

接合部における塑性域の拡がりを考慮した座屈拘束ブレースの機構安定性

東京工業大学 友枝 勝登

1. はじめに

座屈拘束ブレース(以降 BRB)において、接合部を含む機構不安定現象(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り、これまでに多くの研究が行われている^{1), 2)}。本研究では、図 1 に示す K 型配置された BRB のように接合条件が非対称な場合に対して、文献 3) で提案されている安定限界軸力を近似せずに導出し、解析結果と比較することでその妥当性を検証する。また、接合部における塑性域の拡がりを考慮し、初期曲げ降伏時から安定限界時までの軸力比率である上昇率 α を用いる安定限界軸力の評価手法を提案し、その妥当性の検証も行う。

2. 両端の諸条件が異なる BRB の機構安定性評価式

文献 3) では BRB の安定限界軸力を面外変位比が初期不整比に等しい ($a_1/a_2 = y_{r1}/y_{r2}$) という仮定に基づき近似的に評価しているが、本研究では近似を用いずに評価する。以下、逆対称モードを例に機構安定性評価式による安定限界軸力の精解式 N_{lim}^{eqn} の導出方法を示す。

大梁回転ばねと BRB 梁定着側 GPL 回転ばねを 1 つの回転ばねに集約し、図 1 の矢視図に示す 5 ばねモデルを図 2(a), (b) に示す 4 ばねモデルに置換する。崩壊機構は GPL 弾性および弾塑性の 2 通りを考える。文献 3) では図 3(a), (b) に示す弾性座屈曲線と崩壊時曲線を BRB 梁定着側の面外変位 y_{r2} の 1 変数で立式している。本研究では面外変位 y_{r1}, y_{r2} の 2 変数で両関係を定義する。弾性座屈曲線は柱梁交点側(bc 側)では式(1)、BRB 梁定着側(bb 側)では式(2)で表す。崩壊時曲線は表 1 中に示す崩壊時エネルギー式(3), (4)を用い、GPL 弾性および弾塑性で停留原理より y_{r1}, y_{r2} について解き、bc 側、bb 側の各々を導く。添字の n は $n=1$ のとき bc 側を、 $n=2$ のとき bb 側を示す。

$$N = \frac{y_{r1}}{y_{r1} + a_{r1}} N_{cr}^B, \quad N = \frac{y_{r2}}{y_{r2} + a_{r2}} N_{cr}^B \quad (1), (2)$$

GPL 弾性の場合、図 3(a) に示す弾性座屈曲線と崩壊時曲線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を N_{lim1} とする。同様に、GPL 弾塑性の場合、図 3(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。 N_{lim1} と N_{lim2} の小さい方を安定限界軸力の精解式 N_{lim}^{eqn} とし、

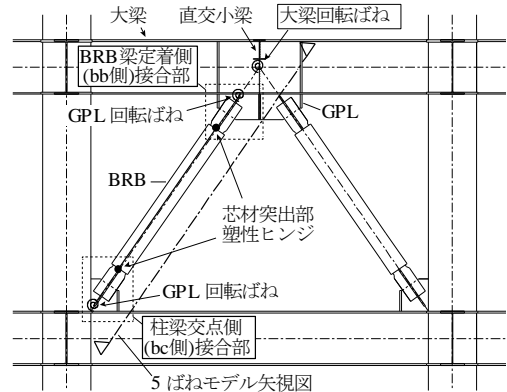


図 1 K 型配置された座屈拘束ブレース

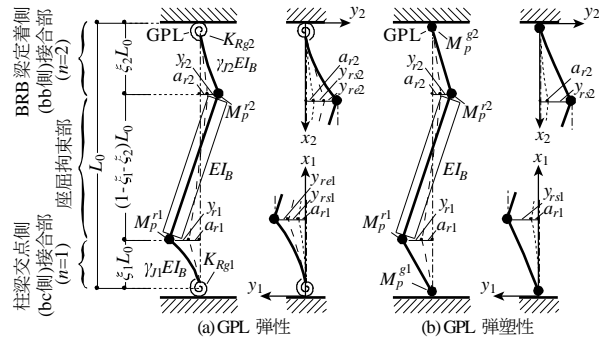


図 2 機構安定性評価式の力学モデル(4 ばねモデル)

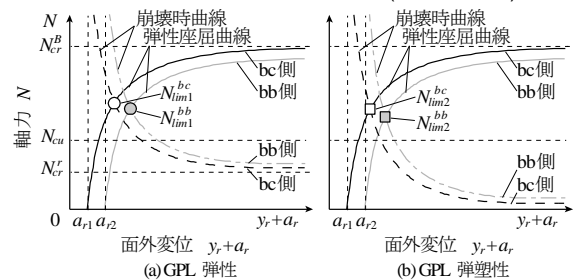


図 3 安定限界軸力の定義

式(5)で定める。

$$N_{lim} = \min \{ N_{lim1}, N_{lim2} \} \quad (5)$$

3. FEM 解析モデルを用いた既往実験の再現解析

既往実験³⁾のうち機構不安定現象が生じた試験体 L-RN'2 を FEM 解析⁴⁾により再現し、既往実験結果との比較により解析モデル化手法の妥当性を検証する。また、文献 3) および 2 章で提案した安定限界軸力 N_{lim}^3 , N_{lim}^{eqn} の妥当性について検証する。

図 4 に示すように試験体 L-RN'2 の FEM モデルを構成し、強制面外変位 δ のある状態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。载荷履歴には、正負交番漸増繰返し载荷³⁾に加え、ひずみ硬化の影響を分析するため単調载荷を採用する。シェル要素分割は芯材突出部で 2mm、その他は 15mm とする。

直交小梁の断面積を調整し芯材突出部に予め微小な

表 1 崩壊時エネルギーの算出式および各係数

崩壊時エネルギー		崩壊時エネルギーにおける各係数			
GPL 弾性	$U_e + U_p + U_s - T$ $= (u_{e1} + u_{s1} - 2t_1)y_{r1}^2 + (u_{e2} + u_{s2} - 2t_2)y_{r2}^2$ $+ (u_{p1} - it_1)y_{r1} + (u_{p2} - it_2)y_{r2} - t_3y_{r1}y_{r2} \quad (3)$	$u_{en} = \frac{\pi^4 \gamma_{ln} EI_B}{64 (\xi_n L_0)^3} \left(\frac{\xi_n K_{Rgn}}{\xi_n K_{Rgn} + 3} \right)^2$	$u_{pn} = \frac{(\pi \xi_n K_{Rgn} + 6) M_p^{rn}}{2 \xi_n L_0 (\xi_n K_{Rgn} + 3)} + \frac{M_p^{r1} + M_p^{r2}}{(1 - \xi_1 - \xi_2) L_0}$	$u_{sn} = \frac{\gamma_{ln} EI_B \xi_n K_{Rgn}}{2 (\xi_n L_0)^3} \left(\frac{3}{\xi_n K_{Rgn} + 3} \right)^2$	
		$2t_n = \left\{ \frac{\pi^2 \xi_n K_{Rgn}^2 + 72}{16 \xi_n^2 L_0 (\xi_n K_{Rgn} + 3)^2} + \frac{1}{2(1 - \xi_1 - \xi_2) L_0} \right\} N$	$it_n = \left\{ \frac{a_n}{\xi_n L_0} + \frac{a_{r1} + a_{r2}}{(1 - \xi_1 - \xi_2) L_0} \right\} N$	$t_3 = \frac{1}{(1 - \xi_1 - \xi_2) L_0} N$	
GPL 弾塑性	$U_p + U_{gp} - T$ $= -2t_1 y_{r1}^2 - 2t_2 y_{r2}^2 + (u_{p1} + u_{gp1} - it_1)y_{r1}$ $+ (u_{p2} + u_{gp2} - it_2)y_{r2} - t_3 y_{r1} y_{r2} \quad (4)$	$u_{pn} = \frac{M_p^{rn}}{\xi_n L_0} + \frac{M_p^{r1} + M_p^{r2}}{(1 - \xi_1 - \xi_2) L_0}$	$u_{gpn} = \frac{M_p^{gn}}{\xi_n L_0}$	$2t_n = \left(\frac{1}{2 \xi_n L_0} + \frac{1}{2(1 - \xi_1 - \xi_2) L_0} \right) N$	$it_n = \left(\frac{a_n}{\xi_n L_0} + \frac{a_{r1} + a_{r2}}{(1 - \xi_1 - \xi_2) L_0} \right) N$

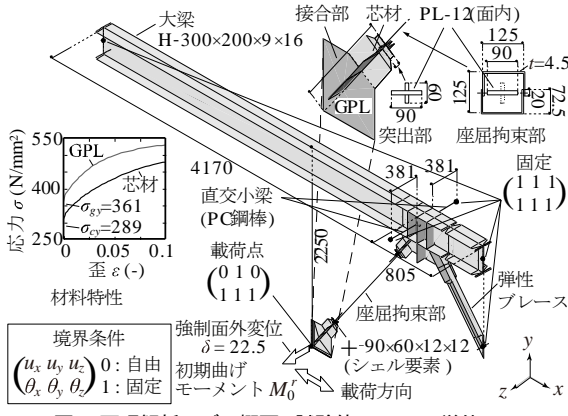


図 4 再現解析モデル概要 (試験体 L-RN2) (単位:mm)

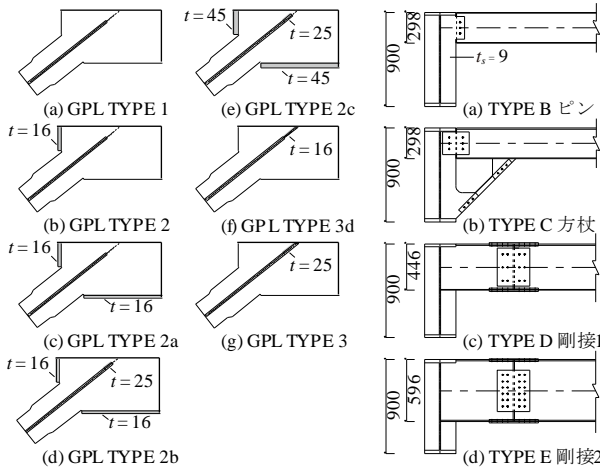


図 7 GPL タイプ

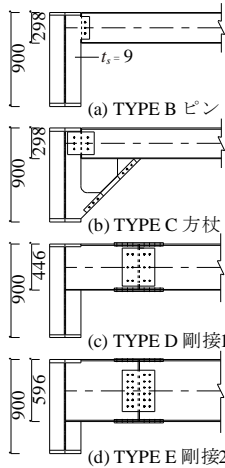


図 8 大梁タイプ (TYPEA:無補剛)

面外変形を与えると、表 2 に示すように大梁回転剛性 K_{Rb} および強制面外変位後の初期不整 a_m の解析値は実験値と概ね適合し、GPL 回転剛性 K_{Rg1} , K_{Rg2} もよく対応する。以降の評価では K_{Rb} , a_m , K_{Rg1} , K_{Rg2} , M_0^m に解析値を用いる。なお、 M_0^m は両端の芯材突出部における強制面外変形時に生じる初期曲げモーメントである。

図 5 に軸力-面外変位関係を示す。再現解析は既往実験と 5% 程度の誤差で対応する。単調解析は再現解析を包絡するような関係を示し、両者の差は小さい。また、 $N_{lim}^{(3)}$, N_{lim}^{eqn} は互いに近い値を示し、単調解析と 1% 程度の誤差で対応する。以上より解析モデル化手法および安定限界軸力の評価式は妥当であると考えられる。

4. GPL および大梁の回転剛性の解析的検証

3 章で構成した FEM モデルを準用し、K 型配置 BRB を想定して、種々の GPL および直交小梁の仕様にお

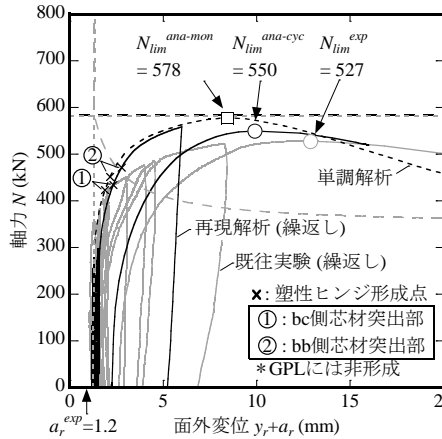


図 5 軸力-面外変位関係の比較

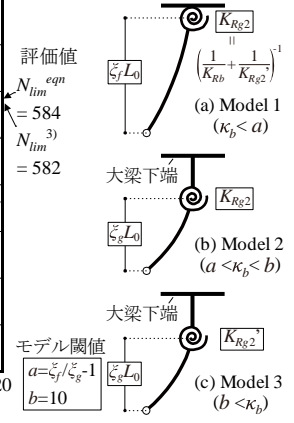


図 6 接合部モデル分類

表 2 実験値³⁾と解析値の比較

	K_{Rb} (kNm/rad)	a_{r1} (mm)	a_{r2} (mm)	K_{Rg1} (kNm/rad)	K_{Rg2} (kNm/rad)
実験値 ³⁾	746	1.17	1.23	306	529
解析値	731			303	492

表 3 GPL 回転剛性 K_{Rg1} , K_{Rg2}

	GPL TYPE						
	1	2	2a	2b	2c	3d	3
K_{Rg1} (kNm/rad $\times 10^3$)	7.49	18.4	33.8	55.5	89.0	75.1	105
K_{Rg2} (kNm/rad $\times 10^3$)	2.46	4.92	13.8	17.3	24.2	88.7	125
K_{Rg}^{ave} (kNm/rad $\times 10^3$)	4.98	11.7	23.8	36.4	56.6	81.9	115

表 4 大梁回転剛性 K_{Rb}

	大梁 TYPE				
	A	B	C	D	E
K_{Rb} (kNm/rad $\times 10^3$)	11.3	17.4	19.6	29.7	43.8

表 5 回転剛性比率 κ_b

GPL TYPE	大梁 TYPE					Model
	A	B	C	D	E	
1	4.60	7.07	7.96	12.05	17.8	3
2	2.30	3.53	3.98	6.03	8.90	2
3	0.09	0.14	0.16	0.24	0.35	1

る回転剛性 K_{Rb} , K_{Rg1} , K_{Rg2} と回転剛性比率 κ_b ($=K_{Rb}/K_{Rg2}$) を算出し、図 6 の接合部モデル分類³⁾を行う。検討には、図 7 に示す 7 種の GPL と、図 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。ただし、 κ_b の算出は GPL TYPE 1, 2, 3 のみ対象とする。

GPL 回転剛性 K_{Rgn} は水平変位から弾性曲げ変位を差し引き、式(6)で算出する。式中の K_{Hgn} は GPL 水平剛性である。また、大梁回転剛性 K_{Rb} は大梁断面中心に作用させたねじりモーメント M_{Rb} を捩れ角 θ_{Rb} で除して、式(7)で算出する。

$$K_{Rgn} = (\xi_n L_0)^2 / \left\{ 1/K_{Hgn} - (\xi_n L_0)^3 / 3\gamma_{ln} EI_B \right\} \quad (6)$$

$$K_{Rb} = M_{Rb} / \theta_{Rb} \quad (7)$$

表 3~5 に K_{Rb} , K_{Rg1} , K_{Rg2} および κ_b の解析結果を示す。 K_{Rg1} , K_{Rg2} は TYPE 1→3, K_{Rb} は TYPE A→E の順に大きい。閾値は $a = \xi_f / \xi_g - 1 = 0.74$ となり、 κ_b は Model 1 に 5

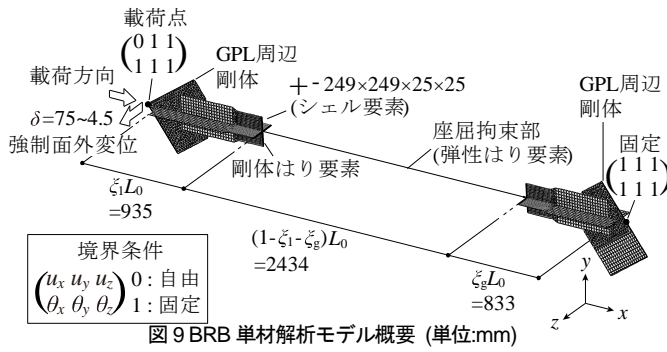


図9 BRB単元解析モデル概要(単位:mm)

組, Model 2 に 8 組, Model 3 に 2 組が分類される。

5. パラメトリック解析による上昇率の評価式の検証

図 9 に示す種々の GPL に接合された BRB 単材の FEM モデルを対象とし、強制面外変位を形状で与えた状態で静的増分解析を行い、種々のパラメータが BRB 単材の機構安定性に与える影響を分析する。

解析モデルのパラメータは図 10 の解析モデル名称に示すとおり、4 章の GPL の 7 タイプ、強制面外変位の 6 タイプ、図 11 に示す BRB 芯材の材料特性の 5 タイプを考え、計 210 体に対してパラメトリックに解析を行う。BRB 両端の GPL が剛に接合されている条件で軸方向へ単調軸荷し、BRB 軸力を算出する。要素分割は芯材突出部を 12mm, その他を 25mm 程度とする。

図 12, 13 に芯材突出部の曲げ圧縮側が降伏した時点の初期曲げ降伏軸力および最大耐力時の安定限界軸力の解析値 N_{yie}^{ana} , N_{lim}^{ana} と 2 章の評価値 N_{yie}^{eqn} , N_{lim}^{eqn} との比較を示す。 N_{yie}^{eqn} は機構安定性評価式で $M_p^r = M_{yie}^r$ として得られる。 M_{yie}^r は初期曲げ降伏時の曲げモーメントであり、本研究では解析値 M_{yie}^r-ana を用いる。

初期曲げ降伏軸力 N_{yie}^{eqn} は解析値を 20%程度安全側に評価できるが、安定限界軸力 N_{lim}^{eqn} は初期不整 a_m を正確に評価すると解析値より最大 20%程度大きくなる。これは図 14 に示すように安定限界軸力の評価式 N_{lim}^{eqn} は M_p^r での弾性座屈曲線との交点で近似して算出しており、塑性化に伴う剛性低下を考慮した解析より大きな値となるためと考えられる。そこで本研究では、接合部における塑性域の広がりを考慮し初期曲げ降伏時から安定限界時までの軸力比率である上昇率 α を用いた評価を試み、上昇率 α の評価式を Shanley の非弾性座屈理論⁵⁾を援用し提案する。

図 15 に Shanley のモデルを参考に両端部に回転ばねを有する BRB 接合部の簡易的な評価モデルを示す。

図 15(c)に示すように、図 15(b)の状態の接合部を拘束材端部の位置で鏡面反射し、上昇率の評価モデルを構成する。図 16(a)に示す接合部の十字断面は図 16(b)に示すサンドイッチ断面に置換する。両断面の

TYPE1- $\delta 45-1$

- ① GPL TYPE (7)
1, 2, 2a, 2b, 2c, 3d, 3
- ② 強制面外変位(mm) (6)
75, 45, 22.5, 15, 9, 4.5
- ③ 材料特性(5)
1: LYP100, 2: LYP225
3: SN400B, 4: SN490B
5: SA440

図 10 解析モデル名称

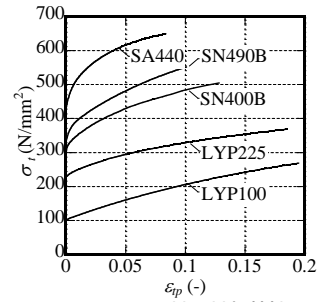


図 11 芯材の材料特性

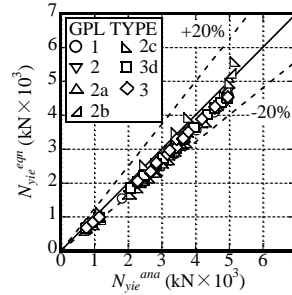


図 12 N_{yie}^{eqn} の評価精度

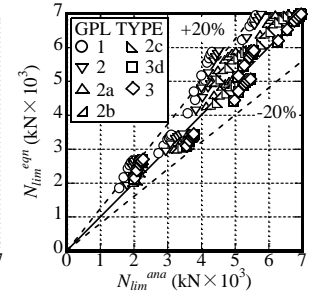


図 13 N_{lim}^{eqn} の評価精度

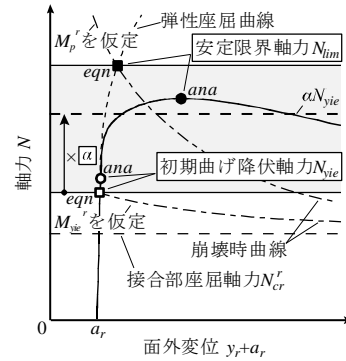


図 14 上昇率の定義

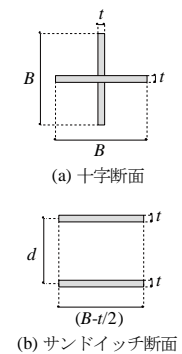


図 15 断面置換

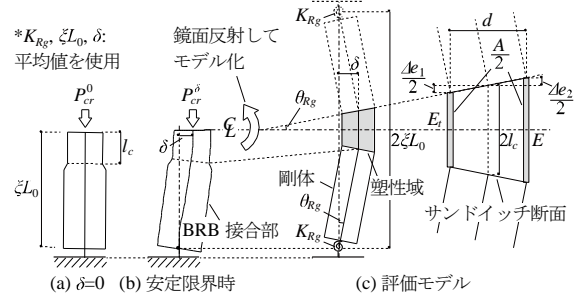


図 16 評価モデル

Step.1	$\lambda^{eqn} = \xi L_0 \sqrt{A \gamma_1 I_b} \cdot \sqrt{E A d^2 / 2 L K_{Rg}}$	(10)
▼	$1/E^{eqn} = S_c^{eqn} a_c$	(13)
	$1/b^{eqn} = S_b^{eqn} a_b + I_b^{eqn}$	(16)
Step.2	$S_c^{eqn} = e_1 \xi K_{Rg} e_2$	(14)
▼	$\alpha^{eqn} = 0.1$	(15)
	$I_b^{eqn} = i_1 \xi K_{Rg}^2 + i_2 \xi K_{Rg} + i_3$	(18)
Step.3	$\lambda = \sqrt{(\pi^2 E' / \sigma_y) / (\alpha + a b \alpha^b)}$	(12)

図 17 上昇率 α^{eqn} の算出フロー

表 6 上昇率の決定パラメータ b^{eqn} , E^{eqn} の算出係数

	i_1	i_2	i_3	s_1	s_2	e_1	e_2
	-	-	-	mm ⁻¹	-	$\times 10^9$ mm ² /N	-
LYP100	-0.000483	0.00519	0.0601	0.00370	0.0822	83.01	-0.199
LYP225	-0.001381	0.01465	0.0198	0.00283	-0.1380	88.05	-0.208
SN400B	-0.001428	0.01764	0.0141	0.00319	-0.0894	91.36	-0.216
SN490B	-0.000882	0.01176	0.0169	0.00366	-0.0961	90.87	-0.211
SA440	-0.000649	0.00920	0.0125	0.00384	-0.1015	96.70	-0.222

M_p^r/M_{yie}^r 比の差は、応力-歪関係の評価式を解析値より同定(図 17 中の近似式(13)~(18))し補正する。距離 d は

芯材厚 t を変化させず、両者の断面積と断面二次モーメントが等しくなるように、式(8)で定める。

$$d = \sqrt{B(B^2 - t^2)/(6B - 3t)} \quad (8)$$

図 15(c)の状態での換算係数 E_{rk}^δ は、文献 5)と同様の考え方で式(9)となる。 K_{Rg} , ξL_0 , δ は両端の平均値とする。

$$E_{rk}^\delta = E \left\{ 1 + \frac{1}{d/2\delta + (1+\tau)/(1-\tau)} \right\} + \frac{2L_c K_{Rg}}{Ad^2} \quad (9)$$

これより、座屈長 $2\xi L_0$ で接合部全体が E_{rk}^δ に等しいモデルに置換した時の接合部相当細長比 λ^{eqn} は、安全側に近似することで式(10)となる。

$$\lambda^{eqn} = \xi L_0 \sqrt{A/\gamma} I_B \cdot \sqrt{EAd^2/2L_c K_{Rg}} \quad (10)$$

また、式(11)で設定した応力-歪関係から、両端ピンの BRB の上昇率-細長比関係は式(12)となる。

$$\frac{\varepsilon}{\varepsilon_y} = \frac{\varepsilon_0}{\varepsilon_y} + \frac{\varepsilon_y - \varepsilon_0}{\varepsilon_y} \left\{ \frac{\sigma}{\sigma_y} + a \left(\frac{\sigma}{\sigma_y} \right)^b \right\}, \quad \lambda = \sqrt{\frac{\pi^2 E' / \sigma_y}{\alpha + ab \sigma^b}} \quad (11), (12)$$

上昇率の評価値 α^{eqn} は、解析値により同定した a, b, E' を図 17 中の近似式(13)~(18)で算出することで求める。ここで、 S_e^{eqn} は式(13)の傾き、 S_b^{eqn}, I_b^{eqn} は式(16)の傾きおよび切片である。なお、表 6 に示す算出係数 i, s, e は材料ごとに設定する。

図 18, 19 に上昇率および安定限界軸力の評価精度を示す。 α^{eqn} は 20%程度の誤差で α^{ana} と対応し、 $\alpha^{eqn} \cdot N_{lim}^{eqn}$ は N_{lim}^{ana} を 20%程度の誤差で概ね安全側に評価できる。

6. K 型配置された BRB に対する評価式の妥当性検証

2, 5 章の評価式の妥当性を図 20 の K 型配置 BRB を対象に検証する。GPL、大梁は表 5 の組合せとする。面外方向に層間変形角 1/100 を考慮し、柱梁交点側の架構を面内方向に単調載荷し、軸力を算出する。BRB の設定は 5 章と同様とし、その他の部分は 50mm 程度の弾性要素とする。

図 21, 22 に上昇率および安定限界軸力の評価精度を示す。BRB 単材と同様に、 N_{lim}^{eqn} は TYPE1 で解析値より 10%程度大きい値を示すが、 $\alpha^{eqn}, \alpha^{eqn} \cdot N_{lim}^{eqn}$ は解析値を 20%程度の誤差で概ね安全側に評価できている。以上より、提案した評価手法は妥当であると考えられる。

7. まとめ

種々のパラメータにより構築した BRB の FEM モデルを用いて解析を行い、安定限界軸力の既往評価式の妥当性を検証し、さらに解析における弾塑性座屈を表現するために上昇率の考え方を導入し、Shanley の非弾性座屈理論を用いることで接合部における塑性域の拡がりを考慮した安定限界軸力の評価式を新たに提案し、その妥当性を検証した。以下に得られた知見を示す。

1) 既往実験より得た K 型配置 BRB の軸力-面外変位関係を追跡できるモデル化手法を示した。

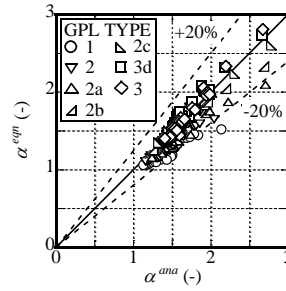


図 18 α^{eqn} の評価精度(単材)

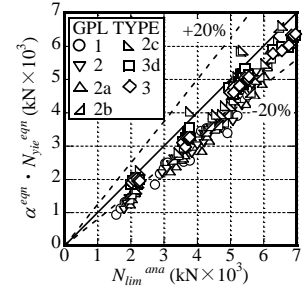


図 19 $\alpha^{eqn} \cdot N_{lim}^{eqn}$ の評価精度(単材)

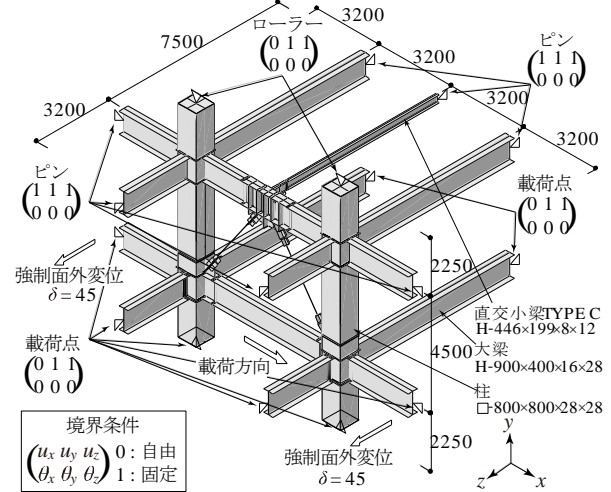


図 20 K 型配置された BRB の解析モデル概要 (単位:mm)

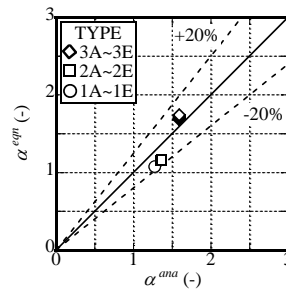


図 21 α^{eqn} の評価精度(K型)

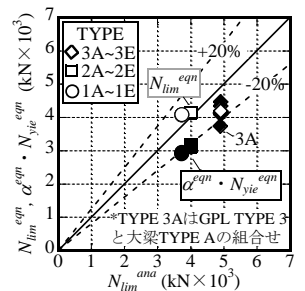


図 22 $\alpha^{eqn} \cdot N_{lim}^{eqn}$ の評価精度(K型)

- 2) 文献 3)の近似式と 2 章で提案した精解式による安定限界軸力の評価値 $N_{lim}^{(3)}$, N_{lim}^{eqn} は互いによく対応し、解析値とも対応することを確認した。
- 3) 接合部における塑性域の拡がりを考慮し、Shanley の非弾性座屈理論の考え方を援用し、BRB の初期曲げ降伏軸力から軸力上昇率 α を用いて安定限界軸力を精度よく推定できることを示した。

参考文献

- 1) Takeuchi, T. and Wada, A.: Buckling Restrained Braces and Applications, The Japan Society of Seismic Isolation, 2017.11
- 2) 日本建築学会, 鋼構造物の座屈に関する諸問題 2013, 2013.6.10
- 3) 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
- 4) ABAQUS-Standard (ver.2017)
- 5) Shanley, F. R.: Inelastic Column Theory, Journal of the aeronautical sciences, Vol. 14, No. 5, pp.261-268, 1947.5