

(16) FRP材によって非接着補剛した 鋼板の圧縮挙動の分析

中本 大暉¹・三枝玄希²・松本幸大³

¹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: nakamoto.daiki.md@tut.jp

²正会員 呉工業高等専門学校 助教 建築学分野 (〒737-8506 広島県呉市阿賀南2丁目2-11)
E-mail: g-mieda@kure-nct.ac.jp

³正会員 豊橋技術科学大学大学院 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

薄肉部材で構成される鋼構造部材は、局部座屈により急激な耐力喪失が生じる恐れがあり、これを防止するための方法が提案されている。高剛性・高強度・軽量であるFRP材は、構造物の自重の増加を最小限に留め下部構造への負担増加が少ないことから補強・補修において特に利用が進んでいる。

本研究では、構造の不安定現象である座屈を防止することに適した接合方法である非接着接合を用いて、鋼板を対象に圧縮荷重作用下の座屈耐力を向上させる補剛法の検討を行った。実験及び力学モデルにより、設計方法、補剛後の圧縮耐力の評価法、座屈発生後の挙動分析を行う。その結果、補剛後の圧縮耐力を安全側に評価することができ、座屈発生後の荷重及び変位の関係を近似することが可能であることを示した。

Key Words : FRP, steel plate, Compressive strength, Post-buckling behavior,

1. 研究背景・目的

薄肉部材で構成される鋼構造部材では、局部座屈により部材の塑性変形能力が著しく低下する恐れがあることから、新耐震設計基準以降、各部材の幅厚比が規定を満足するよう要求されている。日本建築学会鋼構造設計規準¹⁾では、幅厚比の上限が規定で定められているが、幅厚比制限が導入される以前の構造物では、耐震診断で耐震性能が低く評価される場合がある。このため、基準に満たない鋼構造部材の局部座屈を防止し、塑性変形能力を向上させるための研究・開発が進んでいる^{2,3)}。

こうした中、高剛性・高強度・軽量である繊維強化プラスチック(Fiber Reinforced Plastics, 以下FRP)は、施工時の可搬性に優れること、構造物の重量増加を最小限にとどめ下部や基礎構造の負担増加が少ないことなど補強材としての利点が多くあり、補強・補修分野での利用が進んでいる。FRPを接着して補強する際、接着層によって効率よく応力が伝達されるが、剥離や接着面の凝集破壊といった脆性的な破壊を呈する場合があります。メカニズムの

解明が複雑である。一方、鋼材との界面に接着を行うことなく変形を拘束する非接着接合は、剥離や凝集破壊を起こすことなく、大変形時においても急激な耐力低下が発生しない接合法である。そのため、非接着接合は、構造の不安定現象である座屈を防止するために有効な接合方法であるといえる。

これまで著者らは、鋼管やアングルブレースなどの長尺圧縮部材を対象にFRP非接着座屈補剛に関する研究を行ってきた^{4,5)}。また、細長比の小さい鋼板に対しても非接着座屈補剛によって耐力が向上することを明らかにした⁶⁾。

本研究では、非接着接合を用いて鋼板を対象に圧縮荷重作用下の座屈耐力を向上させる補剛法の効果及び設計法について述べる。開断面部材への応用を想定した、溝形FRP補剛材の設計方法、補剛後の耐力評価法、座屈発生後の圧縮挙動分析を実験及び力学モデルによる検討を用いて求めていく。

2. 補剛材設計

本章では、鋼板を座屈補剛する上で必要な補剛後の性能評価法、補剛材の設計法について述べてる。

(1) 耐力評価

FRPにより補剛した部材に対して、日本建築学会鋼構造座屈設計指針⁷⁾より記載される変断面部材の圧縮耐力評価法を援用し、等価な細長比に換算して本補剛部材の圧縮耐力の評価法について提案を行う。

座屈固有値解析を行うための重ね梁部材モデルを図-1に、評価方法を図-2に示す。非接着補剛のため鋼材と補剛材で構成された重ね梁部材として座屈固有値解析を行うことで線形座屈荷重の下限値を求める。線形座屈荷重は式(1)で示される一般固有値問題として算出される。

$$[K_L]\{U_L\} + \lambda[K_G]\{U_L\} = 0 \quad (1)$$

ここで、 $\{U_L\}$ ：全体座標系での変位ベクトル、 λ ：固有値、 $[K_L]$ ：弾性剛性マトリクス、 $[K_G]$ ：幾何剛性マトリクス、である。

求められた固有値のうち、最小のものが線形座屈荷重の最小値となる。図-2に示すフローチャートに従い、線形座屈応力度に相当する等価な細長比を計算し、その細長比を用いて圧縮応力度設計式による評価を行う。

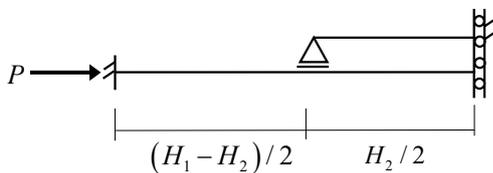


図-1 重ね梁部材モデル

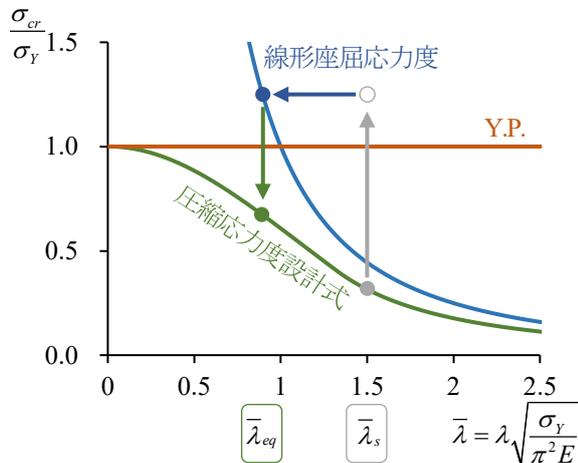


図-2 耐力評価法

(2) 必要剛性

部材の軸圧縮に対する耐力は、極めて寸胴な場合を除き、弾性座屈あるいは塑性座屈によって定義される。補剛範囲内での曲げ降伏を防止することを目標として補剛材の必要剛性を求める。補剛材の剛性が不足している場合、補剛範囲内で座屈が発生するため、十分な剛性が必要がある。

図-3に補剛法の力学モデルを示す。H形鋼のフランジ・山形鋼などの開断面材への応用を想定し、補強材を溝形とした。中央部よりも非補剛部の方が大きな曲げモーメントを受けると、非補剛部で曲げ降伏が発生する。非補剛部の鋼材が曲げ降伏する条件は、

$$M_1 > M_2 \quad (2)$$

である。 M_1 は鋼材と補強材の間における曲げモーメントであり、その大きさは圧縮力と変形量の積で表されることから、座屈によって生じる非補強部の面外変形量 δ_1 を用いると、

$$M_1 = P\delta_1 \quad (3)$$

となる。一方、補強部中央に働く曲げモーメント M_2 は、圧縮力と変形量の積からCFRPに働く曲げモーメントを引いた値となる。座屈によって生じる補強部の面外変形量 δ_2 を用いると

$$M_2 = P(\delta_1 + \delta_2) - \frac{QH_2}{4} \quad (4)$$

となる。式(1)に式(2)、(3)を代入すると、

$$P < \frac{QH_2}{4\delta_2} \quad (5)$$

となり、これが補剛範囲内での曲げ降伏を防止するための条件となる。

ここで、補強部の面外変形量 δ_2 について考える。図-4に示すように、補剛材の変形量は、3点曲げによる変形 δ_{2a} 、補剛材の開きによる変形 δ_{2b} の和から与えられる。3点曲げによる変形 δ_{2a} は、

1) 無補強時の細長比および圧縮耐力

2) 変断面もしくは重ね梁として座屈固有値解析を行い補剛後の線形座屈応力度を算出

3) 無補強時の線形座屈応力度に対応する等価な細長比 $\bar{\lambda}_{eq}$ を算出

4) 日本建築学会鋼構造設計規準に対応する応力度 f_c より圧縮耐力算出

$$\delta_{2,a} = \frac{QH_2^3}{48E_{FRP,a}I_{FRP,a}} \quad (6)$$

であり、補剛材の開き δ_{2b} は、図-5 に示すように、有効断面積を荷重点から 45° の範囲、L 型の片持ち梁と仮定すると、

$$\delta_{2,b} = \frac{3Ql_1(2l_1+l_2)}{E_{FRP,b}t_{FRP}^3} \quad (7)$$

となるため両者の和である面外変形量 δ_2 は、

$$\delta_2 = \frac{QH_2^3}{48E_{FRP,a}I_{FRP,a}} + \frac{3Ql_1(2l_1+l_2)}{E_{FRP,b}t_{FRP}^3} \quad (8)$$

である。このことから必要剛性は、式(9)で評価される。

$$P = 1.5f_{sc}A_s < \left(\frac{H_2^2}{12E_{FRP,a}I_{FRP,a}} + \frac{12l_1(2l_1+l_2)}{E_{FRP,b}t_{FRP}^3H_2} \right)^{-1} \quad (9)$$

ここで、許容圧縮応力度の算出は、日本建築学会鋼構造設計規準によることとする。また、 P ：圧縮力、 Q ：面外力、 δ_1 ：非補剛部面外変形量、 δ_2 ：補剛部面外変形量、 H_1 ：部材長さ、 H_2 ：補剛材長さ、 f_{sc} ：鋼構造設計規準許容応力度、 E_{FRP} ：FRP 弾性係数、 I_{FRP} ：FRP 断面二次モーメント、 t_{FRP} ：FRP の板厚、である。

(3) 塑性後挙動

力の釣り合い状態から、座屈発生後の耐力の推定を行う。図-6 に座屈発生後の力学モデルを示す。補剛された鋼部材両端が固定支持されていた場合、図-6 に示すように塑性ヒンジは部材端部と補剛材端部の 3 箇所発生すると考えられる。この時、塑性ヒンジが与えた水平変位 $\delta_{H,p}$ とすると、図-6 より力の釣り合いの関係は、

$$P \sin \theta_1 = \frac{2M}{h_1} \quad P \sin \theta_2 = \frac{2M}{h_2} \quad (10)$$

となる。幾何学的な関係より、

$$\sin \theta_1 = \frac{\delta_{H,p}}{h_1} \quad \sin \theta_2 = \frac{\delta_{H,p}}{h_2} \quad (11)$$

であるため、圧縮力 P は、

$$P = \frac{2M}{\delta_{H,p}} \quad (12)$$

である。また、塑性ヒンジによる鉛直方向の変形 $\delta_{V,p}$ は、

$$\delta_{V,p} = h_1 \cos \theta_1 + h_2 \cos \theta_2 \quad (13)$$

である。

次に、塑性ヒンジによる変形のみを考える場合、変位を過小評価してしまう恐れがあるため弾性変形についても考慮する。図-7 にヒンジ発生後の弾性変形について示す。図-7 に示すように弾性域での変形は圧縮軸変形と曲げによる変形に分かれていると仮定する。この時の圧縮軸変形による鉛直変位は、

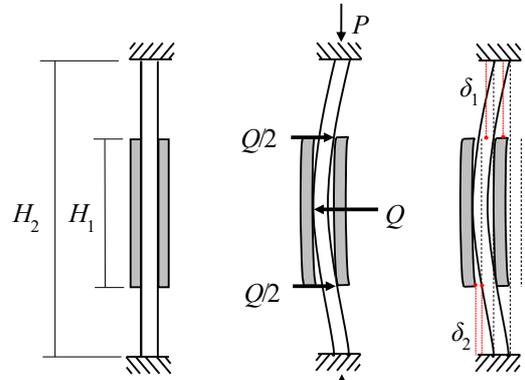


図-3 必要剛性

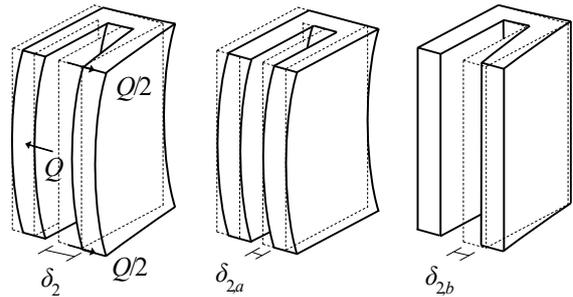


図-4 補剛材の変形

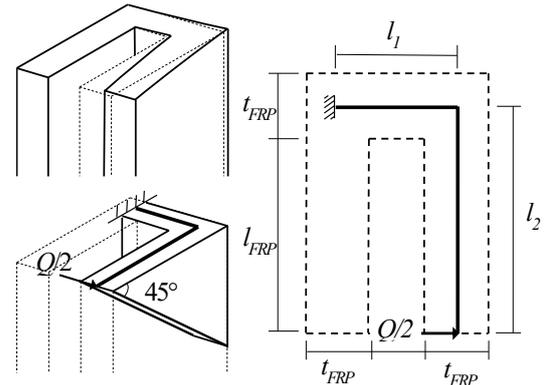


図-5 補剛材有効断面

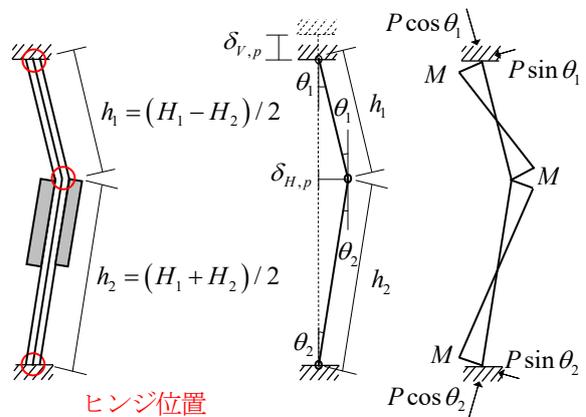


図-6 座屈発生後塑性ヒンジによる変形

$$\delta_{V,e,ax} = \frac{P}{EA} (h_1 \cos \theta_1 + h_2 \cos \theta_2) \quad (14)$$

となる。また、圧縮軸変形による水平変位は、

$$\delta_{H,e,ax} = \frac{-P}{EA} h_1 \sin \theta_1 = \frac{-P}{EA} h_2 \sin \theta_2 = \frac{-P \delta_{H,p}}{EA} \quad (15)$$

となる。続いて弾性域での曲げ変形について考える。 x_1, x_2 をそれぞれ図-7に示すように考えると、モーメント、変形角、変位はそれぞれ、

$$M_n(x_n) = M - \frac{2M}{h} x_n \quad (14)$$

$$\theta_n(x_n) = \frac{1}{EI} \left(Mx - \frac{M}{h} x_n^2 + {}_1C_n \right) \quad (15)$$

$$\delta_n(x_n) = \frac{1}{EI} \left(\frac{M}{2} x_n^2 - \frac{M}{3h} x_n^3 + {}_1C_n x + {}_2C_n \right) \quad (16)$$

と置くことが出来る。この時、図-7に示す境界条件を与えると、

$${}_2C_1 = 0 \quad {}_2C_2 = 0 \quad (17)$$

$${}_1C_1 = -\frac{Mh_1^2}{6(h_1+h_2)} + \frac{Mh_2^2 \cos \theta_2}{6(h_1+h_2) \cos \theta_1} \quad (18)$$

$${}_1C_2 = -\frac{Mh_2^2}{6(h_1+h_2)} + \frac{Mh_1^2 \cos \theta_1}{6(h_1+h_2) \cos \theta_2} \quad (19)$$

となる。このことから曲げ変形による鉛直変位、水平変形はそれぞれ、

$$\delta_{V,e,m} = \delta_1(x_1 = h_1) \sin \theta_1 + \delta_2(x_2 = h_2) \sin \theta_2 \quad (20)$$

$$\delta_{H,e,m} = \cos \theta_1 \delta_1(x_1 = h_1) = \delta_2(x_2 = h_2) \cos \theta_2 \quad (21)$$

である。水平変位、鉛直変位の総和は、

$$\delta_V = \delta_{V,p} + \delta_{V,e,ax} + \delta_{V,e,m} \quad (22)$$

$$\delta_H = \delta_{H,p} + \delta_{H,e,ax} + \delta_{H,e,m} \quad (23)$$

となる。 M を降伏モーメント M_y 、終局モーメント M_p としてそれぞれ考えることで荷重 P を求めることが出来る。また、 M : ヒンジ位置に働くモーメント、 δ_{Hp} : 塑性ヒンジによる水平変位、 δ_{Heax} : 圧縮軸変形による水平変位、 δ_{Hem} : 曲げ変形による水平変位、 δ_H : 水平変位、 δ_{Vp} : 塑性ヒンジによる鉛直変位、 δ_{Veax} : 圧縮軸変形による鉛直変位、 δ_{Vem} : 曲げ変形による鉛直変位、 δ_V : 総鉛直変位、 E : 鋼材の弾性係数、 I : 鋼材の断面二次モーメント、 $n: 1, 2$ 、である。

(4) 座屈後安定耐力

日本建築学会鋼構造座屈設計指針に記載されている座屈後安定耐力を求める。座屈後安定耐力を求める際、必要な基準化細長比は、

$$\bar{\lambda} = \frac{k_B l_B}{\pi i_B} \sqrt{\frac{F}{E}} \quad (24)$$

である。これを用いると座屈後安定耐力は、 $\bar{\lambda} \leq 0.15$

$$P_u = P_y$$

$$0.15 < \bar{\lambda} \leq 0.3$$

$$P_u = \frac{1}{11\bar{\lambda} - 0.65} P_y$$

$$\bar{\lambda} > 0.3$$

$$P_u = \frac{1}{6\bar{\lambda} + 0.85} P_y \quad (25)$$

である。本試験対象では、部材両端が直接接合されているため、 $k_B=0.55$ と仮定して計算している。ここで、 P_u : 座屈後安定耐力、 P_y : 引張降伏限界耐力、 $\bar{\lambda}$: 基準化細長比、 l_B : 接点間長さ、 i_B : 最小回転半径、 k_B : 座屈後の安定耐力に関する有効長さ係数、である。

本章で提案した理論値をまとめて示した曲線を示す。図-8は鉛直変位理論値、図-9に水平変位理論値である。

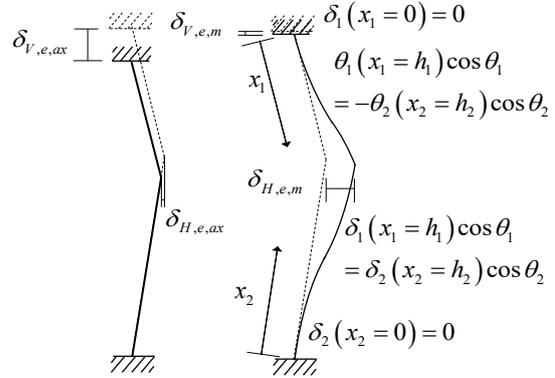


図-7 座屈発生後弾性変形

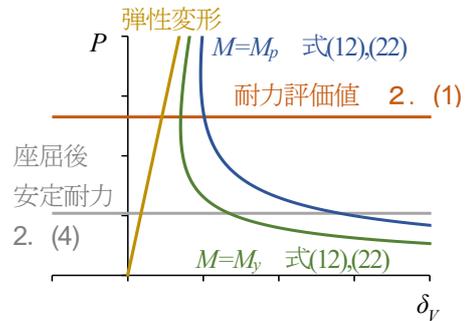


図-8 鉛直方向理論値

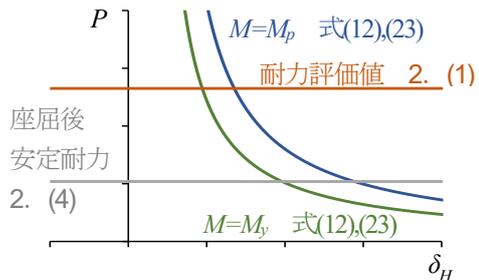


図-9 水平方向理論値

3. 座屈補剛試験

(1) 材料試験

本研究で提案する補剛法は、補剛材の曲げ剛性によって座屈補剛を行うため、効率的に曲げ剛性が大きくなるよう CFRP を外側、GFRP を内側に配した HFRP を用いて試験体を作成した。

本試験で使用する CFRP、GFRP、HFRP について、引張・曲げ試験を行った。CFRP・GFRP および同様の基材構成からなる HFRP の力学的性質を明らかにし、理論値との整合性を確認することを目的とする。材料試験結果を基に補剛材の設計を行う。成形には、炭素繊維クロス [0/90](200gsm)、ガラス繊維クロス [0/90](580gsm)、エポキシ樹脂(E205)を用いた。炭素繊維、ガラス繊維、エポキシ樹脂の性質をそれぞれ表-1 から表-3 に示す。本研究では、大掛かりな設備が不要であり、多積層 FRP を成形することに適した VaRTM を用いた。VaRTM は現場での作業が容易であり、技術者の技量に左右されにくく、ハンドレイアップ法に比べ繊維含有率が高く均質で高品質な FRP の成形が可能である。試験体製作後、板厚を計測し繊維含有率を求め、積層板理論による弾性率の推定を行った。

試験結果を表-4 に応力-歪および変位関係を図-10 に示す。引張試験での積層数は各試験体 10Ply、3点曲げ試験

での積層数は各試験体 40Ply とし、同一の試験体を各 3 体ずつ行った。引張試験においては全ての試験体で試験区間内での破断に至り、引張弾性率は積層板理論による計算値と概ね一致した。曲げ試験では、試験体中央部下面に変位計を取り付け、変形量の計測を行った。図-10(b)に示す応力は、試験で得られたモーメントを見かけ上の断面係数で除すことで求めている。変位計から算出される弾性係数はすべての試験体で積層板理論より計算される値と比較すると小さいものとなった。これはせん断変形による影響によるものと考えられる。本補剛材では FRP の曲げ剛性により座屈補剛を行うため、変位計から算出される曲げ弾性率を用いて補剛材の設計を行う。

表-1 炭素繊維物性⁹⁾

弾性係数 [GPa]	230
引張強度 [MPa]	2900
シート厚さ [mm]	0.112

表-2 ガラス繊維物性⁹⁾

弾性係数 [GPa]	72.6
引張強度 [MPa]	3430
シート厚さ [mm]	0.227

表-3 エポキシ樹脂物性¹⁰⁾

弾性係数 [GPa]	1 以上
引張強度 [MPa]	20 以上

表-4 材料試験結果

積層構成		積層板理論 弾性率 [GPa]	引張強度 [MPa]	引張弾性率 [GPa]	曲げ弾性率 (歪ゲージ) [GPa]	曲げ弾性率 (変位計) [GPa]
CFRP	引張[0/90] ₁₀ 曲げ[0/90] ₄₀	72.21	1237	72.09	64.60	58.35
GFRP	引張[0/90] ₁₀ 曲げ[0/90] ₄₀	24.37	490	26.88	20.52	16.97
HFRP	引張[[0/90] ₁₀ [0/90] ₁₀] _s 曲げ[[0/90] ₁₀ [0/90] ₁₀] _s	36.85	501	37.11	72.10	32.73

※積層構成のうちアンダーラインはガラス繊維を示す

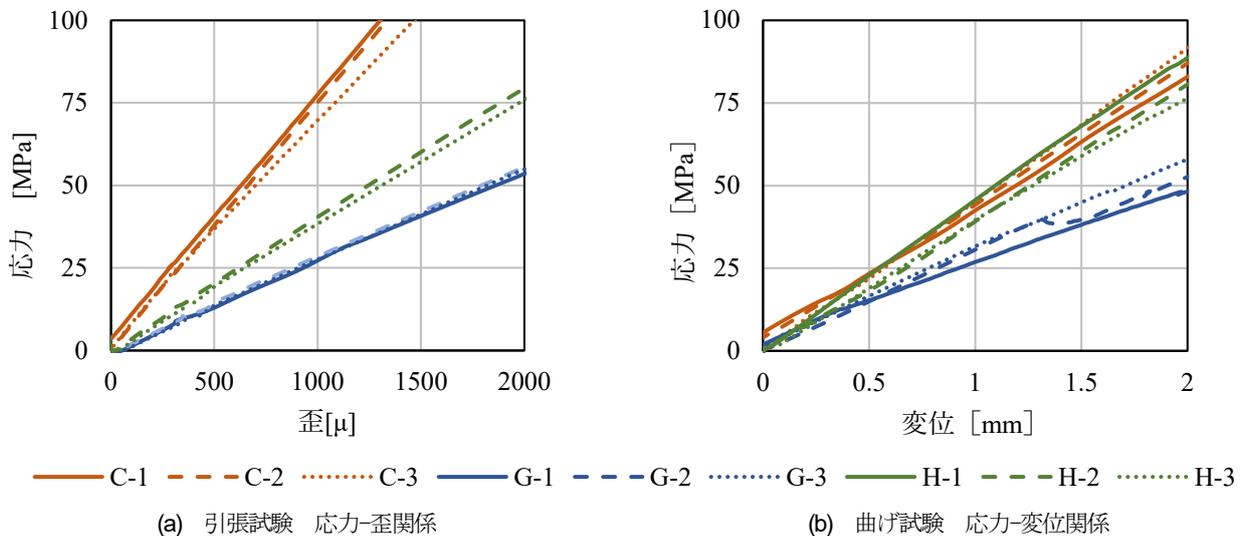


図-10 材料試験結果

(2) 補剛試験

本試験では、H形鋼のウェブを用いた軸圧縮試験とし、ウェブの座屈をFRPによって補剛する。使用するH形鋼は、SN400B、300×150×6.5×9.0である。機械的性質を表-5に示す。本試験では、幅200mmとして軸圧縮試験を行う。なお、材端の支持条件を両端固定・移動拘束、部材長さはフィレットを除いたウェブ長と仮定する。

無補剛試験体(NS)、および補剛材長さ $H_2=100\text{mm}(100)$ 、 $150\text{mm}(150)$ 、 $200\text{mm}(200)$ の合計4試験体を作成し、 $t_{FRP}=50\text{mm}$ となるよう成形した。積層構成は[[0/90]₁₂[0/90]₁₈]sである。なお、積層構成のうちアンダーラインはガラス繊維を示す。

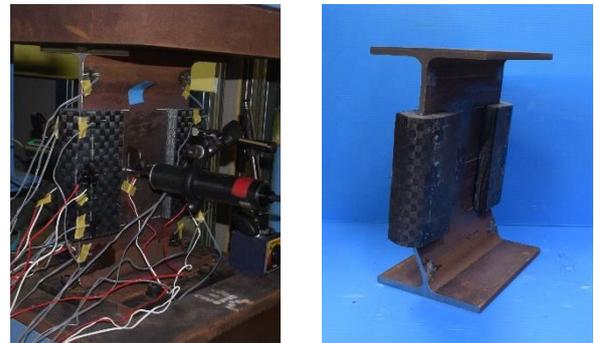
(3) 耐力評価

試験体および実験写真を図-11に、試験結果を表-6に示す。1回目試験終了後、補剛材に目立った損傷が見られなかったため取り外して複数回試験を行った。無補剛試験体であるNS試験体では中央部に、補剛した試験体では図-11(b)のようにFRP補剛材端部に曲げ変形が発生した。表-6より、補剛する長さを長くすることにより、座屈耐力が向上していることが分かる。また、1回目試験とその後の試験を比較すると、耐力の減少傾向は見られるものの変動係数はNS試験体と同程度であり、補剛材の損傷は小さいと考えられる。

図-12は、実験で得られた座屈耐力を耐力評価法で得られた等価細長比に対応させたものである。全ての試験体で耐力評価が、鋼構造設計規準短期許容圧縮応力度と線形座屈曲線・降伏応力度の間にあることが分かる。このことから補剛による耐力評価は適切に行えており、補剛後の耐力を安全に評価できると考えられる。

表-5 鋼材機械的性質

降伏点 [MPa]	402
引張強度 [MPa]	479



(a) 試験時 (b) 試験後

図-11 試験体写真

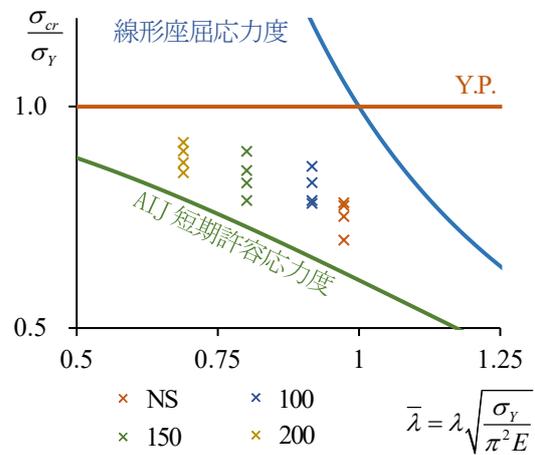


図-12 耐力評価

表-6 試験結果

試験体	座屈耐力 [MPa]	1回目との比較 [%]	補剛効果 [%]	平均耐力 [MPa]	変動係数 [%]	重ね梁評価			
						等価な細長比	耐力評価 [MPa]	座屈後安定耐力 [MPa]	
NS	1	302.05	-	302.31	4.406	68.21	251.05	98.95	
	2	314.49	-						
	3	280.69	-						
	4	312.00	-						
100	1	316.56	-	327.70	4.151	64.23	265.07	103.74	
	2	313.81	-0.87						4.71
	3	347.63	9.81						14.99
	4	332.78	5.12						10.08
150	1	361.19	-	338.46	4.817	56.13	318.10	115.06	
	2	343.77	-4.82						13.72
	3	316.52	-12.37						4.70
	4	332.36	-7.98						9.94
200	1	369.15	-	355.87	2.919	48.29	336.97	128.69	
	2	361.48	-2.08						19.57
	3	341.66	-7.45						13.02
	4	351.18	-4.87						16.17

(4) 塑性後挙動

図-13 に応力-変位関係を示す。(a)は、応力が 100-200 [MPa] の区間において、弾性変形の理論値と一致するようクロスヘッド変位に全ての試験体で一定の定数を掛け初期変位をオフセットしてある。(b)は、変形の曲線を線形と仮定し、中央部変位をヒンジが発生したと推定される位置に置換したものである。それぞれの1回目試験と、図-14 に示す理論値を示している。図-14 に示す理論値は、ヒンジ位置に働くモーメント M を

$$\delta_{H,Z} < \delta_H \leq \delta_{H,Z_p}$$

$$M = \frac{\delta_H - \delta_{H,Z}}{\delta_{H,Z} - \delta_{H,Z_p}} Z_p \sigma_y + \left(1 - \frac{\delta_H - \delta_{H,Z}}{\delta_{H,Z} - \delta_{H,Z_p}} \right) Z \sigma_y$$

$$\delta_{H,Z_p} < \delta_H$$

$$M = Z_p \sigma_y \quad (26)$$

として求めている。荷重が耐力評価値を上回る際には、図-14 に示すように弾性変形、耐力評価値を経由し、式

(26)のモーメントによる変形に行き着くよう、変形の理論値を定めた。ここで δ_{HZ} : 降伏モーメントにより求めた圧縮力と耐力評価値の交点の水平変位、 δ_{H,Z_p} : 全塑性モーメントにより求めた圧縮力と座屈後安定耐力の交点の水平変位、 Z : 断面係数、 Z_p : 塑性断面係数、 σ_y : 降伏応力度である。

図-13 から NS-1, 100-1, 150-1 試験体は鉛直方向変位において座屈後挙動がほぼ一致していることが分かる。補剛長さが長くなるにつれ、理論値よりも実験で得られた荷重が高くなる傾向にあり、特に 200-1 試験体では、顕著にその傾向が見られる。水平方向の理論値は、補剛長さにほとんど依存しないが、実験値は、補剛長さの違いにより、座屈後の変形が大きく異なっている。補剛材の応力負担を本力学モデルでは考慮していないため、補剛長さの長い試験体ほど、理論値との差より、座屈発生後に FRP 補剛材が力を負担していることが考えられる。補剛長さの長い試験体ほど、ある変位時の荷重を過小評価、

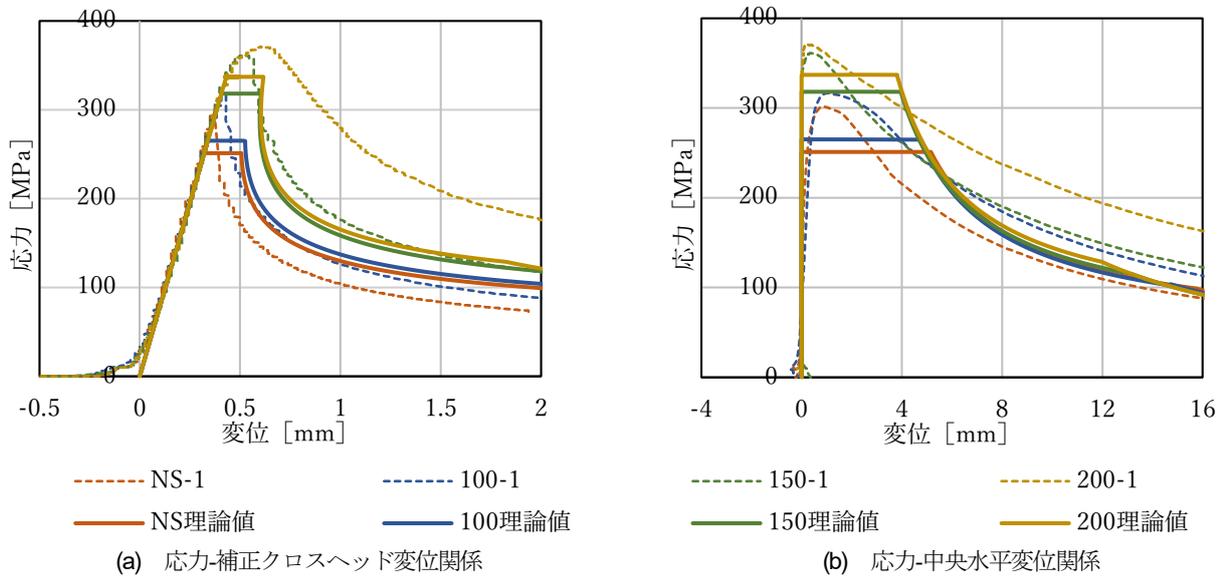


図-13 応力-変位関係

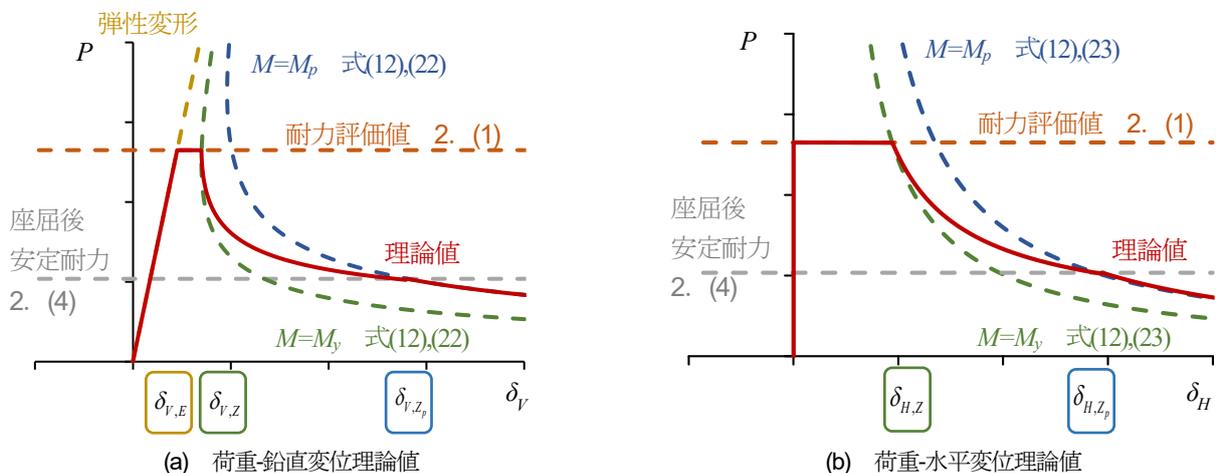


図-14 座屈挙動

ある荷重時の変位を過大評価してしまう恐れがあるものの、最大耐力後の圧縮挙動は、塑性ヒンジによる変形と、鋼材の弾性変形を考慮することで、荷重及び変形を概ね評価することが出来る。

4. 結論

本研究では、鋼板を対象にFRPによる圧縮耐力向上法の検討として、実験を行い座屈挙動の分析を行った。その結果、得られた知見を以下に示す。

- 1) 重ね梁の力学モデルとして圧縮耐力を算定することで、補剛後の短期許容圧縮応力度を評価することが可能であることを示した。
- 2) 鋼板が補剛材によって変形を拘束され、補剛材端部の鋼材部で塑性化が進行することが確認でき、結果として圧縮耐力が上昇することを示した。
- 3) FRP補剛材を取り外し再使用を行った場合も、安定した補剛効果が得られることを示した。
- 4) 塑性ヒンジ位置のモーメントを考慮することで座屈発生後の荷重と変位の関係を近似することが可能であることを示した。

参考文献

- 1) 日本建築学会：鋼構造設計規準—許容応力度設計法—，2005
- 2) 星川努, 原田幸博：ウェブを軸方向スチフナで補強したH形鋼梁の塑性変形能力, 鋼構造論文集, 第20巻 第80号, pp.19-32, 2013.12
- 3) 五十嵐規矩夫, 宮崎暁, 一戸康生, 福田浩司, 小野潤一郎, 木村征也：端部スチフナ補剛を施したH形断面梁の塑性変形能力, 日本建築学会構造系論文集 第79巻 第705号, pp.1667-1675, 2014.7
- 4) 丸田遼太郎, 三枝玄希, 藤本信介, 小原優明, 松本幸大：円形鋼管部材に対する非接着CFRP半割管による座屈耐力向上効果に関する解析的研究, 第7回FRP複合構造・橋梁に関するシンポジウム講演概要集(CD-ROM), pp.144-149, 2018.11
- 5) Fengky Satria YORESTA, Koemhong HENG, Phan Viet NHUT, Daiki NAKAMOTO and Yukihiro MATSUMOTO：Strengthening angle steel using unbonded CFRP laminates, 第8回FRP複合構造・橋梁に関するシンポジウム講演概要集(CD-ROM), pp.70-76, 2020.11
- 6) 中本大暉, 三枝玄希, 松本幸大：FRP材を用いた非接着補剛による鋼板の圧縮耐力向上に関する研究, 第8回FRP複合構造・橋梁に関するシンポジウム講演概要集(CD-ROM), pp.62-69, 2020.11
- 7) 日本建築学会：鋼構造座屈設計指針, 2018.
- 8) 東レ株式会社 HP 製品カタログ
https://www.torayca.com/lineup/product/pro_002_01.html
- 9) セントラルグラスファイバー株式会社 HP
http://www.centralfiberglass.com/jp/glass_fiber/outline/index.html
- 10) コニシ株式会社 HP カタログ一覧
<http://www.b-ond.co.jp/bond/cat-alog/pdf/>

(Received September 10, 2021)

ANALYSIS OF COMPRESSION BEHAVIOR FOR STEEL PLATE USING UNBONDED FRP

Daiki NAKAMOTO, Genki MIEDA and Yukihiro MATSUMOTO

Steel structural members, including thin-walled members, may experience a sudden loss of bearing capacity due to local buckling, and methods to prevent this problem have been proposed. FRP materials with many outstanding characteristics such as lightweight, high strength, and strong, etc., have been especially used in reinforcement and repair because they minimize the increase in the weights of the structures and the burden on the substructures.

In this study, a reinforcement method to improve the buckling resistance of steel plates under compressive loading was investigated using an unbonded method, which is an effective method against buckling and unstable phenomenon in structures. The buckling behaviors of the specimens were analyzed by experiments and mechanical modeling. In addition, the compressive strengths of the specimens after stiffening were evaluated by the design method.

The results showed that the compressive capacities of the specimens after stiffening can be evaluated by the evaluation methods in a safe way, and the load-displacement relations of the specimens can be described by the design method.