

## 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

Structural design and elasto-plastic performance of buckling restrained brace for seismic retrofit of a long span bridge

金治英貞\*, 浜田信彦\*, 石橋照久\*, 尼子元久\*\*, 渡邊英一\*\*\*

Hidesada Kanaji, Nobuhiko Hamada, Teruhisa Ishibashi, Motohisa Amako, Eiichi Watanabe

\*工修, 阪神高速道路公団, 大阪建設局建設企画部 (〒559-0034 大阪市住之江区南港北 1-14-16)

\*\* 工修, 川崎重工業株式会社, 橋梁・水門技術部 (〒675-0155 兵庫県加古川郡播磨町新島 8 番地)

\*\*\* Ph.D.工博, 京都大学教授, 工学研究科社会基盤専攻 (〒606-8501 京都市左京区吉田本町)

Described in this paper is a retrofitting method of long-span bridges using a parallel type buckling restrained bracing, BRB, with the emphasis on the reduction of the weight during the retrofitting and its mechanical characteristics including the effect of the hysteretic damping are discussed. Three types of BRB members are compared: one uses the flat plates while the other uses crucified plates as the core member. In addition to these types, the third type is also considered by using the existing member with an intentional cut and with a buckling restraining sleeve. In the tests, models of the scale factor of 1/6 were made and they were subjected to repetitive tests to find the load-displacement relationship, hysteretic damping effect, yielding strength and the stiffness. From the test results, different characteristics were observed among different types of specimens. Furthermore, elasto-plastic parametric analysis was also conducted to clarify such effects as the friction between the core member and the sleeve in search for the more realistic hysteretic models to be adopted in the dynamic analysis.

*Key Words: long span bridge, seismic retrofit, buckling restrained brace, seismic response modification, hysteretic damping*

キーワード: 長大橋, レトロフィット, 座屈拘束ブレース, 制震, 履歴減衰

## 1. はじめに

橋梁, 建築構造物の耐震要素としてブレースが効果的であることは良く知られており, 従来から橋梁の対傾構や横構に, また建築物のラーメン内斜材に幅広く使用されている。しかしながらブレースは圧縮力が作用すると座屈現象を起こし耐力低下を生じる欠点があることから, ブレースの座屈を拘束することが考えられ, 座屈拘束ブレース (Buckling Restrained Brace; 以下, 適宜 BRB と呼ぶ) が開発されてきた<sup>1)</sup>。この BRB は安定した履歴特性を有することからエネルギー吸収部材として着目され, 建築分野では兵庫県南部地震以前から中高層ビルなどのラーメン構造の斜材として採用されている。また, 橋梁への適用に関する検討<sup>2),3),4),5)</sup>や研究<sup>6),7)</sup>も近年活発化している状況にある。

ところで, 座屈拘束ブレースは座屈拘束がなされていない通常のブレースと比較し, エネルギー吸収能力が格段に高いという利点があるが, 座屈拘束材が必要となることから, この拘束材次第ではブレース全体の重量が大きくなるという欠点がある。長大橋レトロフィットにこのような BRB を用いて橋全体の応答低減を図ることは非常に有効な手法として認められつつあるが, BRB

が大規模なものとなるために施工上課題が残されている。つまり, 既存の多数の部材が配置された中で大型重機を用いて部材取替え施工を行なうことは, 一般に非常に困難である (写真 1)。さらに, 自重によるたわみの影響が懸念されることから, 座屈拘束ブレースの軽量化を検討することは橋梁に適用する上で重要な命題である<sup>8)</sup>。



写真 1 既設長大橋の輻輳する部材構成状況

これまで、新設橋梁を対象とした BRB についての研究、検討はなされていたが、実既存橋梁に設置する上での施工性を考慮した構造検討はされていない。このため、本検討では、特にガセット取り付け構造を考慮しつつ軽量化にも着目した新たな座屈拘束形式を提案すると共に、既設部材を利用した BRB の提案を行っている。また、重量、製作誤差に着目した初期不整に着目した検討、破壊モードなどを実験的、解析的に検証し、BRB の基本性能と長大橋への適用の妥当性等を確認している。

## 2. 座屈拘束ブレース構造概要

ダンパーの形式にはせん断パネル型と軸降伏型があるが、既設部材へ取り付けの際、既設構造の改造が最小限に収まる軸降伏型が有利である。せん断パネル型の場合、ガセット部の改良を伴うため、斜材を仮固定した状態で長期間の現場改良作業が必要になる。これに対して、BRB の場合、基本的に、既存斜材を撤去して工場製作の新規部材を既存のガセットに取り付けられれば良いことから施工期間、架設時安全性、コストの観点から優位性がある。

本検討では、実長大橋の BRB の適用性を検討することを目的としていることから、検討対象として橋長 980m のゲルバートラス橋を選択した<sup>9)</sup>。この橋の解析においては、橋軸直角方向の地震応答に対する対策として、主塔対傾構および下横構を座屈拘束ブレースに取り替えることが有効であることがわかっている。これは本橋にとって主構トラス部材耐力に対してクリティカルとなる橋軸直角方向の水平曲げ 2 次モードのひずみエネルギーが大きな部材として選択されている。ここでは、この内、設計軸力最大の主塔対傾構上段パネルの BRB（取替え前の現状軸力 18.48MN、長さ 18.35m）を対象として構造検討を行なった。

設計方針として、現構造の性能は確保することとし、レベル 1 地震動時には BRB を弾性範囲に留め、レベル 1 地震動以上に BRB を降伏させることとした。具体的な設計軸力は、橋全体の非線形時刻歴応答解析により、各 BRB の降伏軸力をパラメトリックに変化させ最も全体系の応答に低減効果をもたらす値を選定した。検討対象の BRB に求められる等価減衰定数は、想定レベル 2 地震動に対して設定された BRB 設計ひずみ 1% に対して、約 45% であり、累積塑性変形倍率は、同地震動を入力した時刻歴応答解析により約 150 である。

構造案 1 として図 1 に示す十字型の芯材を四方から山形の座屈拘束材で拘束した構造（十字型 2 本組）、構造案 2 として図 2 に示す平鋼の芯材 2 枚を箱型拘束材で拘束した構造（箱型 2 本組）、構造案 3 として図 3 に示す既設斜材改造構造を考案した。構造案 1 および 2 のように BRB を並列構造とすることにより、既設斜材撤去時もガス切断により半割にでき、架設時の一定の安全性も確保される。構造案 3 は既設斜材断面の一部を欠損させることにより、斜材に軸力が作用した時に断面が降伏するようにしたもので、座屈は後付けの拘束材により回避する構造である。

なお、既設橋梁の場合、フレーム系の剛性、強度を自由に变えることは困難であることから、既設斜材改造型以外の芯材には降伏点のばらつきが小さく、ひずみ硬化の比較的小さな低降伏点鋼（LY225）を用いて構造の信頼性を高めた。

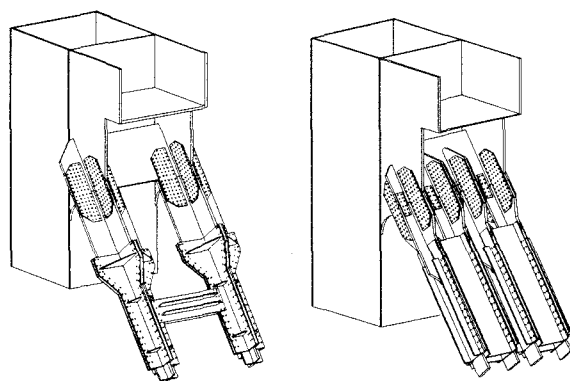


図 1 構造案 1（十字型 2 本組） 図 2 構造案 2（箱型 2 本組）

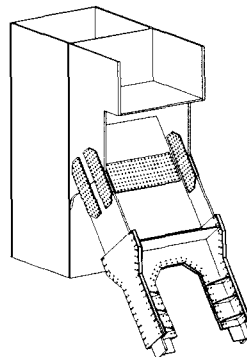


図 3 構造案 3（既設斜材改造型）

## 3. 実験の概要

### 3.1 実験の目的

既設長大橋へ座屈拘束ブレースを適用する上で軽量化が要求されるが、建築分野で大型構造への適用実績のある BRB 構造の適用を考えた場合には対象 BRB の重量は 50tf を越えるものとなることが試算で分かった。本提案構造では、ガセット取り付け構造を考慮して並列併式を選定するとともに、拘束材を鋼材のみで構成することで BRB 1 本当たりの重量を 20tf 以下に押さえている。そのひとつの BRB 断面として、芯材に平板を 2 枚用いて座屈拘束材で箱型に組み上げたものと、芯材に十字形を用いて拘束材も十字形に組み上げたものを比較し、芯材形状の違いによる特性をみるとともに、並列する 2 本の BRB の挙動を評価する。さらに既設橋梁への取り付けということから、自重、製作誤差による初期不整の影響評価などがより重要となることから、これらの影響も評価する。また、対象橋梁に対する BRB の要求性能である 1% ひずみ時等価減衰定数と累積塑性変形倍率に関しても確認する。

### 3.2 実験供試体

主塔対傾構上段斜材を対象とし、実物の仕口の形状から構造詳細および座屈拘束ブレースの芯材の長さを決定した。供試体には既設主塔の仕口部の形状に合わせた箱型 2 本組、および十字型 2 本組を基本とした並列モデルを設定した。さらに自重や製作時の初期不整として L/250（L:部材長）のそりを与えた箱型初期不整モデルを設定した。その他、既設のブレースのフランジおよび腹板を切り欠いて断面欠損させることにより既設のブレースが降伏するように計画した既設改造モデルを加えて実験を行った。

なお、供試体の縮尺率は1/6とし、芯材には実橋想定の高降伏点鋼（LY225）を用いている。表1に芯材の諸元、表2に使用材料の機械的性質、表3に各供試体の断面諸量を示す。また、図5には実験に用いたLY225の材料試験による応力ひずみ関係を示す。

表1 芯材の諸元

| 供試体名  | 構造特徴       | 部材長<br>(mm)               | 塑性化長<br>(mm) | 板厚<br>(mm) |
|-------|------------|---------------------------|--------------|------------|
| S-1-2 | 十字型2本組     | 2265                      | 1468         | 8.2        |
| S-2-2 | 箱型2本組      | 2265                      | 1225         | 8.2        |
| S-3   | 箱型1本初期不整   | 2265                      | 1225         | 8.2        |
| S-5   | 既設斜材改造型    | 2265                      | 1468         | 6          |
| 供試体名  | 板幅<br>(mm) | 断面積<br>(mm <sup>2</sup> ) | 幅厚比          |            |
| S-1-2 | 75         | 2312                      | 9.1          |            |
| S-2-2 | 70         | 2296                      | 8.5          |            |
| S-3   | 70         | 1148                      | 8.5          |            |
| S-5   | 56         | 1644                      | 8.8          |            |

表2 使用鋼材の機械的性質

| 材質    | 板厚<br>(mm) | E<br>(GPa) | $\nu$      | $\sigma_y$<br>(MPa) | $\sigma_u$<br>(MPa) |
|-------|------------|------------|------------|---------------------|---------------------|
| LY225 | 8.2        | 200        | 0.3        | 236                 | 335.5               |
| LY225 | 12.3       | 200        | 0.3        | 242                 | 322.5               |
| SM490 | 9          | 200        | 0.3        | 402                 | 538                 |
| SM490 | 6          | 200        | 0.3        | 455                 | 574                 |
| 材質    | 板厚<br>(mm) | 伸び<br>(%)  | 降伏比<br>(%) |                     |                     |
| LY225 | 8.2        | 51         | 75         |                     |                     |
| LY225 | 12.3       | 56.9       | 80         |                     |                     |

表3 各供試体の断面諸量

| 供試体<br>名 | 拘束材寸法(mm) |       |       |       | 隙間量(mm) |       |
|----------|-----------|-------|-------|-------|---------|-------|
|          | $b_f$     | $t_f$ | $h_w$ | $t_w$ | $d$     | $d_0$ |
| S-1-2    | 151       | 4.5   | 151   | 4.5   | 2.25    | 2     |
| S-2-2    | 146       | 4.5   | 113   | 4.5   | 2.25    | 2     |
| S-3      | 146       | 4.5   | 113   | 4.5   | 2.25    | 2     |
| S-5      | 148       | 6.0   | 96.8  | 6.0   | 2.25    | 2     |

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、 $d$ 芯材と拘束材の面外方向隙間、 $d_0$ 芯材と拘束材の面内方向隙間

芯材は座屈拘束材により座屈を拘束されるため全断面有効として想定される荷重に対して芯材の降伏応力をもとに必要な断面積を決定する。芯材が降伏荷重に相当する軸力を負担している時に、座屈拘束材に生じる縁応力度が弾性範囲内に収まっていれば、芯材が座屈しようとする横変形の増加を座屈拘束材の弾性剛性で抵抗でき、全体座屈を防止することができる。

この照査を行なうために、曲げ剛性指標（ $n_g^B$ ）と曲げ強度指標（ $m_g^B$ ）が用いられ、図6および図8に示す座屈拘束条件曲線の右上の安全領域にあることが設計条件とされている<sup>10)</sup>。図6は、部材の初期たわみ（ $a=1/250, 1/500, 1/1000$ ）毎の座屈拘束条件と各供試体の全体座屈強度との関係を示している。全体座屈に対する安全率は2倍程度あれば実用上問題ないが、今回の供試体については、スケール上、拘束材強度、剛度が高めの設定となっている。なお、実構造においては軽量化の観点より、拘束材の強度、

剛度を低く抑えた合理化の余地があるともいえる。

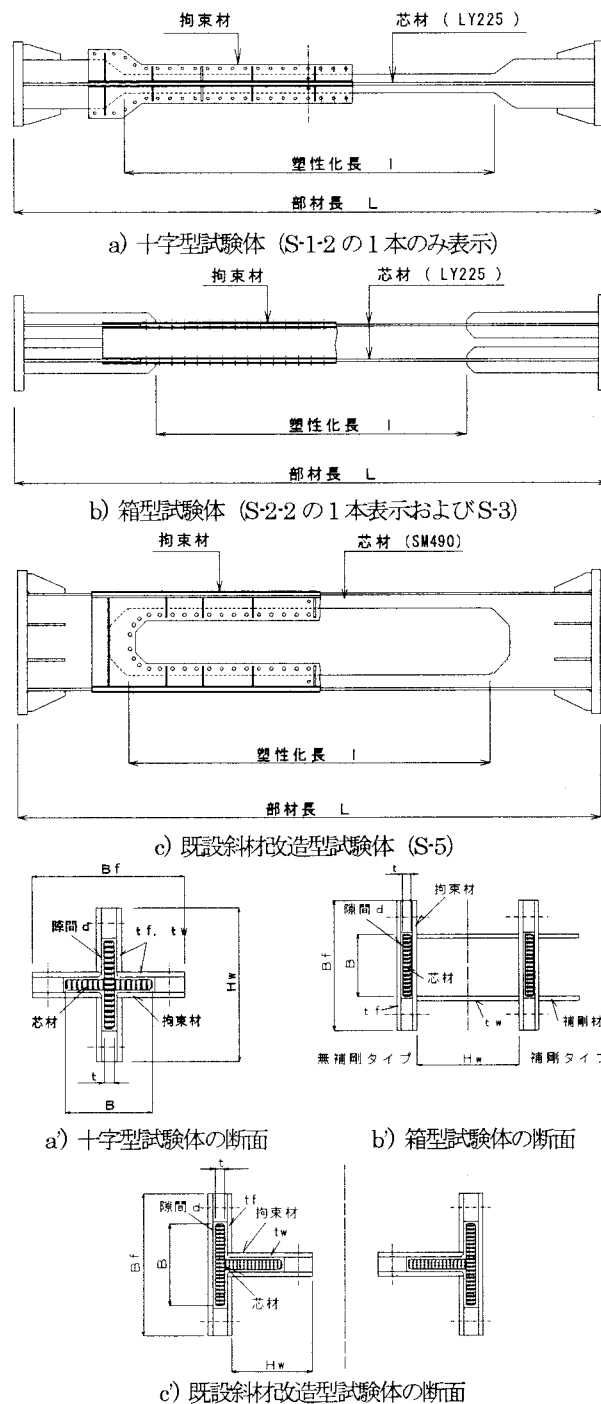


図4 試験体概要図

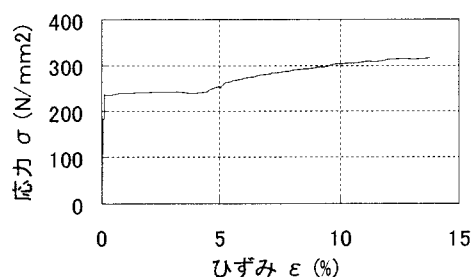


図5 LY225 テストピース (8.2mm) の応力ひずみ関係

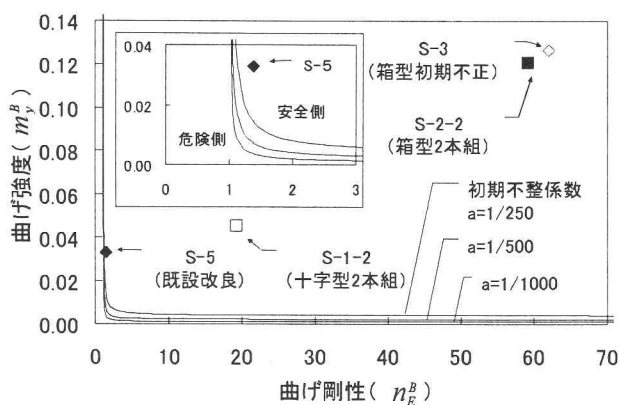


図 6 座屈拘束条件曲線と各供試体の関係

上記の評価においては、箱型モデルは拘束材を箱断面として評価しているが、構造上、外側の拘束材は一枚板となっており座屈補剛が弱く局部的な破壊が想定される。箱型モデルに関しては、別途、図 7 に示すように箱断面を無視し片側の拘束材のみで座屈を拘束するものとして検討した。図 8 に箱型構造における a) 無補剛タイプ、b) 補剛タイプでの評価結果を示す。実験においては、箱型 2 本組は無補剛タイプとし、その他の箱型モデルは補剛タイプとして実験を行った。

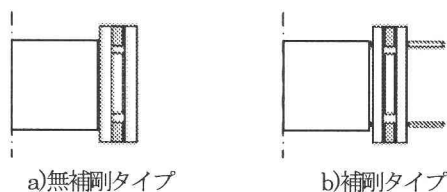


図 7 箱型構造の拘束材外側の補剛の有無

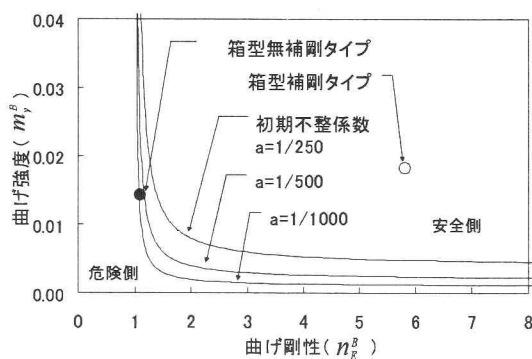


図 8 座屈拘束条件曲線と箱型構造の補剛効果

なお、十字型モデルに関しては軸圧縮力によってねじり座屈の懸念があったため、芯材および座屈補剛材のねじり座屈の照査も行った。拘束材の諸元、拘束材と芯材との隙間量などは表 3 に示すとおりである。拘束材と芯材の隙間量およびその間の摩擦は BRB の挙動に大きな影響を与えることが知られているが、ここでは、製作上妥当な隙間量として 2.0～2.5mm を設定し、その間にはゴムシート (1mm) に張合わせたテフロンシート (0.5mm) を設置し摩擦低減に努めた。なお、テフロンシートは芯材面に面しており、設計上の摩擦係数は 0.07 を想定した。

### 3.3 装置概要と計測方法

実験は、BRB の部材軸方向の荷重-変位関係および履歴曲線を得ることを最大の目的としていることから、BRB 降伏力を考慮した 200tf ジャッキ (押能力: 200tf, 引能力: 95tf) を用いて正負交番荷重試験を実施した (図 9, 写真 2 参照)。

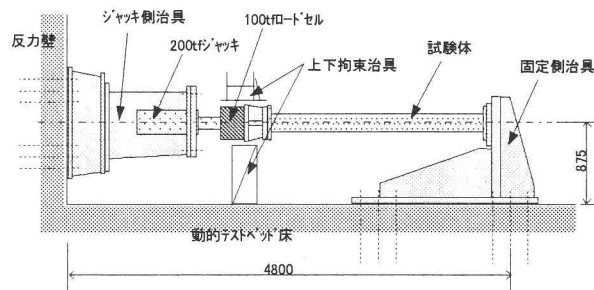


図 9 基本性能試験装置

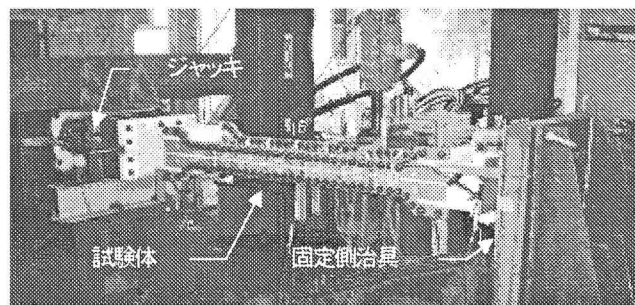


写真 2 試験状況

試験体変位量は、試験体のエンドプレート間に極細ピアノ線を張り片端を変位計に接続して計測した。また、図 10 にはひずみゲージの貼り付け位置を示す。十字型では長手方向の 6 断面に各々 16 枚ずつひずみゲージを貼付し、箱型では、長手方向の中央部 1 断面に各々 12 枚ずつひずみゲージを貼付した。

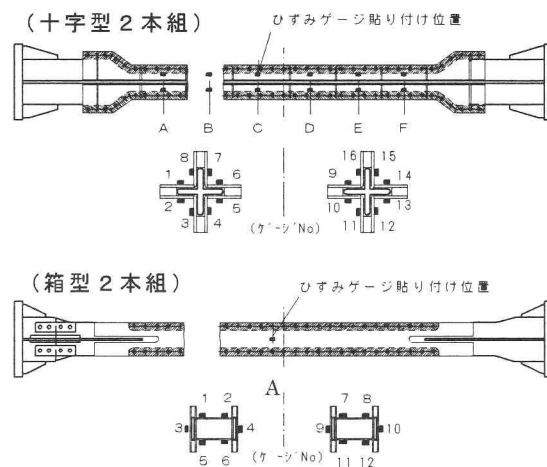


図 10 ひずみゲージ設置位置

(A～F はひずみゲージ設置断面名、番号はひずみゲージ No. を示す)

### 3.4 載荷方法

制御方法は、降伏荷重に達するまでは荷重制御、降伏荷重以降は変位制御とした。荷重制御方式では、試験体に引張荷重を与え、芯材の引張応力度が降伏応力度に達した時の伸び変位量（初降伏変位  $\delta_y$ ）を確認し、これを変位量基準値とした。計測は、載荷荷重段階毎に変位量および歪測定を実施した。変位制御における変位振幅は、芯材降伏変位の2倍をベースにこの整数倍で漸増させ、2%ひずみまでの繰返し回数は各々2回とし、ひずみが2%に達すると、20回繰返しにより低サイクル疲労に対する安全性を確認することとした（図11参照）。さらに、BRBが健全な場合は、各々の繰返し回数は2回として、ひずみを2.5%、3%と0.5%ずつ漸増させる予定とした。ここで、2%はレベル2地震動で想定している設計ひずみ1%の2倍であり、20回の根拠はレベル2地震動で想定している繰返し回数15回程度（最大ひずみ1%程度）に余裕を持たせて設定した値である。

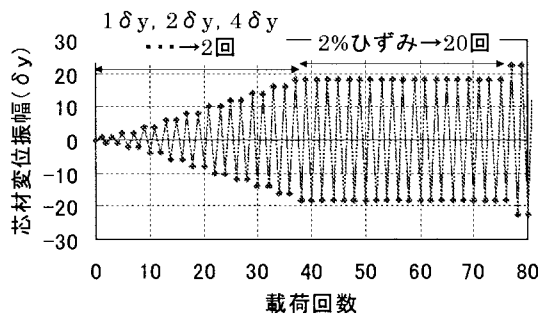


図11 載荷振幅と繰返し回数

## 4. 実験結果

### 4.1 軸方向荷重－軸方向変位関係

本実験から得られた各供試体の軸方向荷重－軸方向変位曲線（履歴曲線）について述べる。なお、図では引張側を正とし、\*は芯材ひずみ±1%（設計値）時変位を示している。

#### a) 十字型2本組（図12）

芯材ひずみ2%の2回目の載荷まで、若干の圧縮と引張との軸力差はあるものの非常に安定した履歴特性を示した。芯材ひずみ2%の3回目の載荷より、圧縮側の耐力の上昇が見られ、10回目の引張載荷で芯材が破断するとともに、耐力が急激に低下した。

#### b) 箱型2本組（図13）

十字型モデルに比べ、圧縮と引張との軸力差が大きく、芯材のひずみ2%の状態での2回目の圧縮載荷時において、座屈拘束材が局部座屈し、引張載荷に移った時点で耐力が急激に低下した。この原因は箱型全体では曲げ強度、曲げ剛性共に十分安全側となっているが、フランジ部分に着目した曲げ強度、曲げ剛性は安全側と危険側の境界部にあるため、座屈拘束材のフランジが芯材と一緒に局部座屈を起こしたためである。

#### c) 初期不整確認モデル（図14）

ひずみが2%の状態（3回目の圧縮を終了した後）の試験途中で圧縮側履歴曲線に不安定性を確認した。ここで芯材の座屈形状を確認するために、荷重を0にして試験を終了した。

#### d) 既設斜材改造型（図15）

芯材のひずみが1.7%の状態で3回の繰返し載荷を行った後、2%の1回目の圧縮を経た後、引張載荷で芯材が破断するとともに耐力が急激に低下した。芯材の破断位置はフランジおよびウェブを切り欠いた際の断面急変部で発生していた。既設斜材改造型を実用化するには、断面欠損を行う場合の構造詳細を検討する必要があると考えられる。

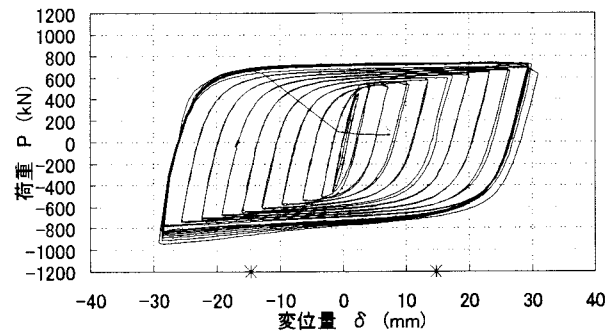


図12 十字型2本組モデル履歴曲線

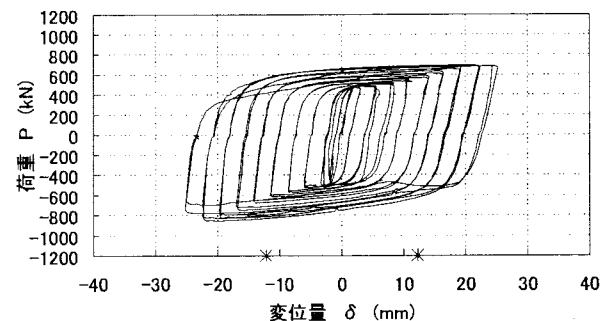


図13 箱型2本組モデル履歴曲線

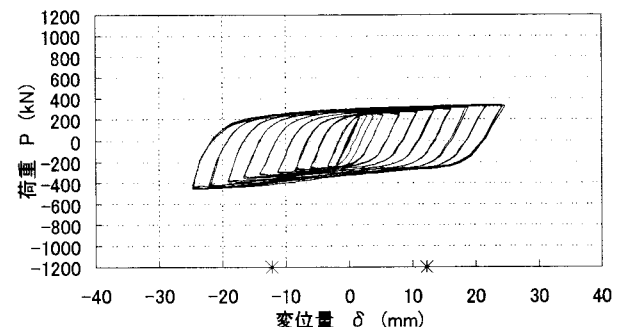


図14 箱型初期不整モデル履歴曲線（箱型2本組の1本分に相当）

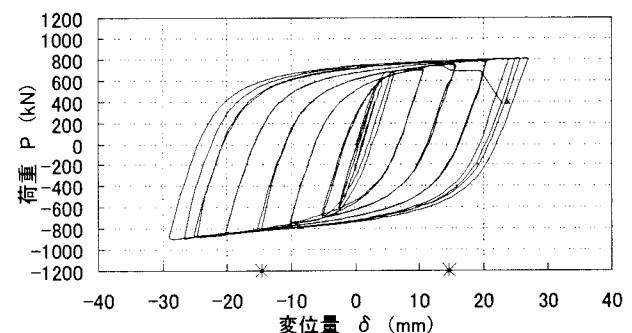


図15 既設斜材改造型モデル履歴曲線

## 4.2 破壊状況

十字型モデルでは写真 3 に示すように中央部において引張破断が生じた。この破断は並列型の 2 本の芯材ともに見られた。箱型モデルは写真 4 に示すように、補剛力が不足していたことが原因で端部付近でかなり大きな局部座屈が生じ終局をむかえた。なお、後述の写真 6 にも同試験体の損傷状況を示している。また、既設斜材改造型の場合、写真 5 に示す位置（端部応力集中部）において引張破断が生じた。

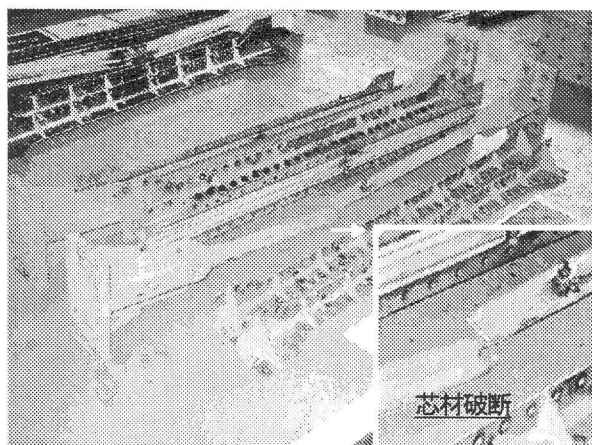


写真 3 十字型 2 本組モデル終局状態（芯材破断）

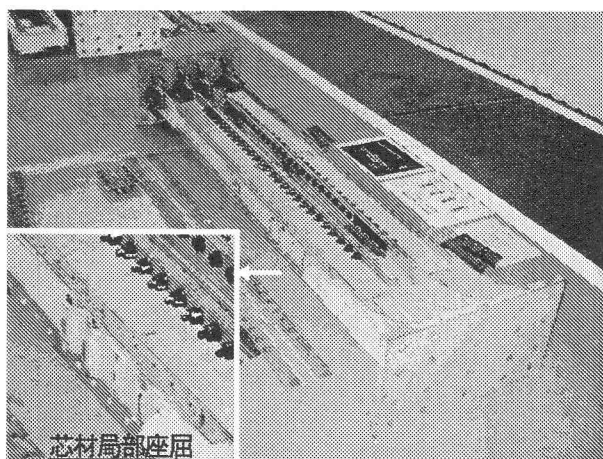


写真 4 箱型 2 本組モデル終局状態（芯材局部座屈）

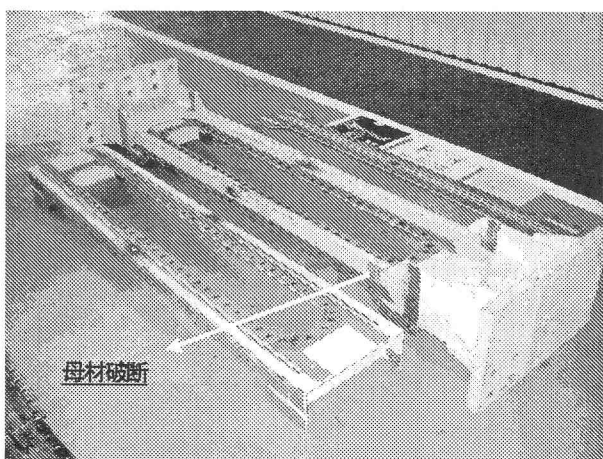


写真 5 既設斜材改造モデル終局状態（母材破断）

## 4.3 座屈拘束材のひずみ

基本性能試験の座屈拘束材に作用するひずみを確認することを目的に、全供試体の座屈拘束材にひずみゲージを貼り付け、荷重載荷に合わせてひずみを計測した（図 10 参照）。以下にその結果をもとに考察する。

### a) 十字型 2 本組

図 16 は BRB 拘束材 A 断面（端部付近）と C 断面（中央付近）に貼られたひずみゲージの軸方向測定値を示している。

凡例の A 平均-右は右 BRB の A 断面に設置した 8 ゲージの平均を意味しており、C 平均-右は右 BRB の C 断面に設置した 8 つのゲージの平均を意味している。載荷回数 1~20 回までは芯材の変形量が  $1\delta_y$  から  $18\delta_y$  に大幅に増加しているにもかかわらず座屈拘束材のひずみに変化は見られず、非常に安定しているといえる。しかしながら、載荷回数 21 回以降は載荷ひずみ（芯材ひずみ）が 2% で一定であるにもかかわらず、載荷回数の増加に伴い、ひずみが増加した。これは、図 12 に示した履歴曲線の 2% ひずみの繰り返し載荷において圧縮側の軸力が徐々に上昇している現象と相応しており、芯材と拘束材との摩擦により軸力の一部が拘束材に流れたことを示している。ただし、最大ひずみは  $-300\mu$  程度であり、座屈拘束材は弾性範囲内にあった。

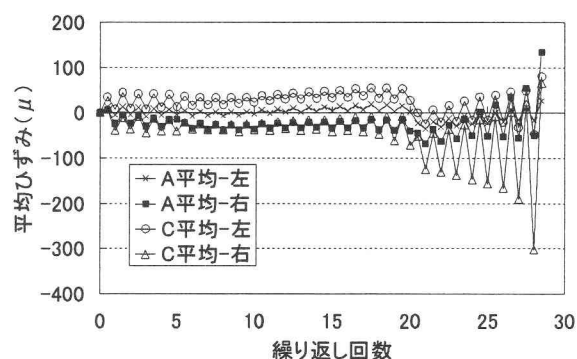


図 16 十字型 2 本組モデルの拘束材平均ひずみ

### b) 箱型 2 本組

箱型 2 本組モデルでは座屈拘束材の長手方向の中央部にしかひずみゲージを貼っていない。図 17 は中央位置での左右 BRB の平均ひずみであるが、ここでは芯材からの摩擦力が伝達されるフランジひずみつまり No.3,4 の平均および No.9,10 の平均を取り出している。載荷回数 1~11 回までは芯材の変形量が  $1\delta_y$  から  $18\delta_y$  に大幅に増加しているにもかかわらず座屈拘束材のひずみは漸増している程度であり安定しているといえる。しかしながら、載荷回数 12 回以降は載荷回数の増加に伴い大幅にひずみが増加し、最大軸方向ひずみは  $900\mu$  程度となった。このとき端部では大きな局部座屈が発生していた。なお、箱型は十字型に比べ、拘束材への軸力の伝達度合いが大きく、芯材と拘束材との摩擦の影響が大きいと判断される。

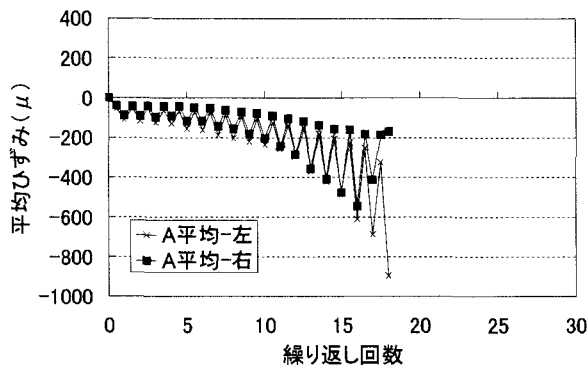


図 17 箱型 2 本組モデルの拘束材平均ひずみ

#### 4.4 等価減衰定数と累積塑性変形倍率

芯材のひずみが 1% (降伏ひずみの約 9 倍) の状態で等価減衰定数を算出した結果を表 4 にまとめた。十字型、箱型 2 本組とも 0.5 程度の等価減衰定数を有しているが、既設改造型においては若干小さい 0.4 程度の等価減衰定数を有することが確認された。

表 4 等価減衰定数と累積塑性変形倍率

| 供試体名  | 構造       | 等価減衰定数 | 累積塑性変形倍率 |
|-------|----------|--------|----------|
| S-1-2 | 十字型 2 本組 | 0.47   | 1124     |
| S-2-2 | 箱型 2 本組  | 0.50   | 580      |
| S-3   | 箱型初期不整   | 0.45   | 648      |
| S-5   | 既設斜材改造   | 0.37   | 200      |

繰返し荷重を受ける鋼骨組構造の破壊規範に累積塑性変形が有り、特に低降伏点鋼ではその照査が重要である。このため、各試験体における累積塑性変位を降伏変位で除した累積塑性変形倍率を表 4 にまとめた。この表からわかるように供試体により大きなばらつきを示しており、特に十字型 2 本組の累積塑性変形倍率は最も大きく、既設斜材改造型のそれは極端に小さな結果となった。この原因は、局部的にひずみが集中したために、その箇所ではかなり過酷な繰返し状況であったためであると考えられる。なお、各供試体により  $\delta_y$  は異なっており、箱型では 1.35mm、十字型では 1.6mm、既設斜材改良型では 2.5mm である。

#### 4.5 骨格曲線

BRB を組み込んだ全体構造系解析においては、構造系に対する BRB の剛性および耐力の設定が重要な要素となり、地震時において BRB 用鋼材が繰返し変形し硬化する場合にはその硬化した状態での耐力の設定が重要となる。実験結果に基づき、十字型 2 本組、箱型 2 本組について骨格曲線と各イベントを整理する。ここで、箱型初期不整と既設斜材改造型については紙面の都合上割愛した。骨格曲線は、繰返し載荷における各段階 ( $2\delta_y \sim 18\delta_y$ ) における圧縮と引張の耐力を実験結果より評価し、実験値を線形補間することにより決定している。なお、降伏については、骨格曲線と計算上の降伏変位との交点として定義している。図 18 および図 19 に十字型 2 本組と箱型 2 本組の骨格曲線を示す。

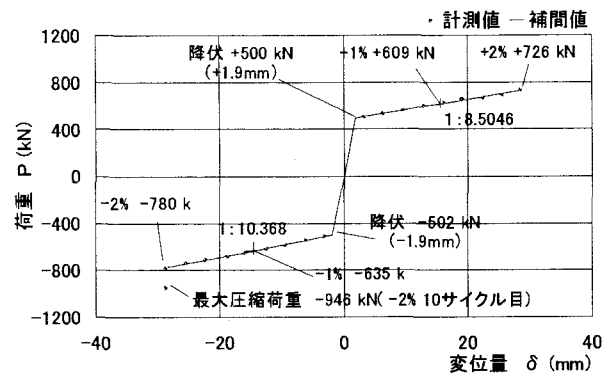


図 18 骨格曲線とイベント (十字型 2 本組)

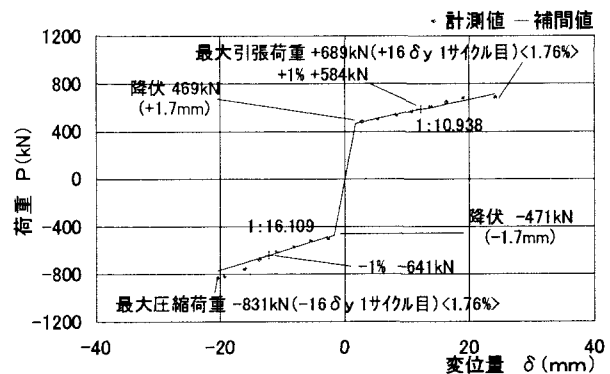


図 19 骨格曲線とイベント (箱型 2 本組)

##### (1) 強度上昇

芯材がレベル 1 地震時に降伏しないように、芯材の降伏荷重はレベル 1 地震時の荷重としているが、設計で想定しているレベル 2 地震時の芯材のひずみは約 1% と大きい。その間のひずみ硬化現象により芯材に作用する荷重は大きくなる。この荷重が大きくなり過ぎると、主構造への損傷が懸念されるため、その増加の程度 (芯材降伏荷重と 1% ひずみ時の芯材作用荷重の比較) を把握した (表 5)。

表 5 降伏時と 1% 歪時の軸力比較

| 供試体名  | 圧縮領域     |           |      | 引張領域     |           |      |
|-------|----------|-----------|------|----------|-----------|------|
|       | 降伏時 (kN) | 1%歪時 (kN) | 増加率  | 降伏時 (kN) | 1%歪時 (kN) | 増加率  |
| S-1-2 | -502     | -635      | 1.26 | 500      | 609       | 1.22 |
| S-2-2 | -471     | -641      | 1.36 | 469      | 584       | 1.25 |
| S-3   | -221     | -328      | 1.48 | 244      | 293       | 1.2  |
| S-5   | -676     | -787      | 1.16 | 651      | 739       | 1.14 |

ひずみ硬化現象により、引張側においては 1% ひずみ時の荷重は降伏時荷重の 1.2 倍程度、圧縮側においては 1.2~1.5 倍程度となっている。なお、骨格曲線から引張破壊時においては、降伏強度の 1.5 倍程度となっている。過去の研究結果から、芯材のひずみはひずみ硬化により、降伏点の 1.5 倍程度に達することが報告されており、これを整合する。一方、その時点での圧縮側の破壊時の荷重は降伏荷重の 1.5 倍より大きな値となっている。

##### (2) 圧縮-引張軸力比

表 6 は、各供試体の各ひずみ時の圧縮軸力、引張軸力、および

その比率である引張－圧縮軸力比を示している。降伏時においては、初期不整モデルを除いてはほぼ同様な軸力比を示すが、芯材のひずみが1%の状態では、すべての供試体において圧縮側の軸力が高くなる。しかしこの中では十字2本組(S-1-2)の軸力比が一番小さく104%となっている。また、芯材のひずみが2%に近づくと、十字型に比べ箱型(S-2-2)の軸力の差が大きくなり、20%程度圧縮側の軸力が大きくなっている。

表 6 圧縮－引張軸力とその比率（軸力比）

| 供試体名  | 降伏時    |        |       | 1%歪時   |        |       | 2%歪時   |        |       |
|-------|--------|--------|-------|--------|--------|-------|--------|--------|-------|
|       | 圧縮(kN) | 引張(kN) | 比率(%) | 圧縮(kN) | 引張(kN) | 比率(%) | 圧縮(kN) | 引張(kN) | 比率(%) |
| S-1-2 | -502   | 500    | 100   | -635   | 609    | 104   | -780   | 726    | 107   |
| S-2-2 | -471   | 469    | 100   | -641   | 584    | 110   | -631   | 689    | 121   |
| S-3   | -221   | 244    | 91    | -328   | 293    | 112   |        |        |       |
| S-5   | -676   | 651    | 104   | -787   | 739    | 105   |        |        |       |

注記：S-2-2の2%歪時数値は1.76%歪時を示しており参考値である。

### (3) 圧縮－引張剛性比

表 7は試験体の引張側と圧縮側の1次勾配比と2次勾配比を示したものである。特に、2次勾配比に着目すると、その値は大きくなり、つまり圧縮側の勾配が大きく、最も小さな十字型モデル(S-1-2)でも121%となっている。なお、初期不整モデルは他のモデルと異なる結果を示しており、芯材の変形による摩擦の影響と思われる降伏後の圧縮軸力上昇が非常に大きいことがわかる。

表 7 圧縮－引張剛性比

| 供試体名  | 1次勾配比(%)    | 2次勾配比(%)    |
|-------|-------------|-------------|
|       | (圧縮勾配/引張勾配) | (圧縮勾配/引張勾配) |
| S-1-2 | 100         | 121         |
| S-2-2 | 100         | 147         |
| S-3   | 91          | 220         |
| S-5   | 104         | 126         |

## 5. 弾塑性解析

### 5.1 バイリニアモデルを用いた非線形FEM解析

実験計画および実験結果を考察する目的で、汎用解析プログラム(LS-DYNA)を用いて弾塑性FEM解析を実施した。この解析の目的は、芯材と拘束材との間の摩擦が圧縮側の軸力上昇に与える影響の評価と、圧縮荷重時における芯材の変形形態の把握にある。なお、繰り返し荷重下における材料履歴特性を考慮した解析については、5.2節に述べる。解析における構成則モデルは、二次勾配を持つバイリニアの応力ひずみ関係を仮定し、硬化則としては移動硬化則を用いている。本解析では繰り返し荷重時のひずみ硬化の影響は考慮しておらず、バイリニアモデルの二次勾配は、予備解析に基づき芯材の局所ひずみが15%に達すると想定し、15%ひずみ発生時に材料試験で得られた応力が発現するように設定した。モデルにおける降伏応力度は236N/mm<sup>2</sup>、二次勾配はEs/400としている。解析は芯材と拘束材の間の隙間2mmを考慮し、芯材の変形による芯材と拘束材との接触および接触による摩擦を考慮した非線形解析としている。解析対象は、十字型2本組モデルおよび箱型2本組モデルとした。解析モデルは、芯材、

拘束材を板要素、ゴム付きテフロン板をソリッド要素、高力ボルトを梁要素でモデル化している。図 20には、十字型モデルの解析モデル図を例示する。

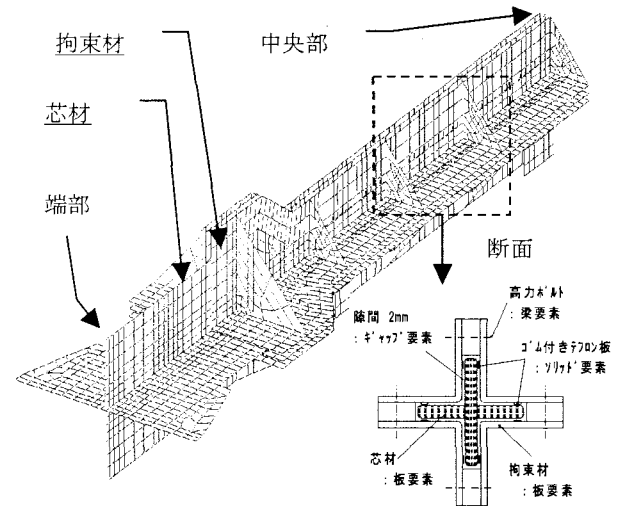


図 20 弾塑性 FEM 解析モデル

### (1) 強度上昇の評価

実験結果で明らかのように、BRB は引張側に対して圧縮側の軸力および剛性が高い傾向にある。これは、芯材の変形に伴う芯材と拘束材との接触による摩擦が大きな要因として考えられるほか、繰り返し荷重を受ける鋼材特性にも起因しているものと考えられる。今回の実験での構造タイプでは、十字型に比べ箱型にその傾向が強く見られる。この挙動を確認するため、摩擦係数を変化させることにより、摩擦の影響による圧縮側の強度上昇を解析的に検証した。

ここでは相対的な傾向を把握することを目的とし標準的な摩擦係数として、芯材と拘束材との摩擦低減機能を期待して設置したテフロン板と接触面となる鋼材表面の塗料との間を $\mu=0.07$ 、またテフロン板の磨耗後におけるゴムと鋼との間を $\mu=0.4$ に設定した。図 21に十字型2本組の解析結果を示す。なお、横軸、縦軸とも絶対値表示としている。

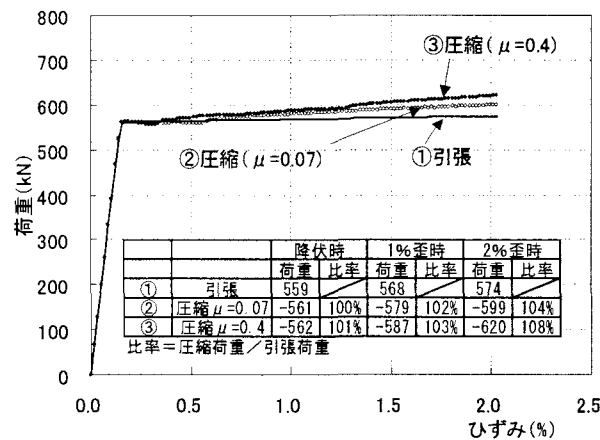


図 21 十字型構造における圧縮側の強度上昇

十字型構造は芯材自体が比較的高い曲げ剛性を有しており、芯材の変形による強度低下は見られない。また摩擦による強度上昇も比較的小さなものとなっている。これは、芯材変形量が小さいことから芯材と座屈拘束材の接触が軽減されており、結果として摩擦力が小さなものとなっていることがその理由であると判断される。摩擦係数 0.4 の場合の解析における引張－圧縮の軸力比は、ほぼ表 6 に示した実験結果に相応しているように見受けられるが、文献 1) に例示された LY225 の繰返し载荷時の履歴特性で推し量られるところの圧縮側の強度上昇が引張側に対して数%から 5% 程度高いことを考慮にいと、摩擦係数 0.07 の場合の解析結果が実験結果に相応していると考えられる。

次に、図 22 に箱型 2 本組に対する解析結果を示す。この図の圧縮側に見られる不連続な強度低下部分は、芯材が面外変形することによる現象に起因するものであり、载荷に伴いその変形モードが移行している。箱型構造は、材料の降伏強度に至る前に面外変形を起こし降伏ひずみ付近では引張側に比べて強度が低い傾向にあることがわかる。しかし、変形後の拘束材との摩擦により強度上昇が比較的大きなものとなる特徴を有している。繰返し载荷を受ける鋼材特性を考慮にいと、摩擦係数 0.4 の場合の解析における引張－圧縮の軸力比は、表 6 に示した箱型 2 本組の実験結果に相応していると考えられる。

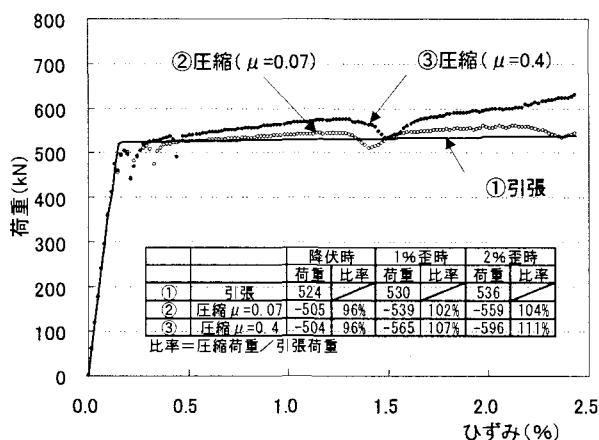
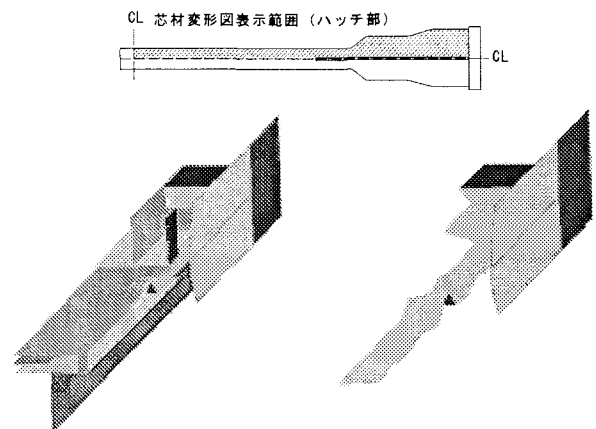


図 22 箱型構造における圧縮側の強度上昇

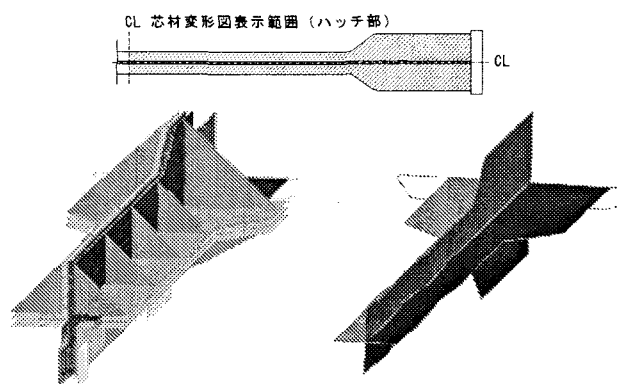
## (2) 芯材および座屈拘束材の変形形状

箱型 2 本組 (座屈拘束材へのリブ補強前) および十字型 2 本組を対象として実施した実験の载荷履歴を考慮した弾塑性 FEM 解析結果のうち、芯材圧縮ひずみが 2% に達した状態における芯材および座屈拘束材の変形形状を図 23 および図 24 に示す。

箱型 2 本組においては、リブ補強前 (外側補剛なし) の状態では図 8) に示すように曲げ強度、曲げ剛性に関して安全側と危険側の境界線にあるため、解析値、実験値共に芯材圧縮ひずみが 2% の状態で座屈拘束材が大きく局部座屈している結果を示している。なお、実験ではこの結果をもとに、この他の箱型形状モデルでは図 7 b) に示すリブ補強を行っている。一方、十字型においては、箱型に比べて局所的な変形が抑制されていることがわかる。



a) 芯材と座屈拘束材 b) 芯材のみ  
図 23 箱型 2 本組の変形モード (2% 圧縮歪作用時)



a) 芯材と座屈拘束材 b) 芯材のみ  
図 24 十字型 2 本組の変形モード (2% 圧縮歪作用時)

## (3) 芯材－拘束材間摩擦の影響解析

芯材に発生する軸方向ひずみは長手方向に均等であることが理想的であるが、実験後に供試体を解体し、芯材の残留変形状を確認した結果、箱型供試体に関しては、芯材に発生するひずみが両端部に局所的に集中していた。さらに座屈拘束材に貼付されたテフロン＋ゴム板が両端部において損傷し内部のゴムが露出していた。

そこで、実験の载荷履歴を考慮した弾塑性 FEM 解析において、芯材とテフロンおよびゴムとの摩擦係数を変化させ、芯材の圧縮ひずみが 2% に達した状態に対して芯材の座屈波形形状を図化し、座屈波形が両端部に局所的に集中することを確認することとした。ここで、摩擦係数は、ケース 1 では 0.05 (鋼材とテフロンシートの摩擦相当やや小)、ケース 2 では 0.07 (鋼材とテフロンシートの摩擦相当)、ケース 3 では 0.4 (鋼材とゴムの摩擦相当) としている。

図 25 によると摩擦係数が小さな本供試体に相当するケース 2 においても両端部の座屈波長がやや短くなっており、ひずみが両端部に集中する傾向が見られる。テフロン板が損傷し摩擦係数が大きくなるケース 3 においては、さらにこの傾向が強くなっている。箱型供試体において芯材のひずみが両端部に局所的に集中した原因はテフロン板が損傷しゴムが露出したためと考えられる。

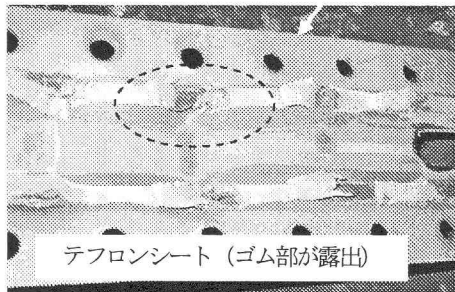
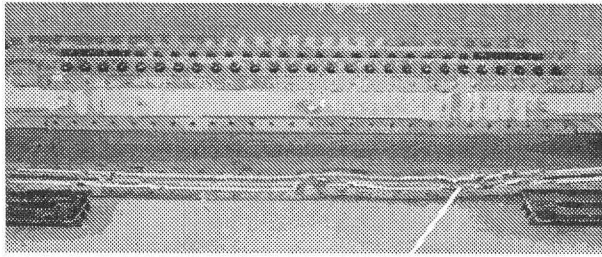


写真 6 解体後の試験体

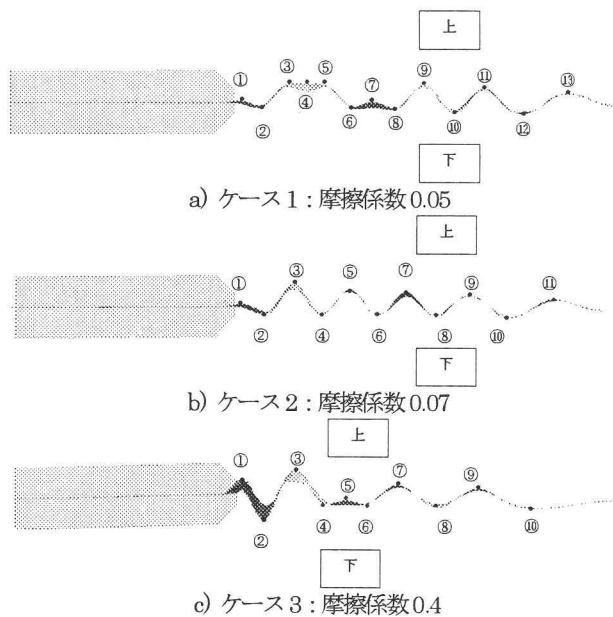


図 25 FEM 解析による端部付近の芯材変形 (全長の 1/2 表示)

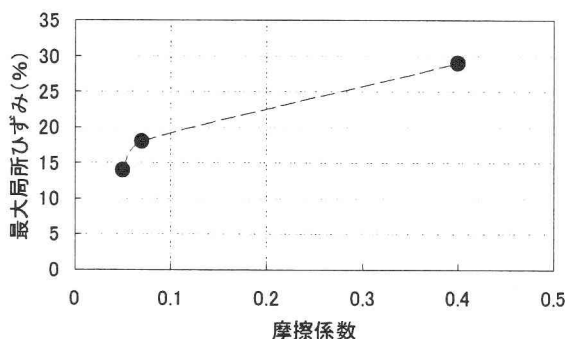


図 26 摩擦係数—最大局所ひずみ

この解析における摩擦係数の違いによる各モデルの局所ひずみ

を図 26 に示す。3 ケースではあるが、この図から、摩擦係数が小さい程、最大局所ひずみが小さくなる傾向が読み取れる。

## 5.2 材料塑性履歴特性を考慮した解析

繰り返し荷重を受ける鋼材の塑性性状は、鋼材のひずみ硬化により、塑性履歴を受けていない鋼材の性状とは異なることは広く知られており、ひずみ硬化による耐力上昇が見られる。BRB は大きなひずみ振幅を受ける部材であり、繰り返し載荷に伴う材料の耐力上昇を適切に評価する必要があると考える。塑性履歴モデルとしては一般的に、完全弾塑性型モデルや移動硬化型バイリニアモデルが用いられるが、これらのモデルでは繰り返し載荷に伴う材料の耐力上昇の正確な表現はできない。

ここでは、繰り返し載荷に伴うひずみ硬化を適切に表現できるモデルで、コンピュータワークに取り入れやすいモデルとして、Popov, Petersson らの提唱した構成則 (Multi-Surfaces Model; 以下では M.S.M. と称す) <sup>11)</sup> を用いて、LY225 の繰り返し履歴特性をモデル化するとともに、今回の試験結果の再現を試みる。

M.S.M. は、多降伏曲面群モデルと呼ばれ、応力空間に材料の塑性性状を表すパラメータ  $\varepsilon_p^*$  (相当塑性ひずみ: 繰り返し載荷における累積塑性ひずみ量) に関する等ポテンシャル曲面群を設定し、この曲面群の移動 (移動硬化) および大きさの変化 (等方硬化) により材料の塑性性状を表す複硬化モデルである。ここでは詳述は避けるが、曲面群の大きさの変化 (等方硬化則) は、3 つの特性関数によって表現される。 $K_a$  は応力-相当塑性ひずみの処女曲線 (塑性履歴を受けていない材料の応力-ひずみ関係)、 $K_b$  は一定ループを描くまで十分に繰り返し載荷した後の応力-相当塑性ひずみ曲線、 $W$  は  $K_a$  から  $K_b$  に移っていく変遷の度合いを表す重み関数である。特性関数  $K_a, K_b$  および重み関数  $W$  は、次のように設定した。特性関数  $K_a$  は、今回の実験に使用した材料 (LY225,  $t=8.2\text{mm}$ ) のプラスト後の引張試験結果に基づきモデル化した。特性関数  $K_b$  は、今回の実験においては、材料の繰り返し載荷試験は行っていないため、今回の実験のうち、最も鋼材の材料特性として評価できる十字型 2 本組の実験データの引張側の履歴曲線を基に設定した。重み関数  $W$  は、既往の実験データ等を参考にし、前述の履歴ループをもとに設定した。図 27 に今回設定して計算に用いた特性関数  $K_a, K_b$  を、また図 28 に重み関数  $W$  を示す。

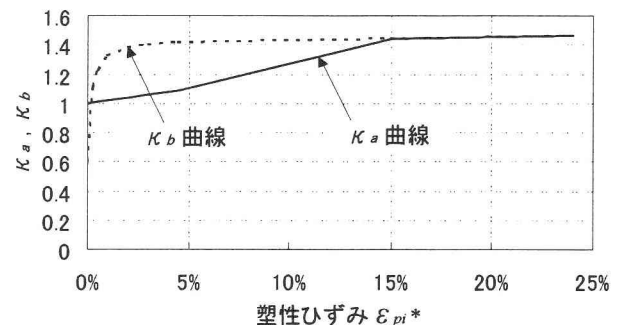


図 27 特性関数  $K_a$  および  $K_b$  の設定

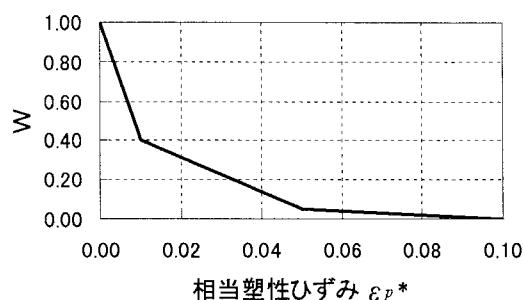


図 28 重み関数 W の設定

M.S.M.を用いて、LY225 の繰返し載荷履歴を試算した。試算した載荷パターンは、漸増繰返し載荷とし、ひずみレベル 0.2, 0.4, 0.6, 0.8, 1.0 および 2.0% にて各 1 回づつ繰返し載荷とした。これは今回の実験における載荷パターンを意図したものである。但し、各ひずみレベルでの繰返し回数は半分としている。

図 29 には、M.S.M.と移動硬化型バイリニアモデルを対比して、繰返し載荷によるひずみ硬化を示している。なお、ここでのバイリニアモデルの二次勾配は、繰返し載荷によるひずみ硬化を評価するため、十字型 2 本組モデルの実験結果より得られた骨格曲線に基づいて設定し、 $E/40$  としている。

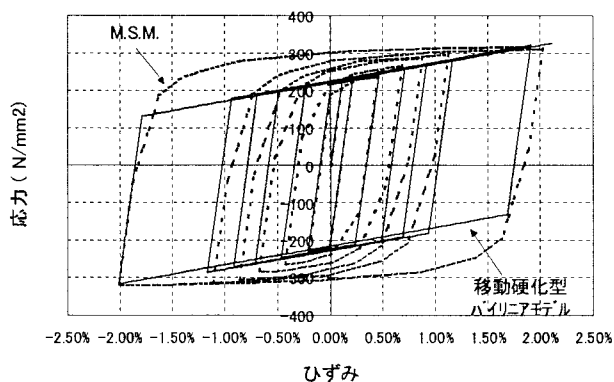


図 29 M.S.M.およびバイリニアモデルの応力ひずみ

次に、図 29 に示した繰返し載荷時のひずみ硬化を平均化した  $P-\delta$  関係に置き換え、今回の実験結果（十字型 2 本組モデル）と対比した。すなわち、変位  $\delta = \epsilon L$ 、荷重  $P = \sigma A$  として評価した。ここに、 $\epsilon$ 、 $\sigma$  は、図 29 で評価されるひずみおよび応力であり、 $L$  は試験体の塑性化長、 $A$  は試験体の断面積である。図 30 に、十字型 2 本組モデルの試験結果と、M.S.M.に基づく評価との比較結果を、また、図 31 に、十字型 2 本組モデルの試験結果と、バイリニアモデルに基づく評価との比較結果を示す。

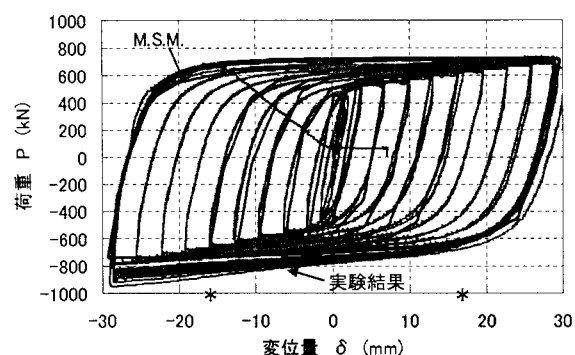


図 30 十字型 2 本組の M.S.M 解析結果

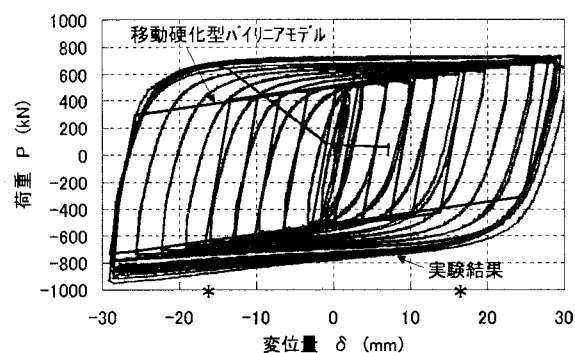


図 31 十字型 2 本組のバイリニア移動硬化解析結果

M.S.M.は、繰返し載荷による軸力上昇の特性を良く表現しており、2% 載荷時の最大応力も実験結果によく一致している。但し、当然のことながら、圧縮側における摩擦等による軸力上昇は評価できない。一方、バイリニアモデルではひずみ効果を簡易的に表現しているものの、載荷途中段階での軸力上昇はうまく表現できない。しかしながら、図 32 に示す等価減衰定数の実験結果と解析結果の比較から分かるように、地震時応答に相応する 1% ひずみの繰返し挙動時の等価減衰定数は、バイリニアの移動硬化則によって安全側かつ十分実用上誤差のない範囲で表現できることが分かる。

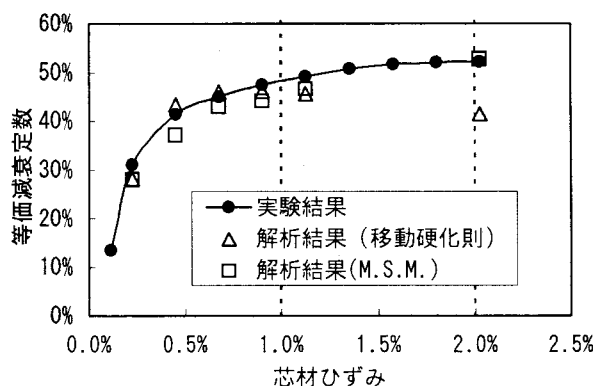


図 32 十字型 2 本組の等価減衰定数

## 6. 結論

本稿は、長大橋のレトロフィットに対して有効な手段である座屈拘束ブレースに関して、その取り付け構造、施工性を考慮した構造提案を行い、その弾塑性挙動の把握および諸設計値の構造安定性に及ぼす影響を把握した。ここでは 1/6 の縮小実験を実施するとともに FEM による弾塑性解析を実施し実験結果を考察した。以下に得られた結論をまとめる。

1. 既設長大橋に適用する上で重要な施工性とガセット取り付け構造を考慮した並列型座屈拘束ブレース、および既設斜材改良型座屈拘束ブレースを考案した。
2. 芯材形状として平板形と十字形を検討した結果、十字形の方が局部座屈抑制効果は高く、安定した荷重変位関係を描く。また圧縮時の芯材と拘束材との摩擦低減による軸力増加を抑制できることがわかった。
3. 既設斜材改造を行なう構造案は安定した履歴曲線を描くものの、ウェブ切り欠き部の端部構造に配慮が足りなかったことから繰返し荷重により応力集中による破断が生じた。このため、累積塑性変形倍率は他の構造案に比較して小さなものとなった。今後はこの応力集中を緩和するディテールを開発することにより実用化が可能と判断される。
4. 骨格曲線における降伏後の軸力増加率、引張・圧縮軸力比および 2 次勾配の剛性比を比較した結果、十字型タイプは最も安定した結果を示した。また、既設改造型も比較的安定した値を示した。
5. 拘束材のひずみから十字型、箱型ともに並列構造としたことによる不均等性は実質上無視しえる程度であることがわかった。また、芯材ひずみレベルが小さいうちは、芯材ひずみの増加にもかかわらず、拘束材ひずみはほぼ一定値を示したが、ひずみが大きくなると同ひずみであっても拘束材ひずみが増大する傾向が見られた。これは、芯材の面外変形に伴う拘束材との摩擦の影響によるものと判断される。
6. 芯材と拘束材間の摩擦力は座屈拘束ブレースの弾塑性挙動に少なからず影響を与える。このため、これを低減する配慮が望まれる。本検討案ではテフロンシートを配置した結果、芯材面外変形の小さい十字型試験体においては有効性を発揮したと判断されるが、箱型試験体においては、局部座屈が進行するまでは有効に機能するものの、これが進行して芯材が拘束材を押し出す状態になると摩擦を解放する役目は果たさなかったと判断される。
7. 実験における荷重変位関係はバイリニアモデルを用いた解析結果と比較して必ずしも良い一致を見なかった。これは、実際には鋼材の繰返し载荷によるひずみ硬化が寄与しているためであり、これを考慮した解析によりほぼ一致した。しかしながら設計上は煩雑なモデルを用いることは実用的でなく、減衰はバイリニアモデルによるものでも安全側かつ十分に実用上問題ない誤差で評価できる。今後の課題としては、周辺部材への影響の観点から摩擦を伴うひずみ硬化による軸力上昇を適切に評価できるモデルが必要とされ

る。

謝辞：この分野のパイオニアである京都大学工学研究科生活空間学専攻井上一朗教授には終始懇切丁寧なご指導を賜りました。ここに深く感謝します。

## 参考文献

- 1) 建築研究所，日本鉄鋼連盟市場センター：履歴型ダンパー付鋼構造骨組の設計法，2002.2
- 2) 日本鋼構造協会：土木構造物の動的耐震性能照査法と耐震性向上策，2003.10
- 3) 井上幸一，明神久也，増田伊知郎，中出収，：軸力降伏型鋼製ダンパーを適用した鋼橋の耐震性能向上法，第 5 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，pp.43-50，2002.1
- 4) 金治英貞，鈴木直人，美濃智広：長大トラス橋の損傷制御構造における履歴型ダンパー最適構造と配置に関する基本検討，第 6 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，pp.377-384，2003.1
- 5) 福田智之，川島一彦，渡邊学歩：ブレースダンパーによる鋼製アーチ橋の地震応答低減効果，第 7 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，pp.243-250，2004.1
- 6) 宇佐美勉，葛漢彬，日沖堅治，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一橋軸直角方向地震動に対する検討一，土木学会論文集，No.766，pp.245-261，2004.7
- 7) 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，pp.277-290，2004.7
- 8) 河村洋行，宇佐美勉，葛西昭，藤田将之：軽量化した座屈拘束ブレースの性能実験，第 7 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，pp.169-176，2004.1
- 9) 金治英貞，高田佳彦，鈴木直人，美濃智広，東谷修，大濱浩二：長大ゲルバートラス橋の損傷制御耐震補強策と応答低減効果，土木学会地震工学論文集，2003.11
- 10) 井上一朗：建築鋼構造の理論と設計，京都大学学術出版会，pp.3-40-3-45，2003.8
- 11) Petersson, H. and Popov, E.P. : Constitutive Relations for Generalized Loading, Proc.14982 of ASCE, Vol.103, No.EM4, pp.611-627, 1977

(2004 年 9 月 17 日受付)