

炭素繊維プレートによる角形鋼管圧縮材の接着補強について

玉井 宏章^{*}, 御厨 健太^{**}, 國廣 智志^{***}On Compressive Force Rehabilitation For Hollow Section Member Using
Carbon Fiber Reinforced Plastic Plates

Part1 Analytical Investigation

by

Hiroyuki TAMAI^{*}, Kenta MIKURIYA ^{**}, and Satoshi KUNIHIO ^{***}

The authors have developed a tensile force strengthening method using bonded carbon fiber reinforced plastic (CFRP) plate to enhance the life of existing buildings. A rehabilitation technique for compressive force strengthening as well as tensile force strengthening is required to enhance the strength and deformation of steel structure members. This paper reports the results of compression and cyclic loading analysis conducted on an hollow section steel member before and after rehabilitation using CFRP plates. These results show enhanced axial force carrying capacity and plastic deformation capacity of the member by bonding CFRP plate and the proposed rehabilitation is effective for compression member of steel structure.

Key words : Carbon fiber reinforced plastic plate , Angle steel member , Bonding , Buckling , Monotonic loading testes

1. はじめに

著者等は炭素繊維プレート(以下, CFRP)を補修材に選定し,これを鋼構造建築物に接着することによって,耐環境性能,耐震性能を向上させる,耐震補強工法,長寿命化技術の提案・開発を行っている^{1),2)}.

鋼構造部材には,それら部材断面形状を起因として,引張力に対しては本質的に耐性があるものの,圧縮力に対しては座屈現象が生じ,耐荷力は著しく減少する場合がある.

炭素繊維プレートによる鋼構造トラス材の圧縮補強への可能性を検討するため,角形鋼管圧縮材に炭素繊維プレートを接着した試験体について,単調圧縮載荷試験を行って,その最大耐力や塑性変形性能に対する補強効果について検討する.

この角形鋼主材の補強設計を実際に行うためには,補強効果を単純に表現できる設計式や補強設計資料が必要となる.

そこで本研究では,補強角形鋼圧縮材について座屈長さを変化させた試験体について単調圧縮解析を行い,細長比と座屈耐力の関係,いわゆるカラムカーブ(座屈耐力曲線)を求め,角形鋼管トラス材の圧縮補強設計式を検討する.

2. 圧縮試験の概要

2.1 試験体形状

図1に試験体形状,表1に試験体シリーズを示す.試験体は,角形鋼管(□-60x60x3.2,鋼種:STKR400)の両

^{*} システム科学部門 (Division of System Science)

^{**} 工学研究科 (Graduate School of Engineering)

^{***} 工学部 (Faculty of Engineering)

端に鋼板(L-250x250x12)をその中心を角形鋼管の図心に一致させて溶接し、角形鋼管圧縮材に炭素繊維プレート(幅50mm、鋼材との接着長は全長-20mmとする)を接着したものである。表2に接着剤、CFRP及び鋼材の素材特性を示す。

炭素繊維プレートの接着形式は、中弾塑性型炭素繊維プレート(CFRP(ML))を角形鋼管に2層(8枚)接着した形式とした。CFRPを二液硬化型エポキシ樹脂接着剤(KS)で貼付けている。

細長比を変化させるように材長1200mm,2000mm,2800mmとした試験体を用意し、上述のCFRPによる補強をしたものとししないもの計6体を用意した。

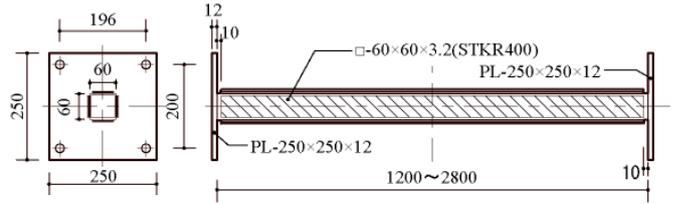


図1 試験体形状

表1 試験体シリーズ

(a) 無補強試験体			(b) 補強試験体		
試験体名	ℓ mm	λ -	試験体名	ℓ mm	λ^* -
□60-51N	1200	51	□60-30C	1200	30
□60-85N	2000	85	□60-50C	2000	50
□60-119N	2800	119	□60-69C	2800	69

表2 素材特性

Material	ML(CFRP)	Adhesive	Steel
E_x (GPa)	295.7	2.28	205.8
E_y (GPa)	7.0	2.28	205.8
E_{xy} (GPa)	4.5	1.87	142.9
ν_{xy}	0.30	0.39	0.28
ν_{yz}	0.30	0.39	0.28

Material	ML(CFRP)	Adhesive	Steel
σ_x (MPa)	2169.1	34.8	286
σ_y (MPa)	-1676.1	-34.8	-286
σ_z (MPa)	88.7	34.8	286
τ_{xy} (MPa)	-390.4	-34.8	-286
τ_{yz} (MPa)	85	20.1	165

2.2 試験装置

試験装置の全体、上端ピンの詳細を図2(a),(b)に示す。試験体の両端に、1方向に自由に回転することのできるピンが取り付けられており、2000kN容量のアムスラー試験機により圧縮力が作用し、上端のピンが鉛直方向のみ移動するようになっている。载荷プログラムは、全試験体とも単調中心圧縮とする。

2.3 計測方法

材軸方向荷重 P はアムスラー試験機の荷重計から、変位は図3(b)に示すように試験体の中央たわみ量 δ_h 、角形鋼管圧縮材の図心から150mm離れた2点で材軸方向相対変位 (δ_a, δ_b) をそれぞれ計測する。無補強試験体と補強試験体の各部の塑性変形の様子を確認するため、無補強の試験体では鋼材表面に、補強試験体ではCFRPと角形鋼管圧縮材の表面に図3(a)のように貼付けた。

変位の計測値から、試験体の軸縮み δ_v 、上ナイフエッジ回転角 θ_t を次式により算定した。計測諸量の模式図を図3(b)に示す。

$$\delta_v = \frac{\delta_a + \delta_b}{2}, \quad \theta_t = \frac{\delta_a - \delta_b}{D} \quad (1)$$

ここに $D=2 \times 150(\text{mm})$ である。

2.4 加力偏心量の検証法と整理法

座屈現象の挙動は、初期不整に敏感で、特に、加力点の偏心が実験結果に影響する。载荷初期の試験結果から、弾性範囲の荷重 P と中央たわみ δ_h 及び材端回転角 θ_u, θ_t の関係が得られれば、偏心量は推定できる。材の弾性曲げ剛性が一樣で、上下端部の加力点の偏心量 e が同じと仮定すると、次式の関係が得られる³⁾。

$$\delta_h = \frac{M_o}{P} \left(\frac{1}{\cos \frac{\kappa \cdot L}{2}} - 1 \right) \quad (2.a)$$

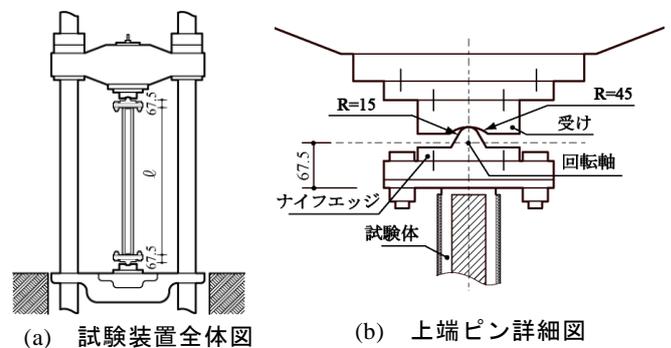


図2 試験装置の概要

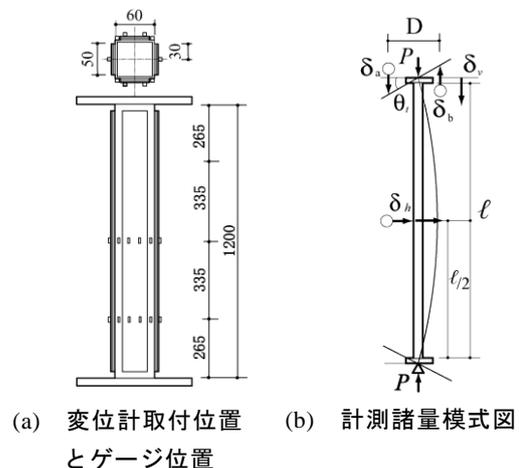


図3 計測諸量の模式

$$\theta_u = \theta_l = \frac{M_o \cdot L}{2 \cdot (EI)_b} \cdot \frac{\tan \frac{\kappa \cdot L}{2}}{\frac{\kappa \cdot L}{2}} \quad (2.b)$$

ここに、

$$\kappa^2 = \frac{P}{(EI)_b} \quad M_o = P \cdot e \quad (3.a.b)$$

であり、 L は座屈長さ、 $(EI)_b$ は、次式で与えられる複合材の曲げ剛性である。

$$(EI)_b = \int_A E(y) \cdot y^2 dA \quad (3.c)$$

y は中立軸位置を原点とする弱軸方向の座標、 $E(y)$ は y 座標位置の材軸方向ヤング係数、 A は複合材断面全体を、 dA は面積素を表す。(2.a.b)式の関係と実験値とを比較すれば、偏心量 e の大きさが推定できる。

また、設計の便のため、実験により得られた最大圧縮荷重値 P_{max} より各試験体の換算細長比 λ^* として次式を用いて求めた。

$$\lambda^* = \sqrt{\frac{\pi^2 \cdot E_s \cdot A_s}{P_{max}}} \quad (4.a)$$

また、換算細長比 λ^* は、次式のように定義されるものである。

$$\lambda^* = \frac{L}{i^*}, \quad i^* = \sqrt{\frac{(EI)_b}{E_s \cdot A_s}} \quad (4.b.c)$$

ここに、 E_s, A_s は鋼部材のヤング率及び断面積である。

3. 設計式

3.1 中心圧縮耐力算定式

本節では、提案する炭素繊維プレートで補強した角形鋼管圧縮材の中心圧縮耐力算定式を示す。以下に設定した仮定を示す。

- 1)この複合材の圧縮応力は、鋼材のみの断面積で基準化する。
- 2)複合材の降伏応力度には、鋼材の降伏ひずみ分で生じる炭素繊維プレートの寄与軸力を加算できる。
角形鋼管圧縮材の圧縮耐力 σ_e を次式で算定する²⁾。

$$\lambda^* > \Lambda^* \text{のとき} \quad \lambda^* \leq \Lambda^* \text{のとき}$$

$$\sigma_e = \frac{\alpha \cdot \sigma_y^*}{\left(\frac{\lambda^*}{\Lambda^*}\right)^2}, \quad \sigma_e = \left\{1 - (1 - \alpha) \cdot \left(\frac{\lambda^*}{\Lambda^*}\right)^2\right\} \cdot \sigma_y^* \quad (5.a.b)$$

ここに、

$$\Lambda^* = \sqrt{\frac{\pi^2 \cdot E_s}{\alpha \cdot \sigma_y^*}}, \quad \lambda^* = \frac{\ell}{i^*}$$

$$i^* = \sqrt{\frac{(EI)_b}{E_s \cdot A_s}}, \quad \sigma_y^* = \frac{\sum_{i=1}^n E_{c,i} \cdot \frac{\sigma_{sy}}{E_s} \cdot A_{c,i} + \sigma_{sy} \cdot A_s}{A_s} \quad (6.a\sim d)$$

α : 非弾性領域を表す実験定数($\alpha=0.6$)
 $\lambda^*, \Lambda^*, \sigma_y^*, i^*$: 複合材の細長比, 限界細長比, 換算降伏応力, 換算断面2次半径

ℓ : 座屈長さ

E_s, A_s, σ_{sy} : 角形鋼管圧縮材の弾性係数, 断面積, 降伏応力度

$E_{c,i}, A_{c,i}$: i 層目の炭素繊維プレートのヤング係数と断面積

n : 炭素繊維プレートの層数($n < 5$)

$(EI)_b$: 複合材の曲げ剛性

圧縮耐力 σ_e から軸耐力 p_e を求める際には、次式を用いる。

$$p_e = \sigma_e \cdot A_s \quad (7)$$

3.2 M-N 相関耐力算定式

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4参照)

$$(EI)_b \cdot \frac{d^2 v}{dx^2} + N \cdot v + M_1 - (1 + \kappa) \cdot M_1 \cdot \frac{x}{\ell} = 0 \quad (8)$$

(8)式の解は陽に解け、解から求めた曲げモーメント分布は、次式で表される^{4),5)}。

$$M = -(EI)_b \cdot \frac{d^2 v}{dx^2}$$

$$= M_1 \cdot \left\{ \left(\frac{-\kappa - \cos Z}{\sin Z} \right) \cdot \sin \left(Z \cdot \frac{x}{\ell} \right) + \cos \left(Z \cdot \frac{x}{\ell} \right) \right\} \quad (9.a)$$

ここに、

$$Z = \pi \cdot \sqrt{\frac{N}{N_E}}, \quad N_E = \frac{\pi^2 \cdot (EI)_b}{\ell^2} \quad (9.b)$$

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。

$$M_{max} = \frac{M_1}{\cos \left(Z \cdot \frac{x_o}{\ell} \right)} \quad (10.a)$$

$$\frac{x_o}{\ell} = \arctan \left(\frac{-\kappa - \cos Z}{\sin Z} \right) / Z \quad (10.b)$$

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。

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

$$M_{max} = C_M \cdot \frac{M_1}{1 - \frac{N}{N_E}} \quad (11.a)$$

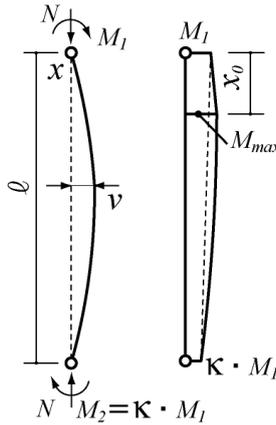


図4 曲げと圧縮力を受ける部材の曲げモーメントの釣り合い

$$C_M = \frac{\sqrt{(1+\kappa)^2 - 4 \cdot \kappa \sin^2(Z/2)}}{2 \cdot \sin(Z/2)} \quad (11.b)$$

初期降伏点後の曲げモーメントー曲率関係、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⁴⁾。

$$\frac{N}{N_{cr}} + \frac{M}{M_p} = 1 \quad (12)$$

ここに N_{cr} は中心圧縮時の座屈強度、 M_p は全塑性モーメントである。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には、

$$\frac{N}{N_E} + \frac{C_M \cdot M_1}{\left(1 - \frac{N}{N_E}\right) \cdot M_p} = 1 \quad (13.a)$$

となり、 M_1 について解き、等曲げ時を考えると、

$$M_1 = \left(1 - \frac{N}{N_E}\right) \cdot \left(1 - \frac{N}{N_E}\right) \cdot \frac{M_p}{C_M} = \left(1 - \frac{N}{N_E}\right)^2 \cdot M_p \quad (13.b)$$

試験体の M-N 相関耐力をこの(13.b)式と比較する。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。

4. 有限要素法解析の概要

4.1 CFRP プレート

炭素繊維プレートは、高剛性・高強度の炭素繊維を一方方向に引きそろえ、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

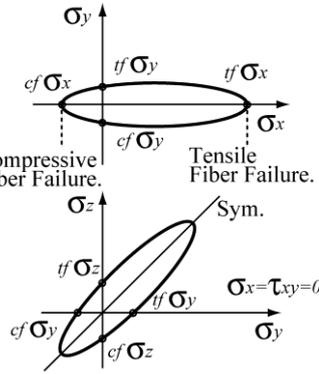


図5 応力空間のCFRPの破壊曲線

した、弾性応力ーひずみ関係式、破壊条件、弾塑性応力ーひずみ関係式を示す。

○弾性応力ーひずみ関係式

炭素繊維プレートの応力ーひずみ関係は、 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表し、 y, z 平面内は、等方であると仮定したものをを用いる。

E_i : i 軸方向のヤング係数 ($i=x,y,z$)

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 $j(j \neq i)$ 軸に生じる直ひずみの絶対値との比(ポアソン比)

直交異方性材である CFRP の弾性応力ーひずみ関係式は次式となる。

$$\begin{aligned} \sigma_x &= \frac{E_x}{(1+\nu_{yz}) \cdot (1-2 \cdot \nu_{xy} \cdot \nu_{yx} - \nu_{yz})} \\ &\quad \cdot \left\{ (1-\nu_{yz}^2) \cdot \varepsilon_x + \nu_{yx} \cdot (1+\nu_{yz}) \cdot \varepsilon_y + \nu_{yx} \cdot (1+\nu_{yz}) \cdot \varepsilon_z \right\} \\ \sigma_y &= \frac{E_y}{(1+\nu_{yz}) \cdot (1-2 \cdot \nu_{xy} \cdot \nu_{yx} - \nu_{yz})} \\ &\quad \cdot \left\{ \nu_{xy} \cdot (1+\nu_{yz}) \cdot \varepsilon_x + (1-\nu_{xy} \cdot \nu_{yx}) \cdot \varepsilon_y + (\nu_{xy} \cdot \nu_{yx} + \nu_{yz}) \cdot \varepsilon_z \right\} \\ \sigma_z &= \frac{E_z}{(1+\nu_{yz}) \cdot (1-2 \cdot \nu_{xy} \cdot \nu_{yx} - \nu_{yz})} \\ &\quad \cdot \left\{ \nu_{xy} \cdot (1+\nu_{yz}) \cdot \varepsilon_x + (\nu_{xy} \cdot \nu_{yx} + \nu_{yz}) \cdot \varepsilon_y + (1-\nu_{xy} \cdot \nu_{yx}) \cdot \varepsilon_z \right\} \\ \tau_{xy} &= G_{xy} \cdot \gamma_{xy} \quad \tau_{yz} = \frac{E_y}{2 \cdot (1+\nu_{yz})} \cdot \gamma_{yz} \\ \tau_{zx} &= G_{xy} \cdot \gamma_{zx} \end{aligned} \quad (14.a\sim f)$$

○破壊条件

炭素繊維プレートの破壊条件を考える。

異方性を有し、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。^{6),7)}

$$\begin{aligned} f(\sigma_{ij}) &= \alpha_1 (\sigma_x - \sigma_y)^2 + \alpha_2 (\sigma_y - \sigma_z)^2 \\ &\quad + \alpha_3 (\sigma_z - \sigma_x)^2 + \alpha_4 \tau_{xy}^2 + \alpha_5 \tau_{yz}^2 \\ &\quad + \alpha_6 \tau_{zx}^2 + \alpha_7 \sigma_x + \alpha_8 \sigma_y + \alpha_9 \sigma_z \\ &= 1 \end{aligned} \quad (15)$$

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、(15) 式の材料定数間には、次の関係が成立する。

$$\begin{aligned} \alpha_1 &= \alpha_3, \quad \alpha_4 = \alpha_6, \quad \alpha_8 = \alpha_9 \\ \alpha_5 &= 2 \cdot (\alpha_1 + 2\alpha_2) \end{aligned} \quad (16.a\sim d)$$

(16.a~d)式を(8)式に代入、整理すると

$$\begin{aligned}
f(\sigma_{ij}) &= \left\{ \alpha_1 (\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_z - \sigma_x)^2 \right\} \\
&\quad + \alpha_2 (\sigma_y - \sigma_z)^2 + \alpha_4 (\tau_{xy}^2 + \tau_{zx}^2) \\
&\quad + 2(\alpha_1 + 2\alpha_2)\tau_{yz}^2 + \alpha_7 \sigma_x + \alpha_8 (\sigma_y + \sigma_z) \\
&= 1 \tag{17}
\end{aligned}$$

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

(17)式から得られる破壊曲面を図5に示す。

(17)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。

$$\begin{aligned}
\alpha_1 &= \frac{1}{2 \cdot {}_{cf}\sigma_x \cdot {}_{if}\sigma_x}, \quad \alpha_7 = \frac{1}{{}_{cf}\sigma_x} + \frac{1}{{}_{if}\sigma_x} \\
\alpha_2 &= -\frac{1}{{}_{cf}\sigma_y \cdot {}_{if}\sigma_y} + \frac{1}{2 \cdot {}_{cf}\sigma_x \cdot {}_{if}\sigma_x} \\
\alpha_4 &= \frac{1}{f\tau_{xy}^2}, \quad \alpha_8 = \frac{1}{{}_{cf}\sigma_y} + \frac{1}{{}_{if}\sigma_y} \tag{18.a~e}
\end{aligned}$$

ここに、

繊維方向の引張強度: ${}_{if}\sigma_x$, 及び圧縮強度: ${}_{cf}\sigma_x$

繊維直交方向の引張強度: ${}_{if}\sigma_y$, 圧縮強度: ${}_{cf}\sigma_y$

せん断強度: $f\tau_{xy}$

ちなみに、 $f\tau_{xy}$ を ${}_{if}\sigma_x$, ${}_{cf}\sigma_x$, ${}_{if}\sigma_y$, ${}_{cf}\sigma_y$ で表すと

$$f\tau_{yz} = \sqrt{\frac{{}_{if}\sigma_x \cdot {}_{cf}\sigma_x \cdot {}_{if}\sigma_y \cdot {}_{cf}\sigma_y}{{}_{if}\sigma_y \cdot {}_{if}\sigma_y - 4 \cdot {}_{if}\sigma_x \cdot {}_{cf}\sigma_x}} \quad \text{となる。}$$

4.2 接着剤

接着剤の破壊は接着剤自体が塑性化して破断する凝集破壊と接着界面ではく離する界面破壊がある。これら2種を個別に互いに依存しないものとして取扱う。

○凝集破壊(降伏関数)

次に、接着剤の降伏条件について考える。

接着剤は、等方性を有すると仮定すると、(15)式 material定数間には、次式の関係が成立する。

$$\begin{aligned}
a_1 &= a_2 = a_3 \quad a_4 = a_5 = a_6 = 2(a_1 + 2a_2) = 6a_1 \\
a_7 &= a_8 = a_9 \tag{19}
\end{aligned}$$

(10.a~c)式を(15)に代入して整理すると、

$$\begin{aligned}
f(\sigma_{ij}) &= \left[(\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_y - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_x)^2 \right] \\
&\quad + 6a_1 (\tau_{xy}^2 + \tau_{yz}^2 + \tau_{zx}^2) \\
&\quad + a_7 (\sigma_x + \sigma_y + \sigma_z) \\
&= 1 \tag{20}
\end{aligned}$$

また、(20)式のように接着剤の材料定数は、以下の2つの素材試験結果により次式のように決定する。

$$\alpha_1 = -\frac{1}{2 \cdot {}_{cf}\sigma_x \cdot {}_{if}\sigma_x}, \quad \alpha_7 = \frac{1}{{}_{cf}\sigma_x} + \frac{1}{{}_{if}\sigma_x} \tag{21.a.b}$$

ここに、

引張強度: ${}_{if}\tau_x$, 圧縮強度: ${}_{cf}\sigma_x$

降伏関数からわかるように、せん断強度: ${}_f\tau_{xy}$ と引張強度: ${}_{if}\sigma_x$, 圧縮強度: ${}_{cf}\sigma_x$ の間には、次の関数が成立する。

$${}_f\tau_{xy} = \sqrt{-\frac{{}_{cf}\sigma_x \cdot {}_{if}\sigma_y}{3}} \tag{22}$$

○界面破壊(はく離条件)

接触界面で生じるはく離は、粘着摩擦モデルを用いて現象を追跡する。

接着剤と鋼板の間では、節点で接触・離間を判定し、接触面接線方向には次式の拡張クローン摩擦力が生じるものとした。

$$f_t \leq -\mu \cdot f_n \cdot t + C \tag{23}$$

ここに、 μ : 摩擦係数, f_t : 接線方向に作用する節点力 f_n : 法線方向の反力, C : 粘着力, t : 相対速度方向の接線ベクトル

$$t = \frac{V_r}{|V_r|}, \quad V_r \text{ 相対滑り速度} \tag{24}$$

4.3 解析モデル

解析対象は、図6(a), (b)に示す炭素繊維プレートを2層装着した角形鋼管圧縮材(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。角形鋼端面の節点とこの加力節点とはリジックリンクで結合する(炭素繊維プレートと接着剤の端面の節点は自由になっている)。

座屈によって x 軸回りに中央からくの字に折れ曲がる対称変形を生じる。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、セレンディピティ族の20節点立体要素(変位法モデル)を採用した。図6(c)のように接着層、炭素繊維プレートは1要素分割、鋼板の板幅方向分割は2要素分割とした。

4.4 解析シリーズ

解析シリーズは2節で示した \square -60×60×3.2(STKR400)角形鋼管に2層炭素繊維プレート(ML50×2)を四面に接着したもので、ナイフエッジ、エンドプレート高さを考慮し、有効座屈長さが1335mm, 2135mm, 2935mmとした60-30C, 60-50C, 60-69C試験体及び、炭素繊維プレートを接着しないもの60-51N, 60-85N, 60-119N試験体で、偏心量 $e=0.1\text{mm}$ としたもの及び、60-30C試験体について偏心量 e を1, 3, 6, 10, 30, 60mmとしたもの(解析II)計12ケースとした。加力は軸方向縮み δ_v が16mmまで単調に載荷した。

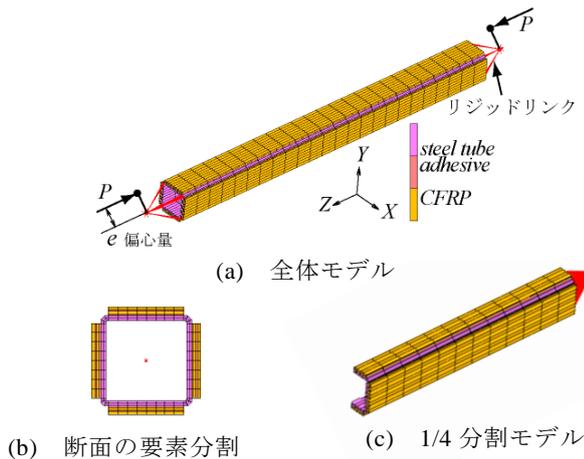


図6 断面の要素分割

5. 解析結果と考察

解析結果を解析シリーズ I について図 8~13, 表 3 に, 解析シリーズ II について図 14~15 に示す.

図 7 には補強試験体(60-30C,60-50C,60-69C 試験体)について, (a)鋼管の全塑性軸力が無次元化した縮み量 δ_c/δ_{SY} の関係, (b)- P/P_{SY} と有効座屈長さで無次元化した中央たわみ δ_c/L との関係を, また(c)60-30C 試験体について - P/P_{SY} と中央断面での CFRP における表裏の垂直ひずみ $\varepsilon_1, \varepsilon_2$ との関係を示す.

図 8 には, 図 7 と同様の関係を無補強試験体(60-51N, 60-85N, 60-119N 試験体)について示す.

(c)のひずみは, 中央断面での鋼管における表裏の垂直ひずみとなっている.

表 3 には, 補強・無補強試験体について, 最大圧縮耐力, 最大中央横たわみ, 最大荷重時の CFRP の垂直ひずみ及び破壊モードを示す. 図 11 は, 補強試験体の圧縮縮み $\delta_c=10\text{mm}$ の時の x 方向変位ユニター図(局所変形状態)を示す.

図 11 は 60-30C 試験体について圧縮縮み $\delta_c=16\text{mm}$ の時の CFRP1, 2 層及び接着層の垂直ひずみの分布を中央部から端部までの長手方向距離 x を用いて示す.

60-30C 試験体について圧縮縮み $\delta_c=10\text{mm}$ の時の第 1 層接着剤の端部近傍の(a)相当応力と(b)塑性ひずみの分布を図 11 に, (a) 第 1 層と(b) 第 2 層の CFRP の破壊指標値の分布を図 12 にそれぞれ示す.

図 13 には最大応力度 $\sigma(=P_{max}/A_s)$ と換算細長比 λ^* との関係を 3.1 節で示した 1~4 層 CFRP で接着補強した時の中心圧縮耐力算定式とともに示す. 図 14 には 60-30C 試験体について載荷初期の - P/P_{SY} と有効座屈長さで無次元化した中央横たわみ δ_c/L との関係を, 2, 3 節で示した加力偏心量の検定式とともに示す. 図 15 については 60-30C 試験体について M-N 相関耐力関係を設

計式とともに示す.

以下に各項目に分けて考察を示す.

○最大圧縮耐力

図 7, 図 8, 表 3 より炭素繊維プレートを 2 層接着する補強によりいずれの換算幅厚比においても 2.0~1.5 倍の最大圧縮耐力に上昇させることがわかる.

○耐力劣化特性

無補強試験体は最大耐力後には横たわみが急激に増加するとともに急激に耐力低下する. それと比べ一方, 補強試験体の耐力低下は, 全体座屈が生じているものの緩やかである. 60-30C では図 9 からわかるように両側の鋼管端部で面外にふくらむ局部座屈も生じている. これに基因して耐力が低下したと考えられる.

○CFRP と接着剤の損傷

図 10, 図 11 より, 接着剤は端部から塑性化が生じる. CFRP は材料強度に達する程の大きな応力を負担している. CFRP の破壊指標は 0.90 と破壊条件を下回り, 破壊は生じていない.

○中心圧縮耐力算定式の精度

図 13 より補強試験体の解析結果は提案する中心圧縮耐力算定式と比べ, 耐力は 25%程度大きめとなった. また, 鋼管の降伏応力度の 1.5 倍以上の耐力が得られているが, 鋼管の全断面について CFRP で接着補強するため端部は内側に入りこみ, 局部座屈せず塑性化後, 加工硬化により耐力上昇している. 提案する中心圧縮耐力算定式は換算細長比 λ^* が 30 以上の範囲で安全側に評価しうる事がわかる.

○初期偏心量の予測について

図 14 から初期の - P/P_{SY} - δ_c/L 関係がわかれば加力軸の初期偏心量が良好に予測しうる事がわかる.

○M-N 相関耐力算定式の精度

図 15 から M-N 相関耐力関係は内側に凹な形となる. 設計式は危険側の予測を与えるため, 今後設計式を改良する必要がある.

6. まとめ

炭素繊維プレートによる角形圧縮材に対する補強の実用性を検討するため, 試験体について単調圧縮座屈試験の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) 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.

表3 解析シリーズIの解析結果

試験体名	最大圧縮耐力 kN	最大中央点横たわみ mm	破壊時のCFRPひずみ μ	破壊モード
60-51N	204.2	0.295	—	局部座屈
60-85N	164.7	1.74	—	全体座屈
60-119N	89.4	23.3	—	全体座屈
60-30C	613.0	26.9	7360	局部座屈
60-50C	461.7	2.62	22398	全体座屈
60-69C	268	19.4	6818	全体座屈

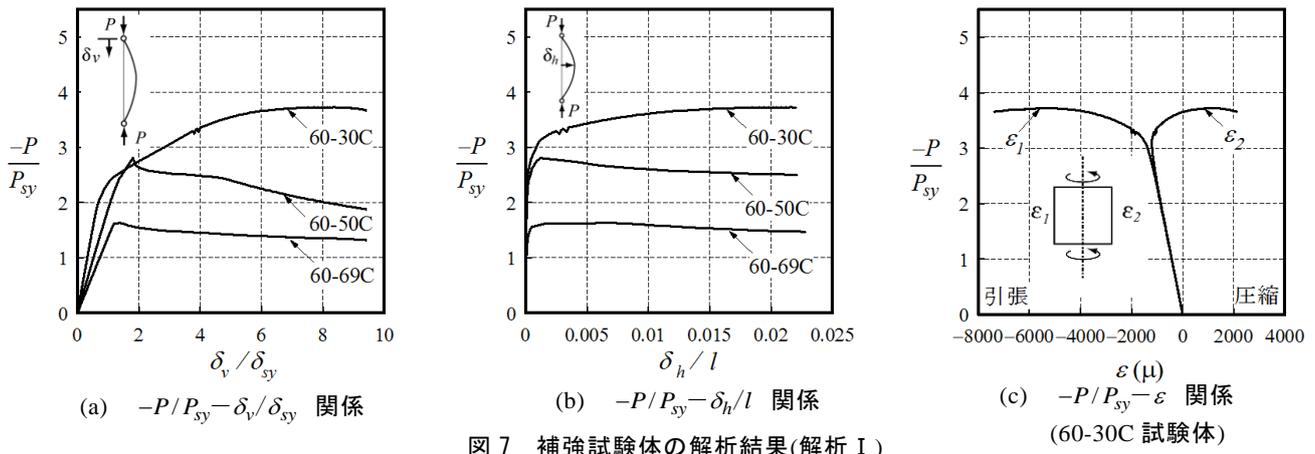


図7 補強試験体の解析結果(解析I)

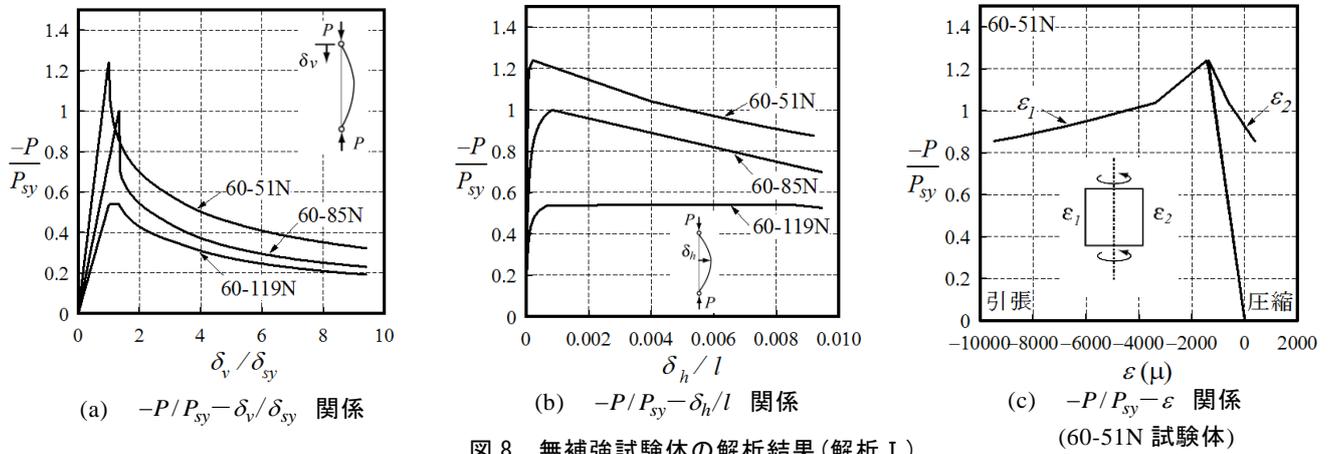


図8 無補強試験体の解析結果(解析I)

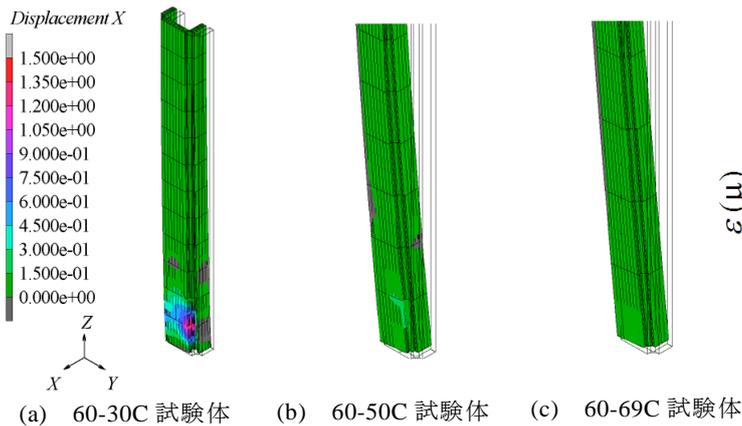


図9 補強試験体の局部座屈変形状態($\delta_v=10\text{mm}$)

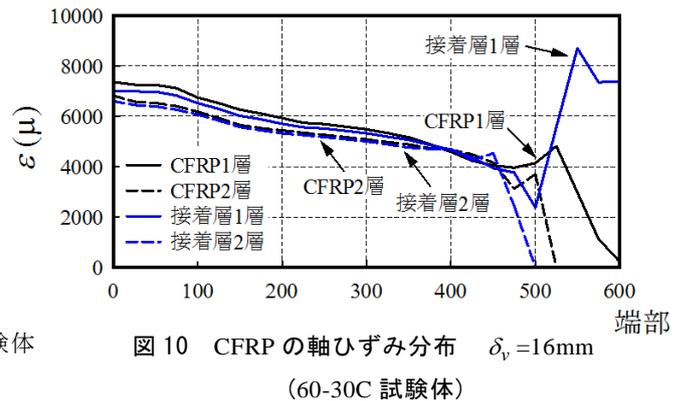


図10 CFRPの軸ひずみ分布 ($\delta_v=16\text{mm}$) (60-30C 試験体)

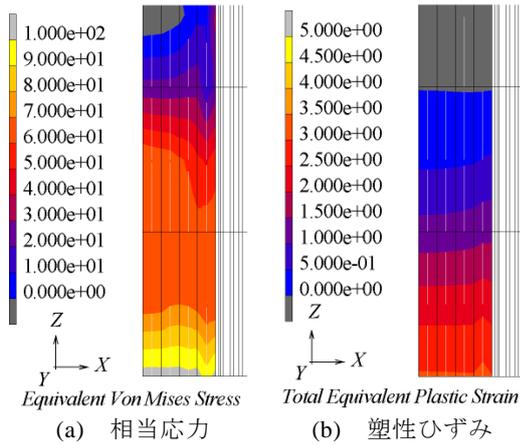


図 11 接着剤の相当応力，塑性ひずみ分布 (60-30C 試験体， $\delta_v=10\text{mm}$)

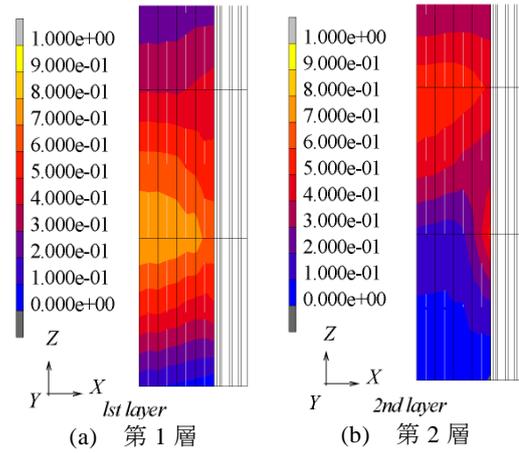


図 12 CFRP 破壊指標値の分布 (60-30C 試験体， $\delta_v=10\text{mm}$)

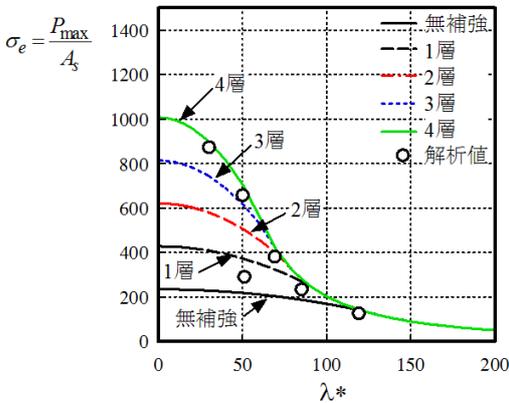


図 13 最大応力度－換算細長比関係

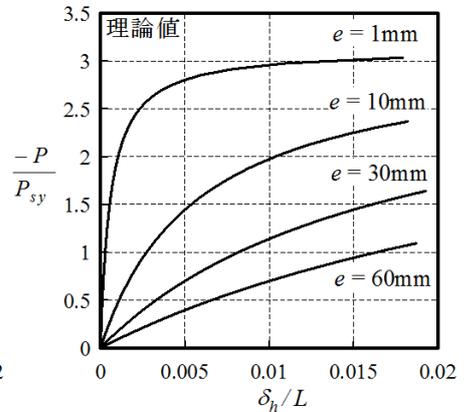
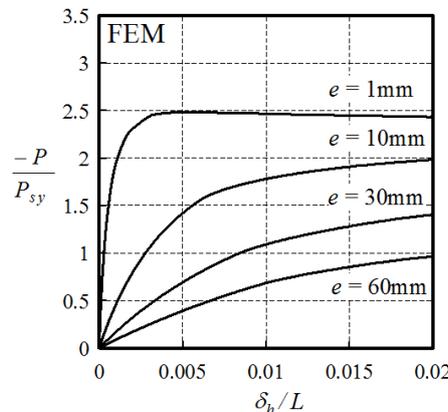


図 14 初期偏心量の予測精度 (60-50C 試験体)

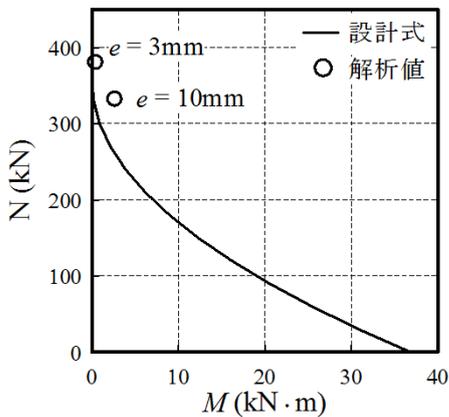


図 15 試験体 (60-30C) の M-N 相関耐力関係 (解析シリーズ II)

- 5) M-N 相関耐力関係は内側に凹となる傾向がある。今回示したように、M-N 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ある程度整合する。今後、全てのケースで整合する様な M_p 算定法を考案する必要がある。

参考文献

- 2) 2層の接着補強では，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。
- 3) 2層の接着補強によれば，炭素繊維プレートの強度を十分に引き出す補強が，可能である。
- 4) 提案した破壊指標は，最大で 0.90 程度となった。

- 1) 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.
- 2) 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 76 巻，pp.175-183, 2011.1.
- 3) S.P.Timoshenko,J.M.Gere：Theory of Elastic Stability Second Edition,McGraw-Hill,pp.1-45,1961.
- 4) 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.
- 5) Theodore, V.I,Galambos, Guide to Stability Design Criteria for Metal structures, 5th Editin , pp.323-356,418-428, John Wiley & Sons,Inc.,1998.
- 6) Pariseau,W.G, "Plasticity Theory for Anisotropic Rocks and Solids",Proc.of Tough Symposium of Rock Mechanics,chapter10,Univ.of texas,Austin,1968.
- 7) Cheu,W.F, Han,D.J., "Plasticity for Structural Engineers "Springer-Vevlag,pp.101~103,1988.