

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

OUT-OF-PLANE MECHANICAL STABILITY OF BUCKLING- RESTRAINED BRACES USING STEEL MORTAR PLANKS

竹内 徹 — * 1 松井良太 — * 2
三原早紀 — * 3 大家貴徳 — * 4
岡本勇紀 — * 5 小崎 均 — * 6
岩田 衛 — * 7

Toru TAKEUCHI — * 1 Ryota MATSUI — * 2
Saki MIHARA — * 3 Takanori OYA — * 4
Yuki OKAMOTO — * 5 Hitoshi OZAKI — * 6
Mamoru IWATA — * 7

キーワード：
座屈拘束ブレース, 接合部, 塑性化, 機構安定性, 繰返し載荷

Keywords:
Buckling restrained brace, Connection, Yielding, Stability, Cyclic loading test

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 built-up type BRB is 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, 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きた^{1)~6)}。これを受け, 座屈拘束ブレースの接合部を含めた包括的な安定条件式も提案され始めている^{7), 8)}。この考え方は, 芯材突出部で芯材および拘束材端部が補強され一定の曲げモーメント M_p^r を伝達できる条件下において, 図 2(a)に示すように接合部端部が剛性 K_{Rg} の弾性回転ばねを有する場合と, 図 2(b)に示すように接合部端部の曲げモーメントが M_p^g に達し, 塑性ヒンジが形成される場合を対象に安定限界荷重を与えるものである。初期不整 a_r を有する接合部付きブレース系の軸力-構面外変位関係は, 図 3 中の式(1) (後述) の線で表現されるように構面外変位 y_r の進行とともに弾性座屈荷重 N_{cr}^B に漸近する。その途中で図 2 に示す崩壊メカニズムが形成されると不安定となって首折れ状態となり, BRB としての機能が失われるという考え方である。

上記評価手法は, 接合部回転剛性が剛な状態からピンの状態まで適用可能であり, モルタル充填鋼管形式の BRB の構面外初期変位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。また, ピン接合形式の 2 重鋼管 BRB にも適用可能であることが報告されている⁷⁾。ただしその評価式は±15%程度の精度であり, 他形式の BRB においてもその妥当性, 精度を確認し信頼度を高める必要がある。本研究では鋼モルタル板型 BRB⁹⁾に対して構面外初期変位を与えた部材線

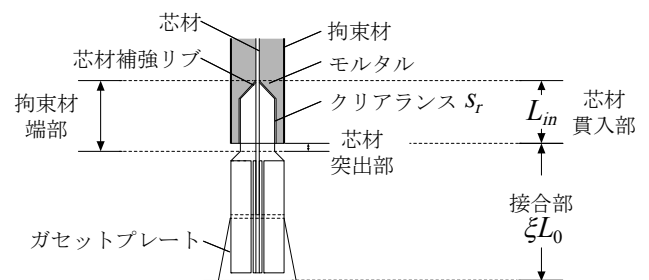


図 1 座屈拘束ブレース (BRB) 端部概略図

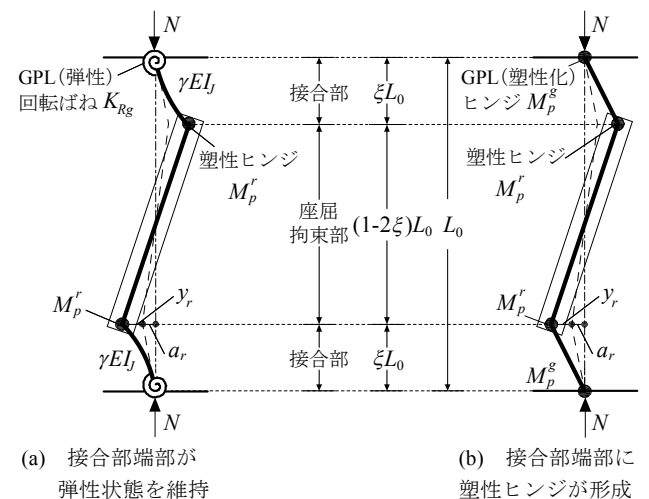


図 2 接合部を含む BRB の崩壊メカニズム

本稿の一部は日本建築学会大会学術講演梗概集, C-1 分冊, pp.1261-1262, 2013.9 にて発表済みである。

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, M1-29)

²⁾ 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)

³⁾ 東京工業大学建築学専攻 大学院生

⁴⁾ ㈱巴コーポレーション立体設計部 博士 (工学)

⁵⁾ 大和ハウス工業㈱総合技術研究所 修士 (工学)

⁶⁾ ㈱日建ハウジングシステム 構造部長・修士 (工学)

⁷⁾ 神奈川大学工学部建築学科 教授・工博

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

²⁾ Assist. Prof., Dept. of Arch. and Build. Eng., Tokyo Institute of Technology, Dr. Eng.

³⁾ Graduate Student, Dept. of Arch. and Build. Eng., Tokyo Institute of Technology
⁴⁾ Space Frame Design Division, TOMOE Corporation, Dr. Eng.

⁵⁾ Central Research Laboratory, Daiwa House Industry Co., Ltd., M. Eng.

⁶⁾ General Manager, Structural Eng. Dept., Nikken Housing System Ltd., M. Eng.

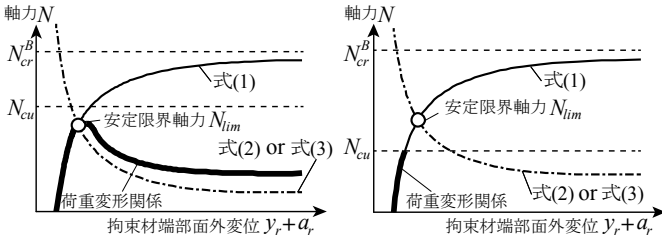
⁷⁾ Prof., Dept. of Arch. and Build. Eng., Kanagawa University, Dr. Eng.

返し載荷実験を実施し、同形式 BRB の構面外機構安定性能を確認するとともに、上記の安定限界軸力評価式の妥当性を検証する。

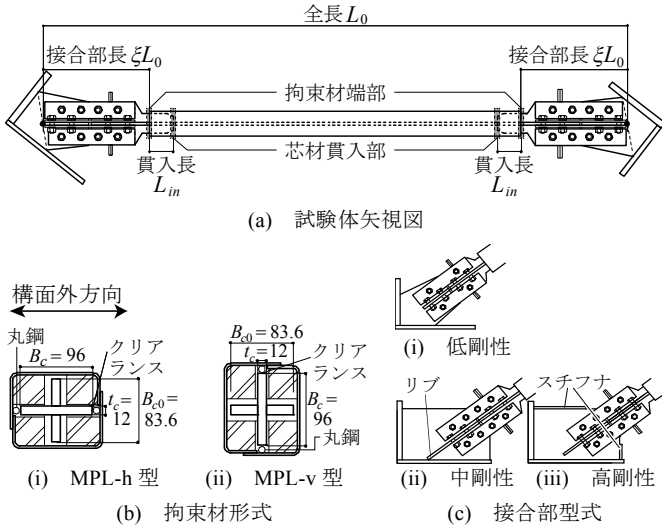
2. 座屈拘束ブレースの機構安定限界評価式の拡張

BRB の初期不整付き圧縮材の軸力-変位関係式は、境界条件、初期不整分布により変化するが、何れの場合も図 3 に示すように、軸力 N が構面外変位増分 y_r の増加に伴い徐々に接合部を含む材全体の最小弾性座屈荷重 N_{cr}^B に漸近し、式(1)で近似される経路を通る。

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



(a) 機構不安定 (b) 機構安定
図 3 BRB の機構安定条件



(a) 試験体矢視図 (b) 拘束材形式 (c) 接合部型式
図 4 試験体概略図

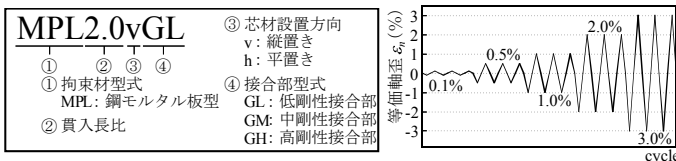


図 5 試験体名称

図 6 荷重履歴

そして、軸力が N_{cr}^B に達する以前に図 2(a), (b) に示すように拘束材端部や接合部端部における塑性ヒンジの形成により崩壊メカニズムに達したときに、安定限界に達する。したがって、式(1)と図 2(a), (b) の崩壊メカニズム耐力の交点で安定限界軸力 N_{lim} が規定される。

図 2(a) の崩壊メカニズム耐力による軸力 - 変位関係は式(2)から導出される^{3), 4)}。

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

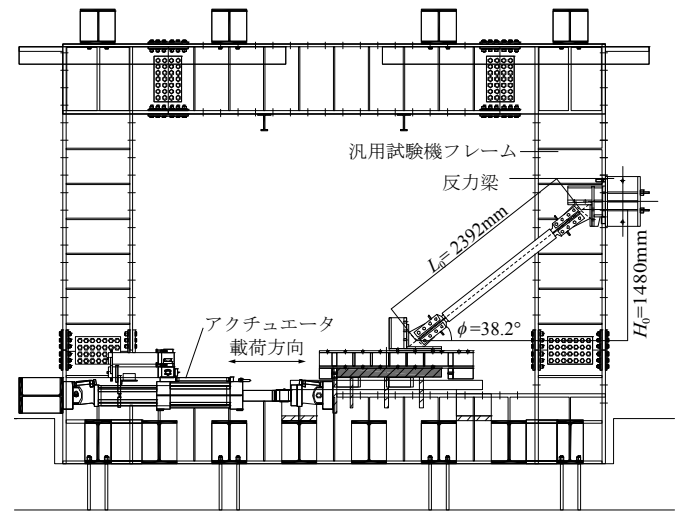
ここに、 a_r : 初期不整、 N_{cr}^r : 拘束材突出部の曲げ耐力が無い場合 ($M_p^r - M_0^r = 0$) の接合部座屈荷重³⁾、 M_p^r : 拘束材端部終局曲げ耐力、 M_0^r : 強制変形時拘束材端部曲げモーメントである。

一方、図 2(b) に示す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。

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

(M_p^s : GPL 曲げ耐力(軸力考慮))

以上より、図 3 の式(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^{7), 8)}。



(a) セットアップ立面図

(b) セットアップ試験体平面図

図 7 試験体セットアップ図

表 1 試験体諸元

試験体名	芯材断面積 A_c (mm ²)	芯材降伏応力度 σ_{cy} (N/mm ²)	芯材引張強さ σ_{cu} (N/mm ²)	拘束材降伏応力度 σ_{ry} (N/mm ²)	曲げ剛性 EI_B (Nmm ²)	接合部曲げ剛性 γEI_B (Nmm ²)	接合部回転剛性 K_{Rg} (Nmm)	接合部無次元化 回転剛性比 ζK_{Rg}	全長 L_0 (mm)	塑性化部長 L_p (mm)	貫入長 L_{in} (mm)	接合部長 ζL_0 (mm)	クリアランス s_r (mm)
MPL1.0vS1.0GL	1152	293	427	356	7.69×10^{11}	1.2×10^{12}	9.73×10^7	0.035	2392	1328	96.0	436	1.0
MPL1.0hS1.0GL					4.46×10^{11}								
MPL2.0vS1.0GL					7.69×10^{11}								
MPL2.0hS1.0GL					4.46×10^{11}								
MPL2.0hS1.6GL		283	430	309	7.69×10^{11}		2.78×10^8	0.101		1328	96.0		1.0
MPL1.0vS1.0GM					6.55×10^8		0.238						
MPL1.0vS1.0GH													

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

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

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。図 3(a)のように N_{cu} が N_{lim} を上回る場合は, 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 の機構が不安定となると考えられる。

3. 強制面外変形下の座屈拘束ブレース繰返し载荷実験

3.1 実験概要

文献 4)では, モルタル充填型 (以下 MRL 型) 低剛性接合部に対し, 正方形断面および円形断面の BRB における安定限界軸力 N_{lim} の評価値が実験結果と整合することが確認されている。本研究では図 4(a), (b)に示す鋼モルタル板型 (以下 MPL 型) の BRB を対象とし構面外機構安定性を確認する。表 1 に各試験体の諸元値を示す。表 1 より, 全試験体とも, 芯材 - モルタル間のクリアランスを 1mm に設定し, 図 5 に示すようにパラメータは貫入長比, 接合部型式,

芯材設置方向とした。MRL 型は芯材補強リブ - モルタル間のクリアランスも 1mm であるのに対し, MPL 型は製作過程の都合上, 芯材 - 拘束材間のクリアランスが 1mm であるのに対し, 芯材補強リブ周辺では 9mm のクリアランスが存在する。貫入長比は, 貫入長 L_{in} を芯材幅 B_c で除した比率と定義する。なお, 表 1 に記載されている接合部曲げ剛性および回転剛性は, 文献 10)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ものである。また, 接合部型式は図 4(c)に示すように低剛性接合部に対し, ガセットプレートのリブをエンドプレートまで到達させたものを中剛性接合部, スチフナを有するものを高剛性接合部と定義する。ここで, 各接合部形式の接合部端部回転剛性が K_{Rg} を有する場合, 接合部長に対する無次元化回転剛性 ξK_{Rg} を式(6)より求める。

$$\xi K_{Rg} = K_{Rg} \frac{\xi L_0}{\gamma_J EI_B} \quad (6)$$

なお, 接合部回転剛性 K_{Rg} は, ガセットプレート端部における十字部交点を载荷点とした時, ここにかかる面外方向の力に対する, 仮想折れ点を中心とした载荷点の面外変形の比率である。

表 1 に無次元化回転剛性 ξK_{Rg} の計算結果を示す。これより, 低剛性接合部に対し, 中剛性接合部は約 3 倍, 高剛性接合部は約 7 倍の回転剛性を有する。文献 8)と同様, 図 6 に示す载荷履歴にて, 漸増

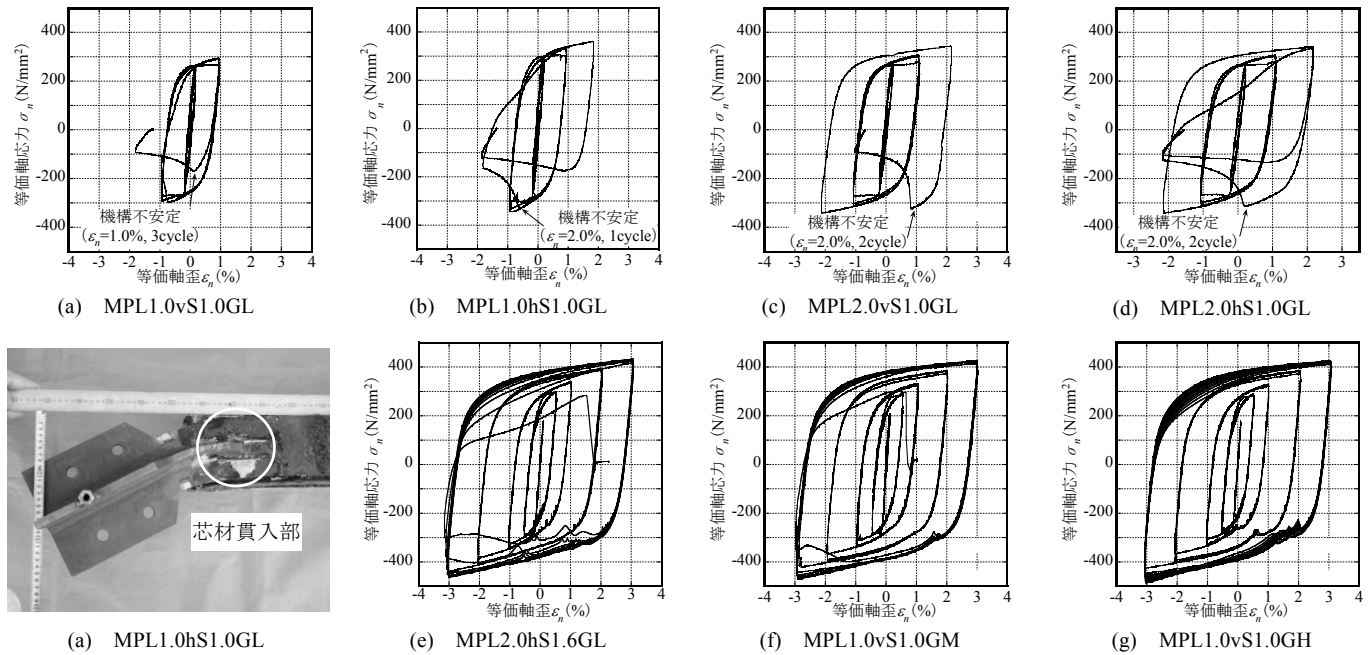
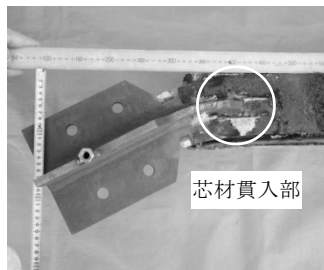


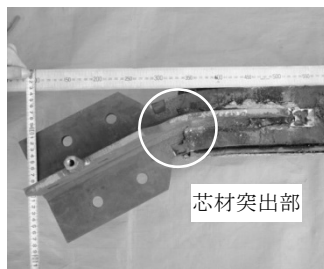
図 8 等価軸歪-等価軸応力関係

表 2 実験結果と安定限界軸力

試験体名	試験終了時期 ε_c - cycle	試験体 状況	a_r (mm)	a_r^{exp} (mm)	N_{lim1} (kN)	N_{lim2} (kN)	N_{lim} (kN)	N_{lim}^{exp} (kN)
MPL1.0vS1.0GL	1.0%-3cycle/圧縮	構面外 変形	11.3	10.8	331	311	311	335
MPL1.0hS1.0GL	2.0%-1cycle/圧縮		21.4	11.3	306	262	262	344
MPL2.0vS1.0GL	2.0%-2cycle/圧縮		6.74	11.1	494	491	491	395
MPL2.0hS1.0GL	2.0%-2cycle/圧縮		12.28	10.0	484	474	474	393
MPL2.0hS1.6GL	3.0%-9cycle/圧縮	芯材破断	10.1	11.6	512	506	506	-
MPL1.0vS1.0GM	3.0%-8cycle/引張		11.3	10.2	472	668	472	-
MPL1.0vS1.0GH	3.0%-15cycle/引張		11.3	13.6	771	957	771	-



(a) MPL1.0hS1.0GL



(b) MPL2.0hS1.0GL

写真 1 拘束材内における
端部状況



写真2 芯材破断箇所
(MPL1.0vS1.0GH)

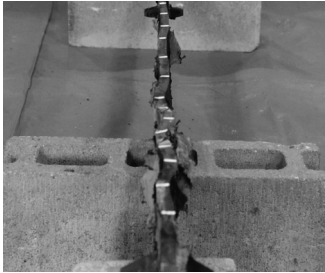
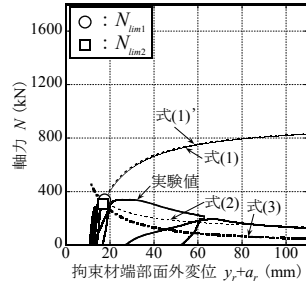


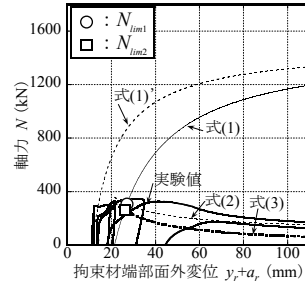
写真3 クリアランス間高次座屈モード
(MPL1.0vS1.0GH)

表3 安定限界軸力と拘束材端部曲げ耐力

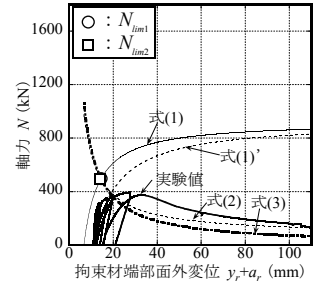
試験体名	M_p^r (kNm)	M_p^{core} (kNm)	M_p^{rest} (kNm)	N_{cr}^B (kN)	N_{cr}^r (kN)	N_{lim1} (kN)	N_{lim2} (kN)	N_{lim} (kN)	N_{lim}^{exp} (kN)
MPL1.0vS1.0GL	4.00	7.02	4.00	924	103	331	311	311	335
MPL1.0hS1.0GL	5.46	8.85	5.46	1485	103	306	262	262	344
MPL2.0vS1.0GL	6.19	6.19	8.01	924	74.6	494	491	491	395
MPL2.0hS1.0GL	7.67	7.67	10.91	1485	74.6	484	474	474	393
MPL2.0hS1.6GL	7.03	7.03	8.83	1485	74.6	512	506	506	-
MPL1.0vS1.0GM	3.33	6.09	3.33	1174	296	472	668	472	-
MPL1.0vS1.0GH	2.02	2.02	3.33	1557	681	771	957	771	-



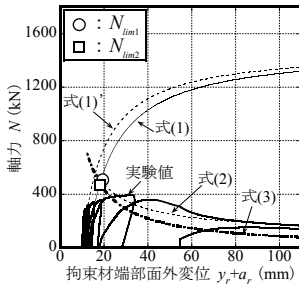
(a) MPL1.0vS1.0GL



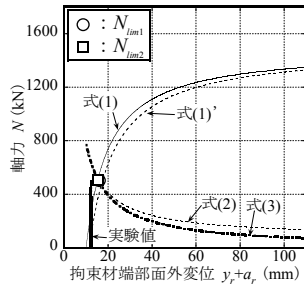
(b) MPL1.0hS1.0GL



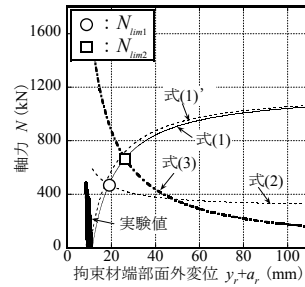
(c) MPL2.0vS1.0GL



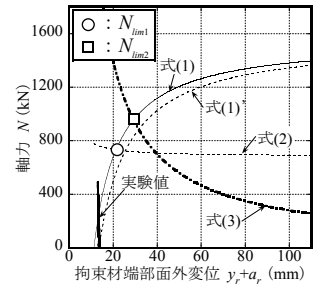
(d) MPL2.0hS1.0GL



(e) MPL2.0hS1.6GL



(f) MPL1.0vS1.0GM



(g) MPL1.0vS1.0GH

図9 等価軸歪-等価軸応力関係

繰返し载荷を実施する。载荷前に図7に示すセットアップにて構面外方向に層間変形角 1/100 相当まで初期変位を与える。

3.2 実験結果

図8に等価軸歪 ε_n - 等価軸応力 σ_n の関係の一部の例を、表2に実験結果および安定限界軸力を示す。また写真1に溶断後の試験体を示す。ここで、節点間軸変位を δ 、芯材塑性化部長さを L_p 、軸力を N 、初期芯材断面積を A として、等価軸応力 σ_n 、等価軸歪 ε_n (または規準化軸変位) を以下の式で定義する。

$$\varepsilon_n = \frac{\delta}{L_p} \quad (7)$$

$$\sigma_n = \frac{N}{A} \quad (8)$$

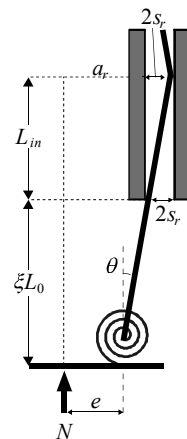
以下に各履歴性状を列記する。等価軸応力 σ_n は引張側を正、圧縮側を負とする。

(1) MPL1.0vS1.0GL(図8(a))

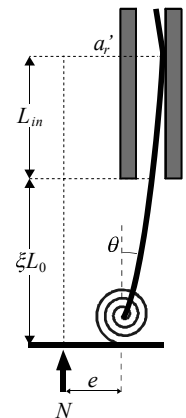
等価軸歪 $\varepsilon_n=1.0\%$ -3cycle 目圧縮時まで安定した履歴性状を発揮し、その後、芯材貫入部で構面外機構不安定となり耐力低下を起こした。全試験体の中で、最も早期に機構不安定現象を生じた試験体となった。

(2) MPL1.0hS1.0GL(図8(b))

等価軸歪 $\varepsilon_n=2.0\%$ -1cycle 目圧縮時まで安定した履歴性状を発揮



(a) 式(6)で仮定しているモデル



(b) 実際に想定される状況

図10 hシリーズの安定限界軸力時端部不整状況

し、その後、芯材貫入部で構面外機構不安定となり耐力低下を起こした。これは、MPL1.0vS1.0GLと共通して、貫入長が短い場合は芯材貫入部にて拘束材端部の曲げ耐力が決定されることによる。写真1(a)に载荷後の拘束材端部状況を示す。芯材補強リブの始端部より芯材が変形していることが分かる。表2より、貫入長比1のMPL1.0vS1.0GLよりも安定した履歴性状を示している。しかし、等

価軸歪 $\varepsilon_n=2.0\%-1\text{cycle}$ 目圧縮時では、等価軸歪 $\varepsilon_n=1.0\%-1\text{cycle}$ 目圧縮時で示した耐力よりも小さい値で構面外不安定となったため、等価軸歪 $\varepsilon_n=1.0\%$ のサイクルを繰返した場合でも構面外不安定となったことが予想される。

(3) MPL2.0vS1.0GL(図 8(c))

等価軸歪 $\varepsilon_n=2.0\%-2\text{cycle}$ 目圧縮時まで安定した履歴性状を発揮した後、芯材突出部で構面外機構不安定となり耐力低下を起こした。同試験体は貫入長比 2 であり、表 2 では貫入長比 1 の MPL1.0vS1.0GL および MPL1.0hS1.0GL よりも高い耐力を示している。

(4) MPL2.0hS1.0GL(図 8(d))

等価軸歪 $\varepsilon_n=2.0\%-2\text{cycle}$ 目圧縮時まで安定した履歴性状を発揮し、その後、芯材突出部で構面外機構不安定となり耐力低下を起こした。写真 1(b)に載荷後の拘束材端部状況を示す。芯材は、拘束材より突出した端部より変形している。MPL2.0hS1.0GL は芯材が平置きであるが、縦置きである MPL2.0vS1.0GL と耐力にそれほど差が見られなかった。

(5) MPL2.0hS1.6GL(図 8(e))

芯材突出部で大きく塑性変形している MPL1.0hS1.0GL とは異なり、等価軸歪 $\varepsilon_n=3.0\%-9\text{cycle}$ 目引張時に芯材が繰返し塑性変形による延性破断を起こした。MPL2.0hS1.6GL は、拘束材の製作上生じる芯材-拘束材間のクリアランスにグラウトを詰めていたが、等価軸歪 $\varepsilon_n=0.5\%$ 時より拘束材端部に詰めたグラウトが徐々に剥離した。等価軸歪 $\varepsilon_n=3.0\%-1\text{cycle}$ 目圧縮時より履歴が若干不安定となるが、これは芯材の局部座屈の影響と考えられる。MPL2.0hS1.6GL は低剛性接合部を有する中で既往実験⁴⁾も含めて唯一芯材が繰返し塑性変形による延性破断に至り、最も安定した試験体となった。

(6) MPL1.0vS1.0GM(図 8(f))

中剛性接合部を有する本試験体は、等価軸歪 $\varepsilon_n=3.0\%-8\text{cycle}$ 目引張時に芯材が繰返し塑性変形による延性破断を起こした。等価軸歪 $\varepsilon_n=3.0\%$ より、MPL2.0hS1.6GL と同様に局部座屈の影響が見られた。低剛性接合部を有し、拘束材端部に生じるクリアランスにグラウトを詰めた MPL2.0hS1.6GL とほぼ同等の履歴性状を示すことを確認した。

(7) MPL1.0vS1.0GH(図 8(g))

高剛性接合部を有する本試験体は、等価軸歪 $\varepsilon_n=3.0\%-15\text{cycle}$ 目引張時に芯材が繰返し塑性変形による延性破断を起こした。等価軸歪 $\varepsilon_n=2.0\%$ より、MPL2.0hS1.6GL と同様に局部座屈の影響が見られた。写真 2 に示すように、芯材破断箇所周辺では特に局部座屈半波長が短いことが確認された。また、写真 3 に示すように、芯材-拘束材間のクリアランスにおいて高次座屈モードを示した。全試験体中で、最も安定した履歴性状を示した試験体となった。

鋼モルタル板型 BRB では、初期変位を与えた状態で載荷すると、低剛性接合部を有する試験体では MPL2.0hS1.6GL を除いて、全て構面外機構不安定となり、耐力低下を起こす。一方、中剛性接合部を有する試験体では、本来試験体が有する履歴性状を発揮した。低剛性接合部を有する試験体では、貫入長比が 1.0 より 2.0 の場合により安定した履歴性状が得られた。表 3 では芯材設置方向が平置きの場合には縦置きに比べて安定した履歴性状を発揮するという評価だが、実験では芯材設置方向による履歴性状の差異は見られなかった。接合部については、接合部長に対する無次元化回転剛性 εK_{Rg} が 0.101

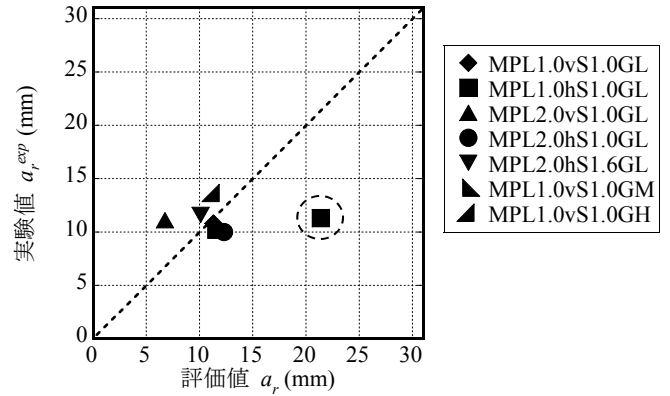


図 11 初期不整評価

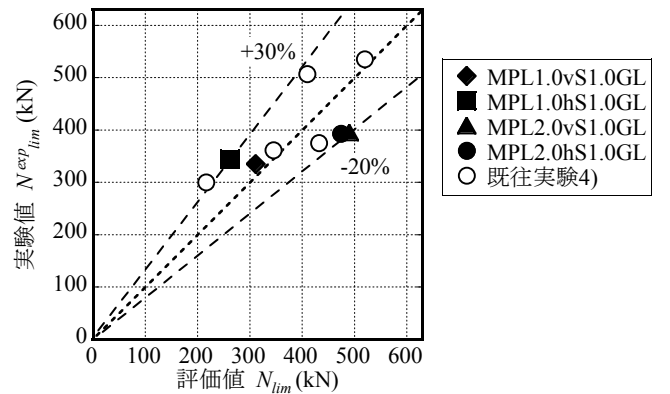


図 12 評価式の精度

以上ある場合、安定した履歴性状が得られることがわかった。ただし、 εK_{Rg} が 0.035 である低剛性接合部を有する場合でも、芯材および芯材補強リブ周囲のクリアランスが適切に設定されている場合、安定した履歴性状を示す場合があることが確認された。

4. 拘束材端部軸力-面外変位関係

図 9 に軸力-面外変位関係の一部を評価式と併せて示す。図中の式(1)'では、式(1)の a_r に実験値 a_r^{exp} を使用している。式(1)中の a_r は図 10(a)のモデルより導かれる式(8)より評価する。なお、MPL-h 型の試験体については、図 4(b)(i)の拘束材の形状を鑑み、クリアランス s_r を 2mm として評価した。

$$a_r = a + s_r + e + \xi L_0 \theta \quad (8)$$

(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 $= 2s_r / L_{in}$)

図 9(a)および(c)~(g)に見るように、機構不安定となった MPL-v 型においては実験結果における軸力および構面外変位は、評価式と概ね一致する。一方、図 11(a)の MPL1.0hS1.0GL(破線で囲われた■)では実験時では、評価値よりも小さい面外変位の値で剛性が大きく低下し始め、図 11 に示す a_r と a_r^{exp} の差異も大きい。これは、MPL-h 型は図 4(b)(i)に見るように芯材リブ両側にクリアランスがあるため、貫入長比 1.0 では、図 10(b)に示すように構面外初期変位後には芯材貫入部で拘束材と芯材が接触せず、芯材降伏後に式(8)で想定した初期不整のモデルに至るためと考えられる。

表3に安定限界軸力 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)より求まる安定限界軸力のうちいずれか小さい値とする。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)の場合、全て N_{lim} は N_{lim2} により決定される。また、中剛性接合部(GM)、高剛性接合部(GH)の場合、 N_{lim} は N_{lim1} により決定される。図12に文献4)の実験結果と併せて、機構不安定となった全試験体の提案評価精度を示す。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)および式(5)より得られた安定限界軸力である。同図に見るように、MPL型BRBの N_{lim} の安定限界軸力の実験値は評価式による値と-20~+30%程度の精度で対応し、1.2程度の安全率を採ることでBRBの安定限界軸力が評価可能と考えられる。

5. 結

文献8)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を拡張し、鋼モルタル板型座屈拘束ブレースの構面外強制変形付繰返し載荷実験を実施しその整合性を確認した。以下に、得られた知見を示す。

- 1) 実験の結果、構面外方向の強制変形が層間変形角1/100程度の場合、 κ_{Rg} が0.035程度の接合部を有する貫入長比2.0以下の鋼モルタル板型座屈拘束ブレースは、等価軸歪2.0%程度で機構が不安定となる。一方、 κ_{Rg} が0.1程度の接合部を有している場合、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) 芯材の設置方向は、接合部を含めた鋼モルタル板型座屈拘束ブレースの機構安定性に大きな影響を与えない。
- 3) 低剛性接合部の場合は接合部塑性化を考慮した崩壊メカニズムで、高剛性接合部の場合は接合部が弾性の状態における崩壊メカニズムにより、安定限界軸力が決定されることが多い。
- 4) 提案した座屈拘束ブレースの安定限界軸力の評価値は実験値と-20~+30%程度の精度で対応していることが確認された。

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) 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
- 4) 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
- 5) 引野剛，岡崎太一郎，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
- 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) 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
- 8) 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

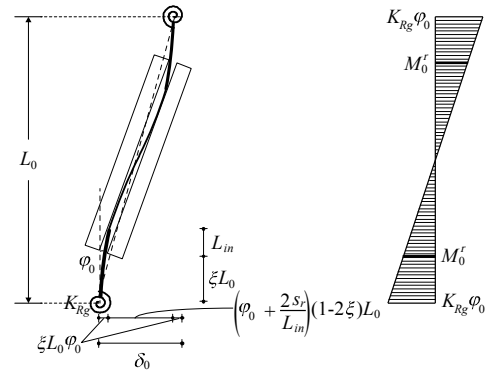


図13 強制面外変形下の曲げモーメント分布仮定

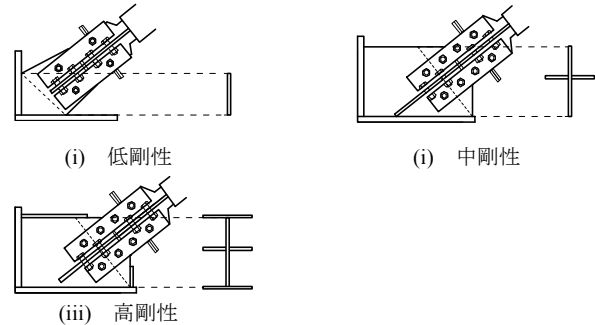


図14 M_g^p 算定時のガセットプレート断面

- 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
- 9) 村瀬亮，村井正敏，岩田衛：鋼モルタル板を用いた座屈拘束ブレースの実験的研究—その4 芯材幅厚比と拘束力および断面ゲティールの影響—，日本建築学会構造系論文集，第620号，pp.117-124，2007.10
 - 10) 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

付録1

接合部を含むBRBの弾性座屈荷重 N_{cr}^B は固有値解析等により求められるが、 $\gamma \approx 1$ のときは次式で近似できることが知られている。本試験では γ が約2倍程度であり、安全側の評価として以下の式を利用する。

$$N_{cr}^B = \frac{4\pi^2 EI}{L_0^2} \cdot \frac{L \kappa_{Rg}^2 + 10 L \kappa_{Rg} + 16}{L \kappa_{Rg}^2 + 14 L \kappa_{Rg} + 64} \quad (\text{付1})$$

ここで、 $L \kappa_{Rg}$ ：無次元化回転バネ剛性比（材全体） $= K_{Rg} L_0 / EI_B$ である。

付録2

拘束材端部がピン接合となった場合の座屈荷重 N_{cr}^r は、以下の式より算出する。

$$N_{cr}^r = \frac{\pi^2 (1 - 2\xi) \gamma_J EI_B}{(2\xi L_0)^2} \cdot \frac{\xi \kappa_{Rg}}{\xi \kappa_{Rg} + 24 / \pi^2} \quad (\text{付2})$$

付録3

座屈拘束ブレースが構面外層間変位により強制変形を受ける場合、図11に示すように拘束材端部に初期曲げモーメント M_0^r が加わる。尚、ピン接合の場合、ピン部が面外方向にも回転可能と考え、 $M_0^r = 0$ と考える。よって、拘束材端部に生じる曲げモーメントは $M_0^r - M_0^r$ となる。

付録4

ガセットプレート外端部に塑性ヒンジが生じた場合のガセットプレートの曲げ耐力（軸力考慮）について、各接合部の形状により図12に示すような接合部断面より、以下の式にて算出する。

$$M_p^s = \sigma_{gy} Z_{gy} \sqrt{1 - \frac{N_{lim}}{N_{cr}}} \quad (\text{付3})$$

ここで、 σ_{gy} ：ガセットプレート降伏応力度、 Z_{gy} ：ガセットプレートの塑性断面係数とする。

[2013年10月15日原稿受理 2013年12月12日採用決定]