単ボルト接合実験による ハンドレイアップGFRP部材の接合部耐力評価

茗荷 将浩¹・Mohammad Abdul KADER²・北根 安雄³・
伊藤 義人⁴・日比 英輝⁵

¹学生会員 名古屋大学大学院 工学研究科社会基盤工学専攻 (〒464-8603 愛知県名古屋市千種区不老町)
E-mail: myoga.masahiro@f.mbox.nagoya-u.ac.jp

²正会員 Dhaka University of Engineering & Technology, Assc. Prof. (Gazipur, Bangladesh)
E-mail: biplotduet@yahoo.com

³正会員 名古屋大学大学院准教授 工学研究科土木工学専攻
(〒464-8603 愛知県名古屋市千種区不老町)
E-mail: ykitane@civil.nagoya-u.ac.jp

⁴フェロー会員 岐阜工業高等専門学校 校長 (〒501-0461 岐阜県本巣市上真桑2236-2)
E-mail: itoh@civil.nagoya-u.ac.jp

⁵正会員 株式会社ヒビ 代表取締役社長 (〒503-1337 岐阜県養老郡養老町直江613-1)
E-mail: hidekey@hibi-frp.co.jp

近年、軽量性や耐食性に優れた材料であるFRPが注目を集めている。しかしFRP部材のボルト接合に関して、FRP材料が自由に材料設計が可能であることから、統一的な設計手法が確立されていないのが現状である。FRP材料が社会基盤施設の構造部材として普及していくために、FRP部材における接合部の強度を適切に評価し、設計手法が確立される必要がある。そこで本研究ではハンドレイアップ成形されたGFRP部材のせん断支圧ボルト接合に着目し、接合部耐力と破壊形式の評価を目的として、寸法パラメータ、ボルト軸力の有無、添接板材料など接合条件の異なる単ボルト供試体を用いて強度実験を行った。その結果から、幅 $w/d \geq 2.5$ かつ縁端距離 $e/d \geq 4$ の時に支圧破壊が生じること、ボルト軸力の導入は接合部耐力を増加させることなどを明らかにした。

Key Words : hand lay-up, FRP, bolted connection, bolt axial force, strength test

1. はじめに

近年、高度経済成長期に建設された社会基盤施設の老朽化が問題となっている。今後、これらの維持管理・更新費の増加が懸念されることから、ライフサイクルコストの観点から社会基盤施設の健全性を評価し効率的に維持管理する重要性が高まっている。このような状況の中で、軽量性や耐食性に優れた材料であるFRP(繊維強化プラスチック)が注目を集めている。日本では歩道橋、道路橋床版、水門、橋梁用検査路などの土木構造物において、FRPが主要部材として用いられた例があるが、まだ普及しているとは言えないのが現状である。その一つの原因として、自由に材料設計が可能であるFRPの特性から、FRP部材のボルト接合に関して、いまだ力学的挙動が明らかにされていない部分も多く、統一的な設計手

法が確立されていないことがあげられる¹⁾。FRP材料が社会基盤施設の主要部材として普及していくためには、FRP部材における接合部の強度を適切に評価し、設計手法が確立されなければならない。海外ではASCE Pre-

図-1 ハンドレイアップ成形されたGFRP板

Standard²⁾や CNR-DT 205/2007³⁾などにおいて FRP 部材を用いたボルト接合部の設計基準が示されているが、適用範囲は限定的である¹⁾。特に、ASCE Pre-Standard では引抜成形 FRP 部材のみを適用の範囲内としており、ハンドレイアップ成形部材は適用の範囲外となっている。

そこで本研究では、ハンドレイアップ成形された GFRP 部材のせん断支圧ボルト接合に着目し、接合部寸法パラメータ、ボルト軸力の有無、添接板材料など、接合条件の異なる単ボルト接合部供試体に対する強度実験を行うことにより、各種接合部条件と接合部耐力や破壊形式の関係を明らかにすることを目的とする。特に、引抜成形では、主に 0 度方向に繊維が配向されているが、本研究では、0 度方向と 90 度方向に同量の繊維が配向されたハンドレイアップ成形材を使用する。実験結果から、ハンドレイアップ GFRP 部材ボルト接合部の設計に関する基礎データを提供するとともに、引抜成形 FRP 部材が適用範囲である ASCE Pre-Standard や、CNR-DT 205/2007 で使用されている耐力評価式との比較を行い、0 度方向と 90 度方向に同量の繊維が配向されたハンドレイアップ GFRP 部材のボルト接合部に対するそれら評価式の適用性について検討を行う。

2. 材料試験

本研究では図-1 に示すようなハンドレイアップ成形された GFRP 板を用いる。強化繊維には安価で汎用性が高く、また積層が容易である 0 度と 90 度に同量のガラス繊維が配向されたロービングクロス材を用いた。ロービングクロス材は幅 90mm のロール状になっており、長手方向の 0 度、幅方向を 90 度としている。質量は 815g/m² で、GFRP 板厚 0.6mm につき 1 層の割合で積層した。マトリックス樹脂には不飽和ポリエステルを使用している。また成形に関して、通常のハンドレイアップ成形方法に加え、上型によって成形体の厚みを管理している。繊維含有率は JIS K 7052 によって求め、板厚 12mm, 9mm, 6mm の GFRP 板で、それぞれ 49.9%, 55.0%, 47.8%であった。

この GFRP 板の材料特性を得ることを目的として引張試験、面内圧縮試験、面外圧縮試験、面内せん断試験、層間せん断試験、および支圧試験の 6 種の材料試験を行った。6 種類の材料試験は表-1 に示す通り、JIS もしくは ASTM に規定される試験方法、また Mottram and Turvey⁴⁾ が提案している支圧試験方法 (WU Test) に基づき、いずれの試験も原則 5 体の試験体を準備した。また、弾性係数を求める試験では、各試験体にひずみゲージを貼り付け、ひずみの測定も行った。試験は MTS 材料試験機、または前川式万能試験機を用いて実施した。

表-1 材料試験の概要と結果

試験	試験体 No.	試験片採取方向	板厚 (mm)	強度		弾性係数	
				平均 (MPa)	変動係数	平均 (GPa)	変動係数
引張 (JIS K 7164)	T0006	0°	6	358	0.084	25.2	0.020
	T0009		9	321	0.050	26.6	0.015
	T0012		12	353	0.042	26.2	0.008
	T9006	90°	6	381	0.032	25.9	0.042
	T9009		9	376	0.024	26.4	0.005
	T9012		12	335	0.019	25.1	0.017
面内圧縮 (JIS K 7018)	C0006	0°	6	274	0.075	28.3	0.041
	C0009		9	294	0.046	27.5	0.034
	C0012		12	267	0.067	26.1	0.072
	C9006	90°	6	364	0.028	28.5	0.033
	C9009		9	307	0.056	27.1	0.058
	C9012		12	288	0.019	26.2	0.031
面外圧縮 (JIS K 7181)	CZ12	板厚方向	12	339	0.045	13.2	0.047
面内せん断 (ASTM D 7078)	SV0006	0°	6	73.4	0.027	3.51	0.104
	SV0012		12	75.2	0.032	3.91	0.111
	SV9006	90°	6	73.0	0.030	3.76	0.031
層間せん断 (JIS K 7057)	B0012	0°	12	34.3	0.012	4.44	0.043
	B9012	90°	12	34.0	0.026	4.64	0.079
支圧 (WU Test) ⁴⁾	MB0012	0°	12	269	0.046	—	—

表-2 材料試験から得られたポアソン比

板厚	ν_{12}	ν_{13}	ν_{23}
6mm	0.130	—	—
9mm	0.135	—	—
12mm	0.137	0.375	0.412

材料試験から得られた材料強度、弾性係数の結果を表-1 に示す。これらは 5 体の平均値である。各試験体種の変動係数は概ね 5% 以下であり、ばらつきは小さい。0 度方向と 90 度方向に同量に繊維を配向していることから C9006 試験体を除くと、繊維方向による材料強度の違いは小さく、その違いは最大でも 17% であった。また、試験体の板厚による材料強度の違いも小さく、最大でも 13% であった。板厚 6mm で 90 度方向に圧縮試験を行った C9006 に関しては、他の面内圧縮の試験結果より大きな強度を示したが、その原因については不明である。しかし、本研究の実験で 90 度方向に圧縮荷重が載荷される場合はないため、実験結果への影響は小さいと考える。

また、引張試験により得られたポアソン比を表-2 に示す。 ν_{12} , ν_{13} , ν_{23} の 1 は 0 度方向、2 は 90 度方向、3 は板厚方向を示している。 ν_{12} と ν_{13} のポアソン比は 0 度方向の引張試験体から、 ν_{23} のポアソン比は 90 度方向の引張試験体から求めた。板厚による差は小さく、またばらつきも大きくなかった。

図-2 接合部供試体

図-3 変位の測定箇所

図-4 GFRP母板の幾何形状

3. 接合部実験方法と現行基準の耐力評価式

GFRP板のせん断支圧ボルト接合供試体の破壊形式と接合部耐力評価の基礎データを得ることを目的として、異なる接合条件を有した単ボルト接合部実験を行い、単ボルト接合部供試体の接合部耐力と破壊形式を得た。

(1) 実験方法

図-2に示すように、ダブルラップ形式の接合部とし、GFRP母板と添接板2枚をボルトを用いてボルト接合した。母板の端部を試験機で掴み引張荷重を矢印のように作用させ、最大荷重が得られるまで実験を行った。ボルトにはM16のステンレスボルト(A2-70)を用い、ワッシャーにはステンレス鋼SUS304で内径17mm、外径32mm、厚さ2.6mmのものを用いた。

また、接合部供試体の変位は一般用変位計とクリップ型変位計を用いて図-3に示す2箇所計測した。変位1の標点間距離は供試体長により異なるが、変位2に関しては10mmである。

(2) 供試体

接合部供試体の母板として、図-4に示すような直径17mmのボルト孔を有するGFRP板を用いた。母板の幅

表-3 供試体一覧

No.	寸法パラメータ		ボルトトルク (N・m)	母板		添接板	
	e/d	w/d		厚(mm)	材料	厚(mm)	材料
J1	4	3	3	12	GFRP	6	鋼
J2	3	4	3	12	GFRP	6	鋼
J3	4	4	3	12	GFRP	6	鋼
J4	4	2	0	12	GFRP	6	鋼
J5	4	4	0	12	GFRP	6	鋼
J6	2	4	0	12	GFRP	6	鋼
J7	2	4	3	12	GFRP	6	鋼
J8	1.5	4	3	12	GFRP	6	鋼
J9	4	2.5	3	12	GFRP	6	鋼
J10	4	5	0	12	GFRP	6	鋼
J11	4	2	3	12	GFRP	6	鋼
J12	4	2	3	12	GFRP	12	GFRP
J13	1.5	4	3	12	GFRP	12	GFRP
J14	4	4	3	12	GFRP	12	GFRP
J15	4	2	0	6	GFRP	6	鋼
J16	1.5	4	0	6	GFRP	6	鋼
J17	4	4	0	6	GFRP	6	鋼
J18	4	2	3	12	GFRP	6	GFRP
J19	1.5	4	3	12	GFRP	6	GFRP
J20	4	4	3	12	GFRP	6	GFRP
J21	4	4	3	6	GFRP	6	鋼
J22	1.5	4	0	12	GFRP	6	鋼

w 、縁端距離 e 、ボルトの呼び径 d を用いて寸法パラメータ w/d と e/d を定義する。これらの寸法パラメータや、板厚 t 、添接板の材料(GFRPまたはSUS304ステンレス鋼)、ボルト軸力の有無を変化させ、それぞれ接合条件の異なる供試体を作成した。ボルト軸力無の供試体ではピン状態として载荷中にボルト軸力が作用しないように母板と添接板の間に3mmずつ間隔を空けて実験を行い、ボルト軸力有の供試体では既往の研究⁹⁾から手締め程度のボルト軸力としてトルクレンチで3N・mのボルトトルクを導入して実験を行った。なお、ひずみゲージを埋め込んだ軸力測定用ボルトを用いたボルト軸力測定から、3N・mのボルトトルクは約1.2kNのボルト軸力に相当することが明らかとなっている。なお、母板と添接板の表面処理は行っていない。

供試体は全22セットで、供試体の接合条件は表-3に示す。寸法の誤差については $\pm 0.3\text{mm}$ 程度であった。全ての供試体で1セットにつき原則3体の実験を行い、接合部耐力は3体の平均とした。

(3) 耐力評価式

接合部の耐力評価を行うため、アメリカのASCE Pre-Standard⁹⁾とイタリアのCNR-DT 205/2007⁹⁾で定義される耐力評価式により、材料試験の結果を用いて、接合部耐力の計算値を算出する。

各基準では接合部耐力評価式の適用範囲が示されている。ボルト列数では、ASCE Pre-Standardでは4列まで、CNR-DT 205/2007では3列までを適用範囲としている。

表4 耐力算定式の結果と実験結果

No.	ASCE Pre-Standard (kN)			CNR DT205/2007 (kN)			初期破壊			終局破壊		
	引張	せん断	支圧	引張	せん断	支圧	形式	耐力(kN)	変動係数	形式	耐力(kN)	変動係数
J1	69.1	70.1	51.6	119	101	51.6	支圧	55.2	0.146	引張	84.2	0.051
J2	86.5	49.9	51.6	181	72.2	51.6	せん断	50.2	0.023	せん断,引張	76.3	0.040
J3	88.8	70.1	51.6	181	101	51.6	支圧	57.0	0.030	引張	93.1	0.003
J4	39.7	70.1	51.6	57.7	101	51.6	引張	37.7	0.048	引張	50.8	0.037
J5	88.8	70.1	51.6	181	101	51.6	支圧	35.3	0.175	支圧	48.2	0.031
J6	82.2	29.7	51.6	181	43.3	51.6	せん断	25.4	0.079	せん断	45.8	0.060
J7	82.2	29.7	51.6	181	43.3	51.6	せん断	35.2	0.187	せん断	59.5	0.020
J8	78.3	19.6	51.6	181	28.9	51.6	せん断	20.9	0.060	せん断	44.5	0.039
J9	55.9	70.1	51.6	88.5	101	51.6	支圧	53.0	0.037	引張	70.8	0.076
J10	101	70.1	51.6	242	101	51.6	支圧	40.2	0.083	支圧	51.2	0.026
J11	39.7	70.1	51.6	57.7	101	51.6	引張	39.6	0.160	引張	56.8	0.029
J12	39.7	70.1	51.6	57.7	101	51.6	引張	48.0	0.055	引張	57.4	0.029
J13	78.3	19.6	51.6	181	28.9	51.6	せん断	21.7	0.012	せん断	44.0	0.020
J14	88.8	70.1	51.6	181	101	51.6	支圧	56.8	0.077	引張	90.4	0.010
J15	20.1	34.2	25.8	29.3	49.3	25.8	支圧	17.4	0.156	支圧	20.0	0.010
J16	39.7	9.6	25.8	91.7	14.1	25.8	せん断	11.3	0.025	せん断	17.4	0.013
J17	45.0	34.2	25.8	91.7	49.3	25.8	支圧	17.0	0.089	支圧	17.9	0.020
J18	39.7	70.1	51.6	119	101	51.6	引張	43.6	0.105	引張	59.3	0.030
J19	78.3	19.6	51.6	181	28.9	51.6	せん断	19.7	0.101	せん断	41.0	0.024
J20	88.8	70.1	51.6	181	101	51.6	支圧	47.6	0.077	支圧, 曲げ	95.1	0.030
J21	45.0	34.2	25.8	91.7	49.3	25.8	支圧	21.9	0.032	引張	49.7	0.020
J22	78.3	19.6	51.6	181	28.9	51.6	せん断	20.3	0.060	せん断	38.8	0.010

また, FRP 材料に関しては ASCE Pre-Standard では引抜成形FRP部材のみを対象としている. さらに, 両基準とも, ボルト軸力が接合部耐力に与える影響については, 考慮されていない. そこで, 本研究では, ハンドレイアップ成形部材に対して, 各基準のボルト接合部耐力評価式が適用可能であるかについて, 単ボルト接合部の実験結果と比較することにより検討する.

各基準で定義される支圧耐力, 引張耐力, およびせん断耐力の評価式をそれぞれ以下に示す.

a) 支圧破壊

ASCE Pre-Standard および CNR-DT 205/2007 で定義される支圧耐力 P_{br} の評価式は同じであり, 式(1)で表される.

$$P_{br} = dt\sigma_{br} \quad (1)$$

ここで, d はボルトの呼び径, t は板厚, σ_{br} は表-1 に示した WU Test から得られた支圧強度 (=269MPa) である.

b) 引張破壊

ASCE Pre-Standard と CNR-DT 205/2007 で定義される引張耐力 P_{nt} の評価式はそれぞれ式(2)と式(3)で表される.

$$P_{nt1} = \frac{1}{K_{nt}} (w - d_n) t \sigma_T \quad (2)$$

$$K_{nt} = C_L \left(S_{pr} - 1.5 \frac{S_{pr} - 1}{S_{pr} + 1} \Theta \right) + 1 \quad (2a)$$

$$S_{pr} = w / d \quad (2b)$$

$$\Theta = \begin{cases} 1.5 - 0.5 \frac{w}{e} & \text{for } \frac{e}{w} \leq 1 \\ 1.0 & \text{for } \frac{e}{w} > 1 \end{cases} \quad (2c)$$

$$C_L = \begin{cases} 0.5 & \text{FRPが形材の場合} \\ 0.4 & \text{FRPが板材の場合} \end{cases} \quad (2d)$$

$$P_{nt2} = \frac{1}{\gamma_{rd}} (w - d_n) t \sigma_T \quad (3)$$

ここで, K_{nt} は応力集中を考慮する係数であり式(2a)から式(2d)を計算することで得られる. w は板幅, e は縁端距離, d_n はボルト孔径で 17mm である. σ_T は引張強度で板厚 6mm または板厚 12mm の 0°方向の材料引張試験から得られた強度の平均値を用いた. γ_{rd} は孔あき断面のモデル化の部分係数で, 1.11 と仮定されている.

c) せん断破壊

ASCE Pre-Standard と CNR-DT 205/2007 で定義されるせん断耐力 P_{sh} の評価式はそれぞれ式(4)と式(5)で表される.

$$P_{sh1} = 1.4 \left(e - \frac{d_n}{2} \right) t \tau_{sh} \quad (4)$$

$$P_{sh2} = 2.0 \left(e - \frac{d_n}{2} \right) t \tau_{sh} \quad (5)$$

ここで、 τ_{sh} はせん断強度であり、板厚 6mm の場合 SV0006 のせん断強度を用い、板厚 12mm の場合 SV0012 のせん断強度を用いた。

各耐力評価式による各破壊形式の接合部耐力の計算結果は表-4 に示す。なお、計算に用いる各寸法は表-3 に示した公称値を用いた。斜体の数値は 3 つの破壊形式の接合部耐力うちの最小値を示している。

4. 接合部実験結果

実験により得られた各供試体の破壊形式と接合部耐力を表-4 にまとめる。全ての破壊形式に対して、実験から得られた荷重－変位曲線において、剛性が初期剛性から 30%低下した時点初期破壊と定義した。初期剛性は最大荷重の 2 割から 4 割までの範囲の荷重－変位関係の近似直線の勾配とし、各時点の剛性は荷重増分が約 1kN の範囲での割線剛性とした。また、初期破壊を剛性が初期剛性から 30%低下した点とした理由は、30%の剛性低下

が生じるとその後大きく剛性が低下していくことが観察されたためである。また支圧耐力の評価方法の 1 つであるボルト孔が 4%変形した時の荷重と概ね一致することが確認されたこともその一因である。一方、荷重－変位曲線の荷重のピーク時を終局破壊と定義した。なお、本章で示す荷重－変位関係の変位には、母板と添接板の相対変位を用い、図-3 に示す変位 2 に対応する。

また表-4 に示す各破壊形式は、破壊発生時と実験後で損傷の大きさに差はあっても破壊形式までは変わらないと判断して、実験後の供試体の損傷の様子から推定した。各供試体種の 3 体で破壊形式に違いは見られなかった。実験では支圧破壊、引張破壊、せん断破壊の破壊形式が観察された。引張破壊は最も純断面積が小さくなるボルト孔付近で生じ、せん断破壊はボルト孔から縁端にかけて斜め方向に生じ、支圧破壊はボルト孔から縁端に向かってボルト孔を広げるように生じた。

また各供試体の耐力のばらつきに関して、終局耐力の変動係数が概ね 5%以下でありばらつきは小さいと判断できるが、初期破壊耐力では変動係数が 10%を超えるような供試体も観察された。これは初期破壊を剛性によって定義していることが原因であると考えられる。

(1) 支圧破壊

母板厚が 12mm の供試体の場合、 $w/d \geq 2.5$ かつ $e/d \geq 4$ で支圧破壊が生じ、母板厚が 6mm の供試体の場合、 $w/d \geq 2$ かつ $e/d \geq 4$ で支圧破壊が生じた。

a) ボルト軸力の有無の影響について

破壊形式はボルト軸力の有無で明確な違いが見られた。ボルト軸力を導入しなかった供試体では、図-5 に示すように初期破壊として支圧破壊が生じ、終局破壊では図-6 に示すように支圧破壊が大きく進展した。さらに図-7 に

図-5 初期支圧破壊

図-6 終局支圧破壊の様子(ボルト軸力無：J10)

図-7 支圧破壊による面外変形(ボルト軸力無：J10)

図-8 初期支圧破壊・終局引張破壊を示した供試体の実験後の様子(ボルト軸力有：J1)

図-9 ボルト軸力による面外変形の拘束(ボルト軸力有：J1)

図-10 J10の荷重-変位関係(支圧破壊:ボルト軸力無)

図-11 J14の荷重-変位関係(支圧破壊:ボルト軸力有)

示すように面外方向への材料のはらみ出しが観察された。

一方、手締め程度のボルト軸力を導入した供試体では、初期破壊として支圧破壊が生じ、図-8に示すように、終局破壊は引張破壊であった。また、図-9に示すように支圧破壊による面外方向へのはらみ出しは見られなかった。ボルト軸力を導入したことによって、支圧破壊による面外へのはらみ出しが拘束されたことが原因であると考えられる。この拘束効果によって支圧破壊の進展が抑えられ、引張耐力まで接合部耐力が増加したと考えられる。

J10(ボルト軸力無)とJ14(ボルト軸力有)の荷重-変位関係を図-10と図-11に示す。ボルト軸力を導入していない供試体J10では、支圧破壊によって明確な荷重のピークが現れ、その後は支圧破壊の進展によって大きな変位の増加が見られた。しかし、ボルト軸力を導入した供試体J14では支圧破壊が生じた後も荷重が増加し、最終的に引張による破断が生じた。

また、初期強度に関してボルト軸力の有無で大きな違いが見られた。初期強度は、初期破壊耐力を板厚とボルト径で除すことで算出した。母板厚12mmの供試体において、ボルト軸力無の供試体(J5, J10)では平均196MPaであったのに対し、ボルト軸力有の供試体(J1, J3, J9, J14)では47%増加し平均289MPaであった。これはボルト軸力による拘束力が、支圧破壊による面外への変形を抑制したことが最も大きな原因である。また、ボルト軸力導入による摩擦力も耐力上昇の一因となりうるが、手締め程度として導入した3N・mのボルトトルクは約1kN程度のボルト軸力に相当するのみであり、摩擦力の影響は小さいと考えられる。

これらの結果から、手締め程度であっても、ボルト軸

図-12 板厚の違いによる荷重-変位関係の比較

表-5 板厚と支圧強度の関係(単位: MPa)

母板厚	6mm	12mm	6mm	12mm
軸力の有無	無		有	
初期強度(MPa)	179	196	228	289
終局強度(MPa)	197	259	-	-

力の導入は支圧強度を増加させ、さらには初期支圧破壊後も荷重を増加させる効果があることがわかった。

b) 板厚の影響について

本実験では、母板厚に6mmと12mmを用いた。J10(板厚12mm)とJ15(板厚6mm)の荷重-変位関係を図-12に示す。板厚の違いによって破壊形式の違いは見られず、ボルト軸力無の供試体では支圧破壊のみが、ボルト軸力有の供試体では支圧破壊の後に引張破壊が生じた。ただし、板厚の大小によって支圧強度に違いが見られた。

板厚と支圧強度の関係を表-5に示す。初期・終局支圧強度は、初期・終局耐力を板厚とボルト径で除すことで算出した。なお、板厚は母板で壊れた場合は母板厚を、添接板で壊れた場合には添接板厚を用いた。ボルト軸力無の供試体の初期強度に着目すると、母板厚6mmの供試体(J15, J17)では平均179MPaであったのに対し、母板厚12mmの供試体(J5, J10)では母板厚6mmに比べて10%増加し平均196MPaであった。終局強度に着目すると、母板厚6mmの供試体(J15, J17)では平均197MPaであったのに対し、母板厚12mmの供試体(J5, J10)では母板厚6mmの場合に比べて31%増加し平均259MPaであった。

また、ボルト軸力有の供試体の初期強度に着目すると、母板厚6mmの供試体(J21)では平均228MPaであったのに対し、母板厚12mmの供試体(J1, J3, J9, J14)では母板厚6mmに比べて27%増加し平均289MPaであった。

この板厚の増加による支圧強度の増加は、繊維の座屈抵抗が影響していると考えられる。FRP材料の支圧破壊は繊維の座屈によって生じるが、板厚を増加させることで座屈抵抗が増加し、その結果として支圧強度が増加したと考えられる⁹⁾。

表-6 添接板材料と初期支圧強度の関係

添接板	支圧強度(MPa)	破壊箇所
6mmGFRP板(J20)	248	添接板
12mmGFRP板(J14)	296	母板
6mm鋼板(J1,J3,J9)	287	母板

図-13 添接板における支圧破壊(J20)

c) 添接板材料の違いについて

本実験では添接板として板厚 6mm の GFRP 板, 板厚 12mm の GFRP 板, 板厚 6mm の鋼板を用いて実験を行った. 全ての供試体の母板厚は 12mm である. ボルト軸力を導入していない供試体は母板と添接板の接触がなく, 添接板材料の違いが強度に影響を与えないため, 比較の対象としない. 添接板材料と初期支圧強度の比較を表-6 に示す. 支圧強度の算出に関して, 母板で支圧破壊した場合には母板厚 12mm を用い, 添接板で支圧破壊した場合は 2 枚の添接板厚の合計を用いた.

添接板の違いによって破壊箇所の違いが見られた. 添接板に 6mm 厚鋼板や 12mm 厚 GFRP 板を用いた場合, 母板のみで支圧破壊が生じた. しかし添接板に 6mm 厚 GFRP 板を用いた供試体では, まず図-13 のように添接板において支圧破壊が生じ, 後に母板で支圧破壊が生じた. また, 支圧破壊によって母板と添接板の両方で面外方向に変形が生じた結果, 図-14 のように添接板にワッシャーがめり込むような破壊が見られた. 2 枚の添接板厚の合計が母板厚と等しいにも関わらず添接板で先に支圧破壊が生じたのは, 4.(1)b)で示したように添接板に用いている 6mm 厚 GFRP 板の支圧強度が, 母板に用いている 12mm 厚 GFRP 板の支圧強度よりも小さいためである.

母板のみで支圧破壊が生じた供試体の場合, 添接板が 12mm 厚 GFRP 板の供試体では支圧強度が平均 296MPa で初期の支圧破壊が生じ, 添接板が 6mm 厚鋼板の供試体では平均 287MPa で初期の支圧破壊が生じた. 一方, 添接板で最初に支圧破壊が生じた 6mm 厚 GFRP 添接板の供試体では, 平均 248MPa で支圧破壊が生じた. これらの結果から, 母板のみで支圧破壊が生じる場合は, 添接板の板厚は支圧強度に影響を与えないが, 2 枚の添接板厚の合計が母板厚と等しい場合は添接板で先に支圧破壊が生じるため接合部耐力が小さくなることがわかる. その

図-14 添接板への留め具のめり込み(J20)

ため, 添接板厚は母板厚の半分より大きくする必要があると考えられる.

d) 耐力評価式との比較

支圧耐力の評価式は式(1)に示したように, ASCE Pre-Standard, CNR-DT 205/2007 とともに同じである. また, 本研究では支圧試験方法(WU Test)から得られた支圧強度を材料の支圧強度と定義して耐力評価に用いた. 母板厚 12mm でボルト軸力無の供試体(J5, J10)について評価式から算出された終局支圧耐力は 51.6kN であるのに対し, 実験から得られた終局支圧耐力は J5 の平均が 48.2kN, J10 の平均が 51.2kN であり, 評価式は 6.6%と 0.8%の誤差で耐力を予測できている. このことから, 本研究で用いたハンドレイアップ GFRP 部材において, WU Test から得られた支圧強度を用いて, 式(1)から支圧耐力を精度よく予測できることがわかる.

また, WU Test から得られた支圧強度が 269MPa であったのに対し, 表-1 に示したように JIS K 7018 から得られた板厚 12mm で 0 度方向(C0012)の面内圧縮強度が 267MPa であったことから, 本研究で用いた材料において板厚 12mm の場合は面内圧縮強度によっても接合部支圧耐力の予測ができると考えられる.

これらの検討から, ハンドレイアップ GFRP 部材を用いた接合部のボルト軸力無の場合の終局支圧耐力に対して, ASCE Pre-Standard と CNR-DT 205/2007 の評価式が適用できると言える.

(2) 引張破壊

引張破壊が生じた供試体は, 初期破壊と終局破壊ともに引張破壊が生じたものと, 初期破壊には支圧破壊が生じ, その後に終局破壊として引張破壊が生じたものの 2 種類に分類される. 初期破壊と終局破壊ともに引張破壊が生じた供試体はすべて $w/d \leq 2$ であった. 初期破壊で支圧破壊が生じた供試体では, 追加の実験で初期破壊後に載荷を終了して, 破壊モードが支圧破壊であることを確認した.

初期引張破壊は応力集中が生じるボルト孔近傍の引張応力が材料強度に達し, 剛性が低下することで生じる. 終局引張破壊は図-15 に示すように, 純断面積が最も小

図-15 引張破壊の様子

さくなる断面で破断が生じた。また、ボルト軸力を導入していない J4 では引張破壊と共に層間の剥離が広い範囲で見られたが、ボルト軸力を導入した J11 等ではわずかに生じたのみであった。

a) ボルト軸力の有無の影響について

ボルト軸力無で $w/t=2$ の 12mm 厚母板供試体(J4)の終局引張耐力が 50.8kN であるのに対し、ボルト軸力有で $w/t=2$ の 12mm 厚母板供試体(J11, J12, J18)の終局引張耐力の平均値は 57.8kN であった。ボルト軸力によって約 14% の引張終局耐力の増加が確認されたが、ボルト軸力の拘束によって層間の剥離が拘束されたことが主な原因と考えられる。図-15 に示したようにボルト軸力を導入していない供試体では引張破壊に伴って層間の剥離が広範囲に生じた。一方、ボルト軸力を導入した供試体では同様の破壊はわずかに生じたのみであり、ボルト軸力の効果によって拘束されたためであると考えられる。

また支圧破壊と同様、ボルト軸力導入による摩擦力の影響は小さいと考えられる。

b) 板厚の影響について

ボルト軸力無で $w/t=2$ の 12mm 厚母板供試体(J4)と、同じくボルト軸力無で $w/t=2$ の 6mm 厚母板供試体(J15)を比較すると、J4 では引張破壊が生じたのに対し、J15 は、その支圧強度の低さから引張破壊は生じず、支圧破壊となった。6mm 厚母板で引張破壊が生じるためには、 w/d がさらに小さくならなければならない。

c) 添接板材料の違いについて

ボルト軸力有で $w/t=2$ の 12mm 厚母板に対して、添接板に 6mm 厚鋼板を用いた供試体(J11)、12mm 厚 GFRP 板を用いた供試体(J12)、6mm 厚 GFRP 板を用いた供試体(J18)の 3 種類の添接板の違いを比較すると、それぞれの終局引張耐力が J11 で 56.8kN、J12 で 57.4kN、J18 で 59.3kN であった。これらの結果から、添接板材料の違いによる引張耐力への影響は小さいと考えられる。

d) 破壊の推移について

初期・終局破壊ともに引張破壊のみが生じた供試体と、初期に支圧破壊が生じた後に終局破壊として引張破壊が生じた供試体の終局引張強度を比較する。各供試体の終局時の引張強度は、終局引張耐力を純断面積で除した以下の式(6)で算出した。

図-16 終局引張強度の比較

図-17 荷重-変位関係(J4)

$$\sigma_{nt} = \frac{P_{nt}}{(w - d_n)t} \quad (6)$$

ここで P_{nt} は終局引張耐力、 w は板幅、 d_n はボルト孔径、 t は板厚である。算出結果を図-16 に示す。図-16 に示されるように、2 種類の破壊形式の分類によって終局引張強度が大きく異なることがわかる。初期破壊として支圧破壊が生じた後に引張破壊が生じた供試体(J1, J3, J9, J14, J21)は、初期・終局破壊共に引張破壊が生じた供試体(J4, J11, J12, J21)と比較して大きく終局引張強度が低下しており、最も小さいもので 5 割程度の引張強度となっている。これは、ボルト孔付近に生じた支圧の損傷が引張に抵抗する断面まで広がったことが原因として考えられる。また、供試体によって終局引張耐力の低下率が異なっており、幅の大きい供試体ほど低下率が大きい。これは、幅の大きい供試体ほど、供試体幅方向の引張応力分布が大きく、孔周辺の支圧損傷が与える影響が大きくなることが原因の一つと考えられる。

e) 荷重-変位曲線について

初期・終局破壊共に引張破壊が生じた供試体の荷重-変位曲線を図-17 に示す。載荷直後は線形的に推移するが、次第に剛性が低下し非線形性を示し、最終的に破断する。支圧破壊やせん断破壊と比較して変形が小さく最大荷重後に急激に荷重が低下する特徴がみられる。

図-18 算定値と実験値の比較

図-19 ボルト孔近傍の応力集中

f) 耐力評価式との比較

ASCE Pre-Standard と CNR-DT 205/2007 で定義されている引張耐力評価式と実験結果を比較する。耐力評価式による算定値と、実験における初期破壊荷重および終局破壊荷重の比較を図-18に示す。

初期破壊時の耐力と ASCE Pre-Standard の算定値との誤差は 0.2~17% となり、終局破壊時の耐力と CNR-DT 205/2007 の算定値との誤差は 2~14% となった。この違いはそれぞれの評価式の成り立ちが原因である。ASCE Pre-Standard の引張耐力評価式では、式(2)に示したように応力集中を考慮した係数 K_{nt} が含まれており、図-19に示されるような、大きな応力集中が生じるボルト孔近傍の引張応力が、材料の引張強度に達する状態を引張耐力と定義している。そのため ASCE Pre-Standard の評価式は初期破壊時の耐力を評価できるが、終局耐力を予想することはできない。なお係数 K_{nt} は、供試体の寸法パラメータ ed および w/d や荷重直角方向のボルト本数によって決まる。 $ed/d=4$ かつ $w/d=2$ 、荷重直角方向のボルト本数が 1 本である供試体 J4, J11, J12, J18 の場合、係数 K_{nt} は 1.6 となる。

一方、CNR-DT 205/2007 の引張耐力評価式では、孔あき断面のモデル化の部分係数 γ_{Rd} (=1.11) が含まれているが、応力集中に関する係数は含まれていない。CNR-DT 205/2007 の評価式は、初期破壊時の引張耐力ではなく、終局破壊時の純断面での引張耐力を算出している。

これらの検討から、ハンドレイアップ GFRP 部材を用

図-20 初期せん断破壊の様子(J2)

図-21 終局せん断破壊の様子

図-22 せん断破壊と引張破壊の様子(J2)

いた接合部においても ASCE Pre-Standard は初期引張耐力に対して、CNR-DT 205/2007 は終局引張耐力に対して適用できると言える。

(3) せん断破壊

表-4に示すように、本研究で実験した供試体では、初期破壊でせん断破壊が生じた供試体は、終局破壊でもせん断破壊が生じた。また、せん断破壊が生じた供試体はいずれも $ed \leq 3$ であった。初期せん断破壊では図-20に示すようにボルト孔から縁端部に向かってせん断破壊線が生じ、剛性が大きく低下した。終局せん断破壊では図-21に示すように、ボルト孔から縁端部にかけて斜め方向に破断が生じた。

しかし J2 に関しては、斜め方向にせん断破壊が生じた後に、引張破壊が生じた。図-22に破壊後の母板を示す。これは、J2 の縁端距離 ed が 3 と他の供試体より大きいことが原因と考えられ、斜め方向のせん断破壊が生じるにつれ、引張荷重を受け持つ断面が小さくなったことが原因であると考えられる。

a) ボルト軸力の有無について

図-21に示すように、ボルト軸力の有無に関わらず終局破壊では斜め方向にせん断破壊線が生じた。ボルト軸力を導入していない供試体ではせん断破壊に伴って面外へのふくらみが生じたが、ボルト軸力を導入した供試

図-23 ボルト軸力の有無によるせん断耐力の比較

図-24 荷重-変位関係(J13)

体では締付力による拘束によって面外へのふくらみは生じなかった。

ボルト軸力の有無による終局せん断耐力の比較を図-23に示す。同じ寸法パラメータ e/d を有していても、ボルト軸力の有無によってせん断耐力が異なっていることがわかる。 $e/d=1.5$ の供試体ではボルト軸力の導入によってせん断耐力が 15%増加し、 $e/d=2$ の供試体では 30%増加した。これは、ボルト軸力の導入によって、せん断破壊時の面外へのふくらみを拘束し、せん断破壊の進展が抑えられたことが主な原因として考えられる⁷⁾。また、他の破壊形式と同様、ボルト軸力導入による摩擦力の影響は小さいと考えられる。

b) 板厚の影響について

$e/d=1.5$ でボルト軸力無の 12mm 厚母板供試体(J22)と、 $e/d=1.5$ でボルト軸力無の 6mm 厚母板供試体(J16)を比較する。J22 の終局せん断耐力は 38.8kN であるのに対し、J16 の終局せん断耐力は 17.4kN であった。終局せん断耐力を板厚と 2 倍の縁端距離で割った値を終局せん断強度とすると、J22 の終局せん断強度は J16 と比較して 11%増加した。表-1 に示した材料試験の結果から、12mm 厚 GFRP 板の面内せん断強度は 6mm のものと比べて約 3%大きい。材料特性の差によって終局せん断強度の差が生じたものと推察され、板厚が終局せん断強度に与える影響は小さいと考えられる。

c) 添接板材料の違いについて

$e/d=1.5$ でボルト軸力有の 12mm 厚母板に対して、6mm 厚の鋼添接板を用いた供試体(J8)、12mm 厚の GFRP 添接板を用いた供試体(J13)、6mm 厚の GFRP 添接板を用いた供試体(J19)の終局せん断耐力は、J8 が 44.5kN、J13 が 44.2kN、J19 が 41.0kN であった。これらの結果から、添接板材料の違いによるせん断耐力への影響は小さいと考えられる。

d) 荷重-変位曲線について

せん断破壊を生じた供試体の荷重-変位曲線の一例(J13)を図-24に示す。載荷初期は線形に推移するが、図-20に示した初期破壊が生じると次第に剛性が低下し非

図-25 耐力評価式との比較

線形性を示すことが確認できる。図-24において、荷重が 40kN 以上になると曲線が大きく横ばいになっていることから、せん断破壊に関しては最大荷重に至る前に大きく剛性が低下することがわかる。これはせん断応力とせん断ひずみの非線形性によるものであると考えられる。

e) 耐力評価式との比較

ASCE Pre-Standard と CNR-DT 205/2007 で定義されているせん断耐力評価式と実験結果を比較する。図-25に耐力評価式による算定値と初期耐力・終局耐力の実験値の比較を示す。最終的に引張破壊した J2 は除外した。図-25から、ASCE Pre-Standard の算定値と初期耐力の比較において、J6 と J7 の耐力が算定値と大きく異なっているが、J8、J13、J16、J19、J22 に関して誤差は 7%、10%、15%、0.6%、7%で平均すると約 8%の誤差であり、初期耐力をほぼ予測できていると言える。J6 と J7 に関しては表-4に示したようにばらつきが大きく、平均値によって評価できていない。初期耐力のばらつきが大きくなったのは、初期剛性がばらついたことが要因であり、初期剛性の取り方は今後の課題である。一方、CNR-DT 205/2007 の算定値は終局耐力を大きく上回っており、最大で 54%も大きくなっている。CNR-DT 205/2007 の評価式では、安全側の評価のためにせん断破壊線にボルト孔の領域が含まれておらず、縁端距離から $d/2$ が引かれているが、実際には図-21に見られるようにボルト孔近傍も破壊線に含まれていることが原因であると考えられる。そのため、

図-26 耐力評価式のせん断破壊面

図-26 に示すせん断破壊線にボルト孔の半径を含んだ以下の評価式を用いてせん断耐力を算定し、図-25 に結果を合わせて示す。

$$P_{sh} = 2et\tau_{sh} \quad (7)$$

図-25 に示すようにボルト軸力を導入した供試体(J7, J8, J13, J19)において、式(7)による算定値は終局せん断耐力の実験値との誤差が最大約 6%であり、式(7)で精度よく終局せん断耐力を予測できていることがわかる。

これらの検討から、ハンドレイアップ GFRP 部材を用いた接合部において、ASCE Pre-Standard は初期せん断耐力に対して適用でき、CNR-DT 205/2007 に関してはボルト孔の半径を含んだ式(7)の形に修正することで終局せん断耐力に対して適用できる。

5. 結論

本研究では、0度方向と90度方向に同量の繊維が配向されたハンドレイアップ成形 GFRP 部材のせん断支圧ボルト接合に着目し、接合部耐力と破壊形式の評価を目的として、寸法パラメータ、ボルト軸力の有無、添接板材料など接合条件の異なる単ボルト供試体を用いて強度実験を行った。その結果から以下のような結論が得られた。

- (1) 母板厚が 12mm の供試体では $w/d \geq 2.5$ かつ $e/d \geq 4$ で支圧破壊が生じ、母板厚が 6mm の場合の供試体では $w/d \geq 2$ かつ $e/d \geq 4$ で支圧破壊が生じた。また、 $w/d \leq 2$ で引張破壊が生じ、 $e/d \leq 3$ でせん断破壊が生じた。
- (2) ボルト軸力の導入は、支圧変形による面外へのはらみだしを抑制するため、支圧耐力増加につながる。母板厚が 12mm の供試体では、手締め程度の軸力導入により 47% の初期支圧破壊耐力の増加が見られた。またボルト軸力を導入した場合、支圧破壊の進展を抑制するため初期支圧破壊後も荷重が増加し、最終的には引張破壊が生じた。
- (3) 板厚の増加により繊維の座屈抵抗が増加するため、支圧強度が増加する。そのため、母板に 12mm 厚

GFRP 板、添接板に 2 枚の 6mm 厚 GFRP 板を用いて接合した場合、添接板の支圧破壊が先に生じる。

したがって、母板での破壊を得るためには、添接板に母板厚の半分以上の板厚を用いる必要がある。

- (4) 母板で支圧破壊が生じる場合、添接板材料の違いは接合部耐力に影響を与えなかった。
- (5) 引張耐力に関して、ASCE の評価式では孔近傍の応力集中部が材料の引張強度に達する初期破壊の耐力を予測し、CNR の評価式では純断面が完全に破断する終局破壊の耐力を予測することがわかった。
- (6) 初期破壊として支圧破壊が生じた後に終局破壊として引張破壊した供試体では、支圧損傷の影響によって、初期・終局ともに引張破壊を生じた供試体と比較して、終局引張耐力が低下した。
- (7) せん断破壊においても、ボルト軸力の導入は耐力を増加させる傾向があることが明らかとなった。軸力無と比較して軸力有の供試体では、 $e/d=1.5$ で 15%、 $e/d=2$ で 30% の増加が見られた。
- (8) ASCE によるせん断耐力評価式は、損傷が生じ始め剛性が大きく低下する初期せん断耐力を予測していることがわかった。一方、CNR による評価式は、実験から得られた終局せん断耐力と大きく異なった。CNR の評価式におけるせん断破壊線長さにボルト孔の半径を考慮することで、精度よく終局せん断耐力を評価できることが明らかとなった。

参考文献

- 1) 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，pp. 3-42，丸善，2013。
- 2) ASCE：Pre-Standard for Load and Resistance Factor Design of Pultruded Fiber Reinforced Polymer Structures，pp. 67-83，2010。
- 3) National Research Council: Guide for the Design and Construction of Structures Made of FRP pultruded Elements，CNR-DT 205，pp. 25-31，2007。
- 4) Mottram, J. T. and Zafari, B.: Pin-bearing strengths for bolted connections in fibre-reinforced polymer structures, *Proceedings of the Institution of Civil Engineers: Structures and Buildings*, Vol. 164, Iss. 5, pp. 291-305, 2011。
- 5) Mottram, J. T. and Turvey, G. J.: Physical test data for the appraisal of design procedures for bolted joints in pultruded FRP structural shapes and systems, *Progress in Structural Engineering and Materials*, Vol. 5, No. 4, pp. 195-222, 2003。
- 6) Liu, D. and Hou, L.: Three-dimensional size effects in composite pin joints, *Experimental Mechanics*, Vol. 43, No. 2, pp. 115-123, 2003。
- 7) Lim, T. S., Kim, B. C. and Lee, D. G.: Fatigue characteristics of the bolted joints for unidirectional composite laminates, *Composite Structures*, Vol. 72, pp. 58-68, 2006。

(2016. 12. 26 受付)

EXPERIMENTAL STUDY ON STRENGTH EVALUATION OF SINGLE-BOLTED CONNECTIONS OF HAND LAY-UP GFRP MEMBERS

Masahiro MYOGA, Mohammad Abdul KADER, Yasuo KITANE,
Yoshito ITOH and Hideki HIBI

FRP is an attractive material for civil engineering structures because FRP has high strength-to-weight ratio, high stiffness-to-weight ratio, and high corrosion resistance. However, mechanical behavior and capacity of bolted connections of FRP members are not thoroughly understood yet. This study is focused on bearing-type bolted connections of GFRP members with different conditions such as geometrical parameters, bolt axial force, materials of cover plate. Strength tests of single-bolted connections were conducted to examine their strengths and failure modes. Results show that failure mode and strength of a connection depend on its geometric parameters, and bolt axial force increases bearing strength and shear strength.