格子型制振壁システムに用いる鋼管振りダンパーの
基本的力学性能に関する実験的研究EXPERIMENTAL STUDY ON BASIC MECHANICAL PERFORMANCE OF
TORSIONAL STEEL TUBE IN LATTICE DAMPING WALL SYSTEM

仁野 陽日*, 金子 洋文**, 鈴木 琢也***, 山崎 賢二***

Haruka NINO, Hirofumi KANEKO, Takuya SUZUKI
and Kenji YAMAZAKI

In this paper, a cyclically increasing load test was performed in order to confirm the mechanical performance of torsional steel tube damper in lattice damping wall system. This damping wall uses a lot of steel tube. We verified mechanical performance of one of steel tubes in damping wall. Test parameters are steel grade, diameter-thickness ratio, length-diameter ratio and loading pattern. Also, specimens without welded joint were manufactured in order to examine damping performance. We confirmed the stable historical behavior, as the diameter-thickness ratio and length-diameter ratio becomes small, revealed that the proof stress and energy absorption capacity is increased.

keywords: Circular steel tube, Plastic deformation, Torsional moment

円形鋼管, 塑性変形, 振りモーメント

1. はじめに

薄肉円形鋼管に繰返し振りモーメントを加えた場合, 鋼管全断面がせん断塑性変形をすることによって, 安定的にエネルギー吸収されることが知られている¹⁾. また円形鋼管はシェル状になっているため, 平板にせん断力を与えてエネルギー吸収を図る場合に比べて, 大きなひずみに対しても座屈を生じにくいという利点も有している. これらの特性を活かしたダンパーの提案や制振壁システムの開発も行われている²⁾³⁾⁴⁾.

文献5)では鋼管ねじりダンパーの安定的なエネルギー吸収能力を活かした上で, 図1のような新しい形の制振壁システムの提案が行われている. これは「剛性および降伏耐力を任意に設定できる」「開口位置を設定できる」という特徴を付加させたものである.

ここで提案されている制振壁システムは, 壁を設置する周辺架構にボルトによってピン結合された垂直材と水平材, およびそれらの格子点に設置された鋼管によって構成される. 垂直材と水平材は鋼管を介して結合されており, 周辺架構にせん断変形が生じた場合には, 格子点に設置した鋼管に振りモーメントが作用する. その結果, 鋼管に振り回転変形が生じ, 壁全体が変形する. ここで垂直材と水平材は十分な剛性と, 鋼管が降伏する際にも弾性範囲となる十分な強度を有するものとすれば, 変形は鋼管に集中し, かつすべての鋼管に同じ振り回転角が生じることになる. これにより, 鋼管の振り挙動が安定的であれば, 制振壁全体も層間変形角 1/200 程度の小振幅

から 1/20 程度の大振幅領域まで, 安定的なエネルギー吸収能力を得られると考えられる.

しかし, 振りモーメントによる円形鋼管の弾性座屈耐力は Timoshenko の弾性安定論⁶⁾などに示されているが, 塑性捩れ変形や塑性変形性能に関する研究は殆ど見られない. また, 円形鋼管は常に安定した履歴挙動を描くわけではなく, 径厚比が大きい場合などでは振り変形に伴い生じる局部座屈の進展により耐力が低下することがわかっている²⁾. このため, 文献1)では, 座屈補剛による変形能力の向上が提案されており, 実験により確認されている. しかしながら, 鋼管の形状がパラメータとなっている研究は少なく, どのような径厚比に対して座屈補剛が必要になるのかについての研究は, 文献5)において有限要素法解析を用いて行われているが, 実験的に

図1 制振壁システム

* 信州大学大学院理工学系研究科建築学専攻 大学院生

** 信州大学工学部建築学科 教授・工博

*** 竹中工務店技術研究所 博士(工学)

Grad. Stud., Dept. of Architecture, Faculty of Engineering, Shinshu University
Prof., Dept. of Architecture, Faculty of Engineering, Shinshu University, Dr.Eng.
Research & Development Institute, Takenaka Corporation, Dr.Eng.

は十分に明らかになっていない。

そこで本研究は、捩れ変形する円形鋼管の塑性域における履歴挙動の安定性、変形の進行に伴う耐力上昇の変化、終局状態などの基本的力学性能とともに、図1の制振壁システムにおいて、座屈を生じずに安定的な挙動を示すための鋼種、径厚比、長さ径比などの要件を実験的に把握することを目的とする。また、現場での施工効率を向上させるために非溶接接合方式の試験体を製作し、溶接接合方式との性能を比較検討する。なお、本システムにおいては、水平材、垂直材の両端のピンの位置と梁、柱芯が一致していないため、鋼管部には振りモーメントとともにせん断力も作用するが、本検討においてはせん断力の影響は無視し、基本的な純振りモーメントに対する挙動を確認することとしている。

2. 繰返し载荷実験計画

2.1 基準とする試験体寸法

図1の制振壁システムにおいて、層間変形角と鋼管の振り回転角 θ は同じ値となる。試験体となる鋼管は制振壁として使用することを考慮し、 $\theta < 1/100$ で塑性化させるような設計をする。全塑性振りモーメント $M_{Tp\text{ cal}}$ 及び、回転剛性 $K_{\theta\text{ cal}}$ は式(1)(2)で求まる。

$$M_{Tp\text{ cal}} = 2\pi \left(\frac{D}{2} \right)^2 t \cdot \tau_y \quad (1)$$

$$K_{\theta\text{ cal}} = \frac{\pi G D^3 t}{4L} \quad (2)$$

$$\begin{pmatrix} M_{Tp\text{ cal}} : \text{全塑性振りモーメント} [\text{kN} \cdot \text{m}] \\ K_{\theta\text{ cal}} : \text{回転剛性} [\text{kN} \cdot \text{m/rad}] \\ G : \text{せん断弾性係数} [\text{kN/m}^2] \end{pmatrix}$$

実用的な鋼管寸法として、鋼種 STK400、鋼管径 $D = 48.6\text{mm}$ 、板厚 $t = 2.3, 3.2\text{mm}$ を設定すると、鋼管長さ $L = 40\text{mm}$ では $\theta = 1/200$ 程度で降伏する。本研究ではこの径厚比 $(D/t) \approx 20, 15$ 、長さ径比 $(L/D) = 0.8$ の2つを基準として設定し試験を行っていく。文献1)では $D/t \leq 50$ 、 $L/D \leq 1.0$ を鋼管寸法の限度として鋼管を用いたダンパーの設計をしており、本研究で基準として設定した試験体も上の限度内にある。

2.2 試験体概要

実験①では、2.1で設定した試験体寸法を基準に、径厚比 (D/t) と長さ径比 (L/D) を試験パラメータとし、円形鋼管の鋼種は STK400、鋼管径は $D = 48.6\text{mm}$ 、板厚は $t = 2.3, 3.2\text{mm}$ 、鋼管長は $L = 20, 40, 80\text{mm}$ を使用した。パラメータとなる径厚比 (D/t) は、15, 20の2種類、長さ径比 (L/D) は、0.4, 0.8, 1.6の3種類である。実験①の試験体、及び加力治具の寸法を図2に示す。円形鋼管に振りモーメントを伝える加力治具は、両側に厚さ9mmの鋼板を2枚平行に配置し、その中央に90°回転させた厚さ16mmの鋼板を1枚配置する。円形鋼管は3枚の鋼板を貫通しそれぞれの鋼板に隅肉溶接接合されている。実験①では、試験体と加力治具だけで自立させるため、中央の鋼板の両側に2つの鋼管を対称に接合した。そのため縦材と横材間の鋼管1つ分の耐力は計測される振りモーメント M_T の1/2となる。

実験②では、実験①で使用した STK400 材よりも早期に降伏させること、また座屈の発生する径厚比を確かめることなどを目的に、試験パラメータを鋼種、径厚比 (D/t) 、長さ径比 (L/D) 、载荷パターンとした。円形鋼管の鋼種は STK400, LY225, SUS304、鋼管径は $D =$

図2 試験体図(実験①)

図3 試験体図(実験②)

48.6, 40.0 mm、板厚は $t = 1.0, 2.0, 2.3, 3.2\text{mm}$ 、鋼管長は $L = 20, 40\text{mm}$ を使用した。STK400は既製鋼管を使用した。また、LY225とSUS304は、所定の寸法の既製円形鋼管が無い場合、平板から製作した。ここで、LY225の円形鋼管は、6mmの平板を半円にプレス加工してシーム溶接にて円形鋼管とし、焼鈍⁷⁾した後、内面を切削して2mmの板厚にした。SUS304の円形鋼管は、小型ロール巻き機械

を用い、1 シームでティグ溶接した。パラメータは鋼種が STK400, LY225, SUS304 の 3 種類、 D/t が 15, 20, 40 の 3 種類、 L/D が 0.5, 0.8, 1.0 の 3 種類である。载荷パターンは漸増载荷と漸減後漸増载荷の 2 種類である。実験②の試験体、及び加力治具の寸法を図 3 に示す。加力治具は厚さ 9 mm の鋼板を 2 枚直交に配置し、円形鋼管は 2 枚の鋼板を貫通しそれぞれの鋼板に隅肉溶接接合されている。実験②では、実験①よりも図 1 のシステムに近づけるために、鋼板加力治具の 4 隅を設置治具にピン支持とする。これにより鋼管 1 つ分の耐力が計測される。なお、加力治具と円形鋼管の接合は、円形鋼管が 1~3.2mm の薄肉鋼管厚のため、溶け落ちしないような溶接速度で 1 パスにて溶接接合した。ワイヤー径は 1.2ϕ を用い、隅肉溶接サイズは板厚の 1.5 倍以上を確保した。これにより、加力治具から伝達する振りモーメントをせん断力により円形鋼管に加えた。

図 4 に各鋼材の応力 σ - ひずみ ε 関係を示す。表 1 に試験体名、パラメータ、使用した鋼材の機械的性質、全塑性振りモーメント $M_{Tp\text{ cal}}$ 及び载荷方法を示す。なお、表中の降伏応力度 σ_y については、STK400 材および SUS304 材については 0.2% オフセット値を、LY225 材については下降伏点の値を記載している。

2.3 加力計画

実験①の試験体・加力治具の設置状況を図 5 に、実験②の試験体・加力治具の設置状況を図 6 に示す。

鉛直下向きに加力した場合、加力治具の鋼板で鉛直方向の力が釣り合うため、中心位置の円形鋼管には振りモーメントのみが作用することになる。逆方向へ振る場合は、実験①では除荷後、加力治具を 90° 回転させて载荷する。実験②では鉛直上向きに加力することで逆方向へ振りモーメントが作用する。

漸増载荷、及び漸減後漸増载荷の载荷プログラムを図 7 に示す。図 7 (a) に図示した漸増载荷のみの試験は、鋼管の振り回転角 θ が

図 4 各鋼材の応力-ひずみ関係

図 5 設置状況 (実験①)

図 6 設置状況 (実験②)

No.	シリーズ	試験体名	鋼種	D (mm)	t (mm)	L (mm)	D/t	L/D	σ_y (N/mm ²)	σ_u (N/mm ²)	$M_{Tp\text{ cal}}$ (kN・m)	载荷方法
1	実験①	ST2-2	STK400	48.6	2.3	20	21.1	0.4	390	473	1.74	漸増
2		ST2-4				40		0.8				
3		ST2-8				80		1.6				
4		ST3-2				20		0.4				
5		ST3-4				40		0.8				
6		ST3-8				80		1.6				
7	実験②	ST2-4 ※	STK400	48.6	2.3	40	21.1	0.8	386	458	1.73	漸増
8		ST2-4 R				40		0.8				漸減 漸増
9		ST3-4 ※				40		0.8				漸増
10		ST3-4 R				40		0.8				漸増
11		LY2-2	LY225	40.0	2.0	20	20.0	0.5	210	306	0.55	漸増
12		LY2-4 R				40		1.0				漸減 漸増
13		SU1-4	SUS304	40.0	1.0	40.0	40.0	1.0	271	722	0.37	漸増
14		SU1-4 R				40.0		1.0				漸減 漸増

・実験①は 2000kN アムスラー型万能試験機を用いて行い、実験②は 200kN 油圧サーボ式強度試験機を用いて行った。

・実験②の ST2-4 ※, ST3-4 ※は、実験①の ST2-4, ST3-4 と同じパラメータで実験方法比較用に行った。

図 7 载荷プログラム

1/100, 1/50, 1/30, 1/20 となる鉛直変位 δ の範囲で各振幅で 2 回, 計 8 回繰り返す。その後, 図中の a 点より初期載荷方向に単調載荷を行い, 終局状況を確認する。図 7 (b) に図示した漸減後漸増載荷の試験は, θ が 1/20, 1/30, 1/50, 1/100 となる δ の振幅でそれぞれ 2 回繰り返す, その後 1/100, 1/50, 1/30, 1/20 の各振幅で 2 回, 計 16 回繰り返す。その後, 漸増載荷同様に, 図中の a 点より初期載荷方向に単調載荷を行い, 終局状況を確認する。加力に変位制御で行う。振り回転角 θ と鉛直変位 δ の関係は式 (3) となる。

$$\theta = 2 \left(\frac{\pi}{4} - \sin^{-1} \left(\sin \frac{\pi}{4} - \frac{\delta}{L_{pl}} \right) \right) \quad (3)$$

$$\left(\begin{array}{l} \delta : \text{鉛直変位 [m]} \\ L_{pl} : \text{鋼管中央から加力治具半円中心までの距離 [m]} \end{array} \right)$$

2.4 測定計画

変位制御に使用する鉛直変位 δ は, 図 5, 6 に示した加力治具の先端に設ける半円中心点間 L_m の変位を左右表裏の 4 箇所計測し, これらの平均値とした。

中央鋼管部にかかる振りモーメント M_T の求め方は, 実験①と実験②で計算方法が異なる。実験①は式 (4) より, 鉛直荷重 P と鋼管の振り回転角 θ , 加力治具の寸法から求める。

$$M_T = \frac{1}{2} P \cdot L_{pl} \cdot \cos \left(\frac{\pi}{4} - \frac{\theta}{2} \right) \quad (4)$$

(P : 鉛直荷重 [kN])

変形が進むと P のベクトル方向と加力治具との角度が大きくなり, 式 (4) 中の $L_{pl} \cdot \cos(\pi/4 - \theta/2)$ が大きくなる。実験①は中央の鋼板を中心に対称に鋼管が 2 つ溶接されているため, 鋼管 1 つあたりの振りモーメント M_T は 1/2 を乗じた値となる。

実験②は式 (5) (6) より, 鉛直荷重 P と鋼管の振り回転角 θ , 加力治具の寸法から求める。

$$P_N = \frac{1}{2} P \left/ \left\{ \cos \left(\frac{\pi}{4} + \frac{\theta}{2} \right) \right\} \right. \cdot \frac{2}{3} \quad (5)$$

$$M_T = P_N \cdot L_{pl} \cdot \cos \theta \cdot 4 \quad (6)$$

(P_N : ピン接合部で負担する軸力 [kN])

変形が進むと P_N のベクトル方向と加力治具との角度が大きくなり, 式 (6) 中の $L_{pl} \cos \theta$ が小さくなる。実験②の加力治具は 4 隅を設置治具とピン接合されているため, 応力の伝達方法が異なる。鉛直荷重 P は設置治具へ軸力として伝わり, ピン接合部で負担する軸力 P_N が鋼管に振りモーメントを与える。

3. 円形鋼管の振り挙動

3.1 鋼種の影響

3.1.1 STK400 材

図 8 に実験①で行った STK400 の各試験体の荷重変位関係を示す。各図中の一点鎖線は式 (1) から求めた全塑性振りモーメント $\pm M_{Tp, cal}$, 破線は式 (2) から求めた回転剛性 $K_{\theta, cal}$ を示している。なお, 剛性を計算するときのヤング率には 205GPa を用いた。

図より, 各試験体の全塑性振りモーメント, 初期回転剛性は計算値と概ね一致している。振り回転角 $\theta = 1/20$ までの繰返し載荷においては, 全ての試験体は紡錘形の安定した履歴挙動を示し, 振り回転角が大きくなるに従い, 振りモーメントの値は上昇している。また,

図 8 荷重変位関係 (STK400)

図 9 スケルトンカーブ

図 10 単調載荷の荷重変位関係

表 2 主ひずみまとめ

試験体名	主ひずみ (μ)
ST2-2	5292
ST2-4	5038
ST2-8	3558
ST3-2	6986
ST3-4	5360
ST3-8	2828

(a) ST2-8

(b) ST3-8

写真 1 終局状態

表 3 各試験体の諸性能 (STK400)

No.	試験体	$M_{Tp\text{ cal}}$ [kN・m]	$M_{Tp\text{ exp}}$ [kN・m]	$K_{\theta\text{ cal}}$ [kN・m/rad]	$K_{\theta\text{ exp}}$ [kN・m/rad]	$\theta_{Tp\text{ cal}}$ [rad]	$\theta_{Tp\text{ exp}}$ [rad]	$M_{T\text{ max}}$ [kN・m]	θ_{max} [rad]	μ_{cal}	μ_{exp}
1	ST2-2	1.74	1.70	708	706	0.0025	0.0024	(3.34)	-	118	-
2	ST2-4		1.66	354	364	0.0049	0.0046	(2.64)	-	47	-
3	ST2-8		1.55	177	182	0.0098	0.0085	2.41	0.36	25	42
4	ST3-2	2.54	2.60	929	951	0.0027	0.0027	(4.99)	-	197	-
5	ST3-4		2.56	464	477	0.0055	0.0054	(3.97)	-	47	-
6	ST3-8		2.38	232	262	0.0109	0.0091	(3.41)	-	37	-

- ・ $M_{Tp\text{ exp}}$: 全塑性振りモーメント (実験値)
($K_{\theta\text{ exp}}/3$ における振りモーメント), $K_{\theta\text{ exp}}$: 初期回転剛性 (実験値),
 $\theta_{Tp\text{ cal}}$: 全塑性回転角 (理論値), $\theta_{Tp\text{ exp}}$: 全塑性回転角 (実験値)
 $M_{T\text{ max}}$: 最大振りモーメント, θ_{max} : $M_{T\text{ max}}$ における回転角,
 μ_{cal} : 塑性率 (理論値)⁷⁾ ($=\tau_{cr}/\tau_y$, τ_{cr} : Timoshenko のせん断屈服応力度),
 μ_{exp} : 塑性率 (実験値) ($\theta_{\text{max}}/\theta_{Tp}$)
- ・ 座屈した ST2-8 以外の試験体の $M_{T\text{ max}}$ は計測された最大値を () 内に記載.

各振幅で比較すると, D/t が小さい順に耐力が高く, また, L/D の小さい順に耐力が高くなっている.

図 9 に各試験体の繰返し载荷のスケルトンカーブを示す. 縦軸は振りモーメント M_T を全塑性振りモーメント $M_{Tp\text{ cal}}$ で除し, 横軸は振り回転角 θ を全塑性モーメント時の振り回転角 $\theta_{Tp\text{ exp}}$ で除したものである. 全ての試験体で塑性化後も安定して耐力が上昇しており, 径厚比による差は小さかった. なお全ての試験体と同じ変位を加えたため, 長さ径比が小さい試験体が最も塑性率が大きくなる結果になっている. $L/D = 1.6$ の ST2-8 と ST3-8 は, 弾性変形量が大きいためひずみ硬化による耐力上昇が小さい.

図 7 (a) の a 点からの単調载荷は, 設置治具の限界である振り回転角 $\theta = 0.5[\text{rad}]$ 程度まで载荷した. 図 10 に全 6 試験体の荷重変位関係を示し, 写真 1 (a) に ST2-8 試験体 ($D/t = 21.1$) の鋼管部終局状態を示す. 単調载荷では, 6 つの試験体のうち ST2-8 試験体のみで耐力の低下がみられ, 鋼管部全体に大きな座屈波形が見られた. 図 10 中の ▼ で示した最大耐力到達後, 座屈により耐力が低下した. 写真 1 (b) に ST2-8 と同じ鋼管長の ST3-8 試験体 ($D/t = 15.2$) の鋼管部終局状態を示す. ST3-8 には座屈変形は生じなかった. また, L/D の小さい他の試験体でも, 座屈変形や耐力低下は確認できなかった.

表 2 には, 各試験体で同じせん断変形角となる回転角 ($L/D = 0.4 : 0.0125[\text{rad}]$, $L/D = 0.8 : 0.025[\text{rad}]$, $L/D = 1.6 : 0.05[\text{rad}]$) で計測した鋼管端部 (溶接部から 5mm 内側) における主ひずみ値を示す. L/D が大きい試験体ほどひずみ値が小さい傾向となった. 写真 1 には, $L/D = 1.6$ の試験体の実験終了後の変形状態を示すが, 試験体表面の格子線から, 鋼管端部に比べて中央部が大きくせん断変形していることがわかる. これは端部においては溶接による拘束度が高くなったためと考えられる. 一方, L/D の小さい試験体では, 両端の固定状態の影響が全長に渡り, ほぼ一様にせん断変形するようになると推測される. その結果, L/D の大きさによって, 表 2 のひずみ値や, 耐力と耐力上昇率に差が生じたと考えられる.

表 3 に実験①から得られた各試験体の諸性能を示す.

3.1.2 低降伏点鋼 LY225

図 11 に実験②で行った鋼種 LY225 試験体の荷重変位関係を示す. 図中の一点鎖線は式 (1) から求めた全塑性振りモーメント $\pm M_{Tp\text{ cal}}$, 破線は式 (2) から求めた回転剛性 $K_{\theta\text{ cal}}$ を示している. LY2-2, LY2-4 とともに安定した履歴挙動を示し, STK400 材よりも低い荷重で降伏している. またサイクルを重ねる毎に耐力は上昇し, 前振幅での耐力を上回る傾向が見られた. 各振幅で比較すると D/t と L/D がそれぞれ

図 11 荷重変位関係 (LY225)

図 12 荷重変位関係 (SUS304)

図 13 スケルトンカーブ

表 4 主ひずみまとめ

試験体名	主ひずみ (μ)
LY2-2	5089
LY2-4	4944

写真 2 終局状態

表 5 各試験体の諸性能 (LY225, SUS304)

No.	試験体	$M_{Tp\text{ cal}}$ [kN・m]	$M_{Tp\text{ exp}}$ [kN・m]	$K_{\theta\text{ cal}}$ [kN・m/rad]	$K_{\theta\text{ exp}}$ [kN・m/rad]	$\theta_{Tp\text{ cal}}$ [rad]	$\theta_{Tp\text{ exp}}$ [rad]	$M_{T\text{ max}}$ [kN・m]	θ_{max} [rad]	μ_{cal}	μ_{exp}
10	LY2-2	0.55	0.78	340	326	0.0016	0.0024	(1.61)	-	179	-
11	LY2-4		0.72	170	182	0.0032	0.0039	(1.43)	-	78	-
13	SUS1-4	0.37	0.48	92	99	0.0041	0.0049	0.94	0.35	22	73

- ・ LY225 材試験体の $M_{T\text{ max}}$ は計測された最大値を () 内に記載.

小さい順に耐力が大きく, これは STK400 材と同様な結果となった.

図 13 に繰返し载荷のスケルトンカーブを示す. 両試験体ともに塑性化後も安定して耐力が上昇しており, STK400 材と同様に長さ径比が小さい順に塑性率が大きくなっている. また, LY2-4 試験体は LY2-2 試験体に比べて, $M_T/M_{Tp\text{ cal}}$ が低くなっている. 表 4 に示すように, L/D が大きい LY2-4 試験体の方がひずみが小さくなっている. 以上より, STK400 材と同様に L/D の小さい試験体は両端の固定状態の領域が小さくなり, 同じせん断変形角に対してせん断ひずみが増大していると考えられる.

漸増载荷後の a 点からの単調载荷においても耐力は安定して上昇している. LY2-4 試験体の鋼管内部の終局状態を写真 2 (a) に示す.

LY225 材の各試験体においては座屈変形は確認できなかった。

3.1.3 ステンレス鋼 SUS304

図 12(a) に実験②で実施した鋼種 SUS304 材試験体の荷重変位関係を示す。図中の一点鎖線は式 (1) から求めた全塑性振りモーメント $\pm M_{Tp\text{ cal}}$ 、破線は式 (2) から求めた回転剛性 $K_{\theta\text{ cal}}$ を示している。

全試験体の中で径厚比が最も大きい $D/t = 40$ の試験体だが、繰返し載荷の範囲では座屈を生じず安定した履歴挙動が確認できた。

図 13 に繰返し載荷のスケルトンカーブを点線で示す。図より、塑性化後も安定して耐力が上昇していることが確認できた。

a 点からの単調載荷の荷重変位関係を図 12(b) に示し、同試験体の鋼管内部の終局状態を写真 2(b) に示す。鋼管部全体に大きな座屈波形が確認できた。ST2-8 試験体同様に、図 12(b) 中の▼で示した最大耐力に到達した後、座屈により耐力が低下した。

表 5 に実験②から得られた各試験体の諸性能を示す。

3.1.4 鋼種の比較

図 14 より、LY225 や SUS304 は STK400 に比べて降伏後の耐力上昇が大きく、ひずみ硬化勾配の大きさが影響することがわかる。また、繰返し載荷時のバウジガー効果のため、降伏棚の影響は特に見られない。

以上より、STK400 材よりも早期に降伏させるための低降伏点鋼 LY225 と、エネルギー吸収能力が高く、径厚比の大きい試験体を製作するためのステンレス鋼 SUS304 の 2 つの鋼種においても、STK400 材同様に安定した履歴挙動を確認することができ、2 鋼種ともに高い塑性変形性能が期待できる。しかし SUS304 材の径厚比 40 の試験体では、単調載荷の大変形時において座屈波形が見られ、耐力低下が確認できた。この変形領域においても座屈を生じさせないために径厚比は大きくとも 20 程度にする必要があると考えられる。

3.2 載荷パターンの与える影響

漸増載荷とランダム載荷の鋼管の復元力特性を比較検討するために、図 7(b) に示す加力開始後すぐに大振幅を与える漸減後漸増載荷の実験を行った。

図 14 に漸減後漸増載荷の荷重変位関係を示す。図中の実線が漸減載荷 (1～8 サイクル) までの結果、点線が漸増載荷 (9～16 サイクル) までの結果を示している。また、各図中の一点鎖線は式 (1) から求めた全塑性振りモーメント $\pm M_{Tp\text{ cal}}$ 、破線は式 (2) から求めた回転剛性 $K_{\theta\text{ cal}}$ を示している。これらの試験体はそれぞれ図 8(c)、図 11(b)、図 12(a) と同じパラメータである。図より、漸減載荷 (1～8 サイクル) と漸増載荷 (9～16 サイクル) では耐力に大きな差は見受けられず、安定した履歴挙動が確認できた。ただし、1 サイクル目の大振幅後に繰返し振幅を受けると、ひずみの増大に伴い以降のサイクルでの耐力が上昇し、漸増載荷の履歴ループとほぼ重なる結果となった。

3.3 非溶接接合方式の影響

表 1 の各試験体は図 2、3 に示すように円形鋼管と加力治具 (鋼板) が溶接接合されている。図 1 の制振壁システムは現場で全ての円形鋼管を溶接接合することが基本になると考えられるが、本研究では施工効率を上げるために非溶接接合方式試験体を製作し、施工性や溶接接合方式試験体との性能について比較検討した。図 15 に試験体図、写真 3(a)-(b) に試験体、及び加力治具を示す。円形鋼管の両端に PL-60×60×9 のエンドプレートに溶接接合し、加力治具の鋼板には 60.5×60.5 の角孔を開け、鋼管部を鋼板にはめ込む施工方式とした。

図 14 荷重変位関係 (漸減後漸増載荷)

図 15 試験体図 (非溶接接合方式)

写真 3 試験体写真 (非溶接接合方式)

図 16 荷重変位関係（非溶接接合方式）

写真 4 終局状態（非溶接接合方式）

また、写真 3(c) に示すように変形時の鋼管の脱落を防止するために拘束具を設置した。載荷パターンは図 7(a) と同じく、漸増載荷後に単調載荷を行い終局状態を確認した。

また、製作した非溶接接合方式試験体は図 15 の拡大図に示したように、円形鋼管のエンドプレートと、加力治具の角孔の隙間 0.5mm により、圧縮方向加力から引張方向加力へ移行する際に、計算上 $\varphi = 0.067[\text{rad}]$ 程度の遊び幅がある。そこで、この隙間に充填剤を挿入した試験体をもう一体用意し比較を行った。充填剤にはエポキシ樹脂系接着剤を使用した。写真 3(d) に充填剤を挿入した非溶接接合方式試験体を示す。

図 16 に非溶接接合方式試験体の荷重変位関係を示す。図中の一点鎖線は式 (1) から求めた全塑性振りモーメント $\pm M_{Tp, \text{cal}}$ 、破線は式 (2) から求めた回転剛性 $K_{\theta, \text{cal}}$ を示している。図 16(a) の充填剤なし試験体では上で述べた遊び幅が計算値程度であることを確認でき、遊び幅の前後では紡錘形の履歴挙動が確認できた。また、充填剤あり試験体では遊び幅はなく、安定した履歴挙動が確認できた。しかし、回転剛性 $K_{\theta, \text{cal}}$ と試験結果を比較してみると、計算値に対して、充填材なし試験体で 32% 程度、充填材あり試験体で 37% 程度しかなく、大きく下回る結果となった。

写真 4 に非溶接接合方式試験体の実験終了後の終局状態を示す。充填剤ありなしにかかわらず、大きな座屈変形は見られず、また耐力の低下も確認できなかった。

以上より、非溶接接合方式試験体は溶接接合方式試験体と同様に、安定した履歴挙動を示すことが確認された。また、充填剤ありの試験体は正負繰返し荷重 0 点付近での遊び幅の影響も見られなかった。

4. 円形鋼管の振り特性

4.1 初期回転剛性

図 17 に、溶接接合方式試験体の初期回転剛性 K_{θ} と長さ径比 (L/D) の関係を示す。図中の実線は、式 (2) から求める各鋼種の回転剛性 $K_{\theta, \text{cal}}$ であり、プロットはそれぞれの実験値である。なお、同じ径厚比でも式 (2) は板厚 t により値が異なる。

図 17 初期剛性の比較

図 18 耐力上昇率

図 19 全塑性回転角

図 20 累積塑性変形倍率

実験値は計算値とよく対応しており、初期回転剛性 K_{θ} は式 (2) で評価可能である。これより鋼管の初期回転剛性は、鋼管径、鋼管長、板厚により調節できる。また、図 1 に示す制振壁システムの剛性は、制振壁内に設置する鋼管の個数倍になると判断される。

また、図中の点線で囲まれている 2 つのプロットは 3.3 で示した非

溶接接合方式試験体である。鋼管寸法は $D/t = 21.1$, $L/D = 0.8$ と同パラメータではあるが、計算値を大きく下回る結果となった。

4.2 耐力上昇率

図 18 に、溶接接合方式試験体の耐力上昇率と長さ径比 (L/D) の関係を示す。縦軸は層間変形角に対応する振り回転角 $\theta = 1/30$ ($0.03[\text{rad}]$) の振幅載荷時の振りモーメント $_{0.03}M_T$ を、実験値の全塑性振りモーメント $M_{T_{\text{exp}}}$ で除したものを、横軸は長さ径比 (L/D) である。

L/D が小さいほど耐力上昇率が大きくなる傾向が確認できる。また、STK400 ($D/t = 15.2, 21.1$) と LY225 ($D/t = 20$) では大きな差は見られないが、 D/t が大きいほど耐力上昇率が大きくなる傾向が見られた。

4.3 全塑性回転角

図 19 に全塑性振りモーメント到達時の振り回転角 $\theta_{T_{\text{exp}}}$ と長さ径比 (L/D) の関係を示す。図中の実線は式 (1) (2) から求まる $M_{T_{\text{cal}}}$, $K_{\theta_{\text{cal}}}$ より求まる各試験体の全塑性回転角 $\theta_{T_{\text{cal}}}$ を示している。本研究では、層間変形角に対応する捩れ回転角が $\theta < 1/100$ ($0.01[\text{rad}]$) 程度で鋼管を塑性化させるように寸法等を設定した。

STK400 材において長さ径比 (L/D) が 1.6 となる 2 試験体は耐力が低かったために $\theta_{T_{\text{cal}}}$ を下回った。その結果、全ての試験体で $\theta_{T_{\text{exp}}}$ は $\theta < 1/100$ ($0.01[\text{rad}]$) となった。長さ径比、径厚比、及び鋼材の強度により塑性化開始時期を調整することが可能である。図 1 の制振壁システムに使用する場合、長さ径比 (L/D) が最大でも 1.0 程度、長さ径比が大きいものを使用する際は径厚比を下げた試験体形状が望ましいと考えられる。なお、SUS304 材においては $\theta_{T_{\text{cal}}}$ よりも高い結果となった。

4.4 エネルギー吸収能力

図 20 に、累積塑性変形倍率 η_s と長さ径比 (L/D) の関係を示す。累積塑性変形倍率 η_s は、各試験体の繰返し載荷範囲のスケルトンカーブの面積 / (全塑性耐力 $M_{T_{\text{exp}}}$ × 全塑性回転角 $\theta_{T_{\text{exp}}}$) で求めた。

図より、 L/D が小さいほど累積塑性変形倍率が高くなり、エネルギー吸収能力が優れていることがわかる。また、同程度の L/D で比較すると、STK400 材に比べ LY225 材、SUS304 材のほうが累積塑性変形倍率が高くなった。

5. まとめ

本研究では、捩れ変形を受ける円形鋼管の塑性域における履歴挙動の安定性、変形の進行に伴う耐力上昇の変化、終局状態などの基本性状とともに、図 1 の制振壁システムにおいて、座屈を生じずに安定的な挙動を示すための鋼種、径厚比、径長比などの要件を実験的に確認した。現場での施工効率を向上させるために非溶接接合方式の試験体を製作し、溶接接合方式との性能を比較検討した。

本研究より得られた知見を以下にまとめる。

- (1) 繰返し載荷では鋼種、径厚比、長さ径比によらず、紡錘形の安定した履歴挙動を示し、捩れ回転角が大きくなるに伴い耐力が上昇した。また、耐力は D/t と L/D の小さい順に高くなる。
- (2) 全ての試験体で塑性化後も安定して耐力が上昇し、径厚比による差は見られない。しかし、長さ径比が大きい試験体では耐力が小さくなる傾向がある。
- (3) 回転角 $\theta = 0.5[\text{rad}]$ 程度までの単調載荷では、鋼管厚や鋼管長によって鋼管に座屈変形が生じることがあり、それにより耐力が低下する試験体 ST2-8、SUS1-4 を確認した。しかし、繰返し試験で

載荷した振幅範囲 ($\theta = 1/100 \sim 1/20$) では全ての試験体で座屈を生じなかった。

- (4) 鋼管に初期に大きな捩り変形を加えた後の漸減後漸増載荷においても安定したエネルギー吸収能力が確認できた。
- (5) 制振壁システムの施工性を考慮した非溶接接合方式試験体において、溶接接合方式試験体と同様に安定した履歴挙動が確認できた。しかし初期回転剛性は計算値よりも低い結果となった。
- (6) 本研究で用いた鋼種、試験体寸法においては、円形鋼管の降伏耐力、初期回転剛性は計算値とよく対応する。したがって、鋼管の降伏耐力、初期回転剛性は、鋼管厚、鋼管長、板厚により調節が可能である。また、図 1 の制振壁システムの降伏耐力、初期剛性は、制振壁内に設置する鋼管の個数倍になると判断される。
- (7) 耐力上昇率は L/D が小さいほど大きくなる傾向がある。また、鋼種、径厚比の違いにおいては大きな差は確認できない。
- (8) 全塑性回転角は計算値とよく対応しており、長さ径比、径厚比、及び鋼材の強度により塑性化開始時期を調整することが可能である。しかし、長さ径比を大きくすると耐力が低くなることから、図 1 の制振壁システムに使用する場合、長さ径比 (L/D) が最大でも 1.0 程度、長さ径比が大きいものを使用する際は径厚比の小さい形状が望ましいと考えられる。
- (9) 累積塑性変形倍率は L/D が小さいほど高くなり、STK400 材に比べ LY225 材、SUS304 材のほうが高くエネルギー吸収能力が優れている。

また、今後の課題として以下が挙げられる。

- (1) 本制振システムが十分なエネルギー吸収性能を発揮するためには、垂直材および水平材に適切な剛性を設定することが重要である。今後、これらの必要剛性について検討する必要がある。
- (2) 本検討において考慮しなかった交差部に作用するせん断力が、鋼管の捩り挙動に与える影響を検討する必要がある。
- (3) 実大規模の載荷試験を実施し、本制振システムの有効性を確認する必要がある。

参考文献

- 1) 青木徹彦, 鈴木森晶: 鋼管を用いた弾塑性ねじりダンパー特性に関する実験的研究, 構造工学論文集, Vol.44A, pp.899-905, 1998.3
- 2) 中村庄滋ほか: 鋼管のねじれ降伏を利用した弾塑性ダンパーに関する研究, その 1 ～ その 2, 日本建築学会大会学術講演梗概集, C, 構造 II, pp.1227-1230, 1993.9
- 3) 清川昇悟, 谷中聡久, 尾下里治, 佐野泰如: 鋼管のねじりを利用した鋼材ダンパーの開発, 土木学会第 65 回年次学術講演会, pp.1119-1120, 2010.9
- 4) 鈴木森晶, 青木徹彦, 遠藤輝好: 免震ゴム支承と鋼管ねじりダンパーを有する実験床の最大応答変位設計, 構造工学論文集, Vol.45A, pp.859-867, 1999.3
- 5) 鈴木琢也, 山崎賢二: 鋼管ねじりダンパーを利用した格子型制振壁システムにおける安定履歴のための限界径厚比に関する解析的検討, 鋼構造論文集, Vol.22, No.86, 2015.6
- 6) Stephen P. Timoshenko, James M Gere: THEORI OF ELASTIC STABILITY 2.ed, McGraw-Hill LTD, 1961
- 7) 小野喜信, 櫛田淳道, 金子洋文, 小川孝寿: 極低降伏点鋼の溶接熱影響に対する検討, 「材料」(J. Soc. Mat. Sci., Japan), Vol.50, No 8, pp889-894, 8.2001

EXPERIMENTAL STUDY ON BASIC MECHANICAL PERFORMANCE OF TORSIONAL STEEL TUBE IN LATTICE DAMPING WALL SYSTEM

Haruka NINO^{}, Hirofumi KANEKO^{**}, Takuya SUZUKI^{***}
and Kenji YAMAZAKI^{***}*

^{*} Grad. Stud., Dept. of Architecture, Faculty of Engineering, Shinshu University

^{**} Prof., Dept. of Architecture, Faculty of Engineering, Shinshu University, Dr.Eng.

^{***} Research & Development Institute, Takenaka Corporation, Dr.Eng.

1. Introduction

It is known that the thin circular steel tube under cyclic torsional moment shows a stable energy absorption capacity. The reason is because its cylindrical shape prevents plate buckling, up to large shear deformation. By taking these advantages, development of the lattice damping wall system has also been carried out. (Fig.1) In this paper, cyclic loading tests are performed in order to confirm basic mechanical performance of single torsional steel tube for the lattice damping wall system.

2. Experimental design

The test parameters are steel grade, diameter-thickness ratio, length-diameter ratio and loading pattern. The standard specimen has 48.6mm diameter, 40mm length, 2.3mm plate thickness, and its steel grade is STK400. The loading patterns are “increasing load” and “increasing load after decreasing load”. Also, specimens without welded-joint are manufactured in order to improve the construction workability. And its damping performance is examined to.

3. Experimental Results

The full plastic torsional moment and the initial rotational stiffness of each specimen are almost same as the calculated value. In the case of cyclic increasing load to the torsional rotation angle $\theta = 1/20$, all of the specimens draw stable hysteretic curve of spindle shape. According to the increasing of torsional rotation angle, the value of the torsional moment increases too. Also, compared at each amplitude, as the diameter-thickness ratio and length-diameter ratio becomes small, the strength and energy absorption capacity increases. In the case of monotonic loading, the strength of ST2-8 and SUS1-4 dropped and we can see large buckling displacements on the entire steel tube. In the case of the increasing load after decreasing load, a large difference of the strength between the decreasing load (1 to 8 cycles) and increasing load (9 to 16 cycles) could not be found, so stable hysteretic behavior was confirmed. Moreover, stable hysteretic behaviors in specimens without welded-joint could be confirmed. However, the initial rotational stiffness by experiment was lower than calculated value.

4. The torsional characteristics of circular steel tube

The initial rotational stiffness of specimens with welded-joint corresponds well with the calculated value, so it can be evaluated by Equation (2). Therefore, the initial rotational stiffness of the steel tube can be adjusted by diameter, length and thickness. A tendency can be seen that strength's increasing rate increases as the length-diameter ratio is reduced. Also, we can see that strength's increasing rate increases as the diameter-thickness ratio increases. All plastic rotational angle was less than 0.01 in all of the specimens. The plasticity start time can be adjusted by the length-diameter ratio, diameter-thickness ratio and strength of the steel. It can be seen that cumulative plastic deformation magnification increases as length-diameter ratio is smaller, and the energy absorbing capacity is excellent. In the same degree of length-diameter ratio, the cumulative plastic deformation magnification of LY225 and SUS304 is higher than that STK400.

5. Conclusion

The stable history behavior could be found in all specimens with no difference in welded-joint or without welded-joint. It was shown that the yield strength and the initial rotational stiffness of the steel tube correspond well to the calculated value, and the strength and the energy absorbing capacity increase as the diameter-thickness ratio and length-diameter ratio become smaller. However, we found the buckling deformation on the specimen with large diameter-thickness ratio and length-diameter ratio, and the strength of those were decrease.

(2016年1月29日原稿受理, 2016年5月31日採用決定)