welding conditions.

なお、説明変数 C 中のレーザ入熱 LP およびアーク入熱 AP はそれぞれ溶接条件の設定値として示されるものであり、熱弾塑性解析における入熱量の決定に用いる熱効率は考慮していない。このため、本推定式は熱弾塑性解析においてレーザ入熱およびアーク入熱の熱効率がそれぞれ $\eta_L=0.85$ 、 $\eta_A=0.75$ とした場合に得られる平均拘束ひずみに対応するものである。

条件2と7、条件5と8に関しては、溶接条件はそれぞれ同じであり、スリットの長さのみ異なる。3.2.3の検討において、スリットの長さは平均拘束ひずみに影響を及ぼさな

いことが明らかになったため、ここでの平均拘束ひずみの推定にはスリットの長さを考慮していない。条件5と8に関しては、推定した平均拘束ひずみが熱弾塑性解析により得られたそれぞれの条件の平均拘束ひずみの中間的な値となっている。一方、条件2と7に関しては、条件7の平均拘束ひずみが推定値からの乖離が大きく、その他の条件の平均拘束ひずみの傾向からも乖離している。Fig.3に示す溶込み形状を確認すると、条件5と8の溶込み形状には大きな差異はないものの、条件2と7では、条件7の方が条件2に比べ溶込みが2mm程度浅くなっている。このように溶込みが浅くなった理由がスリット延長によるものか、実験的なばらつきであるかは明確ではないが、条件2および7のようにレーザ入熱が比較的大きく(6.5kW)、溶接速度が速い(2m/min)組合せでは、低温割れ発生の可能性が高いことを結果は示唆している。

いずれにせよ、本推定式の説明変数である $C=LP \times v / (LP+AP)$ が大きくなる条件、すなわち、全入熱に対するレーザ入熱の割合が大きく、溶接速度が速い条件で平均拘束ひずみが増加し、低温割れ発生の可能性が高くなると言える。これを踏まえ、低温割れの発生しない範囲で、ハイブリッド溶接のメリットである深溶込みおよび高速溶接を実現する条件の探索に本推定式が利用できると考えられる。例えば、

本実験の範囲ではあるが、溶接速度が2m/minの場合で低温割れ発生を抑止するには、式(5)において平均拘束ひずみの推定値 $\overline{\epsilon}_w^e$ が1.7%以下となるようにパラメータ C の値を求め、全入熱に対するレーザ入熱の割合を35%より小さくする必要があるといった予測が可能になる。本研究で実施した実験条件の範囲では、平均拘束ひずみの推定精度および平均拘束ひずみによる低温割れ発生評価の精度がまだ十分に高いとは言えず、今後、鋼種や板厚が異なる場合も含めさらなる検討を継続する。

5. 結 言

レーザ・アークハイブリッド溶接における低温割れ発生を力学的に評価しうる指標として、拘束ひずみに注目し、一連の実験および解析を実施した。低温割れの発生有無と拘束ひずみの関係を明確にするとともに、各種溶接条件から拘束ひずみを推定し、低温割れの発生を予測する手法について検討した。得られた主な知見を以下に示す。

- (1) 矩形スリット継手を用い、溶接条件を種々変化させ、ハイブリッド溶接による低温割れ実験を実施した。本実験条件の範囲では、溶接速度2m/min、レーザ入熱6.5kW以上の条件では溶接金属の最高硬さが423HVを越え、低温割れが発生した。一方、溶接速度2m/minの条件で溶接金属が硬い状態でも、レーザ入熱が小さい場合は低温割れが発生しなかった。
- (2) 溶接金属の硬さは低温割れに対する抵抗の指標であり、低温割れを発生させる力学的作用の指標が拘束ひずみであることに注目し、低温割れ実験を熱弾塑性解析によりシミュレーションし、ハイブリッド溶接による拘束ひずみを求めた。溶接線方向中央断面における板厚方向の平均拘束ひずみを代表値として低温割れ発生との関係を確認し、平均拘束ひずみの大小と低温割れ発生有無が対応していることを明らかにした。本研究の範囲では、低温割れ発生に対する平均拘束ひずみの閾値が1.7%～6.4%に存在する可能性が示唆された。
- (3) レーザおよびアーク入熱、溶接速度を同じとしたまま、スリットの長さを80mmから120mmに延長した二つの条件の実験を熱弾塑性解析によりシミュレーションした結果、溶接条件が同じで、溶込み形状が変わらなければスリットを延長しても平均拘束ひずみは変化しないことがわかった。すなわち、スリット（溶接線）の延長は力学的観点からは低温割れの抑止に有効ではないことを結果は示唆していた。
- (4) 各種溶接条件と平均拘束ひずみの対応関係を基本として、レーザ入熱、アーク入熱および溶接速度による平均拘束ひずみの推定式を提示した。推定式の説明変数から、全入熱に対するレーザ入熱の割合が小さく、溶接速度が遅い条件で平均拘束ひずみが低減され、低温割れ発生抑止に繋がるものと考えられる。例えば、本実験の範囲で

はあるが、溶接速度が2m/minの場合で低温割れ発生を抑止するには、全入熱に対するレーザ入熱の割合を35%より小さくする必要があるといった予測が可能になる。

参 考 文 献

- 1) KATAYAMA S.: Latest Development Trend of Laser Welding Technology, Journal of The Japan Welding Society, Vol. 80, No. 7 (2001), 11-19 (in Japanese).
- 2) TSUBOTA S. and KOGA H.: Application of Laser Arc Hybrid Welding to Shipbuilding, Journal of The Japan Welding Society, Vol. 79, No. 7 (2000), 7-10 (in Japanese).
- 3) INOSE K.: Application of Laser Welding Technology for Bridge Construction, Journal of The Japan Welding Society, Vol. 80, No. 7 (2011), 24-27 (in Japanese).
- 4) MAKINO Y., SHIHHARA K. and ASAI S.: Combination Welding between Laser Beam and MIG Arc, Journal of The Japan Welding Society, Vol. 70, No. 4 (2001), 18-22 (in Japanese).
- 5) KIMURA R., OCHIAI H., NAKASHIMA Y., ONO S. and ONO N.: Application of Laser Arc Hybrid Welding to Japan Coast Guard Portal Vessel Large, Mitsui Zosen Technical Review, No. 216 (2016), 13-19 (in Japanese).
- 6) MAZAR A. M., MA J., YANG G. and KOVACEVIC R.: Hybrid Laser/arc Welding of Advanced High Strength Steel in Different Butt Joint Configurations, Materials and Design, No. 64 (2014), 573-587.
- 7) KIM Y.-C., HIROHATA M., MURAKAMI M. and INOSE K.: Effects of Heat Input Ratio of Laser-arc Hybrid Welding on Welding Distortion and Residual Stress, Quarterly Journal of the JWS, Vol. 31, No. 1 (2013), 8-15 (in Japanese).
- 8) TSUMURA S., MURAKAMI K. and GOTOH k.: A Study on The Angular Distortion in Tee Type Full Penetration Welded Joint Fabricated by The Laser-arc Hybrid Welding, Quarterly Journal of the JWS, Vol. 33, No. 2 (2015), 194-201 (in Japanese).
- 9) HIROHATA M., SUZAKI M., INOSE K., MATSUMOTO N. and ABE, D.: Mechanical Investigation on Cold Cracking by Laser-arc Hybrid Welding, Quarterly Journal of the JWS, Vol. 35, No. 4 (2017), 160-70 (in Japanese).
- 10) SATOH K., NAKAJIMA H. and SUZUKI N.: Restraint Stresses-Strains in Slit Weld, Journal of The Japan Welding Society, Vol. 45, No. 4 (1976), 61-67 (in Japanese).
- 11) UEDA Y., FUKUDA K. and KIM Y.-C.: Analytical Calculation Method of Restraint Stresses and Strains due to Slit Weld in Rectangular Plates, Journal of The Japan Welding Society, Vol. 50, No. 9 (1981), 90-97 (in Japanese).
- 12) UEDA Y. and KIM Y.-C.: Dynamic Aspect of Cold Cracking Parameter, Quarterly Journal of the JWS, Vol. 2, No. 3 (1984), 30-37 (in Japanese).
- 13) KIM Y.-C., LEE J.-Y. and INOSE K.: Dominant Factors for High Accurate Prediction of Distortion and Residual Stress Generated by Fillet Welding, International Journal of Steel Structures, Vol. 7, No. 2 (2007), 91-100.
- 14) NAKAGAWA H. and SUZUKI H.: Ultimate Temperatures of Steel Beams Subjected to Fire, Steel Construction Engineering, Vol. 6, No. 22 (1999), 57-65 (in Japanese).
- 15) KAWAHITO Y., MATSUMOTO N., ABE Y. and KATAYAMA S.: Laser Absorption Characteristics in High Power Fiber Laser Welding of Stainless Steel, Quarterly Journal of the JWS, Vol. 27, No. 3 (2009), 183-188 (in Japanese).
- 16) Japan Welding Society: 第2版 溶接・接合便覧 Maruzen (2003), 548-553 (in Japanese).
- 17) UEDA Y., FUKUDA K. and KIM Y.-C.: Dynamic Characteristics of Y-Groove Cracking Test Specimen of Arbitrary Thickness, Journal of The Japan Welding Society, Vol. 51, No. 8 (1982), 26-32 (in Japanese).