Agora of Additive Manufacturing (2026) paper26001

JAMS

Agora of Additive Manufacturing

journal homepage: http://additive-manufacturing.or.jp/

平滑化後処理を使用するレーザー表面処理を用いた 3D プリント短炭素繊維/PA-6 の電気抵抗融着

榎本雅俊 [a]，轟章 [b*]

[a] 東京科学大 大学院機械コース， 東京都目黒区，日本

[b] 東京科学大 工学院機械系， 東京都目黒区，日本

ABSTRACT

The present study investigates resistance welding of 3D-printed short carbon fiber-reinforced thermoplastic (sCFRTP/PA-6) specimens using laser surface treatment combined with a novel smoothing post-treatment. The insulating sCFRTP surface is rendered conductive by laser irradiation, which locally exposes and accumulates carbon fibers. However, the resulting surface roughness (Sa = 16.7 µm, Sz = 257.6 µm) limits contact uniformity and welding area. To address this, a post-treatment clamping the laser-treated surface against a heated aluminum plate (180°C, 600 s, with release agent) was developed, reducing Sa to 3.1 µm and Sz to 43.6 µm while preserving electrical conductivity. Tensile shear tests demonstrated that the post-treatment significantly increased the true welding area and nominal joint strength. Under 2.0 MPa welding pressure, post-treated specimens achieved 3.70 MPa nominal strength—exceeding epoxy adhesive bonding (1.37 MPa)—with total process time of approximately 40 minutes versus 24 hours for adhesive curing.

Keywords: Resistance welding, 3D printing, short carbon fiber, thermoplastic composite, laser surface treatment, post-treatment

1. 緒　言

炭素繊維強化プラスチック（CFRP: Carbon Fiber Reinforced Plastics）は，軽量かつ高強度・高剛性な材料として航空宇宙・自動車分野における適用が拡大している[(1)-(3)]．近年，3D プリンタによって炭素繊維強化熱可塑性樹脂（CFRTP: Carbon Fiber Reinforced Thermo-Plastics）を成形することが可能となり，多品種少量生産・自動化製造・低コスト製造の点から注目を集めている[(4)-(8)]．熱溶解積層法（FFF: Fused Filament Fabrication）による 3D プリント製品は複雑形状部品の成形に適しているが，大型部品成形は困難である．また積層方向強度が低い問題がある[(9)]．Todoroki らは[(10)]，3D プリント時に穴を設置し，その穴に長繊維の CFRTP を差し込んで融着させて積層方向を強化する手法を提案している．この方法は，厚板構造には有効であるが，薄板構造には不向きである．薄板構造には，複数の 3D プリントパーツを接合することで，大きな構造を実現することが可能となる．

FFF 方式の 3D プリンタで用いられる短炭素繊維強化熱可塑性樹脂（sCFRTP: short Carbon Fiber Reinforced Thermo-Plastics）フィラメントは，外観の向上と寸法精度向上のために複合材 3D プリントの表面 Wall 層に使用される．この Wall に使用される sCFRTP フィラメントは，高い寸法精度とノズル詰まりを防ぐために繊維体積含有率を 10%の程度に低く抑える必要がある．この製造上の制約によって，3D プリント構造の CFRTP 表面が電気的絶縁材料になっているのが現状である．

* Corresponding author
Email: todoroki.a.aa@m.titech.ac.jp
Received 17 April 2026; Revised 31 May 2026; Accepted 30 July 2026
Available online 5 August 2026

一般的な CFRTP の接合方法は接着接合，機械的締結，融着接合に大別される[11]．接着接合は適切な接着剤で高い強度が得られる反面，Weak Bond の非破壊検査が困難であるため信頼性の担保が課題である[12],[13]．金属ボルト接合では継手強度が安定している反面，ボルト穴加工による層間はく離の発生や[14],[15]，圧縮応力集中による圧壊[16]が生じる．さらに金属ボルトに起因する重量増加が生じる．

融着接合には抵抗融着，誘導融着，超音波融着の 3 種類がある．抵抗融着は部材間に設置した電気抵抗体のジュール熱で樹脂を融かす方法であるが[17]，残留抵抗体によるせん断応力集中と耐腐食性低下が指摘されている[18]．誘導融着は誘導コイルで発生した渦電流により表面を加熱する方法であるが，均一な磁界形成が困難なため融着面が不均一に加熱される問題がある[19]．超音波融着は超音波振動による発熱で融着させる方法であるが，融着箇所が超音波プローブ直下に限定される．

榎本と轟は，導電性のない sCFRTP フィラメントを Wall に使用する 3D プリント複合材板に対して，sCFRTP の Wall の表面一部だけを選択的に導電化するという新しい電気抵抗融着法を提案した[20]．この方法では，絶縁性 sCFRTP 表面にレーザー処理を施して表面樹脂を局所的に飛散させ，炭素繊維を露出・堆積させることで表面の繊維体積含有率を局所的に上昇させて導電性を発現させている．その後，導電化した表面に直流電流を印加し，ジュール熱で樹脂を溶融させて融着する．この手法では部材間に抵抗体などが残留せず，融着領域もスポット的制限を受けない．榎本と轟は[20]，デフォーカス条件（距離 60 mm）でレーザーパワー40%，移動スピード 5 mm/s によって導電性が発現すること，および電流印加時間 15 秒以上でエポキシ接着接合（1.86 MPa）を上回る継手強度（2.70～2.74 MPa）が得られることを示した．しかし，レーザー処理面には大きな凹凸が残り，2 つの処理面を接触させたとき接触が不均一となるために電流が局所的にしか流れず，融着面全面が溶融しないことが課題として残された．

そこで本研究では，レーザー処理面の表面粗さを低減する後処理（加熱アルミプレートへのクランプ）を開発し，後処理の有無および加圧力が融着面積と継手強度に与える影響を明らかにすることを目的とする．また，接着接合との所要時間比較を行い，本融着法の実用上の優位性を示す．

2. 実験方法および予備実験結果

2.1 材料,試験片とレーザー処理予備実験と結果

試験片は Markforged 社製 3D プリンタ Mark Two®を用いて作製した．Mark Two®は FFF 方式で sCFRTP（短繊維 CF/PA-6）を約 270 ℃で溶融積層して構造を成形する．材料には Markforged 社製 sCFRTP フィラメント Onyx®（繊維体積含有率 12.1%，平均繊維長 0.140 mm）[21]を用いた．この Onyx®は電気絶縁材料である[20]．試験片寸法は長さ 100 mm，幅 25 mm，厚さ 4 mm とし，インフィルは 100%で±45° 配向，1 層厚さ 0.125 mm，32 層積層とした（図 1 参照）．

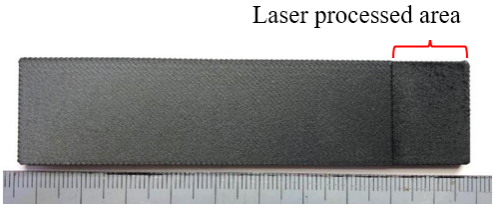


Fig.1 Specimen configuration.

前報[20]において，多数の条件設定から決定したレーザー処理条件（デフォーカス距離 60 mm，レーザーパワー40%，移動スピード 5 mm/s）を採用した．レーザー彫刻機は XTOOL 社製 D1Pro10W（波長 455 nm）を使用した．この 455 nm の波長のレーザーでは，PA-6 はレーザー光を 80%透過し，炭素繊維がレーザー光を吸収する[22]．このため，デフォーカスにより繊維を広範囲で加熱して樹脂を飛散・燃焼させる（図 2 参照）．処理範囲は試験片端部 18.5 mm×25 mm とし，端部から 12.5 mm を融着領域，残り 6 mm を電極形成領域とした．

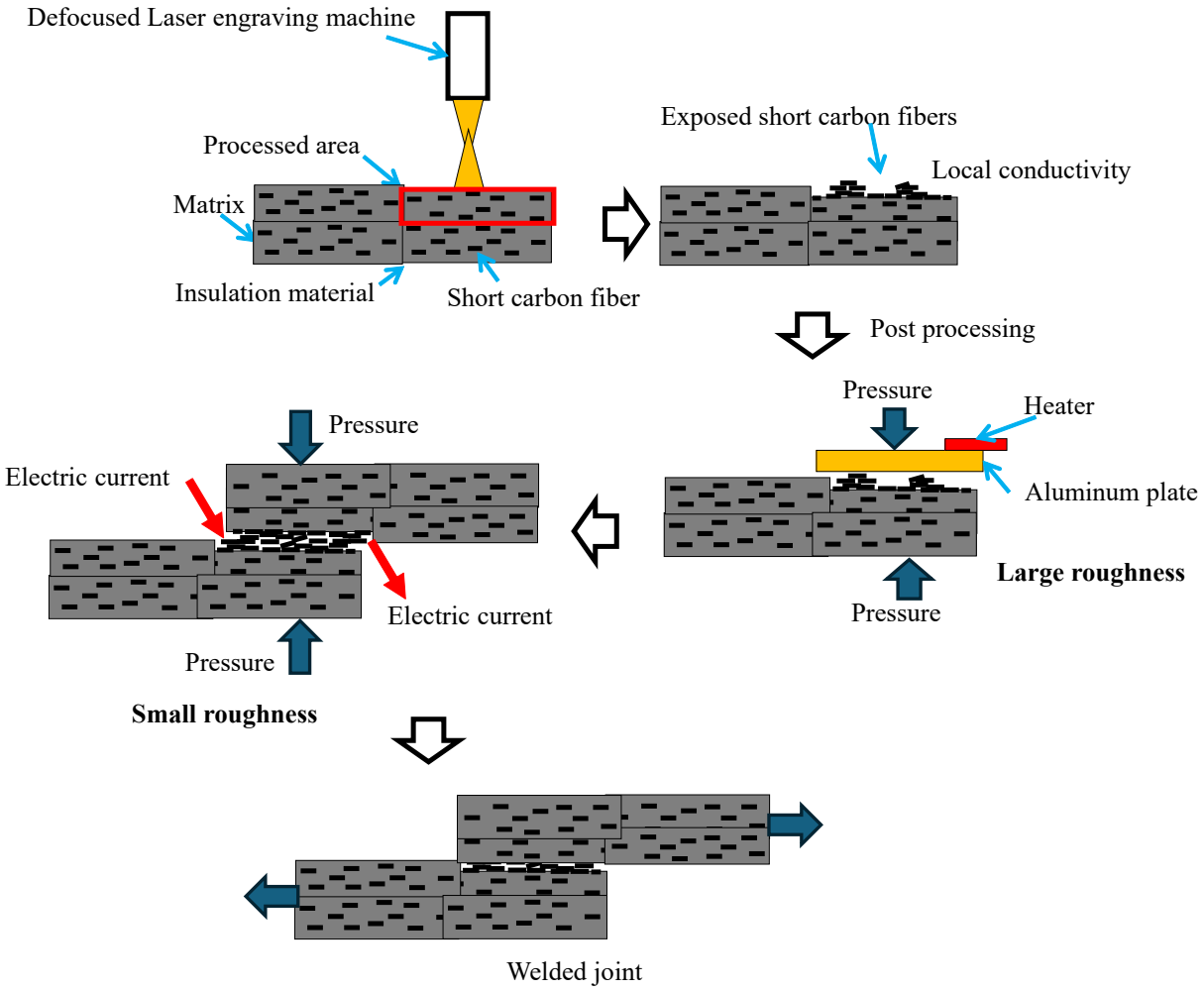


Fig2 Schematic representation of laser processing to make conductivity on surface of insulated sCFRTP.

2.2 凹凸削減の後処理予備実験手法と結果

このレーザー処理では表面に凹凸（平均粗さ S_a=16.7 μm，最大高さ粗さ S_z=257.6 μm）が生じる．この凹凸低減を目的として，本研究では加熱したアルミプレートにレーザー処理面を押し付けてクランプする後処理を行った．アルミプレート（平均粗さ S_a=6.3 μm）の端部（図 3 下部分）にカートリッジヒーター，別の端部（図 3 上部分）に熱電対を挿入し，温度コントローラで温度制御した．これを図 3 に示す．

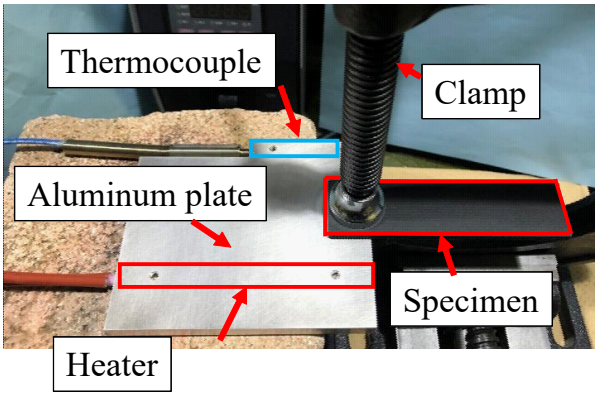
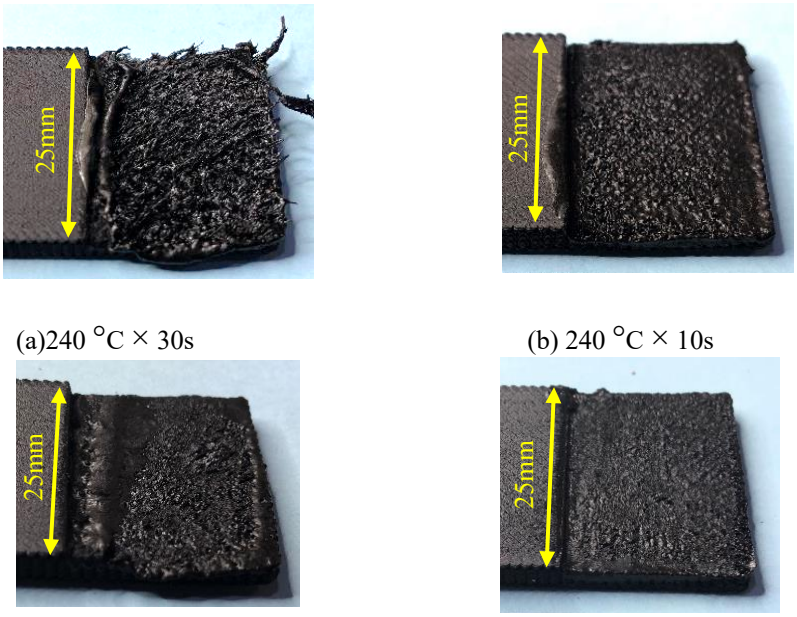


Fig.3 Experimental set up for post processing to reduce the roughness of surface.

Cartledge と Baillie の研究にあるように，PA-6 のガラス転移点は 50 ℃，融点は 240 ℃である[23]．高温で凹凸を平滑化するには，ガラス転移温度以上で，融点以下の温度で平坦なアルミ板に試験片凹凸面を押し付けてクリープ変形させる必要がある．実用的には短時間の処理で済ませたいが，高温にしすぎると，成形品の形状が変化してしまう．

そこで，予備実験として，温度，時間を変化させて，目視で平坦化条件を設定した．クランプの締め付けトルクは，前報の融着時の締め付けトルクから，軽く締め付ける程度の 1.0 N· m に固定した．
温度設定 2 通り(210, 240 ℃)・クランプ時間 2 通り(10, 30 s)の計 4 条件をまず実験的に検討した．しかし，いずれも試験片の大きな変形が生じた（図 4 参照）．

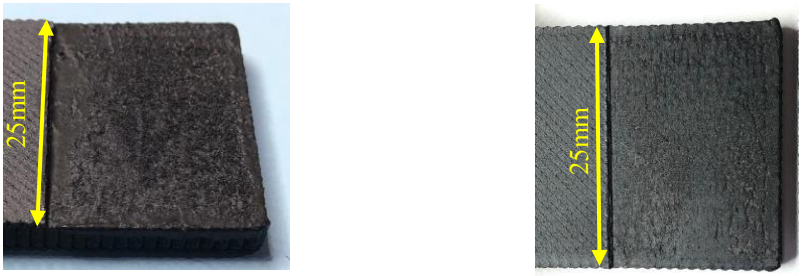
この結果から，温度が高すぎたために，わずか 10 秒のクランプでも変形が大きくなったと判断される．そこで，温度を 150 ℃と 180 ℃に下げて，クランプ時間を 600 秒として試みた．クリープ変形であるので，温度の低下で指数関数的に長時間になると推察されたこと，複数回の試みで変化を観察した結果，600 秒のクランプ時間を決定した．その結果，図 5 に示すように大変形は解消された．



(a)240 °C × 30s　(b) 240 °C × 10s

(c) 210 °C × 30s　(d) 210 °C × 10s

Fig. 4 Results of preliminary examination under the conditions of 240 °C and 210 °C.



(a)180°C × 600s　(b) 150°C × 600s

Fig. 5 Results of preliminary examination under the conditions of 180 °C and 150 °C.

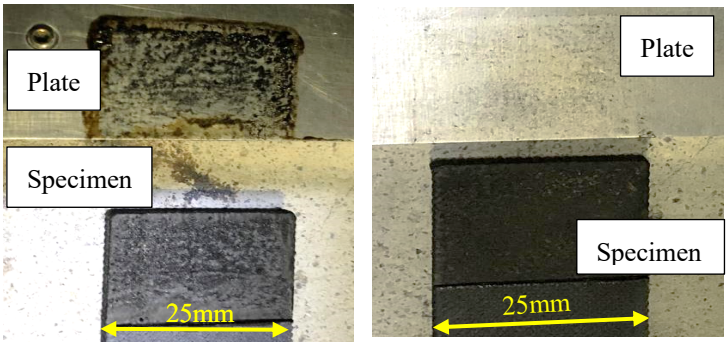


Fig. 6 Specimen and aluminum plate after clamping (left: heating temperature of aluminum plate is 180 °C, right: 150 °C).

しかし，180° C ではPA-6がアルミプレートに著しく付着していることが観察された（図6参照）．アルミプレートへの樹脂の付着は，付着後のはく離プロセスによって凹凸が発生することを示している（図6参照）．実際に，図6 の試験片表面にはアルミプレートの付着樹脂に類似した凹凸が認められた．そこで，樹脂付着を避けるためにアルミプレートに離型剤（LOCTITE社FREKOTE 770-NC）を塗布して改善を試みた．150 ℃および180 ℃の条件で表面粗さを測定・比較した結果，180 ℃では大きな凹凸部が解消され，より良好な粗さ低減が得られた．これを図7に示す．

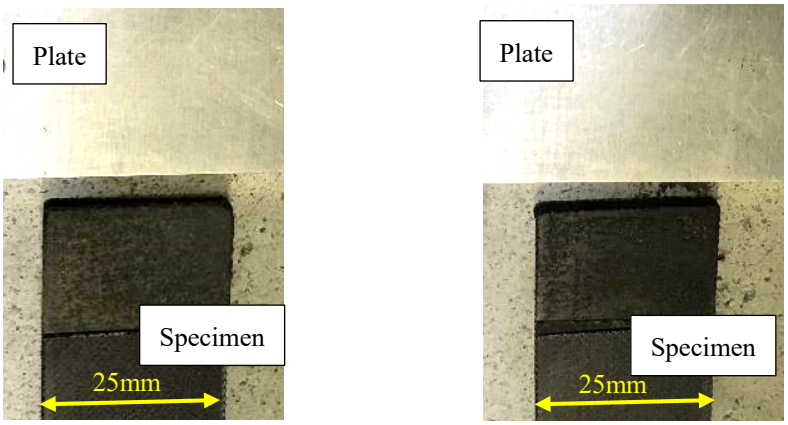


Fig. 7 Specimen and aluminum plate after clamping with release agent (left: heating temperature of aluminum plate is 180°C, right: 150°C).

なお，離型剤が試験片に付着していないことをFTIR測定（島津製作所IRAffinity-1）により確認した．ATR法を採用し，積算回数を32回，分解能を4 cm^{-1}に設定した．離型剤を塗布したアルミプレートで後処理した場合の試験片表面と，離型剤を塗布せずに後処理した場合の試験片表面にFTIR測定を行い，スペクトルを比較した．なお，離型剤FREKOTE 770-NCの成分は，ナフサが80-100 %，トリスメチルシランとシラノール末端ポリジメチルシロキサンの反応生成物が1-5 %である．FTIRの結果をFig.8に示す．破線が離型剤を塗布して後処理をした試験片表面のスペクトルで，実線が離型剤を塗布せずに後処理をした試験片表面のスペクトルである．2つのスペクトルが一致していることから，離型剤を塗布の有無で，試験片表面の成分に差異は認められなかった．これにより，離型剤を塗布して後処理した試験片表面には離型剤は付着していないことが確認できた．

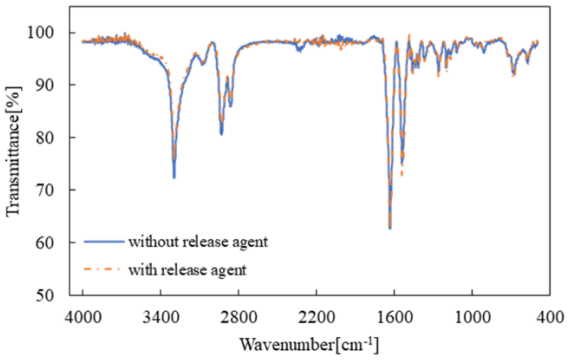


Fig.8 ATR-FTIR of specimen surfaces after post processing with/without release agent (preliminary experiments).

比較のために，レーザー処理のみの場合と，後処理平坦化の工程パラメータを離型剤塗布・温度180 ℃と離型剤塗布しない150 ℃の表面粗さを測定した．測定には非接触式のワンショット3D形状測定機（Keyence社製，VR-3100）を用いた．この測定機の表示分解能は0.1 μmである．前節で決定した条件（温度150 ℃，クランプ時間600 秒）で後処理した試験片と，レーザー処理した試験片の表面粗さを測定した．測定機の仕様により，低倍率では測定精度が低下するため，倍率は40倍を選択し，図9に示す7.6 mm×5.7 mmの範囲を測定した．図中の赤枠内が表面粗さを測定領域である．

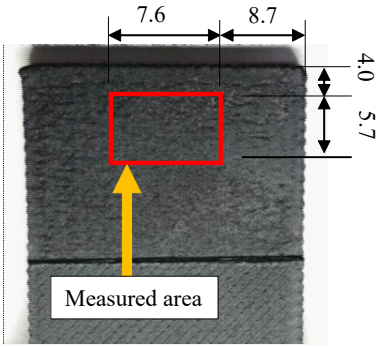


Fig.9 Measured area of the specimen for surface roughness (preliminary experiments).

まず，レーザー処理した試験片の表面粗さを測定し，その後，同一試験片に後処理をして再度表面粗さを測定した．同一試験片の同一位置を測定することで，後処理前後の表面粗さの変化を評価した．3 本の試験片の平均を表 1 に示す．180 ℃処理と 150 ℃処理の両者で，レーザー処理後の表面粗さはほぼ同じである．どちらにおいても．後処理によって表面粗さが減少しているが，180 ℃では 150 ℃に比較して平均値が 1/3 程度まで減少しており，180 ℃の最大高さ S_z は 150 ℃の半分程度にまで減少している．

Table 1 Measured surface roughness (preliminary experiments).

	180 °C (with release agent)		150°C (without release agent)	
	Before	After	Before	After
S_a [μm]	15.6	3.1	16.7	9.0
S_z [μm]	259.9	43.6	257.6	96.2

以上の結果から，後処理平坦化の工程パラメータを離型剤塗布・温度 180 ℃・クランプ時間 600 s・締付けトルク 1.0 N· m に決定した．

2.3 電極作製と電流印加方法の予備実験と結果

Onyx にレーザー処理した試験片と，レーザー処理をした後に後処理をした試験片の 2 種類を用意し，直流電流を用いた抵抗加熱により融着を行った．融着には長さ 100 mm，幅 25 mm，板厚 4 mm の平板を 3D プリントで作製し，2 枚の平板の端部 12.5 mm 部分を融着させたシングルラップ継手試験片を作製した．レーザー処理および後処理を行った面には導電性の異方性やばらつきがあることが予想される．そのため，処理部分に直接リード線をつけて電流を流すのではなく，リード線は電極に取り付けて，電極から処理部分に電流を流した．電極は 2 つの Onyx®平板に 1 つずつ取り付けた（図 10 参照）．

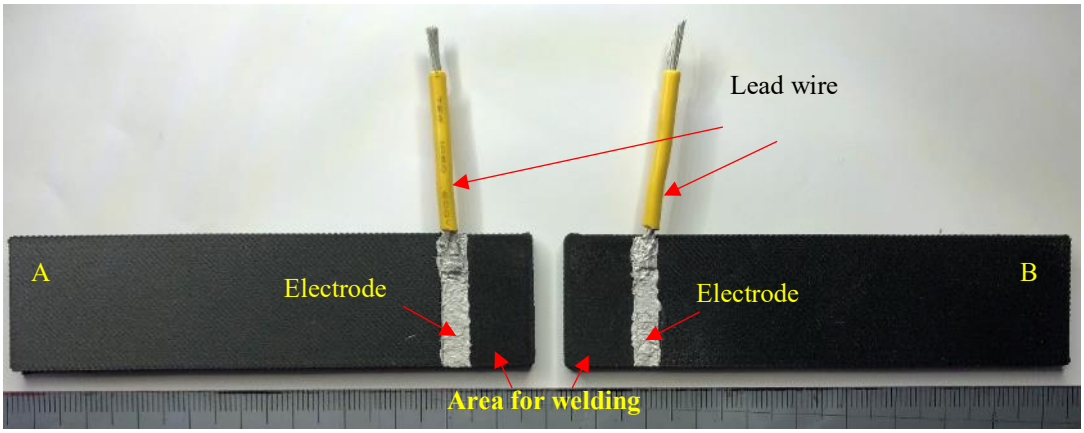


Fig. 10 Specimen for resistance welding (preliminary experiments).

試験片には，3D プリントで作製した平板の端部 18.5 mm にレーザー処理および後処理をし，端部から 12.5 mm を融着部として残し，残りの 6 mm 部分に電極を作製した．リード線は，剥離しないようエポキシ接着剤（ThreeBond 2088E）で仮止めした後，リード線端部と試験片の電極部分に銀ペースト（ドータイト D-500）を塗布し，導電性を確保した．Fig. 10 の試験片 A および B を処理面が互いに向き合うように接触させることで，界面に垂直に流れる電流経路を形成した．ただし，銀ペーストを継手のエッジ部分まで塗布しないと，銀ペーストとエッジの間に抵抗が高い部分が生じ，そこの温度が集中的に上昇する問題が発生したため，試験片 A と B を接触させた後に，図 11 のようにエッジ部分まで銀ペーストを追加塗布した．

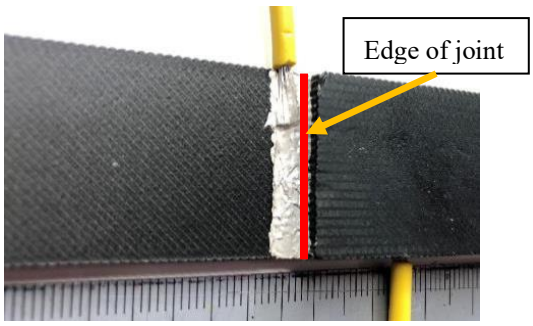


Fig. 11 Silver paste is painted at the edge of joint (preliminary experiments).

融着時の加圧はトルクレンチを使用して Onyx®が損傷しない範囲で 0.8 MPa と 2.0 MPa の 2 条件を設定し，万力で挟んだ．万力と Onyx®の間に平織 GFRP 積層板を挿入し絶縁した（図 12 参照）．エヌエフ回路ブロック社製バイポーラ電源（BP4620）を用いて直流電流を負荷した．

適切な直流電流値の決定のため，赤外線サーモグラフィ（フリアーシステムズ社製 FLIR ix）で継手側面温度を計測し，複数条件で定電流を負荷した．その結果，レーザー処理のみの場合には 0.3 A，38 秒で温度・電圧が急上昇し融着を確認した．このため，レーザー処理のみの電流を 0.3 A とした．後処理面では 1.1 A，150 秒で温度・電圧の急上昇と融着を確認した．このため，後処理の試験片の電流を 1.1 A とした．

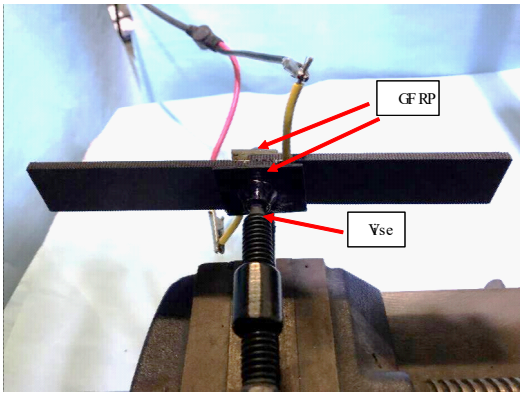


Fig.12 Experimental equipment for applying electric current.

2.4 引張せん断試験手法

融着後，平織 GFRP 積層板タブ（長さ 25 mm，幅 25 mm，厚さ 4 mm）をエポキシ接着剤（3M DP420）でシングルラップ継手の両端部に接着した(Fig.13 参照)．引張せん断試験には島津製作所万能試験機(AG-I 100kN)を使用し，ASTM D1002 を参考に試験速度 1.3 mm/min とした．試験片は融着条件（レーザー処理のみ/後処理，加圧力 0.8/2.0 MPa）の計 4 条件で各 5 本ずつ実施した．

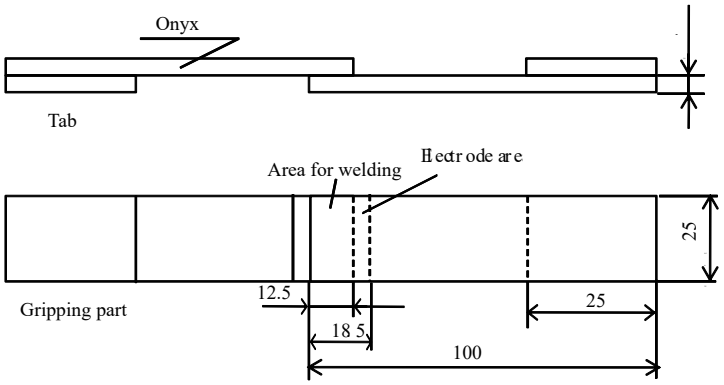


Fig.13 Tensile shear test specimen

継手強度の評価には，次式による公称応力による継手強度（公称継手強度）σ_n 式(1)および真応力による継手強度（真継手強度）σ_t 式(2)の 2 種を用いた．

$$\sigma_n = \frac{P}{A_j} \tag{1}$$

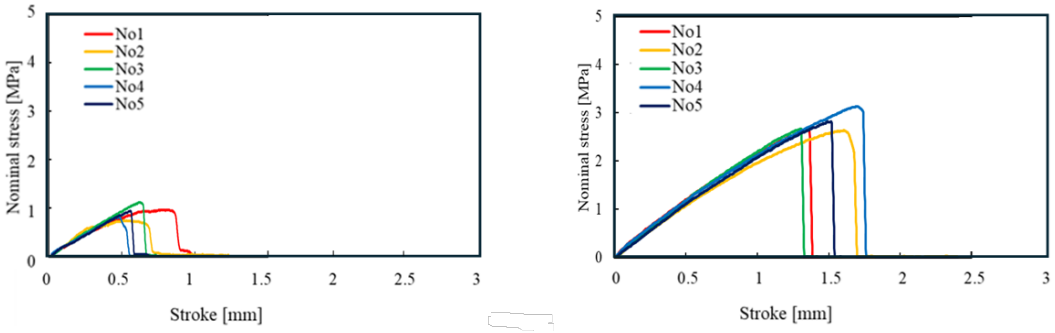
$$\sigma_t = \frac{P}{A_w} \quad (2)$$

A_j は公称の継手面積であり，12.5 mm×25 mm＝312.5 mm^2 とした．A_w は真の融着面積であり，試験後の破面観察から算出した．ここで，P は荷重である．真継手強度は融着部本来の強度を，公称継手強度は継手全体の強度を示す指標である．強度計算には最大荷重を用いて求めた．

比較のため，エポキシ接着剤（アラルダイトラピッド）による接着接合試験片（同寸法，端部 12.5 mm 範囲に塗布，24 時間硬化）にも同条件で引張せん断試験を実施した．後処理の有無および加圧力の影響については T 検定（両側検定，有意水準 p＜0.05）で統計的有意差を評価した．

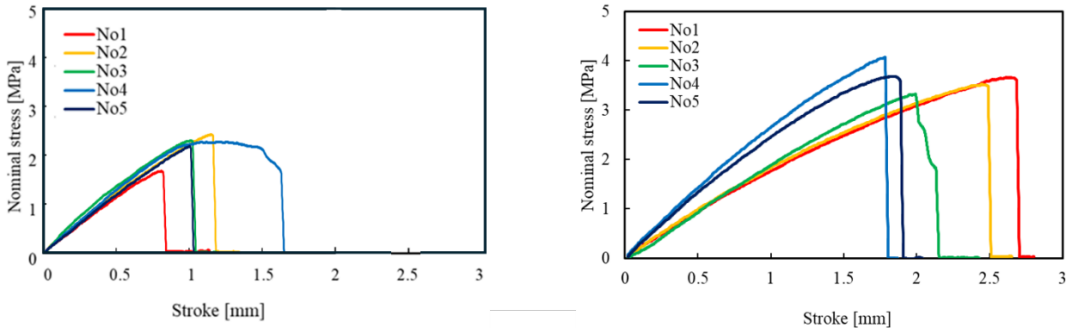
3. 継手強度試験結果と考察

レーザー処理のみの場合の加圧力 0.8 MPa および 2.0 MPa の公称応力－変位線関係をそれぞれ図 14(a)，(b) に示す．縦軸は公称応力，横軸は試験機変位である．レーザー処理の後に後処理を行った場合の加圧力 0.8 MPa および 2.0 MPa の公称応力－変位線関係をそれぞれ図 15(a), (b)に示す．比較のために実施した，接着剤で接合した場合の公称応力－変位線関係を図 16 に示す．



(a) welding pressure: 0.8 MPa (b) welding pressure: 2.0 MPa

Fig.14 Tensile shear test results of single-lap joints (laser processing only).



(a) welding pressure: 0.8 MPa (b) welding pressure: 2.0 MPa

Fig.15 Tensile shear test results of single-lap joints (with post processing).

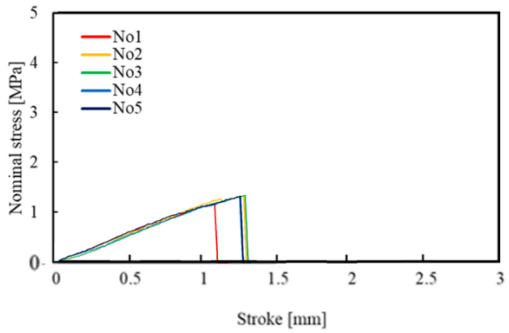
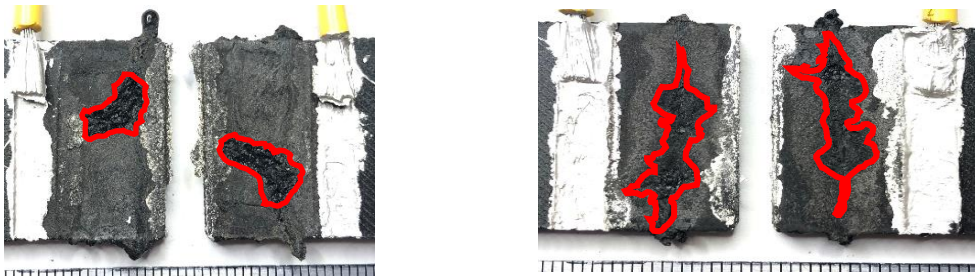


Fig.16 Tensile shear test results with adhesive bonding.

試験後の破面観察から真融着面積 A_w を求めた．代表的な破断面を図 17 (0.8 MPa)と図 18 (2.0 MPa)に示す．後処理で融着面積が増加していることがわかる．

(a) Laser processing only (b) With post processing

Fig.17 Fracture surface of welded specimen after tensile shear test (0.8 MPa).



(a) Laser processing only (b) With post processing

Fig.18 Fracture surface of welded specimen after tensile shear test (2.0 MPa).

各条件で融着した継手の公称継手強度，真継手強度，融着面積の平均値と標準偏差を表 2 に示す．また，後処理の有無についての T 検定結果を表 3，加圧力についての T 検定結果を表 4 に示す．

Table 2 Nominal joint strength, true joint strength and welding area of tensile shear test of single-lap joints.

Welding pressure [MPa]	Specimen surface	Nominal joint strength (STD) [MPa]	True joint strength (STD) [MPa]	Welding area (STD) [mm^2]
0.8	Post processing	2.22 (0.280)	11.4 (1.79)	61.4 (8.88)
	Laser processing	0.980 (0.124)	12.5 (1.17)	24.6 (2.80)
2.0	Post processing	3.70 (0.267)	14.4 (3.12)	82.5 (13.4)
	Laser processing	2.81 (0.214)	14.4 (1.54)	61.2 (2.98)

Table 3 The p-value of t-test conducted between post processing and laser processing.

Welding pressure [MPa]	Nominal joint strength (STD) [MPa]	True joint strength (STD) [MPa]	Welding area (STD) [mm^2]
0.8	1.6×10^{-4}	0.30	3.8×10^{-4}
2.0	4.9×10^{-4}	0.98	0.021

Table 0 The p-value of t-test conducted between 0.8MPa and 2.0MPa.

Specimen surface	Nominal joint strength (STD) [MPa]	True joint strength (STD) [MPa]	Welding area (STD) [mm^2]
Post processing	2.8×10^{-5}	0.11	0.021
Laser processing	1.6×10^{-6}	0.058	4.2×10^{-8}

図 18 において，銀ペーストのエッジ部への塗布は，Fig.11 に示すように，試験片 A・B を組み合わせた後にエッジ部へ追加塗布したものが染み込んだものである．一般に，アクリル系導電性接着剤の常温硬化強度は，

PA-6 の強度と比較して無視できるほど小さいので[24]，ここでは，銀ペーストが染み込んだ部分は考慮していない．

加圧力 0.8 MPa の場合，後処理を行うことでレーザー処理のみと比較して真融着面積が約 2.5 倍，公称継手強度が約 2.3 倍に増加した．加圧力 2.0 MPa の場合も後処理によって真融着面積が約 1.3 倍，公称継手強度が約 1.3 倍に増加した．これは後処理による表面粗さ低減が接触面積を増加させ，真融着面積と公称継手強度を向上させたためと考えられる．いずれの加圧力条件においても，真融着面積および公称継手強度に有意差が認められた(Table 3)．真継手強度については後処理の有無で有意差は認められず（$p > 0.05$），融着部局所の強度は後処理によらず同等であることが示された．

後処理した継手の加圧力を比較すると，2.0 MPa では 0.8 MPa に比べ真融着面積が約 1.3 倍，公称継手強度が約 1.7 倍に増加した．レーザー処理のみの場合も 2.0 MPa では 0.8 MPa に比べ真融着面積が約 2.5 倍，公称継手強度が約 2.9 倍に増加した. 加圧力増加による融着界面の隙間低減が接触面積を増大させたと考えられる．加圧力の影響についても真融着面積と公称継手強度に有意差が認められた．

エポキシ接着剤による接着接合の公称応力は 1.37 MPa であった．本融着手法では後処理・加圧力 2.0 MPa 条件で 3.70 MPa と，接着接合を大幅に上回る強度が得られた．接合所要時間の観点では，エポキシ接着接合が 24 時間の硬化時間を要するのに対し，本融着法はレーザー処理 27 分・後処理 10 分・電流印加約 3 分の合計約 40 分で接合が完了する．

4. 結　論

本研究では, 前報で提案した 3D プリント絶縁 sCFRTP のレーザー表面処理を用いた電気抵抗融着法に対し，後処理（加熱アルミプレートへのクランプ）による表面粗さ低減の効果と，後処理の有無および加圧力が継手強度に与える影響を実験的に検証した．得られた結論を以下に示す．

(1) 離型剤を塗布した 180℃アルミプレートにレーザー処理面をクランプする後処理（600 s）によって，算術平均粗さ S_a を 16.7 μm から 3.1 μm へ，最大高さ粗さ S_z を 257.6 μm から 43.6 μm へ低減可能であり，表面の導電性は維持されることを確認した．

(2) 後処理は真融着面積と公称継手強度を有意に増加させ，加圧力 0.8 MPa 条件で公称応力が 2.3 倍，真融着面積が 2.5 倍となった．真継手強度には有意差なく，後処理は融着面積拡大を通じて継手強度を向上させる．

(3) 加圧力の増加によって真融着面積と公称継手強度が統計的有意に増加した．後処理と加圧力 2.0 MPa の条件で公称継手強度 3.70 MPa および融着面積 82.5 mm^2 が得られた．

(4) 本融着手法は接着接合（1.37 MPa，24 時間硬化）を上回る継手強度を約 40 分で実現でき，接合効率の観点からも優位性が確認された．

謝　辞

本研究は科学研究費補助金基盤研究 C（一般）（24K08053）の補助で実施した．

References

(1) Kaufmann M, Zenkert D and Wennhage P. Integrated cost/weight optimization of aircraft structures, Structural and Multidisciplinary Optimization, 2009;41(2);325-334.

(2) Roeseler WG, Sarh B, Kismarton MU. Composite structures: the first 100 years. 16th International Conference on Composite Materials (ICCM-16), Kyoto, Japan. https://doi.org/10.5281/zenodo.15414625.

(3) https://www.boeing.com/commercial/787/by-design/#/advanced-composite-use. (Accessed April 16, 2026)

(4) Ning F, Cong W, Qiu J, Wei J, Wang S. Additive manufacturing of carbon fiber reinforced thermoplastic composites using fused deposition modeling, Compos. Part B: Engineering, 2015;80;369-378.

(5) Matsuzaki R, Ueda M, Namiki M, Jeong TK, Asahara H, Horiguchi K, Nakamura T, Todoroki A, Hirano Y. Three-dimensional printing of continuous-fiber composites by in-nozzle impregnation, Scientific reports, 2016;6(1); #23058.

(6) Li N, Li Y, Liu S. Rapid prototyping of continuous carbon fiber reinforced polylactic acid composites by 3D printing, Journal of Materials Processing Technology, 2016;238;218-225.
(7) Lewicki JP, Rodriguez JN, Zhu C, Worsley MA, Wu AS, Kanarska Y, Horn JD, Duoss EB, Ortega JM, Elmer W, Hensleigh R, Fellini RA, King MJ. 3D-printing of meso-structurally ordered carbon fiber/polymer composites with unprecedented orthotropic physical properties, Scientific Report, 2017; 7 (1); #43401.
(8) Liu T, Tian X, Zhang M, Abliz D, Li D, Ziegmann G. Interfacial performance and fracture patterns of 3D printed continuous carbon fiber with sizing reinforced PA6 composites, Composites Part A, Applied Science and Manufacturing, 2018;114;368–376.
(9) Todoroki A, Oasada T, Mizutani Y, Suzuki Y, Ueda M, Matsuzaki R, Hirano Y. Tensile Property Evaluations of 3D Printed Continuous Carbon Fiber Reinforced Thermoplastic Composites, Advanced Composite Materials, 2020;29(2); 147-162.
(10) Todoroki A, Oasada T, Ueda M, Matsuzaki R, Hirano Y. Reinforcing in the lay-up direction with self-heating for carbon fiber composites fabricated using a fused filament fabrication 3D printer, Composite Structures, 2021;266; #113815.
(11) Pramanik A, Basak AK, Dong Y, Sarker PK, Uddin MS, Littlefair G, Dixit AR, Chattopadhyaya. Joining of carbon fibre reinforced polymer (CFRP) composites and aluminium alloys - A review, Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 2017;101;1-29.
(12) Haghani R. Analysis of adhesive joints used to bond FRP laminates to steel members - A numerical and experimental study, Construction and Building Materials, 2010;24(11);2243-2251.
(13) Drewry MA, Smith RA, Phang A, Yan D. Ultrasonic Techniques for Detection of Weak Adhesion, Materials Evaluation, 2009;67(9);1048-1058.
(14) Prakash M, Pallapothu H, Laxminarayana P. A Review on Micro Drilling of Glass Fiber Reinforced Polymer Composites, International Journal for Research in Applied Science and Engineering Technology, 2019;7(5);3612-3615.
(15) Shyha IS, Aspinwall DK, Soo SL, Bradley S. Drill geometry and operating effects when cutting small diameter holes in CFRP, International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2009;49(12-13);1008-1014.
(16) Xiao Y, Ishikawa T. Bearing strength and failure behavior of bolted composite joints (part I: Experimental investigation), Composites Science and Technology, 2005;65(7–8);1022-1031.
(17) Stavrov D, Bersee HEN. Resistance welding of thermoplastic composites-an overview, Composites Part A Applied Science and Manufacturing, 2005;36(1);39-54.
(18) Todd SM. Joining thermoplastic composite, Proceedings of the 22nd International SAMPE Technical Conference, 1990;22;383-392.
(19) Ahmed J, Stavrov D, Bersee HEN, Beukers A. Induction welding of thermoplastic composites-an overview", Composites Part A Applied Science and Manufacturing, 2006;37(10);1638-1651.
(20) 榎本雅俊, 轟章. レーザー表面処理を用いた 3D プリント短炭素繊維/PA-6 の電気抵抗融着, 強化プラスチックス, 2024;70(6); 202-207.
(21) 古賀洋一郎, 轟章, 水谷義弘, 鈴木良郎. ＦＤＭ方式の３Ｄプリントにおける短繊維強化プラスチックの繊維偏向と異方性特性, 強化プラスチックス,2017; 63(12);604-608.
(22) Fischer F, Romoli L, Kling R. Laser-based repair of carbon fiber reinforced plastics, CIRP Annals, 2010;59(1), 203-206.
(23) Helen C. Y. Cartledge & Caroline A. Baillie, Studies of microstructural and mechanical properties of nylon/glass composite Part I The effect of thermal processing on crystallinity, transcrystallinity and crystal phases, Journal of Materials Science, 1999;34;5099-5111.
(24) https://pub-mediabox-storage.rxweb-prd.com/exhibitor/document/exh-ba3595ec-5620-4c6f-9fc0-144418a0adad/81f22bb7-a0c1-48c0-ba73-4d4062372a74.pdf (Accessed May 31, 2026)