

繰り返し荷重を受ける鋼トラスの弾塑性挙動

今瀬史晃¹, 宇佐美 勉², 舟山 淳起³, 王 春林⁴

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)

E-mail: 113437002@ccalumni.meijo-u.ac.jp

²フェロー, 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)

E-mail: usamit@meijo-u.ac.jp

³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 (同上)

E-mail: 103437009@ccalumni.meijo-u.ac.jp

⁴Post Doctoral Fellow, 名城大学大学院理工学研究科建設システム工学専攻 (同上)

E-mail: dft0tf12@meijo-u.ac.jp

一定鉛直荷重と繰り返し水平荷重が作用する, 格点剛結鋼トラス構造の破壊に至るまでの弾塑性挙動に関する実験と解析について述べている. 研究の主目的は, 斜材に部材座屈が生ずる場合, あるいは斜材が座屈拘束ブレース (BRB) 有し, 非常に大きな繰り返し圧縮・引張軸力を受けるトラス構造の弾塑性挙動を, 著者らが提案している解析手法が適用できるかどうかを検証することである. 提案解析手法は, 格点周辺部にボルト穴の支圧破壊あるいはベースプレートの浮き上がり等の大きな損傷が生ずるまでは, 実験結果を十分な精度で模擬できることが分かった.

Key Words: *Steel truss, Cyclic loadings, Failure tests, Nonlinear analysis*

1. 緒言

我が国においては, レベル2地震動を受けるアーチ橋, トラス橋の2次部材 (対傾構, 横構等) の耐震照査は多くの場合, 次のように行われているようである. 即ち, 部材を両端ピンのトラス部材あるいは両端剛結の梁一柱部材にモデル化し, レベル2地震動の地震応答解析から得られた最大応答応力を用い, レベル1地震動に対する照査式 (例えば, 道路橋示方書¹⁾・同解説, II鋼橋編, 式 (4.3.1) ~ (4.3.7)) と同じ照査式を用いて照査をおこなう. 但し, 安全率については, 1.0あるいはレベル1地

震動に対する照査時に用いる許容応力度の割り増しを考慮したときの安全率 (1.14程度) を用いているようである. 後述のように, この方法は確かに安全であるが, レベル1地震動とレベル2地震動の大きさを比べてみれば明白なように, 多くの場合, レベル2地震動に対しては照査式を満たさないことになる. 従って, 既設橋梁の耐震補強にこの照査法を用いれば, 制震構造 (制震ダンパーあるいは免震デバイスを設置する構造) を採用しない限り, 多くの場合, 2次部材の補強 (増厚等) を余儀なくさせられることになる.

このような現状に鑑み、著者らは文献 2) で、格点部がガセットを介して高力ボルトで剛結された 5 体の鋼平面トラス模型 (図-1) を両端回転支承、中間をローラー支承で支持し、一定鉛直荷重と単調増大、または繰返し水平荷重が作用する状態で実験を行い、どのような部材・部位の順に破壊が進行していくかを調べた。さらに、実験トラス構造をモデル化し、斜材に初期不整 (初期横荷重あるいは初期たわみ) を考慮した複合非線形準静的解析を実施して実験結果の再現性を調べている。実験パラメータは、①斜材断面 (3 種類で、細長比 $l'/r = 64$ で座屈に対して比較的強い A 断面、細長比が 119 で座屈強度が低い B 断面、および座屈拘束ブレース (BRB)), ②鉛直荷重の大きさ (鉛直材に作用する軸力比 $N/N_y = 0.2, 0.3$), および ③载荷パターン (単調増大または繰返し载荷) である。さらに、実験トラス構造をモデル化し、斜材の初期不整を考慮した複合非線形静的解析 (Pushover 解析) および準静的解析 (繰返し解析) を実施して実験結果の再現性を調べた。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。斜材に与える初期不整として、初期たわみ (ID) およびそれと等価な初期横荷重 (IL) を考え、その方向を変えた解析を行った。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、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型移動硬化則を主に、比較のためにより精緻な繰返し弾塑性構成則である修正 2 曲面モデル⁴⁾も用いた。実験および解析より次のような結論を得ている。

- 1) 周辺部が健全な場合、斜材の座屈は構造全体の急激な荷重低下を起こすわけではなく、斜材座屈を限界状態とする設計法は過度に安全となる場合がある。
- 2) 斜材が比較的強い A 断面の場合は、斜材がまず座屈し、その後下弦材ガセット接合部のボルト穴の損傷に広がる。
- 3) 斜材が比較的弱い B 断面の場合は、斜材の座屈のみ進展し、ガセット接合部の損傷は軽微である。
- 4) 斜材に BRB を用いれば耐震性能 (エネルギー吸収量、変位塑性率) は格段に高くなる。
- 5) ただし、BRB の損傷は起こらないが、斜材が強い A 断面の場合と同様、下弦材ガセット周辺部に大きな損傷が生ずる。従って、BRB を設置する際には取付け部周辺に十分な配慮が必要である。
- 6) 初期たわみを与える方法 (ID) は、初期横荷重を与える方法 (IL) と大差ない最大荷重を与えるが、文献

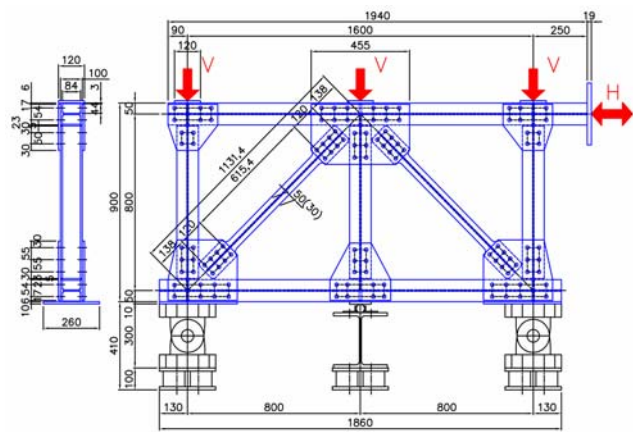


図-1 前論文の実験供試体²⁾

³⁾でも指摘されているように、収束が困難な場合がある。

- 7) 文献³⁾で推奨されている部材両端剛結モデルに初期横荷重を与える方法 (IL) により実験結果をある程度の精度を持って予測可能である。
- 8) より精緻な繰返し弾塑性構成則である修正 2 曲面モデル⁴⁾を用いた解析結果は、バイリニア移動硬化則による結果と大差ない。

文献 2) での実験供試体における斜材は、図-1 に示すように、一端が回転支承上に取り付けられていた。そのため、トラスの変形が大きくなると、支承の回転のため、斜材端部が大きな回転変形を受け、それが斜材の変形性能に影響を及ぼした恐れがあった。そこで、この影響を見るため、本論文の実験では、斜材の取り付け方向を図-2 に示すように 90° 回転させ、支承の回転変形が直接斜材に影響しないようにした。

2. 実験概要

実験供試体は図-2 に示すような鋼製平面トラス構造 (骨組線で測った高さ 800mm, 長さ 1600mm) である。供試体の骨組線寸法は前論文と同じである。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ている。但し、BRB を斜材に持つ供試体 1 体 (供試体 BRB-Cy-NIS) の実験では、中間支点なし (NIS=No Intermediate Support) で実験を行った。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载荷され、上弦材軸線方向に繰返し水平荷重 H が载荷されている。鉛直荷重 V の大きさは鉛直材の降伏軸力の 20% である。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。

表-1 実験供試体の種類

供試体名	上下弦材・鉛直材		斜材			適要
	断面・部材長	ℓ/r	断面・部材長	ℓ/r	ℓ'/r	
BB-Cy	H100x100x6x8 (弱軸回り) $A=2,100\text{ mm}^2$	32.4	B 断面 : $b=30\text{mm}$, $A_D=984\text{mm}^2$ $r=6.17\text{mm}$, $\ell=1,130$ $\ell'=775\text{mm}$	183	126	本論文
BRB-Cy	$r=25.2\text{ mm}$		BRB : PL60x10, $A_D=600\text{mm}^2$ $r=2.89\text{mm}$, $\ell=1,130\text{m}$, $\ell'=775\text{mm}$	391	269	
BRB-Cy-NIS	$\ell=800\text{ mm}$					
B-Cy-0.2			B 断面 : $b=30\text{mm}$, $A_D=984\text{mm}^2$ $r=6.17\text{mm}$, $\ell=1,130\text{m}$, $\ell'=735\text{mm}$	183	119	前論文 ²⁾
BRB-Cy-0.2			BRB : PL80x10, $A_D=800\text{mm}^2$ $r=2.89\text{mm}$, $\ell=1,130\text{m}$, $\ell'=725\text{mm}$	391	250	

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,
 b = フランジ幅, r = 弱軸回りの断面 2 次半径

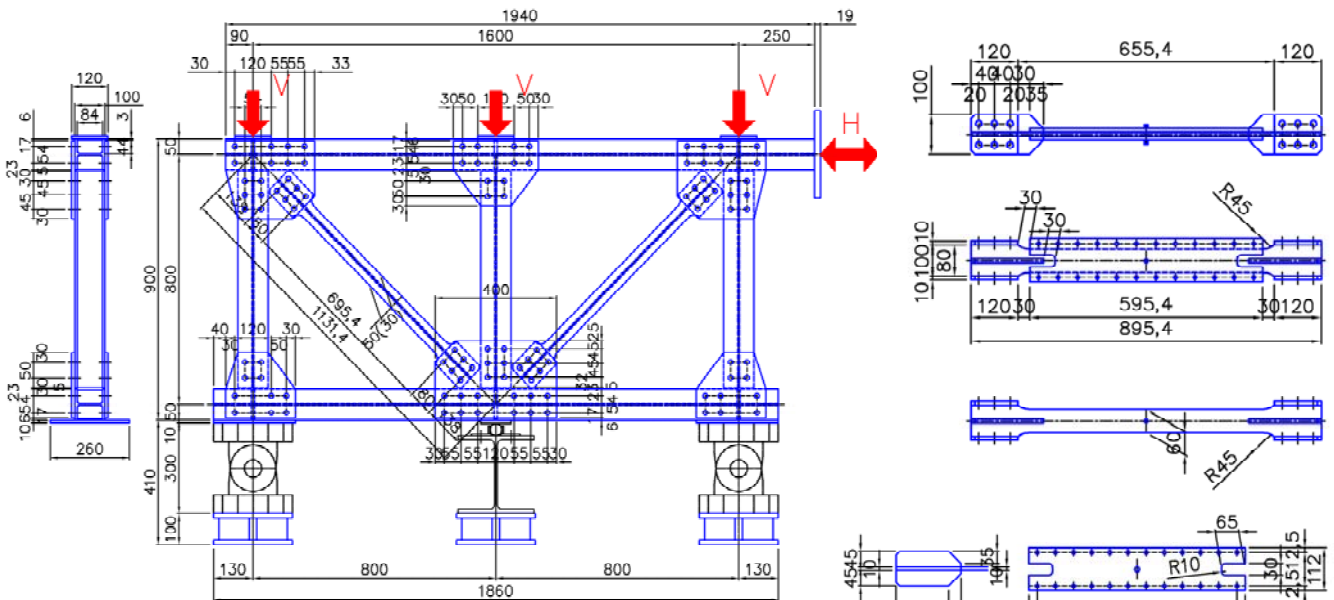


図-2 本論文の実験供試体

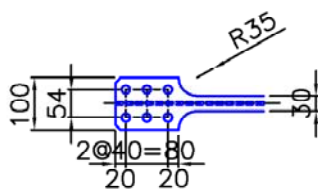


図-3 B 断面斜材端部

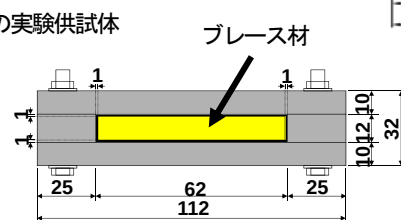


図-5 BRB 断面

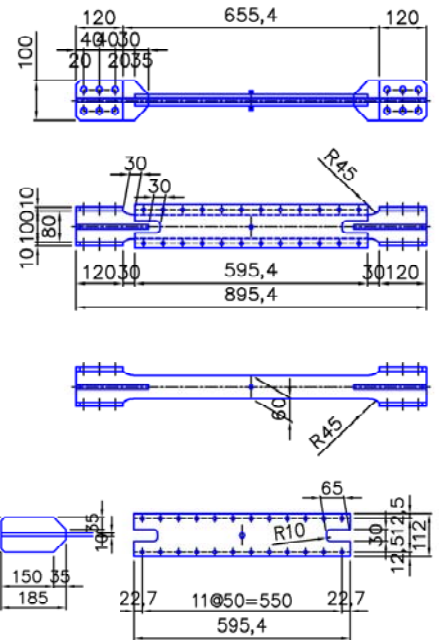


図-4 BRB 斜材

供試体の一覧を表-1 に示す。この表には、前論文²⁾の供試体の一部も参考のため載せてある。上下弦材および鉛直材には H 型鋼 (H100×100×6×8 で材質は SS400) を弱軸回りに使用した。供試体名の最初の英字は斜材断面の種類を表す。2 種類の斜材を図-3、図-4 に示す。BB は斜材が前論文の B 断面, BRB は斜材が BRB であることを示す。断面 B は H100×100×6×8 の両端部(155mm)を残し中央部のフランジを 30mm に削り、弱軸回りに使用した。BRB の断面形状は図-5 に示されている。本 BRB の芯材であるブレース材 (PL60x10) は、前論文で使用し

たブレース材 (PL80x10) より断面が小さくなっている。ブレース材および拘束材には 10mm 厚の SM400A 鋼板を使用し、両端部に補剛リブおよびガセット接合用の平板 (共に 10mm 厚) が溶接されている。ブレース材と拘束材の間はブレース材面外方向 (図-5 の上下方向) および面内方向 (図-5 の左右方向) に、ブレース材が変形できるように 1mm の隙間量が設けられている。BRB の組み立ては、まずブレース材の平形部に隙間量分のアンボンド材 (1mm 厚のブチルゴム) を接着し、ブレース材を一对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。本 BRB の全体座屈に対する安全係数⁵⁾は $\nu_F = 7.4 > 3.0$ で、過去の研究⁵⁾から全体座屈は生ずることなく高機能 BRB の要求性能 (変形性能: 3%ひずみ, 低サイクル疲労性能: 70%累積塑性ひずみ) を満たしていると考えられる。

供試体 BRB-Cy-NIS は中間支点を取り外して実験を行ったが、これは、BRB を取り付けの部材の剛性が小さい場合の影響を見るための実験である。

供試体の格点は板厚 8mm (前論文では 10mm) の 2 枚のガセットを介して F10T 高力ボルト (M16) で摩擦接合されている。ガセット板厚、高力ボルト本数は道路橋示方書の基準を満たすように設計したが、図-1 および図-2 を比較すれば分かるように、前論文の供試体に比べてガセットの形状が縮小され、ボルト本数も減少されている。さらに、下弦材を回転支承部に取り付けるベースプレート (以降、BP と略記する) は、前論文では PL 260 x 10 x 360 であったが、今回の実験では、下弦材方向の長さが短く PL 260 x 10 x 270 である。なお、BP は下弦材フランジに両面隅肉溶接 (脚長 4mm) されている。

実験は、前論文と同様、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を用いて行った。詳細については、前論文を参照されたい。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²⁾によって防止した。

実験は上弦材格点の水平変位の平均値をダイヤルゲージ (最小目盛り 1/100 mm) でモニターすることにより変位制御で行った。ただし、計測した水平変位には、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ベース梁の間の接合部のすべり、および回転支承と供試体の間のすべ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 個のダイヤルゲージにより剛体的な水平変位を計測し、測定した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。

3. 実験結果

H 形鋼部材 (SS400) のフランジとウェブ、BRB ブレース材 (SM400) それぞれ 3 本の JIS 1 号引張試験片を製作して材料定数を求めた。得られた結果の平均値を表-2 に示す。BRB の芯材、拘束材は全て SM400 の同一のロットから採取した。供試体断面寸法はマイクロメータおよびノギスで測定し、部材長はテープ尺で測定した。部材長は設計寸法と大差なかったため、断面寸法のみを表-3 に示す。

実験から得られた各供試体の水平荷重 - 水平変位関係 ($H-\Delta$ 関係) を図-6 に、また、実験終了後の損傷状態を写真-1~3 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。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。
BB-Cy: $\Delta = +12\text{mm}$ に向かうループで右斜材の部材座屈 (A 点) が生じ、 $\Delta = -14\text{mm}$ に向かうループで左斜材の部材座屈 (B 点) が生じた。その後、BP の微小な浮き上がり変形、下弦材フランジと BP の溶接部の微小な亀裂、回転支承上部の下弦材最先端ボルト穴に支圧による亀裂 (C 点) が生じ、緩やかな荷重低下が見られた。部材座屈以外の損傷は、前論文の実験では見られなかった損傷である。その要因として、今回の実験では回転支承上には斜材がないため、下弦材により大きな曲げが作用したことに加え、BP が今回の実験供試体のほうが前論文の供試体より短く、下弦材の曲げに伴う BP の浮き上がり防止力が小さかったためであると考えられる。

前論文の供試体 B-Cy-0.2 の $H-\Delta$ 履歴曲線を今回の実験結果と比較して図-7 に示す。この図より、両履歴曲線はよく似ているが、BB-Cy は、最大荷重 (333kN) が B-Cy-0.2 の最大荷重 (362kN) の約 0.92 倍であり、さらに最大荷重後の劣化が多少大きいことが分かる。後述のように、最大荷重の差は構造的な相違 (斜材の方向が異なる)、最大荷重後の劣化の差は、前論文には見られなかった損傷が今回の実験結果に影響を及ぼしたものと考えられる。写真-1 (a), (b) に実験終了時 ($\Delta = \pm 36\text{mm}$) での左右の斜材の座屈変形を示す。

表-2 材料定数

部位	材質	板厚 [mm]	E [GPa]	σ_y [MPa]	ε_y [%]	E_{st} [GPa]	ε_{st} [%]	σ_u [MPa]	δ_u [%]	ν
フランジ	SS400	7.5	198	312	0.16	2.6	2.5	433	25.0	0.29
ウェブ	SS400	5.7	209	301	0.16	3.0	2.1	447	26.4	0.29
BRB	SM400	10.0	206	279	0.12	2.9	1.8	436	28.9	0.32

Note: E : ヤング係数, σ_y : 降伏応力, ε_y : 降伏ひずみ, E_{st} : ひずみ硬化係数, ε_{st} : ひずみ硬化開始点ひずみ, σ_u : 引張強さ, δ_u : 伸び, ν : ポアソン比

表-3 供試体実測寸法

	上下弦材・鉛直材	斜材 (断面 B)	斜材 (BRB)
断面寸法 (mm)	$b=100, d=100,$ $t_f=7.7, t_w=6.1$ (H 形)	$b=30.0, d=100,$ $t_f=7.6, t_w=5.7$ (H 形)	60.0 x 10.0 (平板)
断面積 (mm ²)	2056	939	600
断面 2 次半径 r (mm)	25.0	6.15	2.89
ℓ/r (ℓ'/r)	31.7	184 (126)	392 (250)
降伏軸力 N_y (kN)	602	283	176

Note: b =フランジ幅, d =断面高さ, t_f =フランジ厚, t_w =ウェブ厚, ℓ, ℓ' =表-1 参照,

$$N_y = 2\sigma_y \cdot A_{flange} + \sigma_y \cdot A_{web} \quad (\text{H形断面}).$$

BRB-Cy: $\Delta=+18\text{mm}$ 近辺で右回転支承上の BP, $\Delta=-18\text{mm}$ 近辺で左回転支承上の 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. $\Delta=+38\text{mm}$ に向かうループで微少な荷重低下が見られたが, その後も安定した紡錘形の履歴曲線を描いており, 大きなエネルギー吸収が得られている. $\Delta=+38\text{mm}$ のループの荷重低下およびその後の除荷域でのピンチング現象は, 下弦材および鉛直材の最先端ボルト穴の変形およびその後の破断発生によるものであって BRB 斜材の損傷によるものではない.

写真-2(a) は実験終了時 ($\Delta=+58\text{mm}$) での供試体の変形状態を示す. 今回の実験では, 斜材 (BRB) が左右の回転支承に接合されていないので, 前論文の実験で見られた BRB 端部での局所的な曲げ変形, および部材座屈は見られない. **写真-2(b)** は実験終了後に BRB の拘束材を取り去った後の左斜材ブレース材の変形状態を示す. BRB 単体の要素実験⁹⁾で見られたような, 拘束材の隙間

でのブレース材の高次の変形モードが観察される.

BRB-Cy-NIS: この供試体は, 中間支点を外した以外, BRB-Cy と同じである. 後述のように (**写真-3(a)**), 供試体全体の変形モードは BRB-Cy と異なるが, BRB-Cy の最終ループ ($\Delta=\pm 48\text{mm}$) 近辺までの H- Δ 履歴曲線および損傷過程は BRB-Cy とほとんど同じである. ただし, BP の浮き上がり変形はほとんど見られなかった. この供試体は, 中間支点がないにもかかわらず, 中間支点がある供試体と同様, 安定した紡錘形の履歴曲線を描いており, 大きなエネルギー吸収が得られている. この供試体では, 構造全体の終局状態に至るまでの進行性破壊状況を見るため, BRB-Cy の最終ループより更に大きな変位まで載荷した. その結果, 下弦材左右の最先端ボルト穴の破断, 鉛直材の最先端ボルト穴の破断が進行し, 最終的に左回転支承上の下弦材断面の破断が生じ $\Delta=-57\text{mm}$ で急激な荷重低下が生じたため実験を終了した.

写真-3(a) は実験終了時の写真である. 中間支点がない

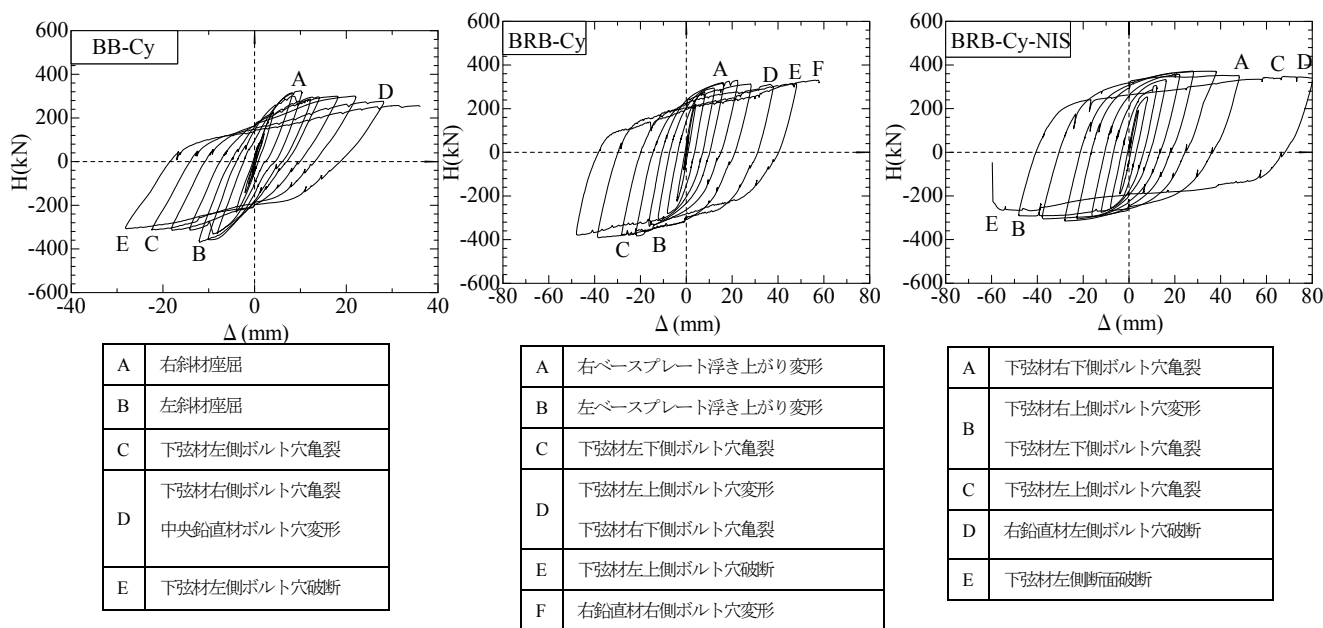


図-6 水平荷重-水平変位関係と損傷箇所

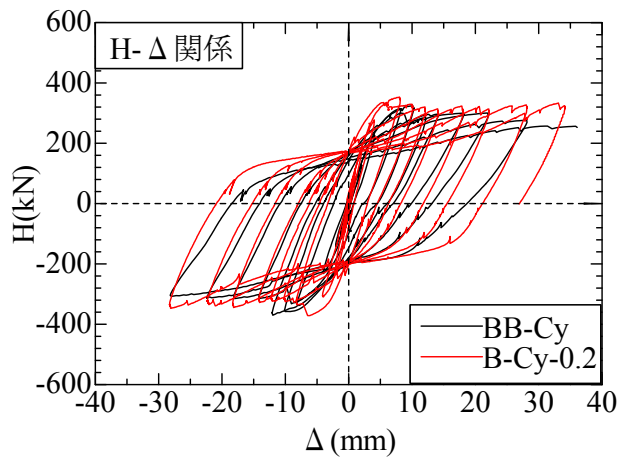
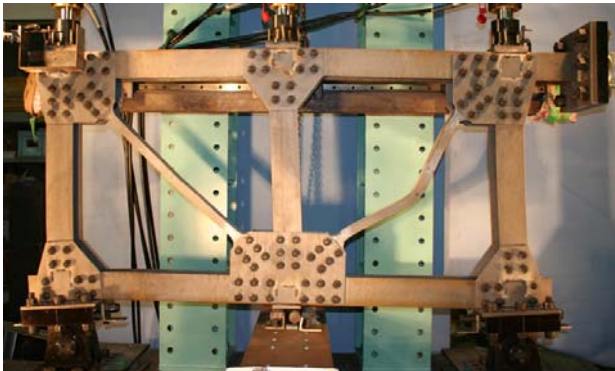
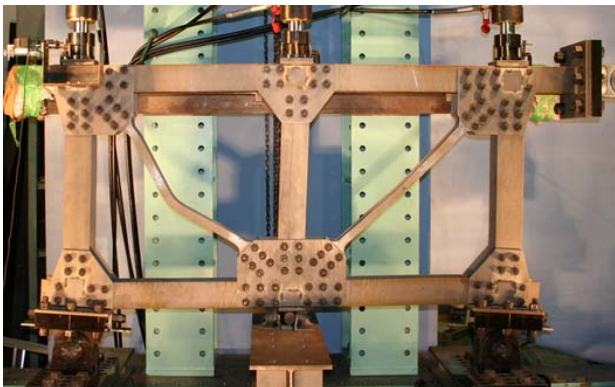


図-7 BB-Cy と B-Cy-0.2 の履歴曲線の比較



(a) $\Delta = +36\text{mm}$

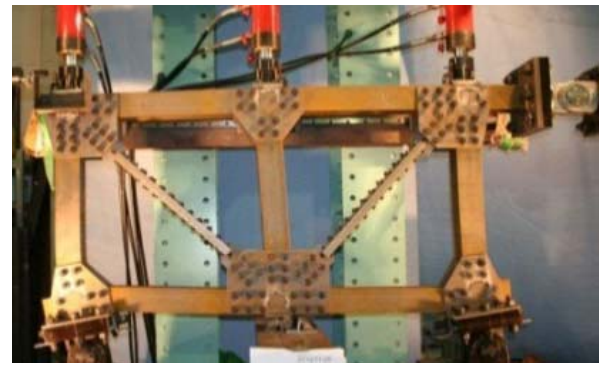


(b) $\Delta = -36\text{mm}$

写真-1 BB-Cy の損傷状況

ため、供試体全体の変形モードは単純トラスの変形モードに類似している。写真-3(b)は実験終了後 BRB の拘束材を取り去った後でのブレース材の変形状態を示す。この写真から分かるように、この供試体のブレース材には BRB-Cy のブレース材に見られたような高次の変形モード(写真-2(b))は見られない。これは、後述のように、中間支点がないため、ブレース材の圧縮側の軸方向変形がほとんどなく、引張り側の変形によってエネルギー吸収をしているからである。

BRB のブレース材に作用する軸力 P をブレース材断面積 ($A_D = 600\text{mm}^2$) で除した平均応力 σ 、および BRB 取り



(a) $\Delta = +58\text{mm}$



(b) 実験終了後のブレース材の変形状態(拘束材除去後)

写真-2 BRB-Cy の損傷状況



(a) $\Delta = -57\text{mm}$



(b) 実験終了後のブレース材(拘束材除去後)

写真-3 BRB-Cy-NIS の損傷状況

付け格点の軸方向相対変位 δ をブレース材端部リブ先端間距離 ($\ell_{brace} = 525\text{mm}$) で除した平均ひずみ ε 関係を図

-8(a), (b)に示す。ブレース材の軸方向変位は格点間の相対的軸方向変位 δ を用い、ブレース材取り付け部（ガセット部からブレース材リブ先端まで）の変形を無視してブレース材変形部（リブ先端間距離 ℓ_{brace} ）の平均ひずみ ε を算定した。変形を無視した部分の変形は弾性域に留まると考えられるため、大きな塑性変形が生ずるブレース材変形に比べれば小さいと考えられる。さらに、ブレース材に作用する軸力 P を正確に求めるのは困難であるので、水平荷重 H から格点をピンと考えた弾性トラス理論で求めた式から算定した。これらの図から分かるように、中間支点のある BRB-Cy の場合には、平均ひずみは引張、圧縮でほぼ均等に生じているが、中間支点のない BRB-Cy-NIS の場合は、引張ひずみのみが繰り返すごとに進展していることが分かる。これは、BRB-Cy-NIS の損傷で述べた事実と一致する。ただし、ブレース材の変形モードは異なるが、ブレース材が吸収するエネルギー（ $\sigma - \varepsilon$ 履歴曲線が囲む面積 $\times A_D \ell_{brace}$ ）は、BRB-Cy では $30.3 \text{ kN} \cdot \text{m}$ 、BRB-Cy-NIS では $24.0 \text{ kN} \cdot \text{m}$ で、中間支点のない場合が多少小さいが、大きな違いはない。なお、この例のように、BRB を取り付ける部材の剛性が低い場合、BRB は引張と圧縮方向に均等に変形するわけではなく、引張り側の変形のみ進展する現象は、ブレース材の低サイクル疲労寿命を求める際のひずみ履歴で考慮する必要がある。

4. 解析的研究

前論文²⁾と同様な手法により実験供試体の弾塑性挙動を求める。梁要素を用いているため、局部座屈および接合部ボルト穴の損傷は考慮出来ないが、斜材の曲げ座屈の影響はモデル化を適切に行うことにより考慮出来る。

使用した解析モデルの概要は次のようである（図-9 参照）：1）部材長は骨組長とし、格点は骨組線の交点とする。2）BB-Cy の斜材断面は、ガセット接合部でフランジが広がっているので、変断面にすることによりその影響を考慮する。3）ガセットプレートの影響は、その厚さ（片面 8mm）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-9 の太実線の部分がガセットの影響を考えた部材である。4）接合部はすべて剛結とする。5）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

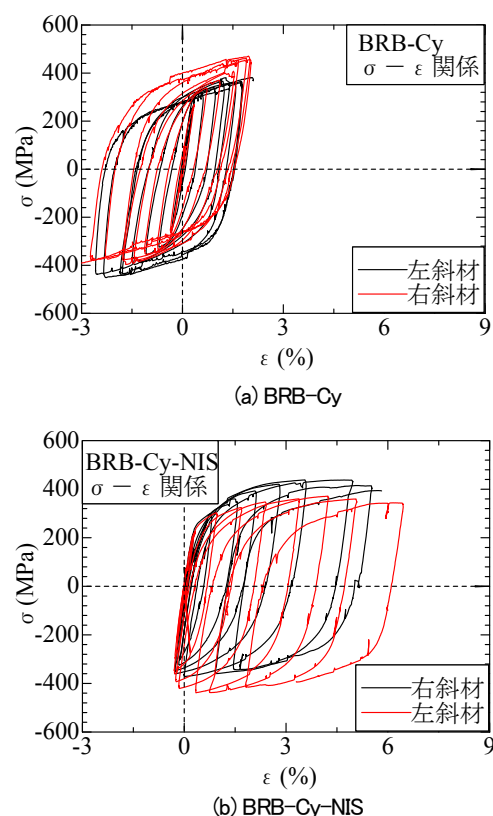


図-8 平均応力-平均ひずみ関係

論に基づく平面はり要素（要素番号 B31）でモデル化した。BRB については拘束材のある中央部 565mm（図-3 参照）はトラス要素（要素番号 T3D2）、その他の部分は他の供試体モデルと同様梁要素を用いた。BRB を除く全ての斜材は、格点間で 20 分割（平行部を 12 分割、両端部をそれぞれ 4 分割）し、BRB は中央部を 1 分割（トラス要素）、端部は他の斜材と同様 4 分割した。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 $E/100$ ）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 の水平変位を制御する変位増分法を用いた。初期不整は斜材のみに与え、部材長（平行部の長さ）の $1/1000$ の初期たわみに等価な初期横荷重³⁾（部材長を単純支持梁としたときの部材中央のたわみが部材長の $1/1000$ になる等分布横荷重）を与えた。初期横荷重の方向は実験最終ループにおいて斜材が圧縮力を受けるときのたわみの方向に仮定した。初期横荷重を与える方向による解析結果への影響については前論文²⁾で検討してあるが影響は小さい。なお、残留応力はすべての場合考慮しなかった。

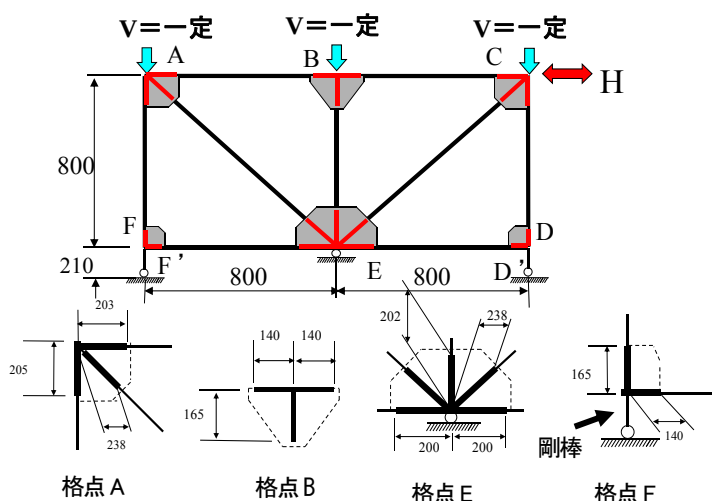
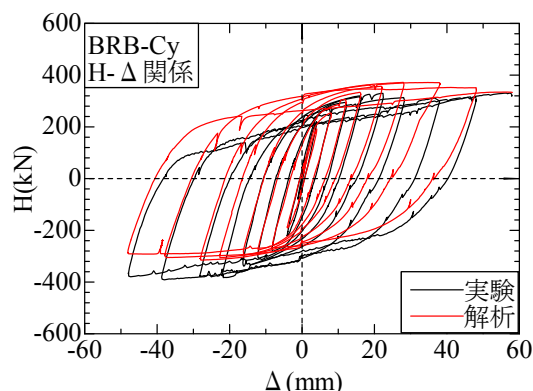
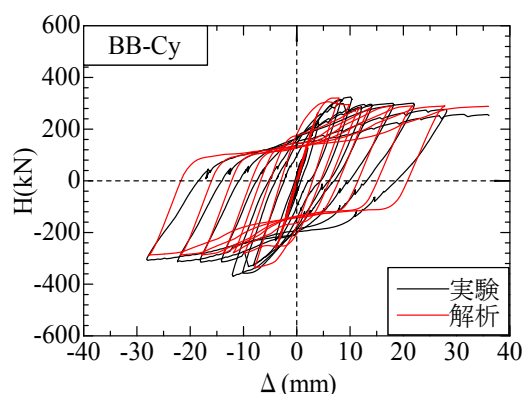


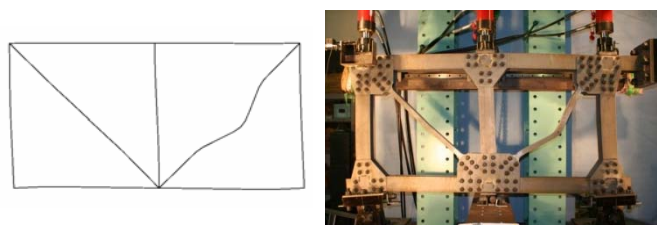
図-9 解析モデル



(a) $H - \Delta$ 履歴関係



(b) $H - \Delta$ 履歴関係



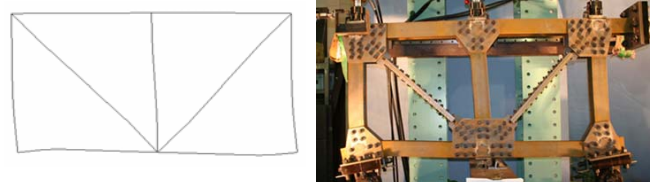
解析

実験

(b) 変形 ($\Delta=36\text{mm}$)

図-10 実験と解析の比較 (BB-Cy)

図-10 に BB-Cy 供試体に対する解析と実験結果の (a) $H-\Delta$ 履歴曲線 (b) 変形図の比較, を示す. この供試体の支配的な損傷は, 大変位になるまでは, 部材座屈であるため, 最大荷重近辺まで解析精度の検証のために適する. 用いた構成則は比較的単純なバイリニア移動硬化則であるが, 解析は実験を比較的よい精度で模擬できている. 解析から得られた最大荷重 (正負の最大荷重の平均) は 325kN, 実験値は 333kN でその比は 0.976 である. 供試体 B-Cy-0.2 の最大荷重の解析値は 337kN で, 今回の解析値と前論文の解析値との比 ($325/337=0.964$) は構造的

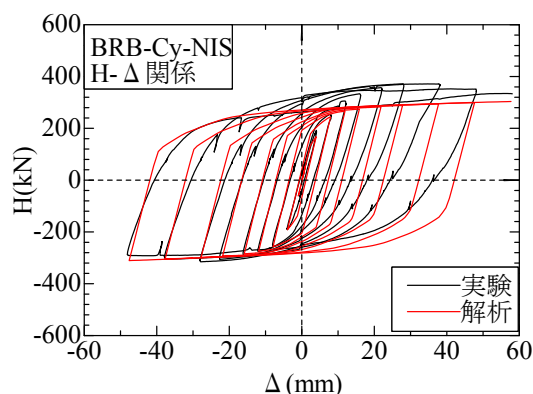


解析

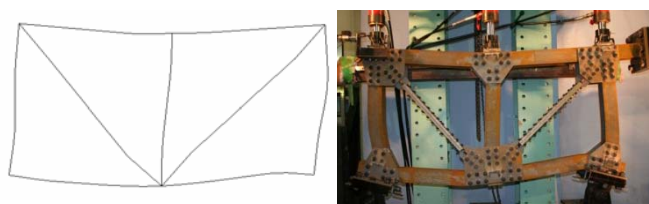
実験

(b) 変形 ($\Delta=58\text{mm}$)

図-11 実験と解析の比較 (BRB-Cy)



(a) $H - \Delta$ 履歴関係



解析

実験

(b) 変形 ($\Delta=60\text{mm}$)

図-12 実験と解析の比較 (BRB-Cy-NIS)

な相違によるものと考えられる. 当初は, 回転支承の回転による斜材の端部曲げ変形が大きい B-Cy-0.2 の方が最大荷重が小さいと考えていたが, B-Cy-0.2 の方が大きな

荷重が得られている。前述のように、実験値もそれと同じ傾向にある。図-10(b)は、実験終了時での変形図であり、右斜材の最大たわみは $w_{max}/\ell' = 0.103$ と、非常に大きな値になっている。

図-11 および図-12 に、それぞれ、BRB-Cy および BRB-Cy-NIS の (a) H- Δ 履歴曲線の解析と実験結果、(b) 変形図の比較を示す。これらの例では、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小さい領域では、解析値は実験値の傾向を正しく捉えていると言えよう。大変位領域での実験の履歴曲線は、BRB-Cy では水平荷重の負の方向に偏り、反対に BRB-Cy-NIS では正の方向に偏っているが、解析の履歴曲線は水平荷重の正負がほぼ対称である。

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 3 体の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変形挙動を実験的に求めた。さらに、実験トラス構造をモデル化し、斜材の初期横荷重を考慮した複合非線形準静的解析（繰り返し解析）を実施して実験結果の再現性を調べた。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、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。本研究のまとめと結論および今後の研究課題は以下ようになる。

- 1) 本論文の供試体 BB-Cy と前論文の供試体 B-Cy-0.2 の H- Δ 履歴曲線の形状はよく似ているが、最大水平荷重は BB-Cy が B-Cy-0.2 の約 0.92 倍（実験値）あるいは約 0.96（解析値）である。また、最大荷重後の劣化は BB-Cy が B-Cy-0.2 より多少大きい。最大水平荷重の差は構造的な相違（斜材の方向が異なる）、最大水平荷重後の劣化の差は、前論文には見られなかった斜材取り付け部周辺の損傷の影響と考えられる。
- 2) 最大水平荷重は BB-Cy 供試体の方が B-Cy-0.2 よりも低い、変形能は BB-Cy の方が高い。
- 3) 本論文の制震トラス供試体 BRB-Cy の最大荷重は BB-Cy とほぼ同じであるが、変形能（変位塑性率、累積エネルギー吸収量）は格段に大きい。従って、斜材に BRB を設けたトラスは制震構造としては優れた構造といえる。
- 4) 中間支点のある BRB-Cy および中間支点のない

BRB-Cy-NIS の H- Δ 履歴曲線を見る限り、取り付け部材の剛性の影響は小さい。

- 5) しかし、BRB-Cy のブレース材の軸方向変形は、引張、圧縮でほぼ均等に生じているのに対し、BRB-Cy-NIS の場合は、引張方向の変形のみ繰り返すごとに進展する。
- 6) 提案解析法は、部材座屈のみが生じ、接合部の損傷が顕在化する前の状態までは実験結果をよく模擬できている。

謝辞

本研究は、平成19年度文部科学省私学助成ハイテクリサーチセンター整備事業で名城大学に設置された「高度制震実験・解析研究センター（代表者：宇佐美 勉）」、および平成21年度科学技術振興機構（JST）戦略的国際科学技術協力推進事業に採択されたプロジェクト「橋梁構造物の大地震被害予測技術の高度化と制震技術の開発（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) 日本道路協会：道路橋示方書・同解説、鋼橋編、丸善、1996。
- 2) 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、土木学会、Vol.57A, pp.500-512, 2011.3
- 3) 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、土木学会、Vol.56A, pp.381-392, 2010.3
- 4) Shen, C., Tanaka, Y., Mizuno, E. and Usami, T.: A two-surface model for steels with yield plateau, *Structural Eng./Earthquake Eng.*, JSCE, Vol.8, No.4, pp.179s-188s, 1992.1.
- 5) 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, 土木学会, pp.719-729, 2009.3.

Elasto-Plastic Behavior of Steel Trusses under Cyclic Loadings

Tsutomu USAMI, Fumiaki IMASE, Jyunki FUNAYAMA, Chun-Lin Wang

The objective of this study is to examine experimentally and analytically the behavior of steel truss structures in cyclic loadings. The adequacy of a numerical model developed in the past study for analyzing truss structures under cyclic or dynamic loadings is examined in view of the test results of model truss structures. Three steel truss specimens whose panel points are rigidly connected through gusset plates by high-tension bolts were tested under constant vertical loads and cyclically increasing horizontal loads. Two truss models equipped with buckling restrained braces as diagonal members were tested. Moreover, elastic-plastic large displacement analysis is executed with appropriate modeling of test truss structures and with initial lateral loads simulating initial imperfections. In many cases, good correlation between test and analysis is observed up to the points where local bolt hole damages appear near the lower panel points of test truss structures.