土木学会論文集A1(構造・地震工学), Vol. 77, No. 5, II_25-II_36, 2021.

ハイブリッドFRP引抜成形山形材の圧縮耐荷力に関する研究

北根　安雄[1]・鈴木　森晶[2]・寺口　大輝[3]・松井　孝洋[4]・舘石　和雄[5]

[1]正会員　京都大学大学院准教授　工学研究科社会基盤工学専攻（〒615-8540 京都市西京区京都大学桂）
E-mail: kitane.yasuo.2x@kyoto-u.ac.jp (Corresponding Author)

[2]正会員　愛知工業大学教授　工学部土木工学科（〒470-0392 愛知県豊田市八草町八千草 1247）
E-mail: suzuki-moriaki@aitech.ac.jp

[3]正会員　株式会社横河ブリッジ 設計本部東京設計第一部（〒273-0026 千葉県船橋市山野町 27）
（研究当時　名古屋大学大学院　工学研究科博士前期課程）
E-mail: d.teraguchi@yokogawa-bridge.co.jp

[4]正会員　東レ株式会社 ACM 技術部 産業・スポーツ技術室（〒103-8666 東京都中央区日本橋室町 2-1-1）
E-mail: takahiro.matsui.f3@mail.toray

[5]正会員　名古屋大学大学院教授　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: tateishi@civil.nagoya-u.ac.jp

本研究では，腐食した鋼橋における取替または補強部材として開発したハイブリッド FRP 引抜成形山形材の圧縮耐荷力特性を明らかにすることを目的として，対象山形材の圧縮耐荷力実験および圧縮耐荷力解析を実施し，弱軸回りまたは強軸回り回転自由の境界条件のもと，対象山形材の局部座屈および全体座屈性状を把握し，圧縮耐荷力の基礎データを取得した．全体座屈が支配する長柱領域において，強軸回り回転自由の条件では，強軸回りの曲げとねじれが連成する曲げねじれ座屈モードとなり，弱軸回り回転自由の条件では，弱軸回り曲げの全体座屈となった．短柱領域では，どちらの境界条件でも局部座屈が圧縮強度を支配した．それらの結果から，対象山形材の耐荷力曲線は，局部座屈強度と弱軸回りの全体座屈強度をもとに作成できる可能性が明らかとなった．

Key Words: *hybrid FRP, angle section, compressive strength, compression test, finite element analysis*

1. はじめに

(1) 背景

FRP（Fiber Reinforced Polymer）は，軽量性や耐食性に非常に優れた材料であり，その軽量性から比強度・比剛性も高く，さらに施工性にも優れている構造材料である[1]．1940 年代に軍事的な研究が進められ，その後，船舶，航空，住宅水回り製品など，さまざまな分野で適用が進められてきた．土木構造物への適用は，少し遅れて，1960年代に水門扉への適用が確認され，1980年ごろにコンクリートの補強筋への利用が始まり，1990年代に橋梁の主部材への適用が見られる．日本では，国内の全 FRP 出荷量のうち約 16%が建設資材の用途となっている[2]．

土木構造物の適用例で多く見られるコンクリート構造物・鋼構造物の補修補強[3]では，部材の引張側に FRP を接着する事例が多いが，歩道橋[4]や水門扉[5]などの構造部材として FRP を適用する場合は，FRP 部材が引張だけでなく，曲げ，せん断，圧縮，ねじりなどの荷重に抵抗する必要がある．本論文では，FRP 部材の圧縮強度に着目する．

鋼材の標準断面である形鋼では，鋼材の降伏までに局部座屈が生じないような断面となっており，短柱領域では降伏が，長柱領域では全体座屈が圧縮耐荷力の支配的要因となる．しかし，FRP は材料の圧縮強度までほぼ線形弾性挙動を示すため，引抜成形材など市場で入手できる FRP 部材の場合，短柱領域において局部座屈が支配的となり[6),7)]，設計において鋼材の耐荷力曲線を流用することはできず，FRP 部材の耐荷力曲線が必要となる．

FRP 部材の局部座屈については，文献 8)～10)などの研究があり，文献 6)では，それらの研究成果をふまえ，局部座屈と全体座屈の連成を考慮した耐荷力曲線も提案されている．しかし，耐荷力曲線の基礎データとなる実験

データは，鋼材の実験データと比較して，未だ少ないのが現状である．

(2) 研究目的および方法

著者らは，腐食した鋼橋の補修補強における取替部材または補強部材として，ハイブリッドFRP引抜成形材の開発を2015年より行ってきた[11)~13)]．本論文では，開発したハイブリッドFRP引抜成形山形材を対象とし，その圧縮耐荷力特性を明らかにすることを目的とする．FRP山形材の圧縮耐荷力実験および有限要素法による圧縮耐荷力解析を実施し，部材設計で利用可能な耐荷力曲線を規定するための基礎データを取得する．

2. 対象とするFRP山形材

本研究で対象とするFRP山形材の断面寸法を**図-1**に示す．対象部材は，同一断面の製品の量産に適した成形法である引抜成形法により成形されている．また，本材料はハイブリッドFRPであり，部材軸方向を0°方向，部材軸直角方向を90°方向と定義した場合に，0°方向には炭素繊維を，90°および±45°方向にはガラス繊維を使用している．炭素繊維は400g/m^{2}の一方向シートを，ガラス繊維は150g/m^{2}の一方向シートを用いており，使用する樹脂はビニルエステルである．また，本ハイブリッドFRPの繊維含有率は56.6%であった．材料の比重は1.70で，鋼材の約22%である．

本ハイブリッドFRPの引張，圧縮，曲げ，面内せん断，層間せん断に関する材料試験結果[13)]を**表-1**に示す．

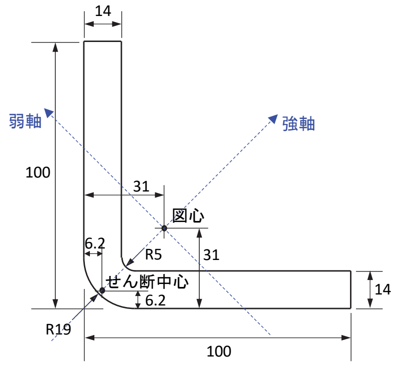


図-1 山形材断面寸法（単位：mm）

表-1 材料試験結果

試験方向	弾性率		強度		試験法
	平均 (GPa)	変動係数	平均 (MPa)	変動係数	
軸方向引張	181.9	0.0357	1326	0.0392	土木学会規準 JSCE-E531-2007
軸方向圧縮	160.0	0.0447	467.0	0.0186	JIS K 7018
曲げ	180.2	0.0069	740.2	0.0200	JIS K 7017
面内せん断	6.299	0.0184	112.7	0.0716	ASTM D 7078
層間せん断	4.453	0.0609	33.86	0.0256	JIS K 7057

3. 圧縮耐荷力実験

(1) 実験方法

2.で記載したハイブリッドFRP山形材を実験供試体として，圧縮耐荷力実験を実施した．圧縮耐荷力実験には，愛知工業大学の長柱試験機（最大荷重3000kN）を用いた．**図-2**に示すように，実験供試体の両端には一軸ヒンジを設けており，強軸または弱軸回りのみ回転を許容す

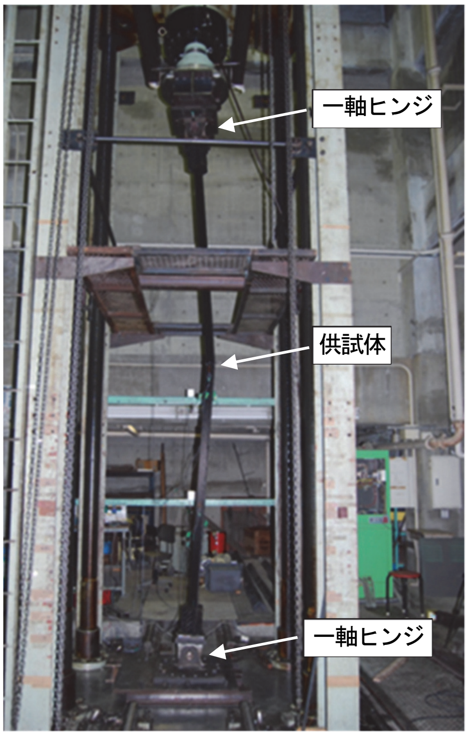


図-2 圧縮耐荷力実験の様子

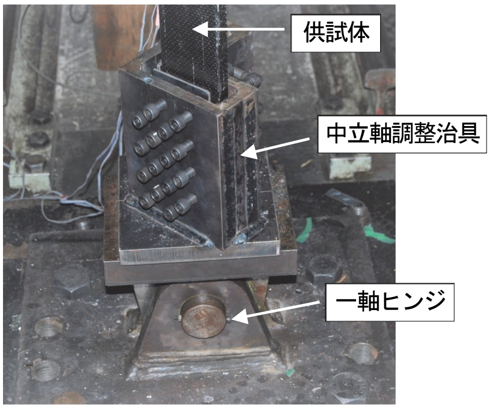


図-3 供試体の支持方法

る境界条件を設けた．中立軸と回転軸を合わせるため，一軸ヒンジに中立軸を調整する治具を取り付け，供試体は治具に固定し，一軸ヒンジを床と固定した（**図-3** 参照）．この治具は側面のボルトの長さを調整することにより，供試体の中立軸位置を一軸ヒンジの回転軸上に合わせることができる．中立軸調整治具の諸元は付録に示す．中立軸調整治具を 90 度回転させることで，強軸または弱軸回りのみ回転を許容する境界条件を実現した．中立軸の位置および治具の回転角度は目視での確認を行った．柱部材全体の耐荷力を得る目的では，支持条件をユニバーサルジョイントとすることが考えられるが，本研究では，強軸回りおよび弱軸回りの部材性能を評価することを目的としたため，支持条件をユニバーサルジョイントととはしていない．

実験は，変位制御にて行い，座屈後，終局に至るまで載荷を行った．静的載荷となるようゆっくりと載荷したが，マニュアル操作での載荷であったため，載荷速度は一定ではなかった．

計測は，軸方向の変位（上下の一軸ヒンジのピン間で 1 箇所計測）と荷重，供試体の有効座屈長 L（ヒンジ間長さ）の 1/2 点と 1/4 点（以後 L/2 と L/4 とする）におけるひずみの値，さらに水平面内変位を計測するために L/2 点と L/4 点における直角 2 方向水平変位を計測した．本論文では，荷重と軸方向変位を中心に報告する．また，各供試体の初期変形については計測を行っていない．

(2) 実験供試体

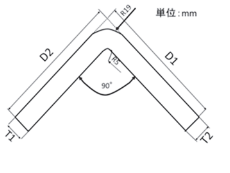
圧縮耐荷力実験で使用する供試体の長さ（L'）として，弱軸回りの回転を許容した境界条件用の供試体には 1m, 2m, 4m，強軸回りの回転を許容した境界条件用の供試体には2m，3m，4mを設定し，供試体数は，各条件につき 2 体ずつで，計 12 体とした．なお，供試体を試験機に設置した際の有効座屈長 L は，**表-2** に示すように一軸ヒンジを有する治具を含めるため，L' より 270mm 長くなる．**表-2** には，供試体名および各供試体の断面寸法の計測結果（長さ方向 3 箇所計測の平均）も示す．D1 と D2 は，各供試体の長さ方向でのばらつきは小さかったが，D1 と D2 の間で 1mm 程度差がある供試体も存在した．

表-2 供試体の実測寸法

	L' (mm)	供試体名	D1 (mm)	D2 (mm)	T1 (mm)	T2 (mm)	L (mm)
弱軸	1,000	A-1	100.02	98.45	14.70	14.50	1,270
		A-2	99.45	100.28	14.68	14.62	1,270
	2,000	B-1	97.40	98.27	14.13	14.38	2,270
		B-2	100.32	99.10	14.17	14.38	2,270
	4,000	C-1	99.55	100.48	14.58	14.52	4,270
		C-2	99.53	99.70	14.60	14.32	4,270
強軸	2,000	D-1	98.98	99.80	14.05	14.25	2,270
		D-2	100.05	98.52	14.60	14.35	2,270
	3,000	E-1	99.52	100.62	14.63	14.57	3,270
		E-2	99.38	99.50	14.28	14.27	3,270
	4,000	F-1	97.87	99.22	14.55	14.55	4,270
		F-2	100.27	99.05	14.62	14.40	4,270

注1) D1，D2，T1，T2 は右図の通り

注2) L'：供試体長，L：有効座屈長



(3) 実験結果および考察

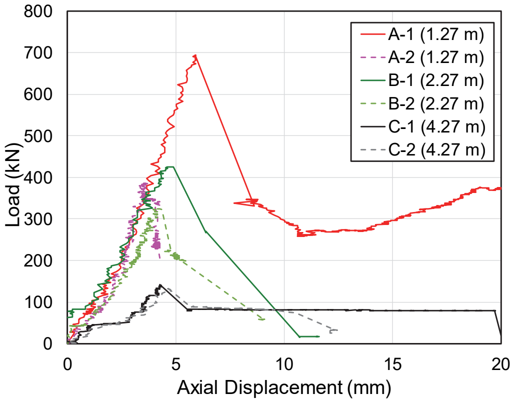
図-4 に実験終了時の供試体の様子の例（C-1 および F-1），**図-5** に実験で得られた荷重－軸方向変位関係を示す．**図-5** の荷重－変位関係では，階段状の推移が見られるが，すべての供試体で見られた現象であった．この原因は，油圧ジャッキの油圧制御が安定していなかったこと，軸方向変位の計測に容量の大きい巻込型変位計を用いたので感度が低いことが原因と考えられる．また，**表-3** に実験で得られた最大荷重 P_{max}，最大荷重を断面積で除した最大荷重時の平均応力 σ_{max}（以降，圧縮強度と記す），実験後に確認された破壊断面のおおよその高さ方向位置を示し，**図-6** に実験後の供試体の写真を示す．

(a) C-1　　(b) F-1

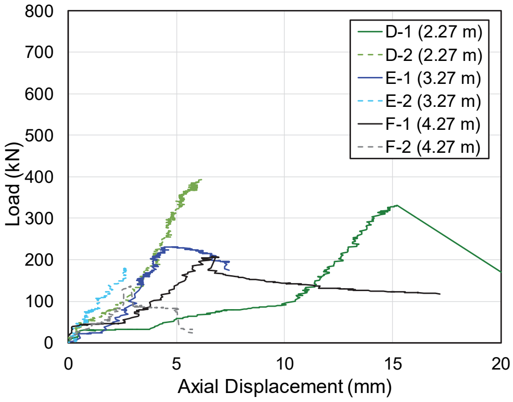
図-4 実験終了時の供試体変形の例

表-3　実験結果のまとめ

	供試体名	L (mm)	細長比	P_{max} (kN)	σ_{max} (MPa)	破壊位置
弱軸	A-1	1,270	65.6	695	259	治具の中
	A-2	1,270	65.2	386	143	なし
	B-1	2,270	119	425	164	3L/4
	B-2	2,270	117	324	123	L/2
	C-1	4,270	219	142	52.6	L/2
	C-2	4,270	220	137	51.1	L/2
強軸	D-1	2,270	60.1	331	127	L/4
	D-2	2,270	60.2	396	148	L/3
	E-1	3,270	86.1	232	85.5	なし
	E-2	3,270	86.5	253	96.0	L/2
	F-1	4,270	114	207	78.1	L/2
	F-2	4,270	113	200	74.6	L/2



(a)　弱軸回り回転自由



(b)　強軸回り回転自由

図-5　荷重－軸方向変位関係（実験結果）

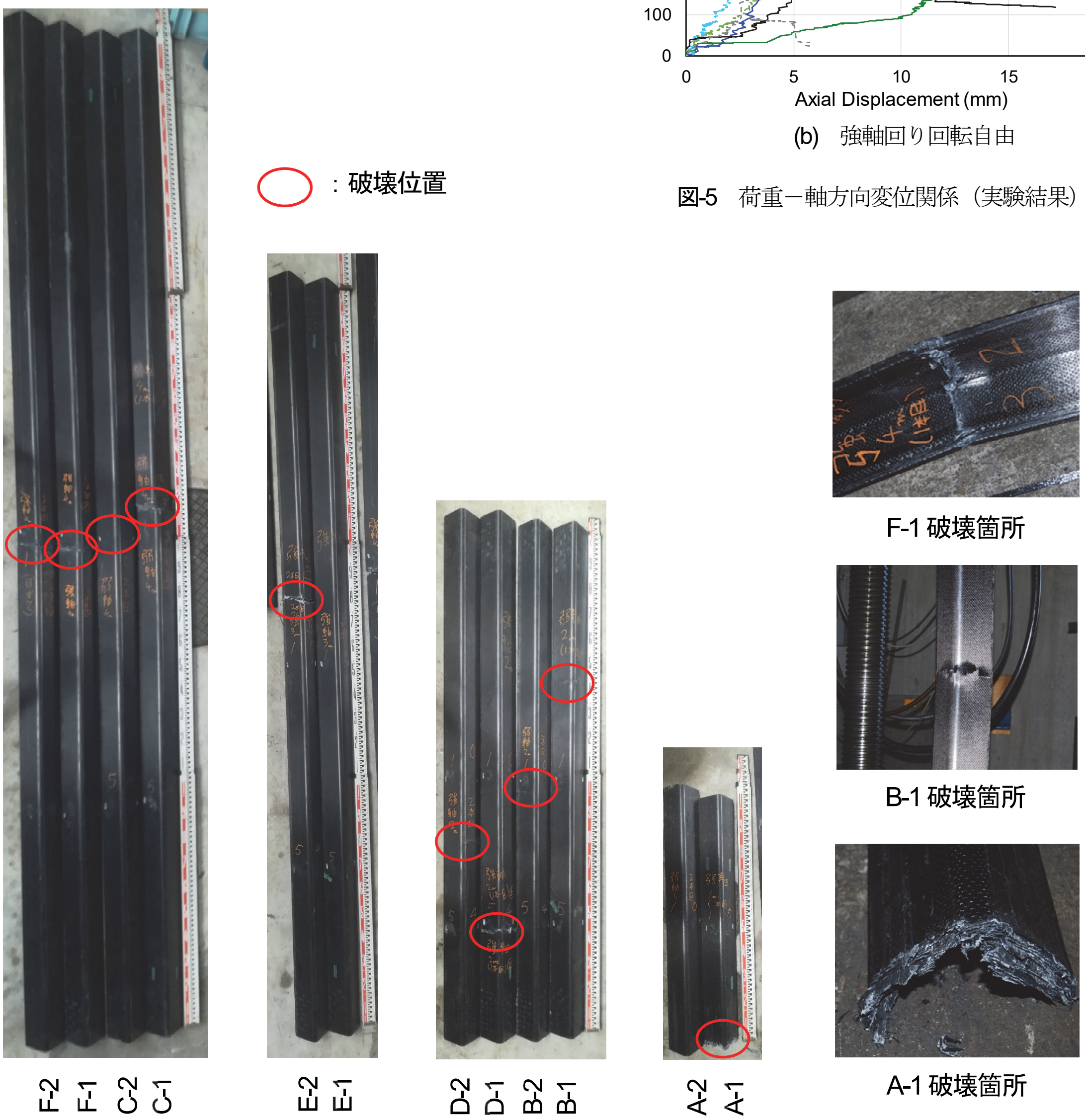
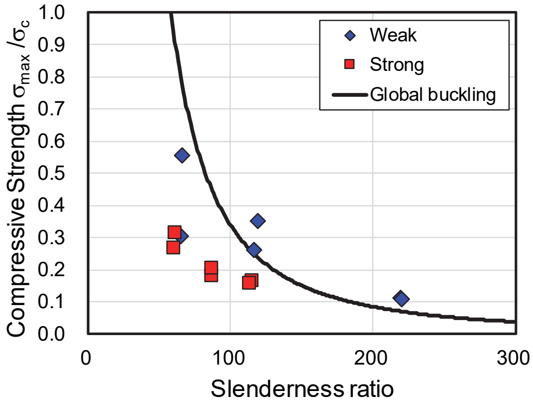
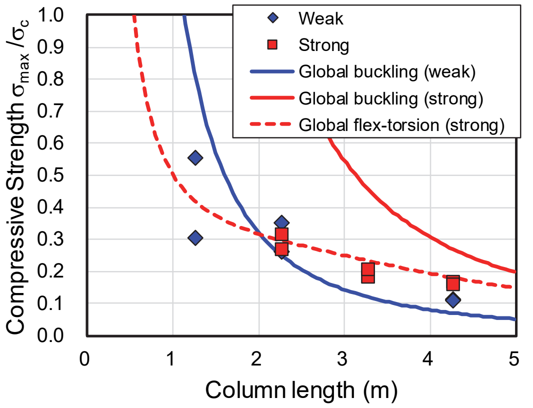


図-6　実験終了後の供試体の様子



(a) 圧縮強度と細長比の関係



(b) 圧縮強度と有効座屈長との関係

図-7 実験で得られた圧縮強度のまとめ

表-3 と**図-6** から，破壊断面の位置を見ると，有効座屈長が長いものは $L/2$ 点で破壊しているのに対し，有効座屈長が短くなると，必ずしも $L/2$ 点とはならず，実験後に破壊断面が目視では確認できないものもある．破壊形式は，すべての供試体で，座屈後変形が大きくなった箇所において曲げ応力による破壊と推定される．また，A-1 は中立軸調整治具の中で破壊しているが，供試体の観察から局部座屈での破壊形態であったと推察する．

図-7 に実験で得られた圧縮強度σ_{max}を材料の圧縮強度σ_cで除したσ_{max}/σ_cのまとめを示しており，**図-7(a)**は，圧縮強度と細長比の関係を，**図-7(b)**は，圧縮強度と有効座屈長Lとの関係を示している．各供試体の断面 2 次モーメントは，**表-2** で示した D1 と D2 の平均値 D_{ave} と T1 と T2 の平均値 T_{ave} を用いて，等辺山形材として計算した．**図-7** 中には，全体座屈強度を示すオイラーの曲げ座屈曲線を示しているが，計算に必要な弾性率は**表-1** の材料圧縮試験の弾性率を，断面 2 次モーメントには**図-1** に示した公称断面寸法から求めたものを用いた．公称断面寸法から求めた断面 2 次モーメントと，各供試体の D_{ave} と T_{ave} から求めた断面 2 次モーメントの全供試体での平均値との差は 1%以下であった．また，全体座屈強度と材料の圧縮強度が等しくなる細長比は 58 であった．

実験供試体の細長比は，**表-3** より，60 から 220 の範囲である．**図-7(a)**の圧縮強度と細長比の関係を見ると，弱軸回り回転自由の供試体では，細長比が 100 以上の供試体 B-1，B-2，C-1，C-2 で全体座屈曲線より強度が少し大きく出ており，B の供試体では 27%，C の供試体では 58%大きくなっている．A-1 と A-2 では，全体座屈曲線より強度が小さくなっており，平均で 45%小さかった．全体座屈曲線より強度が大きくなっている原因については，特定はできていないが，回転軸と弱軸がずれていたことが可能性の一つとして考えられる．強軸回り回転自由の供試体では，全てのケースで，全体座屈曲線（強軸回りの断面 2 次モーメントを考慮した柱の曲げ座屈強度）より強度は小さくなっており，D，E，F の供試体で，それぞれ 68%，57%，48%小さくなっていた．

弱軸回り回転自由の供試体と強軸回り回転自由の供試体を比較すると，同じ細長比では，強軸回り回転自由の供試体の方が理論全体座屈強度（曲げ座屈）に対して強度が低く出る傾向である．そこで，**図-7(b)**に示すように有効座屈長を横軸に取り圧縮強度を整理すると，同じ有効座屈長では，強軸回り回転自由の供試体は，弱軸回り回転自由の供試体の圧縮強度に近くなっていることが明らかとなった．また，実験中の観察から，強軸回り回転自由の供試体で全体座屈が生じた場合，部材のねじれが確認された．

等辺山形材の場合，図心とせん断中心が強軸上でずれているため，弱軸回りの座屈は純粋な弱軸回りの曲げのモードになるが，強軸回りの座屈は，強軸回りの曲げとねじれが連成した曲げねじれ座屈となる．曲げねじれ座屈荷重P_{FTcr}は以下の式で表すことができる [14]．

$$P_{FTcr} = \frac{P_{Xcr} + P_{Tcr} \pm \sqrt{(P_{Xcr} + P_{Tcr})^2 - 4\frac{I_C}{I_O}P_{Xcr}P_{Tcr}}}{2\frac{I_C}{I_O}} \qquad (1)$$

ここで，

P_{Xcr} ：$\pi^2 E_1 I_X / L^2$
P_{Tcr} ：$(G_{12}J + 4\pi^2 I_w / L^2)A/I_O$
I_X ：強軸回りの断面二次モーメント
I_O ：せん断中心に関する断面二次極モーメント
I_C ：図心に関する断面二次極モーメント
A ：断面積
J ：ねじり定数
I_w ：そりねじり定数
E_1 ：軸方向圧縮弾性率（**表-1**）
G_{12} ：面内せん断弾性率（**表-1**）

式(1)で計算できる曲げねじれ座屈荷重のうち小さい方の荷重を断面積で除した曲げねじれ座屈強度を**図-7(b)**に赤の破線で示す．この曲げねじれ座屈強度と，強軸回

り回転自由の実験結果と比較すると，供試体 D，E，F で，誤差がそれぞれ 1%，17%，9%となり，強軸回り回転自由の実験結果は，式(1)により圧縮強度を推定できることが明らかとなった．

以上の検討から，本研究で対象としたハイブリッド FRP 山形材の場合，弱軸回り回転自由の条件で全体座屈が生じた場合は，弱軸回りの曲げ座屈強度から推定できるが，強軸回り回転自由の条件では，ねじれを考慮した曲げねじれ座屈により座屈強度を推定する必要があることが明らかとなった．これは，今回使用した FRP では，軸方向の弾性率に対してせん断弾性率が低いことに起因している．

4. 圧縮耐荷力解析

初期変形の影響および材料特性のばらつきを考慮し，強軸回り回転自由および弱軸回り回転自由の供試体の座屈モード，局部座屈の性状，局部座屈と全体座屈の連成などを詳細に把握するために，本章では，ハイブリッド FRP 山形材の圧縮強度を数値解析的に検討する．

(1) 解析条件

a) 解析モデル

本研究では，汎用有限要素解析ソフトウェア Abaqus 6.14[15]を用いて，ハイブリッド FRP 山形材のモデル化を行い，有限要素解析を行うことにより，圧縮耐荷力性状を明らかにする．解析モデルでは，4 節点低減積分シェル要素 S4R を使用し，メッシュサイズは 10mm×10mm とした．

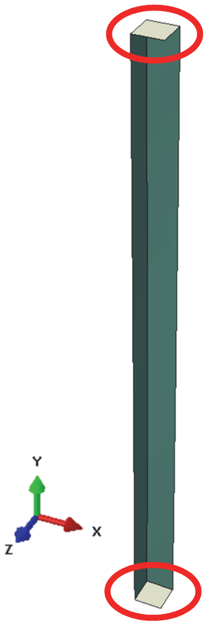
部材端部では 3.の圧縮耐荷力実験と同様に，弱軸および強軸回転のみ可能な境界条件を設定した．この境界条件を再現するために FRP 引抜成形材の両端に，シェル要素を用いて作成した 93mm 四方厚さ 10mm の剛なプレートを取り付け，プレートの材料特性は線形弾性とし，弾性率には 20,000GPa を使用した．剛プレートおよびその設置位置を図-8 に示す．図-8(b)の黒線上の節点と FRP 山形材の端部の節点を共有し，図-8(b)の赤線（弱軸回り回転可能）または青線（強軸回り回転可能）上の節点に境界条件を与える．それらの節点では，下端のプレートにおいて，x 軸，y 軸，z 軸の方向への変位を拘束し，上端のプレートにおいては x 軸，z 軸方向の変位を拘束し，さらに y 軸方向（鉛直方向）の強制変位を与えた．解析では，幾何学的非線形を考慮した．

b) 材料特性

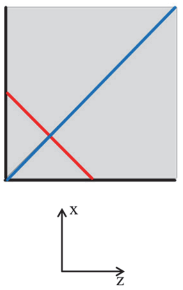
2.で記載した材料試験では，引張または圧縮試験において，応力が引張または圧縮強度に達するまで，応力－ひずみ関係はほぼ線形性を保っており，その後急激に荷重が低下する挙動を示した．したがって，本研究の解析では，線形弾性材料を仮定する．表-4 に解析に使用した材料定数を示す．部材軸方向の弾性率は，材料圧縮試験により得られた弾性率を採用した．後述するが，E_1 と G_{12} は解析においてばらつきを考慮するため，表-4 に示す E_1 と G_{12} は平均値である．

本解析は，線形弾性解析であるため，圧縮応力が材料の圧縮強度に達したのちでも解析は継続する．したがって，解析終了後，要素の応力を確認し，最大荷重に達するまでに，軸方向応力が圧縮強度に達していれば，その点の荷重を圧縮耐荷力と定義した．

表-1 からも明らかなように，材料定数はばらつきを有しており，部材の耐荷力曲線を設定する場合には，このばらつきを考慮する必要がある．そこで，本研究では，圧縮耐荷力特性に大きく影響を与える軸方向弾性率 E_1，面内せん断弾性率 G_{12}，および軸方向材料圧縮強度 σ_c のみ，解析においてばらつきを考慮する．具体的には，軸方向弾性率，面内せん断弾性率と軸方向材料圧縮強度は，表-1 に示す平均値と変動係数を有する正規分布に従う独立な確率変数と仮定し，解析モデル作成の際に，ランダムにそれらの値を設定し，解析入力条件を決定する．



(a) 剛プレート設置箇所



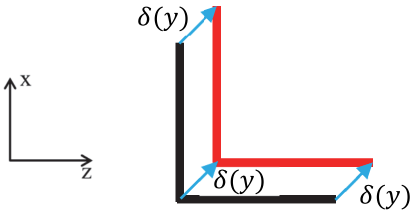
(b) 剛プレートの平面図

図-8 上下端の剛プレート

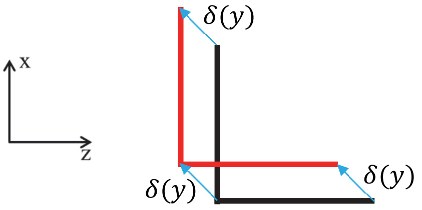
表-4 解析に使用した材料定数

E_1 (GPa)	E_2 (GPa)	ν_{12}	G_{12} (GPa)	G_{13} (GPa)	G_{23} (GPa)
160.0	17.60	0.35	6.299	4.453	4.453

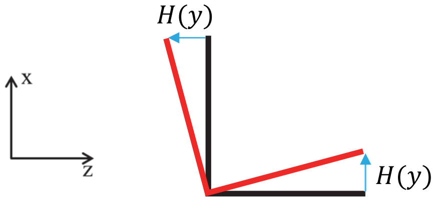
※1 1：部材軸方向，2：部材軸直角方向，3：板厚方向
※2 E：弾性率，ν：ポアソン比，G：せん断弾性率



(a)　弱軸回り回転自由の初期たわみ



(b)　強軸回り回転自由の初期たわみ



(c)　初期ねじれ

図-9　高さy断面の初期変形による節点移動

c)　初期変形

柱の圧縮耐荷力に影響を与える初期不整の一つに初期変形が挙げられる．本解析においては，初期たわみ（部材の曲がり）と初期ねじれ（断面の部材軸周りの回転）を考慮し，解析モデルに導入する．

モデルの座標軸は**図-8**に示すように設定しており，部材軸方向がy軸で，部材断面はxz平面上に存在する．部材の曲がりは，部材中央（$y=L/2$）で最大値δ_{max}をとる正弦波の半波と仮定し，式(2)に示される関数$\delta(y)$で表されるものとする．ここで，Lは部材長である．

$$\delta(y) = \delta_{max}\sin\frac{\pi y}{L} \tag{2}$$

この$\delta(y)$を高さyの断面における節点の移動量とし，**図-9**に示すように弱軸回りの回転が許容されているモデルは弱軸と直交方向，強軸回りの回転が許容されているモデルは強軸と直交方向に節点を移動することで，部材の曲がりを考慮した．**図-9**に示す方向を正の方向とした．

初期ねじれについても，ねじれにより節点移動量が正弦波の半波と仮定し，部材中央（$y=L/2$）で最大値H_{max}を取る式(3)に示される関数$H(y)$を導入する．

$$H(y) = H_{max}\sin\frac{\pi y}{L} \tag{3}$$

表-5　各確率変数の解析モデルでの最大値・最小値

	L (m)	Max/Min	E_1 (GPa)	G_{12} (GPa)	σ_c (MPa)	δ_{max} (mm)	H_{max} (mm)
弱軸	1	Max	172.0	6.471	505.5	1.18	1.26
		Min	143.2	6.057	445.6	0.85	0.90
	1.5	Max	172.2	6.512	491.7	1.76	1.72
		Min	149.9	6.062	434.2	0.99	1.09
	2	Max	168.4	6.574	487.9	2.36	2.17
		Min	138.9	6.014	436.7	1.59	1.69
	2.5	Max	176.2	6.626	492.7	2.82	2.96
		Min	142.1	6.065	442.0	1.99	2.15
	3	Max	172.0	6.483	499.0	3.54	3.92
		Min	150.4	6.145	437.6	2.48	2.46
	3.5	Max	173.3	6.460	521.8	3.99	4.38
		Min	148.0	6.046	440.1	2.79	2.65
	4	Max	167.5	6.534	502.5	4.41	4.93
		Min	147.6	6.216	417.5	3.28	3.57
強軸	1	Max	169.9	6.601	520.9	1.13	1.18
		Min	147.6	6.102	429.6	0.84	0.85
	1.5	Max	175.0	6.612	493.5	1.71	1.79
		Min	151.0	6.073	429.8	1.17	1.15
	2	Max	171.7	6.424	510.3	2.44	2.49
		Min	147.4	5.981	441.4	1.71	1.48
	2.5	Max	170.7	6.551	505.1	2.96	3.17
		Min	148.4	6.055	438.3	1.87	2.11
	3	Max	174.0	6.495	497.4	3.42	3.80
		Min	149.9	6.085	433.0	2.58	2.62
	3.5	Max	170.0	6.537	493.4	3.99	4.23
		Min	144.8	6.128	430.7	2.90	2.47
	4	Max	167.0	6.481	485.3	4.38	4.69
		Min	145.6	5.988	437.0	3.42	3.42

この$H(y)$を，**図-9**に示すように高さyの断面における断面の端部の節点の移動量とする．この際，x軸に平行な面はz方向にのみ，z軸に平行な面はx軸方向にのみ移動するものとしている．このように節点を移動させた場合，正確には辺の長さが増加するが，今回はねじれ角が十分小さく，辺長が増加する影響は小さい．

初期たわみによる部材中央でのたわみ量であるδ_{max}と，初期ねじれによる部材中央の端部の節点の移動量であるH_{max}は，ばらつきを有する独立な確率変数ととらえ，解析モデル作成の際に，ランダムにそれらの値を設定し，解析モデルの節点位置を決定した．δ_{max}とH_{max}は，正規分布に従う確率変数と仮定し，その平均値は，本材料の製造メーカーで計測されたデータに基づき，$\delta_{max.ave} = H_{max.ave} = L/1000$とした．しかし，ばらつきについてはデータが得られなかったため，δ_{max}とH_{max}の変動係数は共に0.1と仮定した．

d)　解析ケース

弱軸回り回転自由および強軸回り回転自由の境界条件のそれぞれで，部材長は 1m，1.5m，2m，2.5m，3m，3.5m，4mとし，上述したように，E_1，G_{12}，σ_c，δ_{max}，

H_{max}は確率変数と仮定しているので，境界条件と部材長の組合せの解析ケースごとに，それらの確率変数をランダムに設定した 20 モデルを作成した．各解析ケースにおいて使用したそれぞれの確率変数の最大値，最小値を**表-5**に示す．また，解析では，部材長とヒンジからヒンジまでの有効座屈長は同じとなる．

(2) 解析結果および考察

図-10 に解析で得られた荷重－軸方向変位関係を各長さにつき 1 モデルずつ示す．また，**図-11** にすべての解析から得られた圧縮強度σ_{max}/σ_cを示す．圧縮強度は，解析で得られた最大荷重，または最大荷重までにある要素が材料の圧縮強度に達した場合は，その時点の荷重を，断面積で除したものσ_{max}であり，図では材料の圧縮強度σ_cで無次元化したものを示している．また，**表-6**に各解析ケース 20 モデルから得られた圧縮強度の平均値と変動係数を示す．

全体座屈と局部座屈の座屈曲線の両方を示すため**図-11** の横軸は，細長比ではなく，部材長としている．3 辺が単純支持，1 辺が自由端の板の局部座屈に対する座屈応力を式(4)[6]に示す．

$$\sigma_{cr} = \frac{\pi^2}{tb^2}\left\{D_{11}\left(\frac{b}{a}\right)^2 + \frac{12}{\pi^2}D_{66}\right\} \tag{4}$$

ここで，

$$D_{11} = \frac{E_1 t^3}{12(1-\nu_{12}\nu_{21})}$$

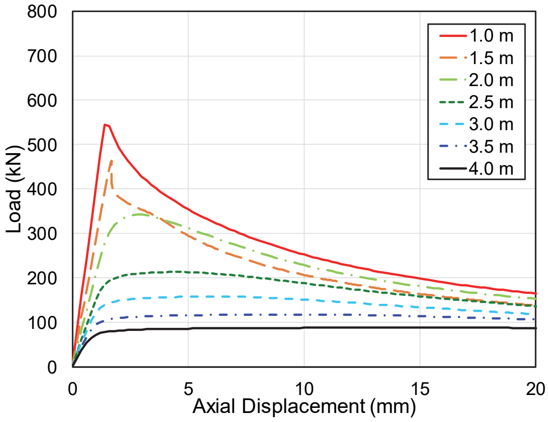
$$D_{66} = \frac{G_{12} t^3}{12}$$

t　：板厚
a　：板の長さ（=部材長L）
b　：板の幅（=100mm－14 mm＝86 mm）

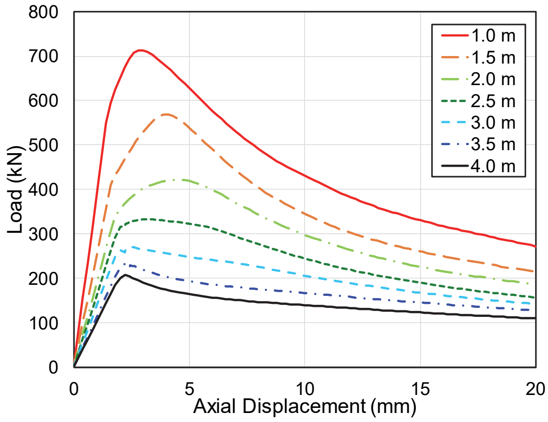
式(4)より，アスペクト比（a/b）が十分に大きい領域，つまり幅 b に対して長さ a が大きい領域については第 2 項の影響が支配的となることがわかる．また，第 2 項は面内せん断弾性率G_{12}に比例する．

図-11には，全体座屈強度の理論値を実線で，3辺単純支持，1 辺自由の板の局部座屈強度の理論値（式(4)）を破線で，載荷辺の 2 辺固定，非載荷辺の 1 辺単純支持，1 辺自由の板の局部座屈強度の理論値を点線で示している．載荷辺の 2 辺固定，非載荷辺の 1 辺単純支持，1 辺自由の板の局部座屈強度は，式(4)において，長さ a を半分にしたものとなる．全体座屈強度については，弱軸回り回転自由に対して弱軸回りの曲げ座屈強度，強軸回り回転自由に対して式(1)から求められる曲げねじれ座屈強度を示した．

図-11(a)に弱軸回り回転自由の境界条件を用いた解析結果（各長さにつき 20 モデル）を△で示し，合わせて実験結果を◆で示す．**図-11(b)**には，強軸回り回転自由の境界条件を用いた解析結果（各長さにつき 20 モデル）を○で示し，実験結果を■で示す．**図-11(c)**には，各長さ 20 モデルの解析結果の平均値を弱軸回り回転自由の場合△で，強軸回り回転自由の場合○で表しており，±標準偏差をエラーバーで示している．実験結果において，局部座屈を示した供試体 A などは，有効座屈長Lで整理しないで，供試体長さL'または供試体長さから中立軸調整治具で拘束されている長さを引いた長さで整理した方が現象の理解に役立つかもしれないが，ここでは他との統一のため，実験結果はすべて有効座屈長Lで整理している．



(a)　弱軸回り回転自由境界条件



(b)　強軸回り回転自由境界条件

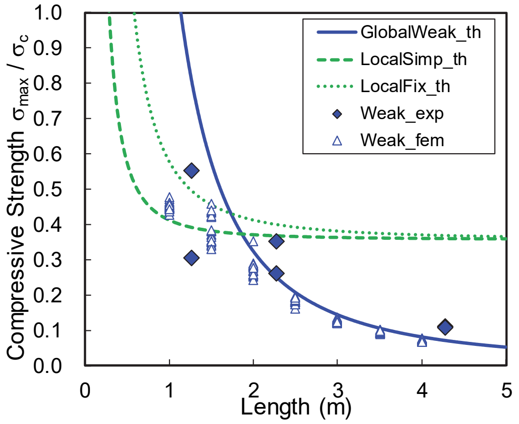
図-10　荷重－軸方向変位関係の例

弱軸回り回転自由の結果では，全体座屈が支配的な領域（部材長 2.5m 以上）では，弱軸回りの全体座屈曲線から約 10%程度低い圧縮強度となっているが，全体座屈曲線に沿った解析結果となっており，20 モデルの間のばらつきも小さい．全体座屈と局部座屈の遷移領域では 20 モデルの間のばらつきが大きくなっており，これは，破壊モードが常に一致しておらず，そのモデルの材料定数および初期変形の値によって，全体座屈か局部座屈の

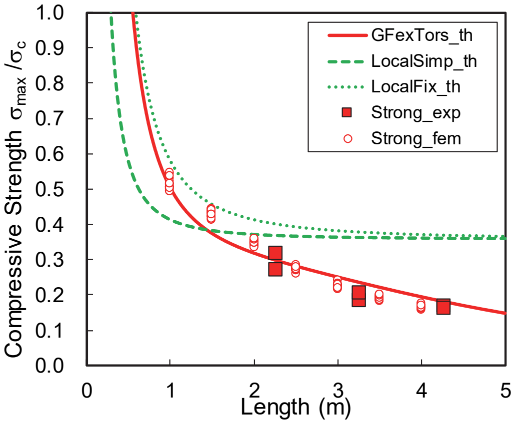
どちらかになっていることに原因がある．**図-11**(a)で，部材長1.5mの場合には，解析結果に2つのグループが見られるが，上側のグループは，最終的に弱軸回りの全体座屈モードとなったもの，下側のグループは，局部座屈モードとなったものである．部材長 1m の場合は，局部座屈が支配的であり，平均値で見ると，3 辺単純支持，1 辺自由の局部座屈強度より約 10%高い結果であった．また，弱軸回り回転自由のすべてのケースで，最大荷重より前に，要素の一部が材料の圧縮強度に至るモデルはなかった．

強軸回り回転自由の結果では，全体座屈が支配的な領域において，実験結果と同様，強軸回り曲げねじれ座屈強度に沿った結果となっている．解析結果からも，強軸回り回転自由の場合は，強軸回りの曲げとねじれが連成した曲げねじれ座屈モードとなっていることが確認できた．**図-12**に部材長4mの場合の，弱軸回り回転自由と強軸回り回転自由の解析ケースで 20 モデルのうち 1 例について，最大荷重が得られた時点での変形モードを示す．弱軸回り回転自由の場合は強軸方向への曲げ変形が，強軸回り回転自由の場合は弱軸方向への曲げ変形が出ているが，強軸回り回転自由の場合は，さらに断面がねじれていることがわかる．全体座屈におけるねじれの状況を明らかにするために，**図-13**に部材長4mの場合の中央断面（高さ 2m）における水平面内変位（20 モデルのうちの 1 モデル）を示す．**図-13** には，初期の断面，最大荷重時の断面，座屈後で軸方向変位が 20mm（弱軸回り回転自由）または 10mm（強軸回り回転自由）の時の断面を示している．弱軸回り回転自由の場合では，断面は回転せず，強軸方向にたわみが増加していく傾向が見られるが，強軸回り回転自由の場合では，弱軸方向にたわみが増加していくが，同時に断面も回転し，部材がねじれている様子が明らかである．座屈モードとしては，部材長 1m と 1.5m のケースはすべて局部座屈を示し，2m 以上のケースでは，上記のような曲げねじれ座屈モードを示す全体座屈であった．また，**図-13** には，供試体 C-1 の軸方向変位が 20mm 時の重心位置と供試体 F-2 の軸方向変位が 10mm 時の重心位置も示している．解析では，有効座屈長4m，実験では4.27mと多少長さが異なったものの比較となるが，解析の断面重心の変位は，実験の傾向をよく捉えられていることが明らかである．

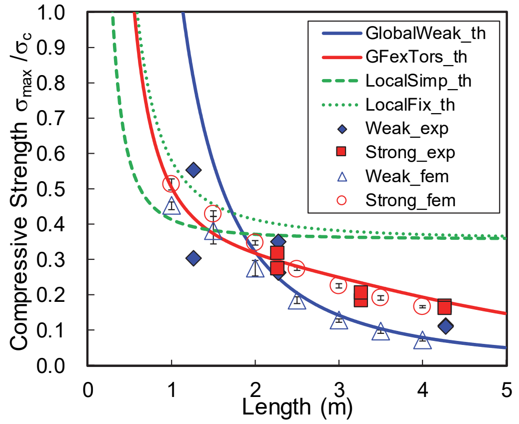
強軸回り回転自由の場合の圧縮強度は，全体座屈が支配的な領域では，同じ長さの弱軸回り回転自由の場合の圧縮強度に比べて，平均値で 50～130%大きい結果であった．全体座屈から局部座屈への遷移領域と，局部座屈が支配的な領域では，弱軸回り回転自由の圧縮強度との差が小さくなり，平均値で見ると弱軸回り回転自由の圧縮強度より 12%～26%大きい結果となった．局部座屈が支配的な領域でも差が出た理由については，全体座屈と



(a) 弱軸回り回転自由境界条件



(b) 強軸回り回転自由境界条件

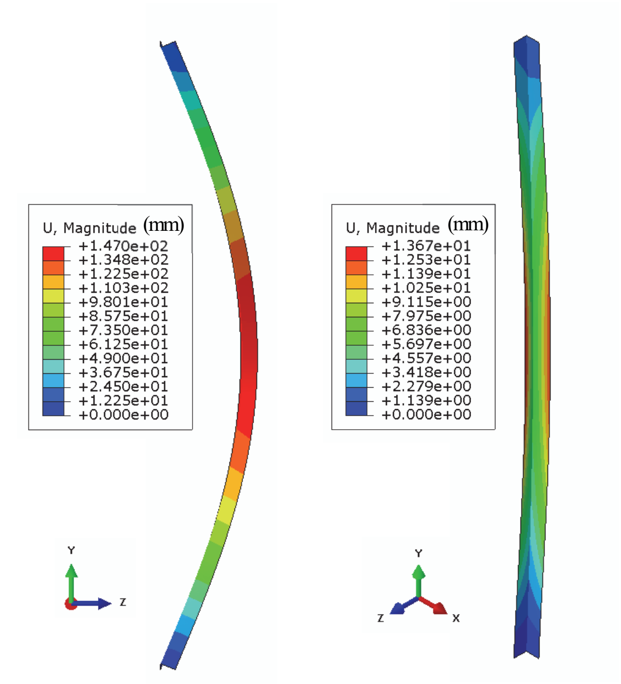


(c) 解析結果のまとめ

図-11 解析で得られた FRP 山形材の圧縮強度のまとめ

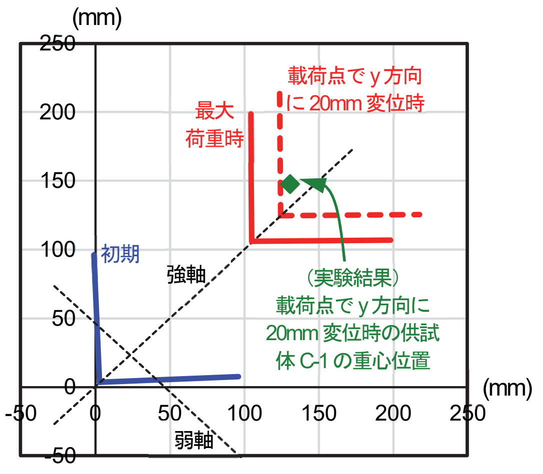
表-6 解析で得られた FRP 山形材の圧縮強度のまとめ

L(m)	弱軸回り回転自由		強軸回り回転自由	
	平均(MPa)	変動係数	平均(MPa)	変動係数
1	211.3	0.025	239.6	0.030
1.5	178.8	0.100	200.9	0.020
2	128.8	0.079	162.6	0.018
2.5	86.6	0.045	127.9	0.018
3	60.1	0.037	105.0	0.027
3.5	45.1	0.038	89.5	0.028
4	34.1	0.037	77.8	0.024

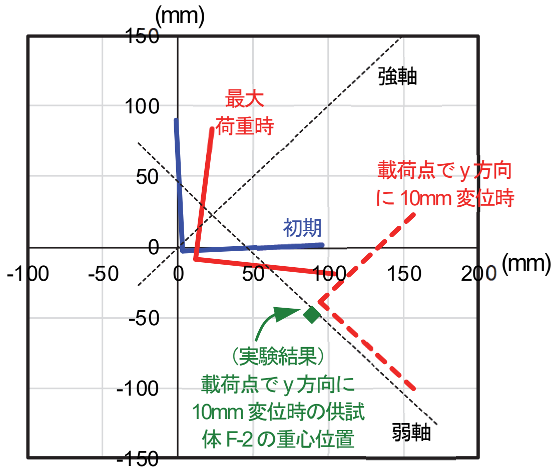


(a) 弱軸回り回転自由　　(b) 強軸回り回転自由

図-12　部材長 4m の最大荷重時の変形モード例
（コンター図は変位の絶対値，変形倍率 5 倍）



(a) 弱軸回り回転自由



(b) 強軸回り回転自由

図-13　部材長 4m の中央断面の面内変位の例

の連成の影響が考えられる．また，強軸回り回転自由の部材長 1m，1.5m，2m のすべてのモデルで，最大荷重が得られる少し手前で，部材端部において一部の要素が材料の圧縮強度に達していたため，その時点の荷重で圧縮強度を計算している．2.5m以上のモデルでは，最大荷重までに材料の圧縮強度に達するモデルはなかった．本解析では，一部の要素が材料の圧縮強度に達した時の荷重を圧縮耐荷力と定義したが，実験結果でその妥当性は判断できていない．一部の要素が材料の圧縮強度に達した解析モデルで，その時の荷重と，その後の最大荷重と比較すると最大で 15%程度の差があった．

今後，初期変形のばらつきについて，正確なデータを収集して，初期変形の影響を精度よく評価する必要がある．また，局部座屈強度に着目した実験を行うことにより，式(4)の精度を確認する必要がある．現時点では，対象とするハイブリッド FRP 山形材が圧縮荷重を受ける場合，弱軸回りの全体座屈曲線と 3 辺単純支持，1 辺自由の局部座屈強度をもとにして，安全率を考慮すれば，設計で使用できる耐荷力曲線を作成できる可能性が明らかとなった．

5. 結論

本研究では，腐食した鋼橋の補修補強における取替部材または補強部材として開発したハイブリッド FRP 引抜成形山形材の圧縮耐荷力特性を明らかにすることを目的として，ハイブリッド FRP 山形材の圧縮耐荷力実験および有限要素法による圧縮耐荷力解析を実施し，弱軸回りの回転自由または強軸回りの回転自由の境界条件のもと，局部座屈および全体座屈性状を把握し，短柱領域から長柱領域までの圧縮耐荷力の基礎データを取得した．以下に本研究で得られた結論を示す．

(1) 圧縮耐荷力実験から，全体座屈が支配的な領域では，弱軸回り回転自由の条件では，弱軸回りの曲げが生じる全体座屈が生じ，強軸回り回転自由の条件では，強軸回りの曲げとねじれが連成する曲げねじれ座屈が生じることが確認できた．したがって，強軸回り回転自由の条件で得られた全体座屈強度は，純粋な強軸回りの曲げが生じると仮定した座屈強度よりも大幅に小さくなり，曲げねじれ座屈強度に近い結果となった．

(2) 圧縮耐荷力解析結果から，弱軸回り回転自由のケ

ースでは，長柱領域で全体座屈強度より平均値で約10%低い圧縮強度を示した．長さ1m以上で局部座屈が支配する短柱領域では，3辺単純支持，1辺自由の理論局部座屈強度より，平均値で約10%高い圧縮強度となった．

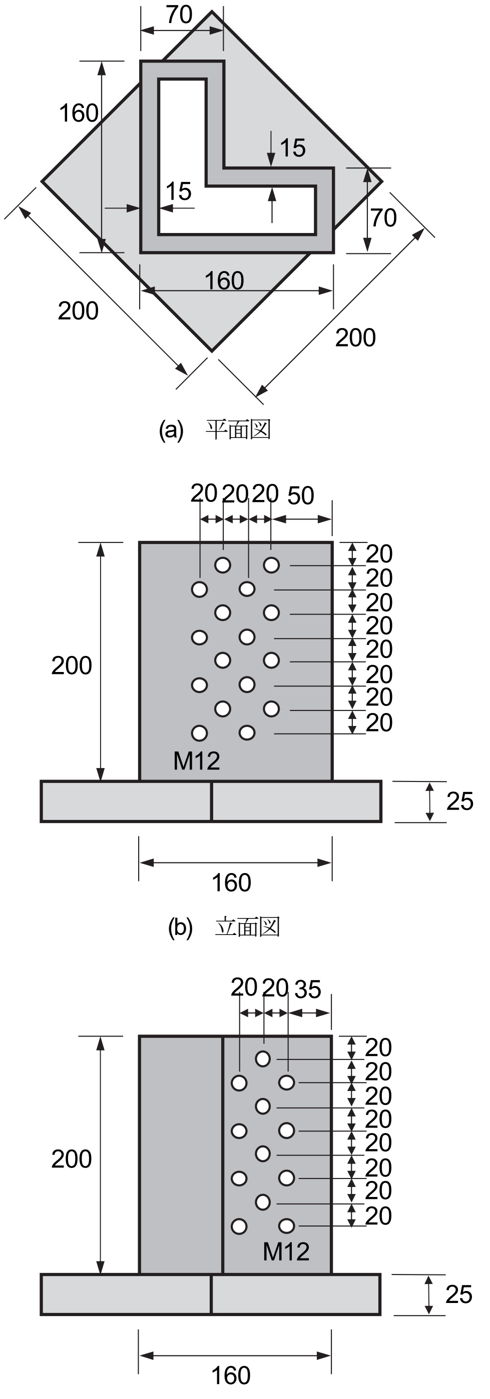
(3) 圧縮耐荷力解析において，強軸回り回転自由のケースで得られた圧縮強度は，全体座屈が支配する長柱領域では，強軸回りの曲げとねじれが連成した曲げねじれ座屈強度に近くなり，弱軸回り回転自由の同じ長さのケースより，平均値でみると50〜130%大きい結果であった．長さ1m以上で局部座屈が支配する短柱領域では，弱軸回り回転自由の同じ部材長の圧縮強度より12%〜26%大きい結果となった．

(4) 実験および解析の結果から，対象としたハイブリッドFRP山形材が圧縮荷重を受ける場合，弱軸回りの全体座屈曲線と，3辺単純支持および1辺自由の局部座屈強度をもとに，初期変形の影響を考慮し安全率を設定すれば，設計で使用できる耐荷力曲線を作成できる可能性が明らかとなった．

謝辞：本研究は，H29年度〜H30年度国土交通省建設技術研究開発助成を受け実施した「低ライフサイクルコストを実現するインフラ向けCFRP引抜部材の設計・成形・施工法の開発および光ファイバを用いたモニタリング技術の開発」研究の一部である．また，部材の成形はフクビ化学工業(株)で実施し，研究の推進には福井県の協力を得た．ここに記して謝意を表す．

付録　中立軸調整治具

中立軸調整治具の諸元を**付図-1**に示す．L形ソケットに供試体を挿入し，側面から挿入したM12のボルトの挿入長さを調整することにより，供試体の位置を調整し固定することができる．ボルトと供試体の間には3mm厚の鋼板を使用している．ソケット内のスペース幅40mmの中央に供試体を固定した際に，供試体の断面重心（中立軸）と底板の中心が一致するよう，ソケット部が底板に溶接されている．底板は，一軸ヒンジとボルトで接合されている．



(a) 平面図
(b) 立面図
(c) 側面図

付図-1　中立軸調整治具の諸元

参考文献

1) Jones, R. M.: *Mechanics of Composite Materials*, Second Edition, Taylor & Francis, 1999.
2) 一般社団法人強化プラスチック協会：FRP用途別・成形法別統計，http://jrps.or.jp/market-data
3) 土木学会：FRP接着による構造物の補修・補強指針（案），複合構造シリーズ09，2018.
4) 土木学会：FRP歩道橋設計・施工指針（案），複合構造シリーズ04，2011.
5) 土木学会：FRP水門設計・施工指針（案），複合構造シリーズ06，2014.
6) Bank, L. C.: *Composites for Construction – Structural Design with FRP Materials* –, John Wiley & Sons, 2006.
7) 土木学会：土木構造用FRP部材の設計基礎データ，複合構造レポート11，2014.
8) Barbero, E. J. and Raftoyiannis, I.: Local buckling of FRP beams and columns, *Journal of Materials in Civil Engineering*, Vol. 5, No. 3, pp. 339-355, 1993.
9) Tomblin, J. and Barbero, E. J.: Local buckling experiments

on FRP columns, *Thin-Walled Structures*, Vol. 18, No. 2, pp. 97-116, 1994.
10) Kollár, L. P.: Local buckling of fiber reinforced plastic composite structural members with open and closed cross sections, *Journal of Structural Engineering*, Vol. 129. No. 11, pp. 1503-1513, 2003.
11) 上山裕太，北根安雄，松井孝洋，近藤富士夫，舘石和雄：ハイブリッド FRP 積層体の支圧強度評価法に関する実験的研究，土木学会論文集 A1，Vol. 73, No. 5, 複合構造論文集，第 4 巻，pp. II_74-II_83, 2017.
12) 北根安雄，上山裕太，寺口大輝，松井孝洋，舘石和雄，後藤基浩：腐食した鋼桁端部に対する引抜成形 FRP アングル部材による補修方法の検討，土木学会論文集 A1，Vol. 75, No. 5, 複合構造論文集，第 6 巻，pp. II_27-II_35, 2019.
13) 寺口大輝，北根安雄，松井孝洋，舘石和雄：ハイブリッド FRP 引抜成形材と鋼材の支圧ボルト接合部に関する耐力実験，土木学会論文集 A1，Vol. 76, No. 5, 複合構造論文集，第 7 巻，pp. II_95-II_104, 2020.
14) Timoshenko, S. P. and Gere, J. M.: *Theory of Elastic Stability*, Second edition, McGraw-Hill Book Company, 1961.
15) Dassault Systèmes: Abaqus 6.14 Documentation, 2014.

(Received December 11, 2020)
(Accepted March 11, 2021)

STUDY ON COMPRESSIVE STRENGTH OF PULTRUDED HYBRID FRP ANGLE SECTION

Yasuo KITANE, Moriaki SUZUKI, Daiki TERAGUCHI, Takahiro MATSUI and Kazuo TATEISHI

This study conducted compression tests and numerical analyses of pultruded hybrid FRP angle section which has been developed to be used for replacement member and reinforcement member for corroded steel bridges, in order to understand global and local buckling characteristics and to obtain compressive strength data. As a result, the angle section with a large slenderness ratio when the rotation around the strong axis is free shows a flexural-torsional buckling mode with a twisting of section, and compressive strength of flexural-torsional buckling is closer to the flexural buckling strength about the weak axis than that about the strong axis. Since the angle section with a small slenderness ratio is controlled by the local buckling, the compressive strength of the angle section in this study may be determined based on the local buckling strength and the global buckling strength about the weak axis.