箱形断面CFRP梁の破壊機構に関する検討

櫻庭 浩樹1・松本 高志2・堀本 歴3・林川 俊郎4

¹学生会員 北海道大学大学院 北方圈環境政策工学専攻(〒060-8628 札幌市北区北13条西8丁目) E-mail: sakuraba h@eng.hokudai.ac.jp

²正会員 北海道大学大学院准教授 北方圈環境政策工学部門(〒060-8628 札幌市北区北13条西8丁目) E-mail: takashim@eng.hokudai.ac.jp

> ³正会員 倉敷紡績(株)技術研究所(〒572-0823大阪府寝屋川市下木田町14-5) E-mail: Wataru_Horimoto@kurabo.co.jp

⁴フェロー会員 北海道大学大学院教授 北方圏環境政策工学部門 (〒060-8628 札幌市北区北13条西8丁目) E-mail: toshiroh@eng.hokudai.ac.jp

本研究では、直交積層(CP)と擬似等方性(QI)の2種類の積層構成を用いて箱形断面CFRP梁を作製し て4点曲げ載荷実験と材料試験を行い、それらの梁の破壊機構の検討を行った.材料試験から得られた材 料特性を用いて2種類の梁の局部座屈もしくは材料破壊による曲げ耐力を算定し、実験値と比較した.等 曲げモーメント区間における上フランジとウェブの局部座屈による曲げ耐力を検討した結果、CPとQIに おいて実験の梁の曲げ耐力よりも大きい値となった.材料破壊の検討では、実験値に比較的近い曲げ耐力 算定値が得られ、CPとQIの破壊機構は材料破壊であると考えられる結果を得た.さらに断面幅の変化が CPとQIの破壊機構に与える影響を検討し、断面幅が広くなれば破壊機構が材料破壊から上フランジの局 部座屈になる可能性を示した.

Key Words: CFRP, laminate structure, critical bending moment, material failure, local buckling

1. はじめに

構造物の耐久性および維持管理性を高めることは、今 日の重要な課題であると認識される中で、その課題を解 決するための対策が求められている. その解決策の一つ として、従来の構造材料であるコンクリートおよび鋼材 と比較して高耐久性を有する構造材料を構造物へ適用す ることが期待されている¹⁾. このような背景の中で、炭 素繊維強化ポリマー(Carbon Fiber Reinforced Polymer,以下 CFRP)は、高強度、軽量、および耐腐食性に優れる材 料であり、従来の構造材料である鋼材およびコンクリー トにはない材料特性を有しているため、構造物のさらな る耐久化を達成できる構造材料として研究されている²⁾ ^{3,4,5}. 近年では、特にCFRPを梁として適用することが 着目されている^{9,7}.しかしながら、CFRPは異方性・脆 性であることなどから、梁としての曲げ挙動に対する知 見が十分でなく、CFRP梁の設計手法はよく確立されて いない. また、そのような設計手法を確立するためには、 梁としての曲げ挙動をさらに検討することが必要とされ ている.

これまでに著者らは、CFRP梁の曲げ挙動に対する知 見を構築するために、CFRPの材料試験とCFRP梁の曲げ 載荷実験を行い、それらの結果に基づいてCFRP梁の曲 げ挙動を検討してきた^{8,9}.既往の実験⁹では、材料破壊 もしくは圧縮側フランジの局部座屈に基づいてCFRP梁 の破壊機構を検討し、その実験で用いたCFRP梁の破壊 機構は、梁軸方向直応力と面内せん断応力の組合せによ る材料破壊であると考えられる結果を示している。しか しながら、それらの結果%において、材料破壊および局 部座屈に基づいた検討はそれぞれ、荷重および応力の観 点から考察したものであり、曲げ耐力のように統一され た観点からは考察を行っていなかった.また、局部座屈 の検討は圧縮側フランジのみを対象としたものであり、 ウェブに関しては検討していなかった. したがって、統 一された観点である曲げ耐力を用い、材料破壊もしくは ウェブと圧縮側フランジにおける局部座屈に基づいて CFRP梁の破壊機構を考察する必要があると考えられる.

そこで本論文では、CFRP梁の曲げ載荷実験⁹で観察された梁の曲げ耐力と材料破壊規準もしくはウェブと圧縮 側フランジにおける局部座屈に基づいて得られる曲げ耐 力算定値を比較し、CFRP梁の破壊機構について考察する. さらに、梁供試体の板厚を一定として断面幅を変化させ、断面幅の変化が梁供試体の破壊機構に与える影響についてパラメトリックスタディを行う.

2. 箱形断面CFRP梁の4点曲げ載荷実験

(1) 実験目的

本実験⁹の主な目的は、材料破壊規準に基づいて箱形 断面CFRP梁の耐荷機構を考察することである.実際に、 材料破壊規準に基づいた曲げ耐力算定値と曲げ載荷実験 で観測された曲げ耐力を比較した場合に、材料破壊規準 に基づいた曲げ耐力算定値は実験で観測された曲げ耐力 に近い値となり、材料破壊規準を満たすことで梁は終局 に至る、と考えられる結果が本論文の4章で示される. したがって、局部座屈による破壊の観察は本実験の主な 目的ではなく、局部座屈に関する厳密な考察をするため には異なる条件下で実験を行う必要があると考えられる. しかしながら、局部座屈による曲げ耐力算定値と材料破 壊規準による曲げ耐力算定値を比較することで、大まか な局部座屈に対する考察はできると思われる.そこで本 論文では、材料破壊に加えて、局部座屈による破壊機構 の検討も行う.

(2) 載荷条件と補剛方法

図-1に載荷条件と補剛の位置を示す.載荷条件は4点曲げとし、荷重制御により載荷を行った.スパン、せん断スパン、および曲げスパンはそれぞれ、850mm、375mm、および100mmである.

補剛材の材質は杉材とし、図-1に示すように、寸法は 幅60mm、高さ90mm、奥行き30mmとする.既往の実験⁸ では、載荷点付近において、CFRP梁の上フランジとウ ェブの境界部(隅角部)が早期損傷する挙動が確認され ており、本実験⁹ではその早期損傷を防ぐことを目的と して、載荷点と支点の位置に補剛材を設置する.

(3)供試体と計測器配置

供試体は、長さ1000mm、幅および高さ約100mm、板 厚約5mmの中空箱形断面であり、2種類の供試体を3体ず つ作製した.表-1は供試体の積層構成を示しており、2 種類の供試体をCP(Cross-Ply)とQI(Quasi-Isotropic)と 呼ぶ.CPは直交積層とし、梁軸方向と梁周方向の繊維 比率を1:1としている.QIは擬似等方性となるように、 梁軸方向、梁周方向、対角方向の繊維比率を1:1:2と している.3体の供試体は、"CP-1、QI-2"のように供 試体名の後にハイフンと番号を付けて区別される.



図-1 載荷条件と補剛位置

表-1 供試体構成					
供試体名	積層構成	積層数			
СР	[0/90]5/[90/0]5	20			
QI	[0/45/-45/90]5/[90/-45/45/0]5	40			

表-2 供試体の材料特性

供試	σ_1^T	σ_1^C	$ au_{I2}^{U}$	E_1	E_2	G_{12}	v_{12}
体名		(MPa)			(GPa)		
СР	1006	352	67.9	61.7	60.8	4.20	0.050
QI	642	272	252	41.0	37.5	14.6	0.310
QIt ^a	681	305	324	43.2	43.2	16.3	0.325

*半無限体と仮定して得られた推定値.



表-2に材料試験結果から得られた梁軸方向引張強度 σ_1^r , 梁軸方向圧縮強度 σ_1^c , 面内せん断強度 τ_{12}^{U} , 梁軸方向弾 性係数 E_1 , 梁周方向弾性係数 E_2 , 面内せん断弾性係数 G_{12} , およびポアソン比 v_{12} を示す.材料特性の表記にあるT, C, U, 1, および2はそれぞれ,引張,圧縮,終局せん 断,梁軸方向,および梁周方向を表す.ただし,QIの材 料特性に関しては,材料試験体の幅が小さいために対角 方向繊維の積層板の剛性への寄与が減少し,その材料試 験で計測された材料強度および弾性係数は,対角方向繊 維の積層板の剛性への寄与が減少しない場合と比較して 低い値であると考えられる結果が既往の研究⁹で得られ ている.そこで、QIの材料試験体を半無限体と仮定し、 積層理論に基づいて算定された材料強度と弾性係数の推 定値Qltも合わせて示している.QIとQltの材料強度およ び弾性係数を比較すると、Qltの方が高い材料強度およ び弾性係数を示していることがわかる.

図-2は変位計とひずみゲージの位置を示しており、変 位計9点、1軸ひずみゲージ9点、および3軸ひずみゲージ 8点を設けた. なお、本論文では曲げ耐力に着目して議 論をするため、変位計2と3から得られる載荷点位置にお ける変位の計測結果のみを示し、その他の変位計測結果 とひずみ計測結果については割愛する.

3. 曲げ耐力算定方法

本章では、材料破壊による曲げ耐力と局部座屈による 曲げ耐力の算定方法を説明する.

(1) 材料破壊による曲げ耐力

応力の相互作用を考慮した曲げ耐力算定式を導き, その式を用いた曲げ耐力の算定方法を述べる.曲げ耐力 の算定は,応力の相互作用を考慮できる材料破壊規準で あるTsai-Wuの破壊規準に基づいて行う.梁軸方向直応 力と面内せん断応力の2応力を考慮したTsai-Wuの破壊規 準は

$$\left(\frac{1}{\sigma_{1}^{T}}-\frac{1}{\sigma_{1}^{C}}\right)\sigma_{1}+\frac{1}{\sigma_{1}^{T}\sigma_{1}^{C}}\sigma_{1}^{2}+\frac{1}{\left(\tau_{12}^{U}\right)^{2}}\tau_{12}^{2}=1$$
 (1)

で表される.ここに、 σ_1 は梁軸方向直応力、 τ_{12} は面内せん断応力である.式(1)の左辺が1となった時に梁が破壊すると定義する.材料強度は**表-2**に示す値を用い、 σ_1 と τ_{12} は梁理論に基づいて算定する.梁理論に基づいた σ_1 と τ_{12} は

$$\sigma_1 = \frac{M}{I} y = \frac{Px}{2I} y \tag{2}$$

$$\tau_{12} = \frac{VQ}{It} = \frac{PQ}{2It} \tag{3}$$

で与えられる.ここに、Pは全体の鉛直荷重、xは支点から着目断面までの距離、yは中立軸からの距離、Iは断面 2次モーメント、Qは断面1次モーメント、tは供試体の板 厚である.式(2)と式(3)を式(1)に代入して全体の鉛直荷 重Pについて解けば次のようになる.

$$P_{TW} = -\frac{\beta}{2\alpha^2} + \frac{1}{\alpha}\sqrt{1 + \left(\frac{\beta}{2\alpha}\right)^2}$$
(4)



図-3 材料破壊による曲げ耐力算定の着目断面

ここに、*P*mは応力の相互作用を考慮した梁の破壊荷重、 *aと*βは、材料強度と式 (2)と式 (3)で示した断面の幾何特 性、中立軸からの距離、および支点から着目断面までの 距離によって決まる定数である.式 (4)を用いれば、本 載荷条件下における曲げ耐力は

$$M_u^{TW} = P_{TW} \frac{x}{2} \tag{5}$$

となる.ここに、 M_u^{TW} は応力の相互作用を考慮した梁の曲げ耐力である.

既往の研究結果⁹より、本実験条件下におけるCFRP梁 は、応力の相互作用が最大となる断面、すなわち4点曲 げ載荷において曲げモーメントが最大となり、かつせん 断力が生じる載荷点位置の断面において破壊が生じると 考えられる結果が得られている.そこで本論文では、そ の断面に着目して材料破壊による曲げ耐力を算定するこ ととする.図-3 a)とb)に材料破壊による曲げ耐力算定に おける着目断面を示す.支点から着目断面までの距離x は、図-3 a)に示すように、せん断スパン長と等しくなる. また、図-3 b)に示すように、その着目断面を上フラン ジ・ウェブ・下フランジの3つの部位に分け、それら3つ の部位の中に梁周方向5mm間隔の曲げ耐力算定点を設け る.それらの算定点の最小値および最小値を示す算定点 を有する部位をそれぞれ、梁の曲げ耐力および梁の終局 に至る部位とする.

(2) 局部座屈による曲げ耐力

局部座屈による曲げ耐力の算定は、曲げスパン内、す なわち等曲げモーメント区間の上フランジとウェブを対 象として行う.その方法として、図4に示すように等曲 げモーメント区間の断面を単純支持された板要素に分解 し、それらの最小座屈応力を考える.なお、各板要素を 単純支持と見なして最小座屈応力を考えることは、安全 側の評価となることが文献10)に示されている.

各板要素の最小座屈応力を考えるためには,積層板の 曲げ剛性が必要となるため,まずその算定式を示す.直 交異方性の積層板を考えた時の積層板の曲げ剛性は(材 料特性が等方性であれば等方性の算定式に帰着する)

$$D_{11} = \frac{E_1 t^3}{12(1 - v_{12} v_{21})} \tag{6}$$

$$D_{22} = \frac{E_2 t^3}{12 \left(1 - v_{12} v_{21}\right)} \tag{7}$$

$$D_{12} = \frac{\nu_{21}E_1t^3}{12(1-\nu_{12}\nu_{21})} = \frac{\nu_{12}E_2t^3}{12(1-\nu_{12}\nu_{21})}$$
(8)

$$D_{66} = \frac{G_{12}t^3}{12} \tag{9}$$

で表される¹⁰. ここに, D_{11} , D_{2} , D_{12} , および D_{66} は積層 板の曲げ剛性であり, それらは**表**-2で示した材料特性と 積層板(供試体)の板厚から算定される.また,各板 要素の最小座屈応力の算定に用いる上フランジ有効幅 b_f とウェブ有効高さ h_w の定義を**図-5**に示す.

上フランジの最小座屈応力は

$$\sigma_{cr}^{\text{flange}} = \frac{\pi^2}{t b_f^2} \left\{ 2 \sqrt{D_{11} D_{22}} + 2 \left(D_{12} + 2 D_{66} \right) \right\}$$
(10)

で与えられる^{10,11)}.ここに、のの^{fmge}は板幅方向両端を単純 支持された圧縮側フランジの最小座屈応力である.断面 内各部位の梁軸方向弾性係数が均一な場合において、式 (10)の応力が生じる時の曲げ耐力は

$$M_{u}^{\text{flange}} = \sigma_{cr}^{\text{flange}} \frac{2I}{h} \tag{11}$$

となる. ここに, *h*は梁の高さである. ウェブの最小座屈応力は

$$\sigma_{cr}^{\text{web}} = \frac{\pi^2}{th_w^2} \left\{ 13.9\sqrt{D_{11}D_{22}} + 11.1(D_{12} + 2D_{66}) \right\}$$

(12)

で与えられる^{10,11)}.ここに、 $\sigma_{\alpha}^{\text{wb}}$ はウェブ高さ方向両端 を単純支持されたウェブの最小座屈応力である.断面内 各部位の梁軸方向弾性係数が均一な場合において、式 (12)の応力が生じる時の曲げ耐力は

$$M_{u}^{\text{web}} = \sigma_{cr}^{\text{web}} \frac{2I}{h - 2t}$$
(13)

となる.

4. 結果と考察

(1) 4点曲げ載荷実験

図-6と7にそれぞれ、CPとQIの載荷点位置における荷 重-変位関係を示す.またCPとQIは、曲げ耐力に達し



図4 等曲げモーメント区間における上フランジとウェブ の局部座屈検討方法の概念



図-5座屈応力の算定に用いる上フランジ幅 *b*_fとウェブ高 さ*h*_wの定義



た後に脆性的に破壊し、その破壊位置は図-8 a)とb)に示すように左右どちらかの載荷点であった.

図-6の結果において、CP-1、CP-2、およびCP-3の耐荷 力はそれぞれ、74.4kN、78.5kN、および82.4kNであり、 平均の耐荷力は78.4kNである。その平均の耐荷力を破壊 位置である載荷点における曲げ耐力(=耐荷力/2×せん断 スパン長)に換算すれば14.7kNmが得られる。図-7の結 果において、QI-1、QI-2、およびQI-3の耐荷力はそれぞ れ、97.0kN、98.2kN、および92.9kNであり、平均の耐荷 カは96.0kNである. その平均の耐荷力を載荷点における 曲げ耐力 (=耐荷力/2×せん断スパン長) に換算すれば 18.0kNmが得られる. 結果として、対角方向に繊維を有 するQIの方が大きい曲げ耐力を示している.

(2) 曲げ耐力の比較

表-3と4にそれぞれ,式(5),式(11),および式(13)によるCPとQIにおける曲げ耐力の算定結果をまとめる.なお,表-4のQIの結果に関しては、半無限体と仮定して得られた推定値を用いて算定された曲げ耐力(*が付いた値)および材料試験値を用いて算定された曲げ耐力(*が付いた値)の2つの結果を示している.

表-3に示すCPの場合は、上フランジの材料破壊による 曲げ耐力が、3つの部位の中で最小の値となり、かつ実 験の平均曲げ耐力に近い値が得られている.また、CP の上フランジとウェブの局部座屈による曲げ耐力は、上 フランジの材料破壊による曲げ耐力よりも大きい曲げ耐 力を示していることから、上フランジとウェブの局部座 屈よりも上フランジの材料破壊が先行すると推測される. したがって、CPの破壊機構は材料破壊であり、その終 局に至った部位は載荷点の上フランジであったと考えら れる.

表4に示すQIの結果において、まず半無限体と仮定し て得られた推定値を用いて算定された曲げ耐力と材料試 験値を用いて算定された曲げ耐力を比較する.それらの 算定値を比較すると、材料試験値を用いた場合の方が、

小さい曲げ耐力を示すことがわかる.これは、2章(3)節 で上述したようにQIの材料試験では、材料試験体の幅が 小さいために対角方向繊維の積層板の剛性への寄与が減 少し、対角方向繊維の積層板の剛性への寄与が減少しな い場合と比較して低い材料試験値が得られたためと考え られる.以下では、半無限体と仮定して得られた推定値 の方が、QIの梁供試体の材料特性に近い値であると仮定 し、その推定値を用いて算定される曲げ耐力と実験の梁 の平均曲げ耐力を比較して考察する.

表4に示すQIの結果では、上フランジの材料破壊による曲げ耐力が、3つの部位の中で最小の値となり、かつ 実験の平均曲げ耐力に近い値が得られている.また、QI の上フランジとウェブの局部座屈による曲げ耐力は、上 フランジの材料破壊による曲げ耐力よりも大きい曲げ耐 力を示していることから、上フランジとウェブの局部座 屈よりも上フランジの材料破壊が先行すると推測される. したがって、QIの破壊機構は、CPの場合と同様に材料 破壊であり、その終局に至った部位は載荷点の上フラン ジであったと考えられる.



b) QI-3 図-8 CP-2 と QI-3 の破壊位置

表-3 CPにおける曲げ耐力の比較

实行	実験平均	材料破壊	局部座屈			
스테이터	(kNm)					
上フランジ		15.6	19.0			
ウェブ	14.7	16.0	142			
下フランジ		31.5	—			

表-4 QIにおける曲げ耐力の比較

部位	実験平均	材料破壊	局部座屈			
신대며	(kNm)					
トフランジ		17.3 ^a	26.6 ^a			
T.)) • •	18.0	$(15.3)^{\circ}$	(23.6)			
ウェブ		19.2 ^a	175 ^a			
		(17.0) ^b	(156) ^b			
下フランジ		38.1 ^a				
ドノノンン		$(35.7)^{\rm b}$	—			

*半無限体と仮定して得られた推定値を用いて算定 された曲げ耐力.

^b材料試験値を用いて算定された曲げ耐力.

5. 板厚一定条件下における断面幅の変化が梁供試体の 破壊機構に与える影響

4章で示した結果より、本実験条件下におけるCPとQIの破壊機構は、材料破壊であったと考えられる.本章では、その4章で示した結果に基づき、CPとQIの板厚一定とした条件の下、断面幅の変化がそれぞれの破壊機構に

表-5 CPの各断面幅における曲げ耐力

断面幅 (mm)	材料硕	壊による曲げ耐力	局部座屈による曲げ耐力(kNm)		
	上フランジ	ウェブ	下フランジ	上フランジ	ウェブ
50	11.3	9.68	28.2	51.3	86.0
100(基準幅)	15.6	16.0	31.5	19.0	142
150	18.0	22.3	30.8	11.4	198
200	19.4	28.6	29.7	8.06	254

注:太字で示された曲げ耐力算定値は、各断面幅における最小値を表す.

表-6 QIの各断面幅における曲げ耐力

断面幅 (mm)	材料破壊による曲げ耐力(kNm)			局部座屈による曲げ耐力(kNm)	
	上フランジ	ウェブ	下フランジ	上フランジ	ウェブ
50	10.6	11.6	23.5	71.7	106
100(基準幅)	17.3	19.2	38.1	26.6	175
150	23.8	26.8	51.6	15.9	244
200	30.0	34.4	63.8	11.3	313

注:太字で示された曲げ耐力算定値は、各断面幅における最小値を表す.

与える影響について議論する. 最終的に, 断面幅を広く することによって, CPとQIの破壊機構が材料破壊から 局部座屈へ遷移する可能性を示す.

梁の高さ100mmおよび板厚5mmは一定とし、断面幅 100mmの場合を基準とした条件下において、梁の断面幅 を50mm(0.5倍),150mm(1.5倍),200mm(2.0倍)と した時の材料破壊もしくはウェブと上フランジの局部座 屈による梁の曲げ耐力を算定する.なお、QIに関しては、 表-2に示すQItの材料特性を用いて曲げ耐力を算定する.

材料破壊による曲げ耐力は、断面幅が広くなれば断面 2次モーメントが大きくなることに起因して大きくなる. ただし、着目部位によっては応力の相互作用の影響によ り、断面幅が広くなっても曲げ耐力が大きくならない場 合もある.

局部座屈による曲げ耐力は,式(11)と式(13)に見られ るように,局部座屈応力と断面2次モーメントに影響さ れる.したがって局部座屈による曲げ耐力算定結果では, 局部座屈応力と断面2次モーメントの変化に着目する必 要がある.

(1) CPの算定結果

表-5にCPの各断面幅における曲げ耐力算定結果をまと める.結果として、断面幅を50mmとした場合はウェブ の材料破壊による曲げ耐力が最小値となり、断面幅を 150mmと200mmにした場合は上フランジの局部座屈によ る曲げ耐力が最小値を示すことがわかる.

断面幅を50mmとした場合は、ウェブの材料破壊による曲げ耐力が最小値を示している.また、上フランジの局部座屈による曲げ耐力は、基準幅100mmの場合の算定値19.0kNmよりも大きい51.3kNmとなっている.これは、断面幅が狭くなることによって断面2次モーメントは小

さくなるものの,式 (10)の分母にある有効幅が基準幅 100mmの場合よりも小さくなるため,上フランジの局部 座屈応力が大きくなるためである.ウェブの局部座屈に よる曲げ耐力は,基準幅100mmの場合の算定値142kNm よりも小さい86.0kNmとなっている.これは,梁の高さ は変化させていないため,式(12)の分母にある有効高さ が基準幅100mmの場合と等しいために局部座屈応力は変 化せず,断面2次モーメントの変化のみに影響されるた めである.すなわち,断面幅が狭くなることによって断 面2次モーメントは小さくなり,ウェブの局部座屈によ る曲げ耐力は小さくなっている.

断面幅を100mmと200mmとした場合は、上フランジの 局部座屈による曲げ耐力が最小値を示している.これは、 断面幅が広くなることによって断面2次モーメントは大 きくなるものの、式 (10)の分母にある有効幅が基準幅 100mmの場合よりも大きくなるため、上フランジの局部 座屈応力が小さくなるためである.ウェブの局部座屈に よる曲げ耐力は、断面幅が広くなることによって断面2 次モーメントは大きくなるために、基準幅100mmの場合 よりも大きくなっている.材料破壊による曲げ耐力に関 しては、断面2次モーメントが大きくなるために、下フ ランジの曲げ耐力を除いて、基準幅100mmの場合よりも 大きい値を示している.下フランジの曲げ耐力が基準幅 100mmの場合よりも小さくなったのは、引張の梁軸方向 直応力と面内せん断応力の相互作用の影響に起因してい る.その相互作用は、材料強度にも影響される.

(2) QIの算定結果

表-6にQIの各断面幅における曲げ耐力算定結果をまと める.結果として、断面幅を50mmとした場合は上フラ ンジの材料破壊による曲げ耐力が最小値となり、断面幅 を150mmと200mmにした場合は上フランジの局部座屈に よる曲げ耐力が最小値を示している.

断面幅を50mmとした場合は、上フランジの材料破壊 による曲げ耐力が最小値となっている.また、上フラン ジの局部座屈による曲げ耐力は基準幅100mmの場合の算 定値26.6kNmよりも大きい71.7kNmとなっている.これ は、断面幅が狭くなることによって断面2次モーメント は小さくなるが、有効幅が基準幅100mmの場合よりも小 さくなるため、上フランジの局部座屈応力が大きくなる ためである.ウェブの局部座屈による曲げ耐力は、断面 幅が狭くなることによって断面2次モーメントは小さく なるため、基準幅100mmの場合の算定値175kNmよりも 小さい106kNmとなっている.

断面幅を100mmと200mmとした場合は、上フランジの 局部座屈による曲げ耐力が最小値を示している.これは、 断面幅が広くなることによって断面2次モーメントは大 きくなるが、有効幅が基準幅100mmの場合よりも大きく なるため、上フランジの局部座屈応力が小さくなるため である.ウェブの局部座屈による曲げ耐力は、断面幅が 広くなることによって断面2次モーメントは大きくなる ために、基準幅100mmの場合よりも大きくなっている. 材料破壊による曲げ耐力に関しては、断面2次モーメン トが大きくなるために、基準幅100mmの場合よりも大き い値を示している.

(3) 考察

CPとQIの算定結果において、断面幅50mmとした場合 はウェブもしくは上フランジの材料破壊による曲げ耐力 が最小値となり、断面幅を150mmと200mmにした場合に おいては、上フランジの局部座屈による曲げ耐力が最小 値を示した.したがって、基準幅100mmよりも断面幅を 広くした場合は、上フランジの局部座屈によって、CP とQIは破壊に至る可能性があると考えられる.ただし、 局部座屈による曲げ耐力算定式については、梁の断面を 単純支持された板要素に分解し、それらの最小座屈応力 に基づいて導かれたものである.文献10)では、そのよ うな仮定下では安全側の評価となることが示されている ものの、それらの算定式が実験で観察される局部座屈に よる曲げ耐力をどの程度表すかをさらに検討する必要が あると考えられる.

6. 結論

本論文では、箱形断面CFRP梁の4点曲げ載荷実験で観察された梁の曲げ耐力と材料破壊規準もしくは局部座屈に基づいて得られる曲げ耐力算定値を比較し、箱形断面

CFRP梁の破壊機構を考察した.また,梁供試体の板厚 を一定として断面幅を変化させた場合のパラメトリック スタディを行い,断面幅の変化が曲げ耐力に与える影響 を検討した.以下に本論文で得られた結論をまとめる.

- 材料破壊による曲げ耐力の算定結果では、CPとQI の載荷点位置での算定結果において、上フランジ における曲げ耐力算定値が、上フランジ・ウェ ブ・下フランジの3つの部位の中で最小の値となり、 かつ載荷点位置で破壊が生じた実験の梁の平均曲 げ耐力に近い値を示している。
- 2) 曲げスパン内における上フランジとウェブの局部 座屈による曲げ耐力算定結果では、CPとQIの算定 結果において、材料破壊による載荷点上フランジ の曲げ耐力よりも大きい曲げ耐力を示す傾向が見 られる.したがって、本実験条件下におけるCPと QIでは、曲げスパン内の上フランジとウェブにお ける局部座屈よりも載荷点上フランジの材料破壊 が先行すると推測される.
- 3) 材料破壊による曲げ耐力算定結果と局部座屈による曲げ耐力算定結果より、本実験条件下における CPとQIの破壊機構は、材料破壊であると考えられる.
- 4) CPとQIの板厚を一定として断面幅を変化させ、断面幅を変化させた場合の曲げ耐力を検討した結果、 CPとQIの断面幅を本実験で用いたものよりも広くすることで、それらの破壊機構が材料破壊から上 フランジの局部座屈に遷移する可能性が示された.

参考文献

- 1) 土木学会: 複合構造技術の最先端, 土木学会, 2007.
- 小野紘一,杉浦邦征,大島義信,三木亮二,小牧秀之: 角形断面を有する炭素繊維強化プラスチック管部材の強 度特性に関する実験的研究,土木学会論文集 No.710/1-60, pp.449-459, 2002.
- 小野紘一,杉浦邦征,北川淳一,小牧秀之,林誠:ブレ ーディング成形法による H 形断面 CFRP 部材の圧縮・曲 げ強度特性に関する実験的研究,構造工学論文集, Vol49A, pp.105-113, 2003.
- 4) 杉浦邦征,三木亮二,小野紘一,小牧秀之:炭素繊維強 化複合材料からなる構造部材の強度特性に関する解析的 検討,構造工学論文集,Vol.50A, pp.17-23, 2004.
- 5) 杉浦邦征,北川淳一,大島義信,小野紘一,小牧秀之, 北根安雄: CFRP-コンクリート合成桁の曲げ挙動特性に 関する実験的研究,構造工学論文集, Vol.51A, pp.1397-1404, 2005.
- 6) 土木学会:FRP 橋梁,土木学会,2004.
- 1) 土木学会: FRP 歩道橋設計・施工指針(案),土木学会, 2011.

- v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
 v
- 9) 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.
- Bank, L. C.: Composites for Construction, pp. 359-435, John Wiley & Sons, 2006.
- Kollár, L. P.: Local Buckling of Fiber Reinforced Plastic Composite Structural Members with Open and Closed Cross Sections, Journal of Structural Engineering, ASCE, 129(11), pp.1503-1513, 2003.

INVESTIGATION ON FAILURE MECHANISM OF CFRP BOX BEAMS

Hiroki SAKURABA, Takashi MATSUMOTO, Wataru HORIMOTO, and Toshiro HAYASHIKAWA

This paper investigates the failure mechanism of CFRP box beams under flexure. Four point bending tests and material tests on CFRP box beams with two laminate structures which are a cross-ply (CP) and a quasi-isotropic (QI) were conducted. Critical bending moments in CP and QI due to material failure or local buckling approaches are calculated using material properties obtained from the material tests, and the calculated critical moments are compared to experimental ones. Calculated results explain that CP and QI can fail due to material failure. In the case of material failure approach, calculated critical bending moments in CP and QI are close to experimental ones, while critical bending moments in CP and QI due to local buckling at upper flange and web within uniform bending moment region show higher values than experimental ones. Moreover, the influence of width of the cross section to the failure mechanism is discussed, and it is shown that the failure mechanism can shift from material failure to local buckling at upper flange if width of the cross section becomes wider.