

5. 「折返しブレース®」の座屈拘束メカニズムに関する研究

Study on Buckling Restraint Mechanism of "Folded Brace®"

波田雅也* 竹内健一** 北嶋圭二***

ー概要ー

本研究は、「折返しブレース®」の座屈拘束メカニズムに関するものである。折返しブレースは、断面の異なる3本の鋼材（内側から芯材、中鋼管、外鋼管）を一筆書きの要領で折り返して直列に接合することで、実際の部材長さを見付け長さ（ L ）の約2.5倍（ $2.5L$ ）に長くしたブレース材である（図1）。この折返し機構により、折返しブレースは、「軸降伏変位の増大効果」と「座屈拘束効果」の二つの構造特性を有している（図2、図3）。

本報では、芯材（圧縮材）の全体座屈を中鋼管（引張材）が拘束する折返しブレース特有の座屈拘束メカニズムについて検討し、「全体座屈しない軸力の限界値（限界軸力 N_c ）」の算定式を誘導した。さらに、芯材と中鋼管の関係を再現した要素実験により、誘導した算定式の妥当性を検証した（図4、写真1）。

ー技術的な特長ー

折返しブレースは、「軸降伏変位の増大効果」によって軸降伏変位が従来ブレースの約2.5倍に増大する。また、隣り合う鋼材に作用する軸力が圧縮と引張で常に反転するため、圧縮軸力が作用する芯材の全体座屈を、引張軸力が作用する中鋼管が拘束する折返しブレース特有の「座屈拘束効果」を有している。これにより引張耐力と同等の圧縮耐力が発揮され、軸降伏後も安定した紡錘型の履歴が得られることから、 $R=1/200\text{rad}$ 程度まで降伏しない種別BAの耐震ブレースとして扱うことができる。

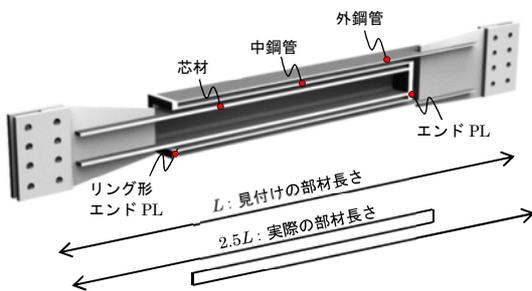


図1 折返しブレースの断面パース

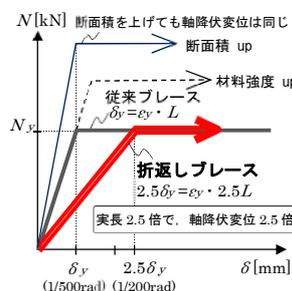


図2 軸降伏変位の増大効果

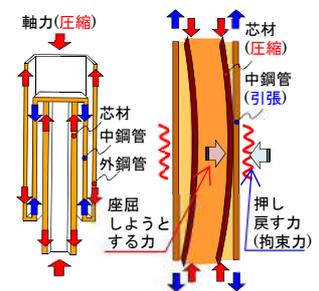


図3 座屈拘束効果

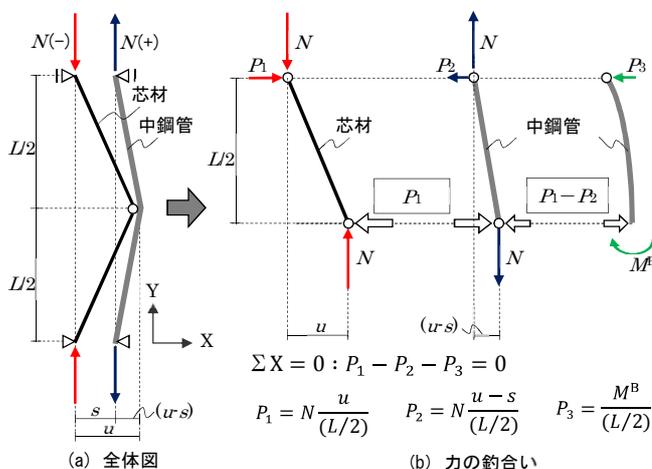


図4 座屈拘束メカニズムの検討モデル

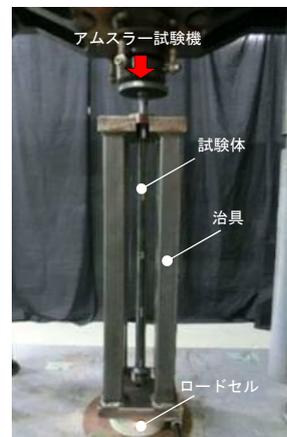


写真1 要素実験

※本報の内容は、日本建築学会構造系論文集（第85巻、第769号、2020.3）にて発表済みである。

*技術研究所 構造研究部 土木構造研究室 **東京建築本店 設計部 ***日本大学理工学部 教授

「折返しブレース®」の座屈拘束メカニズムに関する研究
 Study on buckling restraint mechanism of "Folded Brace®"

○波田 雅也* 竹内 健一** 北嶋 圭二***
 Masaya HADA Kenichi TAKEUCHI Keiji KITAJIMA

ABSTRACT The authors developed "folded braces" that would not yield at story drift angle of less than 1/200 rad. Specifically, actual length of member was made approximately 2.5 times larger than apparent length by folding three steel bars unicursally. Axial yield displacement increase 2.5 times in proportion to the length of member. Also, the folded brace has buckling restraining effect. In this paper, we organized the buckling restraint mechanism specific to folded braces and confirmed its validity by experiments.

Keywords: 鉄骨造, ブレース構造, 超弾性, 降伏変位, 座屈拘束
Steel Building, Brace Structure, Super-Elastic, Yield Displacement, Buckling Restrained

1. はじめに

本研究は、「折返しブレース®」の座屈拘束メカニズムに関するものである。折返しブレースは、断面の異なる3本の鋼材(内側から芯材、中鋼管、外鋼管)を一筆書きの要領で折り返して直列接合することで、実際の部材長さを見付け長さ(L)の約2.5倍(2.5L)に長くしたブレースである(図1)^{1)~3)}。折返しブレースは、部材長さに比例して軸降伏変位が従来ブレースの約2.5倍に増大する効果を有している(図2)。また、隣り合う鋼材に作用する軸力が圧縮と引張で常に反転するため、圧縮軸力が作用する芯材の全体座屈を、引張軸力が作用する中鋼管が拘束するという折返しブレース特有の「座屈拘束効果」を有している(図3)。これにより引張耐力と同等の圧縮耐力が発揮され、軸降伏後も安定した紡錘型の履歴が得られることから、種別BAの耐震ブレースとして扱うことができる²⁾。文献1)、3)では、折返しブレースの構造特性(軸降伏変位の増大効果、座屈拘束効果)が実験的に確認されている。しかし、これらの実験ではブレース部材全体を対象としており、芯材と中

鋼管のみの実験は行われていない。

本報では、芯材(圧縮材)の全体座屈を中鋼管(引張材)が拘束する折返しブレース特有の座屈拘束メカニズムについて検討し、“全体座屈しない軸力の限界値(限界軸力 N_c)”の算定式を誘導した。さらに、芯材と中鋼管の関係を再現した要素実験により、誘導した算定式の妥当性を検証した。

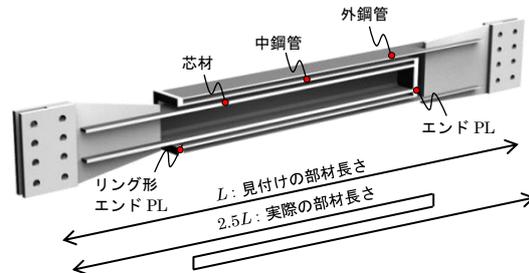


図1 折返しブレースの断面パース

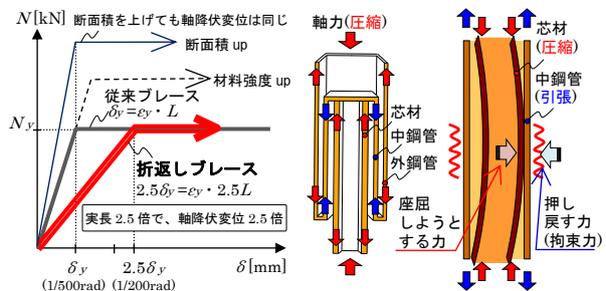


図2 軸降伏変位の増大効果 図3 座屈拘束効果

*技術研究所 構造研究部
 **東京建築本店 設計部
 ***日本大学理工学部 教授
 ※本報の内容は、日本建築学会構造系論文集(第85巻、第769号、2020.3)にて発表済みである。

2. 座屈拘束メカニズムと限界軸力 N_c

本章では、芯材(圧縮材)の全体座屈を中鋼管(引張材)が拘束するという折返しブレース特有の座屈拘束メカニズムについて検討する。

2.1 検討モデル

1章(図3)より、折返しブレースは、部材全体に圧縮軸力が作用すると、芯材は圧縮、中鋼管は引張、外鋼管は圧縮といったように各鋼材には同一の軸力が正負反転して作用する。以下では、部材全体に圧縮軸力が作用し、芯材(圧縮材)が1次モードで全体座屈しようとするときの中鋼管(拘束材)による座屈拘束メカニズムについて検討する。

座屈拘束メカニズムの検討モデルを図4に示す。図4(a)は、検討モデルの全体図を表している。芯材および中鋼管とも座屈拘束区間 L において一端をピン支持、他端をローラー支持とする。芯材については、全断面が軸降伏して曲げ剛性を喪失した状態を仮定し、部材中央($Y=L/2$)もピン節点の3ピン構造でモデル化する。中鋼管については、弾性範囲で座屈拘束した状態を仮定し、曲げ剛性を有する単純梁でモデル化する。芯材に圧縮軸力 N が作用すると、部材中央に隙間 s だけ横撓みが生じたところで芯材が中鋼管に接触する。芯材の撓み量が u のとき、中鋼管には $u-s$ の撓みが生じ、拘束力を発揮する。このとき、中鋼管には引張軸力 N が作用している。図4(b)はその状態の釣合い式を表している。芯材と中鋼管には、式(1a)、(1b)、(1c)のように水平力($\sum X=0$)、鉛直力($\sum Y=0$)、部材中央の曲げモーメント($\sum M=0$)の釣合条件が成立する。

$$\sum X = 0 : P_1 - P_2 - P_3 = 0 \quad \dots (1a)$$

$$\sum Y = 0 : -N + N = 0 \quad \dots (1b)$$

$$\sum M = 0 : -N \cdot u + N \cdot (u - s) + M^B = 0 \quad \dots (1c)$$

ここで、 P_1 : 横撓み u の芯材が圧縮軸力で中鋼管を押す力、 P_2 : 横撓み $u-s$ の中鋼管が引張軸力で芯材の横撓みを押し戻す力、 P_3 : 横撓み $u-s$ の中鋼管が曲げ抵抗で芯材の横撓みを押し戻す力、 M^B : 中鋼管の部材中央における曲げモーメントである。

図4(b)より、水平力の釣合いに着目すると、まず芯材と中鋼管に隙間が無い理想的な状態($s=0$)では、芯材と中鋼管の軸力が一直線上に作用することから、芯材の圧縮軸力で中鋼管を押す水平力 P_1 に対して、中鋼管の引張軸力で芯材を押し戻す水平力 P_2 が逆向きに作用することで釣合い状態が成立し、折返しブレースは座屈しない。しかし、実際には芯材と中鋼管の間に隙間 s が空いており、前述の P_1 と P_2 のみでは釣り合わないため、中鋼管の曲げモーメントで芯材を押し戻す水平力 P_3 が P_1 に対して逆向きに作用することで、釣合い状態が成立する。 P_1 と P_2 は、いずれも軸力 N を用いて式(2a)、(2b)のように表される。また、 P_3 は M^B を用いて式(2c)のように表される。

$$P_1 = N \frac{u}{(L/2)}, \quad P_2 = N \frac{u-s}{(L/2)}, \quad P_3 = \frac{M^B}{(L/2)} \quad \dots (2a), (2b), (2c)$$

2.2 限界軸力 N_c の誘導

以下では、水平方向($\sum X=0$)の釣合い式を展開し、「折返しブレースの芯材が全体座屈しない軸力の限界値(限界軸力 N_c)」の算定式を誘導する。まず、式(1a)に式(2a)、(2b)、(2c)を代入して整理すると、撓み u が相殺され、式(3)のように N と M^B の関係が隙間 s のみに依存する形で整理できる。式(3)より、 N の増加に比例して M^B が増加し、 M^B が降伏曲げモーメントに達したところで N が

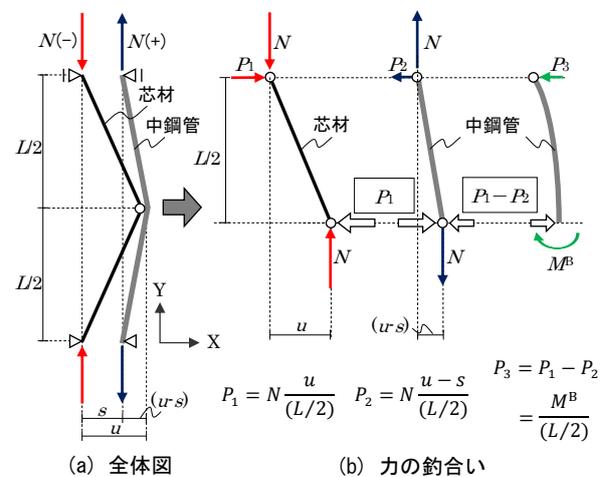


図3 座屈拘束メカニズムの検討モデル

頭打ちになる。この時の N が「限界軸力 N_C 」であり、式(4)のように表される。

$$N \cdot s = M^B \leq M_{y(N_C)}^B \quad \dots (3) \quad N_C = \frac{M_{y(N_C)}^B}{s} \quad \dots (4)$$

ここで、 $M_{y(N_C)}^B$: 軸力 N_C が作用する中鋼管の降伏曲げモーメントである。

なお、式(4)の関係は図 4 (a) に示す中鋼管の $M-N$ インタラクション上の点で表すことができ、原点と結んだ勾配が隙間の逆数 $1/s$ となる。 $M_{y(N_C)}^B$ は、中鋼管降伏時の曲げ応力と断面係数の積であり、図 4 (b) に示す要領で式(5)のように表される。この式(5)を式(4)に代入することで、 N_C が式(6)のように表される。

$$M_{y(N_C)}^B = M_{y(0)}^B - N_C \cdot \frac{M_{y(0)}^B}{N_y^B} \quad \dots (5)$$

$$N_C = \frac{M_{y(0)}^B}{(s + M_{y(0)}^B / N_y^B)} \quad \dots (6)$$

ここで、 N_C : 芯材が全体座屈しない限界軸力、 s : 芯材と中鋼管の隙間、 $M_{y(N_C)}^B$: 中鋼管の降伏軸力、 $M_{y(0)}^B$: 中鋼管の降伏曲げモーメント(軸力 $N=0$) である。

以上より、芯材が全体座屈しない限界軸力 N_C が、中鋼管の特性値(N_y^B と $M_{y(0)}^B$) および隙間 s のみで算定される陽な形で誘導できた。なお、式(6)の関係は、折返しブレース全体に引張軸力が作用して中鋼管が圧縮状態となり、中鋼管(圧縮材)の

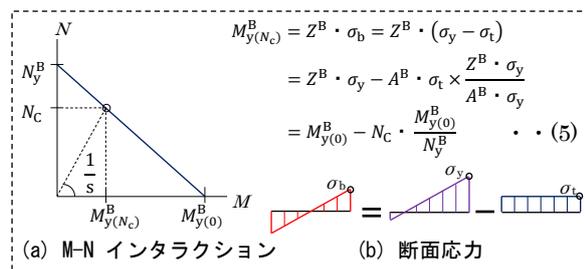


図 4 軸力が作用する中鋼管の降伏曲げモーメント

表 1 試験体に用いる芯材と中鋼管の材料特性

	鋼種	断面形状		断面積 [mm ²]	断面係数 [mm ³]	ヤング係数 [N/mm ²]	基準強度		0.03% オフセット耐力時		0.2% オフセット耐力時		引張強さ [N/mm ²]	降伏軸力 [kN]
		直径	厚さ				応力	ひずみ	応力	ひずみ	応力	ひずみ		
		[mm]	[mm]				[N/mm ²]	[μ]	[N/mm ²]	[μ]	[N/mm ²]	[μ]		
芯材	S45C	12.0	—	113	170	209432	345	1,647	540	2,880	657	5,137	823	74.3
中鋼管	STK400	27.2	1.9	151	893	199518	235	1,178	294	1,776	396	3,987	434	59.9

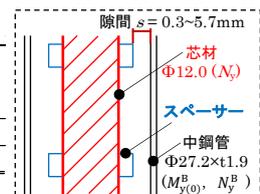


図 6 隙間 s

座屈を外鋼管(拘束材)が拘束している時にも同様に当てはめることができる。式(6)中の N_y^B および $M_{y(0)}^B$ の値に外鋼管の特性値を用いれば、中鋼管が全体座屈しない限界軸力 N_C として算定される。

3. 座屈拘束メカニズムを検証する要素実験

本章では、座屈拘束メカニズムと限界軸力 N_C 算定式の妥当性を要素実験により検証する。

3.1 試験体

試験体形状を図 5 に示す。図 5 (a) は芯材、図

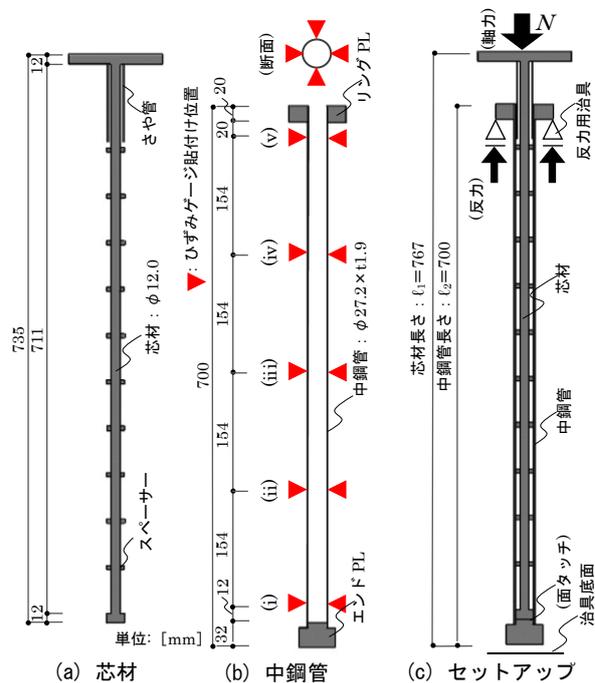


図 5 試験体図

表 2 試験体パラメータ

試験体名称	隙間 s [mm]	弾性限界(0.03%オフセット)			降伏(0.2%オフセット)		
		中鋼管の耐力		限界軸力	中鋼管の耐力		限界軸力
		軸力	曲げモーメント		軸力	曲げモーメント	
		$0.03N_y^B$	$0.03M_{y(0)}^B$	$0.03N_C$	$0.2N_y^B$	$0.2M_{y(0)}^B$	$0.2N_C$
		[kN]	[kN · mm]	[kN]	[kN]	[kN · mm]	[kN]
S03	0.3			42.3			57.0
S13	1.3	44.4	263	36.4	59.9	354	49.1
S35	3.5			27.9			37.6
S57	5.7			22.6			30.5

5(b)は中鋼管、図5(c)は芯材を中鋼管に挿入した荷重実験時の状態を表している。この状態は、部材全体に圧縮軸力が作用した時の芯材(圧縮材)と中鋼管(拘束材)の関係を模擬している。試験体に用いる芯材と中鋼管の材料特性を表1に、試験体パラメータを表2に示す。試験体は、芯材にS45Cの丸棒鋼、中鋼管にはSTK400の円形鋼管を使用した。実験変数は隙間 s とし、60mmピッチで芯材に設置したリング形のスペーサーの径を変化させた(図6)。試験体の名称は、左右片側の隙間 s の数値(S03、S13、S35、S57: 0.3~5.7mm)で表記する。表2に示す ${}_{0.03}N_C$ および ${}_{0.2}N_C$ は、中鋼管の材料特性 $\sigma_{0.03}$ 、 $\sigma_{0.2}$ (JIS規格に基づく管状試験片の引張試験結果: 図7を参照)を用いて式(6)により算定した限界軸力の計算値である。なお、折返しブレースは本来、芯材の降伏軸力 N_{1y} を限界軸力 N_C より小さく設定することで引張・圧縮とも芯材を軸降伏させ、安定した紡錘形の履歴特性を発揮するが、本実験では、 N_C の実験値を得るために、芯材の降伏軸力 $N_{1y}=74.3\text{kN}$ を ${}_{0.2}N_C=30.5\sim 57.0\text{kN}$ より大きく設定している。

3.2 実験方法

実験状況を写真1に示す。試験体は中鋼管上端のリングプレートを治具に引っかけるように設置することで、芯材に圧縮軸力 N を作用させると、中鋼管には同じ大きさの引張軸力 N が作用する。加力は、アムスラー試験機を用いて耐力低下が生じるまで単調圧縮荷重する。計測項目は、部材全

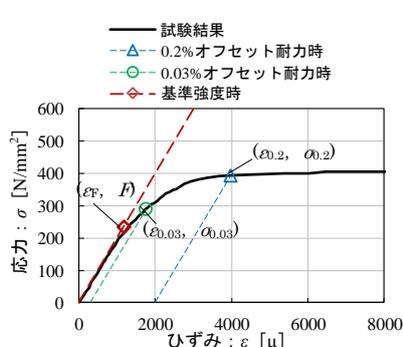


図7 中鋼管の応力-ひずみ関係 (材料引張試験結果)



写真1 実験状況

体の軸力と軸変位および図5(b)中に示す中鋼管ひずみとする。実験に用いた中鋼管は、明瞭な降伏点を持たない(図7)。そこで、図7に示すように、0.03%オフセット耐力時のひずみを弾性限ひずみ $\varepsilon_{0.03}$ 、0.2%オフセット耐力時のひずみを降伏ひずみ $\varepsilon_{0.2}$ と定義する⁴⁾。さらに、中鋼管の部材中央断面(図5(b)のひずみゲージ貼付位置(iii))で計測したひずみ4箇所のうち1箇所でも、縁ひずみが $\varepsilon_{0.03}$ に到達した時の軸力を弾性限軸力 $N_{0.03}$ 、 $\varepsilon_{0.2}$ に到達した時を降伏軸力 $N_{0.2}$ と定義する。 $N_{0.03}$ は弾性仮定に基づく式(6)との対応を確認するために検討し、 $N_{0.2}$ は弾性限界を超えた応力・ひずみレベルでの座屈拘束効果を把握するために検討する。

3.3 軸力-軸変位関係

実験状況芯材と中鋼管の隙間 s のみが異なる試験体4体(S03、S13、S35、S57)の軸力-軸変位関係を比較・検討する。

実験で得られた軸力-軸変位関係を図8に示す。また、前述した弾性限軸力 $N_{0.03}$ 、降伏軸力 $N_{0.2}$ 、および最大軸力 N_{max} の実験値一覧を表3に示す。図中には、各試験体の $N_{0.03}$ を●印、 $N_{0.2}$ を▲、 N_{max} を■印で示している。また、隙間 s が無限大に相当する芯材単体の実験結果についても示

表3 軸耐力の実験値一覧

試験体名称	隙間	弾性限界	降伏	最大
	s [mm]	$N_{0.03}$ [kN]	$N_{0.2}$ [kN]	N_{max} [kN]
S03	0.3	43.5	58.2	58.5
S13	1.3	36.2	50.4	57.2
S35	3.5	31.8	45.4	53.9
S57	5.7	24.6	38.2	48.5
芯材単体	—	—	—	11.6

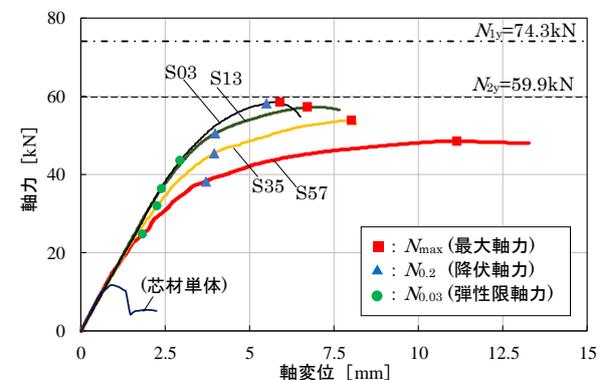


図8 軸力-軸変位関係

している。まず、 N_{max} についてみると、芯材単体は中鋼管を有する他の試験体に比べて極めて小さな軸力($N_{max}=11.1\text{kN}$)で弾性座屈している。また、隙間 s が異なる試験体 4 体を比較すると、隙間 s が最小の試験体 S03 の N_{max} が 58.5kN で最も大きく、中鋼管の降伏軸力($N_{2y}=59.9\text{kN}$)と同程度の値である。なお、各試験体とも N_{max} が芯材の降伏軸力($N_{1y}=74.5\text{kN}$)より十分小さく、試験体計画時に意図した通り、芯材は軸降伏せずに限界軸力 N_C に達して全体座屈した。 $N_{0.03}$ と $N_{0.2}$ についてみると、いずれの値も隙間 s が小さくなるにつれて大きくなっており、2.2 節の式(4)で示した関係が実験で得られていることがわかる。また、 $N_{0.2}$ は $N_{0.03}$ に比べて 1.34~1.55 倍であり、概ね耐力比($\sigma_{0.2}/\sigma_{0.03}=1.35$)に応じて軸力が増大している。

3.4 中鋼管ひずみの検討

座屈拘束メカニズムの妥当性をより詳細に確認するため、中鋼管(拘束材)ひずみデータについて検討する。

弾性限界時($N_{0.03}$ 到達時)における中鋼管の曲率分布を図 9 に示す。図 9 より、各試験体とも縁ひずみ(弾性限ひずみ $\epsilon_{0.03}=1776\mu$)は同じであるにもかかわらず、隙間 s が小さい試験体ほど曲率

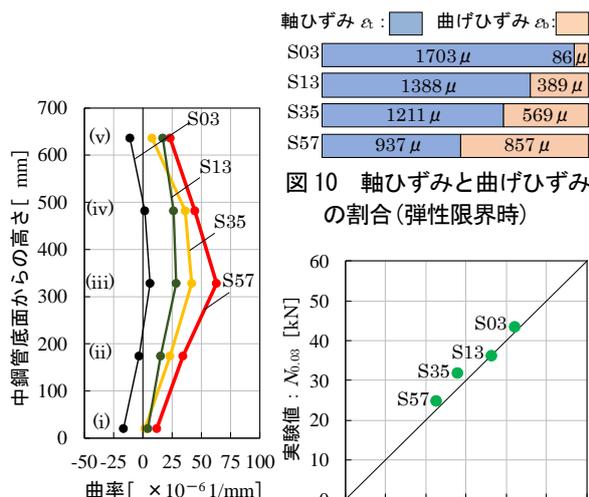


図 9 曲率分布 (弾性限界時)



図 10 軸ひずみと曲げひずみの割合 (弾性限界時)

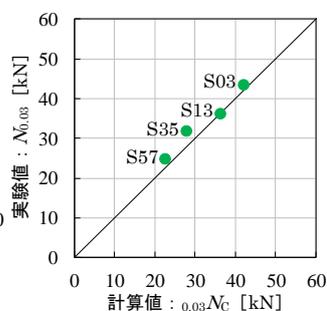


図 11 限界軸力 N_C の実験値と計算値と相関 (弾性限界時)

が小さくなっていることがわかる。また、いずれの試験体も部材中央(iii)の曲率が最も大きく、両端に向かうにつれて小さくなっており、2.1 節で示した検討モデルと同じ 1 次モードの変形状態となっていることがわかる。つぎに、弾性限界時における部材中央(iii)の縁ひずみ $\epsilon_{0.03}$ を軸ひずみ ϵ_t と曲げひずみ ϵ_b に分割して図 10 に示す。図 10 より、隙間 s が最も大きな試験体 S57 では、 ϵ_t と ϵ_b の割合が同程度となっている。また、隙間 s が小さくなるにつれて ϵ_t の割合が大きくなり、S03 試験体では ϵ_t の割合が全体の約 9 割を占めていることがわかる。これは、隙間 s が小さいほど中鋼管に作用する曲げモーメントが小さく、負担できる引張軸力が大きくなることを示しており、図 8 の結果(隙間 s が小さいほど $N_{0.03}$ 、 $N_{0.2}$ が大きくなったこと)と良く対応している。

3.5 限界軸力 N_C の計算値と実験値の比較

前項で示した式(6)の妥当性を確認するため、弾性限界時における限界軸力 N_C の実験値($N_{0.03}$)と計算値($0.03N_C$)と相関を図 11 に示す。図 11 より、隙間 s が異なる試験体 4 体ともに、実験値 $N_{0.03}$ と計算値 $0.03N_C$ が良く対応していることがわかる。

以上、芯材(圧縮材)と中鋼管(引張材)の関係を模擬した要素実験より、折返しブレース特有の座屈拘束メカニズムに基づく限界軸力 N_C 算定式の妥当性が確認された。

4. まとめ

以上、本報では、折返しブレース特有の座屈拘束メカニズムについて理論的および実験的に検討した。得られた知見を以下に示す。

- 1) 芯材(圧縮材)の全体座屈を中鋼管(引張材)が拘束する折返しブレース特有の座屈拘束メカニズムについて検討し、「全体座屈しない軸力の限界値(限界軸力 N_C)」の算定式を誘導した。 N_C は、中鋼管の特性値(N_y^B と $M_{y(0)}^B$)および隙間 s のみで算定され、 s が小さいほど N_C が大きくなる。

- 2) 芯材(圧縮材)と中鋼管(引張材)の関係を模擬し、隙間 s を変数とした要素実験より、最大軸力 N_{max} 、降伏軸力 $N_{0.2}$ 、および弾性限軸力 $N_{0.03}$ の実験値は、いずれも s が小さい試験体ほど大きな値となることが確認された。
- 3) 限界軸力 N_c の算定式(式(6))による計算値が、要素実験で得られた実験値と良く対応したことから、算定式の妥当性が確認された。

【参考文献】

- 1) 波田雅也、竹内健一、北嶋圭二、中西三和、安達洋ほか：折返しブレースの構造特性に関する実験的研究(その1～その7)、日本建築学会大会学術講演梗概集、C-1、pp.747-750、2012.9、pp.1287-1292、2013.8、pp.1051-1052、2014.9、pp.1077-1078、2015.9
- 2) 波田雅也、竹内健一、北嶋圭二、中西三和、安達洋ほか：折返しブレース構造建物の構造特性に関する研究(その1～その3)、日本建築学会学術講演梗概集、C-1、pp.1195-1200、2017.8
- 3) 波田雅也、村井克綺、竹内健一、北嶋圭二：層間変形角 $1/200\text{rad}$ まで降伏しない“折返し式ブレース”の適用事例、日本建築学会技術報告集、第23巻、第55号、pp.885-890、2017.10
- 4) 機械工学会：機械工学便覧、A4、pp.137-138、1989.9
- 5) 藤本盛久、和田章、佐伯英一郎、渡辺厚：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
- 6) 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
- 7) 日本建築学会：鋼構造塑性設計指針、2010.2

付録1. 座屈拘束ブレースの限界軸力との比較

一般的な座屈拘束ブレースは、圧縮軸力が作用する芯材の周囲に軸力が作用しない拘束材を設けて全体座屈を拘束する。その座屈拘束メカニズムは、藤本ら⁵⁾や井上ら⁶⁾の研究によって実験的・理論的に明らかに

されており、芯材が全体座屈しないための条件が定式化されている⁷⁾。折返しブレースの座屈拘束メカニズムが一般的な座屈拘束ブレースと異なる点は、芯材に圧縮軸力が作用すると中鋼管(拘束材)には同じ大きさの引張軸力が作用する点である。以下では、一般的な座屈拘束ブレースの限界軸力 N_c の算定式を誘導し、折返しブレースの限界軸力 N_c と比較する。

まず、中鋼管に引張軸力が作用しないことを考慮し、水平方向($\Sigma X=0$)の釣合い式(1a)に式(2a)、(2b)′、(2c)を代入して整理すると、 N と M^B の関係が未知数である撓み u を含む式(3)′のように表される。

$$\Sigma X = 0 : P_1 - P_2 - P_3 = 0 \quad \dots (1a)$$

$$P_1 = N \frac{u}{(L/2)}, P_2 = 0, P_3 = \frac{M^B}{(L/2)} \quad \dots (2a), (2b)′, (2c)$$

$$N \cdot u = M^B \leq M_{y(0)}^B \quad \dots (3)′$$

ここで、 $Y=y$ における中鋼管の撓み量 $X(y)$ を式(7)のように正弦波で与えると、曲率 $\ddot{X}(y)$ が式(8)で表される。さらに曲げモーメントと曲率の関係から、部材中央($Y=L/2$)における曲げモーメント M^B が、中鋼管のオイラー座屈荷重 N_E^B を用いて式(9)のように表される。

$$X(y) = (u-s) \cdot \sin\left(\frac{\pi}{L} \cdot y\right) \quad \dots (7)$$

$$\left[\begin{array}{l} Y=0 \text{ のとき} : X(0) = (u-s) \cdot \sin(0) = 0 \\ Y=L/2 \text{ のとき} : X\left(\frac{L}{2}\right) = (u-s) \cdot \sin\left(\frac{\pi}{2}\right) = (u-s) \end{array} \right]$$

$$\ddot{X}(y) = -\left(\frac{\pi}{L}\right)^2 \cdot (u-s) \cdot \sin\left(\frac{\pi}{L} \cdot y\right) \quad \dots (8)$$

$$\left[\begin{array}{l} Y=0 \text{ のとき} : \ddot{X}(0) = -\left(\frac{\pi}{L}\right)^2 \cdot (u-s) \cdot \sin(0) = 0 \\ Y=L/2 \text{ のとき} : \ddot{X}\left(\frac{L}{2}\right) = -\left(\frac{\pi}{L}\right)^2 \cdot (u-s) \cdot \sin\left(\frac{\pi}{2}\right) = -\left(\frac{\pi}{L}\right)^2 \cdot (u-s) \end{array} \right]$$

$$\begin{aligned} M^B &= -E^B \cdot I^B \cdot \ddot{X}\left(\frac{L}{2}\right) = \left(\frac{\pi^2 \cdot E^B \cdot I^B}{L^2}\right) \cdot (u-s) \\ &= N_E^B \cdot (u-s) \end{aligned} \quad \dots (9)$$

式(3)′と式(9)から u を消去して N について整理すると、式(10)のようになる。式(10)より、 N の増加に比例して M^B が増加し、 M^B が降伏曲げモーメントに達したところで N が頭打ちになる。この時の N が座屈拘束ブレースの限界軸力 N_c ′ であり、式(6)′のように表される。

$$N = \frac{M^B}{(s + M^B/N_E^B)} \quad \dots (10)$$

$$N_c' = \frac{M_{y(0)}^B}{(s + M_{y(0)}^B/N_E^B)} \quad \dots (6)′$$

なお、 $N=M_y$ のとき、式(10)を M_B について整理すると、一般の座屈拘束ブレースにおいて拘束材が芯材の全体座屈を拘束する条件として文献7)等に示される式(11)が得られる。

$$M^B = \frac{N_{1y} \cdot s}{(1 - N_{1y}/N_E^B)} \leq M_{y(0)}^B \quad \dots (11)$$

折返しブレースの限界軸力 N_c 算定式：式(6)と、一般的な座屈拘束ブレースの限界軸力 N_c' 算定式：式(6)' を改めて以下に示す。

(a) 折返しブレース：

$$N_c = \frac{M_{y(0)}^B}{(s + M_{y(0)}^B/N_y^B)} \quad \dots (6)$$

中鋼管(拘束材)の降伏軸力

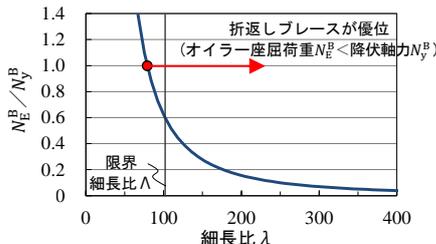
(b) 一般的な座屈拘束ブレース：

$$N_c' = \frac{M_{y(0)}^B}{(s + M_{y(0)}^B/N_E^B)} \quad \dots (6)'$$

中鋼管(拘束材)のオイラー座屈荷重

式(6)と式(6)'より、両者の限界軸力の相違点は、分母に中鋼管(拘束材)の降伏軸力 N_y^B が含まれるか、オイラー座屈荷重 N_E^B が含まれるかのみであることがわかる(式中○で囲った部分)。隙間 s が無い状態を仮定すると、折返しブレースの限界軸力 N_c は N_y^B と一致し、一般的な座屈拘束ブレースの限界軸力 N_c' は N_E^B と一致する。また、降伏軸力 N_y^B は座屈長さ L_k (=部材長 L) や曲げ剛性 EI によらず断面積 A と降伏応力 σ_y の積により決定($N_y^B = A \cdot \sigma_y$)し、オイラー座屈荷重 N_E^B は断面積や降伏応力によらず座屈長さ L_k と曲げ剛性によって決定する($N_E^B = \pi^2 \cdot E \cdot I / L_k^2$)。

すなわち、部材プロポーションが細長く、中鋼管のオイラー座屈荷重 N_E^B が降伏軸力 N_y^B より小さい場合において、折返しブレースの座屈拘束効果が一般的な座屈拘束ブレースよりも優位となる(付図1)。



付図1 N_E^B / N_y^B と細長比 λ の関係 ($\sigma_y = 325 \text{ N/mm}^2$)

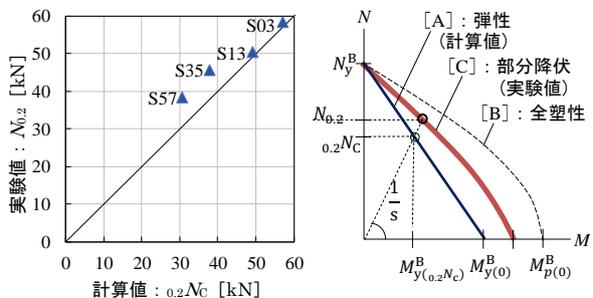
付録2. 降伏点が不明瞭な鋼材の N_c 算定式の適用性

本論で妥当性を示した限界軸力 N_c 算定式：式(6)は、折返しブレースの中鋼管(拘束材)を弾性状態と仮定して導出している。以下では、中鋼管が塑性加工等により降伏点が不明瞭で、降伏応力に 0.2% オフセット耐力 ($\sigma_{0.2}$) を用いる場合における、式(6)の適用性について検討する。

本論(3章の図11)では、弾性限界時 ($\sigma_{0.03}$ 到達時) の実験値 $N_{0.03}$ と、弾性仮定に基づく式(6)に $\sigma_{0.03}$ を代入した計算値 ${}_{0.03}N_c$ の対応が良好であることを示した。

付図2では、部分降伏を伴った $\sigma_{0.2}$ 到達時の実験値 $N_{0.2}$ と、式(6)に $\sigma_{0.2}$ を代入した計算値 ${}_{0.2}N_c$ を比較する。付図2より、隙間 s が異なる試験体4体ともに実験値が計算値を上回っており、安全側の評価となっていることがわかる。また、隙間 s の小さな試験体(S03、S13)では実験値と計算値の差が小さく、隙間の大きい試験体(S35、S57)では実験値と計算値の差が大きい傾向がみられる。これについて、付図3に示す $M-N$ インタラクション曲線(円形中空鋼管、縁応力 = $\sigma_{0.2}$) の概念図により検討する。付図3中の [A] は弾性状態の $M-N$ 曲線、[B] は全塑性状態の $M-N$ 曲線である。部分降伏時の $M-N$ 曲線は、[C] のように [A] と [B] の中間に位置する。付図3より、同じ隙間 s における軸力 N は、常に [A] \leq [C] となることがわかる。また、隙間 s が小さいと [A] と [C] の軸力差が小さく、隙間が大きいほど [A] と [C] の軸力差が大きくなり、付図2の傾向と対応する。

以上より、中鋼管の降伏応力に 0.2% オフセット耐力を用いる場合、弾性仮定に基づく式(6)を適用すれば座屈拘束効果を安全側に評価できることがわかった。



付図2 限界軸力 N_c の実験値と付図3 $M-N$ インタラクション曲線(円形鋼管、縁応力 = $\sigma_{0.2}$)