

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

Experimental study on the material characteristics and flexural-shear behavior of GFRP pultruded I-section beam

小林憲治*, 日野伸一**, 青野雄太***, 山口浩平****, 岡俊蔵*****, 林耕四郎*****

Kenji KOBAYASHI, Shinichi HINO, Yuuta AONO, Kohei YAMAGUCHI, Shunzo OKA, Koshiro HAYASHI

*修士 (工学), 九州大学大学院工学府都市環境システム工学専攻 (〒819-0395 福岡県福岡市西区元岡 744 番地)

**工博, 九州大学大学院教授, 工学研究院建設デザイン部門 (〒819-0395 福岡県福岡市西区元岡 744 番地)

***博士 (工学), 九州大学大学院准教授, 工学研究院機械科学部門 (〒819-0395 福岡県福岡市西区元岡 744 番地)

****博士 (工学), 九州大学大学院助教, 工学研究院建設デザイン部門 (〒819-0395 福岡県福岡市西区元岡 744 番地)

*****工修, 三菱重工橋梁エンジニアリング (株) 橋梁技術部 技術グループ (〒108-8215 東京都港区港南 2-16-5)

***** AGC マテックス (株), 提案企画部 主幹技師 (〒229-1112 神奈川県相模原市宮下 1-2-27)

Fiber Reinforced Plastics (FRP) is expected to application as the material for the civil engineering structures. There are some research cases about the GFRP pultruded I-section beams less than 300mm in height. However, stiffness enhancement has been hoped for because of a low elastic modulus. In this study, it carried out the material strength test of I-section beam with 600mm in height that became the maximum in Japan, and it was clarified the material properties of GFRP that was anisotropy. In addition, it carried out the static flexural-shear test of I-section beam, and it was clarified the failure behavior. From the material test, it was confirmed that the material strength characteristic of GFRP was anisotropy, and the main failure mode depended on the interfacial failure of the resin matrix. From the static flexural-shear test, it was clarified that the ultimate state of GFRP beam is due to local buckling that occurs in the vicinity of loading points. In case of setting up the stiffeners, it could control local buckling, and ultimate capacity improves greatly.

Key Words: GFRP Pultruded Beam, interfacial failure, Flexural-shear, Local Buckling

キーワード: GFRP 引抜き成形はり, 界面破壊, 曲げせん断, 局部座屈

1. はじめに

繊維強化プラスチック (FRP) は, 実用化以来, 半世紀以上が経過し, 従来の材料にない FRP の特性を活かして様々な分野で利用されている。その特性には, 軽量, 高強度, 高耐食性といったものが挙げられるが, いずれの特性も土木構造材料として非常に価値のある特性である。その軽量性から自重の軽減や施工コストの低減が可能であり, 高強度は土木構造材料として十分適用可能である。また高耐食性から構造物の長寿命化が期待できる。

著者らは, FRP のなかでも比較的安価なガラス繊維強化プラスチック (GFRP) に着目し, 土木構造部材としての適用について研究してきた。GFRP は多くの利点を持つ反面, 鋼材や炭素繊維強化プラスチック (CFRP) に比べて弾性係数が低いために, 曲げせん断剛性が相対的に小さくなる。そのため, 大型断面形状の部材や, ハイブ

リッド化による剛性向上が求められる。著者らは, 国内で最大となる高さ 600mm の I 形断面はり (I-600) を, 大量生産性に優れ製作コストの低減が可能な連続引抜き成形法で製作し, 既設鋼鉄桁橋の補強に適用した¹⁾。一般に, これまで GFRP 引抜き成形はり部材の土木・建築構造材への適用事例はもちろん, その力学特性についての研究知見も, 著者らの知る限り少ない^{2)~5)}。

そこで本研究では, 複合材料である引抜き成形はりの基本的な材料力学特性を把握するため I-600 の任意角度における引張試験および圧縮試験を実施した。次に, 局部座屈を抑制するため支点部および載荷点部に垂直補剛材を設置した I-600 について, 曲げせん断試験を実施し, 曲げせん断挙動および破壊性状について検討するとともに, 実際の使用状態下にある低応力レベルでの応力や剛性を評価する鋼部材に準じた既往設計法の適用性について考察を加えた。

2. GFRP 引抜き成形はり I-600 の概要

本研究に用いた I-600 は、引抜き成形法により製作した。引抜き成形法は、ガラス繊維などの強化材を、任意の配向角で熱硬化性樹脂を含浸させて連続的に供給し、加熱ダイを通過させながら任意の断面形状で硬化させ引抜いて成形加工する方法(図-1)で、他の FRP の成形法に比べ大量生産性に優れ、製作コストを低減できるという利点がある。引抜き成形法は、施設機材費を除いては、ハンドレイアップ成形法の約 50% での成形加工が可能であり、大型な部材を大量に使用する土木構造物としては大変利点の多い成形法といえる。

I-600 の積層構成を図-2 に、断面寸法の公称値を図-3 に示す。I-600 は高さ 600mm、フランジ幅 300mm、フランジ厚 18mm、ウェブ厚 12mm であり、ロービング (Rov) と、ニットファブリック (KF)、ダブルバイアス (DB)、コンティニューアストランドマット (CSM) により構成されている。中心部のロービング層は、0° 方向 (引抜き方向) にガラス繊維を引き揃えた。ファブリック層は 0°・90° 方向にガラス繊維を配向し、ダブルバイアス層はウェブのせん断耐力向上のため ±45° 層を 2 枚積層した。表層部の CSM 層はガラス繊維をランダムに配向させたストランドマットで構成されている。これらの積層構成は、既設鋼鉄桁橋の補強用に製造された I-600 が所要の強度特性を有するように設計されている。設計基準となる強度特性は、フランジ 0° 方向の弾性係数が 30kN/mm²、引張強度が 300N/mm²、圧縮強度が 240N/mm²、ウェブのせん断弾性係数が 3kN/mm²、せん断強度が 30N/mm² である。I-600 に使用した熱硬化性樹脂は、不飽和ポリエステル樹脂である。I-600 のフランジ、ウェブの断面を顕微鏡で撮影した写真を、それぞれ

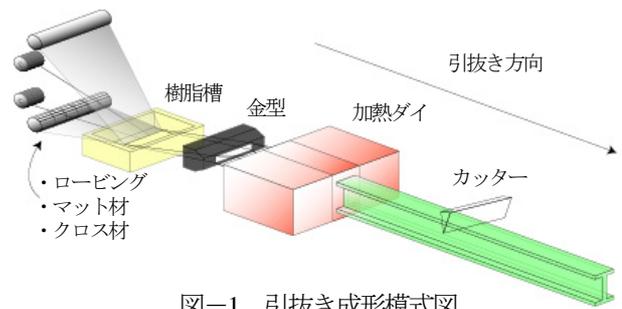


図-1 引抜き成形模式図

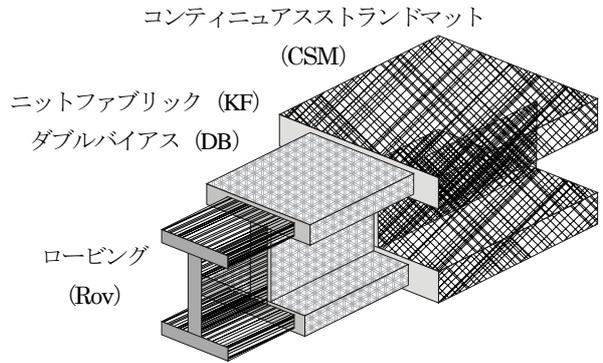


図-2 I-600 積層構成

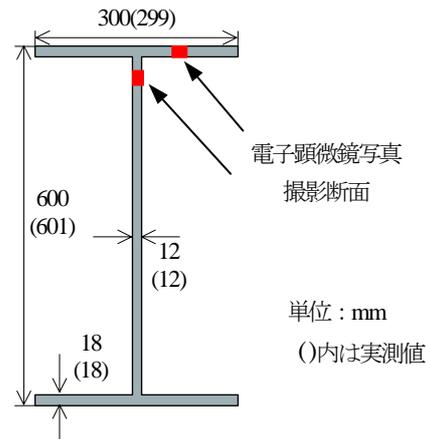


図-3 I-600 断面寸法

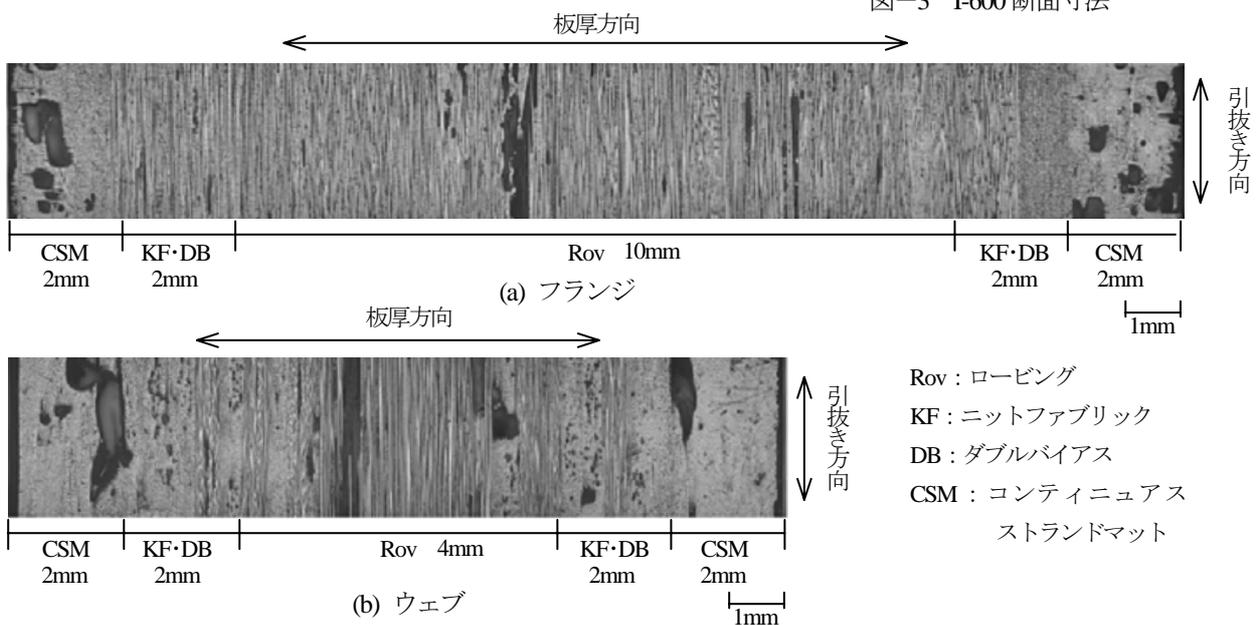


写真-1 フランジ・ウェブ断面の顕微鏡写真

Rov : ロービング
 KF : ニットファブリック
 DB : ダブルバイアス
 CSM : コンティニューアストランドマット

写真-1(a), (b)に示す。写真-1(a)に示すように、フランジではその大部分をロービングが占め、引張・圧縮に抵抗し得るように構成されている。また、写真-1(b)に示すように、ウェブにおいてはせん断に抵抗し得るように $\pm 45^\circ$ 方向のダブルバイアスが積層されている。I-600のガラス繊維の含有率は、40～60%である。

3. 材料強度試験

3.1 試験概要

複合材料である GFRP 引抜き成形はり I-600 の詳細な材料力学特性を把握するため、ウェブ 0° （引抜き方向）、 45° 、 90° （引抜き直角方向）およびフランジ 0° （引抜き方向）の角度で切り出した試験片（JIS K7051 に準拠）を用意し、引張・圧縮試験を実施した。ウェブ 45° の引張試験は面内せん断試験と重ねて実施した。I-600からの試験片切り出し位置を図-4に、試験片形状を図-5に示す。各試験片の寸法は、それぞれ表-1に示す寸法とした。試験片は各タイプ5体とし、試験片標線間中央位置の各側面に2軸ひずみゲージを貼付した。試験の載荷速度は $\pm 1\text{mm/min}$ （JIS K7054・K7055・K7059）とし、荷重およびひずみを計測した。計測したひずみは各側面の平均値を用いた。試験機への試験片設置状況を写真-2に示す。

3.2 試験結果

(1) 引張試験破壊状況

表-2に材料強度試験の結果を、写真-3にフランジ 0° およびウェブ各方向の破壊状況を、図-6に載荷軸方向の各タイプの代表的な応力-ひずみ関係を示す。表-2の試験値は、各試験片5体の平均値を示している。

フランジ 0° では荷重129kN（応力 344N/mm^2 ）でCSM層とクロス層が破断し、荷重が低下した。再度荷重を増加させたところ、134kN（応力 359N/mm^2 ）で激しい音と共につかみ部（幅48mm）のCSM・クロス層から標線間試験片幅（幅20mm）のロービング層が引抜け、層間剥離した（写真-3(a)）。ロービング層自体は破断しておらず、フランジ 0° の引張強度は測定できなかった。本論文では、以降AGCマテックス株が実施した材料強度試験より、フランジ 0° の引張強度 416N/mm^2 を用いた。

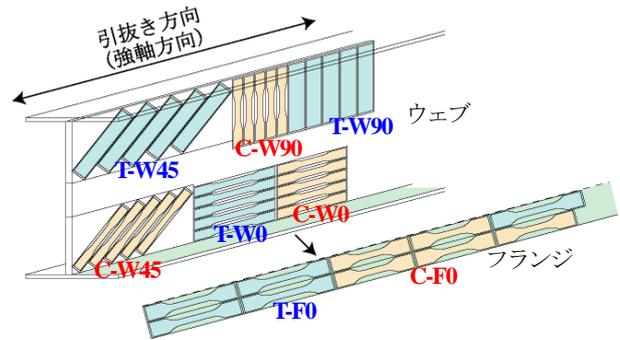


図-4 試験片切り出し位置

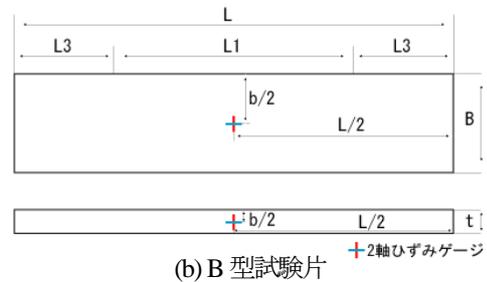
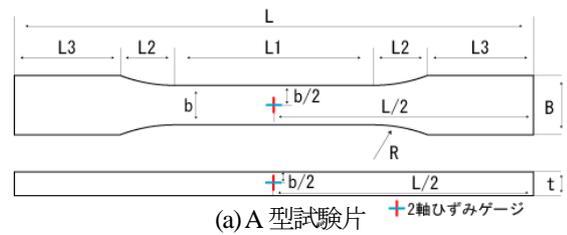


図-5 試験片形状

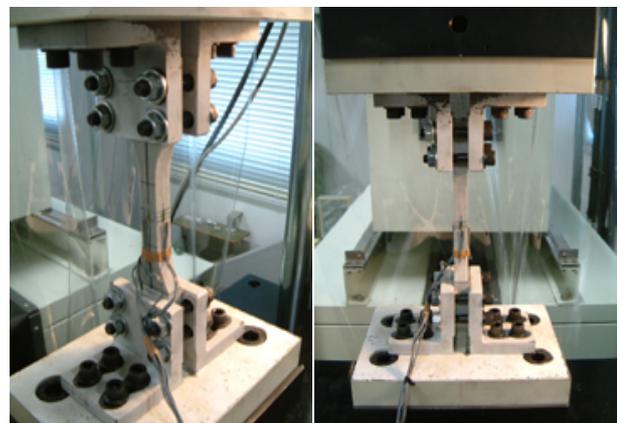


写真-2 試験片設置状況

表-1 試験片寸法

試験	部位	角度(°)	タイプ	形状	寸法 (mm)							
					L	L1	L2	L3	B	b	t	R
引張試験	フランジ	0	F-0	A型	300	100	44	56	48	20	18	75
		0	W-0	A型	260	100	27	53	30	20	12	75
	ウェブ	45	W-45	B型	220	120	-	50	50	-	12	-
		90	W-90	B型	220	120	-	50	50	-	12	-
圧縮試験	フランジ	0	F-0	A型	260	60	44	56	48	20	18	75
		0	W-0	A型	220	60	27	53	30	20	12	75
	ウェブ	45	W-45	A型	220	60	27	53	30	20	12	75
		90	W-90	A型	220	60	27	53	30	20	12	75

表-2 材料強度試験結果

	引張強度 N/mm ²	引張弾性係数 kN/mm ²	圧縮強度 N/mm ²	圧縮弾性係数 kN/mm ²	ポアソン比	せん断強度 N/mm ²	せん断弾性係数 kN/mm ²
F-0	416	37.6	384	39.1	0.24	-	-
W-0	325	22.6	274	24.1	0.28	-	-
W-45	113	12.8	133	15.0	0.38	57	4.6
W-90	146	14.4	146	15.7	0.14	-	-

ウェブ 0° では荷重約 85kN(応力 325N/mm²)で CSM 層とクロス層がロービング層から剥離すると同時に破断し、ロービング層も繊維と樹脂マトリックス間の界面剥離と繊維破断を併発して破壊に至った。

ウェブ 45° では荷重約 70kN(応力 113N/mm²)で CSM 層とクロス層が破断し、载荷軸方向に対して 45° 傾斜しているロービング層は繊維と樹脂マトリックス間の界面剥離によって破断した。

ウェブ 90° では荷重約 90kN(応力 146N/mm²)で CSM 層とクロス層が破断し、载荷軸方向に対して 90° 傾斜しているロービング層は繊維と樹脂マトリックス間の界面剥離によって破断した。

一般に一方向強化材の引張破壊は、繊維の引張破壊、樹脂マトリックスおよび繊維と樹脂マトリックスの境界面での引張破壊、繊維と樹脂マトリックス界面でのせん断破壊の何れかの最も小さな破壊応力が一方向強化材の引張破壊強さとされている⁶⁾。

また異方性を有する積層板の破壊は、最も弱い層が最初に破壊する最弱層破損⁷⁾や、繊維と樹脂マトリックス間および各層間の樹脂マトリックスの界面での破壊⁶⁾が知られている。Thomas Keller ら²⁾は GFRP 引抜き成形積層板の軸方向準静的および疲労引張試験において、GFRP 積層板は計測領域において表層のマット層が対角線状に破断し、内部のロービング層 S はマット層の破壊領域に限らず全域に渡って樹脂マトリックスが界面破壊することを示している。本材料試験においても、繊維と樹脂マトリックス間および層間の樹脂マトリックスの界面破壊が試験片の主要な破壊形式となっている。

(2) 面内せん断試験破壊状況

ウェブ 45° の引張試験からせん断強度およびせん断弾性係数を求めた(表-2)。せん断弾性係数は 4.6kN/mm² であり、せん断強度は 57N/mm² となった。ウェブを等方性材料と仮定し、軸方向の引張弾性係数とポアソン比から算出したせん断弾性係数は 8.8kN/mm² となり、異方性である I-600 とは大きく異なる値となった。

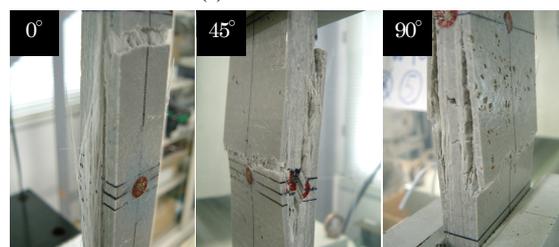
(3) 圧縮試験破壊状況

表-2 に材料強度試験結果を、写真-4 にフランジ 0° およびウェブ各方向の破壊状況を、図-7 に载荷軸方向の応力-ひずみ関係を示す。

フランジ 0° では荷重約 140kN(応力 384N/mm²)で各層が層間剥離し、中心のロービング層がせん断破壊した。



(a) フランジ 0°



(b) ウェブ各方向

写真-3 引張試験破壊状況

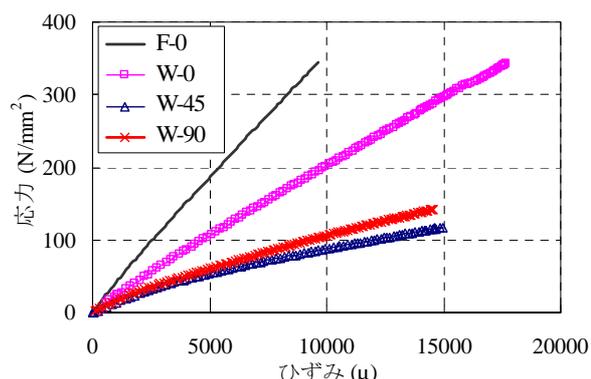
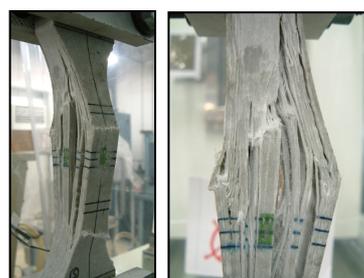
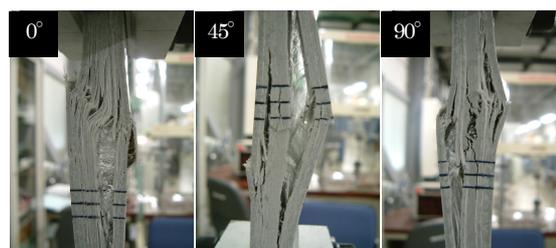


図-6 応力-ひずみ関係 (引張)



(a) フランジ 0°



(b) ウェブ各方向

写真-4 圧縮試験破壊状況

ウェブ 0° では荷重約 67kN (応力 274N/mm²) で CSM 層がせん断破壊しクロス層およびロービング層が層間剥離とともに座屈し破壊した。

ウェブ 45° では荷重約 32kN (応力 133N/mm²) で CSM 層とクロス層がロービング層から層間剥離して座屈を生じ、ロービング層は 45° に傾いた繊維に沿ってせん断破壊した。

ウェブ 90° では荷重約 36kN (応力 146N/mm²) で CSM 層とクロス層がロービング層から層間剥離して座屈を生じ、ロービング層はせん断破壊をした。

(4) まとめ

本材料強度試験より、I-600 がその強度特性が方向によって異なる異方性を有していることが確認できた。また、その材料強度特性は、フランジの引張・圧縮強度は鋼材 (SS400) とほぼ同等程度、弾性係数はコンクリートと同等程度の特性を有し、要求レベルによって十分に土木構造材として適用が可能であるといえる。

a) 0° 方向のフランジの引張・圧縮強度は、それぞれ 416N/mm²・384N/mm² であり、鋼材 (SS400) とほぼ同等程度の強度を有することが確認された。また 0° 方向のウェブの引張・圧縮強度は、それぞれ 325N/mm²・274N/mm² であり、フランジとウェブの引張・圧縮強度を比較すると、引張・圧縮それぞれウェブの 1.3 倍および 1.4 倍となった。これは载荷軸方向にガラス繊維を配向しているロービング層の厚さがウェブの 4mm (ウェブ厚の約 33%) 程度に対しフランジは 14mm (フランジ厚の 78%) 程度であるためであると考えられる。

b) フランジとウェブの 0° 方向における圧縮強度は、引張強度の 80~90% 程度である。ウェブの 45° 方向では引張強度 113N/mm² であり、圧縮強度は引張強度の 120%、ウェブの 90° 方向では引張・圧縮強度はともに 146N/mm² であった。

c) ウェブの 45°・90° 方向の引張・圧縮強度は 0° 方向の 30~50% であった。

d) 引張・圧縮の弾性係数は各方向とも概ね等しい。フランジ 0° 方向の引張・圧縮弾性係数はそれぞれ 37.6kN/mm²・39.1kN/mm² であり、コンクリートの弾性係数と同等程度である。

4. はりの曲げせん断試験

4.1 試験概要

曲げせん断試験に用いた GFRP はり部材はスパン 4000mm, 2000mm の 2 タイプとした。供試体の種類を表-3 に示す。スパン 4000mm のタイプは、せん断スパン比 (a/h) が 2.83 で、曲げ卓越タイプとし、鉛直方向および水平方向の変位と各部位のひずみを計測しながら、载荷スパンが 600mm の 4 点曲げ漸増载荷試験を実

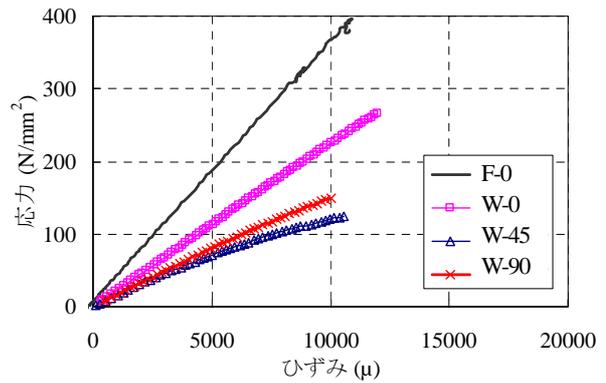


図-7 応力-ひずみ関係 (圧縮)

表-3 供試体種類

Type	スパン (mm)	せん断スパン比 (a/h)	载荷点垂直補剛材の有無
4000A	4000	2.83	無
4000B			有
2000A	2000	1.67	無
2000B			有

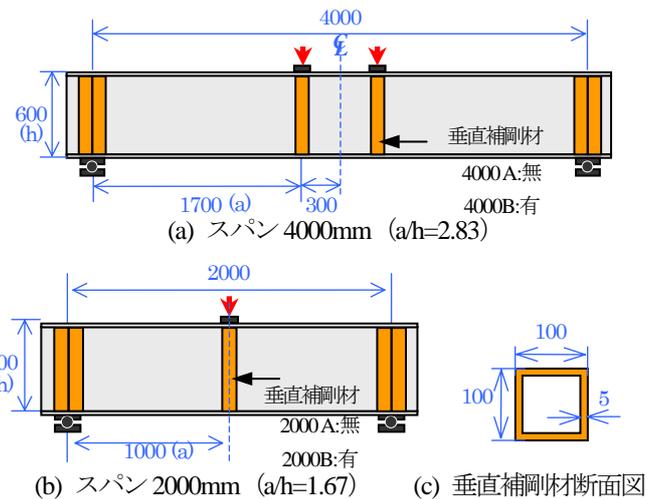


図-8 曲げせん断試験供試体図 (単位: mm)



写真-5 供試体設置図

施した。スパン 2000mm のタイプは、せん断スパン比が 1.67 で、せん断卓越タイプとし、スパン中央集中点漸増荷重試験を実施した。スパン 4000mm と 2000mm の両タイプとも、両支点上のみに箱型断面(100×100mm)の GFRP 垂直補剛材をエポキシ樹脂接着剤で接着した供試体を 4000A, 2000A とし、両支点上に加えて荷重点にも垂直補剛材を設置し荷重点における面外変形抑制を図った供試体を 4000B, 2000B とした。曲げせん断試験供試体図を図-8 に、試験装置への供試体設置図を写真-5 に示す。

4.2 試験結果

(1) 変形および破壊性状

a) スパン 4000mm タイプ

荷重点に垂直補剛材を設置していない 4000A は、 $P=253\text{kN}$ で支点部の垂直補剛材とウェブ間の接着面において、エポキシ樹脂接着剤の剥離音が発生し、 $P=294\text{kN}$ で荷重点位置のウェブに面外座屈が起こり始めた。 $P=352\text{kN}$ で座屈によって荷重点位置のウェブと上フランジの接合部が引抜き方向の割れを伴い、大きな破壊音と共に脆性的に破壊した。4000A の破壊状況を写真-6 に示す。供試体の表裏共に表層の CSM 層のひび割れが、引抜き方向に沿って約 80mm に渡り発生していた。増田ら³⁾が実施した高さ 200mm、幅 140mm の H 形断面 GFRP4 点曲げ試験においても、供試体は荷重点付近の上フランジとウェブの結合部において破壊し、解析によって上フランジとウェブの結合部を中心に回転による力(座屈)が発生していたと検証されている。また、山田ら⁴⁾が行った箱形断面 GFRP3 点曲げ試験において、供試体は圧縮側フランジの局部座屈の発生直後に、引抜き方向に沿うき裂を生じ破壊したと報告されている。同じく、Prakash Kumar⁵⁾らは箱形断面 GFRP4 点曲げ試験を行い、供試体は圧縮側フランジの局部座屈を生じ、フランジとウェブの分離が促され、フランジとウェブの接合部に割れを生じたとしている。これらの既往研究と今回の曲げ試験の破壊性状は酷似してお

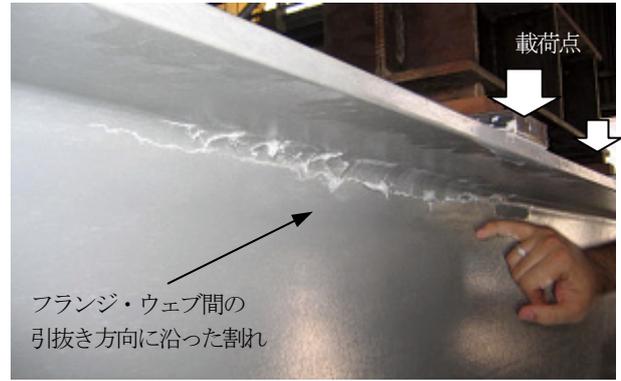


写真-6 4000A の破壊状況

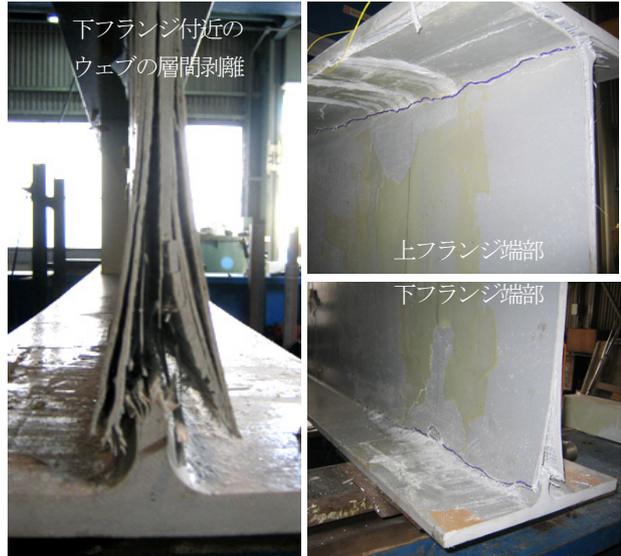


写真-7 4000B の破壊状況

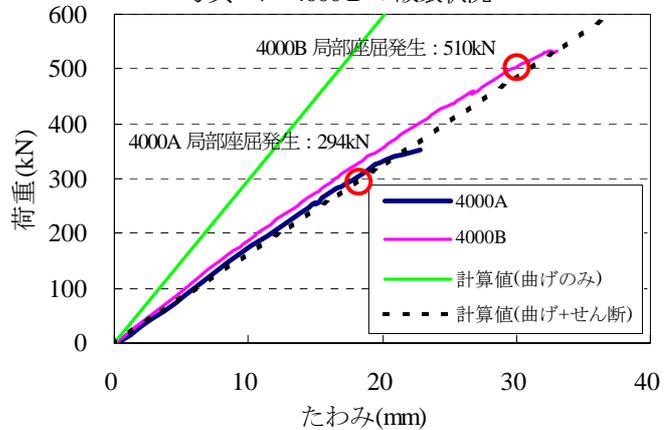
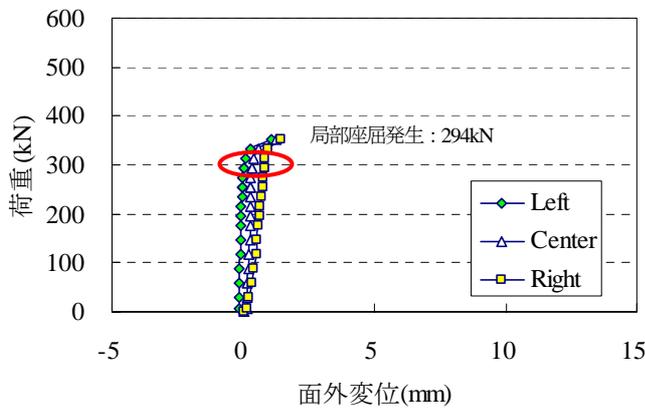
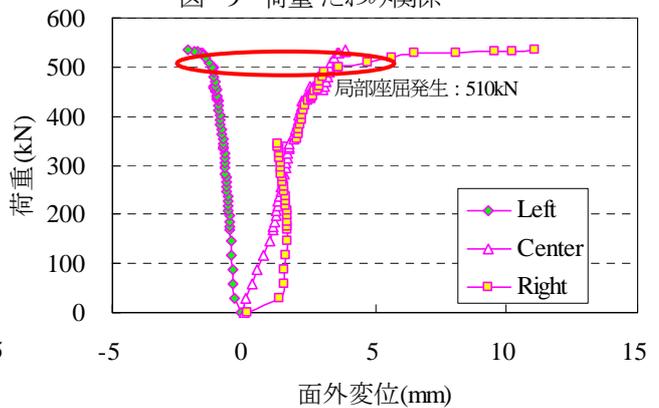


図-9 荷重-たわみ関係



(a) 4000A



(b) 4000B

図-10 荷重-面外変位関係

り、いずれも破壊は荷重点付近の圧縮側領域で発生し、局部座屈による変形が先行して引抜き方向に割れ（き裂）を生じて破壊に至っている。

荷重点に垂直補剛材を設置した 4000B は、 $P=150\text{kN}$ でエポキシ樹脂接着剤の剥離音が発生し、 $P=344\text{kN}$ で荷重点位置からスパン 1/4 にかけてウェブと上フランジの間で引抜き方向に白いき裂が発生した。 $P=510\text{kN}$ でスパン 1/4 位置のウェブに座屈が起り始め、 $P=534\text{kN}$ で支点部位置に設置した垂直補剛材が完全に剥離して座屈が発生し、その衝撃で端部の上下フランジとウェブが層間剥離して破壊した。4000B の破壊状況を写真-7 に示す。

4000A および 4000B のスパン中央における荷重-たわみ関係を式(1)での計算値と合わせて図-9 に示す。ここでのたわみ計算値は、I-600 のフランジとウェブそれぞれの引抜き方向の引張弾性係数を用いて等方性連続体と仮定し、初等はり理論で算出した値である。また、せん断変形によるたわみの項を追加し、その影響を考慮した。

$$\delta = \frac{Pa(3l^2 - 4a^2)}{48EI} + \frac{Pa}{k \cdot 2GA} \quad (1)$$

ここで

- δ : たわみ (mm), P : 荷重 (N)
- a : せん断スパン長 (mm), l : スパン長 (mm)
- E : 弾性係数 (N/mm^2)
- I : 断面 2 次モーメント (mm^4)
- G : せん断弾性係数 (N/mm^2), A : 断面積 (mm^2)
- k : I 形断面の形状係数

$$k = \frac{5(1 + 3m)^2}{6 + 36m + 75m^2 + 45m^3 + 15n^2(m + m^2)} \quad (2)$$

$$\text{ここで, } m = \frac{2bt_f}{ht_w}, \quad n = \frac{b}{h}$$

b : フランジ幅 (mm), h : 高さ (mm)

t_f : フランジ厚 (mm), t_w : ウェブ厚 (mm)

式(2)⁸⁾において k は、等方性材料における I 形断面の形状係数である。形状係数は、材料の積層構成や層厚などによって変化し、一般的には異方性材料は等方性材料と異なる。しかし、異方性度が低い場合などは、等方性材料の形状係数に近い値となる⁹⁾。本断面形状の場合、形状係数は 0.376 となった。

同図において、式(1)右辺第 1 項のみの曲げによるたわみについては、計算結果は実験結果を過小評価することがわかった。これに対して、式(1)右辺第 2 項のせん断変形によるたわみを加えた計算値は、実験値によく一致していることから、はりの曲げせん断変形評価に対しては、せん断変形の影響を考慮して剛性を評価する必要がある

と考えられる。はり部材の曲げ剛性評価に対して、弾性範囲内で鋼部材と同様の取扱いが可能であると考えられる。

4000A の初期座屈発生荷重 $P=294\text{kN}$ に対し、4000B では $P=510\text{kN}$ となり垂直補剛材の設置により大幅な座屈抑制効果が確認できた。図-10 に荷重-面外変位関係を示す。面外変位の計測位置は、スパン中央および両支点の位置の上フランジである。同図より、4000A では初期座屈発生後 ($P=294\text{kN}$) 次第に面外変位が増大し、破壊時点 ($P=352\text{kN}$) で全ての計測点において一挙に 0.5mm 程度変位した。4000B では、初期座屈発生 ($P=510\text{kN}$) 前後から次第に面外変位が増大し、破壊時点 ($P=534\text{kN}$) で右側の計測点において一挙に 8mm 程度変位し破壊に至った。

b) スパン 2000mm タイプ

荷重点に垂直補剛材を設置していない 2000A は、 $P=95\text{kN}$ で支点部の垂直補剛材とウェブの接着面でエポキシ樹脂接着剤の剥離音が発生し、 $P=196\text{kN}$ で荷重点位置のウェブに座屈が生じ始めた。 $P=255\text{kN}$ で座屈により荷重点位置のウェブと上フランジの接合部が引抜き方向の割れを伴い、大きな破壊音と共に脆性的に破壊した。2000A の破壊状況を写真-8 に示す。供試体の表裏共に表層の CSM 層のひび割れが、引抜き方向に沿って約



写真-8 2000 A の破壊状況



写真-9 2000 B の破壊状況

70mmに渡り発生していた。

載荷点に垂直補剛材を設置した2000Bでは、 $P=120\text{kN}$ で載荷点位置の垂直補剛材とウェブの接着面でエポキシ樹脂接着剤の剥離音が発生し、 $P=406\sim 431\text{kN}$ で載荷点位置の垂直補剛材とウェブを接着したエポキシ樹脂接着剤にき裂が発生・進展し座屈し始めた。 $P=471\text{kN}$ で載荷点位置に設置した垂直補剛材が破壊し、同部で局部座屈が発生してウェブと上フランジの接合部が引抜き方向の割れを伴い、大きな破壊音と共に脆性的に破壊した。2000Bの破壊状況を写真-9に示す。

2000Aおよび2000Bのスパン中央における荷重-たわみ関係を、式(1)での計算値と合わせて図-11に示す。ここでのたわみ計算値は、スパン4000mmタイプと同様にI-600のフランジとウェブそれぞれの引抜き方向の引張弾性係数を用いて等方性連続体と仮定し、初等はり理論で算出した値である。また、せん断変形によるたわみの項を追加し、その影響を考慮した。4000mmタイプと同様に、せん断変形の影響を考慮した場合の計算値と実験値は良く一致しており、せん断スパン比の小さな2000mmタイプも、剛性を評価する際にせん断変形の影響を考慮すれば、鋼部材と同様の取扱いが可能であると考えられる。

2000Aの初期座屈発生荷重は $P=196\text{kN}$ に対し、2000Bでは $P=406\text{kN}$ となり、スパン4000mmのタイプと同様に垂直補剛材の設置により大幅な座屈抑制効果が確認できた。図-12に、同様の計測位置での荷重-面外変位関係を示す。同図より2000Bは、初期座屈発生($P=406\text{kN}$)後スパン中央の計測点と右側の計測点において大きく変位し破壊に至っている。(左側の計測点は計測不良)

(2) ひずみ性状

4000A, Bのスパン中央部断面引抜き方向の曲げひずみ分布図を図-13にそれぞれ示す。同図より4000Aでは、初期座屈発生時点($P=300\text{kN}$)付近までは、断面高さ方向に平面保持則がほぼ成立しているといえる。4000Bについても同様に、初期座屈発生時点($P=500\text{kN}$)付近までは、ほぼ平面保持は成り立ち、その後は曲げひずみ図

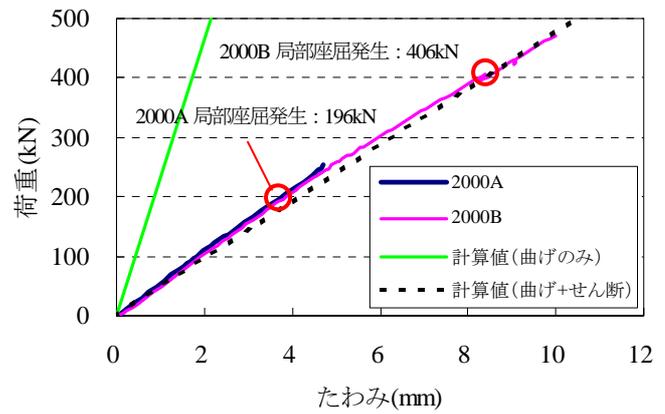
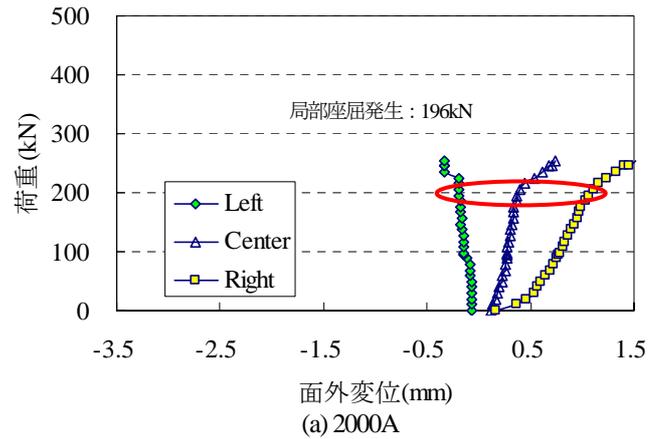
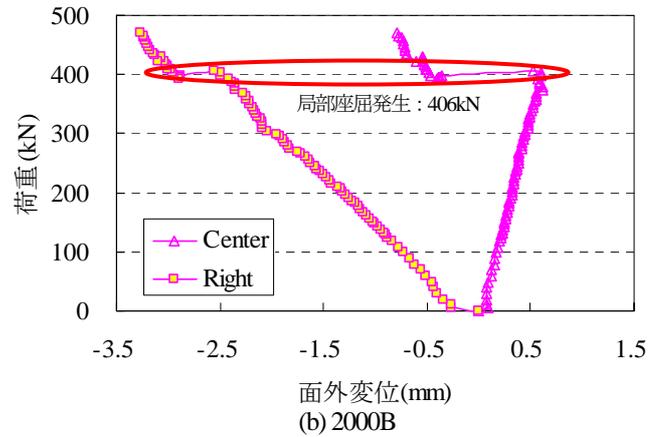


図-11 荷重-たわみ関係

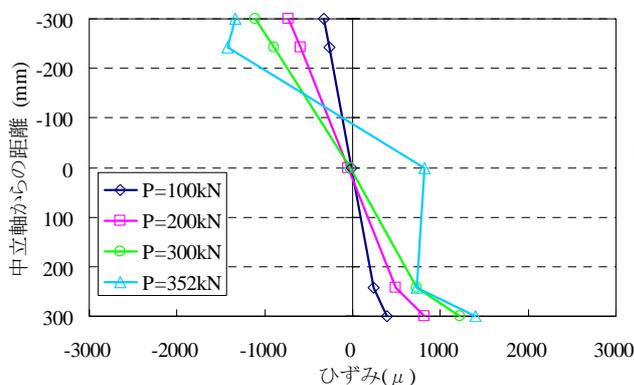


(a) 2000A

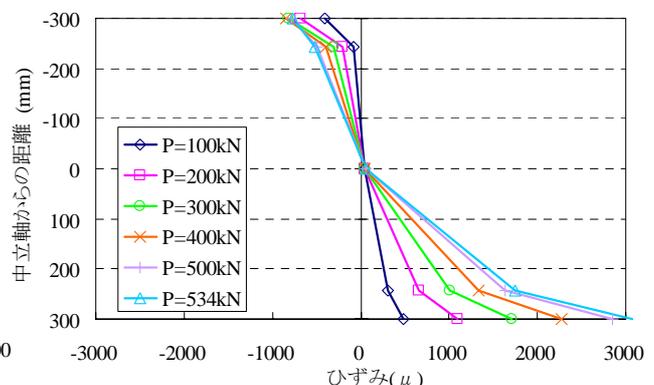


(b) 2000B

図-12 荷重-面外変位関係



(a) 4000A



(b) 4000B

図-13 スパン中央の曲げひずみ分布図

の線形が失われ始めた。断面上下のフランジひずみがウェブひずみの延長よりやや大きくなっているのは、せん断遅れ現象の影響かと推測される。データ数が少なくばらつきが大きいものの、本試験のフランジ幅方向のひずみ分布より、一部せん断遅れ現象が確認されている。図-13(b)において、4000B の断面上部のひずみが、下部に比して小さいのは載荷点に設置した垂直補剛材の影響と考えられる。

上下フランジの終局ひずみは、図-13(a)より、4000A で1339 μ および1396 μ であり表-2に示すそれぞれの圧縮・引張の強度と弾性係数から算出される終局ひずみの14%および13%で、材料強度の10%程度である。図-13(b)より、4000B では、上下フランジの終局ひずみが774 μ および3071 μ であり、それぞれの圧縮・引張の強度と弾性係数から算出される終局ひずみの8%および28%となり、下フランジでは4000A に比して約45%増加したものの、材料強度の30%に満たない値である。

2000A, B の載荷点および載荷点から両支点側600mm位置のウェブ中央位置における荷重-最大せん断ひずみ関係を図-14に示す。2000B については、載荷点位置に垂直補剛材を設置しているため、100mm 横にずらした位置のひずみである(2000B 載荷点位置のひずみは、400kN 付近で計測不能)。2000A については、196kN 付近で始まった載荷点位置の局部座屈によって、ひずみが顕著に大きくなった。2000A における最大せん断ひずみは、最大荷重時点で3600 μ 程度であり、これは材料強度試験から得られるせん断ひずみの30%程度であった。同様に、2000B についても最大荷重時点で7100 μ 程度であり、材料強度試験から得られるせん断ひずみの58%程度であった。せん断ひずみについても、材料強度に達する以前に局部座屈によって破壊に至っていたことが確認できた。

4000B, 2000B の主ひずみ分布図を、図-15, 図-16にそれぞれ示す。同図に示す主ひずみ分布は、青線・赤線がそれぞれ最大・最小主ひずみを表し、主ひずみの大きさと方向を示している。4000B は、図-15において、せん断スパン内で載荷点から支点までの力の流れが確認できる。異方性を有するGFRPであるが、使用状態下では、繊維配向直角方向でも連続性が保たれ、鋼材やコンクリート材と同様にスムーズに力が流れている。また、実験における終局時に局部座屈が卓越した支点側(図-15(b)では右側)の主ひずみが顕著に増大していることが確認できる。

2000B も同様にせん断スパン内でのスムーズな力の流れが確認でき、使用状態下での連続性が保持されているといえる。また、実験における終局時に局部座屈が発生した載荷点位置(写真-9, 図-16(b)では右側)の主ひずみが顕著に増大していることが確認できる。

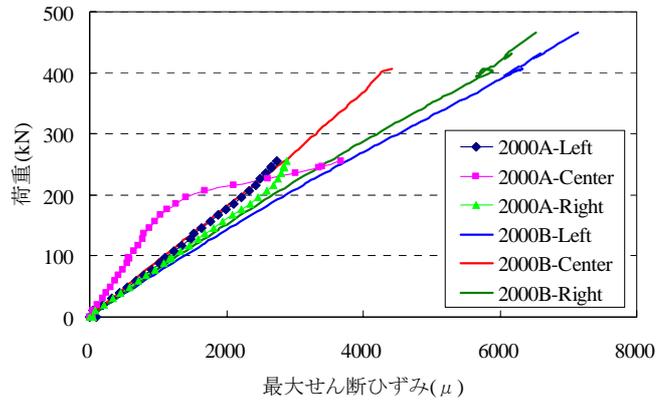


図-14 ウェブ中央の荷重-最大せん断ひずみ関係

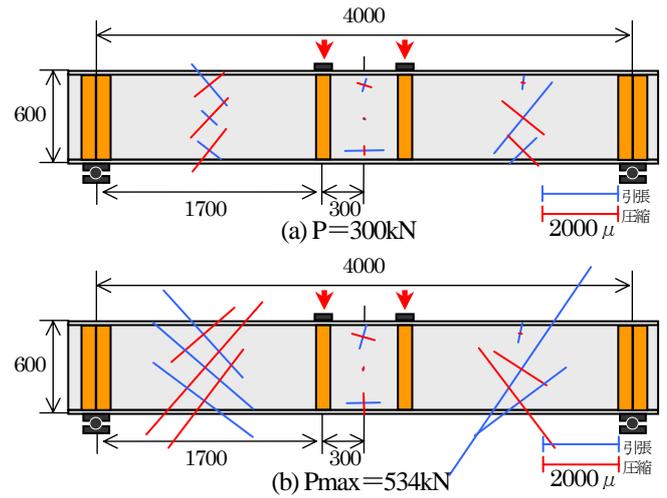


図-15 4000B の主ひずみ分布図

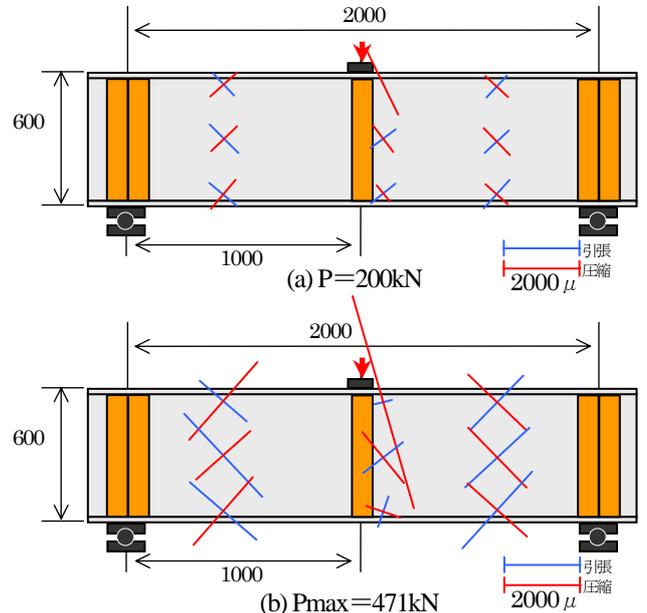


図-16 2000B の主ひずみ分布図

表-4 実験値および計算値 単位:kN

Type	実験値		計算値	
	局部座屈耐力	終局耐力	せん断座屈耐力	終局曲げ耐力
4000A	294	352	375	1540
4000B	510	534	409	
2000A	196	255	399	2618
2000B	406	471	505	

(3) 座屈耐力および終局耐力

ウェブの面外変形抑制のために載荷点に垂直補剛材を配置した 4000B は、4000A に比べ終局耐力が 1.52 倍に向上し、2000B は、2000A に比べ 1.85 倍に向上し、載荷点への垂直補剛材の設置が期待通り耐力向上に貢献することが明らかになった。

局部座屈耐力および終局耐力の実験値および計算値を表-4 に示す。また、局部座屈の計算値は、鋼プレートガーダーの腹板を対象とした弾性せん断座屈応力¹⁰⁾に基づき、I-600 ウェブについて算出した。終局曲げ耐力の計算値は、フランジとウェブそれぞれの引抜き方向の引張弾性係数を用いて等方性連続体と仮定し、材料強度まで座屈を生じないとして、初等はり理論で算出した。

終局曲げ耐力は、スパン 4000mm、2000mm のタイプともに計算値が実験値を大きく上回った。これは、I-600 が材料強度に達する前に、局部座屈により破壊に至っているためであり、その材料強度を十分活かしていないと言える。したがって、垂直補剛材の設置あるいは座屈剛性の高い断面形状など、本来の材慮強度を活かすような改善策の検討が必要であると考えられる。また、座屈耐力については、ばらつきが大きく、定量的に精度良く評価できているとは言えないものの、実験値を定性的に概ね把握できたと考えられる。今後、さらに精度良く座屈耐力を評価する手法について検討が必要である。

5. まとめ

本研究では、国内最大となる I 形断面の GFRP 引抜き成形よりの材料強度特性を把握するとともに、はり部材の曲げせん断特性を把握するために一連の載荷試験を行い、垂直補剛材による局部座屈抑制効果についても検証した。

本研究で得られた成果を以下に示す。

- (1) GFRP 引抜き成形より I-600 から試験片を切出し実施した材料強度試験において、異方性を有する複合材料である I-600 の材料力学特性を詳細に把握できた。
- (2) 材料試験片の主要な破壊性状は、繊維と樹脂マトリックス間および層間の樹脂マトリックスの界面破壊であった。
- (3) 部材レベルでの挙動を検証したはり部材の曲げせん断試験において、載荷点付近の圧縮領域に生じる局部座屈によって部材の破壊が生じ、材料強度の 10%~30%で終局に至っていることが明らかになった。
- (4) 垂直補剛材を設置し載荷点の局部座屈を抑制した場合、設置しない場合に比べ終局耐力が 1.52~1.85 倍に向上し垂直補剛材の設置が座屈抑制に大きな効果があることが確認された。

- (5) はり部材の終局耐力は、材料強度まで座屈を生じないとしたはり理論では、実験値を評価できないが、既往の鋼プレートガーダーの弾性せん断座屈応力評価式を用いた場合、実験値を定性的に概ね把握できた。
- (6) 実質的な GFRP 材の適用範囲である局部座屈発生前の弾性挙動に対しては、鋼材やコンクリート材と同様に連続弾性体としてはり理論を適用した設計上の取扱いが可能であると考えられる。

今後は、実験で明らかになった耐荷機構および破壊モードについて解析的検討を進め、局部座屈防止のための適切な断面形状や垂直補剛材の配置間隔の検討を行い、材料強度をより活かせる検討を行う必要がある。また、局部座屈に対応した終局耐力の算定手法についても検討していく予定である。

参考文献

- 1) Hino,S.,Abdullah,B.:Behavior of GFRP Pultruded I-600 Beam Under Static and Fatigue Loadings,Journal of Structural Engineering,JSCE,Vol.51A,pp.1267-1274,2005.
- 2) Thomas Keller,Aixi Zhou:Fatigue behavior of adhesively bonded joints composed of pultruded GFRP adherends for civil infrastructure applications,Composites Part A:Applied Science and Manufacturing 37,pp.1119-1130,2006.
- 3) 増田祐介, 三上修一他: ガラス繊維強化プラスチック(GFRP)接合部の強度特性に関する研究, 土木学会第 57 回年次学術講演会講演概要集, I-669, pp.1337-1338, 2002.
- 4) 山田聖志: 連続引抜き成形 FRP 箱形構造部材の載荷実験と局部座屈耐力, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 20219, pp.437-438, 1995.
- 5) Prakash Kumar and K.Chandrashekhara:Testing and Evaluation of Components for a Composite Bridge Deck,Journal of Reinforced Plastics and Composites,Vol.22, No.5,pp.441-461,2003.
- 6) 宮入裕夫: 複合材料入門—基礎と応用—, 裳華房, 1997
- 7) 社団法人 強化プラスチック協会:FRP 構造設計便覧, 1994.
- 8) 土木学会: 構造力学公式集, 1986.
- 9) James M.Whitney:Structural Analysis of Laminated Anisotropic Plates, Technomic Publishing Comany,1987.
- 10) 土木学会: 座屈設計ガイドライン, 1987.

(2007 年 9 月 18 日受付)