

種々のガセットプレートおよび直交小梁を有する座屈拘束ブレースの機構安定性
GLOBAL STABILITY OF CHEVRON BUCKLING RESTRAINED BRACED FRAMES
WITH VARIOUS GUSSET PLATES AND SECONDARY BEAMS松井良太^{*1}, 友枝勝登^{*2}, セットラー・ベン^{*3},
竹内 徹^{*4}, 三原早紀^{*5}, 帆足勇磨^{*6}
Ryota MATSUI, Katsuto TOMOEDA, Ben SITLER,
Toru TAKEUCHI, Saki MIHARA and Yuma HOASHI

Global out-of-plane stability of buckling-restrained braces is often governed by yielding of the neck. The authors previously proposed a method⁹⁾ to evaluate this buckling mechanism, including the gusset rotational stiffness, connection length and neck - restrainer flexural continuity. While the proposed method has shown good agreement with experimental and numerical studies, this paper revisits a key assumption in the derivation, where the neck is modelled as an elasto-perfectly plastic hinge. Detailed FEM studies of a chevron BRB experiment with a range of gusset and framing boundary conditions are conducted, and an inelastic buckling model inspired by Shanley's theory introduced.

Keywords: Buckling-Restrained Brace, Out-of-Plane Stability, Chevron Configuration, Stability Limit, Rotational Stiffness

座屈拘束ブレース, 構面外機構安定性, K型配置, 安定限界軸力, 回転剛性

1. 序

座屈拘束ブレース(以降 BRB)設計条件のうち, 接合部を含む機構不安定いわゆる首折れ座屈を防止することは, BRB 本来の性能を確保するための重要な条件であることが指摘されており, 文献 1), 2) で多くの研究者らにより検証がなされていることが示されている。

例えば木下・聲高^{3), 4)}は, 芯材が塑性化した時点で拘束材端部の曲げ耐力が喪失するという条件で BRB の構面外座屈軸力を理論的に導出し, 実験結果と対応することを確認している。近年では, この手法を更に拡張させ座屈拘束材端部の局所変形を評価し, ピン接合形式二重鋼管ブレースの全体座屈防止の設計条件を提案している^{5), 6)}。引野, 岡崎⁷⁾は, 聲高, 木下⁴⁾の手法を援用し, K型配置された BRB の柱梁接合部側の接合部を剛体とみなしたモデルより構面外座屈軸力を評価し, E-defense にて K型配置された BRB を配置した 1 スパンラーメン骨組の動的載荷実験結果が, 評価値と良好な対応を示すことを確認している。

これに対し, 筆者らは既論文 8), 9)において, 拘束材端部で一定の曲げモーメントを伝達し得るという条件で BRB の構面外機構安定性を陽に判別できる条件式を提案している。提案評価手法では, 両端で柱梁接合部に剛接合された片流れ配置のように, 両端の接合条件が同等である場合に適用範囲が限定されていた⁸⁾。これを受け, 文献 9)にて, Fig. 1 に代表される K型配置された BRB を対象として, 文献 8)で弾性座屈軸力-面外変位関係および塑性崩壊時軸力-面外変位関係の交点として定義した安定限界軸力の評価式を用いて機構安

定性の評価を試み, その妥当性について載荷実験を実施して検証した。片流れ配置と異なり K型配置された BRB では, 両端のガセットプレート(以降 GPL)の回転剛性 K_{Rg1} と K_{Rg2} (Fig. 2)が互いに同じ値となる場合でも, 柱梁交点側(Beam to column (B-C) connection)に比べ BRB 梁定着側(Beam to BRB (B-B) connection)の拘束度合が相対的に小さくなる。文献 9)では Fig. 2(a)のように, BRB 梁定着側に位置する大梁および GPL を表現した 2 つの回転ばねを 1 つに置換し, Fig. 2(b)のように 2 つの接合部端部の回転ばねから構成されたモデルで, BRB の機構安定性の評価式を提示している。BRB 梁定着側の回転ばねの置換方法については大梁と GPL の回転剛性の比率に応じて, 3 モデルを使い分けている。しかし, 文献 9)で提案した手法の妥当性については簡易な弾性曲げ要素と弾塑性回転ばねで構成したモデルに対して実施した数値解析による検証のみに留まっている。

そこで本研究では, 文献 9)で提案した BRB の機構安定性の評価手法の妥当性を, 有限要素法(FEM)解析により検証する。また, 接合部における塑性域の広がりを考慮するために, 初期曲げ降伏時から安定限界時までの軸力の比率である上昇率 α を用いる評価手法を提案し, その妥当性も併せて検証する。まず, 文献 9)の試験体を FEM で構成し, FEM 解析での実験結果の再現を行う。次いで, 多用されている BRB に接合される 3 タイプの GPL と, 5 タイプの BRB 梁定着側の大梁の横補剛形式⁹⁾を想定し, Fig. 2(a)に示す GPL の回転剛性 K_{Rg1} , K_{Rg2} および大梁の回転剛性 K_{Rb} を FEM 解析より計算する。これらの GPL を接合部端部に有する BRB 単材の安定限界軸力

^{*1} 北海道大学大学院工学研究院 准教授・博士(工学)

^{*2} 東京工業大学建築学系 大学院生

^{*3} 東京工業大学建築学系 修士(工学)

^{*4} 東京工業大学建築学系 教授・博士(工学)

^{*5} 清水建設株式会社 修士(工学)

^{*6} 新日鉄住金エンジニアリング(株)

建築・鋼構造事業部 プロジェクト部 修士(工学)

Assoc. Prof., Grad. School of Eng., Hokkaido University, Dr.Eng.

Grad. Student, Dept. of Arch. and Build. Eng., Tokyo Institute of Technology

Grad. Student, Dept. of Arch. and Build. Eng., Tokyo Institute of Technology, M.Eng.

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

SHIMIZU CORPORATION, M.Eng.

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

を FEM 解析より計算し、評価法との対応を確認する。最後に以上を総合し、BRB が立体鋼構造骨組に K 型配置された場合の機構安定性について FEM 解析より分析することを試みる。

2. 両端の諸条件が異なる BRB の機構安定性評価式

2.1 機構安定性評価式の構成

1 章で述べた Fig. 1 の BRB の安定限界軸力の評価法について示す。文献 8), 9) では BRB の安定限界軸力を近似的に評価しているが、本論文では近似せず安定限界軸力を導出し、両者を比較検証する。ここでは、逆対称モードで破壊する場合を例として評価手順を示す。なお、文献 9) で用いている近似は、以下の 2 点である。

- BRB 梁定着側の面外変位を $y_2 = y_r$ で、柱梁交点側の面外変位を両端の初期不整比率 $r_d = a_{r1}/a_{r2}$ に応じて $y_{r1} = r_d y_r$ で設定することで、崩壊時軸力-面外変位関係を面外変位 y_r の 1 変数で表現している。
- 両端の芯材突出部曲げ耐力を区別せずに同一値として、 $M_p^r = M_p^{r1} = M_p^{r2}$ で扱っている。

Fig. 2(a) の BRB 梁定着側の大梁と GPL を 1 つの弾塑性回転ばねに縮約した Fig. 2(b) のモデルをもとに、全体の機構が崩壊した状態の BRB を Fig. 3(a), (b) のモデルで表現する。接合部(Beam to column connection または Beam to BRB connection) の範囲を弾性曲げ要素、座屈拘束材を剛体に置換してモデル化する。Fig. 3(a) は、BRB が崩壊に至る時点で上下 GPL が弾性的な場合、Fig. 3(b) は塑性化している場合の機構を示している。Fig. 3(a), (b) に示した接合部の構面外変位 y_n を、式(1), (2) で表現する。添字の n は $n=1$ が柱梁交点側、 $n=2$ が BRB 梁定着側を表し、以降同様とする。

$$y_n = \frac{a_m}{\xi_n L_0} x_n + \frac{y_{rsn}}{\xi_n L_0} x_n + y_{ren} \left\{ 1 - \cos \left(\frac{\pi}{2} \frac{x_n}{\xi_n L_0} \right) \right\} \quad (\text{GPL elastic}) \quad (1)$$

$$y_n = \frac{a_m}{\xi_n L_0} x_n + \frac{y_m}{\xi_n L_0} x_n \quad (\text{GPL plastic}) \quad (2)$$

ここに、 x_n は接合部端部からの軸方向距離、 y_n は任意の x_n での接合部構面外変位、 a_m は初期不整、 L_0 は BRB 全長、 $\xi_n L_0$ は接合部長、 $\gamma_{jn} EI_B$ は接合部曲げ剛性、 K_{Rgn} は GPL の回転剛性、 M_p^m 、 M_p^{gn} は収斂計算によりその時点の軸力を考慮した芯材突出部および GPL の終局曲げ耐力、 y_{ren} は GPL の回転変形による芯材突出部構面外変位、 y_{rm} は GPL の弾性変形による芯材突出部の構面外変位、 y_m は芯材突出部の全体変形である。文献 9) より y_{ren} 、 y_{rm} を式(3), (4) で表す。なお、 ξK_{Rgn} は GPL の無次元化回転剛性比で、式(5) で表される。

$$y_{ren} = -\frac{\xi K_{Rgn}}{\xi K_{Rgn} + 3} y_m, \quad y_{rm} = \frac{3}{\xi K_{Rgn} + 3} y_m, \quad \xi K_{Rgn} = \frac{K_{Rgn} \xi_n L_0}{\gamma_{jn} EI_B} \quad (3), (4), (5)$$

文献 9) では、Fig. 4(a), (b) に示す BRB の弾性軸力-面外変位関係と崩壊時軸力-面外変位関係を、BRB 梁定着側の拘束材端部における構面外変位 y_2 で立式している。本論文では、柱梁交点側と BRB 梁定着側の拘束材端部における各構面外変位で別々に両関係を定義する。このうち、前者を式(6), (7) で表す。(後者は後述の 2.2, 2.3 節)

$$N = \frac{y_{r1}}{y_{r1} + a_{r1}} N_{cr}^B, \quad N = \frac{y_{r2}}{y_{r2} + a_{r2}} N_{cr}^B \quad (6), (7)$$

ここに、 N_{cr}^B は BRB の最小弾性座屈軸力¹¹⁾であり、固有値計算を用いて計算する。GPL が弾性的な場合、Fig. 4(a) に示す 2 つの関係の交点である安定限界軸力を、柱梁交点側で決定される N_{lim1}^{bc} と、BRB 梁定着側で決定される N_{lim1}^{bb} で定義し、両者のうち耐力の小さい方

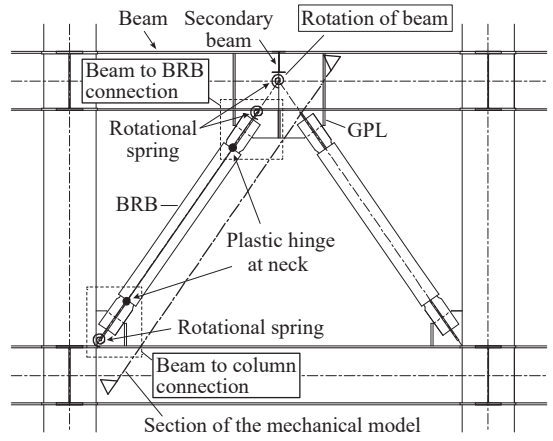


Fig. 1 Chevron configuration of BRB in steel frame

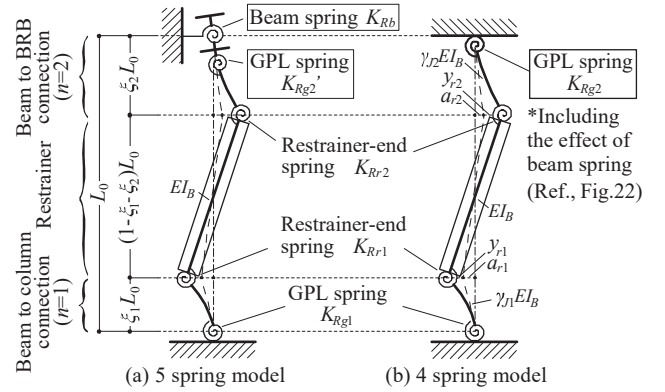


Fig. 2 Elastic buckling mechanism for chevron configuration

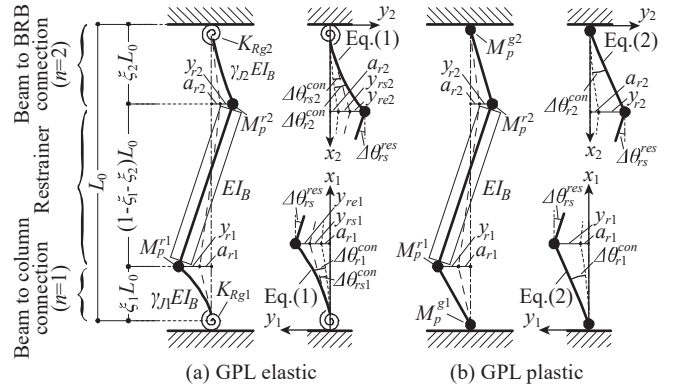


Fig. 3 Collapse mechanism for chevron configuration

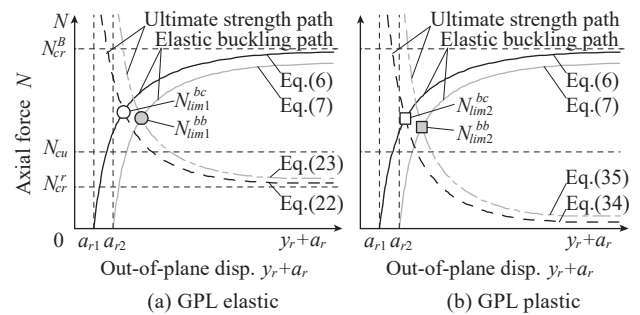


Fig. 4 BRB stability concept and limit

を N_{lim1} とする。同様に、GPL が弾塑性の場合、Fig. 4(b) で前者を N_{lim2}^{bc} 、後者を N_{lim2}^{bb} とし、耐力の小さい方を N_{lim2} とする。そして、 N_{lim1} と N_{lim2} の小さい方を BRB の安定限界軸力 N_{lim} とし、式(8) で定める。

$$N_{lim} = \min \{ N_{lim1}, N_{lim2} \} \quad (8)$$

2.2 GPL 弾性の場合の安定限界軸力 N_{lim1} の導出

BRB の崩壊モードとして逆対称モードを例とし、Fig. 3(a)に示す GPL が弾性の場合の安定限界軸力 N_{lim1} をエネルギー法より導出する。導出過程は、文献 8), 9)と同様とする。ただし、 y_{r1} , y_{r2} および M_p^{r1} , M_p^{r2} を区別して表現する。式(1)より両端の接合部の弾性歪エネルギー U_e は式(9)となる。

$$U_e = \frac{\pi^4 \gamma_{J1} E I_B}{64 (\xi_1 L_0)^3} \left(\frac{\xi K_{Rg1}}{\xi K_{Rg1} + 3} \right)^2 y_{r1}^2 + \frac{\pi^4 \gamma_{J2} E I_B}{64 (\xi_2 L_0)^3} \left(\frac{\xi K_{Rg2}}{\xi K_{Rg2} + 3} \right)^2 y_{r2}^2 \quad (9)$$

逆対称モードの場合、塑性ヒンジの内力仕事 U_p は式(10)となる。

$$U_p = \frac{\pi \xi K_{Rg1} + 6}{2 \xi_1 L_0 (\xi K_{Rg1} + 3)} y_{r1} M_p^{r1} + \frac{\pi \xi K_{Rg2} + 6}{2 \xi_2 L_0 (\xi K_{Rg2} + 3)} y_{r2} M_p^{r2} + \frac{1}{(1 - \xi_1 - \xi_2) L_0} (y_{r1} + y_{r2}) (M_p^{r1} + M_p^{r2}) \quad (10)$$

GPL 接合部回転ばねエネルギー U_s は式(11)となる。

$$U_s = \frac{\gamma_{J1} E I_B \xi K_{Rg1}}{2 (\xi_1 L_0)^3} \left(\frac{3}{\xi K_{Rg1} + 3} \right)^2 y_{r1}^2 + \frac{\gamma_{J2} E I_B \xi K_{Rg2}}{2 (\xi_2 L_0)^3} \left(\frac{3}{\xi K_{Rg2} + 3} \right)^2 y_{r2}^2 \quad (11)$$

外部仕事 T は式(12)となる。

$$T = \frac{1}{2 L_0} \left[\frac{1}{\xi_1} \left\{ \frac{\pi^2 \xi K_{Rg1}^2 + 72}{8 (\xi K_{Rg1} + 3)^2} y_{r1}^2 + 2 a_{r1} y_{r1} \right\} + \frac{1}{\xi_2} \left\{ \frac{\pi^2 \xi K_{Rg2}^2 + 72}{8 (\xi K_{Rg2} + 3)^2} y_{r2}^2 + 2 a_{r2} y_{r2} \right\} + \frac{(y_{r1} + y_{r2})^2 + 2(a_{r1} + a_{r2})(y_{r1} + y_{r2})}{1 - \xi_1 - \xi_2} \right] N \quad (12)$$

これより、式(9)~(12)で算出した各エネルギー U_e , U_p , U_s , T を用いて、GPL 弾性の場合の BRB の崩壊時エネルギー $E_1(y_{r1}, y_{r2}, N)$ は式(13)となる。

$$E_1(y_{r1}, y_{r2}, N) = U_e + U_p + U_s - T = (u_{e1} + u_{s1} - 2t_1) y_{r1}^2 + (u_{e2} + u_{s2} - 2t_2) y_{r2}^2 + (u_{p1} - i_1 t_1) y_{r1} + (u_{p2} - i_2 t_2) y_{r2} - t_3 y_{r1} y_{r2} \quad (13)$$

ここに、 u_{en} , u_{pn} , u_{sn} , $2t_n$, $i_1 t_n$, t_3 は各エネルギーの係数であり、それぞれ式(14)~(19)で与えられる。

$$u_{en} = \frac{\pi^4 \gamma_{Jn} E I_B}{64 (\xi_n L_0)^3} \left(\frac{\xi K_{Rgn}}{\xi K_{Rgn} + 3} \right)^2 \quad (14)$$

$$u_{pn} = \frac{(\pi \xi K_{Rgn} + 6) M_p^{rn}}{2 \xi_n L_0 (\xi K_{Rgn} + 3)} + \frac{M_p^{r1} + M_p^{r2}}{(1 - \xi_1 - \xi_2) L_0} \quad (15)$$

$$u_{sn} = \frac{\gamma_{Jn} E I_B \xi K_{Rgn}}{2 (\xi_n L_0)^3} \left(\frac{3}{\xi K_{Rgn} + 3} \right)^2 \quad (16)$$

$$2t_n = \left\{ \frac{\pi^2 \xi K_{Rgn}^2 + 72}{16 \xi_n L_0 (\xi K_{Rgn} + 3)^2} + \frac{1}{2(1 - \xi_1 - \xi_2) L_0} \right\} N \quad (17)$$

$$i_1 t_n = \left\{ \frac{a_{rn}}{\xi_n L_0} + \frac{a_{r1} + a_{r2}}{(1 - \xi_1 - \xi_2) L_0} \right\} N \quad (18)$$

$$t_3 = \frac{1}{(1 - \xi_1 - \xi_2) L_0} N \quad (19)$$

崩壊時軸力-面外変位関係はエネルギーの停留原理より、式(20), (21)を解くことで、式(22), (23)のように算出できる。

$$\partial E_1(y_{r1}, y_{r2}, N) / \partial y_{r1} = 2(u_{e1} + u_{s1} - 2t_1) y_{r1} - t_3 y_{r2} + (u_{p1} - i_1 t_1) = 0 \quad (20)$$

$$\partial E_1(y_{r1}, y_{r2}, N) / \partial y_{r2} = 2(u_{e2} + u_{s2} - 2t_2) y_{r2} - t_3 y_{r1} + (u_{p2} - i_2 t_2) = 0 \quad (21)$$

$$\left\{ 4(u_{e1} + u_{s1} - 2t_1)(u_{e2} + u_{s2} - 2t_2) - t_3^2 \right\} y_{r1} + 2(u_{e2} + u_{s2} - 2t_2)(u_{p1} - i_1 t_1) + t_3(u_{p2} - i_2 t_2) = 0 \quad (22)$$

$$\left\{ 4(u_{e1} + u_{s1} - 2t_1)(u_{e2} + u_{s2} - 2t_2) - t_3^2 \right\} y_{r2} + 2(u_{e1} + u_{s1} - 2t_1)(u_{p2} - i_2 t_2) + t_3(u_{p1} - i_1 t_1) = 0 \quad (23)$$

GPL 弾性の安定限界軸力 N_{lim1} は、式(6), (22)および式(7), (23)の交点より求まる N_{lim1}^{bc} , N_{lim1}^{bb} のうち耐力の小さい方で算出する。

2.3 GPL 弾塑性の場合の安定限界軸力 N_{lim2} の導出

2.2 節と同様に逆対称モードの崩壊形式で、エネルギー法を用いて Fig. 3(b)に示す GPL が塑性化した場合の安定限界軸力 N_{lim2} を導出する。導出過程は、文献 8), 9)と同様とする。ただし、 y_{r1} , y_{r2} および M_p^{r1} , M_p^{r2} を区別して表現する。GPL に塑性ヒンジが形成される場合、接合部は剛体変形するものと仮定し、芯材突出部の塑性ヒンジ内力仕事 U_p は式(24)となる。

$$U_p = \frac{y_{r1}}{\xi_1 L_0} M_p^{r1} + \frac{y_{r2}}{\xi_2 L_0} M_p^{r2} + \frac{y_{r1} + y_{r2}}{(1 - \xi_1 - \xi_2) L_0} (M_p^{r1} + M_p^{r2}) \quad (24)$$

GPL 塑性ヒンジ内力仕事 U_{gp} は式(25)となる。

$$U_{gp} = \frac{y_{r1}}{\xi_1 L_0} M_p^{g1} + \frac{y_{r2}}{\xi_2 L_0} M_p^{g2} \quad (25)$$

外力仕事 T は式(26)となる。

$$T = \frac{1}{2 L_0} \left\{ \frac{y_{r1}^2 + 2 a_{r1} y_{r1}}{\xi_1} + \frac{y_{r2}^2 + 2 a_{r2} y_{r2}}{\xi_2} + \frac{(y_{r1} + y_{r2})^2 + 2(a_{r1} + a_{r2})(y_{r1} + y_{r2})}{1 - \xi_1 - \xi_2} \right\} N \quad (26)$$

式(24)~(26)で求めた各エネルギー U_p , U_{gp} , T を用いて、GPL が塑性化した場合の BRB の崩壊時エネルギー $E_2(y_{r1}, y_{r2}, N)$ は式(27)となる。

$$E_2(y_{r1}, y_{r2}, N) = (-2t_1) y_{r1}^2 + (-2t_2) y_{r2}^2 + (u_{p1} + u_{gp1} - i_1 t_1) y_{r1} + (u_{p2} + u_{gp2} - i_2 t_2) y_{r2} - t_3 y_{r1} y_{r2} \quad (27)$$

ここで、 u_{pn} , u_{gpn} , $2t_n$, $i_1 t_n$, t_3 は各エネルギーの係数であり、それぞれ式(19)および(28)~(31)で与えられる。

$$u_{pn} = \frac{M_p^{rn}}{\xi_n L_0} + \frac{M_p^{r1} + M_p^{r2}}{(1 - \xi_1 - \xi_2) L_0}, \quad u_{gpn} = \frac{M_p^{gn}}{\xi_n L_0} \quad (28), (29)$$

$$2t_n = \left(\frac{1}{2 \xi_n L_0} + \frac{1}{2(1 - \xi_1 - \xi_2) L_0} \right) N \quad (30)$$

$$i_1 t_n = \left(\frac{a_{rn}}{\xi_n L_0} + \frac{a_{r1} + a_{r2}}{(1 - \xi_1 - \xi_2) L_0} \right) N \quad (31)$$

崩壊時軸力-面外変位関係はエネルギーの停留原理より、式(32), (33)を解くことで、式(34), (35)のように算出できる。

$$\partial E_2(y_{r1}, y_{r2}, N) / \partial y_{r1} = -2t_1 y_{r1} - t_3 y_{r2} + (u_{p1} + u_{gp1} - i_1 t_1) = 0 \quad (32)$$

$$\partial E_2(y_{r1}, y_{r2}, N) / \partial y_{r2} = -2t_2 y_{r2} - t_3 y_{r1} + (u_{p2} + u_{gp2} - i_2 t_2) = 0 \quad (33)$$

$$\left\{ 4t_1 t_2 - t_3^2 \right\} y_{r1} - 2t_2 (u_{p1} + u_{gp1} - i_1 t_1) + t_3 (u_{p2} + u_{gp2} - i_2 t_2) = 0 \quad (34)$$

$$\left\{ 4t_1 t_2 - t_3^2 \right\} y_{r2} - 2t_1 (u_{p2} + u_{gp2} - i_2 t_2) + t_3 (u_{p1} + u_{gp1} - i_1 t_1) = 0 \quad (35)$$

GPL 弾塑性の安定限界軸力 N_{lim2} は、式(6), (34)および式(7), (35)の交点より求まる N_{lim2}^{bc} , N_{lim2}^{bb} のうち耐力の小さい方で求める。

以上より式(8)に従い、 N_{lim1} および N_{lim2} のうち小さい方を BRB の安定限界軸力の評価値 N_{lim} と定める。

3. FEM 解析モデルを用いた既往実験の再現解析

本章では、文献 9)で実施された既往実験のうち、機構不安定となった試験体 L-RN'2 を FEM 解析により再現する。また、文献 9)および 2 章で提案した式(8)の BRB 安定限界軸力の評価式の妥当性について検証する。試験体 L-RN'2 では拘束材端部の曲げ耐力 M_p^r は、芯材貫入部の M_p^{r-rest} よりも芯材突出部(Neck)の M_p^{r-neck} の方が低いため、 $M_p^r = M_p^{r-neck}$ とし、付録 A の方法で軸力を考慮し算出する。

Fig. 5 に示すように文献 9)の試験体 L-RN'2 の FEM モデルを構成し、幾何非線形性を考慮した汎用プログラム¹²⁾で静的増分解析を行い、BRB の軸力-面外変位関係を算出する。支点の境界条件は制御

点を除きすべて固定支持とし、加力台上に設置した柱梁交点側 GPL の 1 点で面内方向の水平変位を制御する。載荷履歴には、既往実験⁹⁾の正負交番漸増繰返し載荷に加え、ひずみ硬化の影響を分析するため単調載荷を採用する。大梁、芯材突出部、GPL および弾性ブレースはシェル要素で、座屈拘束部および直交小梁を弾性はり要素で構成する。Fig. 5 の拘束部(Restrainer)断面に示すように座屈拘束部は、曲げ剛性を拘束鋼材の曲げ剛性 $EI_B=1.08 \times 10^{12} \text{Nmm}^2$ 、軸剛性を芯材の軸剛性 $EA/L=2.12 \times 10^5 \text{N/mm}$ として設定する。なお、芯材貫入部は $EA/L=1.88 \times 10^6 \text{N/mm}$ とする。 L は軸剛性の適用部の長さである。直交小梁の軸径は、周辺フレームの剛性が実験値と合うように調整した。芯材突出部および GPL の弾塑性特性は、Fig. 5 に示す既往実験⁹⁾の引張試験結果を用いて設定し、マルチリニア型の移動硬化則で降伏後の塑性域を表現する。ヤング係数は $E=205,000 \text{N/mm}^2$ 、ポアソン比は 0.3 とする。芯材突出部を 2mm、大梁、GPL、弾性ブレースを 15mm 分割の 3 もしくは 4 節点汎用シェル要素で構成する。

本研究では BRB 自体のモデル化の妥当性を議論するため、BRB の機構安定性に与える影響の大きい BRB 周辺フレームの仕様は実験値に整合するように調整する。大梁回転剛性 K_{Rb} は、直交小梁(丸鋼)の軸径を調整することで Table 1 のように解析値を実験値に合わせた(付録 B 参照)。同様に、初期不整 a_m の解析値はあらかじめ微小な形状初期不整を与えることで、強制面外変形適用後に初期不整が実験値と合うように調整した。なお、BRB 各端部の GPL 回転剛性 K_{Rgn} の解析値は実験値と $\pm 10\%$ 以内の誤差で対応している。評価では K_{Rgn} , K_{Rb} , a_m , M_0^m に解析値を採用する。なお、回転剛性の算出方法は文献 9) と同様である。

Fig. 6 に軸力-面外変位関係の実験結果、FEM 解析結果、式(8)による安定限界軸力の評価値 $N_{lim}^{Eq(8)}$ および文献 9) による評価値 N_{lim}^9 を併せて示す。なお、本論文では実験結果および FEM 解析結果での安定限界軸力は、BRB の最大圧縮耐力とする。

図中の丸数字は、各箇所塑性ヒンジが形成されはじめる時点を示しており、芯材突出部の塑性化により安定限界に至ることが分かる。解析中、GPL では一部の領域で塑性化したが、塑性ヒンジは形成されなかった。

繰返し載荷時の FEM 解析より得られた軸力-面外変位関係は、実験結果と比べて早いサイクルで安定限界に至るが、最大耐力 $N_{lim}^{num-cyc}$ は実験結果 N_{lim}^{test} と 5% 以内の誤差で対応しており、残留変位が累積して耐力が劣化する挙動を概ね再現できている。

これより、繰返し載荷実験における BRB の挙動を再現する上で Fig. 5 の FEM 解析モデルは妥当と考えられる。また、別途実施した単調載荷の FEM 解析結果 $N_{lim}^{num-mon}$ は繰返し載荷の履歴を 5% ほど大きく包絡する軸力-面外変位関係を示すが、両者の差異は小さいことが分かる。

また、提案評価式(8)および既往文献 9) の安定限界軸力 $N_{lim}^{Eq(8)}$, N_{lim}^9 は FEM 解析結果の $N_{lim}^{num-mon}$ より大きい値となるが、数%程度の誤差で対応している。 N_{lim}^9 と $N_{lim}^{Eq(8)}$ も数%程度の誤差で対応しており、近似による誤差は微小であることが分かる。

4. FEM 解析による GPL および大梁の回転剛性の組合せ

3 章で構成した FEM モデルを準用し、K 型配置された BRB を想定し、種々の GPL および直交小梁の仕様における回転剛性およびこ

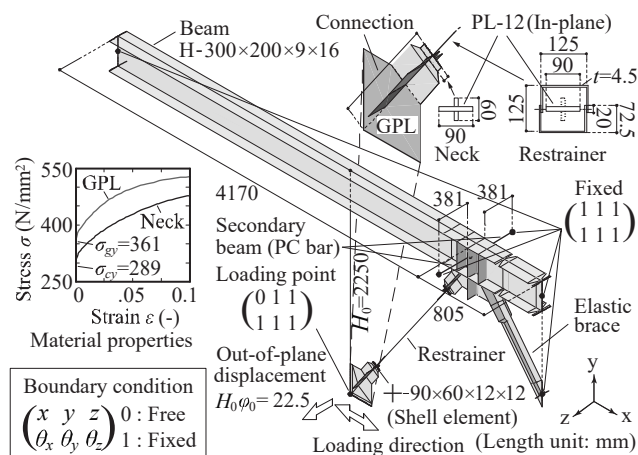


Fig. 5 FEM model for simulation of BRB test⁹⁾ (L-RN'2)

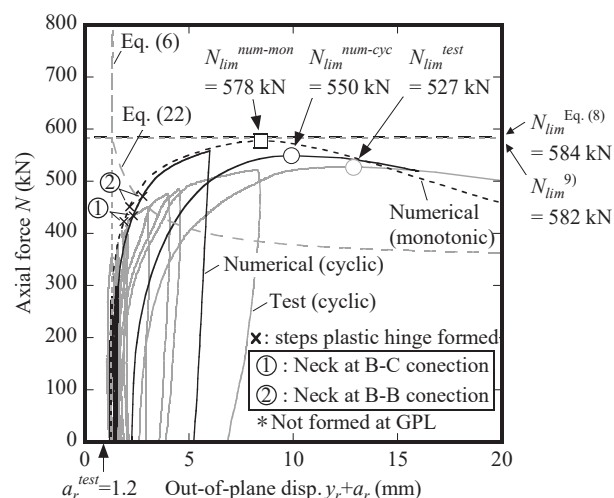


Fig. 6 Axial force - out-of-plane displacement relationship (L-RN'2)

Table 1 Comparison between test and numerical value

	K_{Rg1} (kNm)	K_{Rg2} (kNm)	K_{Rb} (kNm)	a_{r1} (mm)	a_{r2} (mm)
Test	306	529	746	1.17	1.23
Numerical	303	492	731		

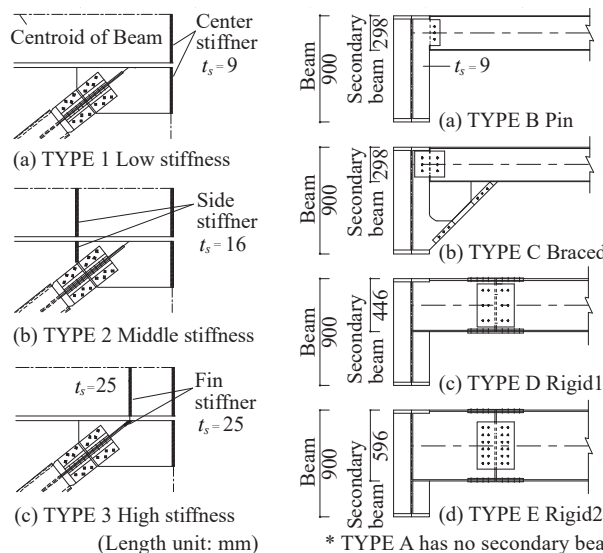


Fig. 7 Types of GPL

Fig. 8 Types of secondary beam

れらの組合せによる回転剛性比率 κ_b を算出し、モデル分類⁹⁾を行う。

Fig. 7 に示す 3 種の GPL と、Fig. 8 に示す無補剛を含む 5 種の直

交小梁の横補剛形式を採用する。Fig. 9 に示す BRB 梁定着側 GPL の FEM モデルにより、Fig. 7 に示す 3 タイプの GPL 回転剛性を算出する。GPL 周辺を固定支持とし、芯材突出部を z 方向へ載荷することで曲げを作用させる。材料特性は全て弾性とし、分割要素は芯材突出部を 12.5mm, GPL を 25mm 程度の幅の 3 もしくは 4 節点汎用シェル要素で設定する。Figs. 2, 3 における BRB のモデル化で 1 点の回転ばねとして縮約した GPL の回転剛性 K_{Rgn} を、水平変位から弾性曲げ変位を差し引くことで式(36)より算出する。

$$K_{Rgn} = (\xi_n L_0)^2 / \left\{ 1/K_{Hgn} - (\xi_n L_0)^3 / 3\gamma_{Jn} EI_B \right\} \quad (36)$$

ここに、両端の GPL の水平剛性 K_{Hgn} は、作用させた荷重 P_{Hgn} と拘束材端部の構面外変位 y_{Hgn} より、 $K_{Hgn} = P_{Hgn} / y_{Hgn}$ で算出する。

Fig. 10 に示すフレームの FEM モデルにより、Fig. 8 に示す 4 タイプの直交小梁と無補剛の TYPE A を含めた計 5 タイプの大梁の仕様を対象に、大梁の回転剛性 K_{Rb} を算出する。境界条件は、BRB 梁定着側にある大梁、直交小梁の端部をピン支持とし、柱頭、柱脚、柱梁接合部に直交する大梁を z 方向に移動可能なローラー支持とした。材料特性は全て弾性とし、大梁中央部を 25mm, それ以外を 100mm 程度の幅の 3 もしくは 4 節点汎用シェル要素で分割する。大梁の断面中心にねじりモーメント M_{Rb} を作用させ、式(37)に示すように回転角 θ_{Rb} で除して K_{Rb} を算出する。

$$K_{Rb} = M_{Rb} / \theta_{Rb} \quad (37)$$

Table 2 に各 FEM モデルより得た BRB 梁定着側 GPL 回転剛性 K_{Rg2}' および大梁回転剛性 K_{Rb} より算出した BRB 梁定着側 GPL 回転剛性比率 $\kappa_b = K_{Rg2}' / K_{Rb}$ を示す。同図括弧内の数字より GPL は TYPE 1, 2, 3, 大梁は TYPE A, B, C, D, E の順で回転剛性が大きくなる。

文献9)では、 κ_b に関して閾値 a, b を設け、Model 1, 2, 3(後述 Fig. 22) の 3 つのモデルに分類することで、機構安定性について評価する手法を提案している。Table 2 より、Fig. 7 および Fig. 8 で選定した BRB 梁定着側の GPL と直交小梁の組合せによる GPL 回転剛性比率 κ_b は、Model 1 に 5 組、Model 2 に 8 組、Model 3 に 2 組が分類される。

5 GPL の回転剛性が BRB 単材の機構安定性に与える影響

Fig. 11 に示す回転剛性の異なる 3 タイプの GPL に接合された BRB 単材の FEM モデルを対象として静的増分解析を行い、GPL 回転剛性の大小が BRB 単材の機構安定性に与える影響を分析する。

両端の GPL の仕様は共に Fig. 7 に示した 3 タイプを採用し、BRB 梁定着側 GPL の外周を固定し、柱梁接合部側の GPL に制御点を設ける。梁せい 900mm, 柱幅 800mm のフレームに 55° の角度で構面内に取り付いた BRB を想定し、層間変形角 $\phi_0 = 1/100$ に相当する 45mm の強制面外変形による形状初期不整を与え、軸方向へ載荷する。なお、3 章で単調と繰返し載荷の解析結果の差異は小さいと判定されたため、本章では単調載荷を採用する。芯材突出部を 12mm, その他を 25mm 程度の 3 または 4 節点汎用シェル要素で分割する。

芯材突出部および GPL の材料特性は、Fig. 5 に示す引張試験結果⁹⁾より弾塑性特性を設定する。BRB 単材の安定限界軸力の評価では、両端の GPL が剛に接合されている条件で検討する。

Figs. 12(a)~(c)に TYPE1~3 の BRB における軸力-面外変位関係を示す。いずれのタイプでも、 $N_{lim1}^{Eq(8)} < N_{lim2}^{Eq(8)}$ となり BRB の安定限界軸力の式(8)の評価値 $N_{lim}^{Eq(8)} = N_{lim1}^{Eq(8)}$ として評価する。各タイプで評価値 $N_{lim}^{(9)}$ および $N_{lim}^{Eq(8)}$ はいずれも $N_{lim}^{num-mon}$ と概ね対応し、 $\pm 20\%$ 程度の

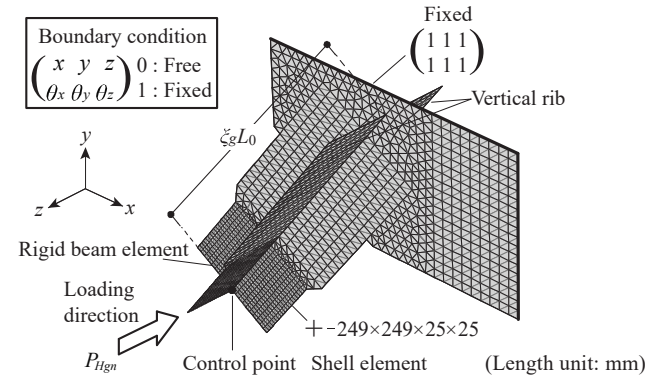


Fig. 9 FEM model to calculate rotational stiffness of GPL (Type1)

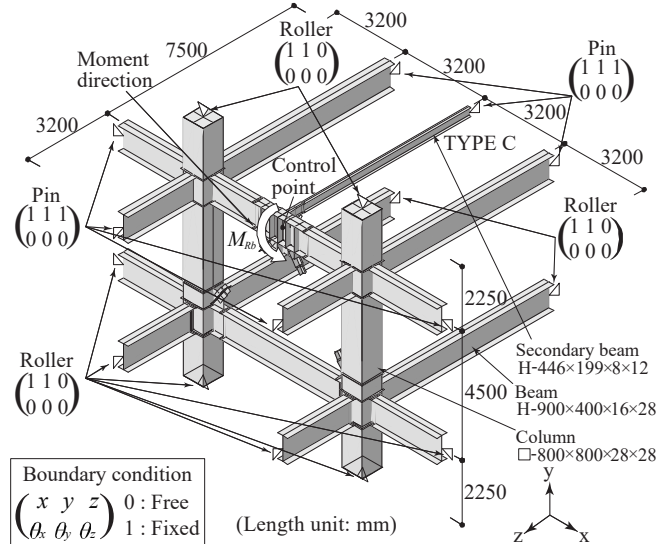


Fig. 10 FEM model to calculate rotational stiffness of beam

Table 2 Rotational stiffness ratio κ_b with various GPLs and beams

Model Boundary			Beam K_{Rb} (kNm) $\times 10^3$					Model 3 b a
			TYPE (Fig.(8))					
Model 1 : $\kappa_b < a$			A	B	C	D	E	
Model 2 : $a \leq \kappa_b < b$			11.3*	17.4*	19.6*	29.7*	43.8*	
Model 3 : $b \leq \kappa_b$								
GPL K_{Rg2}' (kNm) $\times 10^3$	TYPE (Fig.(7))	1	2.46*	4.60	7.07	7.96	12.05	17.80
		2	4.92*	2.30	3.53	3.98	6.03	8.90
		3	125*	0.09	0.14	0.16	0.24	0.35

*the values are Rotational Stiffness

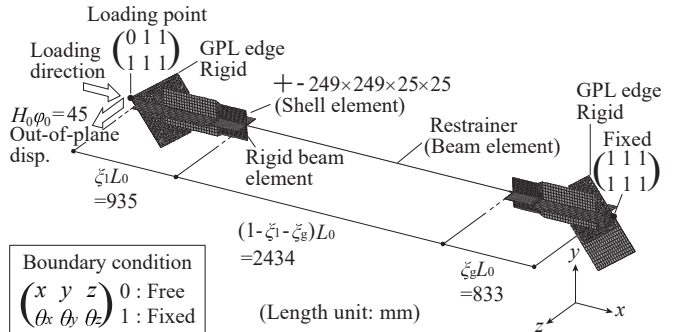


Fig. 11 FEM model of BRB component

誤差で評価できる。

Fig. 13 に安定限界時における芯材突出部断面の軸応力分布および接合部変形を示す。BRB 単材は逆対称変形を生じ、塑性ヒンジは GPL 回転剛性の小さい側の変形が大きくなる傾向がある。

Fig. 12 に示す各接合部タイプで安定限界軸力の評価値が、解析結

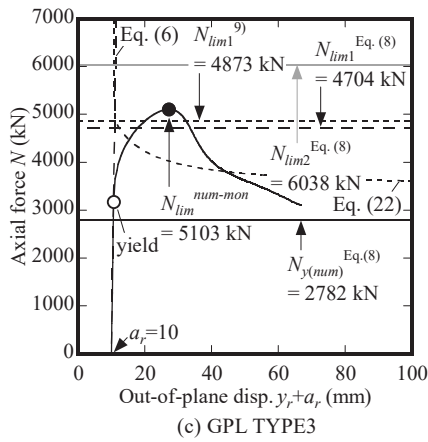
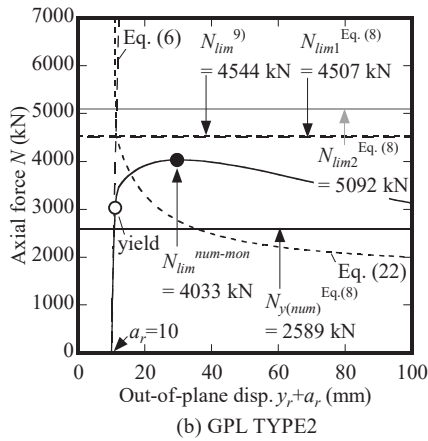
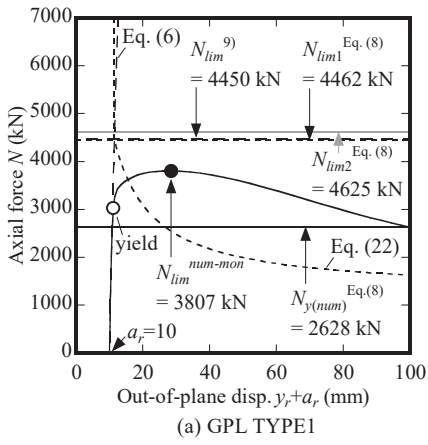


Fig. 12 Axial force - out-of-plane disp. relation

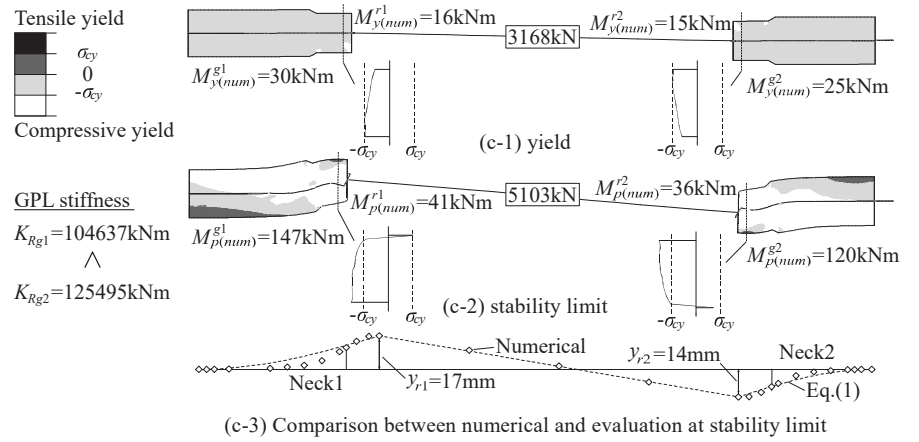
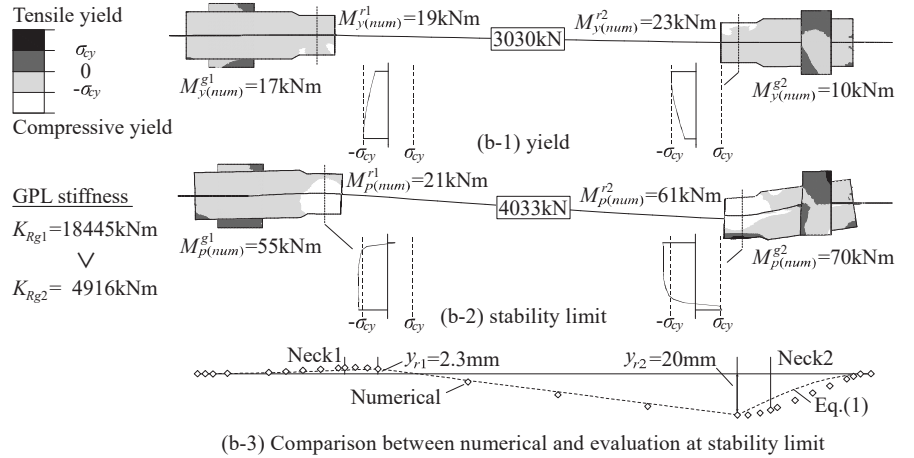
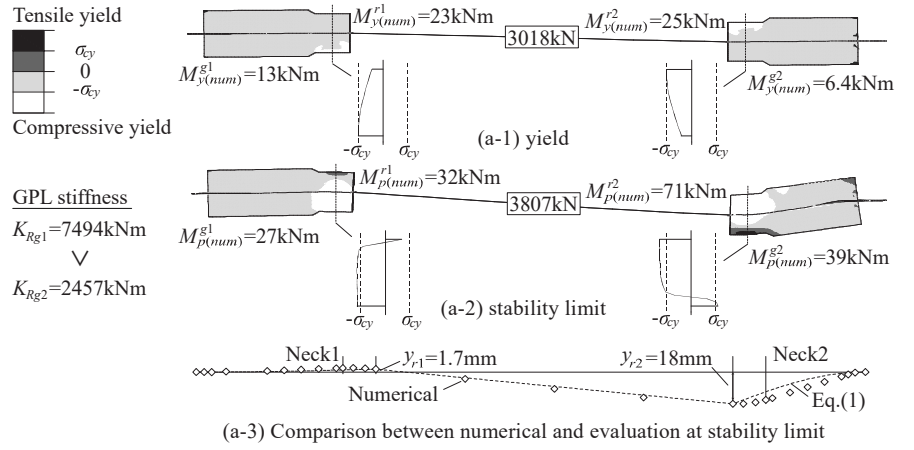


Fig. 13 Longitudinal stress distribution ($\times 5$ def.)

果の値に比べて上下する要因としては、Fig. 13 に示す結果から以下の理由が考えられる。

- ・解析における接合部の変形は評価式と異なり、TYPE1, 2 では評価式における接合部の変形による曲率より、FEM 解析結果の方が小さく、弾性歪エネルギー U_{en} の評価値が FEM 解析結果より大きくなるが、TYPE3 では解析結果の方が曲率は大きく、 U_{en} の評価値が FEM 解析結果より小さい点。
 - ・安定限界軸力の評価式は弾性座屈荷重 N_{σ}^B を用いて、BRB が弾性の条件における軸力-面外変位関係から導いているが、FEM 解析では弾塑性性状を追跡しつつ計算値を算出している点。
- 一方、芯材突出部が初めて曲げ降伏した時点(yield)の軸力および

曲げ耐力を初期曲げ降伏軸力、初期曲げ降伏曲げ耐力と定義し、2.2, 2.3 節の N_{lim1} 、 N_{lim2} の算出で用いた M_p^m に Fig. 13 の初期曲げ降伏曲げ耐力の解析値 $M_{y(num)}^m$ を代入して得た初期曲げ降伏軸力の評価値 $N_{y(num)}^{Eq.(8)}$ はどの GPL タイプでも Fig. 12 に yield と示した白丸の FEM 解析値を 10%程小さく評価でき、芯材突出部曲げ耐力を適切に定めれば初期曲げ降伏軸力はよく対応することが分かる。なお、 $M_{y(num)}^m$ は、解析で初期曲げ降伏時に芯材突出部で最初に塑性化が確認された断面において、各要素の軸応力にそれぞれ中心線からの距離を掛け、積和を計算することで曲げモーメントに換算した。

本章の検討より、文献 9)、式(8)による安定限界軸力の評価値 N_{lim}^9 、 $N_{lim}^{Eq.(8)}$ は FEM 解析値 $N_{lim}^{num-mon}$ に対して上下にばらつくが、初期曲

— 569 —

また、式(44)の軸方向荷重 P は、接線係数荷重 P_t に外力増分 $\Delta R - \Delta R$ を加えた値に等しいので、式(45)のようにも表現できる。

$$P = P_t + (\Delta P_1 - \Delta P_2) = \frac{E_t A d^2}{2l_c \xi L_0} + \frac{K_{Rg}}{\xi L_0} + \frac{A}{2l_c} (\Delta e_1 E_t - \Delta e_2 E) \quad (45)$$

式(39), (44), (45)より Δe_1 , Δe_2 を消去すれば、両端部に回転ばねを有する任意の δ の換算係数荷重 P_{rk}^δ は式(46)および(47)で表せる。

$$P_{rk}^\delta = \frac{E_t A d^2}{2l_c \xi L_0} \left\{ 1 + \frac{1}{d/2\delta + (1+\tau)/(1-\tau)} \right\} + \frac{K_{Rg}}{\xi L_0}, \quad \tau = \frac{E_t}{E} \quad (46), (47)$$

ここに、 τ は接線係数比である。 P_{rk}^δ は換算係数 E_{rk}^δ を用いて表せば式(48)となり、式(46)と連立すれば E_{rk}^δ は式(49)で表せる。

$$P_{rk}^\delta = \frac{E_{rk}^\delta A d^2}{2l_c \xi L_0}, \quad E_{rk}^\delta = E_t \left\{ 1 + \frac{1}{d/2\delta + (1+\tau)/(1-\tau)} \right\} + \frac{2l_c K_{Rg}}{A d^2} \quad (48), (49)$$

P_{rk}^δ は Fig. 14(c)の状態における接合部に作用する軸力となる。座屈長 $2\xi L_0$ で、接合部全体の接線係数が換算係数 E_{rk}^δ に等しいモデルに置換したときの座屈荷重 P_{cr}^δ は、式(49)の換算係数 E_{rk}^δ を用いて式(50)より算出することができる。

$$P_{cr}^\delta = \frac{\pi^2 \gamma_J E_{rk}^\delta I_B}{(2\xi L_0)^2} = \frac{\pi^2 \gamma_J E_t I_B}{(2\xi L_0)^2} \left\{ 1 + \frac{1}{d/2\delta + (1+\tau)/(1-\tau)} \right\} + \frac{2\pi^2 l_c K_{Rg} \gamma_J I_B}{(2\xi L_0)^2 A d^2} \quad (50)$$

Fig. 14(a)に示す接合部の相当細長比を λ^{eva} と定め、式(48)を λ^{eva} を用いて表せば、式(51)となり、 λ^{eva} は式(52)のように表せる。

$$P_{cr}^\delta = \pi^2 E A / (2\lambda^{eva})^2 \quad (51)$$

$$\lambda^{eva} = \xi L_0 \sqrt{\frac{A}{\gamma_J I_B}} \sqrt{1 + \left[\tau_{lim} \left\{ 1 + \frac{1}{d/2\delta_{lim} + (1+\tau_{lim})/(1-\tau_{lim})} \right\} + \frac{2l_c K_{Rg}}{E A d^2} \right]} \quad (52)$$

ここで、 λ^{eva} の算出では安定限界時の上昇率を評価するために $\delta = \delta_{lim}$, $\tau = \tau_{lim}$ を用いる。 δ_{lim} は安定限界時の $\delta (= y_r + a_r)$ である。

6.2 上昇率の評価値 α^{eva}

次に、換算係数荷重に対応する規準化細長比¹⁵⁾より、BRBの初期曲げ降伏軸力に対する安定限界軸力の比である上昇率 α を評価する。まず、接合部の応力-歪関係と接線係数 E_t を式(53), (54)で表す。

$$\frac{\varepsilon}{\varepsilon_y} = \frac{\varepsilon_0}{\varepsilon_y} + \frac{\varepsilon_y - \varepsilon_0}{\varepsilon_y} \left\{ \frac{\sigma}{\sigma_y} + a \left(\frac{\sigma}{\sigma_y} \right)^b \right\} \quad (53)$$

$$E_t = \frac{d\sigma}{d\varepsilon} = \frac{\sigma_y / (\varepsilon_y - \varepsilon_0)}{1 + ab(\sigma/\sigma_y)^{b-1}} = \frac{E'}{1 + ab(\sigma/\sigma_y)^{b-1}} \quad (54)$$

ここに、 a, b は定数であり、対象とする応力-歪関係にフィッティングするように定める。また、応力と細長比には式(55)の関係が成り立つ¹⁵⁾。ここに、 λ_c は λ の規準化細長比であり式(56)で定義する。

$$\frac{\sigma}{\sigma_y} = \frac{E_t}{E \lambda_c^2}, \quad \lambda_c = \sqrt{\frac{\sigma_y}{\pi^2 E}} \lambda \quad (55), (56)$$

両端ピンの場合の換算係数 E_{r0}^δ は式(49)で $K_{Rg}=0$ とすることにより、式(57)のように求まる。式(54), (57)を用いれば、 E_{r0}^δ を σ の関数として式(58)のように表せる。

$$E_{r0}^\delta = E_t \left\{ 1 + \frac{1}{d/2\delta + (1+\tau)/(1-\tau)} \right\} \quad (57)$$

$$E_{r0}^\delta = \frac{E'}{1 + ab(\sigma/\sigma_y)^{b-1}} \left\{ 1 + \frac{1}{1 + d/2\delta + 2/ab(\sigma/\sigma_y)^{b-1}} \right\} \quad (58)$$

これより、式(55), (56), (58)を用いれば、両端ピンで任意の δ における細長比-上昇率関係は式(59)となる。なお、安定限界時の上昇率を評価するため $\delta = \delta_{lim}$ を用いる。

また、上昇率 α は初期曲げ降伏時から安定限界時までの軸力の比率として、式(60)を用いて評価する。

$$\lambda = \sqrt{\frac{\pi^2 E' / \sigma_y}{\alpha + ab\alpha^b} \left\{ 1 + \frac{1}{1 + d/2\delta_{lim} + 2/ab\alpha^{b-1}} \right\}} \quad (59)$$

$$\alpha = \sigma / \sigma_y \quad (60)$$

接線係数の場合は、式(59)で $\delta \rightarrow 0$ とすることで、式(61)で得られる。

$$\lambda = \sqrt{\frac{\pi^2 E' / \sigma_y}{\alpha + ab\alpha^b}} \quad (61)$$

Fig. 17にFig. 12の軸力-面外変位関係のFEM解析値を換算して得た応力-歪関係を示す。ここで、応力 σ については軸力を接合部の断面積で除した値、歪 ε については構面外変位 δ を Fig. 14(c)の変形に適合する値として式(62)より換算して得る。 δ は初期不整の影響を考慮し、 $\delta = y_r + a_r$ で設定する。

$$\varepsilon = \frac{a_1 + a_2}{4l_c} = \frac{d}{2l_c \xi L_0} \delta \quad (62)$$

上昇率 α は接合部の細長比 λ が小さくなるにつれ大きくなる。この関係を決定するためには、 $a, b, \delta_{lim}, \tau_{lim}$ の値が必要となる。係数 a, b は、式(53)を Fig. 18に合わせることで同定する。ここで、Fig. 18は Fig. 17の関係を降伏応力および降伏歪で無次元化することで得られ、 τ_{lim} は同図の黒丸の安定限界時の値で、式(47), (54)より求める。

Fig. 19に各タイプの α - λ 関係を示す。また、Fig. 12のFEM解析結果で安定限界時に得られた δ_{lim} の値を式(59), (60)に代入し、式(52)の相当細長比 λ^{eva} に対応する上昇率を陰的に計算した評価値 α^{eva} を Fig. 20に、各諸元値を Table 3に示す。評価値 α^{eva} , $\alpha^{eva} N_{y(nmm)}^{Eq.(8)}$ はTYPE3で解析値より大きくなるが、それぞれ $\pm 10\%$ および -20% 程度で対応し、Shanley¹⁴⁾の理論を参考に提案した Fig. 14のモデルでBRBの安定限界軸力を初期曲げ降伏軸力から推定できると考えられる。

7 直交小梁がBRBの機構安定性に与える影響の分析

Figs. 7, 8, Table2に示す種々のGPLおよび大梁を用いて構成した柱梁骨組にK型配置されたBRBを対象に、文献9)で提案した既往評価値 N_{lim}^0 および6章で提案した $\alpha^{eva} N_{y(nmm)}^{Eq.(8)}$ の妥当性を検証する。

Fig. 21に示す柱梁骨組にK型配置されたBRBを想定し、FEM解析より $N_{lim}^{num-mon}$ を算出する。下部大梁および柱脚に層間変形角 $1/100$ に相当する構面外変形 45mm の形状初期不整を与えた状態で、構面内方向へ単調載荷する。境界条件は、上部大梁および直交小梁をピン支持、柱頭を x 方向に移動可能なローラー支持とする。芯材突出部およびGPLの材料特性および要素分割の設定は3章の Fig. 5と同様とする。大梁、柱および直交小梁の材料特性は弾性とし、各要素は 50mm 程度の3または4節点汎用シェル要素とする。

BRBの安定限界軸力を評価する際、K型配置されたBRBのように大梁の回転による影響が無視できない場合に対し、Fig. 22に示す閾値によるモデル分類を用いる評価手法が文献9)で提案されている。回転ばねの集約では、BRB梁定着側接合部のGPL回転ばね K_{Rg2}' と大梁の回転ばね K_{Rb} を直列接続した回転ばねを K_{Rg2} とする。閾値 $a = \xi_b / \xi_g$ と $b = 10$ により各解析モデルを κ_b に応じて3つのモデルに分類して評価する。 $\xi_g L_0$ は拘束材端部から大梁下端までの距離、 $\xi_b L_0$ は大梁の下端から中心までの距離、 $\xi_f L_0$ は拘束材端部から大梁中心までの距離 $(= \xi_g L_0 + \xi_b L_0)$ である。以下にモデル分類を示す。

・Model 1: 低剛性梁 ($\kappa_b < a$)

K_{Rg2} は大梁の回転を考慮し $K_{Rg2} = 1/(1/K_{Rg2}' + 1/K_{Rb})$ とし、接合部長は拘束材端部から大梁中心までとり、 $\xi_2 L_0 = \xi_f L_0$ とする。

• Model 2 : 中剛性梁 ($a \leq \kappa_b < b$)

K_{Rg2} は大梁の回転を考慮して $K_{Rg2} = 1 / (1 / K_{Rg2}' + 1 / K_{Rb})$ とするが、接合部長は GPL による回転が主体とし、大梁下端までとり $\xi_2 L_0 = \xi_1 L_0$ とする。

• Model 3 : 高剛性梁 ($b \leq \kappa_b$)

K_{Rg2} は大梁の回転剛性が十分大きいと考え、 $K_{Rg2} = K_{Rg2}'$ とし、
接合部長は拘束材端部から大梁下端までとり $\xi_2 L_0 = \xi_g L_0$ とする。

なお、GPL 弾塑性の場合は、接合部長を同様に使い分けることで、モデル分類し、安定限界軸力 N_{lim2} を評価する。

Figs.23(a)~(c)に Fig. 21 の解析における安定限界時の軸応力分布を示す。軸応力の抽出箇所は Fig. 11 と同様とする。どのタイプでも単材と同様に逆対称座屈を生じている。単材モデルに比べてフレームモデルでは上下芯材突出部の曲げモーメントが大きくなる。これは大梁回転により GPL 回転剛性 K_{R2} が小さくなるためと考えられる。

Figs. 24(a)~(c)に安定限界軸力 N_{lim} -接合部回転剛性比率 κ_b 関係の FEM 解析結果 $N_{lim}^{num-mon}$ と評価式 $N_{lim}^{(9)}$ および $\alpha^{eva}_{y(num)}$ を示す。TYPE3 は $\kappa_b \leq 5$ の範囲を示す。フレームモデルでは、 $N_{lim}^{(9)}$ 、 $\alpha^{eva}_{y(num)}$ の評価の際、芯材突出部曲げ耐力については解析より得られた TYPEA~E モデルの各値を用いる。評価式の算出では、閾値によるモデル分類に従い BRB 梁定着側の接合部長および GPL 回転剛性を使い分ける。すべてのタイプにおいて回転剛性比 κ_b が小さくなるにつれ、安定限界軸力の FEM 解析値が小さくなる傾向が確認できる。接合部タイプが TYPE1, 2 の場合、評価値 $N_{lim}^{(9)}$ および $\alpha^{eva}_{y(num)}$ は、 κ_b が変化してもあまり増減しない。TYPE3 の場合は、 κ_b の小さい範囲で評価値が大きく変化する。

Fig. 25 に評価値 $N_{lim}^{(9)}$ 、 $\alpha^{eva} N_{Y(lim)}^{Eq.(8)}$ と FEM 解析値 $N_{lim}^{num-mon}$ との対応関係を示す。Table 2 で示した GPL と直交小梁の構成の範囲において、閾値によるモデル分類を考慮しつつ、骨組に K 型配置された BRB の安定限界軸力を評価すると、BRB 単材と同様に文献 9) の評価値 $N_{lim}^{(9)}$ は FEM 解析結果を 20%以内の誤差で評価できている。また、提案評価式 $\alpha^{eva} N_{Y(lim)}^{Eq.(8)}$ は TYPE3 で無補剛の場合(図中で 3A で示したプロット)を除いて、各 FEM モデルの安定限界軸力の解析結果 $N_{lim}^{num-mon}$ を 20%程度の誤差で安全側に評価できている。

8. 結

本論文では、文献 9)で提案した BRB の機構安定性を評価する手法の妥当性を、有限要素法(FEM)解析により検証した。また、接合部における塑性域の広がりを考慮するために、上昇率 α を用いる評価手法を提案し、その妥当性も併せて検証した。3 タイプのガセッ

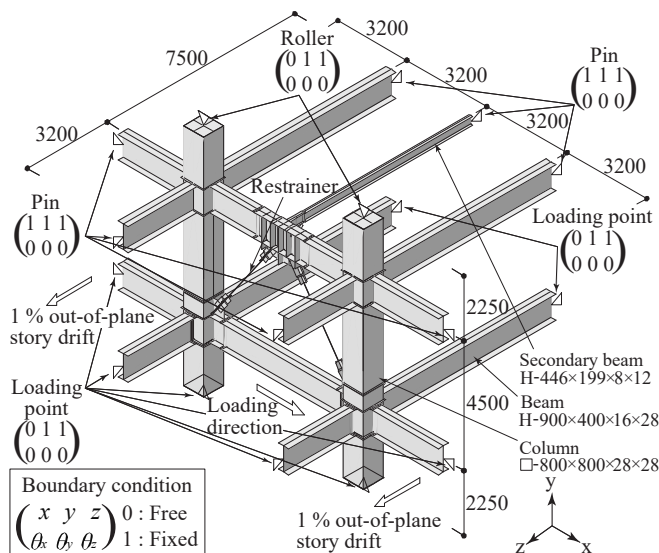


Fig. 21 FEM model of BRB Frame

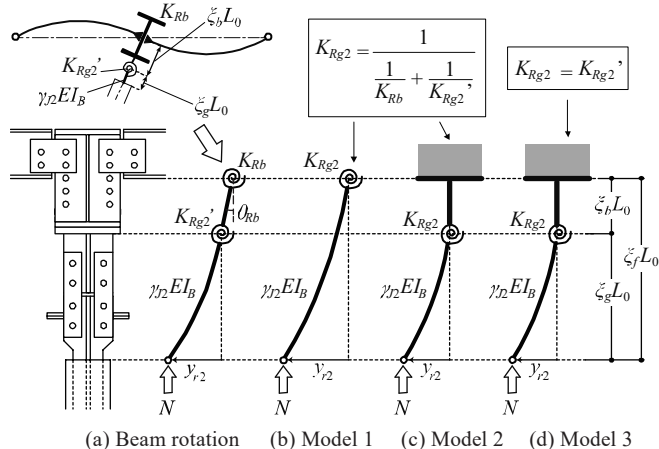


Fig. 22 Mechanical model of Beam to BRB connection

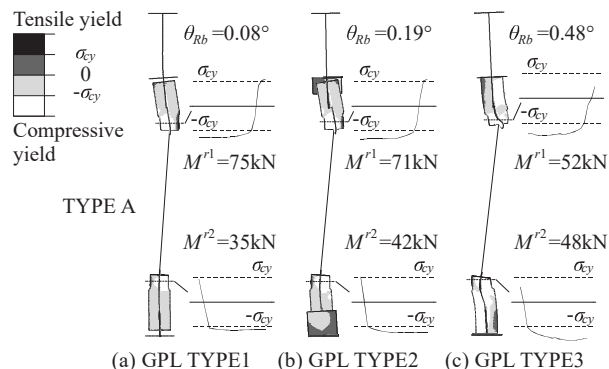


Fig. 23 Longitudinal stress distribution when stability limit ($\times 5$ def.)

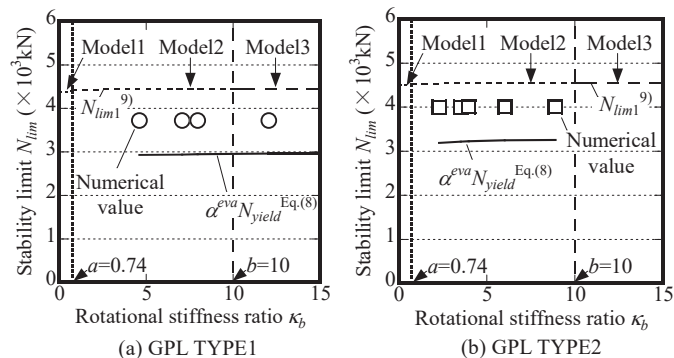


Fig. 24 Stability limit – rotational stiffness ratio relationship

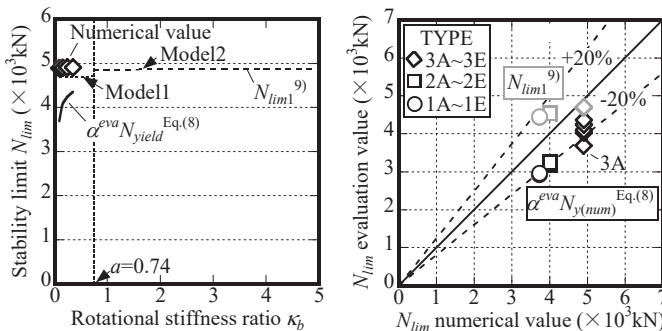


Fig. 25 Comparison between numerical and evaluation value

トプレート(GPL)と、無補剛もしくは 4 タイプの直交小梁で補剛した大梁に K 型配置された座屈拘束ブレース(BRB)を対象とした FEM 解析を実施し、既往の評価方法も含め、新たに提案した安定限界軸力の評価式の妥当性について検証した。以下に得られた知見を示す。

- 1) 荷重模型実験を再現した FEM モデルは、BRB の軸力-面外変位関係の実験結果を概ね追跡できる。
- 2) 文献 9) の近似を用いた BRB の安定限界軸力の評価値 $N_{lim}^{\text{Eq. (8)}}$ は精算値である $N_{lim}^{\text{Eq. (8)}}$ と良好に対応する。拘束材端部の曲げ耐力に、終局耐力ではなく初期曲げ降伏耐力の解析値 $M_{y(num)}^m$ を採用して算出した $N_{y(num)}^{\text{Eq. (8)}}$ は、BRB の初期曲げ降伏軸力を 10% 程度安全側に評価できることを確認した。なお、本研究では初期曲げ降伏時の芯材突出部曲げ耐力は解析に依り求めており、評価式の検討は今後の課題である。
- 3) 文献 14) の Shanley が提案した非弾性座屈の理論を援用し、BRB が初期曲げ降伏軸力から安定限界軸力に至るまでの挙動を模擬すると、耐力の上昇率 α の FEM 解析値を 10% 程度の誤差で評価できる。また、新たに提案した評価値 $\alpha^{\text{Eq. (8)}}$ $N_{y(num)}^{\text{Eq. (8)}}$ でも、FEM 解析値を 20% 程度の誤差で評価できることを確認した。
- 4) 本論文で対象とした範囲の BRB であれば構面内に K 型配置された BRB の安定限界軸力の解析値を、文献 9) の手法により $\pm 20\%$ 以内の誤差で評価できる。また、新たに提案した $\alpha^{\text{Eq. (8)}}$ $N_{y(num)}^{\text{Eq. (8)}}$ を用いれば 20% 程度の誤差で安全側に評価できる。

参考文献

- 1) Takeuchi, T. and Wada, A.: Buckling Restrained Braces and Applications, The Japan Society of Seismic Isolation, 2017.11
- 2) Architectural Institute of Japan: Stability Problems of Steel Structures 2013, 2013.6.10 (in Japanese)
- 3) Kinoshita, T., Koetaka, Y., Inoue, K. and Itani, K.: Criteria of Buckling-restrained Braces to Prevent Out-of-plane Buckling, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol. 72, No. 621, pp.141-148, 2007.11 (in Japanese)
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 72 巻, 第 621 号, pp.141-148, 2007.11
- 4) Koetaka, Y. and Kinoshita, T.: Design Criteria of Buckling-restrained Brace to Prevent Out-of-plane Buckling, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol. 74, No. 641, pp.1371-1378, 2009.7 (in Japanese)
- 5) Kinoshita, T., Kaneshiro, Y., Koetaka, Y., Suita, K. and Miyagawa, K.: Conditions to Prevent Global Buckling of Pin-ended Tube-in-Tube Braces Considering Local Deformation at End of Buckling Restraining Members, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol. 79, No. 706, pp.1973-1982, 2014.12 (in Japanese)
- 6) Kaneshiro, Y., Kinoshita, T., Koetaka, Y., Suita, K. and Miyagawa, K.: Design Method for Buckling Prevention of Pin-ended Tube-in-Tube Braces, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol. 81, No. 725, pp.1133-1141, 2016.7 (in Japanese)
- 7) Hikino, T., Okazaki, T., Kajiwar, K. and Nakashima, M.: Out-of-Plane Stability of Buckling-Restrained Braces Placed in Chevron Arrangement, Journal of Structural Engineering, ASCE, Vol. 139, pp.1812-1822, 2013.11
- 8) Takeuchi, T., Ozaki, H., Matsui, R. and Sutcu, F.: Out-of-plane Stability of Buckling-Restrained Braces including Moment Transfer Capacity, Earthquake Engineering & Structural Dynamics, Vol. 43, Issue 6, pp. 851-869, 2014.5
- 9) Takeuchi, T., Matsui, R. and Mihara, S.: Out-of-plane stability assessment of buckling-restrained braces including connections with chevron configuration, Earthquake Engineering & Structural Dynamics, Vol. 45, Issue 12, pp. 1895-1917, 2016.10

- 10) Ozaki, H., et al.: Stability Assessment of Buckling Restrained Braces Taking Connections into Account (Part.14 Evaluation of Rotational Stiffness of Brace Connections in Chevron Configuration), Summaries of Technical Papers of Annual Meeting, Architectural Institute of Japan, Structure-III, pp.1093-1094, 2015.9, (in Japanese)
小崎均,ほか7名: 接合部を考慮した座屈拘束ブレースの構面安定性-その 14 梁接合部の回転剛性について-, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造III, pp.1093-1094, 2015.9
- 11) Sittler, B.: bsittler/BuckleMyBRB: Pre-release (Version v1.0-beta.1). Zenodo. doi.org/10.5281/zenodo.1154592, 2018.1
- 12) ABAQUS-Standard (ver.2017)
- 13) Sittler, B., Takeuchi, T., Matsui, R., Lin, P.C.: Buckling-restrained Brace Stability Evaluation, Empirical Basis and Design Implication, Eleventh U.S. National Conference on Earthquake Engineering, 2018.6
- 14) Shanley, F. R.: Inelastic Column Theory, Journal of the aeronautical sciences, Vol. 14, No. 5, pp.261-268, 1947.5
- 15) Inoue, K., Suita, K.: Kenchikukoukouzou -sono riron to sekkei- (Architectural steel structure -the theory and design-), Kajima Institute Publishing Co., Ltd., 2013 (in Japanese)
井上一朗, 吹田啓一郎: 建築鋼構造-その理論と設計-, 鹿島出版会, pp3-17 - 3-20, 2013.2

付録 A 芯材突出部および GPL の N-M 相関の設定

芯材突出部および GPL の有効断面を Fig. A のように定め、N-M 相関を H 形弱軸まわりで設定し、式(A1), (A2)で算出する。

$$M_p^{gn} = \left\{ 1 - \left(N - N_{gw}^{gn} \right)^2 / \left(N_u^{gn} - N_{gw}^{gn} \right)^2 \right\} Z_{gn} \sigma_{gy} \quad (A1)$$

$$M_p^{cn} = \left\{ 1 - \left(N - N_{cw}^{cn} \right)^2 / \left(N_u^{cn} - N_{cw}^{cn} \right)^2 \right\} Z_{cn} \sigma_{cy} \quad (A2)$$

ここで、 N_u^{gn} : GPL 終局軸力、 N_{gw}^{gn} : 芯材突出部終局軸力、 N_{gw}^{cn} : GPL ウェブ降伏軸力、 N_u^{cn} : 芯材突出部ウェブ降伏軸力、 Z_{gn} : GPL 塑性断面係数、 Z_{cn} : 芯材突出部塑性断面係数、 σ_{gy} : GPL 降伏応力、 σ_{cy} : 芯材突出部降伏応力であり、算出方法は Fig. A に示す GPL および芯材突出部の有効幅 W_{gn}, W_{cn} 、高さ H_{gn}, H_{cn} および厚さ t_{gn}, t_{cn} を用いる。なお本検討の解析モデルでは、 $t_{cn}=t_{gn}=25\text{mm}$, $H_{cn}=H_{gn}=W_{cn}=296\text{mm}$, $W_{g1}=492\text{mm}$, $W_{g2}=374\text{mm}$ である。

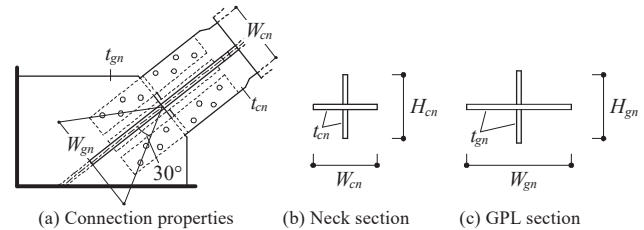


Fig. A Properties of effective sections

付録 B 大梁回転剛性 K_{Rb} の調整

Fig. B に示すように、丸鋼(直交小梁)の軸径を調整することで、大梁回転剛性の解析値を実験値⁹⁾にフィッティングさせた。Fig. B は大梁中心の面外変位を 0 とした時の各部の面外変位である。GPL の面外変位 y_{Hg2} は、線形補間により求めた制御点における大梁中心線の変形を差し引くことで算出した。

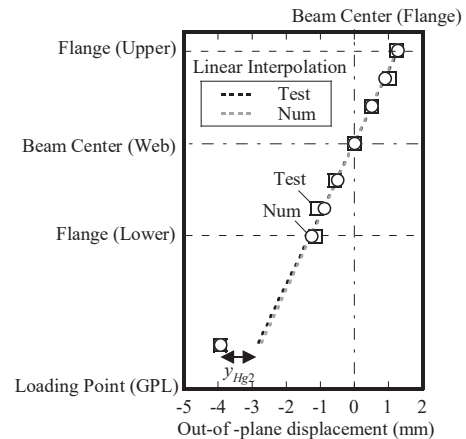


Fig. B K_{Rb} fitting to Test

GLOBAL STABILITY OF CHEVRON BUCKLING RESTRAINED BRACED FRAMES WITH VARIOUS GUSSET PLATES AND SECONDARY BEAMS

Ryota MATSUI^{*1}, *Katsuto TOMOEDA*^{*2}, *Ben SITLER*^{*3},
Toru TAKEUCHI^{*4}, *Saki MIHARA*^{*5} and *Yuma HOASHI*^{*6}

^{*1} Assoc. Prof., Grad. School of Eng., Hokkaido University, Dr.Eng.

^{*2} Grad. Student, Dept. of Arch. and Build. Eng., Tokyo Institute of Technology

^{*3} Grad. Student, Dept. of Arch. and Build. Eng., Tokyo Institute of Technology, M.Eng.

^{*4} Prof., Dept. of Arch. and Build. Eng., Tokyo Institute of Technology, Dr.Eng.

^{*5} SHIMIZU CORPORATION, M.Eng.

^{*6} Nippon Steel & Sumikin Engineering Co., Ltd., M.Eng.

1. Introduction

Global out-of-plane stability of buckling-restrained braces is often governed by yielding of the neck. The authors previously proposed a method⁹⁾ to evaluate this buckling mechanism, including the gusset rotational stiffness, connection length and neck - restrainer flexural continuity. While the proposed method has shown good agreement with experimental and numerical studies, this paper revisits a key assumption in the derivation, where the neck is modelled as an elasto-perfectly plastic hinge. Detailed FEM studies of a chevron BRB experiment with a range of gusset and framing boundary conditions are conducted, and an inelastic buckling model inspired by Shanley's theory introduced.

2. Stability Evaluation Method for BRBs with Different Connections at each End

The previous evaluation method for BRBs in a chevron configuration adopted several key assumptions:

- Out-of-plane buckling displacements y_{r1} and y_{r2} are proportional to initial geometric imperfections a_{r1} and a_{r2} , such that the ratio $r_a = a_{r1}/a_{r2} = y_{r1}/y_{r2}$ remains constant.
- Buckling limit is determined from the ultimate strength, at the point at which the combined axial and moment demands exceed the critical hinge plastic capacity.
- Neck hinge plastic capacities at each end are assumed equal $M_p^r = M_p^{r1} = M_p^{r2}$.

The assumption that the displacement ratio r_a remains constant is not valid when the connections at each end substantially differ. A new formulation is derived that relaxes this limitation.

3. Calibration and Validation of Numerical Models against Cyclic Experimental Results⁹⁾

A detailed shell model of the chevron BRBs, gussets and frame was assembled, and the rotational stiffness of the transverse secondary beams, torsional stiffness of the primary beam and flexural stiffness of the gusset plate validated against the experimental stiffness obtained from static pull tests. The cyclic out-of-plane buckling of the FEM and experimental models are in good agreement, with the peak inelastic buckling load matching within 10%. Using the calibrated FEM model, it is demonstrated that the monotonic buckling capacity is slightly larger than the cyclic buckling capacity.

4. Numerical Study of Gusset and Beam Stiffness

Gusset plates (GPL) with 3 different stiffener arrangements and 5 transverse beam sizes were modelled and the equivalent rotational stiffness evaluated.

5. Effect of Gusset and Beam Stiffness on the Buckling Capacity of BRBs in Single Diagonal Configuration

FEM models with the gussets introduced in Chapter 4 are analyzed and the peak inelastic buckling load is compared to the analytical capacity predicted by Chapter 2. While the error is within 20%, the neck yield limit is predicted within 10%, indicating greater confidence in elastic range.

6. Proposal of Inelastic Buckling Amplification Factor α based on Shanley's Theory

An inelastic amplification factor α is introduced, defined as the ratio of the peak inelastic buckling load to the neck yield limit. Shanley's theory is extended to the case where the gusset provides supplemental residual elastic stiffness after the neck has yielded. This is compared to the FEM results and found to predict the peak inelastic buckling load within 20%.

7. Effect of Gusset and Beam Stiffness on the Buckling Capacity of BRBs in Chevron Configuration

The analysis from Chapter 5 is extended to the chevron configuration using the beams from Chapter 4. The evaluation method from Chapter 6 is in good agreement with the FEM results, with errors within 20%.

(2018年8月30日原稿受理, 2018年12月27日採用決定)