土木学会論文集A1(構造・地震工学), Vol. 69, No. 3, 439-451, 2013.

鋼およびアルミニウム合金製座屈拘束ブレースを設置した鋼トラス構造の耐震性能比較

宇佐美　勉[1]・今瀬　史晃[2]・舟山　淳起[3]・野中　哲也[4]

[1]フェロー　名城大学教授　理工学部（〒468-8502 名古屋市天白区塩釜口1-501）
E-mail: usamit@meijo-u.ac.jp

[2]正会員　太平工業株式会社（〒100-0005 東京都千代田区丸の内2-5-2）
E-mail: 113437002@ccalumni.meijo-u.ac.jp

[3]正会員　八千代エンジニヤリング株式会社（〒161-8575 東京都新宿区西落合2-18-12）
E-mail: jn-funayama@yachiyo-eng.co.jp

[4]正会員　株式会社耐震解析研究所（〒466-0059 名古屋市昭和区福江2-9-33）
E-mail: nonaka@sean.co.jp

同一断面の鋼製（SM400）またはアルミニウム合金製（A6061S-T6）座屈拘束ブレース（BRB）を斜材に設置した剛結鋼トラス構造に，一定鉛直力（死荷重想定）と繰り返し水平力（地震力想定）を破壊に至るまで載荷した実験を実施し，トラスの損傷過程および変形性能の比較を行った．その結果，鋼BRBは軸方向剛性およびひずみ硬化による強度上昇がアルミニウム合金BRBに比べ大きいため，鋼BRBトラスは損傷が主構造まで拡がることが分かった．このことは，橋梁の耐震性向上を目的に横構・対傾構にBRBを使用する場合，BRBの軸方向剛性・強度を過度に高めることは，周辺部の部材・部位に損傷を広げるため，注意が必要であることを示唆している．

Key Words : *buckling-restrained braces, steel, aluminum, truss, cyclic test, damage*

1. 緒言

大地震時の橋梁の耐震性能向上策として座屈拘束ブレース（以下 BRB と略称），せん断パネルダンパー（SPD）に代表される履歴型制震ダンパー設置が非常に有効であるとされ，これまで多くの研究が行われてきた [1)~5)]．しかし，橋梁用制震ダンパーに関する研究は，単体の性能実験 [6)~11)]，あるいは制震ダンパーを設置した橋梁の地震応答解析 [12)~18)]に関する研究が主で，橋梁モデルに制震ダンパーを設置して性能実験を行った研究例は多くない [19)~23)]．そこで，著者らは，後述の鋼製剛結トラス（**図-1** 参照），および斜材の設置方向を 90°回転させた鋼製トラス [24)]を用い，斜材として (1) 部材座屈に比較的強い鋼 H 形断面（A 断面と称し，H100×100×6×8 の両フランジ幅を 50mm に切削した断面で，細長比＝64，断面積=1,300mm^2），(2) 部材座屈に比較的弱い鋼 H 形断面（B 断面と称し，A 断面のフランジ幅をさらに切削して 30mm にした断面で，細長比＝119，断面積=984mm^2），(3) 鋼平板（PL80×10，あるいは PL60×10）を芯材とした BRB（**図-2** 参照），の 3 種類を用いた繰り返し載荷実験および数値解析を実施してきた [24)~27)]．BRB 斜材は，単体 BRB の性能実験・解析を基に提案してきた高機能 BRB の設計思想 [5), 8)]を基に設計されたものである．検討項目は，BRB 設置の有無，斜材の部材座屈，斜材の剛性・強度，斜材の設置方向，ガセット厚などがトラス構造の進行性破壊性状，変形性能，エネルギー吸収能に及ぼす影響である．同時に，ブレース材付き骨組構造の複合非線形解析に対して提案してきた解析モデル・手法 [28)]の妥当性の検証も行ってきた．これらの一連の研究から得られた知見の内，本研究に関連する主なものは次のようにまとめられる．

1) 強度と剛性の低い B 断面斜材の場合は，変形が斜材に集中し，周辺部の部材（上下弦材，鉛直材）の損傷は小さい．トラスの耐荷性能の低下は，斜材の過度の部材座屈変形による．
2) 強度と剛性の大きな A 断面斜材，あるいは BRB 斜材の場合は，斜材の損傷は小さいが，周辺部の損傷（下弦材/鉛直材ボルト穴の支圧変

形・破壊）が大きくなり，トラス構造の耐荷性能の低下につながる．

3) 提案複合非線形解析手法は，斜材周辺部の部材の損傷が顕在化するまでは実験結果をよく模擬している．

以上の研究では，BRB の素材はすべて SM400 であったが，本論文では，アルミニウム合金製 BRB を斜材に持つ鋼トラス（以下，アルミ BRB トラスと称する）を取り上げ，鋼 BRB を斜材に設置した鋼トラス（以下，鋼 BRB トラスと称する）との性能比較を行う．研究の主目的は，降伏強度は鋼 BRB とあまり変わらないが，軸方向剛性および降伏後の強度上昇が小さいアルミ BRB の優劣を，上述の知見 2) の観点から検討することにある．

単体アルミ BRB の性能実験，低サイクル疲労実験については，著者らにより数多くの研究が行われている [30)~32)]．これらの研究から得られた主な知見は，(1) 調質アルミ [33)]である A6061S-T6 が BRB として最も適する，(2) アルミ，特に 6000 系アルミはアーク溶接によって強度および低サイクル疲労強度が極端に低下するので BRB の端部リブは溶接を避けボルト接合にする，(3) A6061S-T6 のボルト接合アルミ BRB は鋼 BRB に匹敵する性能を持つ．本研究のアルミ BRB 斜材はこれらの知見を基本に設計されている．

著者らの一連の研究 [24)~28)]における鋼トラス構造は，特定の実構造を対象としたものではない．トラス構造には多種多様な構造形態，部材形状，接合部の剛性の相違などがあり，限られた実験によって全ての実トラス構造の挙動を解明出来るものではない．一連の研究で得られた知見を基に，数値計算によって形態等の異なるトラス構造の挙動を理解していく必要がある．

2. 実験概要

(1) 実験供試体

実験は，これまでの実験 [24)~27)]と同様，**図-1**，**表-1** に示すような鋼製の平面剛結トラス構造（骨組線で測った高さ 800mm，長さ 1,600mm）を用い，鋼 BRB あるいはアルミ BRB を斜材に設置した 3 体の供試体を製作して実験を行った．トラス構造は両端基部が回転支持，中央基部がローラー支持された 2 次不静定構造である．3 体の鉛直ジャッキにより均等な一定鉛直荷重 V が各鉛直部材軸線上に載荷され，上弦材軸線方向に繰り返し水平荷重 H が右端に載荷されている．鉛直荷重 V の大きさは，鉛直材の降伏軸力の 20% （V =127 kN）に設定した．鉛直荷重は死荷重，水平荷重は地震力（慣性力）を想定している．

供試体の一覧を**表-1** に示す．BRB-Cy は鋼 BRB（材質：SM400）を斜材に持つ文献 25) の鋼トラス供試体で，比較のため再録した．BRB-AL-Mo および BRB-AL-Cy はアルミ BRB（材質：A6061S-

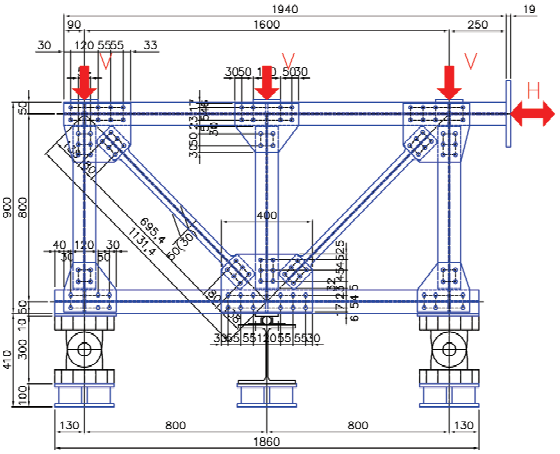
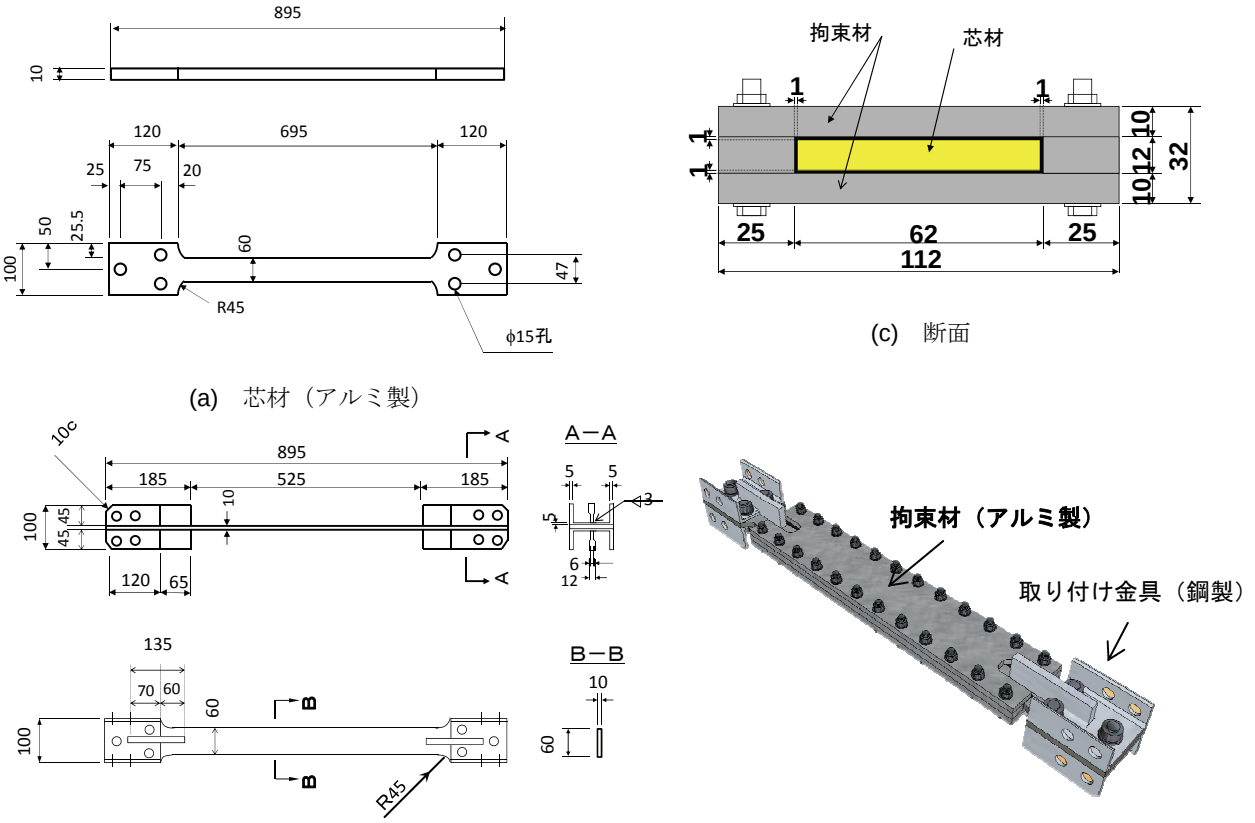


図-1 実験供試体

表-1 実験供試体寸法

供試体名	上下弦材・鉛直材			斜材				載荷パターン
	断面・部材長	ℓ /r	材質	断面・部材長	ℓ /r	ℓ' /r	材質	
BRB-Cy	H100×100×6×8 （弱軸回り） A=2,100mm^2 r =25.2mm ℓ' =800mm	32.4	SS400	BRB：PL60×10 A_D =600mm^2 r =2.89mm ℓ =1,130mm ℓ' =725mm	391	269	SM400	繰り返し
BRB-AL-Mo							A6061S-T6	単調
BRB-AL-Cy								繰り返し

Note: ℓ =骨組長，ℓ'=連結高力ボルト群の重心間距離，A=上下弦材・鉛直材断面積，A_D=斜材断面積，r =弱軸回りの断面 2 次半径



(a) 芯材（アルミ製）

(c) 断面

(b) 芯材（取り付け金具ボルト接合後）

(d) 組み立て後の BRB 斜材

図-2 アルミニウム合金製 BRB 形状

T6）を斜材に持つ鋼トラス供試体で，それぞれ，単調増大および繰り返し載荷の元で今回新たに実験を行ったものである．上下弦材および鉛直材には H 形鋼（H100×100×6×8 で材質は SS400）を弱軸回りに使用した．アルミ BRB 斜材の形状を**図-2** に示す．アルミ BRB の芯材（前論文 [24)~26)]ではブレース材と称していたが本論文では芯材と称する），拘束材，フィラープレートは鋼 BRB と同一であるが，材質は全て A6061S-T6 である（**図-2(c)**）．BRB 芯材の断面は PL60×10 であり，芯材が面内外に変形できるように拘束材との間に 1mm の隙間が設けられている．10mm 厚の一対の拘束材が 12mm 厚のアルミ製フィラープレート 2 枚を介して高力ボルト摩擦接合 [29)]によって断面が集成されている（**図-2(d)**）．鋼 BRB の芯材端部には，鋼製端部リブおよびガセットへの取り付け金具（鋼製）が溶接されていた．しかし，アルミ BRB では文献 32)の知見より，端部リブ溶接支端部から発生する低サイクル疲労亀裂を回避するために，**図-2(b)**に示すような，芯材端部露出部の面外変形拘束の役目を果たす突出部を設けた取り付け金具（SM400）を，芯材端部を挟むように高力ボルト摩擦接合することで，端部リブを芯材に溶接しない構造を採用している． 文献 32) の第 3 次実験で考案されたボルト接合 BRB では，取り付け金具も押し出し加工で製作されたアルミ製アングル形材であった．しかし，本実験では取り付け部の寸法が小さいため，該当するサイズのアングル材が入手不可能で，やむなく溶接によって製作した鋼製の取り付け金具で代用した．実構造では，寸法が大きくなるため，文献 32)で使用されたような，アルミ製取り付け金具が製作・使用できると考えられる．

BRB の組み立て（**図-2(d)**）は，まず芯材の平形部両面にアンボンド材（1mm 厚のブチルゴム）を接着し，芯材を一対の拘束材で挟み込むように装着し，供試体の長さ方向に 50mm 間隔で片側 12 本の 10.9 等級 M10 高力ボルト（保証荷重=48.1kN）で接合した．鋼製およびアルミ BRB 共，全体座屈に対する安全係数 [5)]は ν_F >3.0 で，過去のアルミ BRB 単体の性能実験 [30), 32)]から全体座屈が生じない設計となっている．

表-1 の ℓ は骨組長（格点間距離），ℓ' は斜材の連結高力ボルト群の重心間距離，r は部材中央部（平行部）断面の弱軸回りの断面 2 次半径（BRB に対しては芯材のみ）である．連結高力ボルト群の重心間距離は，道路橋示方書 [29)]に定められている

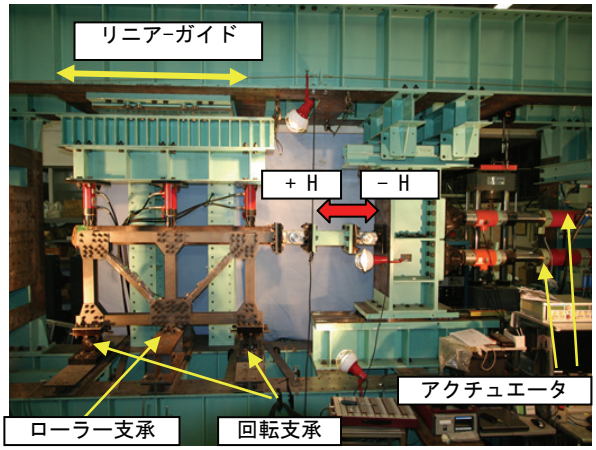


写真-1　実験全景

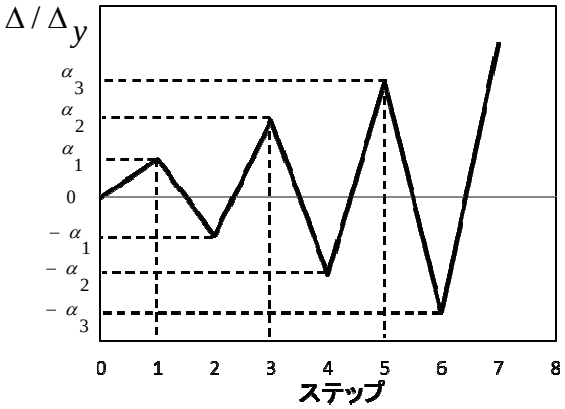


図-3　載荷パターン

ガセットにより弦材に連結された腹材の有効座屈長に相当する．

供試体の格点は板厚 8mm の 2 枚のガセットを介して F10T 高カボルト（M16）で摩擦接合されている．ガセット板厚および高力ボルト本数は，道路橋示方書 [29]の基準を満たすように設計した．但し，部材力は，部材の座屈を無視して算定した初期降伏水平力時の値 [25),26)] を用いた．なお，回転支承上のベースプレート（PL260×10×270 で，以下 BP と称する）は下弦材フランジに両面隅肉溶接（脚長 4mm）されている．

(2)　実験装置と計測

実験は，名城大学の「高度制震実験・解析研究センター」に設置された実験装置 [24)~27)]（**写真-1**）を用いて行った．また，供試体の面外変位は，上弦材の格点 3 カ所に設置した面外変位拘束装置 [24)]によって防止されている．

実験は，上弦材格点の水平変位の平均値をダイアルゲージ（最小目盛り 1/100mm）でモニターすることにより，変位制御で行った．ただし計測された水平変位には，供試体の変形に伴う実変位以外に，剛体変位として左右の回転支承と載荷フレーム梁間の接合部のすべり，および回転支承と供試体の間の滑りが加わって計測される．そのため，それぞれの回転支承について 3 個のダイアルゲージによって剛体的な水平変位を計測し，測定した上弦材水平変位から剛体変位を差し引いて実水平変位 Δ を算定し，変位制御に用いる水平変位とした [22)]．

(3) 載荷パターン

繰り返し載荷実験での載荷プログラムは漸増変位振幅の両振り載荷とし，**図-3** に示す載荷パターンとした．初期の段階では，鋼 BRB トラスの降伏水平変位 Δ_y（**表-3** 参照）を基準に $\alpha_i \cdot \Delta_y$（α_i = 1.0，2.0，3.0，4.0，5.5，7.0，9.5，12.0，14.5）の変位増分で載荷し，その後，損傷状況に応じて変位増分を変更して載荷を行った．繰り返し数は各変位一回である．また，アルミ BRB トラスについても，比較を容易にするため，鋼 BRB トラスの降伏水平変位を用いて，上と同様の載荷パターンで実験を行った．

3.　実験結果と考察

(1) 材料定数

JIS 1 号引張試験より求められた上下弦材・鉛直材のフランジおよびウェブ，ガセット，鋼およびアルミ BRB 芯材の材料定数を**表-2** に示す．鋼 BRB の材料定数は文献 25) に記載のものの再録である．ここに，E：ヤング係数，σ_y：降伏応力（アルミでは 0.2%耐力），ε_y：降伏ひずみ（アルミでは 0.2%耐力でのひずみ），E_{st}：初期ひずみ硬化係数（アルミでは 0.2%耐力での接線係数），ε_{st}：ひずみ硬化開始点ひずみ（アルミでは 0.2%耐力でのひずみ），σ_u：引張強さ，δ_u：伸び，ν：ポアソン比である．**図-4** に鋼およびアルミ BRB 芯材の応力—ひずみ関係を示す．周知のように，アルミには明確な降伏棚がない．降伏応力は鋼とアルミで大きな差がなく，弾性係数はアルミが鋼のほぼ 1/3 である [33)]．また，大ひずみ領域（2%以上のひずみ領域）でのひずみ硬化は鋼の方が大きい．本実験における BRB 芯材の断面積は鋼とアルミで同一であるので，アルミ BRB は鋼 BRB に比べ，弾性軸方向剛性はほぼ 1/3 であり，降伏後の強度上昇は小さい．従って，アルミ BRB は鋼 BRB に比べ，かなり“柔らかく”上下弦材および鉛直材に結合されていることになる．

表-2 材料定数

部位	材質	t [mm]	E [GPa]	σ_y [MPa]	ε_y [%]	E_{st} [GPa]	ε_{st} [%]	σ_u [MPa]	δ_u [%]	ν
H形フランジ	SS400	7.6	210	314	0.149	2.22	2.47	452	28.4	0.285
H形ウェブ		5.7	207	300	0.145	2.72	2.35	447	27.9	0.284
ガセット		8.0	209	289	0.138	2.46	2.54	425	27.5	0.288
鋼 BRB	SM400	10.0	206	279	0.12	2.90	1.80	436	28.9	0.320
アルミ BRB	A6061S-T6	10.0	69.0	278	0.614	1.58	0.614	296	10.6	0.318

Note： t=板厚，E=ヤング率，σ_y=降伏応力（アルミでは 0.2%耐力），ε_y=降伏ひずみ（アルミでは 0.2%耐力でのひずみ），E_{st}=初期ひずみ硬化係数（アルミでは 0.2%耐力での接線係数），ε_{st}=ひずみ硬化開始点ひずみ（アルミでは 0.2%耐力でのひずみ），σ_u=引張強さ，δ_u=伸び，ν=ポアソン比である．

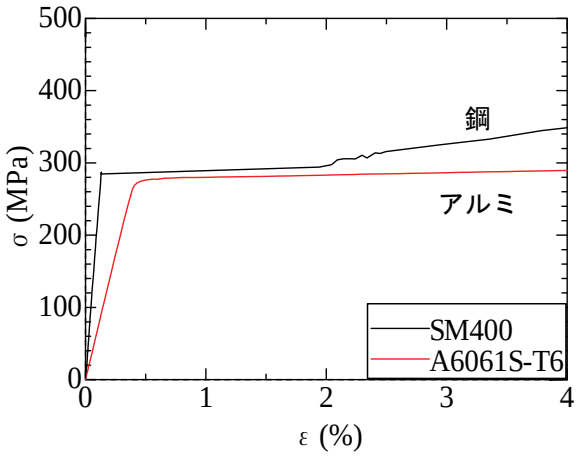


図-4 鋼（SM400）とアルミ（A6061S-T6）の応力-ひずみ関係

(2) 水平荷重 - 水平変位履歴関係（*H-Δ* 履歴曲線）と損傷の進展

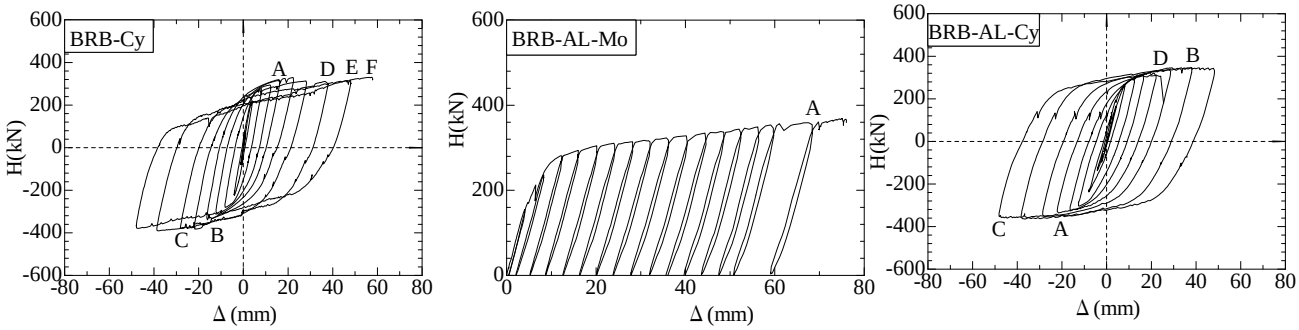
実験から得られた各供試体の水平荷重 - 水平変位関係（*H-Δ* 関係）を**図-5** に，また，実験終了後の全体写真とガセットプレートを取り外した後の損傷状態を**写真-2**～**写真-4** に示す．水平変位 *Δ* は左方向に変位した場合を正としている（**写真-1** 参照）．図中には水平変位の折り返し点で試験機を止めて肉眼で観察した部材・部位の損傷も示してある．なお，鋼 BRB トラスの実験結果は，文献 25)の要約であり，アルミ BRB トラスの実験結果との比較のために部分的に再録した．

BRB-Cy：*Δ*= ±18mm 近辺で回転支承上のベースプレート（BP）の浮き上がり変形が観察され，水平変位の増大ごとに変形が進行していった．その後 *Δ*= ±30mm を過ぎた辺りから，斜材周辺部の部材の損傷（ボルト穴の亀裂・破断）が顕在化したが，その後も大きな荷重低下は見られず安定した紡錘形の履歴曲線を描いている．BRB 斜材の部材座屈変形等の損傷は見られなかった．*Δ*= 38mm のループの微少な荷重低下およびその後の除荷・再負荷域での荷重上昇勾配の低下は，下弦材および鉛直材のボルト穴の損傷によるものであって BRB 斜材の損傷によるものではない．この供試体では，回転支承上 BP の浮き上がり変形が早い時期に発生したが，文献 26) の解析的研究によれば，BP の浮き上がり変形はトラス構造の変形挙動に大きな影響は与えない．

写真-2(a)は実験終了時（*Δ*= 58mm）での供試体の変形状態を示す．斜材の部材座屈は生じていない．**写真-2(b), (c)**は実験終了後にガセットを取り外した状態での下弦材左右端でのボルト穴の支圧破壊状態を示し，**写真-2(d)**は，右回転支承上の BP の浮き上がり変形を示す．**写真-2(e)**は実験終了後に BRB の拘束材を取り去った後での左斜材芯材の変形状態を示す．BRB 単体の実験 [6), 8)]で見られたように，芯材には，拘束材と芯材の間に設けた 1mm の隙間で高次の芯材面外変形モードが観察されている．

BRB-AL-Mo：ボルト穴の支圧破壊，局部座屈等の目立った損傷は見られず，載荷の最終段階で，左回転支承上のガセット右側，下弦材フランジ下側に微少な局部座屈変形が見られた程度であった．この座屈変形は，単調増大荷重を受ける鋼 BRB トラスでも見られた損傷である [26)]．なお，供試体に塗布した石灰の剥がれから，中央および左鉛直材下部（ガセット上側）および左右の回転支承近辺の下弦材フランジに塑性変形発生が観察された．

写真-3(a)は実験終了後にガセットを取り外した状態での下弦材左側でのフランジの局部座屈変形を示し，**写真-3(b)**は実験終了時（*Δ*= 68mm）での供試体の変形状態を示す．斜材の部材座屈は生じていない．また，**写真-3(c)**は実験終了後に BRB の拘束材を取り去った後での右斜材芯材の変形状態を示す．



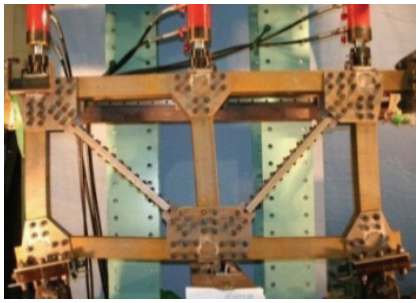
A	右 BP 浮き上がり変形
B	左 BP 浮き上がり変形
C	下弦材左下側ボルト穴亀裂
D	下弦材左上側ボルト穴変形 下弦材右下側ボルト穴亀裂
E	下弦材左上側ボルト穴破断
F	右鉛直材右側ボルト穴変形

BP：ベースプレート

A	下弦材左下側フランジ局部座屈

A	左 BP と下弦材溶接部亀裂
B	右 BP と下弦材溶接部亀裂
C	左斜材下端部露出部局部座屈
D	左斜材下端部露出部破断

図-5 水平荷重-水平変位関係と損傷箇所



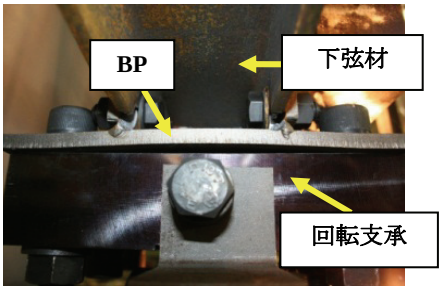
(a) 実験終了時の変形状態



(b) ボルト穴の支圧破壊(下弦材左)



(c) ボルト穴の支圧破壊（下弦材右）

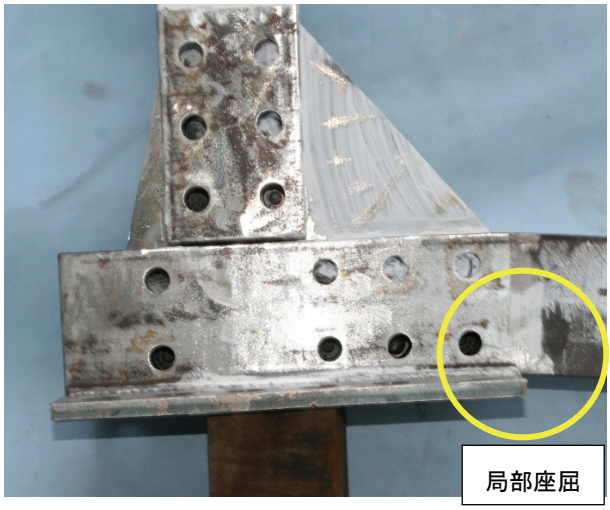


(d) BP の浮き上がり(右回転支承)

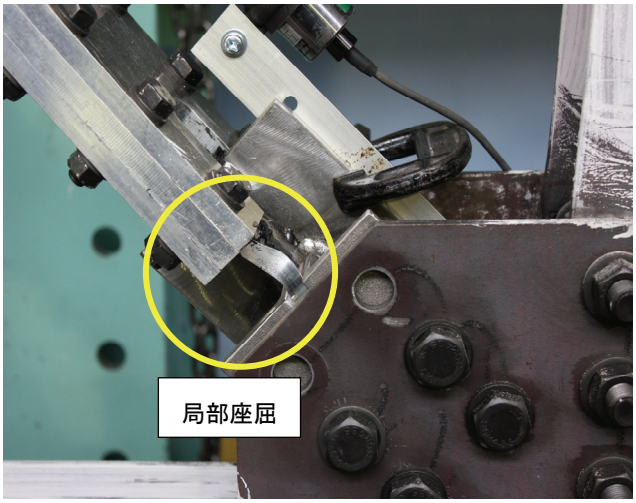


(e) 実験終了後の BRB の変形状態(拘束材除去後)

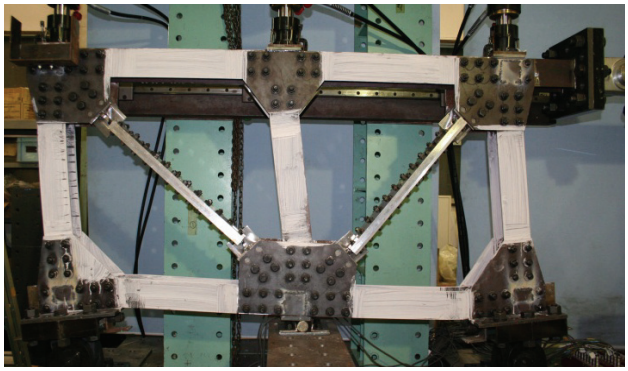
写真-2 BRB-Cy の損傷状況



(a) 下弦材フランジの局部座屈



(a) 左斜材下端部露出部の局部座屈



(b) 実験終了時の変形状態



(b) 左斜材下端露出部の亀裂（拘束材除去後）



(c) 実験終了後の右斜材の変形状況（拘束材除去後）

写真-3 BRB-AL-Mo の損傷状況



(c) 実験終了後の右斜材の変形状態(拘束材除去後)

写真-4 BRB-AL-Cy の損傷状況

BRB-Cy の芯材と同様，高次の面外変形モードが観測されている．

BRB-AL-Cy：芯材端部の局部座屈・破断が生ずるまでは，紡錘形の安定した履歴曲線を描いている．Δ= -22mm 付近で左回転支承上 BP と下弦材溶接部に微小な亀裂が生じ，Δ=38mm 付近で右回転支承上 BP にも同様の損傷が生じ，その後，変形が進むにつれ損傷が進展していった．

Δ= -48mm 付近で左斜材下端部芯材露出部に局部座屈が発生し（**写真-4(a)**），同じループで折り返し後の Δ= 25mm 付近で，局部座屈が発生した位置に芯材の亀裂・破断が生じ，急激な荷重低下が生じ

たため実験を終了した．**写真**-4(b)は，実験終了後，拘束材を除去した後の芯材の亀裂・破断状態を示す．アルミ BRB の端部は，芯材を取り付け金具突起部で両面から押さえるだけの構造になっている（**図**-2(d)参照）ため，芯材露出部の面外変形の拘束力が不足し，圧縮領域で局部座屈が生じたものである．その後の引張領域に生じた亀裂・破断は，局部座屈によって生じた大圧縮ひずみによって脆化した材料が，引張ひずみによって破断したものと考えられる．この種の現象は，1995 年阪神・淡路大震災で見られたパイプ断面の局部座屈発生箇所で観測された母材の破断 [34]と同じ現象と考えられる．アルミ BRB の性能をより向上させるためには，取り付け金具に設けられている芯材の面外変形拘束用のための突出部の曲げ剛性をより高くする必要がある．

写真-4(c)は実験終了後に BRB の拘束材を取り去った後での右斜材芯材の変形状態を示す．斜材の部材座屈は生じていないが，BRB-Cy の芯材と同様，高次の局部変形モードが観察されている．

BRB-Cy と BRB-AL-Cy の履歴挙動の相互比較：**図**-6 は鋼製およびアルミ BRB トラスの *H-Δ* 履歴曲線を相互比較したものである．両者は非常によく似た履歴曲線を描いており，最大荷重はほぼ同程度である．ただし，鋼 BRB トラスの履歴曲線は，大変位まで載荷後の除荷・再負荷領域，特に水平荷重が正の領域（H>0.0）で，アルミ BRB トラスの履歴曲線より荷重が低くなる．これは，鋼 BRB トラスでは，大変位領域で斜材周辺部の部材・部位にボルト穴の支圧変形，破断などの大きな損傷が顕在化したのに対し，アルミ BRB トラスにはそのような損傷は見られなかったためである．これは，3.(1)で述べたように，アルミ BRB は鋼 BRB に比べ，降伏強度は同一であるが，降伏後の強度上昇が小さく，損傷が主構造周辺部に及ばなかったためである．これらの実験結果は，BRB を付与した橋梁の耐震設計に配慮すべき重要な点を示唆している．すなわち，橋梁の耐震性向上を目的に横構・対傾構（以下ブレース材と総称する）に BRB を使用する場合，BRB の軸方向強度と剛性を過度に高めることは，周辺部の部材・部位に損傷を広げるため，控えるべきである．BRB によるアーチ橋の耐震補強例によれば，BRB に置換することにより芯材断面積は 1/3 程度に減少する [12]．但し，作用軸力は，実降伏強度の 1.6 倍程度になるが，断面積の減少が大きいので，主構造に伝達する軸力は補強前に比べ大きくならない．一方，文献 [25), 26)]でも指摘したことであるが，現行の鋼上部構造のブレース材の耐震設計では，レベル 2 地震動に対しても，部材座屈防止を前提に，レベル 1 地震動と同様な照査式（ただし，許容応力度の割り増しは 1.7）を用いて行っているようである．このような設計法を既設橋梁の耐震補強に採用すると，ブレース材が主構造に伝達する軸力は必然的に

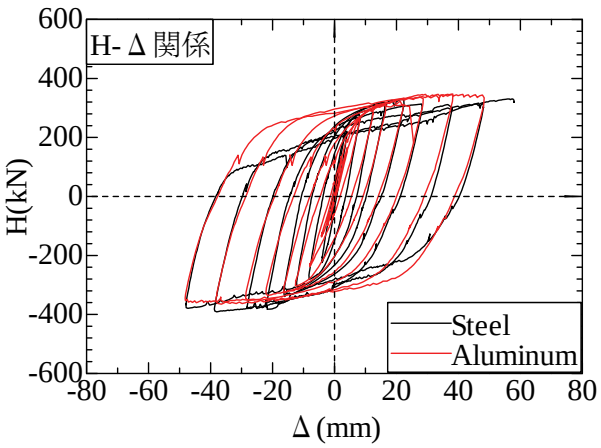
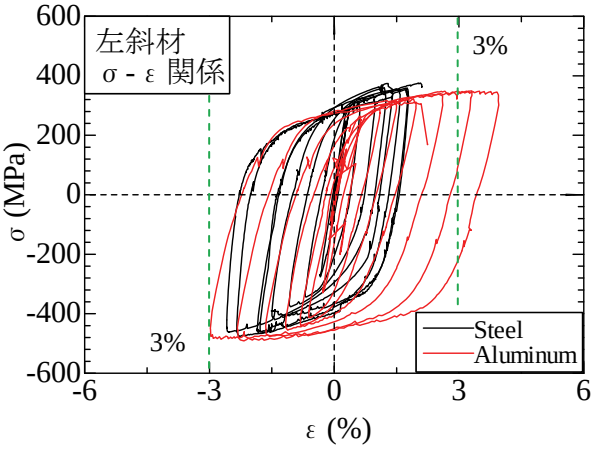
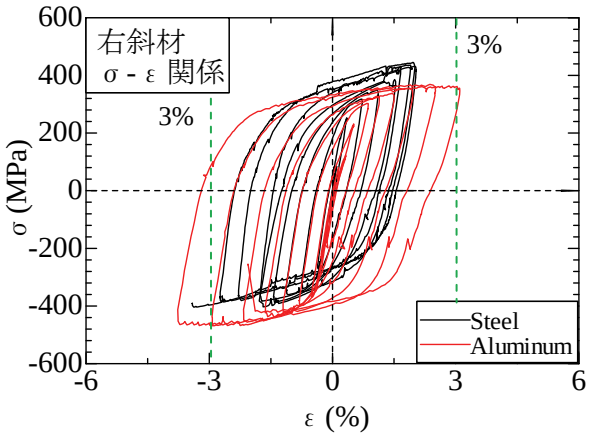


図-6　鋼およびアルミ BRB トラスの *H-Δ* 関係の比較



(a) 左斜材



(b) 右斜材

図-7　BRB 芯材の平均応力−平均ひずみ関係

増大し，主構造の損傷につながることが危惧される．従って，大地震に対してもブレース材を部材座屈させない耐震補強法が果たして最適な設計法かは十分検討する必要があろう．

(3) BRB の平均応力−平均ひずみ関係

鋼製およびアルミ BRB 芯材に作用する軸力 P を芯材断面積（A_D = 600mm^2）で除した平均応力 σ，および芯材変形部の軸方向相対変位 δ を芯材変形部の長さ ℓ_{brace} で除した平均ひずみ ε 関係を図-7(a), (b)に示す．芯材変形部の長さ ℓ_{brace} は，鋼 BRB では端部リブが芯材に溶接されているためリブ先端間距離 525 mm，アルミ BRB では端部リブの代わりに設けた突起部が芯材に溶接されていないため芯材平行部の長さ 595 mm を採用している．軸力 P および芯材の軸方向相対変位 δ は，前論文 [25), 27)]の考えに従って次のように近似的に算定した．軸力 P は直接求めることは困難であるため，弾性微小変位トラス理論で求められた軸力 P と水平荷重 H および鉛直荷重 V の関係式に，計測した H および V =127 kN（一定）を代入して算定した．また，芯材変形部の相対的軸方向変位 δ は，斜材格点間の相対的軸方向変位の測定値で代用した [25), 26)]．

図-7(a)，(b)より分かるように，鋼 BRB に比べアルミ BRB は軸方向剛性および降伏後の強度が低いため，より大きな軸ひずみが生じている．アルミ BRB の軸ひずみは，左右の斜材とも，高機能 BRB に要求される 3%ひずみを超えており，十分 BRB としての機能を発揮していたと考えることができる．アルミ BRB 左斜材の履歴曲線（図-7(a)）が非対称になっているのは，BRB 芯材端部に生じた座屈・破断の影響と考えられる．芯材の破断は，圧縮ひずみが 3%を超えた後の同じループでの 2.2%引張ひずみで生じている．先述のように，この破断は芯材端部露出部の面外変形拘束が不十分であったことに起因するため，この部分の改良によってより高性能のアルミ BRB が開発できるものと考えられる．

BRB に生ずる軸方向応力の最大値は，アルミ製で高々480 MPa，鋼製で高々470 MPa 程度であり，実降伏応力に対する上昇率は，それぞれ 1.72，1.69 程度である．これらは，単体鋼 BRB の実験値（1.6 程度）より多少大きいものの，本実験における軸力 P の測定値に含まれる誤差を考えれば，同程度の上昇率と考えてもよいであろう．

本実験は準静的載荷実験であるが，実地震動に対してはひずみ速度等の影響により，発生応力が更に大きくなる可能性がある．3 種類の BRB の震動台加振実験 [35)]によれば，応力上昇率は，BRB の種類によってかなりのばらつきが見られる．これはひずみ速度の影響のほかに，芯材と拘束材の接触条件が BRB によって異なるためと思われる．ただ，同時に行われたひずみ速度による降伏応力の上昇率を調べるための引張試験結果は，各社ほぼ同じような結果が得られており，ひずみ速度 15%～25%/sec で上

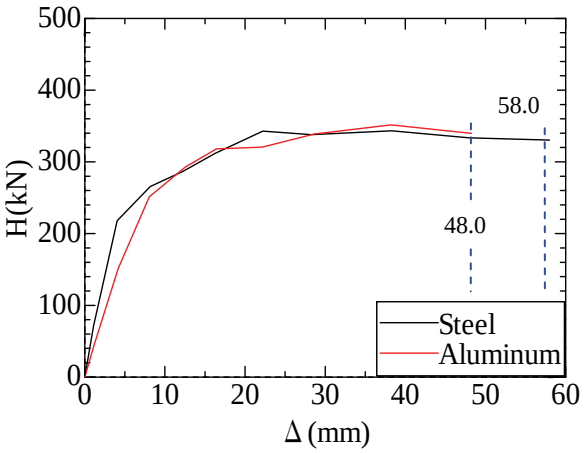


図-8　H-Δ 履歴曲線の包絡線の比較

表-3　変形性能およびエネルギー吸収能の比較

供試体	H_y [kN]	Δ_y [mm]	H_m [kN]	K_e [kN]	Δ_{95} [mm]	$\Sigma E_{H\text{-}\Delta}$ [kN·m]	$\Sigma E_{P\text{-}\delta}$ [kN·m] 左斜材	右斜材	$\Sigma\Sigma E_{P\text{-}\delta}$ / $\Sigma E_{H\text{-}\Delta}$
(1)　BRB-Cy	218	3.56	344	59.7	53.5	116	34.9	36.3	0.61
(2)　BRB-AL-Cy	218	5.82	351	37.3	48.0	127	40.7	38.7	0.63
比率　(2)/(1)	1.0	1.63	1.02	10.0	0.897	1.04	1.17	1.07	1.03

Note：　H_y =降伏荷重，　Δ_y=降伏変位，H_m=最大荷重，K_e=弾性剛性，　Δ_{95}=終局変位，　$\Sigma E_{H\text{-}\Delta}$=$H$-$\Delta$ 履歴曲線が囲む面積（構造全体の累積エネルギー吸収量），$\Sigma E_{P\text{-}\delta}$ =P-δ 履歴曲線が囲む面積（各斜材の累積エネルギー吸収量），$\Sigma\Sigma E_{P\text{-}\delta}$=左右の斜材の $\Sigma E_{P\text{-}\delta}$ の和

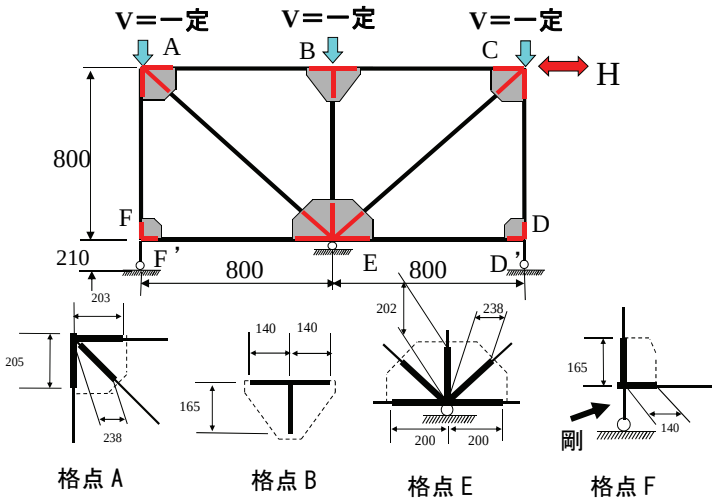


図-9 解析モデル

昇率は 1.2～1.3 程度である．仮に上昇率を 1.3 とすると，本実験トラスが実地震動を受けたときに発生する軸方向応力の実降伏応力に対する上昇率は，1.7 × 1.3=2.2 程度になり，BRB 設計時に想定している上昇率 3.0 に対して安全側にある [1), 2), 5)]．

(4) エネルギー吸収量

図-8 は，水平荷重が最大値から 95%まで低下した点を終局点と定義し，それに至るまでの繰り返し荷重を受ける鋼 BRB トラスおよびアルミ BRB トラスの H-Δ 履歴曲線の包絡線，**表-3** は，降伏荷重（H_y），降伏変位（Δ_y），最大荷重（H_m），弾性剛性（K_e），終局変位（Δ_{95}），H-Δ 履歴曲線が囲む面積（構造全体の累積エネルギー吸収量, $\Sigma E_{H\text{-}\Delta}$），$P$-$\delta$ 履歴曲線が囲む面積（各斜材の累積エネルギー吸収量，$\Sigma E_{P\text{-}\delta}$），左右の斜材の $\Sigma E_{P\text{-}\delta}$ の和と $\Sigma E_{H\text{-}\Delta}$ の比（$\Sigma\Sigma E_{P\text{-}\delta}$ / $\Sigma E_{H\text{-}\Delta}$）を鋼およびアルミ BRB トラスで比較したものである．

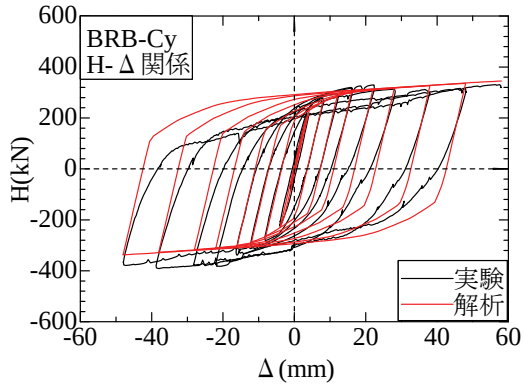
図-8 および**表-3** から分かるように，両包絡線はよく似た形状で，アルミ BRB トラスは芯材の破断により終局状態を迎えたにもかかわらず，弾性剛性比 $K_{e,\,aluminum}$ /$K_{e,\,steel}$ = 0.63 を除き，諸量の差は高々 10%程度である．弾性剛性比の相違は，トラス構造の振動特性の差として影響する．変形性能（Δ_{95}）は鋼 BRB トラスの方が高いが，トラス全体および BRB のエネルギー吸収量はアルミ BRB トラスの方が最大約 10%程度大きい．即ち，アルミ BRB は損傷が周辺部材・部位に及ばず，BRB に集中するため，同一断面の鋼 BRB より制震ダンパーとして好ましい性能を有することが分かった．

4. 解析的研究

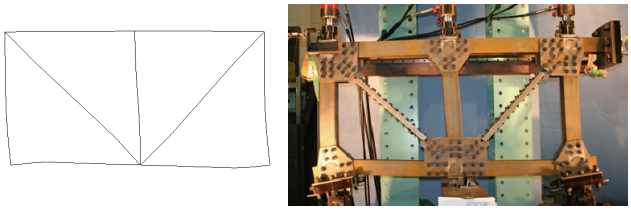
梁要素を用いた複合非線形解析により実験供試体の弾塑性挙動を文献 [24)~26), 28)]の手法に従い求める．解析では，局部座屈，接合部ボルト穴の損傷，BP の浮き上がり変形は考慮出来ないが，部材の塑性化，部材座屈，有限変位の影響は考慮出来る．解析の詳細，および BP の浮き上がり変形の影響については，文献 [24)~26)]を参照されたい．

使用した解析モデルの概要は次のようである（**図-9** 参照）．すなわち，(1)部材長は骨組長とし，格点は骨組線の交点とする．(2)ガセットプレートの影響は，その厚さを部材連結部の最先端ボルト位置から格点までの部材のフランジ厚に加える．**図-6** の太実線の部分がガセットの影響を考えた部材である．(3)格点はすべて剛結とする．(4)下弦材の格点が回転支承のヒンジの位置から上方 210mm にある影響（支承のオフセットの影響）はその間を剛棒要素で結ぶことで考慮する．

解析は全て構造解析用汎用コード Abaqus version 6.7 を使用した．BRB を除く全ての部材は，Timoshenko はり理論に基づく平面はり要素（要素番号 B31）でモデル化した．BRB については芯材の変形部は 1 分割のトラス要素（要素番号 T3D2），その他の部分は 4 分割の梁要素を用いた．上下弦材，鉛直材はすべて 10 分割した．用いた構成則（応力-ひずみ関係）は，バイリニア移動硬化則（2 次勾配は鋼 : E/100，鋼 BRB: E/60, アルミ BRB : E/250）である．材料定数は**表-2** の材料定数を用いた．解析は，一定の鉛直荷重の元で，載荷点 C（**図-9**）の水平変位を制御する変位増分法を用いた．

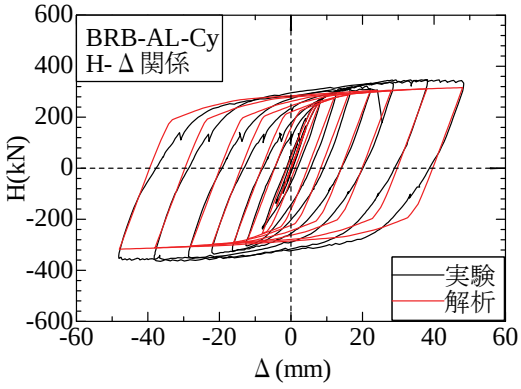


(a) *H-Δ* 履歴関係

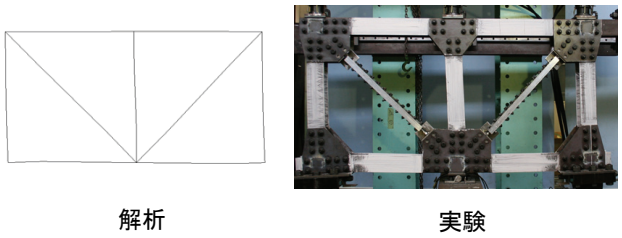


(b) 変形（*Δ*=58mm）

図-10 実験と解析の比較（BRB-Cy）



(a) *H-Δ* 履歴関係



(b) 変形（*Δ*=24mm）

図-11 実験と解析の比較（BRB-AL-Cy）

図-10，**図-11** は，それぞれ，鋼 BRB トラス BRB-Cy，およびアルミ BRB トラス BRB-AL-Cy の (a) 履歴挙動，(b) 骨組みの変形図の実験と解析の比較を示す．鋼 BRB トラスでは，大変位になると回転支承上 BP の浮き上がり変形，溶接部の亀裂，下弦材および鉛直材のボルト穴の変形および破断等の損傷が生ずるため，解析値は，必ずしも全領域に渡って実験値を良く模擬しているとは言えない．しかし，上記の損傷が顕在化する前の変位の領域では，解析値は実験値の傾向を正しく捉えていると言えよう．一方．アルミ BRB トラスでは大変形になっても下弦材ボルト穴の変形などの大きな損傷が見られなかったため，解析は実験結果を比較的よい精度で模擬できている．

5. 結言

格点部がガセットを介して摩擦接合用高力ボルトで接合された鋼製の剛結平面トラス模型に，一定鉛直荷重と繰り返し水平荷重が作用する状態で実験を行い（**写真-1**），鋼 BRB を斜材に持つ供試体とアルミ BRB を斜材に持つ供試体の単調増大および繰り返し載荷での挙動を比較した．BRB の芯材は鋼製，アルミ製とも同一断面（PL60×10）である．鋼製およびアルミ BRB とも，これまで行ってきた単体 BRB の性能実験から得られた知見を十分踏まえて設計されている．すなわち，(1) BRB の全体座屈は防止する，(2) 芯材端部の露出部の面外変形は十分に拘束する，(3) アルミ BRB 芯材は溶接を避け，ボルト接合により組み立てる，が基本的な要件である．しかしながら，供試体が小型という制約から，アルミ BRB では芯材端部露出部の面外変形拘束が不十分なところがあり，その部分が弱点となって，トラスは耐荷性能を失った．

さらに前論文と同様に，梁要素を用いたモデルにより，実験トラス構造の複合非線形解析を行った．格点は剛結とし，ガセットの影響は部材のフランジ厚を増すことで考慮した．解析は梁要素を用いているため，局部座屈および接合部のボルト周辺の損傷は考慮できないが，塑性化，有限変位，部材座屈の影響は考慮することが出来る．構成則はバイリニア移動硬化則を用いた．

最後に，トラス構造の性能実験・解析結果の分析を踏まえ，レベル 2 地震動を受けるアーチ橋，トラス橋横構，対傾構の望ましい設計の方向性に関する提案を行った．

本研究のまとめと結論，および今後の研究課題は以下のようなる．

1) 鋼 BRB トラスは，変位が進行していくと左右回転支承部周辺の下弦材ボルト穴に支圧損傷が生

じ，その部分の亀裂，破断へと破壊が進行していき，最終的に耐荷性能を失った．

2) アルミ BRB トラスは，BRB 芯材下端露出部の圧縮力による局部座屈と，その直後の引張力による亀裂発生によって耐荷性能を失った．局部座屈は，芯材端部の面外変形拘束が不十分であったことに起因する．
3) アルミ BRB 周辺部の損傷は軽微であった．アルミ BRB は，鋼 BRB に比べ，主構造に“柔らかく”結合されているため，損傷が主構造周辺部に及ばなかったためである．
4) アルミ BRB トラスは，鋼 BRB トラスと比較すると，変形性能（Δ_{95}）は 0.9 倍程度であったが，構造全体のエネルギー吸収量（$\Sigma E_{H\text{-}\Delta}$）および，両斜材のエネルギー吸収量の和（$\Sigma\Sigma E_{P\text{-}\delta}$）とも最大 1.1 倍程度あった．即ち，アルミ BRB は損傷が周辺部材・部位に及ばず，BRB に集中するため，同一断面の鋼 BRB より制震ダンパーとして好ましい性能を有することが分かった．
5) 梁要素を用いた解析ではボルト穴の損傷など斜材周辺部の損傷を考慮出来ないため，損傷が顕在化した後の鋼 BRB トラスの実験結果を十分正確に模擬することは出来なかった．
6) しかし，アルミ BRB トラスは，斜材周辺の部材・部位に大きな損傷が生じなかったため，比較的実験値を正確に模擬することが出来た．
7) 本論文の実験結果は，橋梁の耐震補強に配慮すべき重要な点を示唆している．すなわち，橋梁の耐震性向上を目的に横構・対傾構に BRB を使用する場合，BRB の軸方向剛性および強度を過度に高めることは，周辺部の部材・部位に損傷を広げるため，注意すべきである．

今後の研究課題

1) 現行の鋼上部構造の横構・対傾構の耐震設計ではレベル 2 地震動に対しても，部材座屈防止を前提にレベル 1 地震動と同様な照査式（ただし，許容応力度の割り増しは 1.7）を用いて行っているようである．このような設計法を耐震補強に採用すると，ブレース材が主構造に伝達する軸力は，通常の設計では考慮されていないひずみ硬化の影響で増大し，主構造の損傷につながることが危惧される．従って，大地震に対してもブレース材を部材座屈させない設計法が果たして適切な設計法かは今後十分検討する必要がある．
2) アルミ BRB を例えば鋼橋の斜材に適用する場合には，異種金属接触腐食 [33]の問題がある．そのために，アルミと鋼の接触面には絶縁材（例えばプリアド樹脂）を挿入する必要があるが，絶縁材については研究があまり進んでいないため，耐久性を含めてさらに研究を進展させる必要があろう．

謝辞：本研究は，文部科学省の科学研究費（基盤研究（B），研究代表者：宇佐美勉）および，科学技術振興機構（JST）のプロジェクト「橋梁構造の大地震被害予測技術の高度化と制震技術の開発（研究代表者：宇佐美勉）」の助成を受けて実施されたものである．

参考文献

1) 宇佐美勉編著，日本鋼構造協会編：鋼橋の耐震・制震設計ガイドライン，技報堂出版，2006.9.
2) 土木学会：鋼・合成構造標準示方書［耐震設計編］，丸善，2008.2.
3) 土木研究センター：道路橋の免震・制震設計法マニュアル，道路橋の免震構造研究委員会，2011.12.
4) 土木学会：交通ネットワークを支える免震と制震の技術，地震工学委員会編，丸善，2012.6.
5) 宇佐美勉：高機能制震ダンパーの開発研究，第 10 回地震時保有耐力法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，pp.11-22，2007.2.
6) 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，構造工学論文集，Vol.50A，pp.527-538，2004.3.
7) 金治秀貞，浜田信彦，石橋照久，尼子元久，渡邊英一：長大橋レトロフィット用座屈拘束ブレースの構造提案と弾塑性挙動，構造工学論文集，Vol.51A，pp.859-870，2005.3.
8) 宇佐美勉，佐藤 崇，葛西 昭： 高機能座屈拘束ブレースの開発研究，構造工学論文集，Vol.55A，pp.719-729，2009.3.
9) 小池洋平，谷中聡久，宇佐美勉，葛 漢彬，尾下里治，佐合 大，鵜野禎史：高機能補剛せん断パネル型ダンパーの開発に関する実験的研究，構造工学論文集，Vol.54A，pp.372-381，2008.3.
10) 葛 漢彬，金子恵介，宇佐美勉：高機能補剛せん断パネルダンパーの繰り返し弾塑性挙動と復元力モデルに関する研究，構造工学論文集，Vol.56A，pp.522-532，2010.3.
11) 杉岡弘一，濱田信彦，小林 寛，西岡 勉，杉山尚希：長大橋用せん断パネルダンパーの弾塑性特性に関する実験的研究，構造工学論文集，Vol.57A，pp.528-541，2011.3.
12) 宇佐美勉，葛 漢彬，日沖賢治，路 志浩，河野 豪：制震ダンパーによる鋼アーチ橋の耐震性向上―橋軸直角方向地震動に対する検討―，土木学会論文集，No.766/I-68，pp.245-261，2004.7.
13) 野中哲也，宇佐美勉，吉野広一，坂本佳子，鳥越卓志：上路式鋼アーチ橋の大地震時弾塑性挙動及び耐震性向上に関する研究，土木学会論文集，No.731/I-63，pp.31-49，2003.4.
14) 福田智之，川島一彦，渡辺学歩：ブレースダンパーによる鋼製アーチ橋の地震応答の低減効果，構造工

学論文集，Vol.51A，pp.847-858，2005.3.
15) 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，地震工学論文集，土木学会，2005.8.
16) 小池洋平，谷中聡久，尾下里治，春日井俊博：せん断パネル型ダンパーを用いた鋼上路アーチ橋の耐震性能向上に関する解析的検討，構造工学論文集，Vol.54A，pp.382-393，2008.3.
17) 陳 渓，葛 漢彬：せん断パネルダンパーによる鋼アーチ橋の耐震性向上及びせん断パネルダンパーの要求性能に関する研究，構造工学論文集，Vol.57A，pp.514-517，2011.3.
18) 篠原聖二，金治秀貞，鬼木浩二，杉浦邦征：履歴型ダンパー機能を有する鋼管集成橋脚の地震応答特性，構造工学論文集，Vol.58A，pp.471-483，2012.3.
19) 松本信之，岡野素之，在田浩之，曽我部正道，涌井一，大内 一，高橋泰彦：鋼製ダンパー・ブレースを有する RC 鉄道高架橋の耐震性能，構造工学論文集，Vol.45A，pp.1411-1422，1999.3.
20) 岡野素之，松本信之，曽我部正道，室野剛隆，大内一，大野 了：振動台実験による鋼製ダンパー・ブレース付き高架橋の地震応答性状，構造工学論文集，Vol.49A，pp.963-970，2003.3.
21) 森下邦宏，井上幸一，川島一彦，阿比留久徳，平井潤，本田 誠：ダンパーブレースを組み込んだ上路アーチ橋部分構造の動的地震応答実験，土木学会論文集，No.766/I-68，pp.277-290，2004.7.
22) 前野裕文，片桐英喜，杉浦裕幸，八木孝行：座屈拘束ブレースを変位制限装置に用いた高架橋の耐震補強，橋梁と基礎，Vol.39，No.12，pp.31-40，2005.12.
23) 金治秀貞，尾立圭巳，鈴木直人，井上一朗，藤野陽三：座屈拘束ブレースを有する既設長大橋フレーム構造における制震性能評価，土木学会論文集 A1（構造・地震工学），Vol.67，No.1, pp.137-148，2011.3.
24) 宇佐美勉，斉藤直也，舟山純起，野中哲也，廣住教士，菅付紘一，渡辺孝一：繰返し水平荷重を受ける鋼製剛結トラスの破壊実験と解析，構造工学論文集，Vol.57A，pp.500-512，2011.3.
25) 今瀬史晃，舟山淳起，宇佐美勉，王 春林，野中哲也，菅付紘一：BRB による鋼製剛結トラスの耐震性向上効果，構造工学論文集，Vol.58A，pp.423-435，2012.3.
26) 今瀬史晃，宇佐美勉，舟山淳起，王 春林：繰り返し荷重を受ける鋼トラスの進行性破壊に関する実験と解析，土木学会論文集 A1（構造・地震工学），pp. 713-729，2012.7.
27) 舟山淳起，今瀬史晃，宇佐美勉，王春林：H 形鋼斜材を BRB 化することによる鋼トラス構造の耐震性能向上効果，土木学会論文集 A1（構造・地震工学），pp. 730-747，2012.7.
28) 宇佐美勉，馬越一也，斉藤直也，野中哲也：鋼橋の耐震解析におけるブレース材のモデル化，構造工学論文集，Vol.56A，pp.381-392，2010.3.
29) 日本道路協会：道路橋示方書・同解説，鋼橋編，丸善，2012.3.
30) 佐藤 崇，宇佐美勉，倉田正志：構造用アルミニウム合金 BRB の性能実験と解析，土木学会論文集 A, Vol. 66, No. 2，pp.356-367，2010.3.
31) 倉田正志，宇佐美勉：3 種類の構造用アルミニウム合金の繰り返し弾塑性構成則の開発と BRB の挙動解析への適用，構造工学論文集，Vol.57A ，pp.579-582，2011.3.
32) 舟山淳起，今瀬史晃，宇佐美勉，王 春林：アルミニウム合金製 BRB の低サイクル疲労特性，構造工学論文集，Vol.58A，pp.448-458，2012.3.
33) 大倉一郎，萩澤亘保，花崎昌幸：アルミニウム構造学入門，東洋書店，2006.3.
34) 土木学会：鋼構造物の安全性の調査報告，土木学会鋼構造委員会，鋼構造新技術小委員会，1995.5.
35) 土木研究所：橋梁に用いる制震ダンパーの性能検証法及び設計法に関する共同研究報告書（その 1 制震ダンパーの動的挙動に関する震動台加振実験），共同研究報告書 No.438，独立行政法人土木研究所，2012.3.

（2013. 3. 29 受付）

A COMPARATIVE STUDY ON SEISMIC PERFORMANCE OF STEEL TRUSS STRUCTURES EQUIPPED WITH STEEL OR ALUMINUM ALLOY BRB MEMBERS

Tsutomu USAMI, Fumiaki IMASE, Junki FUNAYAMA and Tetsuya NONAKA

A comparative experimental study is presented on the cyclic behavior of steel truss structures whose diagonal members are of buckling-restrained braces (BRB) made of either steel (SM400) or aluminum alloy (A6061S-T6). The cross-sections of the diagonal members of both cases are identical (PL60x10). The test results have revealed that, due to the larger axial rigidity as well as the larger strain hardening effects in steel BRBs compared with aluminum BBBs, the truss with steel BRBs induces larger damages in the surrounding members than that of aluminum BRBs. This fact hints the favorable way of designing BRBs in real bridge structures, i.e., to avoid using excessively stiff bracing members is important.