

拘束材端部回転剛性を考慮した座屈拘束ブレースの有効座屈長 EFFECTIVE BUCKLING LENGTH FOR BUCKLING RESTRAINED BRACES CONSIDERING ROTATIONAL STIFFNESS AT RESTRAINER ENDS

竹内 徹*¹, 松井良太*², 西本晃治*³, 高橋聡史*⁴, 大山翔也*⁴

Toru TAKEUCHI, Ryota MATSUI, Kohji NISHIMOTO,
 Satoshi TAKAHASHI and Tatsuya OHYAMA

Buckling Restrained Braces (BRBs) are commonly used as ductile bracing elements in seismic design. A key limit of BRB is overall flexural buckling. However, their effective buckling lengths are affected by the stiffness and strength of their connection zones. In this paper, each connection zone is modeled as two rotational elastic springs at gusset plate and two rotational elasto-plastic springs at the end zone of the restrainer. Their stiffness and strength are investigated by mock-up experiments and analyses, and their evaluation methods are proposed.

Keywords: Buckling Restrained Brace, Out-of-plane Buckling, Effective Buckling Length, Connection, Loading Test

座屈拘束ブレース, 構面外座屈, 有効座屈長, 接合部, 載荷実験

1. 序

座屈拘束ブレース(以下 BRB)は安定した弾塑性履歴を示す耐震・制振部材として 1980 年代に実用化されて以来¹⁾, 現在までに多数の構造物に使用されている. BRB は芯材と座屈拘束材(拘束材)間で軸力が伝達しないことを前提とし, 芯材降伏軸力に対し拘束鋼管が弾性座屈及び曲げ降伏を生じない条件から式(1)により設計されることが多い²⁾⁻¹⁹⁾.

$$\begin{cases} M_c^B = \frac{P_{cu}(a+e+s)}{1-P_{cu}/P_{cr}} \leq M_y^B \\ P_{cr} = \frac{\pi^2 EI_r}{L_k^2} \end{cases} \quad (1)$$

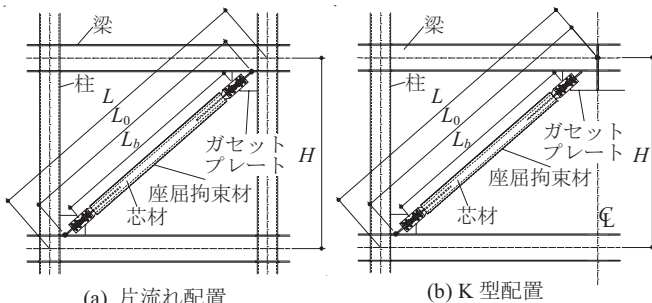


図 1 座屈拘束ブレース配置形式

ここで, P_{cu} は芯材最大軸力, P_{cr} は拘束鋼管の Euler 座屈軸力, a は拘束材の初期不整, e は芯材の偏心, s は芯材と拘束材の間隙, M_y^B は拘束鋼管の降伏曲げモーメント, E は鋼材のヤング係数, I_r は拘束鋼管断面の 2 次モーメント, L_k は座屈長である. 接合部を含めた BRB の座屈条件は構面外座屈荷重で決定されることが多く, 座屈荷重はその接合部の回転剛性による影響を受けることが指摘され, 数多くの研究がなされてきた. 例えば井上, 聲高ら^{20),21)}は建物構面に斜め状に配置された K 型配置の BRB における梁のスウェイ及び振れ変形を考慮し, 拘束材端部に塑性ヒンジが形成される場合において, BRB の構面外座屈荷重を詳細に評価している. 一方, 竹内, 山田ら²²⁾は, 拘束材端部に芯材補強部が十分に貫入していれば, ある程度まで曲げモーメントを伝達するものと仮定し, BRB を接合部及び拘束材端部に計 4 つの回転バネを有する線材モデルとして評価している. この場合, (1)式の L_k には有効座屈長を用いる必要があり, 図 1 に見るように梁柱部材芯距離, 梁柱面間距離を用いるなどの考え方があり³⁾. しかし, 補強部貫入量と拘束材端部の曲げ剛性及び耐力との関係や, 予想される架構の変形に対する曲げモーメントの伝達条件, 接合部及び拘束材端部の回転剛性を考慮した有効座屈長の範囲については明らかになっていない. 本研究では, 平鋼芯材の端部に補強リブを設けモルタル充填鋼管で座屈拘束する形式の

*¹ 東京工業大学建築学専攻 教授・博士(工学)
 *² 東京工業大学建築学専攻 博士課程・修士(工学)
 (日本学術振興会特別研究員 DC1)
 *³ 新日鉄エンジニアリング(株)建築・鋼構造事業部 修士(工学)
 *⁴ 東京工業大学 大学院生

Prof., Dept. of Arch. and Build. Eng., Tokyo Institute of Technology, Dr. Eng.
 Graduate Student, Dept. of Arch. and Build. Eng., Tokyo Institute of Technology, M. Eng.
 (Research Fellow of the Japan Society for the Promotion of Science)
 Building Construction & Steel Structures Div., Nippon Steel Engineering, M. Eng.
 Graduate Student, Tokyo Institute of Technology

BRBを対象に、まず、拘束材端部の曲げモーメント伝達を前提とした拘束材端部の回転剛性及び耐力を実験により調査し、拘束材端部の形状をパラメータとした回転剛性評価を試みる。続いて縮小フレームを用いて接合部の回転剛性を実験的に確認し、有限要素法を用いた解析より数種類の接合部形式のガセットプレート接合部の回転剛性を評価する。最後に、得られたガセットプレート接合部及び拘束材端部の回転剛性を考慮し、拘束材端部の曲げモーメントの伝達条件、及び本条件が満足された場合のBRBの有効座屈長の範囲の評価を試みる。

2. 接合部および座屈拘束材端部の回転剛性を考慮した有効座屈長

まず、両端接合部及び拘束材端部の回転剛性を用いたBRBの座屈荷重を誘導する。なお、拘束材端部の回転バネの中心は芯材補強リブの先端に有るものとする。BRBの配置形式としては図1(a)のように梁柱接合部間に配置された片流れ配置と、(b)のように柱間の梁に接合しリブプレートを柱梁接合部間に配置したK型配置の2種類を想定する。K型配置の場合、梁側のBRB接合部剛性については井上、聲高ら^{20),21)}により詳細に分析されているが、本研究では構面外回転についてピンとみなし、水平移動は完全に拘束されているものとする。図1で想定したモデルに対し図2のような座屈モードを仮定し、片流れ配置の場合は図3のようにBRB中央に関する対称条件を利用して対称、逆対称モードの座屈モードを誘導し、K型配置の形式はBRBの一端をピンとみなして反曲点無しモードの評価式を誘導する。各区間の変形を式(2), (3)のように設定し、K型配置の場合は式(2), (3)に加え式(4)を用いる。

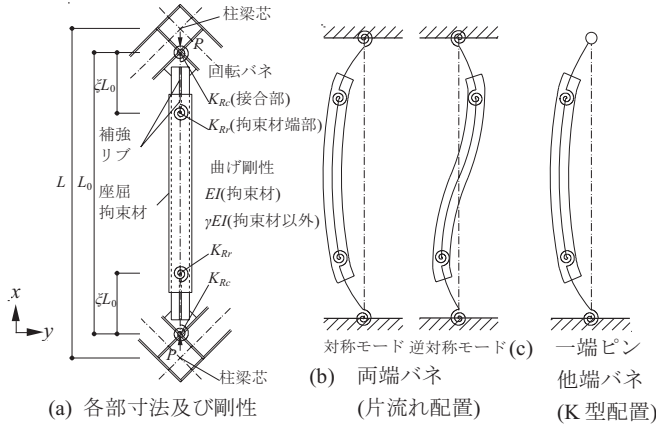


図2 座屈拘束プレースの構面外方向座屈モード

$$y_1 = {}_1C_1 \sin \frac{\alpha}{\sqrt{\gamma}} x + {}_1C_2 \cos \frac{\alpha}{\sqrt{\gamma}} x + {}_1C_3 x + {}_1C_4 \quad (2)$$

$$y_2 = {}_2C_1 \sin \alpha x + {}_2C_2 \cos \alpha x + {}_2C_3 x + {}_2C_4 \quad (3)$$

$$y_3 = {}_3C_1 \sin \frac{\alpha}{\sqrt{\gamma}} x + {}_3C_2 \cos \frac{\alpha}{\sqrt{\gamma}} x + {}_3C_3 x + {}_3C_4 \quad (4)$$

ここで、 ${}_jC_i (i=1,2,3, j=1,2,3,4)$ は境界条件により決定される定数であり、 $\alpha^2 = P/EI$ 、 γ は拘束鋼管に対するBRB芯材端部の十字補強部の曲げ剛性の比とし、補強リブ始点より柱梁面まで(K型梁接合部では梁芯まで)を ξL_0 の範囲とする。各部の境界条件より、片流れ配置の対称モードでは式(5)~(12)が得られる。

$$x=0, y_1=0 \quad (5)$$

$$x=0, \gamma EI \left(\frac{d^2 y_1}{dx^2} \right) = K_{Rc} \left(\frac{dy_1}{dx} \right) \quad (6)$$

$$x=\xi L_0, y_1=y_2 \quad (7)$$

$$x=\xi L_0, P \left(\frac{dy_1}{dx} \right) + \gamma EI \left(\frac{d^3 y_1}{dx^3} \right) = P \left(\frac{dy_2}{dx} \right) + EI \left(\frac{d^3 y_2}{dx^3} \right) \quad (8)$$

$$x=\xi L_0, -\gamma EI \left(\frac{d^2 y_1}{dx^2} \right) = K_{Rr} \left(\frac{dy_1}{dx} - \frac{dy_2}{dx} \right) \quad (9)$$

$$x=\xi L_0, -EI \left(\frac{d^2 y_2}{dx^2} \right) = K_{Rr} \left(\frac{dy_1}{dx} - \frac{dy_2}{dx} \right) \quad (10)$$

$$x=\frac{L_0}{2}, \frac{dy_2}{dx} = 0 \quad (11)$$

$$x=\frac{L_0}{2}, EI \left(\frac{d^3 y_2}{dx^3} \right) = 0 \quad (12)$$

式(5)~(12)を整理し、各定数 ${}_jC_i$ が不定となる条件より式(13)を得る。

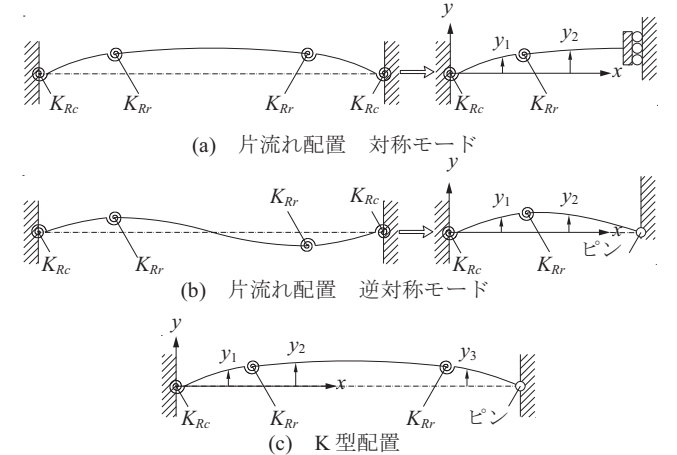


図3 座屈拘束プレースの境界条件の設定

$$\alpha^2 (EI)^2 S_1 C_4 + \alpha EI \left(-\frac{K_{Rc} + K_{Rr}}{\sqrt{\gamma}} C_1 C_4 + K_{Rr} S_1 S_4 \right) + K_{Rc} K_{Rr} \left(-\frac{S_1 C_4}{\gamma} - \frac{C_1 S_4}{\sqrt{\gamma}} \right) = 0 \quad (13)$$

$$\alpha^3 (EI)^2 L_0 S_1 S_4 - \alpha^2 EIL \left(K_{Rr} S_1 C_4 + \frac{K_{Rc} + K_{Rr}}{\sqrt{\gamma}} C_1 S_4 \right) + \alpha EIK_{Rc} S_1 S_4 - \alpha K_{Rc} K_{Rr} L_0 \left(\frac{1}{\sqrt{\gamma}} C_1 C_4 + \frac{1}{\gamma} S_1 S_4 \right) - 2K_{Rc} K_{Rr} \left(S_1 C_4 + \frac{1}{\sqrt{\gamma}} C_1 S_4 \right) = 0 \quad (14)$$

$$-\frac{K_{Rr} L_0 \alpha^2 EI}{\gamma} S_5 (S_1^2 - C_1^2) + \frac{K_{Rr}^2 L_0 \alpha}{\gamma} C_5 (S_1^2 - C_1^2) - \frac{K_{Rr}^2 L_0 \alpha^2 EI}{K_{Rc}} S_5 (S_1^2 - \frac{C_1^2}{\gamma}) - K_{Rr}^2 S_5 (S_1^2 - \frac{C_1^2}{\gamma}) - 2K_{Rr} \alpha EIS_1^2 C_5 - 2 \frac{K_{Rr} L_0 \alpha^3 (EI)^2}{K_{Rc}} S_1^2 C_5 + \alpha^2 EI^2 S_1^2 S_5 + \frac{L_0 \alpha^4 (EI)^3}{K_{Rc}} S_1^2 S_5 + 2 \frac{K_{Rr}^2 L_0 \alpha^2 EI}{\sqrt{\gamma} K_{Rc}} S_1 C_1 C_5 - 2 \frac{K_{Rr} L_0 \alpha^3 (EI)^2}{\sqrt{\gamma} K_{Rc}} S_1 C_1 S_5 + \frac{K_{Rr}^2 L_0 \alpha}{\gamma \sqrt{\gamma}} S_1 C_1 S_5 + 2 \frac{K_{Rr} L_0 \alpha^2 EI}{\sqrt{\gamma}} S_1 C_1 C_5 + 2 \frac{K_{Rr}^2}{\sqrt{\gamma}} S_1 C_1 C_5 - 2 \frac{K_{Rr} \alpha EI}{\sqrt{\gamma}} S_1 C_1 S_5 + \frac{K_{Rr}^2 L_0 \alpha}{\sqrt{\gamma}} S_1 C_1 S_5 - \frac{L_0 \alpha^3 (EI)^2}{\sqrt{\gamma}} S_1 C_1 S_5 = 0 \quad (15)$$

$$\left(\begin{array}{l} S_1 = \sin \frac{\alpha}{\sqrt{\gamma}} \xi L_0, C_1 = \cos \frac{\alpha}{\sqrt{\gamma}} \xi L_0, S_2 = \sin \alpha \xi L_0, C_2 = \cos \alpha \xi L_0, S_3 = \sin \alpha \left(\frac{L_0}{2} \right), C_3 = \cos \alpha \left(\frac{L_0}{2} \right), S_4 = \sin \alpha \left(\frac{1}{2} - \xi L_0 \right), C_4 = \cos \alpha \left(\frac{1}{2} - \xi L_0 \right) \\ S_5 = \sin L_0 (1 - 2\xi), C_5 = \cos L_0 (1 - 2\xi) \end{array} \right)$$

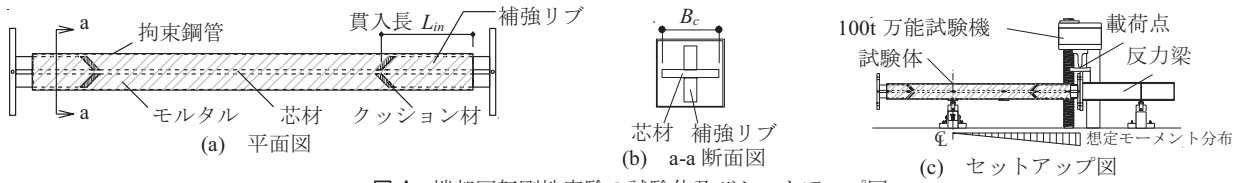


図4 端部回転剛性実験の試験体及びセットアップ図

表1 端部回転剛性実験の試験体詳細

試験体名	拘束鋼管		芯材		貫入長比 L_{in}/B_c
	鋼管種類	想定部材	試験体	試験体	
RB65	角形鋼管	□-300×300×5.0(高層)	□-150×150×2.3	PL-250×36 (高層)	1, 2
RB125		□-200×200×3.0(中低層)			
CB83	円形鋼管	φ-355.6×4.0(高層)	φ-165.2×2.0		0.5, 1, 2, 3
		φ-216.3×2.6(中低層)			

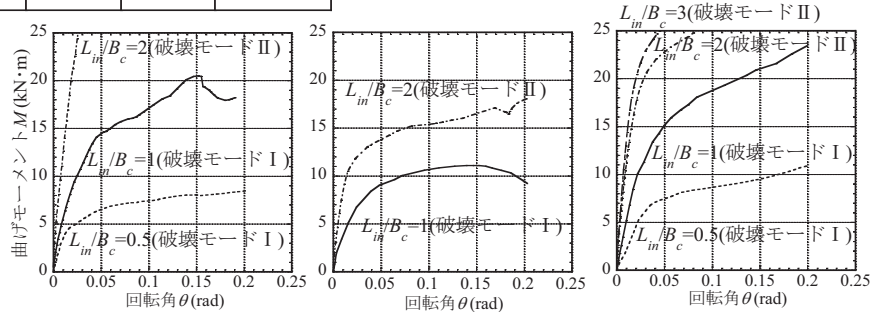
表2 鋼材の機械的性質

試験片名	鋼種	降伏応力 (N/mm ²)	最大応力 (N/mm ²)	降伏歪 (%)
芯材	SS400	259	413	0.11
拘束鋼管(2.3mm)	SPHC-P	347	457	0.36
拘束鋼管(1.2mm)	SPCC-SD	184	316	0.49
拘束鋼管(2.0mm)	SPHC-P	235	330	0.18



(a) 破壊モード I (b) 破壊モード II

写真1 端部回転剛性実験の破壊モード



(a) 角形鋼管 $t_r=2.3\text{mm}$ (b) 角形鋼管 $t_r=1.2\text{mm}$ (c) 円形鋼管 $t_r=2.0\text{mm}$

図5 端部回転剛性実験の曲げモーメント-回転角関係

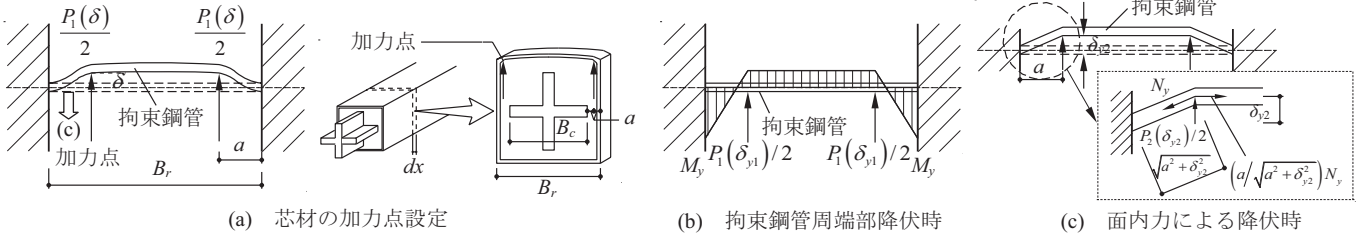


図6 微小範囲における角形拘束鋼管の破壊モデル

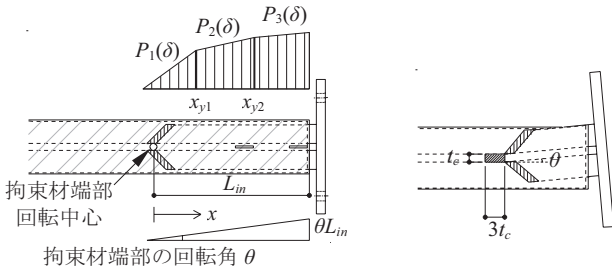


図7 芯材から拘束材への伝達せん断力分布

図8 補強リブ端部の塑性変形部

式(13)を満たす有効座屈長は対称モードの最小の座屈荷重 P を拘束材のオイラー座屈荷重とみなすことにより求められる。同様にして片流れ配置の逆対称モードの座屈荷重は式(14)、K型配置の座屈荷重は式(15)より算出することができる。これらの座屈荷重を算出する際には BRB の拘束材端部及び接合部の回転剛性が必要となる。次章以降はこれらの回転剛性を実験により調査し、座屈荷重の評価を行う。

3. 座屈拘束材端部の回転剛性

3.1. 実験による確認

拘束材端部の回転剛性及び耐力を実験により調査する。以降、拘束材端部の回転剛性を端部回転剛性と呼び、図 4(a)に示す拘束材内

の補強リブ貫入長さ L_{in} を芯材せい B_c で除した値を貫入長比と定義する。なお文献 22)では貫入部の回転剛性は端部のクリアランス分の回転を生じた後、発現することが確認されているが、本研究では拘束材端部の曲げモーメント伝達能力の確認を行うため、補強部のクリアランスを 0 とし、その影響を排除した条件で実験及び検討を行う。試験体は実大の 1/2(高層)-1/1.4(中低層)モデルを想定し拘束鋼管は表 1 に示した角形、円形鋼管の 2 種類の形状、貫入長比は L_{in}/B_c を 0.5, 1, 2, 3 と変化させ、鋼材の機械的性質は表 2 に示すものとする。角形鋼管の幅厚比は 65, 125 の 2 種類、円形鋼管の径厚比は 83 の 1 種類とし、芯材は PL-125×16 とする。これは通常用いられる幅厚比制限値(角形鋼管で 55 程度以下、円形鋼管で 67 程度以下)を超えている。BRB は構面外変形を受けた際に部材中央部に反曲点を有する曲げモーメントを生じる。この時の材片側の状態を想定し、各試験体を万能試験機に図 4(c)のように設置し、端部に勾配を有する曲げモーメントを加える条件で載荷する。各試験体の曲げモーメント-回転角関係($M-\theta$ 関係)を図 5 に示す。得られた拘束材端部は写真 1 に示される 2 種類の破壊モードを呈し、貫入長比が小さい時は拘束材端部が口開き破壊する破壊モード I、貫入長比がある程度以上になると拘束材全断面が曲げ破壊する破壊モード II となった。どの試験体においても拘束材端部の回転剛性及び耐力は補強リブの貫入長比が大きいほど、又は拘束鋼管幅厚比が小さいほど大きい。

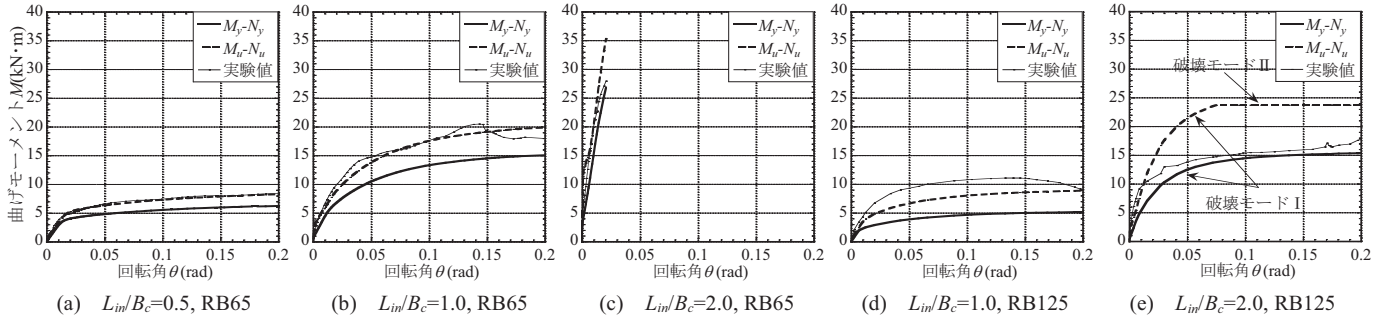


図9 角形拘束鋼管の拘束材端部の曲げモーメント-回転角関係の評価値と実験値の比較

3.2. 破壊モードのモデル化

本実験より得られた破壊モードのモデル化を行い比較分析する。まず破壊モード I について考察する。図 6(a)のように拘束鋼管は芯材補強リブ貫入部で、芯材から材軸に沿って集中荷重を受けると仮定する。加力点において拘束鋼管が δ 変形したとすれば、弾性範囲で式(16)の関係が成り立つ。

$$P_1(\delta) = \frac{12EIB_r}{2B_r a^3 - 3a^4} \delta = \frac{EB_r t_r^3}{2B_r a^3 - 3a^4} \delta dx \quad (16)$$

ここで、 a は拘束鋼管外壁端部から伝達せん断力が集中して作用する位置までの距離である。図 6(b)に見るような曲げモーメント分布を仮定し、加力点の降伏変形 δ_{y1} は下式のように拘束鋼管の周端部が降伏応力 σ_{ry} に達した時の点とする。

$$\delta_{y1} = \frac{\sigma_{ry} 2B_r a^2 - 3a^3}{3 E t_r (B_r - a)} \quad (17)$$

拘束鋼管の周端部が降伏した後は図 6(c)に見るように拘束鋼管の面内応力が加わりながら補強リブによる力に抵抗するものとみなし、伝達せん断力 $P_2(\delta)$ を面内降伏メカニズム形成時と線形補間することにより式(18)で算出する。

$$P_2(\delta) = \frac{EB_r t_r^3}{2B_r a^3 - 3a^4} \delta_{y1} dx + \left\{ \frac{2\delta_{y2} \sigma_{ry} t_r}{\sqrt{a^2 + \delta_{y2}^2}} - \left(\frac{EB_r t_r^3}{2B_r a^3 - 3a^4} \delta_{y1} \right) \right\} \frac{\delta - \delta_{y1}}{\delta_{y2} - \delta_{y1}} dx \quad (18)$$

δ_{y2} は拘束鋼管壁の単位長さ当たりの断面が面内降伏に至る際の変形とし、式(19)で評価する。

$$\delta_{y2} = B_r \sqrt{\left(\frac{\sigma_{ry}}{2E} \right)^2 + \frac{a\sigma_{ry}}{B_r E}} \quad (19)$$

拘束鋼管壁が面内力に対して降伏すると、拘束鋼管壁の面内力は一定値となるため作用する力 $P_3(\delta)$ は式(20)のような δ の関数となる。

$$P_3(\delta) = 2 \frac{\delta}{\sqrt{a^2 + \delta^2}} \sigma_{ry} t_r dx \quad (20)$$

この破壊モードにより、図 7 に見るように拘束材端部回転中心から x_{y1} , x_{y2} 離れた位置でそれぞれ変形が δ_{y1} , δ_{y2} になると想定し、補強リブ貫入部が剛体回転するものとして $\delta = \theta x$ とおき、芯材から拘束材への伝達せん断力分布 $P_1(\theta x) \sim P_3(\theta x)$ を材軸方向に積分することにより、拘束材端部にかかる曲げモーメント M_r を拘束材端部回転角 θ の関数として式(21)により求める。

$$M_r = \int_0^{x_{y1}} P_1(\theta x) x dx + \int_{x_{y1}}^{x_{y2}} P_2(\theta x) x dx + \int_{x_{y2}}^{t_c} P_3(\theta x) x dx = M_1 + M_2 + M_3 \quad (21)$$

M_r の各項 M_1 , M_2 , M_3 は式(22)~(24)により算出される。ただし、 x_{y1} 及び x_{y2} は補強リブの全長を超えることはないので式(25)の2つの値のうちどちらか小さい値を用いる。

$$M_1 = \frac{EB_r t_r^3 x_{y1}^3}{3(2B_r a^3 - 3a^4)} \theta \quad (22)$$

$$M_2 = \left(\frac{EB_r t_r^3}{2B_r a^3 - 3a^4} \delta_{y1} \right) \frac{x_{y2}^2 - x_{y1}^2}{2} + \left\{ \frac{2\delta_{y2} \sigma_{ry} t_r}{\sqrt{a^2 + \delta_{y2}^2}} - \left(\frac{EB_r t_r^3}{2B_r a^3 - 3a^4} \delta_{y1} \right) \right\} \left\{ \frac{\theta(x_{y2}^3 - x_{y1}^3)}{3(\delta_{y2} - \delta_{y1})} - \frac{\delta_{y1}(x_{y2}^2 - x_{y1}^2)}{2(\delta_{y2} - \delta_{y1})} \right\} \quad (23)$$

$$M_3 = \sigma_{ry} t_r \left\{ \left[L_m \sqrt{L_m^2 + \left(\frac{a}{\theta} \right)^2} - x_{y2} \sqrt{x_{y2}^2 + \left(\frac{a}{\theta} \right)^2} \right] - \left(\frac{a}{\theta} \right)^2 \log_e \left(\frac{\theta L_m + \sqrt{a^2 + (\theta L_m)^2}}{\theta x_{y2} + \sqrt{a^2 + (\theta x_{y2})^2}} \right) \right\} \quad (24)$$

$$x_{y1} = \min \left\{ \frac{\delta_{y1}}{\theta}, L_m \right\}, x_{y2} = \min \left\{ \frac{\delta_{y2}}{\theta}, L_m \right\} \quad (25)$$

続いて芯材による曲げ耐力を評価する。架構内の BRB では圧縮時に芯材は降伏しており曲げ剛性は期待できないが、ここでは実験を再現するための評価を行う。拘束材端部の芯材に対し図 8 に示した芯材の降伏モデルにおいて芯材の $3t_c$ の範囲に曲げ変形が分布しているとみなし、曲げモーメントを式(26)より算出する。

$$M_c = \frac{EI}{3t_c} \theta = \frac{EB_c t_c^2}{36} \theta \quad (26)$$

σ_{cy} を芯材降伏応力、 Z_c を芯材の断面係数としたとき、 $M_c = Z_c \delta_{cy}$ で芯材の最外縁は降伏し、このとき拘束材端部変形角 θ_{cy} は式(27)となる。

$$\theta_{cy} = \frac{6\sigma_{cy}}{E} \quad (27)$$

このように軸力を受けない芯材の曲げモーメントは端部の降伏以前と以後に分類され、式(28)のようになる。

$$\begin{cases} M_c = \frac{EB_c t_c^2}{36} \theta & (\theta \leq \frac{6\sigma_{cy}}{E}) \\ M_c = \frac{B_c \sigma_{cy}}{4} t_c^2 - \frac{3B_c \sigma_{cy}^3}{E^2} t_c^2 \theta^2 & (\theta \geq \frac{6\sigma_{cy}}{E}) \end{cases} \quad (28)$$

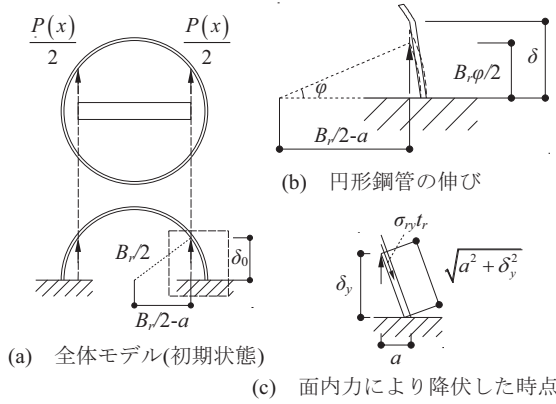


図 10 微小範囲における円形鋼管の破壊モデル

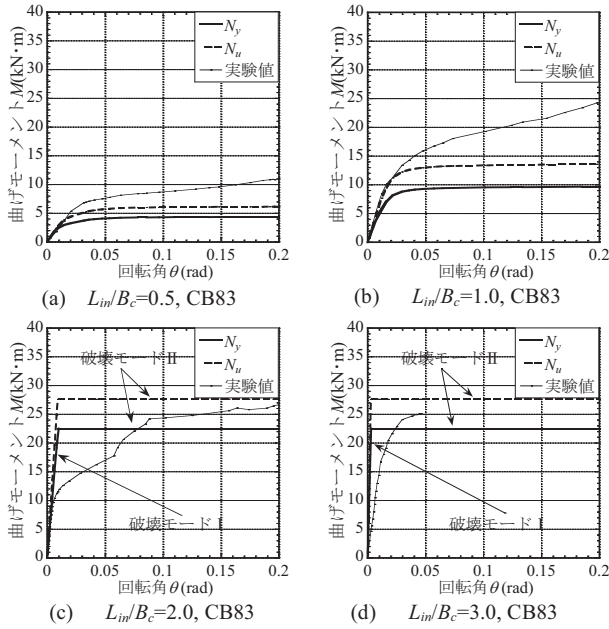


図 11 円形拘束鋼管の拘束材端部の曲げモーメント-回転角関係の評価値と実験値の比較

充填モルタルは実験時の観測より拘束材端部回転に伴い割裂し、有効に機能しないとして寄与分を無視すると、破壊モード I の拘束材端部の曲げモーメント M は式(29)で算定できる。

$$M = M_r + M_c \quad (29)$$

次に破壊モード II をモデル化する。破壊モード I の拘束材端部の曲げモーメントは、式(22)から(24)で算出され、貫入長比の増加につれて増大するが、芯材及び拘束鋼管が共に全断面降伏する値を越えることはない。この際、充填モルタルの引張側は割裂し有効に機能しないとして寄与分を無視し、圧縮側は 3 角形分布した応力が芯材圧縮側面を中立軸として抵抗するものとする、破壊モード I の拘束材端部の曲げモーメント M は拘束鋼管及び芯材の曲げモーメントはおおよそ式(30)で算定できる。

$$M = Z_{rp} \sigma_{ry} + Z_{cp} \sigma_{cy} + (1/4) Z_{mp} \sigma_{my} \quad (30)$$

Z_{rp} は拘束鋼管の塑性断面係数、 Z_{cp} は芯材の塑性断面係数、 Z_{mp} は充填モルタルの塑性断面係数、 $\sigma_{my} (=43.1\text{N/mm}^2)$ はモルタルの圧縮強度である。終局状態で拘束鋼管は歪硬化の影響により降伏応力 σ_{ry} が最大応力 σ_{ru} に達するため、式(16)~(30)において降伏応力 σ_{ry} を用いた値を $M_y - N_y$ 、最大応力 σ_{ru} を用いた値を $M_u - N_u$ として得られた $M-\theta$ 関係を実験結果と比較し図 9 に示す(付録 1 参照)。同図に見るよう

に曲げモーメント-回転角の実験値は $M_y - N_y$ 評価と $M_u - N_u$ 評価の間に概ね位置している。

一方、図 10 に見るような拘束鋼管が円形の場合、芯材からの伝達せん断力による曲げ降伏は生じず、面内力による降伏が先行すると考え、面内力は円形鋼管断面の半領域に作用するものとし、面内降伏時の変形は図 10(b), (c) のように、伝達せん断力による円形鋼管の作用点の変形が δ_0 から式(31)の δ に至る時点とみなす。

$$\delta_y = \sqrt{\left(\frac{\pi B_r \sigma_{ry}}{4E} + \frac{B_r}{2} \cos^{-1} \left(\frac{B_r - 2a}{B_r - 2t_r} \right) \right)^2 - a^2} \quad (31)$$

角形鋼管の場合と同様に、降伏以前の伝達せん断力 $P_1(\delta)$ を、面内降伏メカニズム形成時と線形補間することにより式(32)で算出する。

$$P_1(\delta) = \frac{P_y}{\delta_y - \delta_0} (\delta - \delta_0) \quad (32)$$

ここで、図 10(a) に見るような δ_0 は芯材からのせん断力の伝達していない状態における δ の値であり、 $\delta = \theta x + \delta_0$ とする。図 10(c) のように拘束鋼管が面内力により降伏した後、応力上昇はないものとみなし伝達せん断力 $P_2(\delta)$ を式(33)により算出する。

$$P_2(\delta) = 2\sigma_{ry} t_r \frac{\delta}{\sqrt{a^2 + \delta_y^2}} \quad (33)$$

拘束材端部回転中心から距離 x_y の位置で、せん断力の作用点変形が δ_y に至るとし、角形鋼管の場合と同様に曲げモーメントを式(34)にて算出する。

$$M_r = \int_0^{x_y} P_1(\theta x) x dx + \int_{x_y}^{L_m} P_2(\theta x) x dx \quad (34)$$

$$= M_1 + M_2$$

$$M_1 = \frac{P_1(\delta_y)}{3(\delta_y - \delta_0)} \theta x_y^3 \quad (35)$$

$$M_2 = \int_{x_y}^{L_m} \frac{2\sigma_{ry} t_r (\theta x + \delta_0)}{\sqrt{a^2 + (\theta x + \delta_0)^2}} x dx \quad (36)$$

$$= \frac{2\sigma_{ry} t_r}{\theta^2} \left\{ \left(\frac{\delta'}{2} - \delta_0 \right) \sqrt{a^2 + \delta'^2} - \left(\frac{\delta_y}{2} - \delta_0 \right) \sqrt{a^2 + \delta_y^2} - \frac{a^2}{2} \log \left(\frac{\delta' + \sqrt{a^2 + \delta'^2}}{\delta_y + \sqrt{a^2 + \delta_y^2}} \right) \right\}$$

ここで、 δ' は拘束材端部回転中心から距離 L_m (拘束材端部) における変形である。式(35)より、弾性時の端部回転剛性に関し次式を得る。

$$K_{Rv1} = \frac{2\sigma_{ry} t_r L_m^3}{3\sqrt{a^2 + \delta_y^2}} \frac{\delta_y}{\delta_y - \delta_0} \quad (37)$$

また、面内降伏時の拘束材端部回転角は次式となる。

$$\theta_y = (\delta_y - \delta_0) / L_m \quad (38)$$

また、破壊モード II は角形鋼管の場合と同様に式(30)により評価する。芯材の曲げ耐力も含め、降伏応力を用いた値を N_y 、最大応力を用いた値を N_u として得られた $M-\theta$ 関係を実験結果と比較して図 11 に示す。同図に見るような $M-\theta$ 関係の実験値は N_y 評価と N_u 評価の間に概ね位置している。以上の検討より、以降の座屈長評価に対しては、拘束鋼管が角形の場合 $M_y - N_y$ 評価を、円形の場合 N_y 評価を用いることとする。

3.3 座屈拘束材端部の回転剛性評価

前項にて検討したモデルにより、端部回転剛性の評価を行う。芯材は軸力により塑性化していると考え、曲げ耐力に対する芯材の寄与を無視したとき、拘束材端部の $M-\theta$ 関係は図 12 に見るよう拘

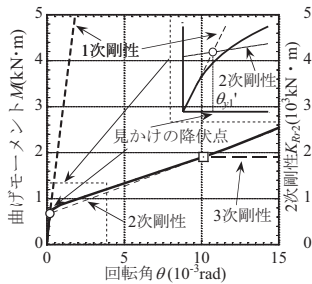
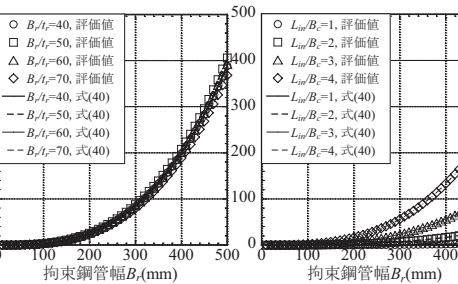
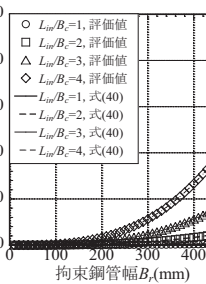


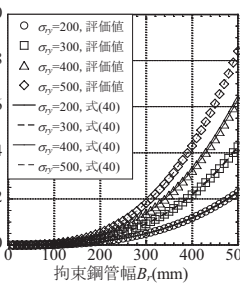
図12 拘束部端部の回転剛性 ($L_{in}/B_c=1.0$, RB65)



(a) 幅厚比の影響



(b) 貫入長比の影響



(c) 降伏応力の影響

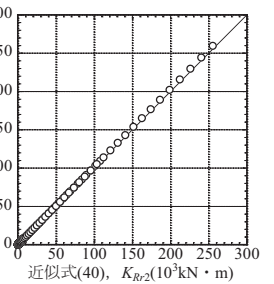


図14 2次剛性 K_{R2} の評価値と予測値の比較

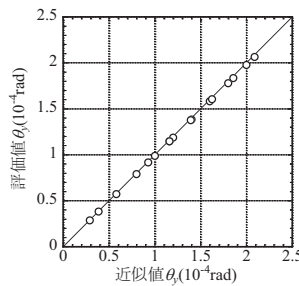


図15 見かけの降伏点

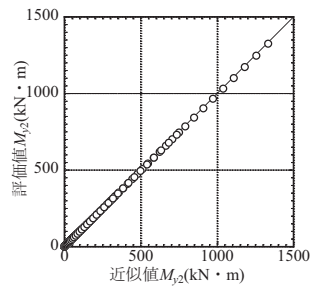


図16 第2降伏点曲げモーメント

束鋼管曲げ降伏及び拘束鋼管面内変形降伏からなる概ねバイリニアの復元力特性に模擬できる。そこで $M-\theta$ 関係における見かけの降伏以前の端部回転剛性を1次剛性 K_{R1} 、降伏以降を2次剛性 K_{R2} 、拘束鋼管が面内降伏により降伏した後は剛性を持たないものとみなしてモデル化する。曲げ剛性に対する芯材の影響を無視すると、1次剛性 K_{R1} は式(22)より式(39)で算出される。

$$K_{R1} = \frac{dM}{d\theta} = \frac{EB_r t_r^3 L_{in}^3}{3(2B_c a^3 - 3a^4)} \quad (39)$$

破壊モードIの端部回転剛性の2次剛性 K_{R2} は拘束鋼管が面内変形により降伏した時点の拘束材端部の曲げモーメントと回転角の接線係数として式(21)の導関数(40)により算出する。

$$K_{R2} = \left. \frac{dM}{d\theta} \right|_{\theta=\theta_2} = \frac{P_1(\delta_{y1})}{3} \frac{\delta_{y1}^2}{\theta_{y2}^2} + \frac{P_2(\delta_{y2}) - P_1(\delta_{y1})}{3(\delta_{y2} - \delta_{y1})} \left(L_{in}^3 - \left(\frac{\delta_{y1}}{\theta_{y2}} \right)^3 \right) \quad (40)$$

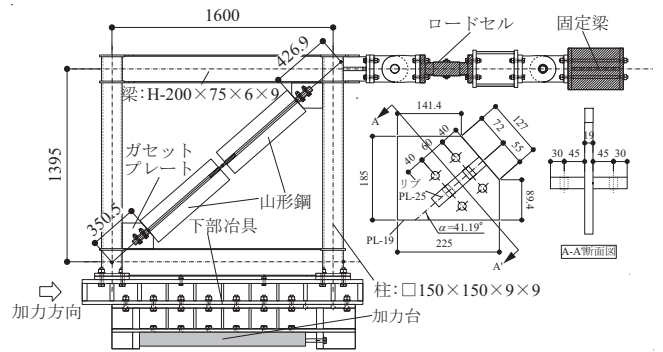
θ_{y2} は拘束鋼管が面内変形により降伏する時点の回転角を表し、式(41)より算出する。

$$\theta_{y2} = \frac{B_r}{L_{in}} \sqrt{\left(\frac{\sigma_{ry}}{2E} \right)^2 + \left(\frac{a\sigma_{ry}}{B_r E} \right)^2} \quad (41)$$

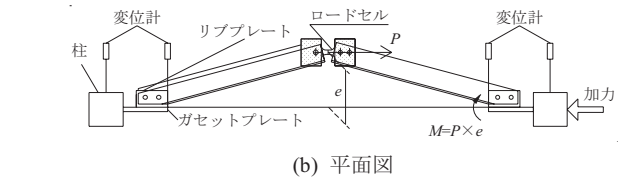
なお、図12に見るように見かけの降伏点 θ'_{y1} は θ_{y2} における K_{R2} の割線と弾性勾配との交点より求める。上式を用い、角形拘束鋼管を対象とし拘束鋼管板厚 $t_r=5.0\text{mm}$ 、貫入長比 $L_{in}/B_c=1.0$ 、芯材幅 $B_c=0.85B_r$ 、芯材厚さ $t_c=0.12B_r$ 、降伏応力 $\sigma_y=\sigma_{ry}$ 、 $\sigma_{cy}=290\text{N/mm}^2$ 、ヤング係数 $E=2.05 \times 10^5\text{N/mm}^2$ を基準とし、 $B_r/t_r=40\sim 70$ 、 $L_{in}/B_c=1.0\sim 4.0$ 、 $\sigma_y=200\sim 500\text{N/mm}^2$ と変化させて K_{R2} を算出したものを図13に示す。同図に見るように拘束鋼管幅厚比を除き、貫入長比、降伏応力が上昇するに従い K_{R2} は上昇しており、上記範囲の解析値は鋼管幅 B_r の3次近似式(42)により評価できる。

$$K_{R2} = f(L_{in}/B_c, \sigma_{ry}) B_r^3 \quad (42)$$

角形鋼管の場合、式(42)中の関数 f を拘束鋼管幅厚比及び幅、貫入長比、降伏応力を用いた式とすることで K_{R2} は式(43)により近似できる。



(a) 立面図及びガセットプレート接合部詳細



(b) 平面図

図17 接合部回転剛性実験セットアップ

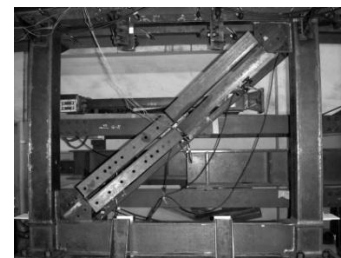


写真2 接合部回転剛性実験セットアップ

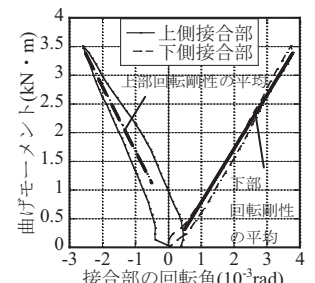


図18 接合部回転剛性実験結果

$$K_{R2} = 0.11 \sigma_{ry} B_r^3 (L_{in}/B_c)^3 \quad (43)$$

式(40)の解析値と上式による値を図14に合わせて示す。これらの図より、端部回転剛性の2次剛性は式(43)でもある程度の精度で評価できることが分かる。同様に見かけの降伏点についても式(44)のように近似できる。

$$\theta'_{y1} = 1.64 \times 10^{-3} (\sigma_{ry}/E) (B_r/t_r) (B_c/L_{in}) \quad (44)$$

以上の結果より端部回転剛性の1次剛性は式(39)、2次剛性は式(43)により定義し、 θ'_{y1} を式(44)、 θ_{y2} を式(41)で評価したときの拘束材端部の曲げモーメント M'_{y1} 、 M_{y2} を式(46)、(47)により算出する。ただし、 M'_{y1} 、 M_{y2} は破壊モードIIの曲げ耐力式(48)を超えることはできない。まとめて、降伏点の値を以下のように評価する。

$$K_{Rr} = \begin{cases} K_{R1} & (0 \leq \theta \leq \theta'_{y1}) \\ K_{R2} & (\theta'_{y1} \leq \theta \leq \theta_{y2}) \\ 0 & (\theta_{y2} \leq \theta) \end{cases} \quad (45)$$

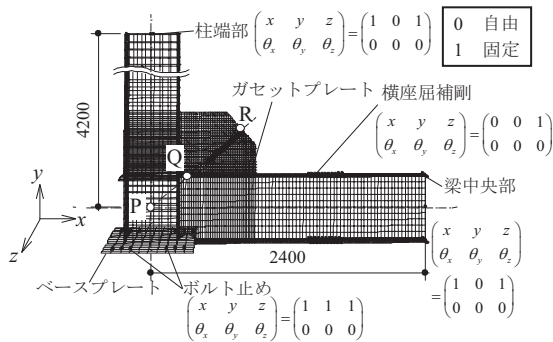


図 19 接合部の回転剛性解析モデル

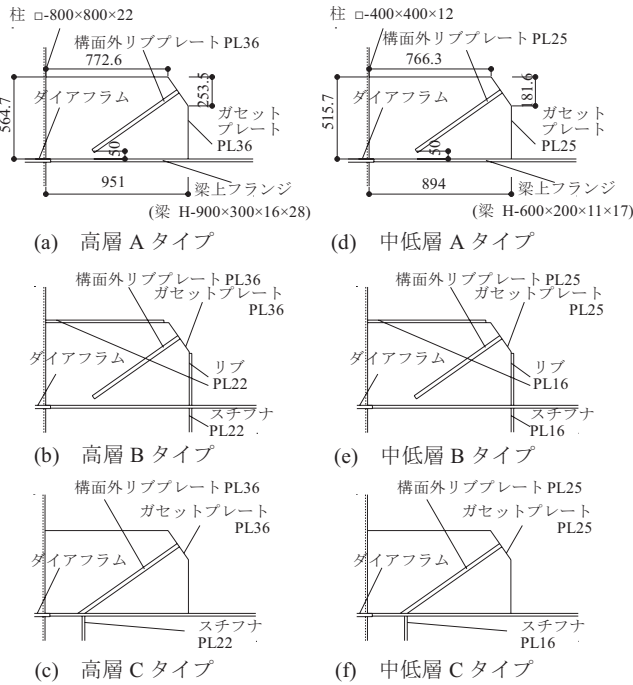


図 20 接合部形状

$$M'_{y1} = K_{Rr1} \theta'_{y1} \quad (46)$$

$$M_{y2} = K_{Rr1} \theta'_{y1} + K_{Rr2} (\theta_{y2} - \theta'_{y1}) \quad (47)$$

$$M'_{y1}, M_{y2} \leq Z_{cp} \sigma_{cy} + (1/4) Z_{mp} \sigma_{my} \quad (48)$$

式(45)~(47)により評価した第 2 降伏点の値を式(22)~(24)により評価した値と比較し図 16 に示す。両者は概ね対応しており式(45)による第 2 降伏点の算定も妥当と考えられる。次に、拘束鋼管が円形鋼管の場合については、 $M-\theta$ 関係は式(32), (37), (38)を用いてバイリニア型としてモデル化し、端部回転剛性及び降伏点を以下のように評価する。ただし、角形鋼管の場合と同様に M_y は破壊モード II の耐力式(48)を超えることはできない。

$$K_{Rr} = \begin{cases} K_{Rr1} & (0 \leq \theta \leq \theta_y) \\ 0 & (\theta_y \leq \theta) \end{cases} \quad (49)$$

$$M_y = K_{Rr1} \theta_y \quad (50)$$

4. 接合部の回転剛性

4.1. 実験による確認

次に、図 17 及び写真 2 に示すような縮小架構を用いてガセットプレート接合部の構面外回転剛性を調査する。実大建物の 1/2 の縮尺の架構内に斜め状に山形鋼を配置し、梁は構面外方向の変形を固定

表 3 実験モデル変位解析結果

	x (10 ³ mm)	y (10 ³ mm)	z (10 ³ mm)
P点	-3.3	-5.7	2.8
Q点	-9.4	-7.4	11.2
R点	-12.1	-6.2	-1233.9

表 5 検討用 BRB モデル

試験体名	拘束鋼管	芯材
RB55	□-300×300×5.5(高層)	PL-250×36(高層)
	□-200×200×3.6(中低層)	
CB67	φ-355.6×5.3(高層)	PL-175×25(中低層)
	φ-216.3×3.2(中低層)	

表 4 想定建物モデル
接合部の回転剛性の解析結果

想定建物モデル	BRB 想定軸力 (kN)	芯材	拘束鋼管	接合部 回転剛性 (kN・m)
中低層 A				1.73×10 ³
中低層 B	1249	PL-25×222	φ-267.4×5.0	2.64×10 ³
中低層 C				4.85×10 ³
高層 A				7.00×10 ³
高層 B	2511	PL-36×310	φ-355.5×6.4	9.80×10 ³
高層 C				1.81×10 ⁴

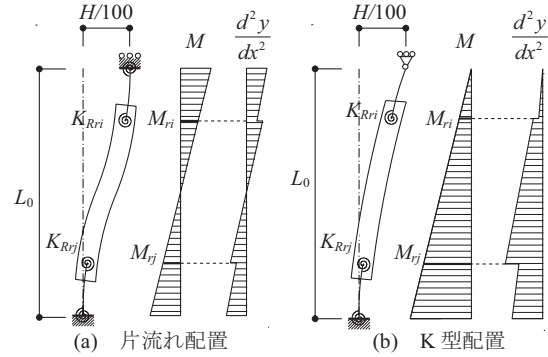


図 21 強制水平変位下の曲げモーメント分布

させ山形鋼及びガセットプレート及びリブプレートのみが構面外に変形するように設置する。荷重は加力台を水平方向に一方向静的漸増荷重とする。接合部の構面外方向の曲げモーメントはロードセルの軸力 P に偏心量 e を乗じるにより算出し、接合部の回転角は図 17(b)に示した 4 点の変位計より測定し、本実験より得られた $M-\theta$ 関係を図 18 に示す。これより剛性の安定した 5.0×10^{-4} rad 以上の回転剛性を最小二乗法により求めると、下部接合部の構面外回転剛性は 9.36×10^3 kN・m、上部接合部の構面外回転剛性は 1.12×10^3 kN・m となった。次に、より剛性が小さく安定している下部ガセットプレートの値を用いて解析値との比較を行う。

4.2. 有限要素法による解析

実験にて測定した接合部の構面外回転剛性を、有限要素法を用いて解析を行い比較する。解析プログラムには ABAQUS-ver.6.4-1 を用いる。図 19 に示すように前章の試験体の梁柱とガセットプレートを再現したモデルを構成し、実験と同様に境界条件を設定する。R 点に構面外方向の曲げモーメントを加えたとき、点 P, Q, R の変位はそれぞれ表 3 に示す値となり主に QR 間で変形する。また、補強リブはほぼ剛体回転しており、柱梁面の端部回転バネと曲げ剛性を持つ接合部を組み合わせた図 2 の力学モデルに対応した変形状を有する。PR 間の接合部の回転剛性は 9.23×10^3 kN・m と、実験より得られた回転剛性と 10% 程度以内の誤差で一致し、解析モデルは接合部の回転剛性を概ね評価できていると判断される。そこで、図 19 の解析モデルを用いて一般的な高層及び中低層の架構モデルにおける接合部の回転剛性の分析を行う。柱梁の寸法及び接合部の形状として図 20 に示す 3 タイプを想定し、実験モデルと同様に解析を行い、QR 間の接合部の回転角を規準として評価した結果を表 4 に示す。これらの結果より接合部の構面外回転剛性は概ね $1.0 \times 10^3 \sim 2.0 \times 10^4$ kN・m の間に分布し、図 20(c), (f) の C タイプが最も剛性が高いことが分かる。

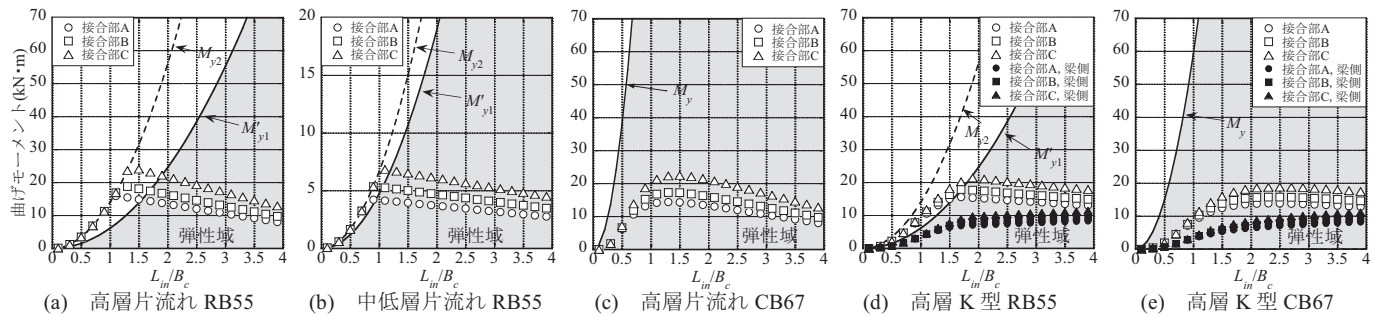


図 22 層間変形角 1/100 における座屈拘束材端部の曲げモーメントと降伏点の比較(貫入長比による比較)

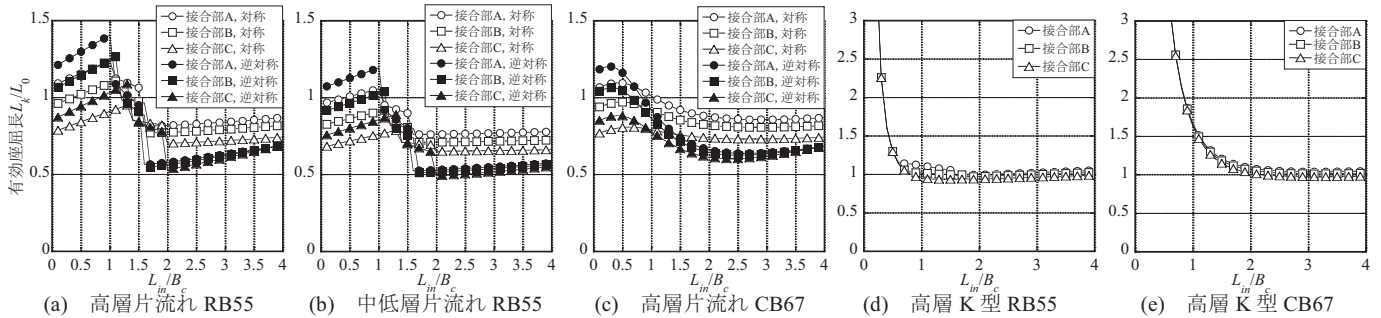


図 23 有効座屈長の評価(貫入長比による比較)

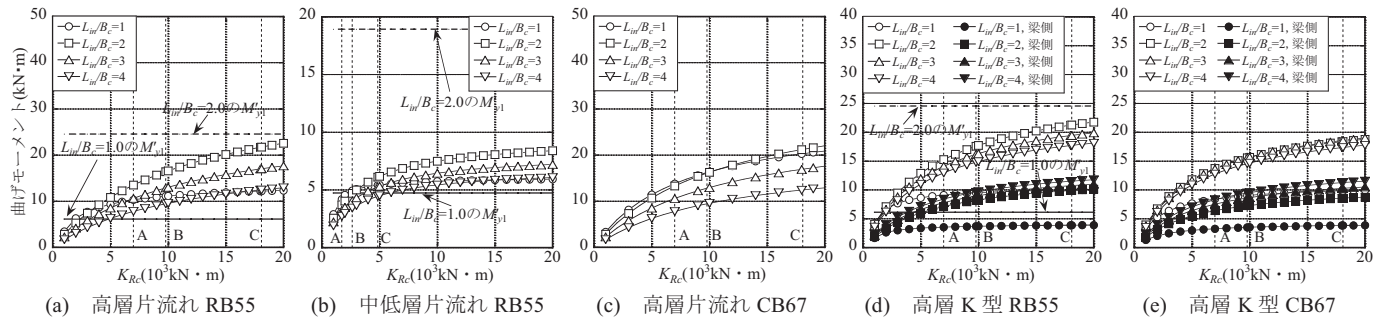


図 24 層間変形角 1/100 における座屈拘束材端部の曲げモーメントと降伏点の比較(接合部回転剛性による比較)

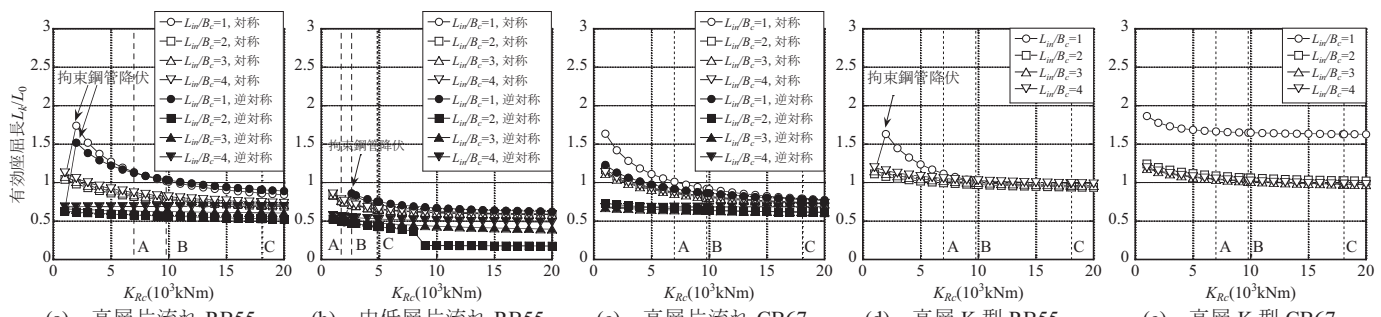


図 25 有効座屈長の評価(接合部回転剛性による比較)

5. 有効座屈長の評価

前章までに BRB の拘束材端部及び接合部の回転剛性を種々の実験及び解析を通して評価した。本章ではこれらの回転剛性を用いて架構の構面外変形に対する拘束材端部の曲げモーメントの伝達条件及び BRB の有効座屈長 L_k の評価を試みる。BRB の拘束鋼管及び芯材寸法は表 5 に準ずるものとする。拘束材端部の回転剛性は角形の場合、1 次剛性及び 2 次剛性を含むトリニア型の $M-\theta$ 関係を有しているため、図 12 に見るように拘束材端部の曲げモーメントにより 3 段階で剛性が変化する。図 12 に示した拘束鋼管の見かけの降伏時の曲げモーメントを第 1 降伏点 M'_{y1} 、鋼管面内降伏時の曲げモー

ントを第 2 降伏点 M_2 と定義し、拘束材端部の作用する曲げモーメントが第 1 降伏点を越える場合は 2 次剛性を、第 2 降伏点 M_2 を越える場合は回転剛性がないものとして評価する。円形拘束鋼管では降伏点を越えた後、拘束材端部の回転剛性を 0 として評価する。ここでは、図 21 に見るように層間変形角 1/100 の構面外強制水平変位が生じた際に拘束材端部の曲げモーメントに対する拘束材端部の回転剛性を決定し、拘束材端部の状況及び BRB の有効座屈長を評価する。なお、想定する建物構面は中低層及び高層共通で、片流れに対し $L=6600\text{mm}$, $L_0=5400\text{mm}$, $\zeta L_0=1000\text{mm}$, $H=3800\text{mm}$ とし、部材レベルの $P\delta$ 効果の影響は微小のため無視する。図 22 に層間変形角

1/100 の強制変位に対し、拘束材端部の降伏点における曲げモーメント及び発生する曲げモーメントを貫入長比と比較して示す。同図中 A, B, C タイプは表 4 の接合部形式を表しており、接合部の回転剛性が大きくなるほど拘束材端部の曲げモーメントは大きくなる事が分かる。次に、図 23 において、2 章の式(13)~(15)より接合部及び拘束材端部の回転剛性を考慮した BRB の有効座屈長を求め、貫入長比毎に示す。これらの図より、層間変形角 1/100 に対し、拘束鋼管が角形の場合、拘束材端部の曲げモーメントを弾性範囲内に留めるためには、1.5~2.0 倍程度の貫入量が必要となる。同図を見ると拘束材端部が弾性域内に留まれば、貫入長比の影響をあまり受けることなく BRB の有効座屈長は概ね $0.6 L_0 \sim L_0$ の範囲に分布し、接合部の回転剛性が大きいほど短くなるが、拘束材端部が降伏した角形の場合、有効座屈長は片流れ配置では $0.7 L_0 \sim 1.4 L_0$ に増大し、K 型配置では L_0 を大幅に超える場合がある。一方、拘束鋼管が円形の場合、拘束材端部が降伏することはないが、貫入長比と有効座屈長の関係は角形の場合と同範囲に分布している。また、角形、円形共に図 24 に見るように接合部の回転剛性が大きくなるほど、拘束材端部の曲げモーメントは大きくなり、図 25 に見るように拘束材端部が降伏する等により、回転剛性が低下したときには、有効座屈長が急増する場合が多いことが分かる。以上により、拘束材端部の曲げモーメント伝達を期待する設計においては、接合部の回転剛性を低めにとり、予想される強制変形に対し、拘束材端部を降伏させないように配慮する設計法も成立すると考えられる。その際、今回検討した範囲では、柱梁間面(K 型配置では柱梁面-梁芯間長) L_0 を有効座屈長とすることで概ね安全側の評価となることが確認できる。

6. 結

本研究では座屈拘束材端部及び接合部の回転剛性及び耐力が BRB の有効座屈長に及ぼす影響について、種々の実験による調査と詳細な数値解析により確認した。行った検討及び得られた知見を以下にまとめる。

- BRB の座屈モードを片流れ配置及び K 型配置の場合についてそれぞれ仮定し、建物架構構面内に配置される際の座屈荷重を接合部及び座屈拘束材端部の回転剛性を用いて定式化した。
- 座屈拘束材端部の回転剛性については芯材と拘束鋼管の破壊モデルを仮定して降伏点を設定し、2 段階の回転剛性の評価式を誘導した。座屈拘束材端部の回転剛性は端部における補強リブの貫入長と芯材幅の比が大きくなるほど増大する。これらの回転剛性及び降伏耐力は実験で得られた値と概ね対応することを確認した。
- 部材実験により BRB 座屈拘束材端部及び接合部の回転剛性を調査した。接合部については有限要素法を用いて、実験結果を再現し、一般的な 3 つの接合部形式について構面外回転剛性を評価した。
- 1)において算定した座屈荷重評価式及び 2), 3)において設定した各部の回転剛性より、強制変形時における拘束材端部における曲げモーメントの伝達条件及び有効座屈長の評価を行った。層間変形角 1/100 程度の構面外強制変形に対し、座屈拘束材端部が降伏又は回転剛性の低下を生じないためには、概ね芯材幅に対し 1.5~2.0 倍程度以上の補強リブ貫入量が必要であり、こ

の条件を満足している場合、有効座屈長は $0.6 L_0 \sim L_0$ の範囲に分布し、柱梁間距離 L_0 以下となる。一方、座屈拘束材端部が降伏した場合の有効座屈長は片流れ配置では $0.7 L_0 \sim 1.4 L_0$ に増大し、K 型配置では L_0 を大幅に超える場合がある。この際、接合部の構面外回転剛性が座屈拘束材端部に比して大きいほど、座屈拘束材端部は降伏する可能性が高くなる。

参考文献

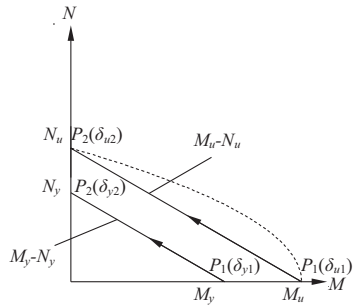
- 藤本盛久, 和田章, 佐伯英一郎, 渡辺厚, 人見泰義: 鋼管コンクリートにより座屈を拘束したアンボンドブレースに関する研究, 構造工学論文集, Vol.34B, pp.249-258, 1988.3
- 日本鋼構造協会, 鋼材倶楽部: 履歴型ダンパー付骨組みの地震応答性状と耐震設計法, 3.5 節 座屈拘束ブレース, pp.66-82, 1998.9
- 井上一朗: 座屈拘束ブレースの現状と設計指針への期待, 2006 年度日本建築学会大会鋼構造部門パネルディスカッション資料, pp.8-17, 2006.9
- 長尾直治, 高橋茂治: 角鋼管を鉄筋コンクリートで被覆したアンボンドブレースの弾塑性性状 その 2 解析的考察, 日本建築学会構造系論文報告集, 第 422 号, pp.45-56, 1991.4
- 井上一朗, 沢泉紳一, 東端泰夫, 井ノ上一博: アンボンド平鋼ブレース内蔵コンクリート壁の座屈補剛設計, 日本建築学会構造系論文報告集, 第 432 号, pp.41-49, 1992.2
- 長尾直治, 世良耕作, 中村 茂, 大内一之, 大谷清介, 古田島清彦: RC で H 形鋼を被覆したアンボンドブレースの実験的研究(その 1: 実験計画の概要), 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造(2)分冊, pp.1773-1774, 1992.8
- 桑原 進, 多田元英, 米山隆也, 今井克彦: 二重鋼管の補剛性能に関する研究, 日本建築学会構造系論文報告集, 第 445 号, pp.151-158, 1993.3
- 峰 隆俊, 井上一朗, 常 培勇, 福山国夫, 井ノ上一博: 重ね梁 PCa 板による平鋼ブレースの座屈補剛設計(その 1. 座屈補剛設計理論), 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造(2)分冊, pp.1719-1720, 1993.9
- 鈴木直幹, 鴻野良太, 東端泰夫, 佐々木照夫, 瀬川輝夫: H 形鋼アンボンドブレースの座屈補剛に関する実験的研究, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造(2)分冊, pp.1621-1622, 1994.9
- 真鍋典生, 下川弘海, 神谷 誠, 森野捷輔, 川口 淳: 角形鋼管で補剛された平鋼ブレースの弾塑性性状に関する研究, 日本建築学会大会学術講演梗概集, C-1 分冊, 構造 III, pp.783-784, 1996.9
- 清水孝憲, 藤沢一善, 上村健二, 井上一朗: 極軟鋼管ブレースの接合部を含む座屈拘束設計法(その 1 設計法と実験計画), 日本建築学会大会学術講演梗概集, C-1 分冊, 構造 III, pp.781-782, 1997.9
- 巖 明, 一戸靖生, 福田浩司, 久保田一男, 蓮田常雄, 武居 泰: 制振ブレースを用いた線路上空利用建物の耐震補強法 その 3 制振ブレース低サイクル疲労試験, 日本建築学会大会学術講演梗概集, B-2 分冊, 構造 II, pp.915-916, 1998.9
- 多賀謙藏, 近藤 実, 奥野哲也, 井上一朗: 偏心圧縮力を受ける軸力材の座屈拘束設計に関する考察, 日本建築学会大会学術講演梗概集, C-1 分冊, 構造 III, pp.849-850, 1999.9
- 成原弘之, 辻田 修, 聲高裕治: 座屈拘束ブレースに関する実験的研究(その 1, 2), 日本建築学会大会学術講演梗概集, C-1 分冊, 構造 III, pp.911-914, 2000.9
- 多賀謙藏, 小林正則, 吉田晴彦, 山際将司, 近藤 実, 中西規夫, 奥野哲也, 井上一朗, 立山英二: 梁部材組み込み形式履歴型鋼材ダンパーの実大静的繰り返し実験-その 3. 座屈拘束ブレースを組み込んだ梁の実験計画-, 日本建築学会大会学術講演梗概集, C-1 分冊, 構造 III, pp.957-958, 2000.9
- 宇佐美徹, 金子洋文: 両端部に無補剛区間を有する座屈補剛 H 形鋼ブレースの耐力について-両端単純支持-, 日本建築学会構造系論文集, 第 542 号, pp.171-177, 2001.4
- 宇佐美徹, 金子洋文, 小野徹郎: 両端部に無補剛区間を有する H 形鋼ブレースの耐力について-両端固定支持-, 日本建築学会構造系論文集, 第 558 号, pp.211-218, 2002.8
- 磯田和彦, 真瀬伸治, 寺田岳彦, 佐武直紀: 溝形鋼で補剛したアンボンドブレースダンパーの開発(その 1)開発目的とダンパー部材の概要, 日本建築学会大会学術講演梗概集, C-1 分冊, 構造 III, pp.663-664, 2001.9
- 宇佐美徹, 金子洋文, 小野徹郎: 両端の固定度を考慮した座屈補剛 H 形鋼ブレースの耐力, 日本建築学会構造系論文集, 第 590 号, pp.121-128, 2005.4
- 天島秀秋, 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
- 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, pp.141-148, 2007.11
- 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

付録 1

M_u - N_u 関係の第 1 降伏点を求めるにあたっては、曲げによる塑性ヒンジ形成時を想定し、式(17)の代わりに次式を使用する。

$$\delta_{u1} = \frac{2B_r a^2 - 3a^3}{EB_r t_r} \sigma_{ru} \quad (\text{付 1})$$

第 1 降伏点以降は式(18)~(20)において σ_{ry} を σ_{ru} に置き換え、付図 1 の降伏面及び終局面に沿って評価していることになる。



付図 1 拘束鋼管の曲げ及び面内力に関する降伏面及び終局面の仮定

(2008年9月3日原稿受理, 2009年1月29日採用決定)