

論文 二重鋼管・軽量コンクリート合成短柱の中心圧縮特性

上中 宏二郎^{*1}・水越 睦視^{*1}

要旨：軽量コンクリート(LC)は骨材を軽量化したものであり、構造用人工軽量骨材を用いれば、最大 20% 程度の軽量化が可能となる。一方、二重鋼管コンクリート合成部材は、同心円上に 2 種類の鋼管を配置してその間のみにコンクリートを充填し、従来のコンクリート充填鋼管よりも軽量化が可能である。本研究では、膨張頁岩を用いた LC を充填した二重鋼管合成(L-CFDST)短柱の中心圧縮実験を行った。実験変数は 100 以上の外鋼管の径厚比と内径・外径比である。得られた中心圧縮特性から L-CFDST 短柱の中心圧縮強度算定手法について議論した。最後に、鋼管に作用する応力状態について言及した。

キーワード：二重鋼管・軽量コンクリート合成部材, 内径・外径比, 径厚比, 中心圧縮強度

1. はじめに

軽量コンクリート(LC)^{1),2)}とは、人工軽量骨材を用いたものであり、粗骨材のみを軽量化したものを軽量コンクリート 1 種(LC1)、細、粗骨材両者ともに軽量化したものを軽量コンクリート 2 種(LC2)と呼ぶ。多種多様の軽量骨材が存在する中、コンクリート構造用人工軽量骨材を用いれば、従来の普通コンクリート(NC)と比較して最大 20%程度の軽量化した構造物の製作が可能である。しかしながら、LC を用いた棒部材の RC はりのせん断強度は、骨材のかみあい効果が低下するため、従来の NC と比較して 70%として設計するようにされている³⁾。

つぎに、二重鋼管・コンクリート合成(Concrete filled double skin steel tubular, CFDST, 図-1 参照)部材は、二種類の異なる円形、あるいは角形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。CFDST 部材は、コンクリート充填鋼管(Concrete filled steel tubular, 以下、CFT とする)部材^{4),5)}と比較して、内鋼管内部が空洞となるため軽量化となる利点を有する。したがって、CFDST を橋脚に適用すれば、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考えられる。また、CFDST の研究は、Wei ら^{6),7)}に端を発し、著者らは普通コンクリートを充填した CFDST(以下、N-CFDST)の様々な強度特性についていくつか報告している^{8),9)}。なお、CFDST は内径・外径比が大きくなると拘束効果の低下が示唆されている。

ところで、CFT の軽量化に着目した以下に示すような構造用人工軽量骨材を有する LC を鋼管に充填した CFT(L-CFT)の利用の試みが近年されつつある。著者らは LC2 から見ればせん断の補強、CFT から見れば CFT よりも軽量化を期待した L-CFT の実験的な検討を行ってきた^{10),11)}。具体的にはディーブームの曲げせん断実験でありせん断破壊、ならびに鋼管の曲げ破壊が見られた場合の終局強度算定方法をそれぞれ提案した。さらに、

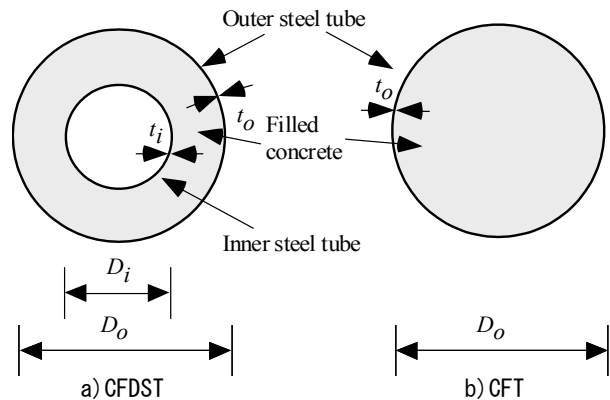


図-1 CFDST 断面 (t_i , t_o : 内, 外鋼管厚)

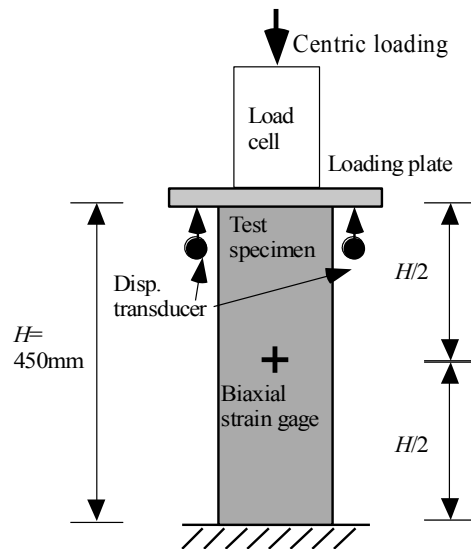


図-2 荷重方法と測定項目

国外では径厚比(D_o/t_o)が 35 以下の L-CFT に鉄筋を埋め込んで補強した中心圧縮実験も行われている¹²⁾。

このような背景のもと、本研究では LC を用いた新たな橋脚などの土木構造物を対象とした新しい鋼・コンクリート合成構造部材として、L-CFT のさらなる軽量化が

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

表－1 供試体一覧

No.	Tag	Steel tube						Concrete	
		D_o (mm)	t_o (mm)	D_i (mm)	t_i (mm)	$\frac{D_i}{D_o}$	$\frac{D_o}{t_o}$	f_y (N/mm ²)	f'_c (N/mm ²)
1	L10-000(CFT)			0.0	-	0.0			
2	L10-038		1.0	38.0	1.0	0.2	160.0	266.0	
3	L10-075			75.0	1.0	0.5			
4	L10-113			113.0	1.0	0.7			
5	L16-000(CFT)	160.0		0.0	-	0.0			36.4
6	L16-038		1.6	38.0	1.6	0.2	100.0	246.0	
7	L16-075			75.0	1.6	0.5			
8	L16-113			113.0	1.6	0.7			

表－2 LG2の示方配合

Slump (cm)	Air (%)	W/C (%)	s/a (%)	Unit weight(kg/m ³)				
				W	C	S	G	S.P.
24	5	55	48	165	300	635	591	24

可能な充填材に膨張頁岩系構造用人工軽量骨材を有するLC2を用いた二重鋼管・軽量コンクリート2種合成(L-CFDST)短柱の中心圧縮特性に関する基礎的な実験を行った。得られた破壊形式、変形性能、中心圧縮強度ならびに応力状態からL-CFDST短柱の100以上の外鋼管の径厚比($D_o/t_o > 100$)、および内径・外径比(D_i/D_o)が中心圧縮特性に与える影響について考察した。最後に、中心圧縮作用下での鋼管の平面応力状態における弾塑性応力状態について言及した。

2. 実験方法

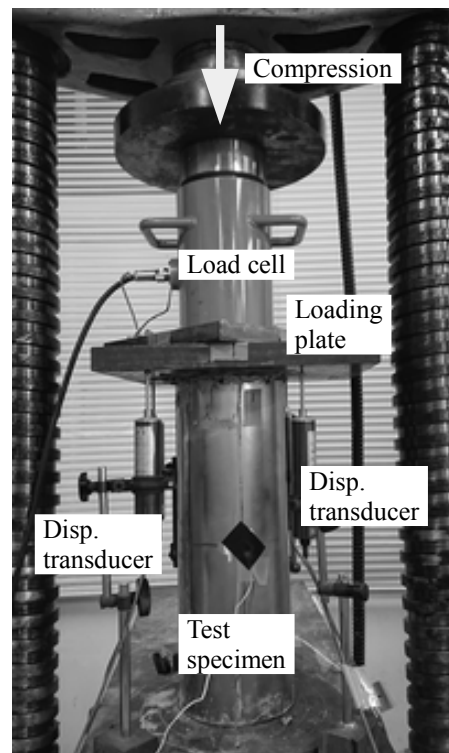
2.1. L-CFDST 供試体

供試体の一覧を表－1に示す。供試体の名前(Tag)は鋼管厚(t_i, t_o)、内鋼管径(D_i)で成り立っており、これらは薄板を円形状に成型し溶接している。外鋼管の直径(D_o)は160mm、供試体高さ(H)はすべて450mmとしている。内鋼管の直径(D_i)を0(L-CFT)、38, 75, および113mm、ならびに内外鋼管厚(t_i, t_o)は1.0, および1.6mmとし、内鋼管と外鋼管厚の値は等しく設定している($t_i = t_o$)。したがって、本研究で用いたL-CFDSTの径厚比(D_o/t_o)は100および160、内径、外径比(D_i/D_o)の範囲は $0.00 \leq D_i/D_o \leq 0.70$ となる。

つぎに、表－2に本研究で用いたLC2の配合表を示す。細骨材、最大寸法15mmの粗骨材にはそれぞれ表乾比重1.92, および1.65の膨張頁岩を用いている。また、鋼管内に丁寧に充填させ十分な養生期間を得た後、得られた圧縮強度 f'_c は36.4N/mm²であった。

2.2. 測定項目

図－2に鋼管のひずみゲージ測定箇所を示す。内外鋼

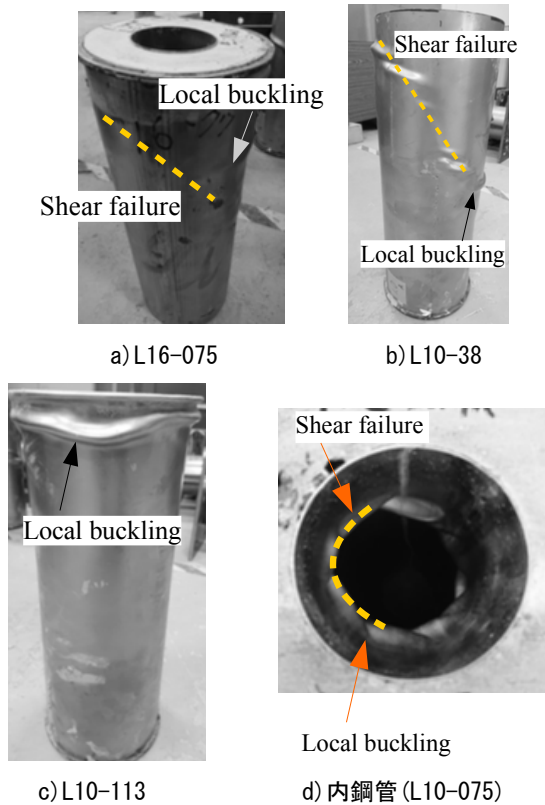


写真－1 載荷風景

管それぞれに2軸ひずみゲージ2枚、鋼管の外側の南北方向に貼付して、鋼管のひずみ状態を測定した。さらに載荷点下部に4台の変位計を設置して、短柱供試体の軸方向変位を測定した。

2.3. 載荷方法

本実験の載荷方法を図－2に示す。本校所有の2MN圧縮試験機を用いて、供試体、球座、ロードセル、載荷板の中心を一致させ、L-CFDST供試体に致命的な破壊が確認するまで、漸増繰り返し載荷方法により中心圧縮力



写真－2 破壊状況

(N)を作用させた。最後に、荷重風景を写真－1に示す。

3. 実験結果と考察

3.1 破壊形式

写真－2に本実験で得られた破壊形式を示す。内径・外径比(D_i/D_o)が0.5以下であれば、写真－2 a), b)に示すような供試体上部から中央部に向けてコンクリートのせん断破壊に伴う外鋼管の局部座屈が見られた。なお、この形状は普通コンクリートを用いたCFT短柱の中心圧縮実験の結果^{8),9)}と同じものである。

つぎに、写真－2 c)に内径・外径比(D_i/D_o)が最も大きい供試体の破壊形式を示す。内径・外径比(D_i/D_o)が最も大きく、かつ断面積が小さい供試体では、充填コンクリートのせん断破壊が見られない荷重点近傍でコンクリートが圧壊するElephant-foot typeの座屈を呈した。

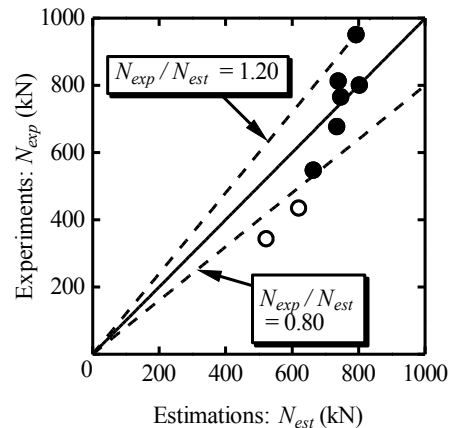
最後に、内鋼管の破壊形式を写真－2 d)に示す。せん断破壊を呈したL10-750の内鋼管の破壊形式は、コンクリートの破壊面に沿って鋼管の局部座屈が見られた。これは、N-CFDSTで見られたもの⁸⁾と同じであった。

3.2 中心圧縮強度

(1) 概要

まず、日本建築学会により提案されているN-CFT短柱の中心圧縮耐力(M_0)は以下の通りとなる⁴⁾。

$$N_0 = c_c A_c \gamma_{Uc} \sigma_{B+s} + s A_s \sigma_y \quad (1)$$



図－3 算定強度と実験中心圧縮強度

ここで、 A ：鋼管の断面積、 $c_c A$ ：充填コンクリートの断面積、 γ_{Uc} ：コンクリートの低減係数、 $c_{\sigma B}$ ：コンクリートの圧縮強度をそれぞれ示す。

つぎに、式(1)を参考に、鋼管は降伏かつLC2はせん断破壊するが、骨材のかみあい効果を期待できないと推定されるため、L-CFDSTの算定中心圧縮強度(N_{est})には、コンクリート強度を85%に低減した下式を用いることとした。

$$N_{est} = 0.85 f'_c A_c + f_{yi} A_{si} + f_{yo} A_{so} \quad (2)$$

ここで、 A_{si} , A_{so} ：内、外鋼管の断面積、 f_{yi} , f_{yo} ：内、外鋼管の降伏強度、 A_c ：充填コンクリートの断面積である。以下から、式(1)を用いて実験結果と比較を行う。なお、コンクリート($N_c = 0.85 f'_c A_c$)、内、外鋼管($N_{si} = f_{yi} A_{si}$, $N_{so} = f_{yo} A_{so}$)のそれぞれの分担力、および算定中心圧縮強度(N_{est})の計算結果を表－3にまとめている。

(2) 実験中心圧縮強度と算定中心圧縮強度

図－3に式(1)で求めた算定中心圧縮強度(N_{est})と実験中心圧縮強度(N_{exp})の関係を示す。ここで、図中●はせん断破壊、○は $D_i/D_o = 0.7$ のElephant-foot bucklingを呈したものをそれぞれ示している。同図より、N-CFTと同じ破壊形式である前者の場合、 N_{exp}/N_{est} は0.80～1.20の範囲で予測できた。

ところで、既報^{8),9)}ではN-CFDSTの短柱圧縮試験においては、鋼管とコンクリートの強度を累加させた式(1)により概ね中心圧縮強度を評価できていた。しかしながらL-CFDST短柱がN-CFDSTのそれよりも低くなった理由のひとつとして、例えば既報¹⁰⁾で行ったせん断を受けるL-CFTの充填コンクリートの骨材はせん断により割れており、コンクリート内部のかみ合い効果が、普通のコンクリートと比較して低下したと考えられる。

(3) 内径・外径比の影響

図－4に実験中心圧縮強度(N_{exp})を算定中心圧縮強度

表-3 算定強度と実験結果

No.	Tag	N_{so} (kN)	N_{si} (kN)	N_c (kN)	N_{est} (kN)	N_{exp} (kN)	$\frac{N_{exp}}{N_{est}}$
1	L10-000	132.9	0.0	714.0	739.7	811.7	1.10
2	L10-038	132.9	30.9	672.7	735.6	676.3	0.92
3	L10-075	132.9	61.8	553.1	664.8	546.3	0.82
4	L10-113	132.9	93.6	348.8	522.9	342.2	0.65
5	L16-000	195.9	0.0	703.2	793.6	949.8	1.20
6	L16-038	195.9	45.0	661.9	803.5	799.7	1.00
7	L16-075	195.9	90.8	542.3	747.6	764.4	1.02
8	L16-113	195.9	137.7	338.0	620.9	433.6	0.70

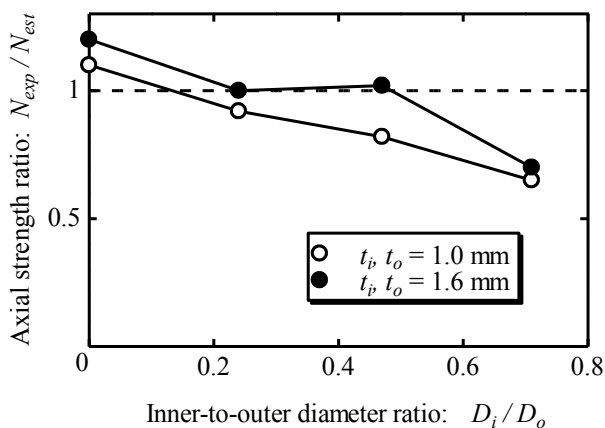


図-4 内径外径比と中心圧縮強度比

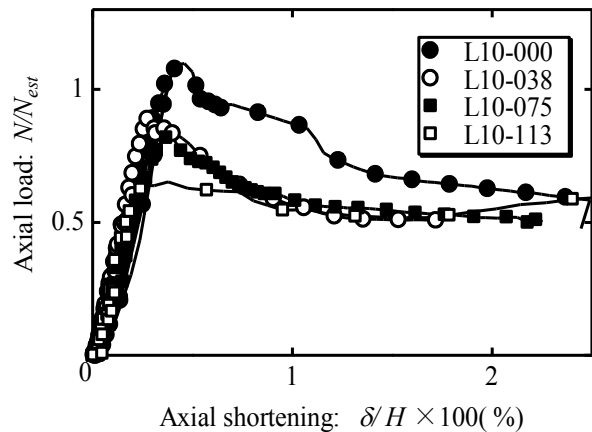
(N_{est})で除した中心圧縮強度比(N_{exp}/N_{est})と内径・外径比(D_i/D_o)の関係を示す。同図より、内径・外径比が大きくなると中心圧縮強度比(N_{exp}/N_{est})は低下していることがわかる。これは、既報のN-CFDST短柱のそれと同じであった。これは、 D_i/D_o が大きくなると、鋼管とコンクリートのコンファインド効果が低下するためであると考えられる。特に、Elephant-foot typeの座屈で終局状態に至ったL10-113,およびL16-113は、顕著に低下した。なお、 N_{exp}/N_{est} は、径厚比(D_o/t_o)が小さいものが全体的に大きい値を示しており、拘束効果が確認できた。

3.3 変形特性

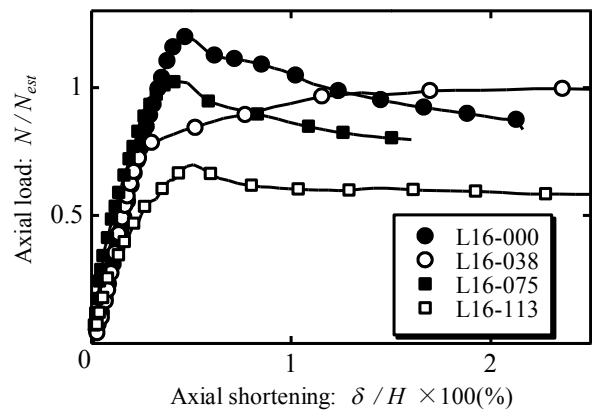
図-5 a), b)に鋼管厚(t_b, t_o)が1.0mm, および1.6mmの供試体の作用中心圧縮力(N)と変位(δ)の関係を示す。ここで、両グラフのx, y軸ともに式(2)より求めた算定中心圧縮強度(N_{est}), ならびに供試体の高さ($H=450\text{mm}$)でそれぞれ無次元化しており、x軸は百分率で表示している。

図-5 a)の $D_o/t_o=160$ の供試体の変形挙動は、初期剛性はほぼ同じ状態を保ったまま、充填コンクリートのせん断破壊を呈した $D_i/D_o < 0.5$ のものであれば、2%の変位まで算定中心圧縮強度の60%を保持していた。また、Elephant-foot type座屈のものは、実験中心圧縮強度の値を保持しながら、2%の変位まで進行した。

つぎに、図-5 b)に $D_o/t_o=100$ の中心圧縮力と変位の



a) $t=1.0\text{mm}$ ($D_o/t_o=160$)



b) $t=1.6\text{mm}$ ($D_o/t_o=100$)

図-5 中心圧縮力(N/N_{est})と変位関係

関係を示す。L10-113同様にElephant-foot typeの座屈破壊が見られたL16-113では、同じ $D_o/t_o=160$ と同じ挙動であるが、 $D_i/D_o < 0.5$ なら中心圧縮力の低下が $t=1.0\text{mm}$ のものよりも少なく、変形性能が向上したと思われる。これは、径厚比が小さくなると、外鋼管のコンファインド効果が上昇したためと推察される。

3.4 二軸応力

(1) 鋼管の弾塑性応力の計算¹³⁾

内外鋼管高さ方向中心の南北方向にそれぞれ二枚の二軸ひずみゲージを貼付している(図-2参照)。この直交する二軸ひずみの値を用いて、鋼管に作用する弾塑性応力を以下の手順で計算する。

まず、鋼管の降伏の判定基準には、以下の平面応力状態における von Mises の降伏条件を用いることとした。

$$f_s = \sigma_z^2 - \sigma_z \cdot \sigma_\theta + \sigma_\theta^2 - f_y^2 \quad (3)$$

ここで、 σ_z は軸方向の応力、 σ_θ は周方向の応力、 f_y は降伏強度をそれぞれ示す。

つぎに、弾性範囲内($f_s < 0$)での平面応力状態における軸方向、周方向応力増分($d\sigma_z, d\sigma_\theta$)、およびひずみ増分($d\epsilon_z, d\epsilon_\theta$)の関係は、以下の通りに表わされる。

$$\begin{Bmatrix} d\sigma_z \\ d\sigma_\theta \end{Bmatrix} = \frac{E}{1-\nu^2} \begin{pmatrix} 1 & \nu \\ \nu & 1 \end{pmatrix} \begin{Bmatrix} d\epsilon_z \\ d\epsilon_\theta \end{Bmatrix} \quad (4)$$

ここに、 E, ν は内外鋼管のヤング係数(=200kN/mm²)、ポアソン比(=0.3)をそれぞれ示す。

さらに、弾塑性状態($f_s = 0$)では、平面応力状態における Prandl-Reuss の構成則を用いて、中心圧縮軸とそれに直交する円周方向のひずみ増分をそれぞれ $d\epsilon_z, d\epsilon_\theta$ とすると、両者に対応する各応力増分 $d\sigma_z, d\sigma_\theta$ は式(5)の通りとなる。

$$\begin{Bmatrix} d\sigma_z \\ d\sigma_\theta \end{Bmatrix} = \left[\frac{E}{1-\nu^2} \begin{pmatrix} 1 & \nu \\ \nu & 1 \end{pmatrix} - \frac{1}{S} \begin{pmatrix} S_1^2 & S_1 S_2 \\ S_1 S_2 & S_2^2 \end{pmatrix} \right] \begin{Bmatrix} d\epsilon_z \\ d\epsilon_\theta \end{Bmatrix} \quad (5)$$

さらに S, S_1, S_2 は

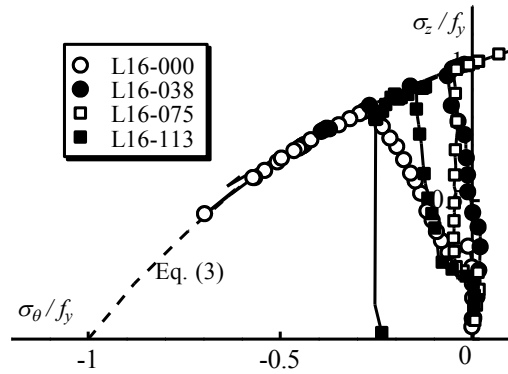
$$S = s_z S_1 + s_\theta S_2 \quad (6a)$$

$$S_1 = \frac{E}{1-\nu^2} (s_z + \nu s_\theta) \quad (6b)$$

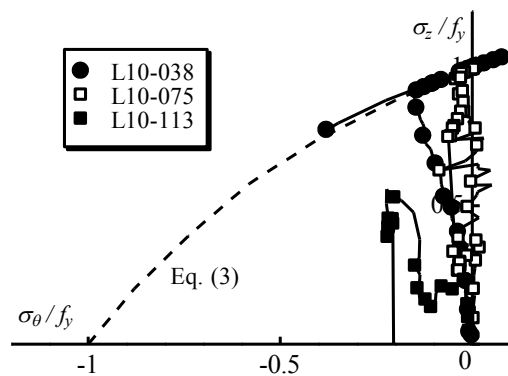
$$S_2 = \frac{E}{1-\nu^2} (s_\theta + \nu s_z) \quad (6c)$$

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。

弾性範囲内($f_s < 0$)の時は式(4)を、鋼管が降伏点に至り弾塑性状態($f_s = 0$)においては式(5)にそれぞれ二軸ひずみゲージより得られたひずみ増分($d\epsilon_z, d\epsilon_\theta$)を代入し、鋼管の応力増分($d\sigma_z, d\sigma_\theta$)を求めることができる。したがって、軸方向、ならびに周方向の全応力は式(7)の通りとなる。



a) 外鋼管 $t_o, t_o=1.6\text{mm}$



b) 内鋼管 $t_i, t_i=1.0\text{mm}$

図-6 二軸応力状態

$$\sigma_z = \sum_{k=1}^n d\sigma_{zk} \quad (7a)$$

$$\sigma_\theta = \sum_{k=1}^n d\sigma_{\theta k} \quad (7b)$$

式(7)を用いて、鋼管の弾塑性応力が求められる。なお、以下で取り扱う両応力は圧縮応力を正の値としている。

(2) 外鋼管

図-6 a) に鋼管厚 $t_o=1.6\text{mm}$ の供試体の外鋼管のひずみから計算した 2 軸応力状態を示す。ここで、 x, y 軸とも鋼管の降伏強度(f_y)で無次元化している。また、図中破線は式(3)の von Mises の降伏曲線である。

同図より、内鋼管・外鋼管幅比(D_i/D_o)が 0.2 までなら、軸圧縮応力(σ_z)が降伏曲線に到達後、周方向応力(σ_θ)が第二象限である引張側に流動した。これは、N-CFT と同様の充填コンクリートの体積膨張の影響であると考えられる。一方、L16-075, L16-113 では、上記のような骨材のかみあい効果や体積膨張の効果が小さく、特に載荷点近傍に Elephant-foot type 座屈が発生したものは、供試体中央

部のひずみは発生せず降伏曲線に到達後、軸応力は降伏曲線内($f_s < 0$)に低下した。

(3) 内鋼管

図-6 b)に $t_f=1.0\text{mm}$ の内鋼管の挙動を示す。L10-38では、軸方向応力(σ_z)が降伏局面に到達後、周方向応力(σ_θ)は一度圧縮側へ流動した。一方、それ以外のは降伏曲面に到達後、正負どちらにも周方向は流動せず、両応力は滞留した。これは、部材厚が薄くなると体積膨張の影響が少なくなるためと考えられる。また、外鋼管の挙動と同様に Elephant-foot type の局部座屈が見られた L10-113 は座屈発生後、降伏曲線内($f_s < 0$)に低下した。

4. まとめ

本研究では、構造用人工軽量骨材を用いた軽量コンクリート2種を充填した二重鋼管・コンクリート合成(L-CFDST)短柱の中心圧縮実験を行った。結論付けられる事項を列記すると以下の通りとなる。

- (1) 得られた破壊形式は、 D_i/D_o が0.5までであれば、鋼管のせん断破壊に伴う内外鋼管の局部座屈が見られた。一方、 D_i/D_o が最も大きいものは載荷点近傍で充填コンクリートが圧壊し、Elephant-foot type の局部座屈が見られた。
- (2) 得られた中心圧縮強度(N_{exp})は、コンクリート強度を85%としたものと内外鋼管の降伏強度で求めた値を累加した算定中心圧縮強度(N_{est})を用いて概ね予測可能であった。
- (3) 内径・外径比が大きくなると中心圧縮強度比(N_{exp}/N_{est})は緩やかに低下する傾向が見られた。
- (4) 径厚比が小さくなると、 $D_i/D_o < 0.5$ の L-CFDST 短柱の変形性能が向上した。
- (5) Elephant-foot type の座屈を呈した L10-113, L16-113 の変形特性は、算定中心圧縮強度の60%程度で変形が進行した。一方、 $D_i/D_o < 0.5$ 以内のものは、内径外径比が大きくなれば、変形性能は低下する傾向が見られた。
- (6) 2軸ひずみゲージから弾塑性応力を計算したところ、外鋼管では $D_i/D_o < 0.2$ なら、軸方向応力(σ_z)が降伏曲線に到達後、周方向応力(σ_θ)は引張側に流動した。これは従来の N-CFT, および N-CFDST に見られた充填コンクリートの体積膨張の影響を受けたものであると考えられる。
- (7) L10-038 の内鋼管の2軸応力状態は、軸方向応力が降伏曲線に達すると一度圧縮側に進んだ。一方、その他のものは降伏曲線に到達後、その場に滞留、あるいは低下した。

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・都市工学専攻の学生諸君にご協力頂いた。なお、本研究は JSPS 科研費(課題番号：18K04338)の助成を受けたものです。ここに記して感謝いたします。

参考文献

- 1) 人工軽量骨材協会：力学的特性—人工軽量骨材コンクリートの力学的特性について—, 人工軽量骨材コンクリート技術資料, No.4, 1987.
- 2) 笠井芳夫編：軽量コンクリート, 技術書院, pp. 71-87, 2002.
- 3) 土木学会：コンクリート標準示方書 [設計編], 丸善, p. 191, 2017.
- 4) 日本建築学会：コンクリート充填鋼管構造設計施工指針, 丸善, 2008.
- 5) 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, 丸善, 2002.
- 6) Wei, S., Mau, S. T., Vipulanandan, C. and Mantrala, S. K.: Performance of new sandwich tube under axial loading: experiment, *Journal of Structural Engineering*, ASCE, 121(12), pp. 1806-1814, 1995.
- 7) Wei, S., Mau, S. T., Vipulanandan, C. and Mantrala, S. K.: Performance of new sandwich tube under axial loading: analysis, *Journal of Structural Engineering*, ASCE, 121 (12), pp. 1815-1821, 1995.
- 8) Uenaka, K., Kitoh, H. and Sonoda, K.: Concrete filled double skin circular stub columns under compression, *Thin-Walled Structures*, Elsevier, 48(1), pp. 19-24, 2010.
- 9) Uenaka, K.: CFDST stub columns having outer circular and inner square sections under compression, *Journal of Constructional Steel Research*, Elsevier, 120, pp. 1-7, 2016.
- 10) 上中宏二郎, 水越睦視：軽量コンクリート2種充填円形鋼管部材の曲げせん断実験 コンクリート工学年次論文集, 日本コンクリート工学会, Vol. 41, 1045-1050, 2019.
- 11) 上中宏二郎, 水越睦視：軽量コンクリート充填鋼管部材の曲げせん断特性, 第13回復合・合成構造の活用に関するシンポジウム講演論文集, pp. 85-92, 2019.
- 12) Al-Eliwi, B. J. M, Ekmekyapar, T., AL-Samarai, M. I. A and Dogru, H.: Behavior of Reinforced Lightweight Aggregate Concrete-Filled Circular Steel Tube Columns under Axial Loading, *Structures, Research Journal of The Institute of Structural Engineers*, Elsevier, 16, pp. 101-111, 2018.
- 13) 吉田総人：弾塑性力学の基礎, 共立出版, pp. 188-190, 1997.