(67) ハイブリッド FRP 引抜成形 I 形断面はり部 材の曲げ挙動に関する実験的研究

上山 裕太1·北根 安雄2·松井 孝洋3·舘石 和雄4·後藤 基浩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:ueyama.yuuta@d.mbox.nagoya-u.ac.jp

²正会員 名古屋大学大学院准教授 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:ykitane@civil.nagoya-u.ac.jp

³正会員 東レ株式会社 コンポジット技術第1部(〒455-0024 愛知県名古屋市港区大江町9番地の1) E-mail:Takahiro Matsui@nts.toray.co.jp

4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

5正会員 福井県 産業労働部地域産業・技術振興課(〒910-8580 福井市大手3丁目17-1) E-mail: m-gotou-ou@pref.fukui.lg.jp

本研究は、ハイブリッド FRP 引抜成形 I 形断面はり部材の曲げ特性に関するデータの取得およびその評価を目的とする.強化繊維に炭素繊維とガラス繊維の両方を用いた積層構成からなる、ハイブリッド FRP 引抜成形 I 形断面はり部材の 4 点曲げ実験を行うことにより、材料試験で得られた材料特性から部材曲げ実験で得られる力学特性を評価できるかを検証した.部材実験で得られた荷重一変位関係は、弾性範囲内であれば、材料試験で得られた弾性率を用いたティモシェンコはり理論により、誤差 1%以下で正確に予測できることを明らかにした.また、破壊に至るまでのはり内のひずみ分布についても、はり理論により誤差 10%以下で予測できることを明らかにした.また、実験では、圧縮フランジと圧縮側ウェブの圧縮破壊が最終的な崩壊モードであったが、最終的な崩壊モードに至る過程を、実験で得られたひずみ分布から明らかにした.

Key Words: hybrid FRP, pultruded material, four point bending test, failure mode

1. 研究の背景と目的

日本の鋼橋の多くは高度経済成長期に建設されており、建設から 40~50 年経過したことで、腐食による老朽化が進んでいる ^{1,2)}. 腐食による減肉や断面欠損が生じた箇所には、重大な事故が発生する前に鋼橋の耐荷性能を保つ、もしくは回復するような対策をとる必要がある. 従来、腐食した箇所の補修・補強を行う際には、鋼板当て板補修や鋼部材を用いた補強が一般的に行われてきた. ただし、鋼橋において腐食しやすい箇所は湿気が高く風通しの悪い狭隘な空間であることが多く、補修材料として重量の大きい鋼材を用いる場合には大型の重機が必要となることもあり、施工性において課題がある. また、補修材料として鋼材を用いる場合には、補修部材を含めた補修箇所全体に防食塗装等の腐食対策を行い、それに

加えて定期的な点検を長期的に継続し、腐食の再発防止に努める必要があり、維持管理の負担が大きいといえる。そのような現状において近年、鋼材にかわる補修材料として FRP を用いた補修・補強が注目されている. FRP は強化繊維とマトリックス樹脂からなる複合材料であり、軽量性や耐食性に非常に優れている. そのため、鋼材に代わり、腐食環境下で使用する補修部材や取り換え部材の材料として、施工性、維持管理性の面から適しているといえる. しかし一方で、FRP は材料コストや製造コストが高いといった課題があり、構造物の補修部材としての適用を実現するためにはライフサイクルコストの削減を追求する必要がある.

本研究では、腐食した小型鋼部材の取替用部材として、ハイブリッド FRP 引抜成形 I形材の開発を試みた.ハイブリッド FRP とは、強化繊維に複数の繊維を使用する

ことで、互いの繊維の特徴を生かし、短所を補うことができるため、材料コストを抑えつつ、より広範囲の材料特性を実現することを可能³にした FRP である.

鋼材と同等の弾性係数を求めるためには、強化繊維に 通常炭素繊維が使用されるが、炭素繊維を使用した FRP (CFRP) は、高価であること、また、引張強度と比較 して圧縮強度や支圧強度が低いため⁴、引張だけでなく 圧縮荷重が作用する場合や、部材の接合に支圧ボルト接 合を用いる場合などでは、CFRP のもつ高い引張強度を 有効利用できない現状がある。そこで、本研究では強化 繊維にガラス繊維と炭素繊維を用いたハイブリッド FRP 材料に着目し、曲げ剛性には炭素繊維で、せん断剛性・ 強度および支圧強度の確保のためにはガラス繊維を配向 して、上記の課題に対処した。また、将来的に大量生産 可能な引抜成形部材とすることで、製造コストの軽減を 図った。

そこで本研究では、ハイブリッド FRP 引抜成形 I 形断面はり部材の曲げ特性に関するデータの取得および、その評価を目的とする。ハイブリッド FRP 引抜成形 I 形断面はり部材に対して、4点曲げ実験を実施し、崩壊までの荷重一変形関係および、耐荷力や崩壊モードを明らかにする。また、材料試験で得られた材料特性から部材曲げ実験で得られる荷重一変位関係やひずみ分布等の力学特性を評価できるかを検証する。

2. ハイブリッド FRP 引抜成形 I 形断面

(1) | | 形断面

本研究では、引抜成形により I 形断面を成形した. 断

面形態, 量産性, 経済性, 品質特性を考慮して引抜成形 法が採用された. フランジ幅 160mm, 断面高さ 250mm, フランジ厚 14mm, ウェブ厚 9mm の断面寸法である.

(2) 積層構成

強化繊維には、炭素繊維とガラス繊維を使用したハイブリッド FRP 積層体を用いた。使用する繊維シートの種類は UT70-30 が一方向の炭素繊維シート、CG-MAF が0°方向に 528g/m²の炭素繊維、±45°方向に 288g/m²のガラス繊維、90°方向に 144g/m²のガラス繊維を配向した繊維シートである。図-1 に積層構成を示す。フランジとウェブではそれそれ積層構成が異なり、フランジはUT70-30 と CG-MAF をそれぞれ 10 層ずつ、ウェブは CG-MAF を 8 層と UT70-30 を 2 層積層している。

(3) 材料特性

また,この積層体の材料特性を得るために,フランジ とウェブのそれぞれに対して,引張試験,圧縮試験,面

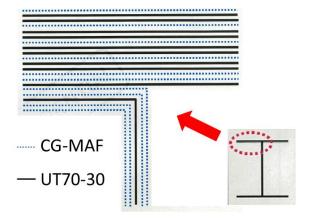


図-1 はり供試体の積層構成

表-1 材料試験結果のまとめ

(a) 引張, 圧縮, 面内せん断

		引張				圧縮				面内せん断			
		フランジ		ウェブ		フランジ		ウェブ		フランジ		ウェブ	
		弾性率	強度										
		(GPa)	(MPa)										
平	均	84.2	1205	75.3	1350	72.0	556	73.6	536	6.28	ı	7.74	ı
	動数	0.043	-	0.021	-	0.049	0.069	0.064	0.081	-	-	1	1

(b)層間せん断, 支圧

()/=											
·		層間も	せん断	•		支圧(N	支圧(ピン接合)				
	フランジ		ウェブ		フランジ 0°	フランジ 90°	ウェブ <i>0</i> °	ウェブ 90°	フランジ 0°	ウェブ <i>0</i> °	
	弾性率	強度	弾性率	強度	強度	強度	強度	強度	強度	強度	
	(GPa)	(MPa)	(GPa)	(MPa)	(MPa)	(MPa)	(MPa)	(MPa)	(MPa)	(MPa)	
平均	4.05	43.5	3.08	43.8	300	307	323	325	276	265	
変動 係数	0.072	0030	0.068	0.029	0.056	0.051	0.067	0.071	0.098	0.080	

内せん断試験, 層間せん断試験, 支圧試験を行った. 引 張試験は土木学会基準 JSCE-E 531-2007 に, 圧縮試験は JISK 7018 に、曲げ試験は JISK 7017 に、面内せん断試験 は ASTM D 7078 に、 層間せん断試験は JIS K 7057 に従っ て試験を行った.表-1 に材料試験結果を示す. ただし, 面内せん断試験ではつかみ部ですべりが発生したため、 弾性率のみを記載している.

アクチュエータにより行い、載荷速度は 0.05mm/sec とし た. 支点および載荷点では、集中荷重による過度な変形 を抑制するために、CFRP 製の補剛材を上下フランジ間 に挿入している. 図-3 にひずみおよび変位の計測箇所 を示す. 図-4に4点曲げ実験の様子を示す.

4. 実験結果

3. 1形断面はり部材の4点曲げ実験概要

Ⅰ形断面はり部材の4点曲げ実験を図-2に示すように 行った. 供試体全長は 4250mm であり, 支点間距離は 4000mm, 載荷点間距離は 1000mm である. 載荷は MTS

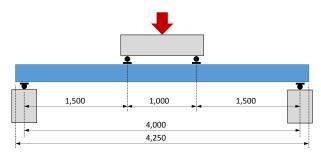
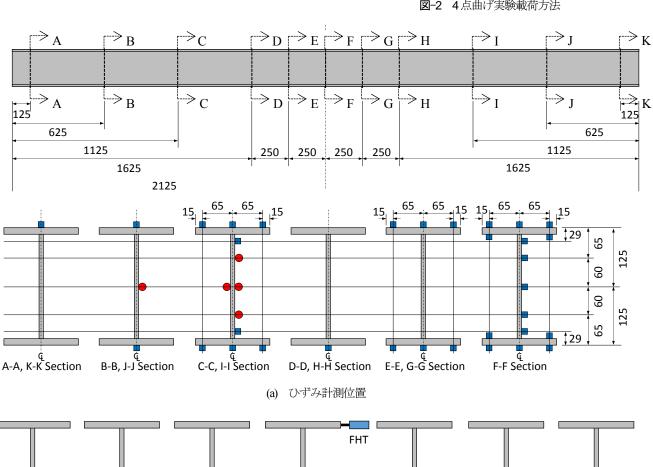
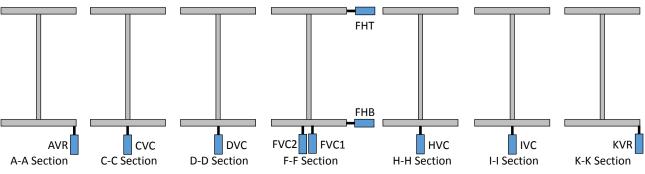


図-2 4点曲げ実験載荷方法





(b) 変位計測位置

図-3 4点曲げ実験ひずみおよび変位計測箇所



図-4 4点曲げ実験の様子

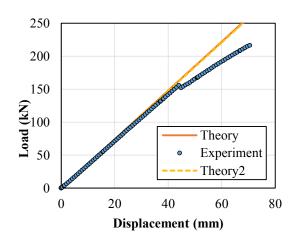


図-5 荷重-支間中央変位関係



(a) 全体図



(b) 破壊箇所

図-6 崩壊後のはりの外観

(1) 荷重-変位関係とたわみ分布

a) 荷重-支間中央変位関係

図-5 に荷重-支間中央変位関係を示す. また,図-6 に崩壊後のはりの外観を示す. はりは当初線形弾性挙動を示していたが,155kNで剛性が減少し,その後緩やかな非線形挙動を示し、216kNで突然崩壊した. 最終的な崩壊モードは、図-6 に示すように断面 H の載荷点付近における圧縮フランジとウェブの圧縮破壊であった.

図-5 には、材料試験結果から得られた弾性率を用いて、ティモシェンコはり理論により計算された支間中央でのたわみと荷重の関係も同時に示している. 表-1 に示すように、はり供試体においてフランジとウェブ、また圧縮と引張で弾性率が異なる. したがってはりの中立軸はウェブ中央ではなく下方向に移動していることが考えられる. そこで、図-5 に弾性率の違いにより中立軸が移動することの影響を考慮する場合のグラフを点線(Theory2)で、考慮しない場合のグラフを実線(Theory)で示す。ここで、中立軸の移動を考慮しない場合には、軸方向弾性率は、フランジの引張弾性率と圧縮弾性率の平均

の 78.1GPa とし、せん断弾性率は、ウェブの面内せん断 弾性率の 7.74GPa とした.

図からわかるように、荷重 155kN までの段階において、中立軸の移動を考慮した理論値、考慮していない理論値と実験値との誤差はそれぞれ 3%と 3.6%であった. どちらも概ね一致しているが、中立軸の移動を考慮した場合の方が実際の供試体に近い材料特性を再現できているため、実験値との整合性がとれている.

b) はりのたわみ分布

図-7 に、載荷荷重が 150kN の時の、実験で計測されたはり軸方向のたわみ分布とはり理論で計算されたたわみ曲線を示している。はり理論のたわみ曲線は、せん断変形を考慮したティモシェンコはり理論と考慮しないオイラーベルヌーイはり理論の両方を計算した。また、ティモシェンコはり理論では、圧縮弾性率と引張弾性率の違いによる中立軸の移動を考慮した場合を破線で、中立軸の移動を考慮していない場合を実線で示している。

150kN において、ティモシェンコはり理論に基づいて 算出したたわみ分布と実験のたわみ分布がよく一致いる

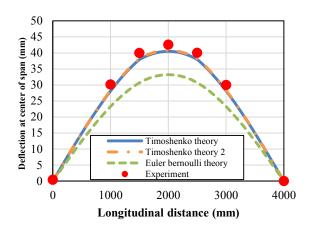


図-7 150kN 時のはりのたわみ分布

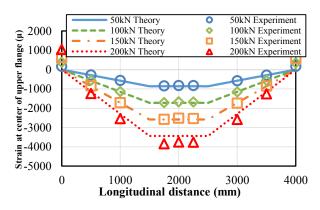


図-8 上フランジの中央の橋軸方向の軸方向ひずみ分布

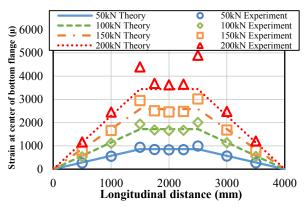


図-9 下フランジの中央の橋軸方向の軸方向ひずみ分布

ことから、せん断変形の影響を考慮することでより実験のたわみを予測することができるといえる。また、中立軸の移動を考慮する場合としない場合では、実験値との誤差はそれぞれ 2.5%と 3.2%であり、中立軸の移動を考慮した方が理論的なたわみ分布と実験で得られたたわみ分布の整合性がとれている。このことから、引張弾性率と圧縮弾性率の違いを考慮した理論値を用いることで、I形断面の曲げ挙動をより正確に予測できることが明らかになった。したがって、これ以降の考察では、引張弾性率と圧縮弾性率の違いによる中立軸の移動を考慮したはり理論の理論値を利用する。

(2) ひずみ分布

a) 橋軸方向の軸方向ひずみ分布

図-8 と図-9 に荷重が 50kN, 100kN, 150kN, 200kN に おいて実験で得られた上フランジと下フランジの中央 (ウェブ上) の橋軸方向の軸方向ひずみ分布をそれぞれ 示す. また, ティモシェンコはり理論で得られたひずみの理論値もあわせて示す.

まず上フランジにおいては、荷重 50kN から 150kN までのひずみ分布の実験値は、理論値よりもわずかに小さいが概ね一致しており、誤差は最大で 3.7%であった. 200kN では実験値が理論値よりも大きくなっており、誤差は最大で 12.7%となっている. これは 155kN ではり全体の剛性が低下したことが原因だと考えられる. 剛性が低下した原因については、4(3)で述べる. また、支点上(断面 A と断面 K)では補剛材の存在により、板曲げによる局所的なひずみが生じるため、ひずみの実験値と理論値は大きく異なっている.

下フランジにおいては, 断面 C, E, F, G, I では, 50kN から 150kN において,実験値が理論値と概ね一致 しており、誤差は最大で 4.8%である. ひずみが小さい 断面 B と断面 J では誤差が 5.7%~9.9%と少し大きくな っているが概ね一致している. また、補剛材が存在して いる載荷位置(断面 D と断面 H)では、板曲げによる 局所的なひずみが存在しているため、実験値は理論値と 大きく異なっている. したがって、線形弾性範囲内であ れば、補剛材の影響がある部分を除いて、材料試験結果 からティモシェンコはり理論を用いてフランジの軸方向 ひずみを正確に予測できることが明らかになった. また, 上フランジと同様に 155kN ではり全体の剛性が低下した ことにより全ての断面において、150kN と 200kN の間を 境にして、ひずみが大きくなっている. ただし、実験値 が理論値より大きくその差は 7%程度であり、上フラン ジに比べると, ひずみの増加は小さい. これは 155kN に おいて上フランジもしくはウェブ上部を対象とした損傷 により剛性の低下が生じ、中立軸が下方に移動したこと を示唆している.

b) 軸方向ひずみの断面高さ方向分布

図-10 から図-12 に、荷重が 50kN, 100kN, 150kN, 200kN において実験で得られた断面 C, F, I における軸 方向ひずみの高さ方向分布をそれぞれ示す.

断面 Cでは、50kN から 150kN での軸方向ひずみの実験値は理論値と概ね一致しており、誤差は最大で 6.1% である. 200kN では実験値が理論値に比べて大きくなっている. これは 155kN はり全体の剛性が低下したことが原因である.

断面 F, I でも断面 C と同様の傾向が見られた. 50kNから 150kNでの軸方向ひずみの実験値は理論値と概ね一

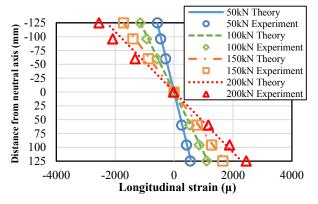


図-10 断面 Cの軸方向ひずみの高さ方向分布

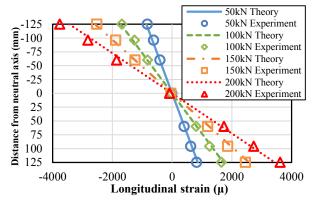


図-11 断面 Fの軸方向ひずみの高さ方向分布

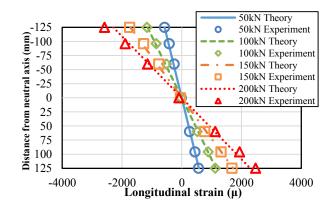


図-12 断面 I の軸方向ひずみの高さ方向分布

致しており、誤差は最大でそれぞれ 6.1%と 7.5%である. また, 200kN では 155kN ではり全体の剛性が低下したことが原因で急激にひずみが大きくなっており、理論値からの誤差は最大でそれぞれ 12.6%と 12.7%である.

したがって、橋軸方向のフランジの軸方向ひずみ分布 と同様に、線形弾性範囲内であれば、材料試験結果を用 いたティモシェンコはり理論により実験で得られる断面 高さ方向の軸ひずみ分布を正確に予測できることが明ら かになった。

c) 断面高さ方向のウェブせん断ひずみ分布

図-13 と図-14 に、荷重 50kN, 100kN, 150kN, 200kN

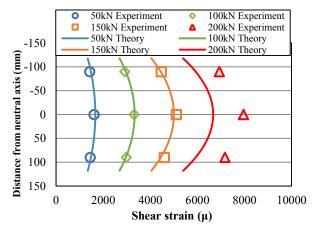


図-13 断面 Cのせん断ひずみの高さ方向分布

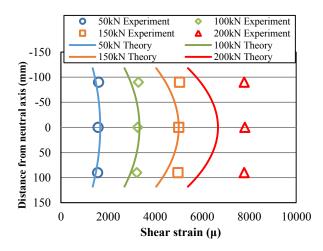


図-14 断面 I のせん断ひずみの高さ方向分布

時に実験で得られた断面 C と I のウェブのせん断ひずみ の高さ方向分布をそれぞれ示した.

断面 C のウェブにおけるせん断ひずみの実験値は、荷重 50kN から 150kN まで、理論値は実験値と概ね一致しており、誤差は最大で 3.5%であった。200kN ではせん断ひずみの実験値は理論値よりも大きく、実験値の理論値との誤差は最大で 21%となっている.

また、断面 I のウェブにおけるせん断ひずみの実験値は、中立軸から±96mm の位置での誤差が大きく、50kNから 150kN までは理論値との誤差が最大で 13.3%であった。また、中立軸上では、荷重 50kNから 150kNまでは実験値は理論値と概ね一致しており、誤差は最大でも5.5%であった。200kNでは実験値は理論値よりも大きくなり、誤差は最大で31.3%であった。

断面高さ方向のせん断ひずみ分布に関しても、材料試験結果を用いたティモシェンコはり理論により、弾性範囲内での実験値を約10%の誤差で予測できることが明らかとなった。ただし、軸方向ひずみよりせん断ひずみの方が推定誤差が数%大きくなった。

(3) 崩壊過程

これまでに説明した荷重一変位関係, ひずみ分布, 最終的な崩壊モードから, i)荷重が 155kN 時に上フランジに局部座屈が生じ, 曲げ剛性が低下, ii)荷重が 200kN 付近で横ねじれ座屈のモードが生じる, iii)水平変位により圧縮フランジの片側の圧縮ひずみが大きくなり, 荷重が216kN 時に圧縮強度に達する, iv)圧縮フランジの片側が圧縮強度に達すると, もう片側も圧縮強度に達し, 圧縮フランジの圧縮破壊後, ウェブ上部も圧縮破壊に至る, という崩壊過程を推察できる. 以下にそのエビデンスとなる計測結果を示す.

a) 155kN での挙動

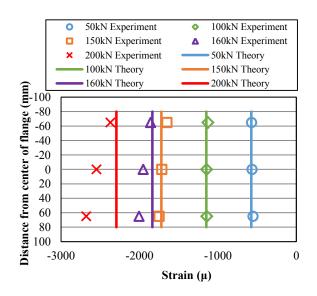
図-15 と図-16 に断面 C と断面 F の荷重 50kN, 100kN, 150kN, 160kN, 200kN 時での上フランジの軸方向ひずみの幅方向分布を示す. 図にはティモシェンコはり理論によるひずみの理論値も実線で示している.

150kN までには、フランジ幅方向のひずみはほぼ一定であり大きな違いは見られない. しかし、160kN では、65mm の位置でのひずみと-65mm の位置でのひずみの差が 150kN 時よりも大きくなっている. 特に、断面 C でこの傾向が顕著である. 断面 Fでは、160kN では明らかではないが、200kN 時には明らかになっている. これはフランジに局部座屈が生じ、座屈波形によりフランジ片側が圧縮、もう片側が引張になったためである.

このような挙動はフランジの幅方向のひずみを測定した他の断面 E, G, I でも同様に見られた.このことから, 155kN における剛性の低下は上フランジの局部座屈によるものであると考えられる.また 150kN ではフランジ中央のひずみの実験値が理論値とよく一致しているが, 160kN では実験値のひずみが理論値よりも大きくなっている.これは上フランジで局部座屈が発生したことにより,中立軸の位置が下方に移動し,上フランジに生じるひずみが大きくなったためである.この局部座屈による中立軸の移動は図-5 の荷重一変位関係でも見られる.155kN で局部座屈が生じたのち一時荷重が低下している.これは,中立軸が下方へ移動したことにより曲げ剛性が低下したことが原因である.これ以降,荷重の上昇とともに座屈変形の増大し,曲げ剛性が低下するため,荷重一変位関係の傾きも低下していることが見て取れる.

b) 崩壊直前の挙動

図-17 と図-18 に断面 F における上フランジと下フランジの軸方向ひずみと荷重の関係を示す.崩壊直前の210kN 付近において上フランジの中心から±60mm の位置にある両側のひずみ(1 番と 4 番が+60mm, 3 番と 5 番が-60mm の位置で、1 番と 3 番がフランジ上側、4 番と5番がフランジ下側のひずみ)が1番と4番は引張側、3 番と5番は圧縮側にという板厚の表裏で同じ方向に急に変化している.これはフランジの幅方向の曲げひずみ



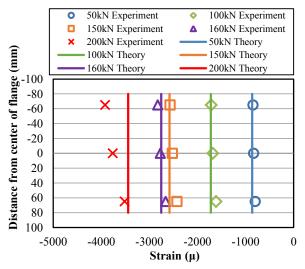


図-16 断面 Fのフランジ幅方向のひずみ分布

が増大していることを示している. このような挙動はフランジの幅方向のひずみを測定した他の断面 C, E, G, Iの全てで見られた.

また下フランジでも同様に 210kN 付近から 6番と 9番側が引張,8番と 10番側が圧縮となるようなひずみの変化が見られることから、はり全体が横方向にたわむような変形をしていると考えられる。また、実験で測定した支間中央の上フランジと下フランジの水平変位と荷重の関係を図-19に示す。荷重が 200kN を越えたあたりから上フランジと下フランジともに急激に正方向に水平変位が生じていることがわかる。ここでの正方向はひずみゲージの1番および6番が引張となる方向であり、曲げひずみが増加した方向とも一致する。このようにフランジの面内曲げひずみの増加および、支間中央の水平変位の挙動から、200kN 付近で供試体に横ねじれ座屈が発生したと考えられる。

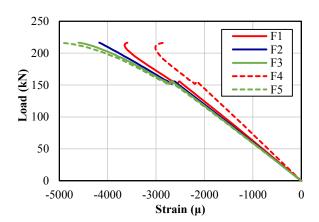


図-17 断面 Fの上フランジのひずみと荷重の関係

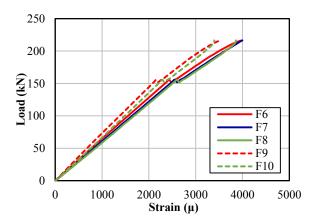


図-18 断面 Fの下フランジのひずみと荷重の関係

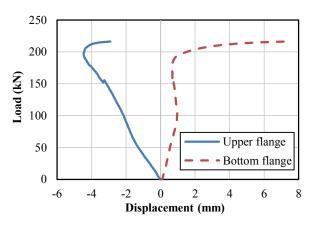


図-19 荷重と支間中央の水平変位の関係

c) 最終的な崩壊

実験における破壊は断面 H において発生した. 断面 H は載荷点であり、もともと補剛材が存在することで、局所的な板曲げが生じていたことに加え、局部座屈による板曲げによる影響も加えられる. さらに、横ねじれ座屈によるフランジの面内曲げによりフランジの片側(ひずみゲージ3番側)で圧縮応力が大きくなる状況にあったといえる. したがって、荷重が216kN時に、まず載荷位置のフランジの片側で圧縮応力が材料の圧縮強度に達

し圧縮破壊が生じた. その後, フランジのもう片側が荷重分配により圧縮力を受け持とうとするが, 圧縮応力が圧縮強度に達し破壊したと考えられる. そして, フランジ全体が圧縮破壊したことにより, ウェブ上部の受け持つ圧縮力が増大し, ウェブ上部も圧縮破壊したと考えられる. 実験ではこれらの一連の圧縮破壊は, 載荷位置の上フランジの片側のフランジの圧縮破壊に伴う形で瞬間的に生じたと考えられる.

本研究で供試体に使用した FRP 材料の積層構成は, 圧縮強度が引張強度よりも大幅に小さいことから,圧縮 フランジおよびウェブの破壊に至った. したがって,こ の材料の高い引張強度を活かした曲げ部材とするために は,圧縮フランジを引張フランジよりも大きくすること や,圧縮フランジの積層構成をより圧縮強度の高い積層 構成に変える等を行い,バランスの取れた曲げ耐荷性能 を得るための断面設計を行う必要がある.

5. 結論

本研究では、炭素繊維とガラス繊維の両方を使用したハイブリッド FRP 引抜成形 I 形断面はり部材に対して、4 点曲げ実験を実施し、崩壊までの部材の曲げ挙動を実験的に明らかにするとともに、材料試験で得られた材料特性からはり理論を用いて、実験で得られる荷重一変位関係やひずみ分布等を推定できるかを検証した。また、最終的な破壊に至るまでの過程を、実験で得られたひずみ分布等から明らかにし、部材性能の評価を行った。

- 1) 供試体が線形弾性挙動を示す領域では、荷重-支間 中央変位関係や軸方向たわみ分布は、フランジとウ ェブの弾性率の違いを考慮したティモシェンコはり 理論により、推定が可能である.
- 2) 供試体が線形弾性挙動を示す領域では、供試体内の ひずみの分布についても、材料試験結果を用いたテ ィモシェンコはり理論により、約 10%以下の誤差で 推定できる. ただし、軸方向ひずみよりせん断ひず みの方が推定誤差が大きくなった.
- 3) 本研究の供試体の崩壊過程は、上フランジの局部座 屈、横ねじれ座屈、上フランジの圧縮破壊であった。
- 4) 本研究の供試体は, 155kN で圧縮フランジの局部座 屈, その後, 横ねじれ座屈が生じ, 最終的には上フ ランジとウェブの圧縮破壊により崩壊した.

曲げ部材としてさらに耐荷力性能を向上させるためには、まず圧縮フランジ自由突出板の板厚増大などによる局部座屈耐力向上が必要である。また、本研究で使用した積層体は、引張強度に比べて圧縮強度が低いため、曲げ部材としてこの高い引張強度を有効に活かすためには、

圧縮フランジを大きくすることやより圧縮強度の強い積 層構成に変更するなどしてバランスの取れた断面設計を 行う必要がある.

謝辞:本研究は、地方創生推進交付金を受け、福井県が中心となって平成28年度に実施した研究プロジェクトの一部である。ここに深く感謝の意を表します。

参考文献

1) 名取暢:鋼橋の腐食事例とその対策,溶接学会全国大

会講演概要, pp.15-18, 1994.

- Vo Thanh Hung, 永澤洋, 佐々木栄一, 市川篤司, 名取暢:腐食が原因で取り替えられた実鋼橋支点部の載荷実験および解析, 土木学会論文集, No.710, pp.141-151, 2002.
- 3) 土木学会 構造工学委員会: FRP 橋梁-技術とその展望-, 土木学会, 264p., 2004.
- 4) 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.

EXPERIMENTAL STUDY ON BENDING BEHAVIOR OF PULTRUDED HYBRID FRP I-SECTION BEAM

Yuta UEYAMA, Yasuo KITANE, Takahiro MATSUI, Kazuo TATEISHI, and Motohiro GOTO

This study aims to acquire and evaluate the data of bending characteristics of pultruded hybrid FRP I-section beam. The 4-point bending test with the pultruded hybrid FRP I-shaped cross section beam which composed of a laminated structure using both carbon and glass fiber as a reinforceing fiber was carried out. It was verified whether the mechanical properties obtained by the memver bending test can be evaluated from the material properties obtained in the material test. It was clarified that the load-displacement relationship obtained in the member experiment can be accurately predicted by the Tymoshenko beam theory using the elastic modulus obtained in the material test as long as it was within the elastic range with less than 1 % error. It was also clarified that the strain distribution of the beam up to fracture can be predicted with less than 10 % error by beam theory. In the experiment, compression failure of the compression side frange and web were final collapse mode. From the strain distribution obtained in the experiment, the process leading to the final collapse mode was clarified.