

折返し式ブレースの構造特性に関する研究

軸降伏変位増大と座屈拘束効果の検討

STUDY ON STRUCTURAL CHARACTERISTICS OF FOLDED BRACE

Investigation of increase of axial yield displacement and buckling restraint effect

波田雅也*¹, 竹内健一*², 北嶋圭二*³, 中西三和*⁴Masaya HADA, Kenichi TAKEUCHI, Keiji KITAJIMA
and Mitsukazu NAKANISHI

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 uncursally. 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, full-scale structural experiment of folded braces were conducted to confirm the increase in axial yield displacement and buckling restraint effect. Furthermore, we organized the buckling restraint mechanism specific to folded braces and confirmed its validity by experiments.

Keywords : Brace Structure, Super-Elastic, Axial Yield Displacement, Buckling Restraint

ブレース構造, 超弾性, 軸降伏変位, 座屈拘束

1. はじめに

鉄骨造建物では、主要な地震抵抗要素としてブレースが広く用いられている。ブレース構造は、柱梁フレームのみで構成される純ラーメン構造に比べて少ない鋼材量で剛性や耐力を確保できるため、合理的かつ経済的な設計を志向できる¹⁾。しかし、一般的な従来ブレース構造では、柱梁フレームの剛性に比べ、軸力で抵抗するブレースの剛性が極めて大きくなる。また、従来ブレースの軸降伏変位は小さく、層間変形角 $R=1/500\text{rad}$ 程度の変形で早期に降伏(または座屈)することが多い。そのため、部材の降伏を許容しない1次設計レベルでは、フレームの耐力が十分に発揮されず、水平力の大部分をブレースが負担しなければならない。したがって、従来ブレース構造ではブレースを多量に配置する必要があり、建物の外観や機能面が優先されブレースを少量しか配置できない場合は、ブレース構造を断念して純ラーメン構造を採用せざるを得ないケースが多い。

この問題を解消するためには、弾性範囲の広いブレースが有効である¹⁾。これまでに、鋼材に比べてヤング率の小さなアルミニウムを用いたブレース^{2),3)}や、降伏強度の大きな鋼材を用いたブレース^{4),5)}の開発が行われている。しかし、特殊な材料を用いるが故にコストが高く、また接合方法の制約があること等から、いずれも十分に普及しているとは言い難い。そこで筆者らは、普通強度の鋼材でもブレースの弾性範囲を広くでき、1次設計の変形制限である $R=1/200\text{rad}$ 程度の変形レベルまで降伏しない“折返し式ブレース”

(以下、折返しブレース)を考案した⁶⁾。

折返しブレースの断面バースを Fig.1 に示す。折返しブレースとは、断面の異なる3本の鋼材(内側から芯材, 中鋼管, 外鋼管)による3重構成で、各鋼材を両端のエンドプレートを通じて一筆書きの要領で折り返して互いに接合することにより、実際の部材長さを見付けの部材長さ(L)の約2.5倍($2.5L$)に長くしたブレースである。

折返しブレースは、部材長さに比例して軸降伏変位が増大する効果を有するとともに、3本の鋼材各々に作用する軸力(圧縮・引張)が互いに反転するため、圧縮材の全体座屈を引張材(拘束材)が拘束する効果を有している。文献7)では、折返しブレースの実建物への適用事例を示すと同時に、実建物で採用した折返しブレースの構造実験について示されている。

本論文では、まず、折返しブレースの構造特性(軸降伏変位の増大

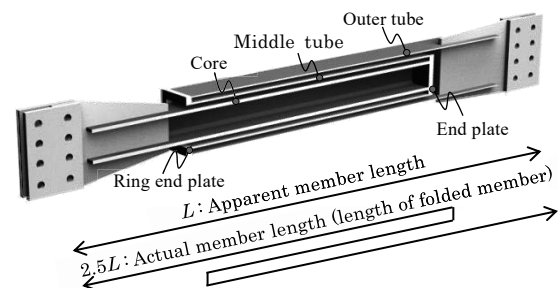


Fig. 1 Cross-sectional perspective of Folded brace

*¹ 青木あすなろ建設(株)技術研究所 研究員*² 青木あすなろ建設(株)設計部 課長・修士(工学)*³ 日本大学理工学部海洋建築工学科 教授・博士(工学)*⁴ 日本大学理工学部海洋建築工学科 元教授・工博

Research Engineer, Institute of Technology, Asunaro Aoki Construction Co., Ltd.

Manager, Dept. of Building Design, Asunaro Aoki Construction Co., Ltd., M.Eng.

Prof. Dept. of Oceanic Architecture & Eng., CST, Nihon Univ., Dr.Eng.

Former Prof. Dept. of Oceanic Architecture & Eng., CST, Nihon Univ., Dr.Eng.

と座屈拘束効果)と、鉄骨造建物への適用効果の概要について述べた後、想定した構造特性を発揮することを折返しブレース部材の実大実験により確認する。また、芯材(圧縮材)の全体座屈を中鋼管(引張材)が拘束する座屈拘束メカニズムを理論的に整理し、要素実験によりその妥当性を確認する。なお、本論文の一部は文献(6)で発表済みである。

2. 折返しブレースの構造特性と鉄骨造建物への適用効果

2.1 軸降伏変位の増大

折返しブレース(Folded brace)の軸力-軸変位関係の概念図を従来ブレース(Conventional brace)と比較して Fig.2 に示す。Fig.2 より、従来ブレースの軸力-軸変位関係に対し、断面積を大きくすると、軸剛性と軸耐力は断面積に比例して大きくなる。しかし、軸降伏変位は降伏ひずみと部材長さの積で決定するため、断面積を大きくしても変わらない。一方、折返しブレースは、実際の部材長さを見付けの部材長さ(L)の約 2.5 倍($2.5L$)に長くすることで、材料の降伏強度やヤング率を変えることなく、従来ブレースに対して軸降伏変位を約 2.5 倍増大させることができ、 $R=1/200\text{rad}$ 程度まで降伏しないブレースが実現できる。

2.2 座屈拘束効果

1 座屈拘束効果の概念図を Fig.3 に示す。折返しブレースは、3 本の鋼材を直列系で接続しており、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(-)というように、隣り合う鋼材には常に同じ大きさの軸力が圧縮と引張で反転して作用する。そのため、芯材(圧縮材)の全体座屈を中鋼管(引張材)が拘束する座屈拘束効果を有する。この座屈拘束効果により、折返しブ

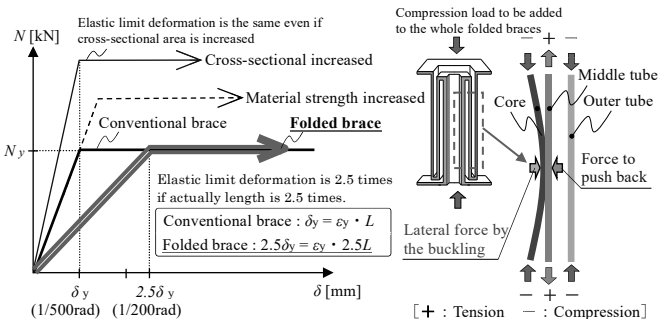
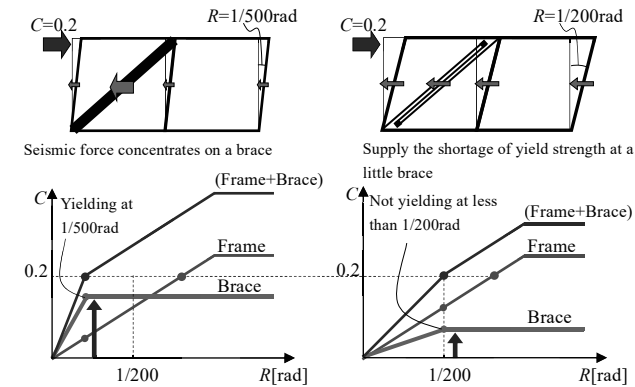


Fig.2 Axial force-Axial deformation relationship

Fig.3 Image of buckling restriction effect



(a) Conventional brace structure (b) Folded brace structure
Fig.4 Application effect of the Folded brace
(Base shear coefficient-Story drift angle relationship)

ースは、引張耐力と同等の圧縮耐力を発揮する。

2.3 鉄骨造建物への適用効果

折返しブレースを鉄骨造建物に適用したときの効果について示す。鉄骨造建物のベースシア係数 C -層間変形角 R 関係の概念図を Fig.4 に示す(ベースシア係数 C : 1 階の層せん断力を建物総重量で除して無次元化したもの)。まず、(a)の従来ブレース構造では、 $R=1/500\text{rad}$ 程度の小さな変形でブレースが降伏するため、部材の降伏を許容しない 1 次設計レベル($C=0.2$)の地震力がブレースに集中し、フレーム耐力が十分に発揮されない。一方、(b)の折返しブレース構造では、 $R=1/200\text{rad}$ までブレースが降伏しないため、1 次設計レベルでフレームに不足する耐力分のみを、少量のブレース耐力によって効率良く補うことができる。また、折返しブレースの軸剛性は部材長さに反比例し、従来ブレースの 1/2.5 程度と小さいため、平面的に偏心配置してもねじれが生じにくい。すなわち、弾性範囲の広い折返しブレースを採用することによりブレース材の少量配置や偏心配置が可能となり、1 次設計レベルからフレーム耐力を有効に発揮させた合理的なブレース構造が実現する。

3. 実大実験

本章では、折返しブレースの基本的な構造特性(軸降伏変位の増大と座屈拘束効果)を確認するために実施した実大折返しブレースの載荷実験について示す。

3.1 試験体諸元

試験体の形状および断面を Fig.5 に、試験体諸元を Table 1 に示す。試験体は、Fig.5(a), (b)に示す折返しブレース(Folded brace)を 1 体、比較用として Fig.5(c)に示す芯材単体ブレース(Core brace)を 1 体の計 2 体とする。折返しブレースは、芯材に H 形鋼(H-175×175×7.5×11.0, SN400B)を、中鋼管と外鋼管に組立鋼管(中:□-191×197×9.0×6.0, 外:□-213×213×6.0×9.0, ともに SM490A)を使用した 3 重構成で、エンドプレートを通じて突合せ溶接することで、各鋼材を一筆書きの要領で互いに接合している。見付け長さ $L=3,870\text{mm}$ は折返しブレースと芯材単体ブレースで共通とし、芯材の細長比は $\lambda=89$ (座屈長さ=見付け長さ)である。各鋼材間の隙間は、座屈拘束効果を確保するため、製作可能な範囲で極力隙間を小さくすることを意図して片側 2.0mm(見付け長さの約 1/2000 程度)に設定している。各鋼材間にアンボンド材は用いていない。なお、折返しブレースの芯材露出部分は特に弱軸周りで断面性能が不足し、首折れ座屈^①の発生が予想されることから、文献(8)の方法に基づきカバープレートで補強を行っている。

3.2 降伏軸力、軸剛性、軸降伏変位の計算値

(a) 降伏軸力

折返しブレースの降伏軸力 N_y は、式(1)のように芯材・中鋼管・外鋼管の降伏軸力の最小値で決定し、芯材の降伏軸力で決まるように設計している。芯材は中鋼管による座屈拘束効果が期待できるため、芯材のみを軸降伏させて中鋼管と外鋼管は弾性を保持することで、繰り返し軸力下でも安定した紡錘型の履歴が得られる。

$$N_y = \min(N_{1y}, N_{2y}, N_{3y}) = N_{1y} \quad (1)$$

ここで、 N_{1y} は芯材の降伏軸力、 N_{2y} は中鋼管の降伏軸力、 N_{3y} は

外鋼管の降伏軸力であり、それぞれ各鋼材の断面積 A に材料引張試験で得られた降伏強度 σ_y を乗じて算出した。なお、降伏軸力の比率は、 $N_{1y} : N_{2y} : N_{3y} = 1.0 : 1.4 : 1.6$ 程度である。

(b) 軸剛性、軸降伏変位

折返しブレースの軸剛性 K は式(2)のように各鋼材の軸剛性を直列系で接続することで算出し、軸降伏変位 δ_y は式(3)のように降伏軸力 N_y を軸剛性 K で除することで算出した。

$$K = \frac{1}{(1/K_1) + (1/K_2) + (1/K_3)} \quad (2) \quad \delta_y = \frac{N_y}{K} \quad (3)$$

ただし、

$$K_1 = \frac{E \times A_1}{\ell_1}, K_2 = \frac{E \times A_2}{\ell_2}, K_3 = \frac{E \times A_3}{\ell_3} \quad (4a), (4b), (4c)$$

ここで、 K_1 は芯材の軸剛性、 K_2 は中鋼管の軸剛性、 K_3 は外鋼管の軸剛性であり、式(4a)~(4c)のようにヤング率 E と断面積 A_1, A_2, A_3 の積を部材長さ ℓ_1, ℓ_2, ℓ_3 で除して算出した。なお、鋼材のヤング率は全て $205,000\text{N/mm}^2$ とした。

Table 1 に示すように、折返しブレースの軸剛性は 125kN/mm であり、芯材単体ブレース(327kN/mm)の約 $1/2.6$ である。また、ブレース取付け角度 $\theta = 45$ 度とすると折返しブレース降伏時の層間変形角 R は $1/206\text{rad}$ であり、芯材単体ブレース($1/541\text{rad}$)の約 2.6 倍に増大する設計となっている。

3.3 実験方法

載荷装置図を Fig.6 に、接合部写真を Photo 1 に示す。試験体は、実架構を模擬した柱(Column)と梁(Beam)の間に、取付け角度 $\theta = 45$ 度で設置した。接合部は、Photo 1 (a), (b) に示すように頂部(柱側)、脚部(梁側)とも一般的な高力ボルト摩擦接合により両端固定とした。載荷は、脚部ピンの柱を介して、柱の頂部に取付けたアクチュエータによる正負交番繰り返し載荷とし、初めに許容軸力 N_a (芯材の

基準強度 F_1 と断面積 A_1 の積と定義)到達時まで荷重制御で載荷した後、層間変形角 R を基準とした変位制御で行った。なお、層間変形角 R はブレース軸変位 δ を式(5)にて、ブレース軸力 N は頂部水平

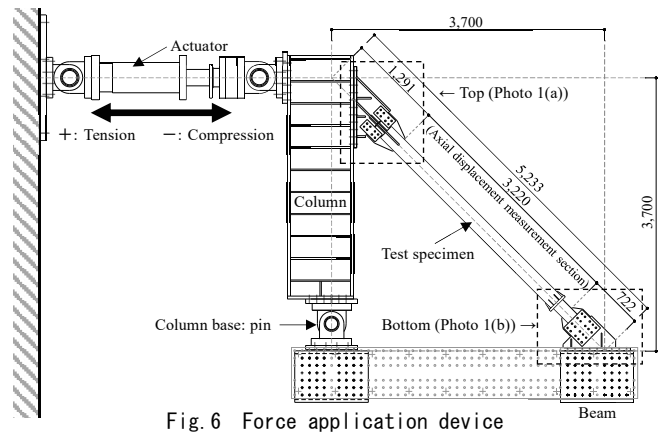


Fig. 6 Force application device

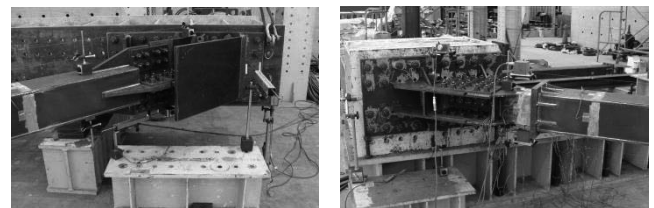


Photo 1 Test specimen installation condition (joint)

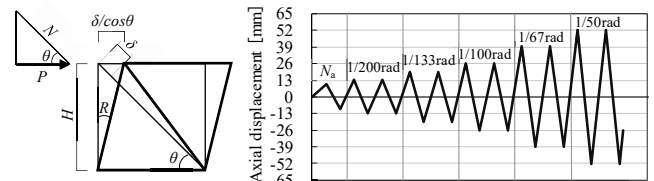


Fig. 7 Axial force and story drift angle

Fig. 8 Loading cycle

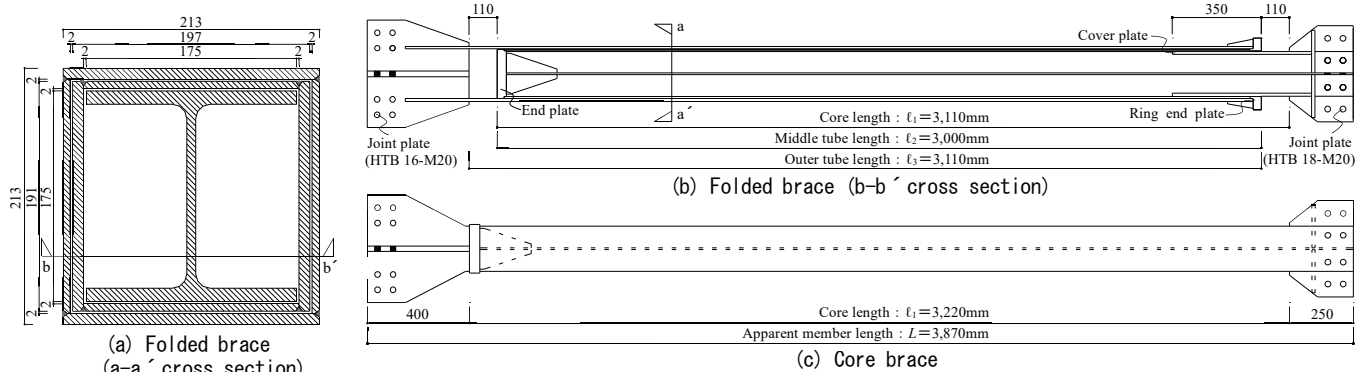


Fig. 5 Specimens detail of Folded brace

Table 1 Principal specifications of test specimen

		Geometries H-h×B×t _w ×t _f □-A×B×t _w ×t _f	Steel type	Calculated Value of Each member								Calculated Value of The Folded Brace			
				Base strength	Yield Point	Cross section	Apparent member length	Length	Slenderness ratio	Axial yield strength	Axial stiffness	Axial yield strength	Axial stiffness	Axial yield deformation	Story drift angle
				F [N/mm ²]	σ_y [N/mm ²]	A [mm ²]	L [mm]	ℓ [mm]	λ —	N_y [kN]	K [kN/mm]	N_y [kN]	K [kN/mm]	δ_y [mm]	R_y [rad]
(a)	Core	H-175×175×7.5×11.0	SN400B	235	308	5,142	3,870	3,110	89	1,583	339	1,583	125	12.7	1/206
	Middle tube	□-191×197×9.0×6.0	SM490A	325	398	5,586	3,870	3,000	54	2,223	382				
	Outer tube	□-213×213×6.0×9.0	SM490A	325	398	6,174	3,870	3,110	48	2,457	407				
(b)	Core brace	H-175×175×7.5×11.0	SN400B	235	308	5,142	3,870	3,220	89	1,583	327	1,583	327	4.8	1/541

※1: The yield point is the material test result. ※2: Slenderness ratio is calculated as buckling length = apparent member length (3,870 mm).

荷重 P より式(6)にて算出した(Fig.7).

$$R = \frac{\delta / \cos\theta}{H} \quad (5) \quad N = \frac{P}{\cos\theta} \quad (6)$$

ここで、 R : 層間変形角, H : 階高, δ : ブレース軸変位, θ : ブレース取付け角度, N : ブレース軸力, P : 頂部水平荷重である。

载荷サイクルは、Fig.8 に示すように層間変形角 $R=\pm 1/300$ (芯材単体ブレースのみ), $\pm 1/200$, $\pm 1/133$, $\pm 1/100$, $\pm 1/67$, $\pm 1/50$ rad に相当する軸変位で各 2 サイクルずつ载荷した。

計測項目は、頂部水平荷重 P とブレース軸変位 δ および芯材軸ひずみとする。頂部水平荷重 P はアクチュエータに取付けたロードセルにより計測し、ブレース軸変位 δ は試験体両端の接合部プレート間(Fig.6 中の軸変位計測区間=3,220mm)で計測した。

3.4 実験結果

軸力-軸変位関係の履歴曲線を Fig.9 に、降伏軸力および最大軸力の実験値を Table 2 に示す。降伏軸力の実験値 $expN_y$ は、見付け長さ L の 0.2%(7.74mm) のオフセット耐力⁹⁾で評価した。Fig.9 には、降伏軸力と軸剛性の計算結果(Calculation)も併せて示している(芯材単体の圧縮耐力は、有効長さ係数=1.0(両端ピン)として、非弾性座屈荷重 $calN_{cr}$ と座屈後安定荷重 $calN_u$ を文献 10)中の式で算出)。まず Fig.9(b)より、芯材単体ブレースは、最初の圧縮载荷時に全体座屈が発生して耐力が低下($expN_{max}=-1571kN$)し、その後はサイクルを重ねるごとに圧縮耐力が低下していることがわかる。一方 Fig.9(a)より、折返しブレースは、前述の座屈拘束効果により圧縮・引張载荷時ともに全体座屈せず芯材が軸降伏し、 $R=1/50rad$ の変形レベルまで耐力・剛性とも安定した紡錘型の履歴を示していることがわかる。なお、 $-1/50rad$ 到達後の除荷剛性が初期剛性より高くなっているのは、内部で芯材に局部座屈が生じ、中鋼管に接触したことに起因

すると考えられる。

軸力-軸変位関係の包絡曲線を Fig.10 に、包絡曲線から評価した軸剛性と軸変位の一覧を Table 3 に示す。包絡曲線上の○印が許容軸力時(許容軸力 $N_a=F_1 \times A_1$)、●印が弾性限界時に到達した点を示している。Table 3 に示す軸剛性の実験値 $expK$ は、包絡曲線における芯材軸ひずみ 0.03%と 0.06%程度の 2 点を結んだ直線で評価した。弾性限界時は、見付け長さ L の 0.03%(1.16mm) オフセットした軸剛性(実験値)と包絡曲線の交点と定義した⁹⁾。Fig.10 中には軸剛性の計算値 $calK$ も併せて示している。Table 3 より、折返しブレースと芯材単体ブレースの軸剛性は、いずれも実験値と計算値が良く対応しており、折返しブレースの軸剛性が芯材単体ブレースの約 1/2.6 倍となっていることがわかる。また、折返しブレースは、芯材単体ブレースに対して許容軸力時の軸変位 $exp\delta_a$ が約 2.6 倍に増大していることがわかる。さらに、共通の 0.03% オフセット変位を含む弾性限界時の軸変位 $exp\delta_e$ でも約 2.3 倍に増大し、折返しブレースは圧縮・引張とも $R=1/200rad$ 程度の変形レベルまで概ね弾性挙動を示していることがわかる。

以上、ブレース部材の実大実験より、折返しブレースが 2 章で示した構造特性(軸降伏変位の増大と座屈拘束効果)を発揮することが確認された。

4. 座屈拘束メカニズムと限界軸力 M

前章の実大実験では、折返しブレースが座屈拘束効果により全体座屈することなく引張・圧縮とも芯材が軸降伏し、さらには $R=1/50rad$ 程度まで安定した紡錘型の履歴を示した。本章では、折返しブレース特有の座屈拘束メカニズムについて検討する。

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

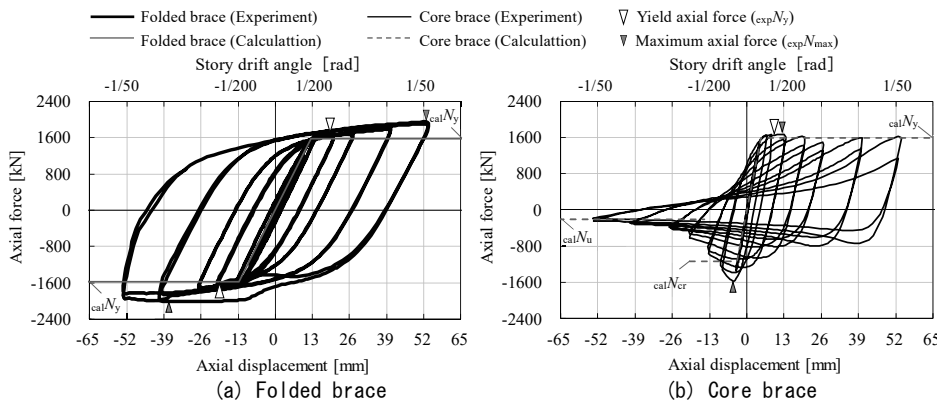


Table 2 Experimental value of yield axial force and maximum axial

		Axial force			
		Yield	Maximum	$expN_{max}$ $expN_y$	
		$expN_y$ [kN]	$expN_{max}$ [kN]		
(a)	Folded brace	Tension	1654	1946	1.18
		Compression	-1651	-2018	1.22
(b)	Core brace	Tension	1659	1665	1.00
		Compression	-	-1571	-

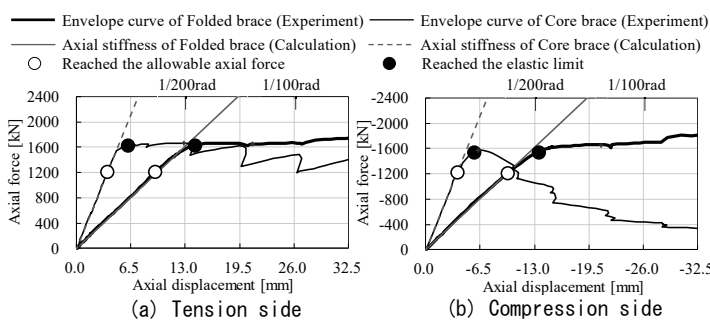


Fig.10 Axial force - Axial displacement (Envelope curve)

Table 3 Experimental value of axial displacement and axial stiffness

			Axial displacement		Axial stiffness		$expK$ $calK$
			Reached the allowable axial force	Reached the elastic limit	Experimental value	Calculated value	
			$exp\delta_a$ [mm]	$exp\delta_e$ [mm]	$expK$ [kN/mm]	$calK$ [kN/mm]	
(a)	Folded brace	Tension	9.4	14.2	124.4	124.6	1.00
		Compression	-9.9	-13.5			
(b)	Core brace	Tension	3.7	6.1	326.8	327.4	1.00
		Compression	-3.8	-5.9			
	Folded	Tension	2.6	2.3	1/2.6	1/2.6	-
	Core	Compression	2.6	2.3			

束メカニズムは、藤本ら¹⁰⁾や井上ら¹²⁾の研究によって、実験的および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。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。

4.1 座屈拘束メカニズムの検討モデル

2章(Fig.3)より、折返しブレースは、ブレース全体に圧縮軸力が作用すると、芯材には圧縮、中鋼管には引張、外鋼管に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、ブレース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時の中鋼管(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 Fig.11 に示す。Fig.11(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 $u-s$ だけ撓みが生じ、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。Fig.11(b)には上部 $L/2$ 区間の釣合い状態を示している。芯材と中鋼管には、式(7a), (7b), (7c)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。

$$\sum X = 0 : P_1 - P_2 - P_3 = 0 \quad (7a)$$

$$\sum Y = 0 : -N + N = 0 \quad (7b)$$

$$\sum M = 0 : -N \cdot u + N \cdot (u-s) + M^B = 0 \quad (7c)$$

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

Fig.11(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

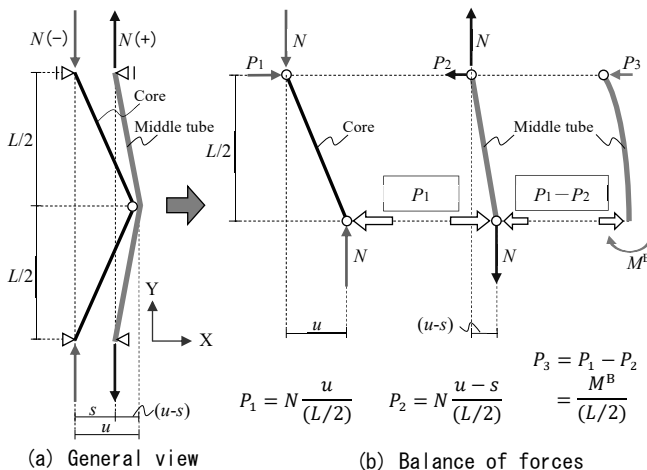


Fig.11 Examination model of buckling restriction mechanism

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(8a), (8b)のように表される。また、 P_3 は M^B を用いて式(8c)のように表される。

$$P_1 = N \frac{u}{(L/2)}, \quad P_2 = N \frac{u-s}{(L/2)}, \quad P_3 = \frac{M^B}{(L/2)} \quad (8a), (8b), (8c)$$

4.2 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(7a)に式(8a), (8b), (8c)を代入して整理すると、撓み u が相殺され、式(9)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(9)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「限界軸力 N_c 」であり、式(10)のように表される。

$$N \cdot s = M^B \leq M_{y(N_c)}^B \quad (9) \quad N_c = \frac{M_{y(N_c)}^B}{s} \quad (10)$$

ここで、 $M_{y(N_c)}^B$ は軸力 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(10)の関係は Fig.12(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、Fig.12(b)に示す要領で式(11)のように表される。ここで、Fig.12中の Z^B は中鋼管の断面係数、 A^B は中鋼管の断面積、 σ_y は降伏点、 σ_t は軸応力、 σ_b は曲げ応力である。この式(11)を式(10)に代入することで、 N_c が式(12)のように表される。

$$M_{y(N_c)}^B = M_{y(0)}^B - N_c \cdot \frac{M_{y(0)}^B}{N_y^B} \quad (11) \quad N_c = \frac{M_{y(0)}^B}{(s + M_{y(0)}^B/N_y^B)} \quad (12)$$

ここで、 N_c は芯材が全体座屈しない限界軸力、 s は芯材と中鋼管の隙間、 N_y^B は中鋼管の降伏軸力、 $M_{y(0)}^B$ は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、1次モードの全体座屈拘束後、芯材の座屈モードが高次に移行することが知られている¹⁰⁾。高次モードに移行した後の座屈拘束効果については、今後の検討課題とする。

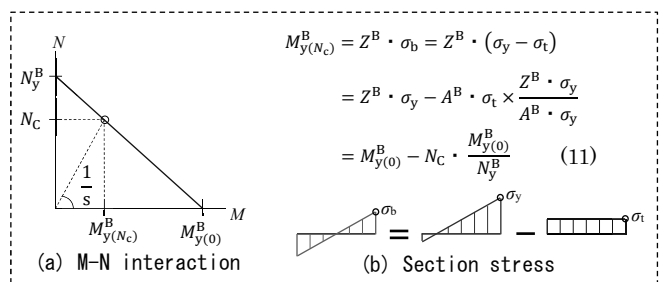


Fig.12 Estimation of yield bending moment of middle tube

5. 座屈拘束メカニズムを検証するための要素実験

本章では、前章で示した座屈拘束メカニズムと限界軸力 N_c 算定式の妥当性を検証するために、芯材と中鋼管のみで構成される試験体に対して単調圧縮载荷を行った要素実験について示す。

5.1 試験体

試験体形状を Fig.13 に示す。Fig.13(a)は芯材、Fig.13(b)は中鋼管、Fig.13(c)は芯材を中鋼管に挿入した载荷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 Table 4 に、試験体パラメータを Table 5 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外径を変化させた。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。Table 5 に示す $0.03N_c$ および $0.2N_c$ 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 : Fig.14 を参照)を用いて式(12)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 M_y 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 $M_y = 74.3\text{kN}$ を $0.2N_c = 30.5 \sim 57.0\text{kN}$ より大きく設定している。

5.2 実験方法

実験状況を Photo 2 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载荷する。計測項目は、部材全体の軸力と軸変位および Fig.13(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(Fig.14)。そこで、Fig.14 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 $\epsilon_{0.03}$ 、0.2%オフセット耐力時のひずみを降伏ひずみ $\epsilon_{0.2}$ と定義する。さらに、中鋼管の部材中央断面(Fig.13(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 $\epsilon_{0.03}$ に到達した時の軸力を弾性限軸力 $N_{0.03}$ 、 $\epsilon_{0.2}$ 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(12)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。

5.3 軸力-軸変位関係

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-軸変位関係について比較・検討する。

実験で得られた軸力-軸変位関係を Fig.15 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 Table 6 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(Core only)の実験結果についても示している。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

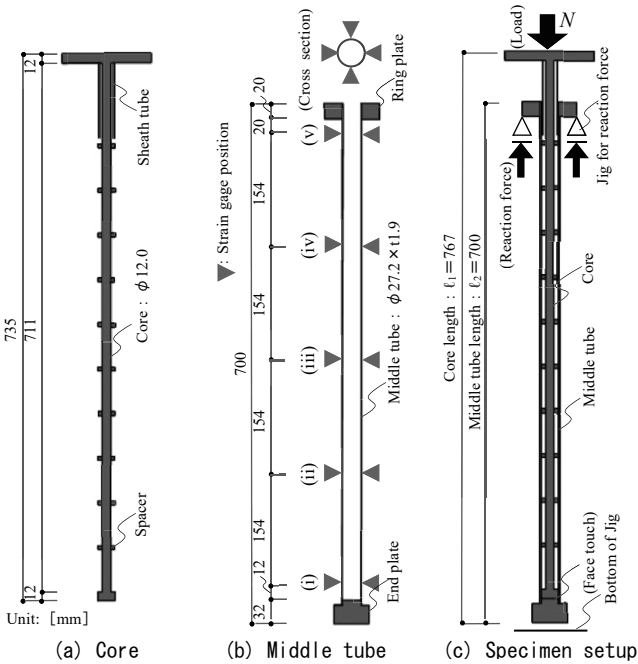


Fig. 13 Shape of specimen

Table 4 Specification of core and middle tube

Steel type	Section	Sectional area	Modulus of section	Young's modulus	Base strength		0.03% Offset strength (Elastic limit)		0.2% Offset strength (Yield)		Ultimate tensile strength	Yield axial force				
					stress	strain	stress	strain	stress	strain						
													stress	strain	stress	strain
[mm ²]	[mm ²]	[mm ²]	[mm ³]	[N/mm ²]	[N/mm ²]	[μ]	[μ]	[N/mm ²]	[μ]	[N/mm ²]	[kN]					
Core	S45C	12.0	—	113	170	209,432	345	1,647	540	2,880	657	5,137	823	74.3		
Middle tube	STK400	27.2	1.9	151	893	199,518	235	1,178	294	1,776	396	3,987	434	59.9		

Table 5 Parameter of specimen

Name of specimen	Clearance	Elastic limit (0.03%Offset)			Yield (0.2%Offset)		
		Strength of middle tube		Critical axial force	Strength of middle tube		Critical axial force
		Axial force	Bending moment		Axial force	Bending moment	
		s	$0.03N_y^B$	$0.03M_{y(0)}^B$	$0.03N_c$	$0.2N_y^B$	$0.2M_{y(0)}^B$
[mm]	[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

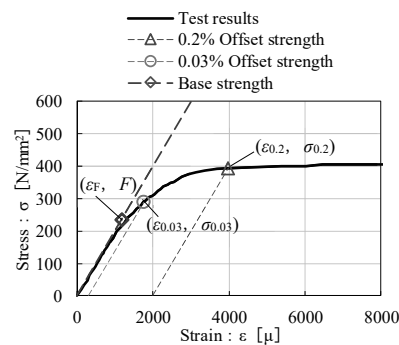


Fig. 14 Material tensile test result of middle tube

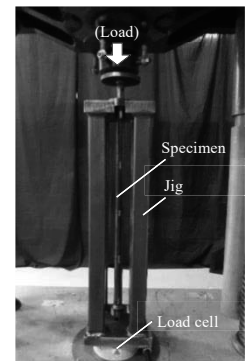


Photo 2 Experiment situation

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。つぎに、 $N_{0.03}$ と $N_{0.2}$ 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、4.2 節の式(10)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。

5.4 中鋼管ひずみデータの検討

4 章で示した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 Fig.16 に示す。Fig.16 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、4 章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

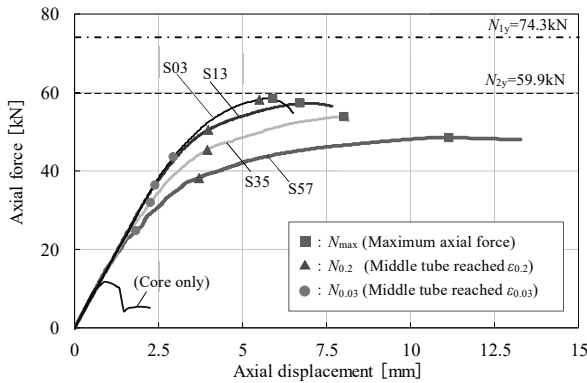


Fig. 15 Axial force - Axial displacement

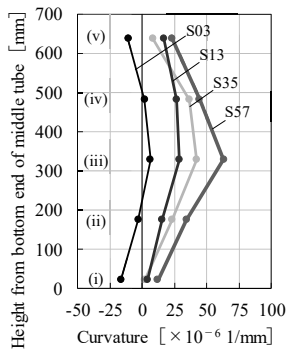


Fig. 16 Curvature distribution at the time of Elastic limit

Specimen	Axial strain ϵ_a [μ]	Bending strain ϵ_b [μ]
S03	1703 μ	86 μ
S13	1388 μ	389 μ
S35	1211 μ	569 μ
S57	937 μ	857 μ

Fig. 17 Ratio of axial strain and bending strain of middle tube at the time of Elastic limit

Table 6 Experimental value of axial force

Name of specimen	Clea- rance	Elastic limit	Yield	Maxi- mum
	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
Core only	—	—	—	11.6

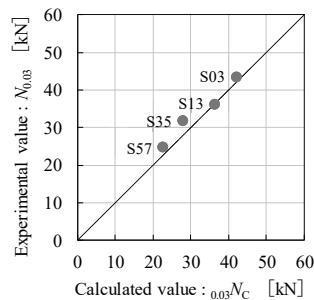


Fig. 18 Correlation of calculated value and experimental value about critical axial force at the time of Elastic limit

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_a と曲げひずみ ϵ_b に分割して Fig.17 に示す。Fig.17 より、隙間 s が最も大きな試験体 S57 では、 ϵ_a 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_a の割合が大きくなり、S03 試験体では ϵ_a 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、Fig.15 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。

5.5 限界軸力 N_C の計算値と実験値の比較

4 章で示した式(12)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(Experimental value : $N_{0.03}$)と計算値(Calculated value : $_{0.03}N_C$)と相関を Fig.18 に示す。Fig.18 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 $_{0.03}N_C$ 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、4 章で示した折返しブレース特有の座屈拘束メカニズムに基づいて誘導した限界軸力 N_C 算定式の妥当性が確認された。

6. まとめ

本研究では、層間変形角 $R=1/200\text{rad}$ 程度の変形レベルまで降伏しない折返しブレースの構造特性(軸降伏変位の増大と座屈拘束効果)について検討した。得られた知見を以下にまとめる。

- (1) ブレース部材の実大実験より、折返しブレースの許容軸力時の軸変位は、芯材単体ブレースに比べて約 2.6 倍に増大した。また、折返しブレースは、層間変形角 $R=1/200\text{rad}$ 程度の変形レベルまで弾性挙動を示した。
- (2) 実大実験より、折返しブレースは圧縮・引張とも芯材が軸降伏し、引張耐力と同等の圧縮耐力を発揮した。また、軸降伏後も全体座屈する事なく、 $R=1/50\text{rad}$ の変形レベルまで概ね安定した紡錘型の履歴を示した。
- (3) 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し、「芯材が全体座屈しない軸力の限界値(限界軸力 N_C)」の算定式を誘導した。 N_C は、中鋼管の特性値(N_{1y}^B と $M_{y(0)}^B$)および隙間 s のみで算定される陽な形で表され、 s が小さいほど N_C が大きくなる。
- (4) 芯材(圧縮材)と中鋼管(引張材)の関係を模擬し、隙間 s のみを変数として単調圧縮载荷した要素実験より、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を確認した。
- (5) 要素実験より、限界軸力 N_C の算定式(式(12))による計算値が、要素実験で得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。

謝辞

本研究を進めるにあたり、日本大学名誉教授 安達洋先生には貴重なご助言を頂きました。また、5 章の要素実験は当時日本大学理工学部海洋建築工科学学生の山本圭太君(修士 1 年)、永野恭史君(4 年)、藤田勇汰君(4 年)と実施しました。ここに記して深謝を表します。

参考文献 (References)

1) Uchida, N., Fukuda, T., Shimizu, K., Takahashi, Y., Okoshi, T., and Fukuda, Y.: Recent brace structure, Kenchiku Gijutsu, No. 481, pp. 101-141, 1991. 4 (in Japanese)
内田直樹, 福田俊文, 清水敬三, 高橋泰彦, 大越俊男, 福田豊: 最近のブレース工法, 建築技術, No. 481, pp. 101-141, 1991. 4

2) Takeuchi, T., Horiuchi, K., Matsui, R., and Watanabe, M.: Buckling Behavior of Aluminum Brace Under Cyclic Loading, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), No. 682, pp. 1969-1976, 2012. 12 (in Japanese)
竹内 徹, 堀内健太郎, 松井良太, 渡辺和志: 繰返し荷重を受けるアルミブレースの座屈性状, 日本建築学会構造系論文集, 第 682 号, pp. 1969-1976, 2012. 12

3) Okubo, S., Hiyama, Y., and Ishikawa, K.: Experimental Study on Ultimate Strength and Connection Design of Aluminum Braces, Journal of Structural Engineering, Vol. 57B, pp. 475-482, 2011. 3 (in Japanese)
大久保昌治, 檜山裕二郎, 石川浩一郎: アルミ合金ブレースの耐力力及び接合方法に関する実験的研究, 構造工学論文集, Vol. 57B, pp. 475-482, 2011. 3

4) Mori, T., Okamoto, Y., Yoshida, F., and Iwata, M.: Experimental Study on Buckling Restrained Braces Using 550N/mm² Class Steel, Part1-2, Summaries of Technical Papers of Annual Meeting, Architectural Institute of Japan, Structures- III, pp. 1055-1058, 2014. 7 (in Japanese)
森貴久, 岡本勇紀, 吉田文久, 岩田衛: 芯材に建築構造用 550N/mm² 鋼を用いた座屈拘束ブレースの実験的研究, その 1~その 2, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造-III, pp. 1055-1058, 2014. 7

5) Nakashima, M., Tsuji, B., Nishino, T., and Ashizawa, T.: Restoring Force Characteristics of Braces Made of High Strength Steel With Low Yield Ratio, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), No. 437, pp. 105-113, 1992. 7 (in Japanese)
中島正愛, 辻文三, 西野孝仁, 芦沢知樹: 高性能 60 キロ鋼を用いた筋違材の復元力特性, 日本建築学会構造系論文報告集, 第 437 号, pp.105-113, 1992. 7

6) Hada, M., Takeuchi, K., Kitajima, K., Nakanishi, M., and Adachi, H. et al.: Experimental Study on Structural Characteristics of Twice Turn Braces, Part1-7, Summaries of Technical Papers of Annual Meeting Architectural Institute of Japan, C-1, Structures-III, pp. 747-750, 2012. 7, pp. 1287-1292, 2013. 7, pp. 1052-1053, 2014. 7, pp. 1077-1078, 2015. 7 (in Japanese)
波田雅也, 竹内健一, 北嶋圭二, 中西三和, 安達洋ほか 2 名: 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, 構造-III, pp. 747-750, 2012. 7, pp. 1287-1292, 2013. 7, pp. 1052-1053, 2014. 7, pp. 1077-1078, 2015. 7

7) Hada, M., Murai, K., Takeuchi, K., and Kitajima, K.: Application of "Twice-Turned Braces" Not Yielding at An Inter-Story Drift Angle of Less Than 1/200Rad., AIJ Journal of Technology and Design, Vol. 23, No. 55, pp. 885-890, 2017. 10 (in Japanese)
波田雅也, 村井克綺, 竹内健一, 北嶋圭二: 層間変形角 1/200rad.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 55 号, pp. 885-890, 2017. 10

8) Oda, H., Usami, T.: Fabricating Buckling-restrained Braces from Existing H-section Bracing Members-Experimental Study, Journal of Structural Engineering, Vol. 56A, pp. 499-510, 2010. 3 (in Japanese)
織田博孝, 宇佐美勉: 既設 H 形ブレース材の制震ダンパー化に関する基礎的実験, 構造工学論文集, Vol. 56A, pp. 499-510, 2010. 3

9) The Japan Society of Mechanical Engineers: JSME Mechanical Engineers' Handbook, A4 (Strength of Materials), pp. 137-138, 1989.

9 (in Japanese)

日本機械学会: 機械工学便覧, A4 (材料力学), pp. 137-138, 1989. 9

10) Architectural Institute of Japan: Recommendations for Stability Design of Steel Structures, 2009. 11 (in Japanese)
日本建築学会: 鋼構造座屈設計指針, 2009. 11

11) Fujimoto, M., Wada, A., Saeki, E., Watanabe, A., and Hitomi, Y.: A Study on the Unbonded Brace Encased in Buckling-Restraining Concrete and Steel Tube, Journal of Structural Engineering, Vol. 34B, pp. 249-258, 1988. 3 (in Japanese)
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

12) Inoue, K., Sawaizumi, S., Higashibata, Y., and Inoue, K.: Bracing Design Criteria of the Reinforced Concrete Panel Including Unbonded Steel Diagonal Braces, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), No. 432, pp. 41-49, 1992. 2 (in Japanese)
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

付録 降伏点が不明瞭な鋼材の限界軸力 N_c 算定式の適用性に関する検討

本論で妥当性を示した限界軸力 N_c 算定式: 式(12)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(12)の適用性について検討する。

本論(5章の Fig.18)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(12)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。付録の Fig.A1 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(12)に $\sigma_{0.2}$ を代入した計算値 $_{0.2}N_c$ を比較する。Fig.A1 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, Fig.A2 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。Fig.A2 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。Fig.A2 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, 隙間が大きいくほど [A] と [C] の軸力差が大きくなり, Fig.A1 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(12)を適用すれば座屈拘束効果を安全側に評価できる。

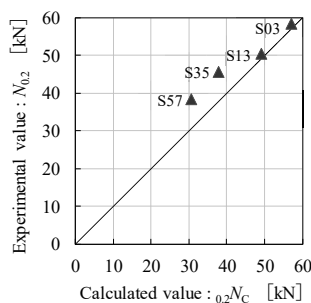


Fig.A1 Correlation of calculated value and experimental value about critical axial force at the time of yield

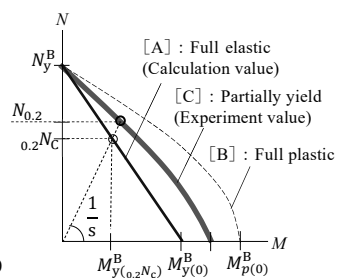


Fig.A2 Image of $M-N$ interaction curve (Circular hollow steel pipe, Edge stress $= \sigma_{0.2}$)

STUDY ON STRUCTURAL CHARACTERISTICS OF FOLDED BRACE

Investigation of increase of axial yield displacement and buckling restraint effect

Masaya HADA^{*1}, *Kenichi TAKEUCHI*^{*2}, *Keiji KITAJIMA*^{*3}
and Mitsukazu NAKANISHI^{*4}

^{*1} Research Engineer, Institute of Technology, Asunaro Aoki Construction Co., Ltd.

^{*2} Manager, Dept. of Building Design, Asunaro Aoki Construction Co., Ltd., M.Eng.

^{*3} Prof., Dept. of Oceanic Architecture & Eng. CST, Nihon Univ., Dr.Eng.

^{*4} Former Prof., Dept. of Oceanic Architecture & Eng. CST, Nihon Univ., Dr.Eng.

In steel framed buildings, braces are widely used as a main earthquake-resistant element. Braced structures are economically superior to pure moment resisting frame structures. In conventional brace structures, however, stiffness is much greater in braces than in the frame and therefore most of the seismic forces concentrate in the brace. Well-balanced arrangement of braces in the building is therefore required. Conventional braces yield due to small deformation at a story drift angle of approximately 1/500 rad. No braces can therefore be arranged in small numbers because of the restrictions of the primary design that allow no yielding of members. In cases where only a few braces can be arranged or no well-balanced arrangement of braces is possible because the appearance or functions of the building are given priority, therefore, pure moment resisting frame structures are adopted abandoning the use of brace structures. To solve the problem, expanding the range of elasticity to prevent seismic forces from concentrating in the brace is effective.

Therefore, the authors developed a folded brace that would not yield at a story drift angle of less than 1/200 rad. Specifically, the actual length of the member was made approximately 2.5 times larger than the apparent length by folding three steel bars uncursally. Axial yield displacement increase 2.5 times in proportion to the length of the member. Elastic limit deformation can be controlled arbitrarily by varying the length or frequency of folding even in cases where the material strength is at the level in ordinary steel. Thus, braces that would not yield at a story drift angle of less than 1/200 rad are realized. Also, the folded brace has a buckling restraining effect. Thus, it shows a stable hysteretic performance up to large deformation of 1/50 rad. Using folded brace enables the application of fewer braces and the eccentric arrangement of braces.

In this paper, we examined the increase in axial yield displacement and the buckling restraint effect, which are the structural characteristics of folded braces.

Chapter 3 describes a full-scale experiment of folded braces. As a result of the experiment, the folded brace showed elastic behavior up to the deformation level of the story drift angle 1/200 rad. Furthermore, even after axial yielding, it showed stable hysteretic performance up to the deformation level of the story drift angle of 1/50 rad.

Chapter 4 organized the buckling restraint mechanism unique to folded braces. In a folded brace, the medium steel tube (tensile material) restrains the entire buckling of the core steel (compressed material). As a result of organized, the limit value (critical axial force N_c) of the axial force not buckling was derived.

Chapter 5 describes an element experiment that reproduces the relationship between the core steel (compressed material) and the medium steel tube (tensile material). As a result of the experiment, the validity of the buckling restraint mechanism and the critical axial force N_c shown in Chapter 4 was confirmed.

(2019年6月10日原稿受理, 2019年11月25日採用決定)