

レーザー・アークハイブリッド溶接の船体上部構造適用に向けた研究開発

成松, 久雄

<https://hdl.handle.net/2324/4475073>

出版情報 : Kyushu University, 2020, 博士 (工学), 課程博士
バージョン :
権利関係 :

レーザー・アークハイブリッド溶接の
船体上部構造適用に向けた研究開発

成松 久雄

目次

第1章 緒論.....	1
1.1 本研究の背景と目的.....	1
1.2 国内におけるレーザ・アークハイブリッド溶接の船体建造工程導入に向けた先行研究.....	5
(1)石出・古賀らの研究.....	5
(2)（一財）日本船舶技術研究協会の研究.....	7
(3)三井造船株式会社の研究.....	9
1.3 本論文の構成.....	9
第1章 参考文献.....	11
第2章 レーザ・アークハイブリッド溶接装置の構成.....	13
2.1 緒言.....	13
2.2 溶接支援装置.....	13
2.3 レーザ発振器の選定.....	16
2.4 レーザ加工ヘッド.....	24
2.5 溶接線倣い機構.....	28
2.6 結論.....	32
第2章 参考文献.....	32

第3章 長尺溶接の実現に向けた検討.....	33
3.1 15m 長尺溶接試験による技術課題の抽出.....	33
3.2 スパッタ及びヒューム対策.....	36
3.3 ギャップ対策.....	41
3.4 適正な仮付けの検証.....	47
3.5 結論.....	53
第3章 参考文献.....	54
第4章 突合継手溶接条件データベースの構築.....	55
4.1 緒言.....	55
4.2 突合せ溶接継手性能の評価.....	56
4.3 非破壊検査.....	58
4.4 機械的性質の評価.....	61
4.4.1 引張試験.....	63
4.4.2 曲げ試験.....	65
4.4.3 衝撃試験.....	68
4.4.4 マクロ試験とビッカース硬さ試験.....	71
4.5 結論.....	74
第4章 参考文献.....	74

第5章 T継手溶接条件データベースの構築.....	76
5.1 緒言.....	76
5.2 片側貫通T継手の基礎検討.....	77
5.3 両面すみ肉継手の溶接条件導出.....	87
5.4 結論.....	91
第5章 参考文献.....	92
第6章 ホットコイル材の船体上部構造への適用に関する 諸検討.....	93
6.1 緒言.....	93
6.2 コイル材とシート材の比較.....	94
6.2.1 機械的性質と化学組成およびマイクロ組織.....	94
6.2.2 残留応力と硬さ分布.....	97
6.3 熱切断及び溶接による変形の評価.....	102
6.3.1 切断による変形の検証.....	102
6.3.2 切断方法の違いによる溶接変形の検証.....	106
6.4 溶接入熱の違いによる溶接変形の検証.....	108
6.4.1 供試材ならびに施工条件.....	108
6.4.2 SAWならびにLAHW施工体の撓み量の検証.....	111
6.4.3 SAWならびにLAHW施工体の角変形の検証.....	113

6.5 コイル材の溶接継手の機械的性質の検証.....	115
6.5.1 供試材および試験項目.....	115
6.5.2 溶接継手引張試験結果.....	116
6.5.3 溶接継手衝撃試験結果.....	118
6.5.4 ビッカース硬さ試験.....	119
6.6 結論.....	122
第6章 参考文献.....	123
第7章 結論.....	124
謝辞.....	129

第1章 緒論

1.1 本研究の背景と目的

世界的な経済の減速と拡大する需給ギャップという厳しい外部環境の中、造船事業を継続し競争力を維持していくためには、既存技術の改善に留まらず革新的な技術を取り入れた次世代の船舶建造技術の基盤を整備し、さらなる船舶建造高品質化・効率化をはかり生産コストを低減していく必要がある。一方で、労働生産人口の減少による熟練労働力の確保が難しくなることが将来的に予想される中、一層の自動化・省人化を図ることも事業継続には必須となる。

我が国の造船業はこのような環境に置かれているにも関わらず、設備投資に対する消極的姿勢及び優れた熟練技能者の個々の能力に頼る傾向が比較的強いこともあり、他産業と比較して優れた新規生産設備の導入に二の足を踏む傾向にあるといえよう。一方、生産技術面から我が国造船業の国際競争力強化に向けた検討も行われ、その報告書¹⁾において、「溶接変形を格段に抑制できるレーザ（及びレーザ・アークハイブリッド）溶接技術の船体建造工程への導入」及び「Webカメラなどを用いた建造工程モニタリングを活用した、作業方法の見直しと改善」の重要性が指摘された。また、この指摘を踏まえた両研究項目に対する業界共同研究²⁾も実施され、両技術の現場適用に向けた基礎的知見が報告された。このうちレーザ溶接に関する研究では、溶接施工時のギャップ裕度対策の観点から、造船業ではレーザ・アークハイブリッド溶接（Laser-Arc Hybrid Welding）を活用することが適切であろうとの分析の下、レーザ単独の使用ではなく、レーザ・

アークハイブリッド溶接を一般商船建造に利用するための基礎的な知見が積み上げられた。

レーザ・アークハイブリッド溶接は入熱量が小さく溶接変形を抑えることができる高精度・高品質の溶接技術である。同溶接法は使用する大出力レーザ光が人体に及ぼす影響からの保護の観点から、十分な遮光環境の下でロボットによる自動溶接とする必要があるが、自動溶接であり、近年の製造業全般に検討が加速している IOT 技術との親和性が強いため、建造に資する工数や人員数を大幅に合理化できる可能性も指摘されている。同溶接法と、現在の船体建造において主に用いられているアーク溶接との比較を以下に示す。

- a) 低入熱の溶接法であるため溶接変形を大幅に低減できることから、船殻ブロック建造における高精度な工作が可能となり、変形矯正等の後戻り作業も大幅に低減される。この結果、高品質の船殻ブロック製作が可能となる。
- b) 従来のアーク溶接と比較すると2～3倍の溶接速度での溶接施工が可能となり、溶接工数の短縮が可能となる。加えて上記のように溶接変形の低減も達成されるため、溶接による部材製作という単位で見れば更なる工数削減が達成できる。
- c) 国内主要造船所が主に建造している一般商船に適用されるレベルの板厚であれば I 形開先で溶接可能な為、開先加工に要する工数が削減となる。
- d) 板厚が大きい場合はレ形や V 形の開先加工が必要な場合もあるが、同レベルの板厚を有する溶接継手をアーク溶接で製作する場合と比較すると、かなりの狭開先の溶接により継手を製作できるため、総溶接工数の削減効果は大きい。

- e) 上記 c) 及び d) の結果，使用する溶接材料を削減できるため，素材購入コストの削減も可能となる。
- f) レーザを単独で使用する溶接法よりも接合部材間のギャップ裕度を有するものの，通常のアーク溶接と比較すれば，ギャップ裕度が劣ることは否めない。

一般商船の強度部材を接合するために利用するには，上述の業界共同研究²⁾で利用された最大出力 20kW 程度のレーザ発振器が必要である。一方，このような大出力レーザ発振器は供給元が海外メーカ（しかも 1 社）に限定されることもあり，初期導入コストや迅速なメンテナンスの観点から導入は決して容易とは言えない。加えて，溶接変形は上部構造物や PCC (Pure Car Carrier：自動車専用運搬船) のデッキなど，船体の中でも比較的板厚が薄い箇所の接合で懸念されることから，最大でも 10mm 程度の板厚部の接合をレーザ・アークハイブリッド溶接により実施することを目標とすることが，一般商船建造現場への導入に際しては現実的であろうと考えられる。

レーザ・アークハイブリッド溶接の商船建造現場への導入に際して先行する欧州の造船所では，建造船種を客船や艦艇等の薄板を主に使用するものに特化させていることを背景に，10 mm 程度までの薄板における溶接継手の製作に適用している。しかしながら，レーザを単独で使用する溶接と比較してギャップ裕度に勝るレーザ・アークハイブリッド溶接でも，従来のアーク溶接と比較すると開先裕度に対する制約は厳しいものがある。そこで，欧州の造船所ではギャップ裕度に関する対策として，開先を機械切削加工で高精度に管理するとともに，Fig.1.1 に例示するように溶接施工中に開先近傍を強固に拘束するため非常に大がかりな付帯設備の使用が必要不可欠であるため，多船種プロダクトミックスでの建造を主体とする日

本の造船業では，この手法をそのまま導入することは設備コストの観点からも許容できない。

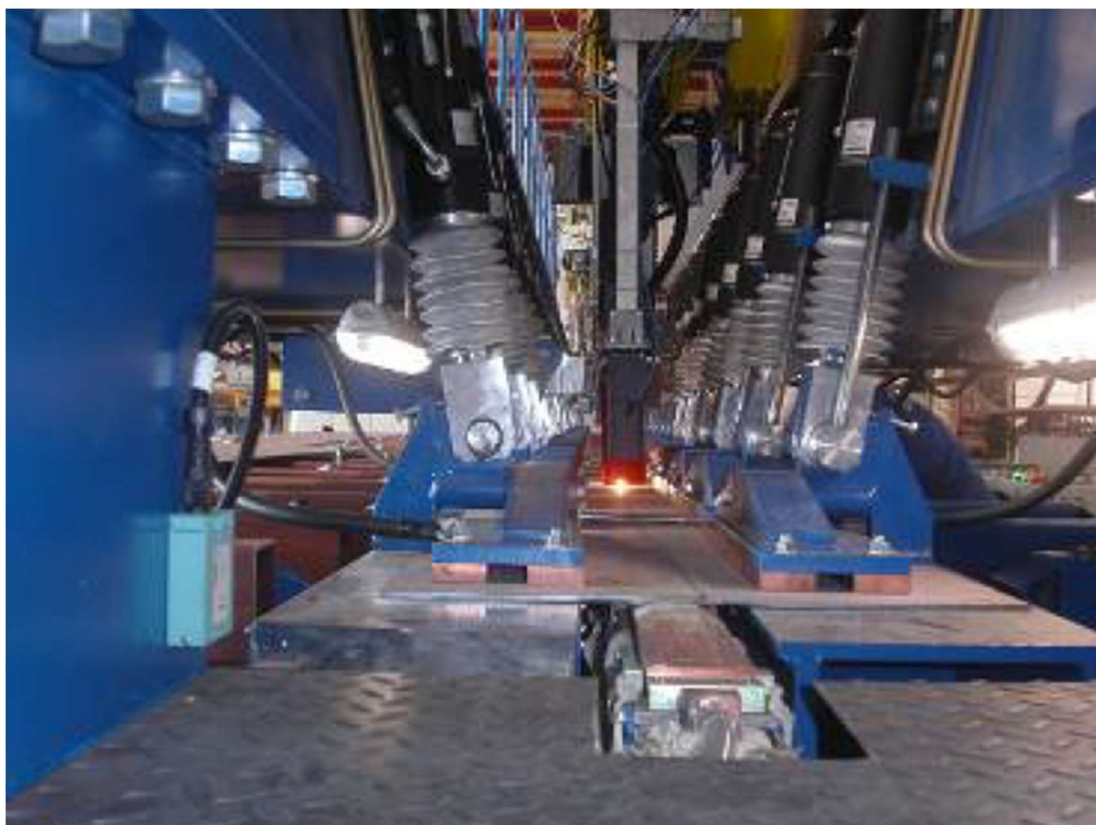


Fig.1.1 An example of groove restraint device for butt welded joints installed in laser-arc hybrid welding system. : Photo by IPG Photonics (Japan) Ltd.

以上述べた背景に基づき，本研究では，レーザ・アークハイブリッド溶接装置を既存生産ラインへの置換導入が容易な汎用性の高い形で開発することを目的とする．具体的には，溶接変形抑制に対するニーズが高く，強度的な要求条件が比較的低い，船体上部構造の建造への適用を目的に，適

用板厚範囲が 12 mm までの片面 1 パス突合せ継手の製造ラインの構築に取り組んだ。なお、国内造船所で多く使用されるプラズマ切断レベルの開先精度かつ、実験室レベルの溶接装置とは異なり溶接長 10 m 以上の突合せ溶接を安定的に施工するため、溶接線のリアルタイムトラッキング技術を活用した、自律的溶接施工条件制御技術を実装させることにした。

加えて、船体上部構造の建造コストを抑制する観点から、安価なコイル材や型鋼の利用可能性も検討した。

1.2 国内におけるレーザ・アークハイブリッド溶接の船体建造工程導入に向けた先行研究

レーザ・アークハイブリッド溶接を厚板鋼構造物建造へ適用すれば、従来のアーク溶接に比べて溶接変形が大幅に低減できるため、溶接後の手直し工数を大幅に削減できると期待される。船舶・海洋構造物の分野においても、レーザ・アークハイブリッド溶接を適用することにより、高速・高効率溶接の実用化が期待されている。1990 年代後半から国内企業・大学の研究者らが重工業分野にレーザ・アークハイブリッド溶接を適用するための幾つかの研究を行っており、本節ではこれらのうちでも代表的な事例を概説する。

(1) 石出・古賀らの研究

1980 年代後半当時の YAG レーザ発振出力は CO₂ レーザに及ばず、大出力を必要とする溶接には CO₂ レーザが適用されてきた。しかし、CO₂

レーザはファイバ伝送に不向きでミラー伝送となるため光学系が複雑になること、並びにレーザ誘起プラズマの影響を受けやすく溶接品質が安定しないことから、溶接構造物への適用は難しいと考えられてきた。その後、YAG レーザの高出力化が進むとともに、YAG レーザを熱源に用いた各種研究が行われ、肉厚 3mm のステンレス配管の全姿勢溶接法が開発された³⁻⁶⁾。

1990 年代前半には、YAG レーザをレーザ熱源に用いることで厚板の溶接が可能となっており、肉厚 14mm のステンレス容器の溶接、並びに板厚 25mm までのガスタービン部材の溶接に同溶接法が実用化されている^{7,8)}。しかしながら、レーザ単独の溶接では開先合わせの要求精度が厳しく、製品加工精度が充分でない部材（例えば開先面がガス切断された鋼板）に対して、レーザ単独で溶接施工を行うことは困難であった。

そこで、開先合わせ精度並びにギャップ間隔裕度の拡大を目的とし、レーザ溶接とアーク溶接を組み合わせたレーザ・アークハイブリッド溶接に関する研究が行われ、MIG (Metal Inert Gas) 溶接と YAG レーザを組み合わせたレーザ・アークハイブリッド溶接を適用して、板厚 6mm のステンレス鋼板に対しギャップ間隔の変動幅が 2mm まで同一条件で溶接施工できる溶接条件を導出している⁷⁾。

これらの一連の研究成果を踏まえ古賀ら⁹⁻¹¹⁾は、2010 年にレーザ・アークハイブリッド溶接法を板厚 13mm 以下の板継ぎ溶接に適用し、世界で初めて一般商船の建造に同溶接法を実船適用した。またレーザ・アークハイブリッド溶接のアーク熱源には通常 TIG 溶接、MIG 溶接、あるいは MAG (Metal Active Gas) 溶接が用いられることが多いが、造船分野では溶接長が 1,000km を超える場合もあることから、コストを最小化する観点で炭酸

ガスアーク溶接をアーク熱源に用いたことにも特徴の一つである。

(2) (一財) 日本船舶技術研究協会の研究

2012 年度から 2013 年度まで国内造船業の競争力強化に資することを目的に (一財) 日本船舶技術研究協会をプラットフォームとして「船舶建造高品質化・効率化技術に関する調査研究」が実施され、その一環としてレーザー・アークハイブリッド溶接技術を船舶建造工程適用にするための業界共同研究が行われた^{12,13)}。

レーザー・アークハイブリッド溶接技術の船体建造工程適用で先行する欧州圏の造船所においては、レーザー照射位置に精度良く部材を配材するために大掛かりな部材拘束装置が導入されている。しかし、レーザー発振源そのものに比較的高額なコストが要求される現状で、このような大掛かりな付帯装置を用いる工法では投資コストが増大するため、この投資コストが国内造船所においてレーザー・アークハイブリッド溶接技術が普及しない一因と考えられる。欧州圏の造船所においては、レーザー・アークハイブリッド溶接で施工する溶接継手の開先を機械加工により仕上げるのが一般的¹²⁾であり、レーザー・アークハイブリッド溶接を船体建造工程に適用する際に問題となる溶接線上に沿ったギャップのばらつきも国内造船所のそれよりはるかに小さくなるように溶接施工前の段取りがなされていると推察される。

(一財) 日本船舶技術研究協会の研究では、先述の大掛かりな付帯装置を必要としない従来の造船工作法の延長線上の工法として、部材拘束方法に仮付け溶接を採用し、開先面の仕上げについてもレーザー切断された鋼材

の表面酸化被膜をブラッシング除去する程度の簡易的な手法の適用可能性を検討している。また、アーク熱源には国内造船所で広く使用されている炭酸ガスアーク溶接を、レーザー熱源にはファイバーレーザーを用い、これらを組み合わせたレーザー・アークハイブリッド溶接システムを構築した。そして、このレーザー・アークハイブリッド溶接システムを用いて、国内造船所が主に建造している一般商船において多用されるレベルの厚板鋼板（T継手：14mm，突合せ継手：21mm）を対象として、T継手に関しては2パスの施工で、突合せ継手に関しては1パスで健全な溶接継手を製作できる条件を導出している。加えて、実施工に資するための研究として、長さ5,000mmの長尺継手の製作実験を試みている^{13,14)}。

また、上述の研究プロジェクトで積み残された諸課題についても、後続の研究プロジェクト^{15,16)}が実施されており、これらの成果及び関連研究の成果についても、以下に要点を示す内容で報告¹⁷⁾されている。

- (1) 片側からの1パス施工による完全溶込みT継手製作について、一般商船で適用される板厚レベルでの同施工法を確立するとともに、疲労強度面（十字継手の軸力疲労試験においてIIW疲労等級FAT80を上回る）を含めて良好な継手性能を有することを確認。
- (2) プラズマ切断やガス切断で開先加工しても、外観上の欠陥、内部欠陥、及び硬さの観点から評価し、問題なく施工できることを確認。
- (3) 接合線近傍に残存する防錆プライマや酸化皮膜は、突合せ継手製作時には溶接施工前に除去する必要があるが、片側完全溶込みT継手の場合は除去不要であることを確認。
- (4) 実機レベルの溶接長（5,000 mm）を有する突合せ継手の製作を試み、0.2 mm程度の初期ギャップを設定することで、0mm程度の初期ギャップと比較してビード外観が比較的良好な継手を製作できることを確認。

(3)三井造船株式会社の研究

三井造船株式会社では、2015年に大型巡視船の船体構造にレーザー・アークハイブリッド溶接を適用した¹⁸⁾。板厚8 mmまでの突合せ継手に対し、ギャップ0.7 mm以下の範囲で健全な継手を作成する条件を導出している。熱源として最大出力5.3 kWのYAGレーザーと炭酸ガスアーク溶接を用い、溶接線倣い制御付きの走行台車で溶接するシステムを構築し、従来工法として使用される両面サブマージアーク溶接法と比して、大幅な角変形の低減を達成している。

1.3 本論文の構成

本論文は、レーザー・アークハイブリッド溶接装置を既存生産ラインへの置換導入が容易な汎用性の高い形で開発した成果及び、これを用いることで、船体上部構造の建造コストを抑制するための方法を検討したものであり、7章から構成される。

第1章では、本研究の背景と目的および論文の構成について述べ、レーザー・アークハイブリッド溶接法の特徴について説明し、同溶接法に関する研究動向と造船分野における適用事例を紹介した。

第2章では、一般商船の船殻大組ブロック寸法を想定した、溶接長15 mの超長尺の突合せ継手及び片側貫通T継手製作が可能となるレーザー・アークハイブリッド溶接装置を造船工場の生産ラインに実装するために必要な設備構成を論じ、大掛かりな拘束装置を用いることなく、レーザーセンサー

を用いて溶接線のズレとギャップの大きさをモニタリングし、溶接線に倣うと共にギャップに応じてインラインで溶接施工条件を制御するシステムを構築した。

第3章では、15m長尺溶接試験による技術課題を抽出し、スパッタ及びヒューム対策、ギャップ対策について検討し、適正な仮付けの検証など、リアルタイムに溶接線をモニタリングして溶接条件を制御するトラッキング技術を搭載し、ギャップ変動自律対応型のレーザ・アークハイブリッド溶接システムを用いて一般商船の船体構造に適用されるレベルの長尺溶接を実施するにあたっての種々の課題解決に取り組んだ。

第4章では、レーザ・アークハイブリッド溶接で突合せ継手を作成する場合の溶接条件作成について論じ、代表例としてKA材12mm厚の溶接条件を紹介し、その継手性能についての調査結果を報告した。

第5章では、溶接変形抑制に対するニーズが高く、強度的な要求条件が余り厳しくなく主に軟鋼材が適用される船体上部構造の建造への適用を目的に、レーザ・アークハイブリッド溶接を用いた上部構造の製作に適したT継手溶接条件に関する検討を行った。

第6章では、強度的な要求条件が余り厳しくなく主に軟鋼材が適用される船体上部構造の製作において、建造コスト低減の観点からコイル材の使用範囲拡大を念頭に、板厚5.5mmのKA規格材を用いてコイル材とシート材の性状差異や熱加工難易度の違いを調査検証した。合わせて、国産鋼材に対して価格優位性を有する海外材との比較も試みた。

第7章はまとめであり、本研究の総括を記す。

第1章 参考文献

- 1) 一般社団法人日本造船工業会生産部会 2020 年検討会：第二期生産技術グループ報告書 日本造船業将来ビジョン ―生産技術の展望―，2011.
- 2) 一般財団法人日本船舶技術研究協会：船舶建造高品質・効率化技術の調査研究，2013 年度研究成果概要報告書，2013.
- 3) 正野進：レーザ・電子ビーム溶接の大型構造物への展開，溶接学会誌，Vol.60, No. 1, pp. 30-33, 1991.
- 4) 長島是，松本長，名倉身，石出孝，白田春雄：高出力 YAG レーザの光ファイバ伝送と溶接への適用 (1) ―光ファイバ伝送―，溶接学会全国大会講演概要，Vol. 45, pp.138-139, 1989.
- 5) 松本長，名倉保身，川口聖一，石出孝，横山昭：高出力 YAG レーザの光ファイバ伝送と溶接への適用 (5) ―光ファイバ出射ビーム強度分布と溶込み特性―，溶接学会全国大会講演概要，Vol. 53, pp. 106-107, 1993.
- 6) 石出孝，白田春雄，松本長：高出力 YAG レーザの光ファイバ伝送と溶接への適用 (6) ―キーホール中のビームエネルギー伝送―，溶接学会全国大会講演概要，Vol 53, pp. 108-109, 1993.
- 7) 下楠善昭，福本清治，名山理助，石出孝，坪田秀峰，松縄朗，片山聖治：パルス化高出力 YAG レーザの厚板溶接への適用，溶接学会論文集，Vol. 20, No. 4, pp.477-483, 2002.
- 8) 富田昌考，米田純一，石出孝，橋本義男：高出力 YAG レーザによるステンレス配管全姿勢溶接法の開発-高出力-YAG レーザの光ファイバ伝送と溶接への適用 (9) -，溶接学会全国大会講演概要，Vol. 58, pp. 120-121, 1996.
- 9) 石出孝，坪田秀峰，渡辺眞生，上条和洋：YAG レーザとアークハイブリッド溶接法の開発―各種 TIG-YAG，MIG-YAG 溶接法の開発―，溶接

学会全国大会講演概要, Vol. 70, pp. F48-F53, 2002.

- 10) 古賀宏, 郷田穂積, 寺田伸, 廣田一博, 中山伸, 坪田秀峰: レーザ・アークハイブリッド溶接の初の一般商船への適用, 三菱重工技法, Vol. 47, No. 3, pp. 86-91 2010.
- 11) 坪田秀峰, 古賀宏志: レーザ・アークハイブリッド溶接の造船工作への適用, 溶接学会誌, Vol. 79, No. 7, pp.7-10, 2010.
- 12) 坪田秀峰, 郷田穂積, 石出孝: 船舶へのレーザ溶接の適用, 溶接学会誌, Vol. 80, No. 7, pp. 20-23, 2011.
- 13) (一財)日本船舶技術研究協会: 船舶建造高品質化・効率化技術に関する調査研究 2012 年度成果報告書, 2013.
- 14) (一財)日本船舶技術研究協会: 船舶建造高品質化・効率化技術に関する調査研究 2013 年度成果報告書, 2014.
- 15) (一財)日本船舶技術研究協会: レーザ・アークハイブリッド溶接による新溶接法の研究開発 2015 年度成果報告書, 2016.
- 16) (一財)日本船舶技術研究協会: レーザ・アークハイブリッド厚板溶接実用化に向けた研究開発 2017 年度成果報告書, 2018.
- 17) 後藤浩二, 上村崇杜, 津村秀一, 竹下竜平, 内野一成, 森山厚夫: レーザ・ハイブリッド溶接の一般商船建造工程への導入に向けた諸検討, 日本船舶海洋工学会論文集, Vol.32, 2020. (印刷中)
- 18) 小野昇造: レーザ・アークハイブリッド溶接技術を開発—船体建造へ適用—, 三井造船技法, No. 215, pp. 30, 2015.

第2章 レーザ・アークハイブリッド溶接装置の構成

2.1 緒言

本章では、一般商船の船殻大組ブロック寸法を想定し、弊社工場で製作可能な最大寸法である 15 m x 15 m を視野に入れて、溶接長 15 m の超長尺の突合せ継手及び片側貫通T継手製作が可能となるレーザ・アークハイブリッド溶接装置を造船工場の生産ラインに実装するために必要な設備構成を提案する。

15 m レベルの長尺溶接を実施する場合、熱影響に伴うルートギャップの変動や溶接線のズレ等が発生する事が問題となる。第1章で紹介した欧州の造船所の先行事例と異なり、大掛かりな拘束装置を用いることなく適正な溶接を達成するためには、溶接線のズレとギャップの大きさをモニタリングして、溶接線に倣うと共にギャップに応じてインラインで溶接施工条件を制御するという技術が必要となる。

2.2 溶接支援装置

実証試験機の概要を Fig. 2.1 および Fig.2.2 に示す。定盤を 4 m x 15 m の範囲とし、これをくまなくカバーでき、かつ、下向以外の溶接姿勢への拡張性を考慮して6軸マニピュレータを採用した。長手方向へ定盤端に 15 m のレールを設置し、これをまたぐ格好で 5.2 m 幅の門型台車を採用、6軸マニピュレータを天吊りし、2軸走行機構を備えた門型溶接ロボットとした。



(a) Overview



(b) Manipulator of welding robot

Fig. 2.2 Photograph of developed laser arc hybrid welding system.

2.3 レーザ発振器の選定

本研究に使用したレーザ発振器の仕様を Table 2.1 に示す。

Table 2.1 Specification of applied laser oscillator.

Manufacturer:	Fujikura Ltd.
Type:	Continuous wave fiber laser (Water cooling type)
Model ID:	FLC-8000M-W-MC-1010
Rated laser power:	8 kW
Wave length:	1,070 nm \pm 5 nm
BPP (Beam Parameter Product):	\leq 4.5 mm \cdot mrad

レーザ発振器の選定に当たって、まず何よりも重要となるのが最大レーザ出力の決定である。レーザ発振方法によっては必要となるレーザ出力が得られないという問題があり、定格出力によってイニシャルコストも大きく変わってくる。その為、レーザ発振器の選定に当たってはコストミニマムとなるように最大出力を決定しなければならない。

レーザには、固体レーザ (YAG・ガラス・ルビー等) , 液体レーザ, 気体 (CO₂ ガスなど) レーザ, 半導体レーザ, 自由電子レーザ, 化学レーザ, ファイバレーザ等の種類があるが、従来の固体レーザに比べファイバレーザには以下のような特長がある。

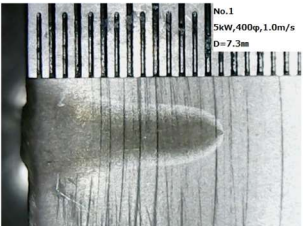
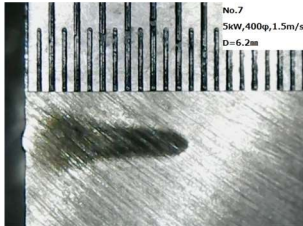
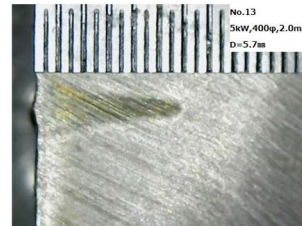
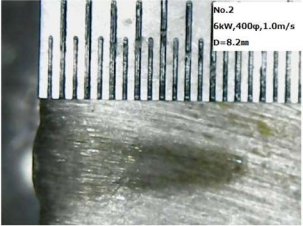
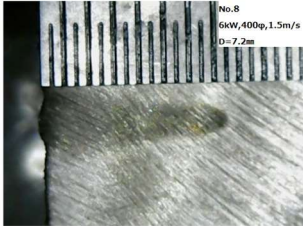
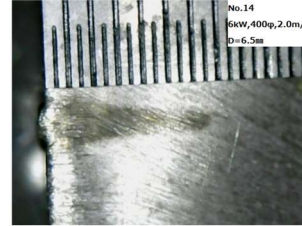
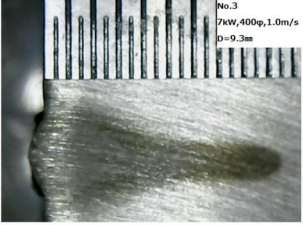
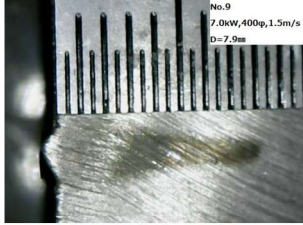
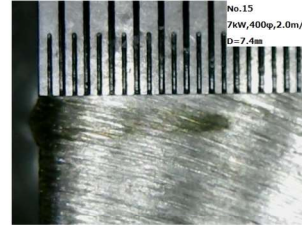
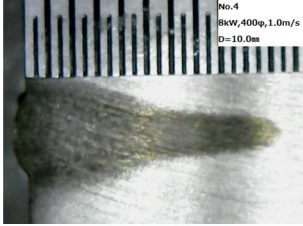
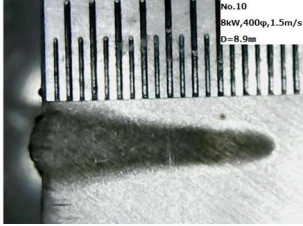
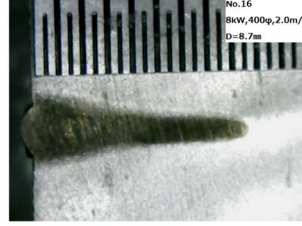
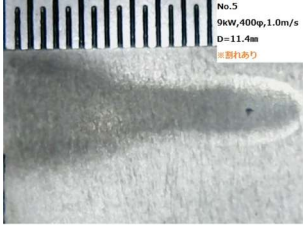
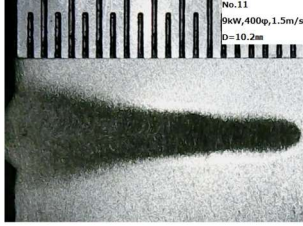
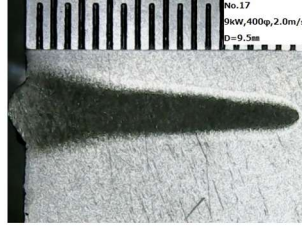
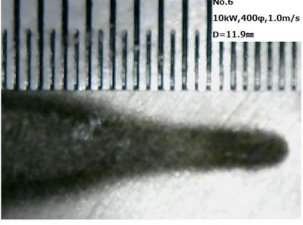
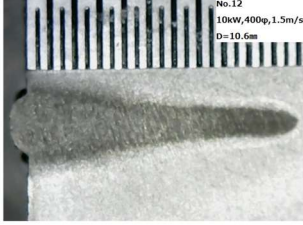
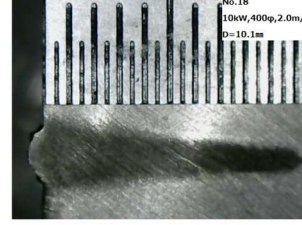
- 光ファイバから出力されるため、ビーム品質が高い(集光性に優れている).
- 光ファイバ内で効率良く増幅ができるため、小型軽量で電気-光変換効率が高い(設置性に優れ消費電力が低い).
- 高出力で高信頼性の半導体レーザを励起光源としているため、ファイバレーザとしても高出力と高信頼性の両方を同時に実現(長寿命).
- すべて光ファイバで構成され、ミラーやレンズ等がないため、塵埃付着や光軸ずれの心配がなく、頻繁なメンテナンスは不要(高メンテナンス性).

これらの特長から、マーキング、微細加工、溶接、切断、計測など、様々な分野においてファイバレーザの普及が急速に進んでいる。本研究では船体構造の中でも溶接変形が著しい薄板構造部(最大板厚 12 mm)へのレーザ・アークハイブリッド溶接の適用を主眼とすることから、設置後のランニングコスト抑制を考慮した定格出力の範囲で優れたレーザビーム品質を確保でき、定盤を走行するロボットの先端に簡便にビーム伝送が可能なファイバレーザの採用を検討した。

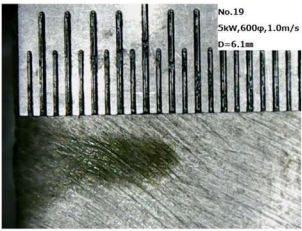
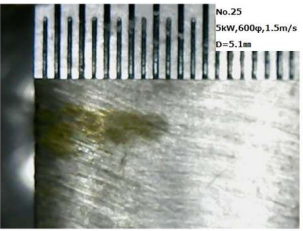
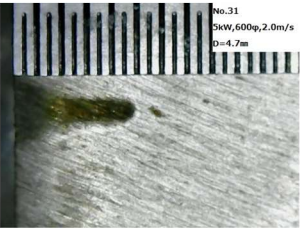
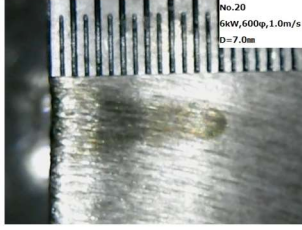
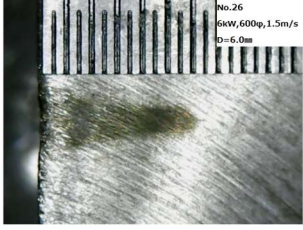
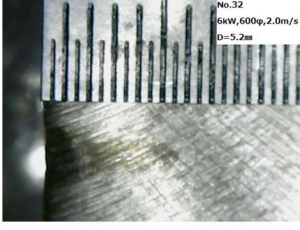
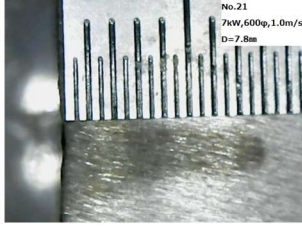

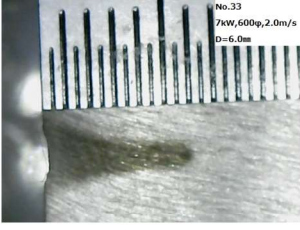
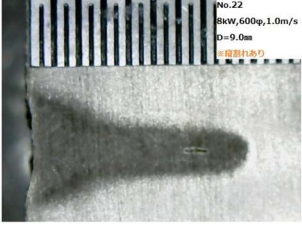
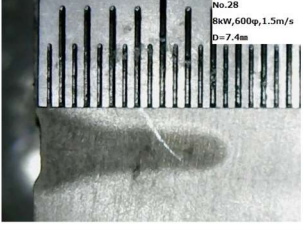
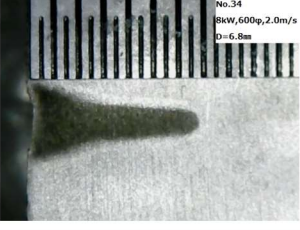
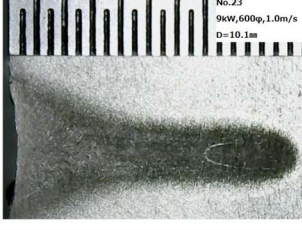

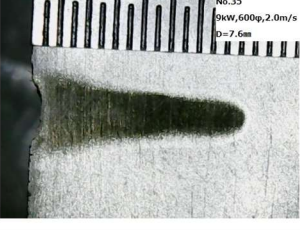
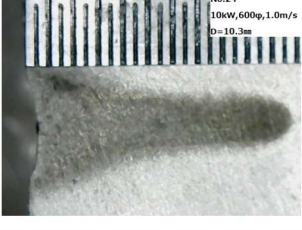
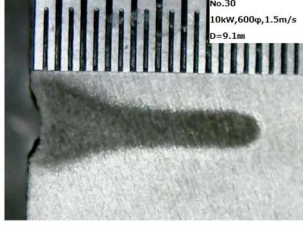
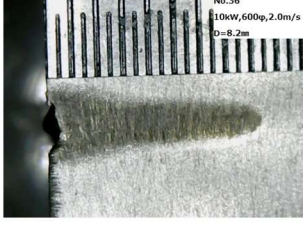
板厚 12 mm の鋼板を溶接するに当たり十分と思われるレーザ出力の調査のため、板厚 25 mm の軟鋼にレーザを単独で照射し、レーザ出力別に溶込み深さを確認する試験を実施した。試験条件を Table 2.2 に、溶込み部の断面マクロ写真を Fig. 2.3 に、測定した最大溶込み深さを Fig. 2.4 にそれぞれ示す。この実験は上述の装置導入前に別途実施したものであるため、レーザの種類はファイバレーザであるが、発振器のメーカーは Table 2.1 に示す会社の製品とは異なる。

Table 2.2 Test conditions for penetration depth confirmation by laser irradiation alone.

Specimen	Mild steel SS400 by JIS G 3101 (Length 100 mm, Breadth 50 mm, Plate thickness 25 mm)
Laser Oscillator	YLS-30000 (Rated laser power 30 kW) by IPG Photonics Ltd.
Transmission fiber diameter	200 μm
Laser spot diameter	400 μm , 600 μm
Travel speed	1.0 m/min, 1.5 m/min, 2.0 m/min
Laser irradiation outputs	5 kW, 6 kW, 7 kW, 8 kW, 9 kW, 10 kW

Laser power	Welding speed = 1.0m/s	Welding speed = 1.5m/s	Welding speed = 2.0m/s
5kW	 No.1 5kW,400µm,1.0m/s D=7.3mm	 No.7 5kW,400µm,1.5m/s D=6.2mm	 No.13 5kW,400µm,2.0m/s D=5.7mm
6kW	 No.2 6kW,400µm,1.0m/s D=8.2mm	 No.8 6kW,400µm,1.5m/s D=7.2mm	 No.14 6kW,400µm,2.0m/s D=6.5mm
7kW	 No.3 7kW,400µm,1.0m/s D=9.3mm	 No.9 7kW,400µm,1.5m/s D=7.9mm	 No.15 7kW,400µm,2.0m/s D=7.4mm
8kW	 No.4 8kW,400µm,1.0m/s D=10.0mm	 No.10 8kW,400µm,1.5m/s D=8.5mm	 No.16 8kW,400µm,2.0m/s D=8.7mm
9kW	 No.5 9kW,400µm,1.0m/s D=11.4mm	 No.11 9kW,400µm,1.5m/s D=10.2mm	 No.17 9kW,400µm,2.0m/s D=9.5mm
10kW	 No.6 10kW,400µm,1.0m/s D=11.9mm	 No.12 10kW,400µm,1.5m/s D=10.6mm	 No.18 10kW,400µm,2.0m/s D=10.1mm

(a) Laser spot diameter 400 μm

Laser power	Welding speed = 1.0m/s	Welding speed = 1.5m/s	Welding speed = 2.0m/s
5kW			
6kW			
7kW			
8kW			
9kW			
10kW			

(b) Laser spot diameter 600 μm

Fig. 2.3 Macroscopic observations of penetration by laser irradiation.

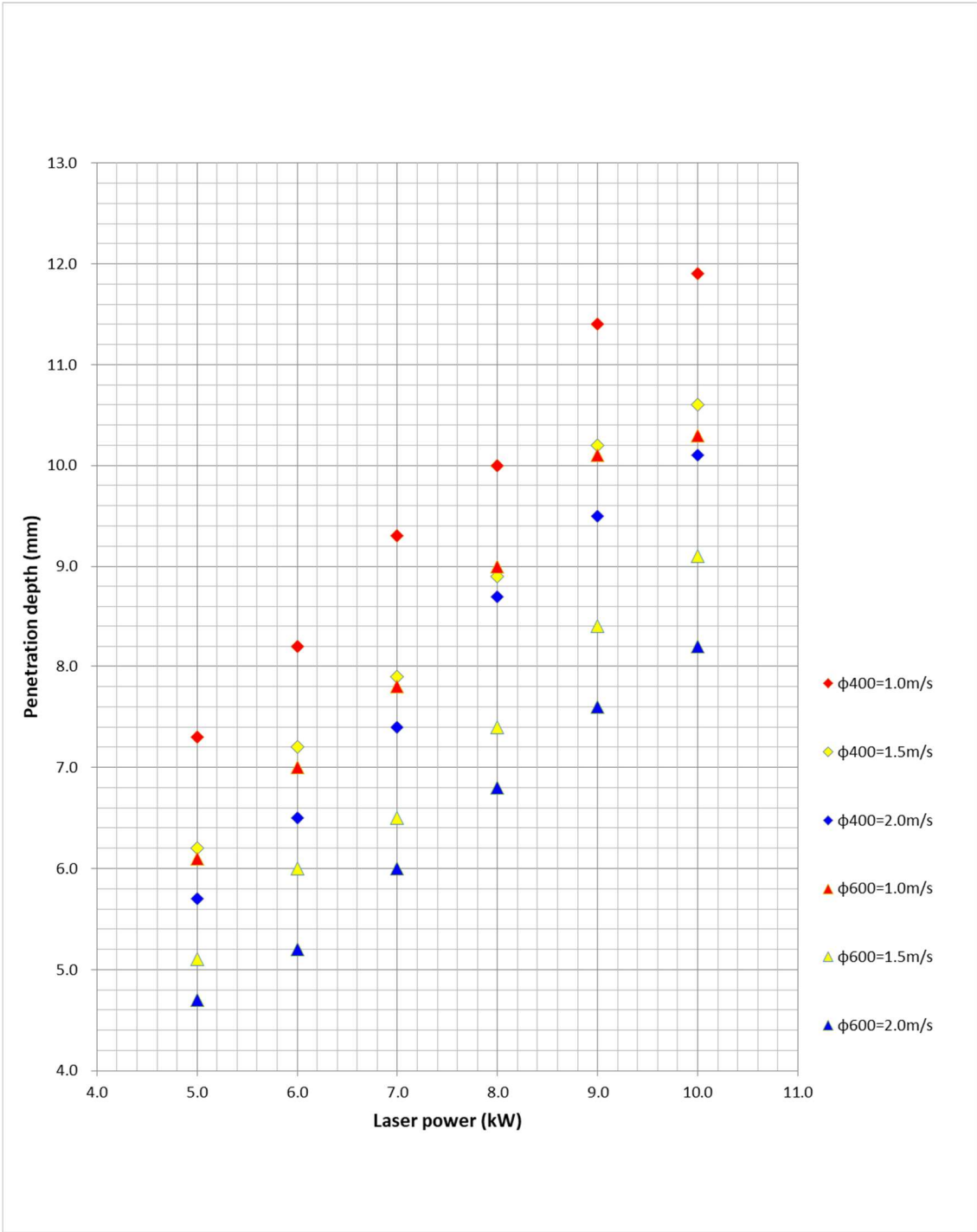


Fig. 2.4 Relationship between laser irradiation power and penetration depth.

レーザー・アークハイブリッド溶接では、レーザー単独照射に比べてアークの熱量がさらに付与される。また、突合せ継手では接合面を機械切削で仕上げていた場合でも極小の隙間が存在する。これらのことから、レーザー単独で鋼板に照射する場合に比べて、レーザー・アークハイブリッド溶接ではより小さいレーザー出力で溶込みを確保できると考えられる。そこで、レーザー単独照射で接合する板厚の 2/3 程度の溶け込みがあれば十分と考え、Fig. 2.4 に示す結果を参照してレーザー出力を 8 kW に、レーザースポット直径を 600 μm に固定し、板厚 12 mm の鋼板をレーザー・アークハイブリッド溶接で接合する試験を実施した。試験条件を Table 2.3 に、溶込み部の断面マクロ写真及び測定された溶込み深さを Fig. 2.5 にそれぞれ示す。なお、比較のためレーザー単独照射の結果も一部示している。

Table 2.3 Test conditions for penetration depth confirmation by laser-arc hybrid welding.

Specimen	Mild steel SS400 by JIS G 3101 (Length 300 mm, Breadth 100 mm, Plate thickness 12 mm)
Laser Oscillator	YLS-30000 (Rated laser power 30 kW) by IPG Photonics Ltd.
Transmission fiber diameter	200 μm
Laser spot diameter	600 μm
Laser irradiation outputs	8 kW
Shield gas for arc welding	Pure CO ₂
Welding consumable (wire)	MG-50 (diameter 1.2 mm) by KOBELCO
Welding wire feed rate	7.0 m/min, 9.0 m/min
Travel speed	0.5 m/min ~ 2.0 m/min

	1	2	3	4	5	6
Macroscopic (welding start side)						
Macroscopic (welding end side)						
Welding speed	0.5m/min	1.0m/min	1.5m/min	2.0m/min	2.0m/min	2.0m/min
Torch arrangement	Laser only	Laser only	Laser only	Laser only	Laser → Arc	Arc → Laser
Wire feeding speed					7m/min	7m/min
Laser angle					5°	-5°
Gap	0mm	0mm	0mm	0mm	0mm	0mm
Penetration	○	△	×	×	×	×
	7	8	9	10	11	12
						
						
Welding speed	1.5m/min	1.5m/min	1.0m/min	1.0m/min	1.5m/min	1.5m/min
Torch arrangement	Arc → Laser	Laser → Arc	Arc → Laser	Laser → Arc	Arc → Laser	Arc → Laser
Wire feeding speed	7m/min	7m/min	7m/min	7m/min	7m/min	7m/min
Laser angle	-5°	5°	-5°	5°	5°	5°
Gap	0mm	0mm	0mm	0mm	0mm	2mm
Penetration	△	×	○	○	○	○

Fig. 2.5 Macroscopic observations and penetration depth by laser-arc hybrid welding.

Fig. 2.5 に示す結果から、8 kW のレーザ出力を備えれば施工対象板厚の最大値である 12 mm に対してレーザ単独照射でも貫通させることが可能であること、レーザ・アークハイブリッド溶接であれば 1.5 m/min の溶接速度でも溶接可能となる可能性を確認できた。また、傾向として「アーク先行」「レーザ入射角が前進角」と設定する方が、より深い溶込みが得られることも確認できた。

以上の結果から、本研究でターゲットとする最大板厚 12 mm の鋼板の接合には、最大出力 8 kW のレーザ発振器を装備すればよいと判断した。

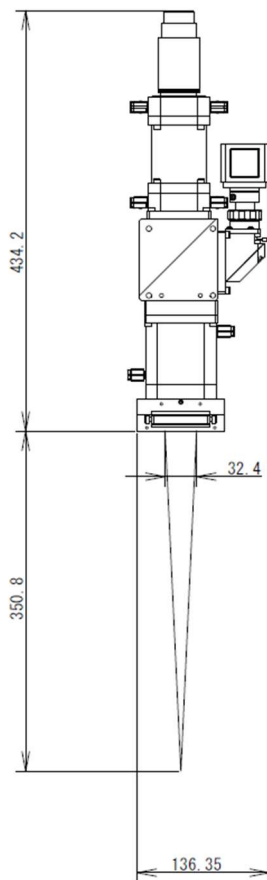
2.4 レーザ加工ヘッド

レーザー発振器で増幅された一定のエネルギーを持ったレーザー光を広い範囲と狭い範囲に照射した場合、レーザーをそのまま直接材料に照射してもエネルギーはそれほど大きくないため、フォーカスレンズを使ってレーザーを材料の直前で収束することにより照射範囲を狭く絞るほうが、エネルギーの密度が高くなりより大きなエネルギーに変換することが可能となる。

レーザー加工ヘッドとは、フォーカスレンズやコリメータレンズを組み合わせて、発振器で増幅されたレーザー光を材料の直前でフォーカスポイントに収束させるためのモジュールである。溶接や切断、マーキング等の様々な加工用途に合わせて種々の加工ヘッドが市販されているが、現状では 10 kW を超えるような高出力帯に対応したヘッドは市販品ではかなり数が限られている。

本研究では、突合せ溶接、片側完全溶込み溶接のそれぞれに適した加工ヘッドを製作した。突合せ溶接では、一般的なストレートタイプの加工ヘッドとした。加工ヘッドの製作用図面を Fig. 2.6 に示す。

このレーザーヘッドには、フォーカスレンズとしてビーム形状を楕円形にスポットできるシリンダリカルレンズという特殊なレンズを採用している。このレンズはレーザー・アークハイブリッド溶接の欠点の一つであるギャップ裕度の少なさを克服するための対策として採用したものである。詳細は、次章のギャップ対策の項目で説明する。



(a) Drawing plan

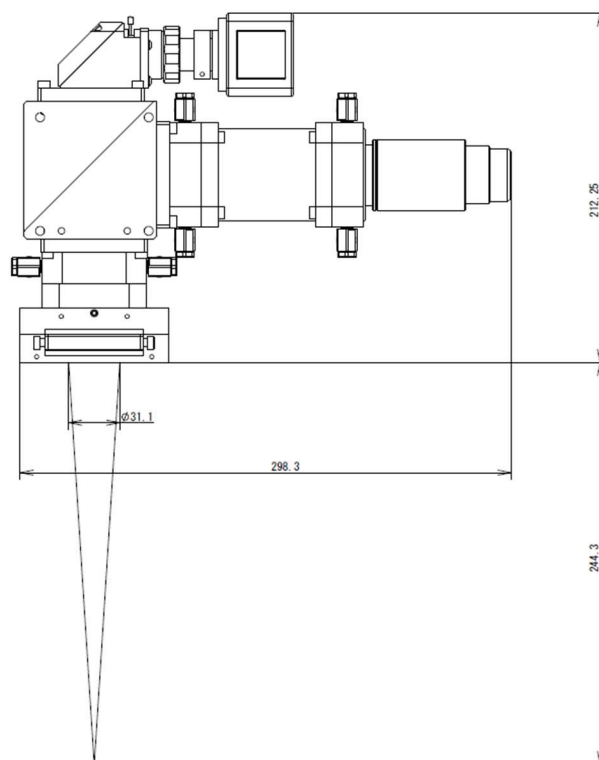


(b) Photograph of Straight laser machining head.

Fig. 2.6 Drawing of the developed laser machining head.

T継手や十字継手のように、基板にスティフナ様の付加物を接合する片側完全溶込み溶接では、レーザー光を水平に近い角度で照射する必要がある。一方、現状の船舶構造ではスパン 800 mm 程度で補剛材としてロンジを配材するのが一般的であり、ハイブリッド溶接技術を船体建造工程に導入するにはロンジ間スパン内に収まるレーザーヘッドが必要となる。しかしながら現状の 10 kW 程度の高出力対応の市販レーザーヘッドでは、部材から比較的離れた距離からのレーザー照射による加工を前提としており、これをそのまま導入することは困難である。

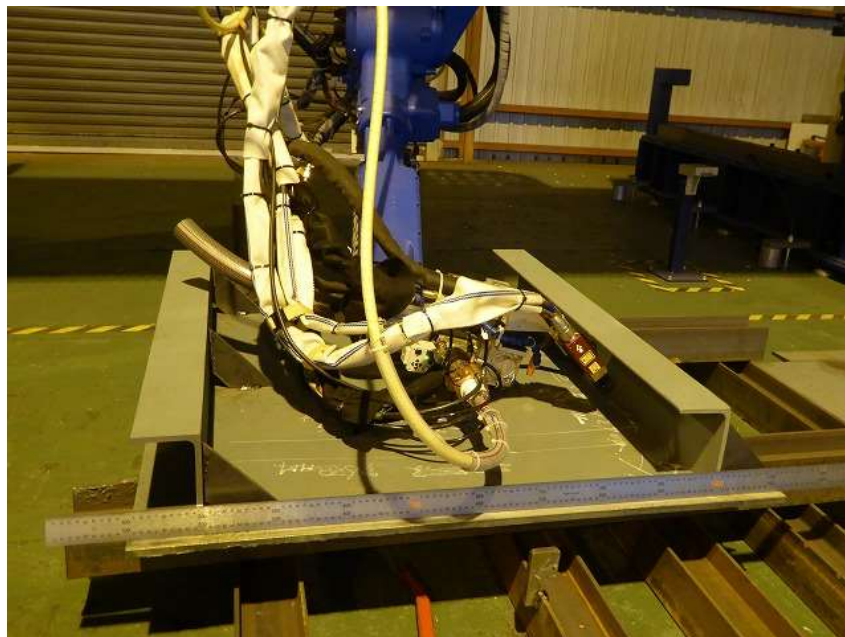
上述のような船体建造現場の実情を考慮し、本研究では、ロンジ材のウェブクリアランス等も考慮して総幅 600 mm 以下を目標としてコンパクトなレーザ加工ヘッドを開発した。Fig. 2.7 に開発したレーザ加工ヘッドを示すが、短焦点レンズの採用とレーザ光路を L 型とすることにより、溶接トーチ端から加工ヘッドのエンドまでの総幅を約 560 mm 程度まで小型化を達成した。Fig. 2.8 には、実際にロンジスペース 800 mm に配置したアングルロンジ間での動作検証の様子を示すが、問題なく片側貫通 T 継手の溶接施工が可能であることを確認した。



(a) Drawing plan



(b) Photograph of L-shaped laser machining head.



(c) Operation verification of developed laser machining head (applied longitudinal space 800 mm).

Fig. 2.7 Developed laser machining head

2.5 溶接線倣い機構

実用化に際して、実際の船体ブロックのように 15 m 程度の超長尺の溶接を施工する場合、部材に投入される溶接入熱に起因する変形により生じる溶接線の当初狙い位置からのずれや開先間隔の変動は基礎試験（溶接長 150 mm～1,000 mm）で生じるレベルよりも大きく、特に溶接変形は格段に大きくなる場合もあり得る。そのため、レーザ光線の狙い位置が施工前の設定位置からずれることになり、適切な溶接施工ができないという問題が発生する。第 1 章で紹介したように、欧州の造船所ではこれを機械的な剛拘束装置により防止する方式を採用しているが、本研究では大掛かりな拘束装置を必要としない方法の採用を目指している。この問題を克服するには、溶接と同時に溶接線の位置及びギャップの大きさをリアルタイムでモニタリングし、溶接線に倣うと共にギャップに応じてインラインで溶接施工条件を制御するという技術が必要である。

本研究開発で構築したリアルタイムインラインモニタリングトラッキング装置は、溶接トーチに先行させたレーザスキャナで溶接線をモニタリングし、検出したギャップ量に応じて溶接位置、レーザ出力および溶接電流／電圧、溶接速度を制御する機構である。システムの概要を Fig. 2.8 に、レーザセンサーカメラを Fig. 2.9 にそれぞれ示す。

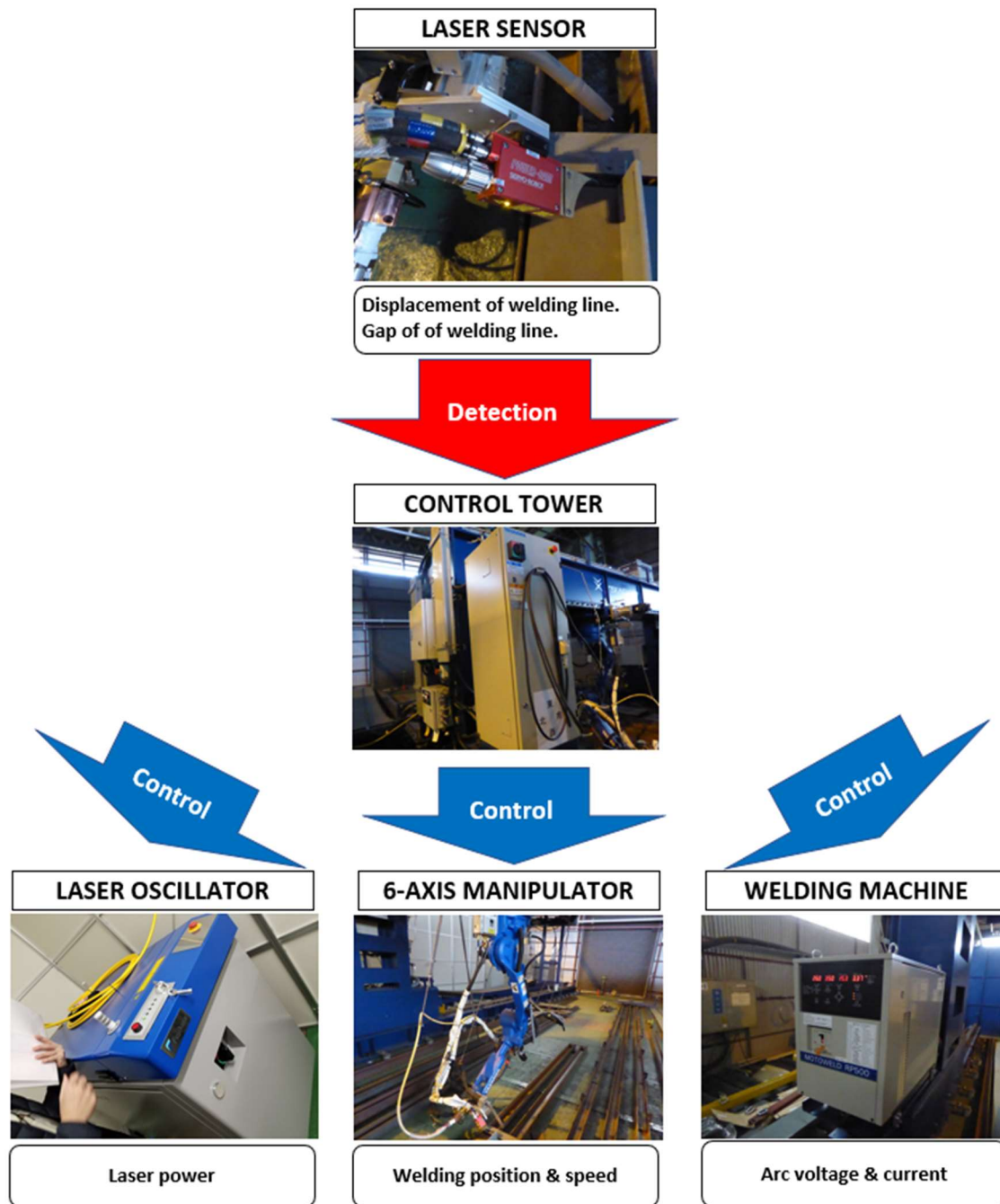
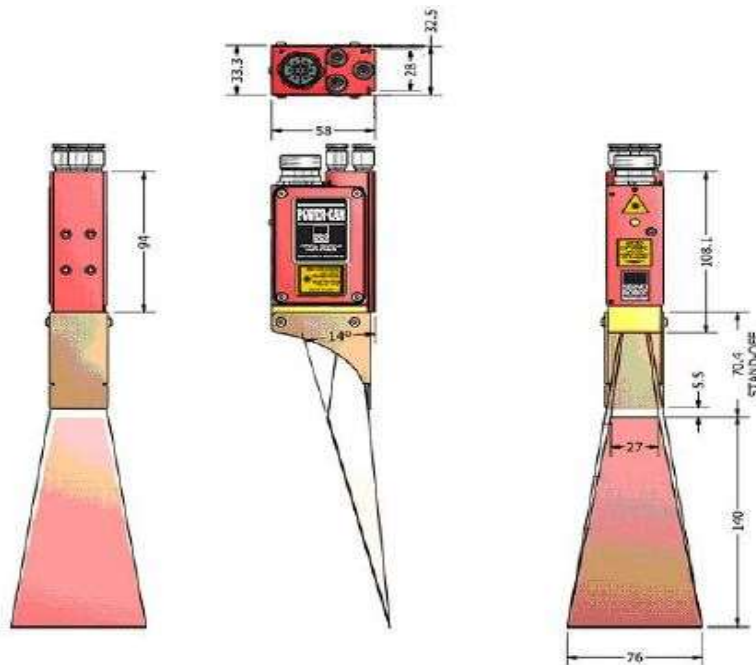


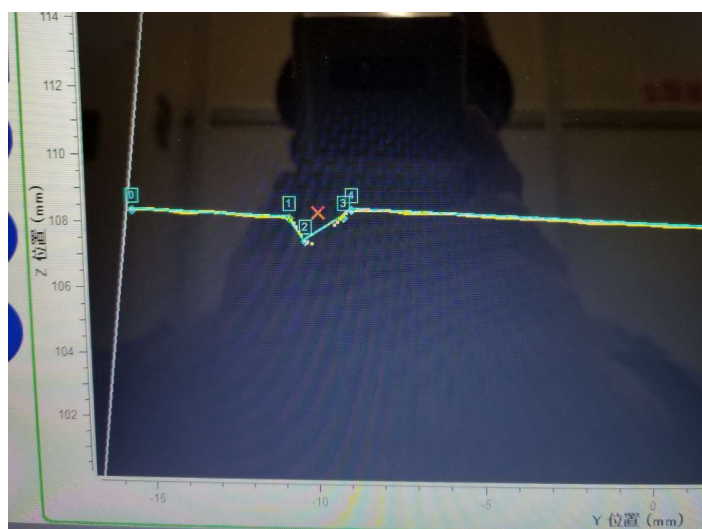
Fig. 2.8 Overview of weld seam tracking and monitoring system.



(a) Operating situation



(b) Drawing of laser sensor¹⁾



(c) Monitor display of detected groove shape

Fig. 2.9 Laser sensing camera.

この装置により、溶接中でも 0.1 mm 単位で開先の見違いやギャップ量を検出することが可能となり、溶接中のギャップ変動に対応して溶接条件を制御し、高精度な長尺溶接が実現できた。検出例として、板厚 12 mm、溶接長 1,400 mm の突合せ継手のギャップ検出結果を Fig. 2.10 に示す。この継手では、ギャップが 1.0 mm から 1.7 mm の範囲で変動していることが検出された。

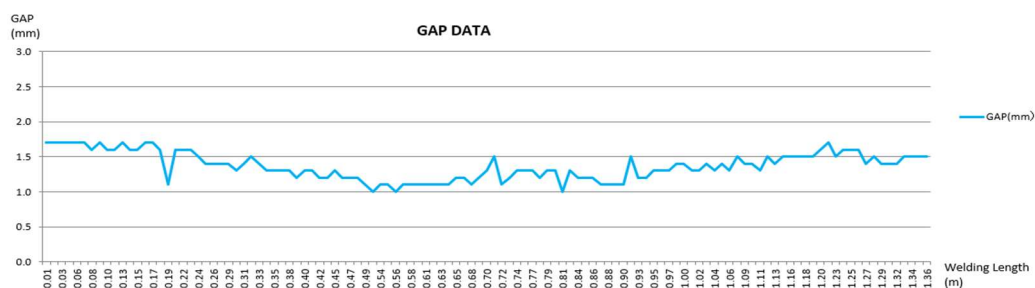


Fig. 2.10 Detected gap data.

2.6 結論

本章では，一般商船の船殻大組ブロック寸法を想定した，溶接長 15m の超長尺の突合せ継手及び片側貫通 T 継手製作が可能となるレーザ・アークハイブリッド溶接装置を造船工場の生産ラインに実装するために必要な設備構成を構築した．具体的には，大掛かりな拘束装置を用いることなく，レーザセンサーを用いて溶接線のズレとギャップの大きさをモニタリングし，溶接線に倣うと共にギャップに応じてインラインで溶接施工条件を制御するシステムとした．レーザ発振器は，ランニングコストも含めて最もコストパフォーマンスの高いファイバレーザとし，出力は板厚 12 mm の鋼板を突合せ溶接することができる最小出力として 8 kW としている．

次章以降，このレーザ・アークハイブリッド溶接装置を用いて，15 m の超長尺溶接を達成するための適正条件を導出すべく種々の課題解決に取り組んだ．

第 2 章 参考文献

- 1) SERVO-ROBOT JAPAN : <https://servo-robot.com/>

第3章 長尺溶接の実現に向けた検討

3.1 15m長尺溶接試験による技術課題の抽出

本実証試験機はリアルタイムに溶接線をモニタリングして溶接条件を制御するトラッキング技術を搭載し、ギャップ変動自律対応型のレーザ・アークハイブリッド溶接システムである。

一方、一般商船の船体構造に適用されるレベルの板厚及び溶接長を有する溶接継手をレーザ・アークハイブリッド溶接で製造した実績がほとんどないことから、同溶接法の実機展開を考えると試行に基づき技術課題を抽出し、これらを適切に解決する必要がある。そこで、板厚 12 mm の供試材を用いて溶接長 15 m の長尺突合せ溶接継手を製作した。溶接施工の様子を Fig. 3.1 に、溶接中のギャップ変動状況を Fig.3.2 に、溶接条件一覧を Table 3.1 にそれぞれ示す。ここで、Fig. 3.2 グラフ内の青線は溶接中のギャップ量、緑線は溶接前（仮付け時）のギャップ量である。

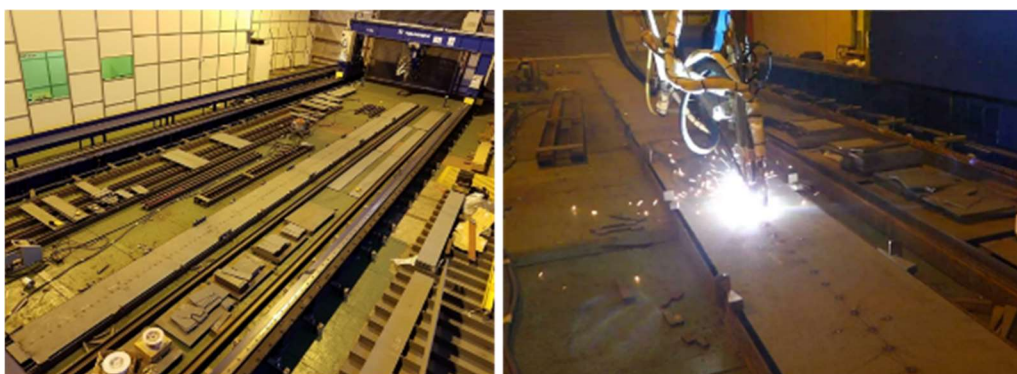


Fig. 3.1 Trial fabrication of butt welded joints with a welding length of 15 m by laser-arc hybrid welding.

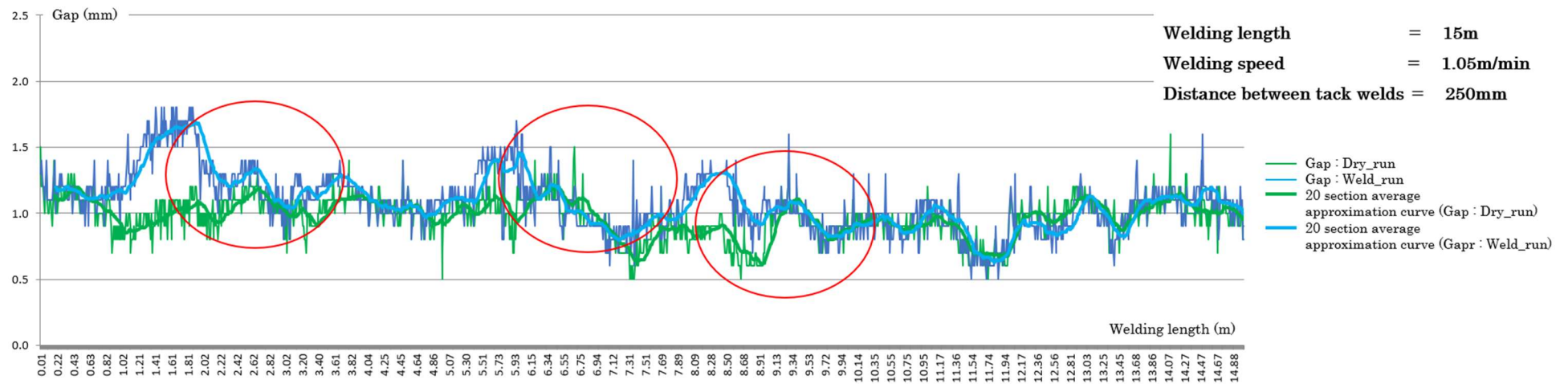


Fig.3.2 Detected gap fluctuation during welding

Table 3.1 Applied welding conditions.

Material / Thickness	KA (Class NK Rules) / 12mm
Groove shape	I-shape (Cut by Laser)
Gap	0.5~1.5mm
Arc current	380A
Arc voltage	26V
Filler wire	KSW52Y40G(C)H5(Class NK Rules) 1.2mm φ
Shielding gas	CO2-100%
Welding speed	1050mm/min
Laser power	7kW
Welding length	15,000mm

Fig. 3.2 のギャップ量変動に関するグラフ中の赤丸で囲んだ 3 カ所において、仮付けの破断による過大ギャップが発生し、その結果として溶接外観の不具合が発生した。表面欠陥率は約 17%であった。また、全線超音波検査による内部欠陥の検証を行ったところ、欠陥率は 3%以下であった。ここで、欠陥率は施工した溶接継手全長に対し欠陥の存在した長さの割合を表す。

本試行の結果、溶接部品質の不安定を招く要因として、溶接時のスパッタとヒュームの影響によりレーザ出力が減衰するという問題が判明した。長尺溶接の場合必然的に溶接時間が長くなるため、スパッタ等の悪影響を受けて欠陥となる確率が高くなる。実用化に際しては、欠陥率は限りなくゼロに近づける必要が

あるため、溶接品質に対する信頼性の向上に向けて以降に示す取組を実施した。

3.2 スパッタ及びヒューム対策

先行研究から、超長尺の溶接施工時にはスパッタや溶接ヒュームおよび加工レンズに及ぼす熱レンズ効果（レーザ光がレンズに吸収され温められた結果、温められた部分の密度や屈折率が変化する現象）によるレーザ出力の減衰が原因となる結果、溶接品質が不安定となることが指摘されている。特に Fig. 3.3 に示すようにスパッタがレーザ加工ヘッドのレンズ保護ガラスに付着した場合、損傷したガラスがレーザ光路を遮る形となり、加工点において必要とするレーザ出力が得られないため融合不良などの溶接欠陥を誘発する。



Fig. 3.3 Damage example due to spatter

本研究では、まずスパッタや溶接ヒュームの影響を受けないような加工ヘッドの改良を実施した。Fig. 3.4 に示すように、レーザ加工ヘッド端面から母材鋼面近傍まで長く伸びた保護ノズルを取り付け、レーザ光路となる開口部を極力小さくすることで、物理的にスパッタが付着しにくい構造とした。また、保護ノズル内にアーク溶接のシールドガスである CO_2 をパージし、レーザ光路の曝露距離を短くすることにより、ヒュームによるレーザ減衰の影響を極小化するとともに、高速溶接に伴うアークシールドの安定化を図った。対策実施前と実施後における、保護ガラス 1 枚当たりの損傷までの溶接時間の比較を Table 3.2 に示す。

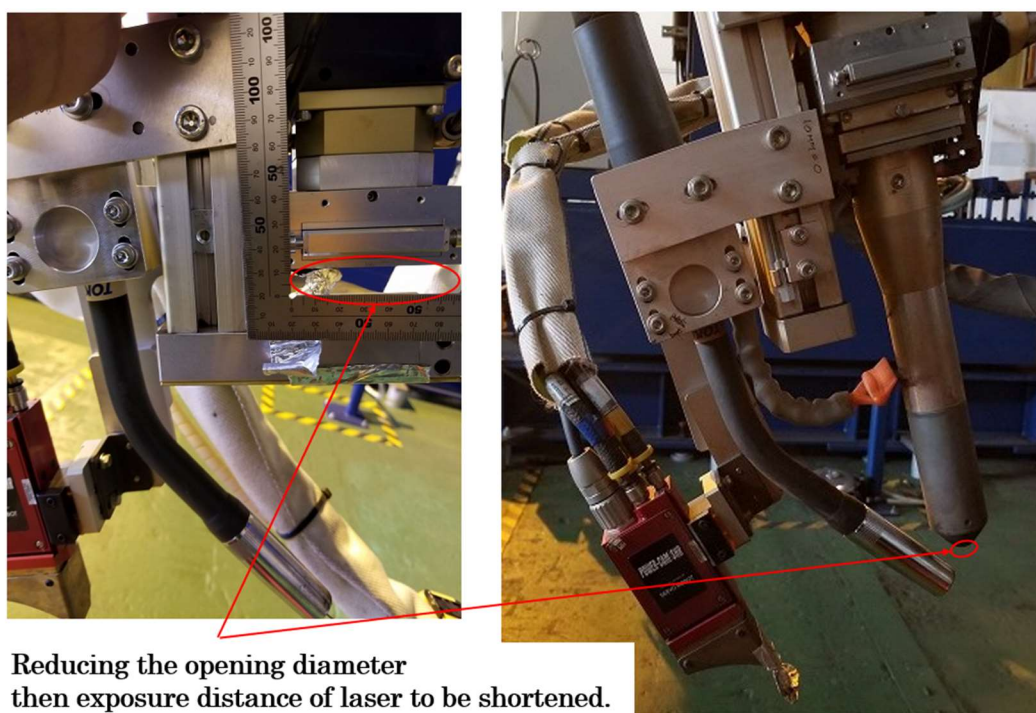


Fig. 3.4 Modification of protective nozzle

Table 3.2 Comparison of welding time per sheet until the protective glass is damaged

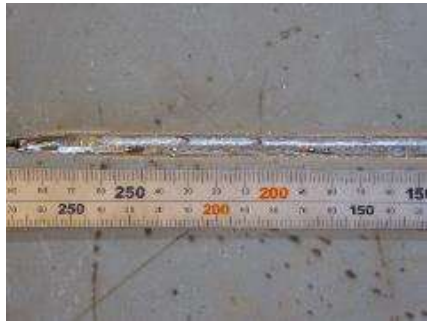


Before improvement (n=50)	After improvement (n=10)
2.88 min	56.63 min

この保護ノズルを取り付けることにより、レーザ加工ヘッド保護ガラスの損傷頻度が約 1/20 となる劇的な改善を達成した。

スパッタに対するハード面の対策と並行して、スパッタを低減できる溶接法について検討した。レーザ・アークハイブリッド溶接に関する種々の先行研究では、アーク溶接に使用する溶接ワイヤに関する、レーザ溶接との組み合わせ相性等の評価はあまり実施されておらず、公知の明確な指針も示されていない。そこで、本研究ではスパッタの発生を低減するため、ソリッドワイヤだけでなくフラックスコアードワイヤ等の組み合わせを検討した。供試ワイヤにはソリッドワイヤ MG-50 とフラックスコアードワイヤ DW-100（ともに株式会社神戸製鋼所製）を用いた。評価結果を Table 3.3 に示す。

DW-100 の場合、MG-50 を用いた場合に比べてスパッタの量を少なく抑えることができ、かつスパッタの粒径も小さいことを確認した。フラックスコアードワイヤを用いた場合、スラグ量が増加することでスラグ巻き込みや融合不良などの溶接欠陥が発生するリスクの増加が懸念されるが、そのような不具合も発生しなかった。ヒュームの発生量はかなり増加するが、これについては先に述べた改良型ヘッドの効果により、レーザ減衰等の影響は問題ないレベルに保持される結果として、本システムにおいてはフラックスコアードワイヤを使用する方が優位であることを確認した。

Table 3.3 Comparison of MG-50 and DW-100

Wire	MG-50	DW-100
Spatter	 <p>Amounts of large spatters exceeding the wire diameter are generated.</p>	 <p>The diameter of generated spatters are very small.</p>
Welding bead appearance		
		
Macroscopic		

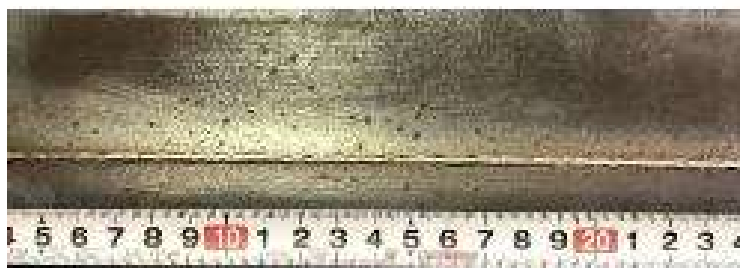
また、先行研究¹⁾より、「J-STAR[®]溶接」を採用した場合の有効性について提言がなされており、本溶接法の適用評価を実施した。アーク溶接にはアーク安定剤として適量の REM (Rare Earth Metal) がワイヤに添加された KC-550 (ワイヤ直径 1.6 mm) を用い、板厚 9 mm、板幅 100 mm、板長 300 mm の SS400 鋼板を突合せ溶接した。溶接条件を Table 3.4 に示す。

Table 3.4 Welding condition of J-STAR[®] Welding

Arc Current	300 A	Arc Voltage	28.5 V
Wire Projection	20.0 mm	Laser Power	6.0 kW
Defocus	-5.0 mm	LPA	10.0 deg.
Travel Speed	1400 mm/min	ADA	40.0 deg.



Front Bead Appearance



Back Bead Appearance

Fig. 3.5 Welding bead appearance of J-STAR[®] Welding

溶接ビード外観を Fig. 3.5 に示す. J-STAR[®]溶接を用いた場合, 溶接電流の極性を変更する為の若干の装置改造が必要となるものの, スパッタ数はかなり低減できることを確認した. なお, 同溶接法により施工した溶接継手の強度, 靱性及び疲労強度評価は未実施であるため, これらの観点からの検討を進め, フラックスコールドワイヤを使用した場合との比較検証を含め, コスト面も考慮した適切な溶接材料選択指針を確立することは, 将来課題と考えている.

3.3 ギャップ対策

ハイブリッド溶接の場合, レーザを単独で熱源として使用する溶接と比較すればギャップ裕度に優れることが知られているが, 長尺の溶接が必要となる船体建造工程で許容されているギャップ (2 mm 程度まで) への対応は困難であることが知られている. そこで, 上述の程度のギャップに対しても安定的な継手製作が可能となる対策を講じる必要がある.

レーザー溶接においてギャップ裕度が非常に厳しいものとなる理由は, 高いエネルギーを付与するためにレンズにより集光された焦点部の大きさが非常に絞られているため, ギャップが大きいと溶融池幅方向 (溶接線直交方向) の入熱分布に差が生じ, 母材部の溶融が不十分になるためであると推察される. したがって, 溶融池幅方向の入熱分布ができるだけ均一になるように入熱を付与する方法を考える必要がある.

本研究ではこの方法の一つとして, 焦点部におけるレーザー光を真円状のものから楕円状のものに変更することを検討した. 溶融池幅方向にできるだけ一定のレーザー光を照射できれば, 既存のハイブリッド溶接やレーザー溶接では施工困難であった大ギャップ時にも健全な継手製作が可能となることが期待される.

焦点距離の異なる 2 枚のかまぼこ型レンズ(シリンドリカルレンズ)を組み合わせて、加工点を短焦点レンズのジャストフォーカス位置かつ、長焦点レンズのデフォーカス位置となるようにレンズ配置することにより、加工点でのビーム形状が楕円形となるように光学設計した。Fig.3.6 に概略を示す。

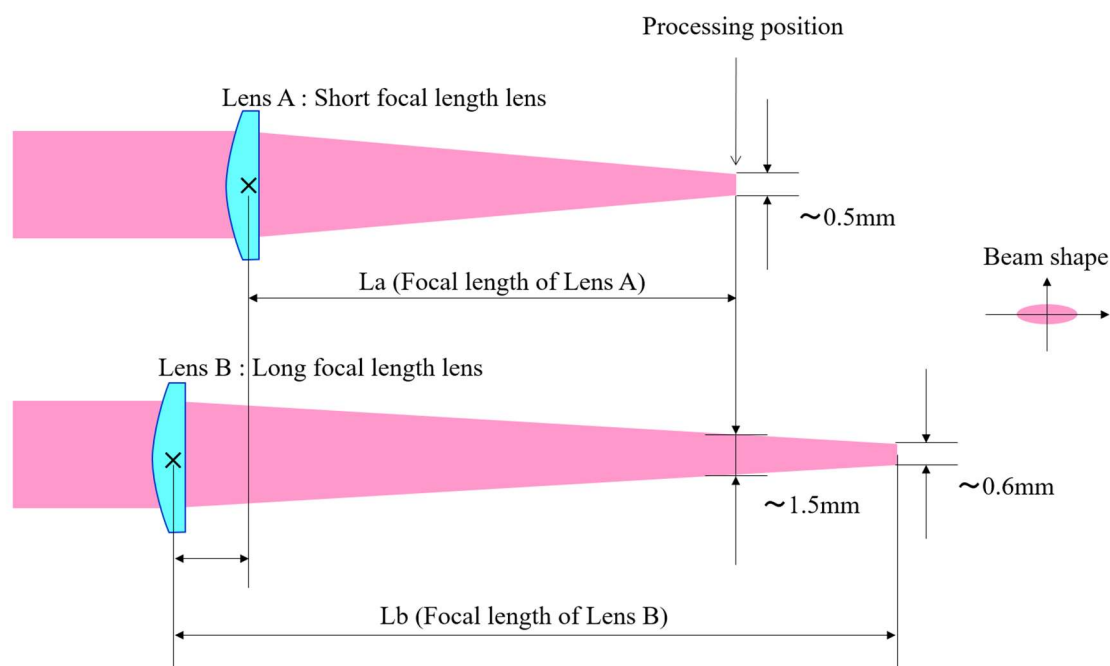


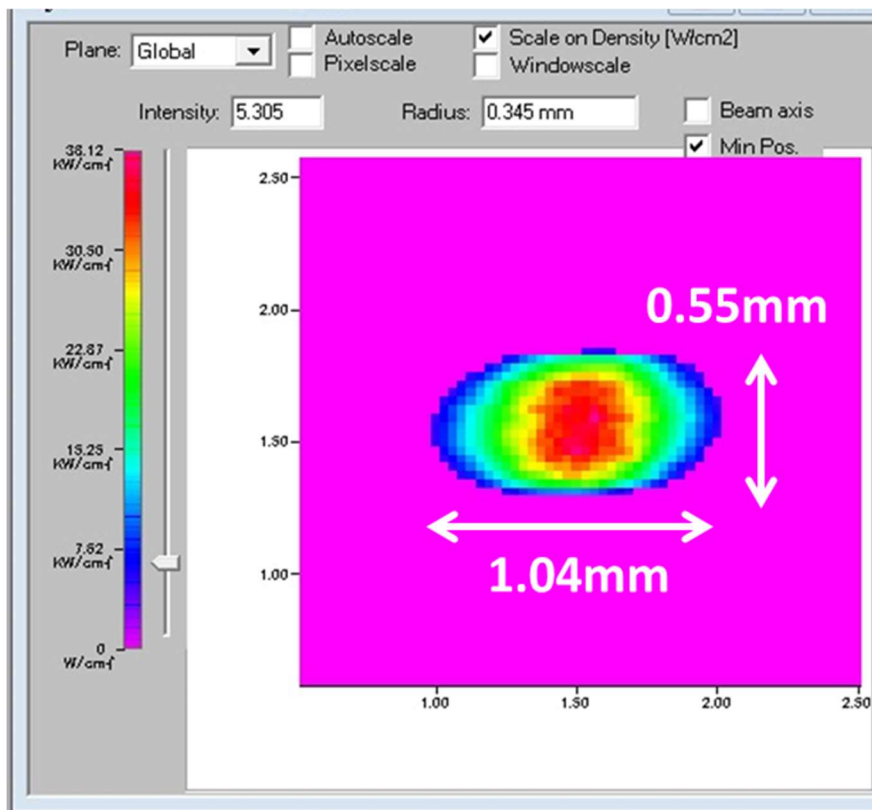
Fig.3.6 Concept of optical design.

本研究開発では、本装置の実用展開を考慮して現状の板継溶接部で許容されているギャップ寸法 (2 mm) を想定し、このギャップを有する突合せ溶接を、試作開発したシリンドリカルレンズを搭載したレーザヘッドを用いてハイブリッド溶接施工し、その有効性を検証した。

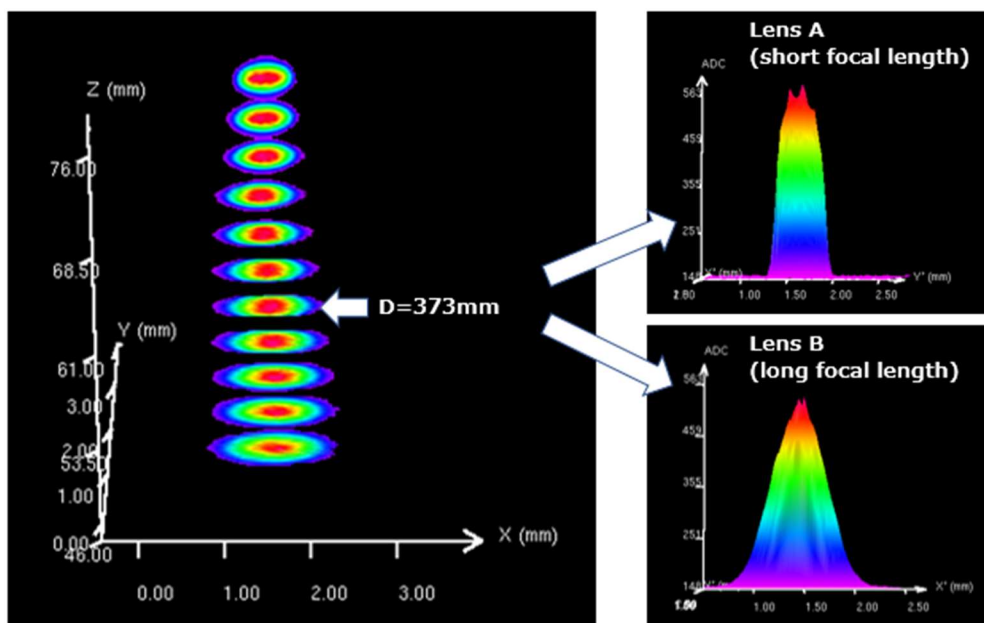
溶接施工に先立ち、シリンドリカルレンズの有用性を確認するため、開発したシリンドリカルレンズを実装させたレーザヘッドによるレーザビームのプロファイルを測定した。測定条件を Table3.5 に、測定結果を Fig. 3.7 に示す。

Table3.5 Measurement conditions of beam profile

Measurement device	Focus monitor: FM120HP
Laser oscillator	Fiber Laser: FLC-4000-W-NA01
Beam switch	Apply: made by Optoskand AB
Process fiber cable	diameter: 0.2 mm
Measured position	Designed focal length: 373 mm
Designed beam width (Lens A)	~0.5mm
Designed beam width (Lens B)	~1.5mm



(a) Beam size of focal point (D=373mm)



*ADC (Analog Digital Counter) represents the beam intensity.

(b) Detail beam profile of focal point

Fig. 3.7 Measured beam profile of cylindrical type laser head

同図に示すように、開発したシリンドリカルレンズを使用することで、長軸＝1.04 mm、短軸＝0.55 mm とおよそ 2 : 1 の比率の楕円形ビームを得ることができた。なお、ビーム幅の「可変」機構については、その機構があまりにも複雑で高価になりすぎることで、また、これ以上ビーム面積が増えるとレーザ出力密度の低下を招き、板厚 12 mm を適切に溶接できなくなる恐れが大きいことから、本研究対象からは除外した。

上記のシリンドリカル仕様レーザヘッドを用いて、0.5 mm、1.0 mm、1.5 mm、2.0 mm のギャップを持つ I 形開先の突合せ継手製作条件を模索した。溶接条件を Table 3.6 に示す。また、各ギャップに対して溶接施工したときの断面マクロ観察結果を Fig.3.8 に示す。いずれの場合も板厚は 12 mm、有効溶接長は 400 mm

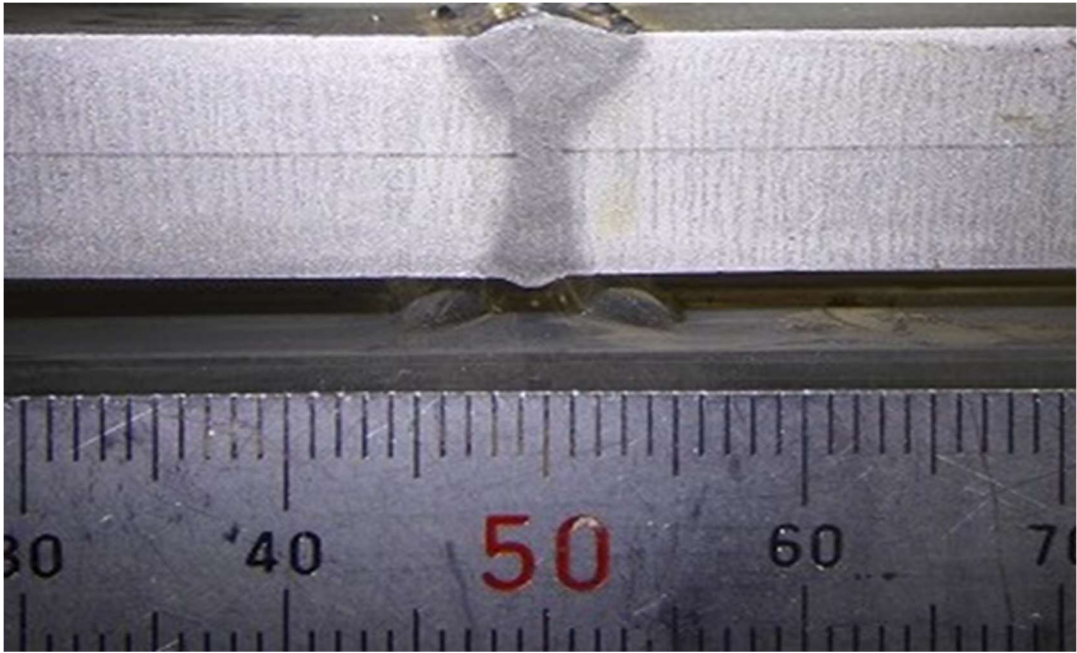
であり、マクロ断面採取位置は溶接線中央である。

Table 3.6 Welding conditions

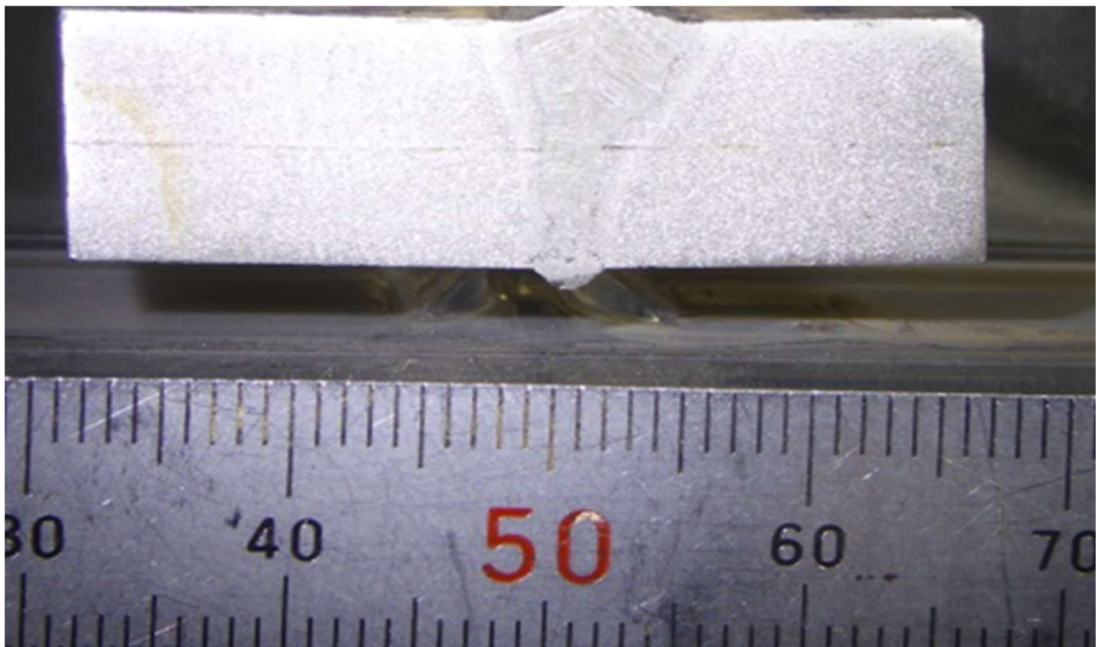
Gap (mm)	Laser power (kW)	Arc current (A)	Arc voltage (V)	Welding speed (m/min)
0.5	8.0	280	24.0	1.1
1.0	7.0	380	24.0	1.1
1.5	4.5	450	26.0	0.8
2.0	6.0	320	24.0	0.7



(a) Gap: 0.5 mm



(b) Gap: 1.0 mm



(c) Gap: 1.5 mm



(d) Gap: 2.0 mm

Fig.3.8 Macroscopic of welded butt joint by cylindrical type laser head

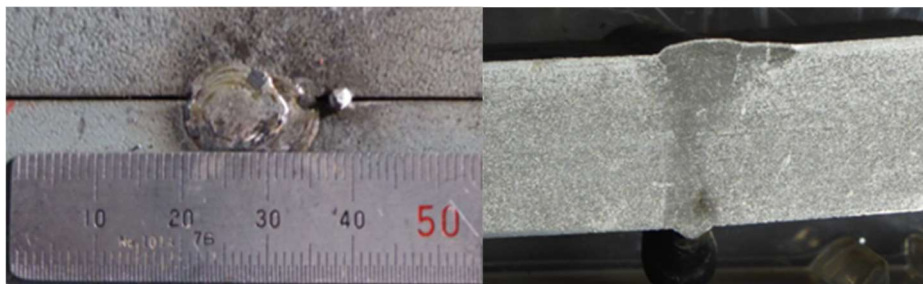
I形開先のレーザー・アークハイブリッド溶接における先行研究^{1),2),3)}ではギャップ 0.5 mm 程度が限界とされてきたが，シリンドリカルレンズ仕様のレーザーヘッドを用いた場合には 2 mm 程度の大ギャップでも溶接ができることが確認できた．本シリンドリカル仕様レーザーヘッドを用いて，次章以降の溶接条件データベースを構築することとした．

3.4 適正な仮付けの検証

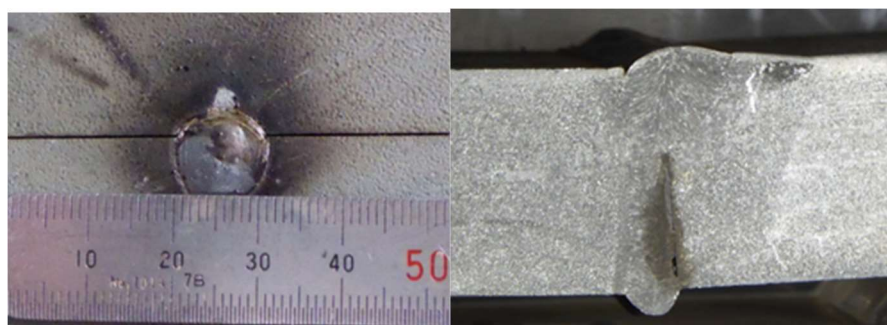
本溶接実施前にあらかじめ部材を配材して仮止めする必要があるが，一般的なアーク溶接による仮付けでは溶込み不良等の溶接欠陥を誘発する可能性がある．一方で，適切な強度で仮付け施工できない場合，入熱による変形の結果 2 mm

を超える過大ギャップや目違いが発生して適正な溶接が実施できないため、本研究開発では、溶接品質に悪影響を与えることの無い適切な仮付け方法について検討した。

まず、突合せ継手について仮付け形状と溶込みの関係を調査した。前述のトラッキングシステムが非常に高精度であるため、仮付け溶接を異物と判断し、溶接線を見失ってビードが蛇行する状況が発生することがある。ビード蛇行が発生すると、高確率で溶接内部に融合不良の欠陥を発生してしまうことになる。ビード蛇行した場合の欠陥例を Fig. 3.9 に示す。



(a) Spatter on welding line



(b) Center shift

Fig.3.9 Example of defects when the welding meanders

Fig. 3.10 に示すように粘土を仮付けに見立て、様々な仮付け形状に対する形状認識アルゴリズムを調整して検証した。その結果、直径 8~10 mm 程度、高さ 1~2 mm 程度の大きさで円形の溶接線中央に仮付けを配置した場合、蛇行することなく仮付け部の溶接品質には影響を及ぼさないことを確認した。正常な溶接例を Fig. 3.11 に示す。

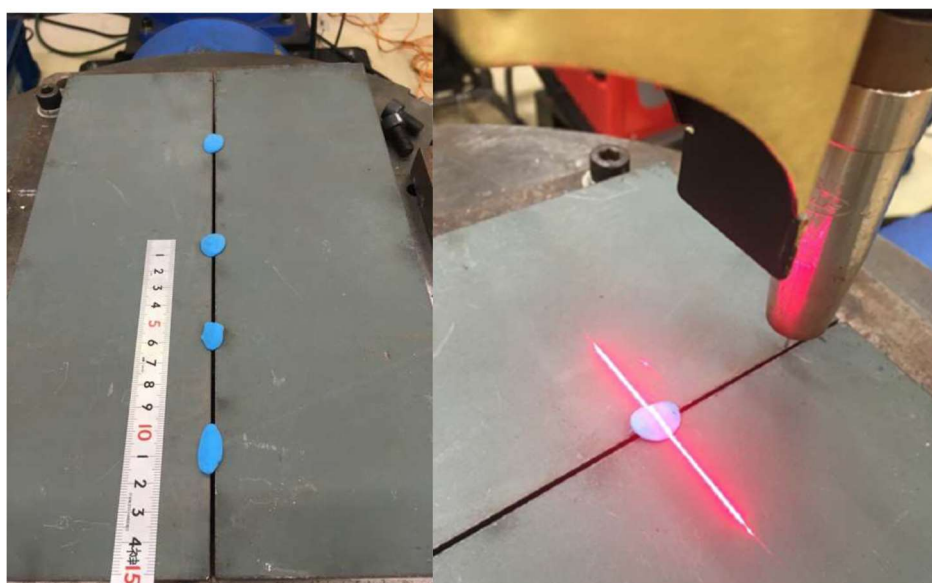


Fig.3.10 Investigation of proper tack welding shape

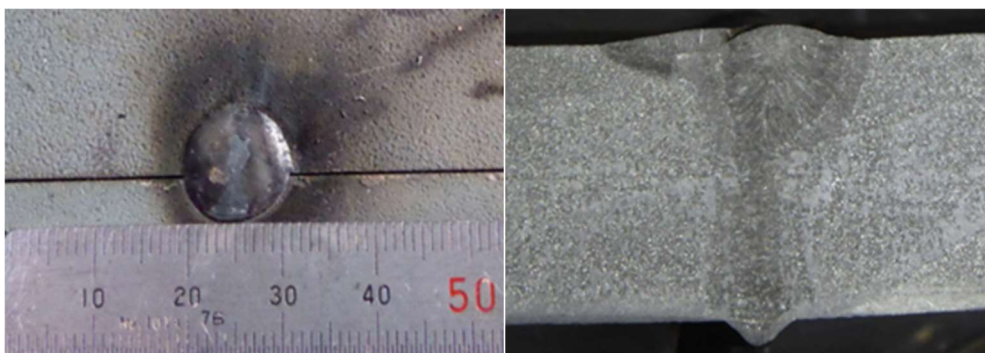


Fig.3.11 Macroscopic of proper tack welding shape

溶接中の熱影響による極端なギャップ変動を防止するためには、仮付けの配置ピッチも重要となる。Fig. 3.2 に示したように、仮付けのピッチが長い場合には仮付けが破断し、適正な溶接ができない。そこで、仮付けピッチを徐々に短くして検証したところ、100 mm ピッチで仮付けの破断が発生しなくなり、適正な溶接が行えることが確認できた。前述のトラッキング技術により検出された溶接中のギャップ量を Fig. 3.12 に示す。それぞれ、グラフ中の緑線が溶接前（仮付けのみ）のギャップ量、青線が溶接中のギャップ量を示す。仮付けピッチ 250 mm の場合には、溶接開始後 500 mm 程度進行したところで仮付けが熱変形に耐え切れず破断し、極端に過大なギャップが発生しているが、仮付けピッチ 100 mm では、溶接中もほぼギャップ量の変動が無いことがわかる。

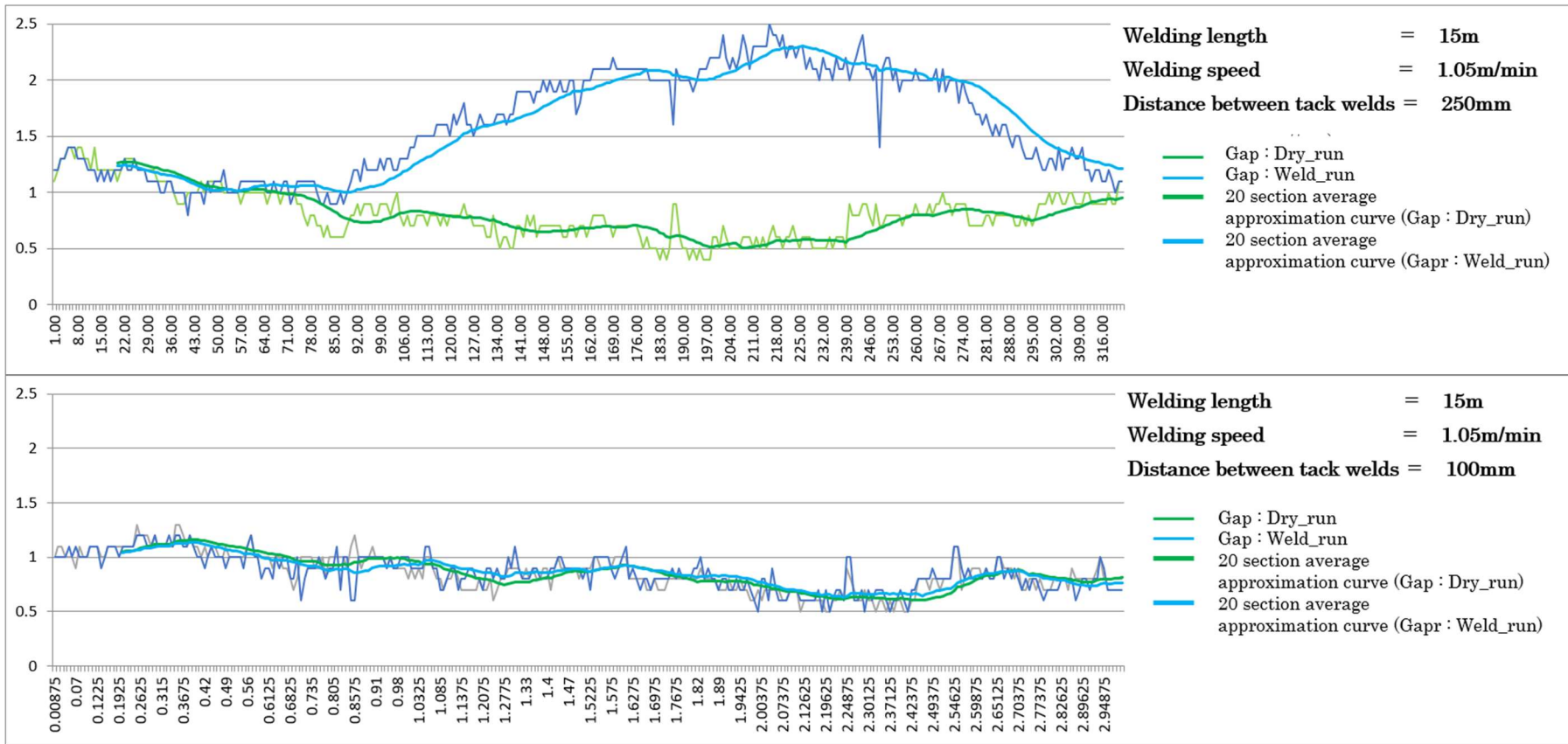


Fig. 3.12 Comparison of gap variation during welding.

次に T 継手について、仮付け方法の調査を行なった結果を Table 3.7 に示す。T 継手では仮付け溶接をした場合には融合不良が発生する確率が極めて高く、適正な溶接品質を担保することが困難であることが明らかとなった。そこで、立板部材を仮配置、位置合わせする作業の簡便さも考慮した上で、Fig. 3.13 に示すように、リブピースとマグネットクランプを使用することを検討した。この補助ジグを活用することで、懸念されるギャップの過大な変動もなく、適切に溶接できることを確認した。特にマグネットクランプを使用する場合には、対応荷重 100 kg 程度のものを使用すれば、ピッチ 500 mm 程度でも問題なく溶接でき、配材・仮付け作業に対する工数低減も可能となる。

以上の結果、突合せ継手に加えて T 継手に対しても、レーザ・アークハイブリッド溶接を適用するに当たって適切な仮付け方法を確立した。

Table 3.7 Tack weld evaluation of T-joint










Type of tack weld			Macroscopic	Remark
Front side of weld -Spot weld-				Imperfect penetration
Front side of weld -Small leg weld-				Imperfect penetration
Back side of weld -Spot weld-				Imperfect penetration Remain tack weld



Fig. 3.13 Auxiliary jig using rib piece and magnet clamp

3.5 結論

本章では，リアルタイムに溶接線をモニタリングして溶接条件を制御するトラッキング技術を搭載し，ギャップ変動自律対応型のレーザ・アークハイブリッド溶接システムを用いて一般商船の船体構造に適用されるレベルの15mの長尺溶接を実施するにあたっての種々の課題解決に取り組んだ。

スパッタ及びヒュームの対策として，レーザヘッドの先端に保護ノズルを取り付け，物理的なレーザ光路の保護を図るとともに，アーク溶接のワイヤとしてフラックスコアドワイヤを採用し，長尺溶接施工に対する信頼性の向上を達成した。

また，突合せ溶接においてシリンドリカルレンズをレーザヘッドに採用することにより，ビーム形状を溶接線幅方向に対して幅広となる楕円形とする試みにより，前例のあまりない2mmギャップの溶接を試みた。過去の研究では0.5mm程度が限界とされていたところ，1.5mmを超える範囲でも適正に溶接できることを確認した。

一方で、内部欠陥の発生防止のための適正な仮付け方法について調査し、適正な仮付け形状と仮付けピッチについて明らかにした。

これらの研究結果を踏まえ、本研究におけるギャップ変動自律対応型のレーザー・アークハイブリッド溶接システムを確立し、次章以降において、各板厚における詳細な溶接条件データベースの構築と、船級施工承認試験の取得を目指す。

第3章 参考文献

- 1) (一財)日本船舶技術研究協会：船舶建造高品質化・効率化技術に関する調査研究 2012 年度成果報告書, 2013.
- 2) (一財)日本船舶技術研究協会：船舶建造高品質化・効率化技術に関する調査研究 2013 年度成果報告書, 2014.
- 3) 小野昇造：レーザー・アークハイブリッド溶接技術を開発－船体建造へ適用－, 三井造船技法, No. 215, pp. 30, 2015.

第4章 突合継手溶接条件データベースの構築

4.1 緒言

前章で述べた長尺溶接にレーザ・アークハイブリッド溶接を適用する際の溶接品質に関する信頼性向上に向けた取り組みの結果、溶接ワイヤにはフラックスコアードワイヤ DW-100（直径 1.6 mm）を使用することが好ましいことを確認したが、ギャップ幅などの施工対象の変化に応じて安定して溶接施工するためには、溶接条件に関するデータベースを構築することが必要である。

そこで造船所での適用を念頭に、Table 4.1 に示す施工範囲に対して適切な溶接を実施できる溶接条件データベースの確立に取り組んだ。

Table 4.1 Application conditions for the welding database developed in this research.

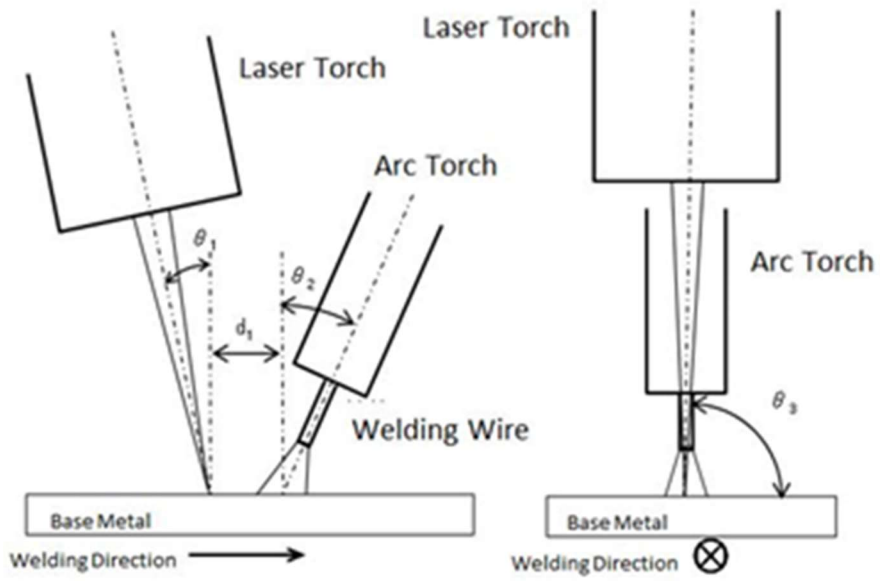
Steel type	KA36 classified by Class NK
Groove shape	I shaped type
Root gap	0 mm～2.0 mm
Cutting and surface treatment of groove	As plasma cutting
Thickness	5 mm～13 mm
Travel speed	0.7～1.6 m / min
Maximum weld length	15 m
Maximum laser power	8,000 W

4.2 突合溶接継手性能の評価

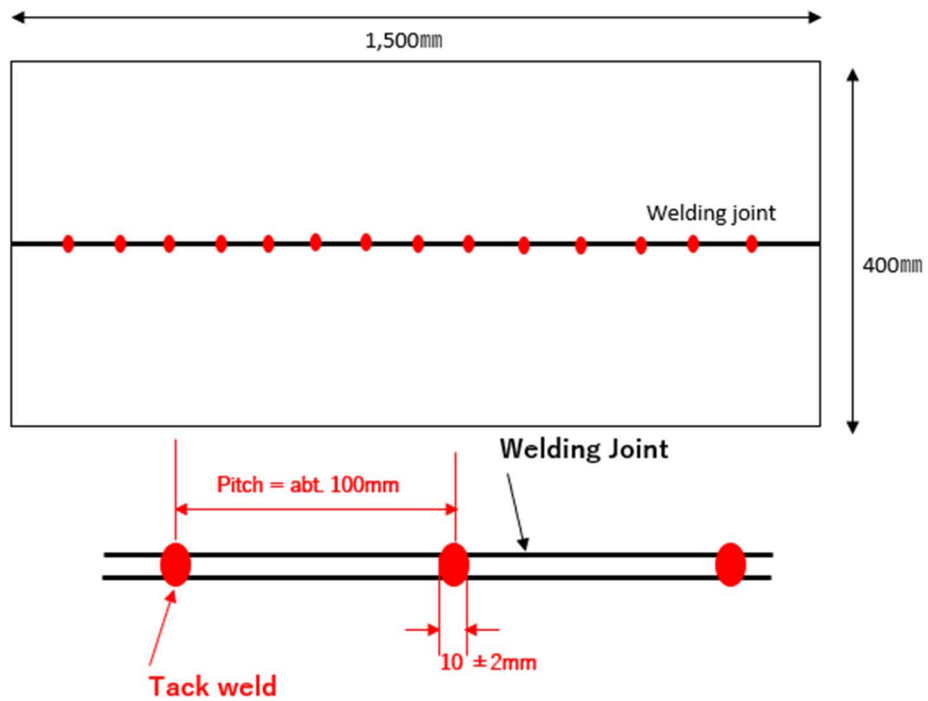
船級溶接施工承認取得に先立ち、供試鋼板：KA、板厚 12 mm) を用いて、(一財) 日本海事協会発行の「レーザ・アークハイブリッド溶接ガイドライン<第 3 版>」¹⁾に規定された種々の評価試験受審に向けて予備試験を実施した。試験には、作成した溶接条件データベースから、板厚 12 mm の KA 材を採用し、施工承認試験同様に長さ 1,500mm の溶接継ぎ手を作成した。試験片の溶接条件を Table 4.2 に、トーチアレンジと試験片形状を Fig.4.1 に示す。

Table 4.2 Welding conditions for Pre-welding procedure specification test

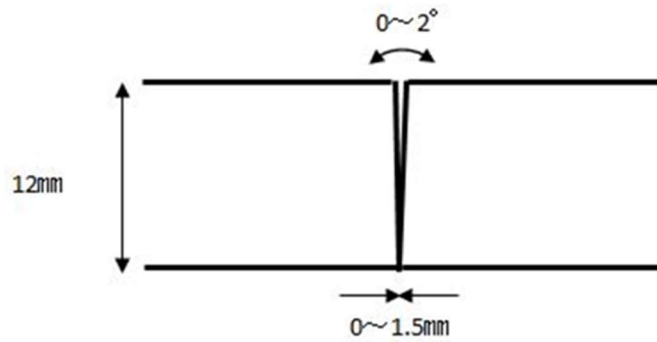
Filler Wire	DW-100 (diameter: 1.6 mm)	
Laser Type	Fiber Laser	
Beam Diameter	0.4 mm	
Torch Direction	Arc to Laser	
Laser Angle (θ_1)	Advancing 15°	
Arc Angle (θ_2)	Receding 20°	
Tilt Angle (θ_3)	90°	
Distance between poles(d1)	3 mm	
Laser Output [W]	7,500	
Laser Focusing Position	Surface of base metal	
Welding Conditions	Polarity	DCEP
	Current [A]	280
	Voltage [V]	32
Heat Input [kJ/cm]	7.3	
Welding Speed [cm/min]	135	



(a) Torch condition



(b) Condition of tack welds

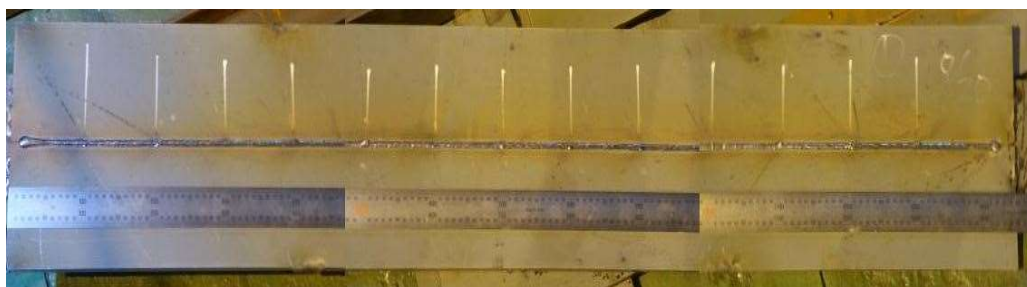


(c) Edge preparation

Fig.4.1 Figure of test specimen for Pre-welding procedure specification test

4.3 非破壊検査

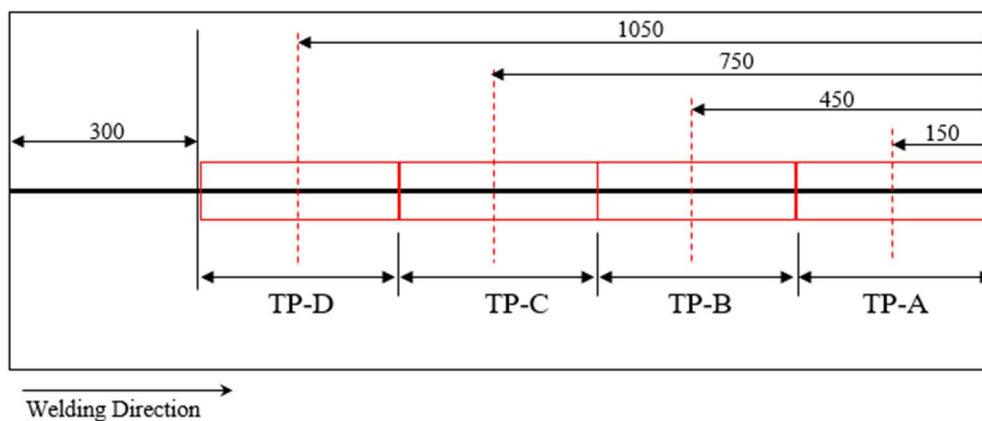
作成した試験片の外観写真を Fig.4.2 に示す。溶接継手の外観検査として、ISO 5817:2014 Welding — Fusion-welded joints in steel, nickel, titanium and their alloys (beam welding excluded) — Quality levels for imperfections²⁾に基づく判定を実施した。ISO 5817 では幅広い溶接加工への適用を可能にするために B, C, D の 3 つの品質レベルが規定されている。Level B は溶接外観要求の最高要件に対応し、静的強度や疲労強度の要求が特に厳しい箇所に適用され、Level C, Level D と順に要求が緩くなる。船体構造においては、一般的に Level C が要求されるが、この判定により、全線にわたって Level C を満足する良好な継手が得られた。



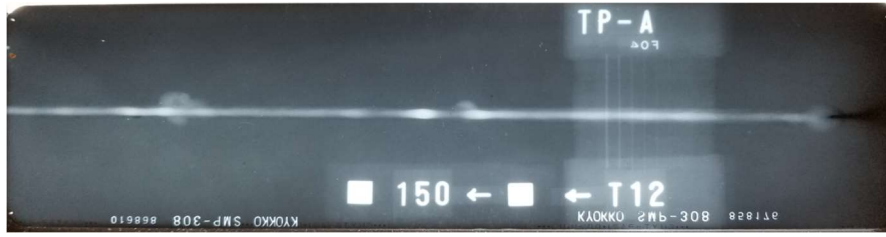
Welding direction→

Fig.4.2 Welded bead appearance for Pre-welding procedure specification test

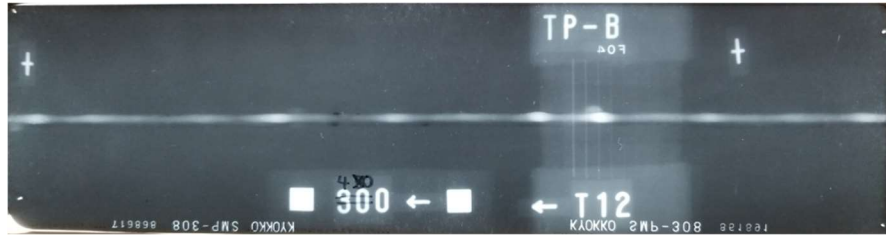
この試験片に対し、JIS Z 3104 鋼溶接継手の放射線透過試験方法³⁾に基づき、内部欠陥の評価を実施した。試験結果を Fig.4.3 に示す。なお、フィルム内の距離表示に誤りがあるが、正しくは Fig.4.3(a)に示す配置で撮影したものである。



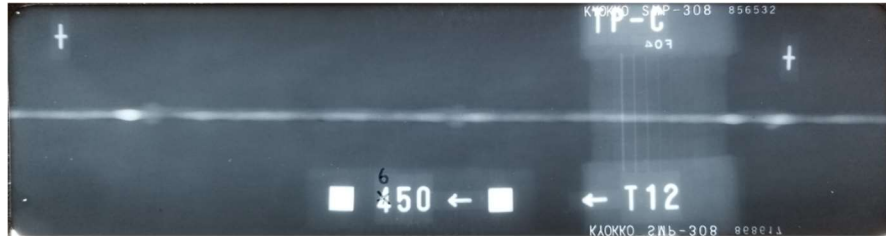
(a) Film arrangement



(b) TP-A



(c) TP-B



(d) TP-C



(e) TP-D

Fig.4.3 Result of Radiographic examination

TP-B の写真において、一部アンダーカットによる黒い影が見られるものの、合否判定に影響を与えるものではなく、全線にわたって合格判定であった。また、懸念のあった仮付け溶接部においても、融合不良等の欠陥は発生せず、健全な溶接を達成している。

4.4 機械的性質の評価

続いて、レーザ・アークハイブリッド溶接ガイドライン<第3版>に基づいて各種の破壊試験を実施した。実施した試験項目一覧を Table 4.3 に、試験片採取位置を Fig.4.4 に示す。

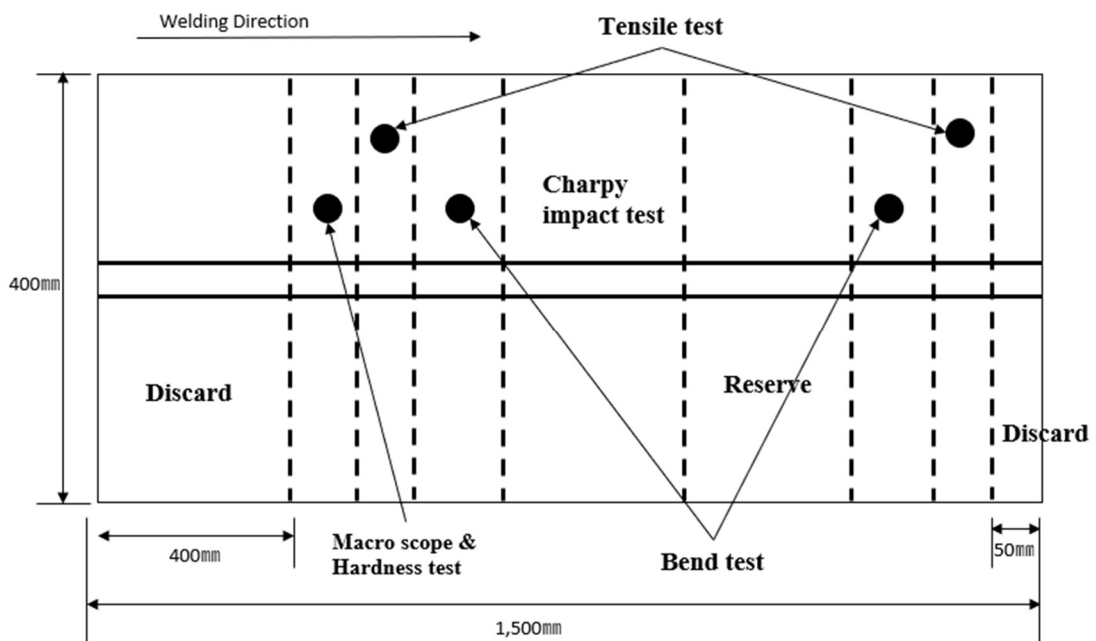


Fig. 4.4 Sampling position of mechanical tests.

Table 4.3 Test items for approval of welding procedure specification and quality verification of production welding.

Test items	Test specimens		
	Sampling position	ID	Quantity
Tensile test	Start side	T1	1 pc.
	End side	T2	1 pc.
V-notch	Weld metal center	W-1,2,3	3 pcs.
	Fusion line	B-1,2,3	3 pcs.
Sharpy impact test	H.A.Z.	B2-1,2,3	3 pcs.
	Weld metal center	WS-1,2,3	3 pcs.
Face bend test	Start side	SB1	1 pc.
	End side	SB2	1 pc.
Root bend test	Start side	RB1	1 pc.
	End side	RB2	1 pc.
Side bend test	Start side	GB1	1 pc.
	End side	GB2	1 pc.
Macroscopic test	Start side	M	1 pc.
Vickers hardness test	Start side	M	1 pc.

4.4.1 引張試験

試験片の溶接始端側及び終端側より採取した2本の試験片について引張試験を実施した。試験片形状はNK規格U2B号引張試験片とし、JIS Z 2241: 金属引張試験方法⁴⁾に準拠して実施した。試験条件をTable 4.4に、試験結果をTable 4.5に、試験片の写真をFig. 4.5に示す。

Table 4.4 Test conditions of tensile test

Test items	Test specimen	Criteria	
Tensile test		$a=t$ $W=25$ $Lc=B+60$ $R \geq 25$	Tensile strength $\geq 410(\text{MPa})$

Table 4.5 Test results of tensile test

ID	Thickness x Width (mm)	Tensile strength (MPa)	Break position
T1	12.36 x 25.00	435	Base metal
T2	12.32 x 25.01	432	Base metal

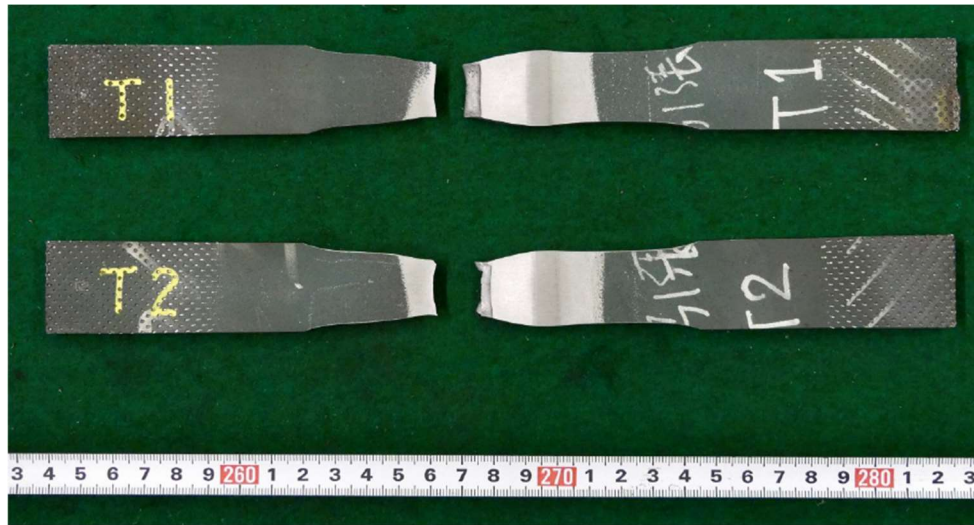


Fig.4.5 Tensile test specimens after broken

Table 4.5 に示すように、いずれの試験片も溶接継ぎ手母材部で破断し、最終引張強度も基準値である 410 MPa より大きな値を記録した。引張試験に関して、全く問題の無い結果を得た。

4.4.2 曲げ試験

日本海事協会鋼船規則 M 編⁵⁾によると、試験片板厚 12 mm の場合、曲げ試験において側曲げ試験は要求されていない。本予備試験では、その機械的性質を明らかにするべく、表曲げ、裏曲げ試験に加えて側曲げ試験も追加して実施した。試験片形状は表曲げ及び裏曲げ試験については NK 規格 UB-1 号試験片とし、側曲げ試験については NK 規格 UB-2 試験片として JIS Z 2248 : 金属材料曲げ試験方法⁶⁾に準拠して実施した。試験条件を Table 4.6 に、試験結果を Table 4.7 に、試験片の写真を Fig. 4.6 に示す。

Table 4.6 Test conditions of bend tests


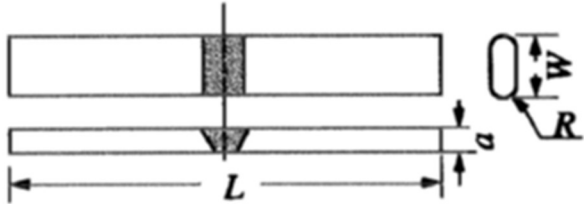
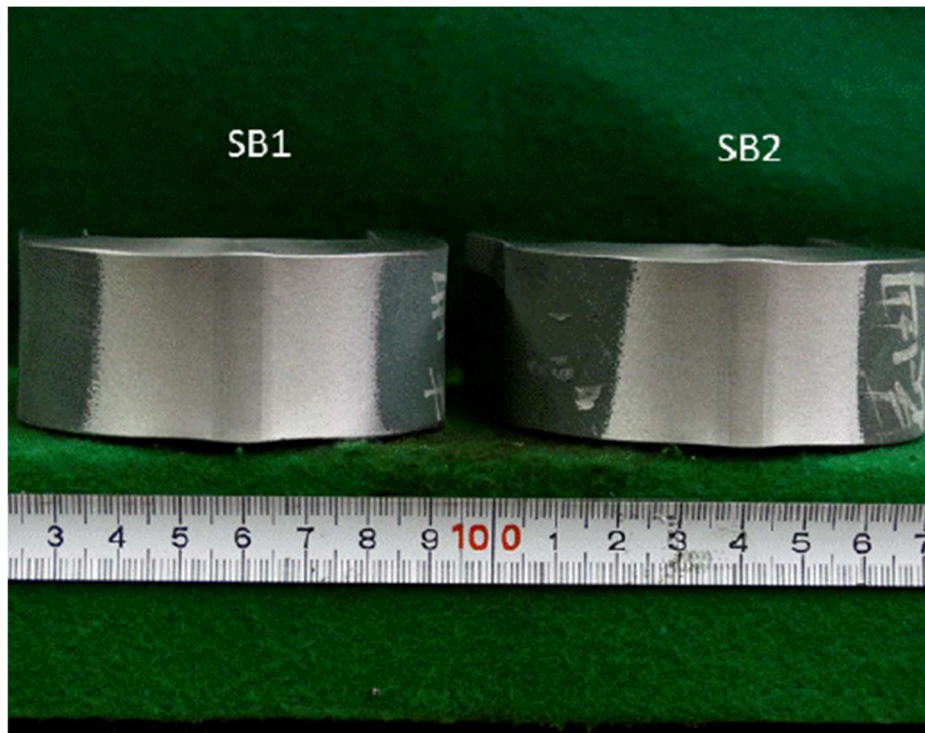
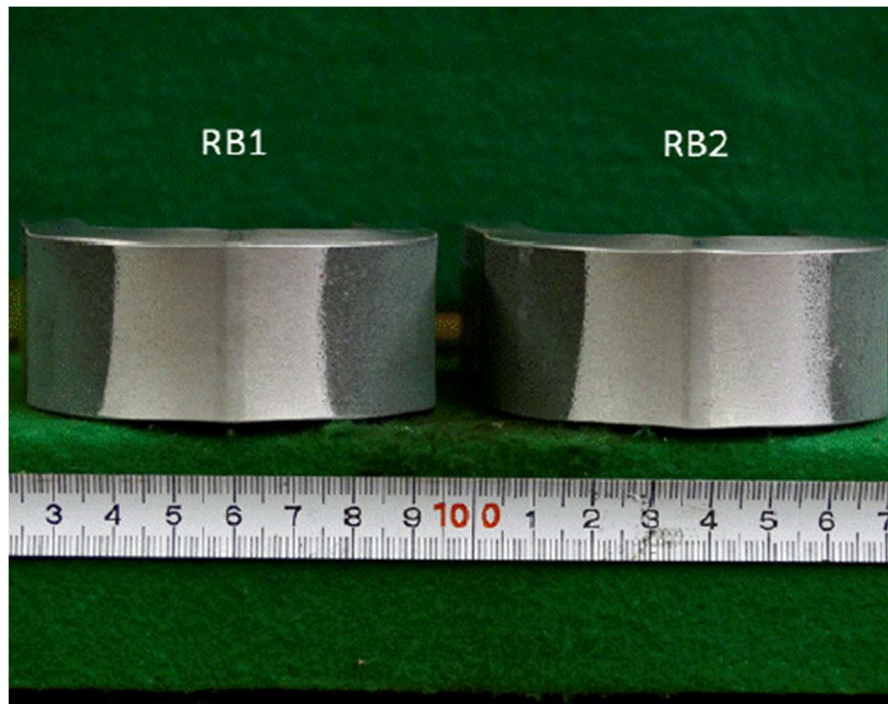
Test items	Test specimen		Criteria	
Bend test	UB-1(Face & Root bend)		$a=t$ $W=30$ $L \geq 200$ $R \geq 1 \sim 2$	Bending Radius: $2t$ Angle: 180°
	UB-2(Side bend)		$a=10$ $W=t$ $L \geq 200$ $R \geq 1 \sim 2$	Surface defect Less than 3(mm)

Table 4.7 Test results of bend tests

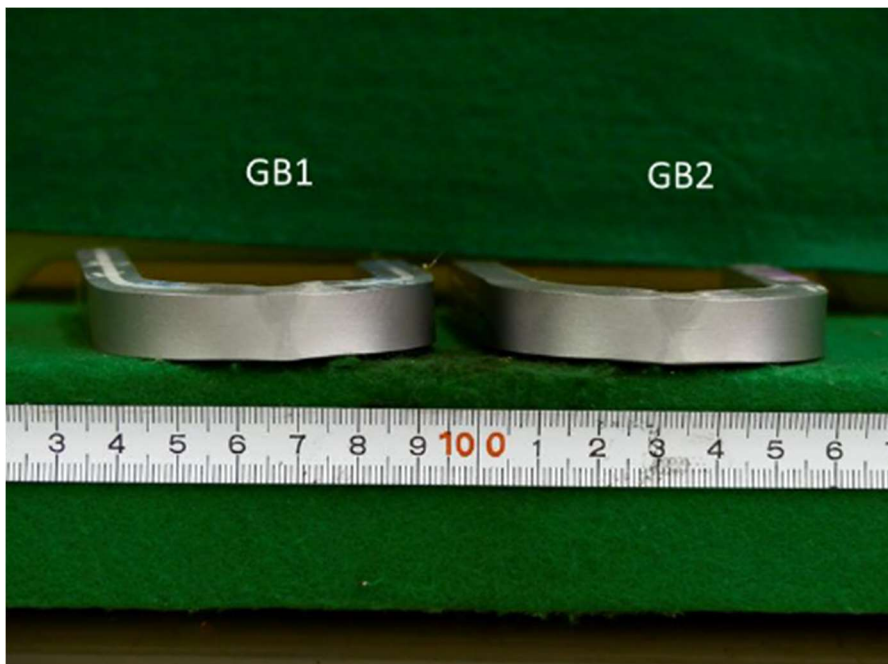
ID	Detail of specimen	Thickness of Specimen (mm)	Bending radius	Judgement	Defect size
SB1	Face bend (start)	12.0	2.0t	Pass	No defect
SB2	Face bend (end)	12.0	2.0t	Pass	No defect
RB1	Root bend (start)	12.0	2.0t	Pass	No defect
RB2	Root bend (end)	12.0	2.0t	Pass	Pinhole 0.1mm
GB1	Side bend (start)	10.0	2.0t	Pass	No defect
GB2	Side bend (end)	10.0	2.0t	Pass	No defect



(a) Face bend



(b) Root bend



(c) Side bend

Fig.4.6 Bend test specimens after test

Table 4.7 に示すように、溶接終端側の裏曲げ試験片において極微小なピンホールが発生したものの、結果は全て合格であった。

4.4.3 衝撃試験

Fig.4.4 に示すように、溶接継手中央付近より採取した試験片に対し V ノッチシャルピー衝撃試験を実施した。ノッチ位置は、溶接金属中央、ボンド部、熱影響部 (HAZ : Fusion line + 2 mm) の 3 箇所とし、それぞれ 3 本ずつ試験片を準備した。試験条件を Table 4.8 に示す。

Table 4.8 Test conditions of impact test

Test items	Test specimen	Criteria	
Charpy impact test	U4	L=55±0.6	Test temperature
	U4(s) (Side groove)	W=10±0.11	= 0 (°C)
		T=10±0.06	Absorbed energy
		θ=45±0.2	Full size
		D=8±0.06	W.M. ≥ Ave.34(J)
		R=0.25±0.025	F.L. ≥ Ave.27(J)
		d=1±0.06	HAZ ≥ Ave.27(J)
		S=27.5±0.42	*Side groove
			(× 2/3)

衝撃試験は JIS Z 2242 金属材料のシャルピー衝撃試験方法⁷⁾に準拠して実施した。日本海事協会鋼船規則 M 編によると、KA 材の試験温度は 20℃と規定しているが、溶接施工法承認本試験では KA36 材を使用する予定であることも踏まえ、この予備試験においては試験温度 0℃で試験を実施した。

先行研究^{8),9)}より、溶接金属部の幅が一般的なアーク溶接に比べて非常に狭いレーザ・アークハイブリッド溶接においては、衝撃試験時の破壊経路の一部が母材部に逸れてしまう「FPD : Fracture Path Deviation」が発生する可能性が指摘されている。FPD が発生した場合、溶接部の靱性を正確に評価することが困難となる。そのため、レーザ・アークハイブリッド溶接ガイドライン<第 3 版>では、FPD が発生した場合、又は FPD の発生が懸念される場合は、サイドグループ付きシャルピー衝撃試験片を用いて衝撃試験を実施することを規定している。今回の予備試験においては、FPD の発生可能性を検証するため、溶接金属中央部においてサイドグループ付き衝撃試験片を一組追加して実施した。合計 4 組 12 本の試験片に対する試験結果を Table 4.9 に示す。

Table 4.9 Test result of Charpy impact test

ID	Notch position	Absorbed energy				Criteria
		1	2	3	Ave.	
W	Weld metal center	193	177	156	175	≥34J
B	Fusion line	132	126	194	151	≥27J
B2	H.A.Z.(F.L.+2mm)	109	71	72	84	≥27J
WS	Weld metal center	53	60	29	47	≥23J

溶接金属中央部のフルサイズ試験片 (ID : W) とボンド部 (ID : B) では非常に大きな吸収エネルギーを記録した。これは母材とほぼ同等の値である。一方で、サイドグループ付き衝撃試験片 (ID : WS) においては、フルサイズ試験片に対して 3 本平均値で 1/3 以下の吸収エネルギーであった。このことから、板厚 12 mm 程度のレーザー・アークハイブリッド溶接では FPD が発生する可能性が大きく、溶接施工承認本試験においてはサイドグループ付き衝撃試験片で実施する必要があることが確認できた。衝撃試験性能という観点では、サイドグループ付き衝撃試験片も含めてすべての試験片で規定の吸収エネルギーを満足しており、十分な継手性能を有することが確認できた。

4.4.4 マクロ試験とビッカース硬さ試験

Fig.4.4 に示す溶接スタート側より採取した試験片に対し，マクロ試験及びビッカース硬さ試験を実施した．マクロ試験は JIS G 0553 : 2019 鋼のマクロ組織試験方法¹⁰⁾に準拠し，ナイタール法を用いて腐食した．Fig.4.7 にマクロ写真を，Fig.4.8 に硬さ試験要領を示す．マクロ試験においては特に有害な欠陥も見られず，良好な結果を得ることができた．

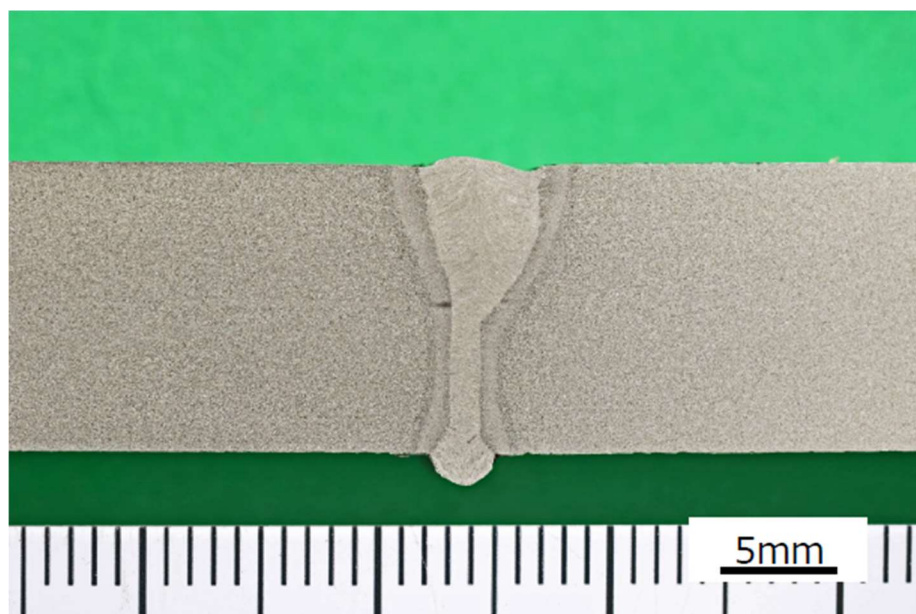
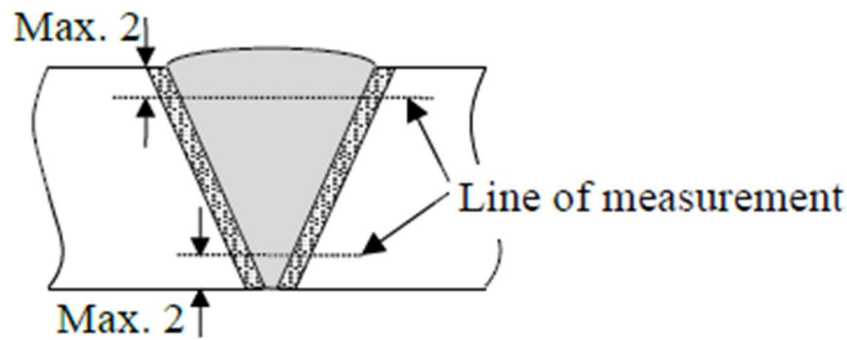


Fig. 4.7 Macroscopic observation

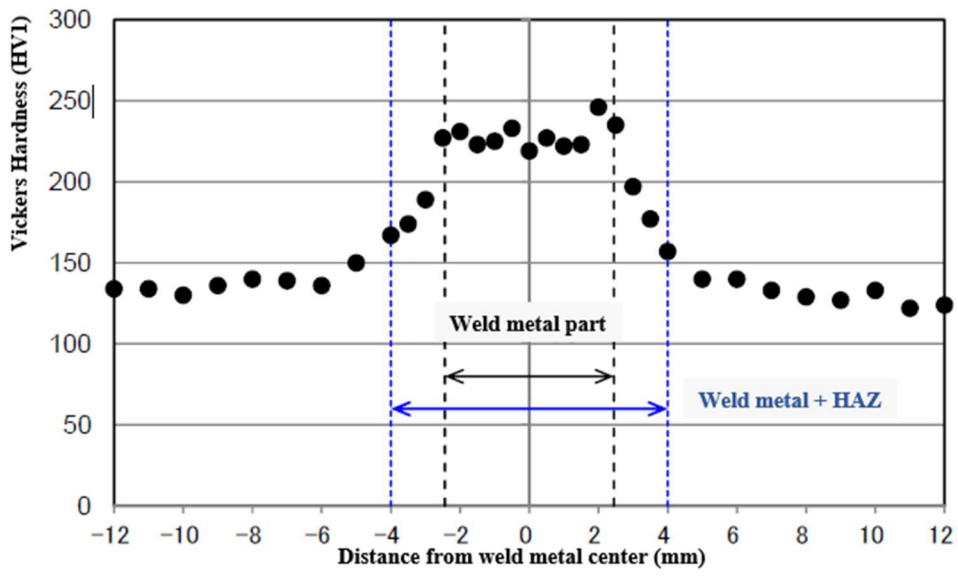


*Vickers hardness(HV10) ≤ 380

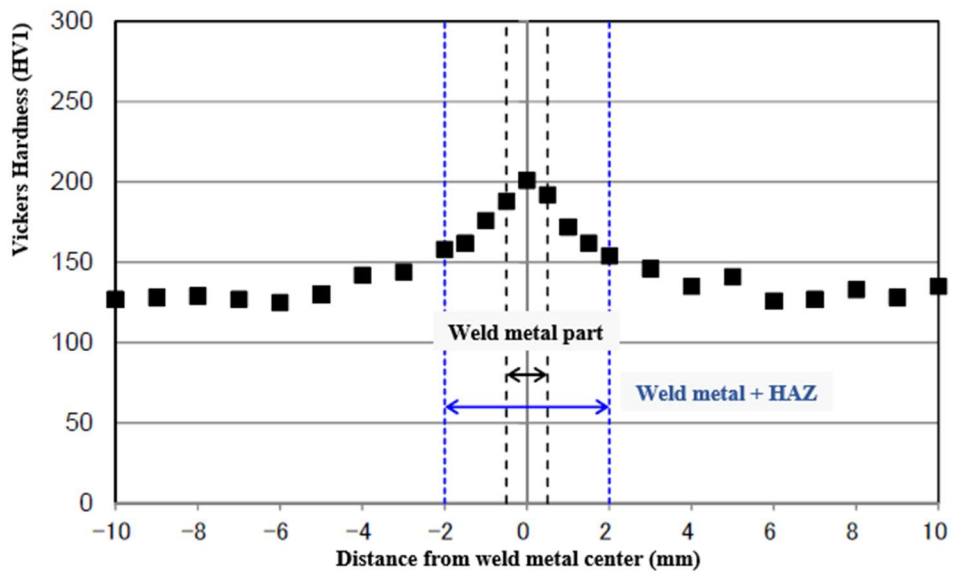
Measured on the line in the figure at a pitch of 0.5 mm for welded parts and HAZ,
and at a pitch of 1 mm for base metal.

Fig. 4.8 Measured position of Vickers hardness test

硬さ試験は、JIS Z 2244 : 2009 ビッカース硬さ試験-試験方法¹⁾に準拠して実施した。レーザ・アークハイブリッド溶接ガイドライン<第3版>では、ビッカース硬さ試験の試験荷重は 10 kgf と規定し、ビッカース硬さ (HV10) は 380 以下でなければならないとしている。しかしながら、Fig. 4.7 のマクロ写真からもわかるようにレーザ・アークハイブリッド溶接のビード幅は非常に狭く、試験荷重を 10 kgf とした場合に圧痕が大きくなりすぎて、既定の測定ピッチが取れないことがわかった。その為、今回の予備試験では試験荷重を 1 kgf とするマイクロビッカース硬度計を使用して硬さ試験を実施した。試験結果を Fig. 4.9 に示す。硬さの分布としては、一般的なアーク溶接の場合と同様、溶接金属部が最も硬く、母材側に硬さが漸減していることがわかる。最大値で 250 (HV1) 程度であり、すべての測定点で 380 (HV1) を下回っており、健全な継手性能を有することを確認できた。



(a) Surface side



(b) Root side

Fig.4.9 Result of Vickers hardness test

4.5 結論

本章では、レーザ・アークハイブリッド溶接で突合せ継手を作成する場合の溶接条件作成について論じた。ターゲットとする継手範囲として、

- 鋼種：KA～KA36
- 板厚：5 mm～13 mm
- ルートギャップ：0 mm～2.0 mm

を設定し、本研究で開発したギャップ変動自律対応型のレーザ・アークハイブリッド溶接システムを用いた適正な溶接条件を模索した。

導出した板厚毎の詳細な溶接条件を明示することは企業活動上困難であるが、代表例としてKA材12mm厚の溶接条件を紹介し、その継手性能についての調査結果を報告した。日本海事協会の溶接施工法承認試験取得に向けた予備試験として実施したすべての試験において、十分な継手性能を満足することを確認することができた。

第4章 参考文献

- 1) 一般社団法人日本海事協会：レーザ・アークハイブリッド溶接ガイドライン第3版，2016.
- 2) ISO 5817:2014 Welding — Fusion-welded joints in steel, nickel, titanium and their alloys (beam welding excluded)— Quality levels for imperfections, 2014.
- 3) 日本工業規格：JIS Z 3104 鋼溶接継手の放射線透過試験方法, 1995.
- 4) 日本工業規格：JIS Z 2241：金属引張試験方法, 2011.

- 5) 一般社団法人日本海事協会：鋼船規則 M 編， 2019.
 - 6) 日本工業規格：JIS Z 2248：金属材料曲げ試験方法, 2006.
 - 7) 日本工業規格：JIS Z 2242 金属材料のシャルピー衝撃試験方法, 2018.
 - 8) 萩原，他：サイドノッチ付シャルピー試験による靱性評価法，鉄と鋼：日本鉄鋼協会々誌 90(7), 526-532, 2004.
 - 9) International Association of Classification Societies：Rec. No.56 Fatigue Assessment of Ship Structures, 1999.
 - 10) 日本工業規格：JIS G 0553：2019 鋼のマクロ組織試験方法， 2019.
- 日本工業規格：JIS Z 2244：2009 ビッカース硬さ試験-試験方法， 2009.

第5章 T継手溶接条件データベースの構築

5.1 緒言

本研究では，レーザ・アークハイブリッド溶接装置を既存生産ラインへの置換導入が容易な汎用性の高い形で開発することを目的とし，溶接変形抑制に対するニーズが高く，強度的な要求条件が比較的低い船体上部構造の建造への適用を目的に，製造ラインの構築に取り組んだ．実際の船体上部構造の製作では，突合せ継手による板継だけでなく，Fig. 5.1 に示すような補剛材を取り付けるパネル製作が必須となり，T 継手に相当する形式の継手に対する溶接施工も必要が生じる．

従来のアーク溶接を用いた場合，溶接部近傍で生じる角変形が比較的大きいため，これを矯正する作業が必要となるが，矯正作業には比較的多くの工数を要するため，これを省略可能な溶接変形が少ない溶接法の採用が期待されている．



Fig. 5.1 Sample image of a panel used as wall for ship's superstructure

先行研究¹⁾より、レーザ・アークハイブリッド溶接を用いた完全溶込 T 継手では、一般的なアーク溶接に比べて角変形の低減や疲労強度の向上が期待できる。また、従来よりも少ない溶接施工数でパネル製造することや構造強度健全性を一層確保すること等の観点から、レーザ・アークハイブリッド溶接を用いた上部構造の製作に適した T 継手溶接条件の導出に取り組んだ。

5.2 片側貫通 T 継手の基礎検討

船体上部構造に用いられる鋼板は、そのほとんどが板厚 9 mm 以下の範囲である。さらに補剛材については、弊社建造船種においては 5~7 mm の範囲に限定される。そこで、本研究で構築したレーザ・アークハイブリッド溶接装置の最大レーザ出力である 8 kW 以下の条件で、補剛材板厚を 7 mm とし、適切な片側貫通 T 継手の溶接条件を模索した。

この際に、補剛材の加工もできるだけ簡便化を図る観点から、L 型アンクル材をそのまま利用することも検討した。アンクル材は納入段階ですでに防錆プライマが塗布されているが、これを残したまま溶接施工するとプライマに含まれる亜鉛の影響で、溶接部に欠陥が残存する可能性があるため、溶接前にプライマを除去する必要がある。しかしながら、この除去作業に要する工数も削減できれば建造コストのさらなる削減につながるため、プライマ除去作業の省略が可能か否かを検討することにした。そのため、プライマが塗布されたままの L 型アンクル材及び基板を用いて施工条件を検討した。

この段階では適切な施工条件探索を目的としているため、溶接長は 300 mm とした。また、比較のため、補剛材を平板からレーザー切断及びプラズマ切断で採りだしたものについても、切断面以外のプライマを除去しない条件で施工条件を検討した。レーザー切断材、プラズマ切断材およびL型アングル材の断面形状写真を Table 5.1 に示す。なお、本節の基礎検討に関する試験については、九州大学所有のレーザー・アークハイブリッド溶接装置（ファイバレーザー・最大出力 20 kW）を用いて実施した。トーチ配置の模式図を Fig. 5.2 に、溶接施工条件の詳細を Table 5.2 に示す。

Table 5.1 Cross-sectional shape of specimens.




Laser cut	Plasma cut	L-shaped angle steel
		

Table 5.2 Parameters of welding procedure conditions.

Laser oscillator	YLS-20000 (Rated laser power 20 kW) by IPG Photonics Ltd.		
Process head	HIGHYAG90°BIMO HI-POWER		
θ_p	27.5°	θ_A	67.5°
θ_d	-1.0°	θ_L	8.6°
D_{LA}	3mm	D_{AW}	2.0mm
H_L	1.0mm		

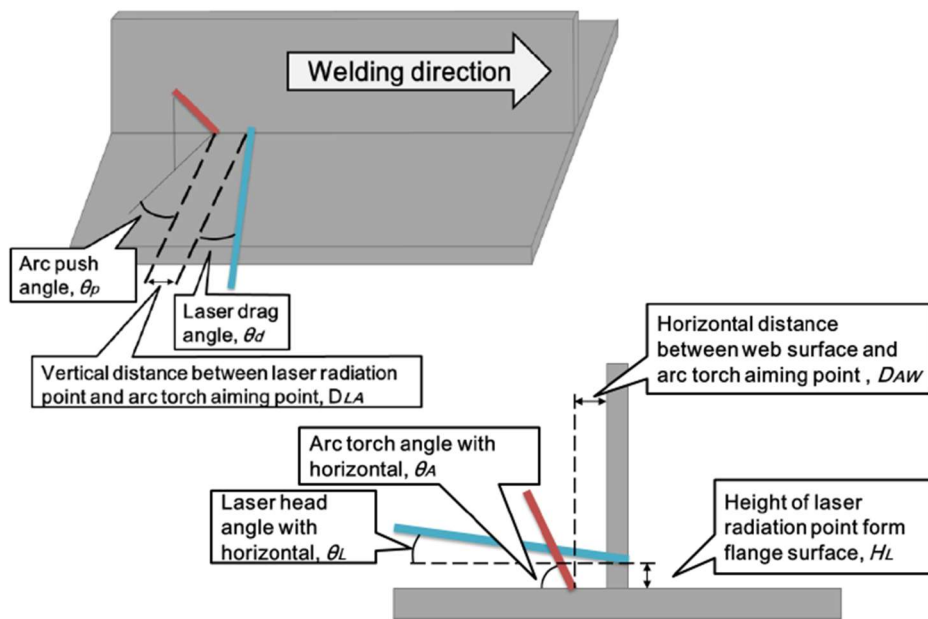
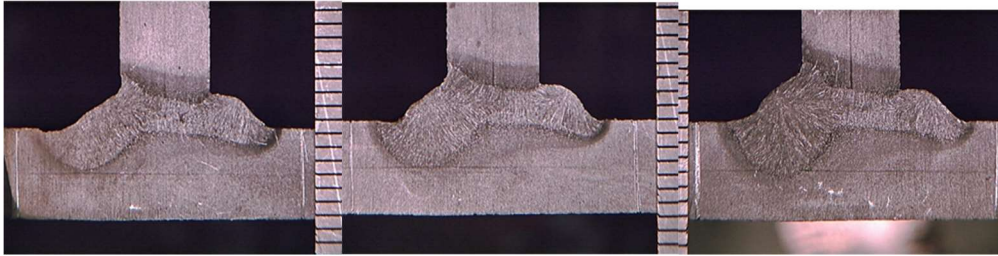


Fig. 5.2 Schematic illustration of torch arrangement for T-joint

開先加工がレーザ切断の場合、プラズマ切断の場合、アングル材の場合それぞれの片側貫通 T 継手について、探索した溶接条件を Table 5.3 に、作成した継手の断面マクロ写真を Fig. 5.3 に示す。

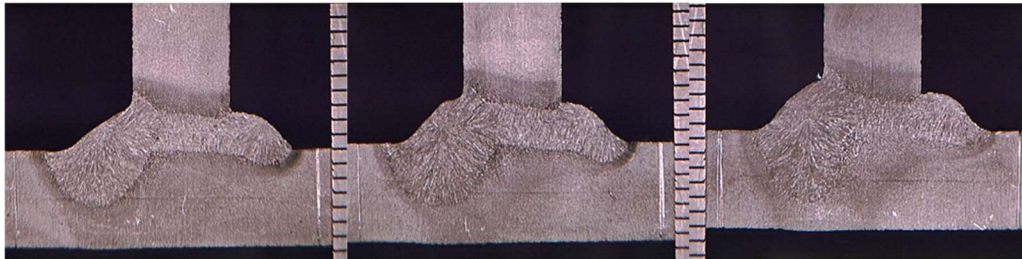
Table 5.3 Welding conditions for full-penetration T-joint by one-side single-pass welding

Parameters	Laser cut	Plasma cut	L-shaped angle steel
Laser power	8.0 kW	8.0 kW	8.0 kW
Arc current	350 A	400 A	400 A
Arc voltage	26.0 V	26.8 V	26.8 V
Welding speed	800 mm/min	800 mm/min	800 mm/min
Defocus length	15 mm	15 mm	15 mm



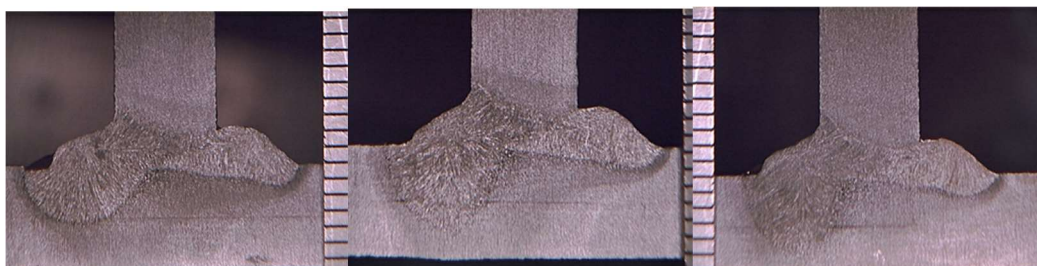
a-1) 75 mm from start a-2) 150 mm from start a-3) 225 mm from start

a) Macroscopic observation of laser cutting.



b-1) 75 mm from start b-2) 150 mm from start b-3) 225 mm from start

b) Macroscopic observation of plasma cutting.



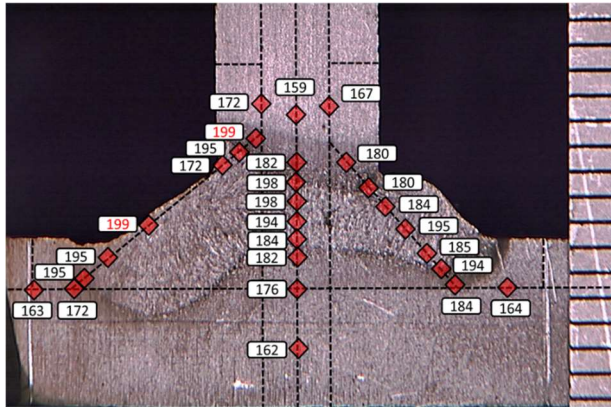
c-1) 75 mm from start c-2) 150 mm from start c-3) 225 mm from start

c) Macroscopic observation of L-shaped angle steel

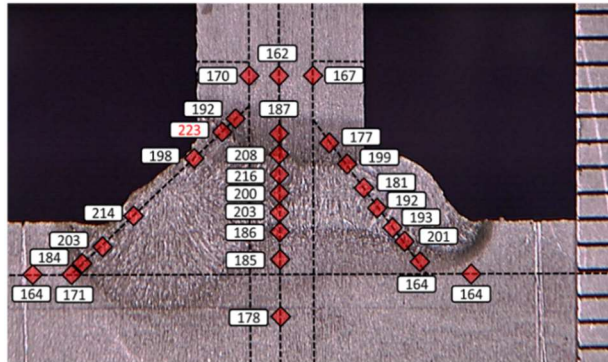
Fig. 5.3 Macroscopic observations.

プライマ塗布ままでも無欠陥の継手を得られたが、板厚が薄いため、プライマに含まれる亜鉛等の欠陥生成に寄与する物質は、入熱により十分に蒸発したものと推察される。超音波探傷試験も実施したが、内部欠陥は検出されなかった。

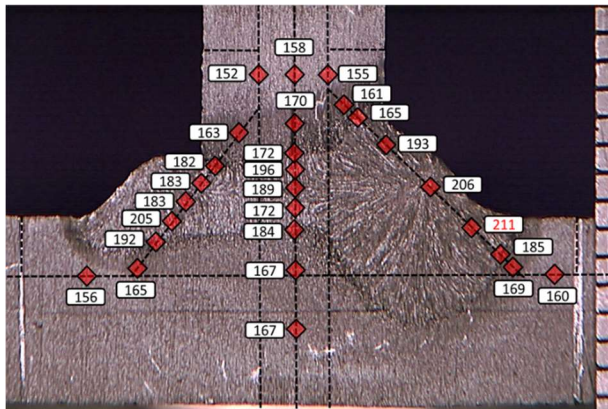
続いて、継手の健全性を確認するため、日本海事協会発行のレーザ・アークハイブリッド溶接ガイドライン<第3版>²⁾に則り、Fig. 5.3 に示した断面に対してビッカース硬さ試験（HV1）を測定した。結果を Fig. 5.4 に示す。



a-1) 75 mm from start

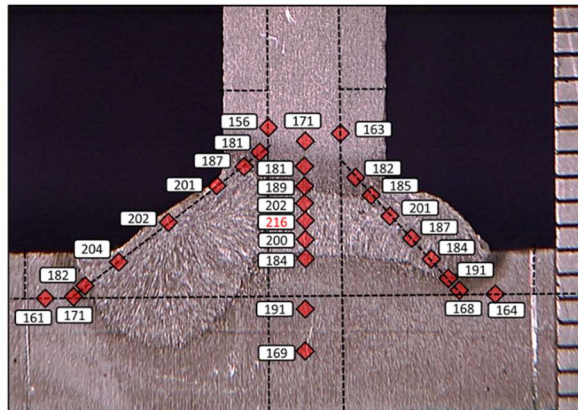


a-2) 150 mm from start

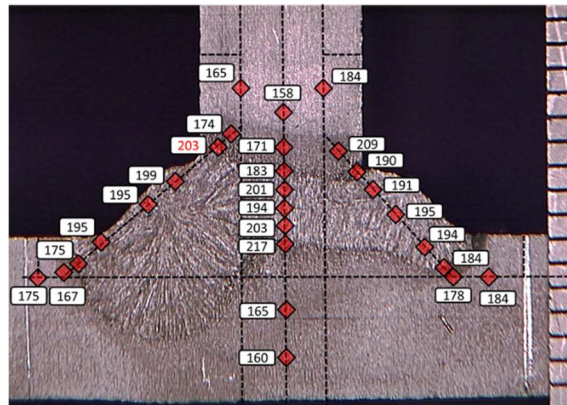


a-3) 225 mm from start

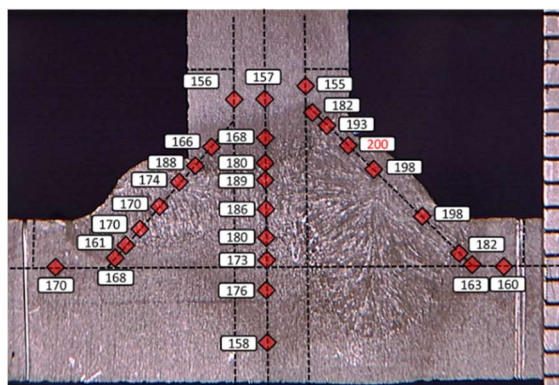
a) Vickers hardness of laser cut



b-1) 75 mm from start

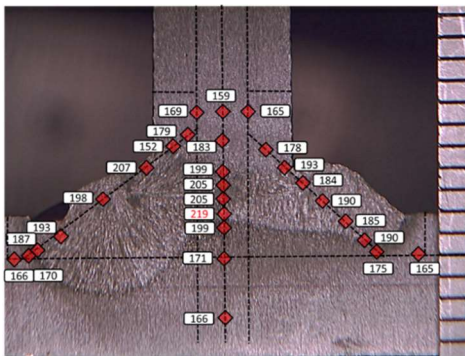


b-2) 150 mm from start

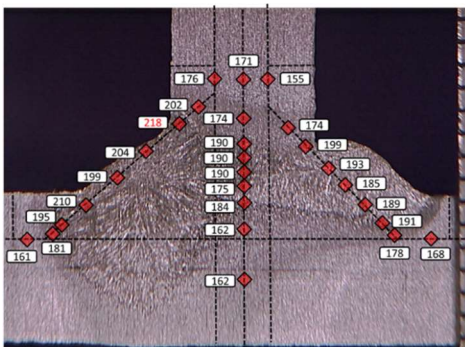


b-3) 225 mm from start

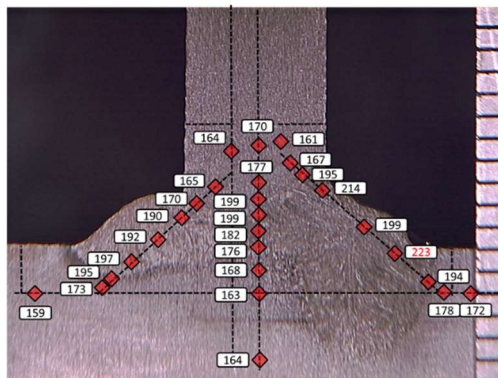
b) Vickers hardness of plasma cut



c-1) 75 mm from start



c-2) 150 mm from start



c-3) 225 mm from start

c) Vickers hardness of L-shaped angle steel

Fig. 5.4 Result of Vickers hardness test.

計測されたビッカース硬さの最大値はそれぞれ、レーザ切断の場合で 223 HV、プラズマ切断の場合で 216 HV、アングル材の場合で 223 HV であった。切断面性状による大きな差は無く、すべてレーザ・アークハイブリッド溶接ガイドラインに規定される 380 HV 以下であった。したがって、これらの継手においてその機械的性質がおおむね良好であると推察される。

続いて、レーザ・アークハイブリッド溶接適用の主目的の一つである溶接変形の低減量を検証するため、Table 5.3 に示す溶接条件で作成した片側貫通 T 継手 3 体と、一般的な従来工法であるアーク単独溶接により作成した両側すみ肉継手 1 体の合計 4 体の供試材について、継手の角変形量を測定した。補剛材の板厚は全ての供試材で 7 mm とし、両側すみ肉継手の脚長は 5 mm とした。Table 5.4 に両側すみ肉継手の溶接条件を、Fig. 5.5 に作成した継手の外観写真を示す。

Table 5.4 Welding conditions for both-side fillet joint by arc welding

1st pass		2nd pass	
Arc current	216A	Arc current	220A
Arc voltage	23.6V	Arc voltage	23.0V
Welding speed	750mm/min	Welding speed	750mm/min

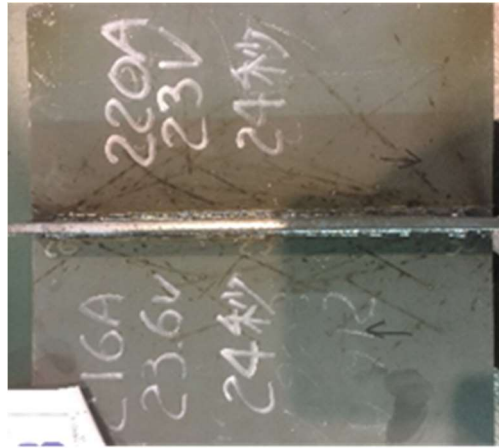


Fig. 5.5 Photograph of top view of both-side fillet joint by arc welding

角変形について， Fig. 5.6 内左図に示す各横断面（YZ 断面）において， Fig. 5.6 内右図および式(1)が示す算法にて角変形を計算した．計測対象の継手において各断面の角変形量を平均した値を用いて評価した．算出された角変形量を Table 5.5 に示す．

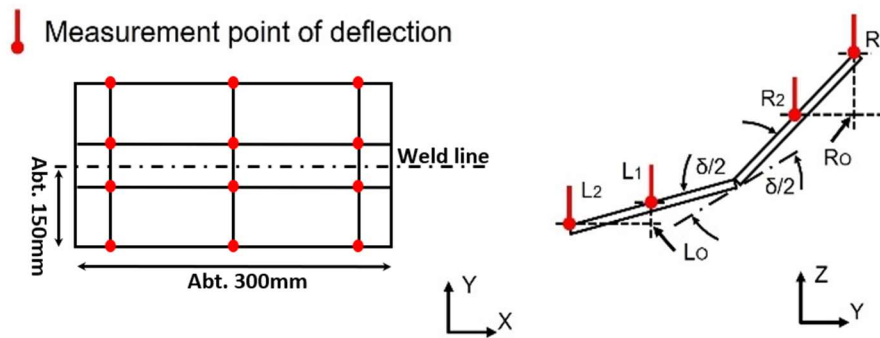


Fig.5.6 Schematic of deflection measurement points.

$$\delta = \left| \sin^{-1} \left(\frac{|\overrightarrow{R_0 R_1}|}{|\overrightarrow{R_1 R_2}|} \right) - \sin^{-1} \left(\frac{|\overrightarrow{L_0 L_1}|}{|\overrightarrow{L_1 L_2}|} \right) \right| \quad (1)$$

Table 5.5 Calculated angular distortion

Type of specimens		Calculated angular distortion
Full-penetration T-joint by one-side single-pass welding for laser-arc hybrid welding	Laser cut	4.9 (10^{-3} rad)
	Plasma cut	6.4 (10^{-3} rad)
	L-shaped angle steel	6.2 (10^{-3} rad)
Both-side fillet joint by Arc welding		20.5 (10^{-3} rad)

Table 5.5 から、レーザ・アークハイブリッド溶接を用いた片側貫通 T 継手において、レーザ切断材に対し若干入熱量の大きい溶接条件となるプラズマ切断材及びアングル材では、入熱量に比して角変形量も若干大きくなることが確認できた。一方で、従来工法であるアーク単独溶接による両面すみ肉継手では、片側貫通 T 継手に対して 3 倍を超える大きな角変形量となった。このことより、レーザ・アークハイブリッド溶接を用いた片側貫通 T 継手を適用することにより、溶接変形の低減に大きく貢献できることを確認できた。

5.3 両面すみ肉継手の溶接条件導出

日本海事協会の規定するレーザ・アークハイブリッド溶接ガイドライン<第 3 版>では、片側貫通 T 継手を製品溶接に適用する場合、溶接長 200 m 毎に定期的な非破壊検査の実施による完全溶け込み品質の担保を要求している。しかしながら、本研究において適用対象としている船体上部構造においては、構造上の強度要件は主船体ほど厳しいものではなく、T 継手に対し完全溶け込みを要求する部位は存在しない。実生産現場における経

済性を考慮した場合，新たに非破壊検査を追加実施するコストの増加は看過できないものがある．本節では，品質担保の要求が低い両面すみ肉溶接にレーザ・アークハイブリッド溶接を適用すべく，溶接条件を検討した．

導出した溶接条件を Table 5.6 に，トーチ配置の模式図を Fig. 5.7 に，作成した継手の断面マクロ写真を Fig. 5.8 に示す．なお、前述のアーク溶接単独の場合と同様，補剛材板厚は 7 mm，指示脚長は 5 mm とし，プラズマ切断材を使用した．

Table 5.6 Welding conditions for fillet joint by Laser-arc hybrid welding.

Laser	Type of laser		Fiber Laser
	Output [W]		2,000
	Beam diameter [mm]		0.4
	Laser focusing position		Surface of base metal
Arc	Welding conditions	Polarity	DCEP
		Current [A]	300
		Voltage [V]	38
	Heat input [kJ/cm]		5.7
Laser	Welding speed [cm/min]		140
	Torch sequence		Lead : Arc, Trail : Laser
Torch and	Laser advancing / Receding angle (θ_1)		Advancing 15°
	Arc advancing / Receding angle (θ_2)		Receding 20°
Arc Torch	Laser / Arc torch tilt angle (θ_3)		45°
	Distance between torches (d_1)		3 mm

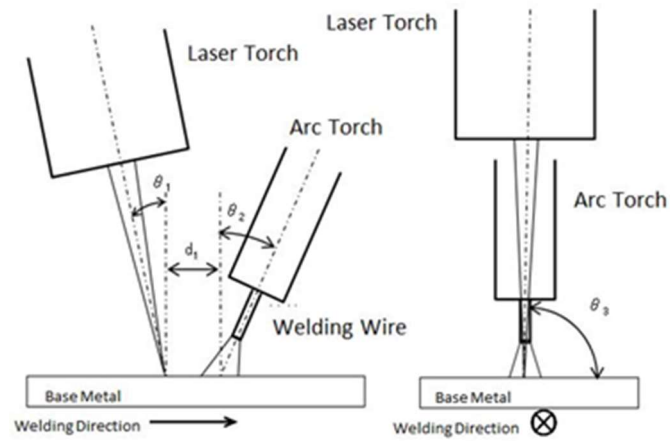


Fig. 5.7 Schematic illustration of torch arrangement for fillet joint

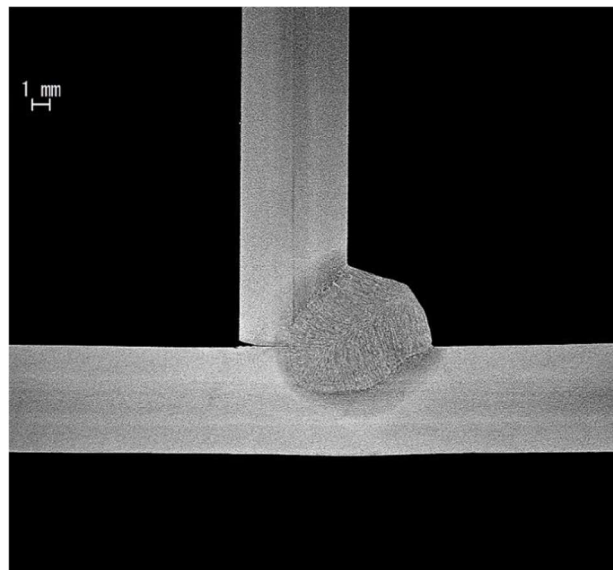


Fig. 5.8 Macroscopic observation for fillet joint by Laser-arc hybrid welding

レーザ・アークハイブリッド溶接を用いてすみ肉溶接を施工するにあたり、トーチ配置は突合せ継手の場合と同様にアーク先行とした。これは、片側貫通 T 継手の場合ほど深溶け込みを必要としないこと、および、レー

ザをアークの溶融プール内に照射することで高速溶接によるハンピングビードを抑制する効果があることによる。Table 5.4 に示したアーク単独溶接の条件と比較して 2 倍近い溶接速度を実現できた。

この継手の健全性を確認するため、日本海事協会発行の鋼船規則 M 編³⁾ に則り、Fig. 5.8 で示した断面に対してビッカース硬さ試験 (HV1) を測定した。結果を Fig. 5.9 に示す。

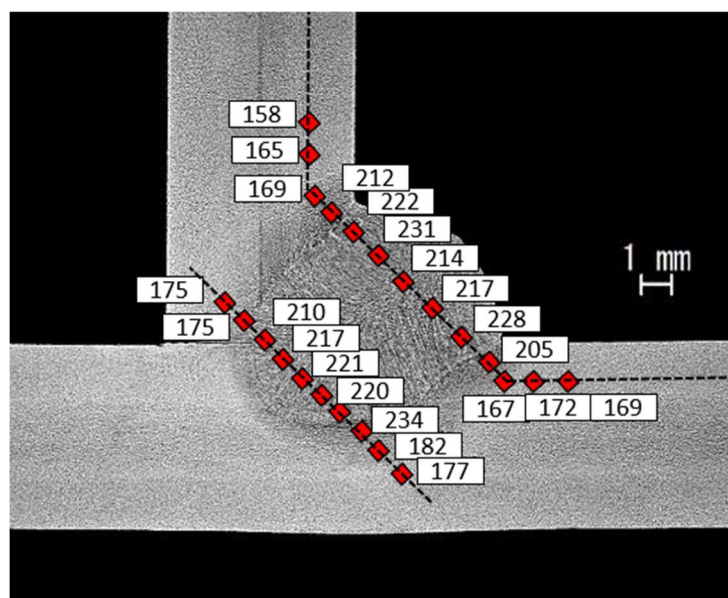


Fig. 5.9 Result of Vickers hardness test for fillet joint by Laser-arc hybrid welding

計測されたビッカース硬さの最大値は 234 HV であった。Fig. 5.4 で示した片側貫通 T 継手の場合と大きな差は無く、レーザ・アークハイブリッド溶接ガイドラインに規定される 380 HV 以下であり、この継手においてもその機械的性質がおおむね良好であると推察される。

続いて、前節同様に Fig. 5.6 に基づいて角変形量を算出した結果を Table 5.7 に示す。片側貫通 T 継手と比較すれば若干角変形量は大きいものの、アーク単独溶接による両面すみ肉継手に比べて 1/2 以下に低減できている。

Table 5.7 Calculated angular distortion

Type of specimens		Calculated angular distortion
Full-penetration T-shaped joint by one-side single-pass welding for laser-arc hybrid welding	Plasma cutting	6.4 (10^{-3} rad)
Both-side fillet joint by arc welding		20.5 (10^{-3} rad)
Both-side fillet joint by laser-arc hybrid welding		8.9 (10^{-3} rad)

以上のことから、両面すみ肉継手にレーザ・アークハイブリッド溶接を適用した場合、アーク単独溶接による両面すみ肉継手に比して、溶接速度 2 倍かつ角変形量 1/2 となり、レーザ・アークハイブリッド溶接を適用することのメリットを確認できた。

5.4 結論

本章では、溶接変形抑制に対するニーズが高く、強度的な要求条件が比較的低い船体上部構造の建造への適用を目的に、一般的なアーク溶接に比べて角変形の低減や疲労強度の向上が期待でき、また、従来よりも少ない溶接工数でパネル製造することや、構造強度健全性を一層確保すること等

の観点から、レーザー・アークハイブリッド溶接を用いた上部構造の製作に適した T 継手溶接条件の導出に取り組んだ。

補剛材の板厚 7 mm, 指示脚長 5 mm 相当の T 継手に対し、レーザー・アークハイブリッド溶接による片側貫通溶接の基礎条件を確立し、継手の健全性についても問題が無いことを確認した。合わせて、アーク単独隅肉溶接と比較して溶接速度こそ大差ないものの、片面施工が可能な事より製作工数の大幅な低減が期待でき、かつ溶接変形量も 1/3 程度に低減できることを確認した。

一方で、品質担保要求の観点から、片側貫通による完全溶込 T 継手では非破壊検査コストが増加する懸念もあり、船体上部構造の強度要件からすると過剰品質であることも否定できない。そこで、より実践的な選択として、レーザー・アークハイブリッド溶接を適用した両面すみ肉継手の施工条件も確立した。両面すみ肉継手の場合においても、従来のアーク単独溶接の場合に比して、溶接速度が約 2 倍、溶接変形量が約 1/2 とする溶接条件を確立し、製作工数低減に寄与できることを確認した。

第 5 章 参考文献

- 1) 津村秀一：レーザー・アークハイブリッド溶接の船体建造工程適用に向けた基礎研究，九州大学，2015.
- 2) 一般社団法人日本海事協会：レーザー・アークハイブリッド溶接ガイドライン第 3 版，2016.
- 3) 一般社団法人日本海事協会：鋼船規則 M 編，2019

第6章 ホットコイル材の船体上部構造への適用に関する諸検討

6.1 緒言

船体建造におけるコストダウンのひとつとして、居住区等の船体に比して強度要件が余り厳しくなく主に軟鋼材が適用される部分の製作に、比較的調達が容易なホットコイル材（以下、単にコイル材と称する）を活用するという考えがある。コイル材はミルメーカーで圧延後コイル状に巻き取って出荷され、工場納入後に冷間機械加工で平板状に戻した後に製造に供するものである。そのプロセスを Fig.6.1 に示す。一般的な平板圧延材（以下、単にシート材と称する）と比べて塑性変形を伴う工程を余分に経ているため材質が劣化することや、塑性加工による残留応力が切断や溶接等の熱加工を行う際に、圧延鋼材と異なる性状を示す可能性が懸念される。このような懸念が理由であろうと思われるが、日本海事協会規格¹⁾はコイル材と圧延平板鋼材は区別せずに規格化されているものの、著者らが調査した範囲ではコイル材を大型一般商船の新規建造において、船殻や上部構造などの船体構造部材に適用された事例は確認されなかった。

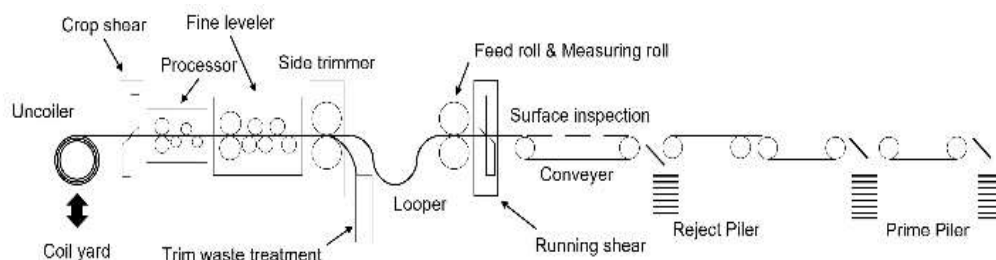


Fig.6.1 Leveling process of hot-rolled coil.

本研究では、船体居住区建造を念頭にコイル材の適用課題を検証した。また、著者らが想定するコイル材の適用箇所は薄板構造部であるが、薄板構造を溶接により建造する場合、変形矯正などの後戻り工程をできる限り抑制する観点から、従来以上に溶接変形を抑制できる溶接法の採用が期待される。そこで、従来のアーク溶接と比較して溶接変形を抑制でき、かつギャップ裕度に対してもある程度の許容性を有するレーザ・アークハイブリッド溶接に着目し、同溶接法のコイル材に対する適用性も検証した。

6.2 コイル材とシート材の比較

6.2.1 機械的性質と化学組成およびマイクロ組織

供試材は日本海事協会規格¹⁾で規定される KA 相当の鋼板とし、製造元に応じた素材性状のバラツキも考慮して、船級承認を得た船殻材料の製造実績が豊富な国内メーカおよび海外メーカのコイル材とシート材を用意した。今回の試験において、コイル材は加工業者の標準的な条件による冷間機械加工で平板上にレベリングされたものを使用した。板厚はすべての素材で 5.5mm である。

それぞれの供試材について、その化学成分や機械的性質の差異を確認するため、引張試験、化学成分分析およびマイクロ組織観察を実施した。引張試験は日本海事協会規格¹⁾に準拠し、試験片形状は U1 号形状とした。化学成分分析は N, O 以外は QV (カントバック)²⁾、N は不活性ガス融解-TCD 法³⁾⁴⁾、O は不活性ガス融解-赤外線吸収法⁵⁾で実施した。QV では鋼板表面直下を表面方向から分析し、N, O は切粉を採取して分析した。マイクロ組

織観察は、圧延方向に垂直な断面に対し、板厚の t/4 位置を倍率 100 倍および 400 倍で実施した。

引張試験結果を Table 6.1 に、化学成分分析結果を Table 6.2 に、ミクロ組織写真を Fig.6.2 に示す。ここで、JFP は国内のミルメーカーで製造されたシート材を、OFP は海外のミルメーカーで製造されたシート材を示す。また、JCX, JCI, JCO は国内のミルメーカーで製造されたコイル材を示し、OCX, OCI, OCO は海外のミルメーカーで製造されたコイル材を示す。コイル材はともに国内の同一加工業者においてレベリングしたものである。

Table 6.1 Mechanical properties of test steels

	Common index	Yield stress (N/mm ²)	Tensile strength (N/mm ²)	Elongation (%)	Yield ratio (%)
Hot-coiled sheet (made Overseas)	OCX	308 *	430	22	72
Flat plate (made Overseas)	OFP	344 *	468	24	74
Hot-coiled sheet (made in Japan)	JCX	366	480	24	76
Flat plate (made in Japan)	JFP	356	445	29	80

Value with mark “*” means 0.2% Proof stress.

Table 6.2 Chemical composition of test steels (unit in wt%)

ID.	C	Si	Mn	P	S	Cu	Al	Ni
OCX	0.094	0.15	0.86	0.016	0.007	0.01	0.034	0.01
OFP	0.142	0.13	0.82	0.007	0.003	0.01	0.036	0.01
JCX	0.177	0.02	0.62	0.015	0.006	0.02	0.017	0.01
JFP	0.133	0.13	0.64	0.013	0.005	0.01	0.015	0.01

ID.	Cr	Mo	V	Nb	Ti	B	N	O
OCX	0.02	< 0.01	0.002	0.002	< 0.001	0.0001	0.0023	0.0012
OFP	0.01	< 0.01	0.001	0.001	0.013	0.0001	0.0039	0.0013
JCX	0.03	< 0.01	0.001	< 0.001	< 0.001	< 0.0001	0.0025	0.0020
JFP	0.02	< 0.01	0.002	< 0.001	< 0.001	< 0.0001	0.0028	0.0013

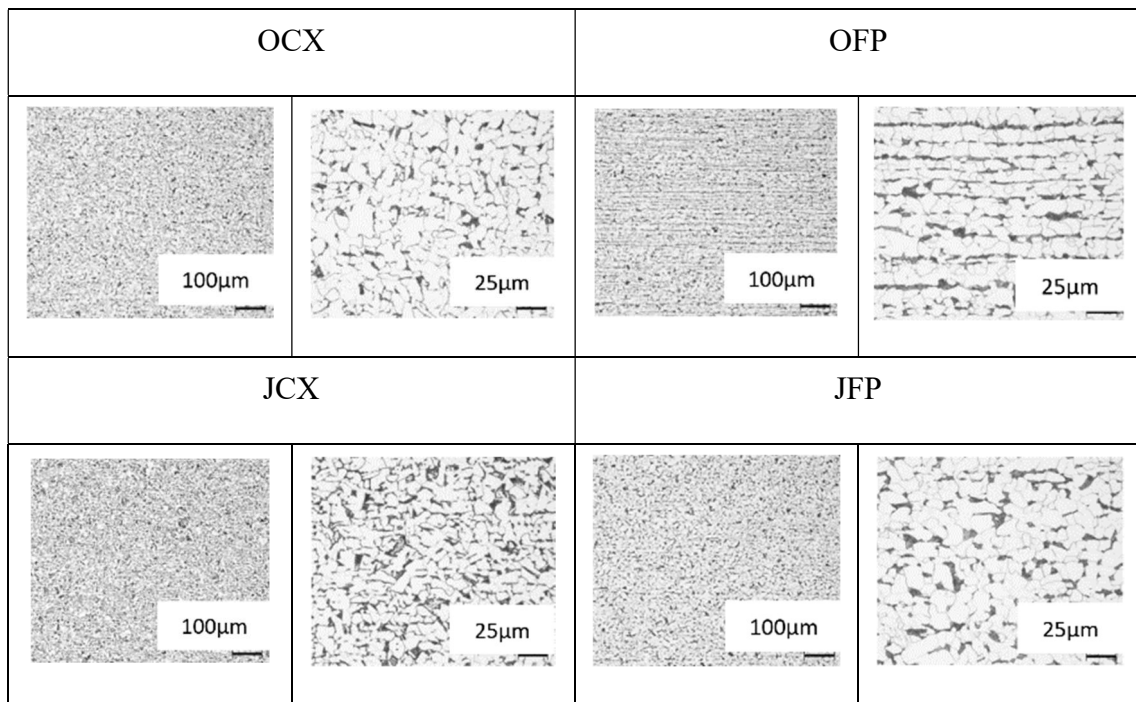


Fig.6.2 Optical micrographs of test steels

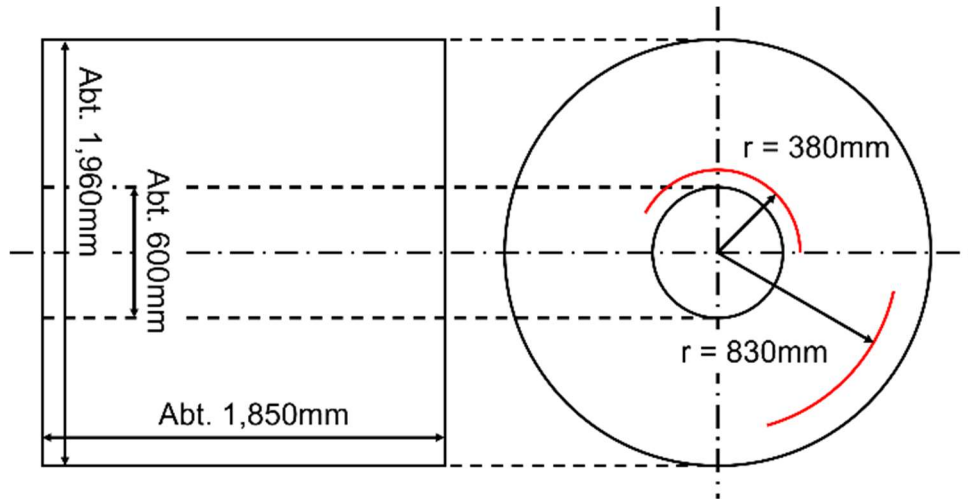
引張試験の結果、OFP および OCX では明確な降伏点が生じなかったため、降伏応力の値として 0.2%耐力を参照することにした。コイル材については JCX よりも OCX の数値が低めではあるが、計測結果は全て日本海事協会規格 KA 鋼種の規格値を満足している。マイクロ組織はいずれもフェライト-パーライトである。結晶粒の大きさに関しては僅かに差がみられ、JCX の粒径が最も小さかった。

Table 6.2 に示す化学成分分析の結果においては、OCX および OFP で微量の Al, Ti 等の含有がみられるものの熱加工難易度に大きく影響を及ぼす元素の添加は確認されなかった。一方、炭素の含有量に着目すると OCX では含有量が低い。これは、コイル材における JCX と OCX の引張強度の差に表れているものと推察される。

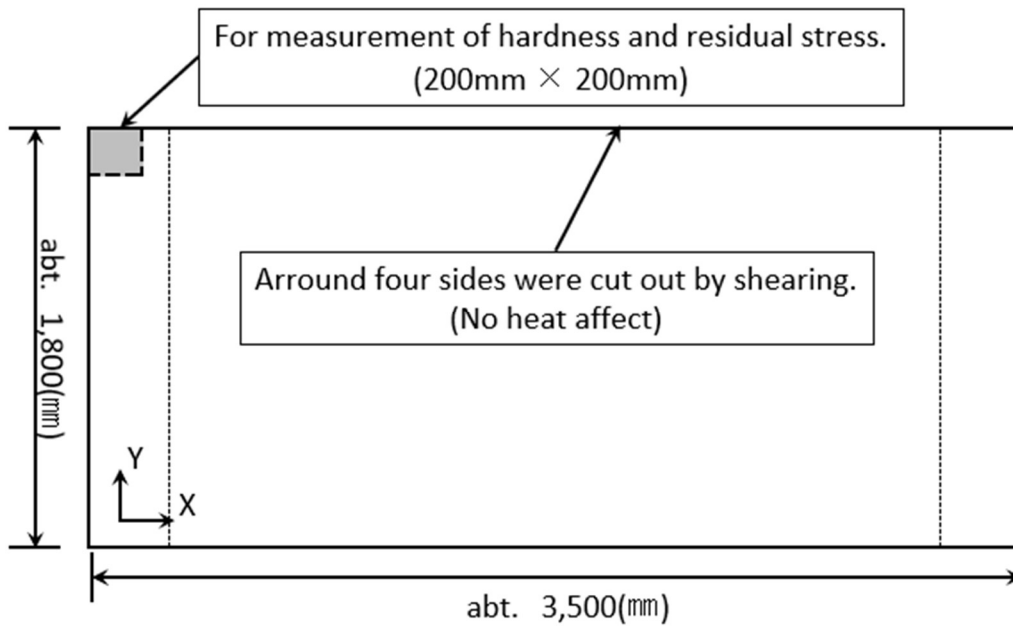
6.2.2 残留応力と硬さ分布

コイル材及びシート材の残留応力並びに硬さを測定し、それぞれの供試材ごとに比較した。残留応力は、X 線回折法（パルステック工業株式会社：ポータブル型 X 線残留応力測定装置 μ -X360n）を用いて測定した。コイル材はコイル巻状態（外周半径 $r=980$ mm）における曲率により性状に差異が生じることが懸念されるため、それぞれ巻中心側（曲率 $r=380$ mm）と巻外周側（曲率 $r=830$ mm）から取材し、加工業者が通常採用している冷間加工条件において平板状にレベリングされたものを用いた。以下、OCX について巻中心側を OCI, 巻外周側を OCO とし、JCX について巻中心側を JCI, 巻外周側を JCO と表記する。シート材及びコイル材それぞれの鋼板は $1,800$ mm \times $3,500$ mm の大きさに 4 辺をシャーリング切断し、圧延後に極力熱加工を控える形で取材した鋼板を用意した。供試鋼板の形状ならびに残留応力測定位置を Fig.6.3 に示す。Fig.6.3 において、X 軸は鋼板

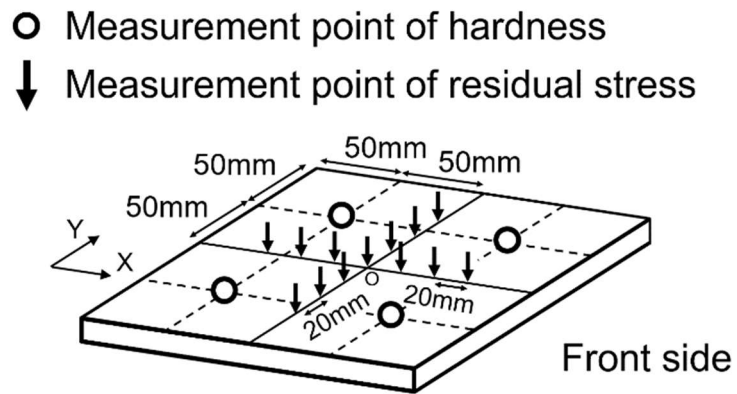
の圧延方向を示す。本測定では、5.5 mm と板厚が薄いことから鋼板の裏表は無視できるものとした。



(a) Coiling radius at the test piece picked position.



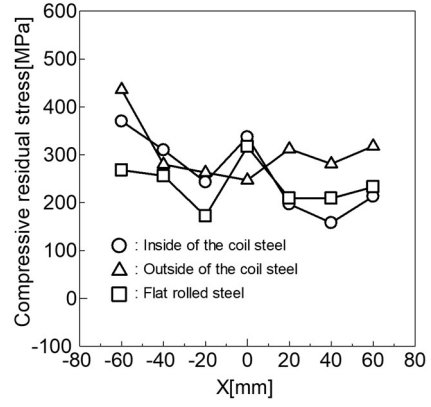
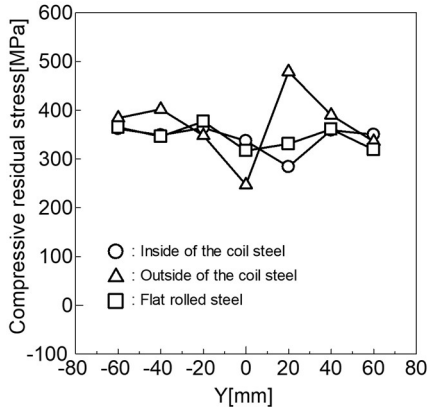
(b) Detail of the test piece picked position.



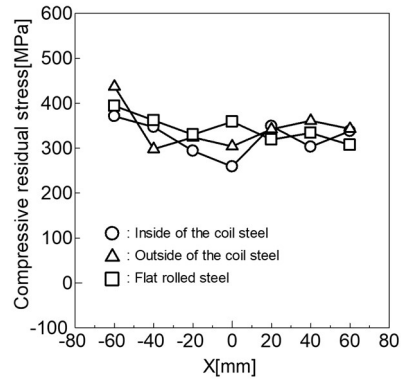
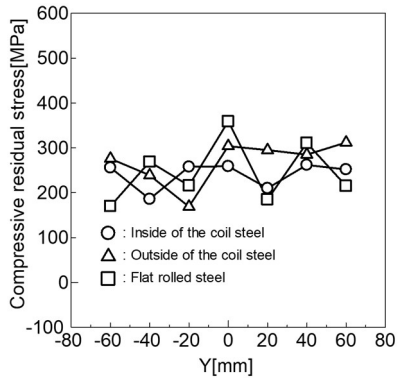
(c) Detail of the measurement points.

Fig.6.3 Measured points of residual stress and hardness.

圧縮残留応力分布についてシート材及びコイル材の取材位置毎に比較した結果を示す. Fig.6.4 は OFP, OCI, OCO の表面側における圧縮残留応力分布, Fig.6.5 は JFP, JCI, JCO の表面側における圧縮残留応力に関する結果である.

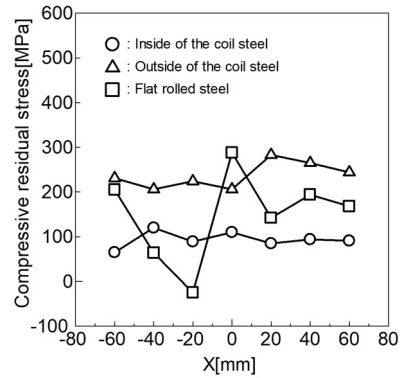
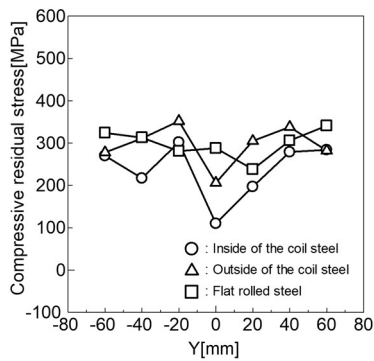


X direction

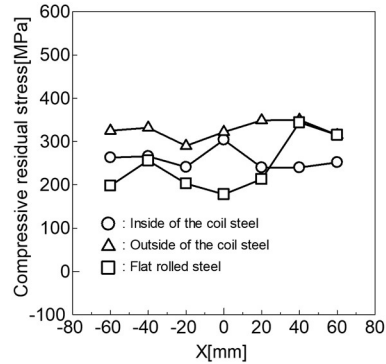
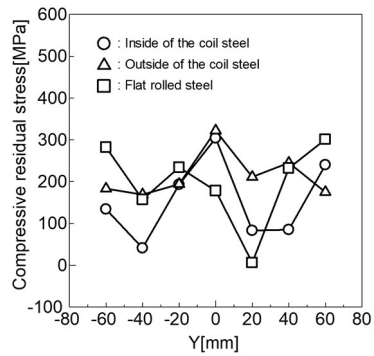


Y direction

Fig. 6.4 Comparison of residual stress on the front surface of steel for picking position. [OFP, OCI, OCO]



X direction



Y direction

Fig. 6.5 Comparison of residual stress on the front surface of steel for picking position. [JFP JCI, JCO]

残留応力の測定結果より，コイル材については比較的 OCI, OCO よりも JCI, JCO の圧縮残留応力が小さいことが確認された．また，OCI, OCO および OFP の残留応力に有意な差は確認されなかった．加えて，JCO の圧縮残留応力は JCI よりおおむね高い傾向が確認された．

残留応力測定に用いた供試材を用いてビッカース硬さ試験を実施した．ひとつの供試材に対し表裏 4 点ずつ計測（測定位置：Fig.6.3 中の丸印部）した平均

値を Table 6.3 に示す. ビッカース荷重は 1kgf(HV1)で実施した. JFP の値が JCI, JCO と比較して小さいことが確認できるが, OFP, OCI, OCO の間には有意な差は確認されなかった.

Table 6.3 Comparison of Vickers hardness test results.

Type of plate		Front side	Back side
JFP	Flat plate	153	158
JCI	Hot-coiled sheet (inside)	198	181
JCO	Hot-coiled sheet (outside)	194	190
OFP	Flat plate	195	203
OCI	Hot-coiled sheet (inside)	203	192
OCO	Hot-coiled sheet (outside)	194	191

6.3 熱切断及び溶接による変形の評価

6.3.1 切断による変形の検証

薄板では, 製品の外観に痩せ馬変形が影響を及ぼすことが多い. 薄板の熱切断時には入熱影響により被切断部材が変形し, 特に被切断部材が細長の場合は切断入熱により痩せ馬変形が生じる場合も少なくない. 加えてコイル材は複数回の塑性加工影響を受けているため熱切断により被切断部材に生じる変形の様相もシート材と異なることも懸念される. そこで, コイル材及びシート材それぞれの切断工程による変形を比較評価するべく, プラズマ切断とレーザー切断を用いて切断試験を実施して痩せ馬変形に伴う面外撓み量を調査した. プラズマ切断とレーザー切断それぞれの切断諸元を Table 6.4 に示す.

Table 6.4 Cutting Specifications

(a) Plasma Cutting Specifications

Cutting Speed (cm/min)	400
Current (A)	360
Voltage (V)	113.5
Assist Gas Pressure (MPa)	0.5

(b) Laser cutting specifications

Cutting Speed (cm/min)	150
Laser Power (W)	4000
Assist Gas Pressure (MPa)	0.4

それぞれの供試鋼板(寸法=1,800mm x 3,500mm x 5.5mm)を Fig.6.6 に示すように 280mm x 880mm の大きさに切断し, Fig.6.7 に示す位置の面外撓み量を計測した. なお, 切断時に鋼板は拘束していない. 6 種類の供試鋼板をそれぞれ 2 枚ずつ用意し, 1 枚はレーザ切断, もう 1 枚はプラズマ切断して得られた 20 枚ずつの 280mm x 880mm の鋼板 (合計 240 枚) に対し, Fig.に示した位置で面外撓み量を計測した平均値 (Ave.) ならびに標準偏差 (s) を Table 5 に示す.

発生した面外たわみは, すべての切断後試験片について一様に切断火口側に凸であり, Fig.6.6 に示す切断方向の縦横による差異は確認されなかった.

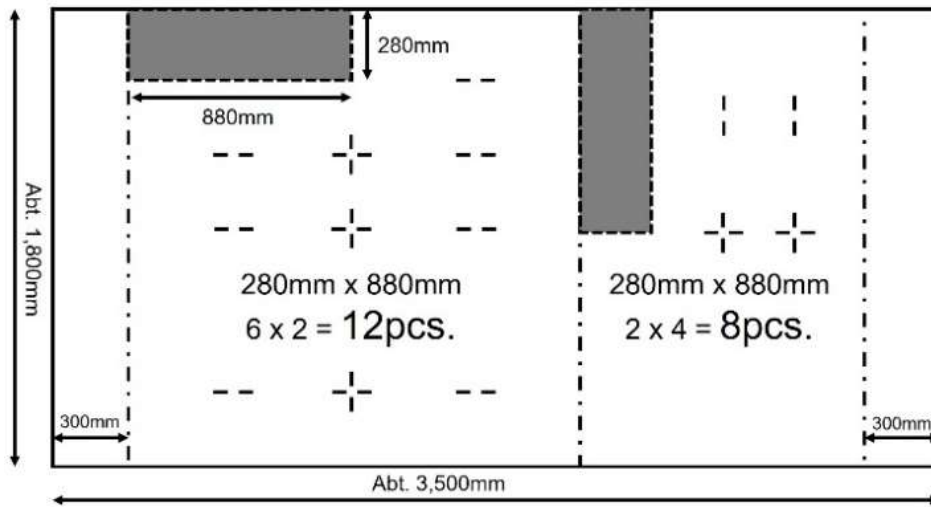


Fig.6.6 Cutting plan.

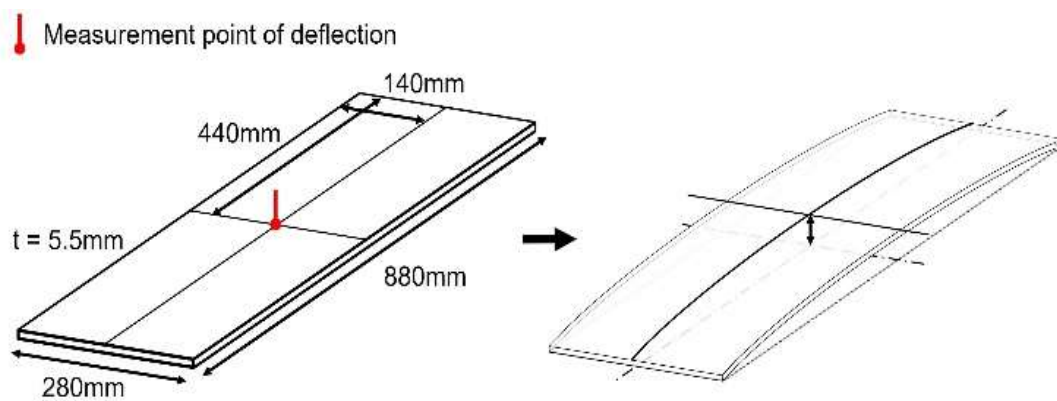


Fig.6.7 Measured points of deflection after cutting.

Table 6.5 Measured deflection after cutting (unit in mm).

Type of plate		Plasma cutting		Laser cutting	
		Ave.	s	Ave.	s
JFP	Flat plate	0.1	0.14	0.0	0.04
JCI	Hot-coiled sheet (inside)	5.2	3.46	4.9	3.25
JCO	Hot-coiled sheet (outside)	4.5	2.12	1.9	1.06
OFP	Flat plate	3.2	3.04	7.2	2.62
OCI	Hot-coiled sheet (inside)	8.3	3.92	1.8	1.20
OCO	Hot-coiled sheet (outside)	15.8	6.63	10.6	7.88

Table 6.5 から OFP, OCI, OCO よりも JFP, JCI, JCO の方が総じて撓み量が少ないことが確認できる。特に JFP をレーザ切断した場合には、撓みがほとんど発生しないことが確認された。これは合金元素量の違いや初期残留応力の若干の違いから影響を受けているものと推察される。一方で、コイル材の巻中心側および巻外周側の比較においては有意な差は確認されなかった。

また、OFP を除いて、レーザ切断の場合の面外撓みはプラズマ切断の場合と比較して小さくなる傾向が確認できる。この結果は、レーザ切断とプラズマ切断による切断変形の大小関係として一般に広く知られる傾向と同様であった。

以上の結果、上部構造に使用するような薄板の切断においては、できるだけ初期残留応力が低い材料を選択するとともに、入熱がより少なく精度の高いレーザ切断を適用すべきであることが示唆された。

6.3.2 切断方法の違いによる溶接変形の検証

コイル材とシート材における溶接変形の相違を検証するため、前節で得られたレーザ、プラズマそれぞれの切断材を接合し、溶接前後での撓み量を計測した。溶接法は、造船工程で大板の板継工程に広く用いられている、両面サブマージーク溶接法（Submerged Arc Welding, 以下 SAW）を採用した。継手は Fig.6.6 の2つの隣接する試験片の長手方向（外周部を除く）を溶接することにより作製した。溶接条件を Table 6.6 に、撓み量の計測点を Fig. 6.8 に示す。なお、Fig.6.8 に示すように凸面を上側となるように仮付けし、こちら側を1層目、凹面側を2層目の順で拘束なしで溶接した。

Table 6.6 Welding conditions of submerged arc welding.

Filler wire type	JIS Z 3351YS-S6
Flux type	JIS Z 3352 SACG1
Travel speed (mm/min)	600
Arc current (A)	320
Arc voltage (V)	30
Nominal heat input (J/mm)	960

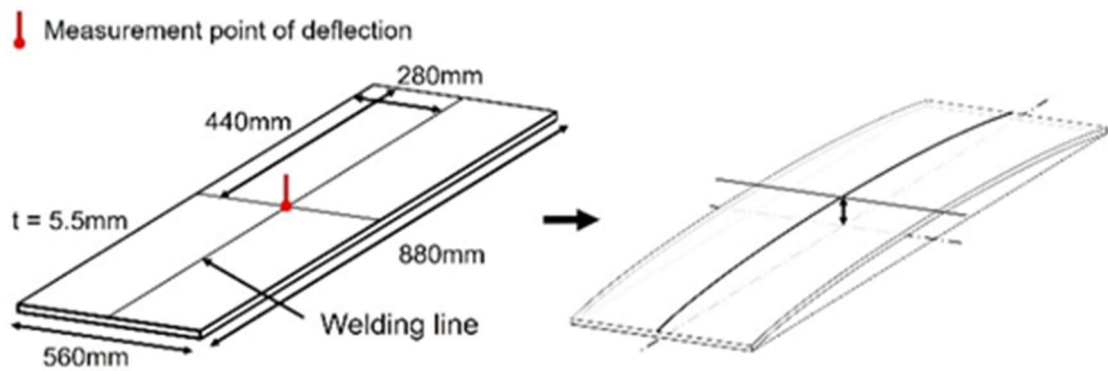
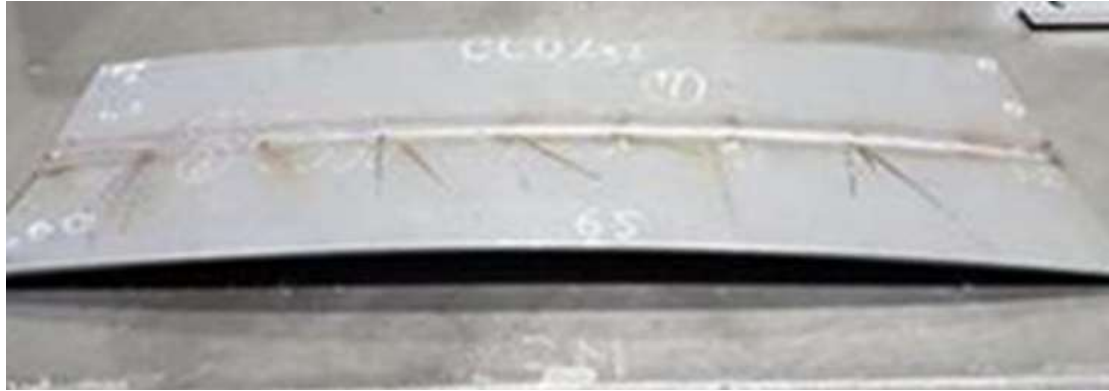


Fig.6.8 Measured points of deflection after SAW.

それぞれの接合体の本溶接後の撓み量を Table 6.7 に示す．表内の括弧で囲まれた数値は，仮付け施工直後の撓み量を差引いた本溶接前後の撓み量の差分を表している．計測結果より，総撓み量はプラズマ切断材よりもレーザー切断材の方が少ないが，これは前節で示したように切断時の撓み量がそのまま影響しているものである．溶接前後の撓み量の差，つまり溶接入熱による変形量という意味では供試材の種類や切断方法による有意な差は見られなかった．

Table 6.7 Measured deflection after welding (unit in mm).

Type of plate		Laser cutting	Plasma cutting
JFP	Flat plate	16.0 (16.0) *	18.0 (15.5) *
JCI	Hot-coiled sheet (inside)	19.8 (16.8) *	28.3 (22.1) *
JCO	Hot-coiled sheet (outside)	22.0 (19.9) *	29.5 (24.7) *
OFP	Flat plate	20.3 (11.2) *	24.0 (18.9) *
OCI	Hot-coiled sheet (inside)	23.8 (19.9) *	27.3 (18.2) *
OCO	Hot-coiled sheet (outside)	18.3 (12.5) *	26.5 (17.0) *

[Note] *Values of inside of bracket means difference from ‘after cutting’ to ‘after welding’.

6.4 溶接入熱の違いによる溶接変形の検証

6.4.1 供試材ならびに施工条件

前節で、一度熱切断工程を経た鋼板に溶接施工した場合には、鋼種に関わらずほぼ同等の撓み量が溶接変形として上乘せされることを確認した。そこで変形量低減の可能性を検証するため、一般的な板継ぎに用いられる両面溶接である SAW と比較的 low 入熱な片面溶接法であるレーザ・アークハイブリッド溶接法 (Laser-Arc Hybrid Welding, 以下 LAHW) を用いて突合せ継ぎを作成し、それぞれの継ぎの溶接前後の撓み量、角変形量を調査比較した。

供試材には前節で用いた JFP, JCI, JCO, OFP, OCI, OCO を使用した。分類を Table 6.8 に示す。寸法はすべて板厚 5.5mm, 板長 870mm, 板幅 130mm (突合せ継ぎ状態で板幅 260mm) であり、レーザ切断により切出したものである。SAW については、前節同様にたわみの凸方向を上側として仮付けし、凸面側を 1 層

目, 凹面側を2層目溶接とした. LAHW についても凸面側から溶接を実施した.

Table 6.8 ID of test steels and welding method.

Index and means		ID.	Welding method	Index and means		ID.	Welding method
JCI	Hot-coiled sheet (inside) made in Japan	JCI-L1	LAHW*1	OCI	Hot-coiled sheet (inside) made overseas	OCI-L1	LAHW
		JCI-L2				OCI-L2	
		JCI-S1	SAW*2			OCI-S1	SAW
		JCI-S2				OCI-S2	
JCO	Hot-coiled sheet (outside) made in Japan	JCO-L1	LAHW	OCO	Hot-coiled sheet (outside) made overseas	OCO-	LAHW
		JCO-L2				OCO-	
		JCO-S1	SAW			OCO-	SAW
		JCO-S2				OCO-	
JFP	Flat plate made in Japan	JFP-L1	LAHW	OFP	Flat plate made overseas	OFP-L1	LAHW
		JFP-L2				OFP-L2	
		JFP-S1	SAW			OFP-S1	SAW
		JFP-S2				OFP-S2	

[Note] *1 'LAHW' means Laser-arc hybrid welding (one side), *2 'SAW' means Submerged arc welding (both side)

SAW の溶接施工条件を Table 6.9 に示す. 溶接ワイヤは表面・裏面ともに中厚板用サブマージアーク溶接材料である US-36⁶⁾ (直径 1.6mm), フラックスは PF-H55E⁶⁾を使用した.

また, LAHW の溶接施工条件を Table 6.10 に示す. アーク溶接で用いた溶接ワイヤは MX-200⁶⁾ (直径 1.4mm), シールドガスには純炭酸ガスを使用し, 流量は 30L/min とした. なお, LAHW の入熱量は, 日本海事協会発行の「レーザ・アークハイブリッド溶接ガイドライン<第3版>」⁷⁾に従って算定した.

Table 6.9 Main welding condition. (SAW)

ID.	welding surface	AC*1	AV*2	TS*3	Q*4
		(A)	(V)	(cm/min)	(J/mm)
JCI-S1	Back	310	23.0	49.2	868.7
	Front	340	22.0	54.9	816.8
JCI-S2	Back	390	29.5	62.9	1097.6
	Front	400	29.5	63.7	1112.2
JCO-S1	Back	400	29.5	65.2	1085.1
	Front	390	29.5	65.3	1057.9
JCO-S2	Back	310	23.0	47.9	893.3
	Front	320	22.0	47.5	890.1
JFP-S1	Back	320	22.0	52.2	809.2
	Front	390	29.5	62.9	1097.6
JFP-S2	Back	390	29.5	62.1	1110.8
	Front	390	29.5	62.1	1110.8
OCI-S1	Back	390	29.5	65.3	1057.9
	Front	400	29.5	65.2	1085.1
OCI-S2	Back	360	27.4	65.3	907.0
	Front	360	27.4	65.3	907.0
OCO-S1	Back	360	28.0	65.2	926.9
	Front	380	28.0	65.2	978.4
OCO-S2	Back	360	27.4	65.3	907.0
	Front	360	27.4	65.3	907.0
OFP-S1	Back	400	29.2	64.4	1087.4
	Front	395	29.5	65.2	1071.5
OFP-S2	Back	370	28.0	66.1	940.7
	Front	360	27.5	65.3	910.3

[Note] *1 'AC': Arc current, *2 'AV': Arc voltage, *3 'TS': Travel speed, *4 '

Q': Heat input per unit weld length (mm)

Table 6.10 Main welding condition. (LAHW)

Filler wire type	JIS Z 3312 YGW11
Travel speed (mm/min):	1,400
Arc current (A):	300
Arc voltage (V):	26.0
Laser power (kW):	5.0
Defocusing distance (mm):	- 5
Arc drag angle (degree):	40
Laser push angle (degree):	10.0
Distance between laser irradiation point and arc torch aiming point (mm):	1.0
Heat input (J/mm):	548.6

6.4.2 SAW ならびに LAHW 施工体の撓み量の検証

撓み量の計測は Fig.6.8 に示すように各試験体の長手方向を接合し、それぞれ仮付け溶接のみの状態と本溶接後の状態における撓みの最大値を記録した。

Fig.6.9 は溶接前後の撓み量の差を Fig.6.10 は溶接前後の撓み量の差と入熱の関係を表したものである。これらより、LAHW により施工することで SAW により施工した場合と比べて明らかに撓み量が低減することが確認できた。また、日本製コイル材である JCI と JCO では SAW においても若干撓み量が小さいものの、おおむね撓み量は入熱に比例して大きくなる傾向であることが確認できる。一方、シート材やコイル材、コイル径の巻中心側や巻外周側といった分類では明確な差異は確認できなかった。

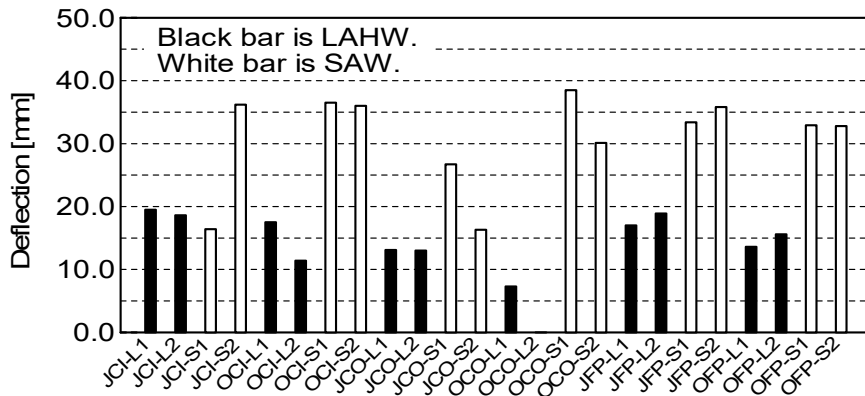
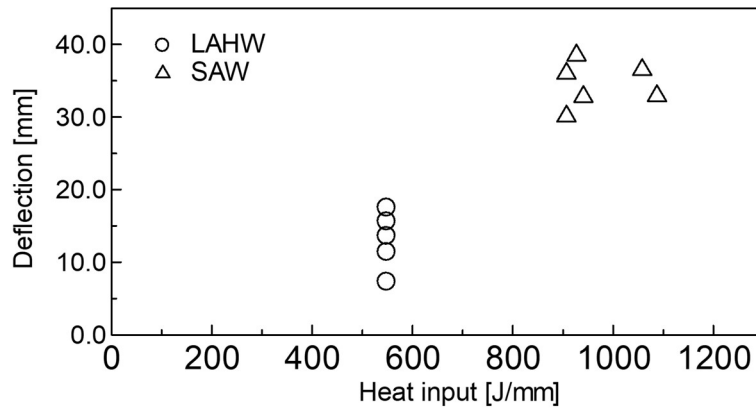
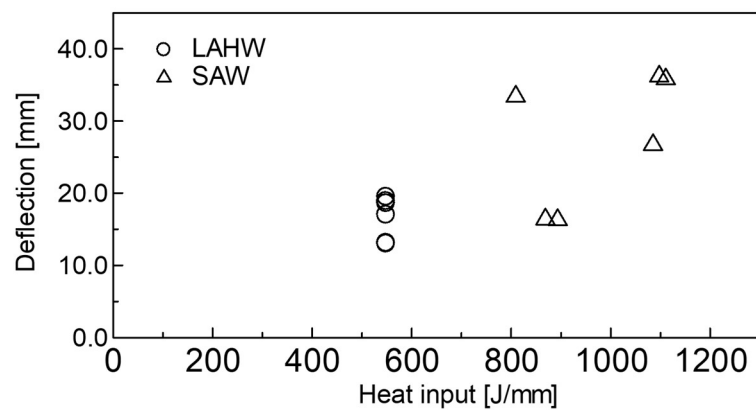


Fig.6.9 Difference of deflection values from before and after weld.



(a) Made Overseas



(b) Made in Japan

Fig.6.10 Relationship between heat input and deflection

6.4.3 SAW ならびに LAHW 施工体の角変形の検証

角変形について、Fig.6.11 内左図に示す各横断面 (YZ 断面) において、Fig.6.11 内右図および計算式(1)が示す算法にて角変形を計算した。計測対象の試験体において各断面の角変形量を平均した値を用いて評価した。

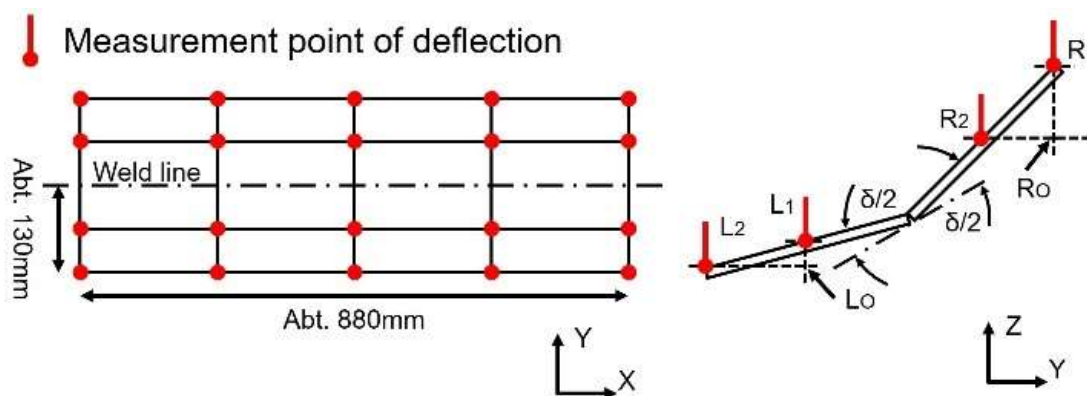


Fig. 6.11 Schematic of deflection measurement points.

$$\delta = \left| \sin^{-1} \left(\frac{|\overrightarrow{R_0 R_1}|}{|\overrightarrow{R_1 R_2}|} \right) - \sin^{-1} \left(\frac{|\overrightarrow{L_0 L_1}|}{|\overrightarrow{L_1 L_2}|} \right) \right| \quad (1)$$

Fig.6.12 は溶接前後の角変形の差を Fig.6.13 は溶接前後の角変形の差と入熱の関係を表したものである。角変形においては、SAW により施工した方が LAHW により施工した場合より小さな値を示している場合があり、単純に入熱量を指標として角変形量の大小を評価することは難しいと思われる。SAW により施工する場合は両面溶接であるため、片面のみからの施工である LAHW に比べて角変形量が抑制された可能性も考えられる。角変形においても、鋼板の製造国お

よびシート材やコイル材，コイル径の巻中心側や巻外周側といった分類では明確な差異は確認できなかった。

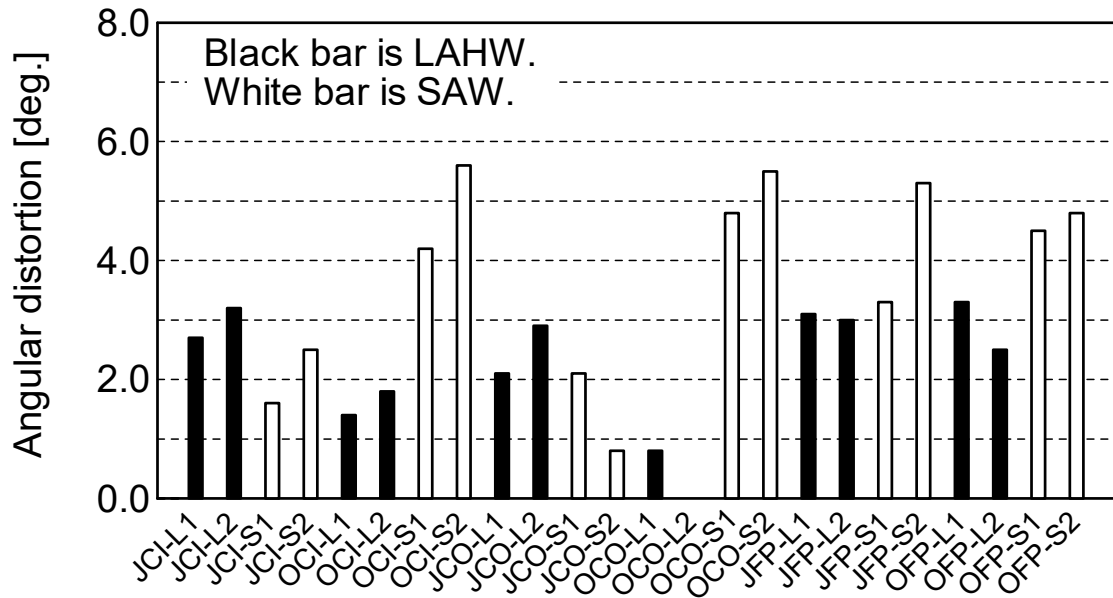


Fig.6.12 Difference of angular distortion values from before and after weld.

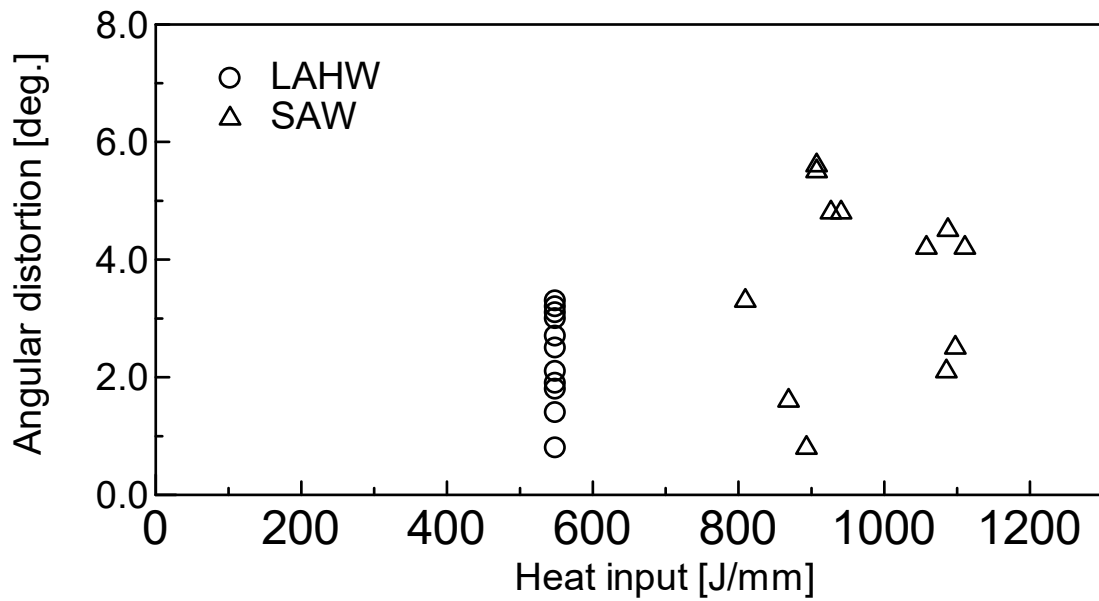


Fig.6.13 Relationship between heat input and angular distortion.

6.5 コイル材の溶接継手の機械的性質の検証

6.5.1 供試材および試験項目

コイル材各種溶接継手の機械的性質を評価するため、前章 Table6.7 に示した溶接継手の一部に対し、日本海事協会鋼船規則 M 編⁸⁾に基づき、溶接継手引張試験および溶接継手衝撃試験並びに硬さ試験を実施した。試験に用いた溶接継手（計 12 体）を Table 6.11 に、試験条件を Table 6.12 に示す。

Table 6.11 Specimen ID. for each test.

OFP-S1	OFP-L2	OCI-S1	OCI-L2
OCO-S1	OCO-L1	JFP-S2	JFP-L1
JCI-S1	JCI-L1	JCO-S2	JCO-L1

Table 6.12 Test items and test conditions

Test items	Test method	Specimen shape	Test conditions
Tensile test	JIS Z2241	NK U2B	Collection position: Welding start and end side, $N=1$
Impact test	JIS Z2242	NK U4	Notch position: Center of WM, Test temperature:0°C
		5mm sub-size	Measurement item: Absorbed energy(J), $N=3$

6.5.2 溶接継手引張試験結果

溶接継手引張試験の結果を Table 6.13 および Table 6.14 に示す。これらの結果より、SAW, LAHW どちらの溶接法においても継手引張強度に有意な差は見られなかった。一方、日本製コイル材である JCI および JCO と海外製コイル材である OCI および OCO の強度を比較した場合、JCI および JCO の方が 1 割程度高い結果となった。これは Table で示した母材そのものの引張強度と同様の傾向であり、溶接入熱による機械的性質の変性は認められない。JCO-S2 において溶接金属部での破断が見られたものの、その引張強度は 493 N/mm^2 と十分な強度を有しており問題ないと言える。

Table 6.13 Test results of Tensile test

ID.	Collection position	Specimen sign.	Tensile strength [N/mm ²]	Break position
OFP-L2	S.P.* ¹	OFP-L2-S	483	B.M.* ³
	E.P.* ²	OFP-L2-E	484	B.M.
OFP-S1	S.P.	OFP-S1-S	488	B.M.
	E.P.	OFP-S1-E	477	B.M.
OCI-L2	S.P.	OCI-L2-S	446	B.M.
	E.P.	OCI-L2-E	460	B.M.
OCI-S1	S.P.	OCI-S1-S	448	B.M.
	E.P.	OCI-S1-E	446	B.M.
OCO-L1	S.P.	OCO-L1-S	441	B.M.
	E.P.	OCO-L1-E	437	B.M.
OCO-S1	S.P.	OCO-S1-S	459	B.M.
	E.P.	OCO-S1-E	449	B.M.
JFP-L1	S.P.	JFP-L1-S	461	B.M.
	E.P.	JFP-L1-E	458	B.M.
JFP-S2	S.P.	JFP-S2-S	462	B.M.
	E.P.	JFP-S2-E	465	B.M.
JCI-L1	S.P.	JCI-L1-S	490	B.M.
	E.P.	JCI-L1-E	488	B.M.
JCI-S1	S.P.	JCI-S1-S	491	B.M.
	E.P.	JCI-S1-E	495	B.M.
JCO-L1	S.P.	JCO-L1-S	494	B.M.
	E.P.	JCO-L1-E	502	B.M.
JCO-S2	S.P.	JCO-S2-S	493	W.M.* ⁴ .
	E.P.	JCO-S2-E	488	B.M.

[Note] *1 S.P. means starting point, *2 E.P. means ending point, *3 B.M. means base material, *4 W.M. means weld metal.

Table 6.14 Average of Tensile test results

Welding method	Collection position	Average tensile strength [N/mm ²]	Welding method	Collection position	Average tensile strength [N/mm ²]
LAHW	Starting point	469.2	SAW	Starting point	473.5
	Ending point	471.5		Ending point	470.0

6.5.3 溶接継手衝撃試験結果

溶接継手衝撃試験の結果を Table 6.15, Table 6.16 に示す. 通常, 日本海事協会鋼船規則 M 編⁸⁾ならびにレーザ・アークハイブリッド溶接ガイドライン (第 3 版)⁷⁾が定めるところでは板厚 6mm 未満の継手に衝撃試験は課されていないが, ここでは機能評価の為, 板厚 6mm の場合と同等に扱った. ノッチ位置は全て溶金中央とした.

Table 6.15 Test results of Impact test

Specimen	Notch positions	Absorbed energy(J)			
		1	2	3	Ave.
OFP-L2	Center of WM	57	59	51	56
OFP-S1	Center of WM	96	98	94	96
OCI-L2	Center of WM	64	63	64	64
OCI-S1	Center of WM	90	93	95	93
OCO-L1	Center of WM	56	61	68	62
OCO-S1	Center of WM	107	106	100	104
JFP-L1	Center of WM	66	70	64	67
JFP-S2	Center of WM	63	71	70	68
JCI-L1	Center of WM	34	28	33	32
JCI-S1	Center of WM	79	74	75	76
JCO-L1	Center of WM	47	52	45	48
JCO-S2	Center of WM	76	70	72	73

Table 6.16 Average absorbed energy of Impact test.

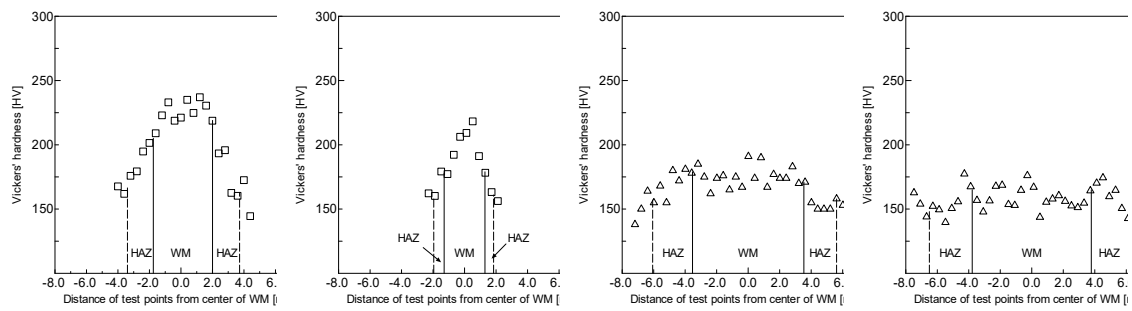
Welding method	Average absorbed energy(J)
LAHW	54.8
SAW	85

結果は、全ての試験体において最低基準値である 22.6 J を上回っているものの、全体的に LAHW による施工体の方が SAW による施工体よりも低い値であった。この理由として、LAHW では高速片面溶接であり、被施工体の板厚が薄く、低入熱条件であることも相まって、溶接部が急冷されることにより溶接金属の材質が劣化しやすいのに対し、SAW では両面溶接の為、二層目溶接時に再結晶化が進み溶接金属が細粒化したためと考えられる。また、シート材の LAHW 施工体を除き、総じて海外製鋼板の方が、吸収エネルギーが高いことが確認された。これについては、Table 6.2 に示すように脱酸材として強度や靱性の向上に寄与する Al や Mn 等の添加元素量の違いが影響しているものと思われるが、船体構造の溶接継手の製作に際しての影響度は問題無い程度であると言える。

6.5.4 ビッカース硬さ試験

SAW および LAHW により施工された試験体においてビッカース硬さ試験を実施した。通常、鋼船規則 M 編⁸⁾では KA 規格の鋼板に対して硬さ試験は課されないが、ここでは機能評価の為、レーザ・アークハイブリッド溶接ガイドライン（第 3 版）⁷⁾に基づいて実施した。ただし、OCI の SAW 施工体は本試験より除外している。

試験箇所は、表裏面から各々 2mm 以内の領域で母材、HAZ、溶融部を通る直線を 0.4mm 間隔で計測した。ビッカース荷重は 1kgf で実施した。その試験結果を Fig. 6.14 から Fig. 6.19 に示す。図中の硬さ計測点位置は溶融部 (WM) 中央を基点とした相対的な位置を示す。



Front side

Back side

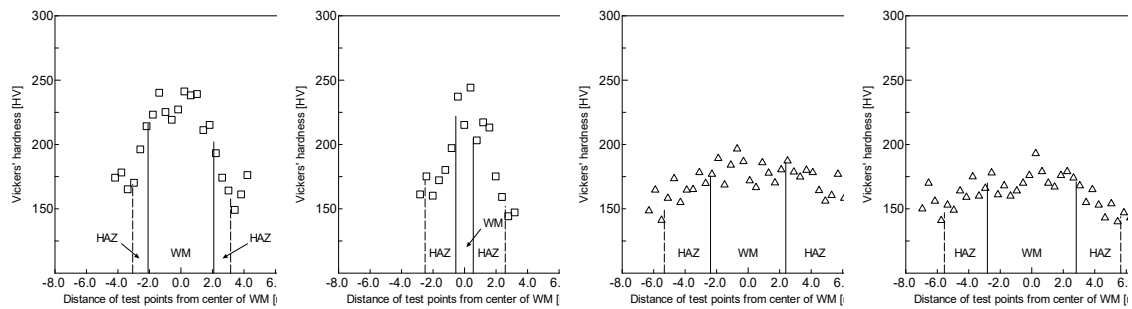
Front side

Back side

LAHW

SAW

Fig.6.14 Vickers hardness test (JFP)



Front side

Back side

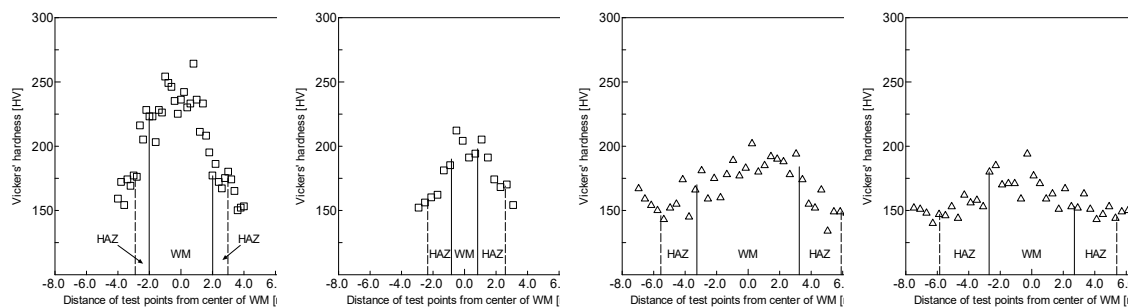
Front side

Back side

LAHW

SAW

Fig.6.15 Vickers hardness test (JCO)



Front side

Back side

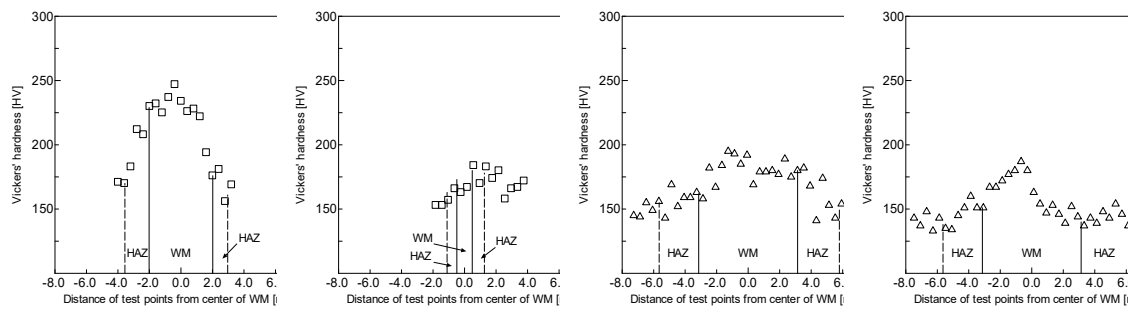
Front side

Back side

LAHW

SAW

Fig.6.16 Vickers hardness test (JCI)



Front side

Back side

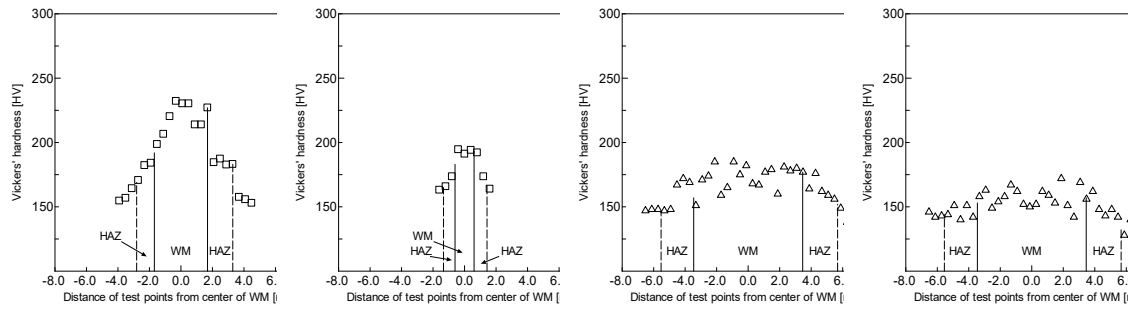
Front side

Back side

LAHW

SAW

Fig.6.17 Vickers hardness test (OFP)



Front side

Back side

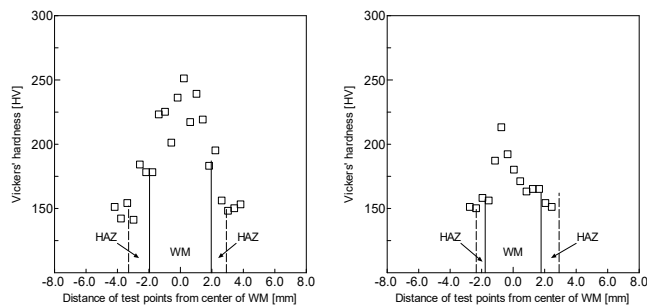
Front side

Back side

LAHW

SAW

Fig. 6.18 Vickers hardness test (OCO)



Front side

Back side

LAHW

Fig.6.19 Vickers hardness test (OCI)

ビッカース硬さ試験の結果は、LAHW 継手に比べて SAW 継手の方が表裏ともに低い値を示した。これは溶接継手衝撃試験にて SAW で施工した試験体の方が高い靱性値を得ることができたことから妥当な結果と言える。しかしながら、両溶接法においてもレーザ・アークハイブリッド溶接ガイドライン(第3版)⁷⁾が定める 380HV を下回っていることを確認した。以上の結果から、居住区等の船体に比して強度要件が余り厳しくなく主に軟鋼材が適用される部分の製作において、今回扱った供試材の範囲では、鋼板の製造国およびシート材やコイル材、コイル径の巻中心側や巻外周側といった分類で、船体構造の溶接継手の製作に際して特に懸念される事項は無いと判断できる。

6.6 結論

本章では、居住区等の船体に比して強度要件が余り厳しくなく主に軟鋼材が適用される部分の製作において、建造コスト低減の観点からコイル材の使用範囲拡大を念頭に、板厚 5.5mm の KA 相当の鋼板を用いてコイル材とシート材の性状差異や熱加工難易度の違いを調査検証した。合わせて、国産鋼材に対して価格優位性を有する海外材との比較も試みた。

本章で扱った材料の範囲では、プラズマ切断やサブマージアーク溶接といった従来の造船工法を用いた場合、シート材やコイル材、コイル径の内外、製造国の如何に関わらず、発生する熱変形量等の熱加工難易度という観点においては大きな差異は無いことを確認した。一方で、レーザ・アークハイブリッド溶接のような最新の低入熱施工法を採用する場合には、発生する熱変形量を大幅に低減できる有効な施工法となることが確認できた。

第6章 参考文献

- 1) Nippon Kaiji Kyokai (ClassNK): Rules for the Survey and Construction of Steel Ships, Part-K Materials, 2019.

日本海事協会：鋼船規則 K 編材料，2019.

- 2) For example, Satoshi MIYOSI: Production Control Analysis with a Quantovac, Journal of the spectroscopical research of Japan, Vol.12, No.3, pp.101-114, 1963 (in Japanese).

例えば，三好敏：カントバックによる管理分析，分光研究，Vol.12, No.3, pp.101-114, 1963.

- 3) JIS K 0114, General rules for gas chromatography, 2012.

日本工業規格 JIS K0114：ガスクロマトグラフィー通則，2012.

- 4) JIS Z 2614, General rules for determination of hydrogen in metallic materials, 1990.

日本工業規格 JIS Z2614：金属材料の水素定量方法通則，1990.

- 5) JIS G 1239, Iron and steel-Determination of oxygen-Infrared absorption method after fusion under inert gas, 2014.

日本工業規格 JIS G1239：鉄及び鋼—酸素定量方法—不活性ガス融解—赤外線吸収法，2014.

- 6) <https://www.kobelco.co.jp/english/welding/files/handbook.pdf>, (accessed on June 19, 2020).

- 7) Nippon Kaiji Kyokai (ClassNK): Guidelines on Laser-Arc Hybrid Welding, (Ver. 3), 2016.

日本海事協会：レーザ・アークハイブリッド溶接ガイドライン（第3版），2016.

- 8) Nippon Kaiji Kyokai (ClassNK): Rules for the Survey and Construction of Steel Ships, Part-M Welding, 2019.

日本海事協会：鋼船規則 M 編溶接，2019.

第7章 結論

本研究は、レーザ・アークハイブリッド溶接装置を既存生産ラインへの置換導入が容易な汎用性の高い形で開発することを目的とし、溶接変形抑制に対するニーズが高く、強度的な要求条件が比較的低い、船体上部構造の建造への適用を目標として、適用板厚範囲が 12 mm までの片面 1 パス突合せ継手の製造ラインの構築に取り組んだ。

15m に及ぶ長尺溶接を安定的に施工するため、溶接線のリアルタイムトラッキング技術を活用した、自律的溶接施工条件制御技術を実装させ、大掛かりな拘束装置を用いることなく、レーザセンサーを用いて溶接線のズレとギャップの大きさをモニタリングし、溶接線に倣うと共にギャップに応じてインラインで溶接施工条件を制御する機構を備えたシステムとした。

また、レーザ・アークハイブリッド溶接で長尺・長時間溶接を実施する際の課題としてスパッタやヒュームの対策、ギャップ対策、仮付け形状の検証を行い、レーザ・アークハイブリッド溶接を用いた板厚 12mm までの片面 1 パス突合せ継手、補剛材板厚 7mm までの片側貫通 T 継手及び脚長 5mm 相当の両側すみ肉継手に対して適正な溶接条件を導出し、船級施工承認試験に相当する各種試験を実施して継手の健全性を確認した。

加えて、居住区等の船体に比して強度要件が余り厳しくなく主に軟鋼材が適用される部分の製作において、建造コスト低減の観点からコイル材の使用範囲拡大を念頭に、板厚 5.5mm の KA 規格材を用いてコイル材とシート材の性状差異や熱加工難易度の違いを調査検証し、国産鋼材に対して価格優位性を有する海外製鋼材との比較も試みた。

以下に本研究で得られた結論，並びに将来の課題を述べる．

- 1) レーザ・アークハイブリッド溶接に用いるレーザ発振器に求める最大出力について，8kW の出力を備えれば板厚 12mm の継手に対してレーザ単独照射でも貫通させることが可能であり，レーザ・アークハイブリッド溶接では 1.5m/min 以上の溶接速度で高速溶接が可能であることを確認した．また，傾向として「アーク先行」「レーザ入射角が前進角」と設定する方が，より深い溶込みが得られることも実験的に確認できた．
- 2) レーザセンサーを用いて溶接線のズレとギャップの大きさをモニタリングし，溶接線に倣うと共にギャップに応じてインラインで溶接施工条件を制御するシステムを提案し，これを用いることで大掛かりな拘束装置を用いることなく適正な溶接を達成した．
- 3) 15m の長尺溶接を実施する場合において，スパッタやヒュームによってレーザ加工ヘッドの保護ガラスが損傷し，レーザ光が遮られて溶接不良を誘起する課題が発生したが，保護ノズル機構の付加によって損傷頻度の低減を達成できた．合わせて，溶接ワイヤにフラックスコアドワイヤを用いることで，発生するスパッタが低減できることを確認した．しかしながら，レーザ・アークハイブリッド溶接に関して，アーク溶接に使用する溶接ワイヤに関する，レーザ溶接との組み合わせ相性等の評価はあまり実施されておらず，将来的にはもっと多くの種類に対して相性を検証していく必要がある．
- 4) レーザ・アークハイブリッド溶接を用いた突合せ継手において，2mm 程度までのギャップへ対応する手段として加工ヘッドにシリンドリカルレンズを採用することで，およそ 2 : 1 の比率の楕円形ビームを得ることができた．I 形開先のレーザ・アークハイブリッド溶接における先行研究ではギャップ 0.5 mm 程度が限界とされてきたが，シリンドリカル

レンズ仕様のレーザヘッドを用いた場合には 2 mm 程度の大ギャップでも溶接ができることが確認できた。

- 5) 溶接品質に悪影響を与えることの無い適切な仮付け方法について検討した結果、突合せ継手では直径 8~10 mm 程度、高さ 1~2 mm 程度の大きさを円形の仮付けを溶接線中央に 100mm ピッチで配置した場合、溶接中に破断することもなく、仮付け部の溶接品質には影響を及ぼさないことを確認した。また、片側貫通 T 継手の場合には、面内仮付け溶接をした場合には融合不良が発生する確率が極めて高く、適正な溶接品質を担保することが困難であることが明らかとなった。
- 6) 板厚 5mm~13mm の範囲で片側 1 パス施工による突合せ継手の適正溶接条件を実験的に導出してデータベース化し、レーザ・アークハイブリッド溶接ガイドライン<第 3 版>に準拠した各種機械試験を実施して、継手の機械的性質に対する健全性を確認した。
- 7) 従来よりも少ない溶接施工数でパネル製造することや構造強度健全性を一層確保すること等の観点から、レーザ・アークハイブリッド溶接を用いた上部構造の製作に適した片側貫通 T 継手溶接条件を導出した。補剛材板厚を 7mm とし、L 型アングル材を防錆プライマを除去せずそのまま使用した場合においても、健全な継手性能を持つ溶接条件であることを確認した。
- 8) レーザ・アークハイブリッド溶接を用いた片側貫通 T 継手の場合、アーク単独の両面すみ肉継手に対して溶接工数が約 1/2 かつ溶接変形が約 1/3 に低減できることを確認した。
- 9) 品質担保の要求が低い両面すみ肉溶接にレーザ・アークハイブリッド溶接を適用すべく溶接条件を検討し、健全な継手性能を有する溶接条件を導出した。この場合においても、アーク単独の両面すみ肉継手に対して溶接速度が約 2 倍かつ溶接変形が約 1/2 に低減できることを確認した。

10) コイル材と平板圧延材の性状差異や熱加工難易度の違いを調査検証した。合わせて、国産鋼材に対して価格優位性を有する海外材との比較も試みた。本研究で扱った材料の範囲では、プラズマ切断やサブマージアーク溶接といった従来の造船工法を用いた場合、平板圧延材やコイル材、コイル径の内外、製造国の如何に関わらず、発生する熱変形量等の熱加工難易度という観点においては大きな差異は無いことを確認した。

以上のように、レーザ・アークハイブリッド溶接装置を大規模な拘束装置を必要とせず、既存生産ラインへの置換導入が容易な汎用性の高い形で開発して、溶接変形抑制に対するニーズが高く強度的な要求条件が比較的低い、船体上部構造の建造への適用に目途を付ける成果を得た。これらの研究成果を用いて、日本海事協会による溶接施工承認試験を取得することができた。本研究で開発したレーザ・アークハイブリッド溶接装置と、旧来の欧州方式との比較を Table 7.1 に示す。

Table 7.1 Comparison of LAHW system

	Conventional type	Tsuneishi type
Applicable plate thickness range	10mm or less	13mm or less
Laser power	12kW and over	8kW
Edge preparation	Machine cutting	Plasma cutting or as roll
Gap control	Large scale restraint device	Temporary tack weld
Tolerance gap	0.7mm or less	2.0mm or less

本研究においては、第一の目標として船体上部構造への適用を想定したが、現段階の成果を応用してその他の船体建造工程（例えばパイプの裏波溶接など）に適用できる可能性があると考え、この研究成果を最大限活用していくことで、業界全体へのレーザー・アークハイブリッド溶接技術の普及に努めていく所存である。

昨今の造船業界における厳しい外部経営環境の中、建造コストのさらなる低減と自動化範囲の拡大は大きな経営課題であり、将来的な課題として、さらなる技術の普及を目指していくには、主船体構造に用いられる 30mm 程度までの中厚板への施工裕度拡大が望まれる。

謝辞

本論文は、著者が九州大学 大学院工学府 博士後期課程に在籍中の研究成果, ならびに常石造船株式会社 常石工場レーザセンターで行った実験及び解析の結果を取り纏めたものである。九州大学 大学院工学研究院 海洋システム工学部門教授 後藤浩二 博士には指導教員として本研究の実施の機会を与えて戴き, その遂行にあたって終始多大なるご指導, ご鞭撻を賜りましたことに心より感謝申し上げます。

本論文の審査にあたり, 有益な御助言をいただきました九州大学 大学院工学研究院 海洋システム工学部門教授 篠田岳思 博士, 九州大学 大学院工学研究院 海洋システム工学部門教授 柳原大輔 博士に厚く御礼申し上げます。

著者の勤務先である常石造船株式会社 常石工場 前工場長の川北雅弘氏 (現 常石鉄工株式会社 代表取締役社長), 取締役工場長 芦田琢磨 氏, 品質管理部長 佐伯尚彦 氏には, 博士後期課程への編入学と本論文の執筆を後押ししていただくとともに, 多大なるご協力を賜りました。ここに深く感謝申し上げます。さらに, 品質技術グループ課長代理 桑田正和 氏をはじめとした品質技術グループの皆様には, 第4章, 第5章の溶接条件導出において多大なる協力をいただくとともに, 現在に至るも実験および解析の遂行にあたって種々の援助をいただいております。心より感謝申し上げます。

本研究の遂行にあたっては, 著者の所属した生産システム工学研究室の卒業生・修了生, 並びに在学生の皆様には日頃から多大な協力を頂きまし

た。青柳了太 氏（2017 年 3 月大学院修士課程修了）ならびに竹下竜平 氏（2018 年 3 月大学院修士課程修了）には，第 5 章における T 継手溶接条件導出実験の一部を，杉野雄輝氏（2019 年 3 月大学院修士課程修了）ならびに上村崇杜 氏（2019 年 3 月大学院修士課程修了，現 博士後期課程 2 年）には，第 6 章における実験の多くを担当していただきました。ここに感謝の意を表します。

本研究の一部には，国土交通省 先進船舶・造船技術研究開発補助金 革新的造船技術研究開発補助対象事業として実施したものを含みます。本研究における種々の装置実装に際しては，株式会社ナ・デックスの御助言をいただきました。厚く御礼申し上げます。

最後に，著者の勤務と並行した研究活動を傍で温かく支えてくれた家族に心より感謝申し上げます。