繰返し軸力を受けるコンクリート充填円形鋼管部材の耐震性能に及ぼす 材端継手の影響

THE EFFECTS OF CONNECTIONS ON STRUCTURAL CAPACITIES OF CONCRETE FILLED CIRCULAR TUBES UNDER REPEATED AXIAL LOADS

河野昭彦*, 松井千秋**, 小川 雄一郎***

Akihiko KAWANO, Chiaki MATSUI and Yuichiro OGAWA

This paper describes the structural potential of various end connections to concrete filled tubes (CFT) which are used as axial force resistant members under earthquake loads. An alternatively repeated axial loading test was conducted for CFT members which were jointed at both ends by flange joint connections, flat gusset plate connections, or cruciform gusset plate connections. The CFT member was made of a cold formed steel tube with the diameter to thickness ratio of 20, 30 or 50 and normal concrete of the compression strength 30 MPa. The test has revealed that every connection has a potential to bring out the full structural capacity of CFT members, although connections would be imposed the repeated axial forces and also severe bending moments by cyclic flexural buckling of the members.

Keywords: Concrete filled tube, Connection, Tube-plate connection, Repeated axial loads, Buckling
コンクリート充填鋼管, 接合部, 管通しガセットプレート継手, 繰返し軸力, 座屈

1. 序

コンクリート充填鋼管部材 (CFT 部材) は, 繰返し軸力を受ける場合に, 中空鋼管部材に比較してエネルギー吸収能力が飛躍的に増大することが知られている¹⁾。これを地震荷重などの繰返し荷重を受けるラーメン架構のブレース材として用いる場合は, CFT 部材の両材端に継手が必要になる。これらの継手は, 変動軸力とともに CFT ブレースの曲げ座屈によって変動曲げモーメントも受ける複雑な応力下にある。したがって, このような場合に, 継手が CFT 母材本来の構造性能を保証するかどうかは, 単調な引張あるいは圧縮だけを作用する実験からは必ずしも判断できないはずである。

そこで, 本研究は, CFT 部材をブレース材として使用する場合を想定して, 各種の材端継手で接合された CFT 部材に繰返し軸荷重を作用する実験を行い, その場合の継手の構造性能を調べた。鋼管の継手の形式は, フランジ継手, 管通しガセットプレートでガセットプレートが1枚の場合 (平ガセットプレート継手), およびガセットプレートを十字形に配置した場合 (十字ガセットプレート継手) の3形式が一般的であるので, これらを対象とする。鋼管構造設計施工指針 (鋼管指針)²⁾ では, 中空鋼管部材の継手に関して, フランジ継手ではエンドプレート板厚の最小寸法, 管通しガセットプレート形式の継手ではガセットプレートの割込長さの最小寸法が規定されている。CFT 部

材の継手に関する単調引張あるいは単調圧縮実験³⁾ では, ガセットプレートの割込長さはこの最小寸法規定を満たせば多少変化しても継手の構造性能は変化しないこと, しかし, 鋼管の径厚比は継手効率に影響を及ぼすことが示されている。以上から, 実験変数として, 継手の3形式, および鋼管の径厚比を選び, ガセットプレートの割込長さはそれぞれの継手形式に対して鋼管指針の最小寸法規定を満たす一種類に限定した。本論文では, これらの継手付き CFT ブレース試験体の繰返し軸方向荷重変形関係, 破壊モード, エネルギー吸収能力について考察を加え, それぞれの形式の継手が母材の構造性能を保証できるものかどうかを明らかにする。

2. 各種継手付き CFT ブレースの繰返し軸力載荷実験の概要

フランジ継手および管通しガセットプレート形式の継手付き CFT ブレース試験体を 45° 傾斜させて門形ラーメン架構 (加力骨組) に取り付け, この架構に繰返し水平力を作用する実験を行った。

2.1 継手付き CFT 部材試験体および実験変数

試験体は, 図1に示すように, 両端に継手を持つ CFT 部材である。継手は, 図2 (a)~(c) に示すとおり, フランジ継手, 平ガセットプレート継手, あるいは十字ガセットプレートである。試験体に使用した鋼

* 九州大学人間環境学研究所 助教授・工博

** 九州大学人間環境学研究所 教授・工博

*** ㈱清水建設 工修

Assoc. Prof., Division of Human Environment Studies, Graduate School of Kyushu University, Dr. Eng.
Prof., Division of Human Environment Studies, Graduate School of Kyushu University, Dr. Eng.
Shimizu Co., M. Eng.

図1 継手付き CFT 部材試験体
(平ガセットプレート継手試験体)

図3 径厚比 50 の鋼管の切削加工

管は、冷間成形円形鋼管 (STK400) の $101.6\phi \times 4.2$ (単位: mm), $101.6\phi \times 3.2$ である。径厚比が大きなもの ($D/T=50$, D : 鋼管外径, T : 鋼管管厚) は $101.6\phi \times 3.2$ の鋼管を図3に示すように旋盤で鋼管表面を切削して製作した。ただし、旋盤の有効長さの制限から2本に分けて切削し、材中央を避けたところで溶接によって接合し、一体化した。鋼管のスリットは機械加工とし、鋼管とガセットプレートの溶接は、鋼管管厚の約2倍のサイズの隅肉溶接とした。フランジ継手のフランジプレートと鋼管は完全溶け込み溶接とした。フランジプレートとガセットプレートは SM490 の鋼板で製作した。ガセットプレートの板厚は、次式を満たすように決定した。

$$A_g \sigma_{gu} \geq 1.2 (A_t \sigma_{ty} + A_c \sigma_b) \quad (1)$$

ここで、 A_g はガセットプレートの断面積、 σ_{gu} はガセットプレートの最大応力度、 A_t は鋼管の断面積、 σ_{ty} は鋼管の降伏応力度、 A_c は充填コンクリートの断面積、 σ_b は充填コンクリートの圧縮強度である。 σ_{gu} 、 σ_{ty} 、 σ_b はいずれも公称値を用いた。

実験変数は、継手形式 (フランジ継手、平ガセットプレート継手、十字ガセットプレート継手) および鋼管の径厚比 ($D/T=20, 30, 50$) である。これらをまとめて表1に示す。ガセットプレートの割込み長さは実験変数とせず、平ガセットプレート継手では $1.5D$ 、十字ガセットプレート継手では $0.75D$ に固定した。これは、鋼管指針²⁾ の最小寸法規定を満足する。また、CFT 部材の材長は鋼管外径 D の12倍程度で、座屈長さ L_k は $6D$ から $12D$ 程度の範囲にあり、文献4) が規定する引張・圧縮型ブレースの範疇に入る。したがって、材端の継手は圧縮と引張の両方でほぼ母材の断面耐力に近いところの応力を受ける厳しい条件になっている。

本実験に使用した鋼材の機械的性質を表2に示す。表3に外径の3倍長の CFT 短柱圧縮試験結果を示す。充填コンクリートは設計強度 27MPa とし、表4に示すように調合した。コンクリートのシリンダー

図2 試験体継手部詳細

表1 実験変数と試験体各部寸法およびコンクリート強度

接合形式	試験体	D/T^*	l_0 (mm)	T_g (mm)	σ_b (MPa)	材齢
フランジ継手	F-20	20 (26.1)	-	16	27.2	57
	F-30	30 (35.0)	-	16	27.2	57
	F-50	50 (58.4)	-	16	28.8	53
平ガセットプレート継手	K-20	20 (26.1)	150	16	27.2	57
	K-30	30 (35.0)	150	12	28.8	53
	K-50	50 (58.4)	150	9	28.8	53
十字ガセットプレート継手	J-20	20 (26.1)	75	9	27.2	57
	J-30	30 (35.0)	75	6	27.2	57
	J-50	50 (58.4)	75	6	28.8	53

* () 内は実測値、 D : 鋼管径、 T : 管厚、 l_0 : 割込み長さ、 T_g : ガセットプレート板厚、 σ_b : 充填コンクリート圧縮強度

表2 鋼材の寸法および機械的性質

鋼材	試験体シリーズ	D (mm)	T (mm)	A (mm ²)	σ_y (MPa)	σ_u (MPa)	El. (%)
$101.6\phi \times 4.2$	F-20, J-20, H-20	101.8	3.9	1191	408.8	500.3	33.9
$101.6\phi \times 3.2$	F-30, J-30, H-30	101.6	2.9	902	371.8	434.2	34.0
$101.6\phi \times 2.0$	F-50, J-50, H-50	99.3	1.7	524	371.1	433.2	29.0
PL-6	J-30, J-50	-	5.6	-	321.1	453.4	28.6
PL-9	J-20, H-50	-	8.6	-	422.4	555.9	23.3
PL-12	H-30	-	12.2	-	422.0	557.6	24.5
PL-16	H-20	-	15.3	-	349.0	525.8	25.3

A: 断面積、 σ_y : 降伏応力 (降伏棚がないものは0.2%オフセット)、 σ_u : 最大応力
鋼管は JIS12号B試験片、プレートは JIS1号試験片

表3 CFT短柱圧縮試験結果

試験体シリーズ	径厚比 D/T	降伏荷重 N_y (kN)	最大荷重 N_u (kN)	局部座屈発生率 (%)	σ_b (MPa)	ϵ_{cu} (%)
SC20	20 (26.1)	710.2	846.1	3.7	30.9	0.18
SC30	30 (35.0)	571.4	626.6	2.6	30.9	0.18
SC50	50 (58.4)	430.6	439.7	1.1	30.9	0.18

σ_b : コンクリート圧縮強度、 ϵ_{cu} : 圧縮強度時歪、() 内は実測値

表4 コンクリートの調合

セメント (kg/m ³)	水 (kg/m ³)	細骨材 (kg/m ³)	粗骨材 (kg/m ³)	混和剤 (kg/m ³)	水セメント比 (%)	細骨材率 (%)	スランプ (cm)
338	162	805	1055	3.380	48	45.5	8

設計強度: 27 MPa, 粗骨材の最大寸法: 20mm, 混和剤: AE減水剤 (標準形1種)
実測のスランプ10.5 cm, エアー 6.0 %

圧縮試験結果は、継手付き CFT 試験体については表1に、CFT 短柱については表3に示している。

2.2 加力方法および測定方法

CFT 試験体を取り付ける門形ラーメン架構 (加力骨組) を図4に示す。加力骨組の梁は H-200 × 200 × 8 × 12 (mm), 基礎梁は H-300 × 300 × 10 × 15 で、どちらも熱間圧延形鋼である。柱は H-300 ×

図4 加力骨組

図5 加力装置全景

150×6.5×9の熱間圧延形鋼で、弱軸に配置している。柱が細幅断面で弱軸配置のため、加力骨組自体の水平剛性は、CFT 試験体を取り付けた場合と比較して10%以下、層間変形角が2%のときの水平耐力は25%以下になっている。また、構面外方向に対する安定性が高いので、構面外への補剛装置などは設けていない。継手付き CFT 試験体は、両端のエンドプレート (PL-25)を梁および基礎梁に高力ボルトで摩擦接合することによって加力骨組に取り付けられる。

図5に加力装置の全景を示す。加力骨組には、押し引き 1000 kN 能力の油圧ジャッキによってロードセルを介して水平力が加えられる。油圧ジャッキは理研精機 (株) 社製の自動制御加力装置によって駆動し、加力速度は 0.18 mm/sec とした。水平力 H は、まず、CFT プレース試験体が引張を受ける方向 (図5中に示す加力正側) から開始し、加力骨組の層間変形角 R で $\pm 0.5\%$ の振幅で2回繰返した後、 R の振幅を正負でそれぞれ 0.5% 増幅し、その振幅で2回繰返した。同様な増幅を順次行い、 R が $\pm 2.0\%$ に達した後は、CFT プレース試験体が破断するまで繰返した。

測定した変位は、加力骨組の柱頭の水平変位、CFT プレース試験体の全長 L および材中央の検長 l ($=210\text{mm}$) の伸縮量 (図1参照) である。歪は、CFT プレース試験体の材中央の軸方向歪と鋼管の端部位置でのガセットプレートの軸方向歪を測定した (図1, 2参照)。

3. 耐力と破壊モード

実験で得られた耐力および局部座屈や破断が発生した場合の加力サイクル数などの一覧を表5に示す。表の H_{max+} 、 H_{max-} は CFT プレース試験体が配置された加力骨組の柱頭に作用した水平荷重の正側載荷および負側載荷での最大値 (最大耐力) を表す。正側載荷は CFT プレース試験体にとって引張軸力、負側載荷は圧縮軸力が作用することになる。CFT プレースの曲げ座屈荷重は引張による塑性化の程度によって合成断面部材としてのものから鋼管のみのものまで変化するので³⁾、ここでは最大耐力の絶対量についての議論はしないことにする。そこで、フランジ継手がプレース母材の耐力を 100% 発揮できると考えて³⁾、これ以外の形式の継手を持つ試験体の最大耐力を同一径厚比のフランジ継手試験体の最大耐力で除したものの (最大耐力比) を同欄の () 内に示して最大耐力の比率を考察する。

表5の H_{max+} の欄の () 内数値がすべてほぼ 1.0 になっていることから、引張軸力に対して平ガセットプレート継手および十字ガセット

プレート継手のどちらの場合もフランジ継手の場合と同等の耐力を発揮していることが分かる。 H_{max} の欄の最大耐力比は CFT プレースの圧縮耐力 (曲げ座屈荷重) を反映しており、平ガセットプレート継手の場合は 0.80 から 0.82、十字ガセットプレート継手の場合は 0.94 から 1.00 の範囲にあることが分かる。十字ガセットプレート継手の場合の最大耐力比は鋼管の径厚比が大きいとわずかに低下しているが、これは文献³⁾で述べられている継手効率の傾向と同じであるので、径厚比が大きの場合の継手効率の低下の影響とも考えられるが、低下量は高々 6% 程度であるので実験データのばらつきの範囲を超えるものではない。平ガセットプレート継手の場合の最大耐力比の低下の主因は、プレース材端の支持条件がガセットプレートの面外曲げ変形によってピンに近い座屈長さが長いことである。これは、平ガセットプレート継手の試験体が加力骨組の層間変形角 $R = \pm 0.5\%$ で曲げ座屈を生じたのに対して、フランジ継手あるいは十字ガセットプレート継手付き CFT プレース試験体では $R = \pm 1.0\%$ で曲げ座屈を生じたことから裏付けられる。

すべての CFT プレース試験体は曲げ座屈を生じた。曲げ座屈の変形方向は、フランジ継手と十字ガセットプレート継手試験体では構面内や構面外のランダムな方向に座屈した。平ガセットプレート継手試験体は構面内にのみに変形した。局部座屈は、鋼管の径厚比が 20 と 30 の場合は曲げ座屈の後に生じたが、径厚比が 50 の場合は平ガセットプレート継手試験体では同時に、フランジ継手および十字ガセットプレート継手試験体では先に生じた。局部座屈は、フランジ継手および十字ガセットプレート継手試験体では材中央と両材端の3箇所に複

表5 実験結果

試験体	H_{max+} (kN)	H_{max-} (kN)	座屈方向	n_{lb}	n_c	破断位置
F-20	484.0 (1.00)	564.4 (1.00)	構面内	6	13	材中央
F-30	386.9 (1.00)	483.5 (1.00)	構面外	5	10	材中央
F-50	287.3 (1.00)	395.7 (1.00)	構面外	3	8	材端
K-20	493.3 (1.02)	464.3 (0.82)	構面内	5	14	材中央
K-30	393.3 (1.02)	397.7 (0.82)	構面内	4	11	材中央
K-50	275.1 (0.96)	315.3 (0.80)	構面内	3	7	GP先端付近
J-20	499.2 (1.03)	566.8 (1.00)	やや構面外	7	12	材中央
J-30	408.0 (1.05)	472.7 (0.98)	構面内	4	11	材中央
J-50	295.2 (1.03)	372.2 (0.94)	構面外	3	9	材端

H_{max+} : H の正側最大値, H_{max-} : H の負側最大値

() 内の数値は同一径厚比のフランジ継手試験体との最大耐力の比
 n_{lb} : 局部座屈発生加力サイクル数, n_c : 破断時加力サイクル数

写真1 フランジ継手付きCFTブレース
($D/T=30$. ブレースの材中央および
材端の局部座屈)

写真2 平ガセットプレート継手付きCFT
ブレース端部 ($D/T=30$)

写真3 十字ガセットプレート継手付きCFT
ブレース端部 ($D/T=30$. ガセットプレ
ート先端でのブレースの局部座屈)

数波が生じた。平ガセットプレート継手試験体では、鋼管の径厚比が20と30の場合は材中央だけに、50の場合は材端にも局部座屈が生じた。局部座屈発生時の加力サイクル数は鋼管の径厚比が大きいほど少ない傾向が認められる。ただし、継手形式による差は認められない。鋼管の径厚比が30のCFTブレース試験体については、フランジ継手の場合の全長にわたる局部座屈の発生状況、平ガセットプレート継手の場合のガセットの曲げ変形、十字ガセットプレート継手の場合のブレース材端の局部座屈の様子をそれぞれ写真1～3に示す。

加力サイクルの進行に伴って、これらの局部座屈波のうちから1波のモードが卓越し、最終的にこの部分で破断が生じた。破断までの加力サイクル数は、鋼管の径厚比が大きいほど少ない傾向があるが、継手形式による差は認められない。鋼管の径厚比が20と30の試験体は、すべて材中央で破断した。しかし、径厚比が50の試験体では平ガセットプレート継手試験体を含めて材端で破断した。ただし、ガセットプレート先端や溶接部に起因する破断はなかった。平ガセットプレート継手試験体の材端はピン支持に近いと考えられるが、その付近で局部座屈が発生して破断したのは意外である。原因として、ガセットプレート先端とコンクリートの間に空隙が存在した可能性も疑われるが、破壊までの加力サイクル数は他の継手形式の同一径厚比の試験体とあまり変わらず、また、後述のCFT母材の破断時期の推定値とはほぼ一致していることから、母材の性能は十分に引き出していると考えられる。

4. 荷重変形関係

図6は、実験から得られた門形ラーメン加力骨組自体の水平荷重 H と層間変形角 R の関係を示す。図7～9はCFTブレース試験体をこの加力骨組に取り付けた場合の結果であるが、加力骨組自体の水平荷重に対する抵抗はこうに小さく、図7～9はほとんどCFTブレース試験体の挙動を表していると言える。

図7(a)～(c)は、フランジ継手付きCFTブレース試験体を配置した門形ラーメン加力骨組の $H-R$ 関係で、それぞれブレース鋼管の径厚比が20, 30, 50の場合を表す。鋼管の径厚比が大きくなると水平荷重が低下するのは当然であるが、荷重の繰返しに伴う抵抗力の劣化も早

いのが分かる。図8(a)～(c)は、平ガセットプレート継手試験体の場合の結果で、径厚比に関してはフランジ継手試験体と同様なことが言えるほか、材端がピン支持に近いので座屈長さが長くなり、筋かい材特有のブーメラン形の履歴曲線になっている。図9(a)～(c)は、十字ガセットプレート継手試験体の場合である。図7(a)～(c)のフランジ継手試験体の場合と比較して、鋼管の径厚比が同じであれば、両者の履歴曲線がほとんど変わらないことが分かる。図中の局部座屈発生加力サイクル数 n_b と、破断加力サイクル数 n_c も、継手形式によらずほぼ同じである。したがって、十字ガセットプレート継手は、フランジ継手とほぼ同等の境界条件をCFTブレースに対して与えている。

5. エネルギー吸収能力

加力骨組に各種形式の継手で接合されたCFTブレース試験体が破断するまでに吸収したエネルギーを中空鋼管の降伏軸力とそのときの弾性軸方向変位で除した値を累積塑性変形倍率 η_b と定義する。このときのエネルギーの計算は、図7～9のブレース付き加力骨組の荷重変形関係から得られた値から、図6の加力骨組自体の荷重変形関係による分を差し引いて、ほぼブレースそのもののエネルギー吸収量としている。また、弾性軸方向変位はCFTブレースの母材の長さ、つまり、フランジ継手の場合は両フランジプレートの内面間の距離、ガセットプレート形式の継手の場合は両ガセットプレート先端間の距離に対する変位である。

図10に η_b とブレース鋼管の D/T との関係を示す。図より、いずれの継手の場合も鋼管の径厚比が大きいと η_b が小さいことが分かる。また、フランジ継手と十字ガセットプレート継手のCFTブレースは、各径厚比ごとにほぼ同程度の累積塑性変形倍率 η_b になっており、両継手の繰返し軸力下のCFTブレースに対する構造性能上の差がないことが分かる。これは、既述したように両者の履歴曲線および破断の時期がほぼ一致していることから当然である。これに対して、平ガセットプレート継手のCFTブレースの η_b はやや小さい。文献(6), (7)では、 η_b は Lk/D が10以上ではほぼ一定であるが、10より小さくなると増加することが報告されている。平ガセットプレート継手CFTブレース試験体の Lk/D は両端をピン支持とすれば12程度であり、フ

図6 加力骨組自体の水平荷重変形関係

図10 累積塑性変形倍率 η_b

図7 フランジ継手付きCFTブレース骨組の水平荷重変形関係

図8 平ガセットプレート継手付きCFTブレース骨組の水平荷重変形関係

図9 十字ガセットプレート継手付きCFTブレース骨組の水平荷重変形関係

ランジ継手と十字ガセットプレート継手の試験体の L_k/D は両端を固定とすれば6程度であるので、これらの η_b の差は座屈長さの差に起因すると考えられる。

6. 破断加力サイクル数の推定

CFT ブレース試験体の破断加力サイクル数 n_c の推定を行う。文献6), 7) では n_c が次式で与えられるとしている。

$$D/T=20 \text{ のとき } n_c = 180 \exp(-37 A_{2D}) \quad (2)$$

$$D/T=30 \text{ のとき } n_c = 60 \exp(-29 A_{2D}) \quad (3)$$

$$D/T=50 \text{ のとき } n_c = 20 \exp(-21 A_{2D}) \quad (4)$$

ここで、 A_{2D} はブレース材中央の $2D$ の軸方向の長さに対する曲げ圧縮側の変位振幅 ($2D$ 間曲げ圧縮側変位振幅) を表す。同文献では、上式の A_{2D} とブレースのピン支点間距離あるいは曲げ座屈後の反曲点間

図12 2D 間曲げ圧縮側変位振幅と軸方向変位振幅の関係

表6 CFTブレース試験体の破断加力サイクルの推定

試験体	推定 n_c	実験 n_c	試験体	推定 n_c	実験 n_c	試験体	推定 n_c	実験 n_c
F-20	13.1	13	K-20	16.1	14	J-20	14.5	12
F-30	8.5	10	K-30	10.3	11	J-30	10.3	11
F-50	7.1	8	K-50	7.2	7	J-50	7.5	9

n_c : 破断までの加力サイクル数

距離 L_k に対する軸方向変位振幅 ΔL_k の関係が図 11 に示すように与えられている。CFT ブレース試験体の n_c の推定は、材長 L に対して測定された軸方向変位 ΔL の振幅を L_k で除した値を $\Delta L_k/L_k$ と見なし、図 12 から A_{2D} を読みとった。ただし、この場合の L_k は、フランジ継手および十字ガセットプレート継手付き CFT ブレース試験体では $7D$ 、平ガセットプレート継手付き CFT ブレース試験体では $13D$ とした。試験体の軸方向変位振幅は漸増するので、Miner⁸⁾ の累積損傷則を適用した。

表 6 は、 n_c の実験値と上記の方法による推定値を示している。試験体の鋼管の径厚比の実測値は試験体名で示された公称値 20, 30, 50 よりやや大きいので、安全側誤差を含むはず^{6), 7)} の推定値の結果は実験値に対して危険側誤差を示すものもあるが、実験値と推定値はおおむねよい一致を示していると言える。推定値には継手の影響は考慮されていないわけであるから、フランジ継手、平ガセットプレート継手、十字ガセットプレート継手のいずれの接合形式でも、CFT ブレースの母材としての構造性能を十分に引き出していると言える。

7. 結論

門形ラーメン加力骨組にフランジ継手、平ガセットプレート継手、あるいは十字ガセットプレート継手で接合された CFT ブレース試験体の繰返し加力実験から次のような知見が得られた。ただし、平ガセットプレート継手では割込長さを $1.5D$ 、十字ガセットプレート継手では $0.75D$ とし、ガセットプレートの板厚は (1) 式を満たす保有耐力接合としている。

- (1) CFT ブレース試験体はすべて母材で破断し、継手の溶接部に起因する破断はなかった。まず、鋼管に複数の局部座屈波が生じ、そのうちの一波のモードが次第に卓越してその部分が破断した。
- (2) CFT ブレース試験体が引張軸力を受ける場合の最大軸力は、どの継手形式でも鋼管の径厚比が同じであれば、ほぼ同一である。圧縮軸力を受ける場合の最大軸力は、フランジ継手と十字ガセットプレート継手の場合ではほぼ同じである。圧縮軸力を受ける平ガセットプレート継手の最大軸力は他の継手形式に比べて座屈長さが長い

めやや小さい。

- (3) 十字ガセットプレート継手の場合の CFT ブレース試験体を配置した加力骨組の水平荷重変形関係あるいは CFT ブレース試験体の破断までの累積塑性変形倍率は、フランジ継手の場合とほとんど同じであった。したがって、十字ガセットプレート継手は、繰返し軸力下の CFT ブレースに対してフランジ継手と同等の境界条件を提供すると言える。
- (4) CFT ブレース試験体の破断加力サイクル数の推定を行った結果、いずれの継手の場合も実験値と推定値は良好な一致を見た。推定方法には継手の影響は考慮されていないので、フランジ継手、平ガセットプレート継手、十字ガセットプレート継手のいずれの接合形式でも、CFT ブレースの母材としての構造性能を引き出していると言える。

注 本研究の一部は文献 9) に発表済みである。

謝辞 本研究は、平成 8, 9 年度科学研究費補助金基盤研究(C)(2)「コンクリート充填鋼管ブレース付きラーメン架構の耐震性能に関する研究、代表河野昭彦」によった。試験体の制作は(株)徳田鉄工所および九州大学技官浜辰夫氏による。加力装置、測定装置の制作と実験遂行では、九州大学技官久島昭久氏、有働文久氏、川口見氏にご協力をいただいた。卒論生木村俊之君には実験の遂行および実験結果の整理に協力していただいた。ここに記して、深甚なる謝意を表します。

参考文献

- 1) A. Kawano and C. Matsui: An Experimental Study on Hysteretic Behavior of Concrete Filled Tubular Members under Repeated Axial Loading, Proc. of Ninth World Conference on Earthquake Engineering, August 2-9, 1988, Tokyo-Kyoto, Japan, Vol. IV, pp. IV-133-138.
- 2) 日本建築学会: 鋼管構造設計施工指針・解説, 1990.1.
- 3) 小川雄一郎, 河野昭彦, 松井千秋, 大道寺崇: 単調軸力を受けるコンクリート充填鋼管部材のガセットプレート継手に関する研究, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 1997.9, pp.949-950.
- 4) 日本建築学会: 建築耐震設計における保有耐力と変形性能, 1990.10.
- 5) 河野昭彦, 松井千秋, 崎野良比呂, 中島隆裕: 軸引張塑性履歴がある鋼管コンクリート部材の曲げ座屈荷重に関する実験的研究, 日本建築学会構造工学論文集, Vol. 39B, 1993.3, 335-342.
- 6) 河野昭彦, 松井千秋, 中島隆裕, 高木潤一: 繰返し軸方向力を受けるコンクリート充填鋼管部材の座屈挙動とエネルギー吸収能力に関する実験的研究, 日本建築学会構造系論文報告集, 第 482 号, 1996.4, 131-140.
- 7) A. Kawano and C. Matsui: Buckling Behavior and Aseismic Property of Concrete-filled Tubular Members Under Cyclic Axial Loading, Proceedings of an Engineering Foundation Conference on Composite Construction in Steel and Concrete III, ASCE, 1997.8, pp.602-615.
- 8) M. A. Miner: Cumulative Damage in Fatigue, Journal of Applied Mechanics, Vol. 12, 1945, A159-164.
- 9) 木村俊之, 河野昭彦, 松井千秋, 小川雄一郎: 繰返し軸方向力を受けるコンクリート充填鋼管部材の継手に関する実験的研究(その 2) 繰返し軸力載荷実験, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 1998.9, pp.1163-1164.

(1998年7月27日原稿受理, 1998年11月2日採用決定)