

ハンドレイアップGFRP部材を用いた 単ボルト接合実験による接合部耐力評価

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: biplobduet@yahoo.com

³正会員 名古屋大学大学院准教授 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: ykitane@civil.nagoya-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-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、いまだ力学的挙動は明らかにされておらず、一般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主要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を評価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。しかし、まだまだ普及しているとは言えないのが現状である。これはFRP部材のボルト接合に関して、いまだ力学的挙動は明らかにされておらず、一般的な設計手法が確立されていないことが主な原因である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。

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、FRP部材における接合部耐力と破壊形式の評価を目的として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供試体を用いて強度実験を行い、ハンドレイアップGFRP部材ボルト接合部の設計の基礎データを提供することを目的とする。

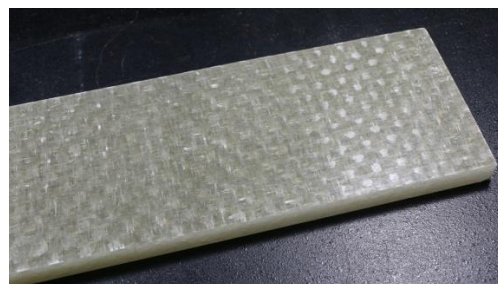


図-1 ハンドレイアップ成形されたGFRP板

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 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、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。

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。それぞれの試験により、材料強度、弾性係数、ポアソン比を求める。得られた材料試験結果はボルト接合部の耐力評価に用いる。

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、また文献 2) で示される試験方法に基づき、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。

材料試験から得られた弾性係数、ポアソン比、材料強度の結果を表-1 と表-2 に示す。これらは 5 体以上の平均値である。0 度方向と 90 度方向に同量に繊維を配向

表-1 材料試験の概要と結果

試験	試験体名	繊維に対する荷重方向(°)	板厚 (mm)	強度 (MPa)	弾性係数 (GPa)
引張 (JIS K7164)	T0006	0	6	358	25.2
	T0009		9	321	26.6
	T0012		12	353	26.2
	T9006	90	6	381	25.9
	T9009		9	376	26.4
	T9012		12	335	25.1
面内圧縮 (JIS K7018)	C0006	0	6	274	28.3
	C0009		9	294	27.5
	C0012		12	267	26.1
	C9006	90	6	364	28.5
	C9009		9	307	27.1
	C9012		12	288	26.2
面外圧縮 (JIS K7181)	CZ12	板厚方向 (z軸方向)	12	339	13.2
面内せん断 (ASTM D7078)	SV0006	0	6	73.4	3.51
	SV0012	0	12	75.2	3.91
	SV9006	90	6	73.0	3.76
層間せん断 (JIS K7057)	B0012	0	12	34.3	4.44
	B9012	90	12	34.0	4.64
支圧 (WU Test) ²⁾	MB0012	0	12	269	-

表-2 ポアソン比の結果

v12	v13	v23
0.14	0.38	0.41

していることから C0006 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、最大でも 17% だった。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% だった。板厚 6mm の試験体に対して 90 度方向の圧縮荷重を加えた C9006 に関しては、荷重方向の違いによって 32% の差がみられ、板厚の違いによって 26% の差が見られた。この原因についてはわかっておらず、再試験を行う必要がある。

3. 接合部実験概要

(1) 目的

GFRP 板のせん断支圧ボルト接合部試験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、単ボルト接合部試験体の接合部耐力と破壊形式を得た。

(2) 実験方法

図-2 に示すように、GFRP 母板と添接板をボルトを用いてせん断支圧接合し、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る。ボルトは M16 のステンレスボルト(A2-70)を用いた。

また、接合部試験体の変位は一般用変位計とクリップ

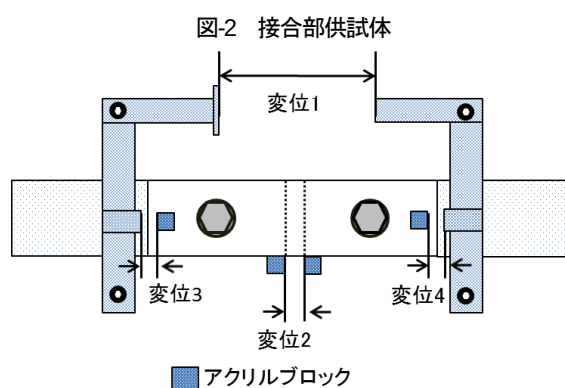
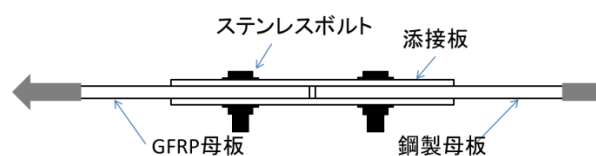


図-3 変位の測定箇所

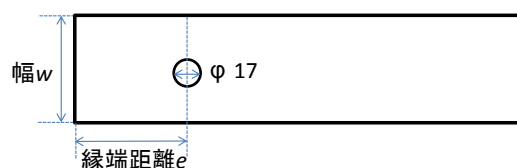


図-4 GFRP母板の幾何形状

型変位計を用いて図-3 に示す 4 箇所計測した。

(3) 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 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で母板と添接板の間に間隔を空けて実験を行い、ボルト軸力有の供試体では手締め程度として 3N・m のボルトトルクを導入して実験を行った。

供試体は全 22 セットで、供試体の接合条件は表-3 に示す通りである。全ての供試体で 1 セットにつき原則 3 体の実験を行い、接合部強度はその平均をとった。

(4) 耐力評価式

接合部の耐力評価を行うため、ASCE Pre-Standard³⁾と CNR-DT 205/2007⁴⁾で定義される耐力評価式と、材料試験の結果を用いて、耐力の計算値を算出する。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はそれぞれ以下の式で示される。

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)で示される。

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

ここで、 d はボルトの呼び径、 t は板厚、 σ_{br} は支圧強度である。

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

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)、(3)で示される。

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

$$P_{nt.2} = \frac{1}{\gamma_{Rd}}(w - d_n)t\sigma_T \quad (3)$$

ここで、 K_{nt} は応力集中を考慮した係数、 w は幅、 e は縁端距離、 d_n はボルト孔径、 σ_T は引張強度、 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)、(5)で示される。

$$P_{sh.1} = 1.4 \left(e - \frac{d_n}{2} \right) t\tau_{sh} \quad (4)$$

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

ここで、 τ_{sh} はせん断強度である。

各耐力評価式による各破壊モードの耐力の計算結果は表-4 に示す通りである。イタリック体の数値は最小値を示している。

4. 接合部実験結果

実験の結果を表-4 に示す。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%低下した時点を初期破壊点と定義し、荷重変位曲線のピーク時を終局破壊と定義した。また、表-4 に示す各破壊形式は供試体の損傷の様子から判断した。

実験では支圧破壊、引張破壊、せん断破壊が観察された。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。

(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 の場合の供試体の場合、 $w/d \geq 2$ 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 に示すように支圧破壊が大きく進展し、支圧破壊の進展に伴い図-6 に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。ボルト孔の変形が大きくなり終局破壊も支圧破壊であった。

一方、手締め程度のボルト軸力を導入した供試体では、

表-4 耐力算定式の結果と実験結果

試験体	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	破壊形式	耐力(kN)	破壊形式	耐力(kN)
J1	69.1	70.1	51.6	119	101	51.6	支圧	55.2	引張	84.2
J2	86.5	49.9	51.6	181	72.2	51.6	せん断	50.2	せん断,引張	76.3
J3	88.8	70.1	51.6	181	101	51.6	支圧	57.0	引張	93.1
J4	39.7	70.1	51.6	57.7	101	51.6	引張	37.7	引張	50.8
J5	88.8	70.1	51.6	181	101	51.6	支圧	35.3	支圧	48.2
J6	82.2	29.7	51.6	181	43.3	51.6	せん断	21.4	せん断	45.8
J7	82.2	29.7	51.6	181	43.3	51.6	せん断	35.2	せん断	59.5
J8	78.3	19.6	51.6	181	28.9	51.6	せん断	20.9	せん断	44.5
J9	55.9	70.1	51.6	88.5	101	51.6	支圧	53.0	引張	70.8
J10	101	70.1	51.6	242	101	51.6	支圧	40.2	支圧	51.2
J11	39.7	70.1	51.6	57.7	101	51.6	引張	39.6	引張	56.8
J12	39.7	70.1	51.6	57.7	101	51.6	引張	48.0	引張	57.4
J13	78.3	19.6	51.6	181	28.9	51.6	せん断	21.7	せん断	44.0
J14	88.8	70.1	51.6	181	101	51.6	支圧	56.8	引張	90.4
J15	20.1	35.1	25.8	29.3	50.5	25.8	支圧	17.4	支圧	20.0
J16	39.7	9.8	25.8	91.7	14.4	25.8	せん断	11.3	せん断	17.4
J17	45.0	35.1	25.8	91.7	50.5	25.8	支圧	17.0	支圧	17.9
J18	39.7	70.1	51.6	119	101	51.6	引張	43.6	引張	59.3
J19	84.8	39.8	51.6	181	57.8	51.6	せん断	19.7	せん断	41.0
J20	88.8	70.1	51.6	181	101	51.6	支圧	47.6	支圧, 曲げ	95.1
J21	45.0	35.1	25.8	91.7	50.5	25.8	支圧	21.9	引張	49.7
J22	78.3	19.6	51.6	181	28.9	51.6	せん断	20.3	せん断	38.8

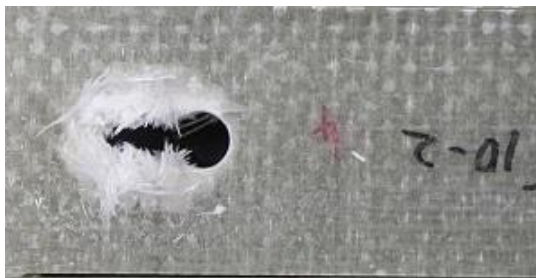


図-5 支圧破壊の様子(ボルト軸力無 : J10)



図-6 支圧破壊による面外変形(ボルト軸力無 : J10)

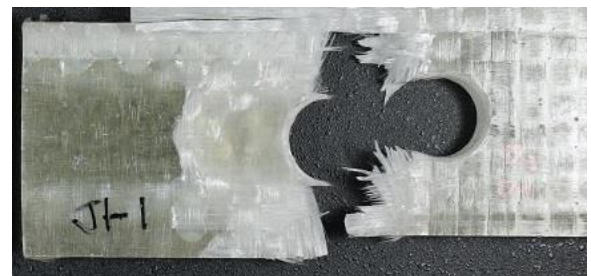


図-7 支圧破壊の様子(ボルトトルク有:J1)

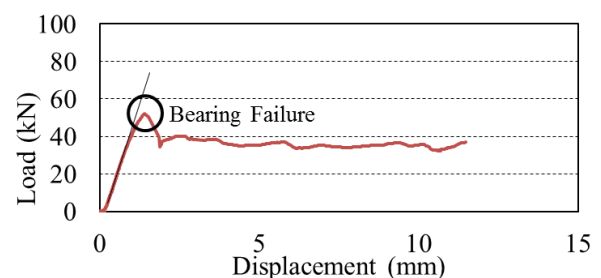


図-8 J10の荷重変位関係(支圧破壊:ボルト軸力無)

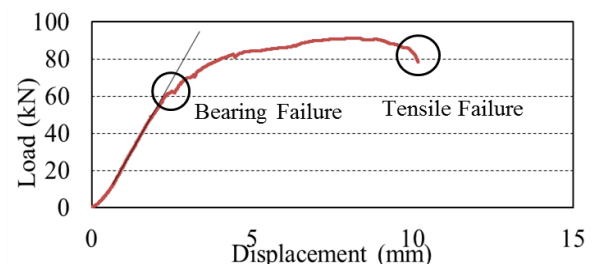


図-9 J14の荷重変位関係(支圧破壊:ボルト軸力有)

初期破壊として支圧破壊が生じ、図-7 に示すように、終局破壊は引張破壊であった。また、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-8 と図-9 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、支圧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。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 で初期の支圧破壊が生じ始めたのに対し、ボルト軸力有の供試体(J1, J3, J9, J14)では 47%増加し、平均 289MPa で初期の支圧破壊が生じた。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原因である。

これらの結果から、手締め程度であっても、ボルト軸力の導入は支圧強度を増加させ、さらには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。しかし、板厚の違いによって破壊形式に違いは見られず、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初期破壊時の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。ボルト軸力無の供試体の場合、母板厚が 6mm の供試体(J15, J17)では平均 179MPa で初期の支圧破壊が生じたのに対し、母板厚 12mm の供試体(J5, J10)では 6mm に比べて 10%増加し平均 196MPa で初期の支圧破壊が生じた。また、ボルト軸力有の供試体の場合、母板厚が 6mm の供試体(J21)では平均 228MPa で初期の支圧破壊が生じたのに対し、母板厚 12mm の供試体(J1, J3, J9, J14)では 6mm に比べて 27%増加し平均 289MPa で初期の支圧破壊が生じた。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。GFRP 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⁾。

c) 添接板材料の違いについて

本実験では添接板として 6mm の GFRP 板、12mm の GFRP 板、6mm の鋼板を用いて実験を行った。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。添接板材料と初期破壊時の支圧強度の比較を表-6 に示す。全ての供試体の母板厚は 12mm である。

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 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 を用いた供試体では、まず図-11 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-12 のように添接板にワッシャ

表-5 板厚と初期破壊時の支圧強度の関係(単位 : MPa)

	ボルト軸力無	ボルト軸力有
母板厚12mm	196 (J5,J10)	289 (J1,J3,J9,J14)
母板厚 6mm	179 (J15,J17)	228 (J21)

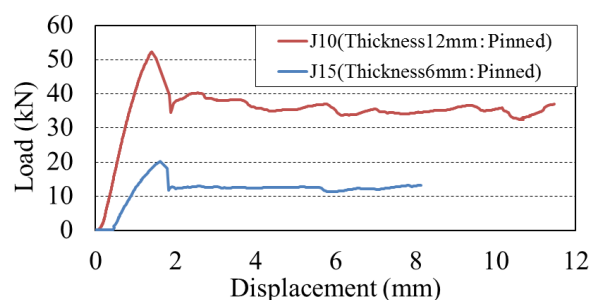


図-10 板厚の違いによる荷重変位関係の比較

表-6 板厚と初期破壊時の支圧強度の関係

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(J1,3,9)	287	母板



図-11 添接板における支圧破壊(J20)



図-12 添接板へのめり込み (J20)

一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添接板が 6mm 厚 GFRP 板の供試

体では、平均 248MPa で支圧破壊が生じた。この結果から母板のみで支圧破壊が生じる場合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 6mm 厚 GFRP 添接板の場合は添接板で先に支圧破壊が生じるため接合部の支圧強度が小さくなることがわかった。

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。母板厚 12mm でボルト軸力無の供試体(J5, J10)は、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の平均値は 49.7kN であり評価式と比較して 3.7%の誤差で耐力を予測できている。したがって、式(1)は終局破壊の支圧耐力を評価する式であることがわかる。

(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 $w/d \leq 2$ だった。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することで生じ、剛性の低下が生じる。終局引張破壊は図-13 に示すように、純断面積が最も小さくなる断面で破断が生じた。

a) ボルト軸力の有無の影響について

ボルト軸力無で $w/d=2$ 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 $w/d=2$ 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、この原因については現在わかっていない。

b) 板厚の影響について

ボルト軸力無で $w/d=2$ の 12mm 厚母板供試体(J4)と、同じくボルト軸力無で $w/d=2$ の 6mm 厚母板供試体(J15)を比較すると、6mm 厚母板供試体(J15)は、その支圧強度の低さから引張破壊は生じなかった。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 $w/d=2$ 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耐力への影響は小さいと考えられる。



図-13 引張破壊の様子

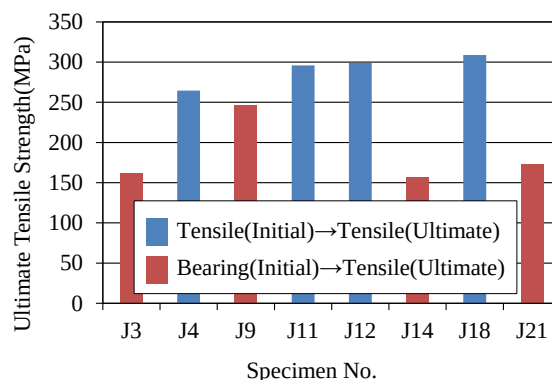


図-14 終局引張強度の比較

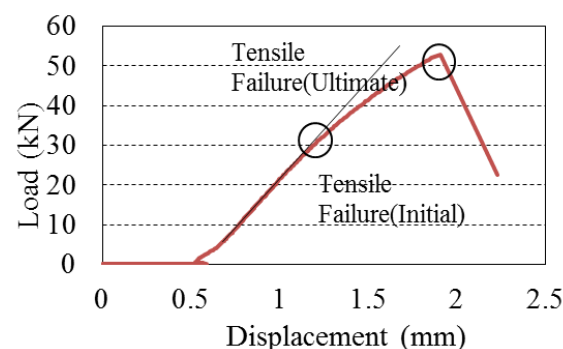


図-15 荷重-変位関係(J4)

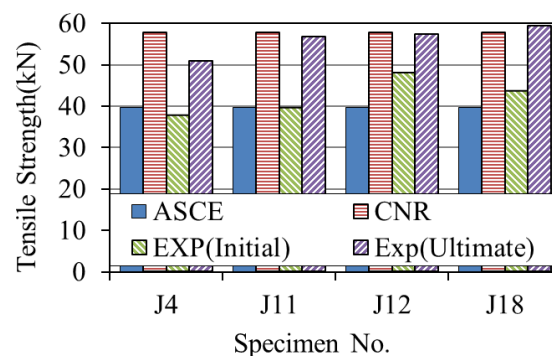


図-16 算定値と実験値の比較

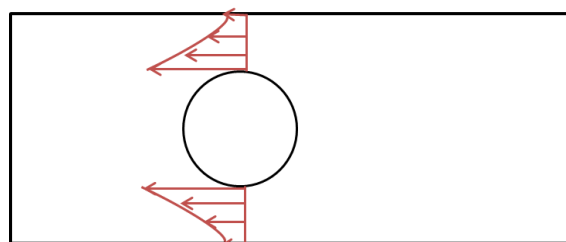


図-17 ボルト孔近傍の応力集中

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で算出した。

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

算出結果を図-14 に示す。図-14 に示されるように、2種類の破壊形式の分類によって引張強度が大きく異なることが分かる。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(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、最も小さいもので5割程度の引張強度しかない。これは、支圧破壊によって供試体が損傷を受けたことが原因として考えられる。

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-15 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となり、最終的に破断している。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。

f) 耐力評価式について

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-16 に示す。

図より、初期破壊時の耐力と ASCE Pre-Standard の算定値との誤差の平均は 7.9%となり、終局破壊時の耐力と CNR-DT 205/2007 の算定値との誤差の平均が 4.6%となったことから、評価式から耐力が予測できていると言える。これ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} が含まれている。この係数 K_{nt} を評価式に含むことで図-17 に図示されるような、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 $\gamma_{Rd}(=1.11)$ 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、

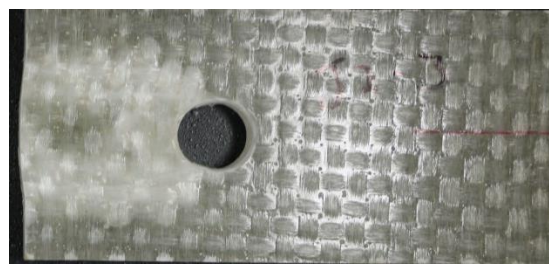


図-18 初期せん断破壊の様子(J2)

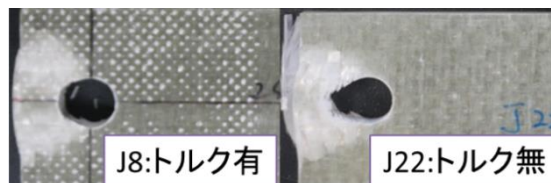


図-19 終局せん断破壊の様子

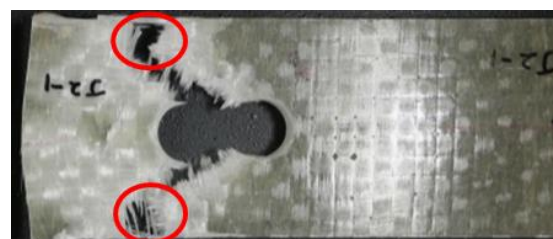


図-20 せん断破壊と引張破壊の様子(J2)

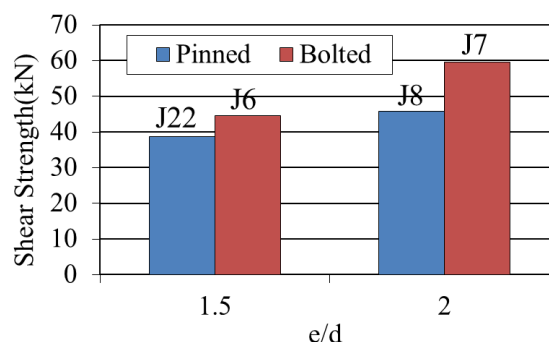


図-21 ボルト軸力の有無の比較

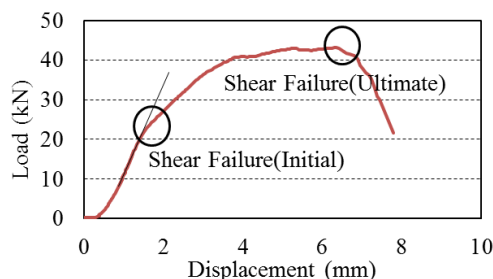


図-22 荷重－変位関係(J13)

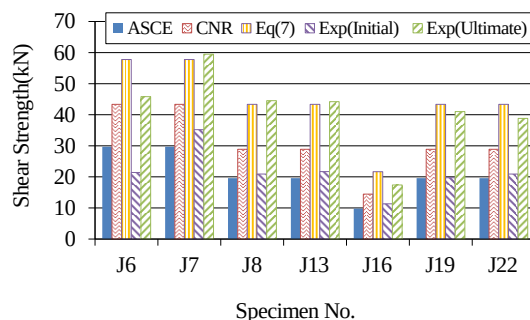


図-23 耐力評価式との比較

終局破壊時の引張耐力が算出できることがわかった。

(3) セン断破壊

表-4 に示すように、今回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 $e/d \leq 3$ だった。せん断の初期破壊では図-18 に示すようにせん断破壊線に沿って損傷が生じ、剛性が大きく低下した。せん断の終局破壊では図-19 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-20 に破壊後の母板を示す。これは、J2 の縁端距離 e/d 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ためと考えられる。

a) ボルト軸力の有無について

図-19 に示すように、ボルト軸力の有無に関わらず斜め方向にせん断破壊が生じた。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-21 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原因として考えられる⁹⁾。

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 であり、J22 の終局せん断強度は J16 と比較すると 11%増加した。板厚の増加に伴って終局せん断耐力が増加した原因は現在のところ解明できていない。

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

せん断破壊供試体の荷重－変位曲線の一例(J13)を図-

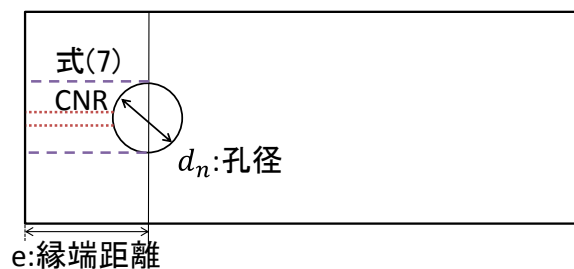


図-24 耐力評価式のせん断破壊面

22 に示す。荷重初期は線形に推移するが、図-18 に示した初期破壊が生じると次第に剛性が低下し非線形に推移することが確認できる。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-23 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-23 から、ASCE Pre-Standard の算定値と初期耐力との誤差の平均が 12%となった。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 に関しては平均の誤差は 8%であり、初期耐力をほぼ予測できていると言える。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、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-19 を見られるようにボルト孔近傍も破壊線に含められていることが考えられる。そのため、図-24 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-23 に結果を合わせて示す。

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

図-23 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)による算定値は実験値との誤差が最大 6%程度であり、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。

5. 結論

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、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、 $w/d < 2$ のとき引張破壊が生じ、 $e/d \leq 3$ の時せん断破壊が生じた
- (2) ボルト軸力の導入は、面外への支圧変形を抑制するため、本実験で検討した軸力範囲では、支圧耐力増加に繋がる。母板厚が 12mm の供試体では 47%の耐力増加が見られた。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) 板厚の増加は繊維の座屈抵抗を増加させるため、支圧強度を増加させた。そのため、母板に 12mm の GFRP 板、添接板 2 枚に 6mm の 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。
- (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) 初期・終局破壊ともに引張破壊が生じた供試体の引張耐力において、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、損傷の影響によって、初期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た。軸力無しと比較して $e/d=1.5$ では 15%、 $e/d=2$ では 30%の増加が見られた。
- (8) ASCE による評価式は、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。これは、評価式におけるせん断破壊線にボルト孔の半径が含まれていないためと考えられる。

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，丸善，pp. 3-42, 2013.
- 2) 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.
- 3) ASCE : Pre-Standard for Load and Resistance Factor Design of Pultruded Fiber Reinforced Polymer Structures, pp. 67-83, 2010.
- 4) National Research Council : Guide for the Design and Construction of Structures made of FRP pultruded Elements, CNR-DT 205, pp. 25-31, 2007.
- 5) Liu, D. and Hou, L. : Three-Dimensional Size Effects in Composite Pin Joints, Experimental Mechanics, Vol. 43, No. 2, pp. 115-123, 2003.
- 6) 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.

EXPERIMENTAL STUDY ON STRENGTH EVALUATION OF 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. But, mechanical behavior and capacity of bolted connections of FRP members are not thoroughly understood yet. Therefore, this study focuses 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 bolted connections were conducted. Experimental 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.