ドリルビス接合されたGFRP板材の力学特性に 関する研究

井上 侑也1・佐竹 ちとう1・グエン ゴック ユン2・松本 幸大3

 日本建築学会正会員 豊橋技術科学大学大学院生 建築・都市システム学専攻 (〒441-8580 愛知県豊橋市天伯町雲雀ヶ丘1-1) E-mail:{y133506,c143521}@edu.tut.ac.jp

 ² 正会員 豊橋技術科学大学大学院生 建築・都市システム学専攻 (〒441-8580 愛知県豊橋市天伯町雲雀ヶ丘1-1)
 E-mail:n157107@edu.tut.ac.jp

 ³ 正会員 豊橋技術科学大学 准教授 建築・都市システム学系 (〒441-8580 愛知県豊橋市天伯町雲雀ヶ丘1-1)
 E-mail:y-matsu@ace.tut.ac.jp

FRPは軽量・高強度・高耐食性等の特徴から車輌や航空機等の様々な分野に利用され、建設分野での歩 道橋や既存構造物の補修補強への応用が進んでいる.FRP材の接合方法は多く提案されており、既往研究 ではボルトやリベット、接着等を対象として検討・評価されている.本研究では、機械接合の中でも軽量 鉄骨構造等に使用されているドリルビスに注目し、FRP材への適用性を検討する.ドリルビスは下穴なし での施工が可能で母材とのクリアランスも生じないため高い支圧強度が期待される.本論ではロービング を主な基材とする引抜成形GFRPを対象にドリルビスを多行多列配置した際の力学特性をダブルラップ形 式の2面せん断試験により分析した.その結果、試験により得られた試験体の軸応力分布が接着接合軸応 力分布と近似していることを明らかとし、さらに接着接合せん断応力分布より二面せん断試験の最大荷重 算出式を提案した.

Key Words : tapping screw, stress distribution, joint strength

1. はじめに

繊維強化樹脂 (Fiber Reinforced Plastics : 以下, FRP) は, 軽量・高強度・高耐食性などの特徴から航空機や衛星, 自動車などの様々な分野に利用され、建設分野において も応用が進んでいる¹⁾.FRP材を建設構造物として応用 する場合、材料強度等の設計用値や弾性係数等の材料特 性を把握することに加え、大型の構造物が多い建設構造 分野では一体成形は困難であることから各部材の接合部 を検討する必要がある.前者については文献2.3)に示さ れているような材料特性区分等により、材料の用途に対 応した材料特性を有する引抜成形FRP材が選択できるよ う整備されつつあるが、後者に関しては、その接合法・ 接合強度共に都度実験などを行って設計用値を定めてい る現状にある. FRP材の接合に関しては、ボルトやリベ ットを用いた機械接合により接合する方法が主として用 いられており、その設計耐力はFRP材の支圧強度より評 価される場合が多い.異方性の強い引抜成形FRP材の支

圧強度は、材料強度に比して小さくなることが多く^{4,5}, 高強度なFRP材の特性を活かしきれていない現状にある と考えられる.

FRP材は航空機分野で発展・応用が先行してきた背景 から、FRP材ならびにその接合に関して、様々な検討が なされてきている.中でも文献7,8)では小径の金属製ビ スを多数打ち込むことで、CFRP板を全強接合できるこ とが示されている.また、文献4)においてもボルト・リ ベット接合や接着接合以外の新たな接合方法の可能性が 言及されており、今後、FRP材を用いた建設構造物を考 える上で、接合方法の効率化・高度化は極めて重要な研 究課題と言える.そこで筆者らは、軽量建築鉄骨構造の 接合に注目している、ドリルビスを用いたFRP材の 接合に注目している.ドリルビスを用いたFRP材の 接合に注目している.ドリルビスはビスの先端にドリル 部を有していることから、下穴なしで接合可能である. ドリル部の穿孔時には必要最小限の孔あけしか行わず、 またクリアランスが存在しないため、支圧接合に比して 高い初期剛性が期待できるとともに、径は3~5mm程度 となっており、ビスの挿入によるFRP材の繊維の切断を 低減できるため、接合効率の向上に繋がると考えられる. 既報⁹では、ドリルビス1本を対象として基本的な接合時 の強度及び接合強度を分析し、支圧強度に関してはボル ト接合を上回る高い強度が発現することを示してきた. 本論では二面せん断試験において複数のドリルビスを配 置した際の接合強度や力学挙動を実験を通して分析する.

2. 実験方法

試験に用いたFRPは引抜成形GFRP(AGCマテックス プラアロイ C100B)から切り出したもので、繊維は主 にロービング、樹脂は不飽和ポリエステルが使用されて いる.公称板厚は6.3mmであり、表-1に力学特性を示す. この値は一般的な引抜成形GFRPの値となっている.ま た、試験に用いたドリルビス(JPF MBテクス 六角♯ 5)を図-1に示す.これは鋼板用として市販されている ものである.ドリルビスの締付けは電動ドライバーで行 い、トルクは母材の損傷を防ぐために15N・mとして制 御をした.

試験は二面引張せん断(ダブルラップ)試験を行い, ドリルビスの配置と試験体数を表-2に示す.また各試験 の試験体図を図-2に示し,試験の様子を図-3に示す.図-2(b)の3行試験体では破壊モードの変化を検討するため に,掴み部は50mm(3×4a)と100mm(3×4b),接合部と 試験機掴み部の距離を50mm(3×4a)と130mm(3×4b)で 3体ずつ試験を行っている.

表-1 試験に用いたGFRP材の力学特性

	測定値	試験方法
引張強度	408MPa	JIS K 7165
縦弾性係数	27GPa	JIS K 7165
ガラス含有率	54%	JIS K 7052



表-2 試験の種類及び体数

試験種類	ビスの	試験体数	
二面せん断	1行4列	1×4	3
	1行8列	1×4	3
	3行4列	3×4a	3
		3×4b	3
	2行9页[3×8a	3
	211 021	3×8b	3



(a) 1行配列試験体

(b) 3行配列試験体

ビスの配置	l_1	l_2	l_3	l_4	l_5
1×4, 3×4a	337.5	27.5	27.5	237.5	137.5
1×8, 3×8a	447.5	27.5	27.5	347.5	247.5
3×4b	597.5	27.5	27.5	367.5	137.5
3×8b	707.5	27.5	27.5	477.5	247.5

図-2 二面せん断試験体図





 (a) 1行配列試験体
 (b) 3行配列試験体

 図-3
 二面せん断試験の様子

(1) 1×4, 1×8配列

1×4及び1×8二面せん断試験結果を表-3に示し、荷重 ークロスヘッド変位関係を図-4に示す.表-3の板厚あた りの試験体/ビス本数の値は、1×4試験体では過去の試 験結果である1×1試験体と同程度の値であったが、1×8 試験体ではビス1本あたりの耐力が低下した.荷重-ク ロスヘッド変位関係は、最大荷重までおおむね線形に推 移し、破壊後急激に荷重が低下している.また荷重-歪 関係を図-5に示す.図-5(a)の1×4の荷重--- 歪関係はどの 歪もおおむね線形に推移しているが、x=96.25mmと x1=123.75mmの勾配がほぼ等しくなっており歪の差が小 さくなっている. そのため, $x_1=96.25$ mmと $x_1=123.75$ mm の間のドリルビスは他の箇所のドリルビスに比べて負担 している応力が小さいと考えられる. 図-5(b)の1×8の荷 が、約50kNから歪が低下している. また、x₁=151.25mm ~xi=233.75mmでグラフの勾配の変化が小さくなってお り, 歪の差が小さくなっている. そのためこの箇所のド リルビスは、他の箇所のドリルビスに比べて負担してい る応力が小さいと考えられる.このことから、1行二面 せん断試験では、ビスの列数を増やすほどx₁が大きい箇 所での歪の変化が小さくなり、ビス1本あたりの耐力が 低下すると考えられ、ビス本数の累加では接合強度の算 出はできないと考えられる.

図-6には1行二面せん断試験において中央の板に生じ ると想定される破壊モードと実際の破壊の様子を示し, 表-4に各破壊モード時の理論値を示す.有効断面積破壊 時の理論値 P_1 は式(1),端抜け破壊時荷重 P_2 は式(2)を用い て算出している. F_1 には表-1に示す値を使用し, F_2 には 過去に行った1×1二面せん断試験の最大荷重から式(2)を 用いて算出した値を使用し, $F_2=26.79$ MPaとしている. ここで P_1 と P_2 を比較すると P_2 の方が小さいため端抜け破 壊すると考えられ,図-6(c)の破壊の様子を見ても端抜け 破壊していると考えられる.ここで, P_2 と最大荷重を比 較すると1×4では近い値となっているが,1×8では大き く異なっている.これは上で述べたビス1本あたりの耐 力が低下したのと同様の理由によるものであると考えら れる.

これらのことから、1行二面せん断試験において多列 配置した際の最大荷重は、ビス本数の累加や破壊モード による算出は困難であると考えられる.

表-3 1行配列 二面せん断試験結果

ビス の 配置	平均 板厚 [mm]	平均 耐力 [kN]	耐 変 動 数	板厚 あたり 耐力 [kN/mm]	板厚あたり 耐力 ビス本数 [kN/mm]
1×1	6.42	8.60	0.09	1.34	1.34
1×4	6.47	34.42	0.03	5.32	1.33
1×8	6.48	56.30	0.00	8.69	1.09







図-5 荷重—歪関係



(a) 有効断面積 (b) 端抜け破壊P₂ (c) 破壊の様子 破壊P₁

$$P_1 = (B - m \times \phi) \cdot t \cdot F_1 \tag{1}$$

$$P_2 = 2 \cdot m \cdot n \cdot p \cdot t \cdot F_2 \tag{2}$$

図-6 1行試験体で想定される破壊モードと実際の様子

表-4 1行試験体の破壊モード別理論値

					試験に
試験	F_1	F_2	P_1	P_2	よる平均
体名	[MPa]	[MPa]	[kN]	[kN]	最大荷重
					[kN]
1×4	108 00	26 70	117.47	38.13	34.42
1×8	408.00	20.79	117.65	76.38	56.30

(2) 3×4, 3×8配列

3×4及び3×8二面せん断試験結果を表-5に示し、荷重 ークロスヘッド変位関係を図-7に示す.表-5の板厚あた りの試験体/ビス本数の値は、表-3の1行試験体と比較す ると小さくなっており、また3×4と3×8の比較でも3×8 で小さくなっている. 3×4a, 3×4b及び3×8a, 3×8bは 寸法を変化させて試験を行ったが、平均耐力の変化は見 られなかった.荷重-歪関係を図-8に示す. 3×4, 3×8 で各歪はおおむね線形に推移している. 歪の分布に関し ては3×4では. x1=41.25mmとx1=68.75mmの歪差に比べて 他の区間での歪差が小さくなっている.また、3×8では x1=151.25mm と x1=178.75mmの 歪差及び x1=206.25mm と x1=233.75mmの歪差が他の区間の歪差に比べて小さくな っている.このような歪の分布は1行二面せん断試験と 同様であり、3行二面せん断試験においてもxiが大きい 箇所では他の箇所のドリルビスに比べて負担している応 力が小さいと考えられる.

表-5 3行配列二面せん断試験結果

ビス の 配置	平均 板厚 [mm]	平均 耐力 [kN]	耐 変 気 数	板厚 あたり 耐力 [kN/mm]	板厚あたり 耐力 ビス本数 [kN/mm]
3×4a	6.53	68.59	0.03	10.50	0.88
3×4b	6.36	64.38	0.07	10.12	0.84
3×8a	6.51	91.43	0.03	14.04	0.59
3×8b	6.40	93.88	0.05	14.67	0.61













(f) 破壊の様子 3×4b

(g) 破壊の様子 3×8b

$$P_3 = 2 \cdot n \cdot p \cdot t \cdot F_2 + (2g - 2\phi) \cdot t \cdot F_1 \tag{3}$$

$$P_4 = 4 \cdot n \cdot p \cdot t \cdot F_2 + (2e - 2\phi) \cdot t \cdot F_1 \tag{4}$$

$$P_5 = 2 \cdot L \cdot t \cdot F_2 \tag{5}$$

図-9 3行試験体で想定される破壊モードと実際の様子

図-9には3行二面せん断試験において中央の板に生じ ると想定される破壊モードと実際の破壊の様子を示し, 表-6に各破壊モード時の理論値を示す. 中抜け破壊時荷 重P3は式(3),外抜け破壊時荷重P4は式(4),全体せん断破 壊時荷重P5は式(5)を用いて算出している. 各試験におい てP1~P5で最小の破壊モードとなると想定され、3×4a, 3×8aは全体せん断破壊、3×4bは中抜け破壊、3×8bは 有効断面積破壊が最も小さい理論値となっている. 3× 4a、3×8aの試験による破壊モードは全体せん断破壊、3 ×4bは中抜け破壊と想定した破壊モードと一致した. し かし、3×8bでの試験による破壊モードは中抜け破壊と なり、想定した破壊モードとは一致しなかった.また、 生じた破壊モードによる理論値と試験の最大荷重を比較 するとどの試験においても大きく異なっている. そのた め、3行二面せん断試験においても破壊モードからの最 大荷重の算出は困難であると考えられる.

表-6 3行試験体の破壊モード別理論値

試験 体名	<i>P</i> ₁ [kN]	<i>P</i> ₂ [kN]	<i>P</i> ₃ [kN]	<i>P</i> ₄ [kN]	<i>P</i> ₅ [kN]	試験に よる平均 最大荷重 [kN]
3×4a	131 0	115 5	07 1	135.6	83.1	68.6
3×4b	131.9	115.5	97.1	155.0	128.6	64.4
3×8a	121 5	220.2	125.2	211.0	121.2	91.4
3×8b	151.5	230.2	155.2	211.9	166.6	93.9

4. 接着接合部応力分布式を用いた設計式検討

ここでは,接着接合部応力分布式を用いて二面せん 断試験の設計式を検討する.

(1) 接着接合部応力分布式

まずは接着接合部応力分布式ついて述べる. ここでは 接着接合の二面せん断モデルの対称性を考慮して,母材 中央で分割したモデルに置き換えることで理論式を誘導 する.理論式で用いる力学モデルを図-10に示す.接合 材と母材は引張力のみを伝達し,接着層はせん断力のみ 伝達することとする.また,曲げモーメントは生じない ものとする.ここで,P:引張荷重,l:接着区間長, h_s :接合材厚, h_m :母材厚,t:接着層厚である.図-10(b)の力のつり合いより誘導できる接合材の接着接合 部軸応力分布式を式(6)に,接着層のせん断応力分布式 を式(7)に示す.

$$\sigma_{s} = \left(\frac{P(\eta - 2) \cdot \cosh \lambda x}{4(\eta + 2) \cdot \cosh \lambda l} + \frac{P \sinh \lambda x}{4 \sinh \lambda l} + \frac{P}{\eta + 2}\right) / b \cdot h_{s} \qquad (6)$$
$$\tau = \left(\frac{\lambda P(\eta - 2) \cdot \sinh \lambda x}{4(\eta + 2) \cdot \cosh \lambda l} + \frac{\lambda P \cosh \lambda x}{4 \sinh \lambda l}\right) / b \qquad (7)$$

$$\Box \Box \Box, \quad \lambda = \sqrt{\frac{G}{t} \left(\frac{1}{h_s E_s} + \frac{2}{h_m E_m} \right)} \quad , \quad \eta = \frac{h_m E_m}{h_s E_s}$$

であり, *b*:部材幅, *G*:せん断弾性係数, *E*_s:接合材弾 性係数, *E*_m:母材弾性係数である.



(b) 一面せん断モデル 図-10 引張荷重が作用する接着接合部の模式図

(2) 接合材の接着接合軸応力分布式と試験体応力の比較

前節の式(6)を用いて接合材の接着接合軸応力分布を 描き,図-11に示す.式(6)において未知数となるのはせ ん断弾性係数G及び接着層厚tであるため,ここではGt を一つの変数として変化させ,グラフを描いている.接 着区間長lは,正の方向についてはx2=0の点から最も遠い ビスまでの距離とし,負の方向についてはFRP板端まで の距離としている.荷重Pは損傷が生じていないと思わ れる範囲での荷重としている.また,試験体に貼付した 歪ゲージより得られた歪に表-1の縦弾性係数を乗じて得 た応力を図-11に併せて示す.

これを見ると,接合材の接着接合軸応力分布と試験に より得られた応力分布はおおむね一致しているとわかる. 1×4のx2=68.75mmの応力や,1×8,3×8のx2=123.75mm の応力は応力分布式に比べて小さい値となっているが, 3×4ではよい近似となっていることから試験によるばら つきであると考えられる.また,1行試験に比べて3行試 験の方がよく近似しており,4列試験よりも8列試験の方 がよく近似している.



図-11 接合材接着接合軸応力分布と試験結果の比較

(3) 接着接合せん断応力分布による理論値

ここでは接着接合せん断応力分布を用いて、二面せん 断試験の最大荷重理論値を算出する. 各図の上には母材 との対応箇所を示している. 式(7)を用いて描いた接着 接合応力分布を図-12に示す. どの試験体においても*G/t* は5MPa/mmとしているが、これは図-11において*G/t*= 5MPa/mm程度が試験結果の応力分布とよく近似してい ると考えられるためである.

試験体は、このせん断応力分布において各ビス間での 積分値が最も大きい箇所で初期の損傷が生じると考える. 図-12のせん断応力分布の形状より、4列試験では x_2 =-55mm~-27.5mmの区間、8列試験では x_2 =-110mm~-82.5mmの区間で最も積分値が大きくなる.この積分値 に試験体の幅を乗ずることで、4列試験では x_2 =-55mmの ビス、8行試験では x_2 =-110mmのビスが負担している荷 重を導くことが出来る.この荷重は母材においては板厚 の違いから二倍の荷重となりこれを P_1 とおく.また、荷 重は1行試験ではビスの左右で P_1 2づつ負担し、3行試験 では各ビス間で P_1 4づつ負担していると考える.この値 を板厚tとドリルビスのピッチpを乗じたもので除すると、 試験体の母材において最も大きいせん断応力 τ_{mx} を求め ることができる.

表-7は式(7)で得られるせん断応力度 ϵ に対応する母材 の面内せん断応力度がせん断強度 F_2 に達した時の荷重 P_{Imax} と試験による最大荷重 P_{2max} を比較している. $P_{\text{Imax}}/P_{\text{2max}}$ の値を見ると0.88~1.08と両者はよく合ってい ることから、二面せん断試験の最大荷重の設計が可能で あると考えられる.

表-8にはボルトとドリルビスの多列配置時の荷重負担 割合を示す.ドリルビスの値は、図-12(a)及び(c)のグラ フの各ビス間での積分値より算出している.ボルトは両 端の負担割合が中央に比べて大きい²⁰のに対し、ドリル ビスの負担割合はほぼ一定となった.

試験	F_2	$P_{1 \max}$	$P_{2\max}$	$P_{1 \max}$
体名	[MPa]	[kN]	[kN]	$P_{2 \max}$
1×4		34.10	34.42	1.01
1×8	26.80	52.10	56.30	1.08
3×4a		68 20	68.59	1.01
3×4b	20.80	08.20	64.38	0.94
3×8a		104 20	91.43	0.88
3×8b		104.20	93.88	0.90

表-7 接着接合応力分布式による理論値荷重と 試験による最大荷重の比較



(d) 3×8試験体(104.2kN時)図-12 接着接合せん断応力分布

表-8 ボルトとドリルビスの多列配置時荷重負担割合 (a) 4列

列	1列目	2列目	3列目	4列目
ボルト ²⁾	0.30	0.20	0.20	0.30
ドリルビス	0.27	0.25	0.24	0.24

列	1列目	2列目	3列目	4列目
ドリルビス	0.18	0.15	0.12	0.11
列	5列目	6列目	7列目	8列目
ドリルビス	0.11	0.10	0.11	0.12

5. おわりに

ドリルビスを多行多列配置した引抜成形GFRPの二面 せん断試験により得られた知見を以下に示す.

- (1) 接合材に生じる軸歪は接合材のFRP板端からの距離 x₁が大きくなるほど前後の歪との差が小さくなり, この箇所の応力はほとんど変化しない.そのため, ビスの本数が多くなるほど,ビス本数の累加によ る耐力の算出は困難となる.
- (2) 破壊モードから算出した耐力と試験時耐力は一致しなかった.
- (3) 接着接合軸応力分布と試験時の軸応力分布はおお むね一致し,接着接合応力分布より試験時耐力を 評価する手法を提案した.
- (4) ドリルビスを4列配置した際の荷重負担割合はボルトと異なり、応力集中は小さいと言えた.

謝辞:本研究にあたっては、AGCマテックス株式会社 にはGFRPを、日本パワーファスニング株式会社にドリ ルビスを提供頂き、また多くの助言・情報を頂きました. ここに感謝の意を表します.

本研究は科学研究費補助金 若手B(課題番号 26820229)の一部として実施されました.

参考文献

- 日本建築学会: FRP 材を用いた合成構造に関する動向 と将来への展望,日本建築学会大会構造部門 PD 資料, 2014.9
- 2) 土木学会: 複合構造標準示方書 2014 年版, 2015.5
- 3) 日本工業規格調査会: JIS K 7015
- 4) 土木学会: 複合構造レポート 09 FRP 部材の接合および鋼と FRPの接着接合に関する先端技術, 2013.11
- Yukihiro Matsumoto, Seishi Yamada and Iwao Komiya: Nonlinear Failure Behavior and Bearing Strength of Bolted Joints in Fiber Reinforced Polymer Plates, Proceeding of The SAMPE Tech 2012, 2012.10
- 6) JEC Group: THE CHALLENGING WORLD OF COMPOSITES, 2013.6
- 7) 守屋一政,井上寛之,加藤勝義:炭素繊維強化積層複 合材と金属材の細径ピンによる接合,日本複合材料学 会誌 第36巻第5号,2010
- 8) 守屋一政,加藤勝義,井上寛之:炭素繊維強化積層複 合材の細径ピンによる穿孔と細径ボルトの密集配置に よる接合,日本複合材料学会誌第37巻第1号,2011
- 9) 井上侑也,松本幸大,三枝玄希,室本章浩,仲本克 則:GFRP 板材のドリルビス接合強度に関する実験的 研究,第11回 複合・合成構造の活用に関するシン ポジウム講演集(CD-ROM),2015.11

MECHANICAL CHARACTERISTICS OF MECHANICAL JOINT FOR GFRP PLATES USING TAPPING SCREW

Yuya INOUE, Nguyen Ngoc Duong, Chito SATAKE and Yukihiro MATSUMOTO

FRP material has good characteristics such as light-weight, high-strength and high-corrosion resistance. Light-weight structure possesses some advantages over the rational constructing procedure such as selfbuilding structures. In recent years, mechanical characteristics of FRP joints using bolts/rivet are investigated in detail, and they are used in many FRP structures. However, the bolts lack bearing strength compared with material strength and the bearing joint needs the prepared bolt hole. Then, an alternative joint system for FRP structures using tapping screw is proposed and mechanical characteristics are investigated through experiments. This paper shows the results of double-lapped tensile shear tests having one, four and eight tapping screws along longitudinal direction. Then, it is shown that longitudinal stress distribution is corresponding to the theory based on double-lapped adhesively bonded joints. Based on these, it is proposed that joint strength can be estimated by using the present calcration method.