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EXPERIMENTAL STUDY ON BUCKLING BEHAVIOR AND DISSIPATED
ENERGY OF CONCRETE-FILLED TUBULAR MEMBERS
UNDER CYCLIC AXIAL LOADING

河野昭彦*, 松井千秋**, 中島隆裕***, 高木潤一****

Akihiko KAWANO, Chiaki MATSUI, Takahiro NAKAJIMA and Jun-ichi TAKAGI

The objective of this paper is to demonstrate the aseismic capacity of concrete-filled tubular members subjected to cyclic axial load. About fifty specimens composed of cold-formed circular tubes and normal concrete were tested to quantify the number of loading cycles and the amount of dissipated energy upto breaking failure after local buckling. The test shows that both the failure cycle and the dissipated energy are fairly increased by filling the tube with concrete. The span of life of concrete-filled tubular member is affected by the diameter-thickness ratio, effective length and amplitude of axial displacement, and is successfully predicted by an estimation method proposed by authors. The dissipated energy upto failure can be also predicted by means of multiplying the number of loading cycles upto failure and the dissipated energy at each loading cycle. The dissipated energy and deformation capacity of concrete-filled tubular member with alternative diameter-thickness ratio and effective length are discussed from the results of test and theoretical estimation.

Keywords: concrete-filled tube, cyclic loading, flexural buckling, local buckling, energy dissipation capacity
コンクリート充填鋼管, 繰返し荷重, 曲げ座屈, 局部座屈, エネルギー吸収能力

1. 序

本研究の目的は、繰返し軸方向力を受けるコンクリート充填円形鋼管部材の弾塑性性状とエネルギー吸収能力を実験的に明らかにし、これによって耐震要素としての性能を示すことである。

鋼管断面は、繰返し軸力を受けると、形鋼に比較して薄肉であるため、局部座屈後、容易に破断に至る弱点がある。しかし、コンクリートを充填することによって、この弱点が抑制可能で、吸収エネルギーの飛躍的な増大が期待できる^{1)~3)}。コンクリート充填鋼管部材の繰返し軸方向挙動の実験的研究が、Park⁴⁾とGoel^{5),6)}によって行われている。Parkは、短柱の単調圧縮・引張挙動と繰返し挙動を比較した。Goelは、角形鋼管をブレースとする門形骨組に繰返し水平力を作用させ、充填コンクリートによって鋼管の破断が著しく遅延することを示した。

局部座屈後の破断則は、純鉄骨部材について多少の研究がある。松本等⁷⁾は、各種の細長比を持つ中空円形鋼管部材の繰返し軸力載荷実験を行い、Sherman⁸⁾の破断則、

つまり部材の無次元化吸収エネルギー $W / (N_y \delta_y)$ が径厚比によって定まるあるレベルに達したときに破断が生じるとする条件の一般化を試みた。ここで、 N_y は鋼管の降伏軸力、 δ_y は軸力が N_y での弾性軸変位である。一方、岩井等⁹⁾は、山形鋼に繰返し軸力を作用させる実験から、破断までの吸収エネルギーは必ずしも一定ではないとした。穂積等¹⁰⁾は、角形鋼管の繰返し曲げ実験の局部座屈部分の応力履歴を基に、鋼管から採取した砂時計形試験片の繰返し軸力載荷実験を行い、亀裂発生が応力歪関係のスケルトン領域の吸収エネルギーで予測可能とした。桑村¹¹⁾は、切欠き付き円柱形試験片の繰返し軸力載荷実験から、鋼材の亀裂発生メカニズムを調べ、歪振幅がある値以上なら亀裂は延性破壊であり、このときの引張側累積歪は単調引張での一様伸び(くびれが生じるまでの伸び)を越えることを示した。従って、脆性破壊を別とすれば、比較的少数の加力サイクルで局部座屈する鋼管の初期亀裂は延性破壊であり、歪挙動で予測可能なことが示唆される。

* 九州大学工学部建築学科 助教授・工博

** 九州大学工学部建築学科 教授・工博

*** ㈱鹿島建設 工修

**** 九州大学工学部建築学科 大学院生

Assoc. Prof., Dept. of Architecture, Faculty of Engineering, Kyushu University, Dr. Eng.

Prof., Dept. of Architecture, Faculty of Engineering, Kyushu University, Dr. Eng.

Kajima Corporation, Ltd., M. Eng.

Graduate Student, Dept. of Architecture, Faculty of Engineering, Kyushu University

本研究の試験体は、冷間成形鋼管を使用したコンクリート充填鋼管で、局部座屈挙動を調べるための短柱と、曲げ座屈との連成を調べるための中・長柱がある。実験結果を基に、コンクリート充填鋼管部材の軸方向挙動の実用解析法、および短柱から長柱にわたる局部座屈後破断条件を示す。さらに、破断までに吸収されるエネルギーの評価法を提案する。

2. 実験概要

2.1 実験計画および試験体

図1に示すように、コンクリート充填鋼管部材をピン支持し、繰返し軸力を作用させる。実験変数は、コンクリート充填の有無、鋼管の径厚比 D/T (D : 鋼管外径, T : 管厚), 座屈長さ L_k と外径の比 L_k/D (L_k : 座屈長さ), 軸力・軸荷条件である。これらを表1に示す。ここでは、 L_k/D が5の試験体を短柱, 10を中柱, 20を長柱と呼ぶ。

試験体は、STK400の冷間成形鋼管で、外径は60.5mm, と101.6mmがある。図2に短柱試験体, 図3に中・長柱試験体を示す。 D/T が50の試験体は、鋼管表面を旋盤で切削して製作した。鋼管寸法を表2に、材料特性を表3に示す。コンクリートは設計強度29.4MPa (300kg/cm²)、粗骨材粒径20mm以下として表4のように調合した。表5aは、コンクリート充填短柱試験体の単調引張試験の結果、表5bはコンクリート充填短柱 (エンドプレート無し、材長は外径の3倍) 圧縮試験の結果で、充填コンクリートのシリンダー強度も併せて示す。

図1 実験モデル

(a) $D = 60.5\text{mm}$ (b) $D = 101.6\text{mm}$

図2 短柱試験体

(a) $L_k/D = 10, D = 101.6\text{mm}$ (b) $L_k/D = 20, D = 101.6\text{mm}$

図3 中・長柱試験体

表1 試験体と実験変数

試験体		コンクリート	D/T *	L_k/D *	載荷条件
短柱 D=60.5 mm	SV2F10 SV3F10 SV5F10	無	20 (20.2) 30 (29.1) 50 (53.1)	5 (5.1)	一定振幅 $\pm 1.0\%$
	SC2F10 SC2F15 SC2F20	充填	20 (20.2)	5 (5.1)	一定振幅 $\pm 1.0\%$ 一定振幅 $\pm 1.5\%$ 一定振幅 $\pm 2.0\%$
	SC3F10 SC3F15 SC3F20	充填	30 (29.1)	5 (5.1)	一定振幅 $\pm 1.0\%$ 一定振幅 $\pm 1.5\%$ 一定振幅 $\pm 2.0\%$
	SC5F10 SC5F15 SC5F20	充填	50 (53.1)	5 (5.1)	一定振幅 $\pm 1.0\%$ 一定振幅 $\pm 1.5\%$ 一定振幅 $\pm 2.0\%$
短柱 D=101.6 mm	V2F10 V3F10 V5F10	無	20 (18.6) 30 (33.5) 50 (49.6)	5 (5.0)	一定振幅 $\pm 1.0\%$
	C2F15 C2F20	充填	20 (18.6)	5 (5.0)	一定振幅 $\pm 1.5\%$ 一定振幅 $\pm 2.0\%$
	C3F10 C3F15 C3F20	充填	30 (33.5)	5 (5.0)	一定振幅 $\pm 1.0\%$ 一定振幅 $\pm 1.5\%$ 一定振幅 $\pm 2.0\%$
	C5F10 C5F15 C5F20	充填	50 (49.6)	5 (5.0)	一定振幅 $\pm 1.0\%$ 一定振幅 $\pm 1.5\%$ 一定振幅 $\pm 2.0\%$
中柱 D=101.6 mm	CS2F05 CS2F07 CS2F10 CS2F20 CS2FI	充填	20 (25.5)	10 (10.3)	一定振幅 $\pm 0.5\%$ 一定振幅 $\pm 0.7\%$ 一定振幅 $\pm 1.0\%$ 一定振幅 $\pm 2.0\%$ 漸増振幅
	CS3F05 CS3F07 CS3F10 CS3F20 CS3FI	充填	30 (33.5)	10 (10.3)	一定振幅 $\pm 0.5\%$ 一定振幅 $\pm 0.7\%$ 一定振幅 $\pm 1.0\%$ 一定振幅 $\pm 2.0\%$ 漸増振幅
	CS5F05 CS5F07 CS5F10 CS5F20 CS5FI	充填	50 (46.5)	10 (10.3)	一定振幅 $\pm 0.5\%$ 一定振幅 $\pm 0.7\%$ 一定振幅 $\pm 1.0\%$ 一定振幅 $\pm 2.0\%$ 漸増振幅
	CL2F05 CL2F07 CL2F10 CL2F20	充填	20 (25.5)	20 (19.7)	一定振幅 $\pm 0.5\%$ 一定振幅 $\pm 0.7\%$ 一定振幅 $\pm 1.0\%$ 一定振幅 $\pm 2.0\%$
	CL3F05 CL3F07 CL3F10 CL3F20	充填	30 (33.5)	20 (19.7)	一定振幅 $\pm 0.5\%$ 一定振幅 $\pm 0.7\%$ 一定振幅 $\pm 1.0\%$ 一定振幅 $\pm 2.0\%$
	CL5F05 CL5F07 CL5F10 CL5F20	充填	50 (46.5)	20 (19.7)	一定振幅 $\pm 0.5\%$ 一定振幅 $\pm 0.7\%$ 一定振幅 $\pm 1.0\%$ 一定振幅 $\pm 2.0\%$
長柱 D=101.6 mm	CL2F05 CL2F07 CL2F10 CL2F20	充填	20 (25.5)	20 (19.7)	一定振幅 $\pm 0.5\%$ 一定振幅 $\pm 0.7\%$ 一定振幅 $\pm 1.0\%$ 一定振幅 $\pm 2.0\%$
	CL3F05 CL3F07 CL3F10 CL3F20	充填	30 (33.5)	20 (19.7)	一定振幅 $\pm 0.5\%$ 一定振幅 $\pm 0.7\%$ 一定振幅 $\pm 1.0\%$ 一定振幅 $\pm 2.0\%$
	CL5F05 CL5F07 CL5F10 CL5F20	充填	50 (46.5)	20 (19.7)	一定振幅 $\pm 0.5\%$ 一定振幅 $\pm 0.7\%$ 一定振幅 $\pm 1.0\%$ 一定振幅 $\pm 2.0\%$

* ()内は実測値

表2 試験体の断面寸法と断面性能

試験体シリーズ	外径 D (mm)	管厚 T (mm)	D/T	断面積 A (mm ²)
短柱	SV2, SC2	60.5	2.99	540
	SV3, SC3	60.5	2.08	382
	SV5, SC5	58.5	1.10	199
	V2, C2	101.4	5.44	1640
	V3, C3	101.4	3.03	936
中長柱	V5, C5	99.27	2.00	611
	CS2, CL2	101.7	3.95	1212
	CS3, CL3	101.6	3.04	940
	CS5, CL5	99.9	2.16	662

表3 鋼管の機械的性質

試験方法	試験体 シリーズ	降伏応力 σ_y (MPa)	最大応力 σ_u (MPa)	一様伸び (%)	局部座屈 発生率(%)
引張試験	SV2, SC2	353	423	15.7	-
	SV3, SC3	324	429	15.9	-
	SV5, SC5	326	427	8.6	-
	V2, C2	414*	480*	12.0	-
	V3, C3	403	453	9.3	-
	V5, C5	373	434	11.5	-
	CS2, CL2	422*	497*	11.8	-
	CS3, CL3	372	449	12.3	-
	CS5, CL5	353	439	11.1	-
圧縮試験	SV2, SC2	334	407	-	2.9
	SV3, SC3	309	375	-	2.5
	SV5, SC5	340	351	-	0.55
	V2, C2	373	459	-	2.5
	V3, C3	398	418	-	1.5
	V5, C5	389	397	-	0.32
	CS2, CL2	399	460	-	2.1
	CS3, CL3	348	401	-	1.9
	CS5, CL5	365	383	-	1.1

* JIS12号試験片による。

表4 コンクリートの調合

試験体	セメント (kg/m ³)	細骨材 (kg/m ³)	粗骨材 (kg/m ³)	AE剤 (g/m ³)	W/C (%)	スランプ (cm)
短柱 60.5mm	325	784	1053	28	57	12
短柱 101.6mm	296	804	1111	89	57	8
中長柱 101.6mm	365	733	1039	91	45	6.3

表5a コンクリート充填鋼管短柱の単調引張特性

試験体 シリーズ	N_y (kN)	N_u (kN)	σ_y (MPa)	σ_u (MPa)	一様伸び (%)
SC2	202	246	374	456	15.1
SC3	135	178	353	466	14.8
SC5	71.9	91.3	361	459	7.44
C2	716	854	437	521	10.0
C3	402	465	429	497	9.18
C5	268	308	439	504	7.08
CS2, CL2	479	590	395	487	12.8
CS3, CL3	378	459	402	488	8.49
CS5, CL5	256	319	387	482	8.83

N_y : 降伏軸力, N_u : 最大軸力, $\sigma_y = N_y/A_s$, $\sigma_u = N_u/A_s$.

表5b コンクリート充填鋼管短柱の単調圧縮特性

試験体 シリーズ	N_y (kN)	N_u (kN)	局部座屈発生 歪(%)	F_c (MPa)	ϵ_{cu} (%)
SC2	334	407		31.8	0.20
SC3	309	375	測定せず*	34.7	0.22
SC5	340	351		35.9	0.22
C2	373	459	3.0	40.0	0.18
C3	398	418	2.1	33.5	0.21
C5	389	397	1.6	37.0	0.23
CS2	399	460	2.4		
CS3	348	401	2.3	30.1	0.21
CS5	365	383	1.2		
CL2				33.7	0.22
CL3				33.5	0.24
CL5				46.1	0.22

F_c : シリンダー圧縮強度, ϵ_{cu} : シリンダー圧縮試験での最大応力時歪.

2.2 加力装置および測定方法

ピン支点装置は片側が材軸方向に移動可能で、油圧ジャッキの軸力はロードセル及びこの装置を通じて試験体へ伝達される(図4)。中・長柱試験体は5mmの偏心を与え、危険断面が材中央に位置するのを確実にした。ピン支点装置は、加力装置構面外への回転のみが自由である。油圧ジャッキは、自動制御静的加力装置^{注2)}によって駆動した。

短柱試験体の軸変位は、外径が60.5mmの場合は材中央の160mm(径厚比50では185mm)、外径が101.6mmでは210mm(径厚比50では265mm)を検長 l にとり、軸対称に配置した2台の変位計で測定した。中・長柱試験体は、材長方向の変位をピン支点間 L_k と材中央の検長 l (=210mm)の2カ所で測定した。前者は加力制御用に、後者は短柱試験体との関連を知るのに利用する。

2.3 実験結果

2.3.1 軸方向荷重-変形関係

図5は、外径が60.5mmの短柱試験体の軸力 P と無次元化軸変位 $\Delta l/l$ (Δl : 検長 l の軸変位で2台の変位計の平均値)の関係を表す。図5(a)は、径厚比が20の中空鋼管の場合である。履歴曲線は、一旦定常なループに収束する傾向を示し、その後劣化して破断する。履歴曲線の劣化は局部座屈変形の進展による。図5(b), (c)は、径厚比

図4 加力装置

が30と50の中空鋼管の場合で、局部座屈変形の進展つまり履歴曲線の劣化が早いことが分かる。

図5(d)~(f)は、コンクリートを充填したこと以外は、図5(a)~(c)と同一条件である。コンクリートを充填すると、履歴曲線の劣化が遅くなり、加力サイクル数も飛躍的に増大する。局部座屈は中空の場合とほぼ同様に比較的早い時期に実験中観察されるが、座屈変形の進展が遅延するのである。

図5(d)~(l)は、径厚比が20, 30および50のコンクリート充填鋼管短柱で、 $\Delta l/l$ が $\pm 1.0\%$, $\pm 1.5\%$, $\pm 2.0\%$ の場合を示す。軸変位振幅が大きいくほど、履歴曲線の劣化が早まり、崩壊までの加力サイクル数が減少する。

図6は、外径が101.6mmの短柱の場合で、図5とほぼ同じ条件である。2種類の外径寸法の短柱は、充填コンクリートの圧縮抵抗が処女サイクルでは有効だが、第2サイクル以降は効果が半減し、履歴曲線はスリップ型になるなどほぼ同じ軸方向挙動を示している。

図7と図8は、コンクリート充填鋼管で、それぞれ L_k/D が10および20の場合を表す。図の軸変位 ΔL は、ピン支点間での変位、 L は、ピン支点間距離からピン支点装置とエンドプレート部分(長さ95mm)を除いた長さとした。短柱と比較して履歴曲線の劣化が早い。

2.3.2 局部座屈と亀裂破断

図9は、一定軸変位振幅を受ける試験体の局部座屈発生時と破断時の加力サイクルを示す。ただし、横軸は無次元化軸変位の全振幅(例えば、 $\pm 1.0\%$ のときは 2.0%)を表す。軸変位振幅がごく小さい場合を除いて、局部座屈は早期に発生するが、破断までにはさらに多くの加力サイクルを必要とするので、コンクリート充填鋼管部材の終局限界を局部座屈発生時点とするのは不経済である。

2.3.3 吸収エネルギーの実験値

図10(a)~(d)は、破断までの吸収エネルギー W を、それぞれの引張降伏軸力 N_y とそのときの弾性伸び δ_y で無次元化して示す。図(a), (b)は、それぞれ外径が60.5mmと101.6mmの短柱である。図より、径厚比と軸変位振幅が小さいほど $W/(N_y \delta_y)$ が大きいのが分かる。軸変位振幅が増

図5 短柱試験体の荷重変形関係 ($D=60.5\text{mm}$, 縦軸:荷重 P (ton), 横軸:軸変位 Δ/l (%), n_{lb} , n_c :局部座屈発生サイクル, 破断サイクル)

図6 短柱試験体の荷重変形関係 ($D=101.6\text{mm}$, 縦軸:荷重 P (ton), 横軸:軸変位 Δ/l (%), n_{lb} , n_c :局部座屈発生サイクル, 破断サイクル)

加すると $W/(N_y \delta_y)$ は減少し、一定値に漸近する傾向がある。図(a), (b)から、軸変位振幅と径厚比が同一なら、一定の $W/(N_y \delta_y)$ が期待できそうである。中空鋼管短柱は、同一条件のコンクリート充填鋼管短柱に比較して、エネルギー吸収量が少ない。

$W/(N_y \delta_y)$ は、引張降伏を基準とした一種の換算塑性変形倍率である。短柱で径厚比が30の場合、 $W/(N_y \delta_y)$ は100以上、20の場合、200以上が期待できる。一方、径厚比が50では100に満たない場合もある。さて、STK400の冷間成形鋼管の降伏歪 $\epsilon_y (= \sigma_y / E)$ は約0.2%で、単調引張での一様伸びは10%程度であるので、塑性変形倍率は50程度になる。従って、繰返し軸力下のコンクリート充填鋼管短柱は、径厚比が20と30でそれぞれ単調引張時の4倍および2倍以上の変形性能があり、50はほぼ2倍前後になる。図(c), (d)は、 L_k/D が10と20の場合で、短柱の場合より $W/(N_y \delta_y)$ が小さくなる。

3. 数値解析による挙動の予測

3.1 解析手法と解析モデル

解析手法は、柱梁要素を用いた有限要素法である^{12), 13)}。

図11に示す要素は、平面保持が成立し、断面の剛性と断面力は断面区分法で与える。要素剛性関係式は、軸方向変位を軸方向座標の1次式、たわみを3次式で近似し、セ

図11 断面の歪分布と断面分割

図12 柱梁要素の変形と移動座標系

図13 応力-歪関係モデル

図14 解析モデル

ん断変形を無視して、ラグランジェ記述で定式化した。図12に示すように、幾何非線形性の精度を保持するため要素座標系を移動させた。増分解析は、荷重係数または代表変位を制御変数として行う。増分の各段階では不釣合節点力の解消を行う。

充填コンクリートと鋼管の相互作用、および鋼管の局部座屈は無視する。充填コンクリートの応力歪関係は、図13(a)のとおり、圧縮強度まではPopovicsモデル¹⁴⁾を使用し、その後一定で、引張応力は無視する。

$$\sigma = f_c \cdot \frac{r_c [\varepsilon / \varepsilon_{pc}]}{r_c - 1 + |\varepsilon / \varepsilon_{pc}|^{r_c}} \quad (0 \geq \varepsilon \geq -\varepsilon_{pc})$$

(a) $D/T=20, L_k/D=10, D=101.6\text{mm}$ (b) $D/T=30, L_k/D=10, D=101.6\text{mm}$ (c) $D/T=50, L_k/D=10, D=101.6\text{mm}$ (d) $D/T=30, L_k/D=7, D=60.5\text{mm}$ (e) $D/T=30, L_k/D=13, D=60.5\text{mm}$ (f) $D/T=30, L_k/D=20, D=60.5\text{mm}$

図15 漸増軸変位振幅での軸方向挙動の実験値と予測値

$$\sigma = -f_c \quad (-\varepsilon_{pc} \geq \varepsilon)$$

$$r_c = \frac{E_c}{E_c - E_{sc}}, \quad E_{sc} = \frac{f_c}{\varepsilon_{pc}} \quad (1)$$

f_c は圧縮強度で、シリンダー圧縮試験によった。 ε_{pc} は最大応力時の歪で0.3%, E_c はヤング係数で 28,000MPaとした。 E_{sc} は最大応力時の割線係数である。除荷曲線は、歪軸上で反転点歪の2分の1を通る直線とした。

鋼管は、図13(b)のMenegotto-Pintoモデル¹⁵⁾とする。

$$\sigma = \sigma_y \cdot \left[\frac{(1-b)(\varepsilon/\varepsilon_y)}{\left(1 + |\varepsilon/\varepsilon_y|^{R_{mp}}\right)^{1/R_{mp}}} + b \left(\frac{\varepsilon}{\varepsilon_y}\right) \right]$$

$$b = \frac{E_{hard}}{E_s} \quad (2)$$

σ_y は降伏応力、 ε_y は降伏歪($=\sigma_y/E_s$)、 E_s は鋼管のヤング係数で、200,000MPaとした。 E_{hard} は、歪硬化域での接線係数、 R_{mp} は履歴曲線形状を決定する定数である。ここでは、処女履歴曲線と反転後の後続履歴曲線を区別し、歪振幅が0.8%を越えると移行することとした。処女履歴曲線は、中空鋼管の単調引張曲線を近似した。後続履歴曲線は、除荷域では接線係数をヤング率とする。負荷域では文献¹²⁾の引張与歪5%からの反転曲線形状を近似し、モデル定数 R_{mp} 、 b をそれぞれ0.8、0.002とした。さらに、 σ_y は、後続履歴曲線が軸歪5%で試験体の鋼管の処女引張曲線と交差するように決定した。試験体の解析モデルを図14に示す。荷重の偏心が無い試験体は、加力点に最大荷重の一万分の一程度の一定横力を作用させ、分岐点問題を極限点問題に変えて解析した。

3.2 実験挙動との比較

図15に実験と解析によるコンクリート充填鋼管部材の軸方向挙動の例を示す。図(a)~(c)は、外径101.6mm、

$L_k/D=10$ の中柱の漸増変位振幅に対する結果で、それぞれ径厚比が20, 30, 50を示している。第1サイクルの引張側反転点での軸力は、解析値がやや低い。これは、充填コンクリートが鋼管の断面縮小を拘束する効果を見逃しているためである。また、径厚比が大きいと、スリップ型履歴となるが、局部座屈を見逃している解析ではこれを表現できない。しかし、ピークと反転点での軸力はおおむね予測できており、軸変位振幅が一定かまたは漸増する条件では、全体として本解析によって実験挙動を予測できる。

図(d)～(f)は、外径が60.5mm、径厚比が30の鋼管で、 L_k/D が約7, 13, 20の場合²⁾を示す。座屈長さの変化に対しても解析の予測精度は変わらないのが分かる。

4 破断までの加力サイクル数

4.1 2D間縁変位振幅と破断加力サイクル数

外径101.6mmの中・長柱試験体は、部材中央の検長210mm（外径 D のほぼ2倍）での変位を測定している。そこで、曲げ座屈時に圧縮縁となる側の変位振幅に着目し、2D間縁変位振幅 A_{2D} と呼ぶ。実験では、局部座屈および充填コンクリートの圧壊がこの範囲に生じた。図16は、一定軸変位振幅下の外径が101.6mmの試験体の破断加力サイクル数 n_c と A_{2D} の関係である。 A_{2D} は、局部座屈変形の進展が開始するまで一定の値に収束する傾向を示すので、この値を読み取った。図は、座屈長さに無関係に、 n_c が径厚比毎に A_{2D} と強い相関を示している。また、変位振幅がごく小さい場合を除けば、 n_c の対数値が A_{2D} とほぼ線形関係にあるので、次式を当てはめた。

$$n_c = c_1 \cdot \exp(c_2 \cdot A_{2D}) \quad (3)$$

ここで、 c_1 、 c_2 は、経験定数であり、 $D/T = 20$: $c_1 = 180$, $c_2 = -37$, $D/T = 30$: $c_1 = 60$, $c_2 = -29$, $D/T = 50$: $c_1 = 20$, $c_2 = -21$ とした。これらは実験の下限値をねらうと共に、 A_{2D} が14%のときに n_c が1になるように定めた。式(3)の適用範囲と定数値は、鋼管の材質、製法、サイズに対してさらに検討を要する。また、変位振幅がごく小さい場合は局部座屈発生が遅延し、破断加力サイクル数が上式の予測をかなり越える。この点も検討の余地がある。

図16 崩壊加力サイクルと2D間縁変位振幅

図17 2D間縁変位振幅と軸変位振幅

図18 漸増変位振幅での崩壊予測

4.2 2D間縁変位振幅と軸変位振幅の関係

各種の座屈長さを持つ部材に対して、軸変位振幅から2D間縁変位振幅 A_{2D} を予測できれば、それぞれの座屈長さに対する破断加力サイクル数 n_c が軸変位振幅から予測できる。図17は、 A_{2D} と軸変位振幅の関係を3節の解析で求めた。 A_{2D} は加力サイクルが進むと一定の値に収斂するので、各軸変位振幅レベルで5回繰返したときの最終加力サイクルの値とした。径厚比にはほとんど影響されなかったので、図は径厚比が30の場合を示している。

同図から、 A_{2D} と軸変位振幅の關係は、座屈長さによって大きく変わるのが分かる。座屈長さが非常に短いか、あるいは長いと、 A_{2D} は小さくなり、破断しにくいことが予想される。これは文献²⁾の実験結果と一致する。

4.3 破断加力サイクル数の予測

一定軸変位振幅下でのコンクリート充填鋼管部材の破断加力サイクル数 n_c は、次のように求められる。図17から所定の軸変位振幅に対する A_{2D} を読み取る。次に図16から、 A_{2D} に対応する n_c を読み取る。

軸変位振幅が漸増する場合は、Miner による累積損傷則¹⁶⁾を適用することにする。

$$D(m) = \sum_{i=1}^m \frac{n_i}{n_{ci}} = 1 \quad (4)$$

ここで、 n_i はある軸変位振幅レベルでの加力サイクル数、 n_{ci} はその振幅レベルでの破断加力サイクル数、 m は各種振幅レベルの個数を表す。Miner則では $D(m)$ を累積損傷率とし、これが1に達したときに破断が生じるとする。

図18は、以上を外径が101.6mmの L_k/D が10の試験体と、外径が60.5mmで各種の座屈長さを持つ試験体²⁾に適用した結果である。多少の誤差はあるものの、おおむね安全側で実験値を予測できるのが分かる。

5. エネルギー吸収能力

5.1 破断までの吸収エネルギーの予測

破断加力サイクル数 n_c が予測可能であれば、加力サイクル当たりの吸収エネルギーが与えられると、これらの積で破断までのエネルギー吸収量が求められる。図19は、3節の解析で、各種の L_k/D に対する加力サイクル当たりの吸収エネルギー W_0 を求めた結果である。図では、

図19 加力サイクル当たり吸収エネルギー

図20 吸収エネルギーの実験値と予測値

W_0 を $N_y L$ で無次元化している。 W_0 は軸変位振幅の各レベルで5回繰返したときの各振幅レベルの最終サイクルの値とした。また、各種の径厚比に対して差がなかったため、径厚比30の結果を示している。

図20は、本研究と文献2)の試験体について、破断までの吸収エネルギー W の実験値と予測値を比較している。 W の予測値は、4.3項の手順で得られた破断加力サイクル数 n_c と図19による $W_0 / (N_y L)$ 、および中空鋼管の引張降伏軸力 N_y と塑性変形が可能な材長 L を乗じて求めた。漸増変位振幅の場合は、Miner 則を使用した。軸変位振幅が1.0%のもの（黒丸印）は、局部座屈発生が遅く、破断加力サイクルが予測より多いのでかなり安全側に評価されている。これらを除いた全試験体の吸収エネルギーの実験値と予測値の比は、平均で1.21、変動係数は13.8%になっており、ここでの予測方法は工学的使用に耐えるものと考えられる。

5.2 吸収エネルギーに及ぼす座屈長さと軸力载荷条件

以上の予測方法を用いて、破断加力サイクル数 n_c と破断までの吸収エネルギー W に対する座屈長さの影響を調べた。図21は、横軸を L_k/D とし、各種の径厚比に対する n_c を示す。図(a)、(b)は軸変位振幅が2%と4%の場合を表

す。 n_c は、 L_k/D がごく小さいと多く、 L_k/D が大きくなると、一旦 $L_k/D = 10$ 前後で最少となって、再び増加する。 n_c は、 A_{2D} に関係しており、 $L_k/D = 10$ 前後で A_{2D} がもっとも大きいことを意味する。 L_k/D がごく小さい場合は、座屈長さが短いので曲げ座屈変形が小さいため A_{2D} が小さく、一方、 L_k/D が大きい場合は、危険断面で曲げモーメントが卓越し充填コンクリートによって中立軸が曲げ圧縮縁によるためやはり A_{2D} が小さくなる。

図22に示すように、吸収エネルギー W は、 n_c と同様に L_k/D が10程度でもっとも小さい。図23は、無次元化吸収エネルギー $W / (N_y \delta_y)$ については、短柱 ($L_k/D = 5$) では、実験結果と同様に、径厚比が20で200以上、30で100以上、50では100程度が期待できるが、 L_k/D が10程度に増大する間に急速に減少することを示している。

図21 崩壊加力サイクルと座屈長さ

図22 吸収エネルギーと座屈長さ

図23 無次元化吸収エネルギーと座屈長さ

図24 漸増軸変位振幅での吸収エネルギー

図24(a)は、外径が101.6mmで L_k/D が10の試験体について、漸増変位振幅の場合の吸収エネルギーの実験値と予測値、および一定変位振幅の場合の予測値を示している。径厚比が20と30は軸変位振幅が3%のとき、50は2%のときに破断した。一定変位振幅の予測値は、破断時の振幅レベルで繰返した結果である。図24(b)は、外径が60.5mmで径厚比が30の試験体について、図(a)と同様な比較を行っている。図より、漸増変位振幅でのエネルギー吸収量の予測値は、一定変位振幅の予測値より大きい。実験値はこれらを上回っている。図より、漸増変位振幅の場合の吸収エネルギーは、破断時の軸変位振幅レベルで一定に繰返された場合の予測値でほぼ安全側に評価できると言える。

6. 結論

冷間成形鋼管にコンクリートを充填した部材を繰返し軸方向力を受ける耐震要素として用いる場合の性能を調べる目的で、これに正負交番の軸変位振幅を与える実験を行い、検討を加えて、次の結論を得た。

- (1) L_k/D が5の短柱に2%の軸変位振幅を与えた結果、コンクリート充填によって、局部座屈発生時期は大差ないが、破断加力サイクル数および吸収エネルギーが飛躍的に増大する。
- (2) 局部座屈発生は、軸変位振幅がごく小さいと遅い場合があるが、一般に比較的早期である。しかし、破断までには多くの加力サイクルを必要とするので、コンクリート充填鋼管部材の終局限界を局部座屈発生時点とするのは不経済である。
- (3) 局部座屈を無視した解析によって、一定軸変位振幅あるいは漸増軸変位振幅の載荷条件での軸方向挙動をおおむね予測できる。
- (4) 局部座屈後破断までの加力サイクル数は、座屈長さに無関係に、2D間縁変位振幅の関数になる。実験結果を基にこの関係式を提案した。
- (5) 加力サイクル当たりの吸収エネルギーと破断加力サイクル数の積によって破断までの吸収エネルギーを予測する方法を提案した。軸変位振幅がごく小さい場合を除けば、吸収エネルギーの実験値と予測値の比は、平均値1.21、変動係数13.8%となった。漸増軸変位振幅での吸収エネルギーは、破断時の軸変位振幅レベルを用いた一定軸変位振幅の結果でほぼ安全側に評価できる。
- (6) 破断加力サイクル数および吸収エネルギー W は、 L_k/D が10前後で最小になることが予測された。無次元化吸収エネルギー $W/(N_y \delta_y)$ は、短柱($L_k/D=5$)では、径厚比が20で200以上、30で100以上、50では100程度が期待できる。 L_k/D が大きいと、 $W/(N_y \delta_y)$ は減少する。

謝辞

本研究は、平成5、6年度文部省科学研究費補助金一般研究B(研究代表者：松井千秋)によった。実験では、久島昭久、有働文久、浜辰夫各技官の協力を得た。(株)新日鐵、(株)日鐵建材からは良質の鋼管を提供頂いた。(株)徳田鉄工所には試験体を、(株)正栄にはピン支点装置を共に高精度で製作頂いた。実験の遂行と結果の整理に大道寺崇君の協力を得た。ここに深甚の謝意を表する。

注

- 1) 本論文の一部は、文献17)～19)に発表済みである。
- 2) 理研精機(株)製の自動制御静的加力装置によった。

参考文献

- 1) 松井千秋、河野昭彦：繰返し軸方向力を受けるコンクリート充填鋼管部材の弾塑性性状に関する研究、九州大学工学集報、第60巻、第6号、1987.12、721-728。
- 2) A. Kawano and C. Matsui: An Experimental Study on Hysteretic Behaviour of Concrete Filled Tubular Members under Repeated Axial Loading, Proc. of Ninth World Conference on Earthquake Engineering, 1988.8, Tokyo-Kyoto, Vol. IV, IV-133-138.
- 3) C. Matsui and A. Kawano: Strength and Behavior of Concrete-Filled Trusses, Proc. of The Second International Speciality Conference on Concrete-Filled Steel Tubular Structures, Science and Technology Exchange Center of Heilongjiang Province, Harbin China, 1988.8, 113-119.
- 4) R.J.T. Park: Seismic Performance of Steel-Encased Concrete Piles, Research Report, Department of Civil Engineering, University of Canterbury, New Zealand, 1987.5.
- 5) S.G. Goel: Seismic Stability of Braced Steel Structures, SSRC Annual Technical Session Proceedings, 1986.4, 189-200.
- 6) S.G. Goel: Cyclic Load Behavior of Concrete-Filled Tubular Braces, Journal of Structural Engineering, Vol. 114, No. 7, ASCE, 1987.7, 1488-1506.
- 7) T. Matsumoto, M. Yamashita, Y. Murase, H. Harada, I. Hashinaka, S. Sakamoto and T. Iida: Post-Buckling Behavior of Circular Tube Brace Under Cyclic Loadings, Proc. of International Meeting, Safety Criteria in Design of Tubular Structures, Tokyo, 1986.6, 15-25.
- 8) D.R. Sherman: Interpretive Discussion of Tubular Beam-Column Test Data, Dept. of Civil Engineering, University of Wisconsin-Milwaukee, 1980.12.
- 9) 岩井哲、朴鎮洙、野中泰二郎、亀田弘行：山形鋼部材の極低サイクル疲労破壊実験、日本建築学会構造系論文報告集、第445号、1993.3、139-149。
- 10) 穂積秀雄、浅野和宏、花井厚周、牧野行伸、平野道勝：繰返し力を受ける鋼部材の局部座屈断面に生じるき裂の発生に関する研究、日本建築学会構造系論文集、第466号、1994.12、135-144。
- 11) 桑村仁：繰返し塑性ひずみを受ける構造用鋼材の疲労-延性破壊遷移、日本建築学会構造系論文集、第461号、1994.7、123-131。
- 12) 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。
- 13) A. Kawano and R.F. Warner: Nonlinear Analysis of the Time-Dependent Behaviour of Reinforced Concrete Frames, Research Report No. R125, Dept. of Civil and Environmental Engineering, The University of Adelaide, 1995.1.
- 14) Popovics: A Numerical Approach to the Complete Stress-Strain Curves for Concrete, Cement and Concrete Research, 3(5), 1973.
- 15) Menegotto, M. and Pinto P.E.: Method of Analysis for Cyclically Loaded RC Frames Including Changes in Geometry and Non-Elastic Behaviour of Elements under Combined Normal Force and Bending, IABSE Congress Reports of the Working Commission Band13, 1973.
- 16) M.A. Miner: Cumulative Damage in Fatigue, Journal of Applied Mechanics, Vol. 12, 1945, A159-164.
- 17) 中島隆裕、河野昭彦、松井千秋：繰返し軸方向力を受けるコンクリート充填鋼管短柱の座屈挙動に関する実験的研究(その3径厚比の影響)、日本建築学会大会学術講演梗概集、1993.9、1745-1746。
- 18) 松井千秋、河野昭彦、高木潤一、大道寺崇、久島昭久：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耐震性能に関する実験的研究、日本建築学会九州支部研究報告、1995.3、533-536、その1短柱鋼管部材の局部座屈挙動、その2曲げ座屈と局部座屈との連成挙動、日本建築学会大会学術講演梗概集、1995.8、787-790。
- 19) 松井千秋(研究代表者)：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耐震性能に関する研究、平成5、6年度科学研究費補助金一般研究(B)研究成果報告書、1995.3。

(1995年9月10日原稿受理、1995年12月4日採用決定)