

論文

[2012] 高強度コンクリートを用いた合成短柱の中心圧縮性状

正会員○田中 清（フジタ工業技術研究所）

正会員 狩野芳一（明治大学理工学部）

正会員 寺岡 勝（フジタ工業技術研究所）

正会員 佐々木聡（フジタ工業技術研究所）

1. はじめに

近年、我が国の合成構造[1]に関する研究の中に、特に、短柱を対象として、圧縮強度（ σ_B ）が300 kg/cm² 以上の高強度コンクリートを用いる例[7, 11, 12]が見られる。従来の合成構造では、日本建築学会のSRC規準[2]に規定されるように、設計基準強度F_c が 240 kg/cm² 以下のコンクリートが使用されてきており、高強度コン

クリートの利用に際しては、幾つかの問題（例えば、コンクリートと鋼材の累加強度を保証する条件等）を解決する必要がある。

一方、上記の既往の研究例に於ては、個々の合成短柱（例えば、SRC造や充てん型鋼管コンクリート造など）に関する検討が為されており、相互の性能比較は行われていない。また、試験体数が多くなるため、比較的小型の試験体を用いて実験が行われている。

本研究は、より高強度（ $\sigma_B = 450 \sim 800$ kg/cm²）のコンクリートの合成短柱への適用性を検討するため、3種の断面構成から成り、外径が約30cmの中型試験体を用いて中心圧縮実験を行い、夫々の強度と靱性に関する資料を得ると共に、コンクリート強度が個々の合成短柱の圧縮性状に及ぼす影響について比較・検討した。

2. 中心圧縮実験[3]

2.1 試験体：合成短柱試験体(3シリーズ, 合計17体)の一覧を表-1に示し、形状・寸法を図-1に示す。

①シリーズⅠは在来型のSRC柱である。既往の研究[7, 8]では、 σ_B が360kg/cm²までのコンクリートと相対的に小型の軸鉄骨を用い、帯筋形状、帯筋比(pw)、同降伏点(wsy)他の効果が検討されている。本シリーズでは、同様の主旨の下に、より高強度のコンクリート($\sigma_B = 520 \sim 630$ kg/cm²)を用いた場合の検討を行う。②シリーズⅡは横補強用に鋼管を被覆したSRC柱で、鋼管の軸力負担

表-1 試験体一覧

シリーズ No.	断面 形状	試験体 の名称	外径 D(mm)	σ_c ($\times 10^5$)	PW (%)	Wsy ($\times 10^3$)	帯筋径 とピッチ	D/t	Dg (%)	spg (%)	載荷 方法
Ⅰ (*4)	在来 R型 C柱	SR4-TN 5	300.0	526	0.5	2.94	5φ853	2.65	2.56		平押し
		SR4-TN10	↑	↑	1.0	3.18	D6φ43	↑	↑	↑	
		SR4-TU10	↑	↑	1.5	13.30	↑	↑	↑	↑	
		SR4-TN15	↑	↑	1.5	3.06	7φ834	↑	↑	↑	
		SR6-TN10	↑	633	1.0	3.18	D6φ43	↑	↑	↑	
		SR6-TU10	↑	↑	↑	13.30	↑	↑	↑	↑	
Ⅱ	鋼管R 被覆 柱型	試験体 の名称	外径 D(mm)	σ_c ($\times 10^5$)	鋼管 形状	径厚 t(mm)	径厚比 D/t	D/t	Dg (%)	spg (%)	載荷 方法
		SR4-CR50	300.0	484	角形	6.0	50.0	2.88	2.78	中押し	
		SR4-CC53	318.5	↑	円形	↑	53.1	3.24	3.12		
		SR8-CC53	↑	835	↑	↑	53.1	↑	↑		
Ⅲ	充てん 型鋼管 柱	試験体 の名称	外径 D(mm)	σ_c ($\times 10^5$)	鋼管 形状	径厚 t(mm)	径厚比 D/t	λ ($\times 10^3$)	spg (%)	載荷 方法	
		CF4-CR50	300.0	484	角形	6.0	50.0	2.02	7.84	平押し	
		CF4-CR33	↑	↑	↑	9.0	33.3	1.40	11.64		
		CF4-CR25	↑	↑	↑	12.0	25.0	1.09	15.36		
		CF4-CC53	318.5	↑	円形	6.0	53.1	2.43	7.39		
		CF4-CC40	↑	↑	↑	7.9	40.3	1.68	9.68		
		CF4-CC31	↑	↑	↑	10.3	30.9	1.41	12.51		
		CF8-CC40	↑	835	↑	7.9	40.3	1.68	9.68		
		CF8-CC31	↑	↑	↑	10.3	30.9	1.41	12.51		

[注] (*1) 単位: kg/cm², (*2) 単位: t/cm², (*3) $\lambda = (D/t) \sqrt{(s \sigma_y / s B)}$
 (*4) 帯筋: TN は溶接閉鎖型、TU はフック付型 (組立て上の都合により、四角形は曲げ角度 135°, 余長 7d、八角形は同 112.5°, 同 8d とした)
 [記号] pg: 主筋比、spg: 軸鉄骨比、その他は文中参照

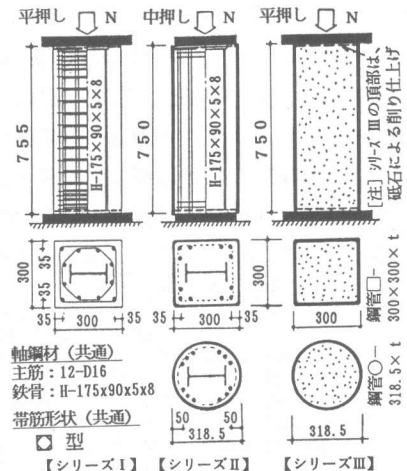


図-1 試験体の形状・寸法および加力方法

は期待しない。本実験シリーズと同種の研究はないが、類似の例として、中押し載荷の充てん型鋼管コンクリート柱の研究[5, 9, 10, 11, 12]がある。 $\sigma_B \approx 500 \text{ kg/cm}^2$ の場合に角形鋼管被覆が、 $\sigma_B \geq 800 \text{ kg/cm}^2$ の場合に円形鋼管被覆がどの程度有効であるかを、検討の対象とする。なお、被覆鋼管には、等価横補強量 $\{2 \cdot \sigma_y / (D/t)\}$ が在来型高強度帯筋SRC柱(TU10)の $p_w \cdot w \sigma_y$ とほぼ等しいものを用いた。③シリーズⅢは、充てん型鋼管コンクリート(以下、充てん型と略す)柱である。既往の研究[5, 11, 12]は多いが、 $\sigma_B \geq 800 \text{ kg/cm}^2$ のコンクリートを使用した例[11, 12]は少ない。鋼管が軸力を負担するため、鋼管の局部座屈と横拘束効果との関係を検討する。

使用材料の素材試験結果を表-2に示す。コンクリートには、普通セメントと最大径10mmの粗骨材を用いた。H形鋼・鋼管は市販のSS41, STK41, STKR41を用いた。

2.2 実験方法 : 実験は、東京大学工学部総合試験所2000ton構造物試験機を用い、加圧端(ヘッド)を回転拘束し、中心圧縮加力により荷重を単調載荷した。図-1に示すように、シリーズⅠ, Ⅲは平押し、同Ⅱは中押しとした。載荷速度はJISA 1108に準じ、2~3kg/cm²/secを目標とした。軸変形は、断面周り4ヵ所で、全長区間と中央部4D/3(400mm)区間で行った。

3. 実験結果の概要

主な実験結果(軸鋼材の初降伏荷重、最大荷重、同荷重時平均軸歪および破壊モード)の一覧を表-3に示す。次に、破壊状況を以下に示す。破壊モードは大略図-2に示す2つのモード(A, B)とその複合モード(AB)の3種類に分類された。モードAはコーン状破壊、モードBは斜め滑り破壊であった。破壊モードと実験因子(σ_B , p_w , $w \sigma_y$, D/t , 鋼管形状)の関係は、 $\sigma_B \rightarrow$ 低、 $p_w \rightarrow$ 多、 $w \sigma_y \rightarrow$ 高、 $D/t \rightarrow$ 小、鋼管形状 $\rightarrow$ 円形の場合に、モードAとなり易く、逆の場合に(鋼管形状 $\rightarrow$ 角形を含む)、モードBとなり易い傾向となった。各シリーズの破壊状況の特徴は、①在来型SRC柱: 被りコンクリート剥落 $\rightarrow$ 帯筋破断(高強度帯筋試験体では、四角形帯筋フックの外れ) $\rightarrow$ 主筋・H形鋼座屈、②被覆型SRC柱: 加圧板のめり込み $\rightarrow$ 上部鋼管の部分的膨み出し(主筋・H形鋼座屈)、③充てん型柱: 上下端で鋼管局部座屈(円形)・上下端より1/2 D程度内側位置で鋼管局部座屈(角形) $\rightarrow$ 高さ中央部鋼管膨み出しまたは鋼管の対角線方向せん断変形であった。

表-3 実験結果の一覧

試験体名	sNy (ton)	rNy (ton)	Nmax (ton)	Ncal (ton)	Ncal Ncal	$\bar{\epsilon}_u$ (%)	破壊 モード	試験体名	sNy (ton)	Nmax (ton)	Ncal (ton)	Ncal Ncal	$\bar{\epsilon}_u$ (%)	破壊 モード
SR4-TN5	502.0	561.6	644.2	622.7	1.035	0.371	B	CF4-CR50	502.2	679.5	633.3	1.073	0.376	B
SR4-TN10	452.1	561.8	651.1	↑	1.046	0.443	B	CF4-CR33	621.5	780.9	765.4	1.020	0.425	B
SR4-TU10	501.9	521.5	652.7	↑	1.048	0.404	A	CF4-CR25	651.3	921.2	907.0	1.016	0.490	AB
SR4-TN15	502.0	542.1	650.9	↑	1.045	0.382	A	CF4-CC53	521.4	621.7	592.3	1.050	0.488	B
SR6-TN10	551.4	622.2	735.0	718.2	1.023	0.405	B	CF4-CC40	522.2	704.6	623.8	1.130	0.702	A
SR6-TU10	551.8	671.1	756.7	↑	1.054	0.521	A	CF4-CC31	620.9	915.8	767.1	1.194	1.000	A
SR4-CR50	402.4	501.9	682.0	547.6	1.245	0.491	AB	CF8-CC40	503.6	930.9	882.0	1.055	0.469	B
SR4-CC53	401.6	551.1	854.8	504.4	1.695	0.956	A	CF8-CC31	653.3	1059.5	945.7	1.120	0.499	B
SR8-CC53	453.7	553.7	1041.1	755.0	1.379	0.673	AB							

[注] sNy: 鉄骨初降伏荷重、rNy: 主筋初降伏荷重、Nmax: 最大荷重、Ncal: 単純累加強度($=\sigma_B \cdot A_c + \sigma_y \cdot A_s$)、 A_c : コンクリート断面積、 A_s : 鋼材の断面積、 $\bar{\epsilon}_u$: Nmax時平均軸歪

表-2 素材試験結果

(a) コンクリート				
No.	圧縮強度 (kg/cm ²)	割裂強度 (kg/cm ²)	ヤング係数 (t/cm ²) ^{*1}	適用
1	526	46.6	302	シリーズⅠ
2	484	47.0	312	同Ⅱ,Ⅲ
3	633	42.6	299	同Ⅰ
4 ^{*2}	835	52.3	325	同Ⅱ,Ⅲ

(b) 鉄筋					
径	降伏点 (t/cm ²)	引張強さ (t/cm ²)	降伏歪 (x10 ⁻⁶)	伸び (%)	適用
5φ	2.94	4.69	1410	35.9	TN5 帯筋
D6	3.18	4.39	1990	29.3	TN10帯筋
D6	13.30 ^{*3}	15.71	6760 ^{*3}	9.8	TU10帯筋
7φ	3.06	4.66	1980	30.1	TN15帯筋
D16	4.11	5.74	1800	18.4	主筋

(c) H形鋼および鋼管					
板厚	降伏点 (t/cm ²)	引張強さ (t/cm ²)	降伏歪 (x10 ⁻⁶)	伸び (%)	適用
8.0	3.28	4.80	1650	39.8	H鋼フナツ
5.0	3.66	4.88	2280	32.4	H鋼W17
6.0	3.43	4.71	1940	37.8	CR-50 鋼管
9.0	3.72	4.78	2400	42.7	CR-33 ↑
12.0	3.96	4.87	2130	39.2	CR-25 ↑
6.0	4.41	4.80	2360	37.1	CC-53 鋼管
7.9	3.65	4.59	1960	38.9	CC-40 ↑
10.3	4.39	5.09	2200	39.7	CC-31 ↑

[*1] σ_y/3 時 割線剛性 [*3]0.2%offset時の値
[*2]シカグムを使用し、水/結合材比は25%とした

[*1] $\sigma_B/3$ 時割線剛性 [*3] 0.2% offset 時の値
[*2] シリカフェーラを使用し、水/結合材比は25%とした

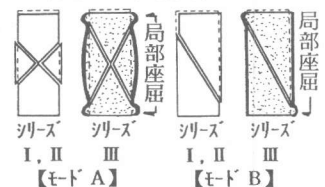


図-2 破壊モードの分類[4, 5]
(縦中央断面での模式化)

表-4 拘束コンクリートの応力-歪関係の算出方法

- ① 拘束コンクリートの負担荷重 :
 [シリーズⅠ] $P_{co,1} = P - P_{ev} - P_r - P_h$ (1-1)
 [シリーズⅡ] $P_{co,2} = P - P_r - P_h - P_k$ (1-2)
 [シリーズⅢ] $P_{co,3} = P - P_k$ (1-3)
 ② 拘束コンクリートの応力 :
 $\sigma_{co,i} = P_{co,i} / A_{co,i}$ (2)

ここに、 $\sigma_{co,i}$: i シリーズの拘束コンクリートの応力、
 $P_{co,i}$: 同負担荷重、 $A_{co,i}$: 同実断面積、 P : 試験体の全荷重、
 P_{ev} : 被りコンクリートの負担荷重 (応力-歪関係の仮定を図-4 (a) に示す)、
 P_r 、 P_h : 主筋、H形鋼の負担荷重 (応力-歪関係の仮定を図-4 (b) に示す)、
 P_k : 鋼管の負担荷重 (応力は、鋼管表面に貼付した2軸歪ゲージにより得られる歪を用い、素材試験結果をもとに、Von-Mises の降伏条件とPrandtl-Reussの塑性流れ則により求めた。ただし、歪硬化は考慮していない)、
 また、 $A_{co,i}$ は、横拘束材で囲まれた断面面積から軸鋼材分を差引いて求めた。
 なお、 $A_{co,1}$ は、四角形帯筋の断面中心線で囲まれたコンクリート断面面積を用いて求めた。

- ③ 拘束コンクリートの歪 $\varepsilon_{co,i}$:
 $\varepsilon_{co,i}$ を i シリーズの拘束コンクリートの軸歪とする。
 $\varepsilon_{co,1}$ は、試験体中央部 4/3 D の位置に配した4つの変位計の測定値の平均値を用いて求め、
 $\varepsilon_{co,2}$ は、試験体全長区間での歪を用いた。この理由は、中央部に配した変位計の測定値が大歪時に不安定な履歴を示したことによる。
 $\varepsilon_{co,3}$ は、試験体中央高さ位置の鋼管に貼付した軸方向歪ゲージの値を用いた。

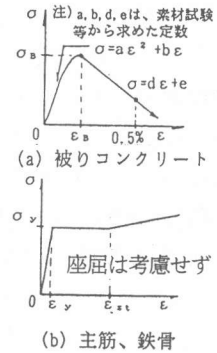


図-4 応力-歪関係の仮定

4. 実験結果の考察

各シリーズ毎に、最大荷重 (N_{max})・荷重-軸歪関係・拘束コンクリートの応力-歪関係および横補強材の拘束効果等について考察する。荷重は軸力 (N) で、軸歪は全長区間での平均歪 (ε) である。拘束コンクリートの応力 ($\sigma_{co,i}$)、歪 ($\varepsilon_{co,i}$) は、表-4 に示す算出方法により求めた。

4.1 在来型SRC短柱[シリーズⅠ]の中心圧縮性状

荷重-軸歪関係を図-5 に、拘束コンクリートの応力-歪関係を図-6 に示す。 σ_B が 360 kg/cm^2 以下の高強度コンクリートを用いた既往の研究例[7,8]では、最大荷重が σ_B を用いた単純累加強度 (以下、 N_{cal} と略す; N_{cal} は表-3 に示す) を超える場合と超えない場合があることや、特殊帯筋を用いると、1%以上の歪時に、帯筋量に比例した靱性向上効果が得られること等が報告されている。以下では、これらの点にも留意して、実験結果の考察を行う。

- (1) 最大荷重 : 表-3 より、各試験体の N_{max}/N_{cal} は 1.02~1.05 であった。高強度帯筋の試験体 (末尾が TU10) が、若干高めの値を示したが、各実験因子が最大荷重に及ぼす影響は明瞭ではなかった。

- (2) 荷重-軸歪関係 : この関係は、試験体の圧縮靱性を判定するために用いることが出来る。図-5 中には破壊モード (図-2 参照) も併せて示すが、圧縮靱性と破壊モードとの間には強い相関性がある。即ち、破壊モード A は靱性に優れ、モード B はやや靱性が劣った。最大荷重時の軸歪は各試験体共ほぼ等しかったが、帯筋量が増加すると、最大荷重以降の圧縮靱性が向上した。

- (3) 拘束コンクリートの応力-歪関係 : 図-6 には、 $\sigma_B = 526 \text{ kg/cm}^2$ の試験体について、著者等の行った RC 短柱の中心圧縮実験 ($\sigma_B = 356 \sim 572 \text{ kg/cm}^2$ 、帯筋形状は同じ) [13] の結果を重回帰分析して得られた拘束コンクリートの応力-歪関係算定値 (破線) を併せて示す。普通強度帯筋

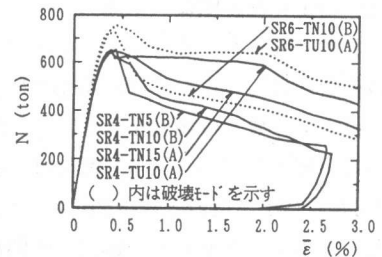


図-5 荷重-軸歪関係
[シリーズⅠ: 在来型SRC柱の比較]

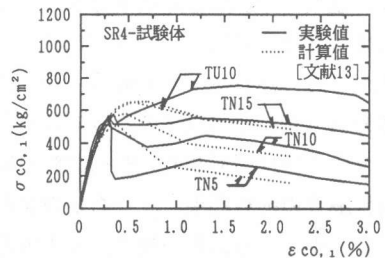


図-6 拘束コンクリートの応力-歪関係
[シリーズⅠ: $\sigma_B = 526 \text{ kg/cm}^2$ の在来型SRC柱の比較]

の場合には、実験結果と算定値はほぼ一致した。しかし、高強度帯筋の場合には、1.0 %を超える歪域において、実験で得られた応力が算定値を大きく上回ると共に、1.7 %程度の歪まで負担応力が増加していたのが特徴的であった。

4.2 被覆鋼管型SRC短柱[シリーズII]の中心圧縮性状

荷重-軸歪関係を図-7に、拘束コンクリートの応力-歪関係を図-8に示す。被覆鋼管の軸方向応力と円周方向応力との関係を図-9に示す。既往の中押し载荷の充てん型柱に関する研究[5, 9, 10, 11, 12]では、鋼管内にはコンクリートだけが充填されており、本シリーズの様に主筋とH形鋼が内蔵された例はない。以下では、圧縮靱性の検討と共に鋼管の負担軸力やコンクリートに及ぼす拘束効果について検討する。

(1) 最大荷重 : 表-3より、 N_{max}/N_{cal} は1.25~1.70であった。この比は、 σ_B が等しいと角形断面より円形断面の方が、同じ円形断面では σ_B が低い方が、夫々大きかった。

(2) 荷重-軸歪関係 : 図-7より、3体とも圧縮靱性に富む履歴となった。本シリーズでも、破壊モードと圧縮靱性との相関性は強かった。円形断面では、 σ_B が違うと、1.0 %の歪までは異なる履歴を示すが、1.0 %以降の歪域ではほぼ等しい履歴となった。角形断面は、高強度帯筋を用いた在来型SRC柱(SR4-TU10)とほぼ同程度の履歴を示した。

(3) 拘束コンクリートの応力-歪関係 : 円形断面では、SR4-CC53は歪の増加に伴い応力も増加しているが、SR8-CC53は、最大荷重以降応力低下を示し、1.0 %以降の歪域での応力は σ_B の低いSR4-CC53の応力より低くなった。また、角形断面(SR4-CR50)は、最大荷重以降1.7 %の歪まで緩やかに応力低下し、それ以降の歪域では一定の応力を保持するが、その応力値は円形断面(SR4-CC53)の約1/2であった。

(4) 鋼管の拘束効果 : 高さ中央部に貼付した2軸歪ゲージより得られる鋼管の軸方向と円周方向の応力の関係(図-9)を基に、最大荷重時における鋼管の負担軸力と拘束効果を検討する。①円形断面では、鋼管がその降伏軸力の50~60%程度の軸力を負担していた。これは鋼管とコンクリートとの界面の摩擦力等の影響であり、拘束効果の評価にこの軸力を考慮する必要がある。次に、 σ_B の違いにより鋼管の応力経路が異なるため、鋼管の拘束効果も異なると考えられる。そこで、 σ_B の違いによる鋼管の拘束効果を比較してみた。まず、鋼管の円周方向応力(実験値)を基に、式(4)により内部コンクリートに対する拘束応力を求めた。

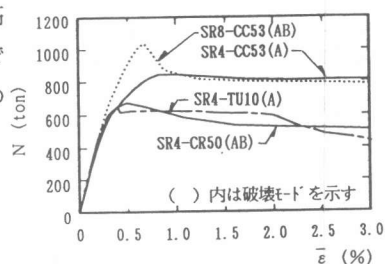


図-7 荷重-軸歪関係
[シリーズII:被覆鋼管型SRC柱の比較]

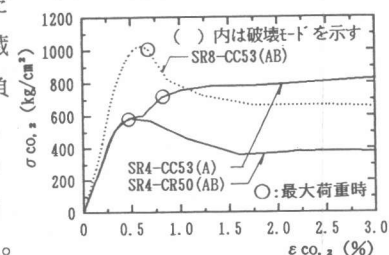
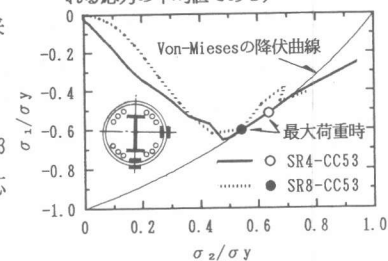
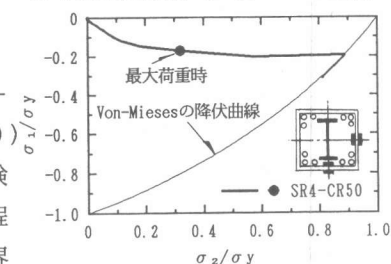


図-8 拘束コンクリートの応力-歪関係
[シリーズII:被覆鋼管型SRC柱の比較]

[記号] σ_1 : 軸方向応力、 σ_2 : 円周方向応力
 σ_y : 鋼管の降伏応力、—: 歪ゲージ貼付位置
(注: 図中の応力は、4枚の歪ゲージより得られる応力の平均値である)



(a) 円形被覆鋼管(σ_B の違いによる比較)



(b) 角形被覆鋼管

図-9 被覆鋼管の $\sigma_1/\sigma_y - \sigma_2/\sigma_y$ 関係

表-5 S. H. Ahmad & S. P. Shah[6]の提案式

$$\left(\text{破壊基準} \right) \quad \frac{\tau_{oct}}{\sigma_o} = A + B \frac{\sigma_{oct}}{\sigma_o} \quad (3)$$

$A=0.2261$, $B=0.7360$ 、ただし、 $\sigma_{oct}/\sigma_o \leq 1.75$
 σ_o : 1軸圧縮強度、 σ_{oct} , τ_{oct} : 8面体応力

$$\sigma_r = \{ 2t / (D - 2t) \} \cdot \sigma_2 \quad (4)$$

ここで、 σ_r : コンクリートの拘束応力、 t : 鋼管厚さ、

D : 鋼管径、 σ_2 : 鋼管の円周方向応力

次に、比較的コンクリート強度の適用範囲が広い ($\sigma_B \leq 700 \text{ kg/cm}^2$) S. H. Ahmad & S. P. Shah [6] の 3 軸応力下のコンクリートの破壊基準式(表-5)を用い、拘束コンクリートの軸圧縮応力(実験値)を最大主圧縮応力と置いて、拘束応力を逆算した。後者と前者との比を求めた結果、SR4-CC53では、1.08であるのに対し、SR8-CC53では 0.56 となった。この違いは破壊モードの違い(コーン状破壊か斜滑り破壊)と関連すると考えられる。即ち、コーン状破壊の場合には鋼管の円周方向応力を用いてコンクリートの拘束応力を推定出来るが、斜滑り破壊が生じる場合には、過大評価することになる。

②角形断面の拘束効果については不明な点が多く、塑性解析に基づいた検討[10]等を行う必要があり、今後の課題である。

4.4 充てん型柱[シリーズⅢ]の中心圧縮性状

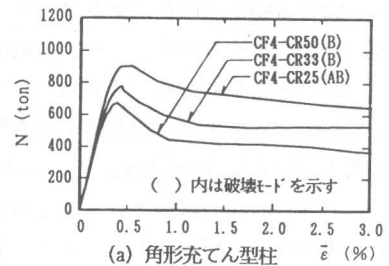
荷重-歪関係を図-10に、拘束コンクリートの応力-歪関係を図-11に示す。平押し载荷の充てん型柱では、鋼管が直接軸力を負担するため、鋼管の拘束効果の評価が難しい。既往の研究[5, 9, 11, 12]でも、明確な評価方法がなく、拘束係数によりコンクリートの負担応力を概算している。以下では、圧縮靱性の検討と共に、鋼管の局部座屈を簡略にモデル化し、最大荷重時の鋼管の負担軸力と拘束効果について検討する。

(1) 最大荷重 : 表-3より、 $N_{\max} / N_{\text{cal}}$ は1.02~1.19であった。円形断面では径厚比(D/t)の効果によりこの比の値が大きくなるが、角形断面ではこの効果はみられなかった。

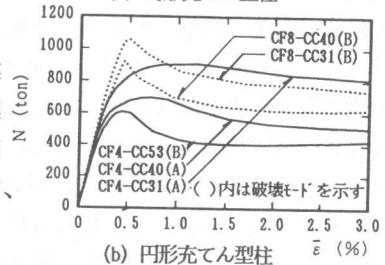
(2) 荷重-軸歪関係 : 図-10に示すように、他のシリーズと同様に、破壊モードと圧縮靱性との相関性が強かった。

(3) 拘束コンクリートの応力-歪関係 : 図-11に示すように、角形断面と $\sigma_B = 835 \text{ kg/cm}^2$ の円形断面は、夫々 D/t に関係なくほぼ等しい履歴となった。

$\sigma_B = 484 \text{ kg/cm}^2$ の円形断面では、 D/t の効果により耐力と靱性が向上している。また、 D/t が最も小さい CR4-CC31の履歴曲線が、 D/t の大きな他の2体の最大荷重直後までの履歴曲線を包絡していたのが特徴的であった。



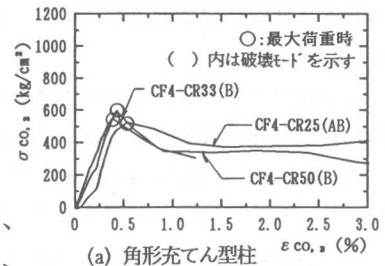
(a) 角形充てん型柱



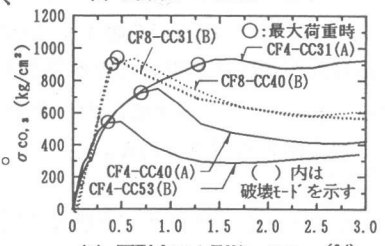
(b) 円形充てん型柱

図-10 荷重-軸歪関係

[シリーズⅢ: 充てん型柱の比較]



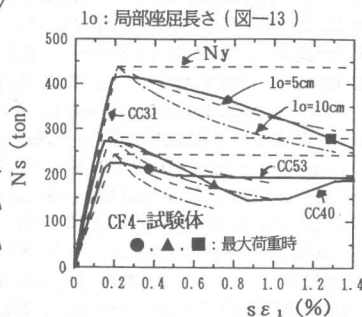
(a) 角形充てん型柱



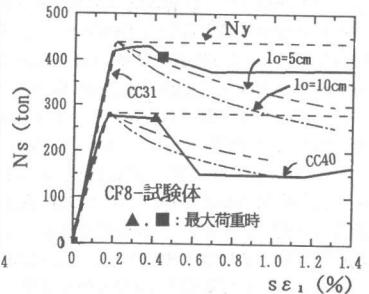
(b) 円形充てん型柱

図-11 拘束コンクリートの応力-歪関係

[シリーズⅢ: 充てん型柱の比較]



(a) $\sigma_B = 484 \text{ kg/cm}^2$ の試験体



(b) $\sigma_B = 835 \text{ kg/cm}^2$ の試験体

図-12 鋼管の負担軸力-軸歪関係[シリーズⅢ: 円形充てん型柱の比較]

[記号] N_s : 鋼管の負担軸力、 N_y : 同降伏軸力、 s_{E1} : 同軸歪

(4) 鋼管の局部座屈と拘束効果 : 円形断面について、高さ中央部の鋼管負担軸力-軸歪関係を図-12に示す。図中には、局部座屈をモデル化(図-13)して得られる計算値を併せて示している。また、同位置の軸方向応力と円周方向応力との関係の例を図-14に示す。これらの関係より、① $\sigma_B = 484 \text{ kg/cm}^2$ で $D/t \leq 40$ の試験体は、鋼管の等価応力が降伏曲線に達した後に徐々に局部座屈を生じて、降伏曲線上を移動し負担軸応力が減少し円周方向応力が増加して最大荷重に達した。② $\sigma_B = 484 \text{ kg/cm}^2$ で $D/t = 53$ のものと $\sigma_B = 835 \text{ kg/cm}^2$ の試験体は、鋼管の等価応力が降伏曲線に達した直後に、局部座屈と斜滑りを生じ最大荷重に達した。以上より、鋼管に局部座屈が生じてコンクリートがコーン状の破壊を生じるような D/t と σ_B の組合せの場合には、軸力に対する抵抗機構の移行が円滑に行われ、鋼管の負担軸力は減少するが横拘束力が増加するためコンクリートの負担軸力が増大し、結果的に優れた耐力・靱性が期待出来るものと考ええる。なお、角形断面については、上記の②とほぼ同様な挙動となったが、鋼管の局部座屈の評価については今後の検討課題である。

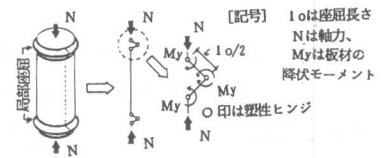


図-13 鋼管の局部座屈モデル

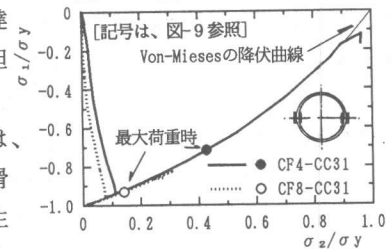


図-14 鋼管の $\sigma_z/\sigma_y - \sigma_B/\sigma_y$ 関係の例
[ソリズ III: $D/t=31$ の円形充てん型柱の比較]

5. むすび

高強度コンクリートを用いた合成短柱の中心圧縮実験結果をまとめると、以下ようになる。

- (1) 合成短柱の破壊モードは、大きく3種類(コーン状破壊、斜め滑り破壊およびその複合破壊)に分類できると共に、荷重-歪関係(圧縮靱性)と強い相関性があることが明かとなった。
- (2) σ_B が約 500 kg/cm^2 程度の高強度コンクリートを用いた合成短柱は、その断面構成が違っても、適切な横補強を施せば、良好な(破壊モードがAとなる)圧縮靱性が得られることが判った。
- (3) σ_B が 800 kg/cm^2 を超える高強度コンクリートを用いた合成短柱は、本実験の範囲内では、良好な圧縮靱性を得ることが出来なかった。
- (4) 拘束コンクリートの応力-歪関係を媒介にすれば、種々の合成短柱の中心圧縮性能を統一的に把握出来る目途を得た。

[謝辞]

本実験を行うに当たり、東京大学工学部 青山博之教授ならびに細川洋治助手に御協力を戴いた、記して謝意を表します。また、フジタ工業技研 内田和弘氏の協力に対して深謝致します。

[参考文献]

- [1] 若林、南、谷、平野：新建築学体系42“合成構造の設計”；彰国社、昭和57年9月
- [2] 日本建築学会：鉄骨鉄筋コンクリート構造計算規程・同解説；昭和62年6月 [3] 田中、狩野、寺岡 他4名：合成短柱の力学性状に関する研究(その1)；AIJ大会梗概集、1989年10月、pp.1459~60 [4] H. Tanaka and R. Park: PREDICTION OF THE ULTIMATE LONGITUDINAL COMPRESSIVE CONCRETE STRAIN AT HOOP FRACTURE USING ENERGY CONSIDERATION ; Bulletin of the New Zealand National Society for Earthquake Engineering, Vol. 20, No. 4, Dec., 1987, pp. 290~305
- [5] 北田、吉田、中井：コンクリートを充填した鋼管短柱の弾塑性挙動に関する基礎的研究；構造工学論文集(土木学会)、Vol. 344, 1988年3月、pp. 255~264 [6] S. H. Ahmad and S. P. Shah: COMPLETE TRIAXIAL STRESS-STRAIN CURVES FOR CONCRETE ; ASCE, Vol. 108, No. ST4, April, 1982, pp. 728~742 [7] 松崎、別所 他2名：小さなH形鋼を用いた鉄骨鉄筋コンクリート柱の軸方向耐力および靱性；第8回JCI 論文集、1984, pp. 605~608 [8] 宮内、東端：軸鋼材を内蔵するコンクリートの圧縮性状に関する研究、第11回JCI論文集、11-2, 1989, pp. 501~506 [9] 肖、富井、崎野他：コンファインドコンクリートの構成則に関する研究(その1~4)；AIJ大会梗概集、1989年10月、pp. 935~42 [10] 松村、伊藤：角形鋼管に充填されたコンクリートの圧縮強度；AIJ大会梗概集、1989年10月、pp. 1627~28 [11] 山口、菅野他3名：充てん型鋼管コンクリート短柱の中心圧縮性状(その1、2)；AIJ大会梗概集、1988年10月、pp. 1353~56 [12] 上遠野、山口：充填型鋼管コンクリート柱に関する研究(その2)；AIJ大会梗概集、1989年10月、pp. 1615~16 [13] 佐々木、狩野他2名：RC短柱の中心圧縮性状に関する実験的研究；第12回 JCI 論文集、1990 (投稿中)