

持続可能なガラス架橋型レーザ接合継手の開発とその評価

岡山大学 学術研究院環境生命自然科学学域 (工) 研究准教授 荒川 仁太

1. 研究背景

2050年にカーボンニュートラル(CN)を達成するには、運送機器、とりわけ自動車の排ガス低減は必須の課題である。そのためには、適材適所の材料を配置し車体全体の軽量化を図ることが必要である。また、あらゆる材料を使用して自動車全体を組み立てる(マルチマテリアルボデー)には、異種材接合の技術を適用することが必要で、尚且つ高強度・高信頼性の車体を形成することが求められる。そこで、本研究では材料間の溶接接合の一種であるレーザ接合に着目した。なお、抵抗スポット溶接技術は自動車産業界で多く普及しているが、1点当たりの施工時間であるサイクルタイムに数秒掛かることや、鋼板同士の板間隙であるギャップの自由度が低いため、接合箇所スリットが形成され低寿命化を引き起こす懸念があった。そのため同接合方法に代わる新たな施工方法が種々検討されており、そこで、注目を集めたのが、定点照射可能であるためサイクルタイムが短く、片側溶接可能であるためギャップ自由度が高いレーザ接合手法である。同接合方法における耐久性能試験の結果では多くの報告にて、高試験力域では接合部界面が疲労損傷を受け破損する接合部破壊となり、低試験力域では母材側にき裂が進展する母材破壊となることが明らかになっている。なお、品質管理上、上述した接合部破壊は表面のき裂観察ができないことから定期的なメンテナンスには不向きであることに加え、き裂が発生した後、接合部界面を比較的高速でき裂進展するため、早期に破損するという懸念があった。そこで、本研究では同接合継手の疲労寿命を破壊力学的に評価するとともに、疲労寿命を向上させるための新たな手法の提案を試みることにした。

新たな手法の開発に関してポイントとなる点は以下の2つである。

- ①品質管理上、メンテナンスをし易い高信頼性を確保すること
- ②高耐久性能を有するレーザ接合継手を開発すること

の2点を十分に満足する技術的なアプローチが必要である。そこで、本研究では両者の条件を十分満足するために、前述した母材破壊を誘発する技術的な処理を導入することとした。すなわち、母材へのき裂進展を促すことで、接合体表面に疲労き裂が表れるので、品質管理上のメンテナンスが容易になり、尚且つ接合部破壊を防ぐことで接合体の高寿命化に繋がるのではないかと考えた。そこで、Fig. 1に示すようにレーザパターンニングを施した2枚の薄板鋼板SPCC590Yの片側表面の凹部にその径よりも小さな直径を有するEガラス(安価で優れた熱伝導性を有する)の長繊維をそれぞれの溝に散りばめていき、レーザ接合を施工する。これより、レーザ照射の高熱によって、ガラス繊維が熔融しパターンニング溝の全体にEガラスが充填されると考えられる。そのため、Fig. 2に示すように溶接部界面を進展するき裂が凝固したガラス繊維の壁に阻害されることで、進展経路を板厚の母

材方向へ変更すると推測できる．すなわち，接合部界面での急激なき裂成長を阻止できるとともに，母材へなき裂進展を呈するため，高寿命化が期待でき，品質管理上のメンテナンスにおいて，高信頼性を確保できると考えられる．

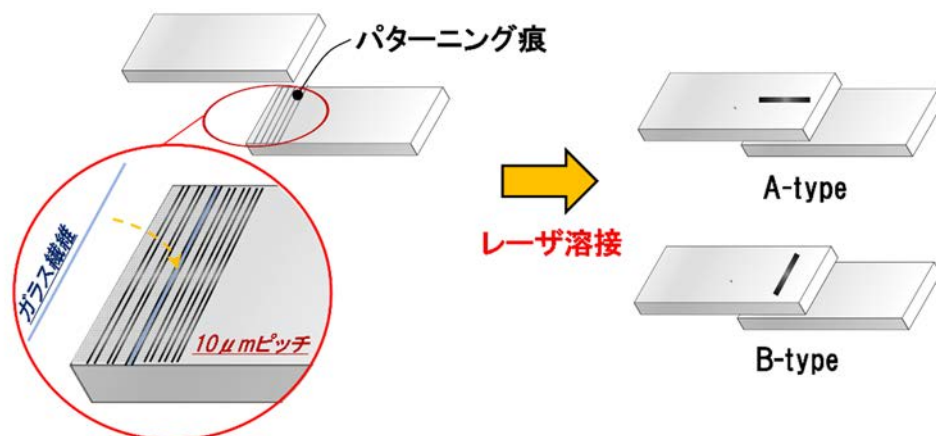


Fig. 1 Image of glass fiber reinforced laser welded joint.

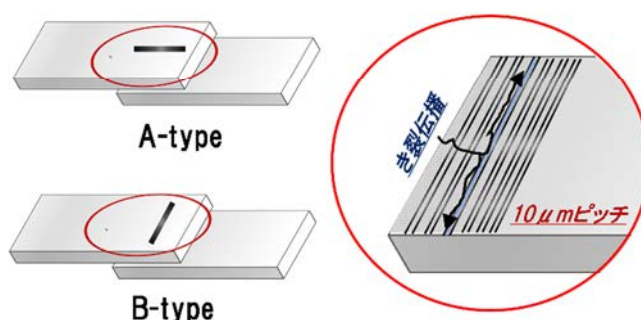


Fig. 2 Defense of the fatigue crack propagation thorough the welded interface.

以上より，本研究では重ね合わせレーザ接合継手の破壊メカニズムを実験的に明らかにするとともに，その疲労寿命向上の方法を FEM 解析による数値シミュレーションによって検討することを目的としている．

2. 研究成果

2.1 試験片・試験条件

本研究では板厚 $t=1.2\text{mm}$ の 270MPa 級自動車用鋼板(JSC270D)および冷間圧延鋼板(SPCC)を供試材料とした．同材を板状に機械加工後 Fig. 3 に示すように同じ材料の鋼板同士を重ね合わせ，レーザ溶接によって線接合を行いそれぞれ試験に供した．本研究で採用したレーザ溶接条件を Table 1 に示す．レーザの種類としてファイバレーザ（IPG 製，波長：1070 nm，ビーム品質：0.54 mm・mrad）を用いた．ビード長は 25mm，ビード幅は 0.9mm とし，シートギャップは 0 mm にしてレーザ溶接を行った．本研究ではこれ以降 Fig. 3(a)に示す引張せん断型継手(Tension shear)を TS-1 試験片，(b)の引張せん断型継

手を *TS-2* 試験片と称す。両試験片の違いは治具を取り付けるための穴の空いている場所が異なる点のみである。

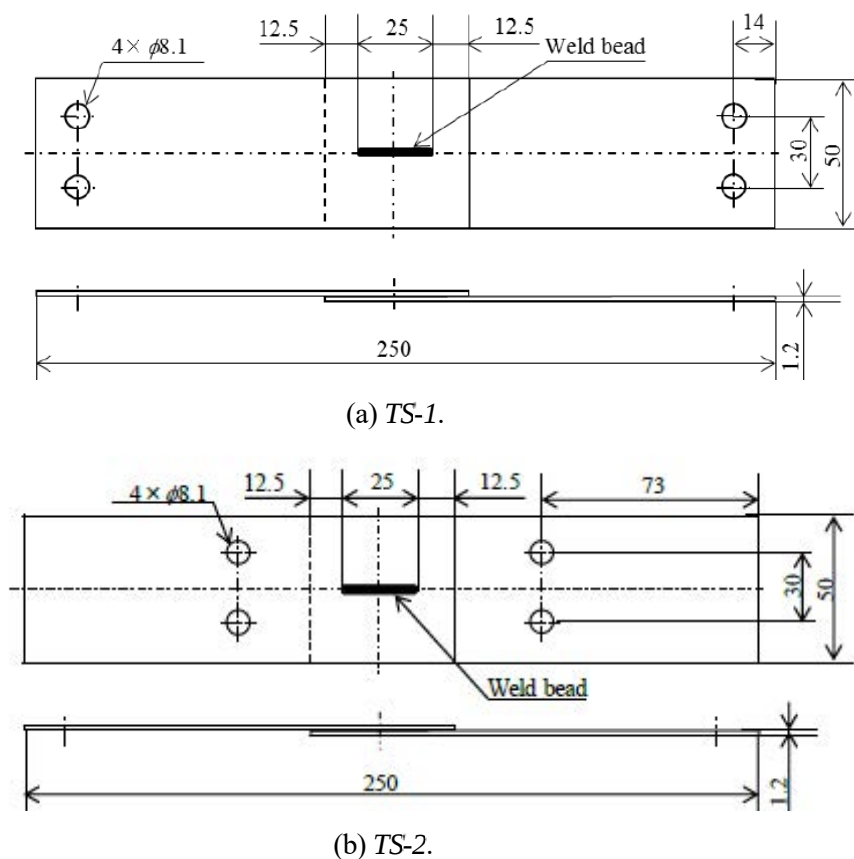


Fig. 3 Shape of specimen.

Table 1 Laser welding conditions.

Laser power[kW]	3.0
Focus length[mm]	400
Defocus[mm]	0.0
Sheet gap[mm]	0.0
Irradiation angle[deg.]	5.0
Welding speed[m/min]	2.8
Welding length[mm]	25.0
Welding width[mm]	0.9

なお、疲労試験装置として電気油圧式 5kN サーボパルサ（島津製作所製 EHF FD5kN 4LA 形 5kN ）および 50kN サーボパルサ（島津製作所製 EHF EV050k1 020 0A 形 50kN ），両試験機の制御装置として島津製作所製サーボパルサ Servo4830 系制御装置を

用いた。

2.2 組織観察

レーザ溶接継手を溶接方向に対して平行方向に切断した試験片中央部の組織観察結果を Fig. 4 に示す。なお、同図(a)は溶接始端側の組織状態を、同図(b)は溶接終端側の組織状態を示している。 Fig. 5 に各組織を光学顕微鏡にて観察した画像を示す。同図より、レーザ溶接を施工することで 3 種類の組織が確認された。同図(a)および(b)に示す溶接金属部や熱影響部は母材部と比較すると組織の粗大化が見受けられる。これは、レーザ溶接による急熱・急冷に起因して再結晶・粒成長が進んだ結果だと分かる。母材部はレーザ溶接による熱影響を受けていないためフェライト組織を確認できる。

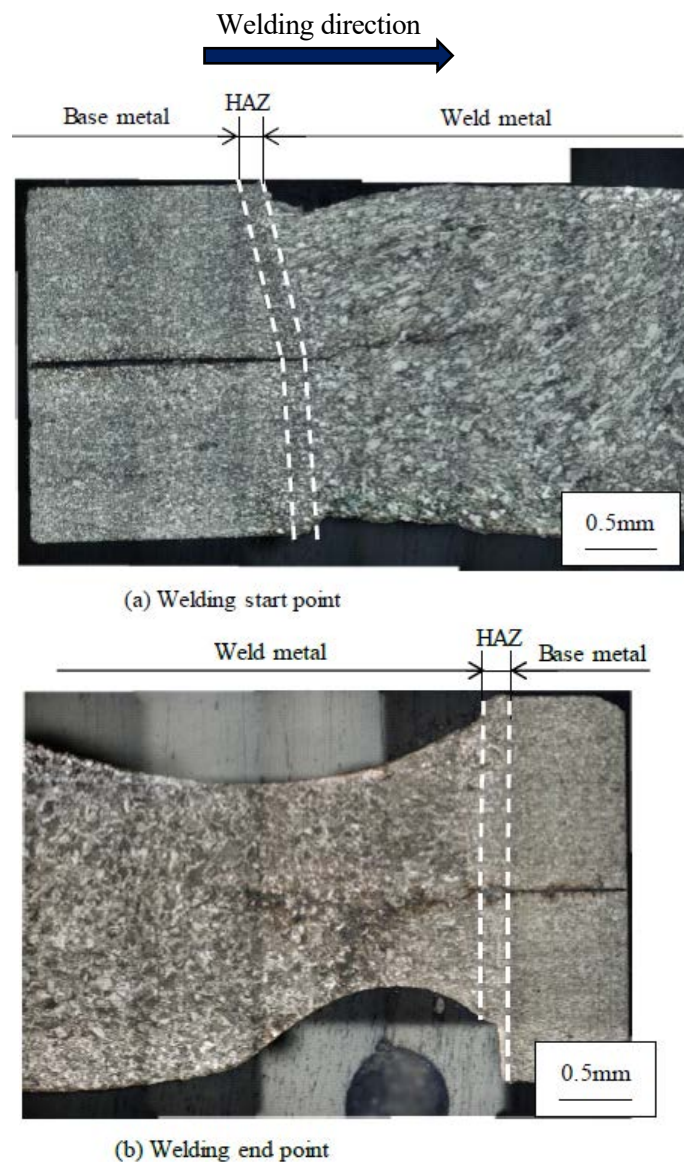


Fig. 4 Cross sectional observation of microstructure of laser welded joint.

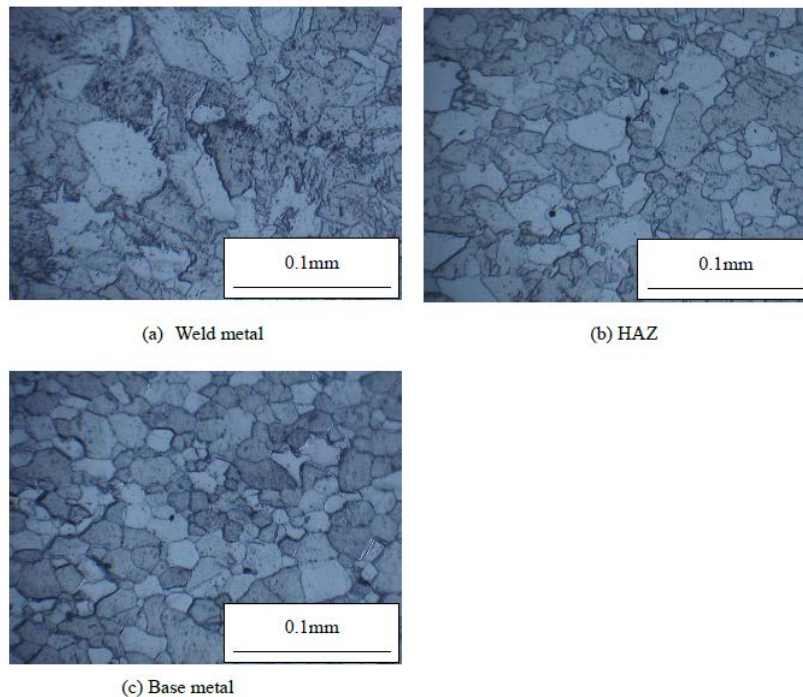


Fig. 5 Microstructure of (a) Welded meatal, (b) HAZ and (c) Base metal.

2.3 硬さ

SPCC 材を母材とするレーザ溶接継手の溶接金属近傍の硬さ分布を測定した位置を示す模式図を Fig. 6 に、測定した結果を Fig. 7 にそれぞれ示す. なお、両図ともに(a)は溶接始端側、(b)は溶接終端側の結果である. 測定結果における縦軸はビッカース硬さ、横軸は距離を示している. Fig. 7 の結果より、レーザ溶接によって SPCC 材の硬度は約 1.8 倍増加することが分かった. また、溶接始端側および終端側ともに硬度の上昇が確認でき、溶接金属部と溶接影響部(HAZ)の境目における硬度が高く、溶接ビード中央部側の硬度は若干下がる. これは前節で述べたマルテンサイト変態に伴う溶接金属部、熱影響部の硬度が高くなる現象が生じていることに起因する.

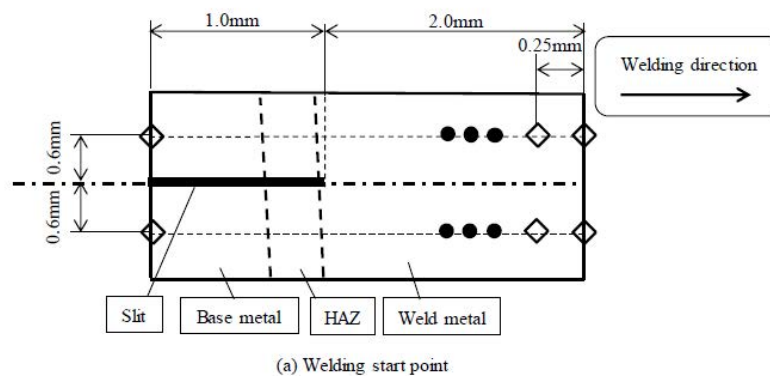


Fig. 6 Schematic illustration of measured points .

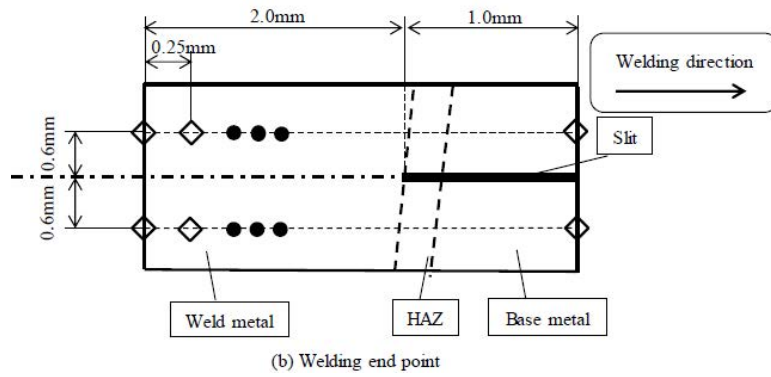


Fig. 6 Continued.

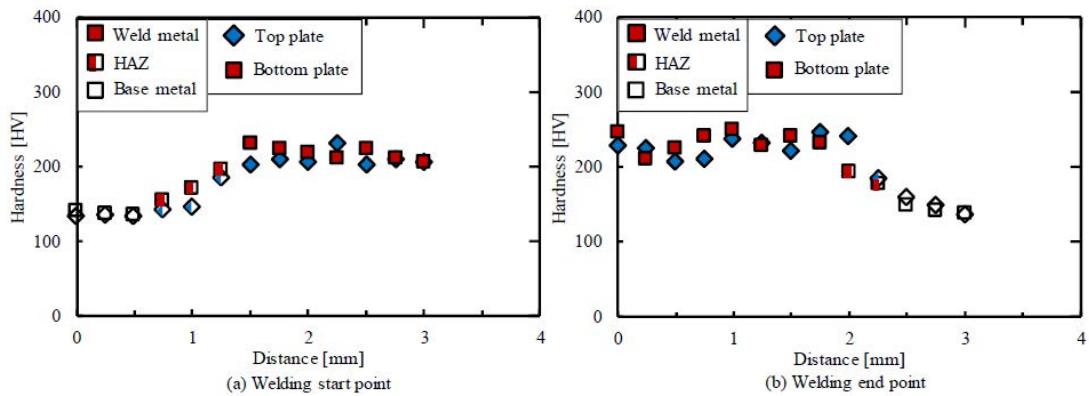


Fig. 7 Results of Vickers Hardness tests.

2.4 疲労寿命

両試験片(*TS-1*, *TS-2*)のP-N曲線を Fig. 8 に示す. なお, 同図における縦軸は試験片に作用する試験力振幅を, 横軸に破断に至るまでの繰返し数をそれぞれ示している. また, 詳細は後述するが本試験片には異なる破壊形態が確認されたため, 破断の定義を2枚の鋼板が破断した時点もしくは試験片表面に確認されたき裂が10mmに達した時点とした. まず, 負荷試験力振幅 P_a に着目して結果を整理する. P_a が1.3 kN以上では両試験片の疲労寿命は同程度である. 一方で, P_a が1.2 kN以下では両試験片の疲労寿命に差が生じ始め, 未破断と定義した繰返し数 1.0×10^7 cycles に至るには, *TS-1* 試験片では $P_a = 0.65$ kN だが, *TS-2* 試験片は $P_a = 1.0$ kN の時点で到達している.

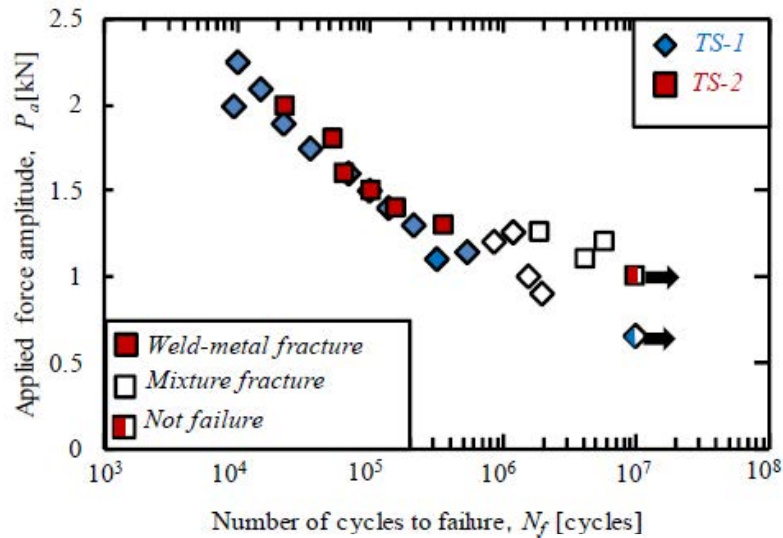


Fig. 8 S-N curves of *TS-1* and *TS-2*.

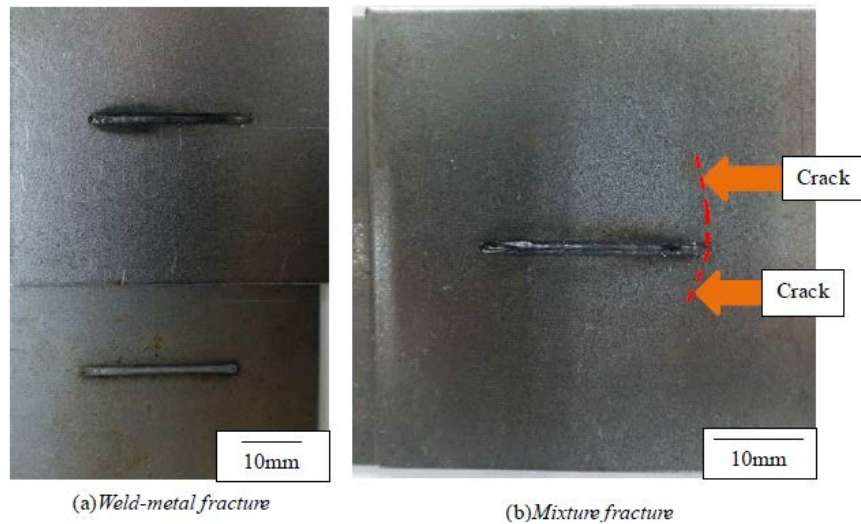


Fig. 9 Observation results of macro fracture.

2.5 破壊メカニズム

2.5.1 マクロ観察

破断した試験片の巨視的観察結果を Fig. 9 に示す．疲労破壊形態は両試験片共に 2 種類の破壊形態を呈し，それぞれ溶接金属破壊(Weld metal fracture)混合破壊 (Mixture-fracture)と称した．まず，同図(a)に示すように溶接金属破壊は試験片の溶接金属領域を溶接方向にき裂が進展，破断して 2 枚の鋼板に分離した．この時，板外表面にき裂は観察されていない一方，混合破壊は同図(b)のように試験片のスリット先端で発生したき裂が溶接金属部内を板厚方向にき裂が進展し，試験片 表面の溶接終端部近傍で 10mm のき裂を確認できる．この時，き裂は溶接金属部と母材部を進展することから混合破壊と称した．破壊形態に着目して疲労試験結果を見ると，*TS-1* 試験片にて試験力振幅 P_a が 1.15 kN 以上，*TS-2* 試験片にて試験力振幅 P_a が 1.3 kN 以上の高試験力振幅域では溶接金属破壊を

呈し、上述した試験力振幅以下の低試験力領域では、混合破壊を呈した。したがって、疲労破壊形態が負荷試験力レベルに依存する傾向を示すことが明らかになった。上述した結果をまとめると、負荷試験力振幅 P_a が 1.2 kN 未満では *TS 2* 試験片の疲労強度が *TS-1* 試験片のそれに比べ延伸する傾向を示し、同時に破壊形態が溶接金属破壊から混合破壊へ変化する境目とほぼ一致している。

2.5.2 ミクロ観察

両試験片の破壊機構について断面観察の観点から比較を行った。 $P_a=2.0$ kN, $N/N_f=10\%$ における両試験片の様相を Fig. 10 および Fig. 11 に示す。なお、各図(a)は溶接始端側、同図(b)は溶接終端側の観察結果をそれぞれ示している。これらの結果より、き裂は両試験片共に溶接終端側が優先的に進展することが分かった。また、両試験片共に $N/N_f=10\%$ の時点で明確なき裂を確認でき、継手の疲労寿命はき裂進展寿命が支配的であることを示唆している。

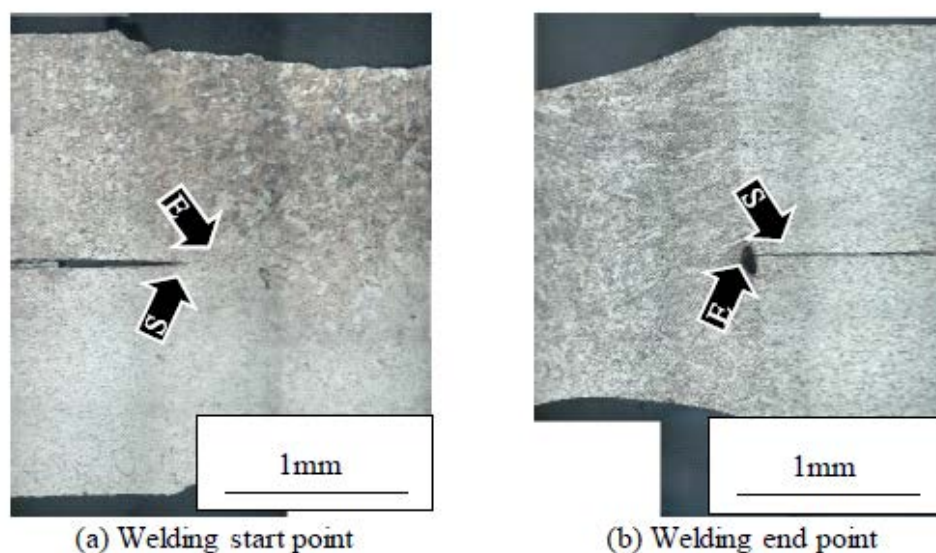


Fig. 10 Cross sectional observation of laser welded joints of *TS-1* ($N/N_f=10\%$, $P_a=2.0$ kN).

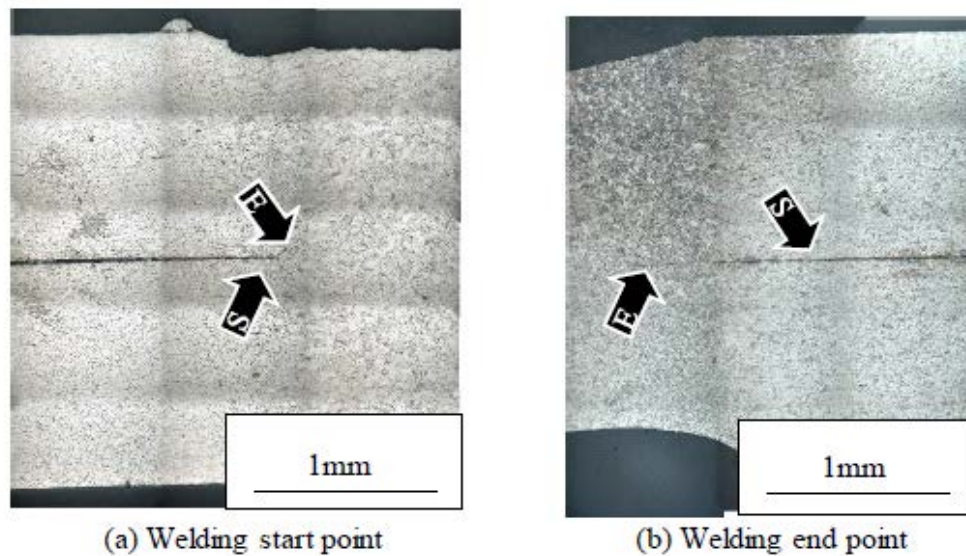


Fig. 11 Cross sectional observation of laser welded joints of *TS-2* ($N/N_f=10\%$, $P_a=2.0$ kN).

2.6 破壊力学的評価

2.6.1 レーザ接合継手の評価

3次元有限要素モデルを作成し、弾性解析によってスリット先端近傍の応力場を算出した。解析結果により得られた両試験片のミーゼス応力分布を Fig. 12 に示す。なお、同図

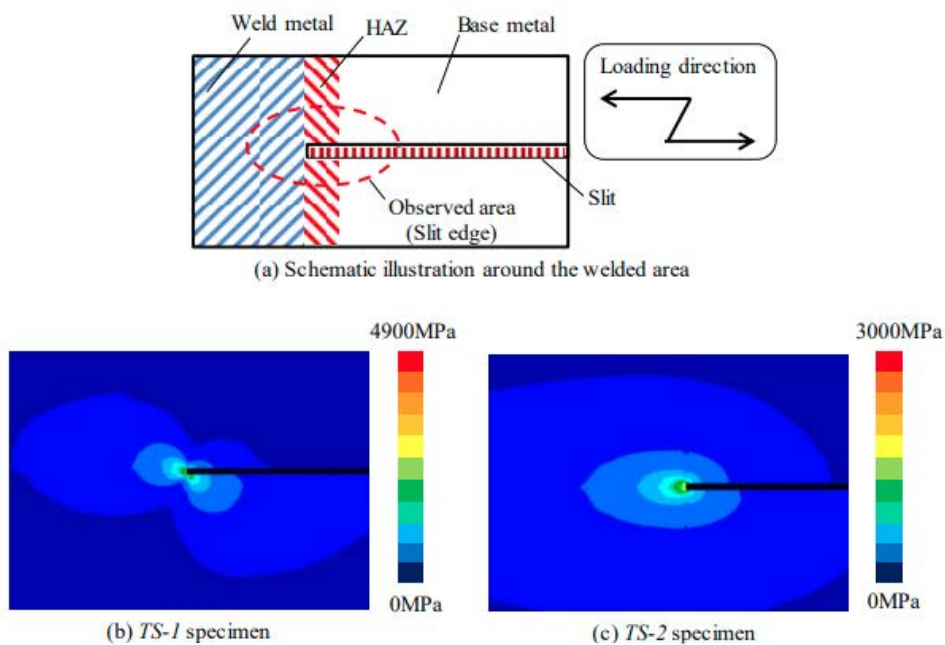


Fig. 12 Analysis results of stress field by using FEM.

(a)は解析範囲を示しており、溶接方向に平行な断面から見たスリット先端近傍を表してい

る．同図の結果より，両試験片共にスリット先端に応力集中が生じており，特異応力場であることが確認できた．本研究では数値解析により得られた応力分布を用いて，応力外挿法に基づき応力拡大係数の算出を行った．両試験片について算出した K_I 、 K_{II} および K_I/K_{II} の値を Table 2 に示す．同表より両試験片のスリット先端はモード I およびモード II 型の

Table 2 Values of stress intensity factor

Type	K_I	K_{II}	K_I/K_{II}
TS-1	9.4	13.0	0.72
TS-2	0.5	9.8	0.05
TP	7.1	-	-

応力成分が混在していることが分かった．本研究では式(1)により導出した等価応力拡大係数 ΔK_{eq} を用いて混合モード下における初期応力拡大係数の評価を行った．

$$\Delta K_{eq} = \sqrt{\Delta K_I^2 + \Delta K_{II}^2} \quad \cdots (1)$$

両試験片の疲労試験結果を上式によって得られる ΔK_{eq} によって整理した結果を Fig. 13 に示す．同図に示すように ΔK_{eq} により整理した結果に着目すると両試験片の傾きは僅かに異なるが，低応力振幅側でも比較的統一的に評価できたとと言える．すなわち，本研究で対象とするレーザ接合薄板継手の疲労寿命は等価応力振幅 ΔK_{eq} を算出することによって精度良く推定可能であることが明らかとなった．

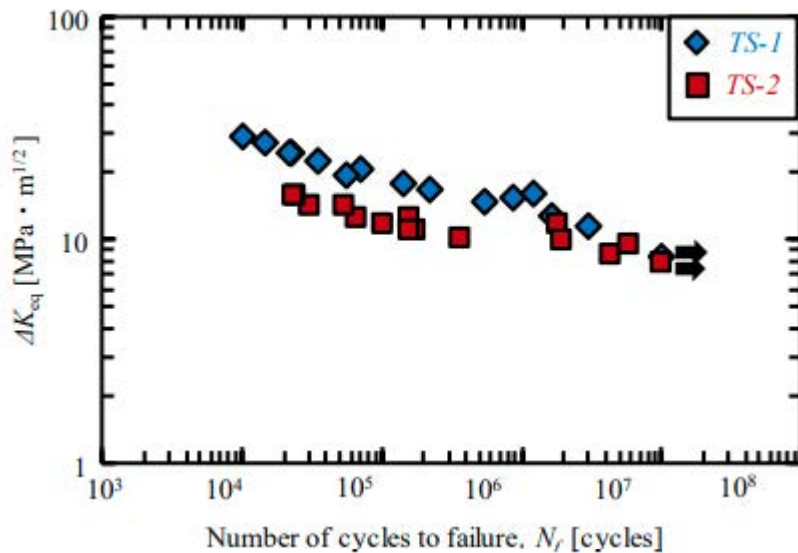


Fig. 13 Fatigue life evaluated by ΔK_{eq} .

2.6.2 ガラス架橋効果を導入した場合

本研究では、レーザ接合継手の疲労寿命を向上させるための手法として、スリット先端に E ガラス繊維を配合したモデルを作製し応力状態が緩和されるかを試みた。解析には Marc Mentat. 2023 を用いて 2 次元の弾塑性解析を実施した。なお、作製したモデルを Fig. 14 に示す。同図(a)はガラス繊維無しの試験片モデルで、Fig. 7 に示す溶接金属部・HAZ・母材それぞれのビッカース硬度から降伏点を予測し、各組織における応力-ひずみ関係を弾完全塑性体により再現した。また、同図(b)は E ガラス繊維を配合した試験片でスリット先端に E ガラス繊維を配置した。なお、SPCC 及び E ガラスのヤング率はそれぞれ 206 GPa, 70 GPa とし、E ガラス繊維の降伏点は 3 GPa とした。

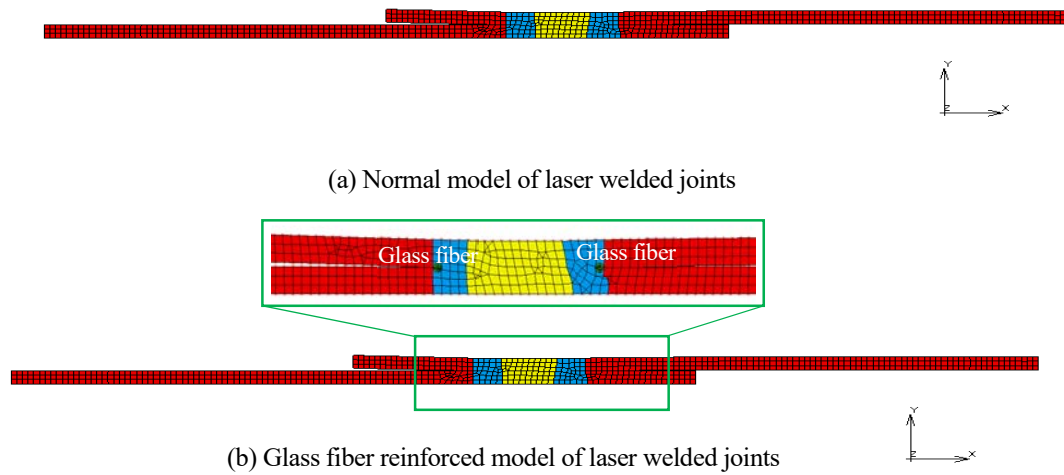


Fig. 14 FEM analysis model of laser welded joints.

これらのモデルに関して左端固定で右端に $P=3$ kN 負荷した場合の結果を Fig. 15 に示す。同図(a)(b)のせん断応力 τ_{xy} の大きさを比較すると、E ガラス繊維を配合することで応力が分散・緩和されていることがわかる。以上より、レーザ接合継手の疲労強度向上のためにスリット先端に E ガラス繊維を導入することは有効な手法の一つであることが示唆された。

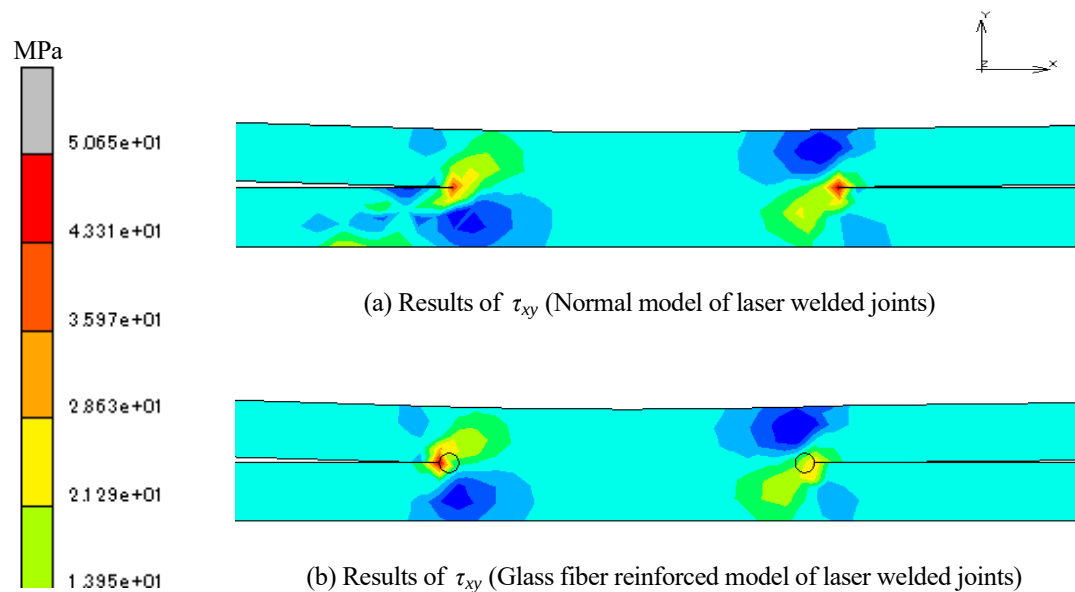


Fig. 15 FEM analysis results of laser welded joints.

謝辞

本研究は「公益財団法人 JFE21 世紀財団」の研究助成のもと実施した。記して謝意を表す。

関連する研究成果（代表研究者 共同研究者）

1. Effects of Welding Defects on the Fatigue Properties of Spot Welded Automobile Steel Sheets and the Establishment of a Fatigue Life Evaluation Method. Yuki Ogawa, Ichiro Ohara, Jinta Arakawa, Hiroyuki Akebono and Atsushi Sugeta, Weld. in the World, 66, 745-752 (2022).
2. Effect of Linear Weld Angle on Fatigue Strength of φ - Shaped Laser Welded Joints. T.Sannomiya, D.Nakamura, J. Arakawa, T.Kado, T.Tsuda, S.Takahashi, M.Hiraoka, H.Akebono, A.Sugeta, Mater. Trans., 63, 4 (2022).
3. Effect of pre-water immersion period on fatigue resistance of adhesive bonded thin steel. Jinta Arakawa, Wataru Jinnouchi, Hiroyuki Akebono, Atsushi Sugeta, Int. J. Fatigue, 174, 107725 (2023).