

# 制振タイプの座屈拘束ブレースに関する実験的研究

## EXPERIMENTAL STUDY ON BUCKLING-RESTRAINED BRACES OF DAMPING TYPE

西村 英一郎\*1, 菊田 繁美\*2, 川又 哲也\*3, 平井 宏幸\*3, 本多 仁\*3  
 Eiichirou NISHIMURA, Shigemi KIKUTA, Tetsuya KAWAMATA, Hiroyuki HIRAI and Jin HONDA

This paper deals with the development of buckling-restrained braces (BRBs) that provide equivalent performance under compression and tensile for efficiently improving seismic and damping performance of steel structures. From the incremental and constant cyclic loading test results of BRB specimens with parameters of steel type of the core material and filler of the steel tube, the structural performance was verified. The following conclusions can be drawn:

- 1) The steel tube wall capacity ( $P_s$ ) in resisting the out-of-plane outward force calculating from the yield lines theory gives the result on the safe side with respect to the maximum out-of-plane outward force  $B_w$ .
- 2) In BRB using SN400B and LY225 materials, Manson-Coffin cycle fatigue equation is established

**Keywords :** *Brace, Buckling, Damping, Incremental cyclic loading, Constant cyclic loading, Local deformation*  
 ブレース, 座屈, 制振, 漸増載荷, 一定振幅繰り返し載荷, 局部変形

### 1. はじめに

著者らは鉄骨造などの構造物の耐震・制振性能を効率的に向上させるため、圧縮域と引張域で同等の性能を発揮できる座屈拘束ブレースの研究開発を行っている。<sup>1)</sup>

座屈拘束ブレースとは、軸方向力を伝達する芯材とコンクリートが充填された溝形の鋼材（拘束材）で構成される部材であり、芯材の軸方向塑性変形により地震入力エネルギーを吸収する。芯材にアンボンド材を貼付することにより、芯材弱軸方向において拘束材への応力伝達を防止するためのクリアランスを設ける。芯材強軸方向には、芯材と拘束材との隙間にスペーサーを置くことで強軸方向への変形を防止する。圧縮時に低次モードで座屈して耐力低下を生じる一般的な鋼ブレースとは異なり、座屈拘束ブレースは圧縮時と引張時で同等の性能を発揮させることが可能である。

本研究では制振タイプの座屈拘束ブレースについて、芯材の鋼種や拘束材の充填材等をパラメータとした試験体を製作し、面外強制変形を与えたものを含む正負交番静的漸増載荷及び一定振幅繰り返し載荷を行った。載荷試験の結果より、各パラメータが履歴特性、破壊モード、弾塑性性状などの基本的な力学特性に与える影響に加え、制振部材として用いるために重要な繰り返しの変形に対する疲労寿命特性などについて検証する。

### 2. 実験概要

#### 2.1 漸増載荷試験体の設定

表-1 に漸増載荷を行った試験体一覧を示す。試験体は全 3 体で、パラメータは芯材の鋼種、載荷を行う際の偏心の有無である。 $P_y$  は芯材の降伏耐力、 $P_E$  は座屈拘束材のオイラー座屈荷重である。拘束材の  $P_E$  を算出する際の座屈長さは芯材長さ  $L_I$  とする。充填材は全てコンクリート(Fc24)とした。

表-1 試験体一覧（漸増載荷）

試験体	S1	S1e	L1
芯材形状	絞りあり		
加力方法	漸増載荷		
偏心の有無	-	1/100	-
芯材	寸法[mm]	PL-19-133	PL-16-122
	幅厚比 $B/t_c$	7	
	断面積[mm <sup>2</sup> ]	2,527	1,792
	鋼種	SN400B	LY225
	降伏耐力 $P_y$ [kN]	773	423
芯材長さ $L_I$ [mm]	2,351		
補強リブ	板厚 $t_R$	19	16
	貫入長さ $L_r$	297	249
アンボンド材	片側クリアランス[mm]	1.5	
	(両側)	(3)	
拘束材	寸法[mm]	$[-203.2 \times 70.5(141) \times 3.2]$	$[-171.2 \times 58.5(110) \times 3.2]$
	鋼種	SS400	
	$B$ 公称値	206.4	174.4
	$H$ 公称値	162	135
	拘束材長さ $L_c$ [mm]	1745	
	オイラー座屈荷重 $P_E$ [kN]	5,037	2,750
座屈拘束材設計用耐力比率 $P_E/P_s$	6.52	6.51	
充填材	コンクリート Fc24		

\*1 戸田建設株式会社技術開発センター 修士 (工学)  
 \*2 戸田建設株式会社技術開発センター 博士 (工学)  
 \*3 戸田建設株式会社構造設計部 修士 (工学)

Research and Development Center, TODA CORPORATION, M.Eng.  
 Research and Development Center, TODA CORPORATION, Dr.Eng.  
 Structural Design Dept, TODA CORPORATION, M.Eng.

## 2.2 一定振幅繰り返し载荷試験体の設定

表-2 に一定振幅繰り返し载荷を行った試験体一覧を示す。試験体は全7体で、パラメータは芯材の鋼種、拘束材の充填材、繰り返しの最大振幅（強制面外変形含む）である。各用語については前述の漸増载荷試験体と同様である。

## 2.3 試験体セット

図-3 に実験装置概要、写真-1 に試験体設置状況を示す。試験体への载荷は構造物用動的試験装置を使用した。载荷柱脚部はピン支持とし、载荷柱頭部は面外鉄骨により固定されたローラーにより支持した。試験体は45°傾けて設置した。強制面外変形を与えた実験は試験体をセットした後、下側のガセットプレートを面外方向に平行移動させた。ジャッキ载荷芯と下部ガセットプレートの面外変形量が25mm（1/100 rad）となるようにセットした。

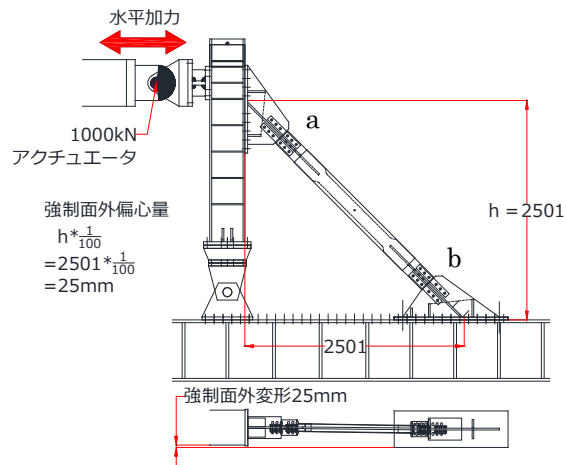


図-3 実験装置概要

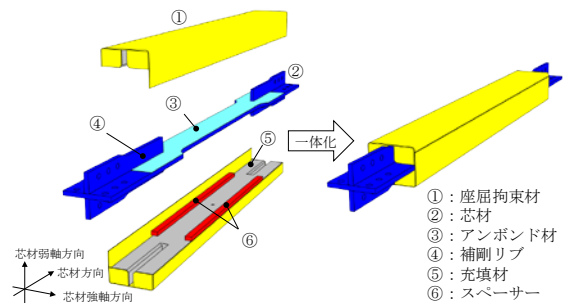


図-1 座屈拘束ブレースの構成

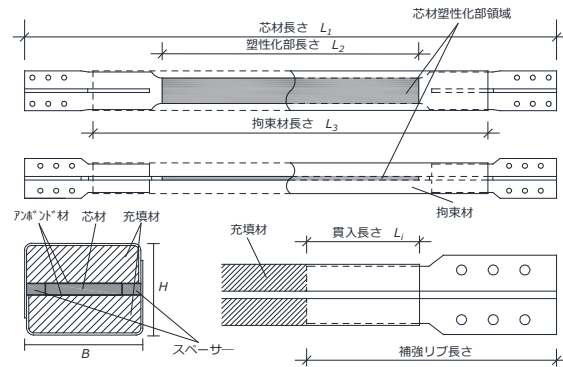


図-2 試験体形状



写真-1 試験体設置状況

表-2 試験体一覧（一定振幅繰り返し载荷）

試験体	S2e	S3	S4	S5	L2	L3	L4	
芯材形状	絞りあり							
加力方法	一定振幅载荷							
(振幅)	(3.0%)		(0.25%)	(3.0%)	(1.0%)	(3.0%)	(0.5%)	
偏心の有無	1/100		-	-	-	-	-	
芯材	寸法[mm]	PL-19-133		PL-16-122				
	幅厚比 $B/t_c$	7						
	断面積[mm <sup>2</sup> ]	2,527		1,792				
	鋼種	SN400B				LY225		
	$P_c$ [kN]	764		564		423		428
芯材長さ $L_c$ [mm]	2,351							
補強リブ	板厚 $t_k$	19				16		
	貫入長さ $L_r$	297		177		249		
アンボンド材	片側クリアランス[mm]	1.5						
	(両側)	(3)						
拘束材	鋼板[mm]	[- 203.2×70.5(141)×3.2		[- 209.0×48(79)×9.0		[- 181.2×63(126)×3.2		[- 171.2×58.5(110)×3.2
	鋼種	SS400						
	$B$ 公称値	206.4		218		181.2		174.4
	$H$ 公称値	162		117		114		135
	拘束材長さ $L_b$ [mm]	1745						
	$P_d$ [kN]	5,037		4,855		3,428		2,750
座屈拘束材設計用耐力比率 $P_d/P_c$	6.60		6.36		6.08		6.51	6.42
充填材	コンクリート Fc60		モルタル Fc60		コンクリート Fc24		コンクリート Fc60	

### 2.4 荷重パターン

S1, S1e, L1 試験体の荷重パターンは、変位制御の静的正負交番漸増繰り返し荷重とし、村瀬らの研究<sup>2)</sup>と同様に、芯材の降伏歪  $\epsilon_y$  の 1/3, 2/3 を各 1 回、芯材の 0.25%歪を 1 回、0.5%歪（レベル 1）、0.75%歪、1.0%歪（レベル 2）、1.5%、2.0%、2.5%歪を各 2 回荷重し、3.0%の歪は耐力低下まで荷重を続けた。S2e, S3, S4, S5, L2, L3, L4 試験体は、疲労性能を確認するため軸方向変位制御による一定歪振幅繰り返し荷重を行った。試験体毎の最大振幅は表-2 による。荷重が最大耐力の 80%まで低下、または引張破断するまで繰り返し荷重を行い、その直前までの繰り返し回数を耐用回数とした。

### 2.5 計測

ブレースの軸変形量は図-3 に示す a 点から b 点までの水平左右 2 か所をレーザ変位計にて測定し、平均値を軸方向変位とした。

## 3. 実験結果

### 3.1 破壊状況

表-3 に各試験体の最終破壊状況、図-4 に荷重-変形関係、写真-2 に芯材の座屈/引張破断状況を示す。

(S4, S5 試験体を除く。) 写真-2 に示した数値は各座屈波 1 波長分の長さとし、その平均値である。漸増荷重を行った試験体は、全て軸歪 2.5%まで圧縮引張の両側において安定した履歴ループを示し、最大軸歪 3.0%繰り返し時に芯材弱軸方向への局所変形が生じて耐力低下を起こした。

一定振幅繰り返し荷重を行った試験体は、最大軸歪 3.0%で充填材に Fc24 のコンクリートを用いた L3 試験体以外は、最大軸歪繰り返し時に芯材中央部が引張破断して耐力低下を生じた。強制面外変形を差異として与えた S1 と S1e, S2e と S3 試験体では強制面外変形による影響は見られなかった。

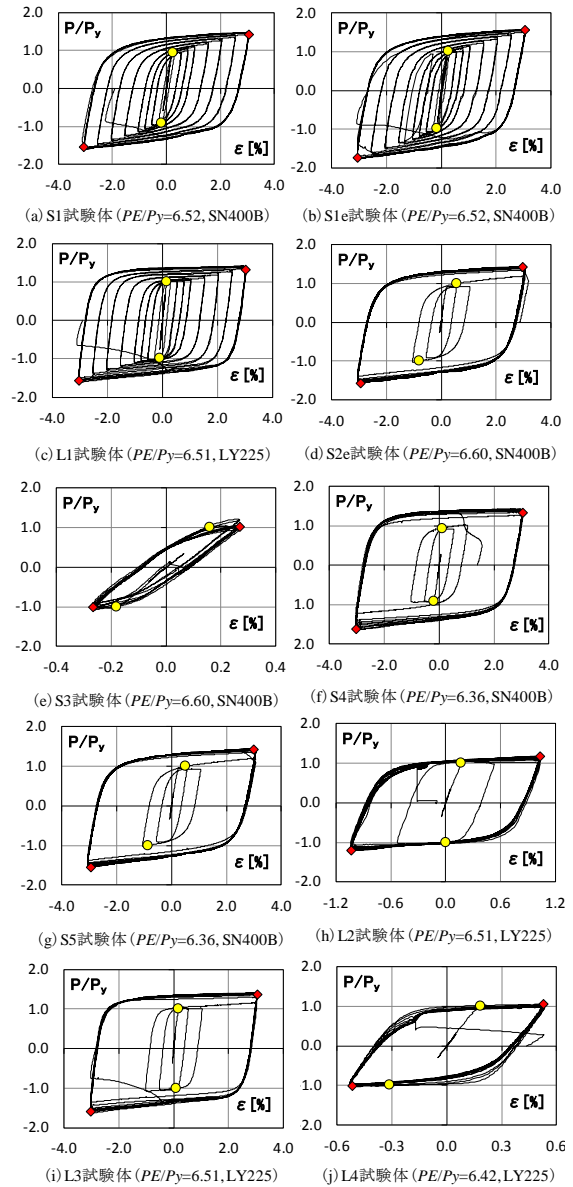


図-4 荷重-変形関係

表-3 最終破壊状況

	試験体	耐力低下時の歪	最終破壊状況
漸増荷重試験体	S1 ( $P_E/P_y=6.52, SN400B$ )	3.0%歪 6回目 圧縮	拘束材弱軸方向 局所変形
	S1e ( $P_E/P_y=6.52, SN400B$ )	3.0%歪 7回目 圧縮	拘束材弱軸方向 局所変形
	L1 ( $P_E/P_y=6.51, LY225$ )	3.0%歪 6回目 圧縮	拘束材弱軸方向 局所変形
	S2e ( $P_E/P_y=6.60, SN400B$ )	3.0%歪 25回目 引張	芯材中央部 引張破断
一定振幅繰り返し荷重試験体	S3 ( $P_E/P_y=6.60, SN400B$ )	3.0%歪 23回目 引張	芯材中央部 引張破断
	S4 ( $P_E/P_y=6.36, SN400B$ )	0.25%歪 4736回目 圧縮	芯材中央部 引張破断
	S5 ( $P_E/P_y=6.36, SN400B$ )	3.0%歪 9回目 引張	芯材中央部 引張破断
	L2 ( $P_E/P_y=6.51, LY225$ )	1.0%歪 240回目 引張	芯材中央部 引張破断
	L3 ( $P_E/P_y=6.51, LY225$ )	3.0%歪 6回目 圧縮	拘束材弱軸方向 局所変形
	L4 ( $P_E/P_y=6.24, LY225$ )	0.5%歪 712回目 引張	芯材中央部 引張破断

## 4. 実験結果の検討

### 4.1 圧縮引張耐力比

図-5 に漸増荷重を行った試験体の各軸歪 2 回目繰り返し時の圧縮引張耐力比を示す。全ての試験体で圧縮側が引張側の耐力を上回っており、軸歪が大きくなるほど圧縮引張耐力比が比例的に増大する傾向があることが確認された。

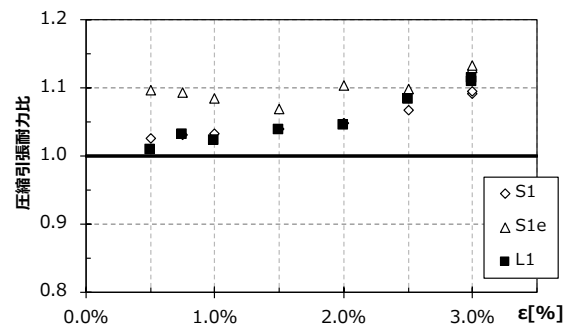


図-5 圧縮引張耐力比

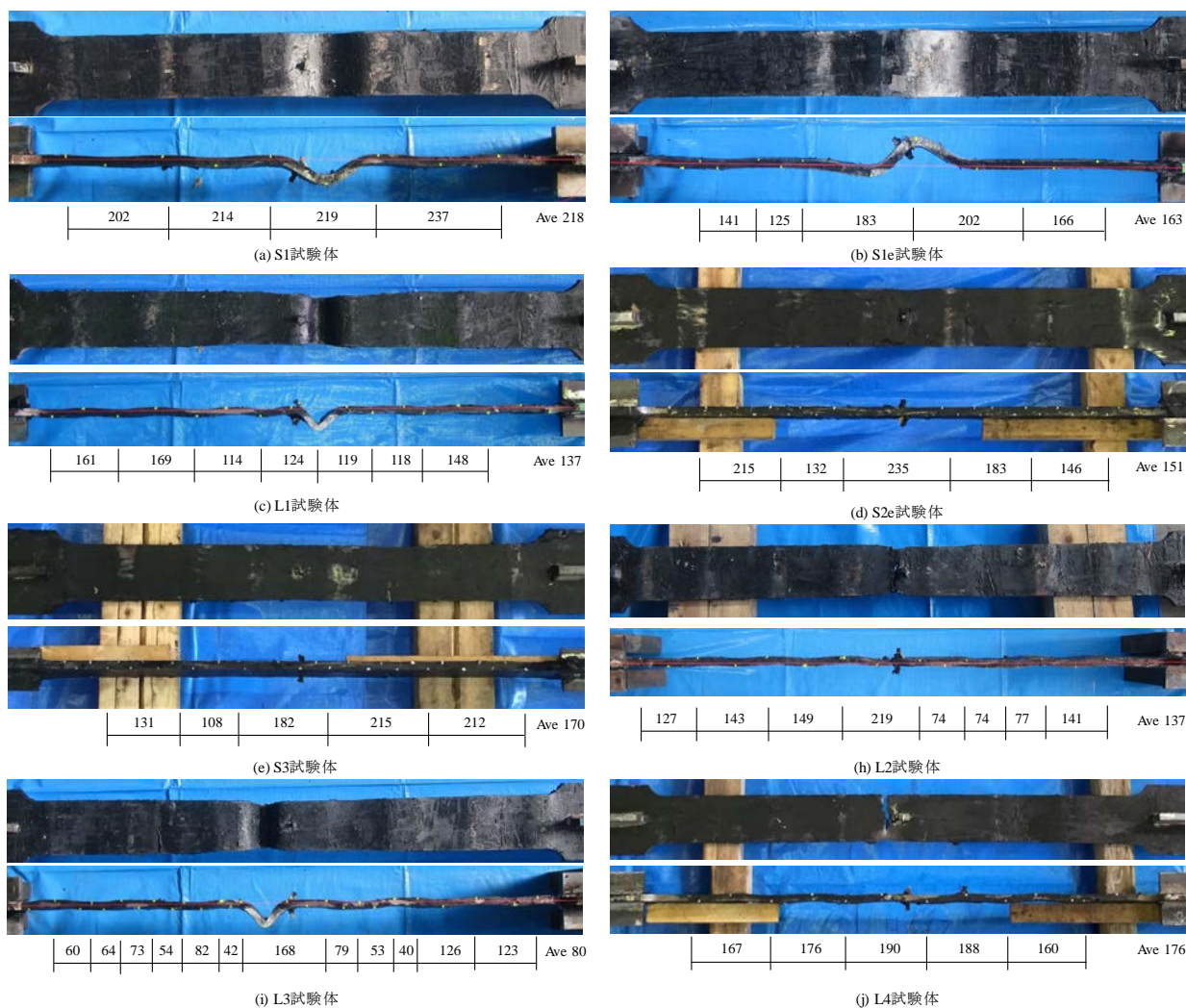


写真-2 芯材の座屈/引張破断状況

#### 4.2 鋼材の耐力上昇係数

表-4 に漸増载荷を行った試験体の鋼材強度上昇率  $P/P_y$  の一覧を示す。  $P/P_y$  は文献<sup>3)</sup>より、次式(1)~(3)によって表すことが出来る。ここで  $\beta$  とは、各軸歪 1 回目時の引張側最大耐力に対する圧縮側最大耐力の比である。表-5 に鋼種毎に定めた鋼材強度上昇係数  $\alpha$  を示す。  $\alpha$  は軸歪 2.0%における  $P/P_y$  と、指針<sup>4)</sup>に示される軸歪 2.0%における鋼材耐力上昇係数  $\xi$  を比較し、大きい方の値とした。

$${}_s\alpha = P/P_y = \beta\omega \quad (1)$$

$$\beta = P/T \quad (2)$$

$$\omega = T/P_y \quad (3)$$

$\alpha$ : 鋼材耐力上昇係数,  $P$ : 芯材の圧縮側最大耐力,  
 $T$ : 芯材の引張側最大耐力,  $P_y$ : 芯材の降伏耐力,  
 $\beta$ : 引張側に対する圧縮側の強度上昇係数,  
 $\omega$ : ひずみ硬化による耐力上昇係数

表-4 鋼材強度上昇率 (漸増载荷試験体)

軸歪 [%]	SN400B 材						LY225 材				
	S1			S1e			$\xi$	L1			$\xi$
	$(P/P_y=6.52)$			$(P/P_y=6.52)$				$(P/P_y=6.51)$			
	$\beta$	$\omega$	$P/P_y$	$\beta$	$\omega$	$P/P_y$	$\beta$	$\omega$	$P/P_y$		
0.25	1.01	1.02	1.03	1.05	0.99	1.04	1.01	1.00	1.00	1.00	1.02
0.50	1.02	1.00	1.04	1.08	0.98	1.05	1.06	1.04	1.00	1.04	1.06
0.75	1.06	1.08	1.14	1.13	1.13	1.16	1.10	1.01	1.01	1.02	1.11
1.00	1.04	1.17	1.22	1.09	1.09	1.23	1.14	1.04	1.03	1.08	1.15
1.50	1.05	1.26	1.32	1.03	1.03	1.36	1.23	1.07	1.08	1.16	1.23
<b>2.00</b>	1.07	1.35	1.44	1.11	1.11	<b>1.46</b>	1.32	1.07	1.17	1.24	<b>1.32</b>
2.50	1.08	1.44	1.56	1.13	1.13	1.58	1.40	1.09	1.25	1.36	1.40

表-5 鋼材強度上昇係数

鋼種	鋼材強度上昇係数 $\alpha$
SN400B	1.46
LY225	1.32

4.3 拘束材曲げ耐力の検討

表-6 に座屈拘束材中央部の曲げ応力  $M^B$  と座屈拘束材の許容曲げ耐力  $M_y^B$  の一覧を示す。  $M^B$  と  $M_y^B$  の算定方法は次式(4), (5)による。本実験において、全ての試験体で  $M^B \leq M_y^B$  を満足していた。  $M^B \leq M_y^B$  を満足することにより、実験結果(表-3, 図-4)に示すように、芯材塑性化部のひずみ振幅 $\pm 2.5\%$ まで安定した荷重変形関係を示すことを確認した。

$$M^B = \frac{N_{cu}(a + 2s + s_p + e)}{1 - N_{cu}/P_E} \leq M_y^B \quad (4)$$

$$M_y^B = Z_{rp} \cdot \sigma_{ry} \quad (5)$$

ただし、  $N_{cu} = s \alpha \cdot \sigma_y \cdot A_d$

$$a + 2s \leq 0.20t_c$$

- $N_{cu}$ : 拘束材設計用芯材最大軸力,
- $\sigma_y$ : 芯材の上限降伏点(SN400B: 355N/mm<sup>2</sup>, LY225: 245N/mm<sup>2</sup>)
- $A_d$ : 芯材断面積,  $a$ : 芯材中央の元たわみ
- $s$ : 拘束材コンクリート不陸による拘束材と芯材との隙間(片側),
- $s_p$ : 引張時の芯材幅減少による隙間,  $t_c$ : 芯材板厚
- $e$ : 芯材端部の偏心量,  $Z_{rp}$ : 拘束材鋼材部の塑性断面係数,
- $\sigma_{ry}$ : 拘束材鋼材部の許容応力度(F 値)

4.4 拘束材の局部変形

芯材の元たわみ  $a$  に加え、座屈拘束材と芯材との間に隙間  $2s$  が存在する場合、圧縮力に対して塑性化した芯材は拘束材の内部で高次の座屈モードを形成し、拘束材を面外に押す補剛力  $B_w$  が作用する。拘束材はこの  $B_w$  に対して弾性を維持し、脆性破壊である局部変形が生じないように局部変形耐力  $P_s$  を設定する必要がある。補剛力  $B_w$  は次式(6)~(8)で与えられる。

$$B_w = \frac{4 \cdot N \cdot (a + 2s + s_p)}{l_n} \quad (6)$$

$$l_n^2 = \frac{4 \cdot \pi^2 \cdot E_r \cdot I_s}{N} \quad (7)$$

$$E_r = 0.05E_s \quad (8)$$

- $N$ : 芯材最大耐力,  $l_n$ : 高次座屈モード波長,
- $I_s$ : 拘束材鋼材弱軸まわりの断面 2 次モーメント,
- $E_s$ : 鋼材のヤング係数,  $E_r$ : 平均接線係数

また、局部変形耐力  $P_s$  は次式(9)によって与えられる。

$$P_s = \left( \frac{2 - B_c/B_r}{1 - B_c/B_r} \right)^2 t_r \sigma_{ry} \quad (9)$$

- $P_s$ : 拘束材の局部変形耐力,  $B_c$ : 芯材幅,  $B_r$ : 拘束材幅,
- $t_r$ : 拘束材鋼板板厚,  $\sigma_{ry}$ : 拘束材鋼板の降伏点

表-6 座屈拘束材中央の曲げ応力と許容曲げ耐力

試験体名	座屈拘束材中央部の曲げ耐力 $M^B$ (kN・mm <sup>2</sup> )	座屈拘束材中央部の許容曲げ耐力 $M_y^B$ (kN・mm <sup>2</sup> )
S1	2376 (6726)	46064 (33369)
S1e	2119 (6726)	46064 (33369)
L1	1206 (2350)	32007 (23187)
S2e	4077 (6726)	41068 (33369)
S3	4303 (6815)	72356 (58104)
S4	2206 (4077)	32757 (26305)
S5	3345 (4077)	32757 (26305)
L2	946 (2350)	32007 (23187)
L3	1565 (2350)	32007 (23187)
L4	1397 (2350)	32007 (23187)

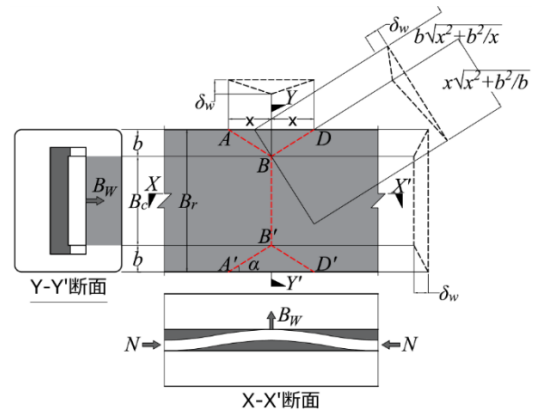


図-6 降伏線理論

S1e と S2e, L1 と L4 といった試験体の破壊状況の比較より、コンクリート強度が局部変形に影響するものと思われるが、定量的に評価できなかったため、拘束材の局部耐力  $P_s$  にはコンクリートの寄与分を含まず、溝形断面材のみについて図-6 に示す降伏線理論により求める。

降伏線は最大で 9 本だが、AD, A'D'線は拘束材を形成するにあたり予め折り曲げられているため降伏線から除く。さらに、長手方向に沿った変形曲率は既往の研究<sup>3)</sup>より AA', DD'線の付近で相対的に小さくなるため降伏線から除き、5 本の降伏線を拘束材の耐力とした。AB, BD, A'B', B'D'線が長手方向に対して成す角度  $\alpha$  は 45°とした。

図-7 に実験値から算定した局部変形耐力  $P_s$  と補剛力  $B_w$  の比を示す。  $P_s/B_w$  が 1.0 以上の試験体は引張破断し、1.0 未満の試験体は局部変形すると計算上判断される。棒グラフ上の文字は実験での最終破壊モードを示している。一部試験体で計算値と一致しないが、引張破断した試験体を局部変形と危険側に評価していることから、本座屈拘束ブレースにこれら耐力式は適用可能と判断する。

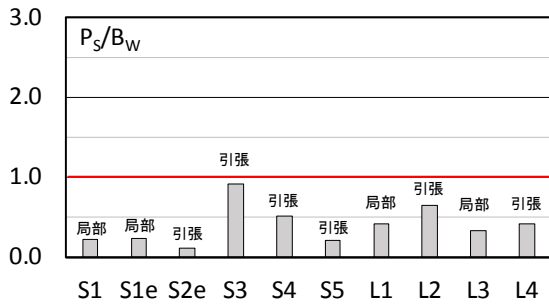


図-7 各試験体の  $P_s/B_w$

#### 4.5 定振幅疲労関係式

制振部材として使用される座屈拘束ブレースが巨大地震による大振幅に対して有効に働くことを検証する。一定振幅繰り返し荷重を行った試験体の実験結果を基に、Manson-Coffin 型疲労関係式<sup>5)</sup>の適用性について検討した。今回実施した一定振幅荷重試験体の実験結果を表-7 に示す。ここでは芯材の破断を耐用限界として、それまでのサイクル数をカウントしている。それぞれの実験結果を既往の実験結果<sup>6),7)</sup>と併せて対数グラフにまとめ、近似曲線を併記して図-8 に示す。図の縦軸は歪振幅値 ( $\epsilon_a$ %) を示し、横軸は耐用限界までの繰り返し半サイクル数 ( $N_f$  回) を示している。 $\epsilon_a$  と  $N_f$  の定義を図-9 に示す。SN400 と LY225 それぞれについて、実験結果は次式(10)、(11)で下限値が近似される。

$$\epsilon_{a\_SN400B} = 17.5N_f^{-0.4} \quad (10)$$

$$\epsilon_{a\_LY225} = 18.0N_f^{-0.4} \quad (11)$$

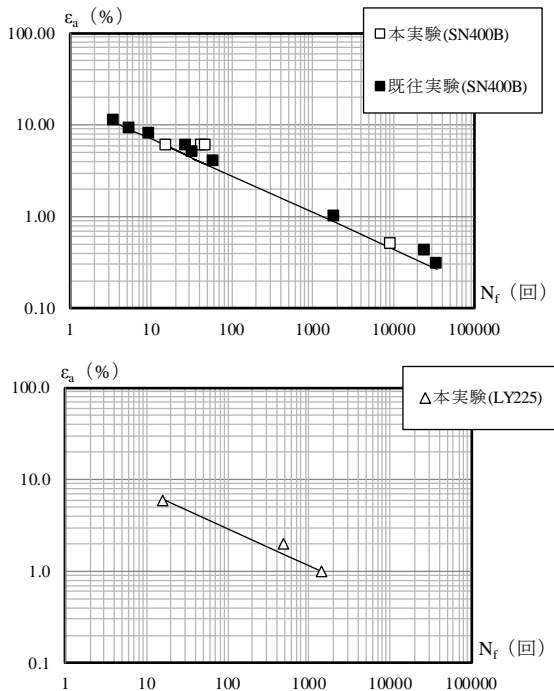


図-8  $N_f-\epsilon_a$  関係

$N_f-\epsilon_{a\_SN400}$  直線の相関係数は 0.9753 であり、 $N_f-\epsilon_{a\_LY225}$  直線の相関係数は 0.9958 であることから、実験に供した座屈拘束ブレースの歪振幅値と耐用限界までの繰り返し半サイクル数には、Manson-Coffin 型の疲労関係式が成立すると考えられる。

表-7 一定振幅繰り返し荷重実験結果一覧

試験体名	$\epsilon_a$ (%)	$N_f$ (回)	
SN400B	S2e	6.0	47.5
	S3	6.0	43.5
	S4	0.5	9471.5
	S5	6.0	15.5
LY225	L2	6.0	15.5
	L3	2.0	477.5
	L4	1.0	141.5

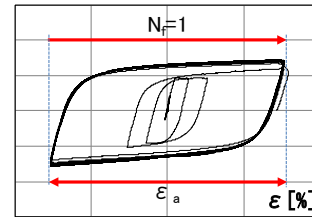


図-9  $\epsilon_a$  と  $N_f$  の定義

#### 5. まとめ

制振タイプの座屈拘束ブレースに関する構造実験を行い、以下の知見を得た。

- 1) 軸歪 2.0% に対する鋼材耐力上昇係数  $\alpha$  は、SN400B 材では 1.46、LY225 材では 1.32 であった。
- 2) 降伏線理論に従い算出した拘束材の局部変形耐力  $P_s$  は、補剛力  $B_w$  に対して安全側の結果を与える。
- 3) SN400B 材と LY225 材それぞれについて、Manson-Coffin 型の疲労関係式が成立する。

#### 謝辞

本研究の実施にあたって、神奈川大学工学研究所 岩田衛客員教授に貴重なご意見、ご指導をいただきました。記して謝意を表します。

#### 参考文献

- 1) 平井 他 「座屈拘束ブレースに関する実験的研究 その 1~2」, 日本建築学会大会学術公演梗概集(中国), 構造Ⅲ, pp.1187-1190, 2017.8
- 2) 村瀬 他 「鋼モルタル板を用いた座屈拘束ブレースの実験的研究 その 4 芯材幅厚比と拘束力および断面ディテールの影響」, 日本建築学会構造系論文集, 第 620 号, pp.117-124, 2007.10
- 3) Toru Takeuchi, Akira Wada, 「BUCKLING-RESTRAINED BRACES AND APPLICATIONS」, The Japan Society of Seismic Isolation
- 4) 日本建築学会 「鋼構造制振設計指針」, 2014.11
- 5) 玉井 他 「履歴減衰装置の極低サイクル疲労性能特性と実地震応答下における疲労寿命の予測」, 日本建築学会構造系論文集, 第 462 号, pp.141-150, 1994.8
- 6) 小谷野 他 「疲労性能の高い座屈拘束ブレースの研究」, 日本建築学会技術報告集 第 21 巻 第 47 号, pp.137-140, 2015.2
- 7) 小谷野 他 「疲労性能の高い座屈拘束ブレースの研究」, 日本建築学会技術報告集 第 22 巻 第 50 号, pp.115-119, 2016.2