

ダブルウェブH形拘束材および ピン接合形式二重鋼管を用いた 座屈拘束ブレースの機構安定性

STABILITY OF BUCKLING RESTRAINED BRACES USING DOUBLE WEB H-SHAPED BEAM AND PIN-ENDED TUBE-IN-TUBE BRACES

竹内 徹 ——— *1 小崎 均 ——— *2
松井良太 ——— *3 三原早紀 ——— *4

Toru TAKEUCHI ——— *1 Hitoshi OZAKI ——— *2
Ryota MATSUI ——— *3 Saki MIHARA ——— *4

キーワード：
座屈拘束ブレース, 接合部, 安定条件, 繰返し荷重

Keywords:
Buckling restrained brace, Connection, Stability condition, Cyclic loading

One of the key limits of buckling-restrained braces (BRBs) is overall flexural buckling caused by connection failure, and they are required to exhibit stable hysteresis under cyclic axial loading with initial out-of-plane drifts simulating the bi-directional effects of a ground motion. In this paper, a series of cyclic loading tests with initial out-of-plane drifts for double web H type BRB and pin-ended tube-in-tube BRB are carried out, and the stability performance including various connection conditions and initial out-of-plane drifts are researched. These results are compared with the stability evaluation equations proposed by the authors, and the validity and accuracy of these equations are discussed.

1. 序

座屈拘束ブレース(以下 BRB)は構面外方向に変形した状態で繰返し軸力を受けると、接合部の設計が不適切な場合、安定した履歴性能を発揮する前に、接合部を含む構面外不安定現象を生じる可能性が以前より指摘されている^{1)~6)}。ピン接合された二重鋼管ブレースに関しても、安定条件に関する研究が精力的に行われている^{7)~9)}。しかし、全ての形式の BRB 機構安定条件を包括した簡便な設計式は未だ得られていない¹⁰⁾。文献 11)~13)では、BRB の接合部剛性および拘束材端部の曲げ耐力を考慮した包括的な機構安定条件式が提案されている。この条件式はモルタル充填鋼管型 BRB、鋼モルタル板型 BRB については構面外初期変形付き繰返し載荷実験によりその妥当性が確認されている^{11)~15)}。本研究では、上記以外の座屈補剛形式であるダブルウェブ型の H 形鋼を拘束材に用いた BRB およびピン接合された二重鋼管型の BRB に対して構面外初期変形付き繰返し載荷実験を行い、その挙動を確認すると共に、提案された機構安定条件式の適用性を検証する。

2. 強制面外変形下の座屈拘束ブレース繰返し載荷実験

2.1 実験概要

本研究では拘束材としてダブルウェブ型の H 形鋼を用いた BRB(HL シリーズ)とピン接合された二重鋼管型の BRB(D シリーズ)を対象とする。片流れ配置された BRB が、地震時に構面外方向に 1/100 の層間変形角を受けることを想定し、層間変形角 1/100 相当の強制変形(約 15mm)を構面外方向に与えた状態で、HL シリーズは塑性化部長 L_p に対する軸変形比として 0.1~3.0%、D シリーズはピン間の長さに対する軸変形比として 0.1~2.0%の正負交番繰返し載荷実験を行う。以降、いずれの軸変形比も等価軸歪と呼ぶ。なお、D シリーズでは塑性化部長 L_p に対する軸変形比は 0.12~2.54%である。図 1 に試験体のセットアップを、図 2 に載荷履歴を示す。

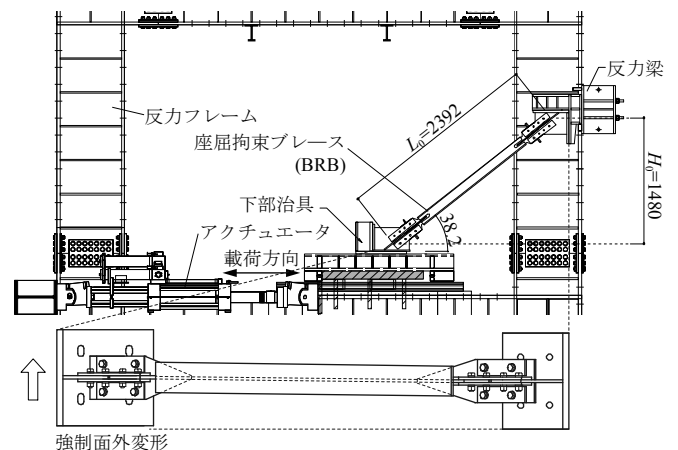


図1 試験体セットアップ図

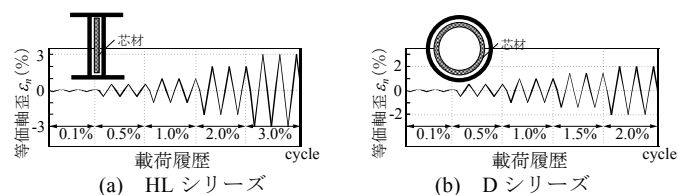


図2 載荷履歴

2.2 試験体概要

実験では対象とする BRB の 1/2 縮小モデルを試験体とする。図 3 に試験体詳細図、図 4 に拘束材端部詳細図、図 5 に接合部ガセットプレート詳細図、図 6 に試験体名称を示す。

HL シリーズの試験体は、芯材-拘束材間のクリアランスを全て 2mm に設定し、パラメータは貫入長比と接合部形式(接合部回転剛性)とした。貫入長比は芯材端部補強リブの貫入長 L_m を芯材幅 B_c で除した値とする。図 5(a)~(c)に示すように、スチフナ等の面外補剛

*1 東京工業大学大学院理工学研究科建築学専攻 教授・博士 (工学)
(〒152-8550 東京都目黒区大岡山 2-12-1)

*2 ㈱日建ハウジングシステム 修士 (工学)

*3 東京工業大学大学院理工学研究科建築学専攻 助教・博士 (工学)

*4 東京工業大学大学院理工学研究科建築学専攻 大学院生

*1 Prof., Dept. of Arch. and Building Eng., Tokyo Institute of Technology, Dr. Eng.

*2 Nikken Housing System Ltd., M. Eng.

*3 Assist. Prof., Dept. of Arch. and Build. Eng., Tokyo Institute of Technology, Dr. Eng.

*4 Graduate Student, Dept. of Arch. and Build. Eng., Tokyo Institute of Technology

材の有無により、接合部面外剛性として低・中・高剛性の3種類を想定する。接合部曲げ剛性および回転剛性は文献 15)に記載される FEM 解析結果を基に、本試験体のプロポーションに相当するように概算した。また、各接合部形式の接合部端部回転剛性 K_{Rg} は、文献 11)で定義する無次元化回転剛性比 ξK_{Rg} で評価する。

D シリーズの試験体は、図 5(d)に示すように構面内方向をピン支持とするクレビスタイプの接合部とし、面外補剛として補剛リブを設けている。パラメータは貫入長比、芯材補強部-拘束材間のクリアランスおよび拘束鋼管の径厚比とした。貫入長比は端部芯材補強部の貫入長 L_{in} を芯材径 B_c で除した値とする。

表 1 に HL シリーズおよび D シリーズの試験体諸元を示す。

2.3 実験結果

図 7、図 8 に実験の結果得られた各試験体の等価軸歪 ε_n -等価軸応力 σ_n 関係を示す。図 7 が HL シリーズ、図 8 が D シリーズの結果である。以下に各試験体の破壊性状を記述する。

(1)HL1.0GH 試験体(図 7(a))

等価軸歪 3.0%まで安定した履歴性状を示したが、3.0%載荷時に芯材が拘束材のフランジに近づくように変形していき、芯材補強リブが拘束材のウェブ部分と接触したため、等価軸応力が上昇する現象が生じた。これは、接触後に拘束材が軸力を負担したためと考えられる。その後 3.0%-7 サイクル目引張時に芯材破断に至った。

(2)HL0.5GH 試験体(図 7(b))

等価軸歪 3.0%まで安定した履歴性状を示し、3.0%-11 サイクル目

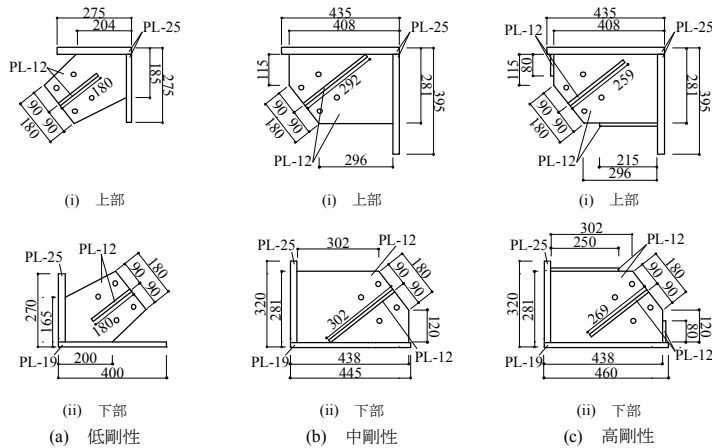


図 5 接合部ガセットプレート詳細図

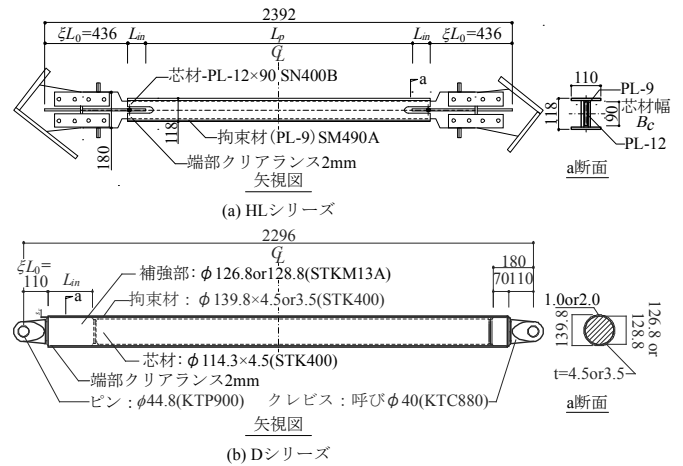


図 3 試験体詳細図

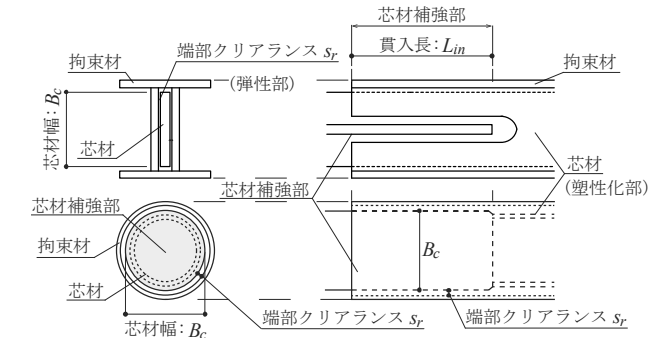


図 4 拘束材端部詳細図

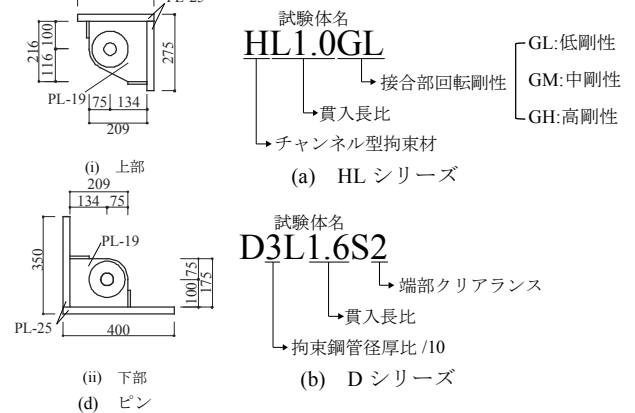


図 6 試験体名称

表 1 試験体諸元

試験体	芯材断面積 A_c (mm ²)	芯材降伏 応力度 σ_{cy} (N/mm ²)	拘束材 曲げ剛性 EI_B (Nmm ²)	拘束材降伏 応力度 σ_{ry} (N/mm ²)	接合部 回転剛性 K_{Rg} (Nmm)	無次元化 回転剛性比 ξK_{Rg}	接合部 曲げ剛性 γEI_B (Nmm ²)	全長 L_0 (mm)	貫入長 L_{in} (mm)	塑性化部長 L_p (mm)	接合部長 ξL_0 (mm)	ξ	クリア ランス s_r (mm)	芯材元 たわみ a (mm)	偏心 e (mm)
HL1.0GH	1080	313	1.52×10^{12}	421	5.21×10^9	1.892	1.20×10^{12}	2392	90	1340	436	0.182	2.0	1.2	0.0
HL0.5GH	1080	313	1.52×10^{12}	421	5.21×10^9	1.892	1.20×10^{12}	2392	45	1430	436	0.182	2.0	1.2	0.0
HL2.0GM	1080	313	1.52×10^{12}	421	9.34×10^8	0.339	1.20×10^{12}	2392	180	1160	436	0.182	2.0	1.2	0.0
HL1.0GM	1080	313	1.52×10^{12}	421	9.34×10^8	0.339	1.20×10^{12}	2392	90	1340	436	0.182	2.0	1.2	0.0
HL0.5GM	1080	313	1.52×10^{12}	421	9.34×10^8	0.339	1.20×10^{12}	2392	45	1430	436	0.182	2.0	1.2	0.0
HL2.0GL	1080	313	1.52×10^{12}	421	8.26×10^7	0.030	1.20×10^{12}	2392	180	1160	436	0.182	2.0	1.2	0.0
D3L1.6S2	1552	340.4	8.98×10^{11}	331.4	0.00	0.00	2.74×10^{10}	2296	200	1806	110	0.048	2.0	1.1	0.0
D3L1.2S2	1552	340.4	8.98×10^{11}	331.4	0.00	0.00	2.74×10^{10}	2296	160	1846	110	0.048	2.0	1.1	0.0
D4L1.2S2	1552	340.4	7.14×10^{11}	323.9	0.00	0.00	2.74×10^{10}	2296	160	1846	110	0.048	2.0	1.1	0.0
D3L0.6S1	1552	340.4	8.98×10^{11}	331.4	0.00	0.00	2.74×10^{10}	2296	80	1926	110	0.048	1.0	1.1	0.0
D3L0.6S2	1552	340.4	8.98×10^{11}	331.4	0.00	0.00	2.74×10^{10}	2296	80	1926	110	0.048	2.0	1.1	0.0

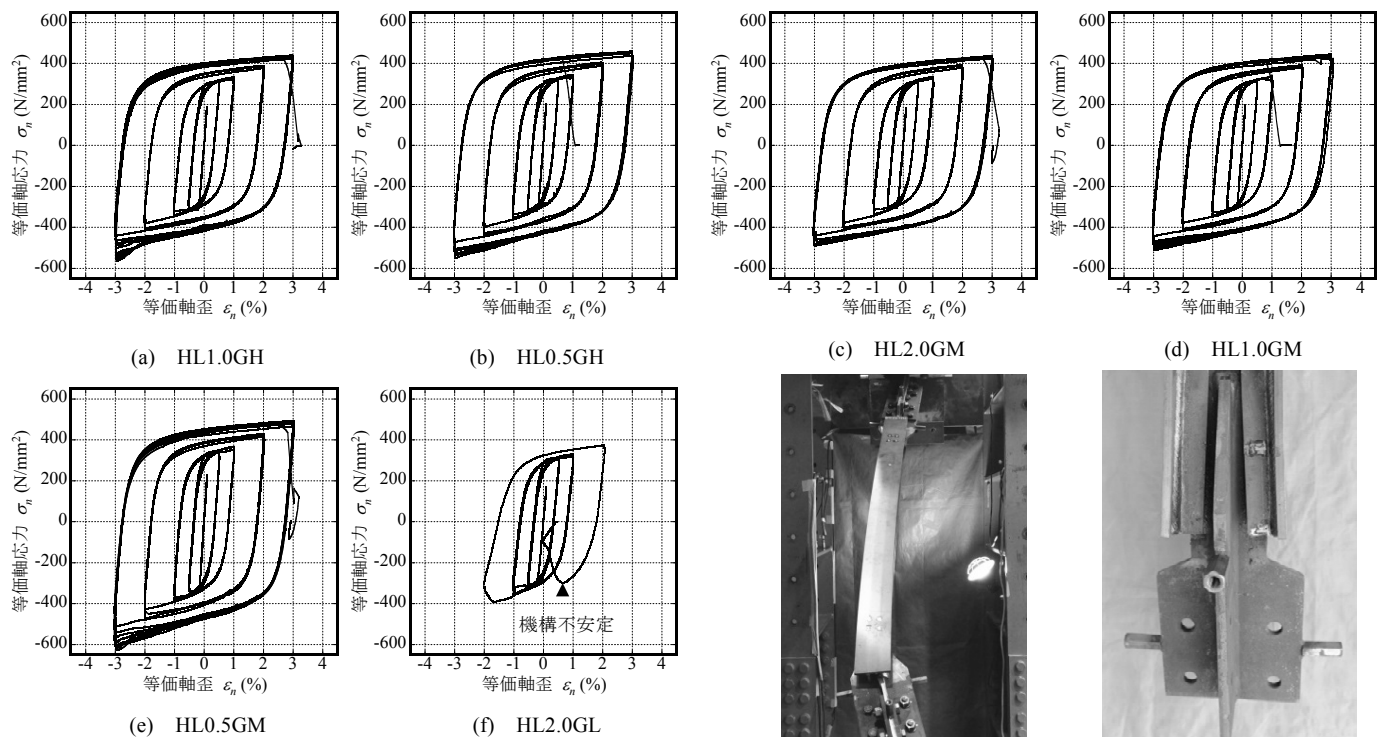
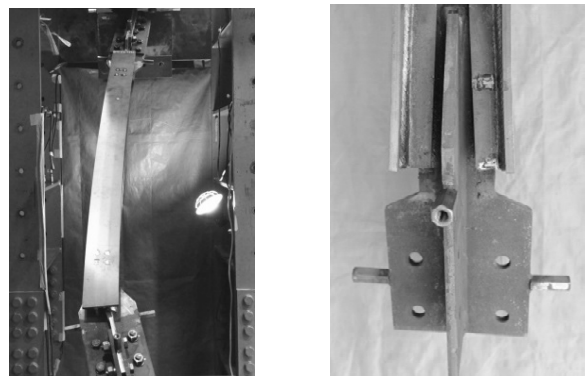


図7 等価軸歪—等価軸応力 (HL シリーズ)



(a) 載荷後試験体全景 (b) 載荷後下部拘束材端部

写真1 HL2.0GL 試験体最終状況

引張時に芯材破断に至った。同じ貫入長比で中剛性の HL0.5GM と比べあまり性状の変化は見られず、中剛性と高剛性の接合部剛性の違いによる履歴性状の変化はあまり見られなかった。

(3) HL2.0GM 試験体 (図 7(c))

等価軸歪 3.0% まで安定した履歴性状を示し、3.0%-13 サイクル目引張時に芯材破断に至った。

(4) HL1.0GM 試験体 (図 7(d))

等価軸歪 3.0% まで安定した履歴性状を示し、3.0%-8 サイクル目引張時に芯材破断に至った。同じ中剛性の接合部を持つ HL2.0GM と比較し、貫入長比の差により破断に至るまでの繰返し回数が差が表れた。

(5) HL0.5GM 試験体 (図 7(e))

等価軸歪 3.0% まで安定した履歴性状を示し 3.0%-9 サイクル目引張時に芯材破断に至った。貫入長比が最も小さな試験体であったが、HL1.0GM との履歴性状の大きな差はあまり見られなかった。

(6) HL2.0GL 試験体 (図 7(f))

HL シリーズ中唯一、等価軸歪 2.0%-2 サイクル目圧縮時に拘束材端部で曲げヒンジが発生し、機構不安定となった。

HL シリーズにおいては、接合部回転剛性が試験体中最も小さい低剛性の HL2.0GL のみが拘束材端部で曲げヒンジが発生し、機構不安定となり、他の試験体は等価軸歪 3.0% まで安定した履歴性状を発揮し、3.0%-7~13 サイクル目の引張時に芯材破断が生じた。結果的には低剛性の試験体のみが機構不安定となり、接合部の面外回転剛性が機構安定性に大きく影響することを示す結果となった。また、中剛性以上の回転剛性を持つ試験体では貫入長比の違いによる履歴性状の変化はあまり見られなかった。次に二重鋼管について述べる。

(7) D3L1.6S2 試験体 (図 8(a))

D シリーズ中唯一、等価軸歪 1.5% で引張状態から圧縮状態まで安

定した履歴性状を示した。この時点では拘束材端部には変化が見られず、曲げモーメントが十分に伝達されているといえる。1.5%-3 サイクル目で若干の耐力低下が始まり、2.0% でそれが顕著となり、3.0% 引張時に芯材破断に至った。

(8) D3L1.2S2 試験体 (図 8(b))

1.5%-2 サイクルで芯材の局部座屈により耐力低下を起こし、3 サイクルで急激に耐力が低下し、その後の引張において芯材破断に至った。D3L1.6S2 と同様に拘束材端部に変化は見られず、端部性状の違いは確認されなかった。

(9) D4L1.2S2 試験体 (図 8(c))

1.5%-2 サイクルで芯材の局部座屈により耐力低下を起こした。拘束材端部における径厚比の違いは確認できず、D3L1.6S2 と同様に端部性状の違いは確認されなかった。

(10) D3L0.6S1 試験体 (図 8(d))

1.5%-2 サイクルで芯材の局部座屈により耐力低下を起こした。貫入長比が最も小さな試験体であったが、拘束材端部において変化は確認されなかった。

(11) D3L0.6S2 試験体 (図 8(e))

1.5%-2 サイクルで面内回転角が増大し、面内座屈を起こし耐力低下した。3 サイクルでさらに変形が進展した。D3L0.6S1 と比較し、クリアランスによる違いが顕著に表れた試験体となった。

D シリーズにおいて、図 8(a) に示す貫入長比 1.6 の D3L1.6S2 は等価軸歪 1.5% で 3 回以上の安定した履歴を描き、残りの試験体は等価軸歪 1.5% の引張後の圧縮時に芯材の局部座屈によって耐力低下が起き、その後引張時に芯材破断に至った。なお、今回の試験体は拘束鋼管の径厚比が 31~40、芯鋼管の径厚比が 25.4 と機構不安定を誘導するために通常より薄いものとなっている。通常用いられる拘束鋼管、芯鋼管の径厚比がそれぞれ 30 程度以下、15~20 程度の二

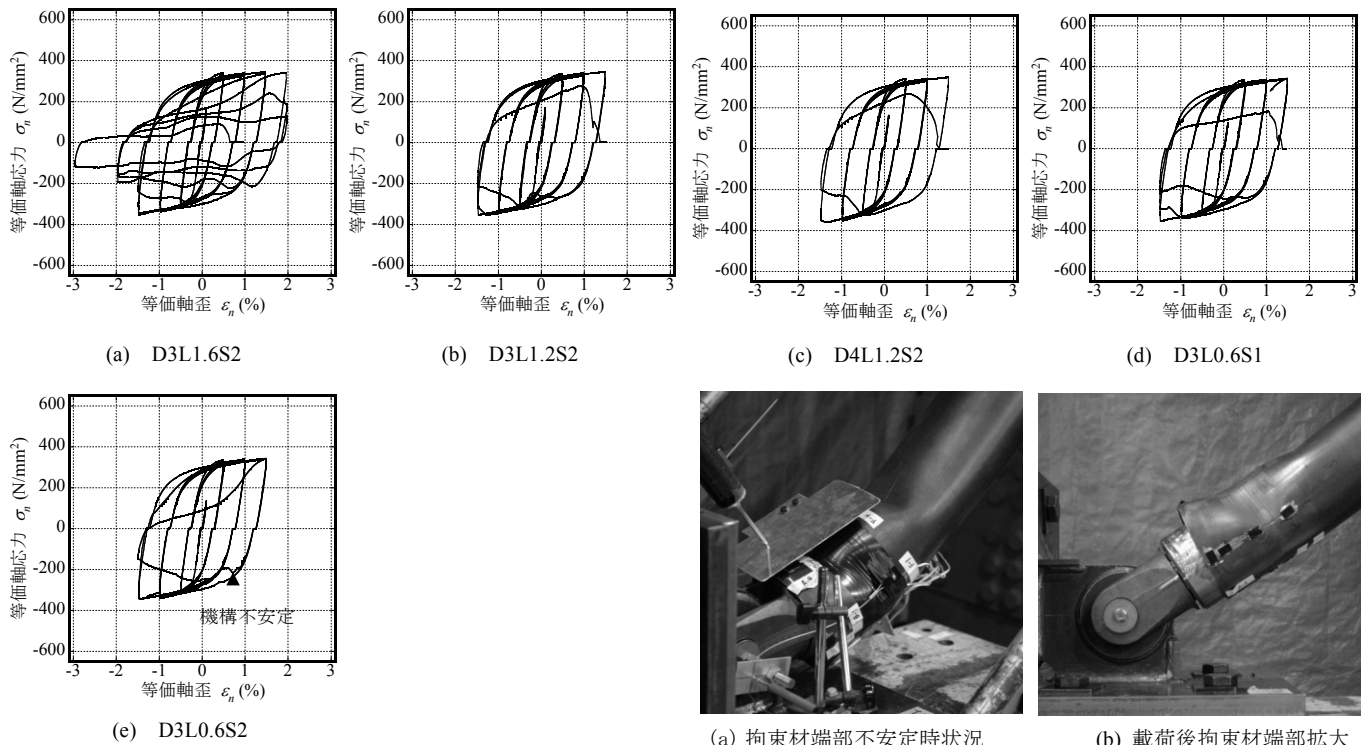


図 8 等価軸歪—等価軸応力 (D シリーズ)

表 2 試験体状況一覧

試験体	耐力低下発生時期	試験体最終状況
HL1.0GH	3.0%-7cycle引張時	芯材破断
HL0.5GH	3.0%-11cycle引張時	芯材破断
HL2.0GM	3.0%-13cycle引張時	芯材破断
HL1.0GM	3.0%-8cycle引張時	芯材破断
HL0.5GM	3.0%-9cycle引張時	芯材破断
HL2.0GL	2.0%-2cycle圧縮時	拘束材端部構面外座屈
D3L1.6S2	1.5%-3cycle引張時	芯材破断
D3L1.2S2	1.5%-2cycle引張時	芯材破断
D4L1.2S2	1.5%-2cycle引張時	芯材破断
D3L0.6S1	1.5%-2cycle引張時	芯材破断
D3L0.6S2	1.5%-2cycle圧縮時	拘束材端部構面内座屈

重鋼管では、 $\pm 1.5\%$ 程度の軸歪に対し、2～11 回程度の繰返し変形性能を有する⁸⁾。

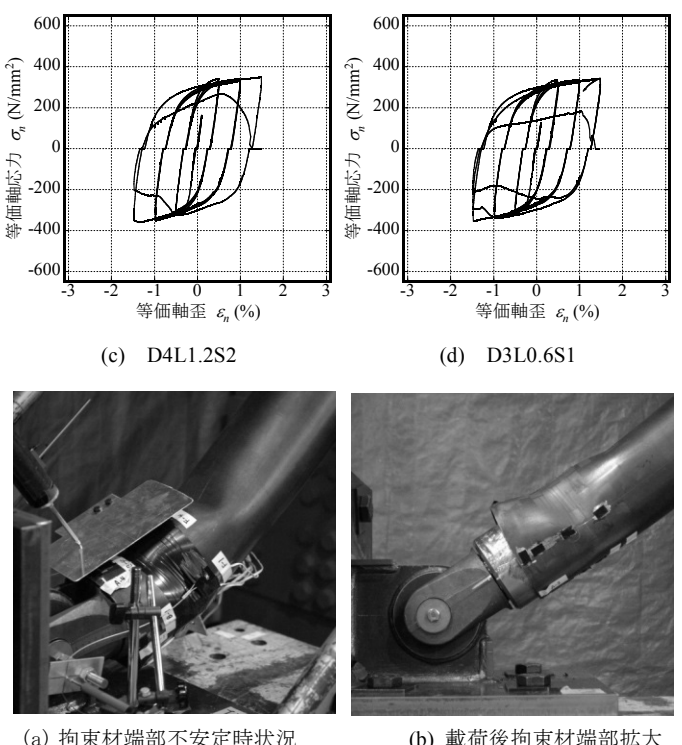
図 8(e)に示す貫入長 0.6, クリアランス 2mm の D3L0.6S2 では拘束材端部において面内に曲げヒンジが発生し機構不安定となった。クレビスを用いた接合部は構面外にも回転を許容するため構面外変形に伴う付加曲げモーメントは小さく、結果的に回転しやすい構面内で不安定になったものと考えられる。

機構不安定となった HL2.0GL と D3L0.6S2 の試験体最終状況を写真 1 と写真 2 に各々示す。また、表 2 に HL シリーズおよび D シリーズ試験体の耐力低下発生時期と試験体最終状況をまとめて示す。

3. 機構安定条件式の精度評価

3.1 安定限界軸力の評価

既往の研究^{11)～13)}によれば、式(1)で表される初期不整付き圧縮材の軸力—変位関係式と式(2)で表される崩壊メカニズム耐力による軸力—変位関係式の交点で安定限界軸力 N_{lim} が規定される。



(a) 拘束材端部不安定時状況 (b) 載荷後拘束材端部拡大
写真 2 D3L0.6S2 試験体最終状況

$$N = \frac{y_r}{y_r + a_r} N_{cr}^B \quad (1)$$

$$N = N_{cr}^r + \frac{M_p^r - M_0^r}{y_r + a_r} \quad (2)$$

ここに、 y_r ：拘束材端部における構面外変位増分、 a_r ：初期不整、 N_{cr}^B ：接合部を含めた BRB 全体の弾性座屈荷重、 N_{cr}^r ：拘束材突出部の曲げ耐力が無い場合 ($M_p^r - M_0^r = 0$) の接合部座屈荷重⁴⁾、 M_p^r ：拘束材端部終局曲げ耐力、 M_0^r ：強制変形時拘束材端部曲げモーメントである。

一方、接合部ガセットプレート外端部に塑性ヒンジが生じる場合の崩壊メカニズム耐力は式(3)により評価できる。

$$N = \frac{(1-2\xi)M_p^g + M_p^r - M_0^r}{y_r + a_r} + \frac{M_p^r - M_0^r}{y_r + a_r} \quad (3)$$

(M_p^g ：GPL 曲げ耐力(軸力考慮))

以上より、式(1)、(2)の交点の軸力 N を N_{lim1} 、式(1)、(3)の交点を N_{lim2} とし、式(4)、(5)より安定限界時の軸力を評価する。

$$N_{lim1} = \frac{(M_p^r - M_0^r) / a_r + N_{cr}^r}{(M_p^r - M_0^r) / (a_r N_{cr}^B) + 1} > N_{cu} \quad (4)$$

$$N_{lim2} = \frac{[(1-2\xi)M_p^g + M_p^r - 2M_0^r] / a_r}{[(1-2\xi)M_p^g + M_p^r - 2M_0^r] / (a_r N_{cr}^B) + 1} > N_{cu} \quad (5)$$

N_{lim1} 、 N_{lim2} の小さい方を安定限界軸力 N_{lim} とし、推定最大芯材軸力 N_{cu} を上回っていれば機構安定となり、BRB は芯材降伏後も安定した履歴特性を発揮する。逆に N_{lim} が N_{cu} を下回る場合は、芯材が最大軸力に達する以前に拘束材端部に塑性ヒンジが形成されて崩壊メカニズムに達し、BRB が機構不安定になると考えられる。

3.2 評価値と実験値の比較

HL シリーズにおいて拘束材端部で曲げヒンジが発生し機構不安

定となった HL2.0GL 試験体と D シリーズにおいて拘束材端部で面に曲げヒンジが発生した D3L0.6S2 試験体の軸力 - 面外変位関係の評価式と併せて図 9 に示す。なお、D3L1.6S2 の不安定現象は構面内に発生しているが、式(1)～(5)は接合部座屈荷重 $N_{cr}^r = 0$ かつ強制変形により与えられる拘束材端部曲げモーメント $M_0^r = 0$ とおけばピン形式の接合部を有する座屈拘束プレースの構面内・構面外によらない不安定現象を評価できるため上式による評価を行う。式(1)および式(2)中の a_r は、文献 12) に従い式(6)により評価する。ただし、 a_r の値は実験載荷前に与えた強制構面外変形量 δ (HL シリーズで 14.7mm) の値を超えることは無いと考えられるため、 δ の値で頭打ちとする。

$$a_r = a + s_r + e + \xi L_0 \theta \quad (6)$$

(a : 材の元たわみ, s_r : クリアランス, e : 偏心量, L_{in} : 貫入長, ξL_0 : 接合部長, θ : 拘束材端部回転角 $= 2s_r / L_{in}$)

HL シリーズの拘束材端部曲げ耐力 M_p^r については、別途拘束材曲げ実験を行い評価している。また、DL シリーズの拘束材端部曲げ耐力については文献 10) の手法に基づき下式で評価する。

$$M_p^r = (L_{in} - 0.5x_n)q \leq Z_{rp}\sigma_{ry} \quad (7)$$

$$q = 2 \cdot x_n \cdot t_r \cdot \sigma_{ry}$$

ただし、 x_n : 貫入部接触長($= 0.4 L_{in}$)とする。

図 9(a)および(b)に見るように、機構不安定となった BRB においては、HL2.0GL 試験体で評価式による安定限界軸力が実験値よりやや大きく評価される結果となっているものの、D3L0.6S2 試験体の軸力および両試験体の構面外変位は評価式と概ね一致しているといえる。また、繰返し載荷に従って構面外変形が進展していった HL2.0GL 試験体において、実験中最大軸力を示した 2.0%-2 サイクル目圧縮載荷直前の構面外変位(16.3mm)を初期不整値 a_r とみなして N_{lim} を計算すると $N_{lim} = N_{lim2} = 485 \text{ kN}$ となり、図 9(a)中の破線で示すように、評価値はさらに精度よく実験値と整合する結果となる。

表 3 に全試験体の安定限界軸力 N_{lim} の評価値と実験値の比較を示す。ここで、評価値は式(4)または式(5)より求める安定限界軸力のうちいずれか小さい値とする。なお、D シリーズはピン接合を有する試験体で接合部は弾性状態であるため、評価値は式(4)のみから求ま

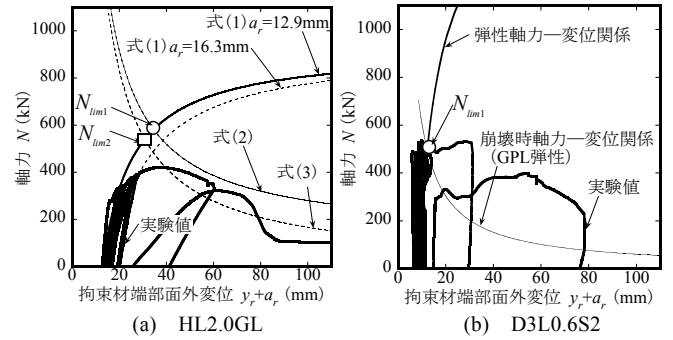


図 9 軸力—面外変位関係

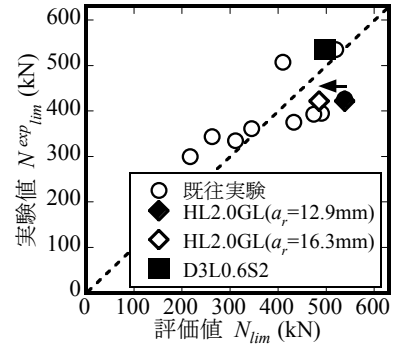


図 10 安定限界軸力評価精度

る。実験値は、実験中に示した最も高い軸力とする。本実験の場合、低剛性接合部(GL)および中剛性接合部(GM)の場合、全て N_{lim} は N_{lim2} により決定される。また高剛性接合部(GH)の場合、 N_{lim} は N_{lim1} により決定される。機構不安定となった試験体以外は全て $N_{lim} > N_{cu}$ で機構安定との判定結果となっており、実験結果をよく説明している。図 10 に文献 12) および文献 14) の実験結果と併せて、機構不安定となった全試験体に対する提案式の評価精度を示す。ここで、 N_{lim}^{exp} は実験時に計測された安定限界軸力、 N_{lim} は式(4)または式(5)より得られた安定限界軸力である。同図に見るように、ダブルウェブ H 形 BRB の安定限界軸力の実験値は評価式による値と -30% 程度(a_r 値を見直した場合は -15% 程度)、二重鋼管型 BRB では +10% 程度の精度

表 3 安定限界軸力の評価値と実験値の比較

試験体	N_{σ}^B (kN)	a_r (mm)	N_{σ}^r (kN)	M_p^r (kNm)	M_p^g (kNm)	M_0^r (kNm)	N_{cu} (kN)	機構 不安定時 サイクル	N_{lim1} (kN)	N_{lim2} (kN)	N_{lim} (kN)	N_{cu}^{exp} (kN)
HL1.0GH	2755	14.7	1212	9.3	492	0.00	507	None	1501	2448	1501	609
HL0.5GH	2755	14.7	1212	4.3	492	0.00	507	None	1361	2443	1361	495
HL2.0GM	1800	12.9	969	16.0	10.8	0.08	507	None	1307	891	891	530
HL1.0GM	1800	14.7	969	9.3	10.8	0.00	507	None	1185	683	683	554
HL0.5GM	1800	14.7	969	4.3	10.8	0.00	507	None	1086	535	535	493
HL2.0GL	927	12.9 (16.3)	121	16.0	1.14	0.08	507	2.0%-2cycle	581 (535)	539 (485)	539 (485)	422
D3L1.6S2	1681	5.3	0	38.2	-	0.00	581	None	1361	-	1361	548
D3L1.2S2	1681	5.9	0	24.4	-	0.00	581	None	1195	-	1195	550
D4L1.2S2	1337	5.9	0	18.5	-	0.00	581	None	937	-	937	560
D3L0.6S1	1681	4.9	0	6.1	-	0.00	581	None	716	-	716	550
D3L0.6S2	1681	8.6	0	6.1	-	0.00	581	1.5%-2cycle	497	-	497	536

注 ()内は a_r を 2.0%-2 サイクル目圧縮載荷直前の構面外変位(16.3mm)として算出したものである

で対応しており、これまで行った実験結果を含め、提案された機構安定評価式は 1.2 程度の安全率を採ることで、BRB の安定限界軸力を評価できていると考えられる。

4. 結

ダブルウェブ H 形 BRB および二重鋼管型 BRB の構面外強制変形付繰返し載荷実験を実施し、文献 12) に示された拘束材端部の曲げ伝達能力を考慮した機構安定限界軸力評価式に対する整合性を確認した。以下に、得られた知見を示す。

- 1) 構面外方向の強制変形が層間変形角 $1/100$ 程度の場合、 ζK_{Rg} が 0.03 程度しかない低剛性の接合部を有するダブルウェブ H 形 BRB は、貫入長比が 2.0 と大きい場合でも等価軸歪 2.0% 程度で機構が不安定となった。一方 ζK_{Rg} が 0.3 程度の中剛性以上の接合部を有している場合、貫入長比によらず芯材軸歪が 3.0% に至るまで、同ブレースは安定した履歴性状を示すことを確認した。
- 2) 二重鋼管型 BRB の場合、貫入長比 1.6 の試験体についてはピン間の等価軸歪 1.5% で 3 サイクル以上の安定した履歴性状を示す一方、貫入長比 0.6 かつクリアランス／貫入長比 0.025 の D3L0.6S2 では構面内に機構不安定現象が生じた。同じ貫入長比 0.6 でクリアランスが半分の D3L0.6S1 では機構不安定現象は生じず、クリアランス／貫入長比による違いが顕著に生じた。
- 3) 提案した BRB の安定限界軸力の評価値は、ダブルウェブ H 形 BRB、二重鋼管型 BRB とともに実験値と -30～+10% 程度の精度で対応していることが確認され、既往の研究結果も併せて、提案された機構安定条件式は様々な座屈補剛形式の BRB に対して適応性があることが確認された。

謝辞

本実験にあたり、日鉄住金関西工業：牧野俊雄氏、西川宏之氏、JFE シビル：宮川和明博士、新日鉄住金エンジニアリング：市川康博士に多大なご協力をいただきました。ここに深謝いたします。

参考文献

- 1) 木下智裕，聲高裕治，井上一朗，飯谷邦祐：接合部を含む座屈拘束ブレースの構面外座屈防止条件，日本建築学会構造系論文集，第 621 号，pp.141-148，2007.11
- 2) 木下智裕，聲高裕治，井上一朗，飯谷邦祐：十字形断面をもつ座屈拘束ブレース接合部の構面外曲げ剛性と降伏曲げ耐力，日本建築学会構造系論文集，第 73 巻，第 632 号，pp.1865-1873，2008.10
- 3) 引野剛，岡崎太郎，鈴木直幹，大崎純，中島正愛：各種ブレース付き鉄骨平面骨組の非定常動的応答振動台実験，鋼構造年次論文報告集，第 18 巻，pp.361-368，2010.11
- 4) 松井良太，竹内徹，多田尊紀，西本晃治：繰返し偏心荷重を受ける座屈拘束ブレースの接合部を考慮した機構安定性 その 1 機構安定条件式の誘導，日本建築学会大会学術講演梗概集，C-1 分冊，pp.755-756，2012.9
- 5) 山浦夕佳，多田尊紀，松井良太，竹内徹，西本晃治：繰返し偏心荷重を受ける座屈拘束ブレースの接合部を考慮した機構安定性 その 2 実験と評価式の検証，日本建築学会大会学術講演梗概集，C-1 分冊，pp.757-758，2012.9
- 6) Takeuchi T., Matsui R., Tada T.: Out-of-plane Stability of Buckling Restrained Braces including their connections, Proceedings of 15th WCEE, Lisbon, 2012.9
- 7) 宮川和明，安井信行，木下智裕：ピン接合型二重鋼管ブレースの端部補強に関する研究 その 1～その 3 ，日本建築学会大会学術講演梗概集，C-1 分冊，pp.765-770，2012.9
- 8) 石井匠，高木伸之，藤澤一善，清水孝憲，宮川和明，喜多村亘：二重鋼管座屈補剛ブレースの低サイクル疲労性能，その 1～2，日本建築学会大

会学術講演梗概集，C-1 分冊，pp.781-784，2012.9

- 9) 木下智裕，金城陽介，聲高裕治，吹田啓一郎，宮川和明：座屈拘束材端部の局所変形を考慮したピン接合形式二重鋼管ブレースの全体座屈防止条件-片側摺動形式の場合-，日本建築学会構造系論文集，第 79 巻，第 706 号，pp.1973-1982，2014.12
- 10) 日本建築学会：鋼構造制振設計指針，2014.11
- 11) 日本建築学会：鋼構造の座屈に関する諸問題 2013，2.接合部を含む座屈拘束ブレースの構面外安定条件，pp.19-38，2013.6
- 12) 竹内徹，小崎均，松井良太：拘束材端部の曲げモーメント伝達能力を考慮した座屈拘束ブレースの構面外機構安定性評価，日本建築学会構造系論文集，第 78 巻，第 691 号，pp.1621-1630，2013.9
- 13) Toru Takeuchi, Hitoshi Ozaki, Ryota Matsui, Fatih Suteu : Out-of-plane stability of buckling-restrained braces including moment transfer capacity, Earthquake Engineering of Structural Dynamics, doi: 10.1002/eqe.2376, 2013
- 14) 竹内徹，松井良太，三原早紀，大家貴徳，岡本勇紀，小崎均，岩田衛：鋼モルタル板を用いた座屈拘束ブレースの構面外機構安定性，日本建築学会技術報告集，第 20 巻，第 45 号，pp.569-574，2014.6
- 15) 竹内 徹，松井良太，西本晃治，高橋聡史，大山翔也：拘束材回転剛性を考慮した座屈拘束ブレースの有効座屈長：日本建築学会構造系論文集，第 639 号，pp.925-934，2009.5

[2015 年 2 月 13 日原稿受理 2015 年 3 月 27 日採用決定]