

座屈拘束ブレースにおける芯鋼材の変形集中と圧縮降伏耐力比

Deformation Concentration of Steel Core and Overstrength in Buckling-Restrained Braces

建築都市空間デザイン専攻 空間防災講座建築構造工学研究室 大内京太郎

Abstract

Test results from 69 specimens were analyzed to understand how the failure mode and compression-to-yield strength ratio of buckling-restrained braces (BRBs) are affected by proportion and material. Out of the 69, 45 specimens failed due to deformation concentration of the steel core, which was typically associated with local bulging deformation of the buckling-restraining system. In order to examine this important failure mechanism, component tests were performed that reproduced the bearing condition between the steel core and buckling-restraining system. These tests indicated that preventing bearing failure of mortar is key to controlling deformation concentration of the steel core. At the end, a total of 8 BRB specimens were subjected to cyclic loading to compare the performance of BRBs adopting cruciform section or flat plate for the steel core.

Keywords: buckling-restrained brace, failure mode, overstrength, local bulging failure

1. はじめに

座屈拘束ブレース（以下、BRB）とは、軸力を負担する芯鋼材の周囲に、軸力を負担しない座屈拘束材を設け、全体座屈を防止することで、耐震性能の向上を図ったブレース材である。引張・圧縮で同等に安定した履歴特性を得られるため、制振ブレースとしても広く用いられている。所定の性能を確保するための設計条件はほぼ確立されているが、芯鋼材の変形集中と、それに伴う拘束材の局所破壊を制御することで、さらに性能を向上できる可能性がある。

そこで本論は、これまでに実施した実験データに基づいて、様々な設計変数がBRBの破壊モードと圧縮耐力に及ぼす影響を分析した。つづいて、拘束材の局所破壊実験を行い、芯鋼材の局所押し出しに対する拘束材の耐力を検討した。さらに、

BRBの繰返し載荷実験を行い、芯鋼材が十字形断面の場合と平鋼の場合で、破壊モードや塑性変形性能を比較した。

2. BRBの破壊モードと圧縮耐力上昇

図1(a)から(c)に示すBRBについて、これまでに合計69体の実験が実施された。試験体は、モルタルを充填した一对の溝形鋼で平鋼の芯鋼材を上下から挟み込み拘束した形式のBRBであった。芯鋼材の両面にブチルゴムを貼付し、モルタルと芯鋼材の間隙を確保した。芯鋼材の降伏耐力 P_y が284から832kN、長さ L_1 が1,220から3,765mm、拘束指標 P_E/P_y (P_E は拘束材のオイラー荷重)が0.8から7.5の試験体で、他にモルタルや溝形鋼の強度、芯鋼材とモルタルの間隙、ずれ止めの位置など様々な設計変数をパラメータとした。一

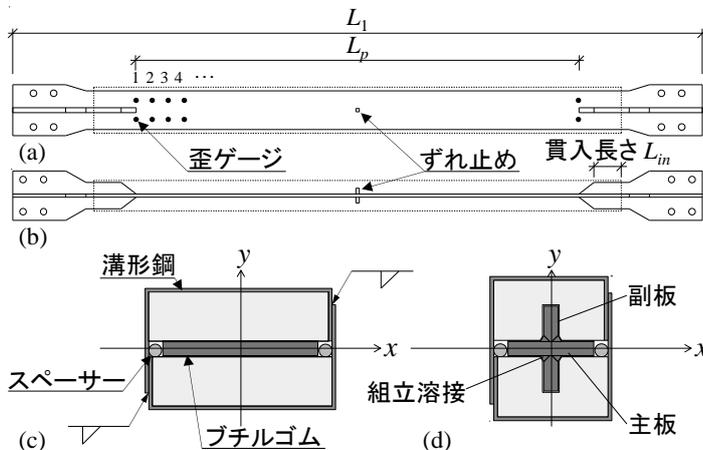


図1 BRB試験体：(a) 平面図；(b) 側面図；
(c) 断面図（芯鋼材が平鋼）；(d) 断面図（芯鋼材が十字形断面）

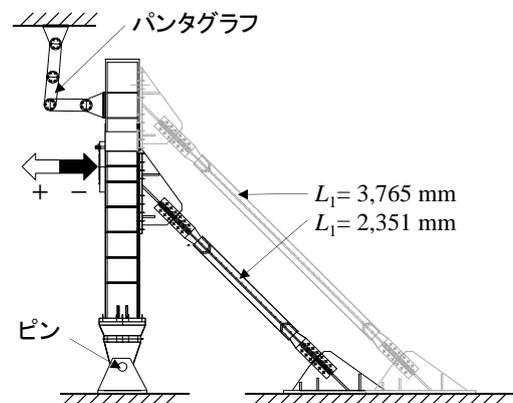


図2 BRB実験の載荷装置

部の試験体では、芯鋼材の表面に歪ゲージを貼付し、芯鋼材の座屈変形の推移を測定した。全試験体を、载荷終了後に解体観察した。

図 2 に示すように、試験体を斜め 45° に設置し、正負交番の漸増繰返し载荷を行った。軸歪 ε を振幅 $\varepsilon_y/3$ (ε_y は鋼材の降伏歪)、 $2\varepsilon_y/3$ 、0.25% で 1 回、0.5 と 0.75% で 2 回、1.0% で 5 回、1.5、2.0、2.5% で 2 回ずつ繰り返して、3.0% は回数を制限しなかった。耐力が測定最大値の 80% を下まわった時点で载荷を終了した。

载荷装置の都合で途中終了した 6 体を除き、全試験体が芯鋼材の塑性化部で破壊した。そのうち引張破断した試験体は 17 体、端部に変形集中を生じた試験体は 27 体、中央に変形集中を生じた試験体は 12 体、端部と中央から外れた位置に変形集中を生じた試験体は 6 体、全体座屈した試験体は 1 体であった。引張破断は、中央 (17 体中 5 体) より端部 (12 体) で生じる傾向があった。芯鋼材の変形集中を生じた試験体では、芯鋼材の押し出しによる拘束材の局所破壊が確認された。

図 3 に、芯鋼材の引張破断または変形集中によって耐力を喪失した 62 体の試験体について、圧縮降伏耐力比 P_c/P_y と芯鋼材の細長比 λ (図 1(c) に示す x 軸まわりに評価) の関係を、芯鋼材の破壊モード別に示す。緑川ら²⁾が述べるように、破壊モードに関わらず、 λ が大きいほど P_c/P_y が大きい傾向が明らかである。

SN400B 鋼材の繰返し载荷実験で測定される最大強度と降伏強度の比はせいぜい 1.88 である^{3), 4)}。図 3 を見ると、6 体の P_c/P_y が 1.9 を超えたが、これらの試験体では、塑性化部よりも断面積の大きい接合部領域で、芯鋼材が拘束材に接触したことが原因で、鋼材の機械的性質を超えて耐力上昇した可能性が高い。ただし、明快な接触を起こしたことが確認でき、拘束材が確実に圧縮耐力に寄与したと思われる場合でも、 $P_c/P_y = 2.05$ であり、芯鋼材と拘束材の接触で説明できる P_c/P_y は、2.1 程度が上限だといえる。

3. 拘束材の局所破壊実験

2 章で述べた実験では、破壊まで载荷した 63 体の BRB 試験体のうち 45 体が、芯鋼材に変形集中が進展するにつれて、拘束材が局所破壊し、ますます芯鋼材の変形集中が進展する破壊モードを示した。この破壊モードを制御する設計法を検証するために、座屈変形した芯鋼材が拘束材を押し出す状況を模した実験を実施した。図 4 に示す試験体について、支点間距離と载荷面の曲率をパラメータに 3 点曲げ試験を行った。特に、芯鋼材の

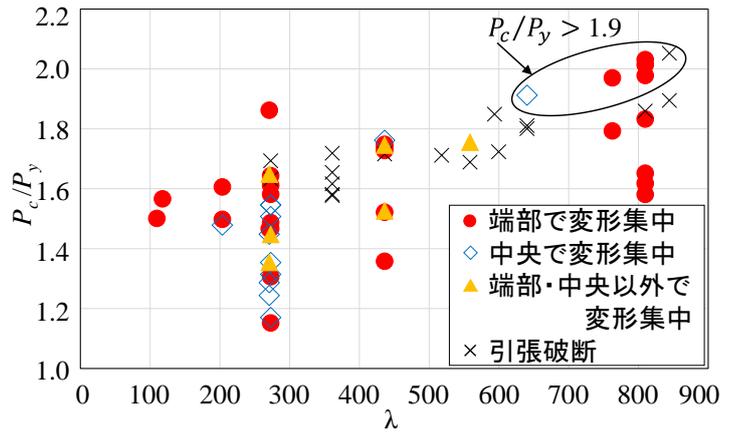


図 3 P_c/P_y と λ の関係

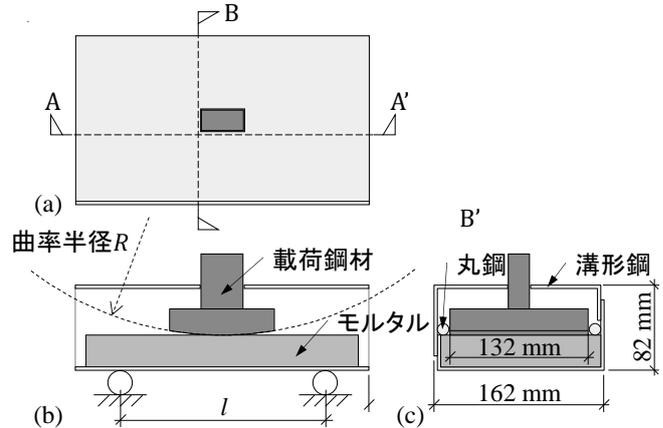


図 4 局所破壊の試験体形状 : (a) 平面図 ; (b) AA' 断面図 ; (c) BB' 断面図

断面が 132×12 mm、塑性化部長さ $L_p = 945$ mm、拘束指標 $P_E/P_y = 3.0$ の BRB 試験体を模した。支点間距離 l は、BRB 試験体の解体後観察で確認された芯鋼材の半波長と同じ 80 mm または拘束材が曲げ降伏しない限界長さの 200 mm、载荷鋼材の曲率半径は、芯鋼材の変形を模して、変形集中前の 300 mm または解体後観察で確認された 60 mm とし、4 種類の試験体を 3 体ずつ、計 12 体製作した。モルタルを充填した溝形鋼の上に、芯鋼材の変形形状を模した鋼材を載せ、その上に、载荷治具の通し穴付の溝形鋼を載せ、上下の溝形鋼を隅肉溶接で一体化した。溝形鋼と载荷鋼材に SS400 鋼材を用いた。

試験体をローラー支承に設置し、水平二方向に補剛しつつ、载荷鋼材を介して 1,000 kN 万能試験機で単調圧縮载荷した。破壊の進展状況を観察するために、同種 3 体の試験体を、それぞれ異なる荷重段階まで载荷した。中央と両支点で試験体の鉛直変位を測定し、支点对する中央の相対変位 δ を変形の指標とした。

図 5 に、4 種類の試験体について得た、荷重-変形関係を示す。初期勾配はほぼ同じで、60 から 80 kN でモルタルが割れる音がして、剛性が低下

した。曲率半径が大きく、支点間距離が短い試験体では、荷重が直接支点到作用したため、際立って変形が小さかった。残る3体は、拘束材の押し出し変形が目立つまで載荷した。拘束材の変形状態も、載荷終了後に解体観察したモルタルの損傷状態も、BRB試験体とほぼ一致したので、目的通り、芯鋼材の変形集中に伴う拘束材の局所破壊を再現できたといえる。

拘束材の局所破壊は、必ずモルタルの支圧破壊を伴うことを確認した。溝形鋼を剛と仮定してコンクリートの支圧強度式⁵⁾で算定した支圧耐力と、円筒形の鋼材と曲率半径が無限のモルタルの接触についてHertzの接触理論⁶⁾で算定した支圧荷重が一致するときの接触幅に基づいて、モルタルの破壊耐力 F_0 を算定した。図5を見ると、該当する F_0 に近い荷重で剛性が低下した。また、 F_0 を超えたところで載荷終了した試験体a, b, c, dでは、溝形鋼の押し出し変形が目立つ前の荷重段階であったが、解体後観察により、モルタルが支圧破壊していた。

図6に、2章と同じ69体のBRB試験体について、芯鋼材が拘束材を押し出す力の理論値 F^7 を上述の耐力 F_0 で除した値と、累積塑性歪エネルギー率 ω （累積塑性歪エネルギーを芯鋼材の弾性限界変形量と降伏軸力の積で除した無次元量）の関係を示す。 ω は、BRBの性能を判定する指標で、制振ブレースとしての必要値は $\omega = 310$ とされる⁸⁾。 $F/F_0 > 1$ の試験体は全て、拘束材の局所破壊を生じており、この破壊を生じなかった試験体は全て $F/F_0 < 1$ であった。したがって、モルタルの支圧耐力を十分に確保することは、拘束材の局所破壊を制御し、ひいては芯鋼材の変形集中を制御するために有効であるといえる。

4. 芯鋼材断面を十字形としたBRBの載荷実験

小さな拘束材に大断面の芯鋼材を収める場合に、芯鋼材に長方形断面（平鋼）でなく十字形断面が採用される場合がある。芯鋼材の細長比を小さく抑え、芯鋼材の変形集中を制御するうえでも、十字形断面は有利だと考えられる。そこで、芯鋼材の断面形状をパラメータに、合計8体のBRB試験体を製作し、繰返し載荷実験を行った。

図1に試験体の形状を、表1に試験体一覧を示す。芯鋼材の鋼材をSN400B、断面積を $1,584 \text{ mm}^2$ ($P_y = 480 \text{ kN}$)に統一し、十字形断面（図1(d)）で7体、平鋼（図1(c)）で1体の試験体を製作した。十字形断面の幅とせいの比を、2:1, 1.5:1または1:1、芯鋼材の組立に隅肉溶接または部分溶込み溶接、拘束指標 P_E/P_y を1.5または3.0、

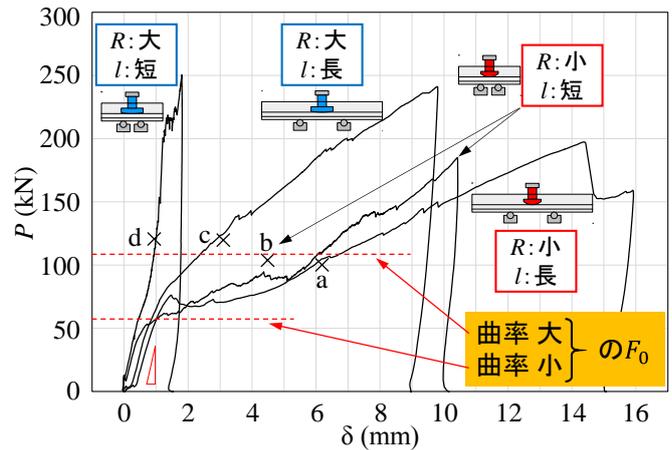


図5 局所破壊実験の荷重変位関係

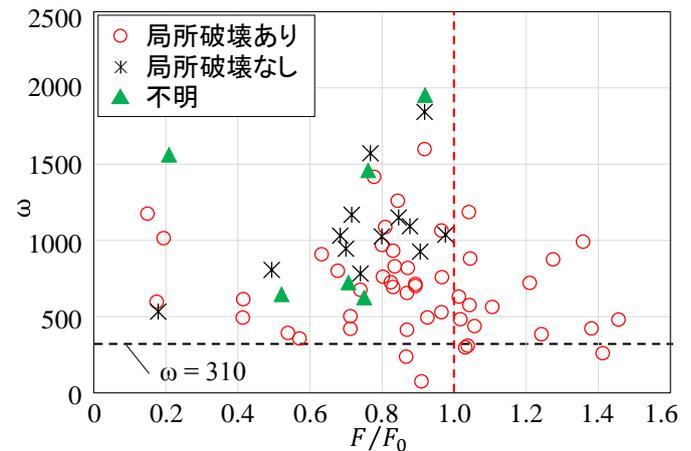


図6 局所破壊条件

長さ L_1 を2,351または3,765 mmとし、丸鋼スペーサーの有無もパラメータとした。芯鋼材に用いたSN400B鋼材は、降伏応力度が300から305 N/mm^2 、引張強さが430から450 N/mm^2 、破断伸びは30%、拘束材のモルタル強度は12.1から68.0 N/mm^2 であった。2章で述べた載荷装置と手順で漸増繰返し載荷を行った。

どの試験体も軸歪振幅3.0%を超えて安定した履歴を描いた。試験体6は、載荷途中で拘束材がx軸方向に押し出され、圧縮耐力がアクチュエータの最大出力に達したために、途中で載荷を終了した。残る7体の試験体は、最終的に引張破断を生じ、芯鋼材に大きな変形集中を生じた試験体はなかった。幅とせいの比が1:1の十字形断面を用いた試験体を比較すると、丸鋼スペーサーを設置した試験体4, 6, 8では、芯鋼材の押し出しによって拘束材が局所的にx軸方向に膨らんだが、スペーサーを設置しなかった試験体7では、拘束材の変形は見られなかった。試験体7の性能は、3体に劣らなかった。

載荷終了後に解体観察したところ、途中終了した試験体6は、拘束材が押し出された箇所でも芯鋼材が大きく変形し、モルタルが損傷していた。引張破断を生じた7体では、芯鋼材がxとyの両方

表1 試験体一覧

#	特性			実験結果				
	形状	組立溶接	P_E/P_y	その他	載荷終了段階			P_c/P_y
					軸歪 ϵ	回数	終局状態	
1	平鋼	—	3		3.0	9	引張破断	1.7
2	2:1	PJP	3		3.0	8	引張破断	1.7
3	1.5:1	PJP	3		3.0	5	引張破断	1.6
4	1:1	PJP	3		3.0	5	引張破断	1.8
5	2:1	隅肉	3		3.0	5	引張破断	1.6
6	1:1	隅肉	3	試験体長さ大	3.0	2	途中終了	1.8
7	1:1	PJP	3	スペーサー無	3.0	7	引張破断	1.7
8	1:1	PJP	1.5		3.0	4	引張破断	1.6



図8 溶接部の空隙（試験体7）

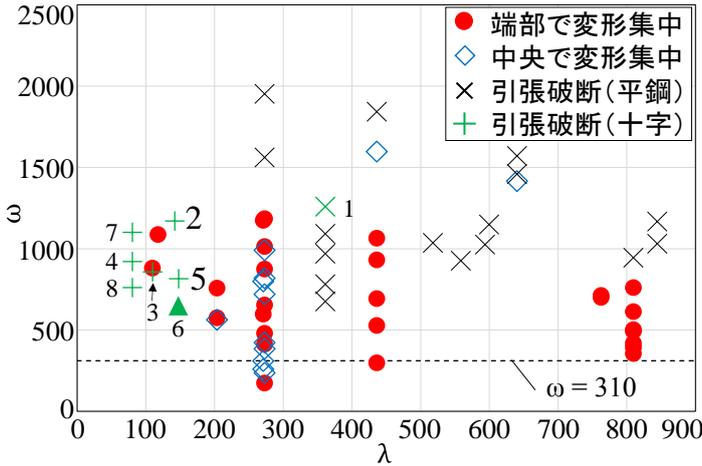


図7 ω と λ の関係

向に高次座屈モードを形成し、ねじれていたが、芯鋼材とモルタルの空隙に収まる程度の小さな変形であり、モルタルにも目立った損傷は見られなかった。丸鋼スペーサーを設置しなかった試験体7について、芯鋼材の副板がモルタルに接触したことで、芯鋼材のx軸方向変形が効果的に拘束されたことを確認した。したがって、芯鋼材が十字形断面の場合、モルタルの挟込み面に丸鋼スペーサーを設置する必要はない。

図7に、本実験と2章で述べた試験体について、累積塑性歪エネルギー率 ω と細長比 λ の関係を示す。芯鋼材の違いに注目すると、十字形断面の試験体は、引張破断した平鋼の試験体と比べて、 ω が小さかった。組立溶接の熱影響により、早期に芯鋼材が引張破断しやすくなった可能性がある。図8に、試験体7で観察した芯鋼材の引張破断面を示す。突合せ面に大きな空隙を生じた原因が、溶接の溶込み不良か、軸方向変形の結果か定かでないが、この空隙が引張破断に影響を及ぼした可能性は高い。試験体2と5は、組立溶接が隅肉溶接か部分溶込み溶接かを除いて、同一の試験体であった。隅肉溶接を用いた試験体5より、部分溶け込み溶接を用いた試験体2の ω が大きかった。

5. まとめ

本論で得られた知見を以下に示す。

- 1) 合計69体の実験結果から、BRBの主な破壊モードが、芯鋼材の引張破断、中央または端部の変形集中に大別できること、耐力上昇が細長比 λ に依存することなどを確認した。
- 2) BRBの一部を模した実験により、芯鋼材の変形集中に伴って拘束材が局所破壊する過程を解明した。モルタルの支圧耐力を確保し、芯鋼材の変形集中を制御するための設計条件を提示した。
- 3) 芯鋼材を十字形断面とした場合、芯鋼材の変形集中を生じにくいだが、引張破断しやすいために、平鋼とした場合と比較して、累積塑性歪エネルギー率 ω でみた性能が劣ることを確認した。

参考文献

- 1) 日本建築学会：鋼構造制振設計指針，2014.11
- 2) 緑川光正ら：鋼モルタル板を用いた座屈拘束ブレースの実験的研究 -座屈モード数の評価および圧縮引張耐力比と細長比の関係-，日本建築学会構造系論文集，Vol.76，No.664，pp.1153-1160，2011.6
- 3) 山田哲ら：パウジンガー効果を考慮した構造用鋼材の簡潔な履歴モデル，日本建築学会構造系論文集，Vol.67，No.559，pp.225-232，2002.9
- 4) 佐藤篤司：座屈拘束ブレース接合部の必要耐力に関する一考察 芯材を建築構造用圧延鋼材とした場合，構造工学論文集，Vol.60B，pp.241-247，2014.3
- 5) 坂田博史ら：コンクリートの支圧応力 - めり込み変形特性に関する研究 支圧強度式の提案と許容応力度の検証，構造工学論文集，Vol.56B，pp.81-86，2010.3
- 6) S. P. Timoshenko and J. N. Goodier: Theory of Elasticity, 3rd Edition, McGraw Hill, 1970
- 7) 緑川光正ら：鋼モルタル板を用いた座屈拘束ブレースの実験的研究 -座屈モード数および圧縮引張耐力比と摩擦力の評価-，日本建築学会構造系論文集，Vol.77，No.681，pp.1763-1771，2012.11
- 8) 加藤貴志ら：損傷制御構造における座屈拘束ブレースの性能評価，日本建築学会構造系論文集，No.552，pp.101-108，2002.2