

(12) GFRP材の圧縮強度に及ぼす初期不整の影響

佐竹 ちとう¹・松本 幸大²・北根 安雄³

¹AIJ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:c143521@edu.tut.ac.jp

²AIJ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-matsum@ace.tut.ac.jp

³JSCE正会員 名古屋大学 准教授 大学院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

近年、歩道橋や設備支持構造に軽量で耐候性に優れるGFRP部材が用いられつつある。GFRPは強度に比して弾性係数が小さいため、部材設計の際は座屈に留意する必要がある。本研究では、溝形断面を有するGFRP材を対象として、その軸圧縮試験結果と境界条件を単純化した理論解による圧縮強度、また有限要素法を用いた圧縮強度を相互に比較する。その結果、複合則・積層理論により評価した機械的性質を用いて理論解により圧縮強度を評価できることを示す。さらに、JIS K 7015に規定される成形公差を基準とした部材の初期不整を考慮した有限要素解析を行い、座屈耐力低下と設計用安全係数の考察を行う。

Key Words : *Pultruded GFRP, Channel shaped member, Local plate buckling, Member buckling, FEM*

1. はじめに

繊維強化樹脂 (Fiber Reinforced Polymer : 以下, FRP) 材は炭素繊維やガラス繊維等の強化繊維をマトリクス樹脂で固めることで優れた機械的性質を発揮する複合材料である。その比重は 1.7~2.1 程度にも関わらず、強度は鋼材と同等かそれ以上を有し、近年、車輛や航空機、宇宙の分野に多く利用され、建設分野での応用も進んでいる¹⁾。特に、FRP は耐食性に優れる材料であることから、土木構造物への応用実績は多数報告され、部材耐力の算定法も公表されている¹³⁾。建築分野においては、主に既設構造物の補強材料として炭素繊維強化樹脂 (CFRP) が用いられており、構造物の自重増加を最小限に留める軽量な補強工法として、鉄筋コンクリート構造物、鋼構造物、木質構造物に対して多数提案されている^{1,40)}。FRP 材のような軽量な材料を建設構造部材に用いることは、施工時に地組・一括架設を行うことによる安全性向上・重機使用率の低減や、基礎構造の負担軽減等に繋がり、また、災害後の迅速な仮設物運搬・建設に有用であると考えられる。

一方で、FRP 材はその強度に対して弾性率が低いため、部材の設計において座屈の検討に注意が必要である。弾性係数と強度との比をみると、軟鋼 (400 材) で約 500:1

に対して、ガラス繊維強化樹脂 (GFRP) で概ね 60~100:1 となり、材料強度に達する前に座屈強度を迎える可能性が高いことが予想される。さらに、一般に FRP 材は異方性の構成則を有するため、それらを考慮した設計および設計式の検討が必須である。特に、鋼材の形材と同様に、構造部材として用いる際に都合が良い等断面長尺な FRP 材を成形する場合、連続引抜成形法が用いられることが多いが、異方性が強くなることが多く、部材軸方向に直交する方向では、弾性係数が軸方向の 5 分の 1 程度となることもある。したがって、部材座屈だけでなく、局部座屈についても考慮する圧縮強度の算定が必要となる^{7,8)}。

本論では、連続引抜成形GFRP溝形断面材を対象として、圧縮荷重下での強度を軸圧縮試験結果と境界条件を単純化した理論解による圧縮強度、また有限要素解析を用いた圧縮強度を相互に比較する。さらに、連続引抜成形GFRP溝形断面材の断面寸法の公差範囲が定められているJIS K 7015 (2013)⁹⁾を参考にし、部材の長さ方向や、断面形状に初期不整を有する場合の座屈耐力の変動を有限要素解析を用いて考察することによって、設計用安全係数の検討も行う。

2. 解析モデル

(1) 解析モデル

本解析は有限要素法を用いた汎用構造解析ソフト「LUSAS」を使用し、固有値解析及び非線形解析を行った。本解析における解析モデルを図-1に示す。モデル両端部には、ピン支持とするための治具をモデル化しており、長さは100mmで一定とした。FRP部分における寸法 a を変数とする。このとき、座屈長さ L [mm]は a を用いて $L=(a+200)$ で表される。また、FRP部の断面寸法(Y-Z平面)はGFRP溝形材([I-100×48×6.3×6.3]の軸心寸法でシェル要素とし、構成要素はジグ部を4面体2次要素(メッシュサイズ10mm)とし、GFRP部をシェル2次要素(長方形メッシュ、メッシュサイズ4mm)で与える。ここで、比較対象の実験¹⁰⁾に用いたFRP板厚が実測により、6.5mmであったことを考慮し、解析におけるGFRPの板厚を公称値6.3mmから6.5mmとした。また、FRP部とジグ部は剛接合とした。

図-1(b)に示すように、境界条件はジグ端部での変位拘束とした。荷重条件は片側から等分布荷重として、圧縮力を作用させている。ジグは等方性材料、GFRPは異方性材料とする。GFRPの機械的性質を表-1に示す。

解析の対象とする座屈長さを $L=650, 900, 1100$ mm ($\lambda=44.8, 62.1, 75.8$)とした。この座屈長さはそれぞれ、境界条件を単純化した理論解によって求められる座屈モードにおいて、局部座屈、局部座屈と部材座屈の変更点付近(局部座屈側)、部材座屈で耐力が決定される座屈長さである。

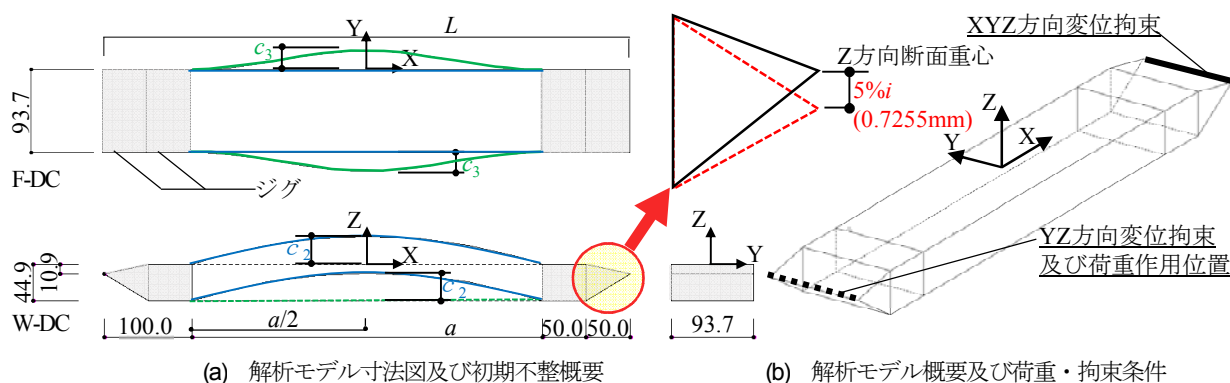


図-1 解析モデル概要

表-1 GFRPの機械的性質

繊維方向 弾性係数 (材料試験)	繊維直交方向 弾性係数 (複合則)	せん断 弾性係数 (複合則)	ポアソン比 (仮定)
28.0 N/mm ²	6.365 N/mm ²	2.448 N/mm ²	0.3

(2) 初期不整

実験時に、接合条件等により荷重作用位置が断面図心位置での載荷となっていないことを考慮し、図-1(a)の赤線で示されるように、Z軸において断面二次半径 i に対して -5% (0.7255mm) 荷重作用位置を移動させた場合においても解析 (-5% モデル) を行う。

また、連続引抜成形FRP材の断面寸法の公差範囲はJIS K 7015 (2013)⁹⁾に定められている。本論ではこれを参照し、強度が低下すると考えられる2パターンを選定、 -5% モデルと併用して計6種類のモデルについて非線形解析を行う。各解析モデルのモデル名および初期不整を表-2に示す。表-2において、F-DCはフランジの曲がり、W-DCはウェブの曲がりとする。フランジの曲がりとは図-1(a)緑線で示され、ウェブの曲がりとは図-1(a)の青線で示されている。

表-2 解析モデル名および初期不整

解析モデル名 ($L=650, 900, 1100$ mm)	W-DC	F-DC	断面重心 -5%
非線形: $L=○○$	-	-	-
非線形: $L=○○-5\%$	-	-	○
非線形-ウェブ: $L=○○$	○	-	-
非線形-ウェブ: $L=○○-5\%$	○	-	○
非線形-フランジ: $L=○○$	-	○	-
非線形-フランジ: $L=○○-5\%$	-	○	○

a) ウェブの曲がり (W-DC)

図-1(a)青線に示されるようにウェブが面外方向(Z方向)に変形し、その曲線は式(1)に示すように仮定する。このとき、最大初期不整振幅 c_2 は参考文献9)より部材長の半分の長さに対して1/300とした数値を0.5mm刻みで繰り上げた数値とした。そのため、 $L=650, 900, 1100$ mmにおいてそれぞれ $c_2=0.5, 1.0, 1.0$ mmとなる。

$$z = -c_1 x^2 + c_2 \quad (1)$$

ここで、係数 c_1 は最大変形量 c_2 および部材長 a によって求められる。

b) フランジの曲がり (F-DC)

図1-(a)緑線に示されているように図中のフランジ下側(ウェブと接していない辺)が面外方向(Y方向)に、変形し、その曲線は式(2)に示すように仮定する。このとき、最大初期不整振幅 c_3 はW-DCと同様に、 $L=650, 900, 1100 \text{ mm}$ において $c_3=0.5, 1.0, 1.0 \text{ mm}$ となる。

$$y = \frac{c_3}{2} \left(1 + \cos \left(2\pi \frac{x}{a} \right) \right) \quad (2)$$

3. 既往の実験および理論解^{10,11)}

FRP部材の軸方向の圧縮耐力をどのように算出するかについて述べる。部材圧縮時には3つの破壊モードが考えられ、圧縮強度は式(3a)～(3c)のうち、最も小さいものとなる。

$$f'_{ud} = f_{ud} \quad (3a)$$

$$f'_{ud} = \frac{\pi^2 E_x}{\lambda^2} \quad (3b)$$

$$f'_{ud} = f_{cr} \quad (3c)$$

ここで、 f'_{ud} ：設計圧縮強度(N/mm²)、 f_{ud} ：圧縮強度(N/mm²)、 E_x ：軸方向弾性係数(N/mm²)、 λ ：細長比($\lambda=L/i$)、 i ：断面二次半径(mm)、 f_{cr} ：板要素の座屈強度(N/mm²)

一方、溝形断面部材のフランジ及びウェブに相当する板要素は図-2のような座屈モードを有すると考えられる。これより、板要素による局部座屈強度は式(4)、式(5)のように計算できる。

4辺単純支持の平板に圧縮応力が作用する場合：ウェブ

$$f_{cr} = \frac{2\pi^2}{t \cdot b^2} (\sqrt{D_{11}D_{22}} + D_{12} + 2D_{66}) \quad (4)$$

3 辺単純支持 1 辺自由の平板に圧縮応力が作用する場合：フランジ

$$f_{cr} = \frac{\pi^2}{t \cdot b^2} \left[D_{11} \left(\frac{b}{a} \right)^2 + \frac{12}{\pi^2} D_{66} \right] \quad (5)$$

ここで、 D_{11} 、 D_{22} 、 D_{12} は単位幅あたりの直交異方性板の曲げ剛

性、 D_{66} は単位幅あたりの直交異方性板のねじり剛性である。

既往実験は、溝形断面GFRP部材の両端に、構成治具およびナイフエッジを取り付け、両端ピン支持での準静的荷重圧縮試験を行っている。実験結果および理論解における理論値曲線を図-3に示す。図-3に示すように実験結果と理論値曲線は、最大強度は精度よく一致する結果となった。また、細長比が短くなるにつれて安全側評価となり、座屈モードは理論解における局部座屈と部材座屈の変更点付近を除いて、概ね一致している。

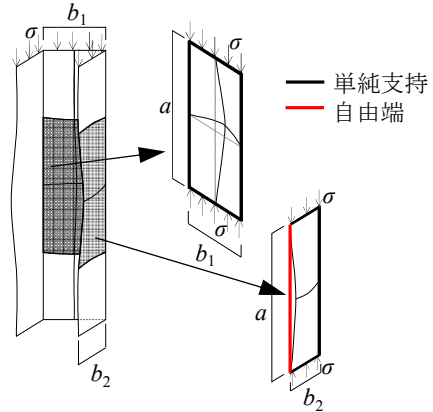
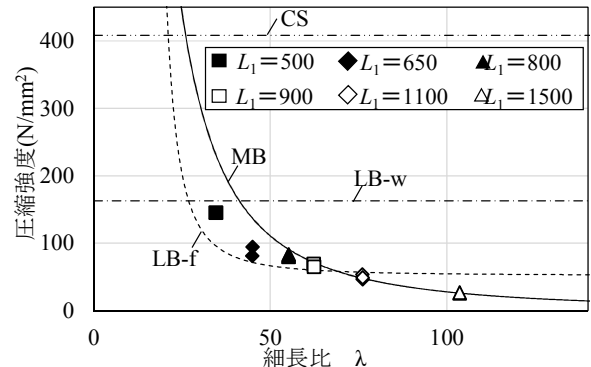


図-2 圧縮荷重を受ける板要素の座屈と境界条件



ここで、CS：全断面の圧縮強度、LB-f：フランジの局部座屈、LB-w：ウェブの局部座屈、MB：部材座屈(=オイラー座屈)

図-3 実験結果および理論解における理論値曲線

4. 解析結果

既往実験の結果及び非線形解析の荷重－鉛直変位関係を図-4に示す。ここで、実験- D_v クロスヘッド変位、解析- D_v ジグ端部の鉛直変位であり、図-4の横軸は変位を無次元化したものである。最大強度時の座屈モードを図-5に示す。図-5におけるコンター図も最大変形を1.0とし無次元化を行った。表-3に非線形解析-初期不整なしの強度を1.0とした場合の最大強度比を示す。

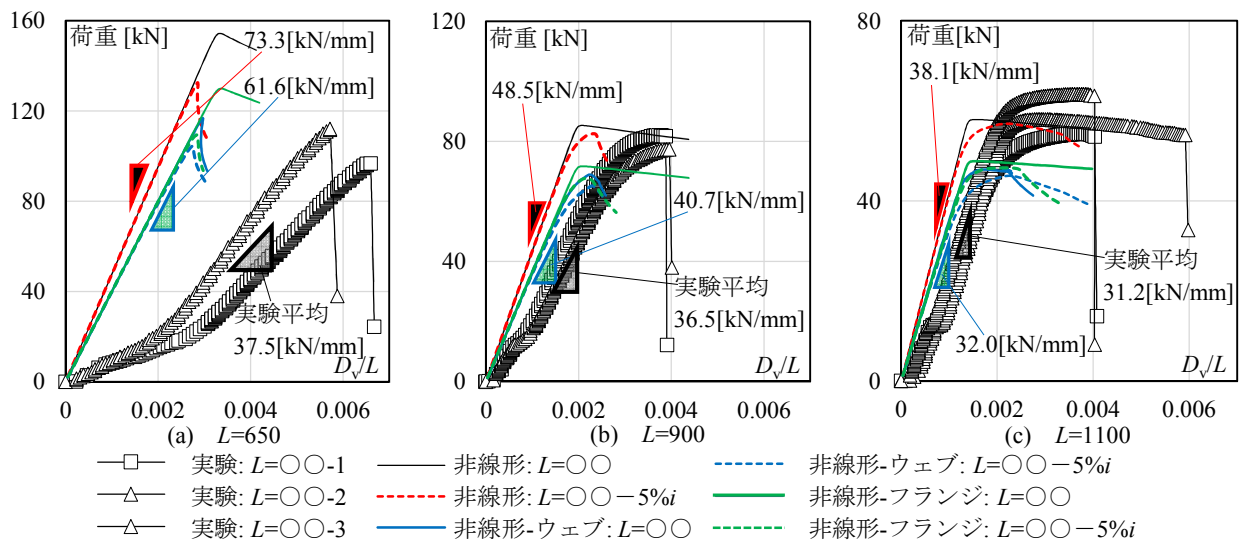


図-4 荷重-鉛直変位関係

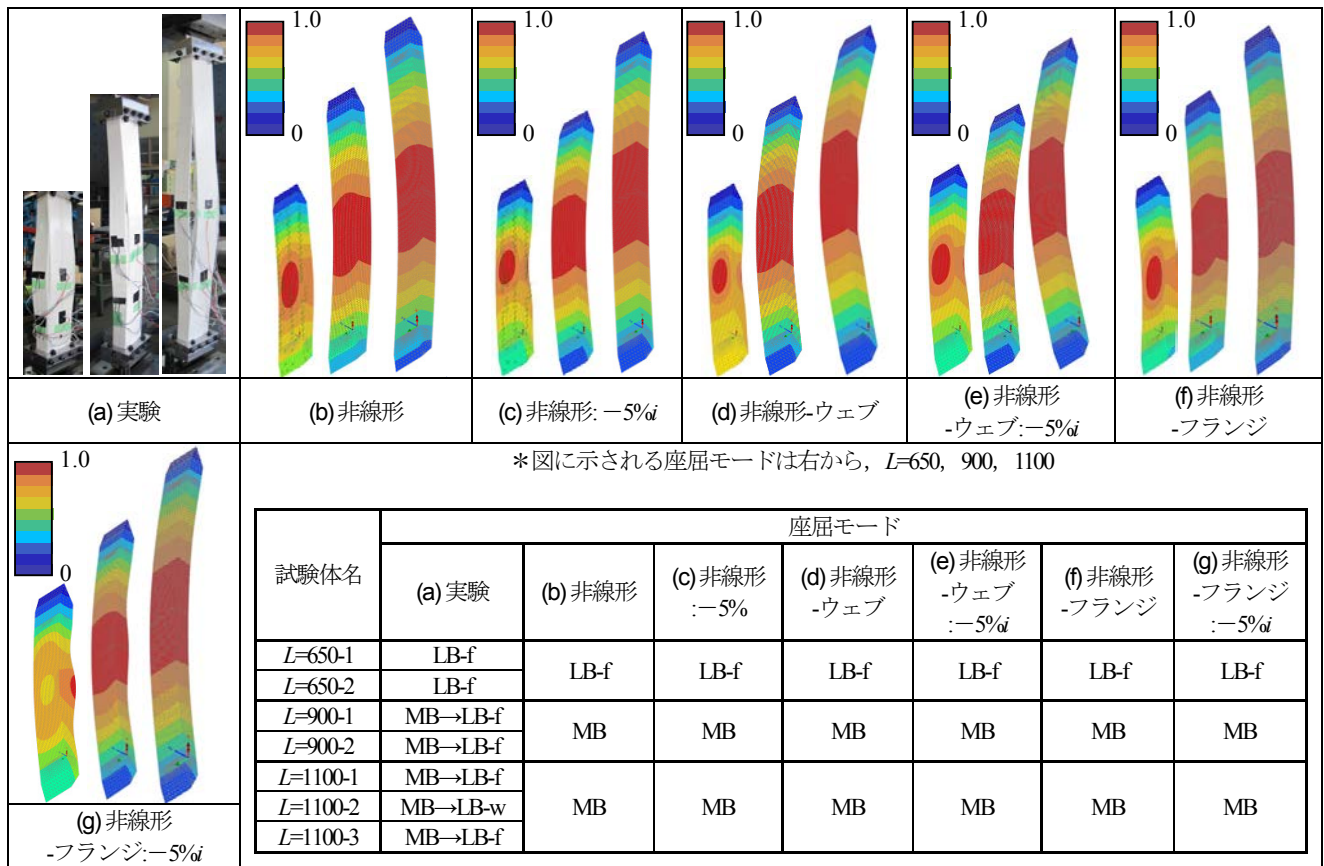


図-5 座屈モード

(1) 非線形および固有値解析¹²⁾

まず, 初期不整のない非線形解析および既往研究の固有値解析の結果¹²⁾と実験値を比較する. 図-4において, 非線形解析の結果は実験の結果に比べ傾きが大きくなっている ($L=650$ の時1.95倍, $L=900$ の時1.33倍, $L=1100$ の時1.22倍). しかし, 座屈長さ L が増加するほどその差は

低下している. これは実験の際に計測した鉛直方向変位が試験機のクロスヘッド変位であったため, 治具取り付け部等の要因が追加された変位量であることおよび初期不整の影響が原因であると考えられる. 図-5(a), (b)において, 座屈モードは同じモードを示した. しかし, 実験ではウェブ外側が引張力を受ける変形モードであるのに

対して、解析ではウェブ外側が圧縮力を受ける変形モードとなった。これは固有値解析においても非線形解析と同様の結果を示した。この結果からも実験時には何らかの初期不整の影響があったと考えられる。表-3(a), (b), (d)において、実験値は非線形解析の結果と比較すると $L=650$ では3割～4割程度低下しているのに対し、 $L=900$, $L=1100$ では1割程度しか変化が見られなかった。この結果から、局部座屈する際には初期不整の影響が大きく、部材座屈する際には初期不整の影響が小さいと考えられる。固有値解析の結果は非線形解析の結果と比較し、0.9～1.4%ほど高い結果となった。この結果は後述する荷重作用位置を考慮したものにおいても同様であった。

(2) 荷重作用位置の影響

次に、荷重作用位置の影響について考察する。図-4および表-3(c)より圧縮強度は初期不整なしのものと比較した場合、局部座屈したものでは14%低下と影響が大きく、部材座屈したものにおいては2～3%低下と影響が小さい。図-5よりすべての座屈長さ L において、座屈モードは初期不整のないモデルと同じモードを示した。また、実験と同様にウェブ外側が引張力を受ける変形モードを示した。これらの結果から、変形モードが変化することによって、早期に曲げが発生し、局部座屈においてはフランジの応力が増加したため圧縮強度の低下が発生したと考えられる。部材座屈においても早期の曲げにより変形量が増加したことが圧縮強度低下の原因だと考えられる。

(3) W-DCおよびF-DCの影響

次に、W-DC および F-DC による初期不整について考察する。図-4 より初期不整のないものに比べ、傾きが16%～18%程度低下し、初期不整のないモデルに比べ実験結果に近づいた ($L=650$ の時 1.64 倍、 $L=900$ の時 1.12 倍、 $L=1100$ の時 1.03 倍)。また、圧縮強度も低下している。表-3(f), (h)より圧縮強度は、W-DC では初期不整のないものに比べ $L=650$ では 24%低下を示し、 $L=900$, $L=1100$ では 19%の低下を示した。F-DC では初期不整の

ないものに比べ $L=650$, $L=900$, $L=1100$ において 16%の低下を示した。W-DC では図-5(d)より分かるようにウェブ外側が引張力を受ける変形モードとなっており、荷重作用位置同様に早期の曲げの影響が圧縮強度低下の原因だと考えられる。図-4 および表-3(h)より F-DC においては、W-DC ほど最大強度の低下は見られなかった。これは F-DC では初期不整の曲線が端部で曲率が 0 となっていることの影響も考えられる。初期不整を荷重作用位置と併用したパターンにおいては、図-4 および表-3(g), (i)より W-DC, F-DC どちらにおいても併用していないパターンに対し、局部座屈したものでは圧縮強度が大きく低下し、部材座屈したものでは最大で 6%程度しか低下が見られなかった。これは前節と同様の結果である。圧縮強度が最も低下を示したのは、表-3 より非線形-ウェブ $L=600-5\%$ モデルであった。また、図-5(g)より非線形-フランジ $L=900-5\%$ モデルにおいては座屈モードの連成 (MB と LB-f) が見られるが、MB がより卓越している。

(4) 設計用安全係数

最後に、式(3a), (3b), (3c)に既存の設計安全係数を加味したものと数値解析結果を比較する。図-6に3章で述べた理論解と数値解析結果の圧縮強度-細長比関係を示す。なお、式(3a)による値は座屈強度に比して大きいため (408N/mm^2) プロットしていない。ここで、13/9という値は参考文献13)に示される弾性座屈に対する安全率である。部材係数1.3および材料係数 (下限1.0～上限1.3) は参考文献11)に示されている。図-6において材料係数は上限値を使用した。図-6より仮定した安全係数において安全率が一番小さい理論解/部材係数1.3の場合でも安全率が1.0を下回るものはないことが示された。設計式では各式の下限値をとることから、設計式が局部座屈となっている細長比ではどの初期不整に対しても1.27倍以上の安全率が確保できている。しかし、設計式が部材座屈となっている細長比では、非線形-ウェブ: -5% にて安全率が1.04となった。

表-3 最大圧縮強度比

試験体名	最大圧縮強度比								
	(a)試験	(b)非線形	(c)非線形 :-5%	(d)固有値 解析	(e)固有値 解析:-5%	(f)非線形 -ウェブ	(g)非線形 -ウェブ :-5% α	(h)非線形 -フランジ	(i)非線形 -フランジ :-5% α
$L=650-1$	0.63	1.00	0.86	1.01	0.89	0.76	0.68	0.84	0.71
$L=650-2$	0.73								
$L=900-1$	0.96	1.00	0.97	1.01	0.98	0.81	0.76	0.84	0.79
$L=900-2$	0.91								
$L=1100-1$	0.95	1.00	0.98	1.01	0.98	0.81	0.78	0.84	0.81
$L=1100-2$	1.00								
$L=1100-3$	1.10								

4. おわりに

本研究では、引抜成形GFRP溝形断面材に対して部材座屈および板座屈を考慮した軸圧縮耐力の算定に関して、有限要素法解析によるJIS K 7015の公差条件を満足した場合の初期不整の影響を既往実験および理論解を通して考察した。その結果、以下の事柄が明らかとなった。

- 1) 理論解による圧縮強度は解析結果と比較すると座屈長さが短くなると過小評価となる傾向にある。
- 2) 初期不整を考慮したモデルにおいては、圧縮強度が1~3割程度低下し、部材座屈で強度が決定される場合よりも局部座屈で強度が決定される場合において影響が大きい。
- 3) 断面図心での圧縮でない場合、圧縮強度は低下し、部材座屈で強度が決定される場合よりも局部座屈で強度が決定される場合において影響が大きい。
- 4) 理論解に対する設計用安全係数は、初期不整を考慮した場合においても、理論解/1.3で安全率が1.0を下回るものはない。

参考文献

- 1) 強化プラスチック協会：FRP60年の歩み，2015.10
- 2) 土木学会：複合構造シリーズ FRP 歩道橋設計・施工指針（案），2011.3
- 3) 土木学会：複合構造シリーズ FRP水門設計・施工指針（案），2014.3
- 4) 日本建築学会：連続繊維補強コンクリート系構造設計施工指針案，2002.4

- 5) 服部明生，玉井宏章，高松隆夫，山西央朗，小澤吉幸：炭素繊維プレートによる化学プラント架構小梁補強の実施工例，日本建築学会 技術報告集，第18巻 第39号，pp. 559-564，2012.6
- 6) 萩原慎太郎，木原幹夫，小原勝彦，河本和義，宮澤健二：GFRPグレーチング材の耐力性能とエネルギー吸収性能に関する研究：その1 静的加力実験と動的加力実験，日本建築学会 学術講演梗概集，Vol. C-1, pp.259-260, 2006.9
- 7) The European Structural Polymeric Composites Group：Structural Design of Polymer Composites (EUROCOMP Design Code and Handbook), 1996
- 8) Laszlo P. Kollar：Local Buckling of Fiber Reinforced Plastic Composite Structural Members with Open and Closed Cross sections，JOURNAL OF STRUCTURAL ENGINEERING, ASCE, p1505, 2003.11
- 9) 日本工業規格：JIS K 7015 (2013) 繊維強化プラスチック引抜材，2013
- 10) 松本幸弘，佐竹ちとう，井上侑也，西田賢二：引抜成形GFRP溝形断面材の軸圧縮耐力に関する考察，日本建築学会 構造系論文集，第733号，pp.485-491, 2017.3
- 11) 土木学会：2014年制定複合構造標準示方書，土木学会，pp.396-399，2015.5
- 12) 佐竹ちとう，松本幸弘，西田賢二：GFRP溝形断面材の軸圧縮耐力に及ぼす荷重位置の影響，日本建築学会大会学術講演梗概集，pp.1521-1522，2017.8
- 13) 日本建築学会：鋼構造設計規準 許容応力度設計法，2005.9

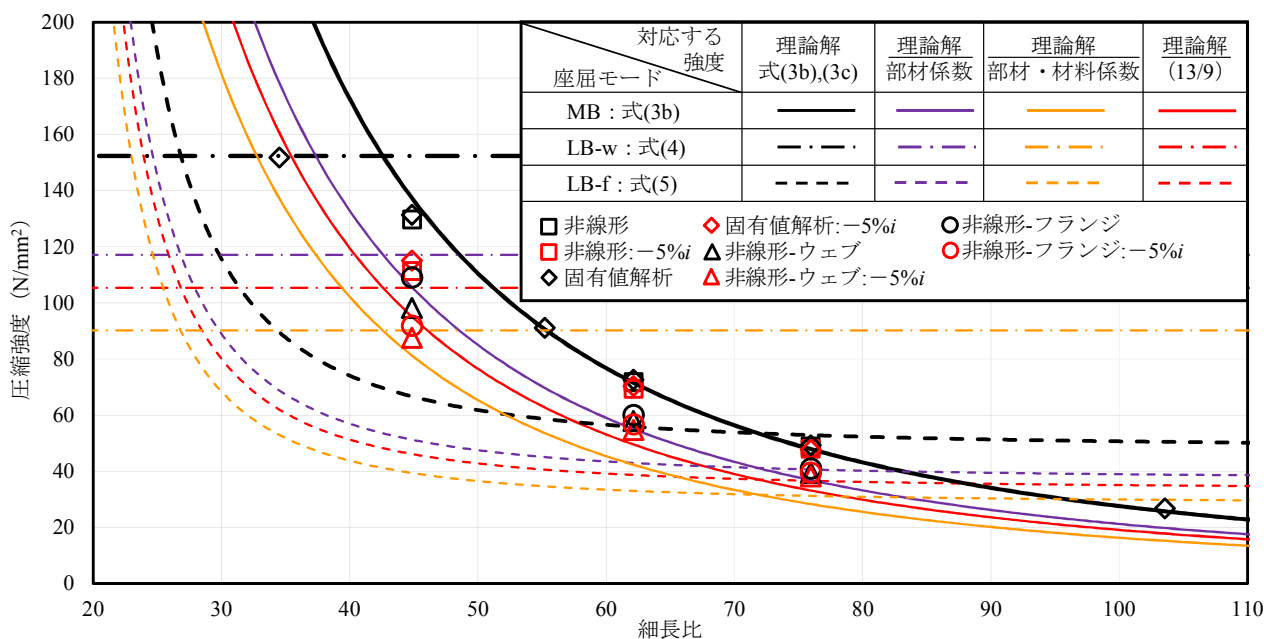


図-6 設計式と数値解析結果の比較

EFFECTS OF GEOMETRICAL IMPERFECTION OF THE COMPRESSIVE STRENGTH FOR GFRP MEMBERS

Chito SATAKE, Yukihiro MATSUMOTO and Yasuo KITANE

FRPs are increasingly applied to building structures. However, the elastic modulus of glass fiber reinforced polymers (GFRPs) is lower than that of steel. Hence, the evaluating the buckling strength of GFRP members is necessary for design. The buckling strength is determined by Euler buckling mode as well as local buckling. In this study, effects of geometrical imperfection for FRP members according to JIS K 7015 under axial compression were investigated by finite element analysis. Then we considered a safety factor of design for theoretically evaluated compressive strength.