

論文 外円形鋼管と内角形鋼管から成る二重鋼管・コンクリート合成短柱の中心圧縮特性に関する研究

上中 宏二郎^{*1}

要旨：本研究では、外円形、ならびに内角形鋼管の異なる二種類の形状の鋼管を同心上に配置して、両鋼管の間のみにコンクリートを充填した二重鋼管・コンクリート合成短柱(以下、CFDST)の中心圧縮実験を行った。実験変数は内鋼管・外鋼管幅比(B_i/D_o)ならびに径厚比(D_o/t_o)の合計8体である。得られた結果より、破壊形式は充填コンクリートのせん断破壊に伴う鋼管の局部座屈、ならびに鋼管の Elephant-foot type の局部座屈であった。さらに、中心圧縮強度は内鋼管幅が大きくなると低下する傾向を示した。最後に、内外円鋼管の CFDST と本研究結果との比較を行った。

キーワード：二重鋼管・コンクリート合成部材, 内鋼管・外鋼管幅比, 中心圧縮強度, 二軸応力

1. はじめに

二重鋼管・コンクリート合成(Concrete filled double skin tubular, 以下、CFDST とする。断面は図-1 a)参照。)部材とは、二種類の異なる径の鋼管を同心上に配置し、両者の間のみにコンクリートを充填したものである。このような構造形式により、従来のコンクリート充填鋼管(Concrete filled steel tubular, 以下、CFT とする。図-1 b)参照。)部材¹⁾²⁾と比較して、軽量となる利点を有する。したがって、CFDST 部材を高橋脚に適用すれば、地震などによる慣性力の低下、ならびに橋脚基礎部の負担を軽減することができると思われる。

CFDST に関する既往の文献を概観すれば、径厚比(D_o/t_o) <57 の比較的小さい CFDST の力学特性の解明を目的とした Zhao などの精力的研究が見られる³⁾⁵⁾。また、Zhao らは CFDST 構造の力学特性の詳細を文献 5)にまとめている。

このような背景のもと、著者は橋脚への適用を目的とした内外円鋼管を有する大径厚比($D_o/t_o > 100$)の CFDST (以下、CC-CFDST とする)の特有のパラメータである内径・外径比(D_i/D_o)と径厚比(D_o/t_o)が力学特性に与える影響について、以下に示す一連の系統的研究を行ってきた。まず、短柱部材の中心圧縮特性⁶⁾、つぎに、純曲げ特性⁷⁾に関する実験的検討を行い、内径・外径比(D_i/D_o)が大きくなると拘束効果が低下することにより、中心圧縮強度、純曲げ強度が低下することを示した。また、純曲げ試験では、端部において内鋼管による局所曲げモーメントが発生することを指摘した。そして、せん断スパン比が1の非常に厳しい条件下での3点曲げ載荷試験方法による曲げせん断実験⁸⁾を行い、内径・外径比(D_i/D_o)が大きくなると、楕円化による顕著な強度低下を指摘した。さらに、文献 9)では中心圧縮特性⁶⁾と曲げ特性⁷⁾の比較を行っている。なお、逆対称曲げによる CC-CFDST の

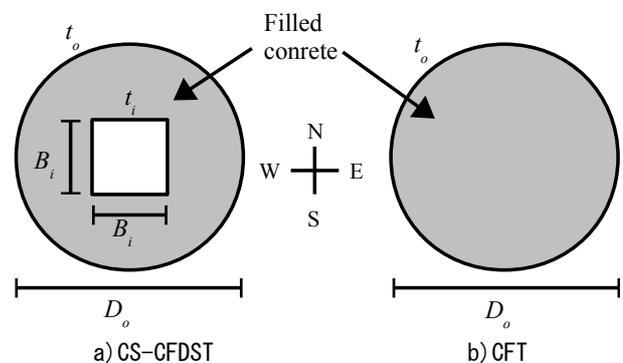


図-1 CFDST と CFT の断面の一例

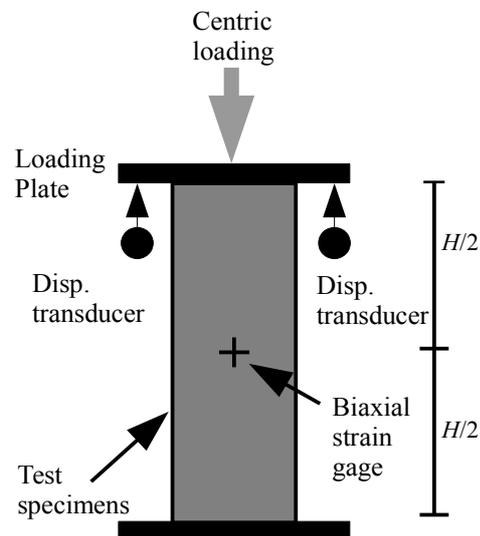


図-2 載荷方法と測定項目(H=450mm)

せん断実験では楕円化が見られなかったため、文献 7)で指摘した顕著な強度低下が見られなかったことを報告している¹⁰⁾。

そこで、本研究では既報⁶⁾に引き続き、CFDST の新たな構造形式として、シンプルな形状である角形鋼管に着

^{*1}神戸市立工業高等専門学校 都市工学科准教授 博士(工) (正会員)

表－１ 供試体一覧

No.	Tag	Tubes'	Outer tube's	Inner tube's	Ratio		Material	
		thickness	diameter	width	D_o/t_o	B_i/D_o	$f'_c(N/mm^2)$	$f_y(N/mm^2)$
		$t_i, t_o(mm)$	$D_o(mm)$	$B_i(mm)$				
1	cs10-00			0.0		0.00	36.5	201
2	cs10-27	1.0		27.0	160	0.17	32.3	199
3	cs10-53			53.0		0.33		
4	cs10-80			80.0		0.50		
5	cs16-00		160	0.0		0.00	36.5	245
6	cs16-27	1.6			27.0	100	0.17	32.3
7	cs16-53			53.0	0.33			
8	cs16-80			80.0	0.50			

目した。すなわち、CFDSTの力学特性の基礎的データの蓄積を目的として、外側円鋼管、内側角形鋼管を有するCFDST(以下、CS-CFDSTとする。断面は図－1参照。)短柱の中心圧縮実験を合計8体行った。得られた結果より、CS-CFDSTの破壊形式、変形性能、中心圧縮強度から考察を加えた。さらに、両鋼管の応力状態について言及した。最後に、得られた結果と既報⁹⁾で行ったCC-CFDSTの中心圧縮実験結果との比較を行った。

2. 実験方法

2.1 供試体の概要

CS-CFDST供試体の一覧を表－1に示す。鋼管は鋼板厚(t_i, t_o)1.0, ならびに1.6mmの平鋼板を円形に成型し、突合せ溶接を行うことにより製作した。供試体名は鋼管厚(t_i, t_o), 内鋼管幅(B_i)の組み合わせから成り立っている。すなわち、鋼管厚(t)は1.0ならびに1.6mm, 内鋼管幅は $B_i=0$ (CFT), 27.0, 53.0および80.0mmであり、供試体総数は合計8体である。したがって、径厚比(D_o/t_o)は100, 160, 鋼管幅比(B_i/D_o)は0.00(CFT), 0.17, 0.33, および0.50となる。

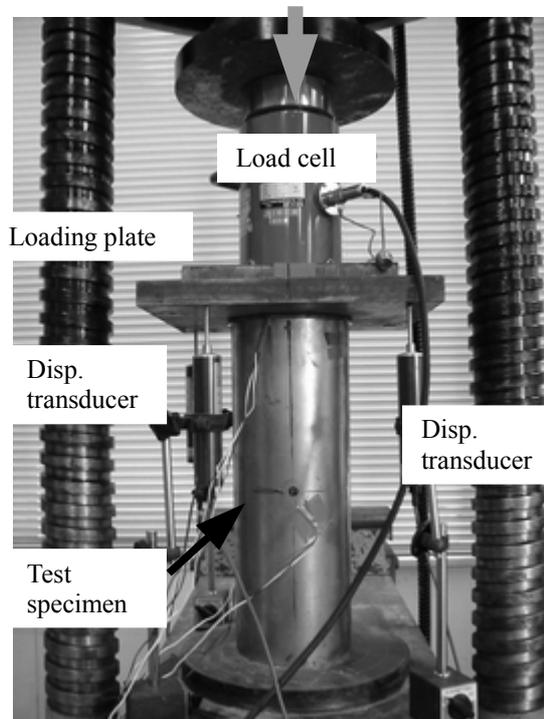
さらに、充填コンクリートはその断面幅を考慮して、粗骨材の最大寸法15mm, 早強セメントで製作し、十分な養生期間を経てから載荷を行った。

2.2 測定項目

図－2にひずみゲージ測定箇所の詳細を示す。内外鋼管の高さ中央方向(=H/2)の南北に二軸ひずみゲージ2枚を鋼管の外側に貼付して、鋼管の応力状態を測定した。さらに、載荷板下側に変位計を3台設置して、供試体の変形性能を測定した。

2.3 載荷方法

載荷風景を写真－1に示す。神戸市立工業高等専門学校所有の2MN圧縮試験装置を用いて、荷重計(Load cell), 載荷板>Loading plate)を介して単調載荷方法により供試体に中心圧縮力(N)を作用させ、破壊に至らしめた。



写真－1 載荷風景

3. 実験結果と考察

3.1 破壊形式

得られた外鋼管の破壊形式を写真－2に示す。破壊形式の外観は大きく分けて合計2種類に分類できた。すなわち、 $t=1.6mm$ の全供試体と $t=1.0mm$ かつ内鋼管径 $B_i < 27mm$ のものでは、従来のCFTと同様にコンクリートのせん断破壊に伴う外鋼管の座屈が見られた(写真－2 a), b), c)参照)。一方、写真－2 d)に示すように、 $t=1.0mm$ の供試体のうち、 $B_i > 53mm$ のもの(cs10-53, cs10-80)はコンクリートの断面積が小さくなるため、載荷点近傍が局部座屈を起こすElephant-foot typeのものも見られた。

つぎに、内鋼管の破壊形式を写真－2 (e)に示す。当然

のことながら、内鋼管の外側には充填コンクリートがあるため、内鋼管は内側に座屈(Inward buckling)していることがわかる。なお、この内鋼管の座屈挙動は文献3)でも報告されている。

3.2 中心圧縮強度

(1) 概要

まず、実験強度を推定するにあたり、鋼管の拘束効果が不明であることに鑑み、鋼管とコンクリートの単純累加強度を推定強度(N_{est})とした。すなわち、

$$N_{est} = N_{est-c} + N_{est-i} + N_{est-o} \quad (1)$$

ここで、式(1)の第1項から第3項までは以下のとおりである。

$$N_{est-c} = A_c \cdot f_c' \quad (2a)$$

$$N_{est-i} = A_{si} \cdot f_y \quad (2b)$$

$$N_{est-o} = A_{so} \cdot f_y \quad (2c)$$

ここで、 A_c : コンクリート充填部分の断面積、 A_{si} , A_{so} : 内外鋼管の断面積、 f_c' : コンクリート強度、ならびに f_y : 鋼管の降伏強度をそれぞれ示す。表-2に式(1)から(2)より求められた N_{est-c} , N_{est-i} ならびに N_{est-o} の計算値をそれぞれ示す。

(2) 推定強度 (N_{est}) と中心圧縮強度 (N_{exp})

図-3に中心圧縮強度(N_{exp})と式(1)より求められた推定強度(N_{est})の関係を示す。ここで、図中には、本実験結果を●で、既報で行ったCC-CFDSTの短柱試験の結果⁶⁾を○でプロットしている。また、CFTを□で示しており、図中の*は本実験で得られたElephant-foot type(写真-2 d))のものである。

同図より、せん断破壊形式のCC-CFDST、CS-CFDSTともに実験値(N_{exp})は推定強度(N_{est})を用いて概ね一致、あるいは安全側に推定できることがわかる。また、相関係数 $r=0.88$ となり、推定値は実験値を良好に評価できていることもわかる。なお、図中の*はElephant-foot typeのcs10-80、ならびにcs10-53であるので、鋼管の降伏強度に基づいた式(1)の推定値よりも低下していることがわかる。

(3) 中心圧縮強度 (N_{exp}) と鋼管幅比 (B_i/D_o)

図-4に中心圧縮強度(N_{exp})と鋼管幅比(B_i/D_o)の関係を示す。鋼管幅比(B_i/D_o)が大きくなると、 N_{exp} が緩やかに低下する傾向が見られる。特に、Elephant-foot typeが見られたcs10-53とcs10-80は大きく低下することがわかる。つぎに、図-5に定式化した中心圧縮強度(N_{exp}/N_{est} , 以下、強度比とする)と鋼管幅比(B_i/D_o)の関係を示す。図



a) cs10-00

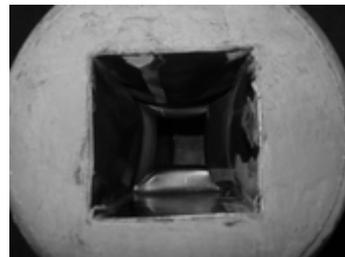
b) cs10-27



c) cs16-80



d) cs10-80



e) 内鋼管 (cs16-80)

写真-2 破壊形式

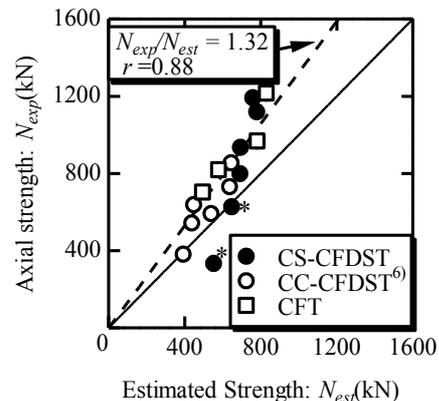
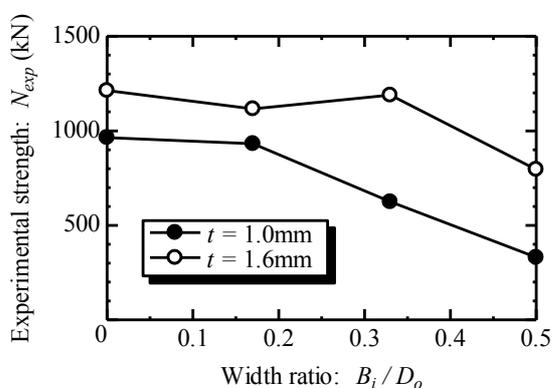


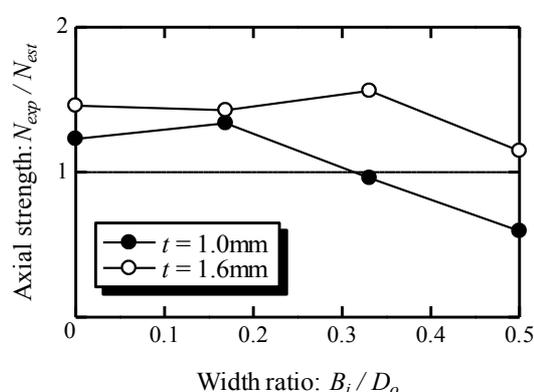
図-3 推定強度と中心圧縮強度

表－2 実験結果

No.	Tag	Estimation			Experiment	Ratio	
		[1] N_{est-c} (kN)	[2] N_{est-i} (kN)	[3] N_{est-o} (kN)	[4] =[1]+[2]+[3] N_{est} (kN)	[5] N_{exp} (kN)	[5]/[4]
1	cs10-00	733.9	0.0	50.4	784.3	964.3	1.23
2	cs10-27	625.9	20.7	49.9	696.5	932.0	1.34
3	cs10-53	558.7	41.5	49.9	650.1	624.3	0.96
4	cs10-80	442.7	63.0	49.9	555.6	330.3	0.59
5	cs16-00	733.9	0.0	97.9	831.7	1213.2	1.46
6	cs16-27	625.9	45.2	111.3	782.3	1116.2	1.43
7	cs16-53	558.7	91.5	111.3	761.4	1188.7	1.56
8	cs16-80	442.7	139.5	111.3	693.5	795.8	1.15



図－4 中心圧縮強度 (N_{exp}) と B_i/D_o



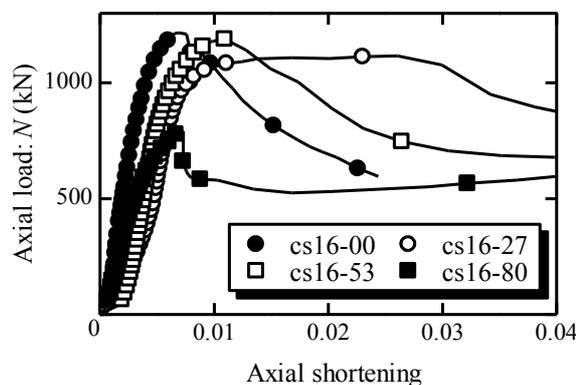
図－5 中心圧縮強度 (N_{exp}/N_{est}) と B_i/D_o

－5では、せん断破壊したものに関しては、 N_{exp}/N_{est} は B_i/D_o に関係なく一定の値を示しているとも考えられる。これは、既報⁹⁾で指摘した内径が大きくなると強度比が低下するCC-CFDSTの試験結果とは異なるものである。この理由のひとつとして、どこからでもコンクリートがせん断破壊しやすい円形内鋼管に対して、内鋼管の四隅からはそれが発生しにくい角形鋼管の形状の違いのためであると考えられる。一方で、Elephant-foot typeのものは、降伏強度を基に推定した N_{est} より低下していた。

3.3 変形特性

図－6に $t_i, t_o=1.6\text{mm}$ の供試体の中心圧縮力 N と供試体上部に配置した変位形より求められた変位の関係を示す。ここで、横軸は供試体高さ H で除して、全供試体長さの割合で示している。なお、これらは3.1破壊形式で示したように、全てせん断破壊形式で終局状態に至ったものである。

同図より、 $B_i<53\text{mm}$ なら最大強度までの挙動は円形CFTとはほぼ一致していることがわかる。また、その後の1%までの挙動は概ねCFTと一致し、緩やかに低下する傾向がある。一方、大きな内鋼管幅 $B_i=80\text{mm}$ を有するcs16-80では最大強度到達後、一時急激に低下する傾向



図－6 変形特性 ($t = 1.6\text{mm}$)

が見られる。

3.4 応力状態

(1) 弾塑性応力の計算方法¹¹⁾

内外鋼管には、南北方向に2枚の2軸ひずみゲージを鋼管の高さ方向中央位置に貼付している(図－2参照)。これらの軸方向(ϵ_x)、ならびに周方向(ϵ_θ)ひずみを用いて、各鋼管の応力状態を以下の手法により求める。なお、以下取り扱う応力は全て圧縮を正の値としており、鋼管の降伏応力 f_y は表－1に示すとおりである。

まず、弾性状態において、平面応力状態における部材軸と円周方向のひずみ増分をそれぞれ $d\varepsilon_z, d\varepsilon_\theta$ とすると、両者に対応する各応力増分 $d\sigma_z, d\sigma_\theta$ は以下のとおりとなる。

$$\begin{pmatrix} d\sigma_z \\ d\sigma_\theta \end{pmatrix} = \frac{E}{1-\nu^2} \begin{pmatrix} 1 & \nu \\ \nu & 1 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} d\varepsilon_z \\ d\varepsilon_\theta \end{pmatrix} \quad (3)$$

ここで、 E, ν は鋼管のヤング係数(=200GPa)、ポアソン比(=0.3)をそれぞれ示す。

つぎに、弾塑性状態では Prandl-Reuss の構成則によると、式(4)の通りとなる。

$$\begin{pmatrix} d\sigma_z \\ d\sigma_\theta \end{pmatrix} = \left[\frac{E}{1-\nu^2} \begin{pmatrix} 1 & \nu \\ \nu & 1 \end{pmatrix} - \frac{1}{S} \begin{pmatrix} S_1^2 & S_1 S_2 \\ S_1 S_2 & S_2^2 \end{pmatrix} \right] \begin{pmatrix} d\varepsilon_z \\ d\varepsilon_\theta \end{pmatrix} \quad (4)$$

ここに、 S, S_1, S_2 は

$$S = s_z S_1 + s_\theta S_2 \quad (5a)$$

$$S_1 = \frac{E}{1-\nu^2} (s_z + \nu s_\theta) \quad (5b)$$

$$S_2 = \frac{E}{1-\nu^2} (s_\theta + \nu s_z) \quad (5c)$$

となる。ここで、 s_z, s_θ は軸方向ならびに円周方向の偏差応力をそれぞれ示す。鋼管が弾性範囲内ならひずみ増分を式(3)に、鋼管が降伏後塑性状態になった場合は、ひずみ増分を式(4)に代入し、軸方向、ならびに周方向の二方向の弾塑性応力を得ることができる。

(2) 外鋼管

図-7 に $t_o, t_o=1.6\text{mm}$ の供試体の外鋼管に添付したひずみゲージより求められた鋼管の二軸応力状態を示す。ここで、縦軸、横軸ともに応力を降伏応力(f_y)で無次元化している。また、図内破線は平面応力状態での von Mises の降伏曲線(f_s)であり、式(6)のとおりを表わされる。

$$f_s = \sigma_z^2 - \sigma_z \sigma_\theta + \sigma_\theta^2 = f_y^2 \quad (6)$$

ここで、 σ_z, σ_θ は各々、鋼管の軸方向応力と円周方向応力、 f_y は鋼管の降伏応力である。

同図より、鋼管幅比(B/D_o)が 0.33 以下のものは、弾性範囲内($f_s < 0$)において、軸方向応力(σ_z)のみが増加し、降伏強度に到達後、弾塑性状態($f_s = 0$)では周方向応力(σ_θ)が引張方向に流動した。これは、コンクリートの正のダイ

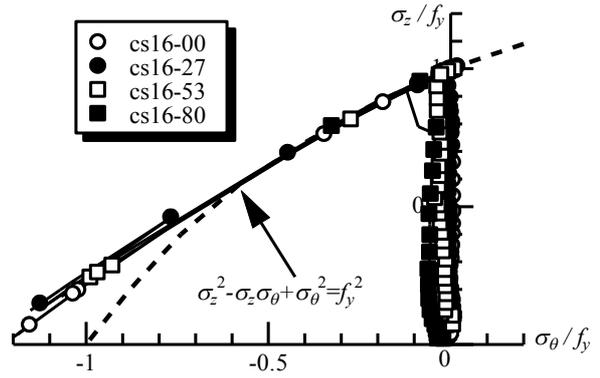


図-7 外鋼管の応力状態

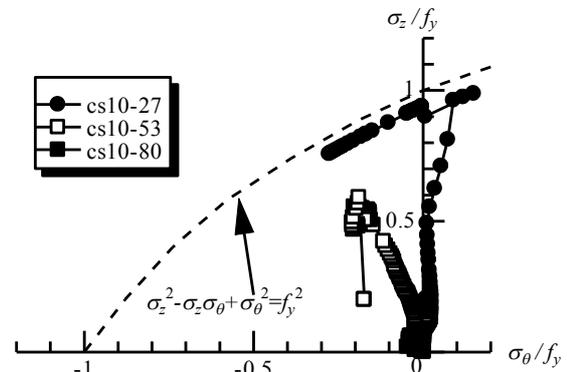


図-8 内鋼管の応力状態

レイタンシーによるものであると考えられ、従来の CFT 短柱実験²⁾と同様の挙動を示している。なお、既報⁶⁾で行った CC-CFDST の短柱試験でも外鋼管の挙動は CS-CFDST のそれと一致している。

(3) 内鋼管

図-8 に内鋼管の二軸応力状態を示す。図-8 も図-7 同様に得られた応力(σ_z, σ_θ)を f_y で無次元化している。せん断破壊が生じた cs10-27 は降伏応力に到達後、引張方向に流動しているのがわかる。これは、既報⁶⁾で行った CC-CFDST の内鋼管の挙動とは異なるものであった。この理由として、内鋼管が充填コンクリートのダイレイタンスの影響を受けることなく、内側に座屈したためであると考えられる。

一方、Elephant-foot type のもの(cs10-53, cs10-80)では、軸方向応力(σ_z)が降伏強度に到達することなく、終局状態に至った。特に、載荷面近傍に Elephant-foot type が発生した cs10-80 はほとんど応力が発生することなく、破壊に至った。このことから、中心圧縮強度(N_{exp})が降伏強度を基準にした式(1)を下回った理由と考えられる。

4. まとめ

本研究では、8体の角形内鋼管を有するコンクリート

充填二重鋼管(CS-CFDST)短柱部材の中心圧縮特性に関して、鋼管厚(t_s , t_o), および内鋼管幅比(B_i/D_o)をパラメータに取った実験を行い、破壊形式、中心圧縮強度、変形特性ならびに応力状態から考察を加えたとともに、それらと既報⁶⁾で行った同じ径厚比($D_o/t_o = 100, 160$)のCC-CFDST短柱試験結果との比較も行ったものである。得られた事項を列記すると以下のとおりである。

- (1) 得られた破壊形式は、コンクリートのせん断破壊に伴う鋼管の局部座屈であった。また、コンクリートの部材断面積が小さいもの(cs10-53, cs10-80)は、Elephant-foot typeの座屈が見られた。
- (2) 得られた内鋼管の破壊形式は、充填コンクリートの存在により外側に座屈することなく鋼管内側に座屈(Inward buckling)していた。
- (3) 鋼管とコンクリートの累加強度(N_{est})と実験強度(N_{exp})を比較すると、Elephant-foot typeのものを除いて、概ね一致あるいは安全側に評価できた。
- (4) せん断破壊を呈した供試体では、鋼管幅比(B_i/D_o)が大きくなると推定強度(N_{est})が緩やかに低下する傾向が見られた。一方、 B_i/D_o の変化が強度比(N_{exp}/N_{est})に与える影響は少ないと考えられた。これは、既報⁶⁾の内鋼管が大きくなると N_{exp}/N_{est} が低下したCC-CFDSTの結果とは異なるものであった。
- (5) Elephant-foot typeの破壊を示した供試体では、推定強度(N_{est})が実験強度(N_{exp})を大きく上回った。これは推定強度が鋼材の降伏強度に基づいた式(1)によるものであると考えられる。
- (6) CS-CFDSTの $B_i < 53\text{mm}$ の変形特性は、最大強度に到達後、CFT供試体とほぼ同等の変形を示した。一方、内鋼管幅が一番大きい $B_i = 80\text{mm}$ のものは、最大強度に到達後、一時急激に中心圧縮強度が低下する傾向が見られた。
- (7) 鋼管に貼付したひずみゲージにより、外鋼管の弾塑性二軸応力の計算を行ったところ、軸方向応力(σ_z)が降伏点に到達すると、周方向応力(σ_θ)が引張側に流動した。これは、コンクリートのダイレイタンスーによるものであると考えられる。なお、この結果は既報⁶⁾のCC-CFDSTの外鋼管のものと等しいものであった。
- (8) 内鋼管の二軸応力状態は、せん断破壊を生じたcs10-27では軸方向応力(σ_z)が降伏応力に到達後、周方向応力(σ_θ)は引張方向に流動していた。これは、充填コンクリートのダイレイタンスーの影響を顕著に受けるCC-CFDSTの結果⁶⁾とは異なるものであった。
- (9) 一方、上記(8)に対してElephant-foot typeのものは、内鋼管の二軸応力が、降伏局面に到達することなく終局状態に至った。特に、ひずみゲージ貼付位置から遠い箇所の供試体上部で顕著にElephant-foot typeが

現れたcs10-80では、ほとんど二軸応力が発生しなかった。

謝辞： 載荷実験の実施に当たっては、神戸市立工業高等専門学校専攻科都市工学専攻に在籍された清水集平君、ならびに同都市工学科5年生の学生諸君にご協力頂きました。ここに記して感謝の意を表します。

参考文献

- 1) 日本建築学会：コンクリート充填鋼管構造設計施工指針，2008.
- 2) 日本建築学会：鉄骨鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説，2002.
- 3) Elchalakani, M, Zhao, X. L. and Grzebieta, R.: Tests on Concrete Filled Double-Skin (CHS outer and SHS inner) Composite Short Columns under Axial Compression, *Thin-Walled Structures*, Elsevier, Vol. 40, pp. 415-441, 2002.
- 4) Zhao, X. L., Tong, L. W. and Wang, X. Y.: CFDST Stub Columns subjected to Large Deformation Axial Loading, *Engineering Structures*, Elsevier, Issue 32, pp.692-703, 2010.
- 5) Zhao, X. L. and Han, L. H.: Double Skin Composite Construction, *Progress in Structural Engineering and Materials*, Vol. 8, No. 3, pp. 93-102, 2006.
- 6) Uenaka, K., Kitoh, H. and Sonoda, K.: Concrete Filled Double Skin Circular Stub Columns under Compression, *Thin-Walled Structures*, Elsevier, Vol. 48, Issue 1, pp. 19-24, 2010.
- 7) Uenaka, K., Kitoh, H. and Sonoda, K.: Concrete Filled Double Skin Tubular Members subjected to Bending, *Steel & Composite Structures -An International Journal*, Techno-Press, Vol. 8, No. 4, pp. 297-312, 2008.
- 8) Uenaka, K. and Kitoh, H.: Mechanical Behavior of Concrete Filled Double Skin Tubular Circular Deep Beams, *Thin-Walled Structures*, Elsevier, Vol. 49, Issue 2, pp. 256-263, 2011.
- 9) Uenaka, K. and Kitoh, H.: Concrete Filled Double Skin Circular Tubular Members subjected to Pure Bending and Centric Compressive Loading, *Tubular Structures*, Balkema Press, Vol. 14, pp. 81-87, 2012.
- 10) Uenaka, K.: Concrete Filled Double Skin Circular Tubular Beams with Large Diameter-to-thickness Ratio under Shear, *Thin-Walled Structures*, Elsevier, Vol. 70, pp. 33-38, 2013.
- 11) 吉田総仁：弾塑性力学の基礎，共立出版，pp. 188-190, 1997.