

約20年間暴露されたGFRP引抜成形箱形断面部材に対する残存曲げ性能の実験的評価

辰田 翔太¹・北根 安雄²・日比 英輝³・
佐藤 顕彦⁴・杉浦 邦征⁵・西崎 到⁶

¹ 学生会員 京都大学大学院 工学研究科社会基盤工学専攻 (〒615-8540 京都市西京区京都大学桂)

E-mail: tatsuta.shouta.47e@st.kyoto-u.ac.jp (Corresponding Author)

² 正会員 京都大学大学院准教授 工学研究科社会基盤工学専攻 (〒615-8540 京都市西京区京都大学桂)

E-mail: kitane.yasuo.2x@st.kyoto-u.ac.jp

³ 正会員 株式会社ヒビ代表取締役 (〒503-1337 岐阜県養老郡養老町直江 613-1)

E-mail: hidekey@hibi-frp.co.jp

⁴ 学生会員 京都大学大学院 工学研究科社会基盤工学専攻 (〒615-8540 京都市西京区京都大学桂)

E-mail: sato.akihiko.45m@st.kyoto-u.ac.jp

⁵ 正会員 京都大学大学院教授 工学研究科社会基盤工学専攻 (〒615-8540 京都市西京区京都大学桂)

E-mail: sugiura.kunitomo.4n@st.kyoto-u.ac.jp

⁶ 正会員 (国研)土木研究所 先端材料資源研究センター (〒305-8516 つくば市南原 1-6)

E-mail: nishizaki-i553jp@pwri.go.jp

GFRP 引抜成形材は土木構造部材として広く用いられているが、長期暴露後のデータが少なく耐久性が不明確なことが、主要構造部材としての普及を妨げる一因となっている。本研究では、長期暴露後の GFRP 引抜成形部材の残存性能を明らかにすることを目的に、約 20 年間屋外暴露された GFRP 引抜成形角パイプ及び同期間室内保管されていた同パイプを対象に、静的 4 点曲げ試験を行うことにより残存曲げ性能を明らかにした。また、長期暴露後においてもチモシェンコのはり理論により変形挙動を概ね評価可能であることを確認した。さらに、曲げ耐荷力を局部座屈応力の計算値や初等はり理論を用いて計算される破壊荷重と比較し、暴露後の供試体においては、載荷に伴う角部の破壊進行により回転拘束効果が低下し局部座屈耐荷力が小さくなる可能性を示した。

Key Words: GFRP pultruded member, long-term exposure, bending, local buckling

1. はじめに

FRP (Fiber Reinforced Polymer) は、樹脂を母材、繊維を強化材に用いた複合材料であり、強度や弾性係数などの機械的特性だけでなく、軽量性や耐食性などの機能的特性にも優れている。FRP はこれらの利点から、航空機、船舶、自動車などの分野における用途の比率が大きい¹⁾。一方、土木構造物においては、既設構造物の補修・補強材としての利用が中心であり²⁾、主要構造部材としては水門や歩道橋などにおいて適用される例があるが^{3,4)}、これらの施工件数は、鋼・コンクリート製構造物と比べるとごく僅かなものに留まり、あまり普及していないのが現状である。

FRP を土木構造部材として用いる際には、大きな断面を経済的に得られることと、ガラス繊維が他の繊維と比べ安価に入手できることから、GFRP 引抜成形材が用いられることが多い。しかし、土木構造部材としての FRP の適用は比較的歴史が浅いため、長期間暴露データが限られており、加えてそのデータもハンドレイアップ成形やプレス成形によるものがほとんどであるため、引抜成形品の長期暴露データは少ない¹⁾。このような耐久性の不明確さも、国内における FRP を用いた土木構造物の普及を妨げている原因の一つである^{4,5)}。

GFRP 引抜成形材の暴露試験としては、西崎らが 10 年間の暴露試験を実施し、その結果無塗装の暴露供試体において引抜方向の引張強度が最大 17%低下したことを報

告している⁹⁾。また、著者らも先行研究において、GFRP引抜成形材の長期間における暴露試験データの蓄積を目的に、約20年間暴露されたGFRP引抜成形材の残存力学性能について研究を実施し⁷⁾、その結果、無塗装の暴露供試体において、引抜方向の引張強度が最大50%低下していることを明らかにした。しかし、構造部材としてFRPを適用する場合は、材料としてだけでなく部材としての残存性能も把握する必要がある。

本研究では、長期暴露されたFRPの部材曲げ性能に着目し、土木研究所において約20年間暴露された引抜成形GFRP角パイプについて、静的4点曲げ載荷試験を通じて暴露後の残存曲げ剛性及び耐荷力を調べた。なお、用いた引抜成形材には塗装などの表面保護層が設けられていないことを付記しておく。

2. 供試体

(1) 概要

本研究で用いる供試体は、土木研究所つくば屋外暴露場（茨城県つくば市）で、約20年間屋外暴露された無塗装の引抜成形GFRP角パイプ（AGCマテックス製、KP40）及び同期間室内に保管されていた同パイプである。以降、暴露されたKP40を暴露供試体、未暴露のKP40を未暴露供試体と呼称する。供試体は長手方向を南北に向け、水平に対して約5度の角度で南向きに下向き傾斜をつけて架台に固定され、暴露された。試験期間は1997年4月から2021年11月までの24.6年間（先行研究⁷⁾において報告したKP40暴露供試体のみ約1年早期に回収）である。実施環境は、2011年における平均気温が14.5℃、年間積算紫外線量が246MJ/m²、年間降水量が1835mmである。供試体の外観写真を図-1に、寸法及び各面名称を図-2に示す。面名称には、未暴露供試体には大文字、暴露供試体には小文字のアルファベットを図-2のように割り振った。暴露供試体の暴露面をa面、設置面をb面と称している。供試体に使用された樹脂はビニエステル樹脂（VE）、繊維はガラス繊維であり、積層構成は中心部にロービング（ROV）が0度方向（引抜方向）に引き揃えられ、表層部にコンティニュアスストラ



図-1 供試体（上が暴露あり，下が暴露なし）

ンドマット（CSM）が配置されている。また、未暴露供試体における各面の繊維体積含有率を表-1に示す。表-1に示す繊維体積含有率は、JIS K7052⁸⁾に従い焼成試験で求められた値である。またCSM及びROVの繊維割合は、繊維の配分を確認するための焼成試験の結果から算出される値を示している。

(2) 外観観察

対象の暴露供試体は、同暴露条件の供試体が全13体存在し、これらの暴露供試体では外観上からa面において暴露程度に差が認められ、ROVが大規模に露出している供試体（以下、RLE供試体：Roving Large Exposure）、ROVが小規模に露出している供試体（以下、RSE供試体：Roving Small Exposure）、ROVの露出が認められない供試体（以下、RNE供試体：Roving No Exposure）に大別される。未暴露供試体（以下、NE供試体：No Exposure）、RLE供試体及びRSE供試体に対し、デジタルカメラ（RICOH防水コンパクトデジタルカメラWG-60）の顕微鏡モードを用い撮影した、A面及びa面の接写写真の例を図-3に示す。図-3に示す通り、NE供試体では樹脂の黄変や繊維の露出などは認められない。一方、暴露供試体a面では樹脂の黄変が生じており、さらにRSE供試体では、長さが20mm程度のROVの露出が一部に認められる。また、RLE供試体では、長さが40mm程度のROVの露出が供試体の一部に認められ、RSE供試体と比較すると、幅方向の規模も大きいことがわかる。FRPでは、荷重が作用する方向のガラス繊維が、その荷重をほとんど受け持つため、ROVの露出程度は、0度方向の弾性係数及び強度に影響すると予想される。

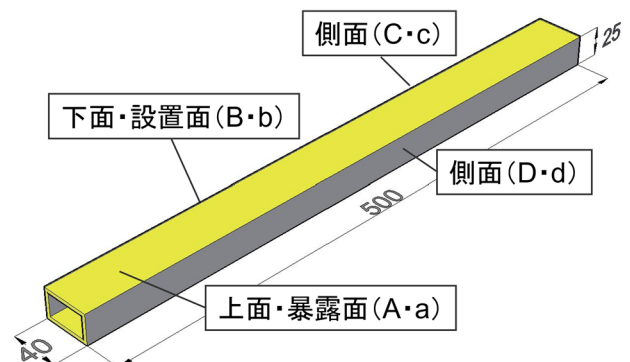
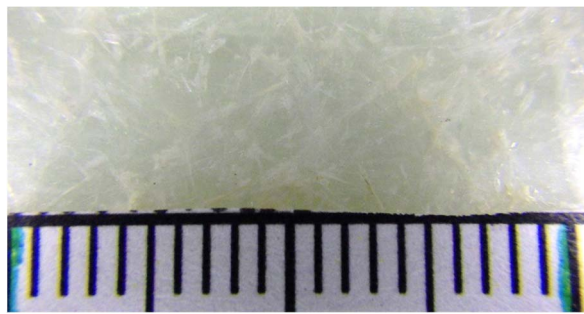


図-2 寸法及び面名称（単位：mm）

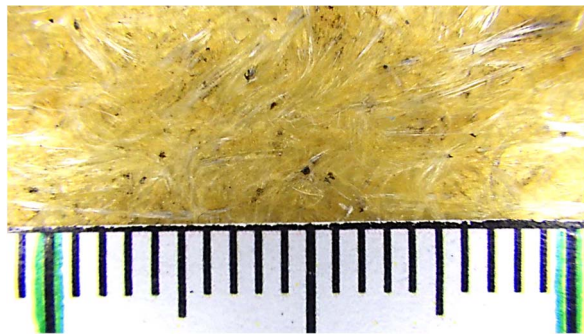
表-1 未暴露供試体の繊維体積含有率

面	全体の V_f	各繊維の V_f	
		CSM	ROV
A・B面	45.9%	9.4%	36.5%
C・D面	49.6%	10.1%	39.5%

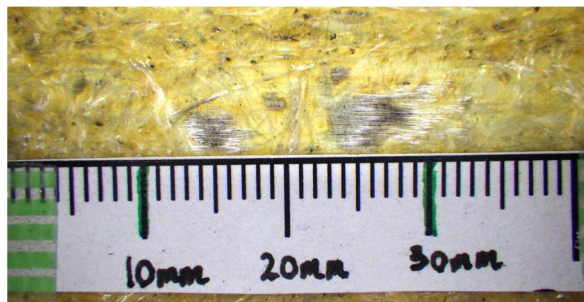
※ V_f ：繊維体積含有率



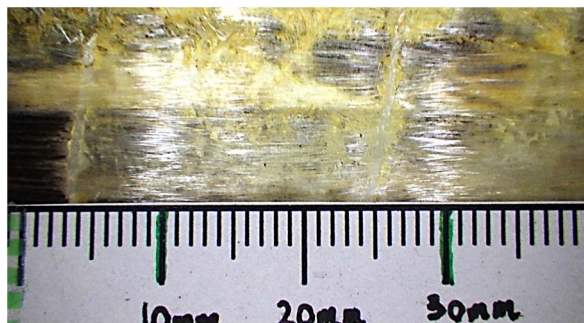
(a) NE 供試体



(b) RNE 供試体



(c) RSE 供試体



(d) RLE 供試体

図-3 各供試体における A 面及び a 面の接写写真

(3) 0 度方向引張特性

著者らは、過去に暴露供試体に対して引抜方向に対する一軸引張試験を行ったが⁷⁾、前回試験を行った暴露供試体は外観観察を行っていないため、外観観察結果と機械的特性の相関を調べる目的で RNE 供試体、RSE 供試体及び RLE 供試体を対象に追加で一軸引張試験を行った。クーポン試験片は過去同様に、図-2 に示す各面より

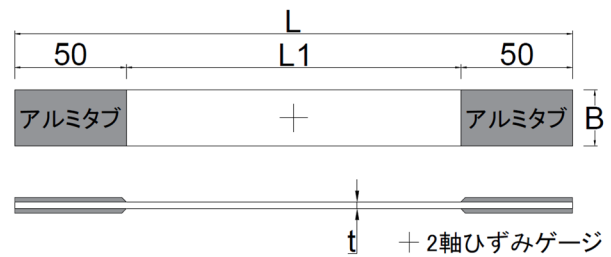


図-4 引張試験片形状

表-2 引張試験片寸法および試験片数

供試体	面	寸法 (mm)						試験片数
		L	L1	B (実測)	t (公称)	t (実測)		
						Ave.	CV	
NE	A・B	250	150	24.7	3	3.08	0.3%*	4
	C・D			14.9		3.14		4
RUE	a	250	150	25.1	-	2.63	-	2
	b			25.1		3.04	-	2
	c			15.0		3.13	-	2
	d			15.1		2.98	-	2
RNE	a	200	100	25.1	-	2.88	1.3%	2
	b			25.0		2.94	0.8%	2
	c			14.9		2.89	0.6%	2
	d			15.1		3.07	1.2%	2
RSE	a	200	100	25.1	-	2.60	1.6%	2
	b			25.1		3.13	0.6%	2
	c			15.3		2.86	0.7%	2
	d			15.0		3.05	1.2%	2
RLE	a	200	100	25.4	-	2.75	2.5%	2
	b			25.2		2.98	0.9%	2
	c			14.9		3.13	1.1%	2
	d			14.9		2.84	0.9%	2

*別の NE 供試体の A 面において計測された変動係数

切り出した。試験片形状を図-4 に、各試験片寸法及び試験片数を表-2 に示す。表-2 には以前行った、NE 供試体及び ROV の露出度を把握していない暴露供試体（以下 RUE 供試体：Roving Uncertain Exposure）も合わせて記載している。今回追加で試験を行った試験片では、暴露による板厚のばらつきを把握するために、長さ方向に 10mm 間隔で板厚の計測を行った。表-2 には、計測された板厚の平均値及び変動係数を、公称板厚と併せて記載している。ここで、実験を行った NE 供試体では、10mm 間隔の計測による板厚のばらつきは計測していないが、別の NE 供試体の A 面から引抜方向へ 100mm 切り出し、10mm 間隔で板厚を計測することによりそのばらつきを調べ、得られた変動係数を表中には併記している。NE 供試体 A 面における板厚の変動係数は 0.3% であり、ほとんどばらつきが認められなかった。一方暴露供試体では、a 面において 1.3%～2.5%、b 面において 0.6%～0.9%、c・d 面において 0.6%～1.2% の変動係数であり、いずれの面においても NE 供試体と比べ大きなばらつきを示した。加えて、RNE 供試体では c 面における変動係数が b 面に

おける変動係数よりわずかに小さいものの、全試験片において b 面、c・d 面、a 面の順に変動係数が大きくなる傾向が確認された。これは紫外線による樹脂の劣化や雨水・風による浸食が不均一な板厚の減少を生じ、板厚のばらつきに影響を及ぼしたものと予想される。また、RNE 供試体、RSE 供試体及び RLE 供試体の a 面における板厚の変動係数を比較すると、RNE 供試体、RSE 供試体、RLE 供試体の順に変動係数が大きくなることがわかり、外観上の ROV 露出程度差と板厚のばらつきに関連があると考えられる。しかし、一部の暴露供試体において、NE 供試体より板厚の大きい面を有することが確認された。これは対象供試体である KP40 では成形時の金型のズレにより、供試体ごとに初期板厚が異なっていたためと予想される。図-5 に暴露及び未暴露における KP40 の供試体端部において計測された、B (b) 面板厚—A (a) 面板厚関係を示す。図-5 より、未暴露・暴露ともに A (a) 面板厚と B (b) 面板厚には負の相関が見られることがわかる。また、暴露供試体 a 面では、NE 供試体と比べ暴露供試体は板厚が小さい。しかしながら、RLE の板厚が RNE より小さいことから分かるように、板厚と ROV の露出程度には相関が見られない。そのため、本研究で対象とした供試体では初期板厚の違いが支配的であり、板厚が小さいほど ROV が露出しているといった傾向は見られなかったと考えられる。一方で、暴露供試体 b 面においても同様に供試体ごとの板厚にばらつきが見られ、初期板厚の違いの影響が予想されるが、その板厚は概ね NE 供試体と同程度の分布範囲に位置し、b 面においてはほとんど板厚が変化していないと思われる。

一軸引張試験では、荷重及び 2 方向のひずみを計測した。ひずみは、試験片標線間中央位置の両面に 2 軸ひずみゲージを貼付することにより計測した。載荷試験には、

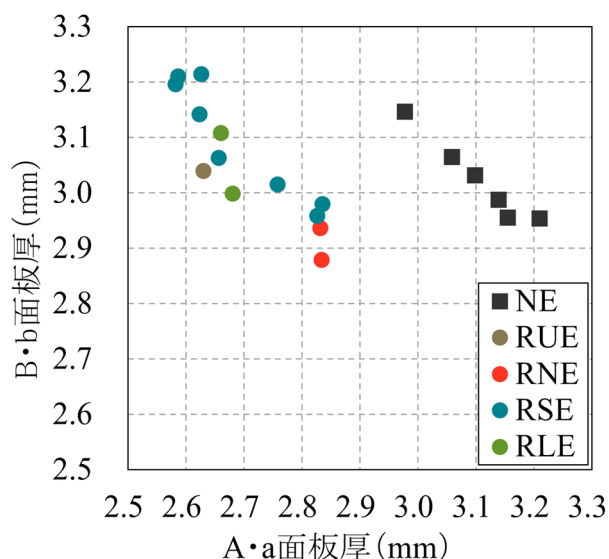


図-5 B (b) 面板厚—A (a) 面板厚関係

MTS 材料試験機 (最大荷重 500kN) を用い、JIS K7164⁹⁾ に従い載荷速度 1mm/min にて試験片が破壊し荷重が急激に低下するまで載荷した。試験片長さの違いにより、この載荷速度におけるひずみ速度は等しくないが、いずれの試験片においても弾性域内におけるひずみ速度は 80 μ e/sec $\sim$ 150 μ e/sec の範囲であった。また、引張強度、引張弾性係数、ポアソン比の算出も JIS K7164 に従った。

表-3 に引張強度、引張弾性係数、ポアソン比の結果を示す。各項目について試験片の平均値、変動係数、初期値 (NE 供試体) に対する比率 (以下、保持率) を示している。また、試験片名称は供試体と切り出し面を組み合わせで表記し、NE-AB など切り出し面が二つ書かれている供試体は、その二つの面における試験結果の平均値を表している。加えて、本供試体では前述した通り初期板厚にばらつきを有すること、引抜成形ではその成形法上、板厚のばらつきに関わらず繊維の含有量は一定であると予想されること、暴露供試体では板厚の減少が表層の CSM 層から生じ、CSM の含有量は供試体ごとに異なるものの、引抜方向の弾性係数及び強度への寄与率は ROV が支配的であると予想されることから、公称板厚 (3mm) を初期断面積の計算時に用いて算出された弾性係数及び強度も併せて示している。また、図-6 及び図-7 に、弾性係数及び強度の保持率、および NE 試験片とそれぞれの暴露試験片において両側 t 検定を行うことにより得られる P 値を示す。有意水準は 10% とした。

まず、初期値である NE 試験片の強度は、既往研究¹⁰⁾ で報告されている、板厚 8mm 設計繊維体積含有率 46% における引抜成形材の引張強度平均値 427MPa (エッジを除く) より高い値が得られたが、本研究で使用している供試体と同じ KP40 の A・B 面を対象とした材料 3 点曲げ試験¹¹⁾ では、約 700MPa と同程度の強度が得られていることが報告されている。これら強度の違いについての要因は明らかでないが、考えられる要因としては板厚が 3mm と薄いことにより、破壊時まで繊維に比較的均一に荷重が負荷されたことなどが考えられる。

暴露試験片の結果について述べる。実測板厚を用いて算出された暴露供試体 a 面における引張弾性係数は、RNE-a 試験片では保持率が 0.92 で有意な低下が認められるが、RSE-a 試験片では保持率が 1.03 及び RLE-a 試験片では保持率が 0.98 であり有意差は認められない。一方で、公称板厚を用いて算出された a 面における引張弾性係数では、RNE-a 試験片で保持率が 0.86、RSE-a 試験片及び RLE-a 試験片で保持率が 0.87 であり、いずれも有意な低下が認められた。これは、表-2 で示した通り RNE 供試体と RLE 供試体は b 面における板厚が大きく変わらないことから a 面の初期板厚は同程度であったと推測されるが、RLE-a 試験片では板厚の減少により表層の CSM が脱落し、引抜方向において高剛性の ROV 層が試験片内に

表-3 一軸引張試験結果

試験片	引張弾性係数						引張強度						ポアソン比	
	実測板厚で算出			公称板厚で算出			実測板厚で算出			公称板厚で算出				
	(GPa)	CV	E/E_0	(GPa)	CV	E/E_0	(MPa)	CV	F/F_0	(MPa)	CV	F/F_0	-	CV
NE-AB	35.3	3.1%	-	36.3	4.8%	-	717.3	1.4%	-	737.2	5.4%	-	0.307	6.3%
NE-CD	39.4	4.1%	-	41.2	5.5%	-	753.3	3.6%	-	787.5	1.4%	-	0.310	5.1%
RUE-a	33.1	1.8%	0.94	29.0	0.9%	0.80	358.5	4.3%	0.50	313.9	1.6%	0.43	0.263	11.3%
RUE-b	35.4	2.2%	1.00	35.8	1.5%	0.99	480.6	5.6%	0.67	486.8	5.0%	0.66	0.304	4.5%
RUE-cd	34.0	3.0%	0.86	34.6	4.6%	0.84	452.6	4.6%	0.60	461.0	5.7%	0.59	0.293	5.8%
RNE-a	32.5	1.4%	0.92	31.2	2.1%	0.86	389.6	6.0%	0.54	373.7	6.6%	0.51	0.307	3.2%
RNE-b	34.8	1.9%	0.98	34.1	1.3%	0.94	508.7	0.2%	0.71	499.0	0.4%	0.68	0.319	1.3%
RNE-cd	33.8	2.2%	0.86	33.5	1.6%	0.81	459.1	2.5%	0.61	455.8	4.8%	0.58	0.276	4.0%
RSE-a	36.4	0.9%	1.03	31.5	1.9%	0.87	398.1	1.2%	0.56	345.0	2.2%	0.47	0.282	2.7%
RSE-b	31.3	1.3%	0.89	32.7	1.4%	0.90	484.2	5.0%	0.68	505.8	5.1%	0.69	0.308	0.2%
RSE-cd	34.2	1.2%	0.87	33.7	3.8%	0.82	488.0	2.0%	0.65	481.2	4.6%	0.61	0.301	6.0%
RLE-a	34.6	3.1%	0.98	31.7	4.5%	0.87	318.5	1.7%	0.44	291.7	3.1%	0.40	0.327	5.2%
RLE-b	30.7	0.1%	0.87	30.5	0.6%	0.84	444.1	0.8%	0.62	440.7	0.2%	0.60	0.325	6.0%
RLE-cd	34.3	1.7%	0.87	34.2	6.4%	0.83	477.2	3.8%	0.63	467.1	8.1%	0.59	0.292	4.5%

※ E_0 : NE 供試体弾性率, F_0 : NE 供試体強度

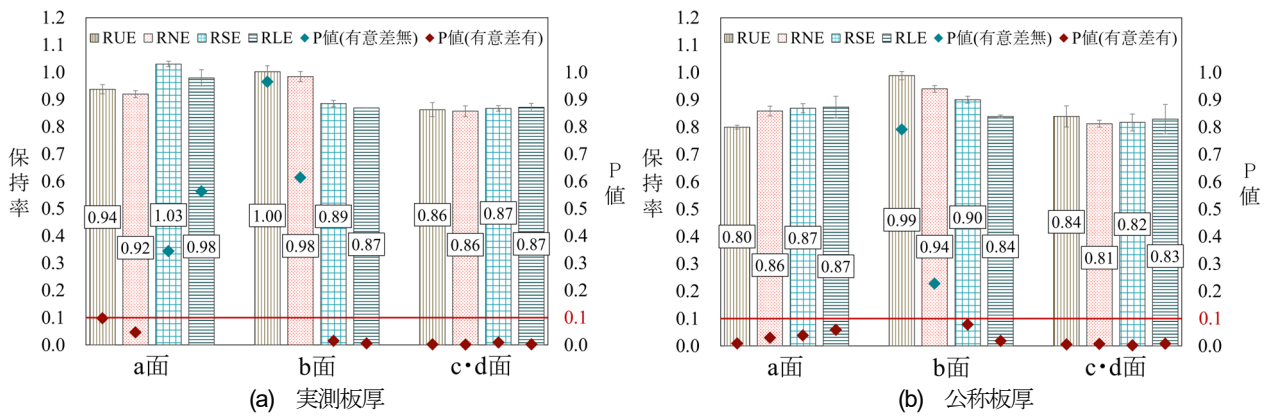


図-6 暴露試験片引張弾性係数保持率及び両側t検定結果

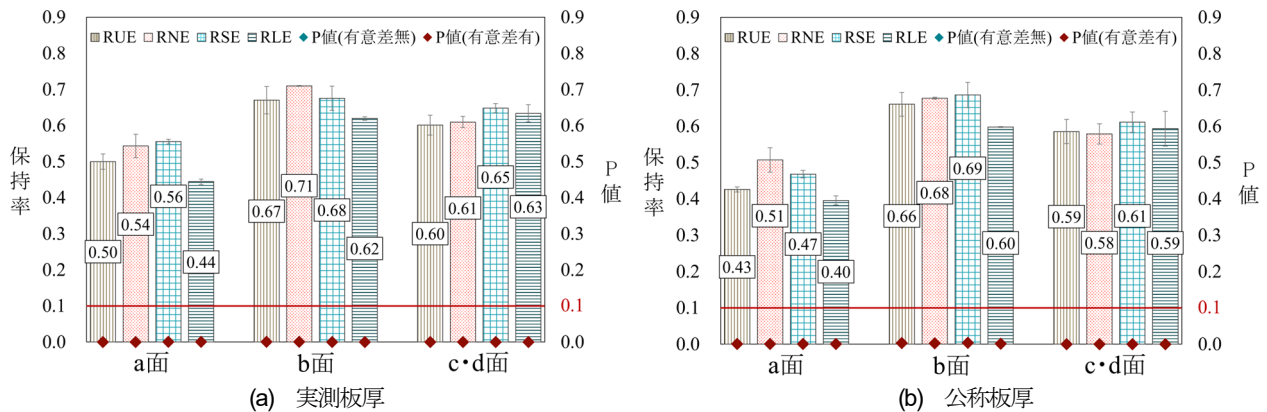


図-7 暴露試験片引張強度保持率及び両側t検定結果

占める割合が大きくなったため、実測板厚を用いた場合 NE 試験片との有意差が認められなかったと考えられる。また、RSE 供試体では b 面の板厚が他の暴露供試体より大きく、a 面の板厚が他の暴露供試体より小さいことから、金型のズレによる初期板厚の違いの影響が顕著に表れていたものと考えられる。このため実測板厚から算出

された弾性係数は RSE-a 試験片では大きく、RSE-b 試験片では小さく算出されたものと思われる。一方で、公称板厚を用いて算出された暴露供試体 a 面の弾性係数では、ROV の露出程度の違いに応じた保持率の差はほとんど認められず、弾性域内においては ROV の露出程度が劣化程度に与える影響は小さかったことが予想される。次

に、実測板厚を用いて算出された暴露供試体 b 面における引張弾性係数は、RNE-b 試験片では保持率が 0.98 で有意差が認められないのに対し、RSE-b 試験片では保持率が 0.89、RLE-b 試験片では保持率が 0.87 で有意な低下が認められた。この傾向は公称板厚を用いて算出した場合でも同様であったが、RNE 供試体、RSE 供試体及び RLE 供試体ではいずれも b 面に関する外観上の差異は認められず、暴露による b 面の弾性係数低下の原因は不明である。c・d 面においては実測板厚を用いて算出した場合、RNE 試験片、RSE 試験片及び RLE 試験片ともに保持率が 0.86～0.87、公称板厚を用いて算出した場合保持率が 0.81～0.83 であり、いずれも有意差が認められたものの、各暴露ケースの間に差が見られなかった。

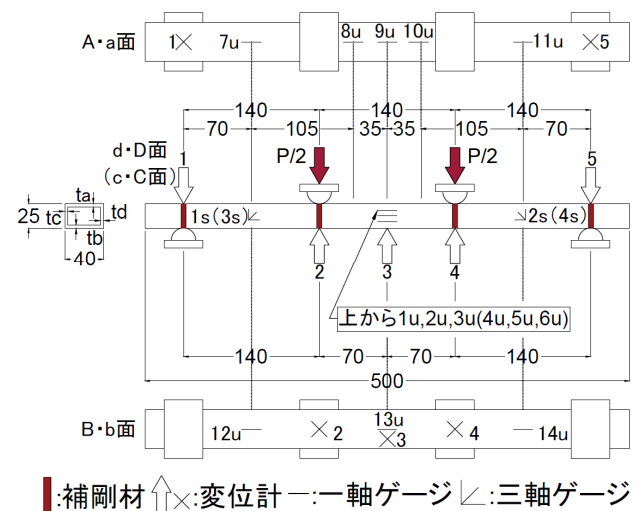
次に引張強度に関して述べる。実測板厚を用いて算出された暴露供試体 a 面における引張強度は、RNE-a 試験片では保持率が 0.50、RSE-a 試験片では保持率が 0.54、RLE-a 試験片では保持率が 0.44 といずれも有意な低下が認められたが、ROV の露出程度との相関は見られない。一方で、公称板厚を用いて算出した場合は、RNE-a 試験片で保持率が 0.51、RSE-a 試験片で保持率が 0.47、RLE-a 試験片で保持率が 0.40 と ROV の露出程度と相関が見られた。実測板厚で算出した場合に RSE-a 試験片における保持率が RNE-a 試験片における保持率より大きいのは、弾性係数同様、RSE-a 試験片の初期板厚の影響によるものと思われる。一方で、公称板厚を用いて算出した場合は、RNE-a 試験片、RSE-a 試験片、RLE-a 試験片の順に保持率が小さくなり、ROV の露出により紫外線や水分が ROV 層の樹脂と繊維により影響を与えていたことが予想される。次に、実測板厚を用いて算出された暴露供試体 b 面における引張強度は、RNE-b 試験片では保持率が 0.71、RSE-b 試験片では保持率が 0.68、RLE-b 試験片では保持率が 0.62 であり、公称板厚を用いて算出した場合は、RNE-b 試験片では保持率が 0.68、RSE-b 試験片では保持率が 0.69、RLE-b 試験片では保持率が 0.60 であり、いずれの算出方法でも RNE-b 試験片及び RSE-b 試験片では保持率が概ね同程度だが、RLE-b 試験片の保持率は小さい傾向がみられた。これについては弾性係数同様、b 面に関する外観上の差異は認められないため、原因が明らかでない。c・d 面においては実測板厚を用いて算出した場合、RNE 試験片、RSE 試験片及び RLE 試験片ともに保持率が 0.61～0.65、公称板厚を用いて算出した場合保持率が 0.58～0.61 であり、いずれも有意差が認められたものの、各暴露ケースの間に差が見られず、c・d 面においては全暴露供試体において ROV の露出が認められていないことから、この結果も外観上の判断と傾向が一致していると考えられる。

3. はり部材の残存曲げ耐荷特性

(1) 载荷方法及び計測項目

载荷は 4 点曲げにより行い、支間長 420mm に対して、せん断支間 140mm、曲げ支間 140mm とした。また用いる供試体は、2.2 で述べた NE 供試体を 2 体、RSE 供試体及び RNE 供試体を各 1 体ずつとした。図-8 に载荷条件及び変位とひずみの計測位置を示す。一般的に GFRP では圧縮強度が引張強度より小さいため、今回の試験においても上フランジの圧縮破壊、もしくはウェブのせん断破壊による終局と予想される。そのため、より安全側の評価とするために、暴露供試体において強度低下が大きい a 面が圧縮側となるように、A・a 面が上フランジ、B・b 面が下フランジ、C・c 面及び D・d 面がウェブとなるように設置した。また変位とひずみは、変位計 5 点（図中矢印 1~5）、三軸ゲージ 4 点（図中 1s~4s）、一軸ひずみゲージ 14 点（図中 1u~14u）により計測した。表-4 に用いた供試体の板厚を示す。ここで、表に記載されている板厚は端部において計測されたものであるため、2.3 の表-2 で述べた材料試験片に対する板厚計測結果から、暴露供試体の実際の板厚にはばらつきが予想されるが、今回は端部において計測された値を用いた。

今回対象となる KP40 では、暴露試験開始前に未暴露



※単位：mm，括弧付きの部分は c・C 面における貼付け位置

図-8 载荷条件及び計測位置

表-4 板厚寸法

供試体	板厚 (mm)			
	ta	tb	tc	td
NE-1	2.98	3.15	2.96	3.25
NE-2	3.10	3.03	3.02	3.12
RNE	2.83	2.88	2.99	2.91
RSE	2.58	3.20	3.02	2.94

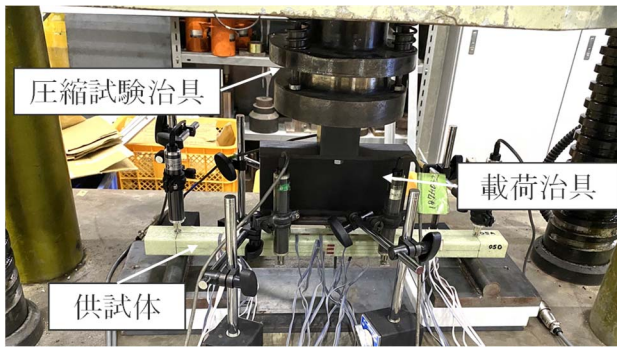


図-9 曲げ载荷実験供試体設置状況

供試体を対象に静的4点曲げ試験が行われている¹¹⁾。その際の試験条件は、各種支間長やウェブ、フランジとなる面に違いはあるものの、载荷点でのウェブの圧壊により終局に至っている。通常設計時には集中荷重が作用する箇所に補剛構造を施しこのような破壊は防止されると判断したため、今回は図-8に示すように、载荷点と支点に幅34.6mm、高さ19.6mm、奥行き約4.9mmのGFRPを補剛材として隙間なく嵌めこみ、設置した。载荷には万能試験機（東京衡機製、最大荷重1000kN）を用いた。また、実験は変位制御にて行い、供試体が破壊し終局に至るまで载荷を行った。ここで、载荷速度はマニュアル制御であるため、1.5~2.2mm/minと供試体ごとに違いが生じたが、いずれの供試体においても、弾性域内における支間中央部の圧縮ひずみ速度が70 μ e/sec以下となるように载荷した。

万能試験機への供試体設置状況を図-9に示す。両载荷点に荷重を均等に加えるため、载荷ばりを供試体の上に載せ、载荷治具の上から圧縮試験用の治具で押すことにより载荷した。载荷治具の重量による荷重は、ロードセル式はかり（島津製作所、WJ5K）により測定された質量が3.060kgであったことから、約30N程度であり、試験結果で述べる最大荷重の0.4%にも満たない。

(2) 面内材料定数の算出方法

試験により得られる荷重-たわみ関係及び最大荷重を、計算値と比較するために必要な面内材料定数の算出方法についてここで述べる。今回対象とした供試体では、各面において引抜方向の引張試験しか行っていないため、引抜方向の引張弾性係数、ポアソン比及び引張強度以外の材料定数は得られていない。そこで、その他の面内材料定数を以下の手順で算出する。なお、以降は1軸を部材軸方向、2軸を面内における部材軸直角方向とし、材料定数における数字の添え字は、その材料軸における値を表すものとする。また、等方性材料においては材料軸の添え字を省略する。さらに‘f’、‘m’及び‘c’をそれぞれ、繊維（ガラス）、マトリックス（樹脂）及び複合材

を意味する添え字として用い、記号の添え字はその材料における特性を表すこととする。計算に用いるガラス、及びビニエスエステル樹脂の弾性係数（ E ）及びポアソン比（ ν ）は既往の文献^{12,13)}を参考にし、せん断弾性係数（ G ）は式(1)に示す、等方性材料における E と ν の関係式から算出した値を用いる。これらの材料定数を表-5(a)に示す。

$$G = \frac{E}{2(1 + \nu)} \quad (1)$$

まず、表-1に示したCSM及びROVの体積含有率及び、デジタル顕微鏡（Koolertron, USB Digital Microscope Magnifier Video Camera）によって観察されるNE供試体の各層厚からそれぞれの層における繊維体積含有率（ V_f ）を算出する。その後、各層における面内材料定数を、CSM層では式(2a)~(2c)に示すPanの修正複合則¹⁴⁾から、ROV層では式(3a)~(3e)に示す複合則¹⁵⁾から算出する。これにより得られる結果を表-5(b)に示す。

$$(E_1)_c = (E_2)_c = \frac{E_f V_f}{\pi} + E_m \left(1 - \frac{V_f}{\pi}\right) \quad (2a)$$

$$(\nu_{12})_c = (\nu_{21})_c = \frac{\nu_f V_f}{\pi} + \nu_m \left(1 - \frac{V_f}{\pi}\right) \quad (2b)$$

$$(G_{12})_c = \frac{(E_1)_c}{2(1 + (\nu_{12})_c)} \quad (2c)$$

$$(E_1)_c = E_f V_f + E_m (1 - V_f) \quad (3a)$$

$$\frac{1}{(E_2)_c} = \frac{V_f}{E_f} + \frac{1 - V_f}{E_m} \quad (3b)$$

$$(\nu_{12})_c = \nu_f V_f + \nu_m (1 - V_f) \quad (3c)$$

$$(\nu_{21})_c = (\nu_{12})_c \cdot \frac{(E_2)_c}{(E_1)_c} \quad (3d)$$

$$\frac{1}{(G_{12})_c} = \frac{V_f}{G_f} + \frac{1 - V_f}{G_m} \quad (3e)$$

次に、各供試体における層厚を表-5(c)のように設定し、これと、表-5(b)に示した各層における面内材料定数を用いて、古典的積層板理論¹⁵⁾により、各供試体の E_2 及び、 G_{12} を算出する。なお、表-5(c)の層厚は、NE供試体においてはデジタル顕微鏡によって観察される層厚の平均値を、暴露供試体においては、NE供試体における外側のCSM層厚から、暴露供試体における減肉分の板厚を差し引いた値とした。その後、古典的積層板理論により得られる E_2 及び G_{12} と、引抜方向の引張試験から得られた E_1 及び ν_{12} を用いて、式(3d)により ν_{21} を算出する。なお、初期板厚の違いにより暴露供試体a面におけるROVの露出が同様の供試体であっても、実測板厚から算出される弾性係数は異なることが予想されるが、材料試験に用いた暴露供試体のb面における板厚と、静的4点曲げ試

表-5 面内材料定数の算出及び結果

(a) ガラス及び樹脂の材料特性

	E (GPa)	ν -	G (GPa)
Glass	72.4	0.22	29.7
VE	3.2	0.29	1.2

(b) 各層における面内材料定数

面	層	V_f (%)	E_1 (GPa)	E_2 (GPa)	ν_{12} -	ν_{21} -	G_{12} (GPa)
A・B (a)	CSM	27.7	9.3	9.3	0.28	0.28	3.6
	ROV	55.2	41.4	6.8	0.25	0.04	2.6
C・D (c・d)	CSM	30.2	9.9	9.9	0.28	0.28	3.8
	ROV	59.4	44.3	7.4	0.25	0.04	2.9

(c) 各供試体における層厚 (単位: mm)

供試体	面	CSM (外側)	ROV	CSM (内側)
NE	A・B	0.52	2.03	0.52
	C・D	0.52	2.05	0.52
RNE	a	0.29	2.03	0.52
	c・d	0.38	2.05	0.52
RSE	a	0.04	2.03	0.52
	c・d	0.41	2.05	0.52

(d) 使用する面内材料定数

供試体	面	E_1 (GPa)	E_2 (GPa)	ν_{12} -	ν_{21} -	G_{12} (GPa)
NE	A・B	35.3	7.8	0.31	0.068	3.0
	C・D	39.4	8.4	0.31	0.066	3.2
RNE	a	32.5	7.7	0.31	0.072	2.9
	b	34.8	-	-	-	-
	c・d	33.8	8.3	0.28	0.068	3.2
RSE	a	36.4	7.4	0.28	0.058	2.8
	b	31.3	-	-	-	-
	c・d	34.2	8.3	0.30	0.074	3.2

※1 1: 部材軸方向, 2: 部材軸直角方向

※2 E : 弾性係数, ν : ポアソン比, G : セン断弾性係数

験に用いる暴露供試体のb面における板厚を比較すると、表-2及び表-4よりRNE供試体では約2%小さく、RSE供試体では約2%大きい程度であり、初期板厚に大きな差異はないものと判断し、引抜方向の引張試験から得られる E_1 及び ν_{12} の値をそのまま用いた。実験及び計算により得られた各供試体の面内材料定数を表-5(d)に示す。

(3) 試験結果

a) 破壊性状及び変形状

まず、実験によって得られた支間中央の荷重－たわみ関係を計算値と比較するために、チモシェンコのはり理論に従い、式(4)により支間中央におけるたわみを算出した。

$$\delta_c = \frac{PL_s(3L^2 - 4L_s^2)}{48EI} + \frac{PL_s}{K \cdot 2GA} \approx \frac{PL_s(3L^2 - 4L_s^2)}{48EI} + \frac{PL_s}{2GA_w} \quad (4)$$

ここで、

δ_c : 支間中央部のたわみ (mm)

P : 荷重 (N)

L_s : セン断支間長 (mm)

L : 支間長 (mm)

E : 弾性係数 (MPa)

I : 断面2次モーメント (mm⁴)

G : 面内せん断弾性係数 (MPa)

A : 断面積 (mm²)

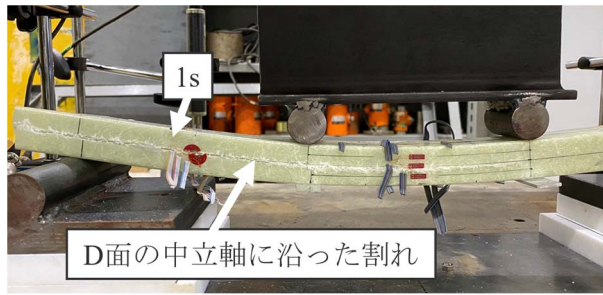
K : 修正せん断係数

A_w : ウェブの断面積 (mm²)

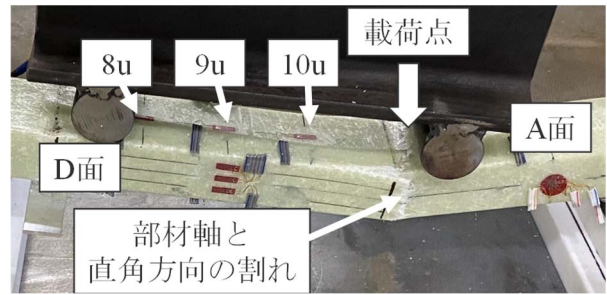
式(4)において、弾性係数はA面・B面(a面・b面)の引抜方向の引張弾性係数の平均値を用い、 K は複合材料における厳密解を求める算出式¹⁶⁾も存在するが、今回は、各面における積層構成や引抜方向の引張弾性係数に大きな違いが見られないことから、近似解¹²⁾を用いた。

NE供試体及び暴露供試体の破壊時の写真を図-10・図-11に、実験によって得られた支間中央部の荷重－たわみ関係を、式(4)による計算値と合わせて図-12に示す。まずNE-1供試体の破壊性状について述べる。支間中央部におけるたわみは、 $P=8.0\text{kN}$ 付近まで線形的に増大し、 $P=8.0\text{kN}$ 付近で繊維の微細な破壊音が徐々に発生し始め、剛性がわずかに低下し始めた。その後、 $P=11.5\text{kN}$ 付近から繊維の微細な破壊音の発生頻度が多くなり始め、 $P=13.0\text{kN}$ で大きな破壊音とともに、図-10(a)に示すように、D面の中立軸付近で水平方向の割れを伴い、脆性的に破壊した。破壊性状から、せん断支間における面内せん断破壊により終局に至ったと判断できる。

次に、NE-2供試体の破壊性状について述べる。NE-2供試体では、 $P=7.8\text{kN}$ で繊維の微細な破壊音と剛性の低下が生じ始め、 $P=11.3\text{kN}$ から繊維の破壊音の発生頻度上昇が見られた。その後、 $P=13.3\text{kN}$ で0.14kN荷重が低下した直後、 $P=13.1\text{kN}$ で図-10(b)に示すように、載荷点位置のC・D面(ウェブ)及びA面(圧縮フランジ)に部材軸と直角方向の割れを伴い、大きな破壊音とともに脆性的に破壊した。ここで、図-13に、NE-2供試体における、荷重と圧縮曲げ支間におけるひずみ(図-8の8u～10u)の関係について示す。図-13(a)より $P=13.0\text{kN}$ まで荷重増加に伴い圧縮曲げ支間におけるひずみは線形的に増大していくが、破壊直前においては、図-13(b)に示すように $P=13.28\text{kN}$ から $P=13.13\text{kN}$ まで荷重が低下した後、8u及び9uでは荷重の増加に対して圧縮ひずみの増加が

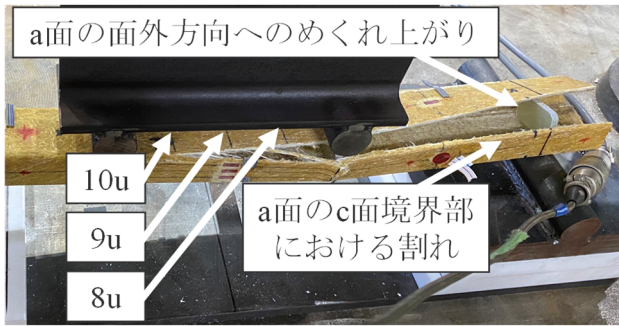


(a) NE-1 供試体

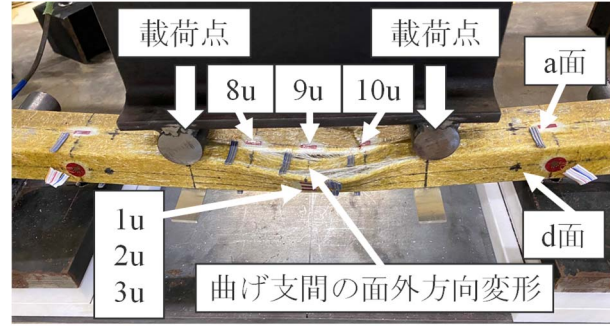


(b) NE-2 供試体

図-10 未暴露供試体破壊性状

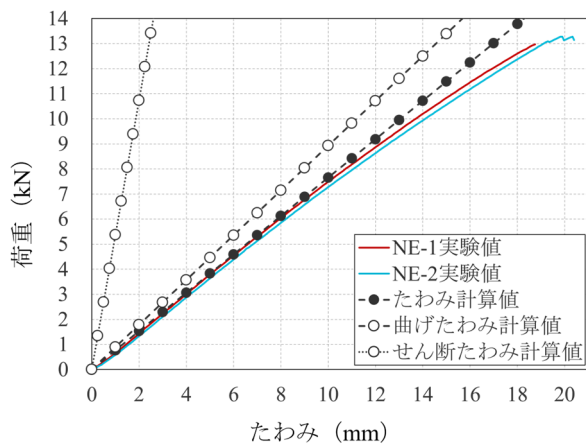


(a) RNE 供試体

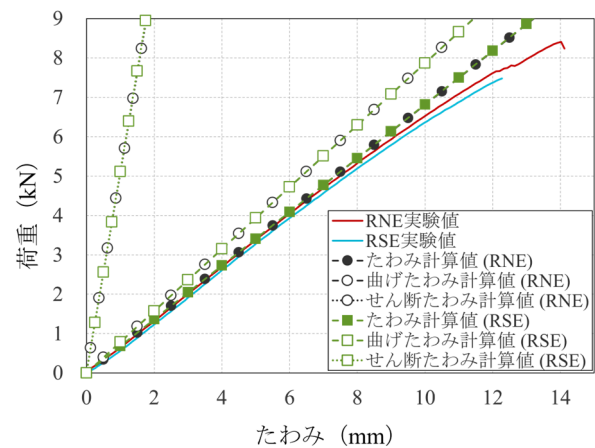


(b) RSE 供試体

図-11 暴露供試体破壊性状

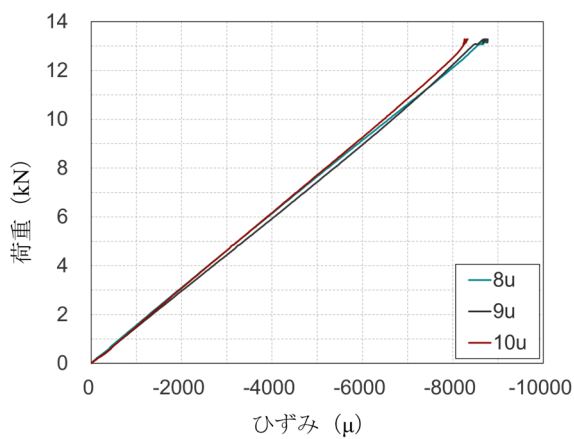


(a) NE 供試体

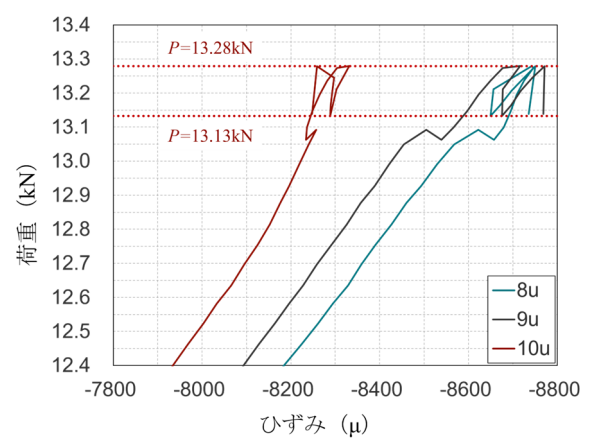


(b) 暴露供試体

図-12 荷重－たわみ関係

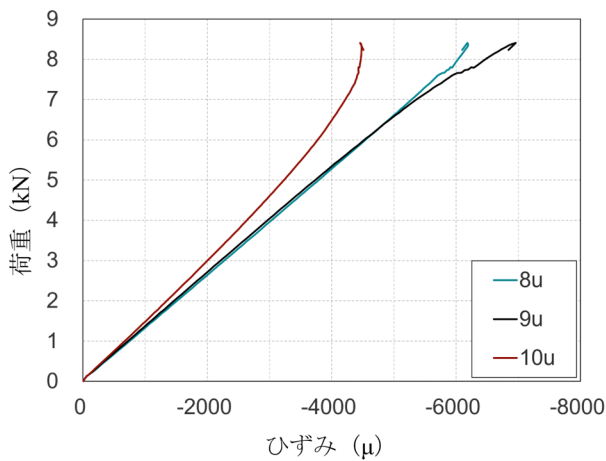


(a) 荷重開始から破壊まで

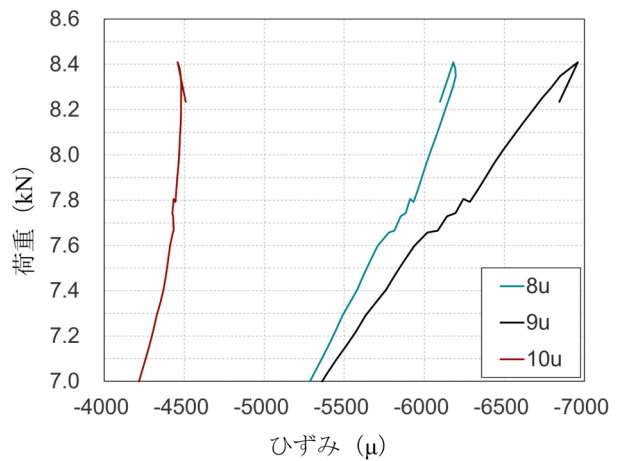


(b) 破壊近傍

図-13 NE-2 供試体の荷重－ひずみ関係



(a) 载荷開始から破壊まで



(b) 破壊近傍

図-14 RNE 供試体の荷重—ひずみ関係

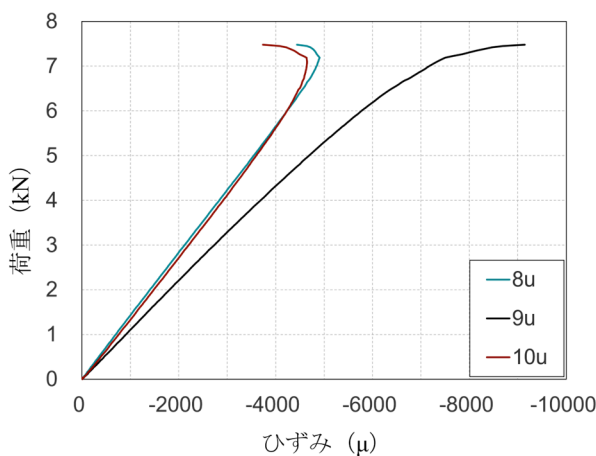


図-15 RSE 供試体の荷重—ひずみ関係

確認されたのに対し、10u では圧縮ひずみの減少が確認され、圧縮フランジの局部座屈の兆候が表れていると考えられる。類似の破壊形態が、土木研究所¹¹⁾が行ったモルタル充填箱形 GFRP の四点曲げ実験でも確認されており、その際も破壊直前にわずかな荷重低下が見られている。

次に、暴露供試体の破壊性状について述べる。まず、RNE 供試体では、 $P=6\text{kN}$ で微細な破壊音と剛性の低下が発生し始め、 $P=7.7\text{kN}$ から繊維の破壊音が頻繁に発生し、 $P=8.4\text{kN}$ で一際大きな破壊音とともに荷重が 0.15kN が低下し、その直後に大きな破壊音とともに、図-11(a)に示すように、a 面における c 面との境界部に部材軸方向への割れと a 面の面外方向へのめくれ上がりを伴い、脆性的に破壊した。この破壊形態について、Prakash Kumar¹⁷⁾らは箱形断面の引抜成形 GFRP を対象とした静的 4 点曲げ実験を行い、供試体が圧縮フランジの局部座屈を生じた直後に、ウェブとフランジの結合部における部材軸方向への割れを生じ、ウェブとフランジの分離がウェブに弱軸周りの曲げを引き起こし破壊したと報告している。

この破壊性状は、今回の破壊性状と酷似していることから、破壊は曲げ支間における局部座屈が原因となって生じたと考えられる。ここで、NE-2 供試体同様に、図-14 に RNE 供試体の圧縮曲げ支間における荷重—ひずみ関係を示す。図-14(a)に示すように $P=2\text{kN}$ 程度から 10u における圧縮ひずみが 8u 及び 9u における圧縮ひずみより小さくなる傾向が見られた。また、図-14(b)に示すように、破壊直前において、9u では荷重の増加に対して圧縮ひずみの増加が確認されたのに対し、8u 及び 10u では圧縮ひずみの減少が確認された。このことから、NE-2 供試体と同様に RNE 供試体でも圧縮フランジの局部座屈の兆候が表れていると考えられる。

最後に、RSE 供試体では、 $P=5\text{kN}$ で微細な破壊音と剛性の低下が発生し始め、 $P=6.12\text{kN}$ で繊維の破壊音の頻度が多くなり、 $P=7.5\text{kN}$ で大きな破壊音とともに、図-11(b)に示すように、圧縮曲げ支間の a 面が面外方向に変形し、脆性的に破壊した。破壊性状から局部座屈により終局に至ったと考えられる。また、図-15 に示す荷重と圧縮曲げ支間におけるひずみの関係から、破壊直前において、荷重の増加に対して 9u では圧縮ひずみが増加しているのに対し、8u 及び 10u では圧縮ひずみが減少していることが確認された。

次に、剛性について述べる。図-12 より NE 供試体、暴露供試体ともに、载荷に伴う単層レベルにおけるガラス繊維の破壊により、わずかに剛性が低下していくものの、ほとんど線形的にたわみが増大し脆性的に破壊した。表-6 に、図-12 で示した荷重—たわみ関係の線形範囲内における剛性の計算値、実験値及び暴露供試体の保持率を示す。表-6 より NE 供試体では、たわみの計算値が実験値に対し $1.1\%\sim 3.3\%$ 大きい程度で、よく一致している。また、暴露供試体では、RNE 供試体における剛性の計算値は約 2.5% 小さく、RSE 供試体における計算値は約 2.3% 小さい評価であり、こちらもよく一致していた。

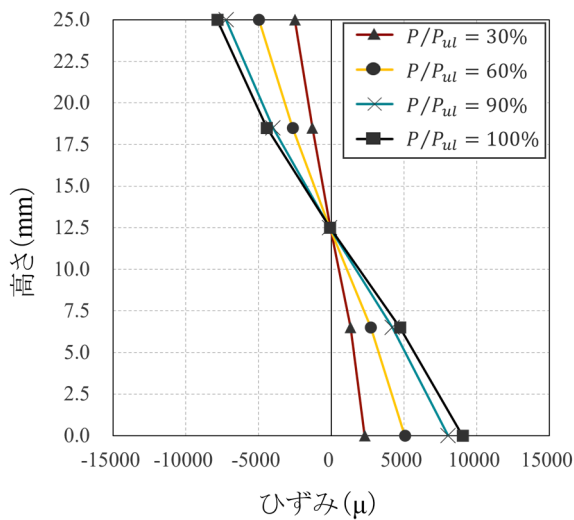
よって、暴露後の供試体においてもチモシェンコのはり理論を用いて、剛性を評価できたといえる。暴露供試体の剛性保持率については、RNE 供試体及び RSE 供試体共に 0.89 であり、表-3 で示した、実測板厚から算出される暴露供試体 a 面と b 面の弾性係数保持率の平均値は、RNE 供試体では 0.95, RSE 供試体では 0.96 であることか

表-6 剛性の計算値、実験値及び保持率

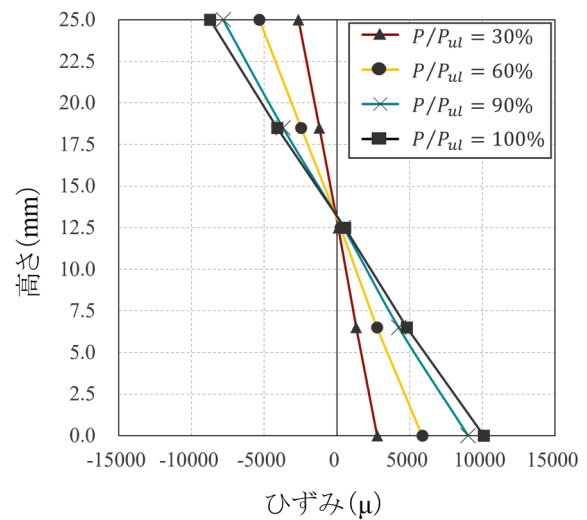
供試体	剛性 (kN/mm)		実験値の保持率
	計算値	実験値	
NE-1	0.77	0.76	-
NE-2	0.77	0.74	-
RNE	0.68	0.66	0.89
RSE	0.68	0.67	0.89

ら、わずかに小さい値となった。ここで、NE 供試体の断面二次モーメントの平均値と、各暴露供試体の断面二次モーメントを比較すると、RNE 供試体及び RSE 供試体共に約 8%低下していることから、板厚減少による断面二次モーメントの減少が影響していると思われる。

次に、図-16 に NE 供試体の、図-17 に暴露供試体の支間中央断面におけるひずみ分布を示す。図-16 より NE 供試体はいずれも、最大荷重付近まで断面高さ方向に平面保持則がほぼ成立していることがわかる。また、図-17 より暴露供試体では引張側のフランジにおけるひずみがウェブひずみの延長よりやや小さくなる傾向が見られたものの、最大荷重付近まで平面保持則が概ね成り立っていると考えられる。また、図-17(b)より RSE 供試体では



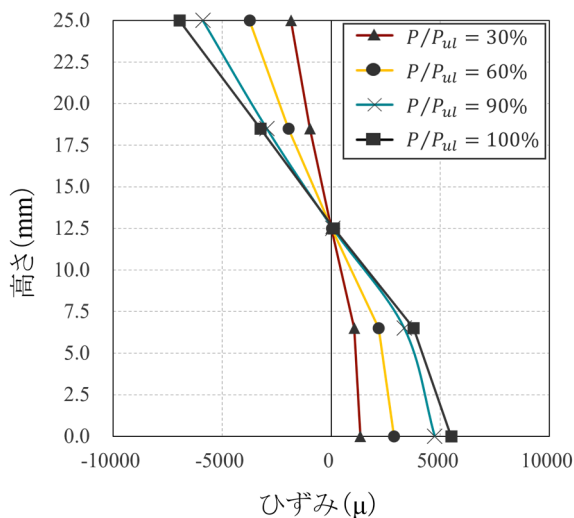
(a) NE-1 供試体



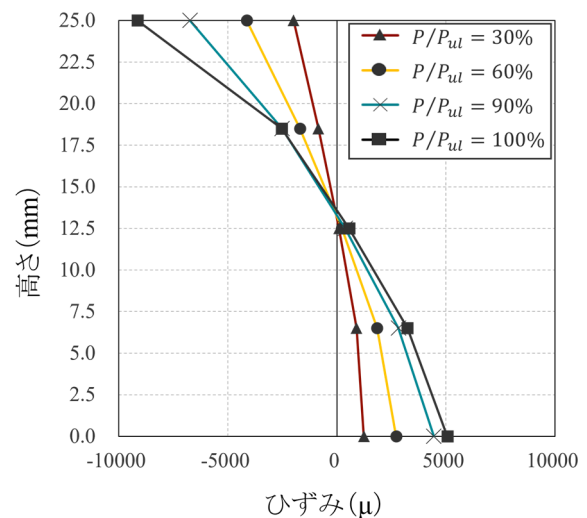
(b) NE-2 供試体

※ P_{ul} : 最大荷重

図-16 NE 供試体のスパン中央における曲げひずみ分布



(a) RNE 供試体



(b) RSE 供試体

※ P_{ul} : 最大荷重

図-17 暴露供試体のスパン中央における曲げひずみ分布

最大荷重時のひずみ分布が、明確に線形性を失っているが、これは他の局部座屈で終局に至った供試体と異なり、支間中央部で腹となるような明確な座屈モードを伴い破壊したためと思われる。

b) 最大荷重

今回見られた破壊形態は、NE 供試体においては面内せん断破壊及び局部座屈破壊、暴露供試体においては局部座屈破壊であったと推定される。そこでせん断破壊耐力及び局部座屈耐力の計算値を算出し、実験値と比較する。

まず、せん断破壊耐力は初等はり理論に従い算出した。ここで、本供試体では面内せん断試験を行っていないため、せん断強度は既往の文献¹²⁾に記載されている繊維体積含有率が40%の、未暴露の引拔成形材のせん断強度である48MPaを用いて、NE 供試体の計算値のみ算出した。

次に、局部座屈耐力の計算は、まず式(5)¹⁸⁾により各供試体の局部座屈応力を計算し、その後得られた応力を初等はり理論に従い、荷重に変換することにより算出した。また計算には表-5(d)の面内材料定数を用いた。

$$\sigma_{cr} = \frac{\pi^2}{t_f \cdot b_f^2} \left[2\sqrt{1 + 4.139\xi} \sqrt{(D_{11})_f (D_{22})_f} + (2 + 0.62\xi^2) \{ (D_{12})_f + 2(D_{66})_f \} \right] \quad (5)$$

ここで、

$$\begin{aligned} \xi &= \frac{1}{1 + 10\zeta} \\ D_{11} &= \frac{E_1 t^3}{12(1 - \nu_{12}\nu_{21})} \\ D_{22} &= \frac{E_2 t^3}{12(1 - \nu_{12}\nu_{21})} \\ D_{12} &= \nu_{12} D_{22} = \nu_{21} D_{11} \\ D_{66} &= \frac{G_{12} t^3}{12} \end{aligned}$$

さらに、

$$\zeta = \frac{(D_{22})_f b_w}{4(D_{22})_w b_f} \cdot \frac{t_w^2 b_f^2}{t_w^2 b_f^2 - t_f^2 b_w^2}$$

σ_{cr} : 局部座屈応力 (GPa)

t : 板厚 (mm)

b : 隣接する板の板厚中心間距離 (mm)

※1 : f はフランジ, w はウェブを表す。

※2 : 下付き文字は、その面における値を表す。

ここで、式(5)において ξ を0とすると、FRP 水門設計・施工指針(案)³⁾に記されている、4辺が単純支持された板材を仮定した最小座屈応力となる。しかし、ウェブの座屈耐荷力がフランジの座屈耐荷力より大きい場合、ウェブがフランジに回転拘束を与えるため、4辺単純支

持の仮定は安全側の評価となることが知られている。式(5)は Kollár¹⁸⁾によって示された、ウェブがフランジに与える回転拘束を考慮した算出式であり、今回は比較のために、ウェブとフランジの境界条件を回転拘束で与えた場合と、単純支持で与えた場合の両方を検討する。

表-7にせん断破壊耐力及び局部座屈耐力の実験値及び計算値を、暴露供試体の曲げ耐荷力保持率と共に示し、図-18に実験値と計算値の比較を示す。まず、NE 供試体について述べる。NE 供試体ではせん断破壊耐力の計算値より6~10%高く、ウェブとフランジの境界条件を回転拘束で与えた場合の局部座屈耐力より8~12%低い荷重での破壊となり、これら破壊耐力の計算値と実験値が近い値となった。これより、本供試体では両破壊形態の終局荷重が近い値であったため、異なる破壊形態が見られたと考えられる。一方、ウェブとフランジの境界条件を単純支持で与えた場合の局部座屈耐力の計算値より19~27%高い荷重での破壊となっており、境界条件を回転拘束で与えた場合の局部座屈耐力計算値の方が実験値と近い値であることから、ウェブがフランジに与える回転拘束効果が表れていると考えられる。

次に暴露供試体では RNE 供試体、RSE 供試体共に、ウェブとフランジの境界条件を回転拘束で与えた場合の局部座屈耐力より25%~27%低い荷重での破壊となった。一方でウェブとフランジの境界条件を単純支持で与えた場合の局部座屈耐力より0.1%~11%高い荷重での破壊と

表-7 破壊耐力の実験値、計算値及び保持率

供試体	実験値	計算値			保持率
		せん断 耐力	局部座屈耐力		
			回転拘束	単純支持	
NE-1	13.0kN	12.2kN	14.1kN	10.2kN	-
NE-2	13.3kN	12.1kN	15.2kN	11.2kN	-
RNE	8.4kN		11.6kN	8.3kN	0.64
RSE	7.5kN		9.9kN	6.7kN	0.57

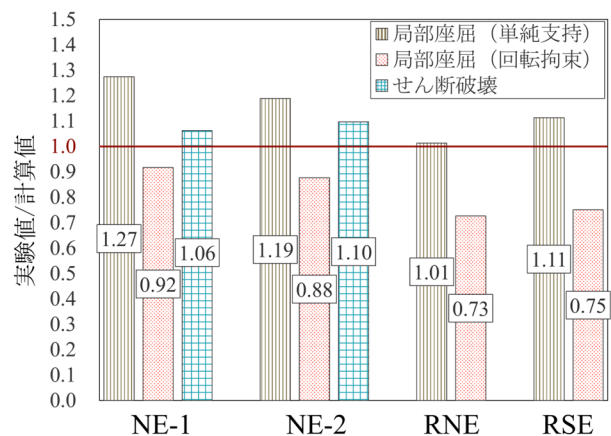


図-18 破壊耐力の実験値と計算値の比較

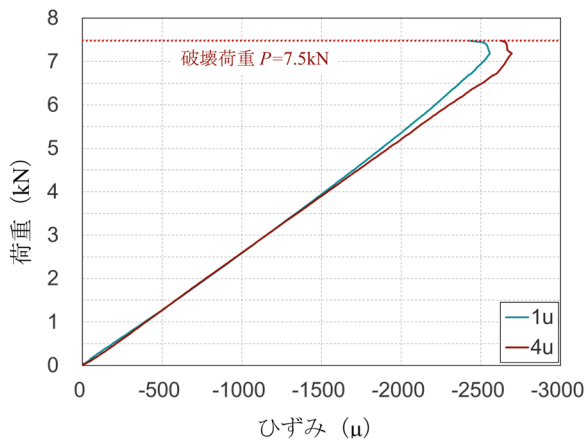


図-19 RSE 供試体の荷重—ひずみ (1u) 関係

り、境界条件を単純支持で与えた場合の局部座屈耐力計算値の方が実験値と近い値となった。ここで、図 19 に、RSE 供試体における、荷重と曲げ支間における $c \cdot d$ 面のひずみ (図-8 の $1u \cdot 4u$ 及び図-11(b) の $1u$) の関係について示す。図-19 より、破壊荷重の 0.2kN 前から荷重の増加に対する $1u \cdot 4u$ のひずみの減少が確認されており、 a 面 (圧縮フランジ) における $c \cdot d$ 面 (ウェブ) との境界部 (角部) における破壊が先行し、ウェブがフランジに与える回転拘束効果が弱まっていたと推測される。RNE 供試体では、破壊の前に荷重が 0.15kN 低下したことからこの現象は確認できなかったが、同様の理由であったと思われる。境界部において破壊が先行する理由としては、本供試体では周方向に繊維を有さず、また、引抜成形 GFRP では角部の強度が低い傾向がある^{10,19)}ためと思われる。

最後に、NE 供試体と暴露供試体の曲げ耐力力の比較について記す。表-7 に示す通り、NE 供試体の最大荷重の平均値を初期値とすると、RNE 供試体の保持率は 0.64 、RSE 供試体の保持率は 0.57 であり、いずれも 35% 以上の低下が見られた。RSE 供試体の保持率が RNE 供試体を下回った理由としては、RSE 供試体は RNE 供試体と比べ減肉量が大きく板厚が薄いこと、及び 2.3 の図-7 で示したように、ROV の暴露程度と強度に関連性があり、RSE 供試体では角部の内部破壊が進行する荷重が低かったことなどが原因と考えられる。ここで、これらの破壊形態はいずれも局部座屈であったと推測されることから、強度に対する減肉の影響が大きい。そのため、塗装などの表面保護層を設けることにより樹脂および CSM 層の減肉を防ぎ、局部座屈耐力の低下を抑制することができると考えられる。また、暴露供試体においてはせん断破壊により終局に至った供試体は見られなかったため、暴露によるせん断強度の低下より、局部座屈強度の低下の方が大きかったと推測されるが、本供試体では面内せん断試験を実施していないため、長期後暴露後の面内せん断強度の検討は今後の課題である。

4. まとめ

本研究では、土木構造部材として適用される GFRP 引抜成形材の、長期暴露後の部材としての残存曲げ性能を明らかにすることを目的として、約 20 年間暴露された無塗装の引抜成形 GFRP 角パイプと、同期間室内に保管されていた同パイプを対象に静的 4 点曲げ試験を行った。また、外観上の ROV の露出程度と材料特性との関連を検討するため、引張材料試験も合わせて行った。以下に本研究で得られた結果を示す。

- (1) 引抜方向の引張材料試験より得られる、暴露面の強度保持率は、実際に計測された板厚から算出した場合、ROV の露出が認められない試験片で 0.54 、ROV のが小規模に露出している試験片で 0.56 、ROV が大規模に露出している試験片で 0.44 と、ROV が小規模に露出している試験片では相関が見られなかった。しかし、初期板厚の違いを考慮し、公称板厚を用いて算出した場合では、ROV の露出が認められない試験片の強度保持率が 0.51 、ROV が小規模に露出している試験片の強度保持率が 0.47 、ROV が大規模に露出している試験片の強度保持率が 0.40 であり、ROV の露出程度と引張残存強度に関連が見られた。
- (2) 部材レベルの残存曲げ耐力力を得るために実施した静的 4 点曲げ試験において、未暴露供試体及び暴露供試体共に、最大荷重直前までおおそ線形的な荷重—たわみ関係を示し、チモシェンコのはり理論によって評価できることが確認された。
- (3) 暴露供試体の曲げ剛性は、未暴露供試体の曲げ剛性に対して、ROV の露出が認められない供試体及び ROV が小規模に露出している供試体共に 0.89 であり、剛性のわずかな低下が認められた。
- (4) 未暴露供試体ではせん断破壊及び局部座屈によって脆性的に破壊したと推測され、その最大荷重は推定されるせん断強度や、回転拘束を考慮した局部座屈応力の計算値を初等はり理論を用いて荷重に変換した値と概ね一致した。一方で、暴露供試体ではいずれも局部座屈によって脆性的に破壊したと思われるが、その最大荷重は回転拘束を考慮した局部座屈応力から得られる最大荷重より約 $25\sim 27\%$ 低く、ウェブとフランジの境界条件を単純支持で与えた場合の局部座屈応力から得られる最大荷重の方が実験により得られる最大荷重と近い値となった。これは角部における破壊進行により回転拘束効果が低下し破壊したことが推定される。
- (5) 暴露供試体の曲げ耐力力は、未暴露供試体の曲げ耐力力に対して、ROV の露出が認められない供試体では 0.64 、ROV が小規模に露出している供試体では 0.57 であり、耐力力の大幅な低下が認められた。

以上のことから、約 20 年間の暴露により、塗装等の表面保護層の無い GFRP 引抜成形材では、剛性ではわずかな低下が、曲げ耐荷力では大幅な低下が見られた。しかし、その剛性及び強度は、材料試験や焼成試験結果から得られた繊維体積含有率からおおむね推定できることが明らかとなった。実構造物において材料試験を実施するには破壊試験を行う必要があるため、実構造物の維持管理において部材強度を推定するためには、非破壊検査による材料特性の推定手法が確立される必要がある。

REFERENCES

- 1) 土木学会：FRP 橋梁，構造工学シリーズ 14, 2004.1. [Japan Society of Civil Engineers: *FRP Bridges - Technologies and their Future* -, Structural Engineering Series 14, 2004.1.]
- 2) 土木学会：FRP 接着による構造物の補修・補強指針（案），複合構造シリーズ 09, 2018.7. [Japan Society of Civil Engineers: *Guidelines for Repair and Strengthening of Structures using Externally Bonded FRP*, Hybrid Structure Series 09, 2018.7.]
- 3) 土木学会：FRP 水門設計・施工指針（案），複合構造シリーズ 06, 2014.2. [Japan Society of Civil Engineers: *Guidelines for Design and Construction of FRP Hydraulic Gates*, Hybrid Structure Series 06, 2014.2.]
- 4) 土木学会：FRP 歩道橋設計・施工指針（案），複合構造シリーズ 04, 2011.1. [Japan Society of Civil Engineers: *Guidelines for Design and Construction of FRP footbridges*, Hybrid Structure Series 04, 2011.1.]
- 5) 土木学会：巨大地震に対する複合構造物の課題と可能性，複合構造レポート 08, 2013.7. [Japan Society of Civil Engineers: *Problems and Possibilities of Hybrid Structures against a Large Earthquake*, Hybrid Structure Report 08, 2013.7.]
- 6) 西崎到，櫻庭浩樹，富山禎仁：GFRP 引抜成形材の屋外環境における劣化と表面保護層塗膜による劣化抑制効果に関する研究，土木学会論文集 A1（構造・地震工学），Vol. 71, No. 5, pp. II_13-II-21, 2015.5. [Nishizaki, I., Sakuraba, H. and Tomiyama, T.: Study on the deterioration of pultruded GFRP in outdoor environment and the protective effect of surface coating, *Transaction of the Japan Society of Civil Engineers, Ser. A1 (Structural Engineering & Earthquake Engineering (SE/EE))*, Vol. 71, Issue 5, pp. II_13-II_21, 2015.5.]
- 7) 辰田翔太，北根安雄，日比英輝，佐藤顕彦，五井良直，杉浦邦征，西崎到：材料試験及び非破壊検査による約 20 年間暴露された GFRP 引抜成形材の残存性能評価，第 14 回複合・合成構造の活用に関するシンポジウム，2021.11. [Tatsuta, S., Kitane, Y., Hibi, H., Sato, A., Goi, Y., Sugiura, K. and Nishizaki, I.: Study on evaluation of residual performance of GFRP pultrusion molded materials exposed for about 20 years by material testing and non-destructive inspection, *Proceedings of the 14th Symposium on Research and Application of Hybrid and Composite Structures*, 2021.11.]
- 8) 日本規格協会：JIS K 7052 ガラス長繊維強化プラスチックプリプレグ，成形材料及び成形品—ガラス長繊維及び無機充てん材含有率の求め方—焼成法，1999. [Japanese Standards Association: *JIS K 7052 Textile glass reinforced plastics - Prepregs, moulding compounds and laminates - Determination of the textile - glass and mineral - filler content - Calcination method*, 1999.]
- 9) 日本規格協会：JIS K 7164 プラスチック—引張特性の試験方法—第 4 部：等方性及び直交異方性繊維強化プラスチックの試験条件，2005. [Japanese Standards Association: *JIS K 7164 Plastics - Determination of tensile properties - Part 4: Test conditions for isotropic and orthotropic fibre-reinforced plastic composites*, 2005.]
- 10) 林巖，鈴木康夫，杉浦邦征，西崎到，北根安雄：土木構造物 GFRP 溝形材における引張特性の統計的評価，土木学会論文集 A1（構造・地震工学），Vol. 75, No. 3, pp. 293-304, 2019.10. [Hayashi, G., Suzuki, Y., Sugiura, K., Nishizaki, I. and Kitane, Y.: A statistical evaluation of tensile properties of GFRP channel member, *Transaction of the Japan Society of Civil Engineers, Ser. A1 (Structural Engineering & Earthquake Engineering (SE/EE))*, Vol. 75, Issue 3, pp. 293-304, 2019.10.]
- 11) 土木研究所：繊維強化プラスチックの土木構造物材料への適用に関する共同研究報告書（II），2000.12. [Public Works Research Institute: *Application of Fiber Reinforced Plastics to Construction Structural Materials (Vol. 2)*, 2000.12.]
- 12) Bank, L. C.: *Composites for Construction - Structural Design with FRP Materials* -, John Wiley & Sons, 2006.7.
- 13) Afshar, A., Alkhalder, M., Korach, C. S. and Chiang, F. P.: Effect of long-term exposure to marine environments on the flexural properties of carbon fiber vinylester composites, *Composite Structures*, Vol. 126, pp. 72-77, 2015.8.
- 14) Pan, N.: The elastic constants of randomly oriented fiber composites: A new approach to prediction, *Science and Engineering of Composites Materials*, Vol. 5, No. 2, pp. 63-72, 1996.6.
- 15) Jones, R. M.: *Mechanics of Composite Materials*, Second Edition, Taylor & Francis, 1999.
- 16) Bank, L. C. and Bednarczyk, P. J.: Deflection of thin-walled fiber-reinforced composite beams, *Journal of Reinforced Plastics and Composites*, Vol. 9, No. 2, pp. 118-126, 1990.3.
- 17) Kumar, P., Chandrashekhar, K. and Nanni, A.: Testing and evaluation of components for a composite bridge deck, *Journal of Reinforced Plastics and Composites*, Vol. 22, No. 5, pp. 441-461, 2003.3.
- 18) Kollár, L. P.: Local buckling of fiber reinforced plastic composite structural members with open and closed cross sections, *Journal of Structural Engineering*, Vol. 129, No. 11, pp. 1503-1513, 2003.11.
- 19) 複合構造委員会・FRP 複合構造研究小委員会：土木構造物 FRP 部材の力学性能に関する研究，土木学会論文集 A1（構造・地震工学），Vol. 71, No. 5, pp. II_50-II_64, 2015.5. [Subcommittee on FRP Hybrid Structures: Study on the mechanical properties of FRP members for structural applications in construction, *Transaction of the Japan Society of Civil Engineers, Ser. A1 (Structural Engineering & Earthquake Engineering (SE/EE))*, Vol. 71, Issue 5, pp. II_50-II_64, 2015.5.]

(Received December 7, 2022)

(Accepted March 3, 2023)

EXPERIMENTAL EVALUATION ON RESIDUAL BENDING PERFORMANCE OF GFRP PULTRUDED BOX SECTION MEMBER EXPOSED FOR 20 YEARS

Shota TATSUTA, Yasuo KITANE, Hideki HIBI, Akihiko SATO,
Kunitomo SUGIURA and Itaru NISHIZAKI

GFRP pultrusion-molded materials are widely used as civil engineering structural members, but they are not widely used as main structural members due to the lack of data after long-term exposure and unclear durability. In this study, static four-point bending tests were conducted to clarify the residual performance of GFRP pultrusion-molded members after long-term exposure. Specimen used in the tests were GFRP pultruded square pipes exposed outdoors for approximately 20 years and on GFRP pultruded square pipes stored indoors for the same period. As a result, authors revealed that the residual stiffness and bending load capacity of these members decreased after the exposure. It was also confirmed that the deformation behavior could be generally evaluated based on Timoshenko's beam theory even after long-term exposure. The obtained bending load capacities were compared with the calculated load capacities using the local buckling stress and elementary beam theory, and it was shown that the deterioration of the corners due to exposure may accelerate the progress of corner failure with loading and reduce the effect of rotational restraint, resulting in a smaller local buckling load capacity.