

環境負荷軽減に向けた座屈拘束ブレースに適用する拘束材の実験的検証

Experiments of Restrainers Utilized for Buckling-Restrained Braces for Environmental Impact Reduction

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 定永直樹

Abstract

This paper examines the effectiveness of alkali-activated materials (AAMs) as infilled material for restrainers in buckling-restrained braces (BRBs) to reduce environmental impact. Cyclic loading tests were conducted to evaluate AAMs and sandy soil as eco-friendly alternatives in BRBs. The results showed that while AAMs exhibited lower stiffness than mortar, they effectively prevented local bulging failure when their compressive strength was sufficiently high. In contrast, sandy soil did not enhance torsional stiffness and failed to prevent local bulging failure. Additionally, an alternative model was proposed to predict the local bulging failure in BRBs to account for the impact of the infilled materials' compressive strength.

Keywords: Buckling-restrained braces, Plastic deformation capacity, Local bulging failure, Alkali-activated material, Environmental impact

1. はじめに

座屈拘束ブレース（以下、BRB）は、軸力を伝達する芯材を拘束材で覆った制振部材である。BRBで、圧縮側においても引張側と同等の塑性変形能力を確保するには、拘束材に十分な剛性と耐力を持たせる必要がある。本論は、製造過程における環境負荷を軽減する材料を拘束材に採用したBRBを提案している。BRBの拘束材は、相対的に高い塑性変形能力を示す、モルタルなどの材料を充填した鋼管の形式とした。鋼管に充填される材料（以下、充填材）は、製造過程でCO₂排出量の少ないアルカリ活性材料（Alkali-Activated Materials、以下、AAMs）および砂質土を候補とした。候補とした材料の特性を明らかにし、同材料を用いたBRBの繰返し載荷性能を実験的に検証したので、ここに報告する。

2. 充填材の材料試験と環境負荷評価

AAMsは低炭素化や副産物の有効利用といった点で優れた環境特性を有している。表1と2に、採用したAAMsの材料と配合を示す。充填材に採用するAAMsの調合は、15 N/mm²および50 N/mm²の圧縮強度を目標として選定した。既往の研究を参照し、結合材（P）に対する高炉スラグ微粉末（BFS）の割合（以下、BFS/P）として20から50%を10%刻みで選択した。AAMsの練り混ぜでは、まず粉体と細骨材を空練りした後、アルカリ溶液（L）を投入した。モルタルミキサーを用いて低速で1分間練り混ぜ、材料をかき落とし、高速でさらに1分間練り混ぜた。練り混ぜ後、JIS R 5201に則りフロー試験を実施し、円柱型枠（φ50×100 mm）に打

設した。供試体は20℃で気中養生した。比較として、無収縮モルタルの練り混ぜも実施した。

表3に、JIS A 1108に則り圧縮強度試験を実施し、得られたフロー、および材齢7日と28日の圧縮強度試験を示す。モルタルのフロー値は、300 mm以上で測定不能であったが、AAMsは237 mmから257 mmであった。AAMsのBFS/Pとフロー値に明確な相関は見られなかったが、BFS/Pが大きいほど打設時の粘性は強く、流動性は欠けていた。7日と28日養生したAAMsの圧縮強度は、BFS/Pが大きいほど高く、それぞれ15から34 N/mm²と35から60

表1 AAMsの材料

	材料	記号
アルカリ溶液 (L)	水ガラス (JIS1 号 1.25 倍希釈)	SS
	水酸化ナトリウム (粒状)	SH
	イオン交換水	DW
活性フィラー (P)	フライアッシュII種	FA
	高炉スラグ微粉末 6000	BFS
骨材	川砂	S

表2 AAMsの配合

BFS/P	単位量 [kg/m ³]					
	FA	BFS	SS	SH	DW	S
20, 30, 40, 50	FA+BFS: 440		170.0	30.4	59.3	1320

表3 AAMs試験結果

材料	BFS/P	15打	7日	28日
		フロー [mm]	圧縮強度 [N/mm ²]	圧縮強度 [N/mm ²]
AAMs	20%	237	14.6	35.2
	30%	249	23.1	49.3
	40%	237	27.6	49.9
	50%	257	34.0	59.7
無収縮モルタル	-	300 以上	61.1	68.0

N/mm²で分布し、目標とした強度に近いAAMsを実現できることを確認した。モルタルの28日養生圧縮強度は68 N/mm²であり、候補としたすべてのAAMsの強度を上回った。

図1に、AAMsおよびモルタル1m³の生産に伴う消費エネルギーとCO₂排出量を示す。モルタルの配合はセメント：砂=1：3、AAMsはBFS/P=20%の配合とし、既往文献15本に示されたAAMsの21パターン¹⁾の配合を用いた環境影響評価も併せて示した。各材料の環境負荷単位には、土木工学会のジオポリマー成果報告書²⁾を参照した。AAMsのCO₂排出量はモルタルの半分以下に抑えられた。しかし、溶液に水酸化ナトリウム (SH)

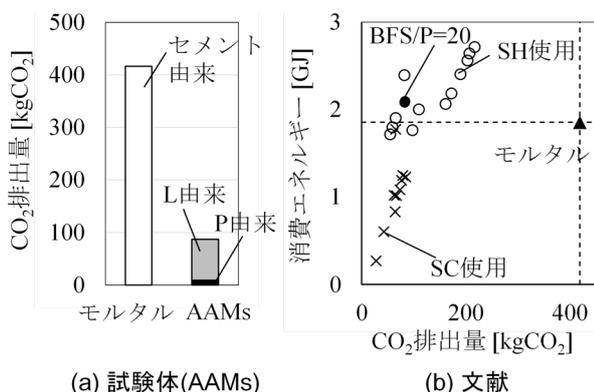


図1 環境影響評価

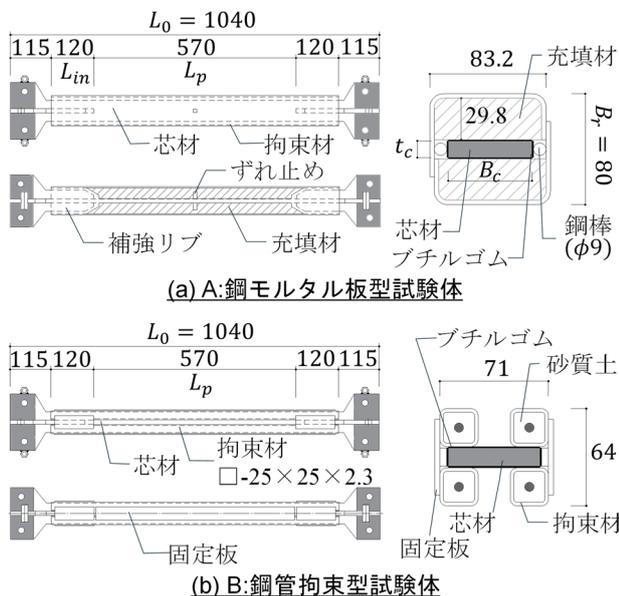


図2 試験体図面；(a) 試験体1~3、(b) 4~5

表4 試験体諸元

No.	形状	充填材	配合	圧縮強度 [N/mm ²]	L ₀ [mm]	L _p [mm]	芯材		拘束材				
							断面 [mm]	σ _{cy} [N/mm ²]	断面 [mm]	σ _{ry} [N/mm ²]			
1	A	無収縮モルタル	-	76.7	1040	570	PL-12×60	285	C-3.2×83.2×60×33	362			
2		AAMs (28日)	BFS/P=40	51.2									
3		AAMs (7日)	BFS/P=20	12.6									
4	B	なし	-	-							272	□-25×25×2.3	362
5		砂質土	-	-									

を使用すると、AAMsの消費エネルギーはモルタルに比べて1から2.7倍大きく算定された。これは、SHの製造に多量の電力が必要とするためである。他の検証を参照すると、本報で取り扱っていないSHの量を減らして50 N/mm²の圧縮強度を発現するAAMsも実現可能と考えられる。一方で、SHの代わりに炭酸ナトリウム (SC) を使用すると、AAMsの消費エネルギーはモルタルと同等以下に低減した。他にも、SCを溶液に採用したAAMsは、環境面や安全衛生の観点で利があるが、化学反応で内部に気泡を生じるため、強度のばらつきが大きく³⁾、充填材には不向きであることが確認されている。珪砂4号、珪砂8号、粘土の3種類の粒径の異なる砂を用意し、JISA 1124の試験で最大密度となる配合を検討し、6：2：2で密度が最大となることを確認した。

3. 実験計画

本章では、AAMsと砂質土を用いたBRBの繰返し載荷実験について記す。表4に示す通り、形状および充填材の圧縮強度を変化させ、計5体のBRB試験体を作製した。図2に、採用したBRB試験体の構成を示す。試験体のスケールを実大の1/3程度とし、塑性化領域の芯材断面は平板とし、端部に補強リブを設けた。芯材および補強リブ全面に、1mm厚のブチルゴムを貼付しクリアランスを確保した。拘束材には、2つの溝形鋼を隅肉溶接し、溝形鋼と芯材の間に充填材を打設した鋼モルタル板型と、芯材の周囲を4本の鋼管で覆った鋼管拘束型試験体を選択した。

充填材の圧縮強度の違いによる拘束材の性能を検証するため、鋼モルタル板型の試験体では、無収縮モルタルには80 N/mm²、AAMsには15 N/mm²と50 N/mm²の圧縮強度を期待した調査と養生期間を選択した。選定したすべてのAAMsの流動性は低く、2時間後には硬化し、可使用時間が短かった。鋼管拘束型の試験体には、最大密度が最大となる珪砂4号、珪砂8号、粘土を6:2:2で配合した砂質土を充填した。

図3に示す実験装置で、BRB試験体の繰返し載荷実験を実施した。ガセットプレートを介して試験体を仰角45°で載荷治具に接合し、油圧ジャック

キにより水平方向に荷重を与えた。ピン内蔵のロードセルから得た鉛直反力に基づいて軸力を算出し、材長間に取り付けた変位計により軸変形を計測した。ここで、芯材塑性化部の軸変形 Δ は、変位計から得た軸変形から試験体弾性部の変形を引いて算出した。等価軸ひずみ ε_p は、軸変形 Δ を芯

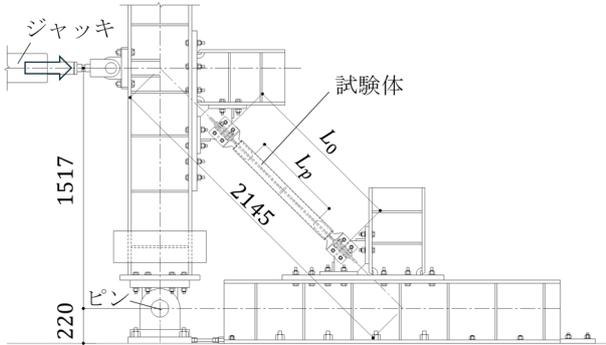


図3 試験装置

表5 実験結果

No.	荷重振幅	終局状態	累積塑性変形
1	4.0% (10)	引張破断	1276 Δ_y
2	4.0% (8)	引張破断	1106 Δ_y
3	-4.0% (2)	局部破壊	443 Δ_y
4	-4.0% (1)	局部破壊	304 Δ_y
5	-4.0% (1)	局部破壊	307 Δ_y

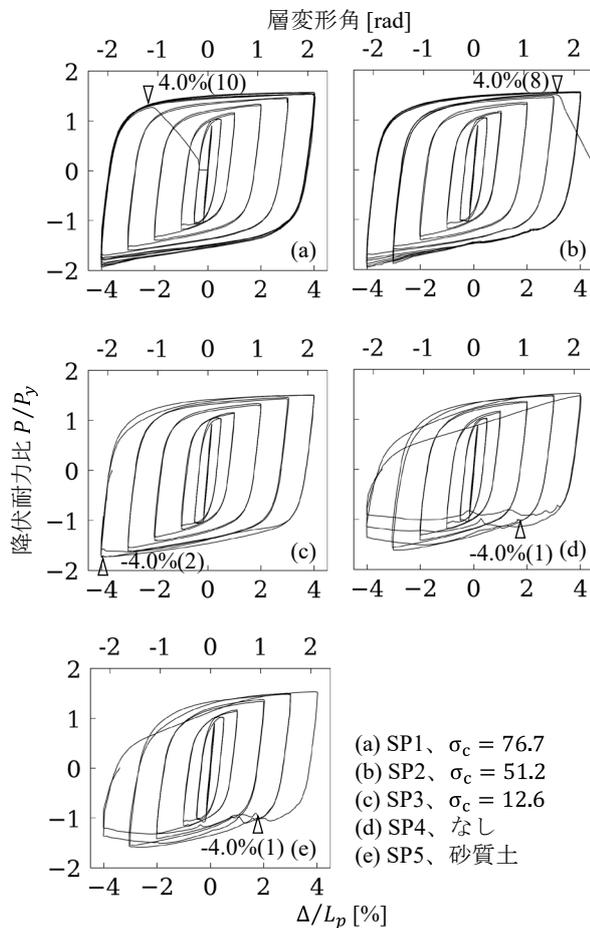


図4 荷重変形関係

材塑性化部長さ L_p で除して算出した。加力は、正負交番の漸増振幅の荷重則を採用した。この荷重則は、AISCに規定されたBRBの性能基準(層変形角0.02 rad以上、累積塑性変形 $200\Delta_y$ 以上)を、4.0%の2サイクル目に満たす。

4. 実験結果

図4に各試験体の降伏耐力比 P/P_y と等価軸ひずみの関係を、表5に実験結果を示す。試験体1では荷重振幅4.0%の10回目、試験体2では荷重振幅4.0%の8回目で、芯材が引張破断し、圧縮側における耐力劣化は確認されなかった。試験体3では荷重振幅4.0%の2回目で、拘束材の上端で局部破壊が発生し、耐力が劣化した。以上より、鋼モルタル板型の試験体では、充填材の圧縮強度が 50 N/mm^2 以上であればAISCの性能基準を満たした。鋼管拘束型の試験体4および砂を充填したでは、荷重振幅3.0%までは安定した履歴を示したが、荷重振幅4.0%以降、芯材の局部破壊が進展し、鋼管がねじれつつ構面内へ変形した(図5(b))。拘束材内で芯材の座屈変形が顕著となり、圧縮引張いずれの方向においても耐力と剛性が劣化した。鋼管内に密度が最大となる砂を充填した試験体5は、鋼管のねじれ変形に対する砂が及ぼす拘束効果は限定的であり、試験体4と同様の破壊挙動を示した(図5(c))。

荷重試験後、図5(d)と(e)に示すように、充填材の圧縮強度がそれぞれ50と 18 N/mm^2 であった試

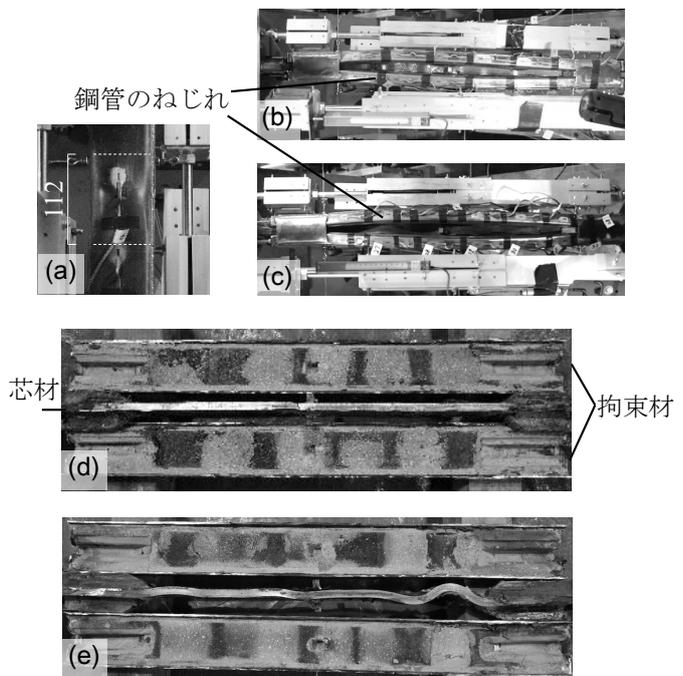


図5 荷重・解体後の試験体；
(a) 試験体3、(b) 試験体4、(c) 試験体5、
(d) 解体後の試験体2、(e) 解体後の試験体3

験体2と3を解体し、拘束材内における芯材と充填材を観察した。充填材に付着したブチルゴムの総長は、試験体2で166 mm、試験体3で142 mmであり、充填材の圧縮強度が強いほど芯材は充填材に接触していたと考えられる。ブチルゴムの付着した長さが短い試験体3は、充填材から伝達した芯材軸力の直交分力である補剛力に対し溝形鋼が抵抗しきれず、局部破壊した。解体後の芯材から判定した試験体1、2および3より座屈波長 l_p はそれぞれ108 mm、91 mmと56 mmであった。

6. 考察

図6に、載荷振幅と圧縮引張耐力比の関係を示す。充填材の圧縮強度が小さいほど、早いサイクルから耐力比の上昇が見られ、局部破壊を生じた試験体3では3.0%の2回目から耐力比が停滞する傾向が見られた。指針で定められた耐力係数1.2を超えるのは、試験体1で4.0%の8サイクル目、試験体2で4.0%の5サイクル目であった。

拘束材の局部破壊を判別するには、図7に示すLinら³⁾のモデルが最も有力と考えられる。このモデルでは、芯材最大圧縮力 P_{max} での補剛力 B を式(1)で、局部破壊耐力 P_r を(2)で定義している。

$$B = 4P_{max}s'/l_p \quad (1)$$

$$P_r = \frac{2 - B_c/B_r}{1 - B_c/B_r} t_r^2 \sigma_{ry} = Q_r t_r^2 \sigma_{ry} \quad (2)$$

ここに、 s' は芯材-拘束材の間隙とポアソン効果による変形の和、その他の変数は表5に記した。

図8(a)に全試験体の判定結果を、図7(a)で示す降伏線を5本と仮定した場合の式(2)の係数 Q_r と併せて示す。図中には、既往文献の試験体44体を併せて示す。試験体1~3はいずれも、安全側の評価であった。一方、図7(a)の降伏線を9本と仮定した場合、局部破壊耐力 P_{r2} は式(3)で表され、 P_r の2倍の評価となる。また、充填材の圧縮強度が大きい場合、芯材に高次の座屈モードが形成され、芯材と充填材の接触幅 l_c が大きくなる。接触幅を考慮した拘束材の耐力 P_{r3} を式(4)に示す。図8(b)に、圧縮強度40 N/mm²以上の試験体に対して、 Q_{r2} および $l_c/B_r = 0.1$ としたときの Q_{r3} と、 B_c/B_r との関係を示す。これにより、圧縮強度40 N/mm²以上に対して、降伏線を適切に定義すれば、BRBの局部破壊を精度よく評価できると考えられる。

$$P_{r2} = \frac{4 - 2B_c/B_r}{2 - B_c/B_r} t_r^2 \sigma_{ry} = Q_{r2} t_r^2 \sigma_{ry} \quad (3)$$

$$P_{r3} = \frac{2 - B_c/B_r}{1 - B_c/B_r - l_c/B_r} t_r^2 \sigma_{ry} = Q_{r3} t_r^2 \sigma_{ry} \quad (4)$$

7. まとめ

本報で得られた知見は以下の通りである。

- 1) 選択したAAMsの圧縮強度は、BFS/Pが大きいほど大きいことを確認し、製造過程のCO₂消費量がモルタルより抑えられていることを確認した。
- 2) 鋼モルタル型BRBの局部破壊を防止するAAMsの調合を同定し、環境負荷を軽減するBRBが実現可能であることを示した。
- 3) 本報で選択した鋼管拘束型のBRBの機構では、芯材の拘束効果に対する、鋼管に充填した砂質土の貢献は限定的であった。
- 4) 鋼モルタル型BRBで充填材の強度が大きいほど、芯材の充填材に対する接触面積が大きいことを確認した。これにより、従来のBRB局部破壊を判定する条件式を改善できる見込みがある。

参考文献

- 1) 一宮ら：コンクリート工学年次論文集, Vol. 34, No. 1, 2012
- 2) 土木学会：コンクリート技術シリーズ 132号, 2022
- 3) 中村：2024年度卒業論文, 2024
- 4) Lin, P. et al.: Earthquake Engng Struct. Dyn., 45, pp.339-358, 2016
- 5) 中村ら：日本建築学会構造系論文集, Vol. 807, pp.844-855, 2023

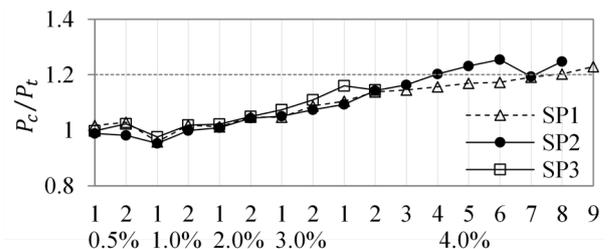


図6 圧縮引張耐力比

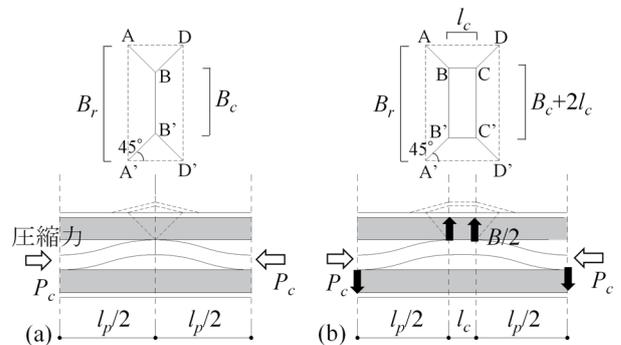
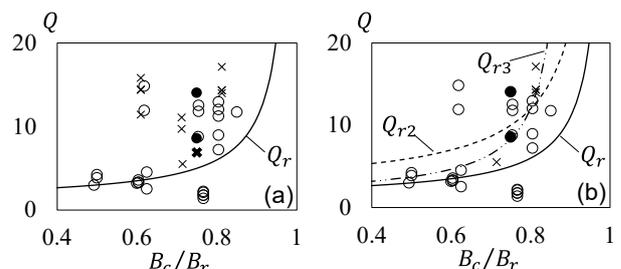


図7 局部破壊のモデル；(a) 降伏線5本、(b) 接触幅を考慮したモデル



○：引張破断した試験体 ×：局部破壊した試験体 ●, ×：試験体1~3

図8 局部破壊耐力の評価：

(a) Q_r による評価；(b) Q_{r2}, Q_{r3} による評価