





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

低インフィル率3Dプリント複合材の面圧強度評価

岡本大河^a, 轟 章^{b*}, 遠藤玄^b

a 東京科学大学 大学院 学生, 東京, 日本

^b 東京科学大学 工学院機械系, 東京, 日本

ABSTRACT

This paper deals with the bearing strength of bolted joints. To reduce structural weight, low-infill-rate structures are usually adopted for robot arm structures. Although many researchers have reported the bearing strength of laminated composites, the bearing strength of low-infill-rate 3D-printed structures has not been reported. This paper presents a new bearing strength test method applicable to thick structures. Using the new jigs, the effects of the thickness, twin hole effect, and rotation of the print axis on the plastic yielding strength were experimentally investigated using short carbon fiber/PA-6 composites. As a result, the thickness of the specimens had no effect on the strength, the twin hole reduced the strength by 36%, and the rotation of the print axis increased the strength by 30%.

Keywords: Bearing strength, Infill rate, Short carbon fiber composites, Twin hole effect.

1. 緒 言

一方向プリプレグシートを積層して成型する炭素繊維強化複合材料(CFRP)積層板は航空機構造に多く使用 されている.このCFRP積層板構造の接合に用いられるボルト接手に関しては、既に数多くの研究がなされて いる⁽¹⁻¹⁴⁾. Eriksson⁽¹⁾ やWangら⁽²⁾はボルト継手の面圧破壊モードを実験的に研究している. McCarthyらは⁽³⁾ CFRP積層板のボルト孔のクリアランスの影響を実験的に調査している. Danoらは⁽⁴⁾ ボルト継手の有限要素 法の破壊シミュレーションにおけるさまざまな影響因子を考察している. Danoらは⁽⁴⁾ ボルト継手の有限要素 法の破壊実験を実施し、ボルト継手の剛性低下をシミュレーションしている. XiaoとIshikawaは⁽⁶⁾ボルト継手の 破壊実験を実施し、逐次破壊プロセスを観察している. CamanhoとLambertは⁽⁷⁾ボルト継手の設計のために継 手破壊のモデルを提案している. 灘部らは⁽⁶⁾ボルト継手の破壊実験と有限要素法のシミュレーションを行い、 繊維圧縮破壊のkink損傷モデルを提案している. Egan6⁽⁹⁾は皿ネジを用いた継手の非線形有限要素法解析を実 施し、クリアランスが与える応力分布への影響を考察している. Liuら⁽¹⁰⁾は皿ネジの継手の破壊実験と cohesive zone model を用いた剥離損傷シミュレーションを実施している. Solaらは⁽¹¹⁾半円孔を持つ試験片を圧 縮することで繰り返し荷重における疲労破壊に関する研究を実験的に実施している. Portemont ⁽¹²⁾らは、ボル ト継手の圧壊損傷の負荷速度依存性について実験的検討を行っている. Yoonらは⁽¹³⁾ ボルト継手面圧強度にお よぼす端部距離と幅の影響の実験的検討を実施している. このように、一方向プリプレグを積層するCFRP積 層板では、詳細な実験的・解析的検討が既に数多く実施されてきている.

Markforged社は2014年に連続繊維を用いた複合材料を成形可能な熱溶融積層(Fused Filament Fabrication: FFF) 方式の3Dプリンタを発表した⁽¹⁴⁾. Matsuzakiらは⁽¹⁵⁾ノズル内含侵の連続繊維を用いた複合材料を成形可 能な3Dプリンタを発表している. Van Der Kliftら⁽¹⁶⁾はMarkforged社の3DプリンタMark One®を用いて引張試験 片を作製し、繊維方向の引張強度を測定している.このように連続繊維を3Dプリントすることが可能になってきた.

Todorokiらは⁽¹⁷⁾ Markforged社の3DプリンタであるMarkTwo®を用いて様々な方位の引張試験片を作製し,引 張強度や剛性を測定している.Zhangらは⁽¹⁸⁾3Dプリントされた織物複合材の有孔引張試験試験を実施し,有 限要素解析との比較を実施している.数は少ないが,連続繊維3Dプリントの強度評価の研究も徐々に増えて いる.

Ekoiらは⁽¹⁹⁾, 3Dプリンタで織り込んだ織物CFRPのボルト孔の面圧強度を実験的に計測している. Silvestri ら⁽²⁰⁾は円孔周辺に連続繊維を周回させる方法で面圧強度の向上を実験的に確認している. Giorleoらは⁽²¹⁾ Alamid繊維を入れた円孔平板を3Dプリントして面圧強度の向上を実験的に検証している. これらの実験においては, ASTM D5961/D5961M-10に基づいた試験を実施しており,航空機構造を想定した連続繊維の薄板3D プリント複合材でボルト締結の面圧強度試験を実施している.

Haddington Dynamics Co. Ltd.はロボットアームを連続繊維の複合材で成型し、58%のコスト削減をした⁽²²⁾. ロボットでは、モータの回転角度をロボットアームに伝達するために、円周上に設置された多数のボルトで 締結している.3Dプリントされたロボットアーム試作品の例をFig.1に示す.



Fig.1 3D printed robot arm end to transfer motor torque.

Figure 1 は3Dプリントに有利なSnap-in継手⁽²³⁾のような修正はせず,金属製品のロボットアームのモータ接 続部分をそのままの形状で3Dプリントしている.モータ側のボルト固定を変えることはコスト高であり,ま た複雑なカップリング部品を金属加工することもコスト高であるため,現状ではFig.1に示すような多数のボ ルトを円周上に並べて締結する必要がある.将来的には3Dプリントに適した形状に最適化することが理想で あるが,現状ではこの形状でボルト締結によるモータの回転角度伝達を正確に実施しなければならない.

Markforged社のMarkTwoプリンタで印刷する場合を想定し, MarkforgedのスライスソフトであるEiger®を用いて繊維配置を検討してみる. 印刷にはFig.2の(a)Standing positionと(b)Flat positionの2種のpositionが考えられる. Figure 2において, *x*-y面がプリントベッド面であり, *z*方位が積層方向である.



(a) Standing position

(b) Flat position Fig.2 Two types of printing position.

Markforged社のMarkTwoはFFF方式であり, Fig. 2のz方向には連続繊維をプリントできない. このため (a)Standing positionでは円孔周囲に補強する連続繊維を配置できない. 連続繊維を断面内で配置しても, Fig.3 に示すように, *x*-y面内だけの連続繊維となってしまう.



Fig.3 Continuous fiber placement in the cross-section of the standing position printing. Blue lines indicate the carbon fibers and the white lines indicate short carbon fiber reinforced polymer. Two bolt holes exist in this cross section.

Figure 2(b)のFlat positionでは、印刷ベッドのx-y面内にボルト孔があるため、ボルト孔周辺に連続繊維を配置 することができる.ボルト孔周辺に渦巻状の連続繊維を配置した例をFig.4 に示す.モータの回転変位を伝達 するための孔は円周上に近接して配置されている.このため、45°方位の繊維では、ボルト孔間に繊維を配 置できていない部分が生じてしまう.



Fig.4 Continuous fiber placement in the cross-section of the flat position printing. Blue lines indicate the carbon fibers and the white lines indicate short carbon fiber reinforced polymer.

将来的にはモータの回転角度伝達用の孔位置の設計を最適化することで、解決可能であるが、現状では最低の強度として、短炭素繊維/PA-6 (onyx® by Markforged®) だけの層を想定した強度評価が必要である.また、モータの正確な回転角度伝達を目的とすると、これらのボルト孔が塑性変形しては目的を達成できない.さらに、ロボット構造では厚板であり、軽量化のためにInfill rateを低くする傾向にある.そして、孔周辺のInfill構造は孔の位置によって異なる.したがって、ASTM D5961/D5961M-10とは異なる厚板用で、さらに孔位置に多少の余裕がある新しい降伏開始面圧試験が必要であると判断される.

そこで本研究では、厚い試験片の面圧試験を実施可能な新規の圧縮荷重負荷による試験方法を提案し、塑 性変形と最大荷重時から求められる面圧強度におよぼす試験片厚さの影響を実験的に検討した.また、モー タの回転角度伝達を考慮し、近接孔(孔位置とInfill構造の関連)の影響を実験的に検討した.

2. 圧縮面圧負荷実験手法

本研究で提案する面圧試験方法は、厚板でも簡便に試験可能な圧縮型の試験である.本研究で使用した治具の概略を Fig.5 に示す. 図中では、黄色の直方体がピン孔の空いた試験片であり、試験片を灰色のサポート板で挟み込んでいる.負荷は赤い板に差し込んだ直径 4 mm のピンを差し込み、上から圧縮荷重を負荷する.詳細は付録 A に記載する.治具形状も付録 A に示す.この治具によって、板厚が厚い試験片でも面圧強度を測定可能となる.灰色のサポート板で挟み込んでいるため、多少の孔位置の変動はこの治具のままで実施可能である.



Fig.5 Setting of bearing plate #1 and #2

本研究においては、ピン孔1つの試験片について、板厚の影響を評価する.そして、ピン孔2つの試験片を 用いて近接ピン孔(孔位置と Infill 構造の関連)の影響を評価する.

Fig. 6 にピン孔が1 つの試験片 PH-1 を示す. ピン孔は直径 6.2 mm とした. ただし,ねじを切ったボルトが 直接 onyx®で印刷したピン孔に接触することを避けるため,負荷時には試験片のピン孔にステンレス製の外径 6 mm (内径 4 mm)の円筒管を挿入し,カラーとして使用している. Fig. 7 にピン孔が 2 つの試験片 PH-2 を示 す. ピン孔が 2 つの場合,試験時の Bearing plate の押し下げが guide plate の groove 端部に接触しないように, 下部孔 (Fig. 7 では右側のピン孔)から試験片下面までの距離を十分長くするため,試験片長さを 140 mm に 延長した. Fig. 10 の 2 つ孔の間隔は実際のロボットアームのボルト孔間隔 15~20 mm を考慮して,ここでは 18 mm とした.



Fig.6 Specimen configuration of the one-pin-hole specimen type.



Fig.7 Specimen configuration of the two-pin-hole specimen type.

3D プリンタ Mark Two での印刷は, 試験片幅方向がベッドに水平になるように実施した. Floor と Roof は 4 層ずつであり, 試験片側面の Wall は 2 パスである. 1 層は 0.1 mm となっているため, この合計 8 層の表面層 厚さは 0.8 mm となる. ピン孔周辺も wall が 2 パス印刷されている. Floor と Roof は+45°と-45°層を交互に 印刷している. Infill は Eiger® のデフォルトの 36.7%で三角形 fill を用いた. Infill と表面層のパスを Fig.8, 9 に示す.



Fig.8 Print paths of the surface layer of the PH-1 type specimen.

															_	
Ř	ŇŇ	ŇΧ	λĂ	$\overline{\mathcal{N}}$	Ŵ	Ŵ	Ŵ	Ŵ	\bigtriangledown	$\overline{\mathbb{V}}$	\bigtriangledown	$\overline{\mathbb{N}}$	$\overline{\mathbb{N}}$	Ň.Ň.	XX,	Ň
\sim	$\sim \sim$	$\sim\sim$	\bigvee	$^{\wedge\wedge}$	$\wedge \wedge$	$\wedge \wedge$	$\wedge \wedge$	$\Delta \Delta$	$\Delta \Delta$	$\Delta \Delta$	$\Delta\Delta$	$\Delta \Delta$	\sim	$\sim \sim$	$\sim \sim$	\sim
	\sim	$\wedge \wedge$	$\wedge \wedge$	\sim	\sim	\sim	\sim	$\sqrt{}$	$\nabla \nabla$	$\overline{\nabla}$	$\nabla \nabla$	\sim	\sim	$\sim \sim$	$\sim \sim$	$^{\wedge}$
∇	$\sim \sim$	$\nabla \nabla$	$\overline{\mathbf{N}}$	\sim	$\sim \sim$	\sim	$\sim \sim$	$\wedge \wedge$	$\wedge \wedge$	$\wedge \wedge$	$\wedge \wedge$	$\wedge \wedge$	\sim	\sim	\sim	$\nabla \nabla$
P	\sim	\geq	\mathbb{N}	\mathcal{N}	\sim	\mathcal{N}	$\sim \sim$	\sim	$\sim\sim$	\sim	$\sim\sim$	\sim	\sim	$\sim \sim$	$\sim \sim$	$^{\wedge}$
∇	$\sim \sim$	∇	\mathbb{N}	$\wedge \wedge$	$\wedge \wedge$	$\wedge \wedge$	$\wedge \wedge$	$\wedge \wedge$	$\wedge \wedge$	$\wedge \wedge$	$\wedge \wedge$	$\wedge \wedge$	\sim	\sim	\sim	\sim
	\sim	\sim	$^{\sim}$	\mathcal{N}		$\overline{\mathcal{N}}$	$\overline{}$	$\sqrt{\nabla}$	$\nabla \nabla$	$\nabla \nabla$	$\overline{\nabla}$	$\nabla \nabla$	\sim	\sim	$\sim\sim$	\sim
∇	$\sim\sim$	$\nabla \nabla$	$\nabla \nabla$	\sim	$\sim \sim$	\sim	$\sim \sim$	$\wedge \wedge$		$\wedge \wedge$	$\wedge \wedge$	$\wedge \wedge$	\mathcal{N}	\sim	\sim	$\nabla \nabla$
	\sim	$\wedge \wedge$	$\wedge \wedge$	\mathcal{N}	\sim	\sim	$\sim \sim$	$\sqrt{}$	\sim	∇	$\sim \sim$	\sim	\sim	$\sim \sim$	$\sim \sim$	\sim
\downarrow	\mathcal{N}	W	XX	Δ	$\Delta\Delta$	\sim	$\Delta\Delta$	Δ	$\Delta\Delta$	$\Delta\!\Delta$	$\Delta\Delta$	\bigtriangleup	\sim	\sim	\sim	\mathcal{N}

Fig.9 Print paths of the inner triangular fill of the PH-1 type specimen.

ピン孔が 1 つの PH-1 の板厚 t は 6 mm, 12 mm, 18 mm の 3 通りの試験片を作製した. これらの試験片を PH-1-t6, PH-1-t12, PH-1-t18 とする. 面圧試験は各板厚で 7 本ずつ実施した. この試験で, 面圧 ot, 圧縮負 荷を F, ピン直径 d, 板厚 t とするとき, 次式で定義される.

$$\sigma = F/(dt)$$

(1)

面圧破壊強度 oBF は最大荷重 Fmax から式(1)で計算して求められる.モータの回転角度伝達に必要な面圧強度 は、最大荷重から計算される破断強度ではなく、面圧による塑性変形開始が重要となる.しかし、面圧試験で はひずみが定義できないため、一般的な 0.2%耐力は使用できない.測定される荷重(F)-変位(*d*)関係の非線形 変形開始点として、簡便な方法として ASTM E399 の 5% off-set 線との交点から求めた⁽²⁴⁾.この決定方法を模 式的に Fig.10 に示す.青曲線が測定された非線形の F- δ関係である.この直線部分の傾きが緑実線である.傾 きを5%削減した直線が緑破線であり、この緑破線と青曲線の交点を F5として、式(1)を用いて塑性変形開始応 力σ5として本研究で評価に用いる.これを簡易的に降伏面圧強度と呼ぶ.



Fig.10 Schematic representation to decide plastic deformation stress σ_5 with 5%-off-set line.

ピン孔が2つのPH-2の板厚は、PH-1の試験で実施した面圧試験の結果に基づいて、板厚の影響がない最小の板厚で実施する. Floor と Roof は4 層ずつであり、Wall は2 パスである. 1 層は 0.1 mm である. Infill は 36.7%で三角形 fill を用いた. この Infill は、負荷方向の0°(Fig.12の横方向)と、±60°からなる. Figure 11 と 12 に表面層の Infill と表面層のパスを示す. 圧縮負荷は右向きになされるので、孔縁で圧縮荷重を支える構造は、右縁となる. Figure 12 の赤矢印で示すように、同一直径のピン孔を空けても、孔右縁の Infill 構造は孔の位置によって異なっている.



Fig.11 Print paths of the surface layer of the PH-2 type specimen (±45°).



Fig.12 Print paths of the inner layer of the PH-2 type specimen (infill rate:36.7%. print path direction: $\pm 60^{\circ}$, 0°). Read arrows show the difference of the supporting infill structure between the two pin holes.

Markforged社のスライスソフトEiger®では、ベッドと印刷対象との角度が変わると、ベッドを基準にした角度で印刷される.例えば、Fig.7の試験片を45°回転させてベッドに置いて、スライスソフトにパスを生成させると、表面層の±45°層が0/90°層になってしまう.そこで、ベッド長辺から45°回転させて試験片STLデータを配置し、Fig.2(b)のx軸から45°傾斜した構造の孔を想定した試験を実施した.この試験片をPH-2-r45とし、この表面層のプリントパスをFig.13 に、内部のプリントパスをFig.14に示す.これは、Fig.1のBolt45に示す位置にあるボルト孔の負荷方位が、ロボットアーム長手方位から45°傾いており、ちょうど表面層の45°層と同じ方向に負荷方位が一致していることを模擬している.円周上にボルト孔が並び、円周接線方向にモータの回転駆動力が作用するため、各孔では表面層のプリントパスの方位が各孔の負荷方位とそれぞれ異なっている.この状態の一例として、PH-2-r45試験片で面圧負荷試験を実施する.



(a) The first and the third layer (90°) .



(b) The second and the fourth layer (0°) .

Fig.13 Print paths of the surface layer of the PH-2-r45 type specimen.



Fig.14 Print paths of the inner layer of the PH-2-r45 type specimen (infill rate:36.7%. print path direction: 15°,75°, -45°). Read arrows show the difference of the supporting infill structure between the two pin holes.

Figure 14 と 12 を比較すると、三角形 infill の角度もベッドの x 軸から 45°回転させた影響を受けている. この Infill は、負荷方向の 0° が-45° に回転し、 $\pm 60^{\circ}$ が 15° と 75° に回転していることがわかる.

PH-2 と PH-2-r45 の面圧試験は 7 本ずつ実施した. この試験で,面圧 oは,圧縮負荷を F,ピン直径 d (ピンの数 2 本),板厚 t とするとき,次式で定義される.

 $\sigma = F/(2dt)$

(2)

面圧破壊強度 σ_{BF} は最大荷重 F_{max} から式(2)で計算して求める. 塑性変形開始面圧応力は先に述べた 5% off -set 法で得られた荷重を F_5 として,式(2)を用いて降伏面圧強度 σ_5 として本研究で評価に用いる.

3. 実験結果と考察

3.1 PH-1 試験片 (1 孔試験片)

PH-1 試験片の荷重-変位関係を Fig.15 に示す.また,破壊後の試験片ピン孔周辺を Fig.16 に示す. Fig.15 (a) の矢印は試験片 No.7 の のを例として示した結果である.変位は試験機の変位であり,ピン接触であることから,ピンの接触の位置などに起因する傾きのばらつきが大きい.各板厚における面圧破壊強度 *oBF* と,降伏面 圧強度 or とこれらの標準偏差を Table 1 に示す.



(c) t=18 mm Fig.15 Measured bearing stress-displacement results of the PH-1 specimens.







(a) *t*=6 mm

(b) t=12 mm (c) t=18 mm Fig.16 Plastic deformation around the hole of PH-1 specimens.

Thickness [mm]	$\sigma_{ m BF}$	STDEV	σ_5	STDEV	
	[MPa]	[MPa]	[MPa]	[MPa]	
6	34.0	1.77	25.4	2.79	
12	28.9	2.62	24.6	1.57	
18	31.3	2.01	25.6	2.26	

Table 1 Averaged bearing fracture strength and bearing proof stress of the PH-1.

簡易的な解析を行って評価する.解析の詳細は付録 Bに示す.面圧応力が均一応力であるとして,簡易的 に複合則で求めた弾性係数で計算すると,降伏開始のひずみは3種類の板厚で,付録Bに示すように,ほぼ同 じになる.Fig.17 にσとσыの板厚による変化を示す.測定結果もほぼ同一である.このことから,板厚6 mm の試験片を用いることにする.



Fig.17 Effect of specimen thickness on the bearing fracture strength and bearing proof stress of the PH-1.

3.2 PH-2 試験片 (2 孔試験片)

先に述べたように、ピンホール 2 孔の試験片 PH-2 は板厚 6 mm で実施した. PH-2 試験の面圧応力 – 変位 の関係を Fig.18 に示す. 7 本の試験片の降伏面圧強度 σ の平均値は *16.2* MPa であり、標準偏差は *1.03* である. また、 σBF の平均値は 36.5 MPa であり、標準偏差は 1.46 MPa である. 結果のばらつきは PH-1 試験片の結果 (Table 1) と比較すると半分程度である. Fig.18 の面圧応力 – 変位関係も、明らかに PH-1 の結果と比較して ばらつきが小さい. PH-1 の 6 mm 板厚における σ 5 の結果は 25.4 MPa であり、PH-2 の σ 5 の結果は 36%ほど低 下している. しかし、 σBF の平均値はばらつきの範囲内である. Fig. 19 に PH-2 試験片の孔周辺の塑性変形を示 す. Fig. 19 で、孔周辺の塑性変形を観察すると、Upper (図中左) は小さく、Lower (図中右) が大きい. これ については PH-2-r45 試験の結果と比較して考察する.



Fig.18 Measured bearing stress-displacement results of the PH-2 specimens



Fig.19 Plastic deformation around the hole of PH-2 specimen.

ピンホール2孔の試験片 PH-2 を 45°傾斜させて印刷した PH-2-r45 試験片も板厚 6 mm で実施した. PH-2-r45 試験の面圧応力 – 変位の関係を Fig.20 に示す. 7 本の試験片の降伏面圧強度 σの平均値は 21.0 MPa であり, 標準偏差は 2.92 MPa である.また, σBF の平均値は 35.9 MPa であり,標準偏差は 3.71 MPa である. PH-2 と 比較して,ばらつきが大きい.また, PH-2-r45 試験片の σは PH-2 と比較して 30%増大している.

Fig. 21 に PH-2-r45 試験片の孔周辺の塑性変形を示す. Fig. 19 の PH-2 試験片と同様に Upper (図中左)と Lower (図中右)の孔周辺で塑性変形が異なるが, Fig.19 と比較して Upper と Lower の差異は少ない.



Fig.20 Measured bearing stress-displacement results of the PH-2-r45 specimens.



Fig.21 Plastic deformation around the hole of PH-2-r45specimen.

孔周囲の塑性変形について印刷パスから考察する.一つの試験片においては,表面層は Upper と Lower の孔 周囲の印刷パスは差異がない.しかし, Infill 構造は Upper と Lower の孔周辺で異なり,その差異は PH-2 (Fig.12) と PH-2-r45 (Fig.14)の試験片でも異なる. PH-2 では Infill の傾き角度は(60,-60,0)であったが, PH-2-r45 では,

45°回転しているために, 傾き角度は(15,75, -45)となっている. また, PH-2 の試験片でも, Upper と Lower (Fig.12 では左と右)で面圧荷重が右向きに負荷される孔縁右側周辺の Infill 構造は異なっている(赤矢印参 照). この Infill 構造の影響ついてさらに考察する.

ピン直径は孔よりも若干小さい.このため,面圧応力分布は均一ではない.孔右端(面圧負荷時のピン中心 真下)に最大荷重となる分布となる.

PH-2 では、Fig.12 の Upper (図中左側)の孔では、±60°の Infill path が孔の右端からやや離れており、Lower (図中右側)の孔とは異なる.このため、ピンを支える Infill path による剛性に差異が生じ、右側(Lower)の ピンに大きな負荷が発生して塑性変形が先に生じたと予想される.これについては今後の詳細な実験・解析に よる検討が必要である. PH-2-r45 では、Fig.14 に示すように Lower と Upper の礼縁の Infill path に大きな差異はない. 右側の孔の方 が若干右端部に近い Infill path があるように見える程度である. このため、左右の礼縁の塑性変形に大きな差 異はなかったと思われる. しかし、表面層に 0°があるため、付録 B に示す計算により、表面層の弾性係数は 1.90 GPa に増大している. Infill path の弾性係数は 0.60 GPa であり、PH-2 の Infill path と大きな差異はない. PH-2-r45 の の 強度評価には 15°層や 75°層の降伏応力が必要であり、簡易計算による評価は今後の課題で ある. ただし、PH-1 および PH-2 においては、付録 B に示すように、0°層の塑性変形開始ひずみが一番小さ いため、Infill の 0°が先に塑性変形開始していると予想される. 15°や 75°層は 45°層と同様にせん断塑性 変形を含むことから、PH-2-r45試験片では表面層の 0°層が先に塑性変形していると予想される. しかし、付 録 B の塑性変形開始ひずみはデータ数が少なく、ばらつきも大きいため、今後のデータ集積が必須である.

PH-2 と PH-2-r45 の降伏面圧強度 𝔅 が異なることから, Fig.1 のような円周上に配置されたボルト孔に回転駆動力が負荷される場合, 孔縁剛性がそれぞれの孔で異なってしまう. 例として, Fig.1 の構造を infill rate 36.6% の三角形 infill にして Eiger®でスライスした内部の infill 構造を Fig.22 に示す. 図中の赤矢印はモータ回転駆動力の作用する方位を示している.



Fig.22 Infill path in the cross-section of the flat position printing. The white lines indicate short carbon fiber reinforced polymer and red arrows indicate the motor force direction.

赤矢印の先端部分の infill 構造は、各部位によって異なっている。各孔に均等な回転変位が与えられれば、 最も剛性の高い孔が集中力を受け、塑性変形が開始すると予想される。つまり、従来の形状を維持するのであ れば、各孔の剛性を評価し、力の分散を考慮した上で、降伏面圧強度に達しないように設計する必要がある。

4. 結 論

本研究では、3D プリント成型で多用される表面層と内部とで異なる構造を有する Infill rate が小さい場合の、 面圧強度について実験的に検討を行った. ロボットアームでは、円周上に多数のボルト孔を配置して回転モー メントを伝達する構造となっている. そして、軽量化のために Infill rate が 36.7%程度の軽量構造が望まれてい る. また、ロボットアームでは塑性変形を防止する必要がある. そこで本研究では、短繊維 CFRP で作製した Infill rate が小さい場合の厚板構造の面圧試験方法を考案し、塑性変改開始の降伏面圧強度測定を実施して板厚 の影響を評価した. さらに2つ孔の実験を実施し、その影響を評価すると同時に、45°回転して印刷して、円 周上のボルト孔を想定した強度評価を実施した. 得られた結果を要約すると以下の通りである.

(1) Infill rate が 36.7%の降伏面圧試験を実施し、本実験で用いた Infill path 形状と onyx®を用いて成型すると 降伏面圧強度は板厚による差異がないことを簡便な積層理論で推定し、実験的に実証した.

(2) 2 孔試験片においては,降伏面圧強度が 36%ほど低下することを実験的に示した.これは,塑性変形開始 に対して Infill path 構造が孔位置によって異なることが原因と思われる.

(3) 2 孔試験片を 45°回転させた試験片では、表面層の積層構成だけでなく、Infill path 構造も変化する.このため、降伏面圧強度は 30%程度上昇することを示した.

(4) 45°回転によって,降伏面圧強度が変化するため,モータの回転角度伝達のように円周上にボルト孔を 配置した場合,孔の位置によって降伏面圧強度が異なることを示した.

付録

付録A:治具

試験片は Fig.A1 に示すような厚板にピン孔が 1 つまたは 2 つ存在する直方体である. ピン孔が 2 つある場合は,試験片にピン孔が縦に 2 つ並び,近接孔の影響を評価するための試験である.



Fig.A1 Specimen configuration.

この試験方法を模式図で示す.まず, Fig.A2 に示すように試験片を2枚の guide plates で挟み,ガイドプレートを4本の M6のボルトで固定する.この時,試験片とガイドプレートとの間に2mm 程度の隙間があるようにする.



Fig.A2 Setting of guide plate #1 and #2.

次に本文中の Fig. 5 に示すように、2 枚の Bearing plates の間隔が試験片板厚よりも 2 mm ずつ広くなるよう に M6 のボルトで固定し、この Bearing plates の組を試験片上部から設置して、試験片のピン孔と Bearing plates のピン孔に 4 mm のピンを通す. ピンを通す前に、Guite plate の溝を Bearing plate が滑らかに動くことを確認 する.

最後に Fig.A3 に示すように、上部に圧縮治具を取り付けて圧縮試験を実施し、荷重-変位関係を取得する.



Fig.A3 Compressive bearing test.

付録B:積層理論による簡易評価

PH-1 試験片の表面層と Infill の剛性を簡易的に評価して、Infill rate の小さい 3D プリント複合材の面圧強度 の簡易評価手法を提案する.表面層では wall 部分は断面積が少ないために無視し、±45°の表面層だけ考え る.表面層は roof と floor で合計 8 層(各層は 0.1 mm 厚さ)である. Infill 層は 0.1 mm の厚さの中に Fig.4 に 示すように、0°層、+30°層、-30°層の 3 種類がそれぞれ 0.122 の体積で含まれている. これらの 3 種類の方 位の合計で 0.367 の Infill rate となる. そこで、近似的に 0.1 mm の厚さの 1/3 である 0.0333 mm の 0°層と 60° 層、-60°層の 3 層からなる厚さ 0.1 mm の積層板とみなす. 各方位の実際の体積含有率は 0.122 であるが、厚 さを 1/3 とするため、各層の体積含有率を 3 倍の 0.367 とする. これによって 3 層積層時の厚さ 0.1 mm の積 層板での 0°層と 30°層、-30°層の各層の体積含有率は 3 種類がそれぞれ 0.122 となる.

試験片には均一な圧縮応力が負荷されると近似的に考え,積層板剛性は面内剛性だけを考慮する.面内剛性 行列の逆行列である面内コンプライアンス行列[*a*]とひずみ[*ɛ*],単位幅当たりの負荷[*N*]の関係は次式となる.

$$\begin{bmatrix} \varepsilon_{x} \\ \varepsilon_{y} \\ \gamma_{xy} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} a_{11} & a_{12} & a_{16} \\ a_{21} & a_{22} & a_{26} \\ a_{61} & a_{62} & a_{66} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} N_{x} \\ N_{y} \\ N_{xy} \end{bmatrix}$$
(B1)

ここで, *x* 方位が繊維 0°方位, *y* 方位が 90°方位であり, 圧縮応力は *x* 方位 (0°方位) に負荷されるとする. 面圧負荷が均一な *x* 方位の圧縮応力と近似すれば, 外力負荷は *N*_x だけが負荷されており, 他の外力は 0 ある. したがって, 式 (B1) は次式となる.

$$\begin{bmatrix} \varepsilon_{x} \\ \varepsilon_{y} \\ \gamma_{xy} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} a_{11} & a_{12} & a_{16} \\ a_{21} & a_{22} & a_{26} \\ a_{61} & a_{62} & a_{66} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} N_{x} \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix}$$
(B2)

式(B2)から, x方位のひずみ&は次式となる.

$$\varepsilon_x = a_{11} N_x \tag{B3}$$

単位幅当たりの荷重 Nx と x 方位の応力 σx との間には、次式の関係がある.

$$N_x = h\sigma_x \tag{B4}$$

ここで、hは積層板の板厚である.式(B4)を式(B3)に代入すると、次式が得られる.

$$\sigma_x = \frac{1}{a_{11}h} \varepsilon_x = E_x \varepsilon_x \tag{B5}$$

13

式(B5)から,積層板の弾性係数 Ex は次式となる.

$$E_x = \frac{1}{a_{11}h} \tag{B6}$$

表面層の弾性係数は[(45/-45)₄] $_{T}$ の積層構成の板厚 0.8 mm の板であり,試験片板厚を t とすると, Infill 部分 は(t-0.8) mm の厚さの[(0/30/-30)_n] $_{T}$ の積層構成の板である.Kubota ら⁽²⁵⁾は 0°, ±45°, 90°の引張試験を実施 している.引張試験時の測定された弾性係数も表に示されている.しかし,せん断弾性係数は示されていない.実験では引張方位ひずみと,直交方向ひずみを測定している.そこで,±45°引張試験のデータから ASTM D3518 に基づいて,面内せん断弾性係数を求めた.測定に用いたデータを Fig.B1 に示す.



Fig.B1 Stress-strain curves to obtain shear modulus.

得られたせん断弾性係数と, Kubota⁽²⁵⁾らが測定した 0°, 90°の弾性係数, ポアソン比の結果を Table B1 に示 す.

Table B1 Elastic modulus of Onyx® printed by MarkTwo ®.

	0°	90°	Shear
Elastic modulus [GPa]	2.64	1.13	0.46
Poisson's ratio	0.54		

Table.B1 および式(B6)を用いて、表面層および Infill の弾性係数 E_s , E_in を計算した.表面層の弾性係数 E_s は 1.34 GPa であり、Infill の弾性係数 E_in は、空隙を考慮しない値では 1.50 GPa である.ここで、Infill rate が 0.367 であるので、実際の Infill の弾性係数 E_{in} は、0.55 GPa である.このことから、表面層の弾性係数に比較して、Infill 層の弾性係数は 1/3 の程度であることがわかる.

試験片の厚さtmmに対して、表面層とInfill層の厚さの割合をそれぞれ V_s 、 V_{in} とする.これらは次式で求められる.

$$V_s = \frac{0.8}{t} \tag{B7}$$

$$V_{in} = 1 - \frac{0.8}{t} \tag{B8}$$

単純な積層理論を用いると、表面層と Infill 層からなる板厚 t の積層板の剛性 Ect は次式となる.

$$E_{ct} = E_s \frac{0.8}{t} + E_{in} \left(1 - \frac{0.8}{t} \right)$$
(B9)

式(B9)から、板厚が 6 mm の場合、 E_{c6} =1.479 GPa、板厚が 12 mm の場合、 E_{c12} =1.489 GPa、板厚が 18 mm の場合、 E_{c18} =1.492 GPa となり、ほぼ同じであるため、ここでは同じ値とする.

降伏開始まで線形弾性であるから,面圧応力 σ に対して, $\varepsilon_{tt} = \sigma/E_{ct}$ で最初に降伏ひずみに達する部分が塑性 変形を開始する. Kubota ら⁽²⁵⁾の結果では,降伏応力が求められていない. そこで,実験データから弾性変形部 分の 5%オフセット線との交点から降伏応力を求めた. 0 °試験片では 32 MPa, ±45°試験片では 14 MPa, 90°試験片では 19 MPa であった. このため,降伏ひずみは 0 °試験片では 1.2 %, ±45°試験片では 1.9%, 90°試験片では 1.7%である. ただし, Fig.B1 に示すように±45°層のばらつきは大きい.

PH-2-r45 では、表面層の積層構成が[(0/90)4]r となっている. 各層の厚さは 0.1 mm であり、積層厚さは 0.8 mm である. PH-1 の場合と同様に、Table.B1 および式(B6)を用いて計算すると、表面層の弾性係数 Esr45=1.90 GPa となった. Infill も同様に、[(-45/15/75)]r の 3 層積層の厚さ 0.1 mm 積層板と近似して計算する. PH-1 の Infill の場合と同様に、扱うと、それぞれ 0.0333 mm の層で各層の体積含有率を 0.367 とする. 同様に Table.B1 および式(B6)を用いて計算すると Eir45=0.60 GPa となる.

付録C:治具図面と試験片データ

圧縮面圧試験治具の Guide plate を Fig.C1, C2 に示す. また, Bearing plate を Fig.C3, C4 に示す. Guide plate #1 と#2 の差異は孔のねじ加工の有無だけである. また, Bearing plate #1 と#2 の差異もねじ加工の有無だけである.



Fig.C1 Guide plate #1



Fig.C2 Guide plate #2



試験片 Markforged Mark Two ® data <data download URL here>

References

(1) Eriksson I, On the Bearing Strength of Bolted Graphite/Epoxy Laminates. Journal of Composite Materials. 1990;24:1246-1269.

(2) Wang HS, Hung CH, Chang FK. Bearing Failure of Bolted Composite Joints. Part I: Experimental Characterization. Journal of Composite Materials. 1996;30;1284-1313.

(3) McCarthy MA, Lawlor VP, Stanley WF, McCarthy CT. Bolt-hole clearance effects and strength criteria in single-bolt, single-lap, composite bolted joints. Composites Science and Technology. 2002;62;1415–1431.

(4) Dano ML, Gendron G, Picard A. Stress and failure analysis of mechanically fastened joints in composite laminates. Composite Structures. 2000;50;287-296.

(5) Tserpes KI, Labeas G, Papanikos P, Kermanidisa T. Strength prediction of bolted joints in graphite/epoxy composite laminates. Composites Part B: Engineering. 2002;33;521-529.

(6) Xiao Y, Ishikawa T. Bearing strength and failure behavior of bolted composite joints. (part I: Experimental investigation). Composites Science and Technology. 2005;65;1022–1031.

(7) Camanho PP, Lambert M. A design methodology for mechanically fastened joints in laminated composite materials. Composites Science and Technology. 2006;66;3004-3020.

(8) Nadabe T, Nishikawa M, Minakuchi S, Nakamura T, Takeda N. Modeling of fiber kinking damage for bearing failure in bolted joints of CFRP laminates. Journal of the Japan Society for Composite Materials. 2011;37;172-181.(in Japanese)
(9) Egan B, McCarthy CT, McCarthy MA, Frizzell RM. Stress analysis of single-bolt, single-lap, countersunk composite joints with variable bolt-hole clearance, Composite Structures. 2012;94;1038–1051.

(10) Liu Pe, Cheng X, Wang S, Liu S, Cheng Y. Numerical analysis of bearing failure in countersunk composite joints using 3D explicit simulation method. Composite Structures. 2016;138;30–39.

(11) Sola C, Castanié B, Michel L, Lachaud F, Delabie A, Mermoz E. Bearing fatigue of composite laminates: Damage monitoring and fatigue life prediction. Composites Part B: Engineering. 2017;110;487-496.

(12) Portemont G, Berthe J, Deudon A, Irisarri FX. Static and dynamic bearing failure of carbon/epoxy composite joints. Composite Structures. 2018;204;131–141.

(13) Yoon D, Kim S, Kim J, Doh Y. Study on bearing strength and failure mode of a carbon-epoxy composite laminate for designing bolted joint structures. Composite Structures. 2020;239;112023.

(14) Schmitz B., 28th Jan, (2014), https://www.3dcadworld.com/worlds-first-carbon-fiber-3d-printer-makes-debut-solidworks-world/ (Access 2024/5/14).

(15) Matsuzaki R, Ueda M, Namiki T, Jeong T, Asahara H, Horiguchi K, Nakamura T, Todoroki A, Hirano Y. Threedimensional printing of continuous-fiber composites by in-nozzle impregnation. Scientific Reports. 2016;6;23058.

(16) 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;18-27.

(17) 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;147-162.

(18) Zhang H, Dickson AN, Sheng Y, McGrail T, Dowling DP, Wang C, Neville A, Yang D. Failure analysis of 3D printed woven composite plates with holes under tensile and shear loading. Composites Part B: Engineering. 2020;186;107835.

(19) Ekoi EJ, Dickson AN, Dowling DP. Investigating the fatigue and mechanical behavior of 3D printed woven and nonwoven continuous carbon fibre reinforced polymer (CFRP) composites. Composites Part B:Engineering. 2021;212;108704.

(20) Silvestri AT, Papa I, Rubino F, Squillace A. On the critical technological issues of CFF: enhancing the bearing strength. Materials and Manufacturing Processes. 2022;37;123-135.

(21) Giorleo L, Papa I, Silvestri AT. Pin-bearing mechanical behavior of continuous reinforced Kevlar fibre composite fabricated via fused filament fabrication. Progress in Additive Manufacturing. 2022;7;723–735.

(22) Teuber J. Creator of Dexter Robot Arm Teams With Markforged to Scale Parts Production, RE3DTECH, 2018,

https://blog.re3dtech.com/creator-of-dexter-robot-arm-teams-with-markforged-to-scale-parts-production. (access 5th August 2024)

(23) Koga Y, Todoroki A. Three-dimensionally printed designable joint for carbon fibre reinforced plastics. Advanced Composite Materials. 2019;28;147-161.

(24) ASTM E399-20, Standard test method for linear-elastic-plane-strain fracture toughness of metallic materials. 2020.

(25) Kubota M, Hayakawa K, Todoroki A. Effect of Build-up Orientations and Process Parameters on the Tensile Strength of 3D Printed Short Carbon Fiber/PA-6 Composites. Advanced Composite Materials. 2022;31;119-136.

(26) https://s3.amazonaws.com/mf.product.doc.images/Datasheets/Translations/JA/Markforged_CompositesV5_ja.pdf (access 5th August 2024)