HOKKAIDO UNIVERSITY

Title	せん断スパン長の異なる箱形断面CFRP梁の単層板破壊に基づく解析
Author(s)	松本, 高志; 三重野, 嵩之; 櫻庭, 浩樹
Citation	土木学会論文集A1（構造・地震工学）, 71(5), II_1-II_11 https://doi.org/10.2208/jscejseee.71.II_1
Issue Date	2015
Doc URL	https://hdl.handle.net/2115/61054
Type	journal article
File Information	sendan-3.pdf

Hokkaido University Collection of Scholarly and Academic Papers : HUSCAP

せん断スパン長の異なる箱形断面CFRP梁の単層板破壊に基づく解析

松本　高志[1]・三重野　嵩之[2]・櫻庭　浩樹[3]

[1]正会員　北海道大学准教授　大学院工学研究院北方圏環境政策工学部門
（〒060-8628 北海道札幌市北区北十三条西8丁目）
E-mail: takashim@eng.hokudai.ac.jp

[2]北海道大学　大学院工学院北方圏環境政策工学専攻（研究当時）
（〒060-8628 北海道札幌市北区北十三条西8丁目）

[3]正会員　土木研究所　材料資源研究グループ
（〒305-8516 茨城県つくば市南原1-6）
E-mail: hiro-sakura@pwri.go.jp

本研究では，直交積層CFRPを用いた箱形断面梁供試体について，3種類の異なるせん断スパン長の4点曲げ載荷実験を対象として，CFRP積層板の単層板破壊を考慮した耐荷力と変形に関する検討を行った．単層板破壊を考慮した構成則を求める手順を示し，異なる載荷条件下の応力状態により応力－ひずみ挙動が異なることを示した．耐荷力については，単層板破壊後の積層板終局強度を踏まえて梁の耐荷力を算出した．また，CFRP梁の変形については，単層板破壊の増加に伴う材料剛性の低下を考慮することで非線形挙動を算出した．解析による荷重－変位関係は概ね実験の傾向を再現しているが，せん断スパン長により若干の差異が見られた．破壊状況については実験で観察された位置と一致が見られた．

Key Words : *CFRP, flexure, lamina fracture, load carrying capacity, deformation*

1. はじめに

炭素繊維強化ポリマー（CFRP）は，軽量で高い強度を有し耐食性も高い複合材料であり，社会基盤用途においても，安全性と耐久性を確保できる構造材料として有望とされている．CFRP 構造物は薄肉部材により構成されることになるが，繊維積層構成の違いによる CFRP の強度と剛性が梁部材の耐荷力と変形に大きく影響を及ぼすことが実験により示されており[1)-6)]，CFRP 部材の終局状態についてメカニズムを理解して合理的な設計を行うためには，積層構成の影響を考慮した耐荷力と変形の算定式が必要である．

これまでに，疑似等方性と直交異方性の 2 種類の積層構成の CFRP による箱形断面梁供試体の 4 点曲げ載荷実験[7)]を対象とし，CFRP 積層板の単層板破壊を考慮した耐荷力と変形に関する検討が行われている[8)]．CFRP は，積層構成に依存するが，一般にせん断弾性係数が小さいため，せん断変形とねじり変形に対する配慮が必要で，サンドイッチ構造とするか箱形断面を桁構造に採用するのが望ましいと言われている[9)]．耐荷力については，単層板破壊が徐々に増えていった後に積層板として終局強度を示すという段階を踏まえて算出を行い，変形は積層板の有効工学的弾性定数を単層板破壊の増加に伴い更新することで非線形挙動を算出しており，2 種類の積層構成の CFRP 梁について荷重－変位関係を概ね再現できることを示している．

本研究では，直交積層 CFRP の箱形断面梁供試体について，3 種類の異なるせん断スパン長の 4 点曲げ載荷実験を対象とし，同様の解析手法を用いて CFRP 積層板の単層板破壊を考慮した耐荷力と変形に関する検討を行うことを目的とした．

2. CFRP梁の曲げ載荷実験

(1) 供試体

曲げ載荷実験に用いた供試体は，CFRP の箱形断面梁（長さ 1,000mm，高さ 100mm，幅 100mm，板厚 5mm，隅角部外側 R 約 5mm，隅角部内側 R 約 1mm，以上公称値）である（**図-1**）．供試体は，VaRTM（Vacuum assist-

ed Resin Transfer Molding）成形により作られた．繊維シートを成形型に所定の構成で設置し，真空バックを被せて密閉状態として減圧し，その後樹脂を含浸させて硬化成形している．繊維シートは繊維軸が異なる複数の層をステッチにより 1 組とするもので，繊維が織られていないため屈曲していない 1 枚の連続基材である．

炭素繊維と樹脂の材料特性を**表-1**に，各供試体の方向別積層数を**表-2**に示す．本論文では，直交異方性（Cross-Ply，CP）CFRP を対象としている．CP では，梁軸方向（Longitudinal）と梁周方向（Transverse）の繊維比率がが 1:1 であり直交積層となるように積層構成を定めている．積層構成は$[0/90]_5$/$[90/0]_5$ で表される．$[0/90]_5$ は，繊維の向きが 0 度方向，90 度方向の層を積み重ねて 1 組の多軸連続繊維シートとしており，それらが 5 組積層されていることを示している．

(2) 載荷方法と計測項目

載荷は 4 点曲げにより行い，支間長 850mm に対して，せん断支間 375，285，185mm，それぞれ曲げ支間 100，280，480mm とした．以降それぞれを CP375，CP285，CP185 と呼ぶ．**図-1**に供試体寸法と載荷条件（CP375）を示す．載荷点と支点には幅 50mm，高さ 5mm，奥行き 120mm の鋼製板を用いた．鋼製板と供試体の隙間は石膏により埋めた．載荷点では幅 50mm，高さ 55mm，奥行き 200mm の鋼製ブロックを介して載荷した．

また，補剛材として幅 60mm，高さ 90mm，奥行き 30mm の杉材を載荷点と支点の位置に，ゴム系接着剤を用いて接着した．補剛材設置により，既往の実験[9),11)]で観察された上フランジ隅角部の損傷が，梁が終局に至るまでに生じないようにするためである．

図-2には変位とひずみの計測位置を示す．変位計 9 点（図中矢印 1～9），三軸ひずみゲージ 8 点（図中 1s～4s, 5s，6s，9s，10s），一軸ひずみゲージ 9 点（図中 7s，8s, 11s～17s）により計測を行った．既往の実験結果[1)]に基づき，破壊が予測される載荷板近傍にひずみゲージを配置し，加えてせん断支間中央にも配置した．また，梁軸方向直ひずみを計測するために曲げ支間に 7 点配置した．

載荷は荷重制御により行い，約 5kN 毎に載荷を停止して計測を行った．

(3) 結果概要

破壊した供試体の写真を**図-3**に示す．CP375 の 3 体の耐荷力は 74.4，78.5，82.4kN，平均 78.4kN，CP285 の 3 体は 103.1，98.2，100.1kN，平均 100.47kN，CP185 の 2 体は 126.2，127.4kN，平均 126.8kN であった．荷重－変位関係については後述する．いずれの供試体もせん断支間側の載荷板端部の上フランジとウェブで脆性的に破壊が生じた．

表-1 炭素繊維及び樹脂の材料特性

炭素繊維		備考
E_f(GPa)	240	公称値
ν_f	0.20	文献12)の高強度炭素繊維の値を仮定
G_f(GPa)	100	$G_f=E_f/2(1+\nu_f)$
エポキシ樹脂		備考
E_m(GPa)	4.20	CFRP 積層板の材料試験結果[7)]から仮定
ν_m	0.38	文献13)の下限のポアソン比を仮定
G_m(GPa)	1.52	$G_m=E_m/2(1+\nu_m)$

表-2 方向別積層数

供試体種類	梁軸方向(0°)	梁周方向(90°)	合計
CP	10	10	20

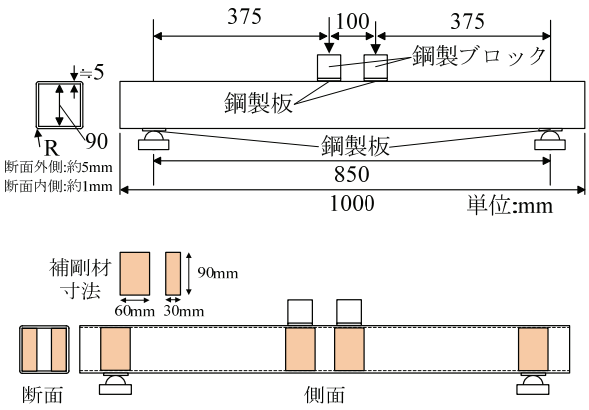


図-1 供試体寸法と載荷条件（CP375）

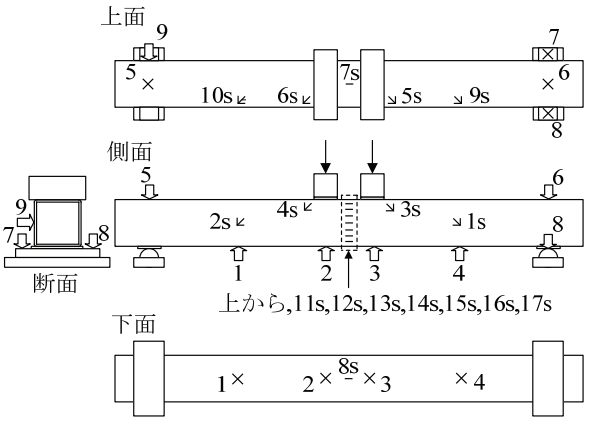
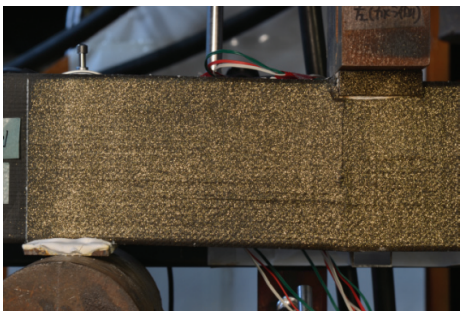


図-2 変位とひずみの計測位置

a) CP375

b) CP285



c) CP185

図-3 破壊状況

表-3 単層板の強度（単位：MPa）

σ_1^T	σ_1^C	σ_2^T	σ_2^C	τ_{12}^U
2240	908	26.7	19.8	67.9

3. CFRPの材料特性の算出方法

積層板のひずみと板厚内の平均応力の関係から有効工学的弾性定数が得られるが，単層板の破壊が徐々に起こることにより積層板の有効工学的弾性定数は低下する．その度に有効工学的弾性定数を算出する必要がある．また，有効工学的弾性定数が低下するときのひずみも算出する．これにより単層板の破壊を考慮した構成則を求めることができる．手順は文献8)に詳述されており，以下には概要を示す．

(1) 単層板の剛性低減

本研究の積層構成では梁軸方向繊維を有する単層板（以降，0 度層）より早い段階で，梁軸直角方向繊維を有する単層板（以降，90 度層）が破壊に至る．これは，単層板が繊維方向の応力に対し強く，繊維直角方向の応力に対し比較的弱く，本研究の実験条件では梁軸方向の応力が支配的であるためである．

よって，ここでは 90 度層が破壊（以降，層破壊と呼ぶ）した後の積層板の有効工学的弾性定数を求めることとした．Tsai-Wu の破壊規準を用いて破壊モードを 3 種類に分け，その破壊モードにより単層板の弾性定数を低減させる方法をとった[14]．

3 つの単層板の破壊モードは，単層板繊維方向応力による破壊（繊維破壊），単層板繊維直角方向応力による破壊（基材破壊），せん断応力による破壊（せん断破壊）に分類した．破壊モードの判定方法をまず述べる．

平面応力状態の単層板座標系における Tsai-Wu の破壊規準は以下の式で表される．

$$F_1\sigma_1 + F_2\sigma_2 + F_{11}\sigma_1^2 + F_{22}\sigma_2^2 + 2F_{12}\sigma_1\sigma_2 + F_{66}\tau_{12}^2 = 1 \quad (1)$$

ここで，F_i と F_{ij} は強度の異方性係数であり，以下のように定義される．

$$F_1 = \frac{1}{\sigma_1^T} - \frac{1}{\sigma_1^C}, F_2 = \frac{1}{\sigma_2^T} - \frac{1}{\sigma_2^C}, F_{11} = \frac{1}{\sigma_1^T\sigma_1^C}, F_{22} = \frac{1}{\sigma_2^T\sigma_2^C}$$
$$F_{12} = -0.5\sqrt{\left(\frac{1}{\sigma_1^T\sigma_1^C}\right)\left(\frac{1}{\sigma_2^T\sigma_2^C}\right)}, F_{66} = \frac{1}{\left(\tau_{12}^U\right)^2} \quad (2)$$

単層板の強度は**表-3**に示したものを用いた[15),16)]．σ_1^Tは軸方向引張強度，σ_1^Cは軸方向圧縮強度，σ_2^Tは軸直角方向引張強度，σ_2^Cは軸直角方向圧縮強度，τ_{12}^Uは面内せん断強度である．これらの強度は算定式[17)]に基づいた上下限の範囲内で積層板強度に近くなる値を最適化により求めた．

まず，Tsai-Wu の破壊規準において，以下のようにせん断の成分を C_S，それ以外の成分を C_N とする．

$$C_S = F_{66}\tau_{12}^2$$
$$C_N = F_1\sigma_1 + F_2\sigma_2 + F_{11}\sigma_1^2 + F_{22}\sigma_2^2 + 2F_{12}\sigma_1\sigma_2 \quad (3)$$

ここで，$C_S > C_N$のときをせん断破壊が生じる条件とした．

$C_S < C_N$となる場合には，基材破壊と繊維破壊のどちらが生じるかを判定する．Tsai-Wu の破壊規準の成分を，単層板繊維方向の直応力成分 C_N^L と，単層板繊維直角方向の直応力成分 C_N^T に分けて比較をする．

$$C_N^L = F_1\sigma_1 + F_{11}\sigma_1^2$$
$$C_N^T = F_2\sigma_2 + F_{22}\sigma_2^2 \quad (4)$$

ここで，$C_N^L > C_N^T$ の場合に繊維破壊が生じると定義し，$C_N^L < C_N^T$ の場合に基材破壊が生じると定義した．

次に，プライディスカウント法を用いて，破壊モードに合わせた単層板の弾性定数の低減を行う[18]．破壊前の単層板の弾性定数に，剛性低減係数と呼ばれる係数を乗じて破壊後の単層板の弾性定数を低減させており，破壊モードによりその値を変化させる．

$$E_1^{k_i} = r_1 E_1, E_2^{k_i} = r_2 E_2, G_{12}^{k_i} = r_{12} G_{12}, \nu_{12}^{k_i} = r_1 \nu_{12} \qquad (5)$$

ここで，E_1^{ki} は単層板繊維方向の弾性定数，E_2^{ki} は単層板繊維直角方向の弾性定数，G_{12}^{ki} は単層板のせん断弾性定数，ν_{12}^{ki} は単層板のポアソン比，r_1，r_2，r_{12} は剛性低減係数である．**表-4**に各破壊モードと参考文献18)による剛性低減係数の値を示す．

(2) 層破壊後の有効工学的弾性定数

単層板の弾性定数を用い，層破壊後の積層板の有効工学的弾性定数を求める．

まず，破壊した層および破壊していない層の単層板座標系における剛性マトリクスを求める．次に，積層板座標系における剛性マトリクスを算出する．その後，面内剛性マトリクスを求める．このとき，破壊した層と破壊していない層でそれぞれ別々に計算し，この面内剛性マトリクスを足し合わせる事により，層破壊時の有効工学的弾性定数を算出した．つまり 0 度層と 90 度層で構成された積層板を例にとれば，90 度層破壊後の有効工学的弾性定数は，90 度層の剛性を低減させているが，0 度層は健全であるため剛性を低減させず，この二つの面内剛性マトリクスを足し合わせて求めている．

なお層破壊時には，同じ角度の層はすべて破壊しているとして計算している．つまり 90 度層破壊時は，すべての 90 度層が破壊したと仮定する．実際には，段階的に 90 度層が破壊すると考えられるが，有効工学的弾性定数を求めるにあたり積層板は対称積層であると仮定しているため，このような仮定の下で単純化した．

(3) 層破壊時のひずみの算定方法

層破壊時のひずみの算定方法を**図-4**に示す．まず積層板の平均応力から，有効工学的弾性定数を用い積層板全体のひずみを求める．その後，積層板の各層ひずみを求め，単層板座標系における各層ひずみを求めて，各単層板応力を求める．各単層板の応力から式(1)の Tsai-Wu の破壊規準により破壊の判定をする．ここで，90 度層が破壊する荷重を求める．また同時に，破壊した層の単層板の弾性定数を低減させ，積層板の有効工学的弾性定数を再算出する．この 90 度層が破壊するときの荷重を供試体に作用させ，積層板の応力を求め，積層板のひずみを求める．このときの積層板座標系における最外層の単層板のひずみを，層破壊時のひずみとした．

表-4 剛性低減係数[19]

剛性低減係数	繊維破壊	基材破壊	せん断破壊
r_1	0.25	1.0	1.0
r_2	1.0	0.25	1.0
r_{12}	0.25	0.25	0.25

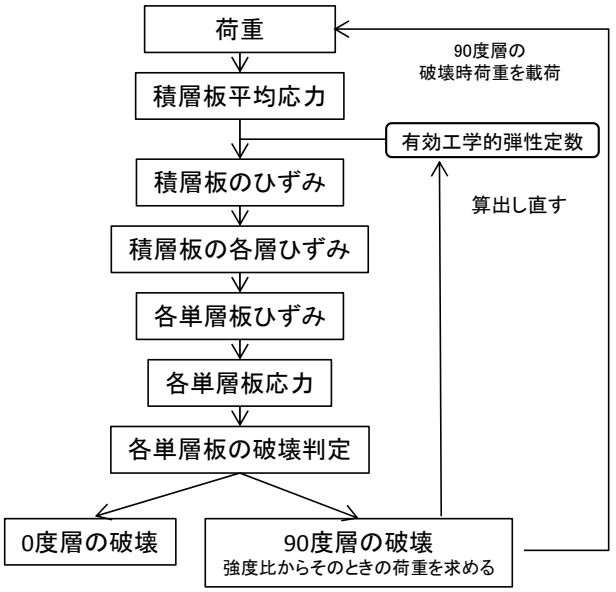


図-4 層破壊時のひずみを求めるフローチャート

0 度層および 90 度層で構成される積層板を例にとると，まず単層板が破壊していない健全な有効工学的弾性定数を持つ積層板の，90 度層が破壊する際のひずみを求め，その後 90 度層が破壊した後の有効工学的弾性定数を求めて，0 度層が破壊するときのひずみを求める．

なお，ここで言う 90 度層および 0 度層の破壊とは，後述する供試体の各配向角のすべての層のうち，最も早く破壊に至る層が破壊したときを指している．つまり 90 度層を例にとれば，全 90 度層のうち最も早く破壊に至る 90 度層が破壊した荷重で，全 90 度層が破壊したとみなし，全 90 度層の弾性定数を低減させている．

また，層破壊時の荷重は漸増させて繰り返し計算することによって求めることができるが，強度比という概念を用いることで繰り返し計算を必要とせず，比例負荷条件での層破壊時の荷重を比較的容易に算出できる．その方法については，文献8)および13)に述べられている．

4. CFRP 梁の耐荷力と変形の算出方法

(1) 耐荷力とたわみの曲げ変形成分

ファイバーモデルにより耐荷力とたわみの曲げ変形成分を算出した．ここでは，せん断スパンを 100 分割，断

面を高さ方向に20分割して解析を行った.

曲げ変形成分の算出方法はまず，断面に圧縮縁ひずみを付与し，中立軸の位置を仮定する．その後，ひずみ分布を計算し，上述の方法により求めたCFRPの構成則を用いて応力分布を求める．ここで断面の力のつり合いを計算し，力が釣り合うように中立軸の位置を決定する．中立軸の位置を決定後，曲げモーメント，曲率および荷重の計算をする．最後にたわみ角および変位を計算する．圧縮縁ひずみを漸増させて繰り返し計算し，各分割位置におけるひずみが層破壊時のひずみに達したときに有効工学的弾性定数を低減させ，圧縮縁ひずみが0度層破壊時のひずみに達したときに耐荷力とし，解析を終了した.

(2) たわみのせん断変形成分

たわみのせん断変形成分は，Timoshenko梁におけるせん断変形の項を用いて求めた．せん断変形の項は次式で表される.

$$y_s = \frac{Pa_s}{2G_{xy}KA} \approx \frac{Pa_s}{2G_{xy}A_w} \tag{6}$$

ここに，y_sは載荷点位置たわみのせん断変形成分，Pは全体の鉛直荷重，G_{xy}はせん断弾性係数，$K \approx A_w/A$[19]，Aは断面積，A_wはウェブの断面積，a_sはせん断スパン長である.

図-5に供試体CP375-1，CP285-1，CP185-1の荷重－面内せん断ひずみ関係を示す．なおグラフにおける面内せん断ひずみは，ひずみゲージ1sと2sの平均値である（**図-2**参照）．実験において，荷重が増加するに従い徐々にせん断剛性が低下していることが分かった．CPはせん断に抵抗する斜行方向の単層板を有していないためせん断変形が非線形になるものと考えられる.

ここでは，ウェブのせん断スパン中央の荷重－面内ひずみ関係を3次の近似曲線で表して非線形挙動を考慮したたわみのせん断変形成分を求めた.

まず，ひずみゲージ1sと2sの貼り付け位置であるウェブ中央におけるせん断応力τ_{xy}を求める[19].

$$\tau_{xy} = \frac{P}{2I}\left\{\frac{BH}{4} + \frac{H^2}{8}\right\} \tag{7}$$

ここに，Iは断面2次モーメント，Bはフランジ幅，Hは梁の高さである.

次に，実験における荷重－せん断ひずみ関係を3次の式で近似する．次式に実験の平均荷重－面内せん断ひずみ関係に対する近似式を示す.

$$\gamma(P) = 0.0536P^3 - 3.2271P^2 + 181.1P \quad \text{(CP375)} \tag{8a}$$

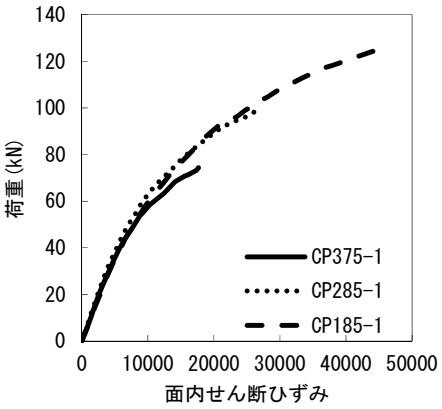


図-5 荷重－面内せん断ひずみ関係

$$\gamma(P) = 0.0265P^3 - 1.4055P^2 + 157.28P \quad \text{(CP285)} \tag{8b}$$

$$\gamma(P) = 0.0277P^3 - 2.3758P^2 + 199.27P \quad \text{(CP185)} \tag{8c}$$

ここに，$\gamma(P)$は面内せん断ひずみ，Pは載荷荷重(kN)である．なお，この式の適用範囲は積層構成と荷重条件によるため，本論文の範囲内に限られる.

τ_{xy}およびγ_{xy}の漸増成分，$\Delta\tau_{xy}$および$\Delta\gamma_{xy}$，から接線せん断弾性係数G^t_{xy}を算出する

$$G^t_{xy} = \frac{\Delta\tau_{xy}}{\Delta\gamma_{xy}} \tag{9}$$

最後に接線せん断弾性係数および荷重から，式(6)を漸増形式に以下のように書き換えることでたわみのせん断変形成分を求める.

$$\Delta y_s = \frac{\Delta P a_s}{2G^t_{xy}A_w} \tag{10}$$

荷重ΔPについては，ファイバーモデルにより算出される各荷重時の差分から得る.

5. CFRP梁の耐荷力と変形

(1) 有効工学的弾性定数

表-5に示す各破壊パターン後の単層板の弾性定数に基づいて有効工学的弾性定数を求めた．**表-6**に90度層の各破壊パターンにおける有効工学的弾性定数を示す．**表-6**における健全時の弾性定数を，文献7)で得られたクーポン試験の引張方向・圧縮方向の弾性定数の平均と比較すると，CPのE_xの平均値は6%小さく，E_yの平均値は8%小さい結果となった.

(2) 層破壊時のひずみと弾性定数

ひずみは載荷板下の代表点においてファイバーモデルにより算出し，層破壊を判定している．**図-6**に代表点を示し，載荷板下の上フランジ隅角部，載荷板下の下フランジ隅角部および，ウェブ中央とした．上および下フランジはせん断スパン内で載荷板下の点が最も条件が厳しく，ウェブ中央はせん断スパン内の線上で条件が等しい．図の1)載荷点上フランジ隅角部の点における圧縮ひずみに応じて圧縮側の有効工学的弾性定数を変化させ，図の2)載荷点下フランジ隅角部の点における引張ひずみに応じて，引張側の有効工学的弾性定数を変化させた．

層破壊時のひずみは，90度層圧縮破壊時と引張破壊時のひずみを$\varepsilon_c^{(R90)}$と$\varepsilon_t^{(R90)}$で表している．終局ひずみである0度層の圧縮破壊時と引張破壊時のひずみをそれぞれε_{cy}とε_{ty}と表すこととした．

弾性定数は，健全時の弾性定数をE_{x0}と表し，90度層破壊後の弾性定数を$E_x^{(R90)}$と表した．**表-7**に層破壊時のひずみと弾性定数を示す．せん断スパン長による載荷条件の違いにより，代表点での直応力とせん断応力の組み合わせ応力状態は異なる．このため，同じ積層板であっても層破壊時のひずみが異なることが示されている．

表-5 各破壊パターンにおける単層板の弾性定数

	健全	繊維破壊	基材破壊	せん断破壊
E_1(GPa)	117.38	29.35	117.38	117.38
E_2(GPa)	11.46	11.46	2.86	11.46
G_{12}(GPa)	4.17	1.04	1.04	1.04
ν_{12}	0.29	0.29	0.29	0.29

表-6 90度層の各破壊パターンにおける有効工学的弾性定数

	健全	繊維破壊	基材破壊	せん断破壊
E_x(MPa)	64789	64554	60555	64789
E_y(MPa)	64789	20779	64518	64789
G_{xy}(MPa)	4173	2608	2608	2608
ν_{xy}	0.05	0.16	0.03	0.05

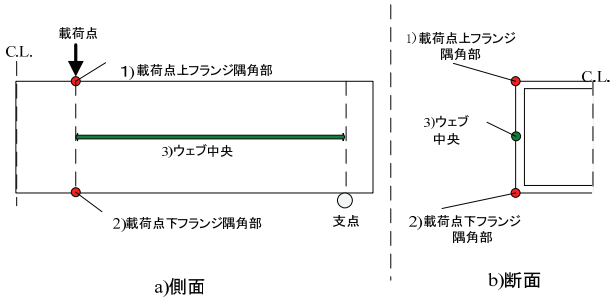


図-6 層破壊時のひずみの算出点

表-7 層破壊時のひずみと弾性定数

	CP375	CP285	CP185
E_{x0}(GPa)	64.79		
$E_x^{(R90)}$(GPa)	60.56		
G_{xy}(GPa)	4.174		
$\varepsilon_c^{(R90)}$	0.00219	0.00225	0.00213
ε_{cy}	0.00431	0.00384	0.00286
$\varepsilon_t^{(R90)}$	0.00302	0.00311	0.00288
ε_{ty}	0.00784	0.00639	0.00405

(3) 応力ーひずみ挙動

上述した通り，構成則の手順は同じでも，載荷条件による応力状態の違いにより，現出する応力ーひずみ挙動は異なる．以下では，横軸を梁軸方向直ひずみ，縦軸を梁軸方向直応力とし，圧縮側および引張側の応力ーひずみ挙動を示している．**図-7**と**図-8**にそれぞれCP375の圧縮側と引張側の応力ーひずみ挙動を，**図-9**と**図-10**にCP285を，**図-11**と**図-12**にCP185を示す．

CPは90度層と0度層から構成されるため，90度層破壊後に剛性を低減し，その後0度層の破壊に至る．圧縮側と引張側を比較すると，圧縮側では90度層破壊後，比較的早く0度層の破壊が生じるが，引張側では90度層破壊後すぐに0度層の破壊には至らないことが分かる．

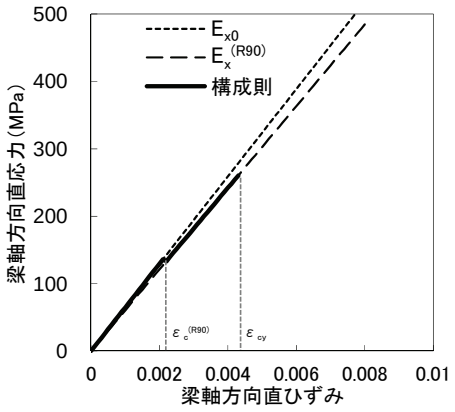


図-7 CP375の圧縮側応力ーひずみ挙動

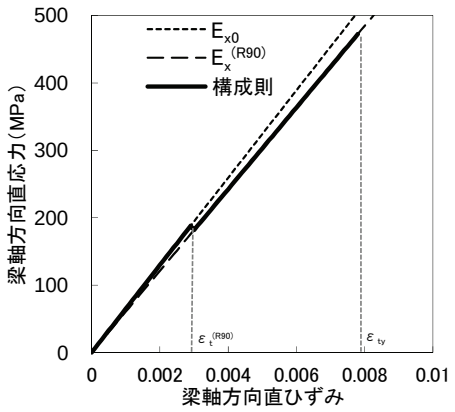


図-8 CP375の引張側応力ーひずみ挙動

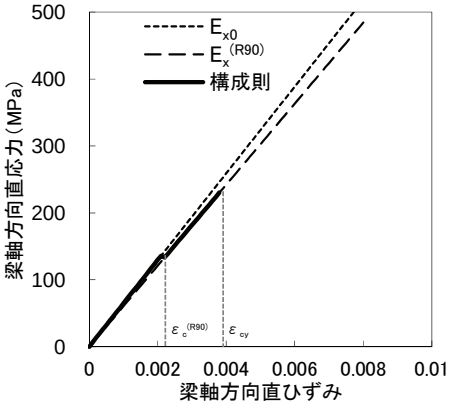


図-9 CP285の圧縮側応力ーひずみ挙動

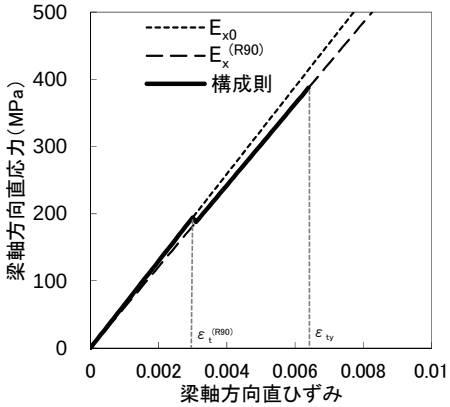


図-10 CP285の引張側応力ーひずみ挙動

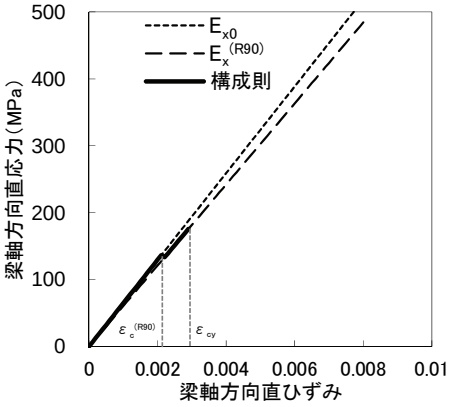


図-11 CP185の圧縮側応力ーひずみ挙動

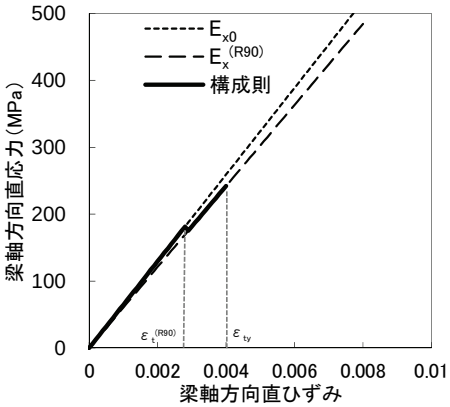


図-12 CP185の引張側応力ーひずみ挙動

また，圧縮側の0度層の破壊が引張側の0度層の破壊よりも早く生じるため，圧縮側での破壊が支配的である．

CP375と比較して，CP285，さらにはCP185の圧縮側の0度層が破壊に至るときの梁軸方向直ひずみは小さい値をとる．これは引張側についても同様である．一方で，90度層破壊時の梁軸方向直ひずみは比較的に差が小さい．

(4) 荷重ー変位関係

図-13と**図-14**にCP375の曲げ変形およびせん断変形の解析結果を示す．全体の変形に対し，せん断変形成分が曲げ変形成分と同じくらい大きい．ファイバーモデルによる曲げ変形の剛性は，単層板破壊を踏まえた応力ーひずみ挙動により，徐々に低下していることがわかる．また，載荷前半において**表-6**に示した G_{xy} より式(9)の G_{xy}^{t} の方が大きくなるため，Timoshenko梁より解析の結果の方が荷重が大きくなっている．

図-15にCP375の曲げ変形とせん断変形を足し合わせた荷重ー変位関係と供試体3体による実験結果との比較を示す．

供試体3体の耐荷力は，CP375-1，CP375-2，CP375-3で74.4，78.5，82.4kNであり，平均値が78.4kNであるのに対し，解析結果は79.69kNであった．載荷点位置の変位に関しては，CP375-1，CP375-2，CP375-3でそれぞれ10.67，11.76，12.65mmであり，平均値が11.69mmであるのに対し，解析結果は12.3mmであった．

接線剛性を比較すると，5から20kNの間で求めた初期剛性は，実験において8.59kN/mm，解析では9.28kN/mmであった．また，60kNから終局の間で求めた接線剛性は，実験では4.45kN/mm，解析では4.14kN/mmであった．実験において，60kNから終局までの値から求めた接線剛性は初期剛性の51.8%まで低下し，解析結果では44.6%まで低下している．

CP285について，**図-16**と**図-17**に曲げ変形およびせん断変形の解析結果，**図-18**に曲げ変形とせん断変形を足し合わせた，載荷点位置の荷重ー変位関係と供試体3体による実験結果との比較を示す．CP285-1，CP285-2，CP285-3の実験での耐荷力はそれぞれ103.1，98.2，100.1kNであり，平均値が100.47kNであるのに対し，解析結果は92.87kNであった．載荷点位置の変位は，それぞれ11.21，10.89，10.90mmであり，平均値が11.00mmであるのに対し，解析結果は10.76mmであった．

実験結果と解析結果の初期剛性はそれぞれ，11.69kN/mmと11.82kN/mmであり，80kNから終局までの値から求めた接線剛性は，実験結果と解析結果でそれぞれ6.23kN/mmと5.34kN/mmであった．実験において，接線剛性は初期剛性の53.3%まで低下し，解析結果では45.2%まで低下した．

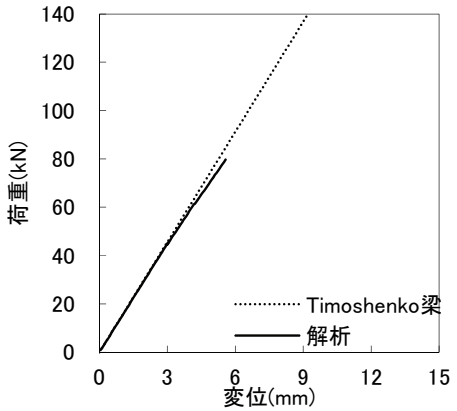


図-13 CP375の曲げ変形成分

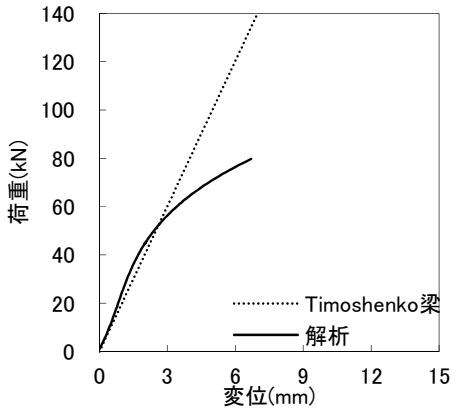


図-14 CP375のせん断変形成分

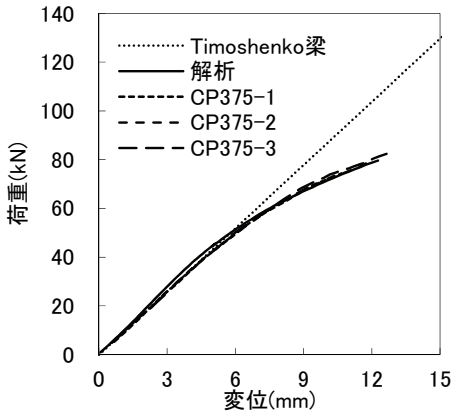


図-15 CP375の荷重－変位関係

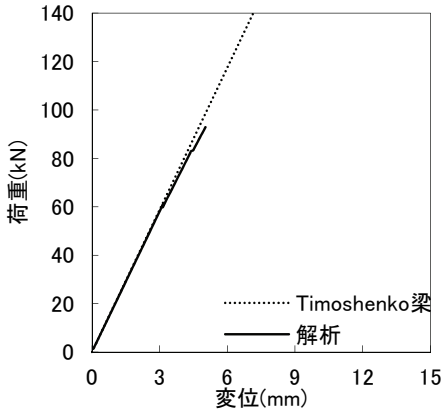


図-16 CP285曲げ変形成分

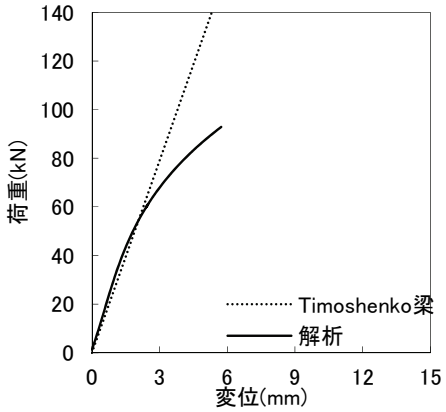


図-17 CP285せん断変形成分

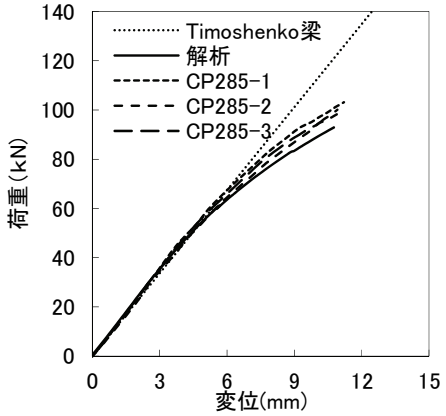


図-18 CP285荷重－変位関係

CP185 について，図-19と図-20に曲げ変形およびせん断変形の解析結果，図-21に曲げ変形とせん断変形を足し合わせた，載荷点位置の荷重－変位関係と供試体 2 体による実験結果との比較を示す．CP185-1 と CP185-2 の実験での耐荷力はそれぞれ 126.2，127.4kN であり，平均値が 126.8kN であるのに対し，解析結果は 108.7kN であった．載荷点位置の変位は，それぞれ 10.35，9.65mm であり平均値が 10.02mm であるのに対し，解析結果は 7.67mm であった．

実験結果と解析結果の初期剛性はそれぞれ，21.38kN/mm と 19.21kN/mm であり，100kN から終局までの値から求めた接線剛性は，実験結果と解析結果でそれぞれ 6.16kN/mm と 7.87kN/mm であった．実験において，接線剛性は初期剛性の 28.8%まで低下し，解析結果では 41.0%まで低下した．

荷重－変位関係は概ね傾向を再現できており，特に，CP375 は良好な一致が得られている．一方，CP285 と CP185 は若干変位が大きめに算出されており，CP185 は他の条件と比べて，耐荷力にも差異が生じている．これは，剛性低減係数の設定や，ファイバーモデルによる曲げ変位および Timoshenko 梁のせん断変形項の算出における単純化などにより差異が生じていると考えられる．

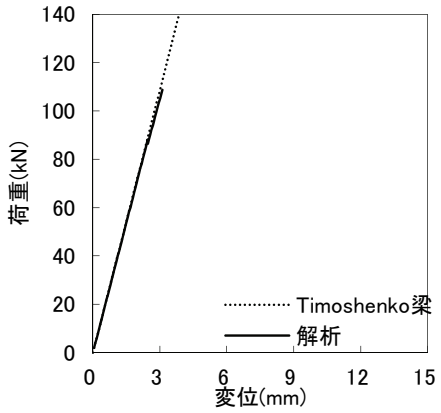


図-19 CP185曲げ変形成分

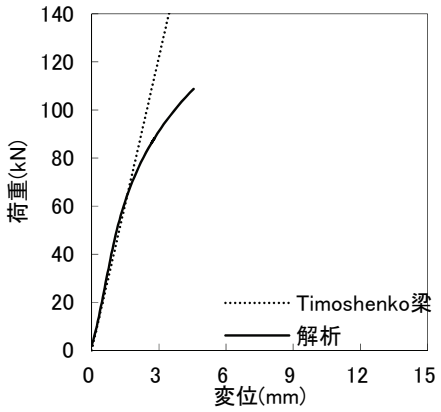


図-20 CP185せん断変形成分

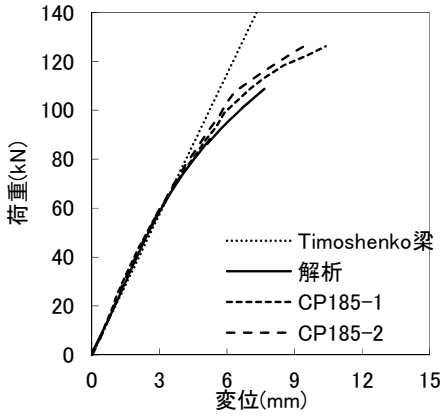


図-21 CP185荷重ー変位関係

梁の部位により応力―ひずみ挙動が異なり得るため，より詳細な検討が必要と考えられる．

(5) 破壊荷重時の上フランジ隅角部単層板の破壊状態

破壊荷重時の上フランジ隅角部の単層板の破壊状態について検討する．上フランジ隅角部の支点から 375mm の位置までの単層板の破壊状態を，**図-4**の手順により 3 種類の載荷条件について求めた．

図-22に CP375 の実験での破壊荷重である 78.4kN 載荷時の上フランジ隅角部の健全な単層板の角度を示す．支点から 209mm までの部分では破壊は見られず，209 から

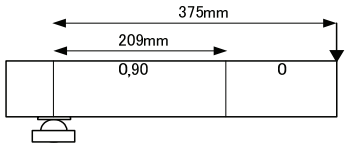


図-22 CP375の破壊荷重時の上フランジ隅角部の健全層

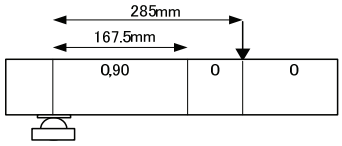


図-23 CP285の破壊荷重時の上フランジ隅角部の健全層

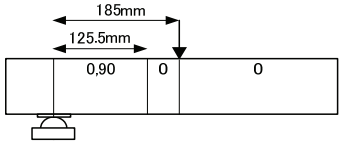


図-24 CP185の破壊荷重時の上フランジ隅角部の健全層

375mm の部分では 90 度層が基材破壊している状態である．

図-23と**図-24**に CP285 の破壊荷重である 100.47kN 時，CP185 の破壊荷重である 126.8kN 時の上フランジ隅角部の健全な単層板の角度を示す．CP285 の場合，支点から 167.5mm までの部分では破壊が生じておらず，167.5 から 375mm までの 90 度層に基材破壊が生じている．同様に，CP185 は支点から 125.5mm までの部分では破壊が生じておらず，125.5 から 375mm までの 90 度層に基材破壊が生じている．

いずれの供試体においても，載荷点近くより単層板破壊が進行し，最終破壊に至ることが示されており，実験で見られた破壊状況と一致する．

6. 結論

本研究では，3 種類の異なるせん断スパン長の下で行った，直交積層 CFRP による箱形断面梁供試体の 4 点曲げ載荷実験を対象とし，CFRP 積層板の単層板破壊を考慮した解析による耐荷力と変形の検討を行った．

CFRP の材料特性の算出は古典的積層理論に従った上で，積層板の有効工学的弾性定数を求めた．また，Tsai-Wu の破壊規準を用いて単層板の破壊モードを 3 種類に分け，破壊モード毎に単層板の弾性定数を低減させて，単層板破壊が生じた場合の積層板の有効工学的弾性定数を更新した．これにより構成則を求めた．

構成則を 3 種類の異なる載荷条件に適用すると，現出する応力ーひずみ挙動が異なることを示した．CFRP 梁の耐荷力は，ファイバーモデルを用いて圧縮縁ひずみが

0 度層破壊時のひずみに達するときの荷重とした．変形については，曲げ変形成分は応力－ひずみ挙動をファイバーモデルに適用することで算出し，せん断変形成分は実験の面内せん断ひずみから得たせん断弾性係数を Timoshenko 梁のせん断変形項に用いることで算出した．

荷重－変位関係は概ね傾向を再現できており，特に，CP375 は良好な一致が得られた．一方，せん断スパン長の短い CP285 と CP185 は終局に近づくにつれて若干の差異が見られた．特に CP185 では耐荷力に差異が見られた．この理由として，剛性低減係数の設定や，ファイバーモデルによる曲げ変位および Timoshenko 梁のせん断変形項算出における単純化などが考えられる．また，破壊状態については，いずれの供試体においても，載荷点近くより単層板破壊が進行し，最終破壊に至ることが示されており，実験で見られた破壊状況と一致した．

なお，以上の結果は本論文で検討した積層構成，供試体形状・寸法，載荷条件において妥当性を議論した．これ以外の条件についてはさらなる検討が必要であると考える．

謝辞：供試体作成についてはクラボウ（株）のご厚意によりなされた．また，本研究は JSPS 科研費 24560575（基盤研究（C），CFRP の変形・耐荷メカニズム解明に向けた材料と構造の統合的アプローチ）の助成を受けて実施された．ここに謝意を示す．

参考文献

1) 稲田裕，吉武謙二，杉山博一，後藤茂，石塚与志雄，松本高志，鈴川研二，松井孝洋：CFRP を用いた合成セグメントの強度特性に関する実験的検討，第 62 回年次学術講演会講演概要集，土木学会，CS15-009，2007.
2) 木戸英伍，松本高志，櫻庭浩樹，真砂純一，林川俊郎：曲げ載荷実験における箱形断面 CFRP 梁の強度・変形特性の把握，土木学会北海道支部論文報告集，土木学会，Vol. 66，A-3，2010.
3) 櫻庭浩樹，松本高志，木戸英伍，真砂純一，林川俊郎：45° 方向の繊維配向を有した箱形断面 CFRP 梁の変形挙動の把握，土木学会北海道支部論文報告集，土木学会，Vol. 66，A-4，2010.
4) Sakuraba, H., Matsumoto, T. and Hayashikawa, T.: A study on the flexural behavior of CFRP box beams with different laminate structures, *Keynote Lectures and Extended Abstracts of the Twelfth East Asia-Pacific Conferences on Structural Engineering and Construction* (EASEC-12), Hong Kong SAR, China, EASEC12-38, pp. 539-540, 2011.
5) 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，土木学会，Vol. 49A，pp. 105-113，2003.
6) 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検討，構造工学論文集，土木学会，Vol. 51A，pp. 1397-1404，2005.
7) 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，土木学会，Vol. 58A，pp. 946-958，2012.
8) 松本高志，三重野嵩之，櫻庭浩樹：単層板破壊を考慮した CFRP 箱形断面梁の耐荷力と変形の検討，土木学会論文集 A2（応用力学），土木学会，Vol. 69，No. 2（応用力学論文集 Vol. 16），pp. I_653-I_664，2013.
9) Kitane, Y., Aref, A. J. and Lee, G. C.: Static and fatigue testing of hybrid fiber-reinforced polymer-concrete bridge superstructure, *Journal of Composites for Construction*, Vol. 8, No. 2, pp. 182-190, 2004.
10) 櫻庭浩樹，松本高志，林川俊郎：積層構成が異なる箱形断面 CFRP 梁の曲げ挙動に関する研究，土木学会論文集 A1（構造・地震工学），Vol. 68，No. 1，pp.73-87，2012.
11) 松本高志，櫻庭浩樹：箱形断面 CFRP 梁の曲げ挙動と画像解析によるひずみ計測，土木学会論文集 A2（応用力学），土木学会，Vol. 67，No. 2（応用力学論文集 Vol. 14），pp. I_793-I_800，2011.
12) D. ハル，T. W. クライン（宮入裕夫，池上皓三，金原勲共訳）：複合材料入門，pp. 1-65，培風館，2003.
13) 三木光範，福田武人，元木信弥，北篠正樹：複合材料，pp. 1-157，共立出版，1997.
14) Kim, Y., Davalos, J. F. and Barbero, E. J.: Progressive failure analysis of laminated composite beams, *Journal of Composite Materials*, Vol. 30, No. 5, pp. 536-560, 1996.
15) 三重野嵩之，松本高志，櫻庭浩樹，林川俊郎，何興文：単層板の破壊を考慮した CFRP 梁の耐荷力と変形に関する検討，土木学会北海道支部論文報告集，土木学会，Vol. 69，A-37，2013.
16) 櫻庭浩樹：積層構成が異なる CFRP 梁の変形挙動と断面耐力に関する研究，北海道大学博士論文，2013.
17) 邉吾一，石川隆司：先進複合材料工学，培風館，2005.
18) Daniel, I. M. and Ishai, O.: *Engineering Mechanics of Composite Materials*, Oxford University Press, pp. 234-298, 1994.
19) 長谷川彰夫，西野文雄：構造物の弾性解析，技報堂出版，pp. 101-127，1984.

(2014. 12. 9 受付)

土木学会論文集A1(構造・地震工学), Vol. 71, No. 5, II_1-II_11, 2015.

ANALYSIS BASED ON THE INDIVIDUAL LAMINA FRACTURES OF BOX SECTION CFRP BEAMS WITH DIFFERENT SHEAR SPAN LENGTHS

Takashi MATSUMOTO, Takayuki MIENO and Hiroki SAKURABA

This paper presents a study on the failure load and deformation of CFRP box beams based on the fracture of individual laminas. Three different shear spans of cross ply (CP) laminate structures are tested and analyzed. Nonlinear constitutive law is obtained by considering the fracture of individual lamina, and the law is implemented into a fiber model to obtain the failure load of the beams under different shear spans. The fiber model is also used to obtain the flexural deformation of the beams, while Timoshenko beam is referred to obtain the shear deformation. Analysis shows a fair agreement on load-displacement relations and failure patterns, although a slight difference is observed under short shear spans.