

炭素繊維プレートによる接着補強山形鋼圧縮材の解析的研究

玉井 宏章*・服部 明生**・小澤 吉幸***・灰谷 徳治***・久保田 啓仁****

(平成23年10月31日受付)

FEM Analysis of Rehabilitated Angle Steel Member Bonding CFRP Plates

Hiroyuki TAMAI, Akio HATTORI, Yoshiyuki OZAWA, Tokuji HAITANI and Akihito KUBOTA

(Received Oct. 31, 2011)

Abstract

To enhance the usage life of existing building a tensile force strengthening method with bonding carbon fiber reinforced plastic (CERP) plate has been developed by authors.

To enhance the strength and deformation capacity of steel structure member, it is required a rehabilitation technique for compressive force strengthening as well as tensile force strengthening.

There are two types of CFRP plate, TL (high-tenacity type carbon fiber) and ML (middle modulus type carbon fiber). This paper reports the result of loading tests and F.E.M analyses on a full scaled angle steel brace before and after rehabilitation using bonding CFRP pates. These results show enhanced compressive force carrying capacity and deformation capacity of brace by bonding CFRP plates and ML (middle modulus type) CFRP plates is more effective for enhancing compressive strength than TL (high tenacity type) CFRP plate.

Key Words: *carbon fiber reinforced plastic plates, rehabilitation angle steel brace, buckling, combined non-linear finite element analysis*

1. はじめに

高い剛性と強度を有する炭素繊維を鋼構造物に接着補強する方法が著者らを含めた研究者によって開発されつつある^{1)~9)}。文献4では炭素繊維プレートによる鋼構造部材の圧縮補強の可能性を実験的に検討し、山形鋼圧縮材の接着補強設計式である中心圧縮耐力評価式を提案し、文献9では実大の送電鉄塔主材の補強山形鋼材について偏心圧縮試験を行って本補強工法の有効性を示した。本研究では、補強山形鋼圧縮材の力学特性を詳細に検討するとともに、そのM-N 相関耐力評価式を導くことを目的に、文献8、9の実験例を紹介し、その実験について3次元有限要素複合非線形解析を行う。その際、炭素繊維プレートの異方性や破壊

条件を精密にし、破壊限界を推定する。実験値の剛性、耐力や破壊箇所と解析の破壊条件の値や、接着層の凝集破壊の位置などの情報を提供する。まず、相関耐力関係式を算出し、有限要素法モデルを示した後に実験値と解析値、算定式を比較検討して提案する相関耐力関係式の有効性を示す。

2. M-N 相関耐力算定式

一般に山形鋼断面に弱軸曲げを受ける場合は山形鋼圧縮材はねじり変形を生じないで面内の曲げ耐力と軸耐力で強度が規定されることになる。本節では、比較的辺長比が大きく等曲げを受ける補強山形鋼圧縮材(炭素繊維プレートと山形鋼との複合材)のM-N 相関耐力算定式を示す。さて、軸力が大きい場合は曲げ変形で生じる付加曲げは無視

* 広島工業大学工学部建築工学科

** 広島工業大学大学院工学研究科知的機能科学専攻

*** 東レ建設株式会社技術部

**** 株式会社コニシ技術研究所研究員

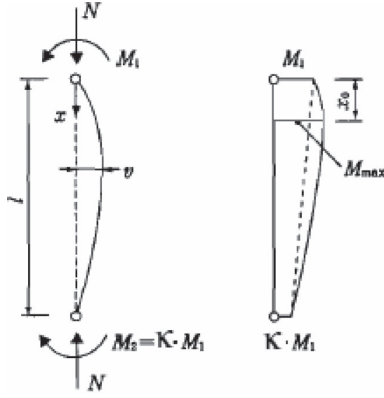


図1 曲げと圧縮力を受ける部材の曲げモーメントの釣り合い

できないくらいに大きくなる。

圧縮材のたわみを v 、複合材の曲げ剛性を $(EI)_b$ 、材端の曲げモーメントのうち大きいものを M_1 、材端のモーメント比を κ とすると圧縮材の弾性曲げ釣り合い式は次式になる(図1参照)。

$$(EI)_b \cdot \frac{d^2 v}{dx^2} + N \cdot M_1 - (1 + \kappa) \cdot M_1 \cdot \frac{x}{l} = 0 \quad (1)$$

(1) 式の解は陽に解け、解から求めた曲げモーメント分布は、次式で表わされる^{(10), (11)}。

$$M = -(EI)_b \cdot \frac{d^2 v}{dx^2} = M_1 \cdot \left\{ \left(\frac{-\kappa - \cos Z}{\sin Z} \right) \cdot \sin \left(Z \cdot \frac{x}{l} \right) + \cos \left(Z \cdot \frac{x}{l} \right) \right\} \quad (2.a)$$

ここに、

$$Z = \pi \cdot \sqrt{\frac{N}{N_E}}, \quad N_E = \frac{\pi^2 \cdot (EI)_b}{l^2} \quad (2.b.c)$$

曲げモーメントの最大値とそれが生じる位置は次式で求められる。

$$M_{\max} = \frac{M_1}{\cos \left(Z \cdot \frac{x_0}{l} \right)} \quad (3.a)$$

$$\frac{x_0}{l} = \arctan \left(\frac{-\kappa - \cos Z}{\sin Z} \right) / Z \quad (3.b)$$

以下の近似式と等曲げの場合を基準として考えるものとする、(3.a) 式は次式のように書ける。

$$\cos \left(\frac{\pi}{2} \cdot \sqrt{\frac{N}{N_E}} \right) \cong 1 - \frac{N}{N_E} \quad (4.a)$$

$$M_{\max} = C_M \cdot \frac{M}{1 - \frac{N}{N_E}} \quad (4.a)$$

$$C_M = \frac{\sqrt{(1 + \kappa)^2 - 4 \cdot \kappa \sin^2(Z/2)}}{2 \cdot \sin(Z/2)} \quad (4.b)$$

初期降伏点後の曲げモーメント-曲率関係、残留応力の影響を考慮した経験的な相関式として次式が提案されている⁽¹¹⁾。

$$\frac{N}{N_{cr}} + \frac{M}{M_P} = 1 \quad (5)$$

ここに N_{cr} は中心圧縮時の座屈強度である。

付加曲げ効果を (4.a) 式で考慮し、また等曲げの場合 ($\kappa = -1, C_M = 1$) でかつ $N_{cr} = N_E$ となる十分細長比が長い場合では、

$$\frac{N}{N_E} + \frac{C_M \cdot M_1}{\left(1 - \frac{N}{N_E} \right) \cdot M_P} = 1 \quad (6.a)$$

$$M_1 = \left(1 - \frac{N}{N_E} \right) \cdot \left(1 - \frac{N}{N_E} \right) \cdot \frac{M_P}{C_M} = \left(1 - \frac{N}{N_E} \right)^2 \cdot M_P \quad (6.b)$$

実大試験体の M-N 相関耐力をこの (6.b) 式と比較する。

(6.a) 式の相関耐力関係は付加曲げの効果を取り入れた結果、外向きに凹の関係となる。そのためドラッカーの安定仮説を満たさないので塑性ヒンジ法の塑性ポテンシャルとして適用できないことに留意されたい。

複合材の M_P は、曲げ応力が支配的な場合、接着力は十分にあり炭素繊維プレートは破壊応力まで作用するので、 M_P を算定する炭素繊維の応力は破断応力と仮定して算定する。

3. 载荷試験の概要

本節では炭素繊維プレートによる補強実大山形鋼プレース材の偏心単調圧縮試験の試験体形状と試験概要を示す。

3.1 試験体

試験体の形状を図2に、試験体名称を表1に示す。

試験体は、全長 3,400 mm の山形鋼 (L-130×130×15, SS400) の両端に板厚 40 mm の鋼板 (PL-550×550×40) をその中心を山形鋼の図心に一致させて溶接し、山形鋼外面を覆うように幅 50 mm 厚さ 2 mm の炭素繊維プレートを2層としたもの4列、計8枚(鋼材との接着長さ 3,360 mm) を接着したものである。

用いる炭素繊維プレートは、高強度型炭素繊維プレート (TL) と中弾性型炭素繊維プレート (ML, NML) の2種類である。

用意した試験体はこれら炭素繊維プレートや接着面の組み合わせを変えたものである。この各試験体の接着状況を図3に示す。

試験体は、中弾性型炭素繊維プレート (NML) を第1、第2層とも使い、接着面は、#180のサンドペーパーで目粗し接着したもの (NML2 試験体)、高強度型炭素繊維プレート (TL) を第1、第2層とも使い、初期製造目粗面を外側に向け、もう一方の内側面は #180サンドペーパーで目粗し接着したもの (UTL2 試験体)、第1層 (内側) に高強度型炭素繊維プレート (TL) を第2層 (外側) に中弾性型炭

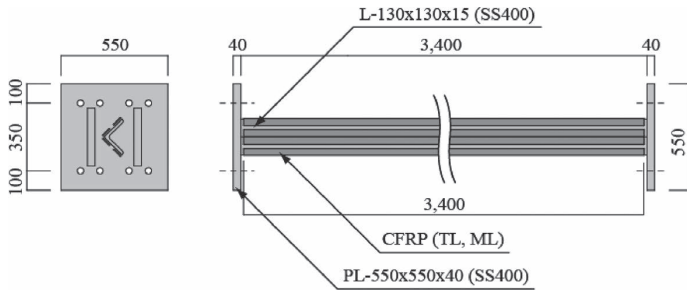


図2 試験体の形状

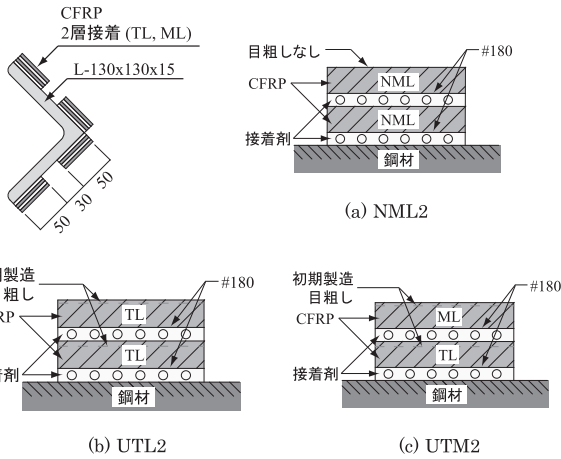


図3 各試験体のCFRP 2層接着状況

素繊維プレート (ML) を用い、各プレートの初期製造目粗面を外側に向け、もう一方の内面は、#180サンドペーパーで目粗して接着したもの (UTM2 試験体)、及び、比較のため無補強の試験体 (N 試験体) の4本を用意した。炭素繊維プレート及び鋼材の素材試験結果を表2に示す。接着には、常温二液硬化型エポキシ樹脂接着剤 (ポンド E258) を用い、常温20度以上で7日間以上養生した。各試験体の接着の層厚を表3に示す。

3.2 載荷方法と計測方法

○加力装置

加力装置の概要を図4、写真1に示す。外形寸法で9,000 mm×6,000 mmのロ型反力フレーム (BH-1,000×450×26×40, BH-800×450×26×40, SS490) に、ストローク500 mm、載荷能力3,000 kNの複胴式油圧ジャッキが設置されている。

試験体の両端には、山形鋼ブレースの弱軸方向にピン中心を100 mm 偏心させて取り付けている。ピンの一方は、反力フレームにピンの他端はロードセルを介してジャッキにボルト接合している。ピン間の有効座屈長さは4,280 mmである。

試験体が強軸方向に変形しないよう、材長の1/3の箇所2点をH形鋼でテフロンシートを用いて挟み込んだ振れ止めを取り付けている。

表1 試験体の名称

試験体名称	CFRPの種類	接着層の厚さ (mm)		備考
		第1層	第2層	
N	-	-	-	無補強
NML2	NML	1.10	1.20	中弾性型 CFRP
UTL2	TL	1.20	1.20	高強度型 CFRP
UTM2	TL, ML	1.10	1.20	高強度・中弾性型 CFRP

表2 素材試験結果

	ヤング係数 kN/mm ²	降伏応力 N/mm ²	引張強度 N/mm ²	破断ひずみ %
CFRP TL	169.1	-	3085	1.52
CFRP ML	295.7	-	2169	0.71
鋼材 (SS400)	205	286	382	28.4

表3 接着剤の力学的特性

ヤング係数 kN/mm ²	曲げ強度 N/mm ²	圧縮降伏強度 N/mm ²	引張強度 N/mm ²	引張せん断付着強度 N/mm ²	衝撃強度 kJ/m ²
2.28 JIS K7208	55.8 JIS K7203	59.0 JIS K7208	34.8 JIS K7113	25.5 JIS K6850	4.2 JIS K7111

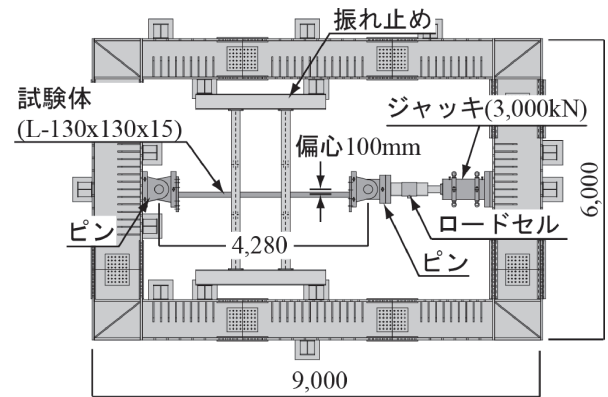


図4 加力装置の概要

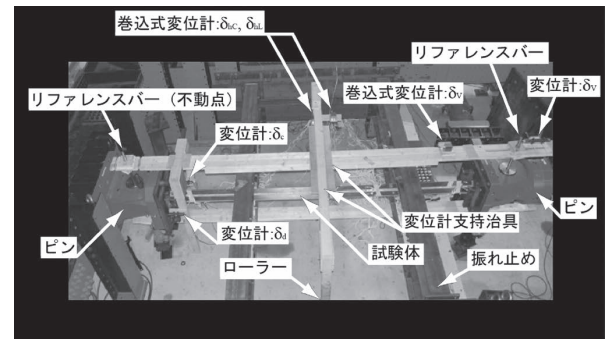


写真1 変位計測治具の概要

○加力プログラム

加力プログラムは、単調圧縮載荷とし、炭素繊維プレートに破壊が生じるまで載荷する。座屈現象を追跡するため、加力の制御はストローク変位制御とした。

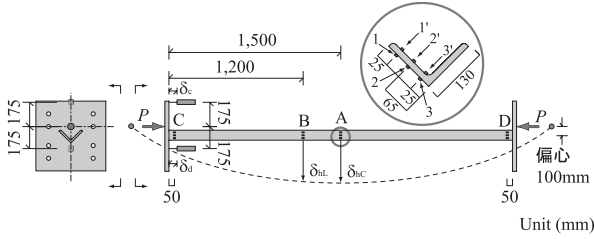


図5 計測諸量の模式図とひずみ測定位置

○計測方法

計測諸量の模式図とひずみ計測位置を図5にそれぞれ示す。

計測は、荷重については、ジャッキ先端に取り付けられたロードセルから、材軸方向荷重： P を、変位については、図5に示す変位計支持治具を用いて、試験体表裏の変位計からの平均値として材軸方向ピン間相対変位： δ_v を、加力心から弱軸方向に175 mm離れた2点に設置した変位計からエンドプレートにおける材軸方向変位： δ_o, δ_d をブレース材中央点及び中央から500 mm離れた位置（B位置）に付けた巻込式変位計により横たわみ： δ_{hc}, δ_{hL} を計測した。ひずみについては、材中央（A位置）、左右材端部（C, D位置）及び中央から500 mm離れた位置（B位置）の断面について、山形鋼断面の表裏計6ヶ所（図5参照）の材軸方向のひずみを検長5 mmの箔ひずみゲージにより計測した。ゲージ番号1及び3の位置のものは無補強試験体を除き、炭素繊維のひずみであり、それ以外（ゲージ番号2, 1'~3'）は鋼材のひずみである。

4. 有限要素法解析の概要

本接着補強工法の効果を吟味するために、実験を行った補強山形鋼圧縮材について、複合非線形有限要素法解析を行うとともに、偏心距離 e を変化させて解析を行って提案するM-N 相関耐力関係式の適用性を検討する。本節では解析の概要を示す。

炭素繊維プレートは、高剛性・高強度の炭素繊維を一方向に引きそろえ、加熱硬化型の樹脂で一体化し板状に加工した材であるため、繊維方向と繊維直交方向との弾性剛性、強度が異なる強い異方性を有している。本節では、これらの材の特性を追跡するために定式化した、弾性応力-ひずみ関係式、破壊条件、弾塑性応力-ひずみ関係式を示す。

4.1 弾性応力-ひずみ関係式

炭素繊維プレートの応力-ひずみ関係を求める。x, y, z の各座標について各方向の弾性材料定数を以下のように記することにする。

E_i : i 軸方向のヤング係数 ($i=1\sim3$)

G_{ij} : $i-j$ 平面のせん断力弾性係数

ν_{ij} : i 軸に直ひずみが作用した時に $j(\neq i)$ 軸に生じる直

ひずみの絶対値との比（ポアソン比）

いま、y, z 平面内は、等方であると仮定すると、各弾性係数間には、次式が成立する。

$$\begin{aligned} E_3 &= E_2, \nu_{31} = \nu_{21}, \nu_{32} = \nu_{23} \\ G_{23} &= \frac{E_3}{2(1-\nu_{23})}, \nu_{12} = \nu_{13} \end{aligned} \quad (7.a \sim d)$$

これらの弾性係数を使うと、各ひずみは、重ね合わせの原理から、次式のように得られる。

$$\begin{aligned} \varepsilon_x &= \frac{\sigma_x}{E_1} - \nu_{21} \frac{\sigma_y}{E_2} - \nu_{21} \frac{\sigma_z}{E_2} \\ \varepsilon_y &= -\nu_{12} \frac{\sigma_x}{E_1} + \frac{\sigma_y}{E_2} - \nu_{23} \frac{\sigma_z}{E_2} \\ \varepsilon_z &= -\nu_{12} \frac{\sigma_x}{E_1} - \nu_{23} \frac{\sigma_y}{E_2} + \frac{\sigma_z}{E_2} \\ \gamma_{xy} &= \frac{\tau_{xy}}{G_{12}} \\ \gamma_{yz} &= \frac{2(1+\nu_{23})}{E_2} \tau_{yz} \\ \gamma_{zy} &= \frac{\tau_{zy}}{G_{12}} \end{aligned} \quad (8.a \sim f)$$

また、エネルギー保存則から、たわみ性係数の対角項は、等しくなることから、次の関係が得られる。

$$\frac{\nu_{21}}{E_2} = \frac{\nu_{12}}{E_1} \quad (9)$$

したがって、独立な材料定数は、 $E_1, E_2, \nu_{12}, \nu_{23}, G_{12}$ の5つである。ちなみに、

$$\nu_{31} = \nu_{21} = \frac{E_2}{E_1} \cdot \nu_{12}$$

となる。

(9) 式を考慮して (8.a ~ f) 式から、逆関係を求めると次式の応力-ひずみ関係が得られる。

$$\begin{aligned} \sigma_x &= \frac{E_2}{(1+\nu_{23})(1-2\nu_{12}\nu_{21}-\nu_{23})} \\ &\quad \cdot \left\{ (1-\nu_{23}^2)\varepsilon_x + \nu_{21}(1+\nu_{23})\varepsilon_y + \nu_{21}(1+\nu_{23})\varepsilon_z \right\} \\ \sigma_y &= \frac{E_2}{(1+\nu_{23})(1-2\nu_{12}\nu_{21}-\nu_{23})} \\ &\quad \cdot \left\{ \nu_{12}(1+\nu_{23})\varepsilon_x + (1-\nu_{12}\nu_{21})\varepsilon_y + (\nu_{12}\nu_{21} + \nu_{23})\varepsilon_z \right\} \\ \sigma_z &= \frac{E_2}{(1+\nu_{23})(1-2\nu_{12}\nu_{21}-\nu_{23})} \\ &\quad \cdot \left\{ \nu_{12}(1+\nu_{23})\varepsilon_x + (\nu_{12}\nu_{21} + \nu_{23})\varepsilon_y + (1-\nu_{12}\nu_{21})\varepsilon_z \right\} \\ \tau_{xy} &= G_{12}\gamma_{xy} \\ \tau_{yz} &= \frac{E_2}{2(1+\nu_{23})}\gamma_{yz} \\ \tau_{zx} &= G_{12}\gamma_{zx} \end{aligned} \quad (10.a-f)$$

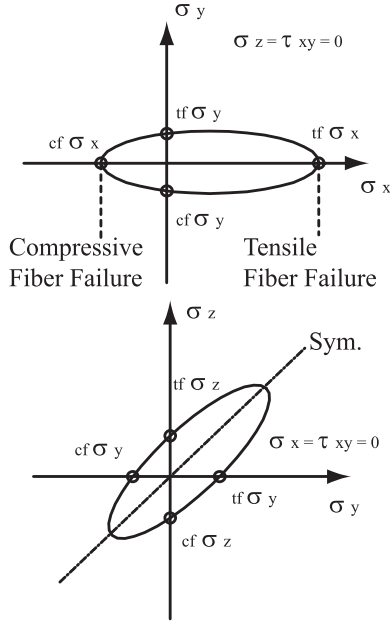
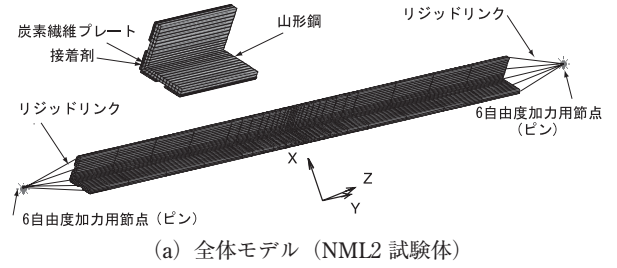
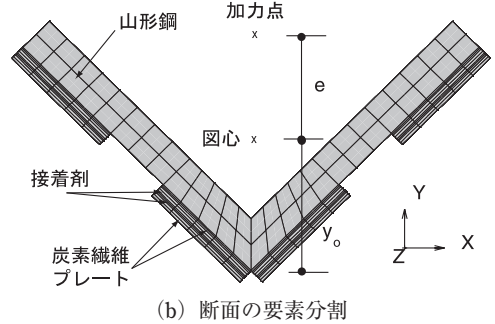


図6 応力空間のCFRPの破壊局面



(a) 全体モデル (NML2 試験体)



(b) 断面の要素分割

図7 有限要素解析モデル

4.2 破壊条件

まず、連続繊維プレートの破壊・塑性条件を考える。

異方向を有し、圧縮力と引張力とで耐力が異なり、かつ、静水圧に依存して耐力が変化する材の破壊条件の一つとして Pariseau と Chen は、以下の条件を提案している。

$$\begin{aligned}
 f(\sigma_{ij}) = & \alpha_1 (\sigma_x - \sigma_y)^2 + \alpha_2 (\sigma_y - \sigma_z)^2 \\
 & + \alpha_3 (\sigma_z - \sigma_x)^2 + \alpha_4 \tau_{xy}^2 + \alpha_5 \tau_{yz}^2 \\
 & + \alpha_6 \tau_{zx}^2 + \alpha_7 \sigma_x + \alpha_8 \sigma_y + \alpha_9 \sigma_z \\
 = & 1
 \end{aligned} \tag{11}$$

ここに、 $f(\sigma_{ij})$ は、破壊関数、 $\alpha_1 \sim \alpha_9$ は、材料定数である。炭素繊維プレートの繊維方向に x 座標を有する直交座標系を定義する。

いま、 $y-z$ 平面内は、等方であると仮定すると、(11) 式 の材料定数間には、次の関係が成立する。

$$\begin{aligned}
 \alpha_1 = \alpha_3, \alpha_4 = \alpha_6, \alpha_8 = \alpha_9 \\
 \alpha_5 = 2(\alpha_1 + 2\alpha_2)
 \end{aligned} \tag{12.a \sim d}$$

(12.a \sim d) 式を (11) 式に代入、整理すると、

$$\begin{aligned}
 f(\sigma_{ij}) = & \alpha_1 \left[(\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_z - \sigma_x)^2 \right] \\
 & + \alpha_2 (\sigma_y - \sigma_z)^2 + \alpha_4 (\tau_{xy}^2 + \tau_{zx}^2) \\
 & + 2(\alpha_1 + 2\alpha_2) \tau_{yz}^2 + \alpha_7 \sigma_x + \alpha_8 (\sigma_y + \sigma_z) \\
 = & 1
 \end{aligned} \tag{13}$$

よって、未知材料定数は、 $\alpha_1, \alpha_2, \alpha_3, \alpha_4, \alpha_7$ 及び α_8 の 5 つである。

(13) 式から得られる破壊・降伏曲面を図 6 に示す。

(13) 式の炭素繊維プレートを材料定数は、以下の 5 つの

材料試験結果により次式のように決定する。

$$\begin{aligned}
 \alpha_1 = & -\frac{1}{2 \cdot cf \sigma_x \cdot tf \sigma_x} \\
 \alpha_7 = & \frac{1}{cf \sigma_x} + \frac{1}{tf \sigma_x} \\
 \alpha_2 = & -\frac{1}{cf \sigma_y \cdot tf \sigma_y} + \frac{1}{2 \cdot cf \sigma_x \cdot tf \sigma_x} \\
 \alpha_8 = & \frac{1}{cf \sigma_y} + \frac{1}{tf \sigma_y} \\
 \alpha_4 = & \frac{1}{f \tau_{xy}^2}
 \end{aligned} \tag{14.a \sim e}$$

ここに、

繊維方向の引張強度： $tf \sigma_x$ 、及び圧縮強度： $cf \sigma_x$

繊維直交方向の引張強度： $tf \sigma_y$ 、圧縮強度： $cf \sigma_y$ 、

せん断強度： $f \tau_{xy}$

ちなみに、

$$f \tau_{yz} = \sqrt{\frac{tf \sigma_x \cdot cf \sigma_x \cdot tf \sigma_y \cdot cf \sigma_y}{tf \sigma_y \cdot tf \sigma_y - 4 \cdot tf \sigma_z \cdot cf \sigma_x}}$$

となる。

4.3 解析モデル

解析対象は、図 7 (a), (b) に示す炭素繊維プレートを 2 層装着した山形鋼縮材 (複合材) で、複合材の図心位置 y_0 から図の y 軸に e だけ偏心させた点で加力用の 6 自由度節点を設け、強制圧縮変位 δ_v を z 軸方向に与える。山形鋼端面の節点とこの加力節点とはリジッドリンクで結合する (炭素繊維プレートと接着剤の端面の節点は自由となっている)。座屈によって X 軸回りに中央からくの字に折れ曲が

表4 試験体形状と断面性能

Name	Angle	ta mm	CFRP 1st Layer	CFRP 2nd Layer	(EI)b kN・m ²	yo mm	ℓ' mm	ℓ mm	N _E kN	M _p kN・m	λ* -
N	L130×130×15	-	-	-	471.1	53.9	3400	4280	253.8	22.8	171
UTL2	L130×130×15	1.2	TL	TL	607.6	52.3	3400	4280	327.4	102.2	151
UTM2	L130×130×15	1.2	ML	TL	658.3	51.7	3400	4280	354.7	90.6	145
NML2	L130×130×15	1.2	ML	ML	706.7	51.4	3400	4280	380.7	79.1	140

ta: 接着層厚, yo: 図心位置, ℓ': 部材長, ℓ: ピン間距離
CFRPの断面は50×2mm, ML: 中弾性型, TL: 高強度型

る対称変形を生じるので、中央部分にはバイアスをかけて要素分割を細かくしている。また、形状、変形の対称性から実際の解析は、1/4解析を行う。接着層の変形や炭素繊維プレートの板幅方向のせん断応力分布を考慮するため1節点3自由度、セレンデビティ族の20節点立体要素（変位法モデル）を採用した。接着層、炭素繊維プレート、鋼板の板幅方向分割は2要素分割とした。

複合非線形の解法は反復法とアップデートラグランジュ法を併用し、増分量は弧長法で決定し、十分収束した解を得るようにした。ひずみエネルギー積分は完全数値積分とした。ひずみのゲージの貼付位置中央点について、形状関数を重みとする平滑化法によって節点位置で求めた値を比較値として採用した。荷重の測定は、軸力 N 、変位の計測は、軸方向変位 δ_v 、中央弱軸方向横たわみ δ_h 、ひずみの計測は、中央断面（A断面）および中央部から500mm離れた点（B断面）の材軸方向直ひずみを計測した（図5参照）。山形鋼の圧延時の残留応力、接着層、炭素繊維プレートの接着剤硬化時の残留応力は考慮していない。形状の初期不整も考慮していない。尚、プレ・ポスト処理はMentant2008、解析はMarc2008、により実行した。

4.4 解析シリーズ

解析シリーズは、L130×130×15の山形鋼圧縮材でピン間距離が4280mmで無補強の試験体（N試験体）断面外側に、高強度炭素繊維プレートTLを4枚2層接着した試験体（UTL2試験体）、第1層はTLを第2層にMLを重ねて同様に接着した試験体（UTM2）、MLを4枚2層接着した試験体（NML2試験体）について偏心量 e を100mmとした実験を解析するシリーズ（解析1）と解析1と同様の試験体について、偏心量を5, 10, 25, 50, 70, 150, 200, 400, 1000, 1100mmと変化した偏心圧縮試験（解析2）を用意した。

解析に用いた試験体の形状、断面性能を表4に、解析用の素材特性を表5に示す。表中の t_a は接着層厚、 $(EI)b$ は複合材の曲げ剛性、 yo は図心位置、 ℓ' は部材長 ℓ ピン間距離、 N_E はオイラー座屈耐力 M_p は複合材の全塑性モーメント λ^* は複合材の換算細長比である。

表5 解析用素材特性

Material	TL (CFRP)	ML (CFRP)	Adhesive	Steel
E_x (Gpa)	169.1	295.7	2.28	205.8
E_y (Gpa)	10.0	7.0	2.28	205.8
G_{xy} (Gpa)	5.0	4.5	1.87	142.9
ν_{xy}	0.34	0.30	0.39	0.28
ν_{yz}	0.34	0.30	0.39	0.28

E_x, E_y : Young's modulus, ν_{xy}, ν_{yz} : Poisson's ratio
 G_{xy} : Shear modulus

Material	TL (CFRP)	ML (CFRP)	Adhesive	Steel
$f^t_{\sigma_x}$ (Mpa)	3058.2	2169.1	34.8	286
$f^c_{\sigma_x}$ (Mpa)	-2485.3	-1676.1	-34.8	-286
$f^t_{\sigma_y}$ (Mpa)	85.7	88.7	34.8	286
$f^c_{\sigma_y}$ (Mpa)	-377.1	-390.4	-34.8	-286
$f^t_{\tau_{xy}}$ (Mpa)	100	85	20.1	165

$f^t_{\sigma_x}, f^t_{\sigma_y}$: Tensile Failure (Yeild) stress

$f^c_{\sigma_x}, f^c_{\sigma_y}$: Compressive Failure (Yeild) stress

$f^t_{\tau_{xy}}$: Shearing Strength (Yield stress)

5. 解析結果と考察

解析結果を、解析1について図8~11、表6、写真2に、解析2について図12~15に示す。

図8には、N試験体について山形鋼材の全塑性軸力 P/P_{sy} と、塑性伸び変形 δ_v/δ_{sy} と無次元化した軸力 (P/P_{sy}) と、塑性伸び変形 δ_v/δ_{sy} との関係を(a)に、 (P/P_{sy}) と、座屈長さ δ_{hL} で無次元化した、中央横たわみ (δ_{hL}/ℓ) と中央から500mm離れた点の横たわみ (δ_{hL}/ℓ) との関係を(b)に (P/P_{sy}) と、A断面、及びB断面位置の表面のひずみ $(\epsilon_{A1}, \epsilon_{A2}, \epsilon_{A3})$ 及び $(\epsilon_{B1}, \epsilon_{B2}, \epsilon_{B3})$ との関係を(c)及び(d)に、実験値とともに示す。図9には、図8と同様の関係をNML2試験体について示す。図10は、NML2試験体の第1層接着材の最大変形時における、相当応力と相当塑性ひずみの分布をCFRPの端部について示す。図11はNML2試験体の第1層目、第2層目のCFRPの最大変形時における破壊指標の分布を材中央部について示す。

表6には実験で得られた最大圧縮軸力、最大中央変位、中央から500mmの最大横たわみ、破断時のCFRP最大ひ

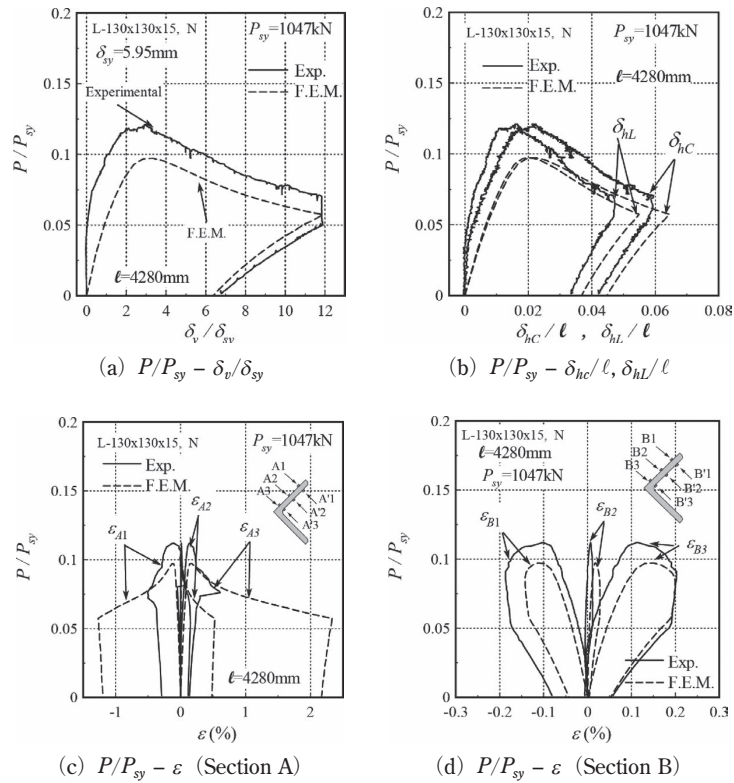


図8 N試験体（無補強試験体）の解析結果

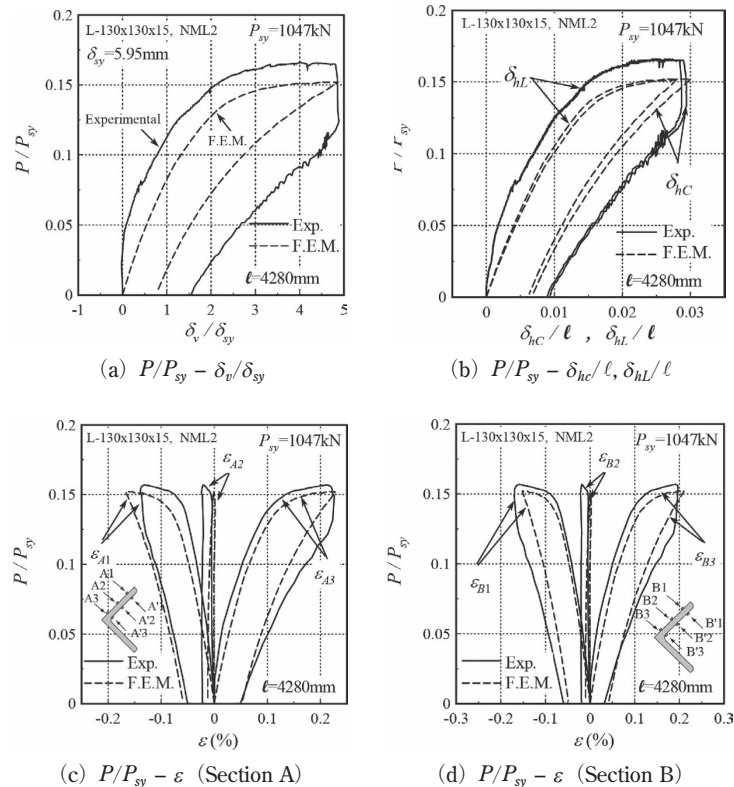
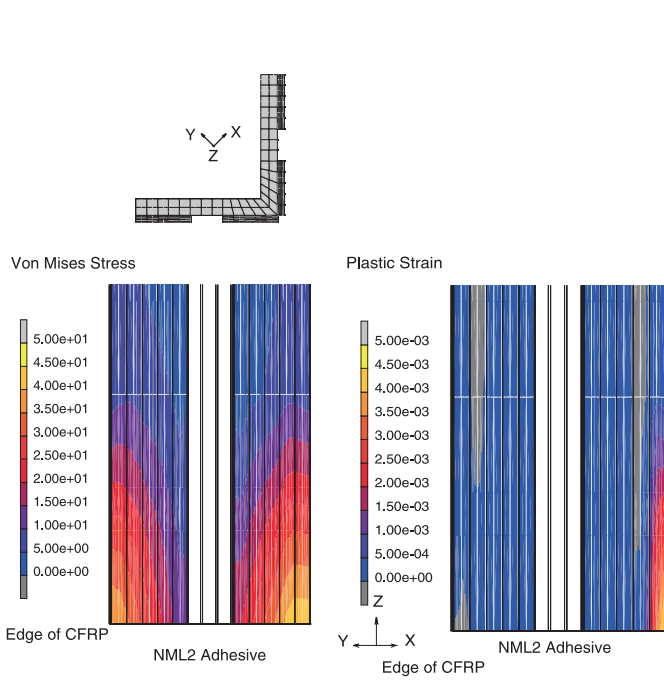


図9 NML2試験体（補強試験体）の解析結果

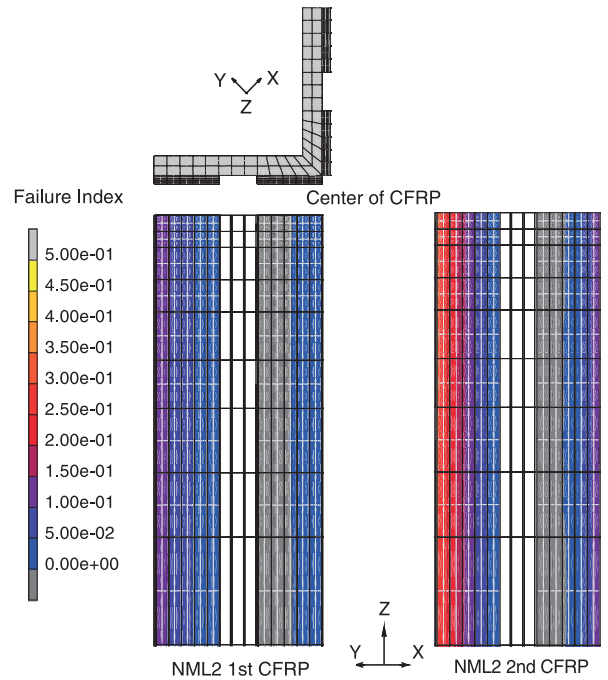
ずみ、破断状況と、F.E.M解析から得られた、最大変形時の(13)式から求めた破壊指標の値 $f(\sigma_{ij})$ を示す。最大圧縮軸力、最大横たわみについては、実験値に対するF.E.M解析値との比を()内に示す。写真2にはN, NML2, 及

びUTL2試験体の試験終了後の状況を示す。図12, 13, 14, 15に、それぞれN試験体, UTL2試験体, UTM2試験体, NML2試験体の断面をもつ圧縮材のN-M相関耐力関係を偏心距離 $e = 100 \text{ mm}$ の実験結果と(6.b)式の耐力関係



(a) 相当応力 (b) 塑性ひずみ

図10 接着材の相当応力, 相当塑性ひずみ分布 (NML2 試験体, 第1層端部)



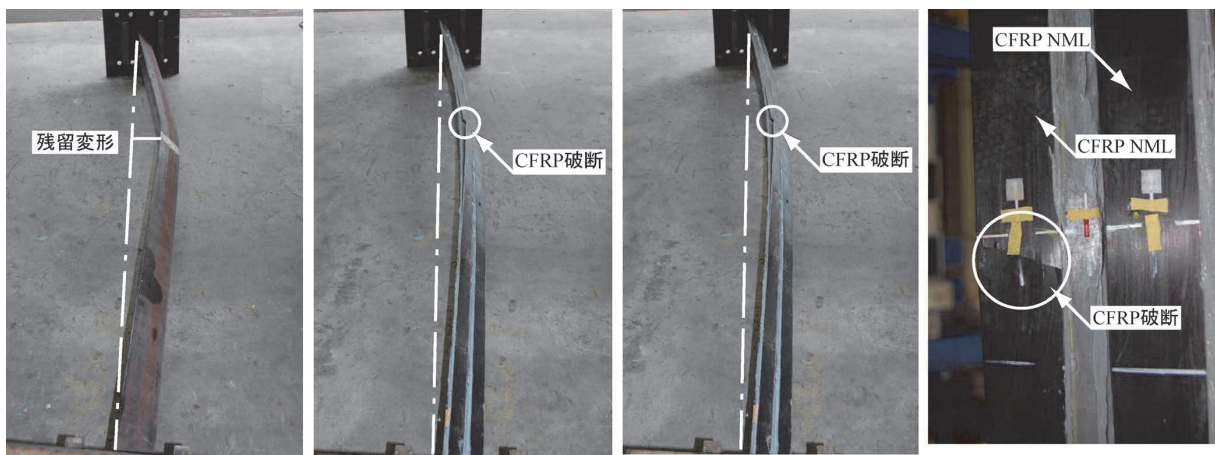
(a) 第1層 (b) 第2層

図11 CFRP 破壊指標値の分布 (NML2 試験体, 第1, 2層中央部)

表6 実験・解析結果

試験体名称	最大圧縮耐力 kN	最大中央点 横たわみ mm	中央から 500 mm の最大横たわみ mm	破壊指標の 解析値 -	破壊時の CFRP 最大ひずみ μ	破壊状況
NML2	174 (0.91)	126.0 (1.02)	123.0 (0.97)	0.373	2284	CFRP 中央部材直交方向破断
UTM2	162 (0.90)	151.0 (1.02)	147.4 (0.97)	0.483	2503	CFRP 中央部材直交方向破断
UTL2	139 (0.98)	221.2 (1.00)	201.2 (1.01)	0.228	3888	CFRP 中央部材直交方向破断
N	127 (0.80)	254.8 (1.08)	202.6 (1.05)	-	-	中央部が局部変形

() 内は, 解析値との比



(a) N 試験体 (b) NML2 試験体 (c) UTL2 試験体 (d) NML2 試験体 (詳細)

写真2 試験終了後の状況

式と併に示す。以下に各項目に分けて考察を示す。

○最大圧縮耐力

図9 (a), 表6より, 中弾性型炭素繊維を接着するもの (NML2, UTM2 試験体) は, 最大圧縮耐力を向上させるの

に効果的であり, 無補強試験体と比べ NML2 試験体で約 1.40倍, UTM2 試験体で約1.30倍最大圧縮耐力を向上させることができる。これは, 中弾性型炭素繊維プレートの補強効果が高強度炭素繊維プレートのそれに比べて高いの

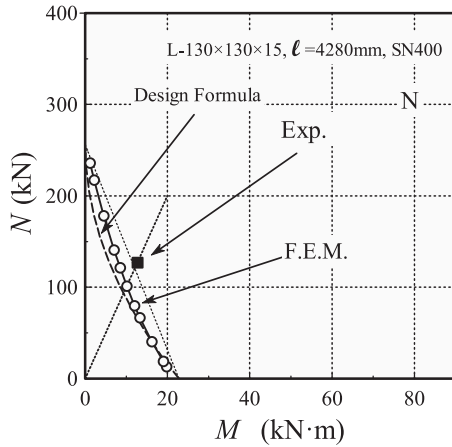


図12 N-M 相関耐力関係 (N 試験体)

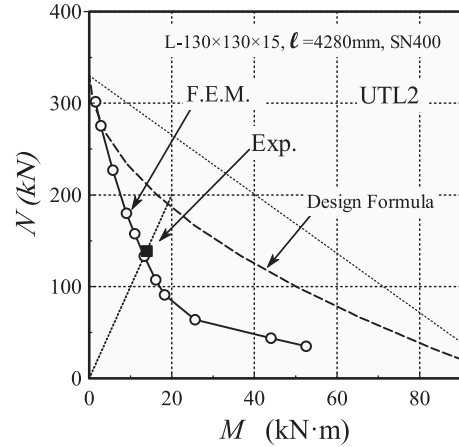


図13 N-M 相関耐力関係 (UTL2 試験体)

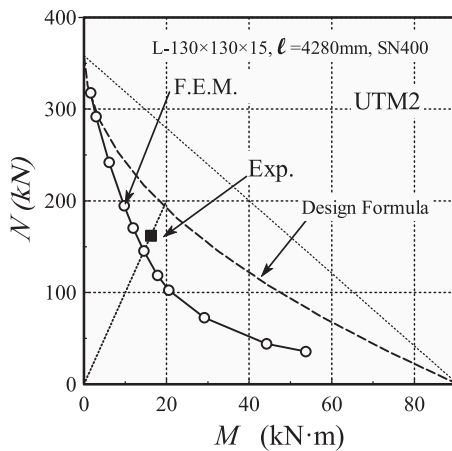


図14 N-M 相関耐力関係 (UTM2 試験体)

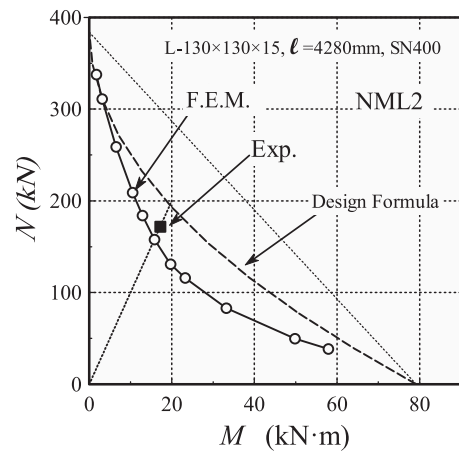


図15 N-M 相関耐力関係 (NML2 試験体)

は、炭素繊維プレートの繊維方向のヤング係数が鋼材に較べて1.40倍と高いためである。

有限要素解析値の軸力-軸縮み関係は、実験値のそれと較べ25~20%程度軸力が小さいものの、炭素繊維プレート補強による耐力上昇の程度を良好に予測している。解析値が実験値より低めとなるのは、実験で用いたピンの摩擦力により抵抗曲げモーメントが増大するためと考えられる。

○残留変形状

図8 (b), 9 (b), 写真2より、無補強試験体 (N 試験体) では、中央部の横たわみ: δ_{hc} と中央部からの 500 mm の位置の横たわみ: δ_{hl} との差が大きく、除荷後の残留横たわみが大きい。一方、炭素繊維プレートで補強した試験体の δ_{hc} と δ_{hl} の差は、比較的小さく、除荷時の残留横たわみは小さい。有限要素法の解析値からも同様の傾向が示唆されている。

図8 (c, d), 9 (c, d), より、N 試験体では最大耐力後、耐力低下に伴って、A 位置のひずみが集中して生じる一方、NML2, UTL2, UTM2 試験体では、B 位置も同等のひずみが生じる。図10の圧縮材中央部における相当塑性ひずみ分布からも NML2 試験体の塑性化が分散していることがわかる。有限要素解析値は、塑性変形の局所化による横たわみの挙動変化や、残留変位等を良好に再現している。

以上のことから、炭素繊維プレートを接着する補強により座屈に起因して生じる塑性ひずみ集中を緩和でき、残留横たわみも軽減しうることがわかる。

○破壊性状と接着特性

図8 (c, d), 9 (c, d), 写真2, 表6より、補強試験体はすべて、破壊は接着界面ではなく炭素繊維プレートの中央の軸方向に破断した。破断時の炭素繊維プレートのひずみは、NML2 試験体で 2000 μ , UTL2 試験体で 4000 μ , UTM2 試験体で 2600 μ , であり、直下の鋼材は塑性化が生じているにも関わらず接着剤で破壊が生じていない。図10から第1層の接着材のCFRP 端部において、端部から 150 mm の長さの範囲の相当応力が高くなるものの最大変形時において、端部隅角部に、0.45%程度のみわずかな相当塑性ひずみが、NML2 試験体のみに見られた。このことから、採用した接着剤は十分な接着性能を有することがわかる。

図11, 表6から、CFRPの破壊指標 ((13) 式の $f(\sigma_{ij})$) は NML2 試験体の第2層表面、材中央で最大となるが、その値は0.373である。より詳細な応力評価するとともに、より精度の高い破壊指標を検討する必要があると考えられる。

補強試験体すべてについて、炭素繊維が幅方向に破断した事実は、全強度まで新素材である炭素繊維プレートの優れ

た性能を利用できた補強が可能であることを示唆している。

○相関耐力関係

図12~15から、N 試験体を除いて、偏心量 $e = 100$ mm の有限要素解と実験値は良好な対応を示す。

強度の高い炭素繊維プレート TL を用いた UTL2, UTM2 試験体では、M-N 相関耐力関係は外側に凹となる傾向が強くなる(6.b) 式の適合度は悪くなる一方、NML2, N 試験体の M-N 相関耐力関係は、(6.b) 式との整合性はよく、式右辺第1項のモーメント拡大係数で十分表現できる。

5. まとめ

炭素繊維プレートによる山形鋼圧縮材に対する補強の実用性を検討するため、実大試験体について単調偏心圧縮座屈試験を行うとともに、複合非線形有限要素解析を行って、補強効果を吟味した。その際、炭素繊維プレートの異方性や破壊条件を精密にし、有限要素法解析により補強山形鋼ブレース材の炭素繊維プレートの破断限界の推定を行った。得られた知見は以下のように要約できる。

- 1) ピン摩擦力の影響で最大耐力の実験値は解析値と比べて1~2割高くなる。
- 2) 解析値は、炭素繊維接着補強による耐力上昇の程度や塑性変形の局所化による挙動変化や残留変形等を良好に再現している。
- 3) NML2 及び UTM2 の接着形式では、最大圧縮耐力は約1.4, 1.3倍増大できる。また、塑性率で2までは炭素繊維は変形に追従する。
- 4) 無補強試験体では、中央部の横たわみが大きく生じる座屈波形となり、残留横たわみが大きい一方、NML2, UTM2 の形式で炭素繊維を接着すれば、残留横たわみは大幅に軽減できる。
- 5) 中弾性型炭素繊維プレートの初期製造目粗面を上面とする接着をすれば、炭素繊維プレートは大きな変形に追従し接着界面ではなくプレートが破断する。
- 6) NML2, UTM2 の接着形式によれば、炭素繊維プレートの強度を十分に引き出す補強が、実大山形ブレースについても実施できる。
- 7) 提案した破壊指標は、破壊時に0.23~0.48程度となり、より高精度の破壊則が必要である。
- 8) N-M 相関耐力関係は高強度型炭素プレートを用いた場合は、外側に凹となる傾向が強くなり適合度は劣化する一方、中弾性型炭素プレートを用いた場合は、N-M 相関耐力関係式では全塑性耐力とモーメント拡大係数を考慮した形を用いるとよく整合する。

今後全てのケースで整合する様な Mp 算定法を考案する必要がある。

謝 辞

本研究では、広島工業大学「高性能構造システム開発センター」(代表者 高松隆夫教授)のプロジェクトの一環として実施されました。実験実施にあたり、2007-2010年度広島工業大学建築工学科玉井研究室、高松研究室の学生には、多大な協力を得た。ここに記し謝意を表します。

文 献

- 1) El Damatty, A.A, Abushagur, M, Yousserf, M.A: Experimental and analytical investigation of steel beams rehabilitated using GFRP sheets, steel and Composite Structures, Vol. 13, No 6, pp. 421-438, 2003.3.
- 2) 渡辺憲市, 板垣一也, 鈴木博之: 炭素繊維補強化樹脂版による鋼橋の補強, 鋼構造年次論文報告集, 第8巻, pp. 679-682, 2000.11.
- 3) 玉井宏章, 高松隆夫, 原 伸幸, 灰谷徳治, 服部明生: 炭素繊維プレートによる鋼構造建物小ばりの曲げ補強について, 鋼構造年次論文報告集, 第13巻, pp. 523-530, 2005.11.
- 4) 玉井宏章, 高松隆夫, 櫻庭 誠, 灰谷徳治, 服部明生: 炭素繊維プレートによる山形鋼ブレース材の圧縮補強について, 鋼構造年次論文報告集, 第13巻, pp. 553-560, 2005.11.
- 5) 櫻庭 誠, 玉井宏章, 高松隆夫, 灰谷徳治, 服部明生: 炭素繊維プレートによる補強山形ブレース材の正負交番繰返し載荷実験, 鋼構造年次論文集, 第14巻, pp. 437-444, 2006.11.
- 6) 玉井宏章, 高松隆夫, 櫻庭 誠, 灰谷徳治, 服部明生: 連続繊維プレートと鋼材との接着特性に関する有限要素解析, 鋼構造年次論文集, 第13巻, pp. 537-544, 2005.11.
- 7) 座古 勝, 松本金矢: 複合材料の挙動解析, 朝倉出版, pp. 33-46, 1998.3.
- 8) 服部明生, 玉井宏章, 山西央朗, 高松隆夫, 小澤吉幸: 炭素繊維プレートによる山形鋼圧縮材の接着補強設計式に関する実験的研究, 日本建築学会構造系論文集, 第659号, pp. 175-183, 2011.1.
- 9) 玉井宏章, 高松隆夫, 服部明生, 小澤吉幸: 炭素繊維プレートによる補強実大山形鋼ブレースの座屈実験, 鋼構造年次論文報告集, 第16巻, pp. 619-626, 2008.11.
- 10) 日本建築学会: 鋼構造塑性設計指針, 第2版2刷, pp. 97-105, 2010.5.
- 11) Theodore, V, Galmbos, Guide to Stability Design Criteria for Metal Structure, 5th Edition, pp. 323-356 418-428, John Wiley & Sons, INC, 1998