

コンクリートを充填した溝形鋼で補剛した座屈拘束ブレースの性能検証実験

古谷祐希^{*1}・田畑 卓^{*1}・伊藤隆之^{*2}・牧田敏郎^{*3}

溝形鋼内にコンクリートを充填することによって製作した一对の拘束材で、芯材を挟み込む形式を採用した座屈拘束ブレースの開発を行っている。その一環として、芯材の鋼種や幅厚比を実験変数とすることにより、座屈拘束ブレースの性能を検証する目的で実験を行った。その結果、今回実験を行った座屈拘束ブレースは、安定した高いエネルギー吸収能力を有し、既往の性能評価式を満足することがわかった。また圧縮耐力と引張耐力の比と芯材塑性化部における細長比との関係は、既往の研究と同様の傾向を示すことがわかった。

キーワード：座屈拘束ブレース、累積塑性歪エネルギー率、圧縮引張耐力比

1. はじめに

座屈拘束ブレースは、軸力を負担する芯材の周囲を拘束材によって補剛することにより、圧縮域でも引張域と同等の性能を発揮することが出来る部材である。これまで芯材の補剛形式として、芯材の周囲を鋼材のみで補剛したもの、コンクリートで補剛したもの、鋼材とモルタルで補剛したものなど、様々な補剛形式が提案され、実用化されている。今回開発を行う座屈拘束ブレースは、両フランジが不等辺となるように曲げ加工を行った溝形鋼内にモルタルを充填することによって製作した一对の拘束材で、芯材を挟み込む形式を採用した¹⁾。この補剛形式は、

溝形鋼へのモルタルの充填状況を目視で確認でき、部材ごとの品質管理を容易に行うことが出来るという利点がある。

本開発では図-1に示すように、溝形鋼内にモルタルの代わりにコンクリートを充填することで拘束材を製作した。開発の一環として座屈拘束ブレースの性能検証実験を行っており、本報ではその結果について報告する。

2. 試験体

2.1 試験体計画

試験体一覧を表-1に、試験体形状を図-2と図-3に示す。試験体は全5体であり、基準試験体であるNo.1は芯材の鋼種をSN490B材、幅厚比を11とした。No.2はNo.1から芯材の板厚を厚くすることで幅厚比を7とし、鋼種をSN400B材とした。No.3とNo.4はNo.1から芯材の鋼種を変え、それぞれSN400B材とSM490A材を用いた。試験体No.5はNo.1と芯材の鋼種と幅厚比が同じであるが、2方向地震を想定し、加力時に面外方向への強制変形を与えた。文献2)によると、ブレース面外方向への強制変形が図-4に示す芯材突出部や芯材貫入部での破壊に影響を与えることが指摘されており、破壊が生じる条件と実験で実際に芯材突出部や芯材貫入部での破壊が生じることを示している。そこで本実験においても、面外方向に強制変形を与えた状態で加力を行い、芯材突出部や芯材貫入部への影響を調べた。

拘束指標 R (材料試験結果に基づく芯材の降伏耐力 P_y とオイラー座屈荷重 P_E の比)は、No.1～No.4で1.2程度、No.5で2.5程度になるように試験体を設計した。

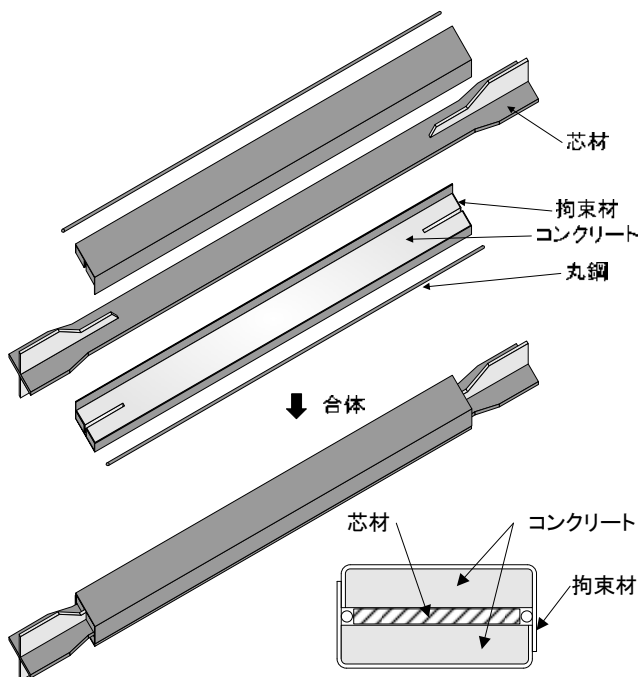


図-1 座屈拘束ブレースの概要

*1 建築研究第一部 *2 構造設計部 *3 構造技術部

表-1 試験体一覧

試験体	強制面外変形	芯材				拘束材					オイラー座屈荷重 P_E (kN)	拘束指標 $R=P_E/P_y$
		鋼種	断面寸法 (mm)	幅厚比	降伏耐力 P_y (kN)	鋼種	幅 B (mm)	せい H (mm)	板厚 t_s (mm)	コンクリート圧縮強度 σ_B (N/mm^2)		
No.1	なし	SN490B	PL-132×12	11	604	SS400	158.4	82	3.2	54.7	753	1.24
No.2	なし	SN400B	PL-133×19	7	771	SS400	159.4	87	3.2	54.4	890	1.12
No.3	なし	SN400B	PL-132×12	11	466	SS400	158.4	72	3.2	53.4	556	1.18
No.4	なし	SM490A	PL-132×12	11	610	SS400	158.4	82	3.2	53.8	753	1.22
No.5	あり	SN490B	PL-132×12	11	589	SS400	158.4	110	3.2	55.2	1513	2.56



図-2 試験体平面図

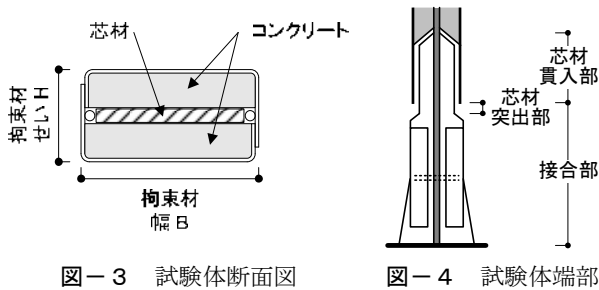


図-3 試験体断面図

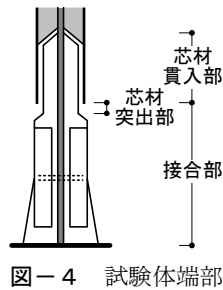


図-4 試験体端部

表-2 鋼材材料試験結果

鋼種	使用箇所	降伏強度 σ_y (N/mm^2)	引張強さ σ_u (N/mm^2)	伸び (%)
SN400B	No.2 芯材	305	475	31.0
SN400B	No.3 芯材	294	450	30.2
SN490B	No.1 芯材	381	554	23.5
SN490B	No.5 芯材	372	547	25.3
SM490A	No.4 芯材	385	569	24.7
SS400	No.1~4 拘束材	289	436	31.4
SS400	No.5 拘束材	291	437	30.2

2.2 使用材料

表-1 に溝形鋼材内に充填したコンクリートの圧縮強度を示す。また、鋼材の材料試験結果を表-2 に示す。

3. 実験方法

3.1 加力方法

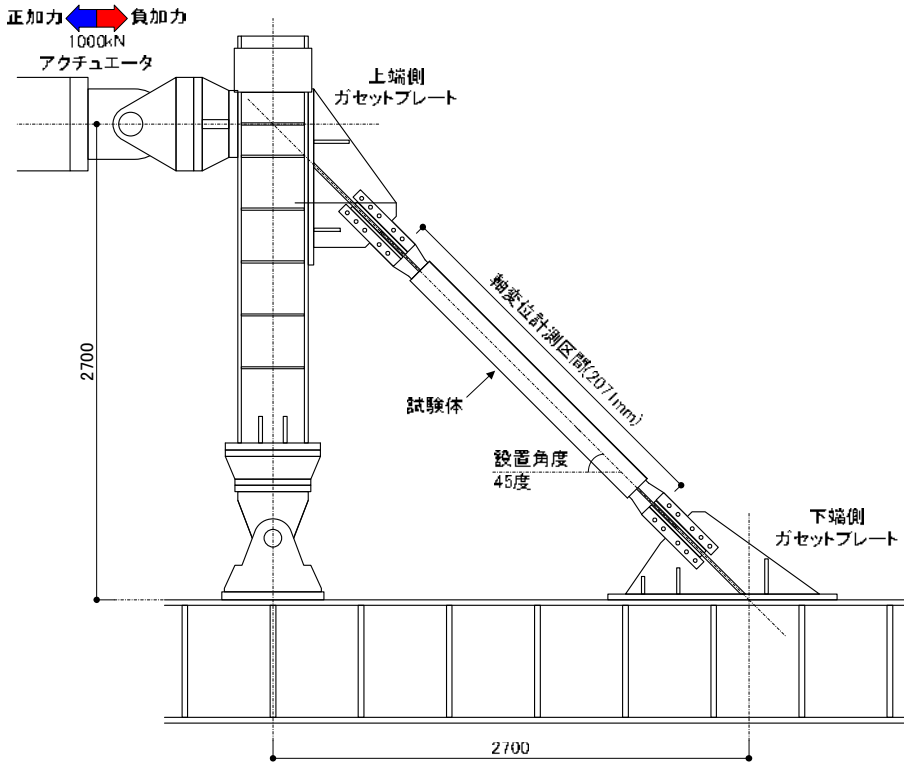
加力装置を図-5、写真-1 に示す。試験体は床面に対して45度傾けた状態とし、芯材の弱軸方向が加力装置の面外方向となるようにセットした。面外方向への強制変形を与えた試験体No.5では、他の試験体と同様の手順で加力装置にセットした後、下端側のガセットプレートを加力装置の面外方向に25mm（層間変形角の1/100相当）移動させた。

加力は芯材塑性化部（図-2 参照）の平均ひずみ ϵ に

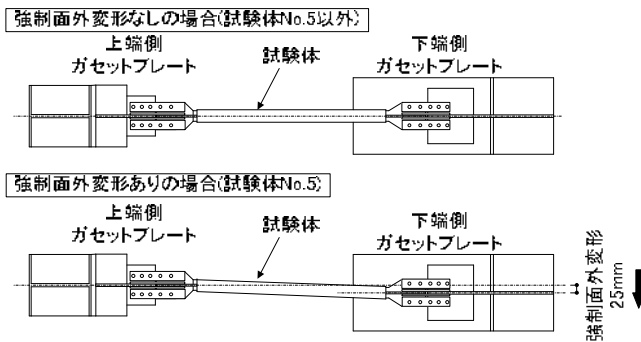
よって制御した。加力サイクルは表-3 に示すように、 $\epsilon = \epsilon_y / 3$ (ϵ_y : 材料試験結果に基づく芯材の降伏ひずみ), $2\epsilon_y / 3$, 0.25% で各1回, $\epsilon = 0.5\%$, 0.75% , 1.0% , 1.5% , 2.0% , 2.5% で各2回の繰り返しを行った後、 $\epsilon = 3.0\%$ で試験体の耐力が低下するまで繰り返し行った。なお、加力方向は芯材が引っ張られる場合を正加力、圧縮される場合を負加力と定義した。

3.2 計測方法

芯材の第一ボルト（上端側と下端側で塑性化部に最も近いボルト）間における軸変位 δ をレーザー変位計により測定した。 δ の計測区間のうち芯材塑性化部以外の区間は弾性変形していると仮定し、芯材塑性化部の平均ひ



(a) 立面



(b) 平面

図-5 加力装置

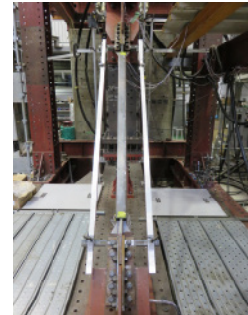
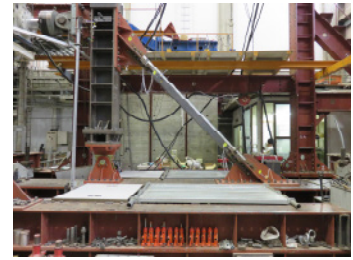


写真-1 加力装置

表-3 加力サイクル

芯材軸ひずみ ϵ	Cycle
$\epsilon y/3$	±1
$2\epsilon y/3$	±1
0.25 %	±1
0.50 %	±2
0.75 %	±2
1.0 %	±2
1.5 %	±2
2.0 %	±2
2.5 %	±2
3.0 %	破壊するまで

ずみ ϵ を式 (1) によって求めた。

$$\epsilon = \frac{\delta - \delta_e}{L_2} \quad (1)$$

ここで、 δ_e : 芯材弾性部 (芯材塑性化部以外の部分) の変形量、 L_2 : 芯材塑性化部の長さ

4. 実験結果

4.1 破壊経過と最終破壊状況

作用軸力 P (P : 試験体に作用する軸力でアクチュエータ荷重を $\sqrt{2}$ 倍した値) と降伏耐力 P_y の比 - 芯材塑性化部の平均軸ひずみ ϵ 関係を図-6 に、実験結果を表-4 に示す。

また各試験体の破壊状況を以下に列記する。

(1) 試験体 No. 1

$\epsilon = 3.0\%$ の 14 回目正加力時に芯材が引張破断し、耐力が低下した。芯材の破断は、塑性化部の端部付近で生じていた。

(2) 試験体 No. 2

$\epsilon = 3.0\%$ の 15 回目正加力時に芯材が引張破断し、耐力が低下した。芯材の破断は、塑性化部の中央部で生じていた。

(3) 試験体 No. 3

$\epsilon = 3.0\%$ の 6 回目負加力時に芯材と拘束材を含む試験体全体が弱軸方向に座屈し、耐力が低下した。芯材の破壊状況を写真-2 (a) に示す。

(4) 試験体 No. 4

$\epsilon = 3.0\%$ の 13 回目正加力時に芯材が引張破断し、耐力が低下した。芯材の破断は、塑性化部の端部付近で生じていた。芯材の破壊状況を写真-2 (b) に示す。

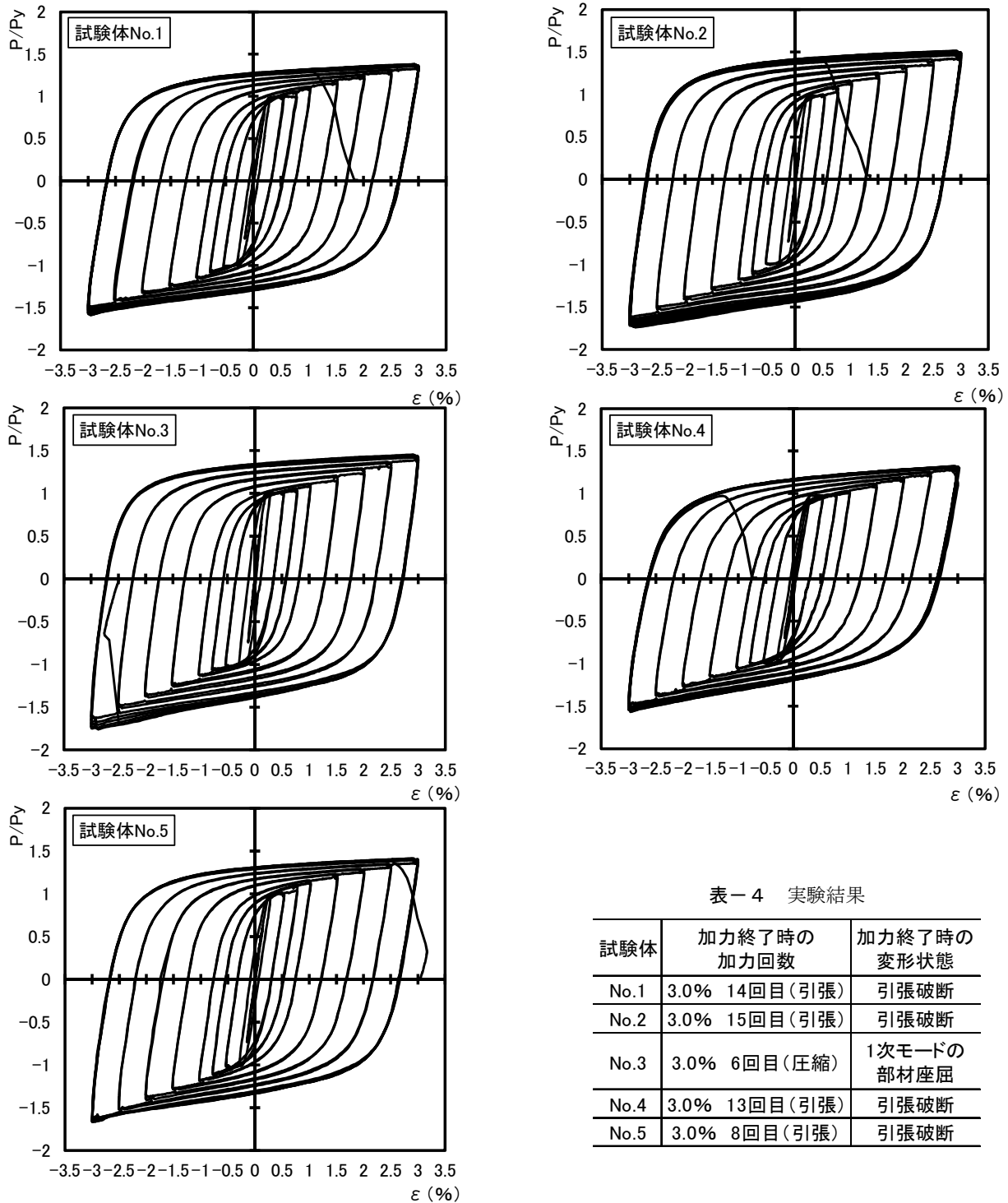


図-6 P/Py - ε 関係

表-4 実験結果

試験体	加力終了時の 加力回数	加力終了時の 変形状態
No.1	3.0% 14回目(引張)	引張破断
No.2	3.0% 15回目(引張)	引張破断
No.3	3.0% 6回目(圧縮)	1次モードの 部材座屈
No.4	3.0% 13回目(引張)	引張破断
No.5	3.0% 8回目(引張)	引張破断

(5) 試験体 No. 5

ε = 3.0% の 8 回目引正加力時に芯材が引張破断し、耐力が低下した。芯材の破断は、塑性化部の端部付近で生じていた。芯材突出部や芯材貫入部における首折れ座屈は生じていなかった。

4.2 性能評価

各試験体における、累積塑性歪エネルギー Et と式(2)～(3)によって求めた累積塑性歪エネルギー率 ω (図-7 参

照) を表-5 に示す。また ω と拘束指標 R の関係を図-8 に示す。図-8 中の性能評価式³⁾は ω - R 関係の下限式として岩田らが提案した式である。同式は、式(4)～(5)によってあらわされる。文献3)によると、芯材が引張破断した場合は、芯材が局部座屈した場合に比べ累積塑性歪エネルギー率 ω が大きくなる傾向がある。本実験では、No. 3 を除く試験体で芯材が引張破断しており、 ω が性能評価式を大きく上回る結果となっていた。No. 3 は 1 次モードの部材座屈を生じたことで加力を終了したが、部材座

屈を生じるまでに $\epsilon = 3.0\%$ で複数回の繰り返しを経験しており、引張破断した試験体と ω は同等程度であった。芯材の鋼種を実験変数とした No. 1, No. 3 と No. 4 を比較すると ω は同等程度となっており、鋼種による影響は見られなかった。しかし、基準試験体 No. 1 に比べて幅厚比を小さくした No. 2 は ω が大きく、面外方向に強制変形を与えた



(a) 1次モードの部材座屈 (試験体 No. 3)



(b) 引張破断 (試験体 No. 4)

写真-2 芯材の破壊状況

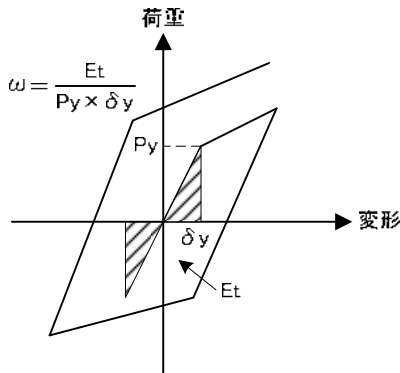


図-7 荷重-変形関係による累積塑性歪エネルギー率 ω の定義

表-5 性能評価

試験体	累積塑性歪エネルギー Et kNm	累積塑性歪エネルギー率 ω
No.1	1916	1181
No.2	3035	1831
No.3	975	1010
No.4	1754	1060
No.5	1361	881

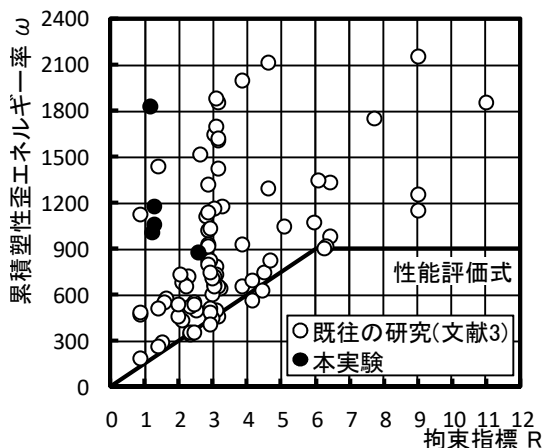


図-8 ω - R 関係

No. 5 では ω が小さくなっていった。

$$\omega = \frac{E_t}{P_y \times \delta_y} \quad (2)$$

$$\delta_y = \sigma_y \times \frac{L_2}{E_s} \quad (3)$$

$$\omega = 150 \times R = 150 \times \frac{P_E}{P_y} \quad \text{ただし, } R = \frac{P_E}{P_y} \leq 6 \quad (4)$$

$$\omega = 900 \quad \text{ただし, } R = \frac{P_E}{P_y} > 6 \quad (5)$$

ここで、 δ_y : 弾性限界変形量、 σ_y : 引張試験結果に基づく芯材の降伏強度、 E_s : 芯材のヤング係数、 R : 拘束指標、 P_E : オイラー座屈荷重

4.3 圧縮引張耐力比

各試験体の圧縮引張耐力比 α と加力後の芯材を取り出した際に計測した塑性化部の座屈モード数を表-6に示す。圧縮引張耐力比 α は、圧縮耐力 P_c を引張耐力 P_t で除した値である。ここで、各軸歪振幅における圧縮時の最大作用軸力を圧縮耐力 P_c 、引張時の最大作用軸力を引張耐力 P_t とする。表中の $\epsilon = 3.0\%$ は、破壊する直前のサイクルの値とした。 $\epsilon = 1.0\%$ における α は 1.03 ~ 1.05 であり、

表-6 圧縮引張耐力比 α および座屈モード数

試験体	圧縮引張耐力比 $\alpha = P_c/P_t$		座屈モード数
	$\epsilon = 1.0\%$	$\epsilon = 3.0\%$	
No.1	1.04	1.16	22
No.2	1.04	1.14	14
No.3	1.03	1.21	20
No.4	1.03	1.19	20
No.5	1.05	1.19	19

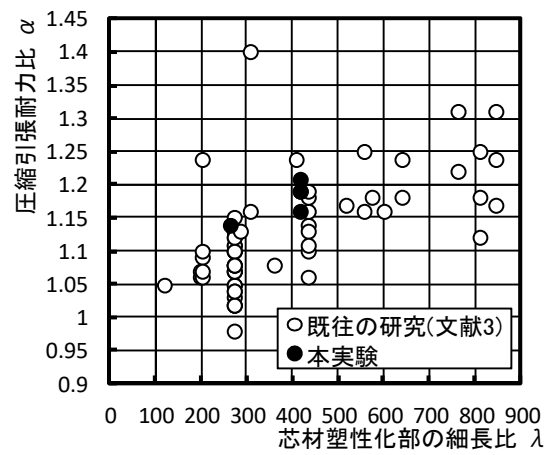


図-9 α - λ 関係

圧縮時と引張時の軸力は同程度となっている。 $\epsilon = 3.0\%$ における α は1.14～1.21と引張時に比べ圧縮時の作用軸力の方が大きくなっていった。これは、芯材塑性化部において座屈が生じ拘束材と接触することで、芯材と拘束材の間に摩擦力が生じるためである。

特に文献4)によると、芯材塑性化部の細長比 λ が大きいほど、座屈モード数が大きくなり、芯材と拘束材の接触する箇所が増える。そのため摩擦力が上昇し、 α が大きくなる。図-9に α - λ 関係を示す。既往実験からは λ とともに、 α が大きくなっていることが読み取れる。本実験ではNo.2が $\lambda = 263$, No.2以外は $\lambda = 417$ であり、 $\epsilon = 3.0\%$ における α と座屈モード数は、No.2の値が他の試験体に比べ小さくなっていった。このことから、本実験においても文献4)と同様の傾向を示すことがわかった。

5. まとめ

溝形鋼内にコンクリートを充填した一対の拘束材で、芯材を挟み込む形式の座屈拘束ブレースについて、性能検証を目的とした構造実験を実施した結果、以下の知見を得た。

いずれの試験体も芯材塑性化部の平均ひずみ $\epsilon = 3.0\%$ で複数の繰り返しを経験し、安定した履歴性状を示した。

また高いエネルギー吸収能力を有し、岩田らが提案した性能評価式を満足した。

圧縮引張耐力比 α および座屈モード数は、細長比 λ とともに増大する傾向にあり、既往の研究と同様の性状を示した。

謝辞:本研究は、神奈川大学岩田衛研究室との共同研究によるものである。岩田先生をはじめ、実験に協力いただいた小谷野先生、村井氏、学生諸氏においてはここに謝意を表します。

参考文献

- 1) 村井正敏, 小林史興, 野田隆博, 岩田衛: 鋼モルタル板を用いた座屈拘束ブレースの実験的研究, 日本建築学会構造系論文集, 第569号, pp105 - 110, 2003.7
- 2) 竹内徹, 小崎均, 松井良太: 拘束材端部の曲げモーメント伝達能力を考慮した座屈拘束ブレースの構面外機構安定性評価, 日本建築学会構造系論文集, 第691号, pp1621 - 1630, 2013.9
- 3) 飯塚亮太, 小谷野一尚, 緑川光正, 岩田衛: 累積塑性歪エネルギー率の大きな座屈拘束ブレースの研究, 日本建築学会構造系論文集, 第701号, pp1015 - 1023, 2014.7
- 4) 緑川光正, 田中康隆, 大竹誠寛, 麻里哲広, 村井正敏, 岩田衛: 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, 第664号, 2011.6

Tests on Buckling-restrained Braces Using Concrete-filled Channel-section Steel

Yuuki KOYA, Taku TABATA, Takayuki ITO and Toshiro MAKITA

We developed buckling-restrained braces (BRB), which were produced by putting a core plate in a pair of concrete-filled channel steels. As a part of the development, we tested the influence of the steel grade and width-to-thickness ratio on BRB. As a result, BRB proved to have high energy absorption ability. The test result satisfied an evaluation expression of the past. The relationship between the proportion of compression stress to tension stress and slenderness ratio regarding the plastic zone showed a tendency as in past research.
