片流れ配置された座屈拘束ブレース機構安定条件の要因分析 OUT-OF-PLANE STABILITY FACTORS FOR DIAGONALLY INSTALLED BUCKLING RESTRAINED BRACES

均^{*1},小西克尚^{*2},松井良太^{*3},竹内 徹*4 小﨑 Hitoshi OZAKI, Yoshinao KONISHI, Ryota MATSUI and Toru TAKEUCHI

Buckling restrained braces (BRBs) are widely used in seismic regions as ductile seismic-resistant and energy dissipating structural members. On the other hand, the risk of overall flexural buckling under cyclic axial loading with initial out-of-plane drifts simulating the bi-directional effects of a ground motion has been pointed out. In this regard, series of formula for securing the BRB out-of-plane stability has been proposed in previous studies. However, the actual ranges of each index that make up this series of formula are not clear for practical engineers. In this paper, these index values are clarified by carrying out the research studies of various BRBs and their connections that have been used in actual design. Based on these results, a simple method that can evaluate the out-of-plane stability condition of BRBs with various connection conditions is proposed.

> Keywords: Buckling restrained brace, Connections, Buckling, Stability condition 座屈拘束ブレース, 接合部, 座屈, 安定条件

1. 序

座屈拘束ブレース(以降 BRB)は、履歴型のエネルギー吸収部材と して高層・中低層の新築建物から既存建物の耐震補強まで広く採用 されているが、地震時の層間変形により BRB に構面外の強制変形が 生じた場合, 接合部を含む全体座屈が生じる危険性が指摘されてい る ¹⁾⁻⁹⁾。これに対し、拘束材端部で曲げモーメント伝達を期待し、 接合部と拘束材の連成系に対する安定条件について研究 10-12)がな されており、次の機構安定条件式が提案されている 13-15)。

$$M_{p}^{r} - M_{0}^{r} \ge \frac{a_{r}}{1 - N_{cu}/N_{cr}^{B}} (N_{cu} - N_{cr}^{r})$$
⁽¹⁾

ここに、M_p': 拘束材端部曲げ耐力で芯材突出部の曲げ耐力と拘束材 端部の曲げ耐力のうち最小値, M'0:強制面外変形に伴う拘束材端 部の曲げモーメント、 N_{cu} :設計用最大軸力(= $\alpha_d N_v$)、 N_v :降伏軸力、 α_d :硬化係数, a_r :初期不整値, N_{cr}^B :接合部を含めたBRB全体の弾 性座屈荷重, N'cr: Mp'=0のときの接合部座屈荷重であり細長比みを

$$\lambda_{r} = \frac{2\xi L_{0}}{i_{r}} \cdot \sqrt{\frac{\xi \kappa_{Rg} + 24/\pi^{2}}{(1 - 2\xi)_{\xi} \kappa_{Rg}}}, \ \xi \kappa_{Rg} = K_{Rg} \frac{\xi L_{0}}{\gamma EI}$$
(2), (3)

とし、日本建築学会鋼構造設計規準式 10より求めることとしている。 ir, ξ, γEI, K_{Rg} は各々接合部の断面二次半径, 接合部長さ比, 接合 部の曲げ剛性, 接合部の回転剛性である。

しかしながら、機構安定条件式(1)は図1 に示すように数多くの BRBの特性値を変数としており、設計者はどの特性値をどの程度変

更すれば式(1)を満足させられるかを理解しないまま, 試行錯誤しな がら BRB の機構安定性を満足させなければならず,多くの検討時間 を要する問題がある。また、現実の設計において BRB がどのような 特性値の範囲で設定されているかという情報も得られていない。そ こで本論文では,過去の実績に基づき BRB の主要な特性値の設定可 能範囲を明示するとともに、これらと安定条件との関係を BRB の容 量に依らない一般的な形式で図として表現し、主要な特性値がどの 程度安定性に寄与しているかを視覚的に把握できるようにすること で BRB の機構安定条件を容易に評価できる方法を提案する。そのた めまず,式(1)の M^r₀を右辺に移項して両辺を芯材降伏軸力 N_vで除し た式(4)の形としブレース容量に依存しない式で考える。

設計用曲りモニタント
$$M'/N_y$$

 $M_p^r/N_y \ge \frac{a_r}{1 - N_{cu}/N_{cr}^B} (\alpha_d - N_{cr}^r/N_y) + \frac{M_0^r/N_y}{M_0^r/N_y} (= M^r/N_y)$ (4)
軸力による偏心曲げ M_{ec}^r/N_y 強制変形による付加曲げ M_0^r/N_y

式(4)の右辺は単位降伏軸力あたりの芯材突出部(図1参照)に生じ る曲げモーメント M "/N, であり, 第1項が軸力による偏心曲げモー メント M^r_{ec}/N_yを, 第2項が強制面外変形に伴う付加曲げモーメント M'_0/N_v を示している。

次に、BRBの特性値を無次元化し、機構安定性への感度が高いも の、もしくは設計時に数値を調整しやすいものを4つ選定する。こ れを「設計変数特性値」と呼ぶこととし、これらが式(4)の各項に与 える影響を図示し、どの項に対して感度が高いかを示す。

^{*1 (㈱}日建ハウジングシステム 修士(工学) *2 新日鉄住金エンジニアリング 博士(工学)

博士(工学)

^{*&}lt;sup>3</sup> 東京工業大学建築学専攻 助教・博士(工学) *⁴ 東京工業大学建築学専攻 教授・博士(工学)

Nikken Housing System Ltd., M. Eng.

Nippon Steel & Sumikin Engineering Co., Ltd., Dr. Eng.

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

最後に,設計変数特性値が機構安定条件に与える影響を図示し, これを面外座屈安定性能曲線と呼ぶこととする。設計者が設計変数 特性値を変動させる影響を図上にて理解しながら,機構安定条件を 満足する設計変数特性値を選定できる設計法を提案する。

一方,機構安定性への感度が低く,典型的な BRB においてある程 度狭い範囲に分布する特性値は,簡略化のため一定値として取り扱 い,これを「評価用特性値」と呼ぶこととする。評価用特性値は対 象とする BRB の標準部材表を決定し,特性値を無限化して数値のば らつきを分析し,安全側に評価できる数値を決定する。また,評価 用特性値を代表値とした場合,式(4)の各項をどの程度の精度で評価 できるかについて分析する。

尚,本研究ではモルタル充填型で座屈補剛は円形鋼管,芯材形状 は+のものを標準部材として各種特性値の検討を行うが,芯材形状 が-のもの,あるいは,他の座屈補剛形式のものであっても同様の 手順で,設計変数特性値と機構安定性の関係を図示することが可能 である。本研究の検討条件は次の通りとする。①BRBは片流れ配置 とし,接合部の剛性および長さは両端で概ね等しいものとする。② 設計用最大軸力の降伏軸力に対する比率はα=1.3 とする。③BRBの 芯材材質はLYP225 とする。④接合部は弾性範囲とする。

2. BRB の特性値

BRB 各部位の寸法と剛性の符号を図 1 に示す。BRB 全長を L_0 , 接合部長さを ξL_0 ,芯材の塑性化させる部位の幅を W_0 ,拘束材端部の 拡幅させた幅を W_1 とし、その貫入長を L_{in} とする。接合部のボルト 接合する部位の幅を W_2 とし、幅 W_0 , W_1 , W_2 の各部位の断面積を A_0 , A_1 , A_2 とする。 A_2 にはスプライスプレートの断面積は含めず, ボルト孔欠損は考慮しない。拘束鋼管の曲げ剛性を EIとし、接合部 (弾性部)の曲げ剛性を γEI とする。 γEI の値にはスプライスプレート の断面も含むものとする。以上の寸法の定義に基づき,BRB の機構 安定性を司る各特性値を,主要な変動パラメータとしての「設計変 数特性値」とある程度範囲が限定できる「評価用特性値」に分けて 考える。



図1 座屈拘束ブレース寸法及び剛性と納まり例

2.1 設計変数特性値

BRB の機構安定性への影響が特に大きい設計変数特性値として 次の4つを採用する。

- 2) 座屈長さ比 $\ell_{k0}(=L_0/L_k)$: 全長 L_0 , 曲げ剛性 EI, 両端ピンのオイ ラー座屈荷重が芯材塑性化部の最大降伏軸力 $N_{ymax}(=\sigma_{ymax}A_0)$ の 1.5 倍となるようなブレース長さを本論文では限界座屈長さ $L_k(=\sqrt{\pi^2 EI/(1.5N_{ymax})})$ と呼び, L_0 を限界座屈長さ L_k で除した値 を座屈長さ比 ℓ_{k0} と呼ぶこととする。座屈長さ比 ℓ_{k0} は座屈拘束 鋼管剛性を示す指標であり, 設計時には座屈長さ比が 1 以下 (ℓ_{k0} <1), すなわち BRB の有効座屈長さが, 限界座屈長さ以下と なるように座屈拘束鋼管を選択する。
- (二人(1)) ((1)

2.2 評価用特性値

本研究では実際の設計で採用機会の多いモルタル充填型 BRB 部 材¹⁷⁾を対象とし,表1にその標準部材表を示す。ここでは次の5つ の無次元化された特性値に注目する。

- 1) 接合部の曲げ剛性と座屈拘束鋼管の曲げ剛性の比γ
- 2) 接合部断面積と芯材塑性化部断面積の比 A2/A0
- 3) 芯材突出部断面積と芯材塑性化部断面積の比 A1/A0
- 4) 座屈拘束鋼管端部の無次元化回転ばね剛性比_{LKRr} (=K_{Rr}×L_k/EI)
- 5) 芯材突出部幅に対する限界座屈長さの比 ℓ_{wk} (=L_k/W₁)

ここで、標準部材の接合部は降伏軸力 $N_{y}(=\sigma_{r}A_{0})$ の 1.3 倍に対して 短期許容応力度以下となるように設計されており、 A_{2}/A_{0} は若干のば らつきがあるものの 1.57~1.75 の範囲に分布する。また、標準部材 の芯材突出部は、塑性化部断面積の 1.3 倍以上となるように設計さ れている。 $_{L}K_{Rr}$ は文献 12)の方法により算出した拘束材端部の回転剛 性 K_{Rr} を、座屈拘束鋼管の曲げ剛性と限界座屈長さの比 EI/L_{k} で無次 元化したものである。 ℓ_{wk} は貫入長比と合わせて検討する指標であり、 ℓ_{wk} が大きいほど初期不整に伴う拘束材端部の面外変位が大きくな る(5 章参照)。一方、 ℓ_{wk} が大きいほど面外変形に伴う付加曲げモー メントは小さくなる(7 章参照)。

標準部材における上記 5 つの無次元化された特性値の分布を図 2 に示す。本研究では、より機構安定性へ影響の大きい特性値に注目 するため、ある程度狭い範囲に分布する特性値は評価用特性値とし て一定値とする。軸力による偏心曲げモーメントを算出する場合に は、剛性は低いほうが安全側の評価となり、逆に付加曲げモーメン トを算出する場合には、剛性は高い方が安全側の評価となる。この ように、無次元化された特性値のうち機構安定性の検証が安全側と なるように、表 2 に示す評価用特性値の数値を設定する。尚、拘束 材端部回転バネ剛性比 LKRrの評価式¹²⁾は、拘束材幅や板厚、芯材突 出部の幅等が変数であるが、貫入長比 ℓm が最も支配的な変数であり 拘束材端部回転バネ剛性比 LKRrの評価用特性値は、貫入長比 ℓm ごと に設定した。

		芯材(LYP225)						降伏	軸力		岡	性		接合部長さ	きの代表例	
部材符号	形状	塑性 化部 断面積 A ₀ [mm ²]	拡幅部 断面積 A1[mm ²]	接合部 断面積 A ₂ [mm ²]	板厚 <i>t</i> [mm]	塑性化 部幅 <i>W</i> ₀ [mm]	突出 部幅 W1[mm]	弹性 部幅 <i>W</i> ₂ [mm]	平均値 225×A0 <i>Ny</i> [kN]	最大値 245×A0 Nymax[kN]	補剛管 (STK400)	補剛材 曲げ剛性 <i>EI</i> [Nmm ²]	接合部 曲げ剛性 <i>γEI</i> [Nmm ²]	限界座屈 長さ <i>L_k</i> [mm]	case1 ξL_0^{c1} [mm]	case2 ξL_0^{c2} [mm]
UB225-150+	+	6675	8925	11675	25	146	191	246	1502	1635	φ-267.4x6.0	3444	3677	5893	990	1226
UB225-175+	+	7784	10360	12992	28	153	199	246	1751	1907	φ-267.4x6.0	3444	4213	5457	1145	1381
UB225-200+	+	8925	11825	14175	25	191	249	296	2008	2187	φ-318.5x6.0	8632	6820	6661	817	1040
UB225-225+	+	10024	13384	15960	28	193	253	299	2255	2456	φ-318.5x6.0	8632	9229	6285	914	1136
UB225-250+	+	11088	14784	17528	28	212	278	327	2495	2717	φ-355.6x6.4	8632	13840	7291	937	1152
UB225-300+	+	13320	17784	22680	36	203	265	333	2997	3263	φ-355.6x6.4	14746	19928	6652	1056	1270
UB225-350+	+	15480	20592	24552	36	233	304	359	3483	3793	φ-406.4x6.4	21946	30245	7564	1162	1370
UB225-400+	+	17760	23680	28480	40	242	316	376	3996	4351	φ-406.4x6.4	21946	33103	7062	1278	1481
UB225-450+	+	20000	26640	31440	40	270	353	413	4500	4900	φ-457.2x7.9	21946	37268	8802	1402	1596

表1 座屈拘束ブレース LYP225 芯材形状+タイプの標準部材表



表2 設定した評価用特性値

無次元化	された特性値	分布範囲	軸力による 偏心曲げ <i>M^rec /Ny</i>	強制変形 による付加曲げ <i>M^r₀ /N_y</i>	芯材突出部の 曲げ耐力 <i>M^r_p /N_y</i>	適用章, 節番号
接合部日	$1.4 \sim 2.4$	1.4	2.4	-	4.2, 7	
接合部断	1.57~	1.57	_	ĺ	6.2	
芯材突出部	1.33~		_	1.33	8.2	
应尼均古密答把如	ℓ_{in} (= L_{in}/W_1)=1.0 の場合	1.2~1.9	1.2	1.9	ĺ	
座田拘束輌官端部	ℓ_{in} (= L_{in}/W_1)=1.5 の場合	4.2~6.4	4.2	6.4	ĺ	4.2, 7
回報ム(よるス両町1主レしLKRr	ℓ_{in} (= L_{in}/W_1)=2.0 の場合	10~15	10	15	ĺ	
芯材突出部	22~31	31	22	_	5.1, 7	

3. 設計変数特性値の検討範囲

3.1 BRB 本体に関する設計変数特性値の検討範囲

既往の論文¹²⁾では貫入長比と有効座屈長さの関係を検討しており, ℓ_mが大きいほど有効座屈長さは短くなるが,その傾向はℓ_m=2 程度 で頭打ちとなることが示されている。そのため,貫入長比ℓ_mは1~ 2 を検討範囲とする。

その他の設計変数特性値の検討範囲を分析するために図3に示す ように BRB をスパン3600mm, 階高4500mm, 柱幅800mm, 梁せい 900mmのフレームに片流れで配置した場合を検討する。BRBを表1 の標準部材とした場合,図4に示すように ℓ_{k0} は0.5~0.8程度に分布 するため,本研究では ℓ_{k0} =1.0,0.7を検討の対象とする。

BRBの接合部長さ ξL_0 はBRBの角度やガセットプレートの必要溶 接長さ、ボルト締付けの可否などで決定される。図1に、これまで の設計において採用機会が多い、BRBの角度が 55°である場合につ いて2つの納まり例を示す。casel は鉄骨柱・梁とスプライスプレー トのクリアランスを最小 50mm とする場合であり、case2 は床仕上げ を梁から 250mm 上がりとし、床仕上げからスプラスプレートのク リアランスを 50mm 以上とする場合である。両 case の接合部長さ $\xi L_0^{c1}, \xi L_0^{c2}$ を表1に示す。 ℓ_{40} =1.0, 0.7 となるように BRB 全長 L_0 を



<u>800</u>

設定した場合, case1, case2 各々の ξ の分布は図 5 に示す通り ξ =0.10 \sim 0.36 となり、これを本研究での検討範囲とする。

3.2 BRBの接合部回転剛性に関する設計変数特性値

抽出された実施設計例のうち,高さ 100m クラスの超高層オフィ スビルでの標準的な柱梁寸法に対する柱梁接合部の FEM 解析を行 い,式(3)で表される無次元化回転ばね剛性比_ξκ_{Rg}について評価する。 解析モデルは図 6 に示す通り,柱を階高の 1/2,構面内及び構面外 の梁をスパンの 1/2 分それぞれ切り出した部分と BRB 接合部とする。 各柱梁端の境界条件は, xyz 変位固定,回転自由のピン接合とする。 BRB の材質を LYP225,降伏軸力を 2000kN と仮定し, BRB 接合部

500

800

3600

先端に面外荷重 P=100kN を与えて載荷点の y 方向変位を算出する。 尚,載荷点の変位には柱梁の変形が含まれるが,柱梁フェイス交 点の y 方向変位自体は載荷点変位の1%程度で微小である。

解析モデル一覧を表3に,BRB 接合部のリブ名称を図6に,ブレ ース配置を図7に,接合部モデル例を図8に示す。解析モデルとし ては,ブレース配置を2ケース,梁サイズを2ケース設定し,表3 中に示すように,ガセットプレートに取り付くリブの配置を変化さ せて検討を行う。また,比較のため図8の斜線部で示すガセットプ レートの柱梁との境界節点を6自由度固定とした場合について検討 を行う(名称100番台)。図9に解析で求めたy方向変位を示す。図 中,文献5)に示される接合部剛性評価式より求めたy方向変位を示 すが,No.105~112の解析変位と概ね一致した。

既往の研究¹³に倣い y 方向変位を図 10 に示すように設定し,回 転剛性 K_{Rg}のバネに置換する。尚,柱梁フェイス交点の y 方向変位 自体は,載荷点変位の 1%程度と微小なため,回転角の原点は柱梁 フェイス交点と考える。式(5)のように回転バネを有する変位 y,はバ ネの回転成分 y_{rs}と,接合部の弾性変形成分 y_{re}の和である。ここで, FEM 解析で算出した y_rと式(6)にて算出できる接合部の変位 y_{rs}を式 (7)に代入して接合部回転剛性を算出する。さらに,式(3)にて接合部 の曲げ剛性 yEI/*EL*₀を用いて接合部回転剛性を無次元化する。

$$y_{r} = y_{rs} + y_{re}, \qquad y_{rs} = P \times (\xi L_{0})^{3} / 3\gamma E \qquad (5), (6)$$

$$K_{Rg} = P \times \xi L_{0}^{2} / (y_{r} - y_{rs}), \qquad \xi K_{Rg} = K_{Rg} \times \xi L_{0} / \gamma EI \qquad (7), (3)$$

式(3)より求めた, 接合部の無次元化回転ばね剛性比 $\xi \kappa_{Rg}$ を図 11 に 示す。リブの配置による $\xi \kappa_{Rg}$ の変化が顕著に表れている。また, No.101~112の $\xi \kappa_{Rg}$ は, No.1~12の値の2倍~3倍程度となっており, ガセットプレートの柱梁との境界節点の6自由度を固定とすること で $\xi \kappa_{Rg}$ を過大に評価する傾向がある。一方, No.105~112の範囲では 文献 5)の手法で評価した $\xi \kappa_{Rg}$ と FEM 解析結果は概ね良い対応を示 している。

本研究では接合部剛性を低・中・高の3ケース想定し,BRBの降伏 軸力に依らず $\xi \kappa_{Rg}$ =0.15,0.30,0.60として検討を行うが、中剛性につ いては8章に結果のみを示し、4章から7章は低剛性および高剛性 の場合($\xi \kappa_{Rg}$ =0.15,0.60)のみを示すものとする。

設計変数特性値の検討範囲を表4にまとめて示す。以下に設計変 数特性値が式(4)を構成する各項へ与える影響を分析していく。

·座屈拘束ブレース接合部



Oピン支持

*部材端部は平面保持を仮定

表 4 討	と計変数特性値の検討範囲
-------	--------------

特性値	検討範囲
ξK_{Rg}	0.15, (0.3), 0.60
$\ell_{k0}(=L_0/L_k)$	1.0, 0.7
Ωn	0.10~0.36
$\ell_{in}(=L_{in}/W_1)$	1.0, (1.5), 2.0

注) ()内の場合は8章に結果のみを示す。

4. 弾性全体座屈荷重 N_{cr}^B

4.1 全体座屈荷重の検討モデル

全体座屈荷重の検討モデルを図 12 に示す。 N_{cr}^{B0} は両端をピンと 仮定した座屈荷重, N_{cr}^{Bs} は接合部端部の回転剛性 K_{Rg} を考慮した座屈 荷重である¹³。 N_{cr}^{Bm1} , N_{cr}^{Bm2} は K_{Rg} に加え,拘束材端部の回転剛性 K_{Rr} を考慮した対称モード/逆対称モードの座屈荷重である。 N_{cr}^{Bm1} , N_{cr}^{Bm2} と K_{Rr} の算出方法は文献 12)による。また,接合部端部回転剛性を考 慮した座屈荷重 N_{cr}^{Bs} , N_{cr}^{Bm1} , N_{cr}^{Bm2} を総称して N_{cr}^{B} と呼ぶこととする。

4.2 BRB 全体の座屈荷重評価

図 13 に $\xi \ge N_{cr}^{B} \ge N_{cr}^{B0}$ で除した値との関係を示す。表 2 の評価 用特性値を用いて全体座屈荷重を算出した場合と、標準部材 (case1,case2)各々の特性値を用いて算出した場合を比較する。 $\gamma \ge LK_{Rr}$ の評価用特性値は、安全側の評価となるように、表 2 に示す分 布範囲中の最小値を採用した。評価用特性値を用いた全体座屈荷重 は標準部材の全体座屈荷重の下限値を抑えていることがわかる。ま た、接合部が低剛性ほど、貫入長が短いほど、接合部長さが長いほ ど 7 要素モデルの座屈荷重は小さくなる傾向にある。特に、 $N_{cr}^{Bm1}/N_{cr}^{B0} < 1.0$ の領域ではブレース長さが限界座屈長さ以下であっ ても座屈する危険性があることを示しており,図 13 によりその範囲 を知ることができる。



5. 設計荷重時の拘束材端部の面外変位 $a_r/(1-N_{cu}/N_{cr}^B)$

5.1 初期不整値 arの検討

BRB 拘束材端部の初期不整値と座屈前変形による変位の増幅に ついて検討する。既往の研究¹³⁻¹⁵⁾に示す初期不整値 a_r(図 14 参照) を無次元化された特性値で表現すると以下となる。

$$a_{r} = a + e + s_{r} + 2s_{r} \frac{\xi L_{0}}{L_{in}} = a + e + s_{r} + 2s_{r} \xi \frac{\ell_{k0} \cdot \ell_{wk}}{\ell_{in}}$$
(8)

ここで、図14に示すように、eは加力点の偏心距離、srは芯材と拘



図 14 初期不整値 arのモデル

東材のクリアランスである。また、aは芯材の元たわみ量である。 本論文ではa+e=3mm, $s_r=1$ mm と仮定した。 ℓ_{vek} が大きいほど初期不 整量は大きくなるため,表2で設定した評価用特性値 ℓ_{wk}は分布中 の最大値31としている。図15に評価用特性値を用いて算出した初 期不整値と標準部材(case1,case2)各々の特性値を用いて算出した初 期不整値を示す。評価用特性値を用いて算出した値は,標準部材個々 の値の上限を抑えていることがわかる。

5.2 座屈前変形による変位 *a_r*/(1-*N_{cu}/N^B_{cr}*)の検討

両端ピンのオイラー座屈荷重 N_{cr}^{B0} を降伏軸力の最大値 N_{max} の 1.5 倍としていることを踏まえ、4 章で検討した N_{cr}^{B}/N_{cr}^{B0} の値を使って 設計荷重時の拘束材端部の変位を表すと式(9)のようになる。ただし、 $N_{cr} < N_{cr}^{B}$ の場合に限る。

$$\frac{a_r}{1 - \frac{N_{cu}}{N_{cr}^B}} = \frac{a_r}{1 - \frac{N_{cu}/N_y}{N_{cr}^B/N_y}} = \frac{a_r}{1 - \frac{1.3}{1.5 \cdot 245/225 \cdot N_{cr}^B/N_{cr}^{B0}}}$$
(9)

設計荷重時の拘束材端部の変位を算出するために, BRB 構面と直 交方向に層間変位が生じる状況を想定する。この場合 BRB は面外方 向に逆対称の変形モードとなるため,全体座屈荷重としては図 12(d) に示す逆対称モード座屈荷重 N_{cr}^{Bm2} に注目し,比較のため図 12(b) に示す両端バネの対称モード座屈荷重 N_{cr}^{Bs} についても検討する。

表2の評価用特性値を用いて算出した座屈前変形による変位と標準部材(case1, case2) 各々の特性値を用いて算出した値との比較を行う。図16にくと座屈前変形による変位の関係を示す。全体座屈荷重として N_{cr}^{Bm2} を用いた場合,評価用特性値を用いた座屈前変形による変位は,標準部材各々の特性値を用いた変位を包絡していることがわかる。 N_{cr}^{Bs} を用いた座屈前変形による変位は,概ね N_{cr}^{Bm2} を用いた値と同程度であるが,本研究ではより精緻なモデルである逆対称モード座屈荷重 N_{cr}^{Bm2} を用いた変位により評価する。座屈前変形による変位量はくが大きいほど大きくなる。また,接合部剛性が大きく,貫入長比が大きいほど座屈前変形による変位量は小さくなるが,特に $\ell_{k0}=0.7$, $\ell_{in}=2.0$ では $_{\epsilon}\kappa_{Rg}$ の大きさに依らず a_r と同程度の値であり,座屈前変形による面外変位の増幅は非常に小さいことがわかる。

6. 設計用偏心曲げモーメント M^r_{ec}/N_y

6.1 接合部の座屈耐力式

BRB の座屈拘束材端部曲げ耐力を 0 とした場合の座屈荷重 N'_{cr} について検討する。 N'_{cr} は図 17 に示すように、 $M'_{p}=0$ のときの接合 部座屈荷重である。式(2)で示した等価細長比 λ_{r} を接合部断面積 A_{2} と塑性化部の断面積 A_{0} の比 A_{2}/A_{0} ,座屈長さ比 ℓ_{k0} を用いて整理する と以下となる。

$$\lambda_{r} = 2\pi\xi \cdot \ell_{k0} \sqrt{\frac{1}{\gamma} \cdot \frac{A_{2}}{A_{0}} \frac{E}{1.5 \cdot \sigma_{y\max}} \cdot \frac{\xi \kappa_{Rg} + 24/\pi^{2}}{(1-2\xi)_{\xi} \kappa_{Rg}}}$$
(10)

さらに、 $\lambda_r \varepsilon$ 用いて日本建築学会鋼構造設計規準¹⁶⁾で算出した圧縮 許容応力度 $f_c' \ge A_2/A_0 \varepsilon$ 使って $N'_{cr} \varepsilon$ BRB の降伏軸力 N_y で基準化 した値を表すと次式となる。

$$N_{cr}^{r}/N_{y} = 1.5 \cdot f_{c}^{r}/\sigma_{y} \cdot A_{2}/A_{0}$$
(11)
6.2 接合部座屈荷重 N^r_{cr}/N_yの評価

表2の評価用特性値を用いた場合と、標準部材(casel, case2) 各々

の特性値を用いた場合の接合部座屈荷重 N'_{cr} および等価細長比 λ_r と 接合部長さ比 ξ との関係を図 18 に示す。グラフには N'_{cr}/N_y =1.3 のと







きの *ξ*を点線で示している。これは設計用軸力 *N_{cu}*=1.3*N_y*とした場合, 接合部座屈荷重が設計用軸力以上確保できる*ξ*の範囲を示す。評価 用特性値を用いた接合部座屈荷重は標準部材各々の特性値を用いた

値の下限を抑えており,安全側の評価となっている。

6.3 BRB の芯材突出部に生じる偏心曲げモーメント *M*^r_{ec}/N_yの評価

降伏軸力で基準化された機構安定条件式(4)の右辺第一項の設計 用偏心曲げモーメント *M*^r_{ec}/N_yに注目する。

図 16 と図 18 の結果を用いて M'_{ec}/N_y と接合部長さ比 ξ との関係を 図 19 に示す。なお、 $N'_{cr}/N_y > \alpha_d$ (=1.3)の場合は M'_{ec}/N_y =0 とした。評 価用特性値は接合部座屈荷重算定時と同様とする。評価用特性値を 用いて算出した値は、標準部材各々の特性値を用いて算出した値の 上限を包括しており安全側の評価となっている。



図17 接合部座屈荷重のモデル図

7. 設計用付加曲げモーメント *M^r*₀/*N_y*

図 20 に示すように BRB が構面外層間変形により構面外方向に強制変位 & を受ける場合,拘束材端部に加わる曲げモーメント M'oを 7 要素モデル各部位の変形の和から誘導すると,次式で表すことが できる。

$$\frac{M_{0}^{r}}{N_{cr}^{B0}} = \frac{1}{\pi^{2}} (1 - 2\xi) \left\{ \delta_{0} - 2s_{r} (1 - 2\xi) \frac{\ell_{k0} \cdot \ell_{wk}}{\ell_{in}} \right\} \cdot \left(\frac{1}{\ell_{k0}} \right)^{2}$$

$$\cdot \frac{6\gamma}{2\xi' (3 - 6\xi' + 4\xi'^{2}) + \gamma (1 - 2\xi')^{3} + \frac{6\xi}{\xi \kappa_{Rg}} + \frac{6\gamma (1 - 2\xi')^{2}}{{}_{L}\kappa_{Rr}}}$$
(12)

ここで、 L_0 はブレース長さ、 L_k は限界座屈長さ、 W_1 は芯材突出部幅 であり、無次元化パラメータはそれぞれ $\ell_{k0}=L_0/L_k$ 、 $\ell_{wk}=L_k/W_1$ 、 $\ell_{in}=L_{in}/W_1$ である。一方、既往の研究¹³⁾⁻¹⁵⁾では、接合部の回転剛性に 対して拘束材の曲げ剛性、拘束材端部の回転剛性が十分に大きい場 合を想定し、式(13)が提案されている。

$$M_{0}^{r} = (1 - 2\xi) \left\{ \frac{\delta_{0}}{L_{0}} - (1 - 2\xi) \frac{2s_{r}}{L_{in}} \right\} \cdot K_{Rg}$$
(13)

式(13)の K_{Rg} を無次元化回転ばね剛性比で表現し,限界座屈長さ L_k に対する両端ピンの座屈荷重 N_{cr}^{B0} で除すと次式となる。

$$\frac{M_0^r}{N_{cr}^{B0}} = \frac{1}{\pi^2} (1 - 2\xi) \left\{ \delta_0 - 2s_r (1 - 2\xi) \frac{\ell_{k0} \cdot \ell_{wk}}{\ell_{in}} \right\} \cdot \left(\frac{1}{\ell_{k0}} \right)^2 \cdot \frac{\xi \kappa_{Rg}}{\xi} \quad (14)$$

式(12)を $\gamma=1.0$, $_{LKRr}\to\infty$, $EI\to\infty$ とすれば最終項は $_{\xi KRg} / \xi$ となり,式 (14)と一致する(付録 1 参照)。式(12), (14)の $2s_{,\ell}(1-2\xi) \ell_{k0} \ell_{wk} / \ell_{in}$ は 拘束材端部のクリアランスにより生じる変形であり,この項が小さ いほど曲げモーメントは大きくなるため,強制構面外変形による曲 げモーメントを検討する場合には ℓ_{wk} を最小の 22 として評価する。 尚,式(12),(14)は両端ピンのオイラー座屈荷重で除しているが, ここでは式(15)のように降伏軸力 N_y で基準化した設計用付加曲げモ ーメント M'_0/N_y を算出する。



$$M_0^r / N_y = M_0^r / N_{cr}^{B0} \cdot 1.5 \cdot 245/225, (N_{cr}^{B0} = 1.5 \cdot 245/225 \cdot N_y)$$
(15)

面外変位としては階高 4500mm, 層間変形角 1/100 に相当する δ =45mm を仮定し, 強制変位による付加曲げモーメントの評価を行 う。接合部曲げ剛性比 $_{Y}$, 拘束材端部の回転ばね剛性比 $_{LKRr}$ の評価用 特性値は, 安全側の評価となるように, 表 2 に示す分布範囲中の最 大値を採用した。 M'_{0}/N_{y} の分布は図 20 に示すように端部ほど大きく なる逆対称形であるため,式(12),(14)ともに ξ が大きくなると M'_{0}/N_{y} は小さくなる。

表 2 の評価用特性値による式(12)および式(14)を用いた設計用付 加曲げモーメント *M'*₀/*N_y*を図 21 に示す。図 21 の式(12)の値は個々 の標準部材の値を包絡した結果となっており, BRBの機構安定条件 確認のための設計用付加曲げモーメントとしては,表2に示す評価 用特性値による式(12)を用いて算出した値を採用する。

8. BRB 機構安定性の評価手法

8.1 芯材突出部の設計用曲げモーメント M^r/N_y

評価用特性値による6章の設計用偏心曲げモーメント Mr_{ec}/N_y と7 章の設計用付加曲げモーメント Mr_0/N_y の単純和を設計用曲げモーメント Mr/N_y とする。

$$M^{r}/N_{v} = M^{r}_{ec}/N_{v} + M^{r}_{0}/N_{v}$$
(16)

前章までと同様に、表2の評価用特性値を用いた場合と、標準部 材(case1, case2)個々の特性値を用いた場合の比較を行う。図22 に設 計用曲げモーメント M'_{Ny} ,設計用付加曲げモーメント $M'_{0}N_{y}$ を示 す。図22の $\xi\kappa_{Rg}$ =0.60、 ℓ_{k0} =1.0、 ℓ_{in} =2.0のグラフ中に示すように、実 線(M'/N_{y})との点線(M'_{0}/N_{y})の差が設計用偏心曲げモーメント M'_{ec}/N_{y} となる。また、 N_{cu} < N'_{cr} となる ξ の範囲を示す。この範囲は芯材突出 部の曲げモーメントの大きさに関わらず機構安定性を満足し、設計 用偏心曲げモーメント M'_{ec} は0となる。評価用特性値を用いた設計 用曲げモーメントは、標準部材個々の特性値から算出した値よりも やや高い値となるが、すべてを包絡した評価となっている。

8.2 拘束材端部の曲げ耐力 M^r_p

座屈拘束材端部の貫入長比 $\ell_{in}(=L_{in}/W_1) \ge 1.5 \sim 2.0$ とすれば、座屈拘 束材端部の曲げ耐力 M_p^{rnest} は、芯材突出部の曲げ耐力 M_p^{rneck} よりも 概ね大きくなることが確認されている¹²⁾ため、本章では芯材突出部 の曲げ耐力 M_p^{rneck} について検討する。 M_p^{rneck} は既往の研究^{12),13}によ れば式(17)で算出でき、実験値とも良い対応を示している。

$$M_{p}^{r} = M_{p}^{r-neck} = Z_{p}^{r} \sigma_{y} \left\{ 1 - \left(\frac{N_{cu} - N_{wy}^{c}}{N_{u}^{c} - N_{wy}^{c}} \right)^{2} \right\}$$
(17)

ここで、 N_{wy} : ウェブの降伏軸力、 N_u : 芯材突出部の終局耐力(= $A_1\sigma_u$) 、 Z_p' : 芯材突出部の塑性断面係数である。 A_1/A_0 の評価用特性値を表 2 に示す通り 1.33、芯材材質 LYP225 に対し引張強さと降伏応力度の 比 σ_u/σ_y を 300/225=1.33、簡単のためウェブの降伏軸力 N_{wy} =0.5 $A_1\sigma_y$ とすると N_y で基準化された M_p' は以下のように整理できる。

$$\frac{M_p^r}{N_y} = \frac{Z_p^r \sigma_y}{N_y} \left\{ 1 - \left(\frac{\alpha_d - 0.5 A_1 / A_0}{A_1 / A_0 \cdot \sigma_u / \sigma_y - 0.5 A_1 / A_0} \right)^2 \right\} = 0.67 \frac{Z_p^r}{A_0} \quad (18)$$

8.3 面外座屈安定性能曲線

図 23 に図 22 の M^r/N_yの実線部分のみを取り出し,式(18)から算



図 20 強制面外変形下の曲げモーメント分布

凡例	式(12)	式(14)
評価用特性値を用いた設計用付加曲げモーメント		
標準部材の設計用付加曲げモーメント(case1, case2)	●,▲	



出される標準部材の N_y ごとの拘束材端部の曲げ耐力 M_p'/N_y との比較 を示す。尚, M'/N_y については接合部が中間の剛性である $\xi \kappa_{Rg}$ =0.3 と

貫入長比 lin =1.5 の場合も併せて示している。これを面外座屈安定性 能曲線と呼ぶこととする。図 23 の設計用曲げモーメント M "/N,は N_vに依らずに一つのグラフに表現できるため、ブレース容量によら ず設計変数特性値ξ, ℓ_{in}, ξK_{Rg}の機構安定性への影響を視覚的に把握 することができる。設計時において $\ell_{k0} = 0.7 \sim 1.0$ の場合には $\ell_{k0} = 1.0$ のグラフを、ℓ_{k0}≤0.7の場合にはℓ_{k0}=0.7を使うものとする。芯材突 出部の設計用曲げモーメント M'/N_{ν} は設計変数特性値 ξ , ℓ_{in} , ξK_{Rr} から,芯材突出部の曲げ耐力 M_n /N_vは BRB の N_v から,それぞれグ ラフから読み取り、M_p"/N_v>M"/N_vであれば面外座屈安定条件を満足 することを示す。例えば ℓ_{k0}=1.0, N_v=2000kN, ζ=0.20, _{xKRv}=0.15, ℓ_{in}=1.0 の場合,設計用曲げモーメントM"/N,は図23中のA点の値となり, 芯材突出部の曲げ耐力 M_p"/ N_v (N_v=2000kN の線)より大きく,安定条 件を満足していないことになる。この場合,貫入長を長くして ℓ_{in}=2.0 とする(同 B 点), あるいは接合部にリブ等を配置して接合部の面外 回転剛性を高めて $\xi K_{Rg}=0.60$ とする(同 C 点),または超高力ボルトの 採用等により接合部長さを短くして*ξ*=0.15とする(同 D 点)等により, 安定条件を満足させる $(M_p'/N_v > M'/N_v)$ ことが可能となる。

尚, 面外座屈安定性能曲線において, ξKRgが大きいと M'/Nyが0か ら立ち上がるξの値が大きくなる。これは, N'crがξKRg に依存して大き くなるためであり, 接合部の剛性と耐力を高めて BRBの安定性を確 保する設計法に対応している。一方, 表1にブレース容量の異なる 新たな BRB の部材リストを追加する場合でも,評価用特性値の値が 表2の範囲内であれば, 図23の M'/Ny は汎用的に使うことができる 点がこの安定性能曲線の利点である。

8.4 評価用特性値による評価の精度

評価用特性値を用いることで M'/N_y をどの程度の誤差で評価して いるかを検討する。図 24 は、横軸に評価用特性値による M'/N_y の評 価値を、縦軸に標準部材個々の特性値による M'/N_y の評価値を示し ている。また、表 5 には(評価精度) = (標準部材個々の特性値による $M'/N_y) /$ (評価用特性値による M'/N_y)として計算した評価精度の平均 値と標準偏差を示す。評価用特性値を使うことで M'/N_y をやや過大 に評価する傾向にあるものの、既往の研究¹³において式(1)が安全側 に 30%、危険側に 15%程度の精度で実験結果と整合していると報告 されていることを考慮すれば、概ね安全側で機構安定性を評価でき ていると考える。





図 23 BRB の面外座屈安定性能曲線(LYP225 芯材形状+タイプ)



表5 評価用特性値を使うことによる評価精度

Mark	ℓ_{k0}	ℓ_{in}	平均值	標準偏差
0		2.0	0.68	0.068
٠	1.0	1.5	0.63	0.112
•		1.0	0.50	0.176
0		2.0	0.73	0.065
٠	0.7	1.5	0.70	0.072
•		1.0	0.64	0.010

9. 結

本研究では、実際の建物に用いられている BRB および接合部ディ テールを調査・分析し、既往の研究で提案された BRB の機構安定条 件式中の各項の値に寄与する各種特性値を特定すると共に、BRB の 機構安定性を視覚的に評価できる手法を提案した。以下に得られた 知見を示す。

- 1) 実際に用いられている接合部ディテールのFEM解析により,接合部端部の構面外回転剛性を評価した結果,取付く柱梁の剛性の影響が大きく,面外変形を拘束するためのリブを設けた場合においても,接合部端部が柱梁と剛に接合された場合の回転剛性の半分程度以下となる場合があり,特に剛な接合部を評価する場合は,柱梁を含めた接合部の構面外回転剛性の影響を考慮する必要がある。
- 2) 実際使われている BRB や接合部ディテールを調査・分析し,機構安定条件式の各項に寄与する特性値の内,主要な変動パラメータとしての設計変数特性値と一定値として取り扱える評価用特性値を特定した。また,設定した評価用特性値は,実際に多く用いられている BRBの機構安定性を安全側に評価できていることが確認された。
- 3) これらの特性値を用いて算定した拘束材端部位置での単位降伏 軸力あたりの設計用曲げモーメントと、単位降伏軸力あたりの 拘束材端部の曲げ耐力の大小関係を面外座屈安定性能曲線上で 比較することにより、既往の研究で提案された BRBの機構安定 条件を条件式に数値を代入することなく視覚的に評価できるこ とを示した。

今後は BRB の片側が梁に取付く K 型配置,または接合部が塑性 化した場合の機構安定条件の要因を分析し,さらに,接合部の構面 外剛性評価において FEM 解析を都度行うことは実務設計上現実的 ではないので,より簡便な評価方法を検討していく予定である。

謝辞

本研究を進めるにあたり,新日鉄住金エンジニアリング:市川康 氏,樋口公平氏,帆足勇磨氏,日建設計:木村征也氏,井田茉利氏, 大山翔也氏にご協力を頂きました。ここに深謝いたします。

参考文献

- 井上一朗:鋼構造制振技術の現状と設計指針への期待 -鋼構造における 制振とこれから- ②座屈拘束ブレースと接合部,2006 年度日本建築学会 大会(構造部門(鋼構造))パネルディスカッション資料,pp.8-17,2006.9
- 2) 天畠秀秋, 聲高裕治, 井上一朗:接合部を含む座屈拘束ブレースの構面 外座屈荷重, 日本建築学会構造系論文集, 第 581 号, pp.127-134, 2004.7
- 3) 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
- 4) 藤井俊二,田川浩:丸鋼芯材を二重鋼管により座屈拘束したブレースの 挙動特性,日本建築学会構造系論文集,第659号,pp.167-174,2011.1
- 5) 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 632 号, pp.1865-1873, 2008.10
- Chou, C. C., Chen, P. J. : Compressive behavior of central gusset plate connections for a buckling-restrained braced frame, Journal of Constructional Steel Research, No. 65, pp.1138-1148, 2009
- Tsuyoshi Hikino, Taichiro Okazaki, Koichi Kajiwara and Masayoshi Nakashima : Out-of-plane Stability of Buckling-Restrained Braces Placed in Chevron Arrangement, Journal of Structural Engineering, ASCE, Vol. 139, pp.1812-1822, 2013.11
- Junxian Zhao, Bin Wu and Jinping Qu : A practical and unified global stability design method of buckling-restrained braces, Discussion on pinned connections, Journal of Constructional Steel Research, Vol. 95, pp.106-115, 2014.4
- Chou, C. C., S. Y. Chen : Subassemblage tests and finite element analyses of sandwiched buckling-restrained braces, Engineering Structures, Vol. 32, pp.2108-2121, 2010.8
- 10) 日本建築学会:鋼構造座屈設計指針,3章 筋かい材,2009.11
- 11) 竹内 徹,山田哲,北川まどか,鈴木一弁,和田章:構面外剛性の低い 接合部により接合された座屈拘束ブレースの座屈安定性,日本建築学会 構造系論文集,第 575 号, pp.121-128, 2004.1
- 12) 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
- 13) 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プ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
- 14) Toru Takeuchi, Hitoshi Ozaki, Ryota Matsui, Fatih Sutcu: Out-of-plane stability of buckling-restrained braces including moment transfer capacity, Earthquake Engineering of Structural Dynamics, doi: 10.1002/eqe.2376, 2013
- 15) 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, 2013.6
- 16) 日本建築学会:鋼構造設計規準-許容応力度設計法-, 2005.9
- 17) 新日鉄住金エンジニアリング株式会社:アンボンドブレース技術資料

付録1

式(12)にて接合部の回転変形以外を無視した場合について以下に示す。 式(12)の $\gamma \rightarrow 1, 1/L\kappa_{0} \rightarrow 0$ とすると以下となる。

$$\begin{split} M_{0}^{r} &= \frac{1}{\pi^{2}} (1 - 2\xi) \left\{ \delta_{0} - 2s_{r} \left(1 - 2\xi\right) \frac{L_{0}}{L_{in}} \right\} \cdot \left(\frac{L_{k}}{L_{0}}\right)^{2} \cdot \frac{6}{1 + \frac{6\xi}{\xi K_{Rg}}} N_{cr}^{B0} \\ &= \frac{1}{\pi^{2}} (1 - 2\xi) \left\{ \delta_{0} - 2s_{r} \left(1 - 2\xi\right) \frac{L_{0}}{L_{in}} \right\} \cdot \left(\frac{L_{k}}{L_{0}}\right)^{2} \cdot \frac{6}{1 + \frac{6\xi}{K_{Rg}} \cdot \frac{\xi L_{0}}{\gamma EI}} N_{cr}^{B0} \\ &= \frac{1}{\pi^{2}} (1 - 2\xi) \left\{ \delta_{0} - 2s_{r} \left(1 - 2\xi\right) \frac{L_{0}}{L_{in}} \right\} \cdot \left(\frac{L_{k}}{L_{0}}\right)^{2} \cdot \frac{6}{1 + \frac{6\xi}{K_{Rg}} \cdot \frac{\xi L_{0}}{\gamma EI}} \frac{\pi^{2} EI}{L_{k}^{2}} \quad (f \pm 1) \\ &= (1 - 2\xi) \left\{ \delta_{0} - 2s_{r} \left(1 - 2\xi\right) \frac{1}{L_{in}} \right\} \cdot \frac{1}{\frac{L_{0}}{6EI} + \frac{1}{K_{Rg}}} \end{split}$$

式(付1)には鋼管の曲げ剛性が含まれているため、1/EI→0とすると本文式(13) と同じであり、無次元化パラメータを使って表現すると式(14)となる。

OUT-OF-PLANE STABILITY FACTORS FOR DIAGONALLY INSTALLED BUCKLING RESTRAINED BRACES

Hitoshi OZAKI^{*1}, Yoshinao KONISHI^{*2}, Ryota MATSUI^{*3} and Toru TAKEUCHI^{*4}

*¹ Nikken Housing System Ltd., M. Eng.
 *² Nippon Steel & Sumikin Engineering Co., Ltd., Dr. Eng.
 *³ Assist. Prof., Dept. of Arch. and Build. Eng., Tokyo Institute of Technology, Dr. Eng.
 *⁴ Prof., Dept. of Arch. and Build. Eng., Tokyo Institute of Technology, Dr. Eng.

1. Introduction

Series of formula for securing the out-of-plane stability of buckling restrained brace (BRB) have been proposed in previous studies. However, the actual ranges of each index that make up this series of formula are not clarified for practical engineers. In this paper, these are divided into two indices called a design index and an evaluated index, and their actual values are determined by carrying out the research studies of various BRBs and their connections that are used in the actual buildings. Based on these results, a simple method that can evaluate the out-of-plane stability condition of the BRBs with various connection conditions is proposed.

2. BRB Index

The four indices mainly governing the mechanical stability condition for BRBs are selected as the design index, and five indices remaining in a certain range are selected as the evaluated index. The evaluated index is determined to keep the safety margin of the mechanical stability condition.

3. Investigation of the range of the design index

The range of the design index is investigated on the basis of the configuration for the practical design examples. The range of the design index for the connection rotational stiffness is determined by the FEM analysis results of the column-beam connection in typical office buildings that stand around 100 meters.

4. Evaluation of Global Elastic Buckling Strength of BRB

According to the previous studies, a seven-element-model composed by two rotational springs of gusset plate, two rotational springs of restrainer ends and three elastic bending elements is used to assess the global elastic buckling strength of BRB.

5. Out-of-plane Displacement at Restrainer Ends under Design Axial Force

Total initial imperfection and incremental value of the out-of-plane displacement at restrainer ends under design axial force are determined.

6. Eccentric Bending Moment Requirements Considering Rotational Spring Stiffness at Gusset Plate

From the value of the global elastic buckling strength with pin supports at restrainer ends and the out-of-plane displacement which are estimated in the previous section, eccentric bending moment requirements considering rotational spring stiffness at gusset plate is defined.

7. Additional Bending Moment Requirements under Out-of-plane Drift

A standard for out-of-plane displacement equivalent to 1% radian story drift is verified for additional bending moment requirements.

8. Evaluation of Out-of-plane Stability Condition of BRBs

A method to determine the out-of-plane stability of the BRBs by comparing moment transfer capacity with bending moment requirements at restrainer ends is proposed. Some examples of the out-of-plane stability evaluation method are demonstrated by using a diagram visually without a complicated calculation.

9. Conclusion

As a conclusion, the following results are obtained.

- FEM analysis results on the connections of the BRBs give that the out-of-plane rotational stiffness of their ends is significantly dominated by the column and beam. The rotational stiffness of the model with the elastic column and beam is less than half of that with the rigid column and beam. It is noted that the stiffness of the column and beam should be taken into account in practical design.
- 2) The standards for the items in the formula series of the BRB out-of-plane stability conditions are summarized respectively by the numerical simulations of the practical design models.
- 3) Based on these result, it is shown that the out-of-plane stability condition of BRBs with various connection conditions can be evaluated by comparing moment transfer capacity with bending moment requirement at restrainer ends without the complicated calculations.