

高機能座屈拘束ブレースの性能実験

佐藤崇¹・宇佐美勉²・葛西昭³

¹学生会員 名城大学大学院理工学研究科建設システム工学専攻修士課程（〒468-8502名古屋市天白区塩釜口）

²フェロー会員 D.Sc 工博 名城大学教授 理工学部建設システム工学科（同上）

³正会員 博士（工学） 名古屋大学講師 大学院工学研究科社会基盤工学専攻（〒464-8603名古屋市千種区不老町）

1. 緒言

著者の一人は文献1), 2)で履歴型制震ダンパーとして座屈拘束ブレース (BRB) およびせん断パネル (SPD)を取り上げ、制震ダンパーの高機能化、即ち鋼橋のライフサイクルに渡って取り替え不要で、大地震3回に耐えうるような制震ダンパー（高機能制震ダンパーと称する）開発を目指した研究概要について述べた。高機能制震ダンパーに関する研究は、現在名城大学に文部科学省の助成で設置された「高度制震実験・解析研究センター」での主要な研究課題として続行中であるが、本論文では、座屈拘束ブレース (Buckling Restrained Braces, BRB)を取り上げ、その高機能化を目指して行った性能実験の結果について述べる。

2. 高機能座屈拘束ブレースの要求性能

文献2)で述べた高機能BRBに要求される性能についてまず述べる。土木構造に用いられる制震ダンパーは、建築構造に比べより厳しい条件、すなわち大型で長期間風雨にさらされた状態で使用されるのが一般である。従って、建築構造に用いられる制震ダンパーに要求される性能に加え、土木構造特有の性能が要求される。それらをまとめると以下のようになる。

- 1) 安定した履歴特性を持ち、高いエネルギー吸収能を持つ。
- 2) 変形能力が大きい。
- 3) 低サイクル疲労強度が大きい。
- 4) 高い耐久性を持つ。
- 5) 製作が容易で安価である。
- 6) 取り替えが容易に出来る、あるいは取り替えが不要である。

性能1)～3)は、制震ダンパーの履歴曲線が耐力低下のない紡錘形で、さらに次式の照査式を満足すれば達成できよう。

変形性能照査

$$\gamma \cdot \varepsilon_{\max} \leq \varepsilon_u \quad (1)$$

低サイクル疲労照査

$$CID = \gamma \cdot \sum_{i=1}^n |\delta_{pi}| \leq (CID)_{\lim} \quad (2)$$

ここで、 $\varepsilon_{\max}$ =BRBの平均応答軸ひずみ（座屈拘束ブレースの軸変形を変形する部分の長さで除した量）の最大値、 ε_u =終局ひずみ、 γ =部材係数、 CID =累積塑性変形¹⁾、 δ_{pi} =平均応答軸ひずみの塑性成分、 $(CID)_{\lim}$ は累積塑性変形の限界値を表す。高機能制震ダンパーは、これらの値を通常よりも大きく取ることにより、高機能性を確保する。但し、制震ダンパーと主構造との接合部は、所用の性能を発揮する前に破壊しないように慎重に検討する必要がある。4)については、鋼材の耐腐食性、アンボンド材の経年劣化（硬化）が問題となる。5)は、鋼材を使用することにより比較的容易に達成することが出来ると考えられる。

現在、開発を進めている高機能制震ダンパーは、1)～5)の要求をすべて満たし、6)の内、橋梁のライフサイクルに渡って取り替えが不要な制震ダンパーである。式(1)～式(3)の限界値として、大地震3回程度の応答値の上限^{1,3)}である、下記の限界値を設定して目標性能とする。

高機能座屈拘束ブレースの目標性能

$$\begin{aligned} \varepsilon_u &= 0.03 \\ (CID)_{\lim} &= 0.7 \end{aligned} \quad (3)$$

3. 全体座屈防止条件

土木構造物に用いられる制震ダンパーは建築構造物のそれに比べ必然的に大型になる。従って、軽量化されたダンパーの開発が望ましいが、BRB の場合は全体座屈防止に対する十分な注意が必要である。ここでは、BRB の全体座屈防止条件についてまず述べ、その条件式に現れる安全係数の値について考察する。

BRBの全体座屈発生メカニズムについて考察する。図-1(a)～(d)は、それぞれ単調増大の偏心圧縮荷重 P を受けるBRBの(a)初期状態、(b)ブレース材が拘束材に初めて接触した状態、(c)横たわみが高次の変形モードに成長した状態、(d)全体座屈直後の状態を示したものである。ここで、 d はブレース材と拘束材の間の隙間量、 a は拘束材とブレース材中央の初期たわみである。ブレース材は初期状態

(図-1(a))から圧縮荷重の増大に伴い拘束材に接触する(図-1(b))。荷重が更に上昇すると、横たわみは高次の変形モードに成長していき(図-1(c))、拘束材にはブレース材から接触力が作用し、それがフープ応力となる⁵⁾。ただし、全体座屈が生ずる前は、上下の拘束材に作用する総接触力はバラ

ンスされており、拘束材の横たわみは小さい。更に荷重が増大すると、拘束材の剛性が低い場合には、全体座屈が生ずると共に拘束材の横たわみが発生し、接触力が上方の(拘束材の変形方向の)拘束材のみに作用することとなる(図-1(d))。接触力の大きさの算定は複雑であるが、文献5)で示されているように、ブレース材と拘束材の接触点で、拘束材の長手方向にほぼ等しい大きさで作用すると見なされる。軸圧縮力の増大により拘束材の横たわみが更に進み、拘束材中央が降伏した点がBRBの終局状態となる。

さて、全体座屈が生じた直後のBRB中央に発生する曲げモーメント M_c は次式のように表される。

$$M_c = P_{\max}(a + d + e + v) \quad (4)$$

ここで、 v =全体座屈が生じた直後の拘束材の横たわみである。全体座屈が生ずる時点でのブレース材から拘束材に作用する単位長さあたりの接触力 q (N/m)は等分布と仮定し、接触力 q およびそれによって発生する曲げモーメント M_c は拘束材のみで受け持たれるものと仮定すると次式が成り立つ。

$$v = \frac{5qL^4}{384E^R I^R} = \frac{5M_c L^2}{48E^R I^R} \quad (5)$$

ここで、 $E^R I^R$ =拘束材の曲げ剛度である。

式(5)の v を式(4)の右辺に代入し、 M_c について解くことにより次式を得る。

$$M_c = \frac{P_{\max}(a + d + e)}{1 - \frac{5P_{\max}L^2}{48E^R I^R}} \cong \frac{P_{\max}(a + d + e)}{1 - 1.03 \frac{P_{\max}}{P_E^R}} \quad (6)$$

ここで、 $P_E^R = \pi^2 E^R I^R / L^2$ =拘束材のオイラー座屈荷重である。上の誘導は、拘束材の強度と剛性がかなり大きく、ブレース材が高次のモードに変形した後全体座屈が生ずる場合に適切である。ところが、拘束材の強度と剛性が余り大きくない場合は、ブレース材が高次のモードに変形する前に全体座屈が生じてしまう場合も考えられる。極端な場合は、図-1(b)に示したように、ブレース材中央が拘束材に接触した時点で全体座屈を起こす場合も考えられよう。この時は、接触力は等分布ではなく、拘束材中央に働く集中荷重と考える方が適切である。この場合には、上と同様な誘導方法により、式(6)の最終項の分母の係数1.03が0.82になることが分かる。即ち、接触力を等分布と仮定すれば、安全側の照査式を得る。

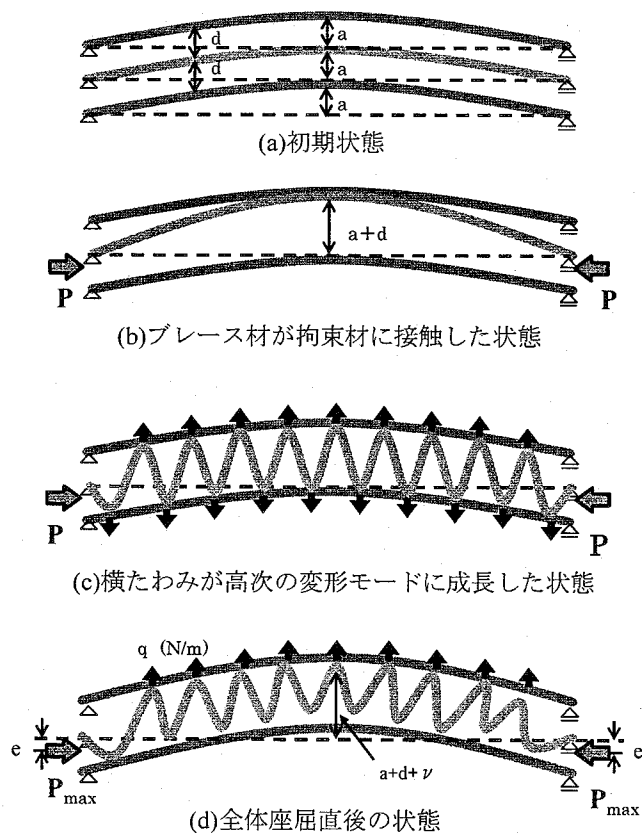


図-1 全体座屈のメカニズム

表-1 ブレース材の材料試験結果

鋼種	E (GPa)	σ_y (MPa)	ϵ_y (%)	E _{st} (GPa)	P _u (kN)	σ_u (MPa)	ϵ_u (%)	ν
SM400A	212	272	0.129	3.26	177	429	34.6	0.307

表-2 ブレース材の諸元

供試体	L (mm)	b (mm)	t (mm)	A (mm ²)	λ	P _y (kN)	δ_y (mm)
(a)W0-d1-1	1350	100	10.3	1030	454	280	1.74
(b)W20-d1-1		100	10.4	1040	450	283	1.74
(c)W30-d1-1B		100	10.3	1030	454	280	1.74
(d)W40-d1-6		100	10.4	1040	450	283	1.74

式(6)の最終式の係数 1.03 を 1.0 とおき、拘束材の抵抗モーメント M_y^R が、式(6)の外力モーメントを上回る条件から、次式で示す全体座屈防止条件式が得られる。

$$\frac{P_{\max}(a+d+e)}{1 - \frac{P_{\max}}{P_E^R}} \leq M_y^R \quad (7)$$

ここで、この式の左辺は P - Δ 効果を考慮した拘束材中央の曲げモーメント(応答値)、右辺は拘束材の降伏曲げ強度(限界値)であって、限界状態を初期降伏と仮定した式を表す。

次に、式(4)を $P_{\max}$ について解くと次式を得る。

$$\nu_F \equiv \frac{P_{\max}}{P_y} \leq \frac{1}{\frac{P_y}{P_E^R} + \left(\frac{P_y L}{M_y^R} \right) \cdot \frac{a+d+e}{L}} \quad (8)$$

ここで、 P_y = ブレース材の降伏軸力である。式(8)の ν_F は全体座屈が生ずる限界の最大軸圧縮力と降伏軸力の比で、設計時に仮定する最大軸圧縮力に持たせるべき安全率と考えられるので、安全係数と呼ぶ。即ち、BRB の拘束材は、式(8)の最終項が ν_F 以上になるように強度と剛性を確保しなければならない。

文献 5) では、安全係数 ν_F の値として 3.0 を提案している。その内容は次のようになると考えられる。

$$\nu_F = \frac{P_{\max}}{P_y} = \frac{P_{\max}}{P_y} \cdot \frac{P_y}{P_y} \cdot \frac{P_y}{P_y} \cdot f(\text{unknown factors}) \quad (9)$$

ここで、

$$P_{\max} / P_y)_{\text{actual}} = \text{最大軸圧縮力/実降伏軸力} \approx 1.6$$

$$P_y)_{\text{actual}} / P_y)_{\text{nominal}} = \text{実降伏応力/公称降伏応力} \approx 1.2$$

であるので、初期たわみ、偏心量、隙間量などの設計値からの変動などの不確定要因 f をカバーする安全率(式(9)最終項)は 1.56 程度になる。安全係数 3.0 は大きいように感ぜられるが、BRB は構造物全体の安全性を左右する非常に重要な部材であり、かつ全鋼重に占める割合はごくわずかであるので、この程度の安全率を取ることは許容できよう。本実験では全体座屈が起こらない安全係数 $\nu_F > 3.0$ の妥当性を検討する。

4. 実験概要

(1) 実験供試体

本研究ではブレース材に平鋼、拘束材には現地での施工の容易性などを考え、T 形拘束材を使用した。実験では拘束材の形状が異なる 4 種類の供試体と、ブレース材と拘束材との隙間量が異なる 2 種類の供試体を用い、正負交番の繰返し載荷実験を行いその性能・挙動を調べた。

(2) ブレース材

ブレース材の製作に用いた SM400A と同じ鋼材から JIS 1 号試験片を 3 本製作し、引張試験を行って得られた材料定数の平均値を表-1 に示す。表-1 において E: ヤング率, σ_y : 降伏応力, ϵ_y : 降伏ひずみ, E_{st}: 初期硬化係数, P_u: 極限荷重, σ_u : 引張強度, ϵ_u : 最大ひずみ, ν : ポアソン比である。

ブレース材の諸元を表-2 に示す。ここで、L: 部材長, b: 断面幅, t: 断面厚, A: 断面積, λ : 細長

表-3 拘束材の諸量

供試体	b_f (mm)	t_f (mm)	h_w (mm)	t_w (mm)	隙間量(mm)	
					d	d_0
(a)W0-d1-1	200	10.4	0	0	1	1
(b)W20-d1-1	200	10.4	19.7	10.4	1	1
(c)W30-d1-1B	200	10.3	29.3	10.5	1	1
(d)W40-d1-6	200	10.4	39.6	10.4	1	6

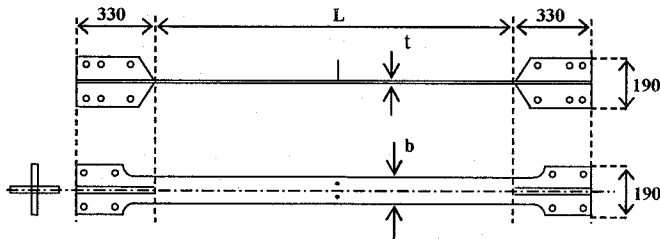


図-2 ブレース材の全体図

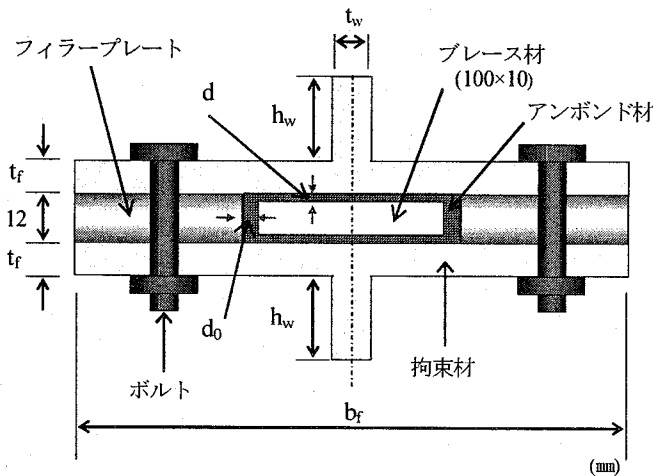


図-3 拘束材断面図

比を意味している。図-2 にブレース材の全体図を示す。ブレース材には平鋼を用い、端部は実験装置に設置するために、12 mm厚の両側リブが両端部に溶接してある十字断面となっている。部材長 L は十字断面部分を含まない平形断面部分の長さである。

(3) 拘束材

拘束材の諸量を表-3 に、断面構成を図-3 に示す。ここで、 b_f : フランジ幅、 t_f : フランジ厚、 h_w : ウェブ高さ、 t_w : ウェブ厚、 d : 面外隙間量、 d_0 : 面内隙間量を示しウェブとフランジは溶接してある。実験で使用した拘束材の材質はSM400AでありT形断面を使用した。ただし、(a)W0-d1-1 供試体はウェブ部分がない平型としている。また拘束材の材料定数はブレース材の材料定数と同様である。後で述べる

ように、供試体(a),(b)は安全係数 $\nu_F < 3.0$ 、供試体(c),(d)は $\nu_F > 3.0$ である。

(4) アンボンド材

アンボンド材はブレース材と拘束材との隙間を粘着性があり高い伸び率のあるゴムでブレース材表面に巻き付けることで、ブレース材と拘束材が接触して発生する摩擦力の影響を無くし、隙間の間で軸方向に自由に変形する事が可能である。本実験では、1mm 厚のブチルゴムを使用した。

(5) 拘束方法

図-4 にBRBの構成図を示す。拘束方法はまずブレース材にアンボンド処理を施し、フィラープレートと共に拘束材で両側から挟み込むように装着しボルト接合した。フィラープレートの材料はSM400を使用し、一对のボルトは、8 等級 M10 ボルト(保証荷重=33.7kN)を用いて供試体長さ方向に 50 mm 間隔で片側 29 本の高力ボルトで接合した。

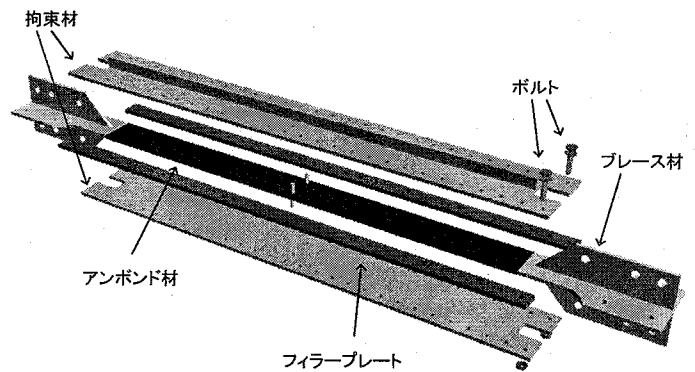


図-4 BRB 構成図

(6) 実験装置

本実験の実験装置の概略図を図-5 に示す。実験供試体をピン支持の剛柱と台座の間に 45 度の角度でM10 の高力ボルトにより剛結する。供試体を接合する際、BRBを設置する前の初期たわみの大きい側の面を載荷装置の面内になるようにし、アクチュエーターの荷重がすべて供試体に伝達させるために、極力偏心軸力が生じないように設置した。ピン支持の剛柱は実験装置面内に自由に回転できるようになっている。本実験では、水平力を容量 ± 350 kNのアクチュエーターにより載荷し、ピン支持剛柱を回転させ、供試体に軸方向の変位を与える。アクチュエ

ーターにより水平方向に載荷する事により，実験供試体には軸方向荷重 $\sqrt{2}H$ (H ：水平力)，軸方向変位 $\delta_H/\sqrt{2}$ (δ_H ：水平変位) が与えられるようになっている。

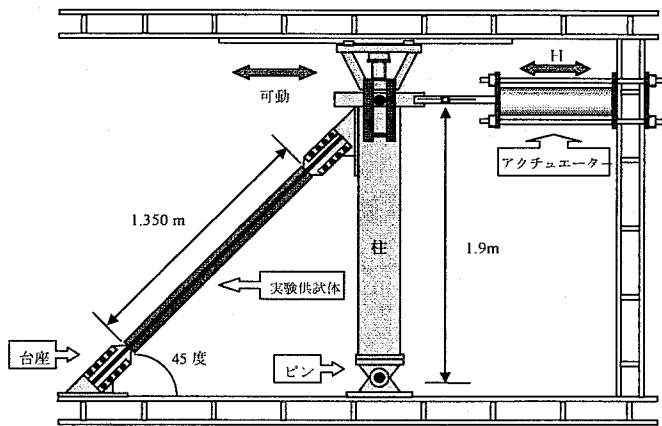


図-5 実験装置概略図

(7) 載荷パターン

載荷パターンは $0.5\delta_y$ から開始し，次に $1\delta_y \sim 10\delta_y$ までは $1\delta_y$ ずつ， $10\delta_y$ からは $2\delta_y$ ずつの変位増分で，各振幅 1 回ずつの両側繰り返し漸増載荷を行った。 $24\delta_y$ を 1 ループ載荷した時点で変形性能 3.0%，累積塑性ひずみ 70% を満たす。図-6 はこの載荷パターンを示したものである。

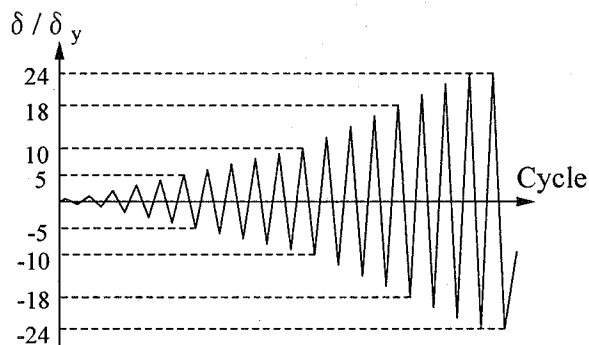


図-6 載荷パターン

5. 実験結果

(1) 初期たわみ

供試体を実験装置に設置した後の初期たわみを計測した。拘束材の最大初期たわみは，BRB の全体座屈防止条件式に影響を及ぼすのでその値の把握は BRB の設計上必要である。計測結果を表-4 に示す。 L ：部材長(mm)， a ：最大たわみ(mm)を示す。本実験では設置前の BRB の初期たわみの大きい側の面を載荷装置の面内になるように設置したので，設置後

表-4 初期たわみ計測結果

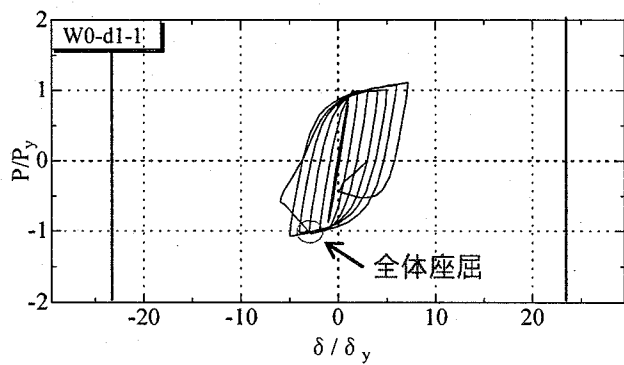
供試体名	L/a		
	ブレース材のみ	組み立て後	
		設置前	設置後
(a)W0-d1-1	913	3004	1478
(b)W20-d1-1	555	1154	2144
(c)W30-d1-1B	555	1977	1729
(d)W40-d1-6	425	1929	1062

の BRB はすべて載荷装置の面内にたわんでいる。BRB 自体がかなりの重さであるので自重は無視できないが，この初期たわみは供試体製作時の鋼材自体の反りと考えられる。

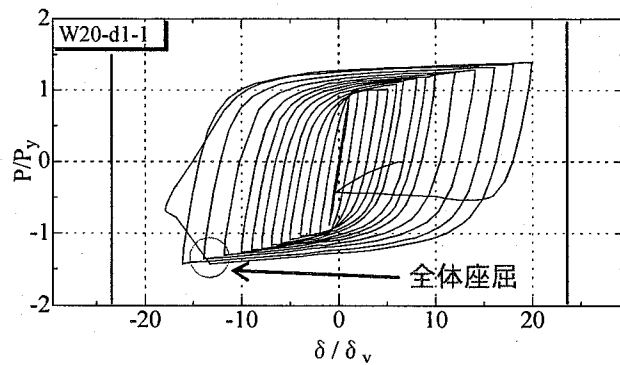
(2) 荷重変位関係

図-7 に本実験で得られた供試体の荷重-変位関係を示す。図-7 において引張側を正とし，縦軸，横軸をそれぞれ降伏荷重 P_y ，軸方向変位 δ_y で無次元化してある。

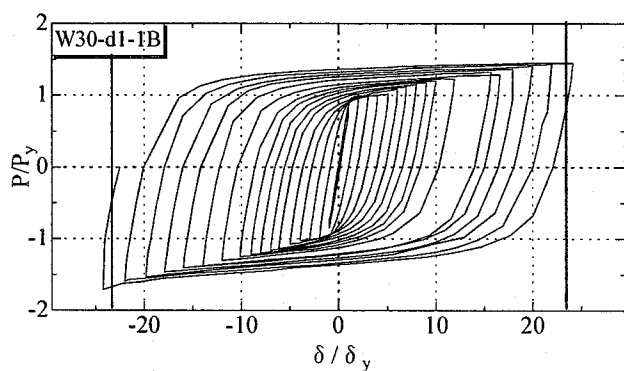
(a)W0-d1-1 の履歴曲線を見ると，引張側の $+6\delta_y$ まで載荷し終え圧縮側の $-6\delta_y$ をめざし載荷している途中， $\delta/\delta_y = -3$ 付近で荷重が急激に低下した。その後 $-6\delta_y$ まで載荷し，引張側の $+7\delta_y$ まで載荷した後，圧縮側に載荷している途中で荷重が上がらなくなり変位がゼロの位置で除荷した。これは $\delta/\delta_y = -3$ 付近で BRB が全体座屈を起こし，耐力が低下したためである。同様に(b)W20-d1-1 の履歴曲線を見ると，引張側の $+18\delta_y$ まで載荷し終え圧縮側の $-18\delta_y$ をめざし載荷している途中， $\delta/\delta_y = -14$ 付近で荷重が急激に低下した。その後 $-18\delta_y$ まで載荷し，引張側の $+18\delta_y$ まで載荷した後，圧縮側に載荷している途中で荷重が上がらなくなり変位がゼロの位置で除荷した。これも $\delta/\delta_y = -14$ 付近で BRB が全体座屈を起こし，耐力が低下したからである。図-8 は左側が(a)W0-d1-1，右側が(b)W20-d1-1 が全体座屈を起こした直後の BRB である。共に設置前の初期たわみの大きい面を載荷装置の面内にくるように設置したので載荷装置側にたわんでいる。一方，(c)W30-d1-1B と (d)W40-d1-6 の供試体は，目標の $24\delta_y$ のループで載荷する事により累積塑性ひずみを満たしたので載荷を終了した。(d)W30-d1-1B と (f)W40-d1-6 の 2 本の供試体とも全体座屈は起こらず，安定した履歴曲線となった。



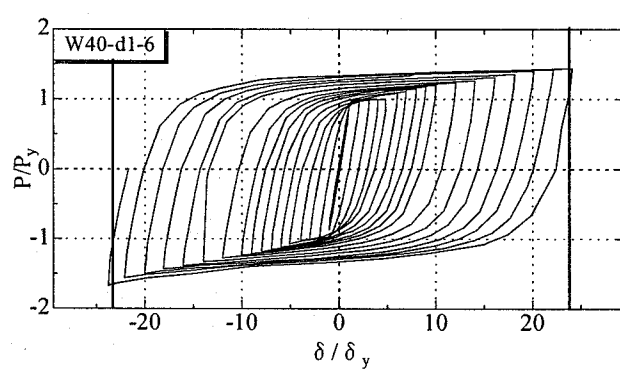
(a)W0-d1-1



(b)W20-d1-1

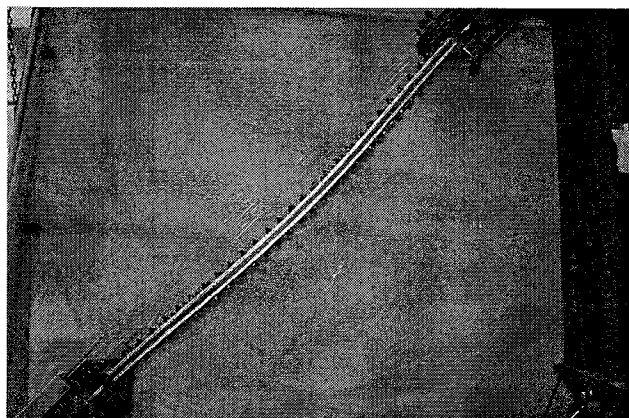


(c)W30-d1-1B

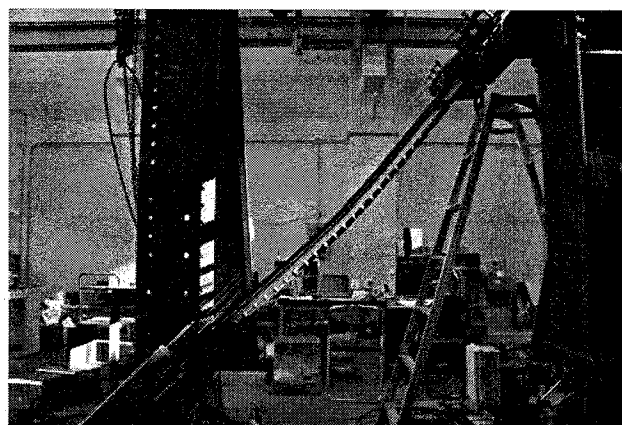


(d)W40-d1-6

図-7 荷重—変位関係



(a) W0-d1-1



(b) W20-d1-1

図-8 全体座屈後の BRB



図-9 実験前のブレース材



W30-d1-1B ($d_0=1$)



W40-d1-6 ($d_0=6$)

図-10 実験終了後のブレース材

(3) 面内隙間量による影響

図-9 は実験前のブレース材, 図-10 は実験終了後のブレース材の面内方向(幅方向)の変形状況である. なおW30-d1-1Bの面内方向の隙間量 d_0 は1mm, W40-d1-6は6mmである. 面内隙間量 d_0 は $d_0=1$, $d_0=6$ と大きい供試体の方が大きく蛇行変形することが分かる. これはブレース材が面外方向に変形が出来なかったため, 面内方向へと蛇行変形したと思われる. しかし荷重-変位関係を見ても蛇行変形によるエネルギー吸収量への影響はほとんどないが, 変形が大きくなると耐力の低下が懸念される⁴⁾ため, 面内隙間量 d_0 は可能な限り小さくする必要がある.

(4) 変形性能と累積塑性ひずみ

表-5 変形性能および累積塑性ひずみの結果

供試体	安全係数 ν_F	変形性能 (%)	累積塑性ひずみ (%)	全体座屈の 発生
(a)W0-d1-1	2.03	0.65	5.34	YES
(b)W20-d1-1	2.65	2.08	45.0	YES
(c)W30-d1-1B	3.50	>3.08	>71.2	NO
(d)W40-d1-6	4.76	>3.06	>73.0	NO

表-5 は各供試体の安全係数 ν_F , 変形性能及び累積塑性ひずみの結果をまとめた表である. 各供試体とも圧縮側の最大変位を $\delta_{\max}$ とし計算を行った. 図-7中の縦方向の実線は, 最大ひずみ 3%(塑性率 $\delta/\delta_y=23.3$)である. (a)W0-d1-1, (b)W20-d1-1は $\nu_F > 3.0$ であるが, 予想通り, 全体座屈が発生することにより, 目標値 3%に達することができなかった. 一方, (c)W30-d1-1B, (d)W40-d1-6は $\nu_F < 3.0$ であり, これの予想通り全体座屈することなく目標値 3%に達した. 累積塑性ひずみは, 変形性能と同様に, 全体座屈を起こした供試体は目標値 70%を満たすことが出来ず, 全体座屈を起こさなかった供試体は, 目標値 70%以上の値となった. 全体座屈を起こさなかった供試体は, 累積塑性ひずみ 70%を満たした時点で荷重を終了したので, 変形性能及び累積塑性ひずみの値は今回の結果以上になると思われる. 以上より, 目標性能を確保するためには, 全体座屈の防止が重要であり, そのために安全係数 $\nu_F > 3.0$ の確保は一つの指標になりうるということが分かった.

6. 結言

本研究では, 本学「高度制震実験・解析研究センター」の主要研究課題である高機能制震ダンパー開発研究の一環として, 座屈拘束ブレース(BRB)を取り上げ, 繰り返し載荷性能実験を行うことにより, 高機能 BRB に要求される性能の検討を行った. 以下に本研究のまとめと結論を以下に述べる.

(1) 高機能座屈拘束ブレースの要求性能

第2章で高機能 BRB の要求性能をまとめた. このうち, 式(1)~(3)を満たす BRB を開発することが重要であり, これを目標性能として4体の供試体を製作して性能実験を実施した.

(2) 全体座屈の防止

BRB が目標性能を発揮するためには, 全体座屈防止が主要な要件であることを過去の実験例から示し, そのための条件として, 第3章において, 安全係数 $\nu_F > 3.0$ を提案した.

(3) 繰り返し載荷実験結果

安全係数が, $\nu_F > 3.0$ を満たさない供試体, および満たす供試体をそれぞれ2体ずつ製作して繰り返し載荷の性能実験を行った. その結果, 安全係数 $\nu_F < 3.0$ の供試体は, 全体座屈が起きることにより耐力が低下し, 目標性能を確保することが出来なかった. 一方, 安全係数 $\nu_F > 3.0$ の供試体は引張側と圧縮側で同様の安定した履歴曲線を描き, 目標性能を確認することが出来た.

(4) 主要な結論

以上の結果から, 安全係数 $\nu_F > 3.0$ の確保は高機能 BRB を得るための一つの重要な指標になりうるということが分かった.

今後はより軽量であり, 高い腐食性を有するアルミニウム合金の制震ダンパーとしての使用が可能であると考え, 同様の性能実験を行うつもりである.

謝辞: 本研究は名城大学内の高度制震実験・解析研究センターの研究課題の一環として実施されました. なお実験を共に行ってくれた藤田大輔氏ならびに河邊勇人氏に感謝いたします.

参考文献

- 1)宇佐美勉 編著：鋼橋の耐震・制震設計ガイドライン，
日本鋼構造協会，技報堂出版,2006.9
- 2)宇佐美勉：高機能制震ダンパーの研究開発，第 10 回地震時保有耐震力方に基づく橋梁等構造の耐震設計に関するシンポジウム講演論文集,2007.2
- 3)葛漢彬，日沖堅治，宇佐美勉：鋼アーチ橋に設置した座屈拘束ブレースの応答値，土木学会地震工学論文集，2005.8
- 4)宇佐美勉，加藤基規，葛西昭，河村洋行：制震ダンパーとしての座屈拘束ブレースの要求性能，土木学会構造工学論文集 Vol.50A, pp527-538, 2004.3
- 5)宇佐美勉，渡辺直起，河村洋行，葛西昭，織田博孝：制震ダンパーとしての座屈拘束ブレースの全体座屈，土木学会構造工学論文集 Vol.52A, pp37-48, 2006.3
- 6)千田耕大，藤田将之，葛西昭，宇佐美勉，渡辺直起：鋼種の異なる座屈拘束ブレースの繰り返し弾塑性挙動，構造工学論文集 Vol.52A, pp339-347,2006.3