

(9) 二重鋼管・コンクリート合成部材の 中心圧縮および曲げ特性に関する研究

上中 宏二郎¹・鬼頭 宏明²

¹正会員 神戸市立工業高等専門学校准教授 都市工学科 (〒651-2194 神戸市西区学園東町 8-3)

E-mail: uenaka@kobe-kosen.ac.jp

²正会員 大阪市立大学大学院准教授 工学研究科都市系 (〒558-8585 大阪市住吉区杉本 3-3-138)

E-mail: kitoh@civil.eng.osaka-cu.ac.jp

二重鋼管・コンクリート合成部材(以下, CFDT とする)とは, 2つの鋼管を同心円上に配置し, その鋼管の間のみにコンクリートを充填する構造形式である. このような配置により, 従来のコンクリート充填鋼管部材(以下, CFT とする)と比較して軽量となる. 本研究では, CFDT の中心圧縮試験ならびに曲げ実験を各 12 体ずつ行った. 実験変数は, 内径・外径比ならびに径厚比である. 得られた結果より, 中心圧縮強度ならびに曲げ強度は, 従来の CFT と同様の方法で概ね評価が可能であった. しかしながら, 内径・外径比が大きくなると, 両強度は低下する傾向にあった. さらに, 内外鋼管の二軸応力状態と拘束効果の関係を明らかにした.

Key Words: concrete filled double skin tubular, concrete filled tubular, axially loading capacity, bending capacity, confinement stress

1. はじめに

二重鋼管・コンクリート合成部材(Concrete Filled Double Steel Tubular Members, 以下, CFDT とする)とは, 径が異なる二つの鋼管を同心円上に配置し, 両鋼管の間のみにコンクリートを充填した構造であり(断面は図-1a)~c)参照), 従来の鋼管・コンクリート充填鋼管部材^{1),2)}(Concrete Filled Steel Tubular 以下, CFT とする. 図-1d)参照)と比較して軽量となる利点を有する. したがって, 地震などによって作用する慣性力の低減, CFDT の高橋脚への適用が期待できる.

CFDT に関する既往の研究を概観すれば, 海洋構造物への使用を目的とした中心圧縮力を受ける短柱の実験的³⁾および解析的研究⁴⁾, 内・外に角形鋼管を用いた中心圧縮および曲げ実験⁵⁾がなされている. また, 軸力一定下で曲げモーメントが作用する長柱の交番載荷試験⁶⁾では, 優れた変形性能を有することが報告されている. さらに, 径厚比が比較的小さい CFDT の実験結果の詳細は文献 6)にまとめられている. なお, 外鋼管の代わりに FRP を用いた検討もなされている⁷⁾.

このような背景のもと, 著者らは高橋脚への適用を目的とした大径厚比, すなわち $D_o/t_o > 75$ の CFDT の強度特性を把握するための基礎的研究として, 外鋼管の径厚比(D_o/t_o)および内径・外鋼管の直径比, すなわち内径・外径比(D_i/D_o)を実験変数とした CFDT 短柱の中心圧縮実験⁸⁾ならびに曲げ試験^{9),10)}を行い, 主に D_i/D_o が CFDT の特性に与える影響について検討を行ってきた.

そこで, 本論文では, 既報で述べた CFDT の中心圧縮⁸⁾および曲げ特性^{9),10)}のそれぞれの結果から, CFDT の破壊形式, 終局強度, 変形性能, 鋼管の弾塑性挙動, ならびに拘束効果の影響を横断的に比較し, 既報の成果を総括し, 実構造物へ供するための基礎的データを提示するものである.

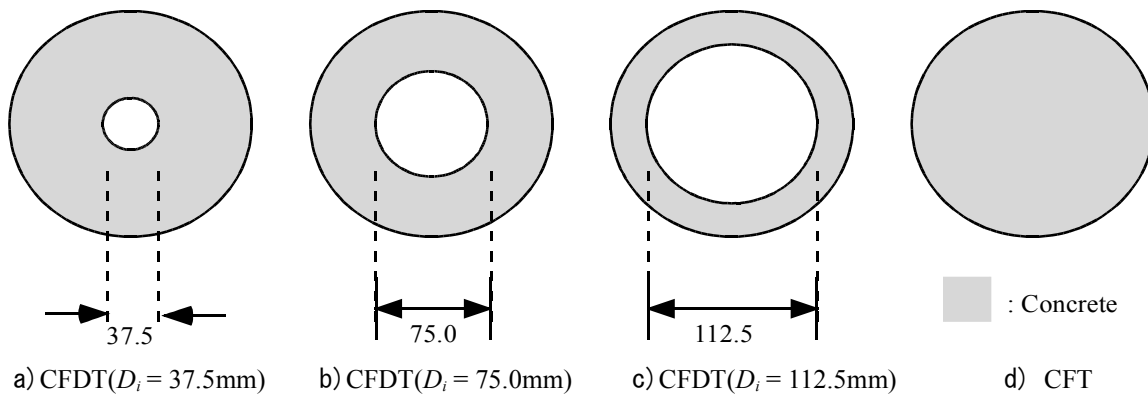
2. 実験方法

(1) 中心圧縮試験⁸⁾

表-1 内 No. 1~12 に供試体一覧を示す. 供試体の高さ($H = 450\text{mm}$), 外鋼管径($D_o = 160\text{mm}$)は一定である. 供試体名の c に続く数字は内外鋼管厚($t_i = t_o = 1.0$,

表-1 供試体一覧

No.	Tag.	Testing Method	Outer and Inner Tubes						Material Properties	
			[1]	[2]	[3]	Ratio			$f_{yo}f_{yi}$	f_c'
			t_o, t_i	D_o	D_i	[2]	[3]	[2]		
			(mm)	(mm)	(mm)	[1]	[1]	[3]		
1	c10-000	Compression	1.00	160	0.0	-	0.00	221	18.7	
2	c10-375				37.5	37.5	0.23			
3	c10-750				75.0	75.0	0.47			
4	c10-1125				112.5	112.5	0.70			
5	c16-000		1.60	100	0.0	-	0.00	308	18.7	
6	c16-375				37.5	23.4	0.23			
7	c16-750				75.0	46.9	0.47			
8	c16-1125				112.5	70.3	0.70			
9	c23-000		2.30	69.6	0.0	-	0.00	286		
10	c23-375				37.5	16.3	0.23			
11	c23-750				75.0	32.6	0.47			
12	c23-1125				112.5	48.9	0.70			
13	b10-000	Bending	1.00	160	0.0	-	0.00	286		
14	b10-375				37.5	37.5	0.23			
15	b10-750				75.0	75.0	0.47			
16	b10-1125				112.5	112.5	0.70			
17	b16-000		1.60	100	0.0	-	0.00	320	25.7	
18	b16-375				37.5	23.4	0.23			
19	b16-750				75.0	46.9	0.47			
20	b16-1125				112.5	70.3	0.70			
21	b23-000		2.30	69.6	0.0	-	0.00	320		
22	b23-375				37.5	16.3	0.23			
23	b23-750				75.0	32.6	0.47			
24	b23-1125				112.5	48.9	0.70			

図-1 供試体の断面($D_o=160\text{mm}$)

1.6, 2.3mm)を, ハイフンに続く数字は内鋼管の内径 ($D_i = 0(\text{CFT}), 37.5, 75.0, 112.5 \text{ mm}$)をそれぞれ示している. また, 実験変数は, 径厚比(D_o / t_o), ならびに内径・外径比(D_i / D_o)である.

つぎに, 図-2に載荷方法とひずみゲージ貼付位置

(図中+)を示す. 内鋼管, 外鋼管ともに中心から上下 160mm の位置に二軸ひずみゲージを外側, 断面中心を通る線上に貼付し, 軸方向ひずみ (ε_x) ならびに周方向ひずみ (ε_θ) を測定した. また, 三台の変位計により, 鋼管の軸方向変位 (δ) を測定した.

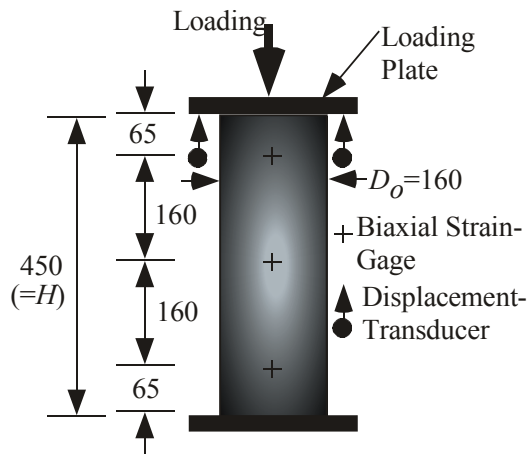


図-2 载荷方法(中心圧縮試験)



a) CFT(c10-000)



b) CFDT(c10-750)

写真-2 外鋼管の破壊形式

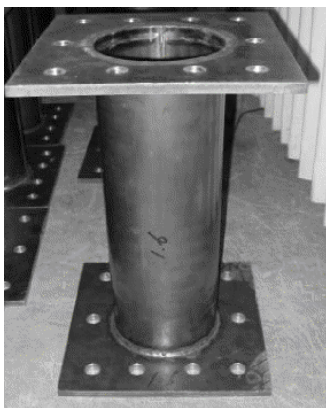


写真-1 外鋼管

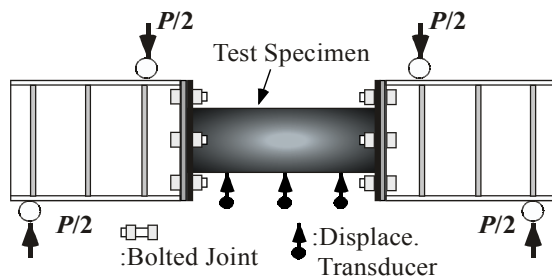


図-3 载荷方法(曲げ試験)

(2) 曲げ試験⁹⁾

供試体一覧を表-1 内 No. 13-24 に、断面形状を図-1 に示す。供試体の長さ($H=450\text{mm}$)と外鋼管径($D_o=160\text{mm}$)、鋼管厚($t_i, t_o=1.0, 1.6, 2.3\text{mm}$)の組合せは中心圧縮実験のそれと同じである。

それぞれ3種類の鋼板を円形に成型後、载荷治具と供試体をボルト接合するための添接板に溶接し外鋼管を作成した(写真-1 参照)。また、内鋼管は同鋼管表面に二軸ひずみゲージを貼付する必要上、添接板に溶接していない。载荷方法は図-3 に示すよう

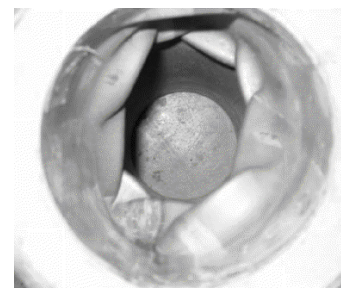


写真-3 内鋼管の破壊形式

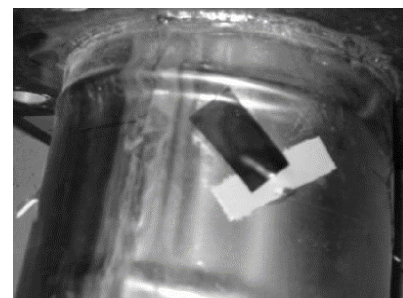


写真-4 曲げ圧縮側の外鋼管の局部座屈

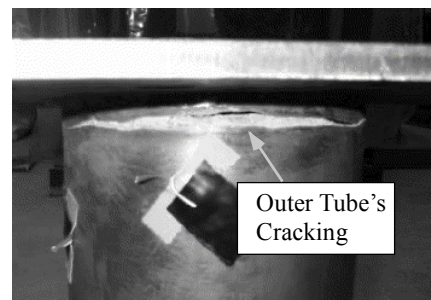


写真-5 曲げ引張側の鋼管の破断

に、左右対称に4点曲げ载荷する事により、供試体に一定の曲げモーメントを作用させた。

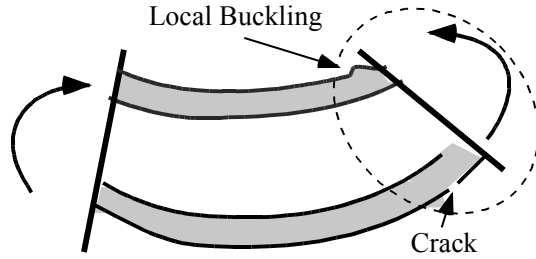


図-4 内鋼管による外鋼管の破断

3. 実験結果と考察

(1) 破壊形式

写真-2 に中心圧縮試験にて得られた c10-000(CFT) ならびに c10-750(CFDT) の破壊形式を示す。外鋼管は上部から中心部にかけてコンクリートの圧縮破壊に伴い鋼管の局部座屈を呈した。一方、内鋼管では、写真-3 に示すように、コンクリートのすべり面に沿って、局部座屈を呈していた。

つぎに、曲げ実験にて得られた破壊形式を写真-4, 5 に示す。曲げ圧縮側(写真-4)では、外鋼管の局部座屈が見られた。一方、曲げ引張側では、断面が変化する供試体と載荷治具の接合部近傍で、外鋼管の破断がほとんどの供試体で見られた。さらに、内鋼管では、圧縮部分の座屈は観察されなかったが、引張降伏していることを確認した。

曲げ試験において内径・外径比(D_i / D_o)の大きい供試体では、充填コンクリートにより半径方向へ座屈が出来ない内鋼管が支点となり、局所モーメント(図-4 参照)が発生するため、ボルト接合部近傍の破壊ならびに局部座屈を呈した(写真-5 参照)。

(2) 終局強度

中心圧縮試験における CFDT の中心圧縮強度の算定は、拘束効果の値が不明瞭であるので、CFT の式のような拘束係数¹⁾を考慮せず、外、内鋼管ならびにコンクリートの強度を単純に累加した式(1)を用いた。すなわち、

$$N_u = N_{uso} + N_{usi} + N_{uc} \quad (1)$$

ただし、 N_{uso} 、 N_{usi} ならびに N_{uc} はそれぞれ外鋼管、内鋼管と充填コンクリートによって分担される中心圧縮力であり、各者は次式で表される。

$$N_{uso} = A_{so} \cdot f_{yo}, \quad N_{usi} = A_{si} \cdot f_{yi}, \quad N_{uc} = A_c \cdot f_c'$$

表-2 実験結果一覧

a) 中心圧縮試験

No.	Tag.	$\frac{D_i}{D_o}$	Failure Mode	Axial Strength (kN)		
				[1] Exp.	[2] Est.	$\frac{[1]}{[2]}$
1	c10-000	0.00	C	699.7	496.6	1.41
2	c10-375	0.23	C	635.0	450.3	1.41
3	c10-750	0.47	C	540.0	440.3	1.23
4	c10-1125	0.70	C	378.3	395.4	0.96
5	c16-000	0.00	C	815.4	580.9	1.40
6	c16-375	0.23	C	851.6	647.5	1.32
7	c16-750	0.47	C	728.1	639.6	1.14
8	c16-1125	0.70	C	589.0	541.9	1.09
9	c23-000	0.00	C	907.5	680.1	1.33
10	c23-375	0.23	C	968.2	704.6	1.37
11	c23-750	0.47	C	879.1	752.0	1.17
12	c23-1125	0.70	C	703.6	697.4	1.01

Note: C: Compressive failure of in-filled concrete

b) 曲げ試験

No.	Tag.	$\frac{D_i}{D_o}$	Failure Mode	Bending Strength (kN m)		
				[1] Exp.	[2] Est.	$\frac{[1]}{[2]}$
1	b10-000	0.00	BT	14.0	9.5	1.47
2	b10-375	0.23	BT	14.8	10.6	1.40
3	b10-750	0.47	BT	14.6	12.3	1.19
4	b10-1125	0.70	BT	13.1	12.7	1.03
5	b16-000	0.00	BT	19.5	16.2	1.20
6	b16-375	0.23	BT	21.6	17.6	1.23
7	b16-750	0.47	BT	23.4	20.0	1.17
8	b16-1125	0.70	BT	20.3	21.5	0.94
9	b23-000	0.00	BT	27.7	22.6	1.23
10	b23-375	0.23	BT	29.6	23.9	1.24
11	b23-750	0.47	BT	28.2	27.3	1.03
12	b23-1125	0.70	BT	32.5	30.2	1.08

Note: BT: Buckling and tensile crack of outer tube

ここで、 A_{so} , A_{si} , A_c : 外、内鋼管、および充填コンクリートの断面積、 f_{yo} , f_{yi} : 内、外鋼管の降伏強度、 f_c' : コンクリートの圧縮強度をそれぞれ示す。

図-5、表-2a) に式(1)の算定中心圧縮強度(N_u)と対応する実験強度(N_{exp})の関係を示す。同図より相対比(N_{exp} / N_u) = 1.23, 相関係数 $r = 0.85$ (図-5 破線)となり、算定値は実験値と比較して概ね安全側に評価できた。

さらに、内径・外径比 (D_i / D_o) と定式化した算定強度(N_{exp} / N_u)の関係を図-6 に示す。式(1)を用いて、CFDT の中心圧縮強度を概ね評価出来ていたが、 D_i / D_o が大きくなると中心圧縮強度は顕著に低下してお

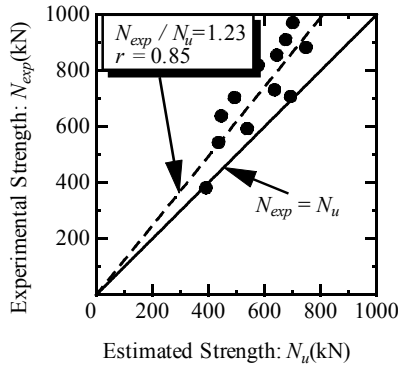


図-5 算定中心圧縮強度と実験強度

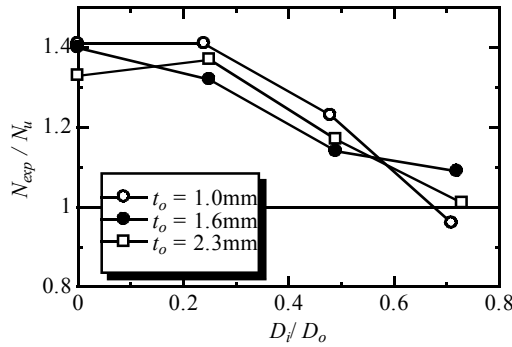


図-6 N_{exp} / N_u と D_i / D_o

り、拘束効果が低下していることが考えられる．その詳細は後述の(5)で考察する．

一方、曲げ試験では、算定曲げ強度は内鋼管断面内に中立軸がある場合に図-7のように内鋼管、外鋼管、ならびにコンクリートの応力状態を仮定すると、式(2)のとおりとなる．

$$M_u = \frac{2kf_c'}{3}(R_o^3 \cos^3 \alpha_o - R_o^3 \cos^3 \alpha_i) + 4f_{sy}(R_o^2 t_o \cos \alpha_o + R_i^2 t_i \cos \alpha_i) \quad (2)$$

ここで、 k : コンクリート圧縮強度の低減係数(=0.85)¹⁰⁾、 f_c' : コンクリートの圧縮強度、 R_i , R_o : 内、外鋼管の半径、 t_i , t_o : 内、外鋼管厚となる．また、図-7a)の軸力(N_u)は式(3)にて表される．

$$N_u = K R_o^2 \left(1 - \frac{2\alpha_o}{\pi} - \frac{\sin 2\alpha_o}{\pi}\right) - K R_i^2 \left(1 - \frac{2\alpha_i}{\pi} - \frac{\sin 2\alpha_i}{\pi}\right) - 4f_{sy}(R_o t_o \alpha_o + R_i t_i \alpha_i) \quad (3)$$

ただし、 $K = \pi k f_c' / 2$ である．式(3)により、 $N_u = 0$ となる α_o , α_i を決定し、 α_o , α_i を式(2)に代入し、算定強

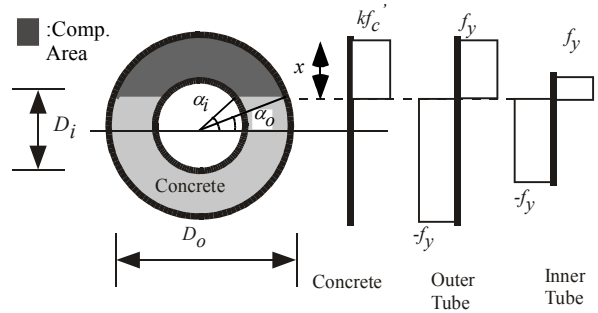


図-7 CFDTの断面と応力状態(内鋼管内部に中立軸がある場合: 圧縮を正)

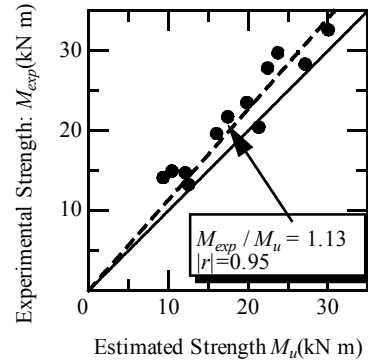


図-8 算定曲げ強度と実験強度

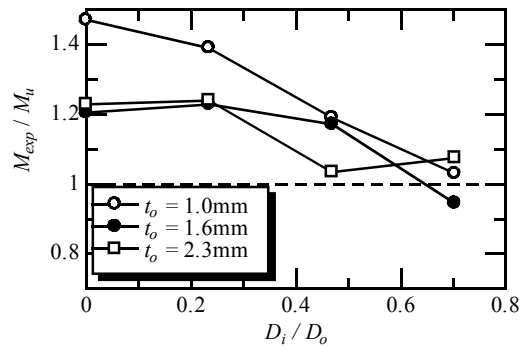


図-9 M_{exp} / M_u と D_i / D_o

度 M_u を算出した．

図-8 および表-2b)に、式(2)、(3)を用いた算定曲げ強度(M_u)と、実験で得られた曲げ強度(M_{exp})の関係を示す．同図より、曲げ実験では、相対比 $M_{exp} / M_u = 1.13$ 、相関係数 $r = 0.95$ より、CFDTの曲げ強度は式(2)を用いて概ね評価できていることが分かる．

最後に、内径・外径比(D_i / D_o)と曲げ強度の関係を図-9に示す．ここで、縦軸は得られた実験曲げ強度(M_{exp})を式(2)より算出した算定曲げ強度(M_u)で無次元化している．同図より、曲げ強度は図-6に示した中心圧縮強度と同様に、 D_i / D_o が大きくなるに従って低下する傾向が見られた．

(3) 変形特性

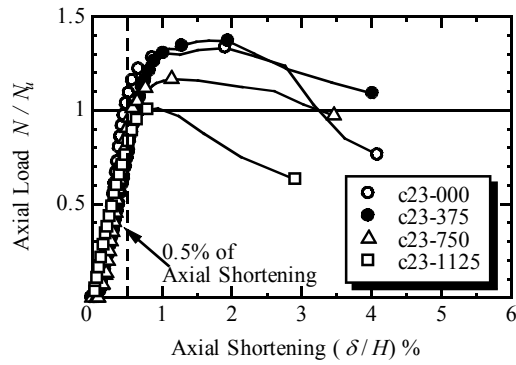


図-10 荷重と軸変位

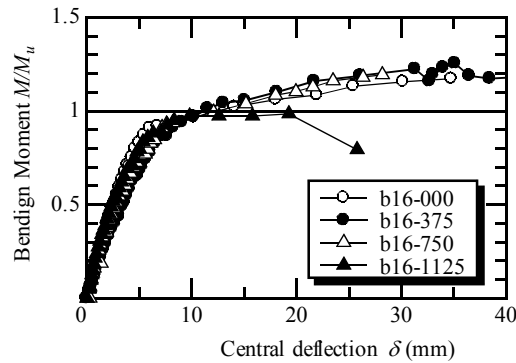


図-11 作用モーメントと中央点の変位

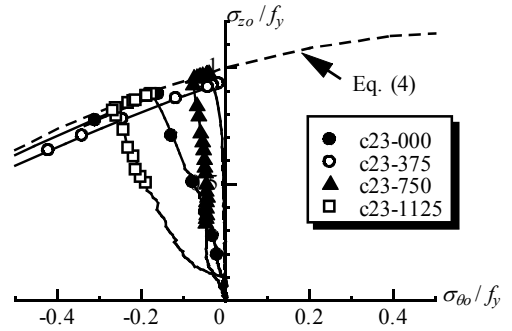
図-10に中心圧縮実験における作用荷重(N/N_u)と軸変形量(δ)の関係を示す。なお、横軸は変位(δ)を供試体高さ($H=450\text{mm}$)で無次元化している。同図より、内径・外径比(D_i/D_o)に関係なく、 δ/H が0.5%程度まではCFT(図中、c23-000)と同様に考えて良いことがわかる。つづいて、最大強度に到達後、4%変位近傍では強度の70%程度を保持していることがわかる。ただし、内鋼管が最も大きいc23-1125では変形性能が低下していた。

図-11に曲げ実験における作用曲げモーメント(M/M_u)とスパン中央の変位δの関係を示す。同図より全ての供試体において、5mm程度まではCFTと同等の挙動を示し、ひび割れが発生後中立軸の上昇により剛性は低下していた。また、内径・外径比が最も大きいb16-1125は、変位δが20mm程度で破壊に至った。

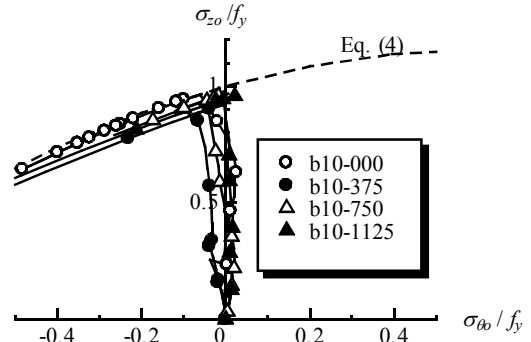
(4) 鋼管の弾塑性挙動

a) 概要¹¹⁾

ここでは、得られたひずみゲージの値より、弾塑性応力解析を行った。まず、平面応力状態での降伏条件式は、von Misesの降伏条件を用いて、式(4)のとおりとなる。

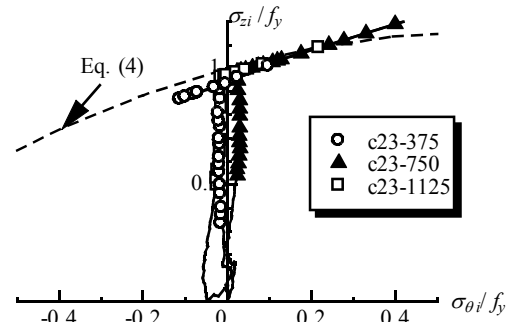


a) 中心圧縮試験

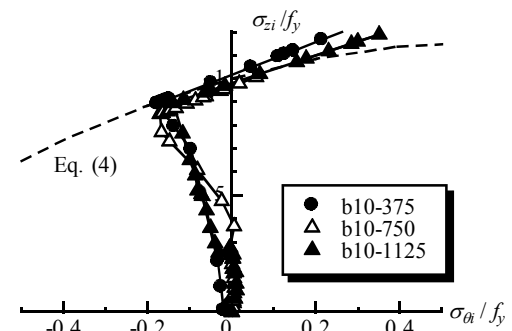


b) 曲げ試験(曲げ圧縮側)

図-12 外鋼管の応力状態(圧縮応力を正)

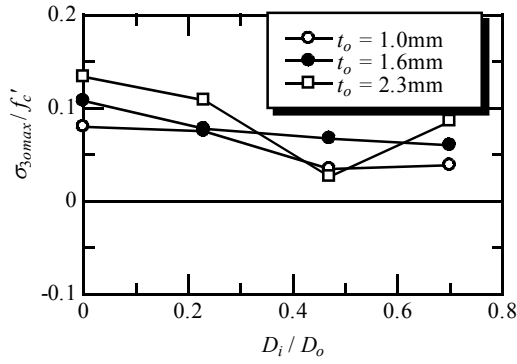


a) 中心圧縮試験

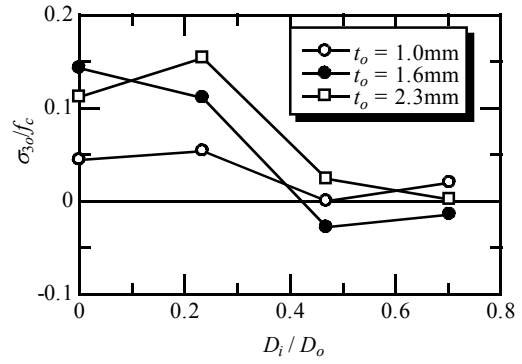


b) 曲げ試験(曲げ圧縮側)

図-13 内鋼管の応力状態(圧縮応力を正)



a) 中心圧縮実験



b) 曲げ実験

図-14 最大拘束圧と内径・外径比

$$f_s = \sigma_z^2 - \sigma_z \cdot \sigma_\theta + \sigma_\theta^2 - f_y^2 = 0 \quad (4)$$

ここに、 σ_z : 鋼管の軸方向応力、 σ_θ : 鋼管の周方向応力、および f_y : 鋼管の降伏強度をそれぞれ示す。

そして、鋼管の応力増分 $d\sigma = [d\sigma_z \ d\sigma_\theta]^T$ とひずみ増分 $d\varepsilon = [d\varepsilon_z \ d\varepsilon_\theta]^T$ の関係は、弾塑性状態の場合は、以下の通りとなる。

$$d\sigma = C_{ep} d\varepsilon \quad (5)$$

ただし、

$$C_{ep} = \frac{E_s}{1-\nu^2} \begin{bmatrix} 1 & \nu \\ \nu & 1 \end{bmatrix} - \frac{1}{S} \begin{bmatrix} S_1^2 & S_1 S_2 \\ S_1 S_2 & S_2^2 \end{bmatrix}$$

である。ここで、

$$S = s_z S_1 + s_\theta S_2, \quad S_1 = \frac{E_s}{1-\nu^2} (s_z + \nu s_\theta), \quad S_2 = \frac{E_s}{1-\nu^2} (s_\theta + \nu s_z)$$

である。なお E_s, ν は鋼管のヤング係数とポアソン比、 s_z, s_θ は軸方向ならびに周方向の偏差応力をそれぞれ表す。

b) 中心圧縮ならびに曲げ圧縮下における内・外鋼管の応力状態

図-12, 13に、中心圧縮ならびに曲げ圧縮側の外鋼管、内鋼管の応力状態を示す。外鋼管では軸圧縮応力が降伏に到達後、引張方向に流動した。一方、内鋼管では軸圧縮応力が降伏に到達後、周方向応力は圧縮方向へ流動した。これは、コンクリートの正のダイレイタンス効果、すなわち充填コンクリートの破壊進行に伴う放射方向への膨張を意味し、

両鋼管がそれを受けて外鋼管は外周膨脹へ、内鋼管は内周収縮の挙動を呈していた。

(5) 拘束効果の定量的評価

まず、外鋼管による充填コンクリートの側圧 σ_{3o} はつり合い条件により、

$$\sigma_{3o} = \frac{2t_o \sigma_{\theta o}}{D_o} \quad (6)$$

となる。ここに、 D_o は外鋼管および内鋼管の直径である。

図-14に最大強度(N_{exp}, M_{exp})における、外鋼管の円周方向応力： $\sigma_{\theta o}$ から算出するその拘束圧（ $\sigma_{3o_{max}} / f'_c$ 、以下、最大拘束圧とする）と内径外径比の関係を示す。同図より、中心圧縮実験、ならびに曲げ試験の両者において、 D_i / D_o が大きくなると拘束圧は低下している傾向が分かる。これは、3. (2) 終局強度で示した図-6および図-9の低下傾向と概ね対応しているといえる。したがって、 D_i / D_o が大きくなると外鋼管の拘束効果が低下することにより、終局強度が低下したことが確認できた。さらに、中心圧縮試験の方が、曲げ試験よりも最大拘束圧の低下が少ないことも示された。

4. まとめ

本論文は、内径・外径比、径厚比を実験変数とした中心圧縮実験ならびに曲げ実験の成果をまとめたものである。結論づけられる事項を以下に列記する。

- (1) 中心圧縮実験の破壊形式は内、外鋼管の局部座屈であった。曲げ実験では、外鋼管引張側

の破断ならびに圧縮側の局部座屈を示した。

- (2) 両実験で得られた終局強度は、概ね算定強度式と一致あるいは安全側に評価された。ただし、内径・外径比(D_i/D_o)が大きくなると、両強度とも低下する傾向にあった。
- (3) 中心圧縮実験の変形性能は、 $D_i = 112.5\text{mm}$ のものを除いて、概ねCFTと同じであった。また、曲げ実験でも中心圧縮実験と同様の結論が得られた。
- (4) 中心圧縮実験、ならびに曲げ圧縮側の外鋼管の応力状態は、軸方向応力が降伏局面に到達後、周方向応力が引張方向に移行した。これは充填コンクリートの圧縮破壊に伴う正のダイレイタンスーのためと思われる。ただし、部材厚の薄いc23-1125は載荷初期に膨らみと思われる周方向応力が発生していた。
- (5) 両実験の内鋼管の応力状態は、軸方向応力が圧縮領域に到達後、周方向応力は圧縮方向へ流動した。これも上記同様のダイレイタンスーのためであると考えられる。
- (6) 最大拘束圧は両実験とも D_i/D_o が大きくなると低下していった。これは、上記(2)で述べた結果を反映するものであった。また、最大拘束圧の低下は曲げ試験の方が顕著に現れた。

謝辞：本論文の作成に当たり、大阪市立大学名誉教授・園田恵一郎先生には、多くの貴重なご助言、ご指導を賜り、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，1997。
- 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) Wei, S., Mau, S.T., Vipulanandan, C. and Mantrala, S.K.: Performance of New Sandwich Tube under Axial Loading: Experiment, *Journal. of Structural Engineering*, American Society of Civil Engineers, Vol. 121, No. 12, pp. 1806-1814, 1995.
- 4) Wei, S., Mau, S.T., Vipulanandan, C. and Mantrala, S.K.: Performance of New Sandwich Tube under Axial Loading: Analysis, *Journal. of Structural Engineering*, American Society of Civil Engineers, Vol. 121, No. 12, pp. 1815-1821, 1995
- 5) 柳下文夫，谷平勉，鬼頭宏明，園田恵一郎：中空式二重鋼管合成柱の曲げ挙動に及ぼす軸方向鉄筋の影響，コンクリート工学年次論文報告集，日本コンクリート工学協会，Vol. 25, No. 2, pp. 1621-1626, 2004.
- 6) 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.
- 7) 林堂靖史，杉浦邦征，河野広隆，大島義信，出向井雄一：コンクリート充填中空式二重鋼管柱の曲げ特性に関する研究，構造工学論文集，土木学会，Vol. 54A, pp. 807-814, 2008.
- 8) 上中宏二郎，鬼頭宏明，園田恵一郎：二重鋼管合成短柱の圧縮特性に関する実験的研究，鋼構造論文集，日本鋼構造協会，Vol. 14, No. 53, pp. 67-75, 2007.
- 9) Uenaka, K., Kitoh, H. and Sonoda, K.: Concrete Filled Double Skin Tubular Members subjected to Bending, *Steel and Composite Structures -An International Journal*, Techno-Press, Vol. 8, No. 4, pp. 297-312, 2008.
- 10) 土木学会：コンクリート標準示方書，設計編，p. 128, 2007.
- 11) 吉田総仁：弾塑性力学の基礎，共立出版，pp. 188-190, 1997.

STUDY ON CONCRETE FILLED DOUBLE STEEL TUBULAR MEMBERS SUBJECTED TO CENTRIC LOADING AND PURE BENDING

Kojiro UENAKA and Hiroaki KITOH

Concrete filled double steel tubular, abbreviated in CFDT, member consists of two concentric steel tubes and filled concrete between them. The member is lighter than an ordinary concrete filled steel tubular, CFT. Centric axial loading and pure bending tests on twelve specimens of CFDT were conducted, respectively. Two testing parameters considered were inner-to-outer diameter ratio and outer tube diameter-to-thickness ratio. As a result, axial and bending strengths of CFDT were almost agreed with those of CFT. However, both strengths decreased as inner-to-outer diameter ratio increased. Moreover, biaxial stress conditions and confined strength induced by double tubes were also discussed.