

論文 変動軸力を受けるコンクリート充填円形鋼管柱の静加力実験

福島 正樹^{*1}・村山 双美^{*2}・土井 希祐^{*3}・尹 航^{*2}

要旨：地震時における中高層建物の下層階外柱を想定し、水平力に比例した軸力変動を受けるコンクリート充填円形鋼管柱の静加力実験を行った。本実験の結果、および角形鋼管柱試験体を用いた既報の実験結果に基づいて、変形性能およびエネルギー吸収性能に及ぼす断面形状、シアスパン比の影響について比較を行い、以下の知見を得た。円形断面柱の限界変形角は角形断面柱の場合と比較して非常に大きく、変動軸力下においても高い変形性能を有している。また、鋼管に局部座屈が発生した後、等価粘性減衰定数の増加率が低減しており、局部座屈発生時期の早遅が、大変形時のエネルギー吸収性能に影響を及ぼした。

キーワード：CFT 柱部材、円形鋼管、変動軸力、変形性能、エネルギー吸収性能

1. はじめに

一般的に、コンクリート充填鋼管（以下、CFTと表記）構造等の鋼コンクリート合成構造建築物は高層であり、地震時において下層階の外柱は大きな変動軸力を受ける。従って、変動軸力の下で繰り返し水平力を受けるCFT柱部材の変形性能とエネルギー吸収性能の評価法を確立することは、鋼コンクリート合成構造の合理的な耐震設計を行う上で重要であると考えられる。しかし、既往の実験研究の多くは一定軸力を受ける場合のものであり、変動軸力を受ける場合の研究は数少ない¹⁾。そこで本論文では、既報²⁾に引き続き円形鋼管を用いたCFT柱試験体を製作し、水平力に比例した軸力変動の下で正負交番繰り返し水平力を受ける場合の静加力実験を行い、変形性能、およびエネルギー吸収性能に関する基礎的なデータを取得するとともに、既報²⁾において報告した角形鋼管を用いたCFT柱試験体の実験結果と比較することを目的とする。

2. 実験

2.1 試験体

試験体の柱部断面および外観を表-1 および

図-1 に、試験体柱部に使用した鋼管およびコンクリートの力学的特性を表-2 (a) ~ (b) に示す。なお、比較のため、既報²⁾の角形鋼管を用いたCFT柱試験体の諸元も併せて示す。試験体柱部にはSTK 400 の円形鋼管 (○-165.2×5.0) を使用し、 $F_c=24\text{N/mm}^2$ の普通コンクリートを充填した。加力スタブには、SS400 のBH-200×300×16×16 を用いた。また試験体製作にあたり、柱部分と加力スタブの接合部は柱通しとした。

2.2 載荷方法

図-2 に載荷装置を示す。L 形フレームを介して、980kN 圧縮油圧ジャッキ①により試験体柱部分に圧縮軸力を作用させた。また、294kN 圧縮引張油圧ジャッキ②により、試験体上部加力スタブを水平に保持するとともに、試験体柱部分に引張軸力を作用させた。さらに、490kN 圧縮引張油圧ジャッキ③により試験体に水平力を作用させた。

地震時に中高層建物下層階の外柱は、転倒モーメントによる水平力に比例した変動軸力を受ける。そこで本実験では、地震時の下層階外柱を想定し、試験体に式 (1) に示す軸力比 $+0.5N_y \sim -0.38N_y$ の水平力に比例した軸力変動の下で、

*1 新潟大学大学院自然科学研究科 (正会員)

*2 新潟大学大学院自然科学研究科

*3 新潟大学教授 工学部建設学科 工博 (正会員)

表－1 試験体柱部断面一覧

	CFT2	CFT3	CFT4	CFT5
断面形状	150 □-150×150×4.5 (STKR400)	150 □-150×150×4.5 (STKR400)	165.2 ○-165.2×5.0 (STK400)	165.2 ○-165.2×5.0 (STK400)
D(mm)	150.0	150.0	165.2	165.2
t(mm)	4.5	4.5	5.0	5.0
L(mm)	600.0	1200.0	600.0	1200.0
A(mm ²)	22500.0	22500.0	21434.3	21434.3
As(mm ²)	2619.0	2619.0	2516.4	2516.4
D/t	33.3	33.3	33.0	33.0
a/D	2.0	4.0	1.8	3.6
As/A(%)	11.6	11.6	11.7	11.7

D : 断面径または断面幅
t : 鋼管厚
L : 材長=2a
(a : シアスパン)
As : 鋼材部断面積
A : 断面積
D/t : 幅厚比
a/D : シアスパン比
As/A : 鋼材断面積比

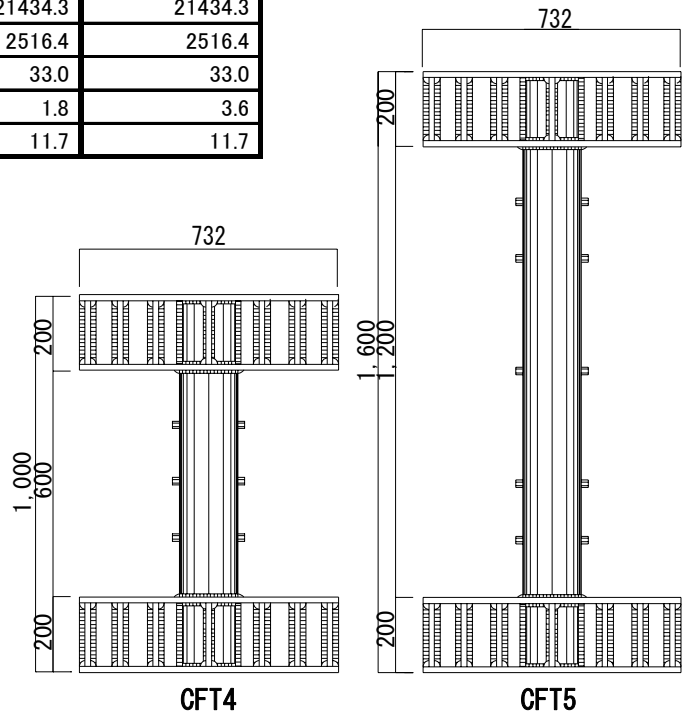
表－2 材料の力学的性状

(a) 鋼材

	σ_y (MPa)	σ_t (MPa)	$E_s(\times 10^5 \text{MPa})$
CFT2	367	443	2.05
CFT3			
CFT4	365	462	2.27
CFT5			

(b) コンクリート

	σ_B (MPa)	$E_c(\times 10^4 \text{MPa})$	材齢(日)
No.9	23.0	2.17	44
No.10	22.3	2.22	28
No.11	26.1	2.15	57
No.12	25.4	2.12	43



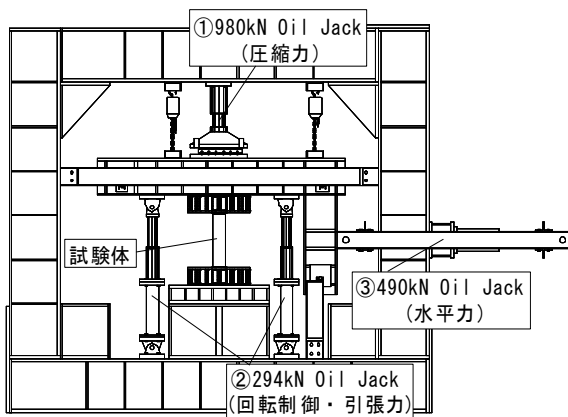
図－1 試験体柱外観図

漸増振幅交番繰返し水平力を作用させるように計画した(図－3 参照)。

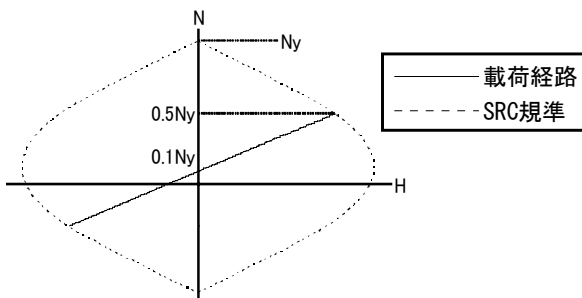
$$N = 0.1N_y + 0.4N_y \frac{H}{H_{0.5N_y}} \quad (1)$$

ここに、N : 軸力, N_y : 累加圧縮耐力³⁾, H : 水平力, $H_{0.5N_y}$: $N=0.5N_y$ の時の断面耐力から決まる水平力である。

荷重履歴は、部材角 $R=5, 10, 15, 20$, および $40 \times 10^{-3} \text{rad}$ の各変位振幅において正負2回ずつ交番繰返し荷重を行った後、正方向へ加力装置の限界まで荷重した。なお本論文においては、軸力変動に伴い、柱軸力が圧縮となるときは水平力荷重方向を正加力側、柱軸力が引張となるときは水平力荷重方向を負加力側と表記する。



図－2 荷重装置



図－3 荷重経路

3. 実験結果

3.1 破壊性状

実験によって得られた各試験体の最大耐力、初期降伏発生荷重、局部座屈発生荷重、鋼管亀裂発生荷重、限界変形角を終局耐力計算値とともに表-3に示す。なお、本論文においては、荷重に $P-\Delta$ 効果を考慮していない。また、限界変形角はCFT構造で一般的に用いられる最大強度の95%における部材角 $R_{0.95}$ とした。正加力側において、各試験体とも局部座屈発生後に最大耐力に達しているが、何れも終局耐力計算値を下回っている。一方、負加力側においては、全ての試験体が終局耐力計算値を上回っている。これは歪硬化により鋼材の強度が上昇したためであると考えられる。また、負加力側においてCFT2、CFT3は鋼管端部の引張側コーナー部に、CFT4は鋼管端部引張側に亀裂が生じたが、亀裂の進展には至らなかった。CFT5は局部座屈のみで亀裂は生じなかった。

3.2 荷重-変形関係

本論文と既報²⁾における試験体4体の水平力-部材角関係を図-4に示す。径厚比、幅厚比がほぼ同程度でシアスパン比が異なる場合、シアスパン比の小さなCFT2、CFT4に比べシアスパン比の大きなCFT3、CFT5の方が若干早期に局部座屈が発生した。また、シアスパン比がほぼ同程度で、断面形状が異なる場合、角形鋼管を使用したCFT2、CFT3は、円形鋼管を使用した

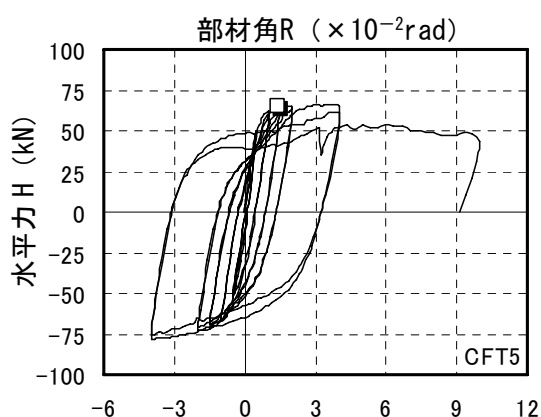
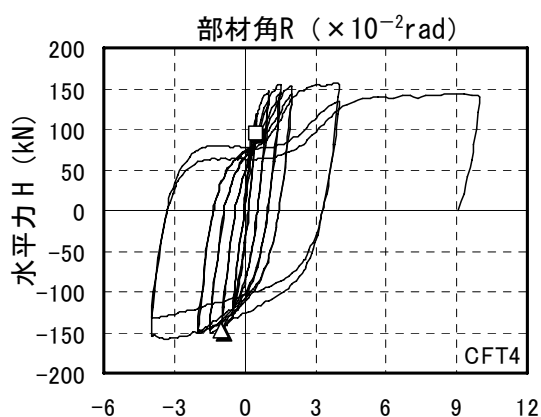
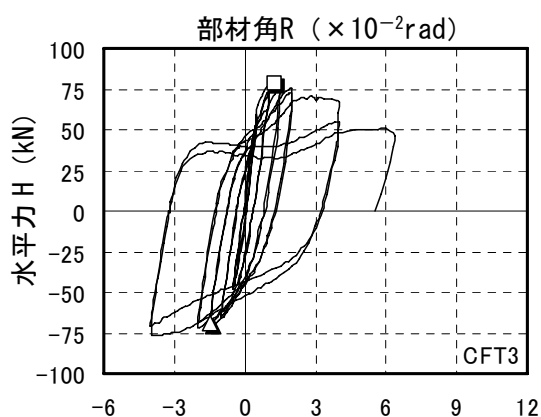
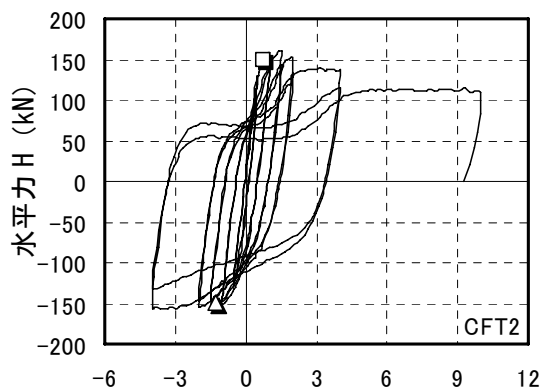
CFT4、CFT5より早期に最大耐力に達している。CFT2、CFT3、およびCFT4は、 ± 7 サイクル（変位振幅 $R=\pm 0.015\text{rad}$ ）まで紡錘形に近い履歴ループを示すが、それ以降、特に正加力側においてスリップ形の履歴ループへと変化している。これは、正加力時における鋼管の局部座屈、および負加力時における鋼管端部の亀裂の影響であると考えられる。CFT5は、 ± 9 サイクル（変位振幅 $R=\pm 0.040\text{rad}$ ）まで紡錘形の履歴ループを示し、 ± 10 サイクル（変位振幅 $R=\pm 0.040\text{rad}$ ）からスリップ形に移行していく傾向が見られる。これは負加力時、亀裂が生じなかったためであると考えられる。圧縮～引張の変動軸力下では、負加力時の亀裂発生の有無が正加力時の履歴ループの形状に影響を与えているといえる。

4. 変形性能

図-5に各試験体の正加力側、負加力側における水平力-部材角関係の包絡線（奇数サイクルの履歴ループを包絡したもの）を示す。なお、比較のため、荷重は試験体毎に水平力を最大耐力で除して基準化している。正加力側において円形鋼管柱試験体は、 $+0.015\text{rad}$ 程度で最大耐力付近まで耐力が上昇すると、その耐力を維持したまま変形が進み $+0.040\text{rad}$ 程度で最大耐力に到達し、その後耐力の低下が始まるのに対し角形鋼管柱試験体は、 $+0.015\text{rad}$ 程度で最大耐力に到達し、その直後から耐力が低下している。そ

表-3 実験結果

		水平力 (kN)				変形 ($\times 10^{-2}\text{rad}$) [サイクル]			
試験体ナンバー		CFT2	CFT3	CFT4	CFT5	CFT2	CFT3	CFT4	CFT5
終局耐力計算値	正	162.2	80.7	165.5	82.9	-	-	-	-
	負	-143.0	-71.7	-139.9	-70.1	-	-	-	-
最大耐力	正	160.7	77.9	156.1	66.4	1.50[+5]	1.25[+5]	3.84[+9]	3.67[+9]
	負	-156.6	-76.7	-158.0	-78.4	-3.02[-9]	-3.84[-9]	-3.34[-8]	-4.00[-9]
初期降伏発生荷重	正	124.5	69.8	85.5	39.2	0.46[+1]	0.67[+3]	0.27[+1]	0.33[+1]
	負	-103.3	-41.3	-111.1	-48.5	-0.32[-1]	-0.38[-1]	-0.39[-1]	-0.44[-1]
局部座屈発生荷重		149.5	77.9	93.8	65.4	0.73[+3]	1.25[+5]	0.51[+4]	1.42[+5]
鋼管亀裂発生荷重		-149.9	-69.1	-146.5	-	-1.26[-5]	-1.50[-6]	-1.00[-3]	-
限界変形角 $R_{0.95}$	正	152.7	74.0	148.3	63.1	1.90	2.36	4.87	4.18
	負	-	-	-	-	-	-	-	-
累積塑性変形 R_{η} ※		152.7	74.0	148.3	63.1	5.12	6.37	14.9	13.24



□ : 局部座屈発生 △ : 亀裂発生

図-4 水平力H—部材角R関係

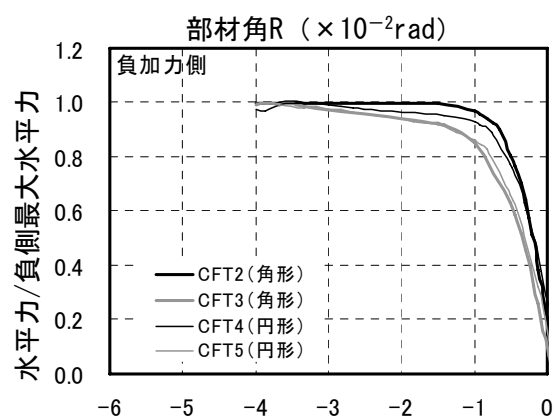
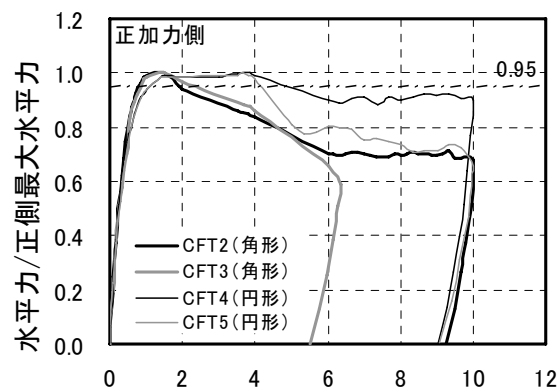


図-5 包絡線 (限界変形角 $R_{0.95}$)

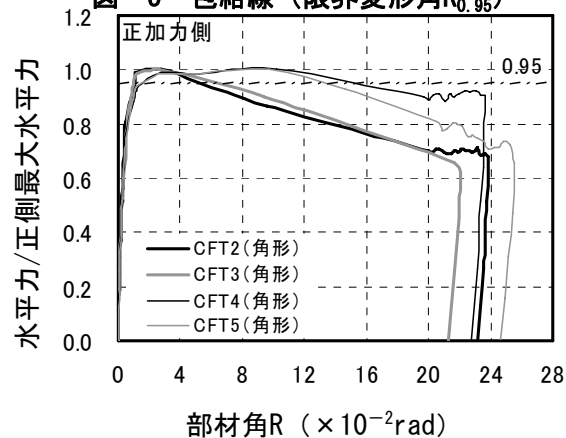


図-6 包絡線 (限界変形角 R_{η})

のため、限界変形角 $R_{0.95}$ と比較すると、円形鋼管柱試験体は角形鋼管柱試験体より正加力側において、変形性能に優れているといえる。累積塑性変形能力 R_{η} （累積塑性変形⁴⁾（付録参照）を考慮した包絡線上で、耐力が最大耐力の95%に低下した時点の変形角)で比較した場合も同様に円形鋼管柱試験体は高い変形能力を示している（図-6 参照）。これは、円形鋼管は角形鋼管よりコンクリートの拘束効果が大きく、圧縮力

によるコンクリートの損傷が少ないため，大変形時においても耐力を維持することができたことによると考えられる。負加力側においては，シアスパン比の小さい試験体が早期に耐力が上昇する傾向にあるが，包絡線の形状に大きな差異はない。また，本実験で設定した载荷履歴の範囲では，負加力側において耐力低下はみられなかった。

5. エネルギー吸収性能

エネルギー吸収性能の指標として，CFT4，CFT5 について，繰返し载荷の各変位振幅における 2 回目の繰返しループに対する等価粘性減衰定数 heq を取り，部材角 R との関係を図-7 に示す。等価粘性減衰定数の定義式として (2) 式を用いた。

$$heq = \frac{\Delta W}{2\pi \cdot W} \quad (2)$$

ここに， ΔW ：半サイクルで吸収するエネルギー， W ：等価弾性剛性に置き換えた弾性エネルギー（各変位振幅の最大変形点から計算する。）また，曲げ破壊する充腹形SRC部材の heq の推定式⁵⁾において， $R_{0.80}$ を $R_{0.95}$ とした式 (3) を併せて示す。

$$heq = 1.5(1 - \frac{q}{\sqrt{R}}) / \pi \quad (3)$$

$$q = 1 - 0.2(R - 1) / (R_{0.95} - 1)$$

ここに， R ：部材角， $R_{0.95}$ ：限界変形角

なお heq は，定常 1 サイクルに対して定義されるものであるが，変動軸力の場合，正加力側と負加力側における性状に大きな差異が見られるために，正加力側と負加力側に分けて heq を求めた。式 (3) は $R_{0.95}$ の大きい円形断面CFT部材の heq 下限値を推定できているが，その評価はかなり安全側である。図-8 に本論文と既報²⁾における試験体 4 体の等価粘性減衰定数一部材角関係を正加力側，負加力側に分けて示す。正加力側の heq を断面形状の違いについて比較すると，シアスパン比の大小に関係なく角形断面の heq には大きな差異は見られない。シアスパ

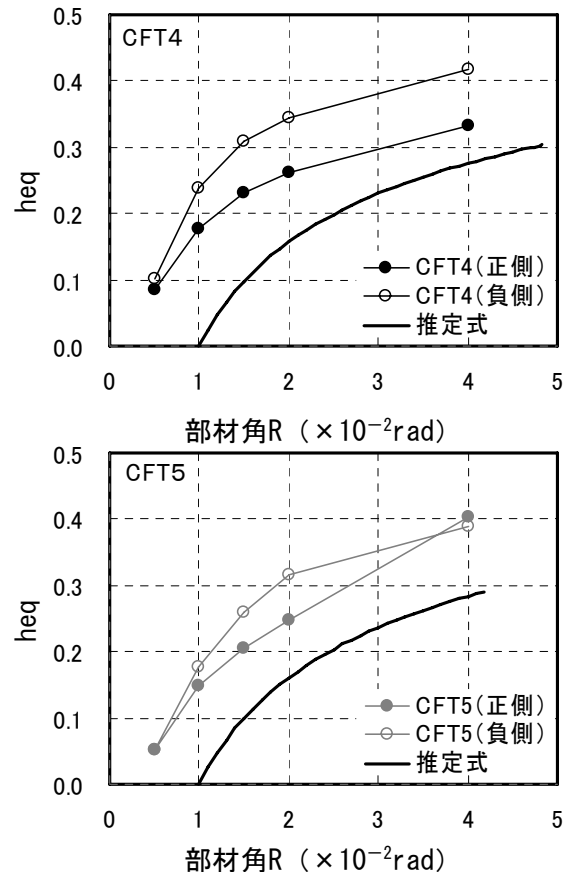


図-7 等価粘性減衰定数 heq —部材角 R 関係

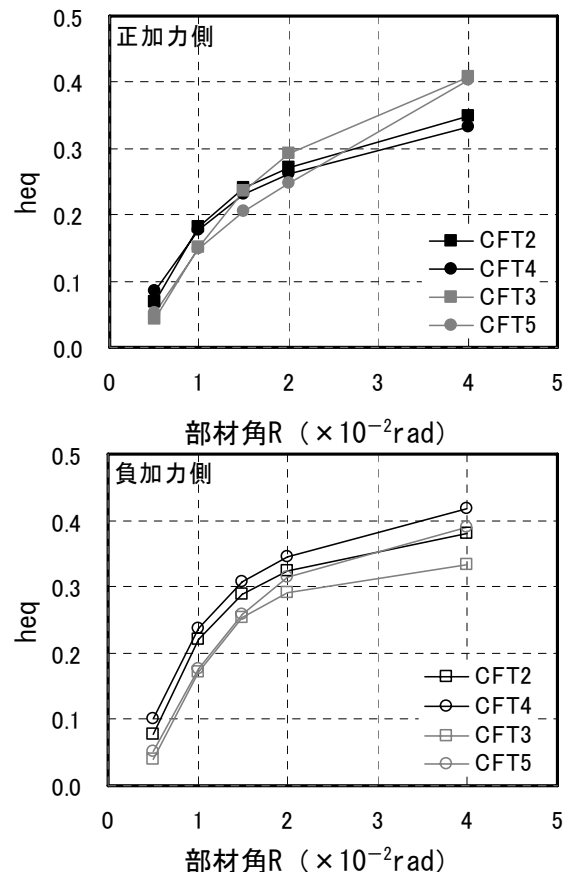


図-8 等価粘性減衰定数 heq —部材角 R 関係

ン比の違いについて比較すると、変位振幅が 0.020rad 程度から CFT3, CFT5 の heq が CFT2, CFT4 の heq より卓越している。これはシアスパン比の大きな CFT3, CFT5 が局部座屈発生サイクルの部材角 0.015rad から heq の増加率が減少したのに対し、局部座屈発生が早かったシアスパン比の小さな CFT2, CFT4 が部材角 0.010rad から heq の増加率が減少していることと対応している。負加力側の heq を断面形状の違いについて比較すると、部材角が 0.015rad まで差はないが、部材角が 0.020rad 以降は、円形鋼管柱試験体の場合の heq が角形鋼管柱試験体の場合の heq を上回る傾向がある。また、シアスパン比の小さい方が heq は大きくなる傾向がある。正加力側と負加力側の heq とシアスパン比について比較すると、シアスパン比が小さい場合は正加力側の heq と負加力側の heq の差異が明確で、部材角 0.020rad まで正負の差が広がっている。シアスパン比が大きい場合は正加力側の heq と負加力側の heq がほぼ同程度であり部材角 0.020rad 以降は正加力側の heq が卓越している。

6. 結論

地震時の中高層建物の下層階外柱を想定した、圧縮～引張の変動軸力下で繰返し水平力を受ける円形鋼管を用いた CFT 柱の正加力実験を行った。次いで、既報²⁾における角形鋼管を用いた CFT 柱の実験結果を含めて、変形性能とエネルギー吸収性能の比較を行った。

本論文の範囲内で、変形性能の指標である限界変形角 $R_{0.95}$ について比較すると、正加力側で角形断面試験体は、0.020rad 前後であるのに対し、円形断面試験体は 0.040rad を越えていた。円形断面 CFT 柱は角形断面 CFT 柱に比べ、変動軸力下においても高い変形性能を有している。

エネルギー吸収性能の指標である等価粘性減衰定数 heq については、SRC 部材の場合の推定式によると、変動軸力下の円形断面 CFT 部材の heq を大変形時に至るまで推定することができたがその評価はかなり安全側である。また鋼管

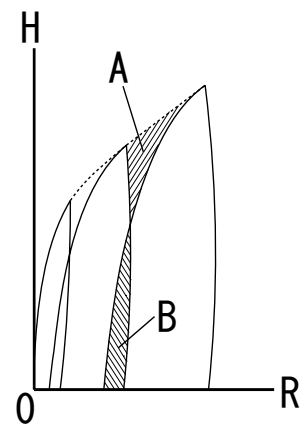
の局部座屈が発生すると、等価粘性減衰定数の増加率が低減し、局部座屈発生時期の早遅が大変形時のエネルギー吸収性能に影響を及ぼすといえる。

謝辞

本研究の一部は、平成 17 年度文部科学省科学研究費補助金基盤研究 (B) (2) (代表者：加藤大介新潟大学教授) により行った。

付録. 累積塑性変形評価法⁴⁾

バウシinger 効果を含めた除荷域での変形軟化現象を考慮するために、付図の A と B の面積が相殺されるように履歴曲線角ループの半サイクル曲線を順次つなぐ方法。



付図 累積塑性変形曲線

参考文献

- 1) 土井希祐, 加藤大介: 鋼コンクリート合成構造部材の変形性能とエネルギー吸収性能の評価法, コンクリート工学年次論文集, Vol.26, No.2, pp.1405-1410, 2004.7
- 2) 土井希祐ほか: 変動軸力を受けるコンクリート充填鋼管柱の静加振実験, コンクリート工学年次論文集, Vol.27, No.2, pp.1405-1410, 2005.7
- 3) 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, 2001.1
- 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, pp.170-176, 1997.10
- 5) 称原良一, 土井希祐: SRC 造建物の変形性能と D_s 値, 日本建築学会構造系論文集, No.540, pp.149-154, 2001.2