

FRP部材の曲げ強度評価に関する解析的検討

杉浦 あみり¹・橋本 国太郎²

¹学生会員 神戸大学大学院 工学研究科市民工学専攻 (〒657-8501 兵庫県神戸市灘区六甲台町 1-1)
E-mail: amirisugiura@gmail.com

²正会員 神戸大学大学院准教授 工学研究科市民工学専攻 (〒657-8501 兵庫県神戸市灘区六甲台町 1-1)
E-mail: hashimoto@person.kobe-u.ac.jp

GFRP 部材の曲げ耐力を算出する設計式はすでに確立されているが、必ずしもこの設計式の通りに断面破壊が生じているわけではない。そこで本研究では、汎用有限要素解析コード ABAQUS を用いて有限要素法による解析を行い、設計式の妥当性について検討を行った。手順としては、先行研究における曲げ試験結果を FE 解析により再現し、解析モデルの妥当性を確認した後、このモデルを用いてフランジとウェブの厚さや高さを変えて、理論式の結果と解析モデルの変形と耐荷力を比較した。

その結果、ウェブでの局部座屈とねじり座屈の発生するタイミングは設計式と一致したが、フランジでの局部座屈の発生するタイミングは設計式と一致しなかった。またフランジの局部座屈に関しては設計値が非常に小さく算出されており、設計式が過剰に安全側で算出されることが分かった。

Key Words: GFRP, Bending strength, Hashin Damage, destructive energy, buckling

1. はじめに

土木構造物への適用へ向けて、FRP 部材の強度に関する多くの研究がなされており、特に強化繊維にガラス繊維を用いた GFRP を主部材とした土木構造物が適用され始めている。この GFRP 部材の設計において、本研究では曲げモーメントに着目する。曲げモーメントを受ける GFRP 部材の設計曲げ耐力は、圧縮力を受ける板としての座屈や、はりとしての横ねじれ座屈の影響を考慮して算定し、1)断面の材料破壊を起こす場合の設計曲げ耐力、2)フランジやウェブの局部座屈が先行する場合の設計曲げ耐力、3)部材の横ねじり座屈による設計曲げ耐力の 3 つ中で小さい方をとるものと定義されている¹⁾。しかし、実際の GFRP 部材の曲げ強度に関してこの設計式を用いて設計されているものの、GFRP は鋼材に比べ剛性が小さいため断面破壊で部材断面が決まる場合が少なく、これらの式の適用性を詳細に検討した研究は少ない。過去に行われている曲げ強度を検討した実験はいくつかあるものの^{2)~4)}、必ずしもこの設計式の通り断面破壊が生じてはならず、この設計式で断面の曲げ強度を正しく評価が出来るのか詳細な検討が必要と考えられる。

そこで本研究では、先行研究⁵⁾で実施された GFRP 部材の曲げ載荷実験を有限要素解析によってモデル化し、上述した設計式の妥当性を検討することを目的とする。

手順としては、まず、上述した設計値について解析結果や実験結果との比較を行い、解析モデルの妥当性や設計値の妥当性・問題点を検討する。そしてフランジの幅や高さなどのパラメータを変化させ、曲げによる材料破壊、局部座屈による破壊、横ねじれ座屈による破壊の 3 つの破壊をした時のそれぞれの設計式の耐力と解析結果を比較し、設計式の妥当性を検討する。

2. 先行研究の実験概要と解析モデル

(1) 先行研究の実験概要

本研究では、GFRP 引抜き成形 I 形断面はりの材料力学特性および曲げせん断挙動に関する実験的研究⁵⁾の実験結果を使用して解析を行っている。

断面は部材高さが 600mm の I 形断面であり、ウェブ厚さは 12mm、フランジ厚さは上下ともに 18mm である。

使用するはり部材はスパン 4000mm であり、両支点上のみに箱形断面(100×100mm、厚さ 5mm)の GFRP 垂直補剛材をエポキシ樹脂で接着した供試体を 4000A、両支点上に加えて載荷点にも垂直補剛材を設置し、載荷点における面外変位抑制を図った供試体を 4000B とした。

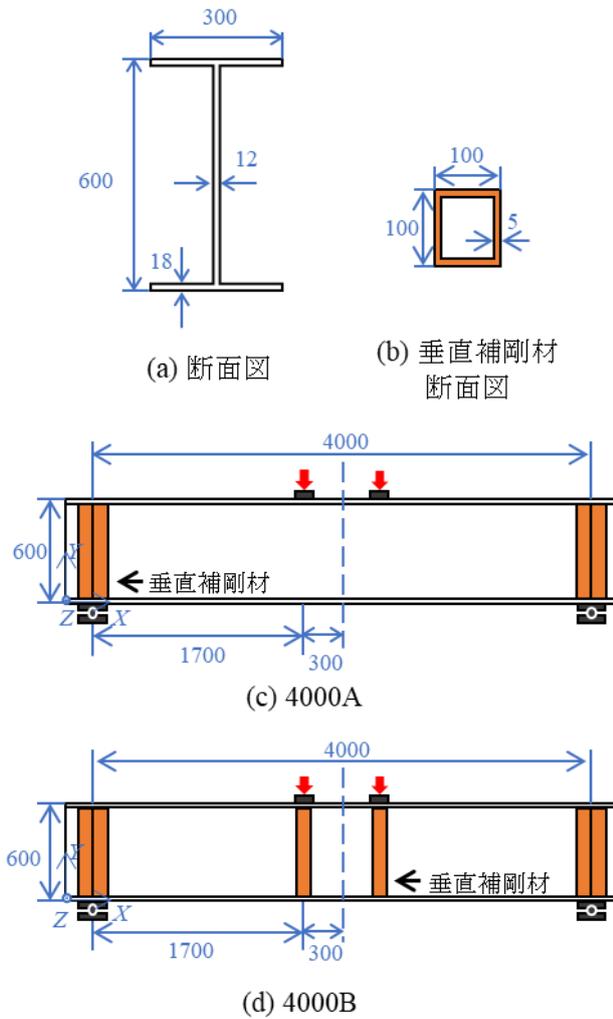


図-1 曲げ供試体図

曲げせん断供試体図を図-1に示す。なお、試験方法は4点荷重試験である。

(2) 解析モデル

本研究では、汎用有限要素解析コード ABAQUS を用いて FEM 解析を行う。ABAQUS では X 軸を 1, Y 軸を 2, Z 軸を 3 と表記する。本研究では繊維方向を X 軸 (方向 1), 鉛直方向に繊維直角となる方向を Y 軸 (方向 2), 水平方向に繊維直角となる方向を Z 軸 (方向 3) としている。本節では、今回使用した解析モデルの詳細を示す。

a) 解析モデル寸法

本研究では材料の異方性を考慮したシェル要素で解析を行う。支点から部材端部までの長さは 200mm とし、ウェブの Y 軸方向の長さはフランジ厚を抜いた 564mm とする。フランジ、ウェブのシェル厚はそれぞれ 18mm, 12mm である。形状は図-1 に示した通りである。

b) 材料特性

GFRP は破壊に至るまで弾性挙動を示し、さらに異方性を有しているため、材料特性では平面応力場の直行異

表-1 ウェブの材料特性 (単位: N/mm²)

平面応力場の直行異方性		
E1	E2	Nu12
22600	14400	0.14
G12	G13	G23
4600	4600	1330
Hashin 損傷モデル		
縦引張強度	縦圧縮強度	横引張強度
325	274	146
横圧縮強度	縦せん断強度	横せん断強度
146	57	57
縦引張り破壊エネルギー		縦圧縮破壊エネルギー
2.844		1.644
横引張り破壊エネルギー		横圧縮破壊エネルギー
1.088		0.730

表-2 フランジの材料特性 (単位: N/mm²)

平面応力場の直行異方性		
E1	E2	Nu12
37600	14400	0.14
G12	G13	G23
4600	4600	1330
Hashin 損傷モデル		
縦引張強度	縦圧縮強度	横引張強度
416	384	146
横圧縮強度	縦せん断強度	横せん断強度
146	57	57
縦引張り破壊エネルギー		縦圧縮破壊エネルギー
2.059		2.112
横引張り破壊エネルギー		横圧縮破壊エネルギー
1.088		0.730

方性を有するタイプの弾性を選択する。

ウェブおよびフランジの材料特性をそれぞれ表-1, 表-2に示す。面内せん断係数 G23 は繊維の影響をあまり受けないため、樹脂のせん断係数の値としている⁹⁾。

異方性を有する繊維強化材料の損傷の発生の予測には、Hashin の発生基準が使用され、その損傷発展則は、損傷過程と線形の材料軟化で散逸するエネルギーに基づいている⁷⁾。本研究ではこの Hashin 損傷を設定することにより、損傷をモデル化している。ここで入力する破壊エネルギーおよび粘性係数については次項で詳細を示す。

c) 破壊エネルギーおよび粘性係数

Hashin 損傷モデルの損傷発展のモデル化では材料の破壊エネルギー量が必要である。本研究では、応力 - ひずみ関係で示される直線、破壊点から垂直におろした直線および横軸で囲まれた三角形の面積を破壊エネルギーとする。また Hashin 損傷では、繊維引張り、繊維圧縮、母材引張り、母材圧縮それぞれの破壊モードに対する粘性係数を入力することにより、ポストピーク挙動時の収束の困難性を解消することができる⁷⁾。本研究の場合、母

材圧縮に対する粘性係数の値以外は解析結果に影響を及ぼさないため、全ての粘性係数を母材圧縮と同じ値にしている。粘性係数に関しては先行研究で示されていないため、いくつか解析を行い最も先行研究の実験値に合う値である、0.01を採用した。

粘性係数を0.01とした上で、最も実験値に近い結果となるメッシュサイズを検討する解析を行った。その結果から、4000A、4000Bともにメッシュサイズは20mmを採用することとした。

d) 初期たわみ

初期不整として、各部位に初期たわみを与えている。初期たわみの値については、道路橋示方書⁸⁾で部材精度として規定されている最大値を用いた。形状はウェブを式(1)で、フランジを式(2)で与えた。

$$W_w = \frac{b}{250} \sin \frac{\pi X}{a} \sin \frac{\pi Y}{b} \quad (1)$$

$$W_f = \frac{b_f}{200} \sin \frac{\pi X}{a} \cdot \left(\frac{Z}{b_f/2} \right) \quad (2)$$

ここで、 a ：ウェブのX軸方向の長さ、 b ：ウェブのY軸方向の長さ、 b_f ：フランジ幅である。

(3) 解析手法

支点上は $X=200$ 、 $Y=0$ および $X=4200$ 、 $Y=0$ を中心として板部材(150×300mm)を、載荷点は $X=1900$ 、 $Y=564$ および $X=2500$ 、 $Y=564$ を中心として同様の板部材を設置し、そこに境界条件を設定する。

$X=200$ 、 $Y=0$ を中心とする支点においては、境界条件 $X, Y, Z=0$ 、さらにX軸とY軸の回転の境界条件 $R_X, R_Y=0$ を設定する。 $X=4200$ 、 $Y=0$ を中心とする支点においては、境界条件 $Y, Z=0$ 、さらにY軸とZ軸の回転の境界条件 $R_Y, R_Z=0$ を設定する。両載荷点においては強制変位として $Y=-100\text{mm}$ を設定する。

3. 解析モデルの検討と設計式

(1) 先行研究の実験結果と解析結果の比較

解析結果とコンター図を図-2に示す。

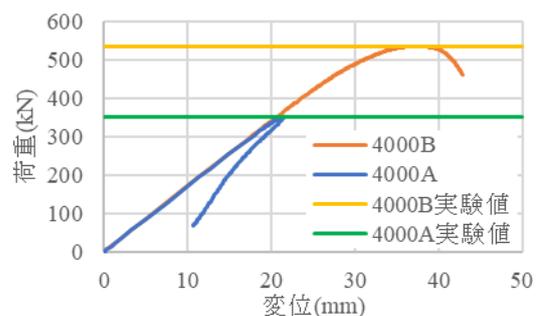
4000Aは先行研究の最大荷重が352kNであるのに対し、解析結果は349.4kNとなった。また、4000Bは先行研究の最大荷重が534kNであるのに対し、解析結果は533.7kNとなった。4000Aは最大荷重に達した後、荷重とともに変位が大きく低下していった。これは、強制変位を受けて座屈しながら鉛直下向きに変位が増大した後、ウェブが上フランジ側にはらむ様に変形することで変位が減少したためと考えられる。4000Bは最大荷重後に荷重は減少したが変位は増加した。4000Aと4000Bの変位

の増減の違いは、座屈の程度によるものと考えられる。4000Bの変位計測点は周りが補剛材で囲まれているため、4000Aに対して座屈が起きにくいと言える。原点側のウェブ面には座屈が見られたものの、変位計測点においては強制変位による、鉛直下向きの変位の増加しか見られないという結果となった。

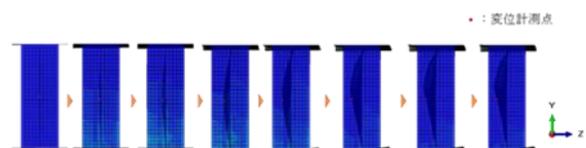
先行研究の実験における最大荷重と解析による最大荷重の差は、いずれのケースにおいても3kN以内となっている。このことから、本研究で設定した解析モデルは妥当であると言える。

(2) 設計式の計算

第1章でも述べた通り複合構造標準示方書の設計編のFRP部材編⁴⁾によると、曲げモーメントを受けるFRP部材の設計曲げ耐力は、圧縮力を受ける板の座屈の影響を考慮して算定し、1)全断面の設計曲げ耐力、2)フランジやウェブの局部座屈が先行する場合の設計曲げ耐力、3)部材のねじり座屈による設計曲げ耐力の3つ中で小さい

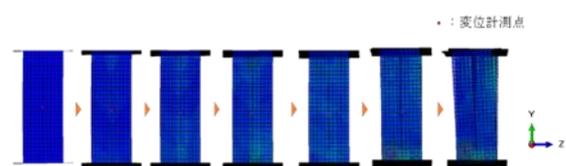


(a) 解析結果



(b) 4000A コンター図

鉛直変位は左から順に 0.90, 18.75, 21.02, 20.19, 16.16, 12.19, 11.16, 10.68 (単位: mm)



(c) 4000B コンター図

鉛直変位は左から順に 0.92, 19.32, 26.79, 31.95, 36.82, 40.94, 42.82 (単位: mm)

図-2 解析結果とコンター図

方をとるものとされている。この節ではそれぞれの式の計算方法および計算結果について述べる。

a) 全断面の設計曲げ耐力

全断面の設計曲げ耐力は式(3)で表される。

$$M_{ud} = W_t f_{ud} / \gamma_b \quad (3)$$

ここで、 W_t ：引張断面係数(mm³)、 f_{ud} ：設計引張強度(N/mm²)、 γ_b ：部材係数(曲げによる破壊は急激に進展することから、一般に1.3としてよい⁴⁾)である。

b) フランジやウェブの局部座屈が先行する場合の設計曲げ耐力

フランジやウェブの局部座屈が先行する場合の設計曲げ耐力は式(4)または式(5)で表される。

$$M_{ud} = W_c f_{ud} / \gamma_b \quad (4)$$

$$M_{ud} = M_{ccr} / \gamma_b \quad (5)$$

ここで、 W_c ：圧縮断面係数(mm³)、 f_{ud} ：設計圧縮強度(N/mm²)、 M_{ccr} ：局部座屈モーメント(N・mm)である。また、局部座屈モーメント M_{ccr} は式(6)で表される。

$$M_{ccr} = f_{cr} W_x \quad (6)$$

ここで、 f_{cr} ：座屈強度(N/mm²)、 W_x ：強軸回りの断面係数(mm³)である。

座屈強度 f_{cr} は4辺単純支持の平板に直線的に変化する圧縮応力が作用する場合、すなわちウェブの座屈が先行する場合と、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、すなわちフランジの座屈が先行する場合で計算方法が異なる。

4辺単純支持の平板に直線的に変化する圧縮応力が作用する場合、すなわちウェブの座屈が先行する場合の座屈強度は式(7)で表される。

$$f_{cr} = \frac{\pi^2}{t \cdot b^2} (13.9 \sqrt{D_{11} \cdot D_{22}} + 11.1 D_{12} + 22.2 D_{66}) \quad (7)$$

ここで、 t ：板厚(mm)、 b ：板幅(mm)であり、 D_{11} 、 D_{22} 、 D_{12} 、 D_{66} はそれぞれ式(8)、式(9)、式(10)、式(11)で表される。

$$D_{11} = \frac{E_x t^3}{12(1 - \nu_{xy} \nu_{yx})} \quad (8)$$

$$D_{22} = \frac{E_y t^3}{12(1 - \nu_{xy} \nu_{yx})} \quad (9)$$

$$D_{12} = \nu_{xy} D_{22} = \nu_{yx} D_{11} \quad (10)$$

$$D_{66} = \frac{G_{xy} t^3}{12} \quad (11)$$

ここで、 ν ：ポアソン比、 E ：引張弾性係数(N/mm²)、 G ：面内弾性係数(N/mm²)であり、添え字は方向を表している。

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、すなわちフランジの座屈が先行する場合の座屈強度は式(12)で表される。

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

ここで、 a ：板の長さ(mm)である。

c) 部材のねじり座屈による設計曲げ耐力

部材のねじり座屈による設計曲げ耐力は式(13)で表される。

$$M_{ud} = M_{bcr} / \gamma_b \quad (13)$$

ここで、 M_{bcr} は式(14)で表される。

$$M_{bcr} = C_b \sqrt{\frac{\pi^2 E_x I_y G_L T J}{(k_f L_b)^2} + \frac{\pi^4 E_x^2 I_y C_\omega}{(k_f L_b)^2 (k_\omega L_b)^2}} \quad (14)$$

ここで、 C_b ：はりの長さに沿った曲げモーメント分布に対する係数、 J ：ねじり定数、 I_y ：弱軸回りの断面二次モーメント(mm⁴)、 C_ω ：そりねじり定数(I形の場合 $C_\omega = I_y h^2 / 4$ 。ここに h は、はりの高さ。単位はmm⁶)、 k_f ：弱軸回りの支持条件に対する座屈係数、 k_ω ：材料端のねじり座屈に対する座屈係数(材料端が固定されない場合1.0)、 L_b ：はりの支持間長さ(mm)である。

k_f 、 C_b については、はりの両端が単純支持される場合で、中央部への集中荷重の場合 $k_f = 1.0$ 、 $C_b = 1.365$ としてよい。ねじり定数 J は式(15)となる。

$$J = 2 \times \frac{b_f t_f^3}{3} + \frac{(h - 2t_f) \cdot t_w^3}{3} \quad (15)$$

ここで、 b_f ：フランジ幅(mm)、 t_f ：フランジ厚(mm)、 h ：はりの高さ(mm)、 t_w ：ウェブ厚(mm)である。

(3) 設計値との比較

前節の式を用いて各部材の設計値を計算すると、式(5)で計算し、フランジの局部座屈が先行する場合の結果が設計値として採用され、その値は193.1kN・mである。

先行研究の実験値を設計値で除した結果を表-3に示す。実験値で観測した耐荷力は4000Aが設計値の約1.5倍、4000Bが設計値の約2.4倍程度の耐荷力となり、4000Bがやや安全側に寄っていることが確認できた。4000Aと4000Bの違いについては、載荷点上に設置した補剛材の有無の影響であると考えられる。

表-3 先行研究の実験値を設計値で除した結果

	実験値/設計値
4000A	1.549
4000B	2.351

4. 部材板厚を変えたパラメトリック解析

(1) 解析ケース

4000A, 4000B の両パターンにおいて、それぞれフランジ、もしくはウェブの厚さを変化させ解析を行う。先行研究で使用した部材（フランジ厚：18mm，ウェブ厚：12mm）のフランジ，ウェブ厚さから2mm刻みで，フランジかウェブのどちらか一方の厚さを固定し，他方の厚さを減少させていく。解析ケースの名称においては頭文字が Tf のものはフランジの厚さを変化させたことを示し，Tw のものはウェブの厚さを変化させたことを示している。後ろの数字は，ウェブもしくはフランジの厚さを示している。

(2) 解析結果

まず，荷重 - 変位グラフを図-3に示す。4000A, 4000B ともに図-2(a)と同様の挙動となっているが4000Aのフランジ厚さが10mmから6mmのケースは最大荷重後に変位が増加している。これは破壊時にZ方向への面外変位が大きく，破壊後にははらむ様に元に戻るという挙動とはならなかったためである。

コンター図の結果を図-4に示す。コンター図に関しては最大荷重時のものを使用しており，フランジの厚さを変化させた場合はフランジの変形を見るためにフロントビュー，ウェブの厚さを変化させた時はウェブの変形を見るためにレフトビューを表示している。なお，レフト

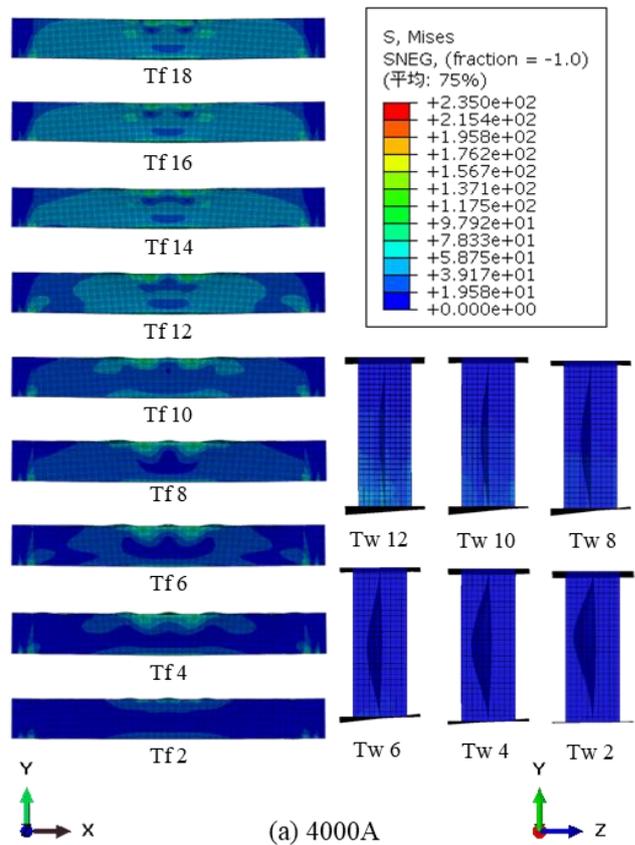
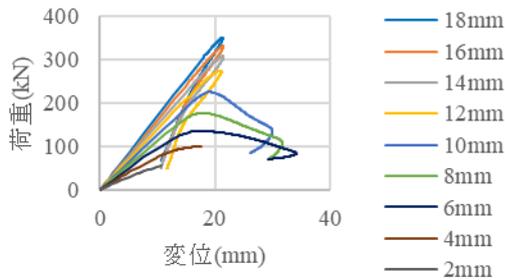
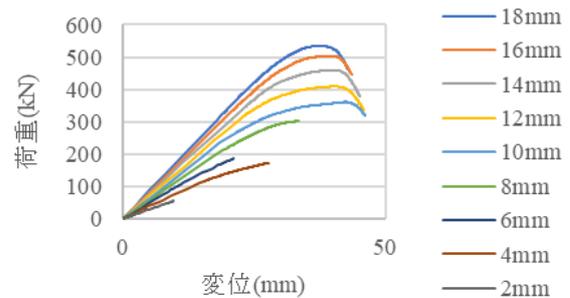


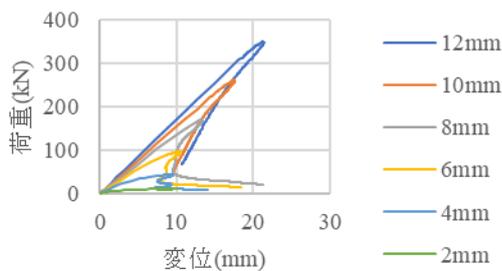
図-4 板厚を変えたパラメトリック解析結果
(コンター図)



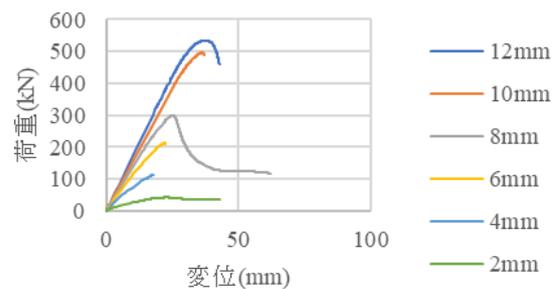
(a) 4000A フランジの厚さを変化させた結果



(c) 4000B フランジの厚さを変化させた結果



(b) 4000A ウェブの厚さを変化させた結果



(d) 4000B ウェブの厚さを変化させた結果

図-3 板厚を変えたパラメトリック解析結果

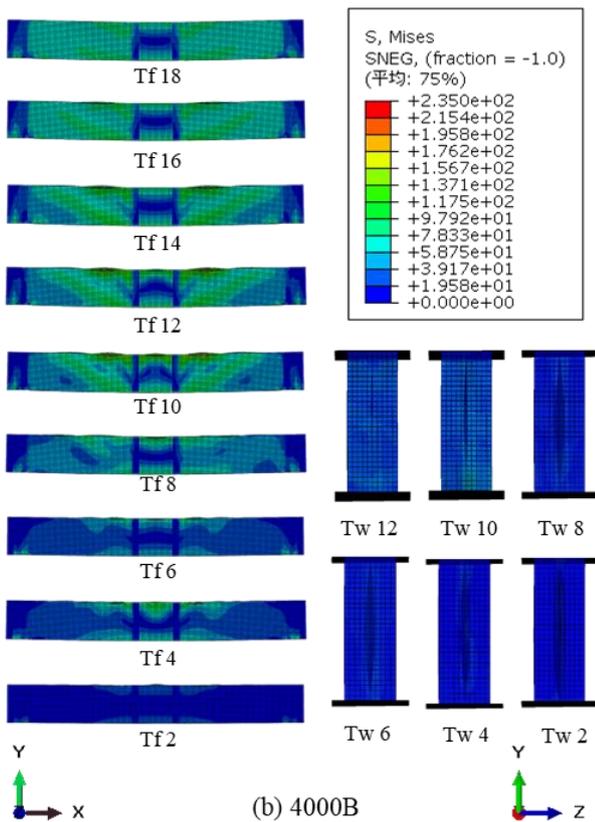


図-4 板厚を変えたパラメトリック解析結果 (続き)
(コンター図)

ビューに関しては、補剛材の影響でウェブの変形の様子が見づらいため、半透明表示としている。

両コンター図において、Tf2のウェブ部分に応力がほとんどかかかっていないのは、先にフランジが破壊したためである。

ウェブの変形の様子に関して、4000Aはウェブの厚さが12mmの時点で既に座屈が見られ8mmになると大きな変形が確認できた。4000Bはウェブの厚さが8mmになると座屈が見られた。フランジの変形に関しては、両ケースともにフランジの厚さが14mmの時から座屈が見られ始めた。

(3) 設計値との比較

フランジ、ウェブの厚さを変化させた時の解析値を設計値で除した結果を図-5に示す。ここで、設計値としてフランジの局部座屈により算出される値が採用されたケースは丸で、ウェブの局部座屈により算出される値が採用されたケースは四角形でグラフに記している。

設計値に関して、ウェブの厚さを8mmより減少させた場合は、ウェブの局部座屈により算出される設計値が採用され、その他のケースではフランジの局部座屈により算出される設計値が採用される。前節で述べた4000Bの変形の様子から、ウェブの局部座屈発生に関しては設

計式から得られる破壊モードと一致していると言えるが、Tw8~Tw2以外の全ての解析ケースがフランジの局部座屈による破壊とはならず、全てのケースが設計式から得られる破壊モードと一致しているとは言えない。フランジの局部座屈が発生していない解析ケースでは圧縮応力に達したために破壊が起こっていると考えられる。

設計式の妥当性に関して、ウェブの厚さを変化させた時は4000AのTw8~Tw4において解析値よりも設計値の方が大きい値となっている。これは本研究のモデルの様に高さ600mmの大きな部材においては補剛材が無いと破壊メカニズムが複雑になるため設計式通りの結果が得られなかったのではないかと考えられる。しかし破壊モードの一致から、ウェブの局部座屈が発生するかどうかを知る手段として、設計式は有効であるのではないかと考えられる。

フランジの厚さを変化させた時に算出される設計値は非常に小さい値となっており、解析ケースによっては解析値が設計値の100倍程度になるほど過剰に安全側となっている。

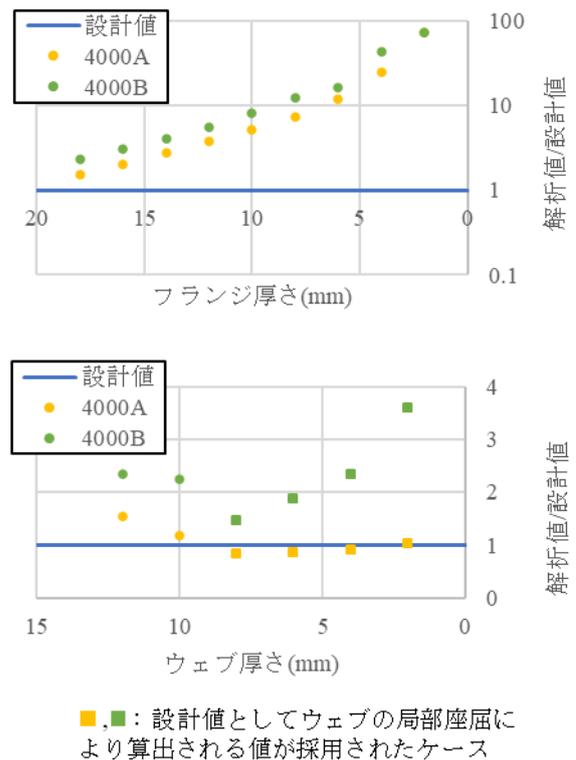


図-5 解析値を設計値で除した結果

5. 部材高さ、幅を変えたパラメトリック解析

(1) 解析ケース

4000A、4000Bの両パターンにおいて、それぞれウェ

ブの高さ、もしくはフランジの幅を変化させ解析を行う。先行研究で使用した部材のウェブ高さ、フランジ幅から50mm刻みで、フランジかウェブのどちらか一方のみの長さをウェブは300mmまで、フランジは200mmまで減少させていく。解析ケースの名称においては頭文字がHのものはウェブの高さを変化させたことを示し、Bのものはフランジの幅を変化させたことを示している。後ろの数字は、ウェブもしくはフランジの長さを示している。

(2) 解析結果

荷重 - 変位の関係を図-6に示す。ウェブ高さを変化させた時、4000Bにおいては線形的に最大荷重が減少していることが確認できるが、これに対して4000Aは線形的には減少しておらず、特にH550とH500の最大荷重の差は小さくなっている。これは細長比の大きいケースにおいて座屈による破壊が優位であるためと考えられる。また、両パターンにおいてH350、H300は破壊に至るまで変位が横ばい増加している。これは逆に座屈が発生せず鉛直方向の強制変位のみ働いたためと考えられる。

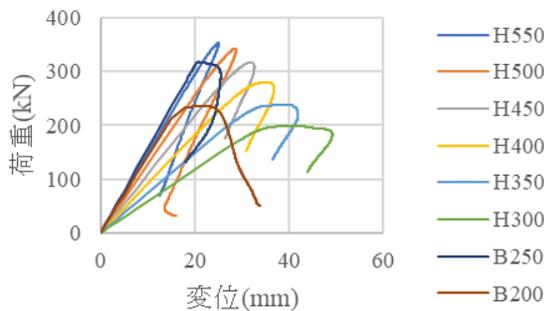
次に、コンター図を図-7に示す。表示形式は前章のものと同様である。この図から4000AのH550、H500、B250、B200の4ケースで座屈が起きていることが確認

できる。この中でB250、B200は上フランジの面外変位が大きいことから横ねじれ座屈であると言える。なお、全ての解析ケースにおいてフランジの大きな座屈変形は起こっていなかったため本節ではウェブの変形のみコンター図を示している。座屈が起これずに破壊したケースについては先述したように圧縮破壊が起きていると考えられる。

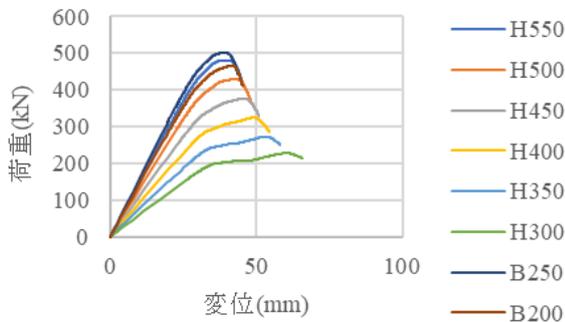
(3) 設計値との比較

各解析ケースにおいて解析値を設計値で除した結果を表-4に示す。H550～H300で採用される設計値はフランジの局部座屈が先行する場合の値であり、B250、B200で採用される設計値は部材のねじり座屈によって算出される値である。コンター図と比較すると、H550～H300の破壊モードの一致は見られないが、B250、B200は破壊モードが一致していると言える。

設計式の妥当性に関しては、やや安全側に寄っているが、このケースにおいては過剰に安全率が設定されているわけではないことが分かった。

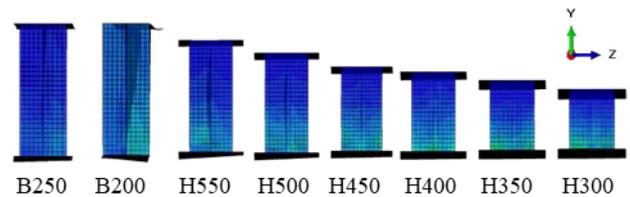


(a) 4000A

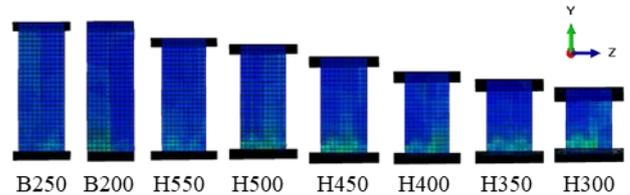


(b) 4000B

図-6 高さ・幅を変えたパラメトリック解析結果



(a) 4000A



(b) 4000B

図-7 高さ・幅を変えたパラメトリック解析結果 (コンター図)

表-4 解析値を設計値で除した結果

解析ケース	4000A	4000B
H550	1.732	2.360
H500	1.893	2.368
H450	1.994	2.365
H400	2.032	2.352
H350	2.042	2.329
H300	2.047	2.347
B250	1.258	1.982
B200	1.764	3.488

6. 結論

本研究では、先行研究⁹⁾で実施された GFRP 部材の曲げ荷重実験を有限要素解析によってモデル化し、解析によって設計式の妥当性を検討した。以下では、本研究で得られた内容をまとめる。

- 1) 汎用有限要素解析コード ABAQUS に用意されている Hashin 損傷を用いて材料破壊を導入することで、実験における最大荷重を再現することができた。
- 2) 設計値と先行研究の実験値を比較すると、4000A は設計値の 1.5 倍、4000B は設計値の 2.4 倍となった。
- 3) パラメトリック解析において、解析値を設計値で除した結果は 0.8 から 4 程度の値となった。しかしフランジの厚さを変化させたパラメトリック解析においては設計値が過剰に安全側に算出されることが分かった。これは幅厚比が大きくなることで破壊メカニズムが複雑になったためと考えられる。
- 4) 採用されている設計式と解析での変形状態に関して、ウェブの局部座屈が発生する場合とねじり座屈が発生する場合においては破壊モードが一致した。よってこれらの座屈かどうかを知る手段としては、設計式は有効であるのではないかと考えられる。その他の設計式から得られる破壊モードはフランジの局部座屈が先行する場合であるが、その破壊モードは解析における変形状態と完全には一致していないことが分かった。

参考文献

- 1) 土木学会：2014 年制定 複合構造標準示方書，設計編，IV. FRP 部材，pp396-399，2015.
- 2) 浅本晋吾，睦好宏史，鈴木研二：ハイブリッド I 型 FRP 構造部材の曲げ性状に関する実験的，解析的検討，第 7 回複合構造の活用に関するシンポジウム，pp.59-1 - pp.59-6，2007.
- 3) 櫻庭浩樹，松本高志，堀本歴，林川俊郎：VaRTM 成形による箱形断面 CFRP 梁の曲げ挙動に及ぼす積層構成の影響，構造工学論文集，Vol.58A，pp.946-958，2012.
- 4) 大垣賀津雄，大前敦，西田賢二：GFRP 集成桁の曲げ耐荷力に関する実験的研究，第 7 回 FRP 複合構造・橋梁に関するシンポジウム，pp.210-215，2018.
- 5) 小林憲治，日野伸一，青野雄太，山口浩平，岡俊蔵，林耕四郎：GFRP 引抜き成形 I 形断面はりの材料力学特性および曲げせん断挙動に関する実験的研究，構造工学論文集，Vol.54A，pp.850-859，2008.
- 6) 新居大知，橋本国太郎：GFRP 材のせん断挙動の解明とその評価方法，第 8 回 FRP 複合構造・橋梁に関するシンポジウム，pp.110-118，2020.
- 7) DASSAULT SYSTEMES：ABAQUS 6.14 ANALYSIS USER'S GUIDE，VOLUME III：MATERIALS，pp.493.
- 8) 日本道路協会：道路橋示方書・同解説，鋼橋・鋼部材編 2017.

(Received August 26, 2022)

Analytical study on evaluation of bending strength of FRP members

Amiri SUGIURA and Kunitaro HASHIMOTO

FRP is a plastic material reinforced with fiber, which is a light and has high strength and corrosion resistance. In this study, the validity of the theoretical formula that is required to calculate the load carrying capacity of the GFRP member when subjected to the bending moment was analyzed by the finite element method.

First, this paper recreated the results of the bending test in the previous research by FE analysis, and checked the validity of the analytical model. Using this model, this paper compared results of theoretical formula with deformation and load carrying capacity of the analytical model by changing the thickness of the flange and the web.

In conclusion, the timing of the occurrence of local buckling at the web and torsional buckling corresponded with the theoretical formula, but that at the flange did not. Based on the results, it was found that the results of the theoretical formula are calculated excessively safely when considering the local buckling at the flange.