

初期張力材付座屈拘束ブレースの繰返し載荷実験

CYCLIC LOADING TESTS OF BUCKLING-RESTRAINED BRACES WITH POST-TENSIONED CABLES

稲永 匠 悟^{*1}, クルトウルス・アタセバー^{*2}, 寺澤 友 貴^{*3}, オグウズ・チェリック^{*4}, 竹内 徹^{*5}Shogo INANAGA, Kurtulus ATASEVER, Yuki TERAZAWA,
Oguz C. CELIK and Toru TAKEUCHI

Although buckling-restrained braces (BRBs) have an excellent energy dissipation capacity, damage concentration and large residual deformation occur due to their low post-yield stiffness when BRBs are used in steel frames with pinned connections. To avoid these risks, PT-BRB (BRB with Post-Tensioned cables) has been proposed that provides/enhances self-centering force by externally attached post-tensioned cables. The hysteresis is mainly dependent on post-yield stiffness (α) and energy dissipation (β) ratios. In this paper, after studying parameters (α and β) minimizing residual deformation, cyclic loading tests of PT-BRBs are carried out, and obtained results are compared with numerical model.

Keywords : Self-Centering, Buckling Restrained Brace, Carbon Fiber Composite Cable, Residual Deformation, Cyclic Loading Test

セルフセンタリング, 座屈拘束ブレース, 炭素繊維複合材ケーブル, 残留変形, 繰返し載荷実験

1. 序

座屈拘束ブレース(以下, BRB)¹⁾は, バイリニア型の安定した復元力特性と高いエネルギー吸収性能を発揮するブレース部材であり, 座屈する強度型ブレースに代わり世界中に普及している。

骨組を剛接ラーメン架構として水平抵抗に利用する日本²⁾とは異なり, 海外では柱梁をピン接合として鉛直荷重のみを負担させることが多く, 耐震設計時は地震後の残留変形および特定層への損傷集中が課題³⁾となる。これに対し海外では, BRBに初期張力材を付加することで原点復帰(セルフセンタリング)機能を持たせ, 架構の残留変形を抑制するセルフセンタリング BRB(SC-BRB)の提案が行われてきた。しかし, 初期張力材の選定が難しく十分な性能を有する SC-BRB は未だ完成していない。Miller ら⁴⁾は, NiTi-SMA ロッドを用いた SC-BRB を提案したが, ブレース最大変形の半分程度の残留変形が残り, 完全なセルフセンタリング挙動は実現していない。Liu ら⁵⁾は, 鋼製ストランドを用いた SC-BRB を提案したが, ストランドの伸び性能が低く, 大地震時にも適用できる変形性能は実現していない。Zhou ら⁶⁾は, BFRP ストランドを用いた SC-BRB を提案したが, BFRP 自身の問題により変形性能が小さい。Chung ら⁷⁾は, 変形性能を2倍にするクロスアンカーシステムを提案したが, 機構がやや複雑となる。

また, SC-BRB は BRB よりエネルギー吸収性能が劣る点が課題となる。SC-BRB の履歴性状は主に二次剛性比 α とエネルギー吸収

比 β により決定され, 後述の Fig. 5 に示すように, 既往の提案は BRB 本来のバイリニア型の履歴($\beta=2.0$)をフラッグ型($\beta=1.0$)にすることで残留変形を生じない完全セルフセンタリング機能の実現を目指しているが, 大きな初期張力が必要となり, かえって初期張力材の変形性能を制限してきた。また, 履歴面積はバイリニア型から半分程度まで低下するため単純な BRB より最大応答は増大する。これに対し既往の数値解析検討⁸⁾では, バイリニア型とフラッグ型の中間の復元力特性($1.0 < \beta < 2.0$)でも残留変形は実用上十分に微小化される知見が得られているが, 適切な α と β の範囲は不明であり, また, 同様の復元力特性を有する SC-BRB の検討例は殆ど無い。

そこで本研究では, 初期張力材に高い伸び性能を有する炭素繊維複合材ケーブル(以下, CFCC)を採用し, バイリニア型とフラッグ型の中間の復元力特性を有する SC-BRB を新たに提案し, 性能確認実験を行う。以後, 本研究の提案 SC-BRB を PT-BRB と呼ぶ。はじめの2章では, PT-BRB の機構の概説, 設計用の特性値の構成則を導出し, さらに数値解析検討を行い適切な α と β の範囲を議論する。次の3章では, 具体的なPT-BRBの1/3縮小試験体を実際に製作し, 準静的な繰返し載荷実験を実施し, 履歴性状と変形性能を確認する。最後の4章では, 構造設計時の立体モデルへの導入に向けて, PT-BRB の各部の挙動を再現する数値モデルを提案し, 実験結果と比較検証する。なお, 本論文は日土共同研究の成果を国内に向けて報告するものであり, 検討内容は米国規準・指針に準拠している。

^{*1} 元 東京工業大学建築学系 大学院生・修士(工学)

^{*2} ミマール・スィナン芸術大学 助手・修士(工学)

^{*3} 東京工業大学建築学系 助教・博士(工学)

^{*4} イスタンブール工科大学 教授・Ph.D.

^{*5} 東京工業大学建築学系 教授・博士(工学)

Former Grad. Student, Dept. of Arch. and Build. Eng., Tokyo Institute of Technology, M.Eng.
Research Assist., Dept. of Arch., Mimar Sinan Fine Arts University, M.Eng.

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

Prof., Dept. of Arch., Istanbul Technical University, Ph.D.

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

2. PT-BRB の構成と理論解

本章では、初期張力材に炭素繊維複合材ケーブル（Carbon Fiber Composite Cable, 以降 CFCC）を用いた初期張力材付座屈拘束ブレース（Buckling-Restrained Brace with Post-tensioned Cable, 以降 PT-BRB）の構成の説明と構成則の導出を行った後、数値解析により残留変形を微小化するパラメータの検討を行う。

2.1 PT-BRB の構成

提案する PT-BRB は芯材、内側の円形鋼管、外側の角形鋼管、エンドプレート、CFCC より構成される。Fig. 1 に PT-BRB 断面図を、Fig. 2 に主要な組立手順を示す。まず芯材の塑性化部は平鋼断面、弾性部はスチフナにより補剛された十字断面とし、左側は円形鋼管内径以下、右側は角形鋼管外径以上の寸法とする (Fig. 2(a))。次に芯材を囲う座屈補剛材を円形鋼管とし、芯材左側と円形鋼管内側は溶接するが、芯材右側は円形鋼管右端に設けたスリットを通り抜け溶接しない。芯材表面と円形鋼管内側には離間材によるクリアランスを設け、円形鋼管と芯材の間にモルタルを充填し、BRB を製作する (Fig. 2(b))。この円形鋼管による BRB を角形鋼管で覆い、角形鋼管は右端に設けたスリットが芯材を挟み込んだ状態で溶接するが、左側に向かって片持ちとし左端は自由端となる (Fig. 2(c))。最後に、

エンドプレートは芯材の軸方向に滑走するための十字断面開口と CFCC を通す 4 つの丸孔を有し、芯材、円形鋼管、角形鋼管のいずれとも溶接せずメタルタッチとする。そしてエンドプレートが円形鋼管と角形鋼管に確実に接触して初期応力を与えるために、4 本の CFCC の取り付け時に初期張力を導入する (Fig. 2(d))。

Fig. 3 に PT-BRB のメカニズムを示す。通常時は CFCC に導入された初期張力により、エンドプレートと円形鋼管および角形鋼管は両端共に接触している (Fig. 3(b))。引張時は芯材が伸びることで、円形鋼管左端は芯材左端に溶接されているため左側へ、角形鋼管右端は芯材右端に溶接されているため右側へ動き、エンドプレートは押し広げられる。この時、円形鋼管と角形鋼管はそれぞれ反対方向へ動くため、左エンドプレートと角形鋼管および右エンドプレートと円形鋼管の間に隙間が生じる (Fig. 3(a))。反対に圧縮時には芯材が縮むことで、円形鋼管は右側へ角形鋼管は左側へ動き、エンドプレートは押し広げられる。この時、左エンドプレートと円形鋼管および右エンドプレートと角形鋼管の間に隙間が生じる (Fig. 3(c))。これらの隙間が大きくなると CFCC が伸び、芯材の変形に対して復元力をもたらすことで、除荷後にブレースが初期状態に戻ろうとするセルフセンタリング機能が働く。

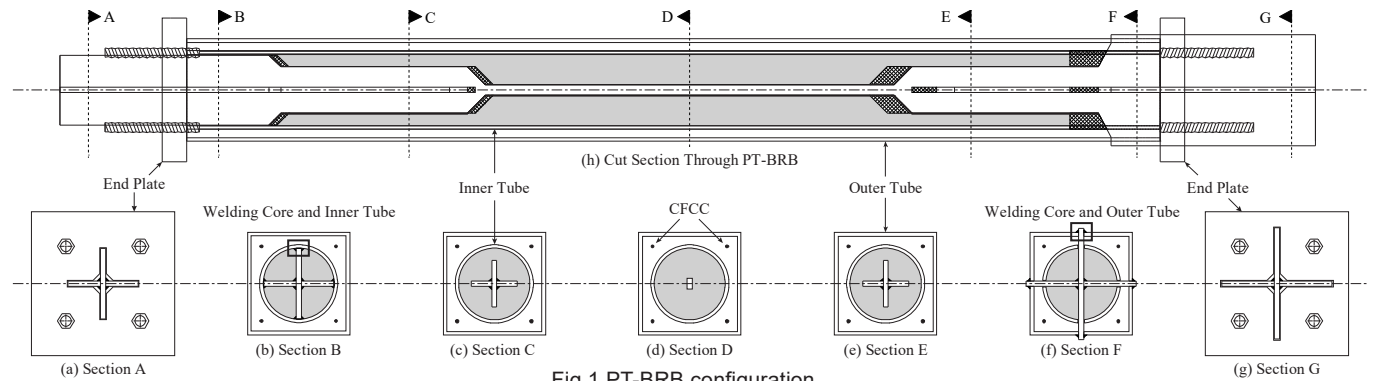


Fig.1 PT-BRB configuration

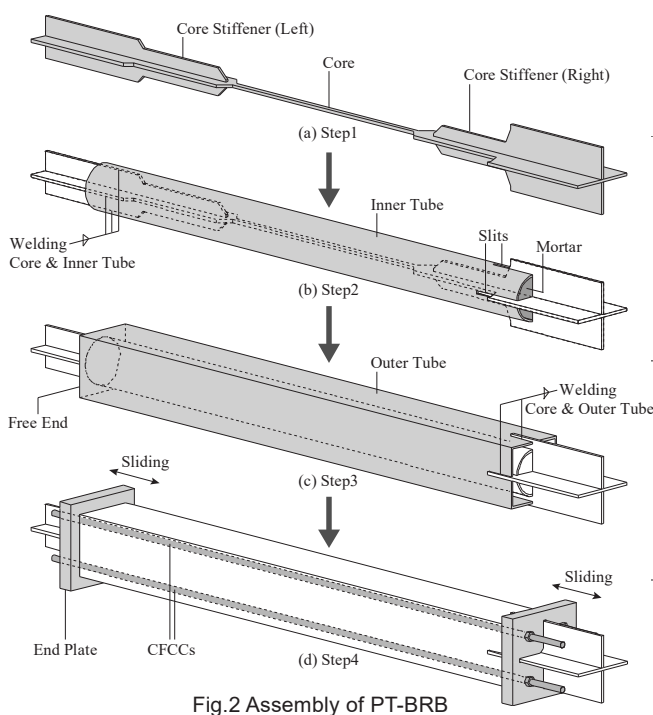


Fig.2 Assembly of PT-BRB

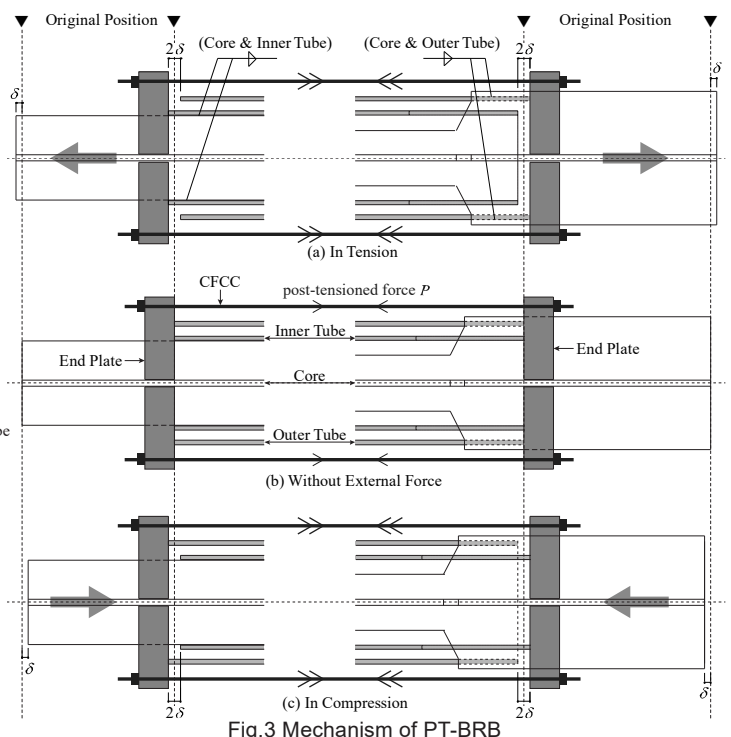


Fig.3 Mechanism of PT-BRB

2.2 PT-BRB の構成則

Fig.4 に PT-BRB の構成要素と全体の履歴を示す。PT-BRB は BRB とセルフセンタリングの組み合わせであるため、2 つのシステムの履歴を足し合わせると全体の履歴が得られる。ここで、 P は CFCC の初期張力、 k_{sc} はセルフセンタリングシステムの初期剛性、 n はケーブル本数、 k_t は CFCC 一本の引張軸剛性、 δ_a はセルフセンタリングシステムの作動変位である(点 a, Fig.4)。 k_c^{eq-1} 、 k_c^{eq-2} はそれぞれ芯材の弾性剛性と降伏後剛性で式(1)により表せ、 $k_1 \sim k_6$ 、 k_p はそれぞれ芯材の弾性部と塑性部の軸剛性である(Table 1)。 F_y と δ_y はそれぞれ芯材の引張降伏力と変位、 F_{cy} と δ_{cy} はそれぞれ芯材の圧縮降伏力と変位である (Fig.4(b))。

$$k_c = \begin{cases} k_c^{eq-1} = \left(\frac{1}{k_p} + \frac{1}{k_2} + \frac{1}{k_3} + \frac{1}{k_4} + \frac{1}{k_5} \right)^{-1} & (\text{elastic}) \\ k_c^{eq-2} = \left(\frac{1}{0.02k_p} + \frac{1}{k_2} + \frac{1}{k_3} + \frac{1}{k_4} + \frac{1}{k_5} \right)^{-1} & (\text{plastic}) \end{cases} \quad (1)$$

CFCC に初期張力 P が導入された時、芯材、円形鋼管、角形鋼管が受ける軸力 P_c 、 P_{it} 、 P_{ot} はそれぞれ式(2)～式(4)により表される。

$$P_c = \frac{k_c}{k_c + k_{it} + k_{ot}} P \quad (2)$$

$$P_{it} = \frac{k_{it}}{k_c + k_{it} + k_{ot}} P \quad (3) \quad P_{ot} = \frac{k_{ot}}{k_c + k_{it} + k_{ot}} P \quad (4)$$

また k_c は k_{it} や k_{ot} と比較して非常に小さい値であるため、初期張力から芯材に流れる軸力は微小となる。ブレース全体の軸力伝達は、引張時は芯材と CFCC のみでなされるが、圧縮時は芯材、円形鋼管、角形鋼管、CFCC の全てでなされるため、セルフセンタリングシステムの剛性 k_{sc} は引張時と圧縮時で異なる。これより k_{sc} は式(5)により、ブレース全体の軸剛性 k_B^{eq} は式(6)のように表せる。

$$k_{sc} = \begin{cases} \left(\frac{1}{n \cdot k_t} \right)^{-1} & (\text{In tension}) \\ \left(\frac{1}{k_{it}} + \frac{1}{k_{ot}} + \frac{1}{n \cdot k_t} \right)^{-1} & (\text{In compression}) \end{cases} \quad (5)$$

$$k_B^{eq} = \begin{cases} k_B^{eq-1} = \left(\frac{1}{k_c^{eq-1} + k_{sc}} + \frac{1}{k_1} + \frac{1}{k_6} \right)^{-1} & (\text{elastic}) \\ k_B^{eq-2} = \left(\frac{1}{k_c^{eq-2} + k_{sc}} + \frac{1}{k_1} + \frac{1}{k_6} \right)^{-1} & (\text{plastic}) \end{cases} \quad (6)$$

PT-BRB に加わる外力が P 以下の場合は、エンドプレートは円形鋼管および角形鋼管に接触しながら同時に変形するが、外力が P 以上になるとエンドプレートと円形鋼管および角形鋼管の間に隙間が生じてセルフセンタリング機能が作動し、この時の作動変位 δ_a (点 a, Fig.4)は式(7)で表せる。ただし、 k_{it} や k_{ot} は k_t に比べて非常に大きい値であるため、実際の解析では δ_a は無視できる程小さな値となる。

$$\delta_a = \frac{P}{k_c + k_{it} + k_{ot} + n \cdot k_t} \quad (7)$$

除荷中にブレース変形が δ_a 以下まで除荷されると、エンドプレートは円形鋼管および角形鋼管に再接触する。この時芯材は圧縮降伏しているため、除荷後に残留変形 δ_r (点 f, Fig.4)が生じる。また、CFCC の初期張力 P が芯材の圧縮降伏力 F_{cy} 以上であれば、履歴性

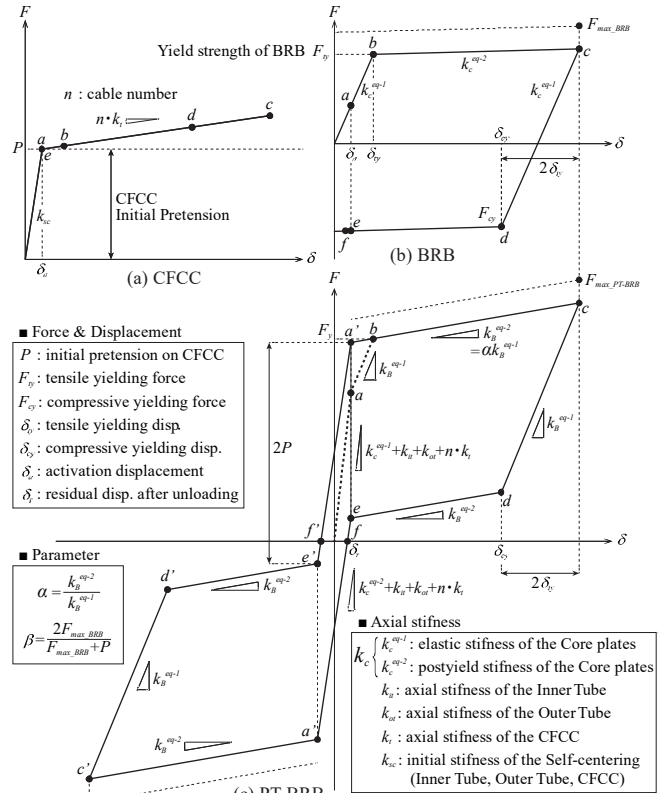


Fig.4 Hysteresis curve for PT-BRB

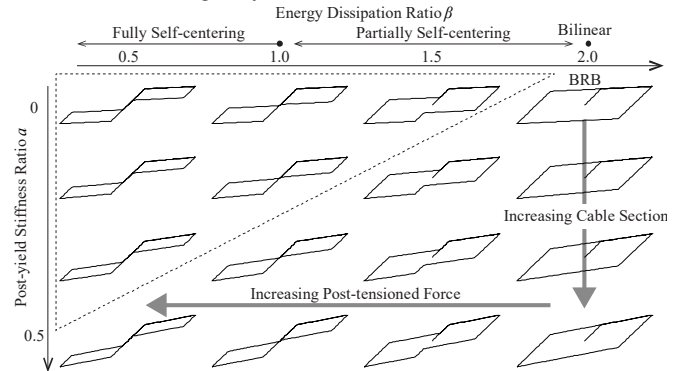


Fig.5 PT-BRB parameters

状はフラッグ型となり PT-BRB は完全なセルフセンタリングを達成するが、 F_{cy} 以下の場合はブレースに残留変形が生じる。

Fig.5 にパラメータと履歴性状の関係を示す。PT-BRB の履歴性状は二次剛性比 α とエネルギー吸収比 β の2つパラメータから決定され、図中の履歴はブレース全体の初回降伏点が同一のものを描いている。右上が従来の BRB の履歴であり、 α の増加すなわち CFCC の軸剛性増大により下側へ、 β の減少すなわち初期張力の増大により左側へ移動し、エネルギー吸収量の減少と引き換えにセルフセンタリング性能が向上する。ただし β の減少により必要な α は増加するため点線範囲内は実際には存在しない。 α 、 β はそれぞれ式(8)、式(9)により得られ、ここで $\beta=2.0$ はバイリニア、 $1.0 < \beta < 2.0$ は部分セルフセンタリング、 $\beta \leq 1.0$ は完全セルフセンタリングと定義する。

$$\alpha = \frac{k_B^{eq-2}}{k_B^{eq-1}} \quad (8) \quad \beta = \frac{2F_{max_BRB}}{F_{max_BRB} + P} \quad (9)$$

なお β の算出に用いる F_{max_BRB} は、繰返しに伴う歪硬化および降伏点上昇を考慮した BRB が経験する最大軸力とする。

2.3 応答解析による検討

α と β が残留変形等の応答に与える影響を、1 質点系モデルと多質点系モデルを用いて完全弾塑性の BRB と比較しながら検討する。Fig.6 に解析モデル概要とブレース概要を示す。最初に 1 質点系モデルにおいて、Newmark β 法を用いた時刻歴応答解析を行う。ブレースの降伏力 F_y は平均加速度応答スペクトル $S_{a_{ave}}$ 、質量 m 、ASCE-7-16 における靱性指標 R 値(=8)⁹⁾、 $F_y = S_{a_{ave}} m / R$ より、一次固有周期 T_1 は $0.03H$ より算出した。建物重量は床面積 1000m^2 に 4kN/m^2 の地震荷重を適用したと仮定して高さに沿って 1000kN/m とし、 T_1 は 0.5s 、 1.0s 、 1.5s の 3 通りとする。次に 6 階建ての多質点系モデルを作成し、地震力と建物高さは 1 質点系モデルと同じとする。柱梁は弾性範囲、柱脚と柱梁接合部はピン接合とし、ブレースは米規標準 ASCE-7-16⁹⁾ で概説されている等価水平力法(ELFP)を用いて設計する。時刻歴応答解析において、レーリー減衰 2%を建物一次固有周期の 0.2 倍、2.0 倍に割り当て、また PA 効果の影響も考慮する。Fig.7 の応答スペクトルに示すように、入力地震動は文献 10)より 22 種類の異なる地震動を採用し、 $0.2T-2.0T$ の範囲で目標スペクトルと 2%減衰応答スペクトルの間の平均二乗誤差を最小にするように調整する。地震動の入力終了後に 20s の自由振動を追加し、その間の平均値を残留変形とする。

Fig.8 に 1 質点系モデルの数値結果を示す。最大応答変位に対する残留変形の比 U_r/U_{max} を見ると、 α の増加は 10%までは U_r/U_{max} の減少に効果的な一方で、10%を超えるとその減少率が低下する。また U_r/U_{max} の最も大きな減少は β の減少によってもたらされ、 $\beta=1.5$ まで急激に減少し、それ以下の β では U_r/U_{max} は無視できる程小さくなる(Fig.8(a)、付録 Fig.A1)。次に BRB に対する最大応答変位の比 U_{max}/U_{max_BRB} は、 β の減少に伴い全体的に増加する傾向を示すが、 $\beta=2.0$ 付近かつ $\alpha < 0.05$ の場合のみ減少する(Fig.8(b))。最後に BRB に対する最大加速度の比 A_{max}/A_{max_BRB} は、 α の増加と共に急激に増加するが、 β の変化は殆ど応答に影響を与えない(Fig.8(c))。

Fig.9 に多質点系モデルの層間変形角を示す。バイリニア($\alpha=0.013$ 、 $\beta=2.0$)を基準に α を増加 β を減少させると、 $\alpha=0.056$ 、 $\beta=1.8$ まではエネルギー吸収量が減少するにも関わらず最大層間変形も低下するが、それ以上では増大に転じ上層の変形が大きくなる。残留層間変形は減少の一途を辿り、 $\alpha=0.056$ 、 $\beta=1.8$ ではバイリニアと同程度の最大変位でありながら残留変形は殆ど無視できるほど小さくなる。Fig.10 に 1 階ブレース履歴性状と残留変形位置を示す。バイリニアにおける残留層間変形は-0.87%となるが、 $0.056 \leq \alpha$ 、 $\beta \leq 1.8$ では無視できる程度の残留変形となる。しかし α の増加により完全セルフセンタリングの最大軸力はバイリニアの約 2 倍となり、建物の他の部分の要求耐力を増大させ不経済な設計に繋がる。

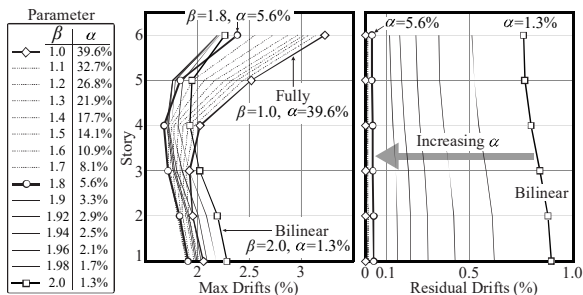


Fig.9 Story drifts (JMA Kobe-NS)

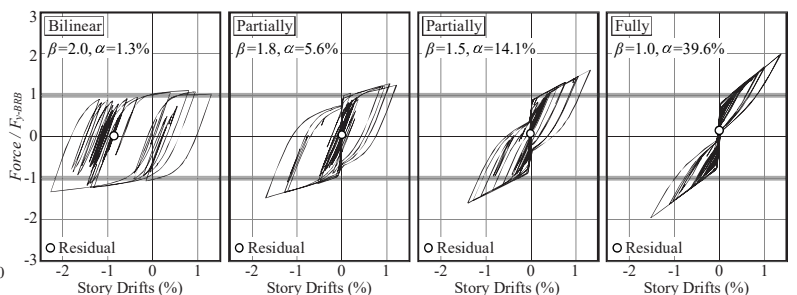


Fig.10 Brace hysteresis (1st floor, JMA Kobe-NS)

以上より、完全セルフセンタリングでなくても、適度な二次剛性と初期張力を有する部分セルフセンタリングにより残留変形を小さな値に制御できることが分かった。そこで実際に PT-BRB を製作し、繰返し載荷実験により部材としての実現性を目標とする履歴性状の再現性を確認する。

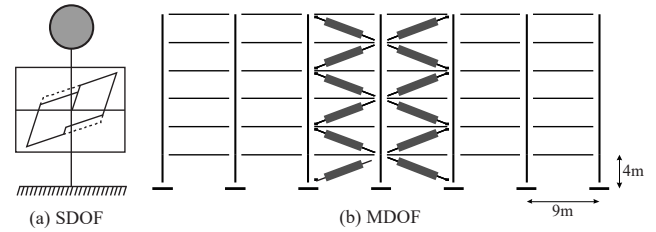


Fig.6 Analysis model

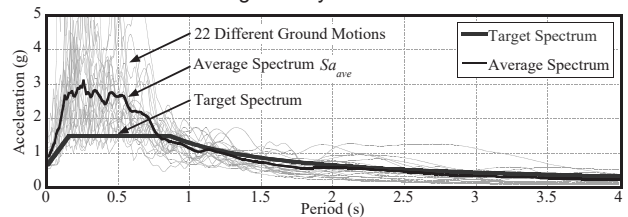


Fig.7 Response spectrum

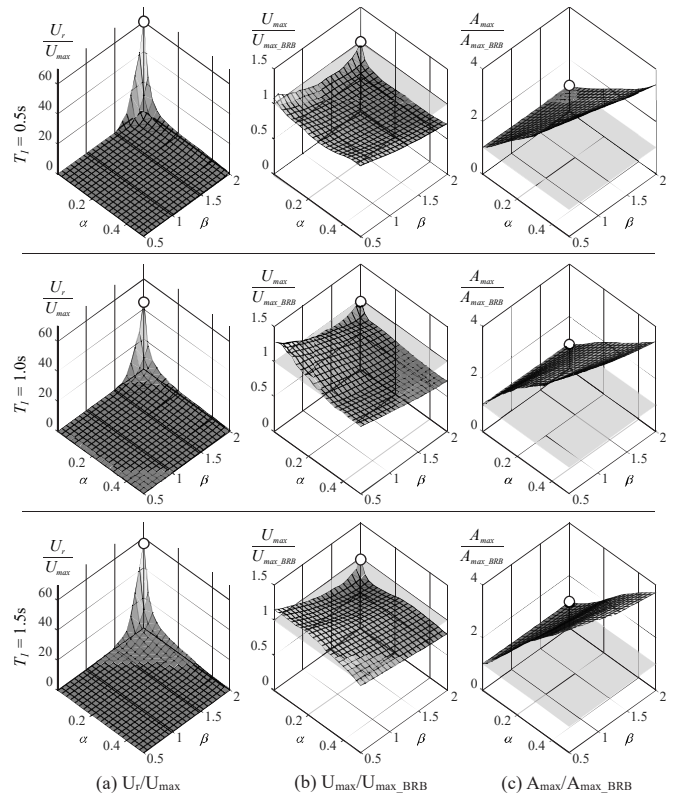


Fig.8 SDOF Results

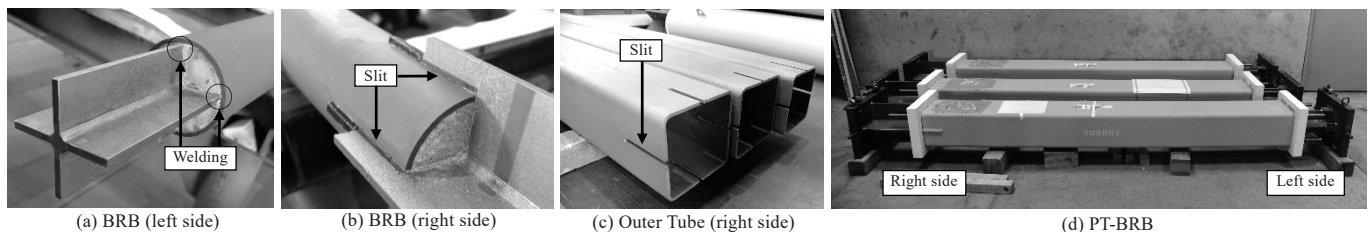
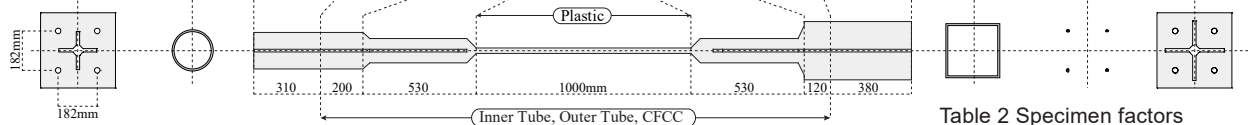


Photo 1 PT-BRB Components

Table 1 PT-BRB specification

Region	End Plate(L)	Inner Tube	E1	E2	E3	Core	E4	E5	E6	Outer Tube	CFCC	End Plate(R)
Shape	□	○	+	+	+	□	+	+	+	□	⊗	□
Size (mm)	350x350x60	190.7x8.2	171x171x12	171x171x12	113x112x12	12x25	113x112x12	270x270x12	270x270x12	250x250x9.0	1x7 (7.5φ)	350x350x60
Material	SM490A	STK490	SN400B	SN400B	SN400B	SN400B	SN400B	SN400B	SN400B	BCR295	CFCC	SM490A
σ_y (N/mm ²)	325	325	284.9	284.9	284.9	284.9	284.9	284.9	284.9	295	2444	325
E (N/mm ²)	205000	205000	205000	205000	205000	205000	205000	205000	205000	205000	155000	205000
n	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	4	-
A (mm ²)	-	4701	3960	3960	2556	300	2556	6336	6336	8467	31.1	-
L (mm)	-	2380	310	200	530	1000	530	120	380	2380	2350	-
k (kN/mm)	-	$k_p = 404.9$	$k_1 = 2168.7$	$k_2 = 4059.0$	$k_3 = 988.6$	$k_p = 61.5$	$k_4 = 988.6$	$k_5 = 10824.0$	$k_6 = 3418.1$	$k_w = 729.3$	$n \cdot k_1 = 8.2$	-



3. PT-BRB の繰返し引張試験

本章では、CFCC の段階的繰返し引張試験を行った後、PT-BRB 試験体 3 体を実際に製作し、初期張力を変数とした準静的繰返し引張試験を実施し、その履歴性状を分析する。

3.1 試験体の設定

Photo 1 に PT-BRB 構成要素と組立状況、Table 1 に試験体諸元、Table 2 に試験体パラメータを示す。本試験体はスパン 9.6m、高さ 4.5m の柱梁ピン接合骨組の 1/3 スケールを想定した縮小試験体である。試験体全長は試験体両端治具のピン節点間変位 $L=3540\text{mm}$ とする。芯材塑性化部断面は $12 \times 25\text{mm}$ (SN400B)、塑性化部長さ $l_p=1000\text{mm}$ とする。座屈拘束円形鋼管は $\phi 190.7 \times 8.2\text{mm}$ (STK490)、部材長さは 2380mm とし、右端に芯材がスライドするためのスリット $16 \times 220\text{mm}$ を 90 度間隔で 4 箇所設ける。また芯材表面および円形鋼管の内側には離間材により 1mm のクリアランスを設け、円形鋼管と芯材の間にモルタル ($F_c=21\text{N/mm}^2$) を充填する。このクリアランス量は、文献 11)において最も安定した変形性能を示した条件を参照した。角形鋼管は $\square 250 \times 250 \times 9.0\text{mm}$ (BCR295)、部材長さは 2380mm とし、右端にスリット $13 \times 120\text{mm}$ を 90 度間隔で 4 箇所設ける。エンドプレートは $\text{PL-}60 \times 350 \times 350\text{mm}$ (SM490A) とし、芯材と CFCC が貫通する開口を設け、十字形の開口と芯材の間のクリアランスは片面 2mm ずつ合計 4mm とする。CFCC は 7 本より線の $\phi 7.5$ を 4 本、部材長さは 2350mm とし、芯材塑性部長さ l_p に対して 2.35 倍の長さであるため、必要弾性歪は芯材軸歪の 4 割程度である。鋼材の引張試験は芯材から切り出した JIS-1A 号試験片にて行い、Table 3 に引張試験結果を示す。

3.2 CFCC の段階的繰返し引張試験

PT-BRB のセルフセンタリング要素である CFCC は、芯材の塑性化後も復元力をもたらすために、高い弾性伸びが要求される。また、初期張力導入時に初期伸びが終了しない場合、繰返し引張に伴い張力が減少する恐れがあり、その性能を段階的繰返し引張試験により確認する。Fig.11 に引張試験片寸法を示すように、ケーブル部長さは直径の 50 倍程度の 380mm とする。Fig.12 に荷重履歴を示す。荷重は荷重制御、荷重速度は 3.75mm/min とし、最初に保証破断荷

Table 2 Specimen factors			
Core plate stiffness	k_c^{eq-1}	elastic	53.70
	k_c^{eq-2}	plastic	1.23
Self-centering stiffness	k_{sc}	tension	8.21
		compression	7.95
PT-BRB stiffness (elastic)	k_B^{eq-1}	tension	59.42
		compression	59.19
PT-BRB stiffness (plastic)	k_B^{eq-2}	tension	9.37
		compression	9.12

Table 3 Material property (Core)

Yield strain ϵ_y (%)	0.131
Yield strength σ_y (N/mm ²)	284.9
Tensile strength σ_u (N/mm ²)	439.5
Fracture elongation E_{long} (%)	32.0

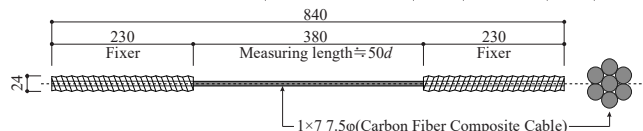


Fig.11 Dimension of CFCC for tensile test

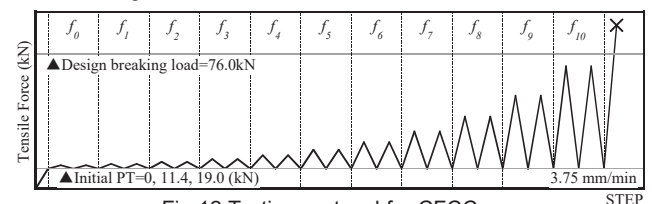


Fig.12 Testing protocol for CFCC

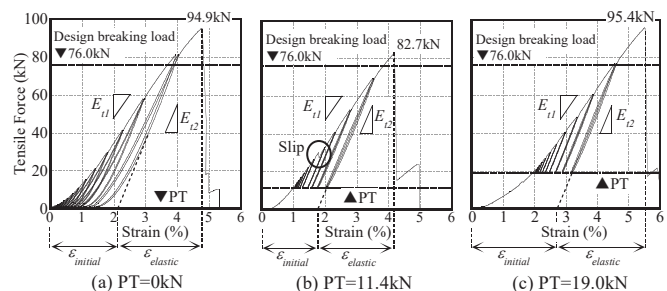


Fig.13 Tensile test result for CFCC

Table 4 Tensile test result for CFCC

PT (kN)	Total elongation ϵ_{total} (%)	Elastic elongation ϵ_e (%)	Ultimate force P_u (kN)	Ultimate strength σ_u (N/mm ²)	Elastic modulus E_{11} (N/mm ²)	Elastic modulus E_{12} (N/mm ²)
0	4.74	2.32	95.1	3058	82142	131961
11.4	4.20	1.98	82.7	2659	78325	134271
19	5.54	2.27	95.4	3082	74052	135013
Average	4.83	2.19	91.1	2933	78173	133748

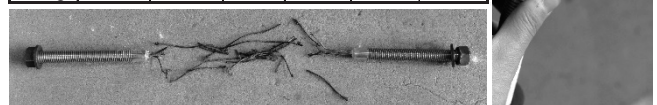


Photo 2 CFCC after fracture (PT=11.4kN)

Table 5 Properties of specimens

Specimens	PT-BRB				Pre-stretching (kN)	CFCC				BRB		
	α	β	Max force $F_{max\ PT-BRB}$ (kN)	Activation disp. δ_a (mm)		PT (kN)		Max force (kN)		Initial yield disp. δ_y (mm)	Initial yield force F_y (kN)	Max force $F_{max\ 2.0\Delta_{bm}}$ (kN)
						1 Cable	Total	1 Cable	Total			
PT-BRB-80	0.158	1.34	468.4	0.067	70.0	20.0	80.0	76.1	304.3	1.59	85.5	164.1
PT-BRB-56		1.49	444.5	0.047		14.0	56.0	70.1	280.4			
PT-BRB-16		1.82	404.8	0.013		4.0	16.0	60.2	240.7			

重 76kN の 0, 15, 25%である 0, 11.4, 19.0kN の引張力を加えた後、引張力 $\pm f_0=2.0$ kN を 2 サイクル加える。その後は $f_{i+1}=1.4 f_i$ ¹²⁾として各引張力を 2 サイクルずつ加え、最終的に破断まで载荷を続ける。

Fig.13, Table 4 に引張試験結果を示す。全ての引張試験体は保証破断荷重を超え、明確な降伏点を示すことなく弾性のまま破断に至った。最も早期に破断に至った PT=11.4kN の CFCC において、初期伸び含む破断時の歪みは 4.20%、破断荷重は 82.68kN である。なお、CFCC の弾性係数は荷重 40kN~60kN の範囲の勾配より算出し、弾性係数と引張強度は有効断面積より算出した。2~3kN 以下の低負荷領域における顕著な初期伸びの発生や (Fig.13(a)), 定着部からのケーブルの抜け出しによる張力低下が確認された(Fig.13(b))。また、繰返しに伴い 2 ステップ目以降は素線の密着が高まり剛性が増加するため、1 ステップ目との剛性の差により残留歪みが生じる。2 ステップ目以降の弾性係数 E_2 が公称値 155000N/mm² より小さいのは、引張試験体のケーブル長さが十分でないことや、Photo 2(b)の破断後状況に示すように、実際には定着部内のケーブルも伸びていたためと考えられる。以上より CFCC は PT-BRB のセルフセンタリング要素として十分な弾性伸びを有しているが、初期伸びの蓄積により 1%以上の永久伸びが生じることが分かった。したがって、安定した線形剛性を得るために CFCC に対してプレストレッチング载荷を行い、初期伸びを低減する必要があった。文献 13)において、ワイヤーロープにおいてプレストレッチング荷重を過大にすると弾性係数の増加によって伸び性能が低下するため、破断荷重の 40~50%が適当とされるが、CFCC は荷重に関わらず E_2 が同程度であることが確認できたため、プレストレッチング荷重は保証破断荷重の 92%である 70kN、保持時間は 30 分とした。

Table 5 に本引張試験結果を踏まえた PT-BRB 諸元を示す。理論値の算出には安全のため公称値を採用し、これは PT-BRB において二次剛性比 $\alpha=0.158$ に相当する。また CFCC4 本の初期張力の合計は 80kN, 56kN, 16kN の 3 種類とする。ここでそれぞれの試験体を PT-BRB-80, PT-BRB-56, PT-BRB-16 と呼称し、これらのエネルギー吸収比 β は 1.34, 1.49, 1.82 に相当する。

3.3 実験の概要

Fig. 14 に実験のセットアップ図を示す。試験体は両端をピン接合とし、上側ピンを試験フレームの反力梁に固定、下側ピンを下部治具を通して振動台に固定し、水平方向に設置された最大加力 500kN、正負最大振幅 300mm のアクチュエータにて強制変位を与える。Fig. 15, Table 6 に载荷履歴を示す。ANSI/AISC 341-16¹⁴⁾に従い、初回降伏時の軸方向変位 $\Delta_{by}=1.73$ mm、層間変形角 1/100 時の軸方向変位 $\Delta_{bm}=13.7$ mm として、正負交番繰返し軸変形を $\pm \Delta_{by}$, $\pm 0.5 \Delta_{bm}$, $\pm 1.0 \Delta_{bm}$, $\pm 1.5 \Delta_{bm}$, $\pm 2.0 \Delta_{bm}$ を各歪レベルで 2 サイクルずつ、 $\pm 1.5 \Delta_{bm}$ を 4 サイクル行う。その後は PT-BRB-80 は $\pm 2.0 \Delta_{bm}$, PT-BRB-56 は $\pm 1.5 \Delta_{bm}$ の一定振幅繰返し履歴、PT-BRB-16 は $\pm 2.5 \Delta_{bm}$, $\pm 3.0 \Delta_{bm}$ を各歪レベルで 2 サイクルずつ行った後 $\pm 2.5 \Delta_{bm}$ の一定振幅繰返し

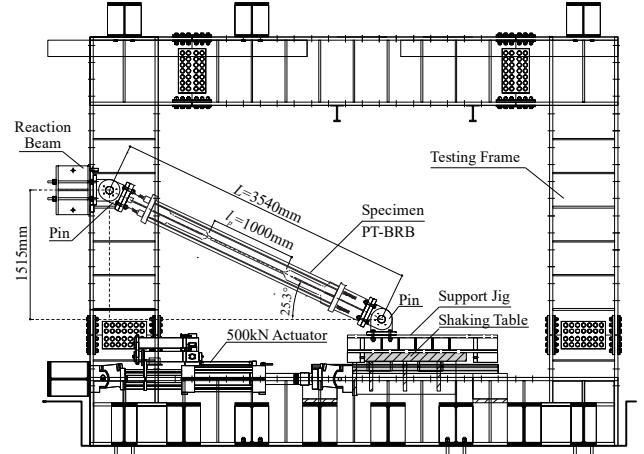


Fig.14 Test setup of PT-BRB

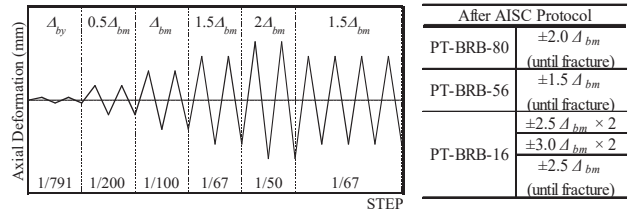


Fig.15 Testing protocol for PT-BRB

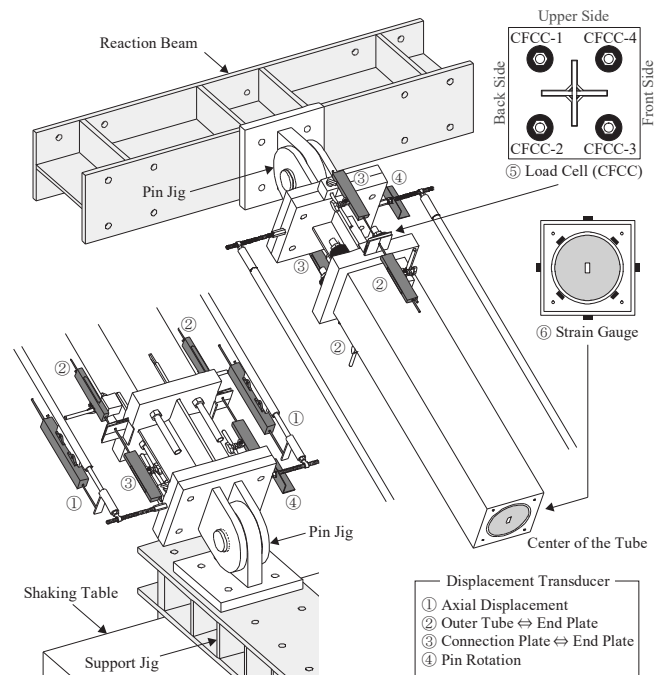


Fig.16 Measurement plan

履歴とし、芯材もしくは CFCC が破断に至るまで载荷を続ける。

Fig. 16 に測定計画図を示す。測定項目は荷重、変形および試験体の局所的な歪とする。アクチュエータ部ロードセルおよび LVD 変位計により、水平荷重および振動台水平変位を測定する。ブレースの軸変形は試験体両端の接合プレート間に軸方向に沿って取り付け

られた変位計にて測定し、両側 2 点の平均により算出する(Fig.16①)。また、エンドプレートの軸方向滑走変位は角形鋼管および接合プレートの両側から変位計にて測定する(Fig.16②③)。上下ピン回転量はブレース端部軸直交方向に設置した変位計により求める(Fig.16④)。また、CFCCの張力推移を市販のロードセルにより測定する(Fig.16⑤)。さらに、円形鋼管および角形鋼管の軸方向歪を計測するために、歪ゲージを部材中央部にそれぞれ 4 箇所貼付し、それらの平均値を用いて軸力を算出する(Fig.16⑥)。

3.4 PT-BRB の履歴性状

Fig. 17～Fig. 19 に各試験体の PT-BRB 全体と各要素の軸力－軸方向変形関係（AISC 荷重履歴）、Fig.20 に PT-BRB-16 の軸力－軸方向変形関係（ $\pm 2.5 \sim 3.0 \Delta_{bm}$ ）を示す。荷重は引張を正側、圧縮を負側とする。なお、Fig.17(b)～Fig.19(b)に示す BRB の履歴は PT-BRB の履歴から圧縮側の正負を反転した CFCC の履歴を差し引いたものであるため純粋な BRB の履歴ではなく、また実際には円形鋼管および角形鋼管とエンドプレートの接触と離間が影響している。Fig.17(c)～Fig.19(c)に示す CFCC の履歴は 4 本の合計である。実験により得られた荷重、変位、破断サイクル数をまとめて Table 7 に示

し、 α は引張側、 β は圧縮側の値から算出している。以下に各試験体の履歴性状を列記する。

1) PT-BRB-80 (Fig.17)

最も初期張力が大きい本試験体は AISC 荷重履歴を超え、一定歪振幅繰返し荷重 $\pm 2.0 \Delta_{bm}$ —12 サイクル目まで安定した履歴性状を発揮した後、芯材の疲労破断が生じた。

2) PT-BRB-56 (Fig.18)

AISC 荷重履歴を超え、 $\pm 1.5 \Delta_{bm}$ —28 サイクル目まで安定した履歴性状を発揮した後、芯材の疲労破断が生じた。

3) PT-BRB-16 (Fig.19, Fig. 20)

最も初期張力が小さい本試験体は AISC 荷重履歴を超え、 $\pm 3.0 \Delta_{bm}$ （芯材軸歪 4.1%）まで到達し安定した履歴性状を発揮した。また PT-BRB の軸力 0kN 付近（引張側 16～18mm）において CFCC の剛性に变化がみられたが(Fig. 20(b))、これはピン治具の構面外方向への回転によるものであることを目視により確認している。その後、 $\pm 2.0 \Delta_{bm}$ —1 サイクル目に芯材の疲労破断が生じた。

全ての試験体において PT-BRB の軸剛性 k_B^{eq-1} 、 k_B^{eq-2} が共に理論解より小さな値となった。 k_B^{eq-1} については、PT-BRB の変形が大きく

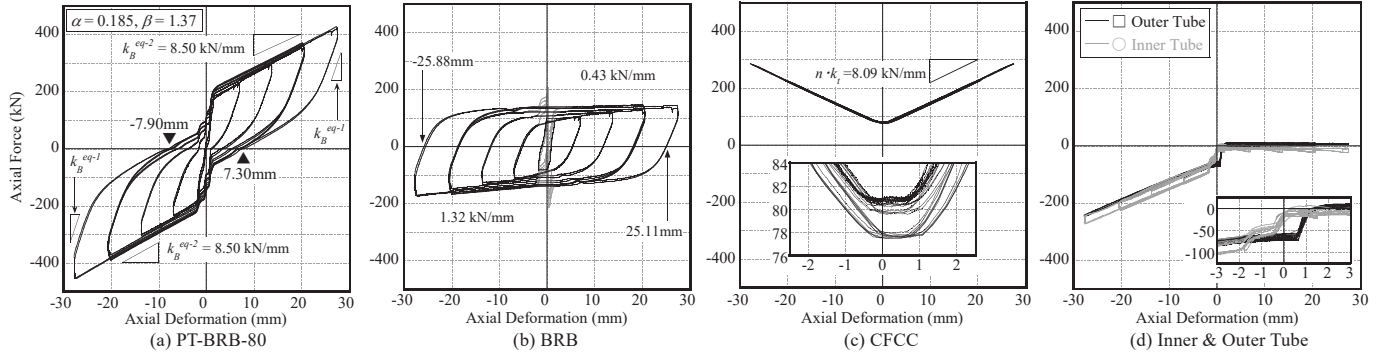


Fig.17 Hysteresis response of PT-BRB-80

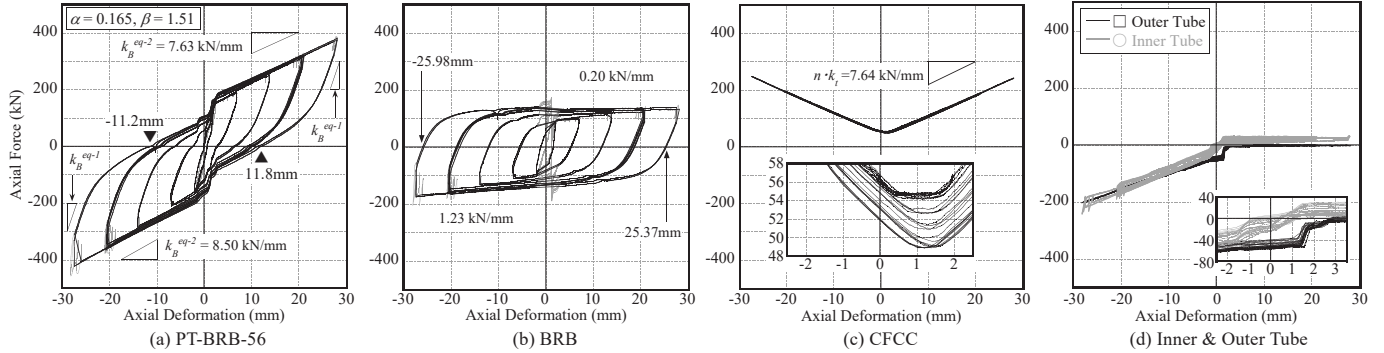


Fig.18 Hysteresis response of PT-BRB-56

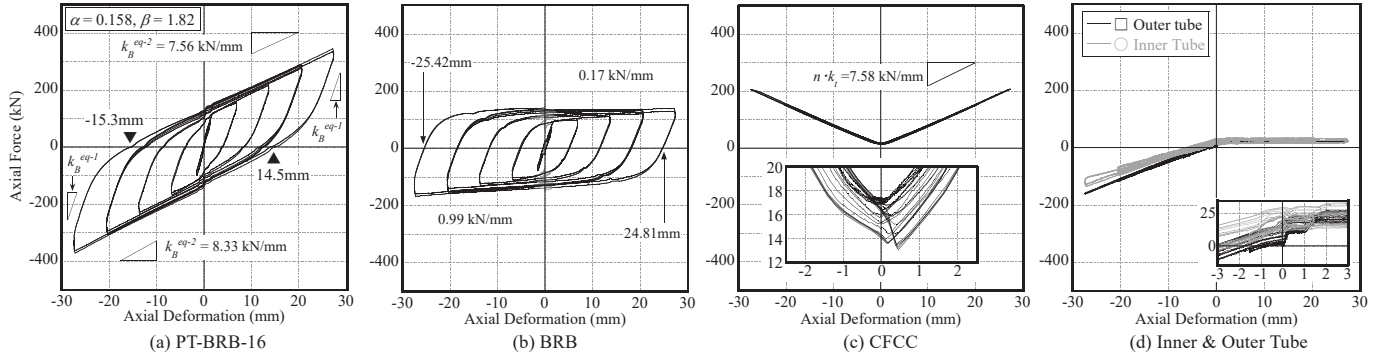
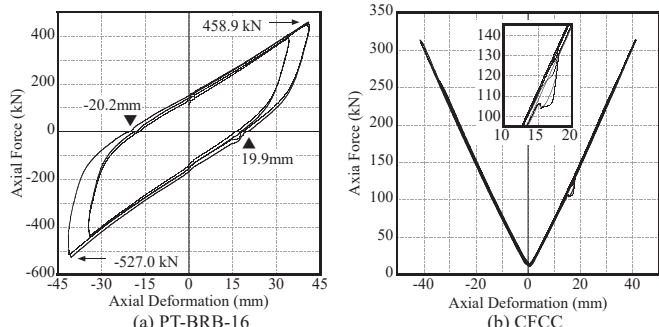


Fig.19 Hysteresis response of PT-BRB-16

Table 7 Result for PT-BRB

Specimen	PT-BRB										CFCC					BRB				
	α	β	Max force (kN)		δ_r (mm)		k_B^{eq-1} (kN/mm)		k_B^{eq-2} (kN/mm)		PT (kN)	Max (kN)	Min (kN)	Loss (%)	E_t (N/mm ²)	δ_y (mm)	F_y (kN)	Max force (kN)		Fracture time
			Comp.	Tension	Comp.	Tension	Comp.	Tension	Comp.	Tension								Comp.	Tension	
PT-BRB-80	0.185	1.37	-455.3	427.5	-7.9	7.30	45.19	45.83	8.50	8.50	80.7	286.5	77.5	4.0	152792	1.75	97.6	-174.1	144.5	$\pm 2.0 \Delta_{bm}$ - 13 Cycle
PT-BRB-56	0.168	1.51	-423.0	375.4	-11.2	11.80	43.08	45.31	8.50	7.63	56.4	253.5	48.8	13.4	144256	2.18	94.9	-175.2	137.4	$\pm 1.5 \Delta_{bm}$ - 29 Cycle
PT-BRB-16	0.158	1.82	-372.4	344.2	-15.3	14.50	50.88	47.75	8.33	7.56	16.4	207.9	13.0	20.6	143226	1.98	95.4	-168.8	138.8	$\pm 2.0 \Delta_{bm}$ - 1 Cycle

Fig.20 Hysteresis response of PT-BRB-16 ($\pm 2.5 \Delta_{bm}$, $\pm 3.0 \Delta_{bm}$)

なるに従い、原点に向かう際の傾き k_B^{eq-1} が小さくなる傾向が確認された。 k_B^{eq-2} については、実際の CFCC の弾性係数が公称値以下であり、また初期張力が小さいほどその影響を受けたためである。その結果、 β はおよそ理論通りの値となるが、PT-BRB-16 以外の α は理論値より大きな値となった。なお、CFCC は全ての試験体において芯材が疲労破断するまで弾性を維持し、初期張力が大きいほど張力損失率は小さくなる傾向を示した。また BRB の圧縮側最大軸力が引張側に比べて 30kN 程度大きいこと、円形鋼管の引張側で軸力が生じているのは、モルタルとの摩擦によるものと考えられる。

Fig. 21 に各試験体の軸方向変形-隙間変形量関係、Photo 4 に隙間状況 (PT-BRB-16, $\pm 3.0 \Delta_{bm}$) を示す。全ての試験体において軸方向変形より隙間変形量の方が小さく、その差は芯材弾性部および鋼管の弾性変形分である。また原点付近において、PT-BRB-16 はセルフセンタリング機能の移行が滑らかであるのに対し、PT-BRB-80, PT-BRB-56 は 1.5mm 程度の遅れが生じている。これは理論値では微小であった作動変位 δ_a が施工・設置誤差によって増加し、その傾向は初期張力が大きい程生じやすいためと考えられる。Fig. 22 にセルフセンタリング機能移行時の履歴性状 (PT-BRB-80, $\pm 2.0 \Delta_{bm}$) を示す。Fig.22(a)に示すように、引張側から圧縮側への移行は -60kN 付近から始まり -220kN 付近で終了し、圧縮側から引張側への移行は 40kN 付近で始まり 200kN 付近で終了し、その差 160kN は初期張力 80kN の 2 倍に相当し理論値通りとなるが、一段で行われるべき移行が三段に分かれている。これは、円形鋼管および角形鋼管の剛性変化つまりエンドプレートとの接触および離間が同時に生じていないためと (Fig.22(b)), 円形鋼管の剛性変化が二段に分かれているためである (Fig.22(c))。前者は角形鋼管と芯材の溶接部のはみ出しにより、角形鋼管の方が円形鋼管よりも若干長かったためであると考えられる。後者は Fig.17(c)に示すように CFCC の上側 2 本と下側 2 本の張力増加時期にズレがあるためである。角形鋼管は右端のみが芯材と溶接されているため、左方向に向かって片持ちとなり、角形鋼管のたわみ変形と CFCC の張力によりエンドプレートが鉛直方向に回転し、エンドプレートの上側と下側では鋼管との接触および離間時期にズレが生じたためであると考えられる。実用化にあたっては、左端側の円形鋼管と角形鋼管の隙間にクッション材を挿入する等の片持ちたわみ変形量を抑制する処置が必要と考えられる。

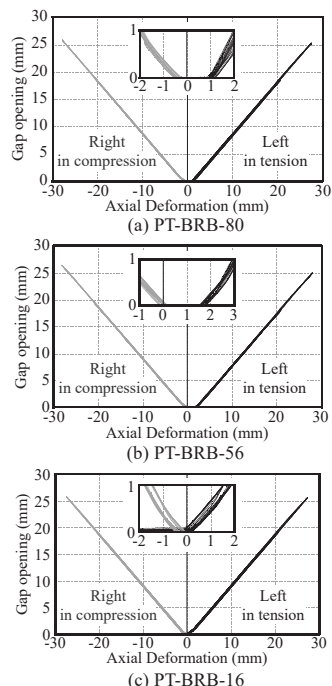


Fig.21 Gap opening - Axial Disp. relationship

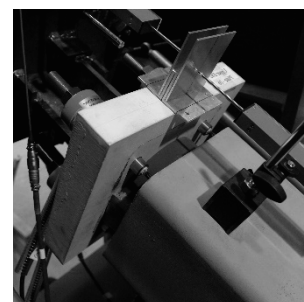
(a) Left side, $+3.0 \Delta_{bm}$ (b) Right side, $-3.0 \Delta_{bm}$

Photo 3 Gap opening (PT-BTB-16)

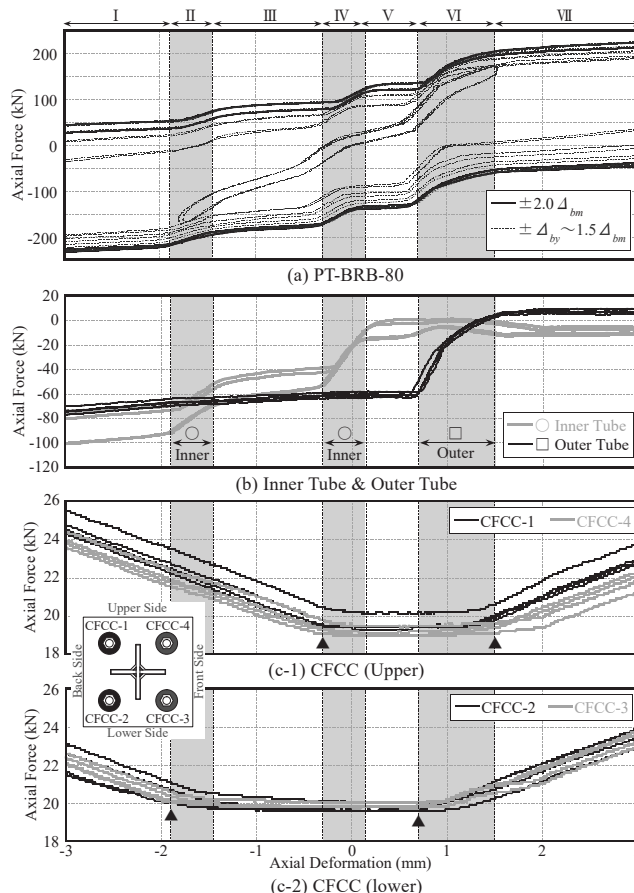
Fig.22 Hysteresis response of PT-BRB-80 ($\pm 2.0 \Delta_{bm}$)

Fig. 23 に各試験体の累積吸収エネルギー-累積軸方向変形関係を示す。変数は初期張力のみであるため、全ての試験体で同様のエネルギー吸収量の増加が確認できるが、これは降伏軸力が同じであれば初期張力の増加つまり β の減少によりエネルギー吸収量が減少すると言い換えることができる。また Photo 4 の芯材終局変形状態が示すように、芯材塑性化部は全域に渡って塑性化していることが分かる。全ての試験体において中央部から外れた箇所では疲労破断しており、これは角形鋼管の片持ち曲げなどの影響と考えられる。Fig. 24 に等価粘性減衰定数 h_{eq} -軸方向変形関係を示す。 h_{eq} は軸方向変形 $0.5 \Delta_{bm}$ ($=6.85\text{mm}$) までは急激に増加し、初期張力が大きい PT-BRB-80 は $0.5 \Delta_{bm}$ 以降は安定するが、PT-BRB-16 は $0.5 \Delta_{bm}$ 以降、PT-BRB-56 は $1.0 \Delta_{bm}$ 以降に減少する。また h_{eq} は β が小さい PT-BRB-80 から順に小さな値となることから、過度な β の減少は残留変形の減少をもたらす一方で、 h_{eq} の減少により応答増大に繋がる。

以上の性能確認実験より、提案する PT-BRB は層間変形角 $1/50\text{rad}$ まで初期張力材が応力弾性を維持し、さらに各種パラメータは設計用の理論値と概ね整合することが確認できた。

4 PT-BRB 繰返し載荷実験の再現解析

最後に本章では、構造設計時の立体モデルへの導入に向けて PT-BRB の数値モデルを構築し、実験結果との整合性を確認する。

4.1 PT-BRB 解析モデルの構築

Fig.25 に PT-BRB のモデル化概要¹⁵⁾を示す。提案モデルは、PT-BRB の各部を個別の部材モデルを接触要素で接続することで構築する。提案モデルは節点数 14、要素数 16 を有し、芯材弾性部は一般梁要素、芯材塑性化部は一次元有限要素（ファイバー要素）でモデル化する。芯材塑性化部は歪硬化および降伏点上昇を考慮する Menegotto-Pinto モデル¹⁶⁾を適用する。内側の円形鋼管、外側の角形鋼管、張力材の CFCC はトラス要素でモデル化し、CFCC は初期張力導入を考慮する。円形鋼管左端と角形鋼管右端節点の変位は、それぞれ溶接される芯材側節点変位に等価(従属)にする。円形鋼管と角形鋼管の両端と CFCC 両端は接触要素（リンク要素）で接続し、2 章で述べたエンドプレートとの接触および離間を再現する。接触要素の復元力特性は非線形弾性かつ鋼管両端で原点对称な履歴とし、負担荷重は節点間の PT-BRB 軸方向の相対変位より決定し、エンドプレートとの接触中の剛性は円形鋼管、角形鋼管の軸剛性 k_{in} , k_{ot} , 離間中の剛性は $1.0 \times 10^{-9} \text{kN/mm}$ とする。以上のより円形鋼管と角形鋼管は PT-BRB の圧縮時のみ軸力伝達を行い、CFCC には引張圧縮共に引張力が導入される。ただし、実験中に確認された CFCC の張力損失やセルフセンタリング機能移行時のズレは考慮しない。

4.2 解析値と実験値の比較

Fig.26 に再現解析モデルを、Table 8 に履歴モデルのパラメータを示す。Menegotto-Pinto モデルの各パラメータは、数値最適化手法を用いて 3 体の実験結果の吸収エネルギー量の平均値に一致する値を同定した。Fig.27 に BRB および PT-BRB モデルの軸力-軸方向変形関係の比較を示す。Fig.27(a)に示すように、提案モデルは BRB 単体の履歴性状を精度良く捉える。また、Fig.27(b)~(d)に示すように、提案モデルは、初期張力材および初期張力を導入した場合でも、実際の PT-BRB と同様な機構を再現でき、最大軸力が大きくなる圧縮側の実験結果も精度良く捉えている。

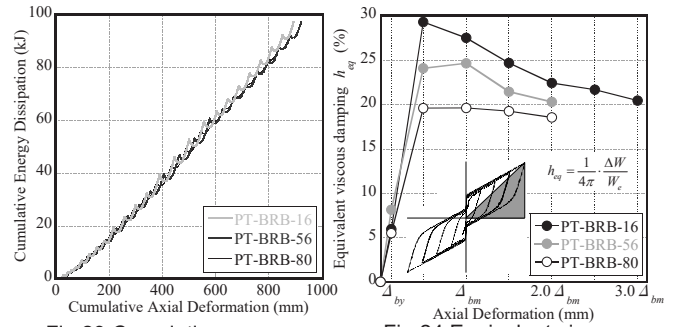


Fig.23 Cumulative energy dissipation curves

Fig.24 Equivalent viscous damping ratio curves

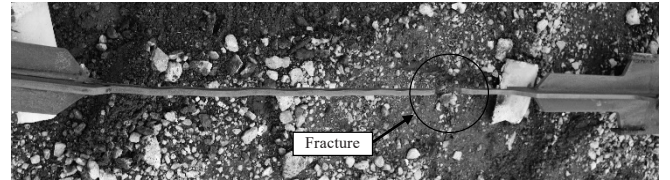


Photo 4 Final status of core plate (PT-BTB-56)

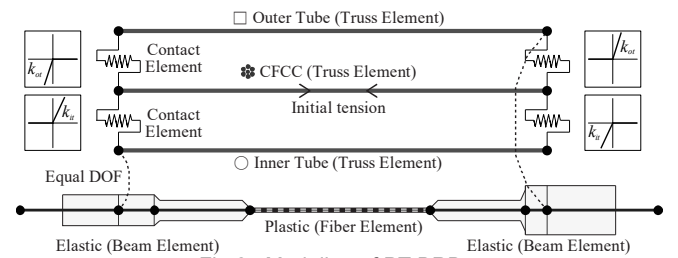


Fig.25 Modeling of PT-BRB

Table 8 Menegotto-Pinto Model Parameter

SN400B	
Yield strength (N/mm ²)	σ_y 319.9
Post-yield stiffness ratio	α 0.02
Yield point	α_1 85.0
rise curve coefficient	α_2 -5.0
Curve shape	R_p 4.760
determination coefficient	a_1 26.42
	a_2 906.22

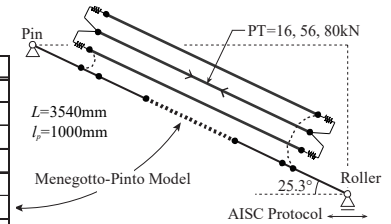


Fig.26 Numerical Model

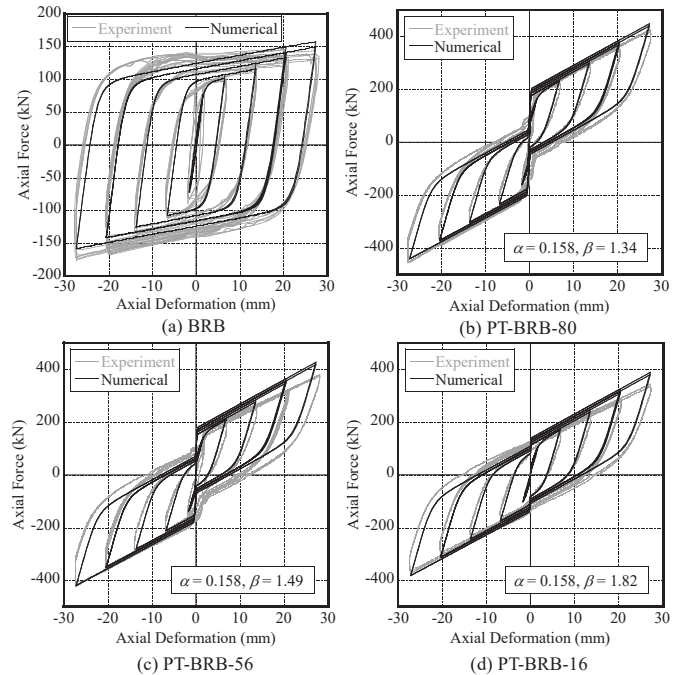


Fig.27 Hysteresis response of PT-BRB

5. 結

本研究では、セルフセンタリング機能を有する初期張力材付座屈拘束ブレース(PT-BRB)に関し、初めに数値解析により二次剛性比 α とエネルギー吸収比 β が残留変形等の応答に与える影響を確認した後、炭素繊維複合材ケーブル(CFCC)を用いた実大 1/3 スケール試験体の PT-BRB 3 体を実際に製作し、初期張力を変数とした繰返し載荷実験を行い、履歴性状の分析と再現解析モデルとの整合性を確認した。得られた知見を以下に示す。

- 1) 1 質点系モデルにおいて、 α の増加は $\alpha < 10\%$ の範囲では残留変形の減少に効果的であるが、 $10\% \leq \alpha$ ではその減少が緩やかになり、反対に最大加速度とブレース最大軸力の増加に繋がる。また、エネルギー吸収比 β を $\beta = 2.0$ (バイリニア) から $\beta = 1.5$ (部分セルフセンタリング) に減少させると残留変形を微小化できる。
- 2) 6 階建ての多質点系モデルにおいて、 $\alpha = 5.6\%$ $\beta = 1.8$ の部分セルフセンタリングでバイリニアと同程度の最大変位、最大ブレース軸力でありながら残留変形を微小化できることを示した。また、復元力の増加により層間変形角分布の均一化が期待できることを確認した。
- 3) 繰返し載荷実験より得られた部分セルフセンタリングの履歴は、設定したバイリニアとフラッグ型の中間の安定した履歴性状を示し、最も初期張力の小さい PT-BRB-16 は層間変形角 3% に到達した。また全ての試験体において、CFCC は芯材が疲労破断するまで弾性を維持した。
- 4) 芯材、内側・外側鋼管、初期張力材を個別の部材要素として接触要素で接続した PT-BRB の数値モデルを構築し、同モデルが実験結果を精度良く捉え、実際の履歴挙動を追跡できることを示した。

本論で提案した PT-BRB がピン接合を有する種々の鉄骨架構建物の残留変形等に与える影響について、4 章において提案した数値モデルを用いた検証を引続き行う予定である。

謝辞

本研究を進めるにあたり、日鉄エンジニアリング：林賢氏にご協力を頂きました。ここに深く感謝申し上げます。

参考文献

- 1) JSSI: Buckling-Restrained Braces and Applications, 2017.
- 2) AIJ: Recommended Provisions for Seismic Damping Systems applied to Steel Structures, 2014.11 (in Japanese)
日本建築学会：鋼構造制振設計指針，2014.11
- 3) C. Christopoulos, S. Pampanin and M. J. Nigel Priestley: Performance-based seismic response of frame structures including residual deformations. Part1: single-degree of freedom systems, J. Earthq. Eng., Vol.7, No.1, pp.97-118, 2003.1
- 4) D. J. Miller, L. A. Fahnestock, M. R. Eatherton: Development and experimental validation of nickel-titanium shape memory alloy self-centering buckling-restrained brace, Eng. Struct., Vol.40, pp.288-298, 2012
- 5) L. Liu, B. Wu, W. Li, J. X. Zhao: Cyclic tests of novel self-centering buckling-restrained brace, J. Southeast Univ., 42(3), 536-541, 2012 (in Chinese)
- 6) Z. Zhou, Q. Xie, X. Lei, X. He, S. Meng: Experimental investigation of the hysteretic performance of dual-tube self-centering buckling-restrained braces with composite tendons, J. Compos. Constr. 19, 2015, 04015011
- 7) C. C. Chou, P. T. Chung: Development of cross-anchored dual-core self-centering braces for seismic resistance, J. Constr. Steel Res., 101, 19-32, 2014
- 8) Kurtulus, A., Ben, S., Takeuchi, T. and Oguz, C.: Response evaluation of high post-yield stiffness and partially self-centering systems, the 7th ACEE, 2018.11
- 9) ASCE-7-16, Minimum Design Loads and Associated Criteria for Buildings and Other Structures, 2017
- 10) ATC: Quantification of building seismic performance factors, FEMA P695, No. June, p421, 2009
- 11) Takeuchi T., Suzuki K., Marukawa T., Kimura Y., Ogawa T., Sugiyama T., Kato S.: Performances of compressive tube members with buckling restrained composed of mortal in-filled steel tube, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), No.590, pp.71-78, 2005.4 (in Japanese)
- 12) FEMA-461, Interim Testing Protocols for Determining the Seismic Performance Characteristics of Structural and Nonstructural Components, 2007.6
- 13) AIJ: Recommendation for Design of Cable Structures, 1994.06 (in Japanese)
日本建築学会：ケーブル構造設計指針・同解説，1994.06
- 14) ANSI/AISC 341-16, Seismic Provisions for Structural Steel Buildings, 2016.12
- 15) Terazawa Y. and Takeuchi T.: Optimal damper design strategy for braced structures based on generalized response spectrum analysis., Jpn Archit Rev., 2019:00:1-17., <https://doi.org/10.1002/2475-8876.12122> (accessed 2019.12.9)
- 16) Yamazaki H., Kasai K., Ono Y., Kaneko H. and Sadasue K.: Curved Hysteresis Model of Structural Steel under Cyclic Loading Part3 Modify of Analysis Model, Summaries of Technical Papers of Annual Meeting, Architectural Institute of Japan, Structures-III pp.935-936, 2006.7 (in Japanese)
山崎久雄，笠井和彦，小野喜信，金子洋文，貞末和史：繰返し応力を受ける鋼材の曲線履歴型モデル（その3）解析モデルの改良，日本建築学会大会学術講演梗概集，構造-III，pp.935-936，2006.7

付録 1 1 質点系モデルの数値解析結果

Fig.A1 に 2 章 3 節で行った 1 質点系モデル解析結果の断面を示す。 U_r/U_{max} は $\beta = 2.0$ から $\beta = 1.5$ までは急激に減少し、それ以下の β では無視できるほど小さくなる(Fig.A1(a))。一方で α の増加は $\alpha = 0.1$ 程度までは U_r/U_{max} の減少に効果的であるが、 $\alpha = 0.1$ 以上ではその減少率が低下し、 α の増加のみで残留変形を微小化することは困難であることを示している。

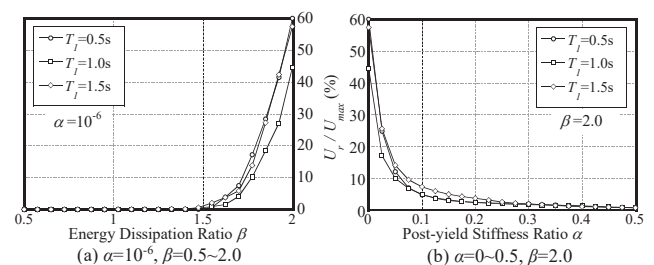


Fig.A1 Sections of SDOF Results (U_r/U_{max})

Shogo INANAGA^{*1}, *Kurtulus ATASEVER*^{*2}, *Yuki TERAZAWA*^{*3},
Oguz C. CELIK^{*4} and *Toru TAKEUCHI*^{*5}

^{*1} Former Grad. Student, Dept. of Arch. and Build. Eng., Tokyo Institute of Technology, M.Eng.

^{*2} Research Assist., Dept. of Arch., Mimar Sinan Fine Arts University, M.Eng.

^{*3} Assist. Prof., Dept. of Arch. and Build. Eng., Tokyo Institute of Technology, Dr.Eng.

^{*4} Prof., Dept. of Arch., Istanbul Technical University, Ph.D.

^{*5} Prof., Dept. of Arch. and Build. Eng., Tokyo Institute of Technology, Dr.Eng.

Buckling-restrained braces (BRBs) pose predictable and stable hysteretic behavior with excellent energy dissipation capacity. However, when such BRBs are used in steel frames with pinned connections, damage concentration and large residual deformations may occur due to their low post-yield stiffness. In overseas, post-tensioned cables are added on the BRBs to provide the self-centering force and eliminate residual deformations following a strong earthquake. Hysteretic curves of BRBs with post-tensioned cables can be defined with two parameters, namely post-yield stiffness ratio (α) and energy dissipation ratio (β). Previous studies have aimed to change β from the bilinear ($\beta=2.0$) to flag-shaped ($\beta=1.0$) hysteresis to have zero residual deformations. However, the flag-shaped behavior may require a significant post-tensioning force due to strain and compressive hardening. As such, limited energy dissipation capacity increase the peak displacement responses. Although previous numerical studies have found that residual deformations are small enough even hysteresis is not flag-shaped, an optimal range of α and β is not well studied. A newly developed BRB named as PT-BRB is introduced in this paper to provide self-centering force by adding post-tensioned cables while the BRB core dissipates input energy. Carbon Fiber Composite Cables (CFCCs) are used as post-tensioned cables and performance of the brace is evaluated experimentally. Section 2 presents the developed PT-BRB configuration and mechanism, and discusses the appropriate α and β ranges by conducting some numerical analysis. In Section 3, a 1/3 scale specimen of the PT-BRBs are actually manufactured, and cyclic loading tests with various post-tensioning forces are performed to confirm the hysteretic properties and deformation capacities. A numerical model that reproduces the behavior of each part of PT-BRB for application to the 3D model is proposed in Section 4. It is found that numerical values agree very well with the experimental results. Note this paper presents the results of a joint research between Japan and Turkey, and the contents conform to the US standards and design guidelines.

In summary, the following results were obtained:

- 1) In the SDOF model, the increase of α is effective in reducing residual deformations in the range of $\alpha < 10\%$, but the slope of decrease is small when α is higher than 10%. Peak acceleration and brace axial force increases when α increases. Additionally, when the energy dissipation ratio β is decreased from $\beta=2.0$ to $\beta=1.5$, the residual deformations decrease significantly.
- 2) In the 6-story MDOF model, it was shown that partially self-centering ($\alpha=5.6\%$, $\beta=1.8$) can minimize the residual deformation even though the maximum deformation and brace axial force are the same as bilinear case. It was also confirmed that a uniform story drift distribution can be expected by increasing the restoring force for this model.
- 3) Partially self-centering behaviors ($1.0 < \beta < 2.0$) are obtained from the cyclic loading tests and, all PT-BRBs showed stable hysteresis. PT-BRB-16 with the smallest post-tensioning force reached up to 3% story drift. In all specimens, CFCCs remained elastic until the core plate has fractured.
- 4) A numerical model of PT-BRB is constructed by connecting the Core, Inner Tube, Outer Tube and CFCC as individual element with contact element. This model accurately captures the experimental results and track the actual hysteretic behavior.