

## 同軸二重ノズルを用いた連続繊維複合材成形の新規3Dプリンタ

轟 章<sup>a\*</sup>, 早川 航太<sup>a</sup>, 上田 政人<sup>b</sup>, 松崎 亮介<sup>c</sup>, 飯塚 啓輔<sup>d</sup>

<sup>a</sup> 工学院 機械系, 東京工業大学, 東京, 日本

<sup>b</sup> 理工学部 機械工学科, 日本大学, 東京, 日本

<sup>c</sup> 創域理工学部 機械航空宇宙工学科, 東京理科大学, 千葉, 日本

<sup>d</sup> 理工学部 機械創造工学科, 青山学院大学, 神奈川, 日本

### ABSTRACT

Commercially available three-dimensional (3D) printers for continuous-fiber composites feature twin nozzles (one for short fibers (or resin) and the other for continuous fibers). When designers use nonuniformly curved patterns for continuous fibers, inevitable gaps between printing paths cause initial defects. To address this challenge, we developed 3D printer hardware with coaxially arranged nozzles for continuous and short-fiber filaments. This arrangement allows the adjustment of the amount of the short-fiber (or resin) along the continuous-fiber path, preventing print path gaps. The short-fiber nozzle uses a screw and pellets instead of filaments, with a hole at the center of the screw for printing continuous fibers. After modifying the printing conditions, we fabricated unidirectional specimens using the proposed 3D printer and conducted tensile tests, which confirmed its effectiveness for printing continuous-fiber composites.

**Keywords:** Carbon fiber, 3D printing, Additive manufacturing, Twin nozzle system, Thermoplastic

### 1. 緒言

連続炭素繊維で強化された熱可塑複合材料を熱溶融積層方式で成形する3Dプリント連続繊維複合材成形装置のMarkforged社製MarkOne®は、2014年1月に米国で行われたSolid Works World Design Conferenceにて、初めて公開された<sup>(1)</sup>。Namikiら<sup>(2)</sup>は、2014年6月に連続繊維強化熱可塑性複合材を成形する自作3Dプリンタの複合材成形を発表した。さらに、Matsuzakiら<sup>(3)</sup>やTianら<sup>(4)</sup>は、連続繊維のノズル内含浸複合材料を行った3Dプリント成形を改造3Dプリンタで実現し、連続繊維を用いた複合材料が熱溶融積層方式で3Dプリント可能であることを示している。

Markforged社の最初の商品であるMarkOne®を用いた連続繊維複合材成形品の引張強度評価は、Van Der Kliftら<sup>(5)</sup>が実施した。MarkOne®では、Markforged社の3Dプリンタの繊維配置を決定する初期のスライスソフトの問題で強度のばらつきが大きい結果となっていた。2017年にはMarkforged社はMarkTwo®を発売開始し、比較的自由的な繊維配置の連続繊維強化複合材を3Dプリント可能になった<sup>(6)</sup>。このMarkTwo®では、連続繊維の配置方法として一方向と渦巻きの種類または混合を選択可能となっている。このMarkTwo®で成形した連続繊維複合材の引張強度は轟ら<sup>(7)</sup>が報告している。

3Dプリント連続繊維複合材の応用例として、Yamanakaら<sup>(8)</sup>は成形時に繊維を多様に屈曲させることで孔周辺の応力集中を低減し、強度を向上させる可能性を示した。しかし、連続繊維複合材成形が可能な市販3Dプリンタでは、短繊維または樹脂のノズルと連続繊維のノズルの位置が異なるため、隣接する屈曲の異なるパス

\* Corresponding author

Email: [todoroki.a.aa@m.titech.ac.jp](mailto:todoroki.a.aa@m.titech.ac.jp)

Received 27 March 2024; Revised 23 May 2024; Accepted 11 June 2024

Available online 26 July 2024

間に大きな隙間が出来てしまうという問題が生じてしまう。このため Yamanaka の研究成果のような、隣接する繊維束の湾曲が異なるような繊維束配置が実現不可能であった。

そこで、本研究では短繊維または樹脂を成形するノズルと連続繊維を成形する2つのノズルを同軸上に配置し、場所によって短繊維または樹脂の射出量を可変にする新しい複合材成形用 3D プリンタを開発することを目的とする。そして、開発した複合材成形用 3D プリンタの稼働検証のため、矩形引張試験片を作製し、連続繊維強化の有効性を確認した。

## 2. 新規 3D プリンタの基礎設計

### 2.1 基本概念

新規 3D プリンタのプリントヘッド部の概略を Fig. 1 に示す。本開発 3D プリンタは、短繊維強化樹脂と長繊維を同軸上に射出し、3D プリントを行う。また、短繊維は容易に変更可能なペレットとする。このため、スクリー機構を用いて材料供給を行う。またスクリーの軸中心に細穴加工を行い、細穴内にパイプを通し、このパイプを連続繊維のノズルとして、スクリーと同軸上に配置する。

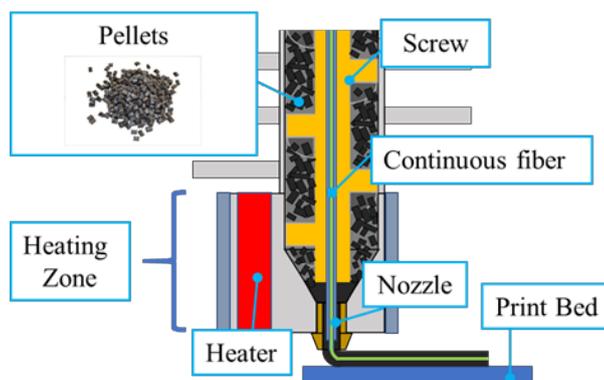


Fig. 1 Schematic representation of the new 3D printer.

ペレットを使用することで、市販の安価なペレットを使用可能となり、スクリー回転数によって短繊維の割合が可変になるため、成形場所によって連続繊維を包み込む短繊維の射出量が可変となり、パス間隔が変更された際も射出量を変えて隙間を埋めることができる。

本研究では、連続繊維として Markforged 社の MarkTwo®用 CFRP フィラメント（繊維体積含有率約 30 %）を用いた。このフィラメントは樹脂が PA-6 であるため、短繊維ペレットは 3DX Tech 社製短繊維強化樹脂ペレット Carbon Fiber Nylon 6 Pellets を使用した。この材料の繊維体積含有率は約 15 %である。

### 2.2 スクリューの設計

設計したスクリーの 3D モデルを Fig. 2 に示す。またスクリーの各特性を Table 1 に示す。スクリー形状は樹脂ペレットを加熱熔融部まで供給することを目的としているので、圧縮比を付けない単軸スクリーを採用した<sup>(9)(10)</sup>。また使用する樹脂ペレットのサイズが約 3.5 mm のため、スクリーの溝深さは 4.5 mm、スクリーピッチを 26 mm とした。スクリーの軸中心には長繊維とそのガイドの役割を持つ金属パイプを通すための直径 1.4 mm で長さ 175.3 mm の細穴加工がされている

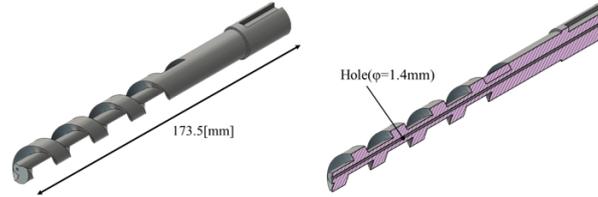


Fig. 2 Screw design.

Table 1 Screw Properties

Screw properties	Values
Screw length [mm]	114
Screw diameter [mm]	15
Screw pitch [mm]	26
Hole diameter [mm]	1.4
Channel depth [mm]	4.5
Compression ratio	1
Channels	Single

### 2.3 ヒートブロック設計

加熱領域の設計にあたり、使用する短繊維強化樹脂ペレットの熱物性を取得した。熱物性の取得には示差走査熱量計 DSC-60 plus (SHIMADZU 社)を用いた。測定には JISK7121~7123 に準拠して実験を実施し、材料の融点、融解熱、比熱を求めた。得られた結果を Table 2 に示す。

Table 2 Thermal Properties of Carbon Fiber Nylon6 Pellets

Thermal Properties[unit]	Measured results
Melting point [°C]	221.6
Melting heat [J/g]	29.5
Specific heat [J/kg K]	6.48T+968

3D プリント時は熱的に定常状態である。定常状態ではスクリーなどの射出装置は定常温度になっている。この際、ヒータで加熱する必要のある入熱量は、ペレットを融点まで昇温する熱量  $Q_1$  とペレットを融解させるための融解熱量  $Q_2$  の和である。またペレットはスクリーで送られながら溶融するので、移動物質としてヒータ容量を計算する。 $Q_1$  と  $Q_2$  はペレットの密度  $\rho$ 、比熱  $C_p$ 、昇温終了温  $T_f$  昇温終了温度  $T_s$ 、ペレット融解熱  $Q$ 、ペレットが 1 秒間にスクリーに流れ込む体積  $q$  を用いて次式で計算できる。

$$Q_1 = \int_{T_s}^{T_f} q\rho C_p dT \quad (1)$$

$$Q_2 = q\rho Q \quad (2)$$

ペレットが 1 秒間にスクリーに流入する体積  $q$  は FILA STRUDER 社製フィラメント製造機 FILA STRUDER のフィラメント押し出し速度を参考に  $20 \text{ mm}^3/\text{s}$  とした。比熱  $C_p$  と融解熱  $Q$ 、昇温終了温度は Table 2 の測定結果を用いた。また昇温開始温度は  $20 \text{ }^\circ\text{C}$  とした。計算の結果、 $Q_1=78.7 \text{ J/S}$ 、 $Q_2=6.90 \text{ J/S}$  と求めた。実際にはペレットの炭素繊維等を伝熱して失われる熱があるので、熱設計の安全率を 3 とし、必要なヒータの熱容量を  $250 \text{ W}$  とした。

設計した加熱領域を Fig. 3 に示す。加熱領域では樹脂の加熱溶融を行うため、全てのパーツを金属で作製した。樹脂を加熱溶融する Barrel, Heat Block は熱伝導率が高いアルミ合金 A5052 で製作し、プラスチックで製

作予定のホッパーに固定する Mount Part は、熱が伝わりにくいように熱伝導率の低い SUS304 で製作した。Nozzle は、汎用 FFF 方式 3D プリンタでよく用いられる真鍮を採用した。また Barrel には、直径 30 mm、厚さ 1.5 mm のヒートシンクを付けた。これは、Mount Part に取り付けるホッパーを樹脂系 3D プリンタで製作することを考えており、材料が短炭素繊維 PA-6 であるため、Barrel 上部への熱伝導を低減させることを目的としている。設計した加熱部品を Fig. 3 に示す。加熱領域の適切性を定常伝熱解析で確認した。解析には Ansys Workbench 18.1 を使用した。解析は、ヒータが前項で取得した材料の融点より 20 °C 高い、240 °C と仮定し、Heat Block の側面は断熱材で覆うことを想定し、熱伝達係数を 0 とした。ヒートシンクの熱伝達係数は、空気の強制対流を仮定して、30 W/(m<sup>2</sup> K) とした。

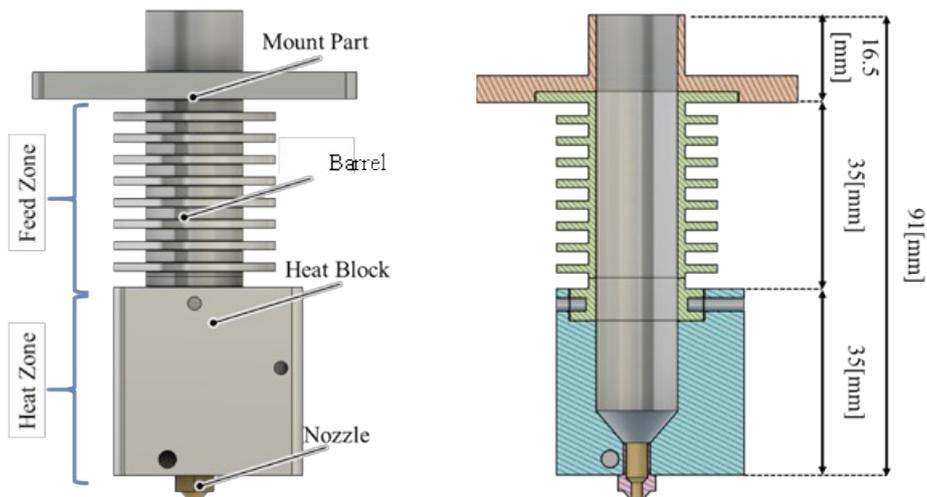


Fig. 3 Schematic image of heated area.

解析結果を Fig. 4 に示す。設計した加熱領域は、Feed Zone は上部から下部にかけて温度がなだらかに上昇していることが確認できる。また Heat Zone は PA-6 の融点である 220 °C を超えた温度域 227 °C ~ 240 °C に達しているため、Feed Zone を通して加熱された PA-6 を Heat Zone で溶融することが可能だと判断できる。Mount Part の温度は 87 °C となり、ホッパーの構造材料である PA-6 の連続使用温度は 80 °C ~ 150 °C である。この部分にかかる荷重はホッパーの自重とペレット重さだけであり、設計した加熱領域を用いても、連続使用が十分可能と判断される。

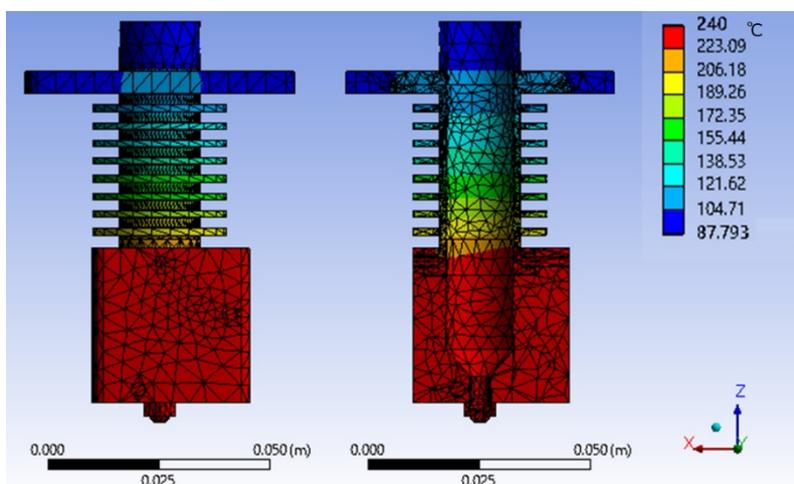


Fig. 4 FEM analysis results of heated parts.

## 2.4 モーターおよびギアの設定

本研究で開発した 3D プリンタは同軸二重ノズル機構を用いている。このため、スクリーウの同軸穴に連続繊維用のパイプが通り、スクリーウ真上は連続繊維用の送り空間として使用される。そこで、スクリーウを回転させるモーターはスクリーウ軸から外して配置した。またスクリーウ回転中に、樹脂を加熱溶融させることから、樹脂の粘性が上昇する。特に母材樹脂に強化繊維を複合すると、粘性が上昇することが報告されていることから、スクリーウを回転させるには高トルクが必要である<sup>(11)</sup>。

そこで本研究では、ウォームギアを採用した。ウォームギアは、ウォームとウォームホイールの 2 つのパーツで構成されるため、モーターをスクリーウの軸上の配置する必要がなくなる。またウォームギアは他の歯車と比較して大減速比を得やすく、高トルクが得られるため、本開発 3D プリンタには適切である。減速後の出力の算出には式(3)を用いた。

$$T_2 = T_1 i \eta_R \quad (3)$$

ここで、 $T_1$  はモータートルク、 $T_2$  は出力トルク、 $i$  は減速比、 $\eta_R$  はウォーム側から駆動させる場合のウォームギアの伝達効率である<sup>(12)</sup>。一般に伝達効率は  $0.3 \sim 0.9$  であり、低速域では  $0.5$  以下である<sup>(13)</sup>。ここでは設計の目安のために  $0.4$  とした。

$T_2$  の算出に必要なモータートルク  $T_1$  は、汎用 3D プリンタによく用いられる Nema17 ステッピングモーターとこれより出力トルクが大きい Nema23 ステッピングモーターの 2 種類の出力トルク  $0.4 \text{ Nm}$ 、 $1.19 \text{ Nm}$  を用いた。また減速比は市販されるウォームギアの減速比  $10 \sim 60$  の範囲で変化させて計算した。出力トルクの目標値は市販のフィラメント成型機 FILASTRUDER に用いているモータートルク  $15.6 \text{ Nm}$  とした<sup>(14)</sup>。その結果、モータートルク  $15.6 \text{ Nm}$  を取り出すには、モーターは Nema23 が適切であり、減速比を  $40$  以上にすることで目標値を達成できる。今回は、減速比を  $40$  のウォームギアを採用した。

## 2.5 プリントヘッド

設計したプリントヘッドの全体像を Fig. 5 に示す。Fig. 6 に外形寸法と断面を示す。

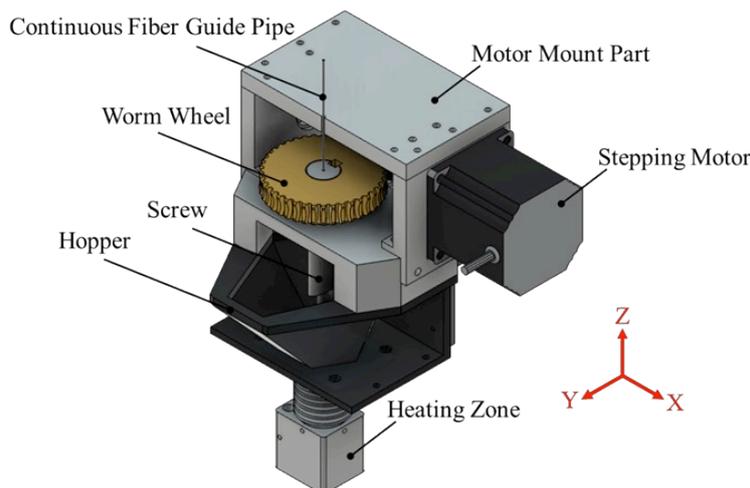


Fig. 5 Designed print head.

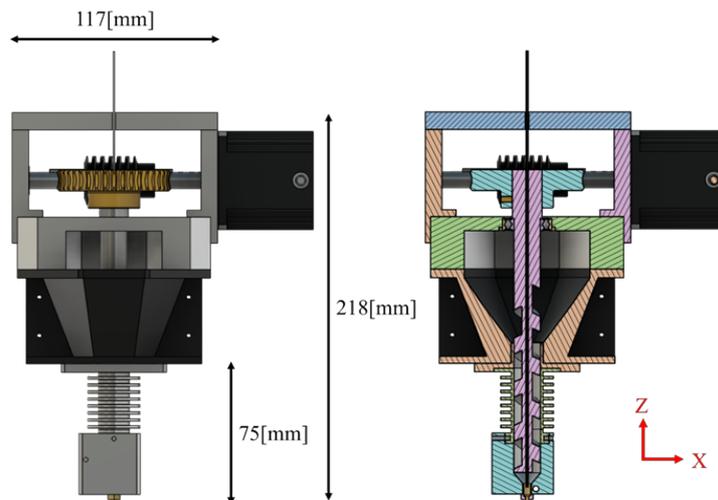


Fig. 6 Dimensions and cross sectional view.

本開発 3D プリンタプリントヘッドの取付けや制御の簡便さを考慮し、独立制御型 3D プリンタの中でも 3D プリンタボディとして、VellemanK8200 3DPrinter を使用した。完成した 3D プリンタを Fig. 7 に示す。

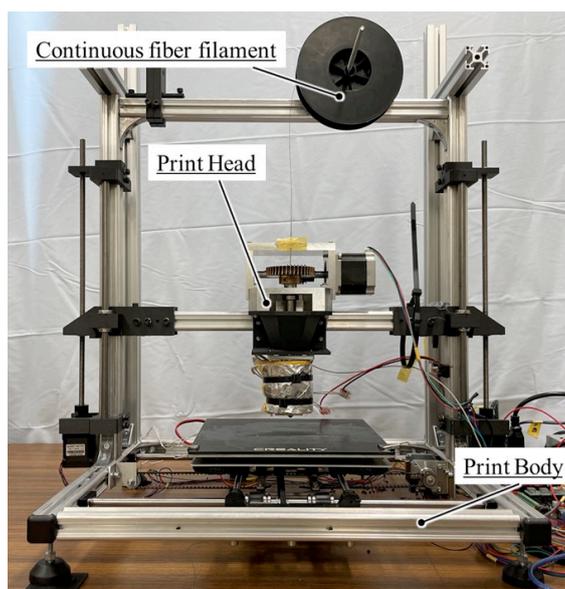


Fig. 7 Appearance of the newly developed 3D printer.

製作した 3D プリンタの制御には、X, Y, Z 軸の制御とエクストルーダー部のスクリュウの回転制御、そして加熱領域の温度制御が必要である。汎用の熱溶解積層方式 3D プリンタとの違いは、エクストルーダー部のモータの電流と加熱ヒータのヒータ容量が大きいことである。そこで本研究では、コントロール基盤を、モータードライバの交換が容易である RepRap 社製コントロール基盤 Megatronics v3.3(以下、Megatronics)を採用した。Megatronics は通常より大電流を要求するモータ制御用の外部ドライバを使用可能なため、エクストルーダー一部に使用する Nema23 を制御可能なモータードライバ TB6600(SainSmart 社)を使用が可能となる。またヒータの温度制御は、Megatronics の出力は充分ではないため、温調コントローラ MTCD(MISUMI 社)を採用した。この温調コントローラは 100 V 駆動のヒータが使用可能であり、製作した 3D プリンタで必要とする大出力ヒータを使用できる。

製作した新規 3D プリンタを用いて連続炭素繊維/PA-6 と短炭素繊維/PA-6 の 3D プリント成形を実施し、プリントヘッド温度、成形速度、同軸二重ノズルの内側パイプの先端位置の適切化を実施した。使用したノズル径は内部にパイプを通すことを考慮して 2.4 mm のものを用いた。トライアンドエラー実験の結果、パス間のボイド発生や連続繊維の偏りなどの少ない条件として、プリントヘッド温度は 240 °C、成形速度は 100 mm/min が得られた。また、スクリーウの回転数は 3.5 min<sup>-1</sup> である。

スクリーウ内側の連続繊維用パイプにおいては、スクリーウ先端とは独立してパイプ先端位置を設定可能である。このパイプは、連続繊維の保護と連続繊維射出位置の調整のために採用している。パイプ無しで連続繊維を供給すると、回転しているスクリーウのエッジに連続繊維がこすりつけられる。この損傷を避けることが第 1 の目的である。第 2 の目的はスクリーウによって射出される熱可塑性樹脂のパスの中央に連続繊維が埋め込まれるようにパイプ先端位置を調節するためである。パイプがない場合には連続繊維はスクリーウ穴からパス方向に曲げられ、射出した熱可塑性樹脂のパス上部に位置することになる。これを調整するためにパイプを設置している。

パイプ位置の調整として、Type A: ノズル先端よりパイプ先端を 1 mm ノズル内部に設置した場合、Type B: ノズル先端からパイプ先端を 0.2 mm 出した場合、Type C: ノズル先端からパイプ先端を 0.5 mm 出した場合の 3 通りで実験的に検討した。ただし、スクリーウの押し出し量が少ないと均一に出ないことから、ノズルとベッドの間隔（積層ピッチ）は 0.6 mm とし、Type B の状態は積層ピッチ半分未満を目処とし、Type C の状態は積層ピッチ半分以上で積層ピッチ未満となるように設置した。この 3 通りの中から、実験的にボイドの少ない Type B の位置を選択した。詳細は付録に示す。用いた成形条件をまとめて Table 3 に示す。なお、この新規 3D プリンタには繊維切断装置は未装着である。

Table 3 3D printing conditions used in this research

3D printing conditions [unit]	Value
Nozzle temperature [°C]	240
Print speed [mm/min]	100
Distance between print path [mm]	2.4

### 3. 強度試験による有効性の検証

新規 3D プリンタを用いて、連続繊維と短繊維の混合した試験片を作製し、連続繊維の繊維方向に引張り荷重を負荷する 0 ° 引張試験と繊維直交方向に引張り荷重を負荷する 90 ° 引張試験を実施した。

#### 3.1 試験片作製

新規 3D プリンタには連続繊維を切断する機能は取り付けられていない。このため、板状試験片の作製時には繊維を切断しないように成形し、成形後に繊維束の折れ曲がり部分を削除した。例として 0 ° 層の引張試験片のプリントパスの模式図を Fig. 8 に示す。プリントベッド上に端部で連続繊維を湾曲させることで一方向の連続繊維パスを作成する。上の層に移動する際に、ノズルをその試験片端部で引き上げ、繊維を切断せずに一方向連続繊維パスをスタートする。この方法では、端部で連続繊維が積層方向に繋がることになってしまう。このため、端部を切断して引張試験を実施している。

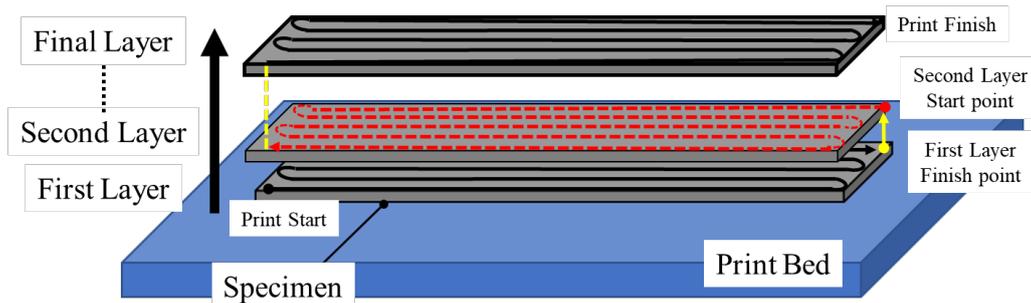


Fig. 8 Example of print path for fabrication of unidirectional composite specimens.

試験片寸法は、長さ 120 mm×幅 16.8 mm×厚さ 2.4 mm とし、プリントパス間距離は 2.4 mm、積層ピッチは 0.6 mm で 4 層分積層した。この成形条件で連続繊維フィラメント使用時の連続繊維の体積含有率は約 3 %となる。3D プリント後、端部の影響を除くため試験片の両端部を 5 mm ずつ切断して、0° 方向のみの試験片とした。試験片は、短繊維強化樹脂のみで作製したものと、長繊維を使用したもの各 3 本作製した。作製した試験片両端 25 mm 部分には、厚さ 1.5 mm の GFRP 製タブを接着して試験を実施している。試験片中央部の両面に 1 軸ひずみゲージを貼り付け、引張方向のひずみを測定した。

90° 試験片の印刷経路を Fig. 9 に示す。試験片寸法は、長さ 120 mm×幅 15 mm×厚さ 1.8 mm とし、プリントパス間距離は 2.4 mm、積層ピッチは 0.6 mm で 3 層分積層することで作製した。繊維束折り返し部の影響を除くため、3D プリント後、5 mm ずつ端部を切断して試験片を作製した。試験片は 0° 試験片と同様に、短繊維強化樹脂のみで作製したものと、長繊維を使用して作製したもの各 3 本作製した。作製した試験片両端 25 mm 部分には、厚さ 1.5 mm の GFRP 製タブを接着して試験を実施した。試験片中央部の両面には 1 軸ひずみゲージを貼り付け、引張方向のひずみを測定した。

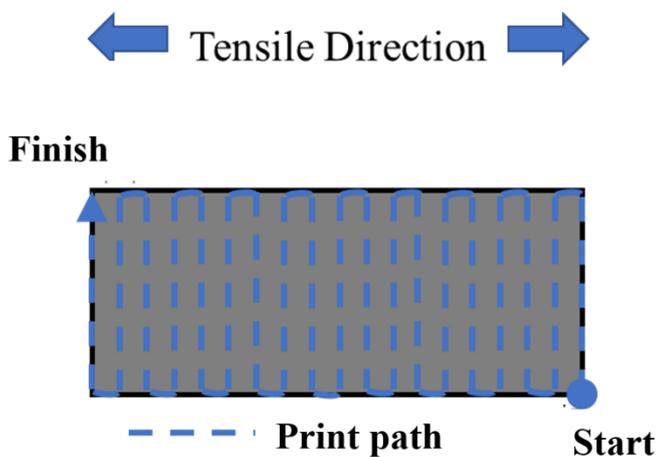
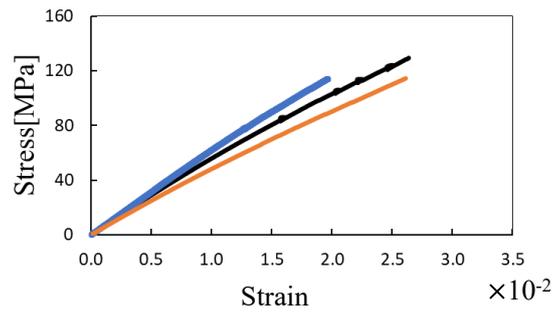


Fig. 9 Print path of 90° specimen.

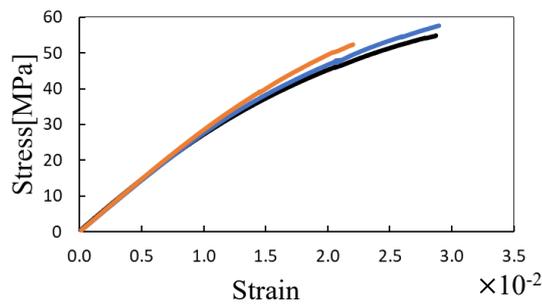
前節までの手順で作製した試験片を万能試験 AUTOGRAPH AG-I 100kN (島津製作所製)を用いて引張試験を実施した。すべての試験片で試験速度は 1 mm/min とした。吸湿の影響を避けるため、試験片作製後 72 時間以上の間、湿度 10 %以下に保持されたデシケーターで保管した後、試験を実施した。

### 3.2 引張試験

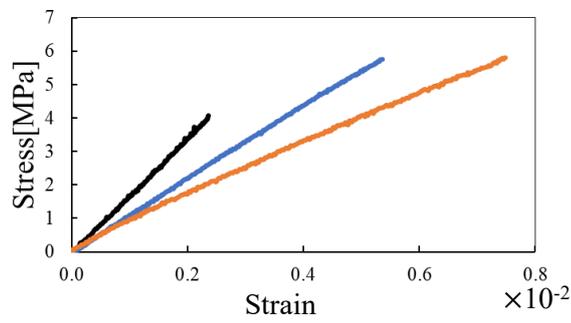
引張試験で取得した応力-ひずみ線図を Fig. 10 に示す。Fig. 10 (a)は 0° 方向連続繊維ありの試験片の応力-ひずみ関係であり、Fig. 10 (b)は 0° 方向連続繊維なし (短繊維のみ) の試験片の結果、Fig. 10 (c)は 90° 方向連続繊維ありの試験片結果、Fig. 10 (d)は 90° 方向連続繊維なし (短繊維のみ) の試験片の結果である。



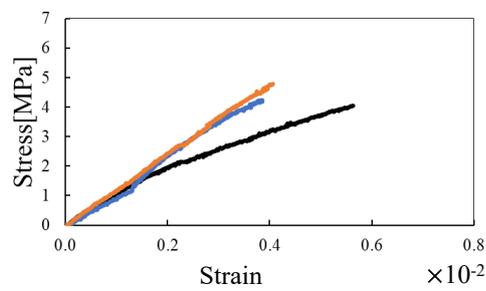
(a) 0° specimen with continuous carbon fibers.



(b) 0° specimen without continuous carbon fibers (short fiber composites).



(c) 90° specimen with continuous carbon fibers.



(d) 90° specimen without continuous carbon fibers (short fiber composites).

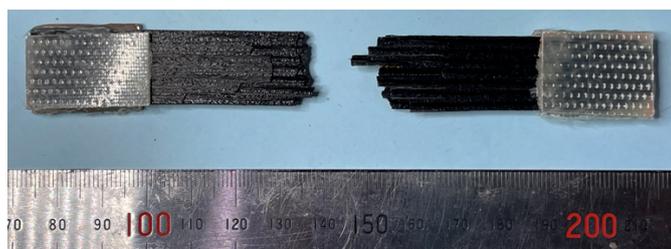
Fig. 10 Stress-strain curves of tensile test specimens.

Table 4 Mechanical properties of 0°direction specimen

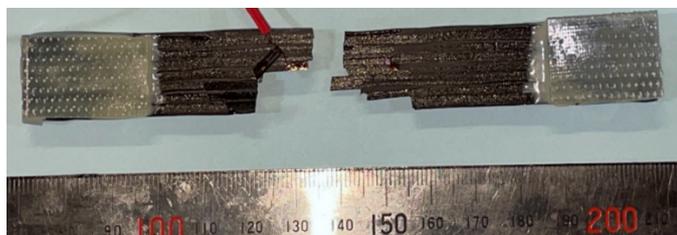
	0°direction specimen with continuous fiber	0°direction specimen without continuous fiber
Tensile strength [MPa]	121.4	54.9
(Standard deviation)	(6.14)	(2.18)
Elastic modulus [GPa]	5.74	2.95
(Standard deviation)	(0.49)	(0.04)

Table 5 Mechanical properties of 90°direction specimen

	90°direction specimen with continuous fiber	90°direction specimen without continuous fiber
Tensile strength [MPa]	5.22	4.35
(Standard deviation)	(0.81)	(0.31)
Elastic modulus [GPa]	1.31	1.12
(Standard deviation)	(0.27)	(0.06)



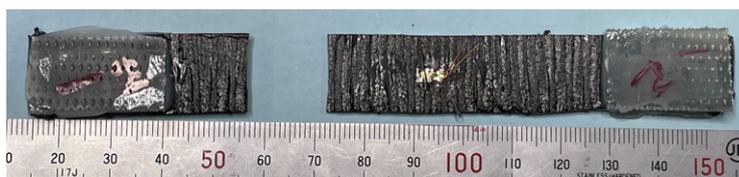
(a) 0° specimen with continuous carbon fibers.



(b) 0° specimen without continuous carbon fibers (short fiber composites).



(c) 90° specimen with continuous carbon fibers.



(d) 90° specimen without continuous carbon fibers (short fiber composites).

Fig. 11 Specimens after tensile tests.

Table 4 と Table 5 に 3 本の試験片の平均値とばらつきを示す. それぞれの試験片の破壊後の様子を Fig. 11 に示す.

Fig. 10(a) から, 連続繊維が含有されている複合材を  $0^\circ$  方向 (繊維方位) に引張試験をしているにも関わらず, 応力-ひずみ関係の傾きが試験片ごとに異なり, 弾性係数のばらつきが生じていることがわかる. ただし, 応力-ひずみ関係は高応力領域でやや非線形となる程度である.  $0^\circ$  方向弾性係数と強度は後ほど考察する.

Fig. 10(b)の連続繊維なしの短炭素繊維 PA-6 の押し出し方向引張は非線形の応力-ひずみ関係が得られている. 短炭素繊維 PA-6 の押し出し方向引張においては, Table 4 に示すように, 弾性係数が 2.95 GPa, 引張強度が 54.9 MPa である. Table 5 の  $90^\circ$  方向では弾性係数が 1.12 GPa で, ほぼ 1/3 となっている. 引張強度は 4.35 MPa であり, 1/10 以下となっている. これは, 古賀らの報告<sup>(15)</sup>にあるように, 3D プリント時にノズル内で短繊維がノズルからの射出方向 (プリントパス方向) に揃うため, 異方性が生じている結果である.

$0^\circ$  方向の連続繊維有りの場合の弾性係数が 5.74 GPa であり, 引張強度は 122 MPa である. 連続繊維は繊維の体積含有率が 30 %程度の連続繊維フィラメントとして使用している. この連続繊維強化 PA-6 フィラメントは 1つのプリントパスの 10 %の体積を占めている. 実測した Markforged の連続繊維強化 PA-6 フィラメントの  $0^\circ$  方向引張強度が 701 MPa であること, 弾性係数が 60 GPa であることから<sup>(8)</sup>, 複合則で計算して評価する. 弾性係数は連続繊維フィラメントの体積含有率  $V_{CF}=10\%$  として, 次式で計算できる.

$$E_L = E_{C0}V_{CF} + (1 - V_{CF})E_{S0} = 60 \times 0.1 + 0.9 \times 2.95 = 8.7\text{GPa} \quad (4)$$

強度も同様に次式で計算できる.

$$\sigma_L = \sigma_{C0}V_{CF} + (1 - V_{CF})\sigma_{S0} = 701 \times 0.1 + 0.9 \times 54.9 = 120\text{MPa} \quad (5)$$

複合則の計算結果と実測値を比較すると, 引張強度は実測値(121 MPa)とほぼ一致している. この結果から, 連続繊維が効果的であり, 成形途中の繊維破断が問題となるほど生じてはいないことがわかる. 弾性係数の実測値(5.74 GPa)は計算値(8.7 GPa)と比較して, やや小さい値となっている. 応力-ひずみ関係にばらつきがあることから, 試験片の反り, 表面凹凸, 連続繊維の体積含有率が 3 %しかないことなどの影響で, ひずみゲージが正しく平均引張ひずみを測定していないと判断される. また, 式(4)の複合則ではボイドの影響を考慮できないが, ボイドを考慮した複合則<sup>(16)</sup>がある. 本研究では, 試験片内部の詳細なボイドの分布の観察ができていないため, 詳細なボイド分布の観察なども含めて, 今後の課題である.

さらに, Fig. 11 の(a)および(b)から明らかなように, 破断面からプリントパス方向に縦割れが生じている. これは, プリントパス間の融合が不十分であることを意味している. さらなる成形条件の最適化などが必要と判断される.

連続繊維の入った  $0^\circ$  試験片を, X線 CT (コムスキャンテクノ製, ScanXmate-L080HT, 画素 50  $\mu\text{m}$ ) で撮影した画像を Fig. 12 に示す. 図の縦方向が繊維  $0^\circ$  方向であり, 繊維方位に沿ったボイドの黒い影が観察される. Fig. 13 には短炭素繊維複合材のみの X線 CT 観察結果を示す. プリントパス間にボイドが発生しており, このことから, プリントパス間の融合が不十分であることがわかる.

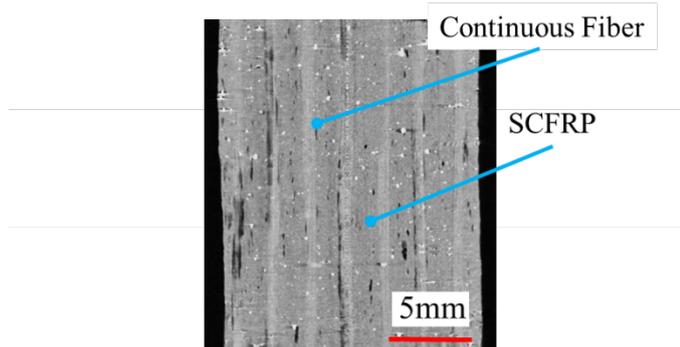


Fig. 12 X-ray CT observation result of 0° specimen with continuous carbon fibers.

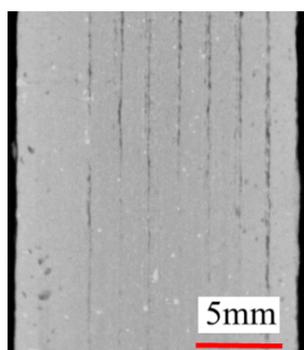


Fig. 13 X-ray CT observation result of 0° specimen with continuous carbon fibers.

ボイド率を測定するために、連続繊維の入った 0° 試験片の断面観察を実施した。本研究の試験片は連続繊維と短炭素繊維複合材であるため、燃焼法は使用せず、断面の画像からボイド率を測定した。連続繊維の入った 0° 試験片の断面観察画像を Fig. 14 に示す。プリントパス間に黒い領域が存在し、ボイドが認められる。

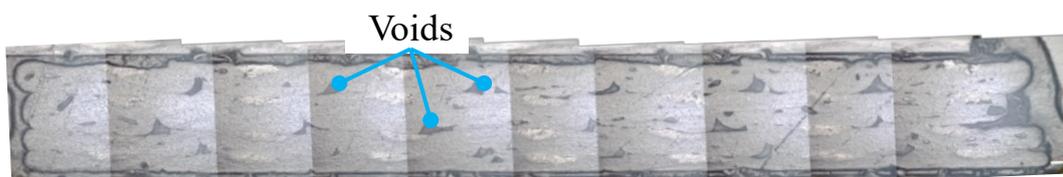


Fig. 14 Cross sectional observation of 0° specimen with continuous carbon fibers.

観察結果に画像処理ソフト ImageJ を用いてボイド率を測定した。その結果、ボイド率は 6.8 %であった。Van Der Klift らは Markforged の MarkOne の連続繊維試験片の断面観察からボイド率が約 7 %と述べている<sup>(5)</sup>。したがって、ボイド率は改善されておらず、弾性率の実測値と計算値との誤差に影響を与えていると考えられる。ただし、ボイド率は成形条件などの調整で改善する可能性はあり、今後の課題である。

#### 4. 結 言

本研究では、プリント中に連続繊維と熱可塑性樹脂もしくは短繊維強化熱可塑性樹脂の割合を変化させることが可能な、短繊維または樹脂を成形するノズルと連続繊維を成形する 2 つのノズルを同軸上に配置し、場所によって短繊維または樹脂の射出量を可変にする新しい複合材成形用 3D プリンタを開発することを目的とした。得られた結果を要約すると以下の通りである。

- (1) 熱可塑性樹脂または短繊維強化熱可塑性樹脂を射出するスクリーウの中心に連続繊維のノズルを設置し、プリントパス間の熱可塑性樹脂量を可変とする新規 3D プリンタの開発を行い、稼働を確認した。

- (2) 同軸二重ノズルの内側連続繊維パイプ位置を外側ノズルより 0.2 mm 突き出すことで、熱可塑性樹脂に繊維が包み込まれたプリントパスで成形可能となった。
- (3) 成形した引張試験片は  $0^\circ$  引張試験において理論的強度とほぼ同一であり、繊維破断などの影響が少ないことがわかった。
- (4) 成形した連続繊維強化熱可塑性樹脂は 6.8 % のボイド率を有しており、今後の成形条件最適化が課題である。

## 謝 辞

本研究の遂行にあたり、一部の実験で AGC (株) の支援を得た。関係各位に謝意を表す。

## 付 録

2.5 節で述べたように、パイプ位置の調整として、Type A ノズル先端よりパイプ先端を 1 mm ノズル内部に設置した場合、Type B ノズル先端からパイプ先端を 0.2 mm 出した場合、Type C ノズル先端からパイプ先端を 0.5 mm 出した場合の 3 通りで実験的に検討した。これを Fig. A1 に模式的に示す。

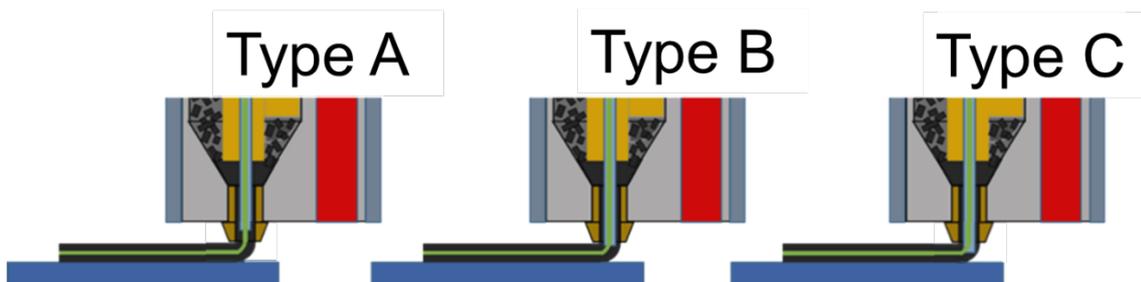
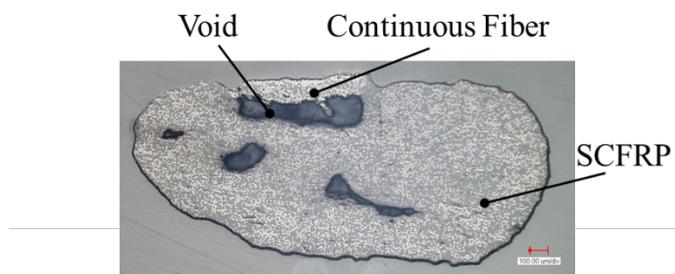


Fig. A1 Schematic representation of pipe position used for the nozzle of continuous fiber filament.

樹脂が固化した部分はベッドまたは積層時の下層に融着しているため、連続繊維はその部分でベッドに固定されている。ノズルが Fig. A1 で右に移動すると、樹脂が固化した左側部分で固定されているために、パイプ内の連続繊維はノズルに引っ張られる。さらに、ノズル内と出口近傍の熱可塑性樹脂は熔融している。このため、Type A の状態では、連続繊維がノズルエッジ部分と接触するようになり、プリントパスの上端に繊維束が来てしまうことになって、繊維束が樹脂層（短繊維 CFRP：ここでは SCFRP と略記）に包まれることはない。これは、パイプとノズルの高さを同じにしてもほぼ同じ結果となる。以上から、Type B と Type C の 2 つの方法を検討し、Type A は比較対象とした。プリントパスの断面写真の結果を Fig. A2 に示す。



(a) Type A.



(b) Type B.



(C) Type C.

Fig. A2 Cross sectional observations of print path of three types.

Fig. A2 (a)に示すように、Type A ではプリントパスの上端部に連続繊維が固定されてしまい、連続繊維を SCFRP が包み込む配置にはできていない。また、連続繊維フィラメントがプリントされた熱可塑性樹脂から浮き上がってしまい、連続繊維フィラメント下面に大きなボイドができています。Type B (Fig. A2(b)参照) では連続繊維束が SCFRP を包み込むことに成功している。まだボイドは存在するが、形成されているボイドは比較的小さい。Type C では、パイプによる溝が残ってしまっている。これは積層時に大きなボイドとなる可能性がある。

この現象を簡単なモデル化で考察する。パイプをノズルから出すことでプリントパスに溝ができる Type C の場合を座標系とともに Fig. A3 に示す。ノズルは x 軸の正の方向に移動する。ノズル左側にパイプによって溝が作られたプリントパスが印刷されている。

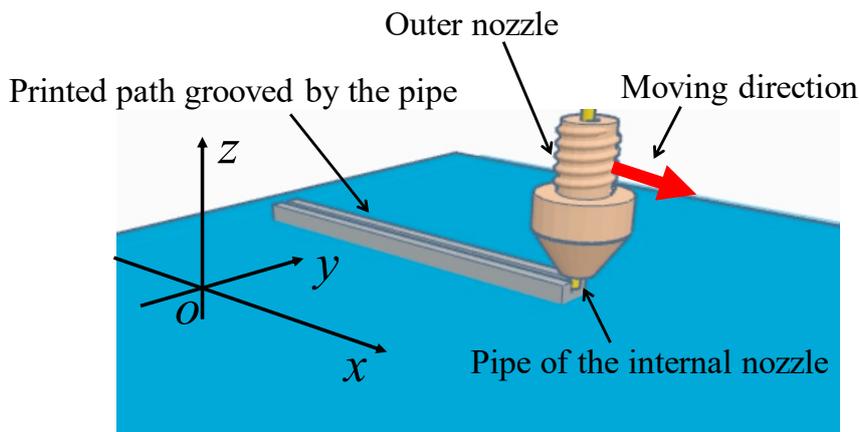


Fig. A3 Schematic representation of printing process when the pipe makes a groove on the printed path.

この状態を上から見た図を模式的に Fig. A4 に示す。図中の二重円は同軸二重ノズルを表している。ベッドの上から見て (Fig. A3 の z 軸の上から見る), ノズルは Fig. A4 において、 $A_1$ - $A_2$  直線状を右に動くとする。二

重ノズルの外側ノズル内径を  $d_o$ , 内側パイプノズル外径を  $d_i$  とする. Fig. A4 において, 実線二重丸が時刻  $t_0$  における二重ノズルの位置である (中心位置  $a_0$ ).

ノズルが距離  $L=(d_o+d_i)/2$  だけ左に進んだ時刻  $t_1(t_1>t_0)$  のノズル位置を破線二重丸で Fig. A4 に示す (中心位置  $a_3$ ). 簡単のために  $A_1$ - $A_2$  の線上だけを考える. 時刻  $t_0$  の時 (中心位置  $a_0$ ) に二重ノズル内側パイプの右端の位置 (Fig. A4 の  $a_1$ ) の右側で射出された熔融樹脂は, 内側のパイプノズルが右に移動することで外側ノズル先端からのパイプの飛び出し量  $d_h$  の深さの溝ができる. 溝幅はパイプ直径の  $d_i$  となる. これを模式的に Fig. A5 に示す.

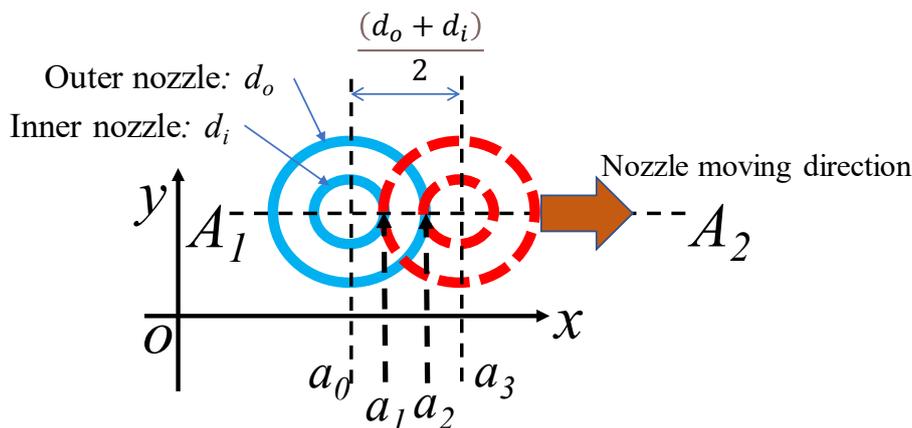


Fig. A4 Modelling of nozzle movement.

Fig. A5 に示すように, 外側ノズルの先端から  $d_h$  だけ突き出したパイプによって,  $a_1$  から  $a_2$  の間の Fig. A4 実線の外側ノズルから射出される sCFRP (または熱可塑性樹脂) は深さ  $d_h$  だけ削られる.

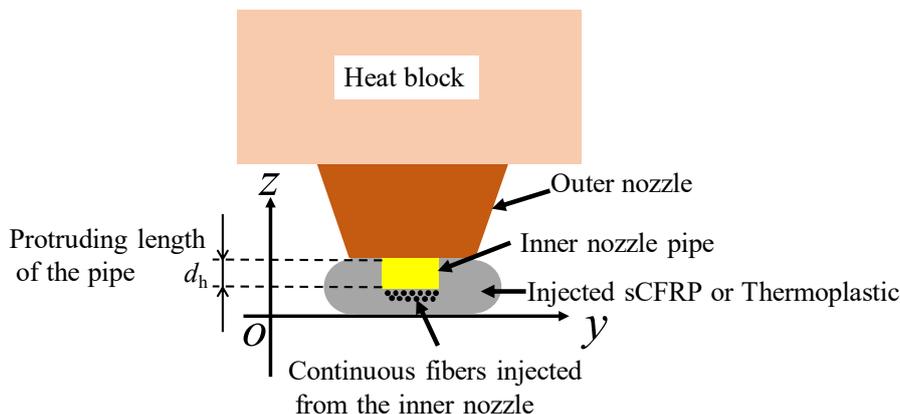


Fig. A5 Schematic representation of grooved printed path.

内側ノズルのパイプから射出される連続繊維は, この  $d_h$  よりも低い位置で周囲の sCFRP と融合する (Fig. A5 参照). したがって, パイプによる溝深さは連続繊維に無関係に  $d_h$  となる. この溝は, 樹脂流動を考慮しない場合には, ノズルが右に移動する際の外側ノズルからの sCFRP の射出 (Fig. A4 の  $A_1$ - $A_2$  線上での  $a_1$ - $a_2$  間の sCFRP の射出) によって埋め戻される. 粒子法を用いた Imaeda らの sCFRP の 3D プリントの解析では<sup>(17)</sup>, ノズル淵と接触していない部分の射出された sCFRP はすぐに凝固している. パイプによってできた溝は, パイプが移

動すると、外側ノズルから溶融した sCFRP が供給されない限り、再溶融はなく、溶融による樹脂移動は微小であると考えられる。

簡単のために外側ノズルから射出される単位面積、単位時間当たりの射出体積を均一として  $W$  [mm/s]、ノズル移動速度を  $V$  [mm/s] とする（一般的に  $W=V$ ）。Fig. A4 に示すように、 $A_1$ - $A_2$  線上では、パイプ右端が  $a_1$  の位置に達したときから、パイプ移動による溝が作成され、パイプ左端が  $a_2$  の位置に達した時に、 $a_1$  の位置での外側ノズルによる溝埋め戻しが終了する。ノズル移動距離は  $L=(d_o+d_i)/2$  であるので、ノズルの中心位置が  $a_0$  から  $a_3$  までの時間  $\Delta t$  は  $\Delta t=L/V$  で与えられる。ただし、パイプの左端部が  $a_1$  の位置を通り過ぎるまでの時間は、パイプによる溝作成に使用されるので、この移動時間は溝埋め戻しには使用されない。これを Fig. A6 に示す。Fig. A6 の破線で示す位置までは  $a_1$  の位置にパイプが通過しているために溝埋め戻しには使われない。この時のノズル中心は、パイプ半径の 2 倍（パイプ直径）だけ中心が  $a_0$  から右にずれた位置にある。したがって、ノズルの移動距離  $L$  から、パイプ直径だけの移動する時間を引く必要があり、実際の埋め戻し時間である  $\Delta t_r$  は  $\Delta t_r=(L-d_i)/V=(d_o-d_i)/(2V)$  となる。

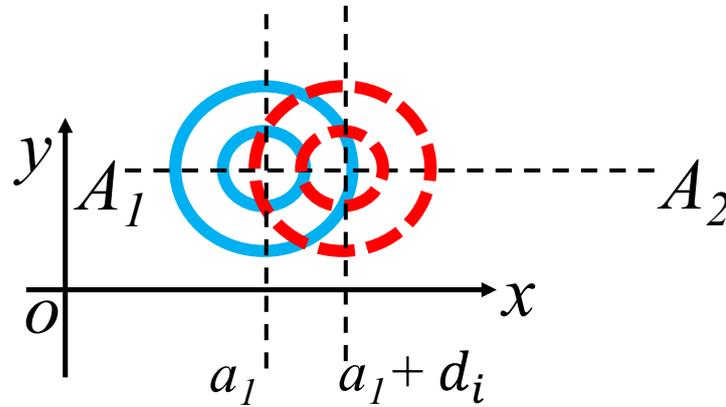


Fig. A6 Starting point of backfilling.

この  $\Delta t_r$  の時間で単位面積当たりに射出される sCFRP の体積は  $\Delta t_r W$  である。したがって、パイプによってできた溝部分に射出される単位面積当たりの sCFRP の高さは  $\Delta t_r W$  となる。これが、パイプによってできた溝の深さよりも大きければ溝は埋められる。パイプによってできた溝深さは、Fig. A6 から、 $d_h$  である。したがって、パイプの設置条件として次式が得られる。

$$\Delta t_r W > d_h \quad (\text{A1})$$

実験では、射出速度  $W=V=100$  mm/min (1.67 mm/s) であるので、式 (A1) は次式となる。

$$(d_o-d_i)/2 > d_h \quad (\text{A2})$$

外側ノズル内径は 2.5 mm であり、パイプ外径は 1.2 mm である。これらを式(A2)に代入すると、以下の条件が得られる。

$$0.65 \text{ mm} > d_h \quad (\text{A3})$$

Fig.A1 の Type B は  $d_h=0.2$  mm であり、式(A3)を十分に満足している。Type C は  $d_h=0.5$  mm であり、式(A3)を満足しているが、溝が埋められていない。

これは、 $d_h$  が深いと、sCFRP が押しつけられる抗力によってパイプに曲げ弾性変形が生じたためと考えられる。Fig. A7 にこれを模式的に示す。sCFRP を押し述べる抗力によって、パイプがノズル進行方向（右）とは逆に左に曲げ変形する。この曲げ変形を  $\delta_b$  とする。この  $\delta_b$  の分だけ埋め戻し開始時刻が遅れ、ノズル移動速度は変わらないために埋め戻し終了時刻はかわらないから、埋め戻しに使用可能な時間が少なくなる。

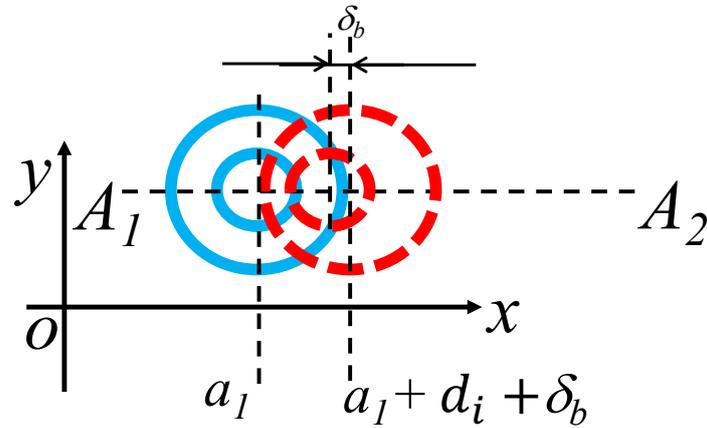


Fig. A7 Retardation of starting point of backfilling because of bending of the pipe.

Fig. A2 の断面を見ると、パイプ溝のすぐ下に連続繊維が観察され、全く埋め戻しされていないことがわかる。これは、Fig. A7 の図においてパイプがノズルの左端に接触しているためと推察される。Fig. 9 において、パイプは Motor mount part の上部に固定されているため、パイプ長さは約 220 mm になっている。外径 1.2 mm、内径 0.8 mm のステンレスパイプを用いたときの断面二次モーメントは  $0.081681 \text{ mm}^4$  であり、長さ 220 mm の片持ちはり先端に 0.6 mm の変位が生じる負荷は約 0.27 g にすぎない。これは、Fig. A2 の断面観察画像からも確認でき、スクリューを利用していることにより左右にパイプが動くことが予想される。このため、パイプが左右に動くことを防ぐ根本的な改善が必要であり、今後の課題である。

熔融した sCFRP 中をパイプが進展する際の粘性抵抗の見積もりを実施してみる。非常に遅い流れであり、樹脂の融点に達しているパイプに接触していることから、周囲の樹脂は熔融している粘性流体とみなす。パイプを円柱とみなし、円柱回りの遅い粘性流体のストークス近似を用いると<sup>(18)</sup>、円柱にかかる粘性抵抗  $F$  は次式となる。

$$F=8\pi\mu U/\{1+2\log(L_a/a)\} \quad (\text{A4})$$

ここで、 $\mu$  は粘性係数、 $U$  は流体速度、 $L_a$  は任意長さ、 $a$  は円柱半径である。円柱回りのストークス近似は正確ではないが<sup>(18)</sup>、近似計算としては簡単である。近似計算として  $L_a=a$  として、負荷を受ける長さとしてパイプの突き出し長さ（パイプによる溝深さ） $d_h$  をかけると次式となる。

$$F=2.67\pi\mu U d_h \quad (\text{A5})$$

PA-6 の粘性係数は融点付近で 2000 Poise の程度である<sup>(19)</sup>が、繊維が体積含有率で 10 %入っていること、パイプから離れると急速に固化すると思われること<sup>(17)</sup>から、平均値として 3000 Poise として見積もる。流速  $U$  はパイプの移動速度を入れると、0.2 g と計算される。これは、0.27 g に近い。実際には、さらに連続繊維がパイプ先端でせん断を受ける反力  $F_f$  がパイプを曲げる方向に作用していると推察される。

粘性抵抗によるパイプの変形は式(A2)の左辺を減じる方向に作用するので、この変形量を $\delta_1$ と置くと、次式に修正される.

$$(d_o-d_i)/2 - \delta_1 > d_h \quad (A6)$$

ただし、片持ち梁の曲げから、 $F$ を先端の荷重、 $L_b$ を長さ、 $EI$ を曲げ剛性とするとき次式となる.

$$\delta = FL_b^3/(3EI) \quad (A7)$$

式(A7)の $F$ に式(A5)を代入して、式(A6)に代入すると、次式となる.

$$(d_o-d_i)/2 - 2.76\pi\mu UL_b^3 d_h/(3EI) > d_h \quad (A8)$$

式(A8)に粘性係数を 3000 Poise として計算すると、先に述べたように、 $d_h=0.5$  mm の場合も条件を満足してしまう. すでに述べたように、連続繊維がパイプ先端でせん断を受ける反力 $F_f$ がパイプを曲げる. これを式(A7)に入れて、次式を得る.

$$(d_o-d_i)/2 - 2.76\pi\mu UL_b^3 d_h/(3EI) - F_f L_b^3/(3EI) > d_h \quad (A9)$$

なお、文献<sup>(16)</sup>で使用されている粘性係数のモデルにおいて、速度依存性を無視した場合の粘性係数は、PA-6の融点付近で 1960 Poise の程度である. 短繊維の存在と固化によって、3000 Poise の程度になっている可能性はある.

正確な粘性の影響と連続繊維せん断の影響が不明なため、式(A9)の左辺には、安全係数 $S$ で除すことが簡便である. 式(A9)を変形すると以下になる.

$$(d_o-d_i)/2 > \{2.76\pi\mu UL_b^3/(3EI) + 1\}d_h + F_f L_b^3/(3EI) \quad (A10)$$

ここで、 $F_f$ を測定可能であれば、式(A10)は計算可能となる. パイプに 0.6 mm の変位が生じる外力である 0.27 g と、3000 Poise の粘性力の差異である 0.07 g とすると、 $d_h=0.5$  mm で式(A10)は満足されなくなる. この $F_f$ の測定に関しては、今後の課題である.

## 付録データ

孔空きスクリューSTLデータ <screw.stl here>



動画リンク <https://youtube.com/shorts/4NwIi-WuFd0>

## References

- (1) Schmitz B, 28th Jan, (2014), <https://www.3dcadworld.com/worlds-first-carbon-fiber-3d-printer-makes-debut-solidworks-world/> (Access 2024/5/14).
- (2) Namiki M, Ueda M, Todoroki A, Hirano Y, Matsuzaki R. 3D printing of continuous fiber reinforced plastic. SAMPE Tech Seattle 2014 Conference;2014:108061.
- (3) Matsuzaki R, Ueda M, Namiki T, Jeong T, Asahara H, Horiguchi K, Nakamura T, Todoroki A, Hirano Y. Three-dimensional printing of continuous-fiber composites by in-nozzle impregnation. Scientific Reports. 2016;6:23058.

- (4) Tian X, Liu T, Yang C, Wang Q, Li D. Interface and performance of 3D printed continuous carbon fiber reinforced PLA composites. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*. 2016;88:198-205.
- (5) Van Der Klift F, Koga Y, Todoroki A, Ueda M, Hirano Y, Matsuzaki R. 3D printing of continuous carbon fiber reinforced thermos-plastic (CFRTP) tensile test specimen. *Open Journal of Composite Materials*. 2016;6(1):18-27.
- (6) Carbon Fiber 3D Printer: Markforged Mark Two Review: <https://all3dp.com/carbon-fiber-3d-printer-markforged-mark-two-review/> (Access 2022/9/25).
- (7) 轟章, 大浅田樹, 水谷義弘, 鈴木良郎, 上田政人, 松崎亮介, 平野義鎮. 3D プリント連続炭素繊維強化熱可塑複合材料の引張試験特性. *日本複合材料学会誌*. 2019;45(4):141-148.
- (8) Yamanaka Y, Todoroki A, Ueda M, Hirano Y, Matsuzaki R. Fiber line optimization in single ply for 3D printed composites. *Open Journal of Composite Materials*. 2016;6(4):121-131.
- (9) Mikulionok I O, Radchenko L B. Screw extrusion of thermoplastic: General model of the screw extrusion. *Russian Journal of Applied Chemistry*. 2012;85:489-504.
- (10) Whyman S, Arif K M, Potgieter J. Design and development of an extrusion system for 3D printing biopolymer pellets. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. 2018;96:3414-3428.
- (11) 荒木克彦, 中村喜代次. 繊維強化ナイロン及びポリカーボネートの熔融流動特性. *繊維機械学会誌*. 1988;41(3):T39-T47.
- (12) 日本歯車工業界規格, JGMA405-01:1978
- (13) 産業用製品メーカー比較 Metoree ウォームギア, <https://metoree.com/categories/2307/> (Access 2024/5/14).
- (14) FILASTRUDER, <https://www.filastruder.com/collections/filastruders-accessories/products/filastruder-kit?variant=323882043> (Access 2024/5/14)
- (15) 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*. 2017;63(12):604-608.
- (16) Shirasu K, Yamaguchi Y, Hoshikawa Y, Kikugawa G, Tohmyoh H, Okabe T. Micromechanics study of short carbon fiber-reinforced thermoplastics fabricated via 3D printing using design of experiments. *Materials Science and Engineering. A*. 2024;891:145971.
- (17) Imaeda Y, Todoroki A, Matsuzaki R, Ueda M, Hirano Y. Modified moving particle semi-implicit method for 3D print process simulations of short carbon fiber/polyamide-6 composites. *Composites Part C: Open Access*. 2021;6:#100195.
- (18) 今井功. *流体力学 物理学選書 14 第 20 版*. 裳華房;1993:333.
- (19) TORAY ナイロンの成形にあたって, [https://www.plastics.toray/ja/technical/amilan/tec\\_007.html](https://www.plastics.toray/ja/technical/amilan/tec_007.html) (Access 2024/5/14)