九州大学学術情報リポジトリ
Kyushu University Institutional Repository

# レーザ・アークハイブリッド溶接を用いた長尺完全溶込みＴ継手の実用的施工法に関する諸検討

上村，崇杜
九州大学大学院工学府建設システム工学専攻 ： 博士後期課程

後藤，浩二
九州大学大学院工学研究院海洋システム工学部門

内村，友哉
九州大学工学部技術部計測・分析技術室構造・材料力学班

https://hdl.handle.net/2324/4763156

出版情報：Journal of the Japan Society of Naval Architects and Ocean Engineers. 34, pp.197-207, 2021-12-01. The Japan Society of Naval Architects and Ocean Engineers
バージョン：
権利関係：© 2021 社団法人　日本船舶海洋工学会

KYUSHU UNIVERSITY

# レーザ・アークハイブリッド溶接を用いた長尺完全溶込みＴ継手の実用的施工法に関する諸検討

学生会員　上　村　崇　杜*　　内　村　友　哉**
正会員　　後　藤　浩　二***

A Study on Practical Fabrication Method in Tee Type Full Penetrated Welded Joint under Long Distance Welding Fabricated by the Laser-Arc Hybrid Welding

by Takamori Uemura, *Student Member*　Tomoya Uchimura
Koji Gotoh, *Member*

**Summary**

With the aim of introducing laser-arc hybrid welding (LAHW) into the field of large steel shipbuilding, a study was carried out to construct a T-shaped fully penetrating welded joint with a weld length of 3,000 mm in one pass. Tack welding for the installation of members, which is a preliminary step of LAHW, was carried out by $CO_2$ gas shielded arc welding. Since the effect of the main welding by LAHW on the tack welding has not been sufficiently confirmed, preliminary investigations were also carried out. As a result of repeated preliminary experiments, a T-shaped fully penetrating welded joint with a weld length of 3,000 mm was completed by the arc welding before the laser irradiation, unlike previous studies. The performance of the joint was evaluated by Radiographic test and macroscopic observation of the weld line cross-section in accordance with the "Laser-Arc Hybrid Welding Guideline" published by the Nippon Kaiji Kyokai, (ClassNK) and it was confirmed that the T-shaped joint could be obtained within the acceptable range. Considering that fatigue is the main cause of damage in welded joints, the fatigue performance of the joints was also investigated. As a result, the fatigue strength of the T-joint by LAHW using flux-cored wire was superior to that of the joint by LAHW preceded by laser irradiation using solid wire. Furthermore, all the fatigue cracks, which were fluctuating in the previous study, were located at the weld toe on the back side of the flange in the method proposed in this study. This result is favorable or the maintenance of the joint because it reduces the number of monitoring positions for fatigue cracks. In addition, it was confirmed that the application of the Λ-shaped groove is promising as a method to increase the welding speed and to extend the range of possible thicknesses, which is a challenge for the LAHW method of welded joints in thick plates.

## 1. 緒　　言

レーザ・アークハイブリッド溶接（以下，本論文では「ハイブリッド溶接」と記す）法は，熱源の集中性が優れるため，従来のアーク溶接と比較すると，少ない入熱量で継手の製作が可能となるため溶接変形を大幅に抑制した高精度・高品質の継手製造を可能とする溶接法である．船舶等の厚板構造物の建造に際しては，使用するレーザ出力・品質にも依存するものの，1 パスでの完全溶込み溶接も可能であるため，突合せ継手においては継手鋼板の表裏における入熱差が小さくなり，角変形を大きく抑制可能であるため，製作精度が向上し生産性向上策に一石を投じるような溶接法として注目されている [1)-8)]．近年はレーザ発振器の性能が向上したことに加えて，厚板突合せ継手をハイブリッド溶接で施工することに適した Λ 形開先の提案 [9)]等によりハイブリッド溶接の適用板厚範囲は 20 mm 級へ展開する状況下である．なお，公知の実績および研究成果の多くはレーザ切断や機械切削による比較的精密な開先加工方法が適用 [1)-3)7)]されている．しかしながら，国内造船所では適用板厚範囲が広いプラズマ切断やガス切断を用いた開先加工方法が主流であることに加え，これらの比較的安価な開先加工方法を採用できるようにすることは，他の厚板構造物の建造にハイブリッド溶接の適用を拡げる観点からも好ましいことである．

著者の一部ら [10)]は，ハイブリッド溶接の船体建造工程導入に向けた一連の研究の中で，開先面性状が継手品質に及ぼす影響を検討している．その結果，一般商船建造に際して多用されているプラズマ切断を適用しても開先面の表面粗度はレーザ切断と大差がないことを確認している．加えて，プラズマ切断で開先加工した溶接長 300 mm（板厚 17 mm）の突合せ継手の溶接長中央部断面におけるマクロ観察およびビッカース硬さ測定結果に基づき，良好な継手品質を得たと

*　九州大学 大学院工学府 建設システム工学専攻
博士後期課程
**　九州大学 工学部技術部 計測・分析技術室
構造・材料力学班
*** 九州大学 大学院工学研究院 海洋システム工学部門

原稿受理 令和 xx 年 xx 月 xx 日

報告している．一方，プラズマ切断ではノズル近傍のプラズマが板上縁を溶かすことで開先面の平坦度を損なう現象[3)9)]も報告されており，これが継手品質に悪影響を及ぼす可能性も懸念される．したがって，継手品質の安定のためには開先面の切断精度が高いレーザ切断や機械切断を選択するに越したことはないが，ハイブリッド溶接を生産工程の一部として導入するにあたっては，プラズマ切断やガス切断などの安価な開先加工方法の採用に適した施工条件を検討することには意義があると考えられる．

実機建造において適用可能な溶接法は，認証機関から溶接施工承認を取得することが必要である場合が多い．船舶建造工程を例に採れば，溶接長 1,000 mm 以上の溶接長を有する継手（突合せ継手または T 継手）を製作し，継手の種類に応じて要求される種々の検査（引張強度，断面マクロ，非破壊検査等）に合格する必要がある．通常のアーク溶接であれば，これまでの数々の実績より，溶接長 1,000 mm で施工承認試験に合格すれば，任意の溶接長に対して施工してもさほど問題は生じないことを産業界は経験しているが，厚板に対するハイブリッド溶接では長尺の溶接施工における安定性に関する経験が不足している．著者らの施工経験においても溶接長が 1,000 mm を超えると溶接ビード外観性状に悪影響が生じ始める場合が存在する[10)]ことを確認した．すなわち，ハイブリッド溶接を大型溶接構造物の建造に適用する場合，同溶接法を長尺で安定して施工する技術について研究を進める必要性がある．造船分野で実施されたハイブリッド溶接の船体建造工程への導入に向けた業界共同研究の成果[10)]として，溶接長 5,000 mm の長尺溶接施工に関する基礎知見が報告されたが，安定した施工の実施に関しては種々の将来課題も指摘された．

本研究では，先行研究[10)]において検討された片側からの 1 パス完全溶込み溶接により製作される T 継手を対象として，長尺の溶接継手製作に関して検討した結果を報告する．継手性能評価は日本海事協会による，“レーザ・アークハイブリッド溶接ガイドライン＜第 3 版＞”[11)]（以下，本論文では単に「ガイドライン」と記す）に沿って実施した．また，ガイドラインでは要求されていないものの，大型溶接構造物の損傷の多くが疲労損傷であることを考慮し，製作した継手から採取した試験片を用いて疲労試験を実施し，津村ら[12)]および著者ら[10)]による疲労試験結果と比較検討した．加えて，レーザエネルギ密度を抑制しつつ頑健な片側貫通完全溶込み T 継手を製作することは，生産性の向上や初期導入費用ならびに維持管理費用の削減に繋がることから，片側貫通完全溶込み T 継手製作におけるハイブリッド溶接に必要なレーザエネルギ密度抑制に関する施工法の基礎検討として，内野らが突合せ継手の施工に対して提案した Λ 形開先[9)]を片側 1 パス完全溶込み溶接 T 継手製作へ適用するための初期検討を実施した調査結果および将来課題を報告する．

## 2. 実験方法

### 2. 1 供試材

供試材は板幅 150 mm，板厚 12 mm（立板），ならびに板幅 300 mm，板厚 12 mm（主板）の船体用圧延鋼板 KA であり，開先はプラズマ切断により加工した I 形開先として準備した．溶接材料には国内に広く流通する JIS Z 3313 T49J 0 T1-1 C A-U 相当のフラックスコアードワイヤ（FCW，DW-100，直径 1.4 mm）を用いた．KA 鋼および DW-100[13)]の化学成分ならびに機械的性質を Table 1 に示す．なお，鋼材成分はミルシート値，溶接材料成分はカタログ値である．

一般にハイブリッド溶接では，安定した施工や溶接欠陥抑制の観点から Ar および $CO_2$ の混合ガスまたは純 Ar ガスをシールドガスに採用[1), 2), 7), 8)]することが多いが，産業界からはコスト面の観点から 100% $CO_2$ ガスの利用が期待されている．そこで本研究では 100% $CO_2$ ガスを使用している．100% $CO_2$ ガスの使用に関しては，複数の先行研究[5), 9), 10), 14)]において特に問題は無いことが確認されている．

T 継手の接合部に関し，立板側の接合部はプラズマ切断ままとした．また，主板側の接合部も防錆プライマを除去することなく溶接施工を試みた．T 継手の製作には，予め立板と主板の位置関係を決定させるために仮付溶接が必要である．著者の一部らは，厚板のハイブリッド溶接に適した仮付溶接方法として溶加材を用いないレーザ照射による仮付溶接法[15), 16)]を提案しているが，検討された溶接長が 300 mm と短いため，部材切断時の変形が目立たない状況であった．一方，切断長が長くなるにしたがい，プラズマ切断された立板鋼板で生じる熱変形が顕在化することが懸念される．実際に，溶接長 1,000 mm を目標とした試験体の準備段階でレーザ照射仮付溶接では適切に部材を固着できないことを確認した．そこで，厚板構造物の建造に際して多用される炭酸ガスアーク溶接による仮付溶接（以下，単に「アーク仮付溶接」と記す）を適用した．なお，仮付溶接長さは 50 mm 程度とした．溶接全線における立板と主板の接合面ギャップは概ね 0 mm である．アーク仮付溶接部に対するハイブリッド溶接の適用性について予備検討を実施したところ，アーク仮付溶接部が存在する場合は立板の板厚が増した場合と等価な状態（Fig. 1）となるためにレーザが裏面側へ貫通することなく Fig. 2 に例示するコールドラップや凝固割れ等の溶接欠陥を誘発する場合があることを確認した．そこで，ハイブリッド溶接施工前に溶接始終端を除く各アーク仮付溶接部の余盛り部はハンドグラインダーを用いて完全に除去することにした．除去前と除去後の外観写真例を Fig. 3 に示す．

Table 1 Chemical compositions and mechanical properties of applied steel plate and weld wire.

| | Chemical compositions [mass %] | | | | | Mechanical properties | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | C | Si | Mn | P | S | $\sigma_Y$ [MPa] | $\sigma_B$ [MPa] | Elong. [%] |
| KA | 0.13 | 0.14 | 0.78 | 0.021 | 0.003 | 320 | 441 | 32 |
| DW-100 | 0.05 | 0.45 | 1.35 | 0.013 | 0.009 | 510 | 570 | 26 |

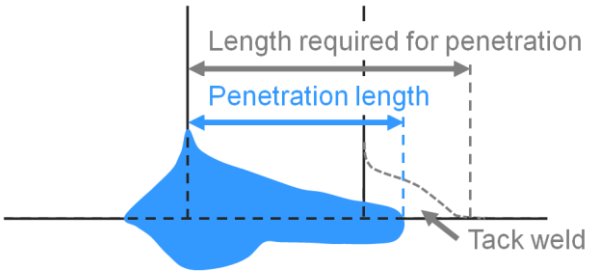



Fig. 1 Schematic about relationship between tack weld and penetration of L-A Hybrid welding.

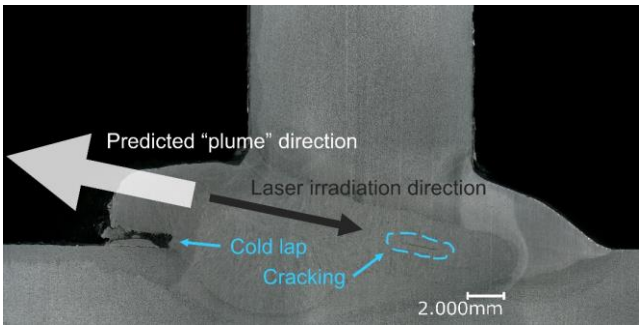
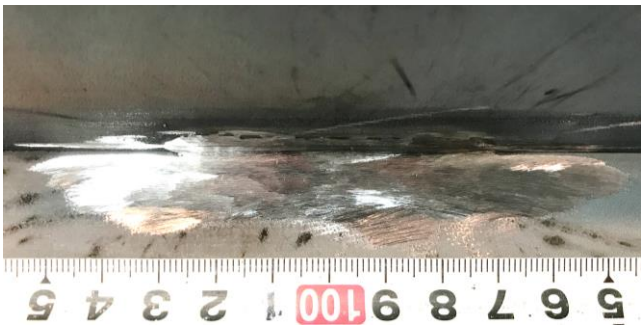



Fig. 2 Cross-sectional macroscopic observation with tack welding by $CO_2$ arc welding at back side.

(a) Before removing tack weld



(b) After removing tack weld

Fig. 3 Photograph at tack welding by $CO_2$ arc welding.

### 2. 2 溶接施工条件

アーク溶接電源としてデジタルインバータ制御式パルス自動溶接機（ダイヘン社製 WB-P500L），レーザ発振器としてファイバレーザ発振器（IPG Photonics 社製 YLS-20000-S2）を用いて構成されるハイブリッド溶接装置を使用した．これらの溶接装置は垂直多関節形マニピュレータ（安川電機社製 MH80II）の先端に取り付け，溶接位置およびレーザ照射位置をオンラインティーチングした．溶接装置の外観を Fig. 4 に示す．

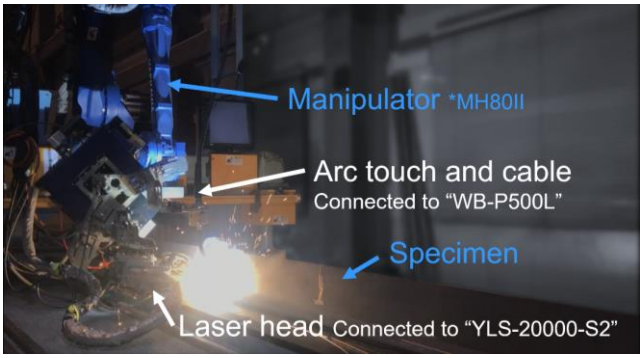



Fig. 4 Photograph of L-A Hybrid welding for T-joint.

先行研究 [10]では，T 継手の接合面における融合不良を防止する観点から，キーホール径を大きくさせレーザによる溶融領域の拡張を目的に焦点外し距離を 20 mm 程度に設定したが，必然的にレーザのエネルギ密度が低下するため，実用的な長尺の片側 1 パス貫通溶接に対しては非効率であった．また，高温なレーザ誘起プルームの発生にともなうレーザ焦点シフトの発生 [17]または光学系レンズに対する熱蓄積（熱レンズ効果）にともなうレーザ焦点シフトの発生 [18]が報告されていることから，レーザ出力はできる限り抑制するべきと考えた．そこで，ハイブリッド溶接において溶込み深さが深く得られる方向へ溶接施工条件を変更するため，焦点外し距離を先行研究の溶接施工条件より短く [19]設定することによりレーザ出力の抑制を試みた．また，レーザ熱源が先行の場合は鋼板低温部にレーザビームが照射されることによりアーク熱源が先行の場合と比較してレーザビームの貫通能力を損なう可能性 [20]が報告されており，先行研究 [10]とは逆のアーク熱源先行，レーザ熱源後行の配置とした．

長尺の継手製作に際して，溶接中断なしの連続溶接施工長が延長するにしたがって従来の知見からは予想が困難な施工性への影響因子が生じる可能性を勘案し，連続施工による溶接長は 1,000 mm から段階的に延長した．ガイドラインに

おける溶接施工法承認試験では最短溶接長 1,000 mm の継手を製作すれば問題ないが，ハイブリッド溶接施工では溶接施工長が延びるにつれて溶接ビードの外観が悪化することを経験[10]している．そこで，供試材調達の都合および試験場の制約を考慮しつつ目標溶接長を施工承認取得試験材と比較して倍以上の溶接長を有する 3,000 mm とした．以上の観点から本研究において採用した溶接条件を Table 2 に示す．なお，長尺施工ではレーザ発振器の都合上，レーザ実測値が初期指令値から減衰することが確認されており，実測値を一定に保つため，溶接施工中に初期指令値よりやや高めのレーザ出力値を再指令する必要がある．そこで，溶接長 1,000 mm（試験 ID: HT-Lx1000TH1, HT-Lx1000TH2）では溶接長 3,000 mm（試験 ID: HT-Lx3000）で取り得るレーザ出力条件にて温度履歴の取得を試みた．

Table 2 Welding conditions with I-shaped groove.

| Test ID | HT-Lx1000TH1 | HT-Lx1000TH2 | HT-Lx2000 | HT-Lx3000 |
|---|---|---|---|---|
| Weld length [mm] | 1,000 | 1,000 | 2,000 | 3,000 |
| Arc current [A] / Arc voltage [V] | 400 / 35.5 | | | |
| Leading heat | Arc leading (Distance between torches: about 3 mm) | | | |
| Travel speed [mm/min] | 900 | | | |
| Defocus distance [mm] | 15 (above the web surface), Laser beam waist is 1.4 mm (At just focus: 0.5 mm) | | | |
| Laser power [kW] | 16.0 | 16.5 | 16.0 | 16.0 ~ 16.5 |

## 3. 施工結果及び継手品質評価

### 3. 1 調査項目及び調査結果

一連の施工において，角変形量，継手の変位量，裏面側の主板付き脚長および温度履歴の一部または全部を計測した．角変形は溶接長 500 mm 間隔，変位量および主板付き脚長は溶接長 100 mm 間隔で測定し，温度履歴は溶接長中央断面上の立板から 10 mm，20 mm，30 mm，60 mm 離れた裏面側主板上の点（Fig.5 中の点 TH01, TH02, TH03, TH04）および主板から 20 mm 離れた裏面立板上の点（Fig.5 中の点 TH05）における温度履歴を計測した．

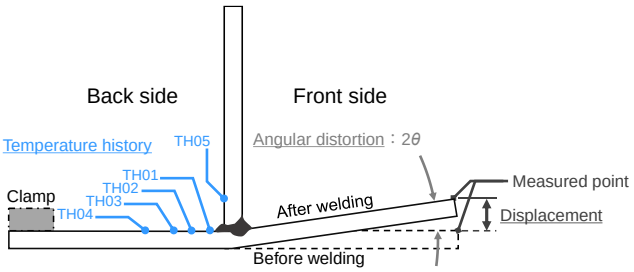



Fig. 5 Schematic illustration of temperature history measuring points and angular deformation measurements.

温度履歴測定点および角変形測定要領を Fig. 5 に示す．角変形量の計測にはデジタル角度計（アカツキ製作所製 DI-100M）を用いた．角変形量の計測結果を Fig. 6 に，溶接長 0 mm 地点を基準とした主板端部の変位量を Fig. 7 に，溶接長 100 mm 地点をゼロ基準とした裏面側の主板付き脚長変化率を Fig. 8 に示す．また，Fig. 5 に示した各地点（TH01 から TH05）における温度履歴を Fig. 9 に示す．角変形量について，板幅方向の計測位置は主板端部近傍の平面であり，Fig. 6 の角変形量（縦軸）は計測された角度（2θ）を 2 で除した値である．

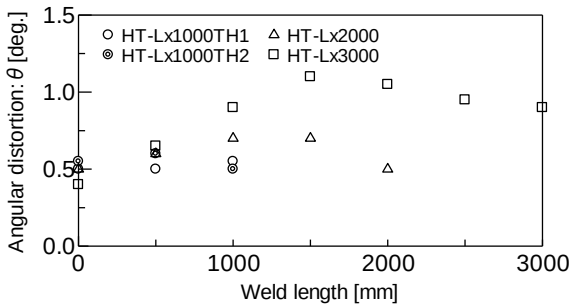



Fig. 6 Distribution of angular deformation in the direction of the weld line.

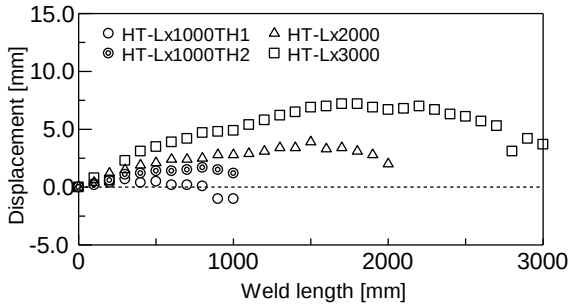



Fig. 7 Distribution of vertical displacement of edge on flange in the direction of the weld line.

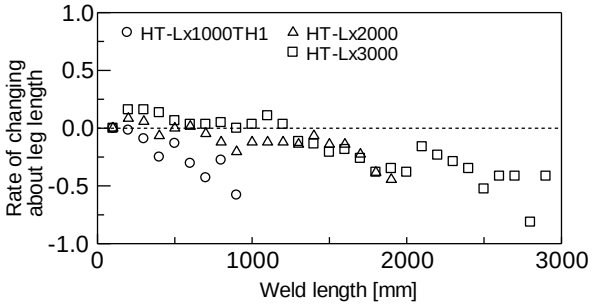
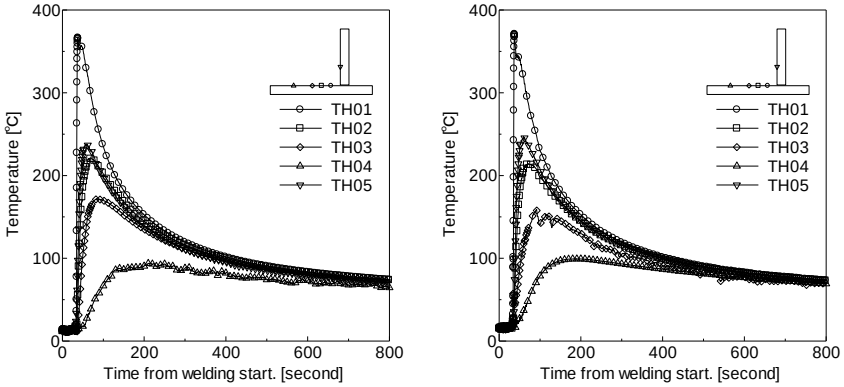



Fig. 8 Rate change in leg length of the base plate opposite the plane of incidence of welding.

溶接長が長くなるほど角変形量および変位量の最大値は大きくなる傾向を示した．角変形量は溶接長中央部で，変位量は溶接長約 2/3 近傍で最大値を取ることが確認された．また，変位量について溶接長で除した無次元値で整理すると，Fig. 10 に示すように最大変位付近までの増加変化が，概ね同一の曲線上に存在する特徴を確認した．変位量は角変形（横曲がり変形）と縦曲がり変形の連成問題であるため，溶接線方向位置で角変形と変位量のピーク位置が異なる理由は縦曲がり変形の影響であると推察される．試験 ID: HT-Lx1000TH1 の各測定値が他の試験結果と異なる挙動を示しており，これは部材配置などの初期不整による影響が推測される．初期不整が溶接施工結果に与える検討は今後の研究課題としたい．

裏波ビードの主板付き脚長は，溶接長の長さ，すなわちレーザの照射時間に比例して減少しており，レーザヘッド内の熱レンズ効果に伴う焦点のずれやプルームの成長にともなうレイリー散乱によるレーザの入熱効率低下の影響 [21]が示唆される．




(a) Test ID. HT-Lx1000TH1　(b) Test ID. HT-Lx1000TH2

Fig. 9　Temperature history.

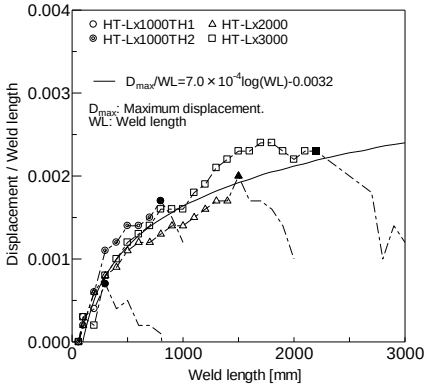
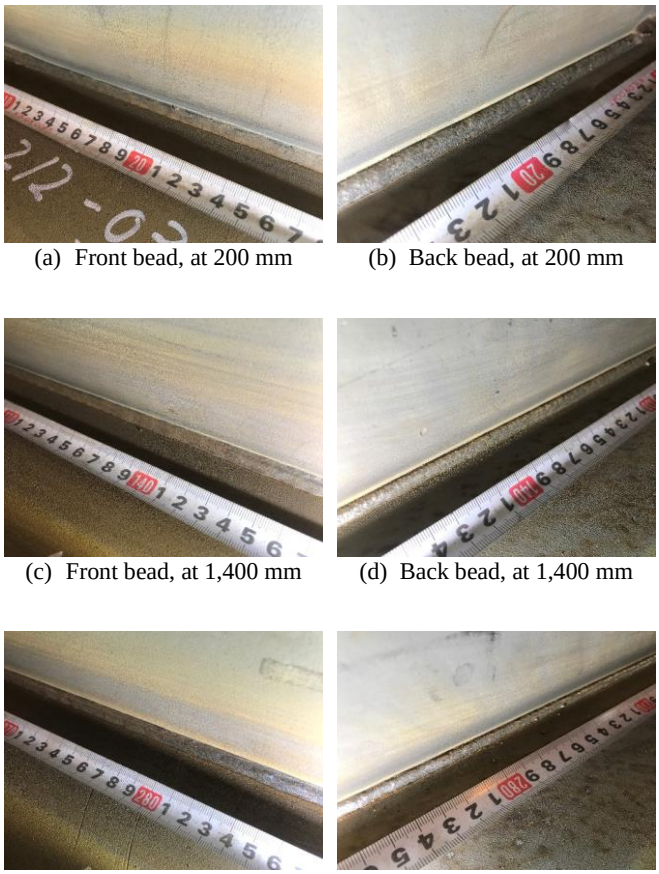



Fig. 10　Relationship between weld length and vertical displacement.

### 3. 2　溶接施工法承認試験

継手の品質について日本海事協会によるガイドラインに示される溶接施工法承認試験に準じた検査および試験を実施した．溶接長 3,000 mm 継手の施工外観の一部を Fig. 11 に示す．概ね溶接線全線でビード形状が均一であり，長尺な継手に対して安定した溶接施工が可能であることが確認できる．また，平タガネを使用してスラグを剥離した様子を Fig. 12 に示すが，施工後のスラグ剥離性が極めて良いことが確認された．すなわち，ハイブリッド溶接法を用いた T 継手製作を試みる際，国内に流通する一般的な FCW を選択しても差し支えがないと推察される．

ハイブリッド溶接で製作された T 継手に対してガイドラインで要求される試験は非破壊試験，マクロ試験および硬さ試験の 3 項目である．非破壊試験はハンドリングの都合で継手を 1,000 mm ごとに切断した後，検査機関へ送付し放射線透過試験を実施した．非破壊試験の試験条件を Table 3 に，試験結果を Table 4 に示す．放射線透過試験により複数の欠陥判定が指摘されたが，継手終端部における非貫通および融合不良の判定はアーク仮付溶接部の箇所であった．この部分の欠陥は，終端にタブ板等を設けて被溶接材を拘束し，本溶接部に仮付溶接を残さない工夫をすることで回避することができると考えられる．



(a) Front bead, at 200 mm　(b) Back bead, at 200 mm

(c) Front bead, at 1,400 mm　(d) Back bead, at 1,400 mm

(e) Front bead, at 2,800 mm　(f) Back bead, at 2,800 mm

Fig. 11　Photograph of bead appearance; Test ID HT-Lx3000.

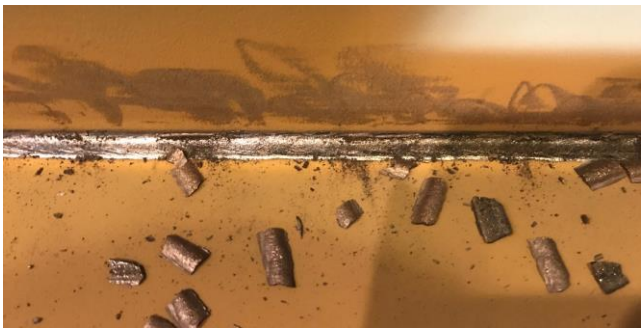


Fig. 12　Good slag detachability of L-A Hybrid welding.

Fig. 13 に示すように，放射線透過試験で複数のブローホール発生が判定されたが，本地点における施工外観写真では Fig. 14(a)に示すように裏ビード表面にスパッタが付着しており，Fig. 14(b)が示すとおり本地点のマクロ試験からも，スパッタがブローホールとして判定されたと推測される．なお，表ビード側の表面におけるブローホール判定はすべて立板材表面に存在したキズがブローホールとして判定されたものであることを確認した．大抵のスパッタは施工後の清掃にて除去が可能であるものの，条件によっては除去が困難なスパッタも存在する．著者らが調べた限りでは，これらの裏面スパッタに関する報告例は存在せず，先行研究 [10]においても裏面スパッタが確認されていることから，後の塗装工程への影響に配慮するためにも，裏面側へのエアー吹き付け等の対策の検討が必要であると推察される．これについては将来課題と考えたい．

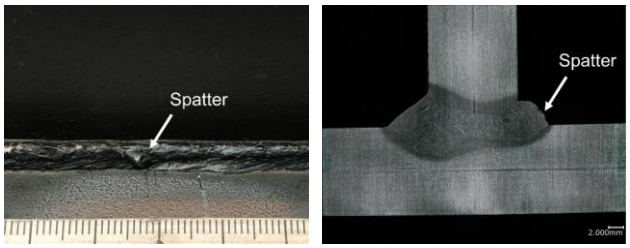
Table 3 Condition of radiographic examination.

| | |
|---|---|
| Applicable code | JIS Z 3104 |
| Test stage | As welded |
| Technique | Single wall viewing |
| Equipment | RIX-250MC-2 |
| Focus spot size | 2.0×2.45 mm |
| Tube voltage | 200 kvp |
| Exposure time | 50 s. |
| Source to film distance | 630 mm |
| Effective length of test part | 250 mm |

Table 4 Result of radiographic examination.

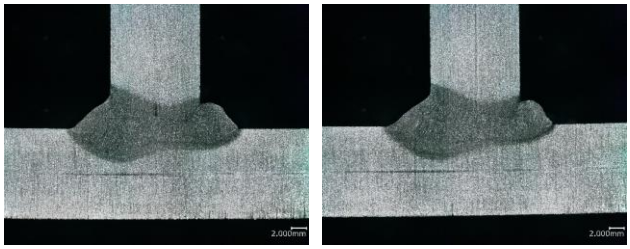
| Section | Remarks |
|---|---|
| Front, 500 - 750 mm | Blow hole, $\phi$ 1.0 mm |
| Front, 1,000 - 1,250 mm | Blow hole, $\phi$ 1.2 mm<br>Blow hole, $\phi$ 2.0 mm |
| Front, 1,750 - 2,000 mm | Blow hole, $\phi$ 1.4 mm |
| Front, 2,250 - 2,500 mm | Blow hole, $\phi$ 2.0 mm |
| Front, 2,750 - 3,000 mm | Not penetration, $L$ = 15 mm<br>Lack of fusion, $L$ = 25 mm |
| Back, 0 - 250 mm | Not penetration, $L$ = 29 mm |
| Back, 250 - 500 mm | Blow hole, $\phi$ 1.0 mm, $N$ = 2 |
| Back, 1,750 - 2,000 mm | Blow hole, $\phi$ 0.5 mm |
| Back, 2,250 - 2,500 mm | Blow hole, $\phi$ 1.6 mm |
| Back, 2,750 - 3,000 mm | Not penetration, $L$ = 53 mm |

Fig. 13　Photograph of X-ray film. Section: 2,250 – 2,500 mm.



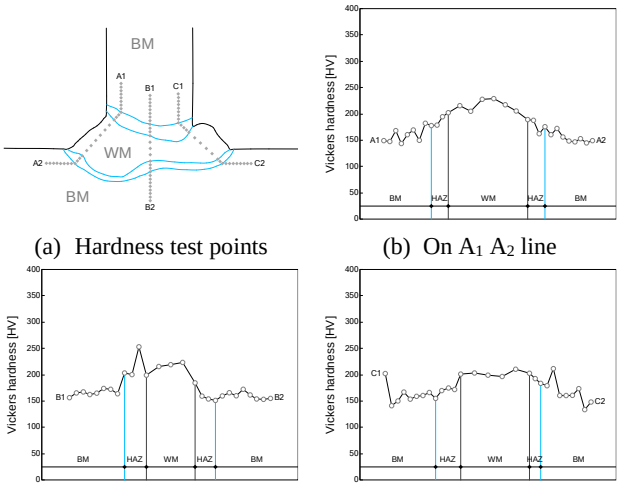

(a) Back bead appearance　(b) Macroscopic observation

Fig. 14　Bead appearance and cross-sectional observation at weld length around 2,500 mm.



(a) At 1,750 mm　(b) At 2,750 mm

Fig. 15　Cross-sectional macroscopic observations.




(a) Hardness test points　(b) On $A_1$ $A_2$ line

(c) On $B_1$ $B_2$ line　(d) On $C_1$ $C_2$ line

Fig. 16　Result of Vickers hardness distribution in the cross section at weld length 1,750 mm

マクロ試験および硬さ試験結果の一部を Fig. 15 および Fig. 16 に示す．硬さ試験は HV1（負荷荷重 1 kgf），負荷時間 15 秒の条件で実施し，ガイドラインが定める最高硬さが 380

HV 以下であることを確認した．なお，ガイドラインでは試験荷重として HV10（負荷荷重 10 kgf）を用いることが指示されているが，著者らの所有試験機の能力が HV1 であることおよび, ビッカース硬さ試験では硬さに関する相似則が成立し, 試験荷重が異なる場合においても同じ硬さとして取り扱える [22]ことを考慮し，HV1 で得られた結果に基づく検証でも問題は無いと判断した.

### 3. 3　疲労強度

溶接長 3,000 mm の T 継手について外観性状, 非破壊試験, マクロ試験および硬さ試験の結果, 溶接施工承認は取得可能であることが確認された．一方，大型溶接構造物の損傷の多くが溶接部を起点とする疲労破壊であることを考慮すれば, 実機建造にハイブリッド溶接の導入を検討するためには, 同溶接法で製造された継手の耐疲労特性を把握することは重要である. そこで著者の一部らの先行研究でも 3 点曲げ疲労試験を実施し，Fig. 17 に示す結果 [10]を得ている．ただし，本研究とは異なり試験体の立板板厚は 14 mm かつレーザ先行により製作されている．Fig. 17 が示すように，ハイブリッド溶接法により製作した片側貫通完全溶込み T 継手の疲労試験は IIW FAT80（溶接まま非荷重伝達型 T 継手）および IIW FAT100（K 開先 溶接止端グラインダ仕上げ済み非荷重伝達型 T 継手）の疲労設計曲線 [23]と比較すると優れた強度を有することが確認できる.

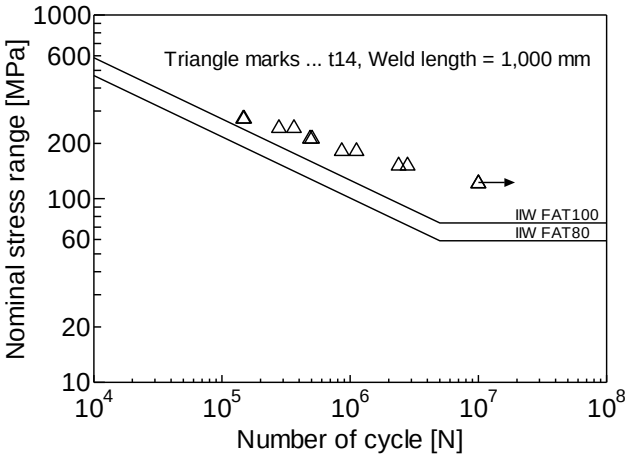
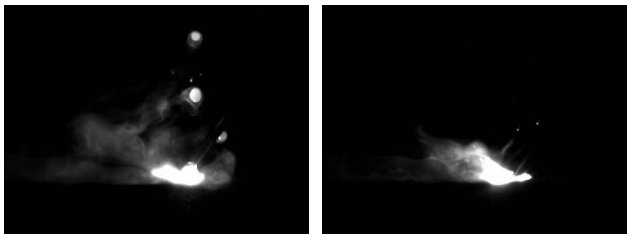


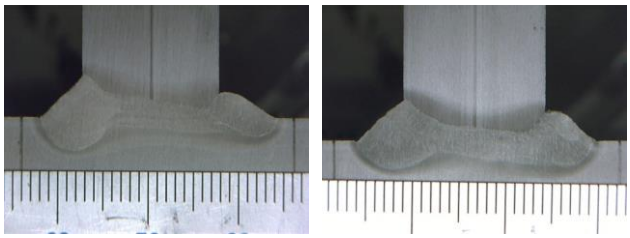

Fig. 17　Result of fatigue test for full-penetration T-joint by laser-arc hybrid welding.

著者らの先行研究における立板鋼板板厚 14 mm の T 継手製作には直径 1.6 mm のソリッドワイヤを用いた．ハイブリッド溶接にソリッドワイヤまたは FCW を適用した際の溶接状況についてハイスピードカメラを用いて観察を試みたが, Fig. 18 に例示するようにソリッドワイヤは FCW に比べてスパッタ発生率が高く，スパッタ径も大きいことを確認した. 加えて, ソリッドワイヤには溶融池を保護するスラグ生成成分がほぼ含まれないことから，溶接後のビード外観性状は FCW を適用した際に比べて若干劣ることが懸念される. Fig. 15 に示す FCW を用いた断面マクロと Fig. 19 に示すソリッドワイヤを用いた断面マクロの比較からも FCW を用いる方が表ビードの溶接止端形状は滑らかであることから溶接止端の応力集中緩和も期待される.



(a) Solid wire　　(b) Flux-cored wire

Fig. 18　Comparison about number of spatters in solid wire or FCW applied to LAHW by high speed camera.



(a) Example 1.　　(b) Example 2.

Fig. 19　Cross-sectional macroscopic observation, web thickness is 14 mm in solid wire.

疲労試験は JSME S 002-1994「統計的疲労試験方法」[24]に準拠して実施した．試験結果を Fig. 20 に示す．図中の丸印は今回実施した FCW を使用した継手に対する結果であり, 三角印は先行研究で実施したソリッドワイヤを使用した継手に対する結果である．試験結果比較のため，Fig. 17 と同様に疲労等級 IIW FAT80 および FAT100 の疲労設計曲線を図中に示す. IIW FAT80 は軸力試験による疲労設計曲線であるが, 荒木ら [25]によれば, すみ肉溶接継手において補正係数を 0.8 とすることで純曲げ状態から軸力状態へ補正することができる．すなわち，曲げ試験結果が FAT100 を満足することは軸力試験の疲労等級 FAT80 を満足しているとみなすことが可能である.

繰返し応力範囲が高い疲労試験においては, ソリッドワイヤを使用して製作された片側貫通完全溶込み T 継手と差が見られない．しかしながら，繰返し応力範囲が低下するにつれて，FCW を使用して製作された片側貫通完全溶込み T 継手の方で疲労強度が向上する結果を得た．また，FCW を使用して製作された T 継手の疲労試験では，試験した全ての試験片の破断起点が裏面主板付き溶接止端部であり, 先行研

究におけるソリッドワイヤ適用時の破断起点が表面と裏面にランダムに分布した結果と異なっていた．これは，ソリッドワイヤ採用時には実現困難であった表ビード溶接止端部の緩和化，すなわち破断起点のバラツキ減少や疲労強度の向上化が FCW 採用により達成可能となることを示す有用な知見である．この結果を基に，本研究で提案する施工用を採用すれば，疲労亀裂損傷に関する点検部を裏面主板付き溶接止端部に限定できることを示唆しており，維持管理に要する労力の削減につなげることができると期待される．

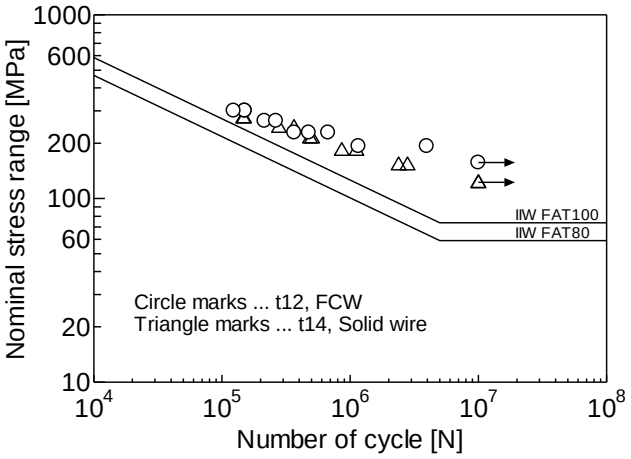
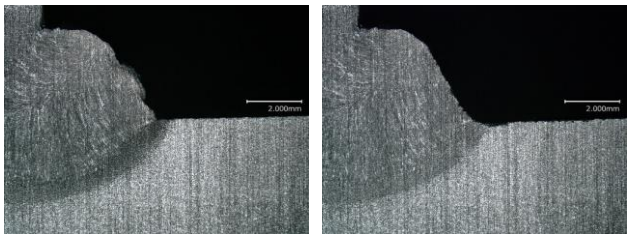



Fig. 20　Comparison of fatigue test results for welded joints fabricated using solid wire and FCW.

そこで，TIG ドレッシングやレーザ照射等による溶接止端形状緩和処置を想定した T 継手の性能評価を目的に，裏面主板付き溶接止端部の溶接止端形状が滑らかになるよう加工した後，すでに疲労試験が完了した試験片と同じ繰返し応力範囲のうち 3 条件に対して疲労試験を実施した．溶接止端形状の緩和処置には JIS B 4704-1964 で定められる寸法 2 をこえ 5 mm 以下とする丸形ヤスリ（12 本組）[30]を用いた．溶接止端形状緩和処置を施す前後の断面形状写真を Fig. 21 に示す．

試験結果を先に示した FCW 継手（溶接ままま）の結果と一緒に Fig.21 に示す．同図において黒菱形印が止端処理後の結果，白丸印は Fig.21 と同じく溶接ままの結果である．溶接止端形状緩和処置を施した試験片の疲労強度は FCW を適用した片側貫通完全溶込み T 継手の溶接ままま試験片よりもさらに向上し，また，溶接止端形状緩和処置を施した試験片の破断箇所は全て表面主板付き溶接止端部であることを確認した．本現象は，裏面主板付き溶接止端部を丁寧に研磨したことで，溶接ままの表ビード溶接止端部よりも裏ビード溶接止端部が滑らかになったためであると推察される．



(a) Before relaxing weld toe　　(b) After relaxing weld toe

Fig. 21　Photograph at weld toe on flange at back side.

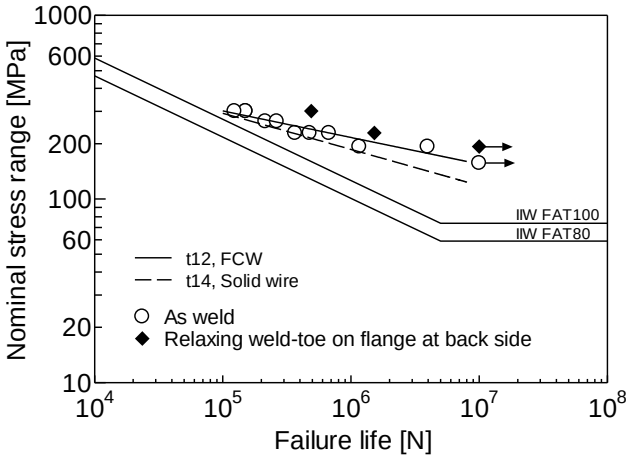



Fig. 22　Results of fatigue test compared to a T-joint with relaxed weld toe applied.

### 3. 4　溶接入熱効率と角変形に関する考察

ハイブリッド溶接により製作した継手で生じる角変形は，半自動溶接を適用した場合と比較して非常に小さくなる[26)27)]ことが広く認識されている．アーク溶接により製作される T 継手の溶接入熱と溶接変形の関係性は，Cottrell[28)]による主板と立板への入熱分配の割合推定法と，佐藤と寺崎による突合せ継手の角変形と入熱量の関係式[29)]（以下，単に「溶接変形略算式」と記す）を用いることで簡便かつ比較的良好な精度で推定可能である．そこで，ハイブリッド溶接においても同様の手法を適用して角変形を推定し，実測結果との比較を試みた．

この手法を適用するには，溶接による正味の入熱量 $Q_{net}$ を把握する必要がある．ハイブリッド溶接時の入熱量はレーザ出力などの溶接条件を与えるとガイドラインに示された計算式により与えることができるが，これは公称値である．溶接変形の評価には“正味の”入熱量を把握する必要があるため，測定した温度履歴（Fig. 9，TH01～TH04）に基づき，平均温度上昇と正味の入熱量の関係式を用いて推定した．Fig. 9 に示す温度測定履歴から主板における平均温度上昇 $T_{av}$ はおおよそ 70℃であることがわかるので，以下の関係式[29)]より正味の入熱量 $Q_{net}$ を推定した．

$$Tav = \frac{Q_{net}}{2c\rho hW} \quad (1)$$

ただし，$c$: 比熱，$\rho$: 密度，$h$: 板厚，$W$: 主板半幅

今, 平均温度上昇 $T_{av}$ = 70℃, 供試材鋼板の比熱 $c$ = 0.467J/(g K)，供試鋼板の密度 $\rho$ = 7.85g/cm$^3$ とした際，主板における正味の入熱量 $Q_{net}$ は 923J/mm と与えられる．ガイドラインに示される入熱計算式に基づく主板への公称入熱量 $Q_{NK}$ は Cottrell が提案した熱の拡散断面積比を考慮した式を加味して $Q_{NK}$ = 1,342J/mm と計算される．$Q_{net}$ および $Q_{NK}$ から本試験におけるハイブリッド溶接の熱効率は概ね 0.69 と推定される．また，溶接変形略算式によれば，$Q_{net}$ = 923J/mm の場合，溶接長 200 mm における角変形量 $\delta_{200}$ は 0.52 deg.と計算される．一方，佐藤と寺崎による溶接長が変形に及ぼす影響の修正法 [29]を適用すると，溶接長 1,000 mm における角変形量 $\delta_{1000}$ は 0.67 deg.と計算される．本結果を Fig. 6 に示す実験値と比較すると溶接長 1,000 mm の実験によって得られた角変形量（0.6 deg.）は，溶接変形略算式によって計算された角変形量（0.67 deg.）と概ね同様な値であり，ハイブリッド溶接による片側貫通完全溶込み T 継手も本手法によって推定可能であることが示唆される．

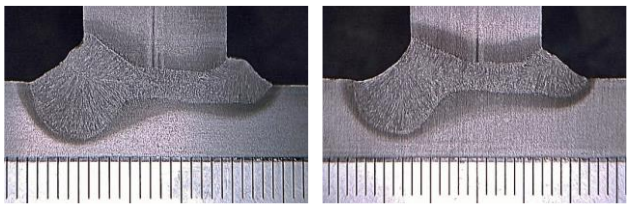
## 4.　T 継手に対するΛ形開先の適用検討

### 4. 1　適用目的

前述のとおり, ハイブリッド溶接法による片側貫通完全溶込み T 継手は IIW FAT80 や FAT100 の各等級よりもはるかに安全側な疲労強度を有することが確認された. しかしながら，Fig. 15 に示したような T 継手の裏面立板付き溶接止端部のフランク角と溶接止端半径は小さく, この傾向はソリッドワイヤ（Fig. 19）や FCW の差によって変化しないと推察される．溶接施工後の生産工程には塗装工程があり，Fig. 15 に示すような裏面立板付き溶接止端部では塗装処理が不十分となり得るため, そこから腐食が発生することで本来の継手性能を損失させる可能性が懸念される．

裏面立板付き溶接止端部の溶接止端形状緩和策として, 先行研究 [10]で報告された開先ギャップの設定が挙げられる．Fig. 23 に示すように，立板と主板間の開先ギャップが広くなるにつれて裏面立板付き溶接止端形状は緩やかになる傾向を有する．そのため，立板と主板間に開先ギャップを設けて立板付き溶接止端形状を滑らかにすることは有効であるが，実機建造工程を考慮すれば，予め立板と主板間に適切な開先ギャップを設ける工程を導入することは, 工数増加につながるため好ましくない．

そこで，開先ギャップを設ける作業を省略しつつ，裏面立板付き溶接止端部形状緩和を達成可能な施工法として, 内野らによる「Λ形開先」[9]を T 継手へ応用することを検討する．Λ 形開先を採用する利点のひとつとしてレーザ出力の低減が可能であることがあるため, T 継手製作における適用立板鋼板の厚板化も期待できる．以下は，片側貫通完全溶込み T 継手製作における Λ 形開先の適用に関する基礎検討結果を述べる．なお，開先加工は立板鋼板のみに行うため，Λ形と称しているが逆レ形に相当する加工となる．

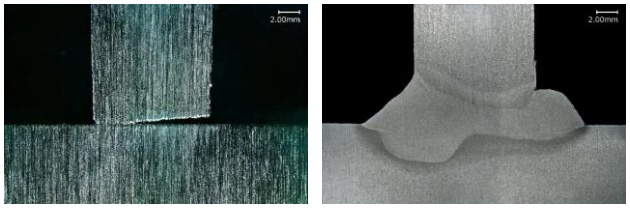


(a) Gap is almost 1 mm　　(b) Gap is almost 2 mm

Fig. 23　Photograph at weld toe on flange at back side.

### 4. 2　溶接施工条件ならびに施工結果

立板鋼板を板厚 12 mm の軟鋼とし，開先は裏面の開先ギャップ幅が 1 mm 程度になるように Λ 形加工を試みた．開先加工後の T 継手断面写真を Fig. 24(a)に示す．溶接施工条件については溶接ワイヤ等も含めレーザ出力以外変更せず, レーザ出力は Table 2 に示す試験 ID: HT-Lx1000TH1 のレーザ出力条件から約 2 kW 抑制させた 14 kW として溶接施工を試みた．施工結果を Fig. 24(b)に示すとおり，14 kW においても施工可能であることを確認した．また，裏面主板付き脚長についても Fig. 15 と大差がないように見られ，T 継手製作における Λ 形開先の有用性が期待される．一方で，本検討目的のひとつである裏面立板付き溶接止端形状は改善したような傾向はみられず, 開先加工角度または焦点はずし距離等の溶接施工条件に関する検討を進める必要がある．




(a) Before welding　　(b) After welding

Fig. 24　Cross-sectional macroscopic observation.

## 5.　結　　言

本研究では，立板板厚 12 mm，溶接長 3,000 mm の長尺な完全溶込み T 継手をハイブリッド溶接による片側 1 パス施工により製作することを検討した．以下に，本研究で得られ

た成果，知見を示し，加えて将来課題について述べる．

(1) 板厚 12 mm の立板を有する T 継手に対し，アーク熱源を先行熱源とした溶接施工条件を導出し，溶接長 3,000 mm の T 継手を 1 パスかつ片側貫通完全溶込みにて製作可能であることを示した．

(2) 溶接ワイヤとして JIS Z 3313 T 49J 0 T1-1 C A-U で規定される FCW を採用した結果，表ビードのスラグ剥離性は極めて良く，スラグ巻き込み等の継手内部における致命的な溶接欠陥は確認されなかった．

(3) 角変形について，その最大値は溶接施工長中央部で現れることを確認し，溶接施工長が長いほど最大角変形量は大きくなる傾向を示した．

(4) 主板端部の垂直方向変位について，その最大値は溶接施工長約 2/3 の位置に表れ，溶接施工長が長いほど最大垂直方向変位は増大するが，この垂直方向変位を溶接施工長で除した無次元値と計測点位置の関係性は各溶接施工長で同様な傾向を示すことを確認した．

(5) 鋼板の加工精度や部材配置精度にともなう初期不整は溶接変形や脚長に影響を与える可能性がある．

(6) 裏波ビードの主板付き脚長の減衰率はすべての溶接施工長で同様な減衰傾向を示しており，溶接長の伸長すなわちレーザ照射時間の延長によりさらに減衰する可能性が示唆された．

(7) 放射線透過試験の結果，一部の箇所でブローホールに似た欠陥らしき像が造影されたが，これらは裏面に付着したスパッタが主な原因であり，内部欠陥でないことを欠陥判定部における追加のマクロ試験により確認した．これらの内部欠陥でないと確認された箇所を除き，溶接長 3,000 mm 全線では少なくともガイドラインの内部欠陥に対する非破壊検査規定項 ISO 5817 Level B の基準を満足する結果を得た．

(8) マクロ試験では明らかに有害と認められる欠陥は確認されず，ソリッドワイヤを用いた溶接施工により得られた断面マクロ形状と比較して表ビードの溶接始端部は非常に滑らかである．

(9) 硬さ試験ではガイドライン基準値の最高硬さ 380 HV を超えないことを確認した．

(10) 良好な耐疲労特性を有すること，溶接ままでは疲労亀裂発生箇所は全て裏面主板付き溶接止端部となることを確認した．加えて，裏面主板付き溶接止端形状を緩和させた場合の疲労特性はさらに改善し，疲労亀裂発生箇所は全て表面主板付き溶接止端部となることを確認した．

(11) T 継手製作において Λ 形開先をハイブリッド溶接法に適用させることで，レーザ出力を抑制させた溶接施工条件にて溶接施工することが可能であり，今後の更なる検討により溶接施工速度の向上化やレーザ出力の抑制化が期待される．

## 謝　辞

本研究の遂行にあたり，供試材および溶接材料のご提供ならびに非破壊検査業務のご協力を頂きました株式会社名村造船所の内野一成氏，疲労設計線図に関する情報をご提供いただきました海上技術安全研究所の岩田知明氏を始めとする関係各位，並びに実験実務に協力していただいた九州大学大学院工学府修士課程の田門岳大，中田智也両氏に深く感謝いたします．

本研究の一部は JSPS 科研費 JP20H02372 の助成を受けたものです．

## 参 考 文 献

1) T. Yokura, et al.: Approach with Advanced Welding Technology at Shipyard, Journal of The Japan Welding Society, Vol.86, No.7, pp.6-10, 2017. (in Japanese)

2) T. Watanabe, et al.: Guideline for Development of Innovative Processing - Laser Arc Welding -, Journal of The Japan Welding Society, Vol.87, No.3, pp.36-41, 2018. (in Japanese)

3) H. Koga, et al.: First Application of Hybrid Laser-arc Welding to Commercial Ships, Mitsubishi Heavy Industries Technical Review, Vol.47, No.3, pp.59-64, 2010.

4) S. E. Nielsen: High power laser hybrid welding - challenges and perspectives, Conference proceedings, 15th Nordic Laser Materials Processing Conference, pp.25-27, August 2015.

5) R. Kimura, et al.: Application of Laser - Arc Hybrid Welding to Japan Coast Guard Patrol Vessel Large, Mitsui Zosen technical review, Vol.216, pp.13-19, 2016. (in Japanese)

6) R. Moeller, S. Koczera: “Shipyard uses laser-GMAW hybrid welding to achieve one-sided welding - New system reforms prefabrication in shipbuilding” the fabricator, November 20, 2003. https://www.thefabricator.com/thefabricator/article/arcwelding/shipyard-uses-laser-gmaw-hybrid-welding-to-achieve-one-sided-welding (accessed on 30 May 2021).

7) G. Turichin, et al.: Hybrid Laser-Arc Welding of the High-Strength Shipbuilding Steels: Equipment and Technology, 16th Nordic Laser Materials Processing Conference, Vol.89, pp.156-163, 2017.

8) W. Suder, et al.: Penetration and mixing of filler wire in hybrid laser welding, Journal of Materials Processing Tech., Vol.291, Article 117040, May 2021.

9) I. Uchino, et al.: A Study on Adopting Λ-Shape Groove for Laser-Arc hybrid Welding to Construct Thick Plate Butt Welded Joints, Journal of The Japan Welding Society, Vol.38, No.4, pp.403-417, 2020. (in Japanese)
10) K. Gotoh, et al.: Study on Application of Laser-Arc Hybrid Welding to Hull Construction Stage of General Merchant Ships, Journal of the Japan Society of Naval Architects and Ocean Engineers, Vol.32, 2020. (in Japanese)
11) ClassNK. "Guidelines on Laser-Arc Hybrid Welding, (Ver. 3)", Nippon Kaiji Kyokai (2016).
12) S. Tsumura, et al.: Fatigue Strength of Laser-arc Hybrid Welded T-joint under Full Penetration Welding, Conference Proceedings of The Japan Society of Naval Architects and Ocean Engineers, Vol.20, pp.513-516, 2015S-GS21-3, 2015. (in Japanese)
13) http://www.kobelco.co.jp/welding/catalog/files/catalog.pdf, p.88, accessed on April 30, 2020.
14) M. Wahba, et al.: Single pass hybrid laser-arc welding of 25mm thick square groove butt joints, Materials and Design, Vol.97, 2016, pp.1-6, https://doi.org/10.1016/j.matdes.2016.02.041.
15) S. Tsumura: A study on The Static Strength of Laser Tack Welding for Laser/arc Hybrid Welding, Conference Proceedings of The Japan Society of Naval Architects and Ocean Engineers, Vol.27, pp.313-316, 2018A-GS9-1, 2018. (in Japanese)
16) S. Tsumura, et al.: A Study on the Usefulness of Laser Tack Welding for Laser/arc Hybrid Welding, Conference Proceedings of The Japan Society of Naval Architects and Ocean Engineers, Vol.21, pp.405-408, 2015A-GS10-1, 2015.
17) Y. Kawahito, et al.: Effects of Laser-Induced Plume in High-Power Fiber Laser Welding with Long-Focal-Distance Focusing Optics, Journal of The Japan Welding Society, Vol.29, No.1, pp.18-23, 2011. (in Japanese)
18) Y. Kitani: High Power Laser Welding in Vacuum, Journal of The Japan Welding Society, Vol.89, No.1, pp.51-55, 2020. (in Japanese)
19) A. Unt and A. Salminen: Effect of welding parameters and the heat input on weld bead profile of laser welded T-joint in structural steel, Journal of Laser Applications, Vol.27, No. S2, S29002, February 2015.
20) M. Shin and K. Nakata: Study on Weld Bead Formation with Square-Groove Butt Joint by 10 kW Class Fiber Laser-MAG Arc Hybrid Welding, Journal of The Japan Welding Society, Vol.29, No.3, pp.181-186, 2011. (in Japanese)
21) Y. Miyazaki and S. Katayama: Influence of Laser-Induced Plume on Penetration in Laser Welding, Journal of The Japan Welding Society, Vol.31, No.2, pp.119-125, 2013. (in Japanese)
22) T. Yamamoto: How to Make a Hardness Test in the Right Way, Journal of the Japan Society for Precision Engineering, Vol.75, No.10, pp.1183-1188, 2009. (in Japanese)
23) Hobbacher, A.F.: Recommendations for Fatigue Design of Welded Joints and Components, IIW doc. XIII-1539-96 / XV-845-96, December 2008.
24) JSME S 002-1994, Standard Method of Statistical Fatigue Testing, 1994. (in Japanese)
25) A. Araki and T. Mori: Fatigue Strength of Non-Load Carrying Type Cruciform Welded Joints Subjected to Plate Bending and Axial Forces, Proceedings of 64th Annual Academic Meeting of Japan Society of Civil Engineers, 01-0162, 2009. (in Japanese).
荒木亨仁, 森猛. (2009). 板曲げと軸力を受ける十字すみ肉溶接継手の疲労強度. 土木学会第 64 回年次学術講演会 講演概要集, 01-0162.
26) T. Uemura, et al.: Studies on Expansion of Laser-Arc Hybrid Welding to Horizontal and Vertical-Up Welding, Conference Proceedings of The Japan Society of Naval Architects and Ocean Engineers, Vol.32, pp.427-431, 2021S-GS10-2, 2021. (in Japanese)
27) K. Inose: Studies for Reducing Welding Distortion and Application for Actual Fabrication, Journal of the Japan Welding Society, Vol.80, Issue2, pp.166-170, 2011. (in Japanese)
28) C.L.M. Cottrell: Controlled Thermal Sevirity Cracking Test Simulates Practical Welded Joints, Welding Journal, Vol. 32 (1953), 257s-272s.
29) K. Satoh and T. Terasaki: Effect of Welding Conditions on Welding Deformations in Welded Structural Materials, Journal of The Japan Welding Society, Vol.45, No.4, pp.302-308, 1976. (in Japanese)
30) Japan Industrial Standards: JIS B 4704, Set Files, 1964. (in Japanese)