

論文 炭素繊維シートで補強された矩形断面コンクリートの材料構成則

林 和宏*1・松井 智哉*2・齊藤 大樹*3

要旨: 長方形断面のコンクリート要素を炭素繊維シートで巻き立て補強した場合の、応力-ひずみ関係を検討する。本論では、コンクリート断面の短辺に対する長辺の比、短辺に対する要素高さの比、および炭素繊維シートの目付量を変数とした計 11 体の試験体について、一軸単調圧縮試験を実施した。実験では、(1) 短辺と長辺の比が大きくなると圧縮強度は低下し終局ひずみは増大すること、(2) 短辺に対する要素高さの比が応力-ひずみ関係に与える影響は大きくないこと、を明らかにした。さらに、炭素繊維シートで補強した長方形断面コンクリート要素の材料構成則評価式を提案し、実験結果を精度よく再現できることを確認した。

キーワード: 炭素繊維シート, 補強, 材料構成則, 応力ひずみ関係, 評価式

1. はじめに

近年、鉄筋コンクリート造建物の耐震補強工法として、炭素繊維シート(以下、CF シート)を用いた巻き立て構法が提案・実施工されている。従来の CF シート巻き立てによる耐震補強(以下、CF 補強)は、円形もしくは正方形に近い柱部材や梁部材への適用を考えるもので、壁のような短辺と長辺の比が極端に大きい断面は対象としてこなかった。これに対し著者らは、2010 年のチリ地震等に見られる柱なし連層耐震壁の曲げ破壊問題について、当該工法による耐震補強法を提案し、その有効性を静的載荷実験で検証した^{1),2)}。

CF 補強の設計では、当該シートで拘束されたコンクリート要素の材料構成則(応力-ひずみ関係)を評価する必要がある。既往研究^{3),4)}などの多くは、CF 補強を施した円形断面もしくは正方形断面のコンクリート要素について、材料構成則評価式を提案している。一部には、長方形断面を対象とした研究^{5),6)}もあるが、短辺に対する長辺の比は 2 程度で、壁部材などは適用範囲外である。

円形断面のコンクリート要素に CF 補強を施した場合、コンファインド効果により圧縮耐力は上昇し靱性能も向上する⁴⁾。一方、矩形断面では、円形断面ほどのコンファインド効果は期待できず、断面隅部の面取り半径が小さいケースでは、靱性は向上するものの耐力は上昇しない場合もある³⁾。さらに、短辺に対する長辺の比が大きくなると、CF シートの拘束効果が一層低下する^{6),7)}ため、壁部材に CF 補強を適用した場合のコンクリート要素の材料構成則は、既往の研究から評価できない。

本論では、CF シートによる矩形断面コンクリートの拘束効果を明らかにするため、繊維補強量、短辺に対する長辺の比および高さの比を変数とした一軸圧縮試験を実施し、その材料構成則を実験的に明らかにした。さらに、

先行研究で示した材料構成則の評価式⁸⁾を再拡張し、コンクリート要素の短辺に対する長辺の比について陽な関数とした。

2. CF 補強を施したコンクリートの一軸圧縮試験

2.1 試験体概要

表-1 に試験体一覧、表-2 に CF シートの材料特性、図-1 に試験体の断面形状を示す。試験体の断面はいずれも矩形で、短辺 b に対する長辺 d の比(以下、長辺比)を 1~4 の 4 種類とした。これは、文献 2) の CF 補強付き柱なし壁の静的載荷実験において、曲げ圧縮を受ける壁脚部断面の中立軸-圧縮側壁端の距離が、壁厚さの 3~4 倍であったことに基づく。また、短辺 b に対する高さ h の比(以下、高さ比)は 2 と 3 の 2 種類とし、CF シートも目付量 200g/m^2 と 300g/m^2 の 2 種類を対象とした。試験体は上記変数を有する計 11 体で、断面隅の面取

表-1 試験体一覧

試験体名	寸法				CF シート	
	短辺 b (mm)	長辺 d (mm)	高さ h (mm)	面取 R (mm)	目付量 (g/m^2)	P_f (%)
R12-0	150	150	300		-	-
R12-2	150	150	300	15	200	0.148
R12-3	150	150	300		300	0.223
R13-3	150	150	450		300	0.223
R22-2	150	300	300		200	0.148
R22-3	150	300	300		300	0.223
R23-3	150	300	450		300	0.223
R32-2	100	300	200		200	0.222
R32-3	100	300	200		300	0.334
R42-2	100	400	200		200	0.222
R42-3	100	400	200		300	0.334

*1 豊橋技術科学大学 建築・都市システム学系 助教 博士(工学) (正会員)

*2 豊橋技術科学大学 建築・都市システム学系 准教授 博士(工学) (正会員)

*3 豊橋技術科学大学 建築・都市システム学系 教授 博士(工学) (正会員)

り半径 R をいずれも 15mm である。試験体名は、2 文字目が長辺比 d/b の値、3 文字目が高さ比 h/b の値、4 文字目が目付量 (0: 補強なし, 2: 200g/m^2 , 3: 300g/m^2) を表す。なお、表 1 中の P_f は CF シートの補強比で、コンクリート断面の短辺 b に対するシート厚 t の比をとる。

2.2 載荷計測システム

載荷は一軸単調圧縮とし、試験体断面周方向 90° 毎に配した 4 台の変位計から、その軸方向変位を計測する。

図-2 は試験体と計測機器を示し、圧縮試験機載荷板に取り付けた高さ方向全長を検長区間とした計測に加え、高さ $h = 450\text{mm}$ の試験体 2 体では、検長区間を 300mm とした特定区間計測を実施した。

2.3 実験結果

一軸単調圧縮試験の結果を図-3 に示す。図は、縦軸に応力 σ 、横軸にひずみ ε を取り、図(a)は CF 補強を施していない試験体 R12-0 と目付量 200g/m^2 の試験体 4 体 (長辺比 d/b を 1~4 とした試験体 R12-2, R22-2, R32-2, R42-2) の比較を、図(b)は同試験体 R12-0 と目付量 300g/m^2 の試験体 4 体 (同試験体 R12-3, R22-3, R32-3, R42-3) の比較を、図(c)は高さ比 h/b を 2 と 3 とした試験体の比較 (試験体 R12-3 と R13-3, および試験体 R22-3 と R23-3) を示す。なお、高さ比 $h/b = 3$ の試験体 R13-3, R23-3 については、特定区間検長に基づく実験結果である。

図-3(a)と(b)から、CF 補強を施した試験体の圧縮強度は、長辺比 d/b が 1 の試験体 R12-2 と R12-3 において、補強なし試験体 R12-0 より上昇していることが確認でき

表-2 炭素繊維シートの力学的特性

目付量 (g/m^2)	E_f (N/mm^2)	ε_{fr} (%)	単位体積重量 ($\times 10^6 \text{g/m}^2$)	厚み (mm)
200	251,000	1.72	1.80	0.111
300	251,000	1.88	1.80	0.167

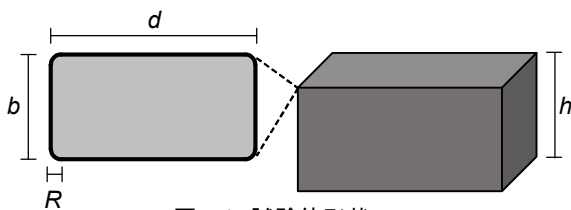


図-1 試験体形状

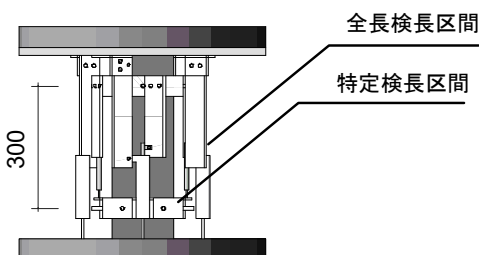
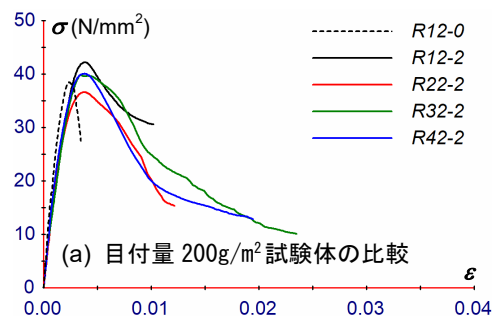


図-2 試験体と計測機器

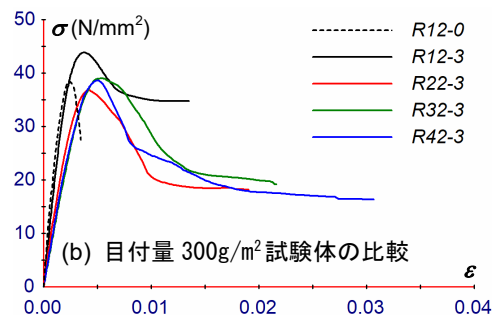
る。しかし、長辺比 d/b が 2 以上の試験体では、圧縮強度が補強なし試験体 R12-0 と同程度で、CF 補強による強度上昇が見られない。長辺比 d/b が大きくなることで圧縮強度が低下する現象は、CF 補強のないプレーンコンクリート要素でも確認されており、文献 9) では d/b の関数として強度低下の評価式も示されている。

CF 補強を施した試験体の終局時ひずみについては、長辺比 d/b が大きくなることで一律に上昇する傾向が確認できる。本論における試験体終局時は文献 3) に準じて、CF シートに破断が生じた際と定義している。写真-1 は、CF シート破断による試験体終局状態の例を示す。長辺比 d/b が 2 以上の試験体は、いずれも長辺のコンクリートが面外にはらみ出すことで終局を迎えている (写真-1(d) に示す試験体 R42-3 ではその傾向が顕著)。長辺比 d/b と終局時ひずみの大小の連動は、当該破壊性状に関連するものと考えられる。

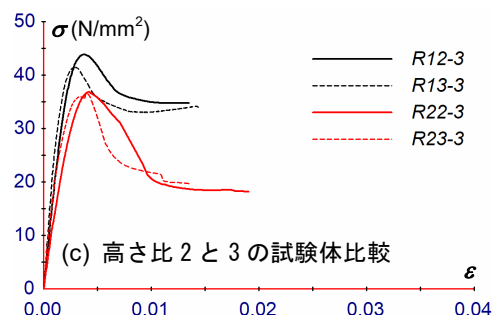
図-3(c) の高さ比 h/b に関する比較では、長辺比 $d/b = 1$ の試験体 R12-3 と R13-3 で、概ね等しい応力-ひずみ関係を示している。長辺比 $d/b = 2$ の試験体 R22-3 と R23-3 では、終局時ひずみの値がやや異なるものの、圧縮強度や劣化挙動における負勾配は概ね対応している。よって



(a) 目付量 200g/m^2 試験体の比較



(b) 目付量 300g/m^2 試験体の比較



(c) 高さ比 2 と 3 の試験体比較

図-3 各試験体の応力-ひずみ関係

本論では、高さ比 b/h が CF 補強コンクリート要素の応力-ひずみ関係に与える影響は小さいものとして議論を進める。

3. CF 補強を施したコンクリート要素の応力ひずみ関係

3.1 既往研究における評価式

文献 3) では CF 補強を施したコンクリート要素の一軸圧縮試験を実施し、円形断面および正方形断面をもつ試験体の応力-ひずみ関係を明らかにした。更に、断面諸量をはじめとする諸係数から、CF 補強コンクリート要素の応力-ひずみ関係評価法を導き、実験結果との比較を行った。文献 3) が提案した評価法（以下、中塚モデル）の概要を図-4 に示す。図は縦軸に応力 σ 、横軸にひずみ ε を取る。中塚モデルに基づく応力-ひずみ関係は、CF シートが破断する終局状態まで一律に強度上昇する「単調増大型」と、軸ひずみ 0.25~0.5%程度の範囲で圧縮強度をむかえ、その後強度が低下する「極大値型」の双方に対応できる点で優位性がある。

中塚モデルは、文献 3) の $\phi 150 \times 300\text{mm}$ の円形断面試験体、および $150 \times 150 \times 300\text{mm}$ の矩形断面試験体（外寸は本論の試験体 R12 シリーズと同じ）の応力-ひずみ関係と精度よく対応することが確認されている。しかし、矩形断面は $R=30\text{mm}$ の正方形以外の条件は検証しておらず、面取り半径が変化した場合の拘束効果は検討されていない。

3.2 先行研究における中塚式の拡張

上記の問題点に対して、著者らは先行研究 8) で中塚モデルを面取り半径 R の影響が評価できる形に修正した（以下、拡張中塚モデル）。研究では、ACI⁷⁾ が提案する図-5 のシート拘束コンクリートの有効拘束面積比 α_e

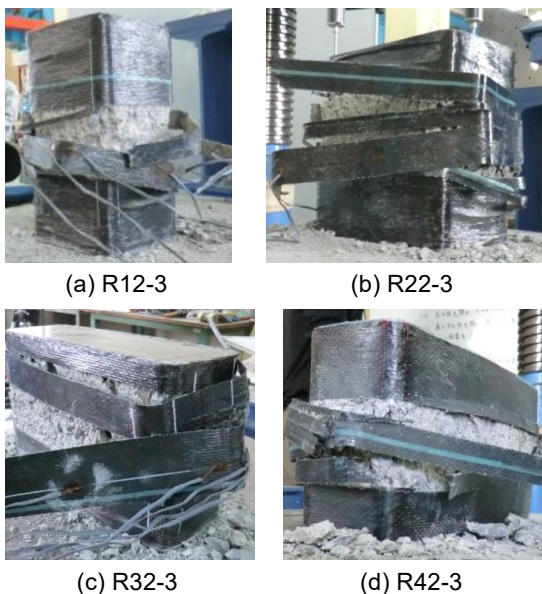


写真-1 試験体の終局状態

$$\alpha_e = \frac{A_e}{A_c} = \frac{1 - \left[\frac{b}{d} (d-2R)^2 + \frac{d}{b} (b-2R)^2 \right] - \rho_g}{3A_g - \rho_g} \quad (1)$$

の関数として、中塚モデルを拡張した。ここに、 A_c はコンクリートの全断面積、 A_e は CF シートによるコンクリートの有効拘束面積、 A_g は要素の全断面積（鉄筋のない本論試験体では A_c と同じ）、 ρ_g は鉄筋比（本論試験体では 0）である。文献 3) が示す中塚モデルは、材料構成則を定義する図-4 中の σ_B 、 ε_B 、 E_{BT} 、 ε_T 、 E_{TR} 、 ε_R の 6 成分それぞれの評価式に、実験値に基づく補正係数 C （一定値）を乗じる形をとる。研究では、補正係数 C を一定値ではなく、文献 3) および面取り半径 R が 15mm の先行研究 8) の実験結果の双方に対応できるように、有効拘束面積比 α_e の関数として拡張した。なお、図-4 の中塚モデルおよび拡張中塚モデルの評価式は、次章で詳述する。

4. 矩形断面 CF 補強コンクリート要素の材料構成則

4.1 実験結果の整理・検討

本論の CF 補強試験体 10 体について、中塚モデルの材料構成則を定義する σ_B 、 ε_B 、 E_{BT} 、 ε_T 、 E_{TR} 、 ε_R の 6 成分に関する検討を表-3 に示す。表中 Exp. の値は、文献 3) に準じて実験で得られた応力ひずみ関係から、上記 6 成分を同定した値である。また、表中 Est. の値は、先行研究 8) で示した拡張中塚モデルに則り、本論の CF 補強試験体を評価した値である。なお、実質的な適用範囲

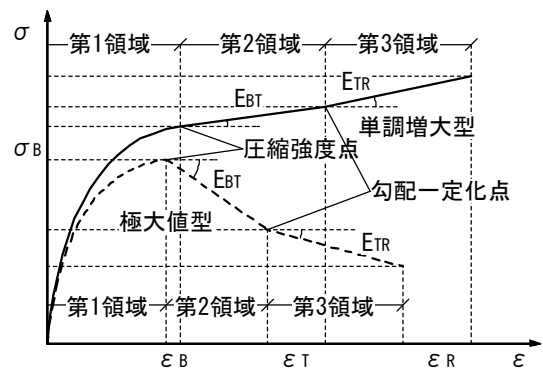


図-4 応力-ひずみ関係中塚モデル

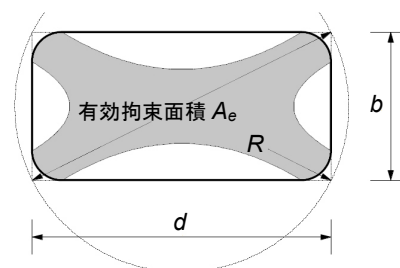


図-5 ACI が示す有効拘束面積⁷⁾

表-3 実験結果と材料構成則中塚モデル6成分の比較

試験体名	σ_B (Mpa)			$\varepsilon_B \times 10^{-2}$			E_{BT} (Mpa)			$\varepsilon_T \times 10^{-2}$			E_{TR} (MPa)			$\varepsilon_R \times 10^{-2}$		
	Exp.	Est.	Exp./Est.	Exp.	Est.	Exp./Est.	Exp.	Est.	Exp./Est.	Exp.	Est.	Exp./Est.	Exp.	Est.	Exp./Est.	Exp.	Est.	Exp./Est.
R12-2	42.21	39.60	1.07	0.38	0.27	1.42	-2760	-3472	0.79	0.65	0.54	1.22	-1304	-1088	1.20	1.06	0.81	1.31
R12-3	43.83	40.17	1.09	0.37	0.28	1.31	-2084	-1976	1.05	0.73	0.56	1.31	-247	-519	0.48	1.35	1.12	1.21
R13-3	41.46	40.17	1.03	0.30	0.28	1.04	-2836	-1976	1.44	0.48	0.56	0.86	-235	-519	0.45	1.44	1.12	1.29
R22-2	36.61	39.37	0.93	0.37	0.27	1.38	-2669	-4521	0.59	1.14	0.53	2.16	-860	-2132	0.40	1.22	0.70	1.74
R22-3	36.85	39.83	0.93	0.42	0.28	1.50	-2630	-3030	0.87	1.07	0.55	1.96	-198	-1740	0.11	1.91	0.91	2.09
R23-3	36.71	39.83	0.92	0.40	0.28	1.42	-3349	-3030	1.11	0.82	0.55	1.51	-453	-1740	0.26	1.09	0.91	1.20
R32-2	39.80	40.13	0.99	0.34	0.28	1.21	-2259	-2083	1.08	1.01	0.56	1.82	-1094	-619	1.77	2.35	1.02	2.31
R32-3	39.01	40.97	0.95	0.54	0.31	1.77	-2376	-670	3.55	1.12	0.59	1.91	-582	-29	20.09	2.16	1.46	1.49
R42-2	40.05	40.04	1.00	0.37	0.28	1.32	-3172	-2339	1.36	1.01	0.55	1.83	-750	-886	0.85	1.94	0.97	2.01
R42-3	38.59	40.84	0.94	0.50	0.31	1.63	-1391	-903	1.54	2.00	0.58	3.44	-127	-304	0.42	3.07	1.37	2.23

が正方形断面に限定される同評価では、試験体を正方形として扱い、長辺 d の値は短辺 b に等しいものとした。

圧縮強度 σ_B については、長辺比 d/b が2以上の試験体で実験値が評価値を下回っており、拡張中塚モデルは過大評価となっている。試験体が圧縮強度 σ_B に到達した際の軸方向ひずみ ε_B については、長辺比 d/b の大小に関わらず、実験値と評価値の比に明かな増減傾向はみられない。しかし、材料力学の通念では ε_B の値は圧縮強度 σ_B に比例して増減すると考えられ、上記実験結果は当該ひずみが0.31%以下、変位量にして0.6~1.4mmの範囲にあり、本論の実験で用いた軸方向変位計測システムでは、これを精度よく計測できていなかったと考えられる。

試験体が劣化挙動を示した第2領域と第3領域の境界ひずみ値 ε_T 、およびCFシートの破断から決まる試験体の終局ひずみ ε_R については、長辺比 d/b が大きくなるに連れひずみ値も増大する傾向が見られる。本論の実験結果では、長辺比 $d/b = 4$ の試験体において、実験値がともに拡張中塚モデルの2倍前後に達している。

第2領域における負勾配 E_{BT} の値は、長辺比 d/b との関連が見られない。試験体 R32-3 は実験値が評価値の3倍を超えるが、試験体 R22-2 は半分程度に留まる。長辺比 d/b が2以上の試験体7体における評価精度(Exp./Est.)の平均は1.44、極端に値が大きい試験体 R32-3 を除く6体では1.09であった。第3領域における負勾配 E_{TR} の実験値は、長辺比 d/b が2以上の試験体で概ね拡張中塚モデル評価値の半分程度となっている。同評価精度については、試験体 R32-3 で実験値が評価値の20倍以上となっているものの、他の6体の平均は0.64であった。

4.2 長方形断面を対象とした材料構成測評式の提案

前節の検討に基づき、中塚モデルを長方形断面コンクリート要素にも適用できるよう、本論で再拡張を行う。まず、圧縮強度 σ_B については、長辺比 d/b の増大に伴う強度低下の影響を考慮し、次式で評価する。

$$\sigma_B = \alpha_{\sigma B} \left[F_0 + 4p_f E_f \varepsilon_{fB} C_{\sigma B} \right] \quad (2)$$

ここに、 F_0 はプレーンコンクリートの圧縮強度(本論では試験体 R12-0 の圧縮強度 38.46MPa を用いる)である。 ε_{fB} は文献3)に基づき次式で与えられる。

$$\varepsilon_{fB} = \begin{cases} 0.01 \left(1 - \frac{1}{\frac{F_0}{140} + 1} \right) & F_0 \leq 60 \\ 0.003 & 60 < F_0 \leq 80 \end{cases} \quad (3)$$

$C_{\sigma B}$ は拘束コンクリートの有効拘束面積比 α_e の影響を表す補正係数で、先行研究8)に基づき次式で評価する。

$$C_{\sigma B} = 1.29\alpha_e - 0.38 \quad (4)$$

$\alpha_{\sigma B}$ は長辺比 d/b の影響を表す補正係数であり、本論で新たに定義する。ここでは、長辺比の増大に伴うプレーンコンクリートの強度低下を評価した文献9)に準じて、次式で $\alpha_{\sigma B}$ を評価する。

$$\alpha_{\sigma B} = (d/b)^{-0.1} \quad (5)$$

コンクリートが圧縮強度 σ_B に到達した際の軸方向ひずみ ε_B については、次式で評価することとした。

$$\varepsilon_B = \alpha_{\varepsilon B} \left[\varepsilon_0 + 10\varepsilon_0 \frac{p_f E_f \varepsilon_{fB}}{F_0} C_{\varepsilon B} \right] \quad (6)$$

$$C_{\varepsilon B} = 1.25\alpha_e - 0.34 \quad (7)$$

ここに、 ε_0 はプレーンコンクリートの圧縮強度時ひずみ(本論では試験体 R12-0 の値 0.0024 を用いる)である。また、先行研究8)では補正係数 $C_{\sigma B}$ の値として、 α_e に関係なく0.6を取る。中塚モデル(式(6)右辺の[]内に相当)では、CF補強コンクリートの圧縮強度 σ_B と圧縮強度時ひずみ ε_B が比例関係にあるとしており、本論でもこれを踏襲する。よって、長辺比 d/b の影響を表す補正係数 $\alpha_{\varepsilon B}$ は、 $\alpha_{\sigma B}$ と同じ値を用いる。

第2領域と第3領域の境界ひずみ ε_T は次式で評価する。

$$\varepsilon_T = \alpha_{\varepsilon T} \left[\varepsilon_0 (-0.016F_0 + 2.7) + \varepsilon_0 (0.00001F_0 + 0.0016) C_{\varepsilon T} p_f E_f \right] \quad (8)$$

$$C_{\varepsilon T} = 1.25\alpha_e - 0.34 \quad (9)$$

ここに、 $C_{\varepsilon T}$ は α_e の影響を表す補正係数⁸⁾である。長辺比の影響を表す補正係数 $\alpha_{\varepsilon T}$ については、表-3に示すように $d/b=4$ の試験体の実験値が拡張中塚モデルの2倍程度の値となっていることから、次式で評価する。

$$\alpha_{\varepsilon T} = 0.33d/b + 0.67 \quad (10)$$

CFシートが破断する終局ひずみ ε_R は次式で評価する。

$$\varepsilon_R = \alpha_{\varepsilon R} \left[\varepsilon_0 (20\varepsilon_{fr} + 1.2) + \varepsilon_0 (1000\varepsilon_{fr} - 3) C_{\varepsilon R} \frac{p_f E_f}{F_0^2} \right] \quad (11)$$

$$C_{\varepsilon R} = 2.62\alpha_e - 0.97 \quad (12)$$

ここに、 $C_{\varepsilon R}$ は α_e の影響を表す補正係数⁸⁾である。長辺比の影響については、 ε_R 増大の傾向が ε_T と近い（前節参照）ことに鑑み、補正係数 $\alpha_{\varepsilon R} = \alpha_{\varepsilon T}$ とする。

第2領域における勾配 E_{BT} は次式で評価する。

$$E_{BT} = -0.4E_{0BT} + \frac{1.4E_{0BT}}{C_{EBT} \frac{p_f E_f}{0.06F_0^2} + 1} \quad (13)$$

$$C_{EBT} = 1.00\alpha_e - 0.35 \quad (14)$$

ここに、 C_{EBT} は α_e の影響を表す補正係数⁸⁾である。また、 E_{0BT} はプレーンコンクリートの2次勾配であり、文献3)では次式で評価している。

$$E_{0BT} = 6000 - 430F_0 \quad (15)$$

なお、前節の検討により、長辺比 d/b が増加しても第2領域勾配 E_{BT} は変化しない傾向にあるため、本論では E_{BT} の評価においては長辺比の影響を考慮しない。

第3領域における勾配 E_{TR} は次式で評価する。

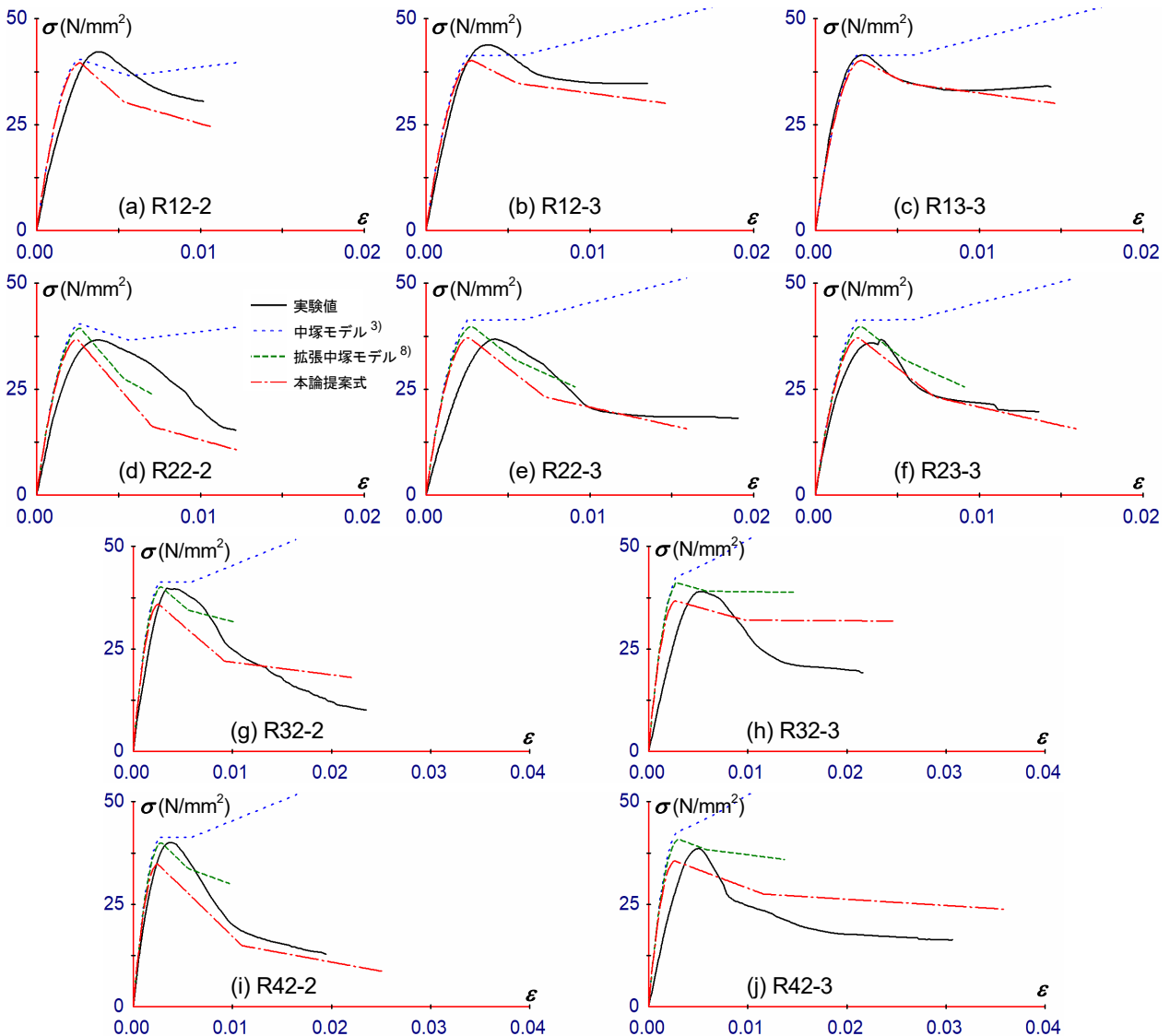


図-6 実験結果と本論の提案材料構成則の比較

$$E_{TR} = \alpha_{ETR} \left[-0.25E_{0BT} + \frac{0.55E_{0BT}}{C_{ETR} \frac{P_f E_f}{0.06F_0^2} + 1} \right] \quad (16)$$

$$C_{ETR} = 1.48\alpha_e - 0.71 \quad (17)$$

ここに、 C_{ETR} は α_e の影響を表す補正係数⁸⁾である。長辺比の影響を表す補正係数 α_{ETR} については、 d/b が 2 以上の試験体で概ね拡張中塚モデルの半分程度の値となっていることから次式で評価する。

$$\alpha_{ETR} = -0.5d/b + 1.5 \geq 0.5 \quad (18)$$

図-6 は、本論の CF 補強試験体 10 体の実験結果と、式(2)~(18)に基づく再拡張中塚モデルの比較を示す。図は、縦軸に応力 σ 、横軸にひずみ ϵ を取り、図中の黒実線が実験値、青点線が中塚モデル³⁾、緑破線が先行研究で示した拡張中塚モデル⁸⁾ (ただし、正方形断面試験体 R12 シリーズでは、評価値が本論の提案モデルと等しくなるため不記載)、赤鎖線が再拡張した本論の提案モデルを示す。中塚モデルは、第 2 領域以降で実験値を大きく過大評価している。これは、中塚モデルが矩形断面における有効拘束面積比 α_e の影響を考慮できないことに起因する。一方、拡張中塚モデルは第 2 領域以降の劣化勾配は概ね評価できているが、要素が終局に至るまでの靱性が過小評価となっている。以上に対して、本論で再拡張した材料構成則評価式は、長辺比 d/b に関わらず概ね実験結果を追跡できている。また、実験において試験体が終局状態に至るまでに消費したエネルギーは、本論の提案評価式の 68%~128%の範囲にあり、CF 補強試験体 10 体の平均では 99.3%、標準偏差は 17.9%であった。以上より、本論が提案する CF 補強コンクリート要素の材料構成則評価式は、短辺と長辺の長さが大きく異なる長方形断面についても精度よくその応力-ひずみ関係が評価できる。なお、本論の提案式(2)~(18)は、長辺比 $d/b \leq 4$ が適用範囲となる。しかし、式(10)で示した境界ひずみ ϵ_T の補正係数を $1 \leq \alpha_{eT} \leq 2$ と制限すれば、 d/b が 4 以上の場合、安全側の評価として適用できる。

5. 結論

炭素繊維シートの巻き立て補強を施したコンクリート要素試験体計 10 体について、一軸単調圧縮試験を実施した。実験に用いた試験体諸量 (部材諸寸法、コンクリート強度、CF シート目付量) の範囲で、以下の結論を得た。

- (1) コンクリート断面の短辺と長辺の比が大きくなると、圧縮強度は低下する一方、炭素繊維シートの破断で決まる終局ひずみは増加し靱性能が向上する。
- (2) 本論の実験では、断面の短辺に対する要素の圧縮軸方向高さの比が変化しても、炭素繊維シートで補強

されたコンクリート要素の応力-ひずみ関係に変化は見られなかった。

- (3) 短辺と長辺が大きく異なる長方形断面にも適用可能な材料構成則評価式を提案した。提案式は実験結果を概ね良好に追跡できている。炭素繊維シートが破断するまでにコンクリート要素が消費するエネルギーも精度よく再現されている。

謝辞

本論の実験実施においては、(当時)豊橋技術科学大学 酒井貴志氏、鈴木健太氏、金澤優樹氏、橋一仁氏、Roy Reyna 氏の協力と、東レ株式会社からの支援を受けた。

参考文献

- 1) Matsui, T., Saito, T. and Reyna R.: Basic study on reinforced concrete shear walls without boundary columns retrofitted by carbon fiber sheets, Journal of Disaster Research, Vol.9, No.6, pp.1008-1014, 2014.6.
- 2) 鈴木健太, 松井智哉, 林和宏, 齊藤大樹: 炭素繊維シートで補強された角柱体コンクリートの力学的特性と RC 造補強壁の変形性能評価への適用に関する考察, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.38, pp.433-438, 2016.7.
- 3) 中塚侑, 小牟禮健一, 田垣欣也: 炭素繊維シートを用いたコンファインドコンクリートの軸応力度-軸ひずみ度特性, コンクリート工学論文集, Vol.9, No.2, pp.65-78, 1998.7.
- 4) Lam, L. and Teng, J. G.: Design-oriented stress-strain model for FRP-confined concrete, Construction and Building Materials, Vol.17, No.6, pp.471-489, 2003.
- 5) Lam, L. and Teng, J. G.: Design-oriented stress-strain model for FRP-confined concrete in rectangular columns, Journal of Reinforced Plastics and Composites, Vol.22, No.12, pp.1149-1186, 2003.
- 6) Ouyang, Y. and Liu, N. k.: Stress-strain model for FRP-confined concrete rectangular columns, Asia-Pacific Conference on FRP in Structures, pp.149-154, 2007.
- 7) ACI Committee 440: Guide for the Design and Construction Concrete Structure, ACI 440.2R-08, 2008.7.
- 8) Reyna, R., Saito, T., Matsui, T. and Hayashi, K.: Monotonic Stress-Strain Relationship of Concrete with Carbon Fiber Sheet Confinement, Proceedings of the Japan Concrete Institute, Vol.38 pp.1381-1386, 2016.7.
- 9) 山本貴正, 小池狭千朗: コンクリート円柱・角柱供試体の圧縮強度に及ぼす断面寸法の影響に関する一考察, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.34, No.1, pp.322-327, 2012.7.