

角形鋼管を外管に用いた複数の丸鋼芯材による座屈拘束ブ  
レースに関する研究

**Study on buckling-restrained brace with multiple steel bar  
cores using square hollow section outer tube**

広島大学大学院 先進理工系科学研究科 建築学プログラム

March 2024

張 思晋

# 目 次

第1章 序論	1
1.1 研究背景	1
1.2 既往の研究	3
1.3 研究の目的	8
1.4 論文の構成	9
参考文献	11
第2章 2次補剛管中央配置形式	12
2.1 はじめに	12
2.2 ブレースの構成	12
2.2.1 構成概要	12
2.2.2 ブレース接合部の特徴	12
2.2.3 スプリングの設置	12
2.3 座屈拘束材の設計	15
2.3.1 1次補剛管の設計	15
2.3.2 2次補剛管の設計	16
2.4 実験概要	17
2.4.1 試験体の詳細	17
2.4.2 载荷および計測方法	22
2.5 実験結果	23
2.5.1 荷重-平均歪関係	23
2.5.2 圧縮引張耐力比( $\beta$ )	23
2.5.3 ブレース中央部の挙動	26
2.5.4 1次補剛管の軸力分布	26
2.5.5 1次補剛管の曲げモーメント分布	28
2.6 有限要素解析	30
2.6.1 解析の目的	30
2.6.2 解析モデル	30
2.6.3 解析結果	32
2.7 まとめ	38
参考文献	39
第3章 提案する座屈拘束ブレースの構成および設計法	40
3.1 はじめに	40
3.2 構成概要	40

3.3 ブレースの改良点	40
3.3.1 接合部	40
3.3.2 スプリング機構	44
3.4 座屈拘束材の設計	45
3.4.1 内管の設計	45
3.4.2 外管の設計	46
3.5 試設計	47
参考文献	50
第4章 ブレースの载荷実験	51
4.1 試験体詳細	51
4.2 载荷および計測方法	55
4.3 繰返し载荷実験の結果	57
4.3.1 荷重一層間変形角関係	57
4.3.2 圧縮引張耐力比( $\beta$ )	59
4.3.3 中央カプラーの挙動	61
4.3.4 座屈拘束材の応力状態	61
参考文献	63
第5章 ブレースの有限要素解析	64
5.1 解析モデル	64
5.2 解析結果	65
5.2.1 履歴特性と相当応力分布	65
5.2.2 相当塑性ひずみ分布	68
5.3 縮み代が及ぼす影響	71
参考文献	73
第6章 まとめ	74
6.1 総括	74
6.2 今後の課題	75
謝辞	76
本研究に関する発表論文	77

# 第1章 序論

## 1.1 研究背景

制振部材（ダンパーとも呼ぶ）を用いる損傷制御構造は、大地震時に建物の揺れを低減し、主体構造を弾性範囲に抑え、主要な構造部材への損傷を最小限する構造形式である<sup>1.1)</sup>。1995年の阪神淡路大震災後、鉄骨ラーメン構造における梁端部の破断事例が多く確認されたことから、建築構造物に対する損傷制御設計の重要性が認知された。その後、地震が頻繁に発生する地域では損傷制御構造に対するニーズが高まっている。

損傷制御構造の概念は最初に和田らによりまとめられた<sup>1.1)</sup>。損傷制御構造は、建物に入力した地震エネルギーを制振部材により吸収させ、繰返し塑性変形による損傷が制振部材に集中する。そのため、大地震後制振部材のみ交換すれば、構造物を使い続けることが可能となる。

通常、制振部材には変位依存型ダンパーと速度依存型ダンパーの2種類が使用される。変位依存型ダンパーである座屈拘束ブレース(Buckling-Restrained Brace, 以下, BRB)は鋼製芯材の繰返し塑性変形より地震エネルギーを吸収する<sup>1.2)</sup>。座屈拘束材の補剛効果から、BRB 芯材が座屈せず安定した繰返し塑性変形ができるため、安定した復元力特性を有する BRB は損傷制御構造の制振部材に適している(写真 1.1 と 1.2 に例を示す)。図 1.1 に示すように、BRB は軸降伏型のダンパーであり、建物の層間変形を BRB の軸変形に直接変換でき、小振幅から降伏でき、早期に建物の揺れを抑える。また、曲げとせん断降伏型のダンパーに比べて、BRB が建築構造に使用する場合比較的に高い付加剛性を与えることができる。さらに、鋼構造はダンパーとの接続が最も容易な構造



写真 1.1 SANKYO 東京本社ビル<sup>1.3)</sup>

写真 1.2 鋼構造における BRB の配置<sup>1.3)</sup>

であり、ダンパーは溶接やボルト締めによって鉄骨フレームに取り付けることができる。架構に使用する鋼材の降伏点が明確であるため構造物への損傷度の評価をしやすい。その結果、BRBは鋼構造建築物で広く用いられている。

これまで、数多くのBRB芯材と座屈拘束材の構成が提案されている(図1.2に示す)。座屈拘束材には大きく分けて2つのタイプがある。一つは、座屈拘束材として単純に鋼材やアルミを使用するものであり、もう一つは、座屈拘束材と芯材の間にモルタルを充填するものである。また、芯材と座屈拘束材の間にアンボンド処理あるいは隙間の設置が必要である。多くの場合、BRBの芯材には鋼板や鋼管が使われている。一般に、鋼板と鋼管の断面積が大きいいため、それらは主に高層建築物向けの高い軸力を持つBRBに適している。一方、中低層建築物における低軸力BRBの需要に応えるため、BRBの芯材に丸鋼を使用するタイプが検討されている<sup>1.4-1.6</sup>。しかし、丸鋼芯材として用いているABR400(建築用アンカーボルト)<sup>1.7</sup>は、転造ネジ加工が施されているため、市販最大の規格はM48に限られているため、BRBの最大設計軸力が限定されていた。

以上の理由から、丸鋼芯材を用いたブレースの低い最大設計軸力を克服し、中低層建物から高層建物まで幅広い範囲の建築物に対応するBRBの開発が期待されている。

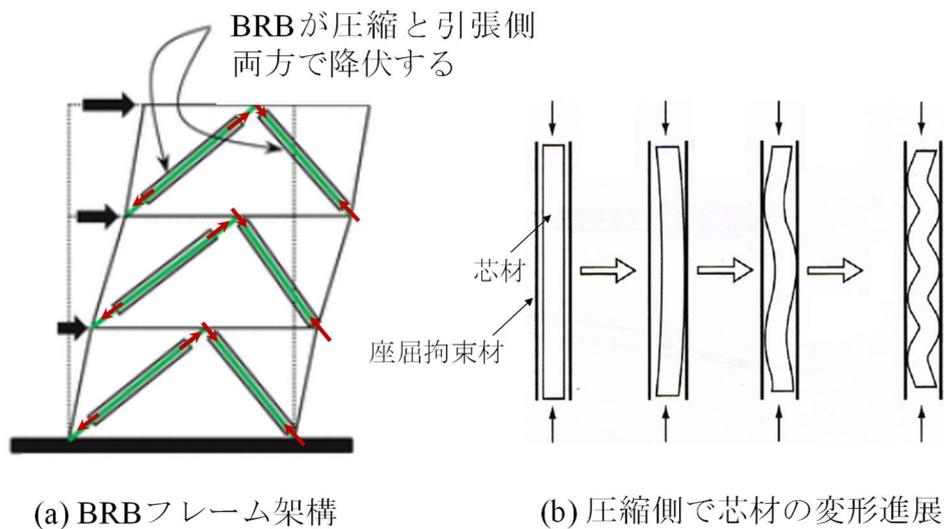


図 1.1 BRB のコンセプト

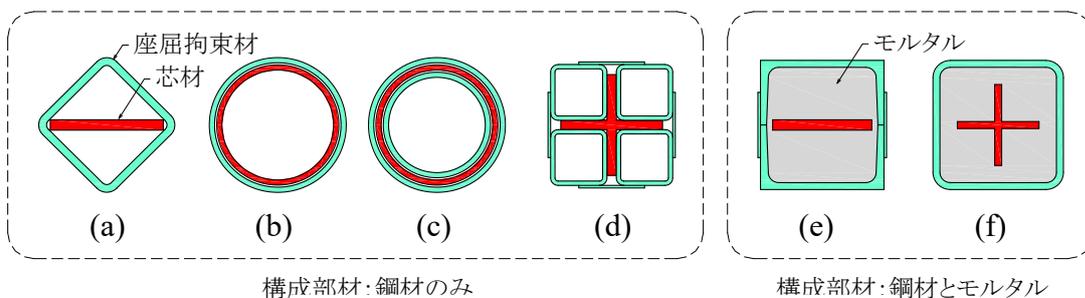


図 1.2 一般的なBRBの構成例

## 1.2 既往の研究

鉄骨ラーメン構造の耐震設計では、柱の破壊を防ぎ、構造全体の安定性を確保するために、大地震時に梁端部に塑性ヒンジが発生することを許容している。しかし、経済性の観点から損傷した構造物を修復することは、比較的困難な面もある。そのため、構造物の地震応答を低減するために、鉄骨フレームに制振ブレースを配置することまたは柱梁接合部に交換可能なダンパーを利用する研究がなされている。最近、特に丸鋼ダンパーに関する研究が活発である。ダンパーに用いられる丸鋼の端部に関しては、切削ねじや転造ネジ加工がなされる。以下に切削ねじ加工と転造ねじ加工による丸鋼ダンパーの既往研究についてまとめる。

### (1) 切削ねじ加工された丸鋼を使用する研究

切削加工法によるねじの有効断面面積は丸鋼軸部の断面面積の約 75%となる。丸鋼をダンパーの芯材として使う際、丸鋼ねじ部での早期破断を避ける必要がある。そのため、丸鋼芯材の軸部を切削加工してねじ部の断面より小さくすることでネジ部に塑性ひずみが生じることを回避する<sup>1.8)</sup>。

Sarti ら<sup>1.9)</sup>は、図 1.3(a)に示すような小型の丸鋼ダンパーを構造の付加減衰として、梁柱接合部に使用する研究が行っている。使用する丸鋼ダンパーは、切削加工された丸鋼をモルタルまたはエポキシで充填した鋼管内に設置したものである。Wang ら<sup>1.10)</sup>は、ダンパー内へのモルタル充填を不要とするため「竹形丸鋼芯材」を用いた鋼製ダンパーを提案した(図 1.3(b)に示す)。切削加工により丸鋼は複数の塑性化部と増径部により形成される。増径部と座屈拘束材が接触することで丸鋼の座屈が拘束される。複数の塑性化部を設置することより、塑性ひずみが各塑性化部に分散され、ダンパーの繰返し塑性変形能力を向上させる。竹形丸鋼芯材を用いたダンパーを柱梁接合部に設置する場合の検討がされており、丸鋼ダンパーの構造性能および丸鋼ダンパーのエネルギー吸収能力を確認している(図 1.4)。

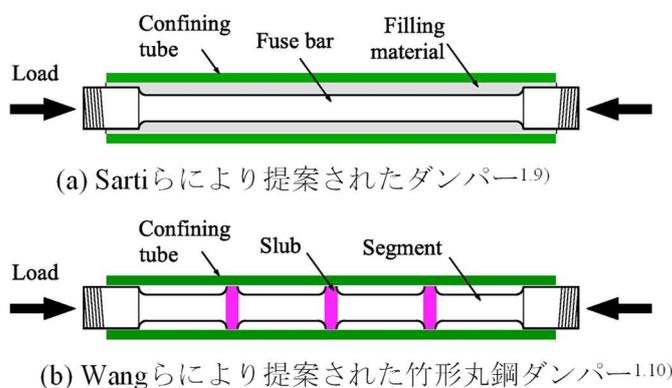


図 1.3 切削加工による丸鋼ダンパーの構成

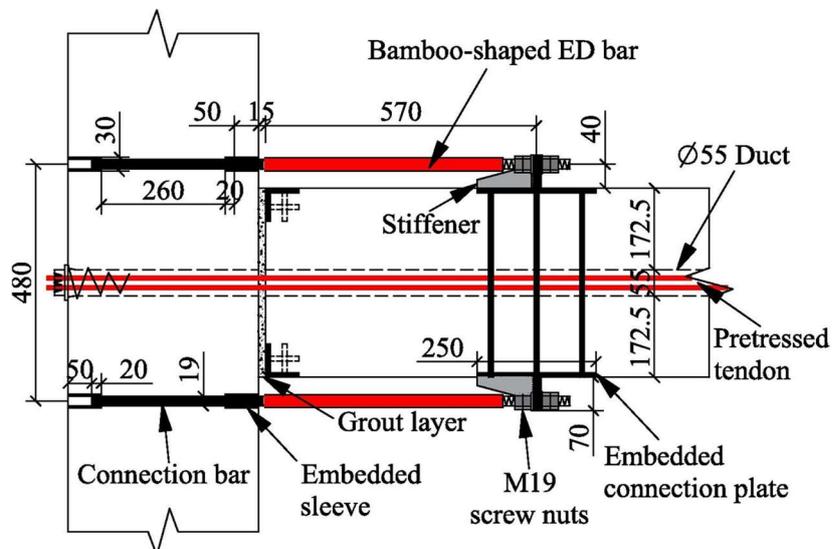


図 1.4 竹形丸鋼ダンパーを用いた柱梁接合部 <sup>1.11)</sup>

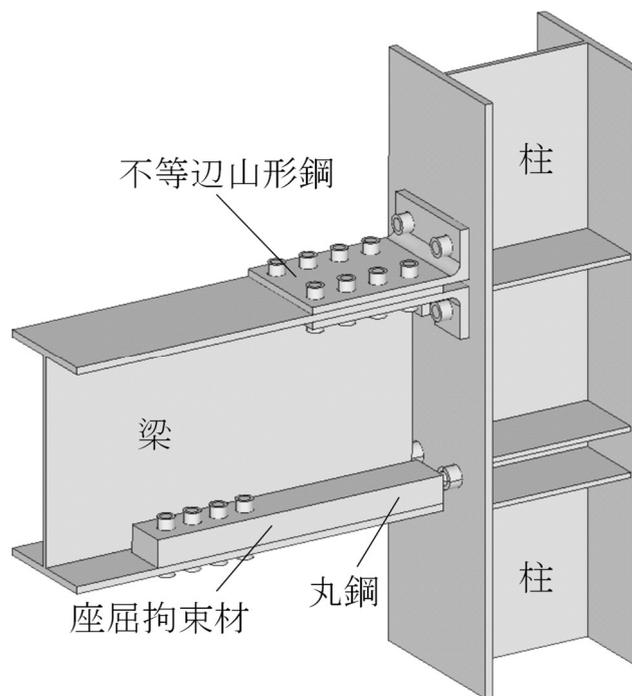


図 1.5 丸鋼ダンパーを用いた柱梁接合部 <sup>1.12)</sup>

## (2) 転造ねじ加工された丸鋼を使用する研究

転造ねじ加工法を用いたねじの有効断面面積は、丸鋼軸部の断面面積の約 95%となる。塑性加工によるねじ部強度の上昇を考慮すれば、転造ねじ部の強度は丸鋼軸部とほぼ同等である。軸部が十分塑性変形するまで各部の破断が起きないため、ボルト全体の伸びは素材に近い伸び性能を発揮できる。転造ねじ加工の丸鋼がダンパーの芯材として

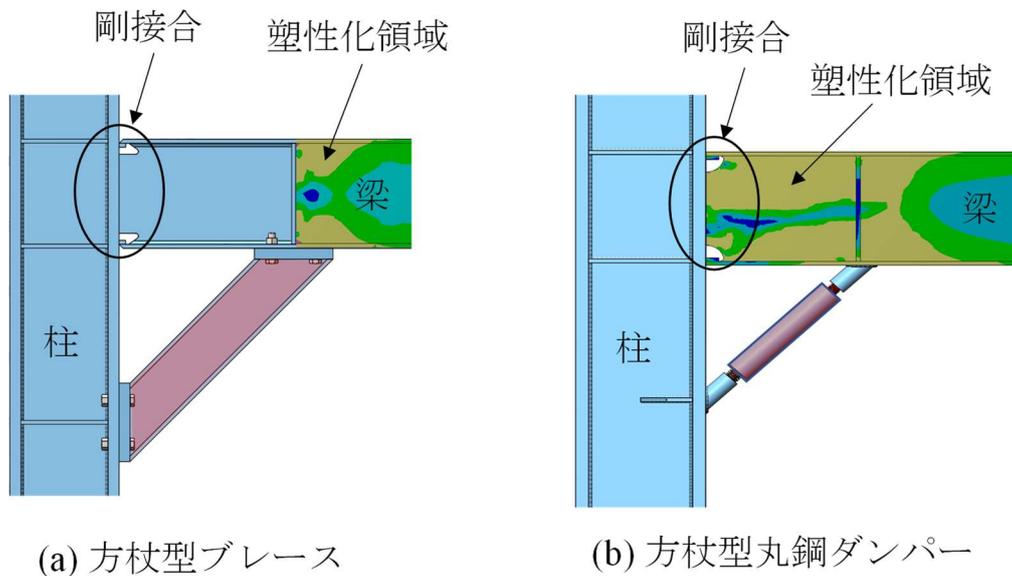


図 1.6 方杖型ブレースまたは丸鋼ダンパーを用いた柱梁接合部の比較<sup>1.13)</sup>

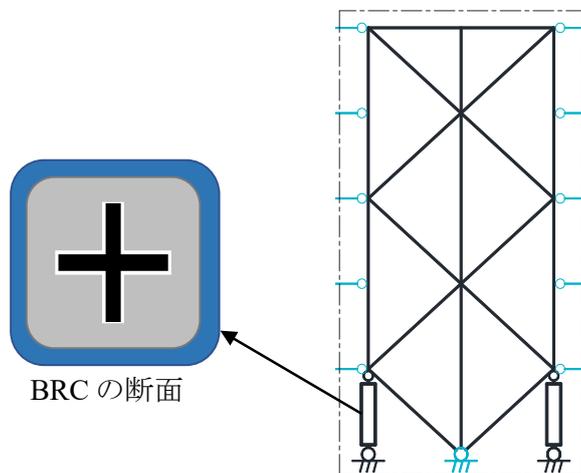
使用するメリットは、丸鋼の軸部に切削加工の必要がないことが挙げられる。また、丸鋼の軸部とねじ部の径が近いこと、丸鋼の軸部と座屈拘束管の隙間を最小限にでき、丸鋼芯材と座屈拘束材の間にモルタルを充填する必要がない。図 1.5 に示すように、鉄骨フレームにおける転造ねじ加工による丸鋼ダンパーを用いた柱梁接合部が提案されている<sup>1.12)</sup>。座屈拘束された丸鋼ダンパーを梁下フランジに配置し、小型でありスペースを有効活用できるというメリットがある。

既存の鋼構造建物柱梁接合部に方杖型ブレースを配置することは、耐震補強の一つの手段である。建物の開口部を保持しながら、その架構に水平剛性を付加できるという利点もある。図 1.6(a) は一般的な方杖型ブレースの例であり塑性化領域が剛接合部からブレースの右側に移動している。一方、Munikhunura ら<sup>1.13)</sup> は図 1.6(b) に示すような方杖型丸鋼ダンパーを提案し、実験と数値解析による検討を行っている。丸鋼ダンパーに使用する芯材の断面が小さいことから、架構に適度な水平剛性と減衰を付加できる。さらに、梁端部の塑性域を拡大し、梁端部の応力集中を低減できる。これにより梁端の破断を防止しできるとしている。

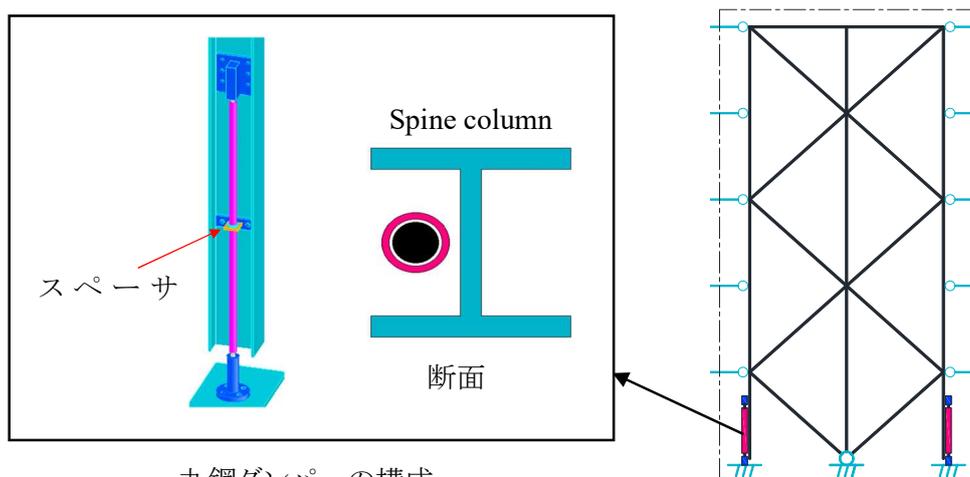
図 1.7(a) に示すように、エネルギー吸収部材付きの心棒架構は特定層への損傷を回避することができるという特徴がある。実用例においてエネルギー吸収部材として用いられている BRC (Buckling restrained columns) では、十字断面芯材の外側に座屈拘束材が取り付けられ、芯材と座屈拘束材の間にモルタルが注入されている。最近の研究<sup>1.14)</sup>で、図 1.7(b) に示すように、座屈拘束された丸鋼ダンパーを用いた心棒架構が提案されている。丸鋼ダンパーを H 形鋼柱フランジ間に設置し、適切な間隔でスペーサーを設けることにより座屈拘束材の座屈長さを短くしている。モルタルを使用しないためエネルギー吸

収部材の重量を大幅に減少することができる。

比較的短い丸鋼ダンパーでは、切削ネジ加工による丸鋼芯材の適用は容易である。しかし、座屈拘束ブレース (BRB) のように長尺となる芯材では軸部の切削が高コストとなり、切削ネジ加工による丸鋼芯材の使用が困難となる。そこで、藤井と田川<sup>1.4-1.5)</sup>は、転造ネジ加工にて製作された丸鋼を BRB の芯材に用い、図 1.8(b)に示すような BRB を検討している。芯材に丸鋼を用いることで端部をネジ加工することができブレースの長さ調整が容易となる。また、強軸、弱軸にとらわれることなく使用でき、芯材の溶接が不要である。拘束部材にモルタルを使用せず鋼材のみとし製作時の工程・管理項目を減少させることで品質確保が容易となる。さらに、マテウスと田川<sup>1.16)</sup>は、図 1.8(c)に示す外管に角形鋼管を用いた場合についても検討している。



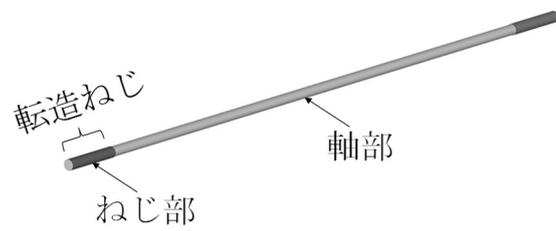
(a) BRC を用いた心棒架構



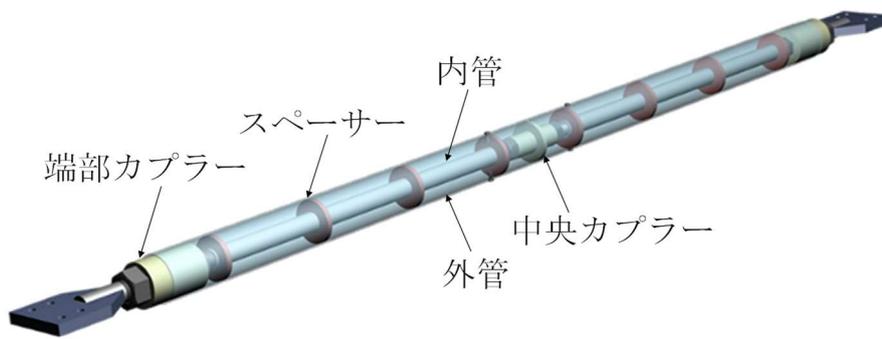
丸鋼ダンパーの構成

(b) 丸鋼ダンパーを用いた心棒架構

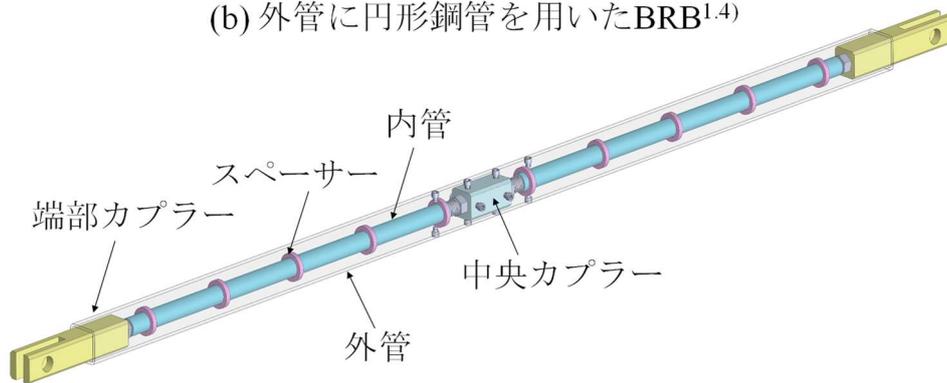
図 1.7 心棒架構における提案したダンパー<sup>1.14)</sup>



(a) BRBに用いる丸鋼芯材



(b) 外管に円形鋼管を用いたBRB<sup>1.4)</sup>



(c) 外管に角形鋼管を用いたBRB<sup>1.6)</sup>

図 1.8 丸鋼芯材を用いた BRB

### 1.3 研究の目的

前節で述べた通り、既往の研究において転造ねじ加工した丸鋼芯材を用いる BRB が検討されている。芯材の座屈は内管と外管の二重座屈補剛管より拘束され、モルタルを充填する必要がなく、ブレース全体の重量が抑えられる。その BRB が十分な構造性能を有することは実験を通じて明らかにされている。しかし、丸鋼芯材として用いている ABR(建築用アンカーボルト)は最大の規格が M48 に限られているため、BRB の最大設計軸力が限定されていた。そのため、芯材に鋼板や鋼管を用いた BRB と比べて丸鋼芯材を用いた BRB の適用範囲が狭いという問題点があった。そこで、本研究では高い軸力にも対応できるように複数の丸鋼を用いた BRB を提案することを目的とする。

本研究では、まず全体座屈を拘束する部材を内側に配置した BRB を検討し、実験および有限要素解析により構造特性を検討する。その結果の分析により改良した図 1.9 に示す BRB を提案する。軸力を伝える計 8 本の丸鋼芯材を使用し、内管と外管の 2 種類の鋼管を組み合わせた座屈拘束材で構成される。芯材の座屈を内管で直接拘束し、内管の座屈がスペーサーに介して外管により拘束されている。丸鋼芯材と内管、スペーサーと外管の間にそれぞれ隙間が設けられている。

以下に本研究における目的を項目別に示す。

- (1) 通常の BRB における芯材は 1 つの部材であり、複数の丸鋼芯材を用いた研究例は見られない。そこで研究を始めるにあたり新たな部材構成を検討する。図 1.8 に示す既往の研究で提案している中央カプラーおよびスペーサーは利用することとし、丸鋼芯材を直接拘束する部材や全体座屈を拘束する部材の形状を考案する。特に接合部やスプリング機構について新規に検討する。
- (2) 丸鋼芯材を用いた BRB において、座屈拘束材の設計法は既往の研究で提案されているものの、本研究で提案する複数の丸鋼芯材を有する BRB の座屈拘束材に対する理論設計式は未検討である。そこで設計式を新たに構築するとともに、以下の項目で実施する実験および有限要素解析を通じて座屈拘束条件式の妥当性を確認し、提案 BRB の安全度を評価する。

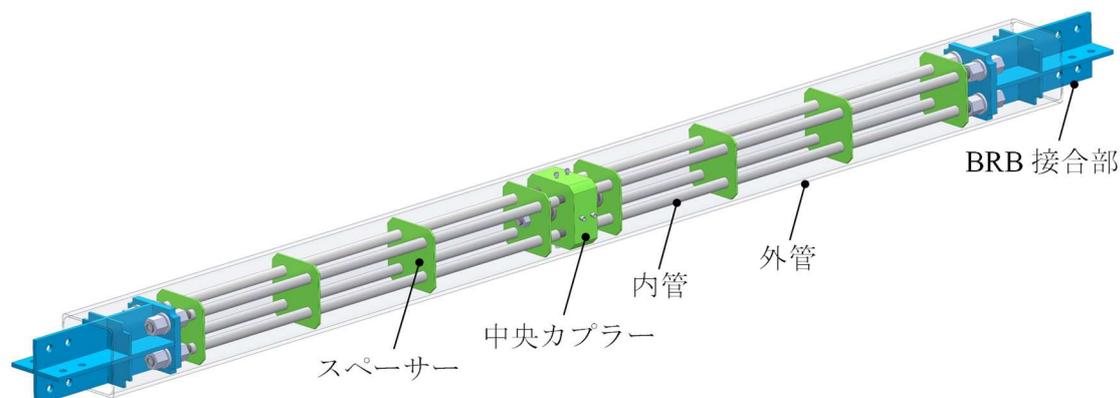


図 1.9 丸鋼芯材を用いた BRB

- (3) BRB を制振部材として用いる場合、十分なエネルギー吸収能力と塑性変形能力を必要とする。そこで、BRB 試験体を複数製作し繰返し載荷実験を通じて提案するブレースの弾塑性挙動特性、エネルギー吸収能力と塑性変形能力を確認する。また試験体の製作および組立過程、載荷装置への設置等を通じて、提案ブレースの構造性能以外の性質について検討する。
- (4) BRB の構造性能を幅広く分析するため有限要素解析 (FEA) を実施する。BRB の性能確認において載荷実験は極めて重要となるが試験体数は限られている。そこで FEA では丸鋼芯材を直接拘束する部材断面をパラメタとするなど多数の解析を通じて、座屈拘束材の設計式の妥当性や縮み代の影響などについて分析する。

## 1.4 論文の構成

本論文は、本章（第 1 章）を含めて全 6 章により構成されている。第 2 章以降の要約を以下に示す。

### 第 2 章「2 次補剛管中央配置形式」

本章では、複数の丸鋼芯材を用いた座屈拘束ブレースの構成形式の一つとして、まず 2 次補剛管中央配置形式ブレースの構成概要や設計法などを示す。続いて、繰返し載荷実験について述べ、ブレースの全体挙動、スプリング機構の挙動、座屈拘束材の挙動および応力状態を分析する。最後に、有限要素解析について述べ、1 次補剛管の寸法をパラメタとした解析結果より 1 次補剛管に用いる設計式の妥当性と安全度について分析する。

### 第 3 章「提案する座屈拘束ブレースの構成および設計法」

前章（第 2 章）では、2 次補剛管中央配置形式ブレースについて検討し、ブレースの重量や構造の複雑さなどの問題点を明らかにした。そこで、本章で改良したブレースを検討し本研究の提案ブレースとする。まず、ブレースの中央に配置する 2 次補剛管を外に配置する形式（外管と呼ぶ）に変更し、ブレースの軽量化を図る。さらに、ブレース端部接合形式およびスプリング機構を簡素化する。本章では、角形鋼管を外管に用いた複数の丸鋼芯材による座屈拘束ブレースの構成を示し、ブレース改良点の詳細を述べ、内管と外管による座屈拘束材の設計法を提示する。

### 第 4 章「ブレースの載荷実験」

前章（第 3 章）に提示した座屈拘束材の設計式を用いて、内管のスペーサー間隔をパラメタとした計 3 体の実大レベルの試験体を製作する。外管については座屈しない余裕度ある設計とする。3 体の試験体は内管の安全度評価から座屈するケースと座屈しないケースを想定する。実際のブレース架構を想定し、ブレース試験体を 45 度の設置角度とし、十字継手を用いて載荷フレームの柱梁接合部と連結する。漸増振幅繰返し載荷を

行い、提案ブレースの復元力特性を確認する。特にスペーサー間隔が内管の座屈挙動に及ぼす影響を明らかにする。スプリング機構の有効性を確認するとともに、ブレースの上下の塑性化部の変形状態を比較する。内管と外管の応力状態を分析する。

#### 第5章「ブレースの有限要素解析」

有限要素解析プログラムを用いて、3体の試験体に対応する解析モデルを構築する。効率的に解析を行うために、外管が座屈しないと仮定した1/2モデルの解析を行う。ブレースの各部材の挙動と復元力特性を再現し、前章（第4章）の実験との比較することで解析の妥当性を確認するとともに、芯材と内管の相当応力分布および芯材に生じる軸歪について分析する。また、縮み代の設置条件がブレース芯材の弾塑性挙動に及ぼす影響を2つ解析モデルを比較することで明らかにする。

#### 第6章「まとめ」

第5章までに得られた研究知見を要約し、本研究の総括的な結論を示すとともに、今後の課題を提示する。

## 参考文献

- 1.1) 丸善株式会社：建築物の損傷制御設計, 和田章等, 1998.
- 1.2) 鹿島出版会：鋼モルタル板を用いた座屈拘束ブレース, 岩田衛, 2018.
- 1.3) Takeuchi T., Wada A., Review of Buckling-Restrained Brace Design and Application to Tall Buildings, *International Journal of High-Rise Buildings*, Vol 7, 187-195, 2018.
- 1.4) 藤井、田川：丸鋼芯材を二重鋼管により座屈拘束したブレースに関する実験的研究、日本建築学会構造系論文集 第75巻第650号 pp.879-885、2010.4.
- 1.5) 藤井、田川：丸鋼芯材を二重鋼管により座屈拘束したブレースの挙動特性、日本建築学会構造系論文集 第76巻第659号 pp. 167-174、2011.1.
- 1.6) Mateus J.A.S, Tagawa H., Chen X., Buckling-restrained brace using round steel bar cores restrained by inner round steel tubes and outer square steel tube, *Eng. Struct.* 197 (2019), 109379.
- 1.7) JIS B 1220:2015, Set of anchor bolt for structures, Japanese Industrial Standard.
- 1.8) Marriott D., Pampanin S., Palermo A., Quasi-static and pseudo-dynamic testing of unbonded post-tensioned rocking bridge piers with external replaceable dissipaters, *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, 38:331-354, 2009.
- 1.9) Sarti F., Palermo A., Pampanin S., Fuse-Type External Replaceable Dissipaters: Experimental Program and Numerical Modeling, *J. Struct. Eng.*142(12):04016134, 2016.
- 1.10) Wang CL, Liu Y, Zhou L. Experimental and numerical studies on hysteretic behavior of all-steel bamboo-shaped energy dissipaters. *Engineering Structures*, 165, pp.38-49, 2018.
- 1.11) Wang C.L., Liu Y., Zheng X., Wu J., Experimental investigation of a precast concrete connection with all-steel bamboo-shaped energy dissipaters, *Engineering Structures*, 178, pp. 298-308, 2019.
- 1.12) Tagawa H., Nagoya Y., Chen X., Bolted beam-to-column connection with buckling-restrained round steel bar dampers, *Journal of Constructional Steel Research*, 169, 106036, 2020.
- 1.13) Munkhunur T., Tagawa H., Chen X., Steel rigid beam-to-column connections strengthened by buckling-restrained knee braces using round steel core bar dampers, *Engineering Structures*, 250, 113431, 2022.
- 1.14) Mateus J.A.S, Tagawa H., Chen X., Buckling-restrained steel bar damper for spine frame system, *Engineering Structures*, 229, 111593, 2021.

## 第 2 章 2 次補剛管中央配置形式

### 2.1 はじめに

本研究では丸鋼芯材を用いた BRB の適用できる軸力範囲を拡大することを目的とし、複数の ABR400 丸鋼芯材を用いた BRB の構成を検討する。繰返し載荷実験により BRB の構造性能とエネルギー吸収性能を確認する。さらに、有限要素解析により、座屈拘束材に用いる設計式の妥当性を確認する。

### 2.2 ブレースの構成

#### 2.2.1 構成概要

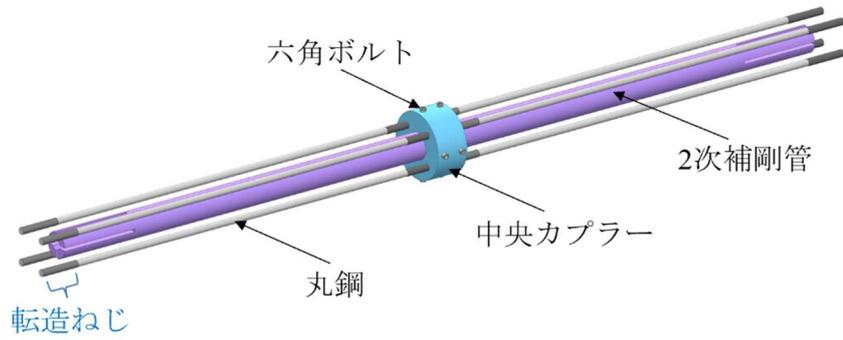
図 2.1 に丸鋼の芯材を用いた BRB の構成を示す。図 2.1 (a) に示すように、軸力を伝える 8 本の丸鋼芯材を 2 組に分けて、中央カプラーの両端に配置する。1 次補剛管と 2 次補剛管の 2 種類の座屈補剛管を用いる。芯材の座屈を 1 次補剛管で直接拘束し、2 次補剛管が 1 次補剛管を座屈拘束できるように、一定間隔で複数のスペーサーが設置されている。また、十字型ガイド部材は接合部の一部として、2 次補剛管の中に挿入している。ガイド部材は 2 次補剛管の面外への移動を拘束する。BRB の断面図 2.1 (c) に示すように、1 次補剛管はスペーサーと溶接しないため、ブレース軸方向に移動できる。

#### 2.2.2 ブレース接合部の特徴

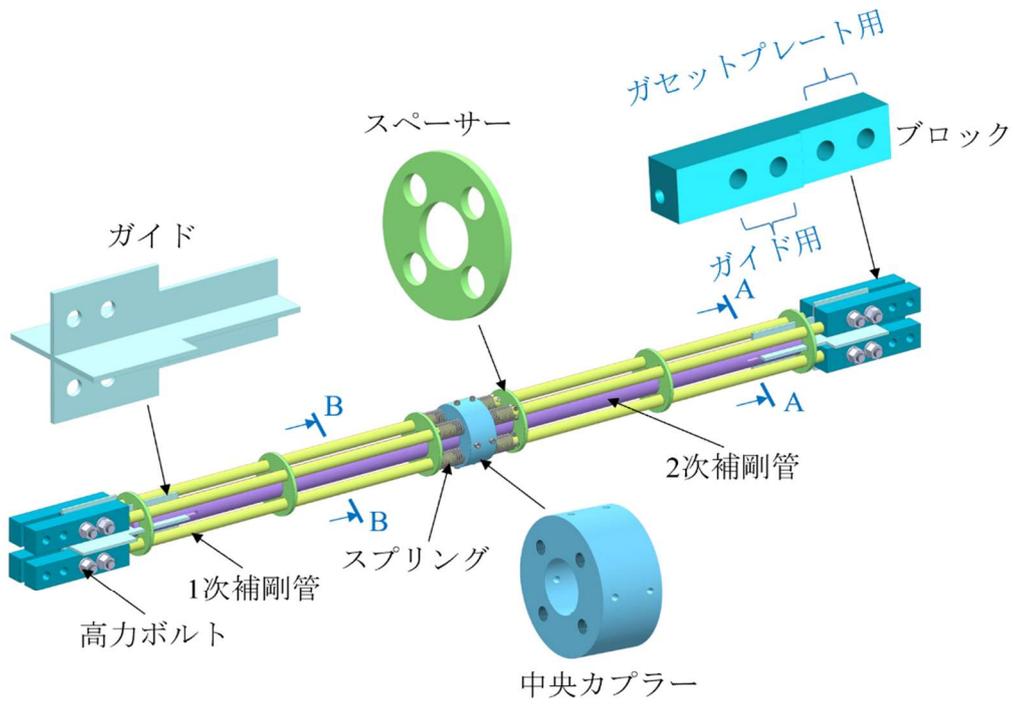
一般に、BRB はガセットプレートを通じて、柱梁架構と連結する。本形式では、複数の丸鋼芯材をガセットプレートと連結するために、ブロックと呼ばれる鋼製部材を採用した。図 2.1 (b) に示すように、ブロックは丸鋼のねじ端と連結する。一対のブロックは、ガイド部材を挟んで 2 本のボルトで固定され、残りの 2 つのボルト孔は、ガセットプレートとの連結に使用される。十字型のガイド部材により、図 2.2 に示すように、望まない丸鋼の局部座屈を防止する<sup>2)</sup>。ガイド部材の片側は、溶接せずに 2 次補剛管に挿入し、丸鋼芯材がスムーズに軸変形できるようにする。図 2.3 は、ガセットプレート接合による鉄骨フレームへの BRB の取り付け例を示している。

#### 2.2.3 スプリングの設置

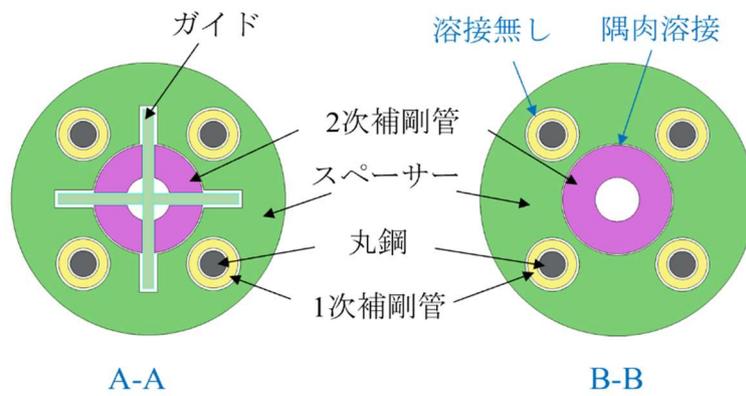
丸鋼芯材の露出部分が長い場合に、圧縮荷重下で芯材の局部座屈が発生する可能性が高くなる。その理由から、4 つの縮み代を設けることにより、露出部分の長さを分散する。2 つの縮み代は中央カプラーの両側に、2 つはブロックの近くに配置されている。本形式ではスプリングを使用し、BRB の引張変形の過程で、スプリングが 1 次補剛管を初期位置に押し戻す。これにより BRB が繰返し荷重を受ける時、4 つの縮み代の長さを維持することができる。1 次補剛管を可動とすることで、丸鋼芯材が軸方向に



(a) 芯材の配置



(b) 主な部材



(c) BRBの断面

図 2.1 2次補剛管中央配置形式 BRB の構成

沿って一様に塑性変形することが可能となる。

図 2.4 (a) は、既往研究 2.2) で検討された BRB の中央カプラー付近の詳細を示している。具体的には、内管（本研究では 1 次補剛管に相当する）と中央カプラーの間に、ナットを介して 2 つのスプリングが設置されている。内管に溶接したスペーサーが外管上のボルトと接触することで、内管の可動範囲を制限している。本形式の BRB では、図 2.4 (b) に示すように、スプリングの取り付け方を改良し、1 次補剛管の外径より内径が大きいスプリングを使用し、1 次補剛管をスプリングに挿入する。1 次補剛管はスプリングに押され、1 次補剛管に設置されている六角ボルトがスペーサーと接触して 1 次補剛管の可動範囲を制限している。1 次補剛管をスプリングに挿入することで、収縮代の全長を利用できるため露出長さを短くすることができる。

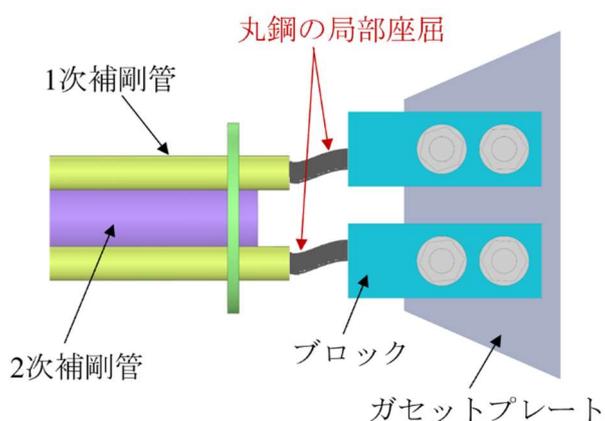


図 2.2 望まない丸鋼の局部座屈の例

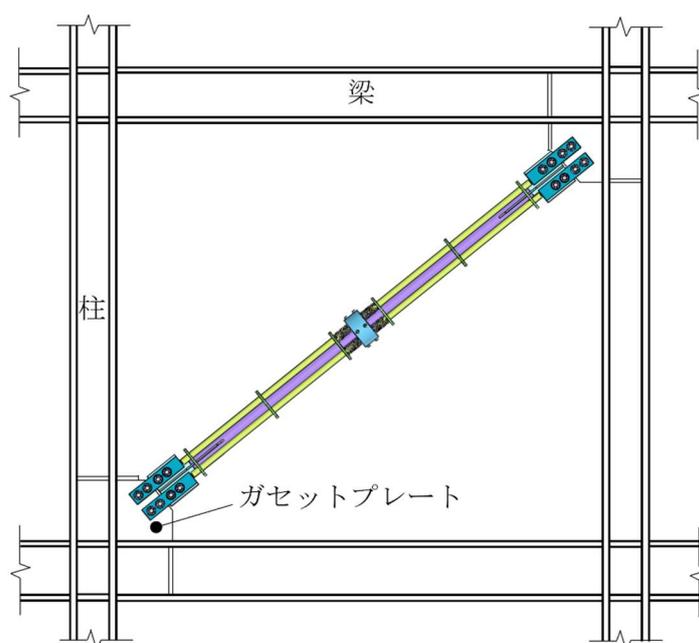


図 2.3 BRB の配置例

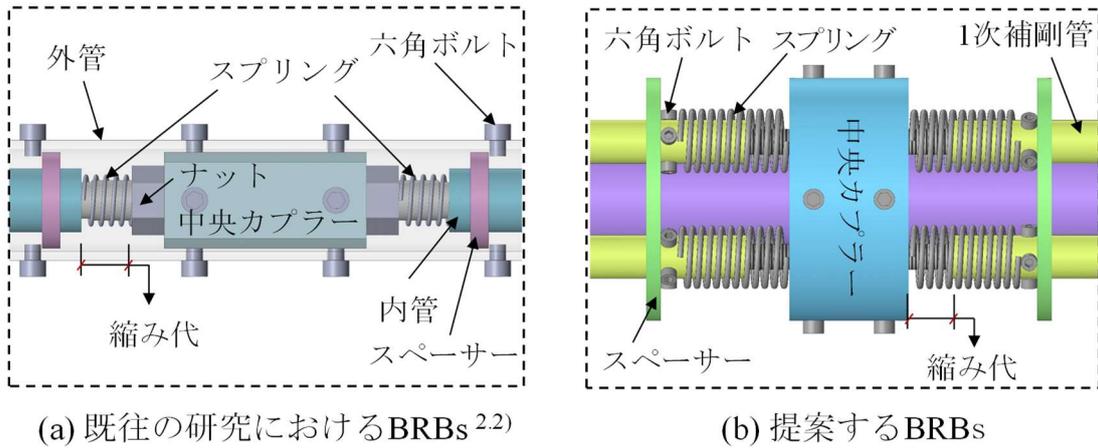


図 2.4 スプリング位置の詳細

## 2.3 座屈拘束材の設計

### 2.3.1 1次補剛管の設計

スペーサーは 1 次補剛管の座屈を拘束する。スペーサー位置がピン支持されると考えると、1 次補剛管のオイラー座屈荷重  ${}_pN_E$  は式 (2.1) により求められる。

$${}_pN_E = \frac{\pi^2 \cdot E \cdot {}_pI}{l_m^2} \quad (2.1)$$

ここで、 $E$ : 鋼材のヤング係数,  ${}_pI$ : 1 次補剛管の断面 2 次モーメント,  $l_m$ : スペーサー間隔の最大値である。

座屈拘束材設計式 (2.3)~(2.5) より、丸鋼芯材を直接拘束する 1 次補剛管は次式 (2.2) を満足させる必要がある。

$${}_pM_y \geq \frac{\xi \cdot N_y \cdot c_1}{1 - \frac{\xi \cdot N_y}{{}_pN_E}} \quad (2.2)$$

ここで、 ${}_pM_y$ : 1 次補剛管の中央最大曲げモーメント,  $N_y$ : 芯材の軸方向降伏耐力,  $c_1$ : 芯材の軸部と 1 次補剛管の隙間,  $\xi$ : 耐力上昇率である。材料のひずみ硬化、繰返し変形、ひずみ速度の影響による耐力上昇<sup>2.4)</sup>、材料の降伏強さのばらつきを考慮し、 $\xi=1.5$  を使用した。

式 (2.1) を式 (2.2) に代入し、式 (2.3) が得られる。式 (2.3) が成立するための、スペーサー間隔の最大値をスペーサー間隔の限界値として  $liml_m$  を用いて表す。

$$l_m \leq \sqrt{\frac{\pi^2 \cdot E \cdot {}_pI ({}_pM_y - \xi \cdot N_y \cdot c_1)}{{}_pM_y \cdot \xi \cdot N_y}} = liml_m \quad (2.3)$$

1 次補剛管の設計条件式 (2.2) の満足度を評価するために安全率  ${}_pSF$  を次式 (2.4) に定義する。

$${}_P SF = \frac{{}_P M_y}{\frac{\xi \cdot N_y \cdot c_1}{1 - \frac{\xi \cdot N_y}{{}_P N_E}}} \geq 1.0 \quad (2.4)$$

### 2.3.2 2次補剛管の設計

2次補剛管のオイラー座屈荷重  ${}_S N_E$  は式 (2.5) により表される。

$${}_S N_E = \frac{\pi^2 \cdot E \cdot {}_S I}{l_S^2} \quad (2.5)$$

ここで、 ${}_S I$ : 2次補剛管の断面2次モーメント、 $l_S$ : 2次補剛管の長さである。

BRBの全体座屈を拘束する2次補剛管の満たすべき条件式は次式となる。

$${}_S M_y \geq \frac{\xi \cdot {}_{BRB} N_y \cdot (c_1 + c_2)}{1 - \frac{\xi \cdot {}_{BRB} N_y}{{}_S N_E}} \quad (2.6)$$

ここで、 ${}_S M_y$ : 2次補剛管の弾性限界モーメント、 ${}_{BRB} N_y (= 4N_y)$ : BRBの降伏耐力、 $c_2$ : 2次補剛管と中央カプラーの隙間である。

式 (2.6) より、2次補剛管の安全率  ${}_S SF$  は式(2.7)となる。

$${}_S SF = \frac{{}_S M_y}{\frac{\xi \cdot {}_{BRB} N_y \cdot (c_1 + c_2)}{1 - \frac{\xi \cdot {}_{BRB} N_y}{{}_S N_E}}} \geq 1.0 \quad (2.7)$$

## 2.4 実験概要

### 2.4.1 試験体の詳細

本形式 BRB の構造性能を確認するため、計 3 体の試験体を用いて繰返し荷重実験を行った。試験体の詳細を図 2.5 に示す。いずれの試験体も接合部を含めて全長 2592mm である。座屈拘束材の断面寸法について、1 次および 2 次補剛管はそれぞれ 27.2×5.0 (外径×厚さ) と 60.5×18.0 の円形鋼管を使用した。ABR400 M16 の丸鋼芯材を用いるため、丸鋼の軸部と 1 次補剛管の内面とのクリアランスは合計 2.66mm (ねじ部では 1.2mm) となる。丸鋼軸部の塑性化部長さは片側 958mm であり、塑性化部長さの合計は 1926mm となる。各試験体のパラメータは最大スペーサー間隔であり、試験体 A-1、A-2 と A-3 ではそれぞれ 275mm、415mm、824mm である。式(2.4)において  $\rho SF=1$  の場合、最大スペーサー間隔の限界値は式(2.3)を用いて  $lim l_m=663$  mm と決定される。したがって、試験体 A-1 と A-2 の 1 次補剛管は座屈しないと予測され、試験体 A-3 の 1 次補剛管は荷重中に座屈すると予測される。すべての試験体で 2 次補剛管の長さ  $l_s$  は 1930mm である。補剛管の評価について表 2.1 に示す。

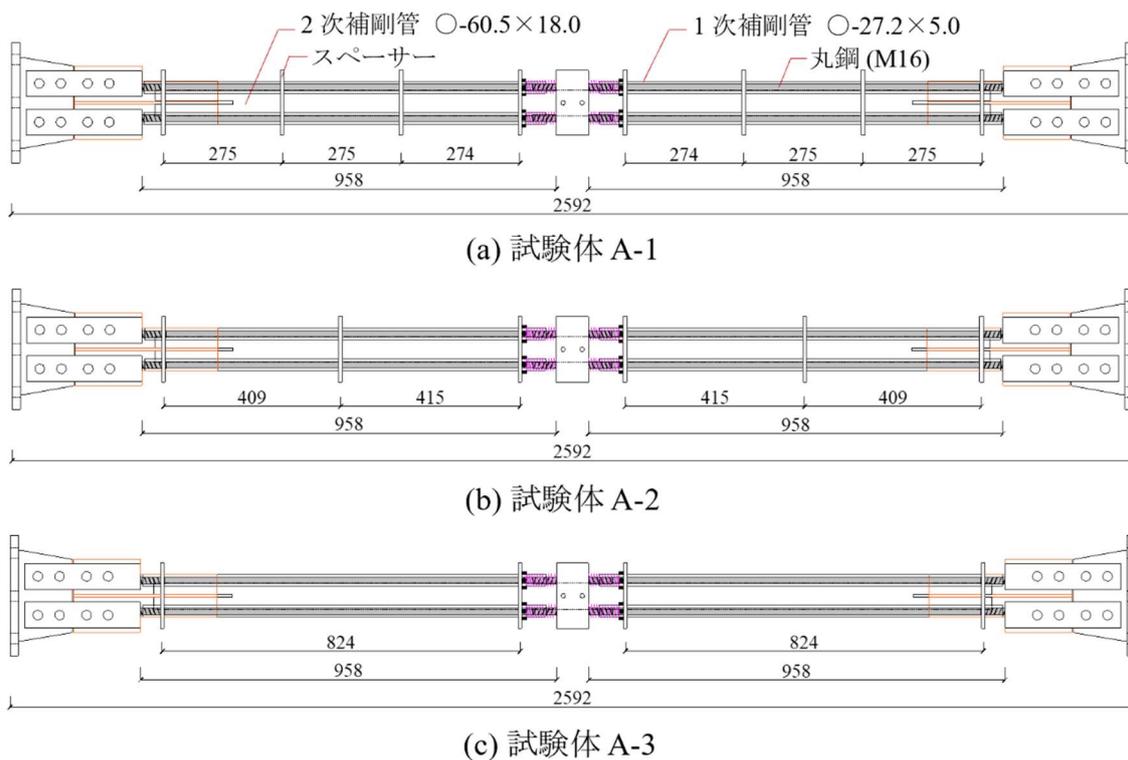


図 2.5 各試験体の形状

図 2.6 と図 2.7 は、それぞれ接合部付近と中央カプラー付近の詳細を示している。丸鋼芯材の両端は転造ねじ加工しており、中央カプラーおよび接合部ブロックと結合する。ねじ部の挿入長さはねじ部直径の 2 倍以上とする。4 箇所縮み代を確保するために、中央カプラーの両側にスプリングを用いる (写真 2.1)。縮み代は接合部と中央部でそれぞれ 5mm、25mm とし、合計 60mm である。六角ボルト M6 を 1 次補剛管にねじ込み、1 次補剛管の動きを指定範

囲内に制限する。ブロックの接合には超高力ボルト(SHTB)M20を使用する(写真 2.2)。

試験体に用いる主要部材の材料特性を表 2 に示す。丸鋼についての値は単軸引張り試験に基づいて得られたものであり、その他はミルシート値である。

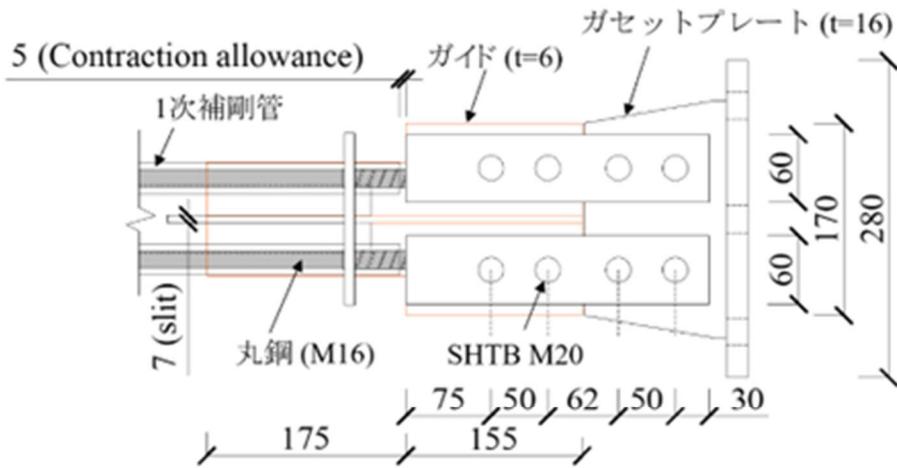
表 2.1 1 次および 2 次補剛管の評価

試験体	$l_m$ (mm)	$l_{im}l_m$ (mm) 式 (3.5)	$pSF$ 式 (3.6)	$sSF$ 式 (3.6)
A-1	275	663	2.1	1.5
A-2	415	663	1.8	1.5
A-3	824	663	0.3	1.5

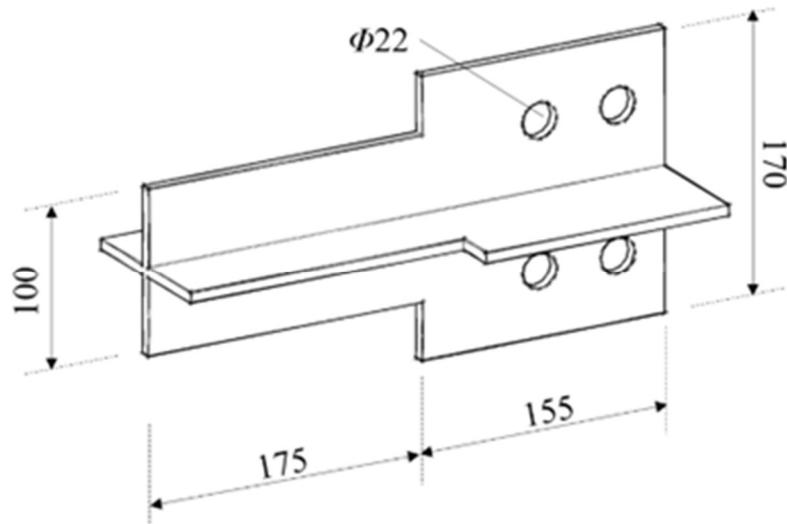
以上の評価値は、丸鋼と座屈補剛管の降伏点をそれぞれ  $235 \text{ N/mm}^2$  と  $215 \text{ N/mm}^2$  とし  
て求めた。

表 2.2 材料特性

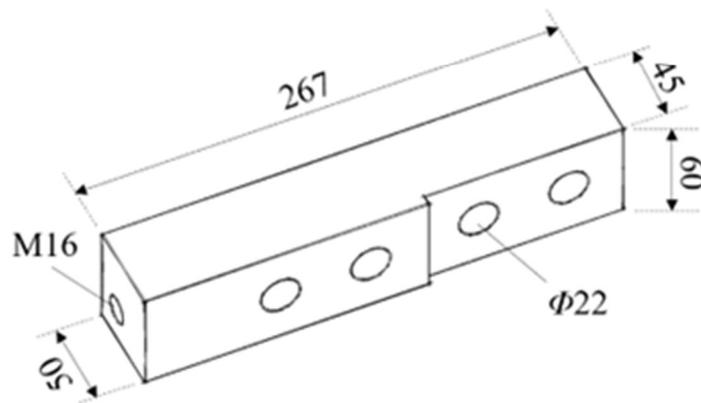
主要部材	規格	降伏点 ( $\text{N/mm}^2$ )	引張強さ ( $\text{N/mm}^2$ )	伸び率 (%)
1 次補剛管	STKM13A ( $D \times t: 27.2 \times 5.0$ )	488	514	33
2 次補剛管	STKM13A ( $D \times t: 60.5 \times 18$ )	274	451	66
丸鋼	ABR400 (M16, $D_c=14.5$ )	295	452	29



(a) 接合部の寸法

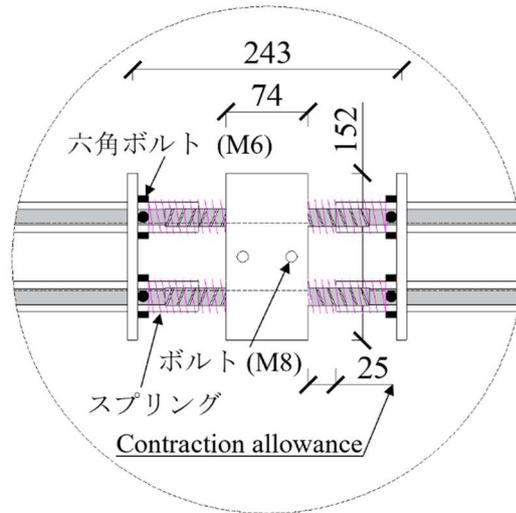


(b) ガイドの寸法

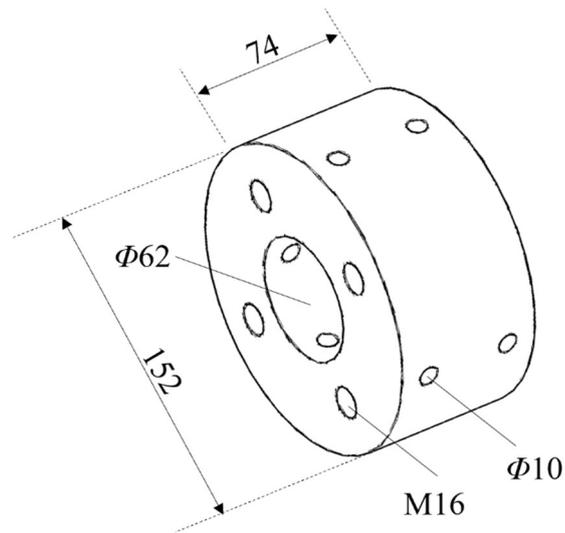


(c) ブロックの寸法

図 2.6 接合部付近の詳細(単位:mm)



(a) 接合部付近の寸法



(b) 中央カップラーの寸法

図 2.7 中央カップラー付近の詳細(単位: mm)

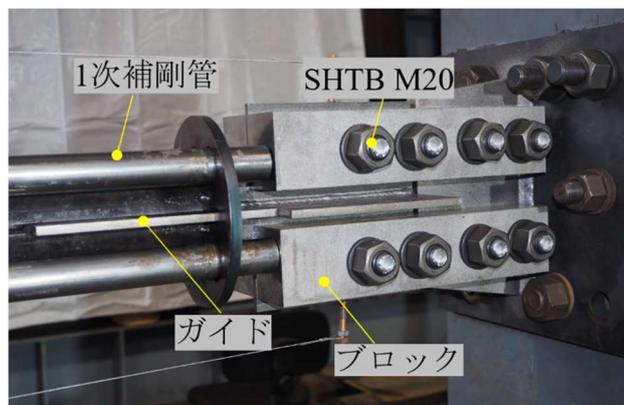


写真 2.1 接合部付近

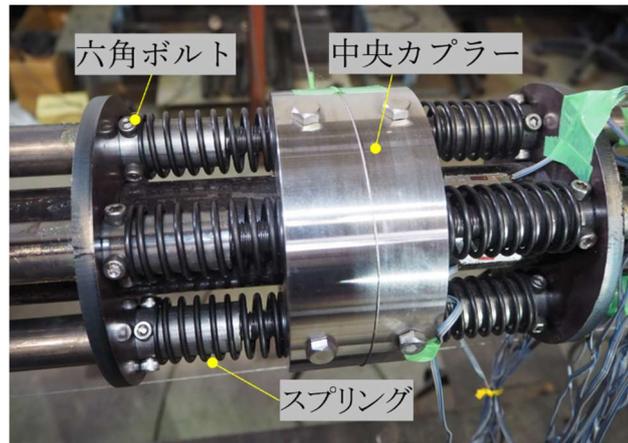


写真 2.2 中央カプラー付近

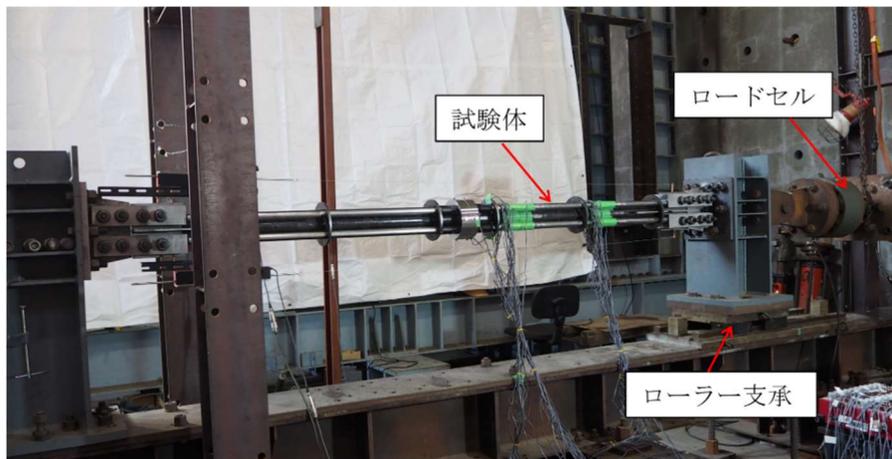
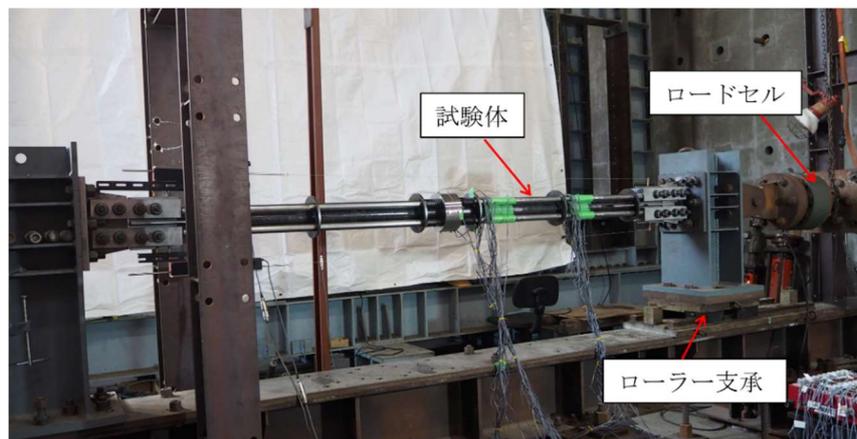


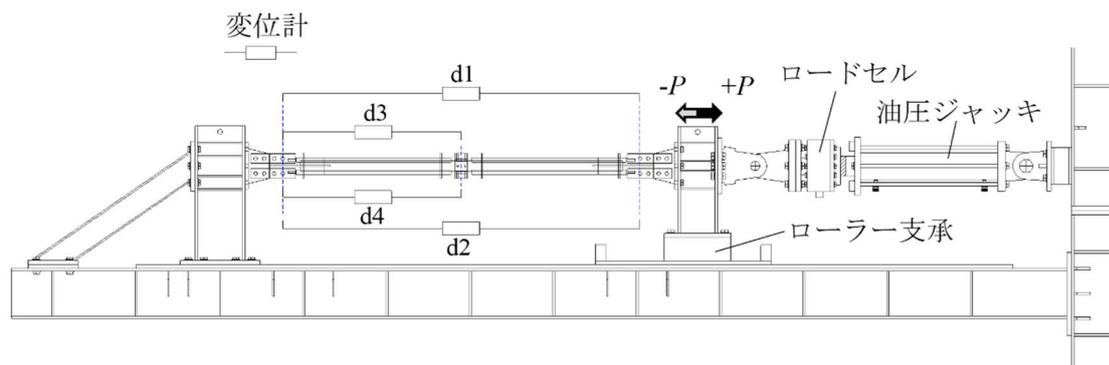
写真 2.3 試験体のセットアップ

## 2.4.2 載荷および計測方法

写真 2.3 に試験体のセットアップを示す。文献 2.4 より、低降伏点鋼以外の鋼材ではひずみ速度が塑性変形に及ぼす影響が小さいため、変位制御で準静的に繰返し載荷を行うこととする。図 2.8 に示すように、変位計 d1、d2 により試験体全体の軸変位  $U$  を測定する。BRB の平均ひずみ  $\varepsilon (=U/1916)$  は軸変位を芯材の長さで除して得られる。中央カップラーにより BRB の塑性化部が 2 分割されるので、各部分の変形量を比較するため、変位計 d3、d4 により中央カ



プラーの移動量  $U_c$  を測定した。左側の塑性化部分の平均ひずみを  $\varepsilon_c = U_c/958$  として算定す



る。

写真 2.3 試験体のセットアップ

図 2.8 試験体のセットアップと計測方法

図 2.9 载荷プログラム

载荷プログラムは平均ひずみ  $\varepsilon$  で制御し、図 2.9 に示すように  $\varepsilon=0.5$  (%)から  $\varepsilon=3.0$  (%)まで各振幅 3 サイクルずつ正負繰返し载荷を行う。

## 2.5 実験結果

### 2.5.1 荷重－平均歪関係

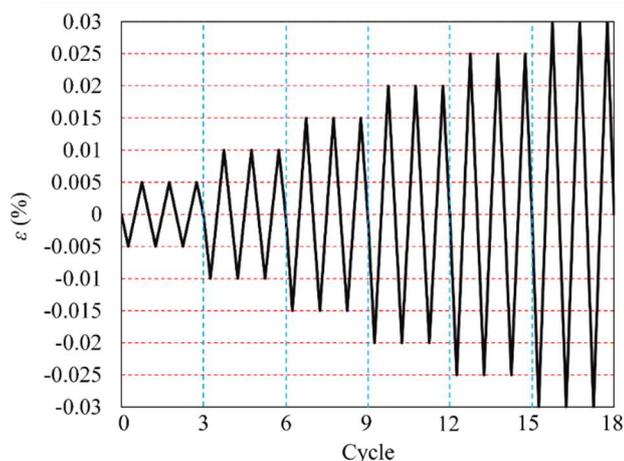
各試験体の荷重－平均歪の関係を図 2.10 に示す。試験体 A-1 については圧縮载荷側で耐力の増大が見られるが、比較的安定した復元力特性を示す結果となった。 $\varepsilon=3\%$  の 2 サイクル目の圧縮側で、耐力が急激に増加したのち、写真 2.4(a)に示すように、試験体の全体座屈が発生し、実験を終了した。

試験体A-2については、試験体A1と同様に圧縮载荷側で耐力の増大が見られるが、全体的に比較的安定した復元力特性を示した。写真2.4(b)に示すように、最終サイクルの引張载荷側で1本の芯材が破断し、残りの芯材も直後に一斉に破断した。いずれの芯材にも螺旋形の高次座屈モードが確認された。

試験体A-3は2.4.1節に記した通り最大スペーサー間隔が限界値を超えている。 $\varepsilon=1.5\%$  の1サイクル目の圧縮载荷側から、1次補剛管の塑性座屈が生じ、圧縮側の耐力が低下した。その後のサイクルで1次補剛管の残留変形が徐々に増え、 $\varepsilon=2.5\%$  の1サイクル目の圧縮载荷側で、1次補剛管の塑性座屈(写真2.4(c))により、耐力が大幅に低下した。そのため続く引張载荷後に実験を終了した。

### 2.5.2 圧縮引張耐力比( $\beta$ )

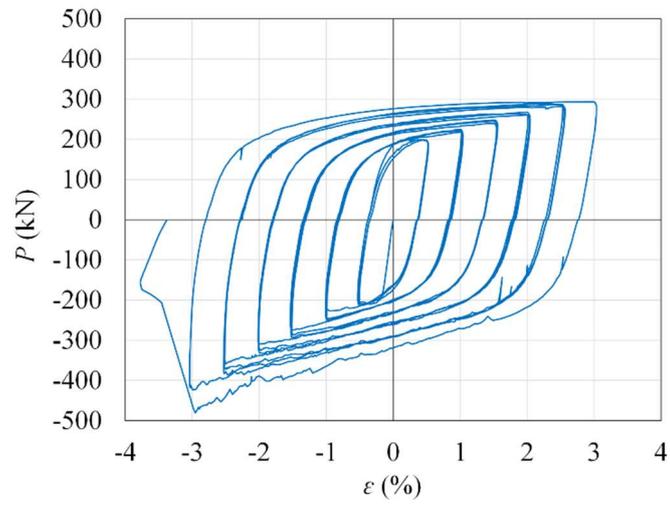
各試験体の圧縮引張耐力比  $\beta$  の推移を図 2.11 に示す。圧縮引張耐力比とは各サイクルにおける圧縮側耐力の引張側耐力に対する比を表す。いずれの試験体もサイクル数の増加とともに  $\beta$  も増える傾向がある。圧縮側耐力が大きくなる原因は、1次補剛管と芯材の摩擦や芯材



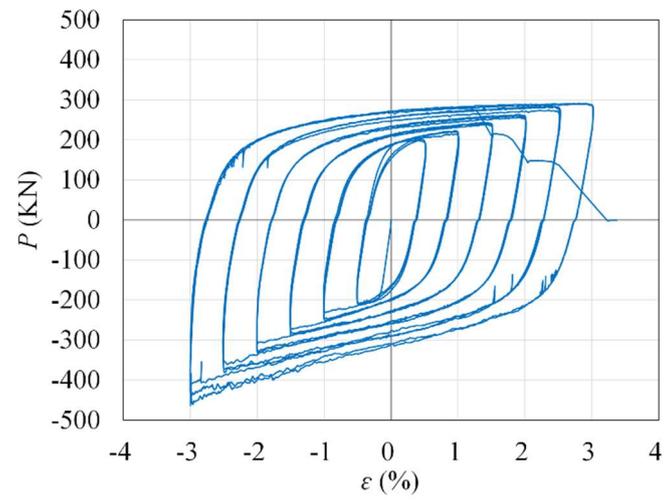
端部との接触などが考えられる。試験体 A-1 と A-2 では  $\beta$  の変動が同程度となっている。

圧縮引張耐力比( $\beta$ )の最大基準値について、日本建築センター(BCJ)では  $\beta \leq 1.2$  であり<sup>2.6)</sup>、米国の AISC 341<sup>2.7~2.8)</sup>では  $\beta \leq 1.3$  (2010年)、 $\beta \leq 1.5$  (2016年)を示している。図 2.11 より試験体 A-1 と A-2 では、 $\epsilon=2\%$ までは日本建築センター(BCJ)を、最終サイクルまで AISC 341(2016年)を満足しており、BRB としての十分な構造性能を確認できた。

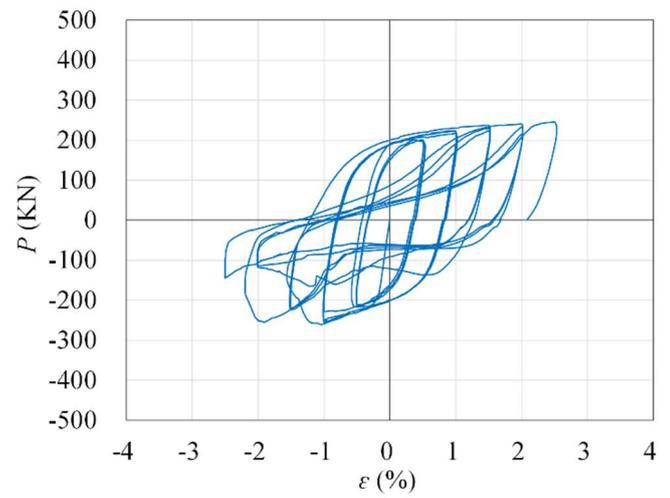
2.2.3 節で述べたように、スプリングを用いた 1 次補剛管の可動機構を BRB に取り入れ、4 つの縮み代を採用している。試験体 A-1 および A-2 の載荷試験において、1 次補剛管の可動性が確認された。即ち、圧縮側で 1 次補剛管が中央カプラー側に移動した後、引張側では 1 次補剛管がスプリングによって初期位置に押し戻される挙動が見られた。これにより丸鋼芯材が軸方向に沿って一様に塑性変形し、 $\beta$  の大幅な増加を抑制できたと考えられる。



(a) 試験体 A-1

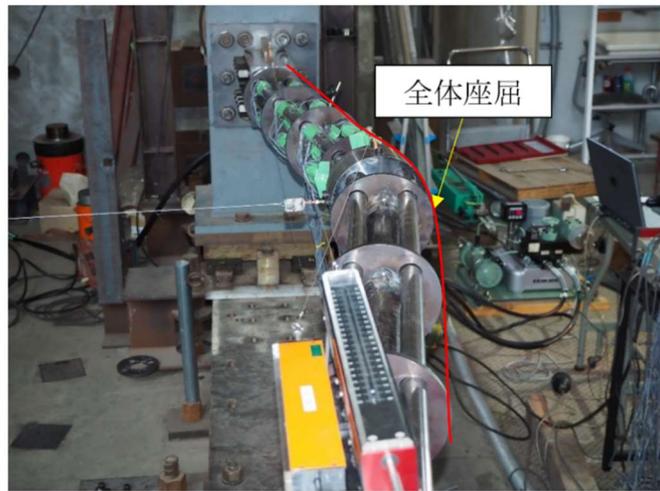


(b) 試験体 A-2

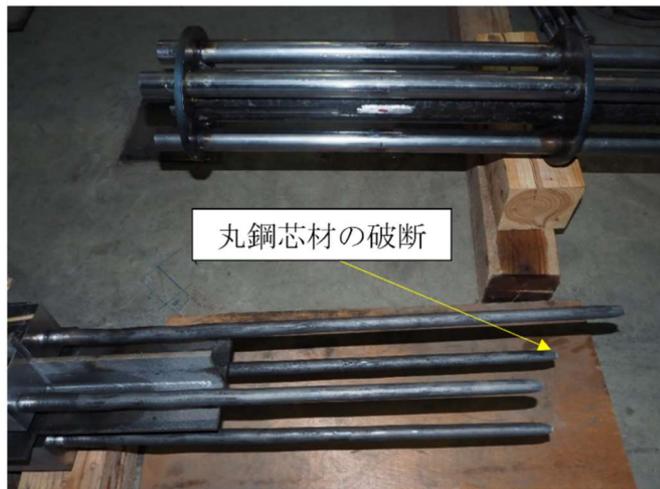


(c) 試験体 A-3

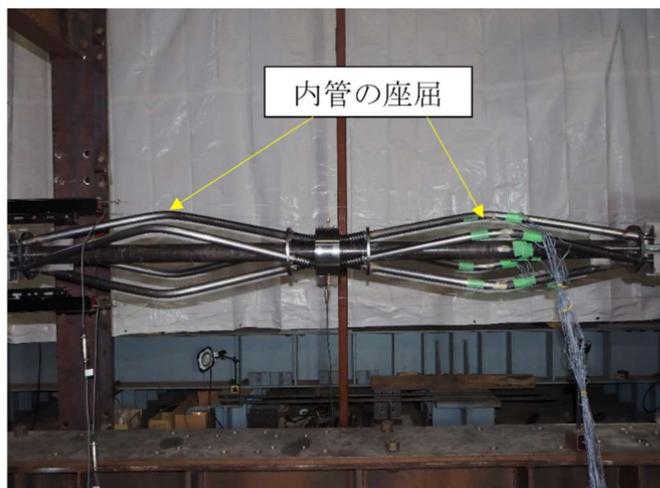
図 2.10  $P$ - $\varepsilon$  関係



(a) 試験体 A-1 ( $\epsilon=-3\%$  圧縮側)



(b) 試験体 A-2 (実験終了後)



(c) 試験体 A-3 ( $\epsilon=-2.5\%$  圧縮側)

写真 2.4 試験体の変形状況

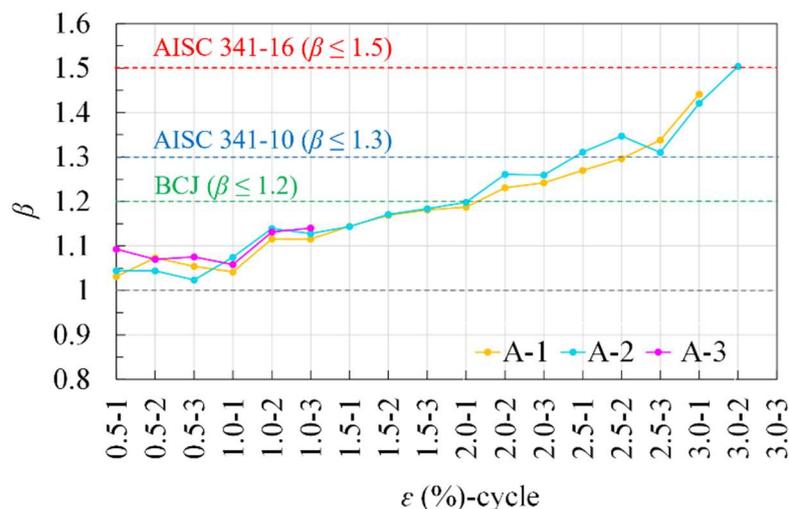


図 2.11 各試験体における  $\beta$  の推移

### 2.5.3 ブレース中央部の挙動

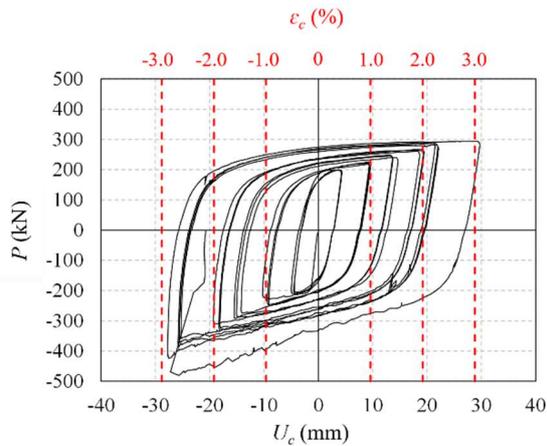
図 2.12 に試験体 A-1 の中央カプラーの挙動を示す。図 2.12(a)に水平荷重  $P$  と中央カプラー変位  $U_c$  の関係を示す。図中に BRB 左側塑性化部の軸ひずみレベルも赤線で示す。各サイクル反転点における  $U_c$  の絶対値を比較すると、中央カプラーの動きは引張側と圧縮側でほぼ等しいことが分かる。 $\epsilon=2\%$ までは中央カプラー変位は概ね軸変形の半分である。 $\epsilon=2.5\%$ の1サイクル目から中央カプラー位置がやや左側に偏っていることが分かる。

図 2.12 (b)は、各サイクルの圧縮と引張の反転点における  $U_c/U_c$  の変化を示す。ここで  $U_c/U_c=0.5$  のレベルは、各サイクルにおける BRB の左右の変形が等しいことを示している。引張側反転点で、 $U_c/U_c$  はおおよそ  $0.4\sim 0.5$  の値となり、左側の塑性化部の変形が右側よりもわずかに小さくなる。他方、圧縮側では  $U_c/U_c$  はほぼ  $0.5$  前後で変動し、塑性化部の変形が左右でほぼ等しいことが確認できる。

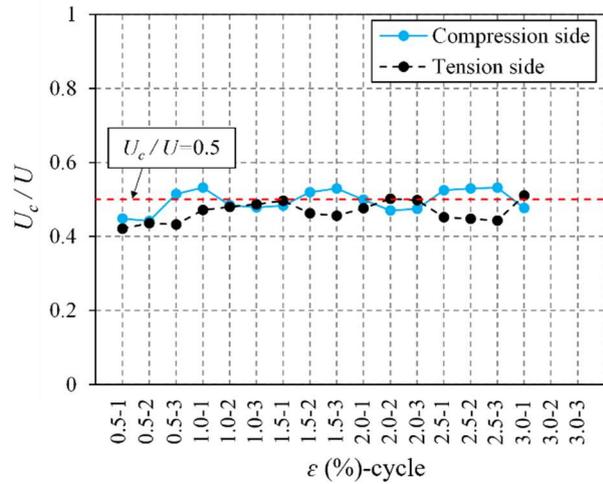
図 2.13 に試験体 A-3 の中央カプラーの挙動を示す。 $\epsilon=1.0\%$ の2サイクル目までは中央部の変形は概ね軸変形の半分であるが、その後内管の座屈により圧縮側耐力が大幅に減少している。

#### 2.5.4 1次補剛管の軸力分布

試験体 A-1 および A-2 の1次補剛管の応力状態を調べるため、それぞれ図 2.14(a)および図 2.15(a)に示すようにひずみゲージを貼付した。ひずみゲージの位置は、図 2.14(a)および図 2.15(a)がスペーサー間の中間位置、図 2.14(b)および図 2.15(b)が各断面における4つの位置を示す。ひずみ値により、各サイクルにおける1次補剛管の最大軸力を算出する。なお、1次補剛管の降伏軸力  $N_{fy}=170$  kN と算定される。

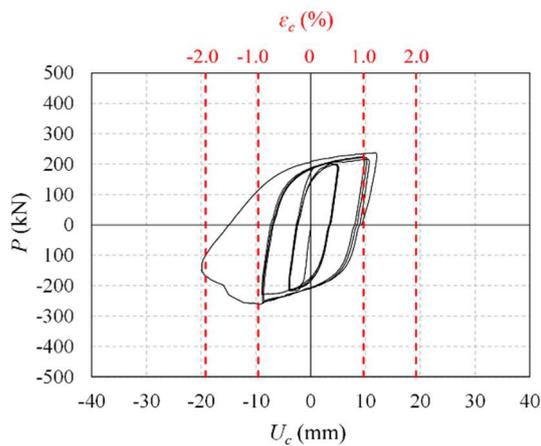


(a)  $P-U_c$ 関係

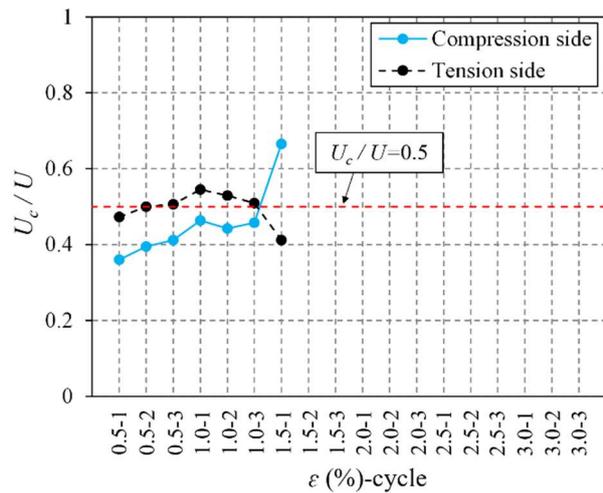


(b)  $U_c/U$ の推移

図 2.12 試験体 A-1 における中央カプラーの挙動



(a)  $P-U_c$ 関係



(b)  $U_c/U$ の推移

図 2.13 試験体 A-3 における中央カプラーの挙動

図 2.14 (c)および図 2.15(c)は、それぞれ試験体 A-1 および A-2 の各振幅における最初の圧縮側反転点での 1 次補剛管の軸力分布を示す。1 次補剛管の軸力は、主に 1 次補剛管と丸鋼との摩擦によって生じるものである。1 次補剛管の降伏軸力  $N_{fy}=170$  kN を考えると、試験体 A-1 と A-2 の 1 次補剛管は载荷中に弾性を維持していたことが分かる。また、平均ひずみの増加につれて 1 次鋼管の軸力も増える傾向がある。試験体 A-1 では、4 本の 1 次補剛管の軸力分布はほぼ同じであり、図 2.14 (c)に示すように、1 次補剛管の中央部で最大値を記録した。試験体 A-2 では、図 2.15(c)に示すように、4 本の 1 次補剛管の軸力分布はほぼ同じであるが、平均ひずみ -3.0 %では鋼管(No.1)と鋼管(No.3)の軸力大きくなっている。

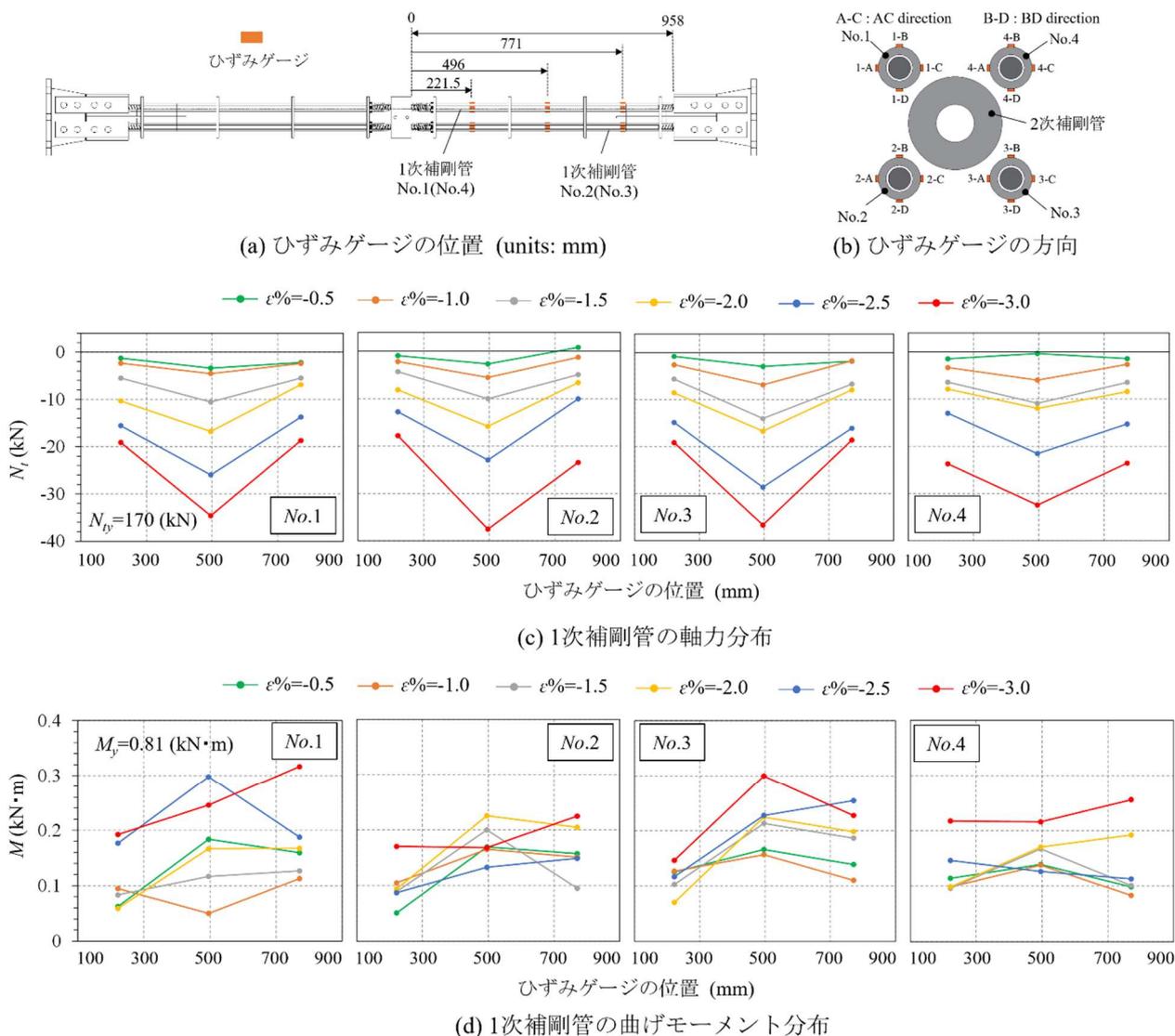


図 2.14 試験体 A-1 における 1 次補剛管の内力

### 2.5.5 1 次補剛管の曲げモーメント分布

1 次補剛管の曲げモーメントの大きさについて、式(2.8)より算出する。

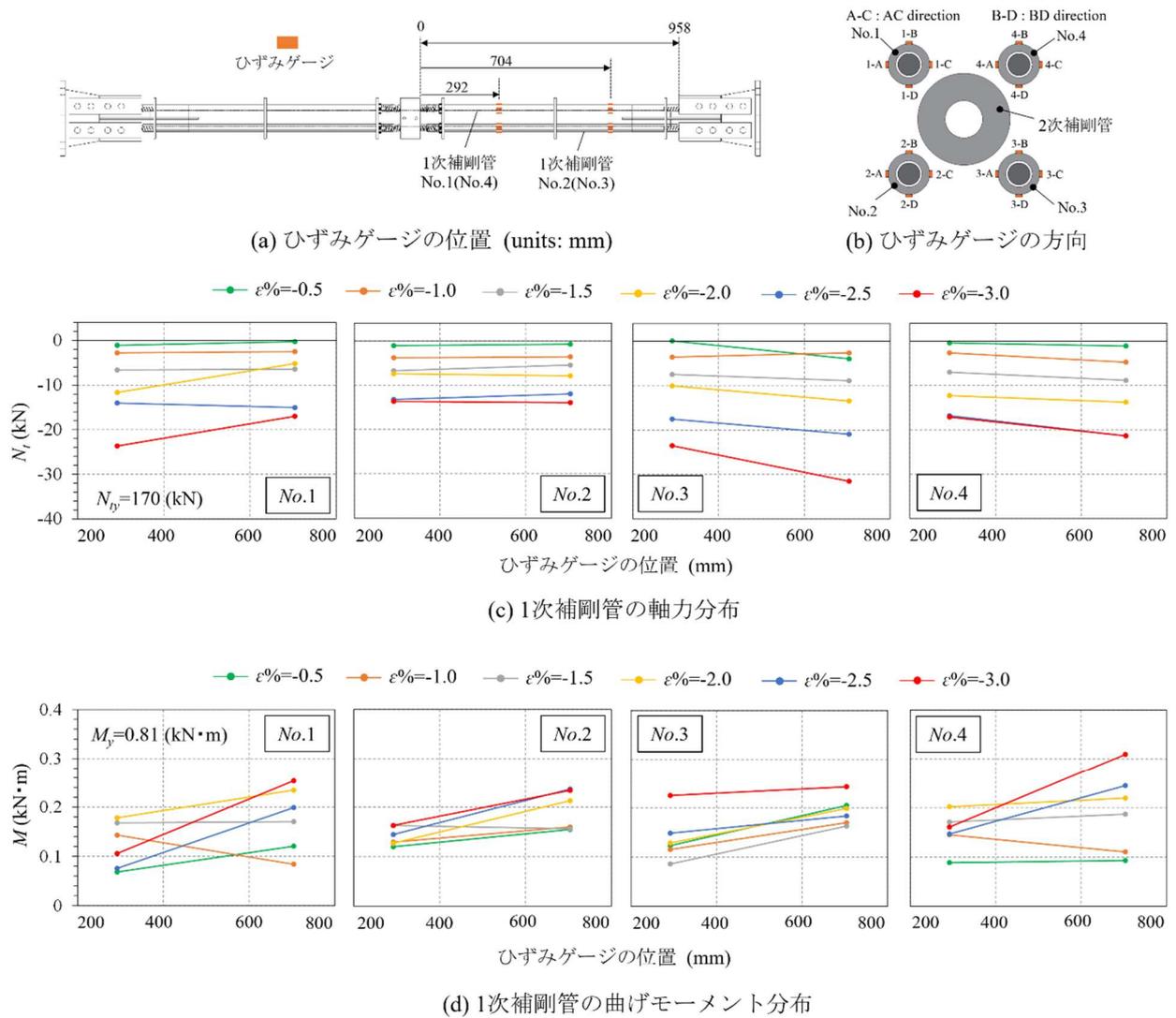
$$M = \sqrt{M_{AC}^2 + M_{BD}^2} \quad (2.8)$$

ここで、 $M_{AC}$ :A と C のひずみゲージより算定される曲げモーメントの大きさ、 $M_{BD}$ :B と D のひずみゲージより算定される曲げモーメントの大きさである。

1 次補剛管の降伏曲げモーメント  $M_y$  の計算値は 0.81 kN·m であり、A-1、A-2 両試験体のとも 1 次補剛管は繰返し载荷中に弾性を維持している。試験体 A-1 の最大曲げモーメントは、平均ひずみの増加とともに全体的に増える傾向を示した。図 2.14(d)と 2.15(d)では、4 本の鋼管は平均ひずみ-1.5 %と-2.0 %の範囲で、中央の測定点での最大曲げモーメントが他の測定点よりも大きいことがわかる。A-2 は、全体的に A-1 と同様の曲げモーメントの増加傾向を示し

ている。平均ひずみが-1.5 %を超えると、右側の測定点の最大曲げモーメントが左側の測定点よりも大きくなっている。

図 2.15 試験体 A-2 における 1 次補剛管の内力



## 2.6 有限要素解析

### 2.6.1 解析の目的

本形式の BRB において、異なる寸法の 1 次補剛管と異なるスペーサーの間隔が BRB の挙動に与える影響を有限要素解析により分析し、1 次補剛管に関する座屈拘束材の設計条件式の妥当性を確認する。

### 2.6.2 解析モデル

有限要素解析には汎用解析コード ANSYS 2021 R1<sup>2,9)</sup>を用い、幾何学的非線形性(大変形問題)、材料非線形性(弾塑性問題)および境界条件の非線形性(接触問題)を考慮し、BRB 試験体における 1 次補剛管と丸鋼芯材により構成される解析モデルの有限要素解析を行った。

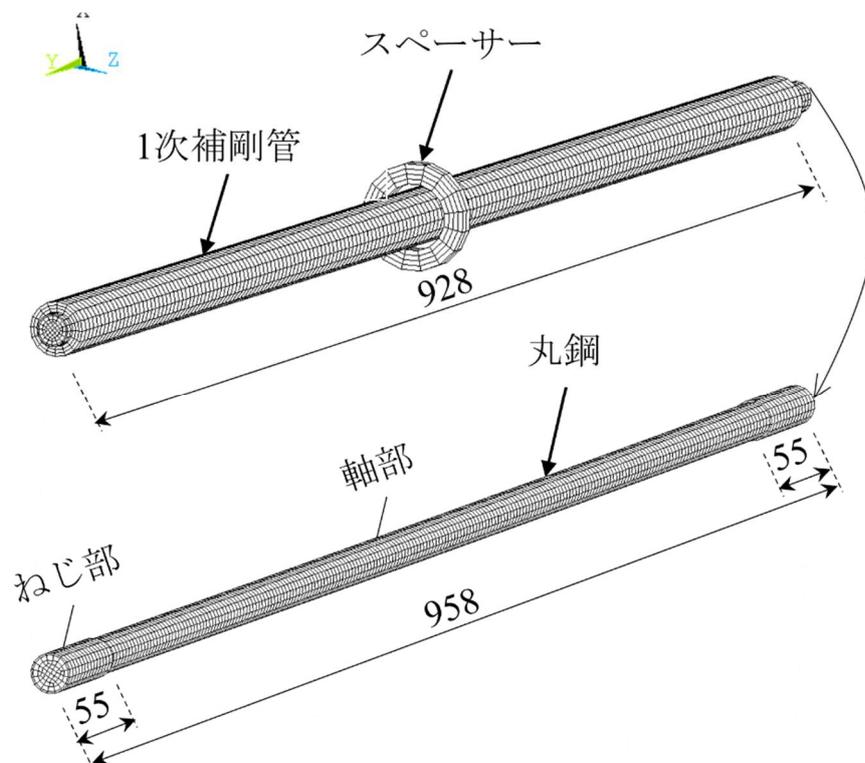


図 2.16 有限要素解析モデルの詳細

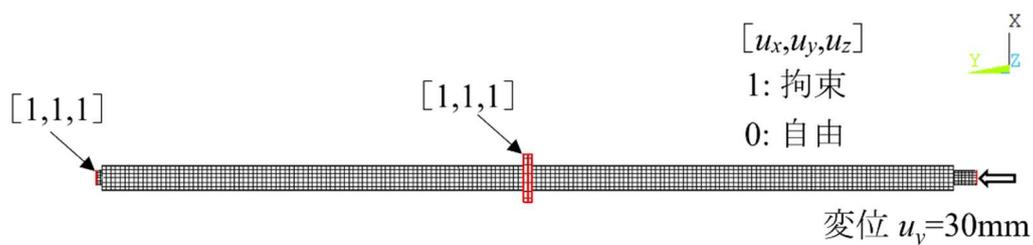


図 2.17 解析モデルの境界条件

図 2.16 に解析モデルを示す。釣合経路追跡にあたっては、変位制御法を採用する。解析モデルは 6 面体 8 節点の SOLID185 要素を用い、1 次補剛管、丸鋼芯材およびスペーサーをモデル化する。1 次補剛管の内径は 17.2mm に固定し、外径は鋼管の厚みを変えることで変化させる。この場合、丸鋼と 1 次補剛管のクリアランスは全モデルで一定となる。表 2.3 に各モデルで使用した 1 次補剛管の断面寸法を示す。断面番号が F-1 から F-11 まで増加するにつれて、断面二次モーメントは小さくなる。スペーサー数として、スペーサー無し、スペーサー 1 個、スペーサー 2 個、スペーサー 3 個の 4 ケースを対象とした。丸鋼芯材には初期不整の影響を考慮し、芯材の中央に芯材長さの 1/1000 の初期たわみを与える。1 次補剛管の剛体運動を防止するために、1 次補剛管の端部で微小なバネを取り付けた。なお、1 次補剛管と丸鋼芯材の間、1 次補剛管とスペーサーの間における接触と摩擦の影響を考慮するため、接触要素(TARGE170とCONTA174)を設ける。

主な部材の要素サイズについて、芯材は長さ方向に 4mm とし、円断面の半径方向に 5 層の要素を設置する。1 次補剛管は長さ方向に 5mm とし、厚さ方向に 3 層の要素を設置する。

各部材の材料特性は、芯材と 1 次補剛管にはバイリニアの応力歪関係による弾塑性モデル(等方硬化則)を適用し、スペーサーは弾性体を適用した。座屈拘束材の設計条件式を検討するために、芯材と 1 次補剛管の降伏応力度はいずれも一定値 300N/mm<sup>2</sup> を用い、材料のパラメータによる影響を除いた。また、2 次剛性をヤング係数 (2.05×10<sup>5</sup> N/mm<sup>2</sup>) の 1/100 とした。ポアソン比は 0.3 を用いる。いずれの接触要素に対しても摩擦係数を 0.2 とする。

図 2.17 はモデルの境界条件を示しており、丸鋼の両端が提案 BRB の中央カプラーとブロッック部材にねじ込まれていることをシミュレートしている。丸鋼の左端節点とスペーサーは固定され、丸鋼の右端に 30mm の圧縮軸方向変位を徐々に加える。軸力  $N$  は変位制御された節点での反力として得る。

表 2.3 有限要素モデルに用いる 1 次補剛管

部材 番号	F-1	F-2	F-3	F-4	F-5	F-6	F-7	F-8	F-9	F-10	F-11
部材 断面 ( $D \times t$ )	29.2 × 6.0	28.2 × 5.5	27.2 × 5.0	26.2 × 4.5	25.2 × 4.0	24.2 × 3.5	23.2 × 3.0	22.2 × 2.5	21.2 × 2.0	20.2 × 1.5	19.2 × 1.0

### 2.6.3 解析結果

図 2.18～2.21 は、全モデルの軸力  $N$  と変形  $u$  の関係を示している。解析結果は、丸鋼の座屈発生により、降伏耐力評価値 49.5kN よりも若干低い降伏耐力を示している。図 2.18 はスペーサー無しモデルの解析結果であり、F-1 以外のモデルは軸方向変位が 30mm に達する前に座屈している。一方、スペーサー数を増やすと、1 次補剛管は座屈しにくくなる傾向にある。図 2.19 に示すように、スペーサー 1 個を配置した場合、3 つのモデルで座屈が生じた。図 2.20 と 2.21 に示すように、スペーサー 2 個とスペーサー 3 個を配置した場合、それぞれ 2 つのモデルで座屈が生じた。これらの結果から、1 次補剛管の座屈は、スペーサー間隔を短くすること、あるいは 1 次補剛管の断面二次モーメントを大きくすることで回避できることが確認できた。全体的に、丸鋼が降伏後の剛性は、 $N$ - $u$  曲線の傾きを観察することから分かるように、各解析モデルでほぼ同じである。これは、丸鋼と 1 次補剛管の接触力が各解析モデルで同レベルにあることを示している。

図 2.22 は、モデル F-3 が  $u=30\text{mm}$  に達した時点の相当応力分布および変形状態を示している。1 次補剛管が座屈するのは、スペーサー無しモデルのみであり、丸鋼の塑性変形は中央部および両端部で発生している。スペーサーを用いるモデルでは、1 次補剛管はいずれも座屈せず、丸鋼の軸方向に均等に塑性変形が生じる。さらに、芯材の螺旋状の変形と塑性状態は、載荷後の試験体で観察されたものと同様である。なお、丸鋼と 1 次補剛管の接触位置は一定間隔ではなく、1 次補剛管に不均一な応力分布が生じている。

図 2.23 は、モデル F-10 の座屈を示している。スペーサー無しの場合、モデルの座屈変形はモデル F-3 のスペーサー無しの場合と同様である。スペーサー 1 個の場合、スペーサーで区切られた両方の領域で座屈が生じている。一方、スペーサー 2 個とスペーサー 3 個の場合では、座屈変形はスペーサーで仕切られた 1 つの領域で大きく生じている。

図 2.24 は、式(2.4)を用いて、3 つの異なる  $\zeta$  値 (1.0、1.2、1.5) を考慮した異なるスペーサー配置モデルの  $pSF$  を計算したものである。有限要素解析において座屈が生じたモデルには“座屈発生”と記述した。同じ 1 次補剛管断面を用いる場合、スペーサーの数が増加するにつれて  $pSF$  の値は増加し、座屈が発生するケースは減少する。式(2.4)の設計式は、 $pSF \geq 1$  のモデルは座屈が生じないと評価している。図 2.24 に示すように、 $pSF \geq 1$  のモデルで座屈が生じることはなく、式(2.4)の妥当性が実証された。また、モデル F-1 の解析結果では、 $\zeta$  が 1.2 や 1.5 だが  $pSF < 1$  の場合でも座屈しないモデルもあり、式(2.4)が安全側の評価であることが確認された。 $\zeta=1.5$  の適用時に最も保守的な評価となる。

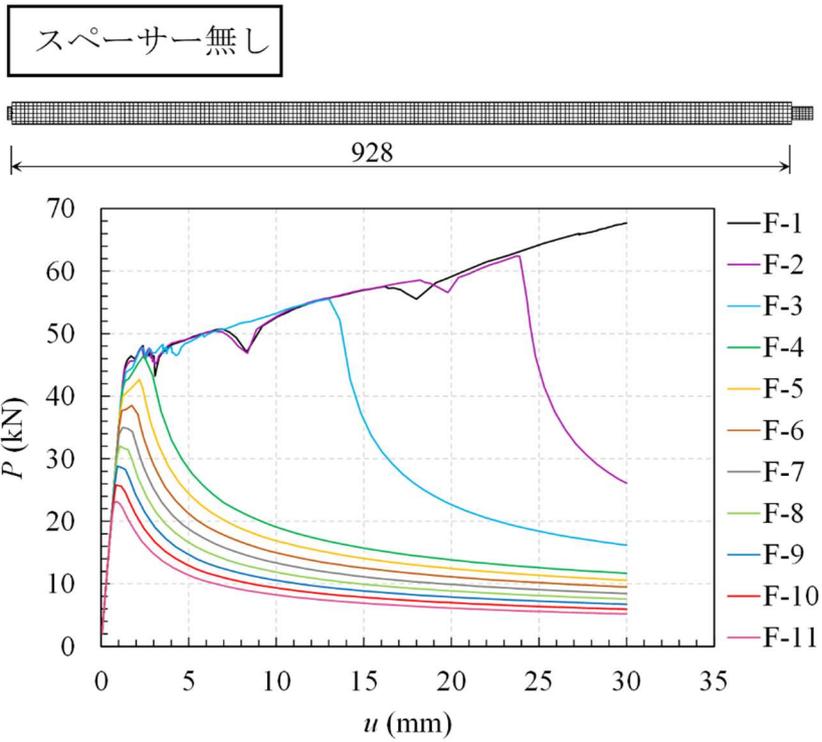


図 2.18 FE モデル(スペーサー無し)の  $P$ - $u$  関係

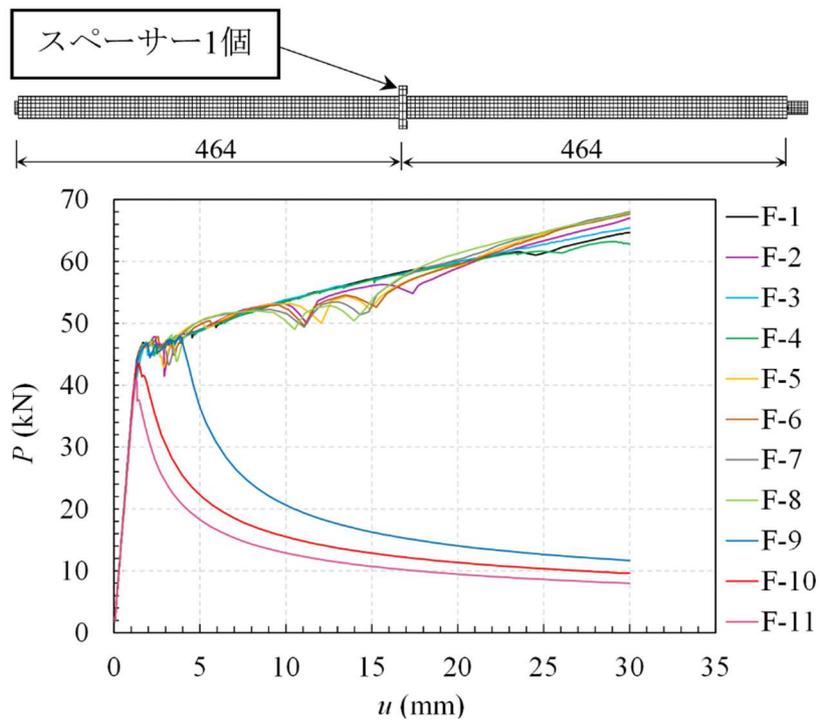


図 2.19 FE モデル(スペーサー1個)の  $P$ - $u$  関係

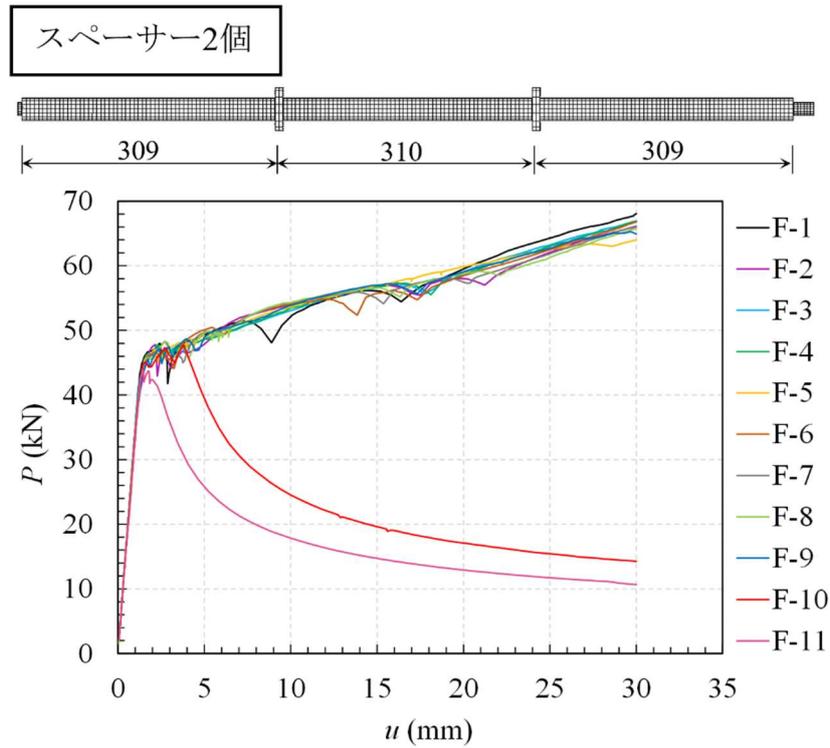


図 2.20 FE モデル(スペーサー2 個)の  $P$ - $u$  関係

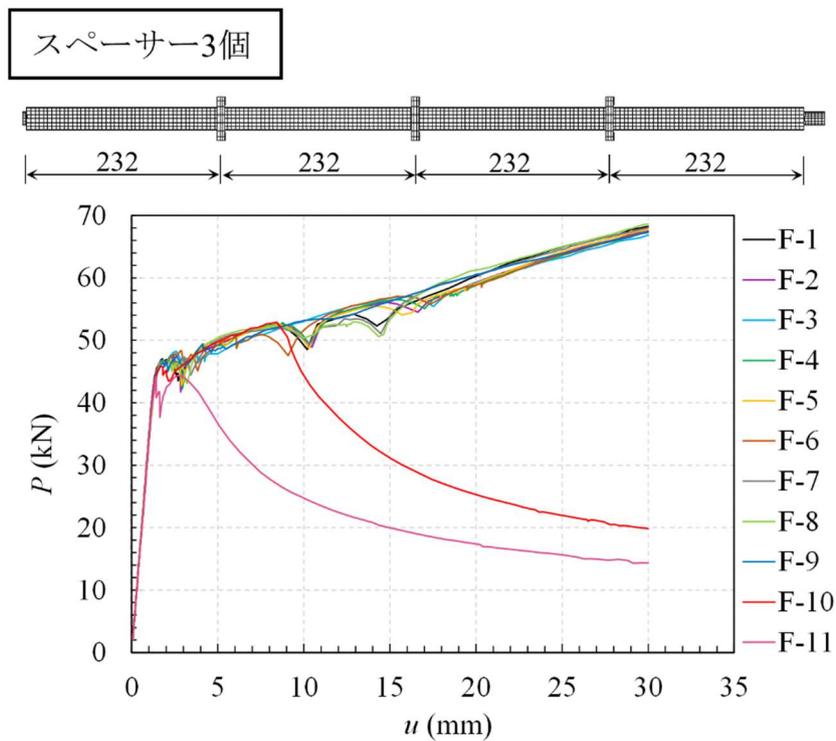


図 2.21 FE モデル(スペーサー3 個)の  $P$ - $u$  関係

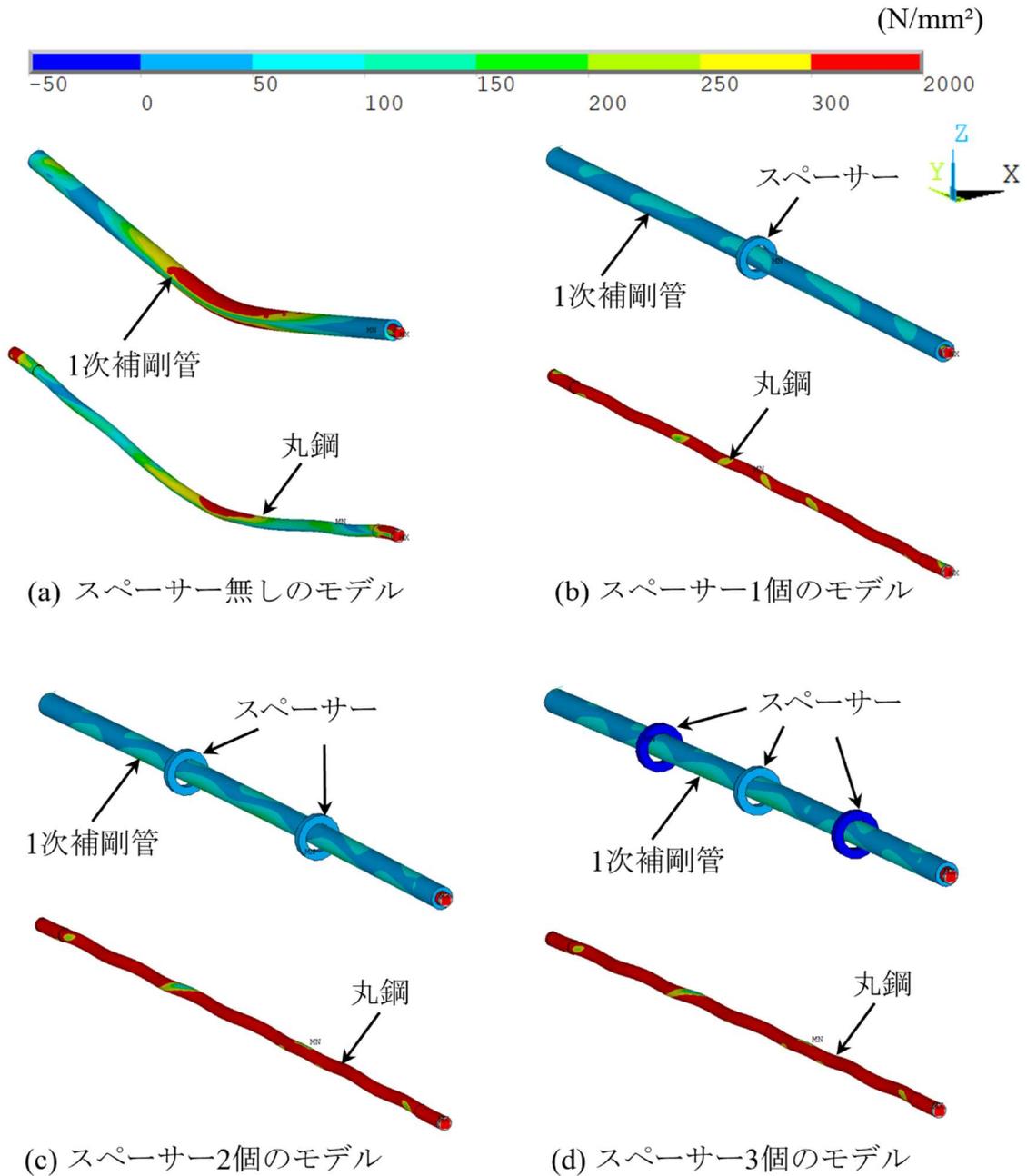


図 2.22 モデル F-3 の相当応力分布 ( $u=30\text{mm}$ )

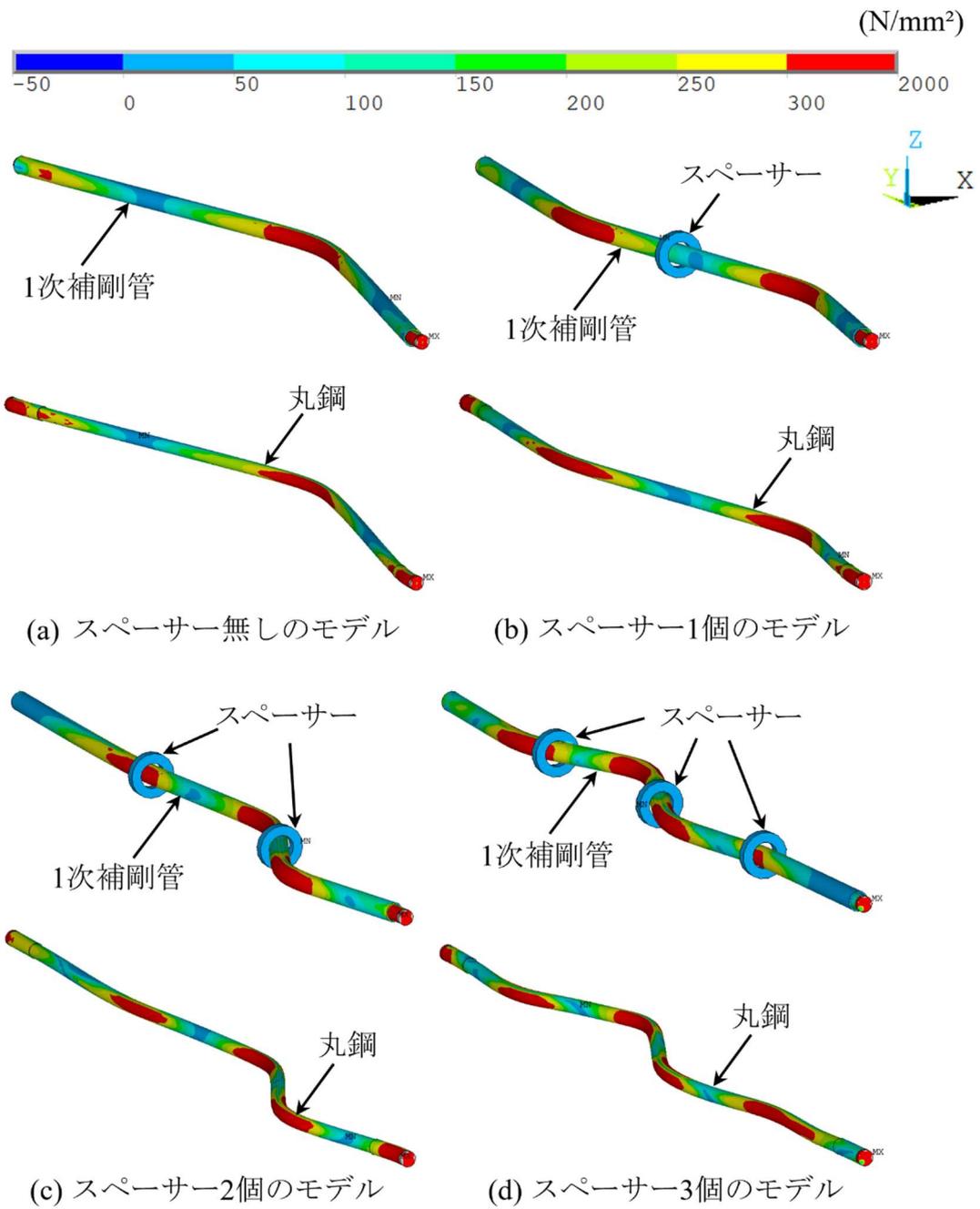


図 2.23 モデル F-10 の相当応力分布 ( $u=30\text{mm}$ )

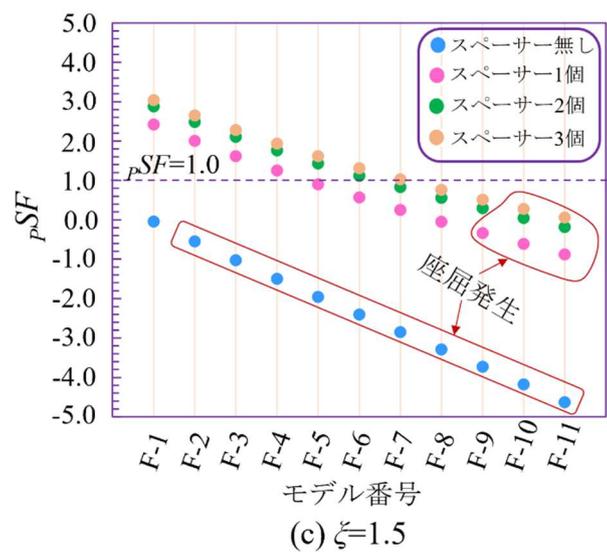
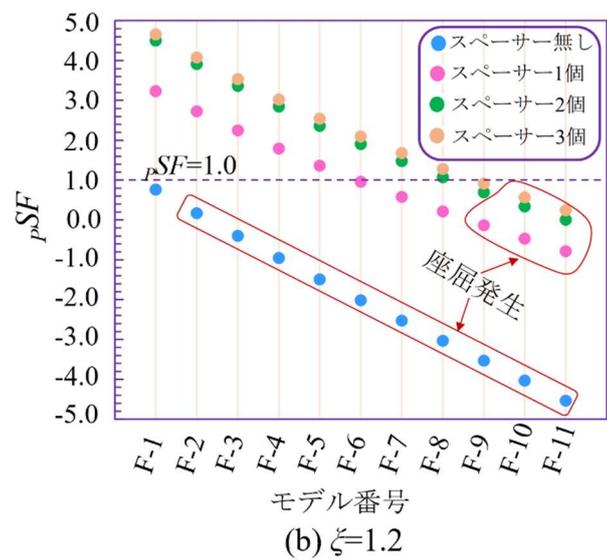
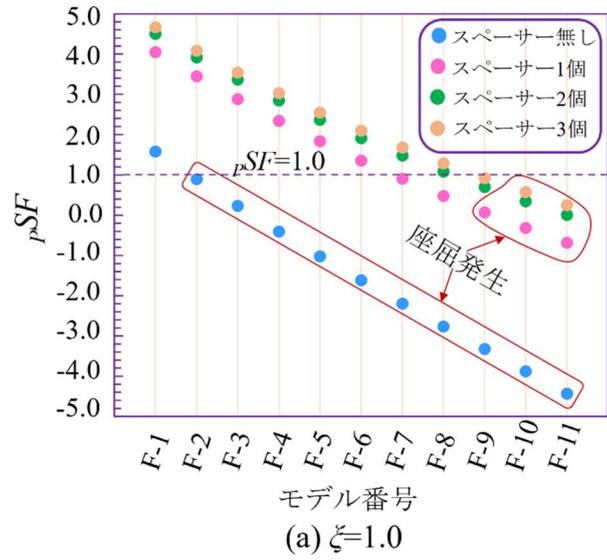


図 2.24 1次補剛管の設計に対する評価

## 2.7 まとめ

本章では、複数の丸鋼芯材を用いた 2 次補剛管中央配置形式座屈拘束ブレースを検討した。座屈拘束材は 1 次補剛管と 2 次補剛管から構成され、2 次補剛管はブレースの中央に、1 次補剛管と平行に配置する。1 次補剛管は丸鋼の座屈を直接拘束し、2 次補剛管はスペーサーを介して 1 次補剛管の座屈を拘束するとともにブレース全体の座屈を防ぐ。スペーサーの間隔を変数にした 3 つの試験体について繰返し載荷試験を行い構造性能を確認した。さらに、1 次補剛管に用いる設計式の妥当性を確認するため有限要素解析を実施した。実験と有限要素解析の結果から得られた結果を以下にまとめる。

- 1) 載荷実験で用いた 3 体の試験体の履歴曲線を比較した。スペーサーの最大間隔の条件を満たす試験体 A-1 と A-2 の挙動はほぼ等しく、安定した履歴挙動を示した。これらの試験体では、平均ひずみ  $\varepsilon$  が 3% のサイクルで破壊が発生し、十分なエネルギー吸収性能を示した。さらに、試験体 A-1 と A-2 の圧縮引張耐力比  $\beta$  は 1.5 未満であり優れた変形性能を示した。一方、試験体 A-3 は、1 次補剛管の座屈により早期に不安定挙動を示した。これは、スペーサーの最大間隔が限界値を超えていたことと対応している。
- 2) 載荷実験で用いた試験体には、1 次補剛管にスプリングを用いた可動機構を採用し、4 つの縮み代を確保した。試験体 A-1 と A-2 は、圧縮荷重と引張荷重の下で 1 次補剛管が可動であることを示し、スプリング機構の性能が十分であることを実証した。
- 3) 試験体 A-1 および A-2 について、1 次補剛管のひずみを測定し、1 次補剛管の軸力と曲げモーメントの分布を調べた。載荷中、すべての 1 次補剛管は弾性を維持することを確認した。
- 4) 有限要素解析では、1 次補剛管の寸法やスペーサー数の異なる多数のモデルを構築し解析を行った。座屈が発生しないモデルでは、丸鋼芯材の軸方向に一様な塑性変形分布が確認された。座屈したモデルについては、スペーサー数の違いにより異なる座屈形状が観察された。
- 5) 有限要素解析の結果から 1 次補剛管の設計式の妥当性が確認された。設計式に含まれる丸鋼芯材の耐力上昇率として  $\xi = 1.0, 1.2, 1.5$  の 3 ケースを比較した。 $\xi$  の値の影響を分析するとともに、 $\xi = 1.5$  が最も保守的な評価となることを確認した。

## 参考文献

- 2.1) H. Tagawa, Y. Nagoya, X. Chen, Bolted beam-to-column connection with buckling-restrained round steel bar dampers, *J. Constr. Steel Res.* 169 (2020), 106036.
- 2.2) J.A.S. Mateus, H. Tagawa, X. Chen, Buckling-restrained brace using round steel bar cores restrained by inner round steel tubes and outer square steel tube, *Eng. Struct.* 197 (2019), 109379.
- 2.3) T. Takeuchi, A. Wada, Japan Society of Seismic Isolation, Tokyo, 2017. *Buckling Restrained Braces and Applications*.
- 2.4) 日本建築学会: 鋼構造制振設計指針, 2014.
- 2.5) 日本建築学会: 鋼構造座屈設計指針, 2018.
- 2.6) Building Center of Japan, Specifications for BRB Certification, 2016 (in Japanese).
- 2.7) AISC 341-10 - American Institute of Steel Construction, Seismic Provisions for Structural Steel Buildings. *Seism Provisions Struct Steel Build 1*, 2010, p. 402.
- 2.8) ANSI / AISC 341--16, Seismic Provisions for Structural Steel Buildings, 2016.
- 2.9) Structural Analysis Guide, Release 2021 R1, ANSYS Inc, Canonsburg, PA, 2021.

## 第3章 提案する座屈拘束ブレースの構成および設計法

### 3.1 はじめに

既往の研究(3.1)～(3.3)により中低層建築物を対象とした丸鋼芯材を用いた低軸力用BRBが検討されている。しかし、丸鋼両端には転造ネジを設ける必要があり、適用可能な丸鋼断面の制限からBRBの最大設計軸力が限られていた。この問題を克服し幅広い範囲の軸力に対応するため、第2章では複数の丸鋼芯材を用いたBRBを検討し、載荷実験および有限要素解析により性能を分析した。

しかし第2章で検討したBRBは重量に問題があり、本章では性能を維持しつつ軽量化を目指した改良形式ブレースを検討する。この改良形式を本研究での提案BRBとする。本章では実大規模の繰返し載荷実験により性能を検討した結果を示す。

### 3.2 構成概要

第2章で検討したBRBを改良したBRBの構成を図3.1に示す。軸力を伝える計8本の丸鋼芯材を用い、内管と外管の2種類の鋼管を組み合わせた座屈拘束材を用いる。図3.1(b)に示すように、芯材の座屈を直接拘束する内管はスペーサーを用いて4本を溶接で一体化している。また、全体座屈拘束材である外管には、角形鋼管を用いる。芯材や内管を覆うように配置することで、第2章で検討した内側に配置する場合と比べて、小さな断面積で同等の断面2次モーメントを確保することができる。なお、外管に円形鋼管ではなく角形鋼管を用いる利点として、スペーサーの回転を拘束するため内管のねじれ座屈を回避できることが挙げられる。

### 3.3 ブレースの改良点

#### 3.3.1 接合部

BRBは通常、ボルト接合で架構に取り付けられる。第2章では、丸鋼芯材のねじ部を鋼製ブロック部材に挿入し、さらにブロック部材をボルトよりガセットに固定できるようなBRB接合形式を検討した。しかし、鋼製ブロック部材の使用は、BRB全体重量の増加につながる。そこで本章ではブロック部材の代わりに、図3.1(b)に示すようなBRB接合部を検討する。図3.1(a)に示すように、丸鋼をエンドプレートに連結するために、丸鋼のねじ部にアダプターを設け2つのナットで固定した。アダプターの外径を丸鋼ねじ部より十分大きくすることで、繰返し荷重を受けた際に丸鋼のねじ部が塑性変形することを防ぐ。文献(3.4)において、丸鋼ねじ部にアダプターを使用しない場合に2つのナットの間丸鋼ねじ部が降伏し、ダンパーの履歴ループに望ましくないスリップが生じることが報告されている。図3.1(c)は、中央カプラーに外管を六角

ボルトで固定した提案BRBの組立完成図を示している。図3.1(c)の拡大図は、外管からBRB接合部に作用する2つの接触力によってBRB接合部の回転を防止する様子を示している。これによりBRB接合部が外管の軸方向に沿って滑らかに移動できる。

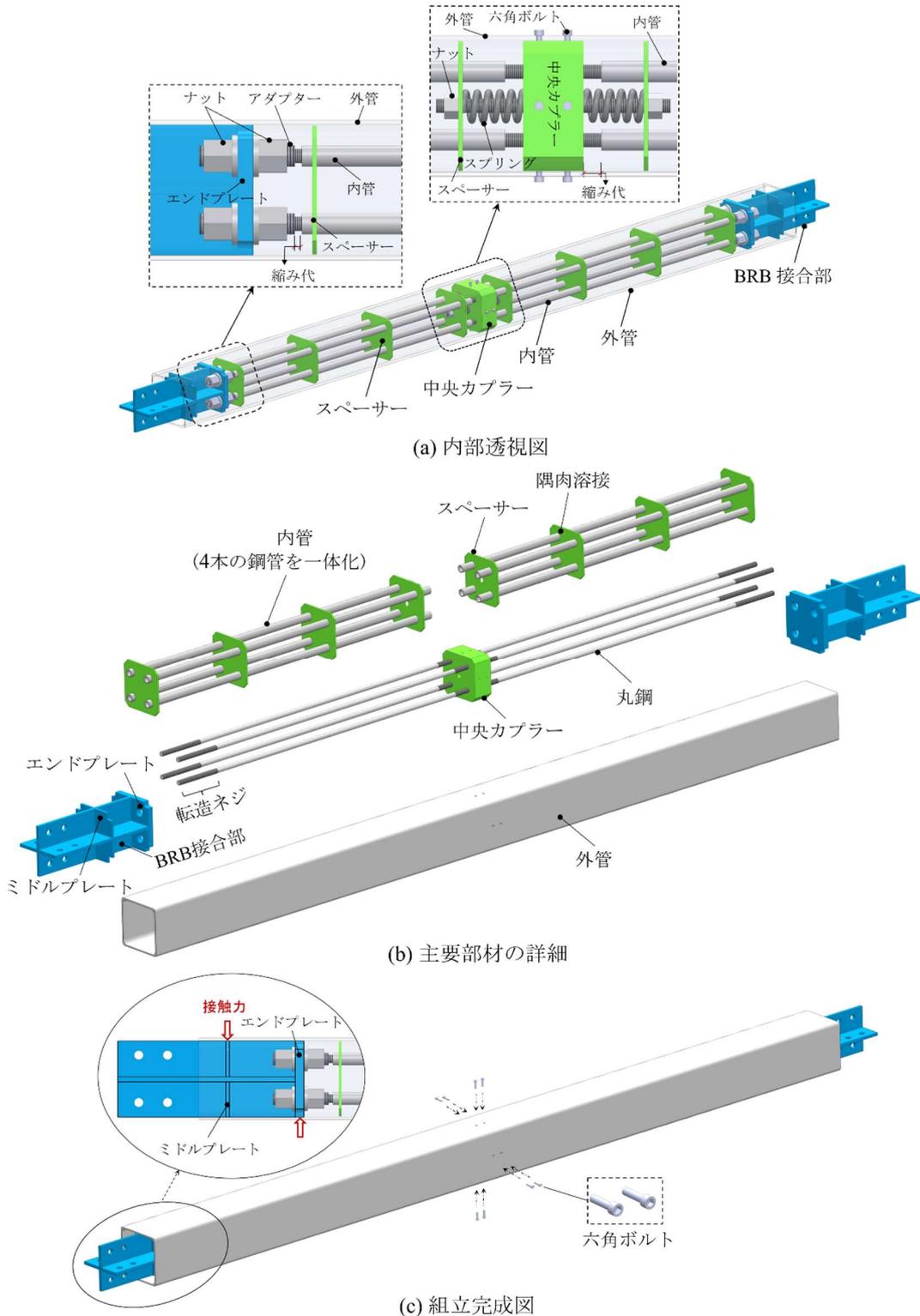


図 3.1 改良形式 BRB の構成

BRBの芯材として一般に用いられる鋼板や鋼管では、製作後の長さ調整は困難であるため、高い施工精度が求められる。他方、図3.2に示すようにBRBの芯材に丸鋼を用いた場合、丸鋼の両端にねじ加工を施しているためナットの位置を変えることでブレースの長さを容易に調整できる。

図3.3は提案BRBの取り付け例を示している。この例ではBRBの接合部を8枚の添え板を介して高力ボルトでガセットプレートに接合している。

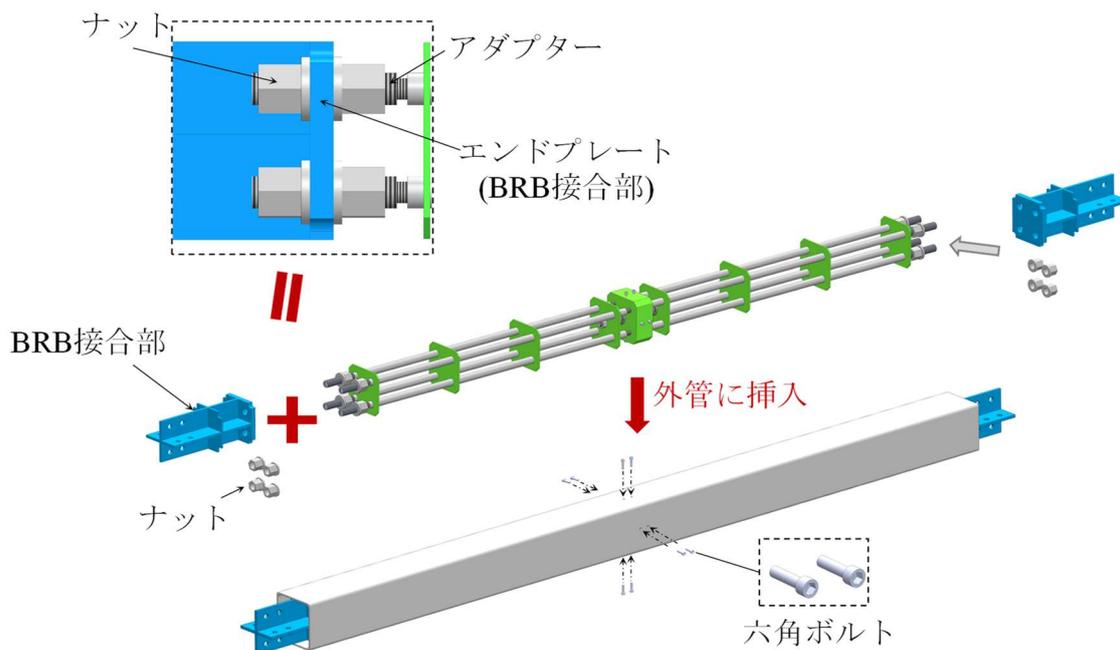


図 3.2 丸鋼芯材を用いた BRB の特徴

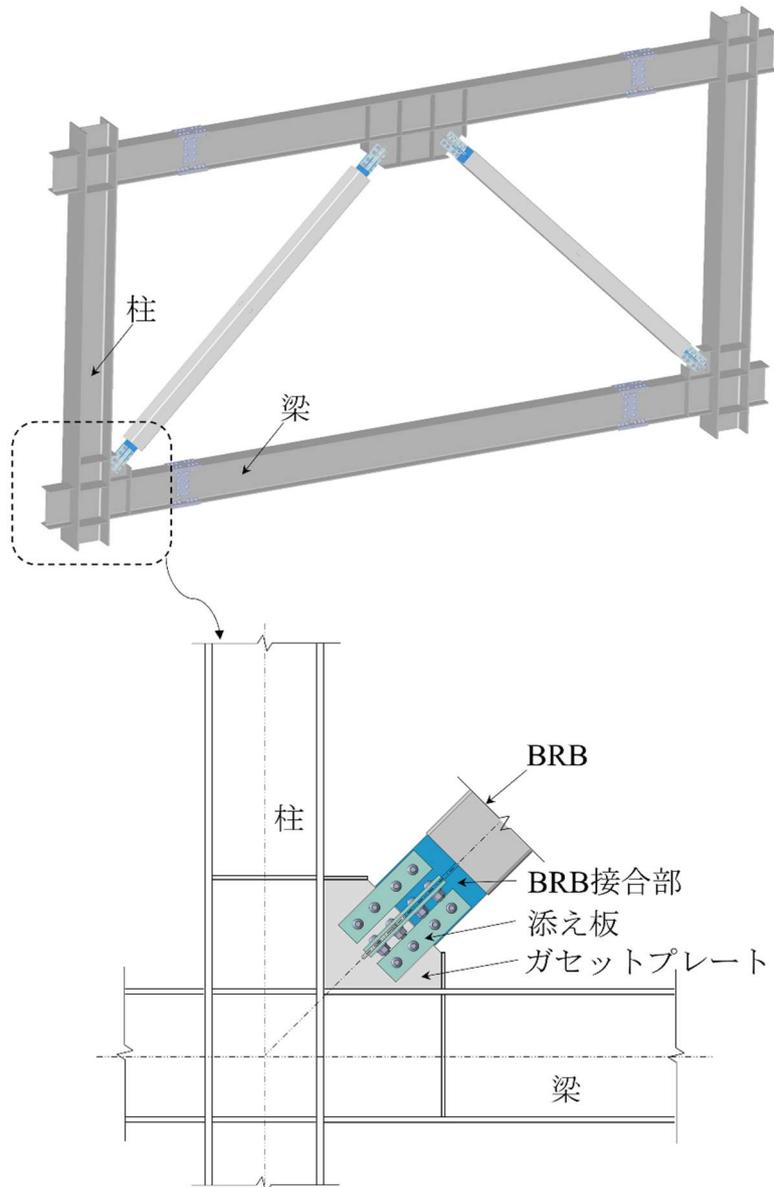


図 3.3 鋼構造における BRB の取り付け例

### 3.3.2 スプリング機構

本BRBに使用する丸鋼芯材の曲げ剛性は低く、丸鋼芯材の露出部分が長ければ長いほど、圧縮荷重を受けたときに局部座屈が発生する可能性が高くなる。そこで第2章のBRBと同様に図3.1(a)に示すように4箇所、BRB接合部近傍に2箇所の縮み代を設け、丸鋼芯材の露出部分の長さを分散させた。各縮み代を維持するため、図3.4に示すようなスプリングリターン機構を導入する。上図に示すように、圧縮過程ではアダプターが内管を中央カプラーの方向に押し中央カプラー近傍のスペーサーとナットの間ギャップが生じる。続く下図に示す引張過程では、スプリングが内管を初期位置に押し戻し、各箇所の縮み代の長さを維持する。スプリングリターン機構の挙動については、第4章の実験および第5章の有限要素解析において分析する。

スプリングは、複数のスペーサーで一体化された4本の内管を支持するために十分な剛性を備えていなければならない。第2章で検討したBRBに比べて、スプリングの数が8個から2個に減少しスプリングリターン機構の簡素化を図っている。

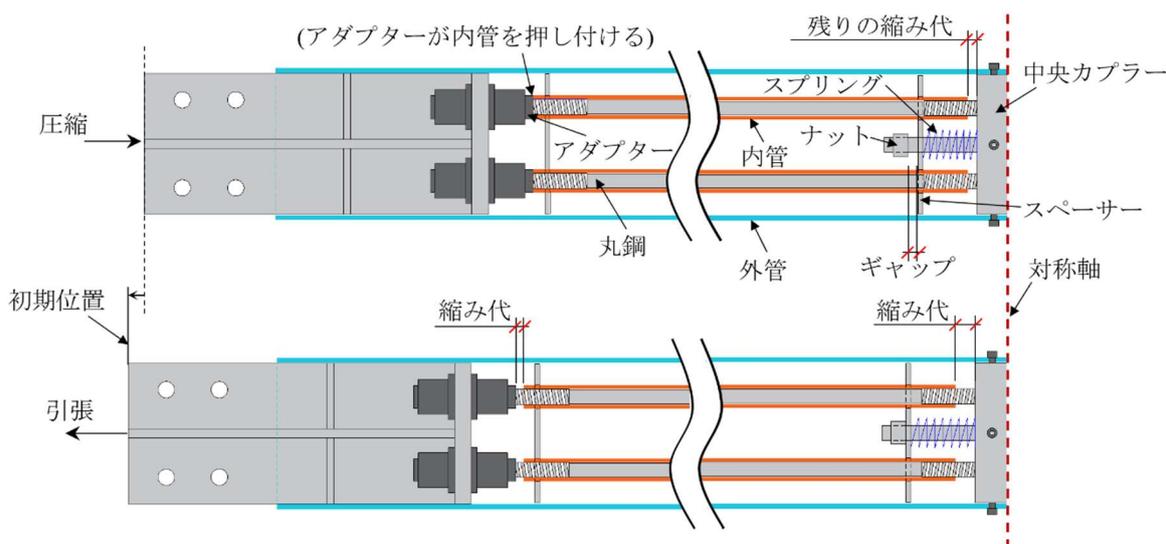


図 3.4 スプリングリターン機構

### 3.4 座屈拘束材の設計

図3.5に内管と外管の設計において重要な役割を果たす構成部材間のクリアランスの定義を示している。 $c_1$ は内管と丸鋼芯材の軸部間のクリアランス、 $c_2$ は外管とスペーサーの間のクリアランスである。

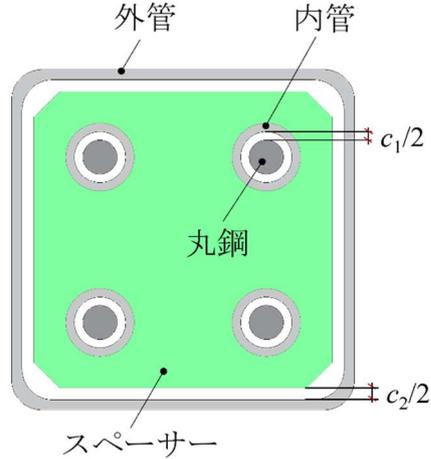


図3.5 クリアランスの定義

#### 3.4.1 内管の設計

内管はスペーサーとの一体化より、内管の座屈が拘束されるため、内管のオイラー座屈荷重 ${}_{in}N_E$ は式(3.1)により求められる。

$${}_{in}N_E = \frac{\pi^2 \cdot E \cdot I_{in}}{l_m^2} \quad (3.1)$$

ここで、 $E$ : 鋼材のヤング係数,  $I_{in}$ : 内管の断面2次モーメント,  $l_m$ : スペーサー間隔の最大値である。

芯材に圧縮力 $\xi \cdot N_y$ が作用した場合、内管の最大たわみ $\delta$ は次式より算定することができる<sup>3.5)</sup>。

$$\delta = \frac{c_1}{1 - \frac{\xi \cdot N_y}{{}_{in}N_E}} \quad (3.2)$$

ここで、 $N_y$ : 芯材の軸方向降伏耐力,  $\xi$ : 耐力上昇率である。第4章で用いるBRB試験体の設計では第2章と同様に $\xi=1.5$ を使用する。

BRBの設計理論3.6)~3.7)より、内管の中央最大曲げモーメント ${}_{in}M$ は次式となる。

$${}_{in}M = \xi \cdot N_y \cdot \delta = \frac{\xi \cdot N_y \cdot c_1}{1 - \frac{\xi \cdot N_y}{{}_{in}N_E}} \quad (3.3)$$

内管の中央最大曲げモーメント ${}_{in}M$ は内管の降伏曲げモーメント ${}_{in}M_y$ より小さくなくてはならないので、曲げ座屈拘束条件式は次式となる。

$${}_{in}M_y \geq {}_{in}M \quad (3.4)$$

式(3.1)と式(3.3)を式(3.4)に代入すると、式(3.5)が得られる。

$$l_m \leq \sqrt{\frac{\pi^2 \cdot E \cdot I_{in}({}_{in}M_y - \xi \cdot N_y \cdot c_1)}{{}_{in}M_y \cdot \xi \cdot N_y}} = {}_{lim}l_m \quad (3.5)$$

ここで、スパーサー間隔の限界値を ${}_{lim}l_m$ で表す。

内管の曲げ座屈拘束条件式(3.4)の満足度を評価するために、内管の安全率 ${}_{in}SF$ を次式(3.6)に定義する。

$${}_{in}SF = \frac{{}_{in}M_y}{\frac{\xi \cdot N_y \cdot c_1}{1 - \frac{\xi \cdot N_y}{{}_{in}N_E}}} \geq 1.0 \quad (3.6)$$

### 3.4.2 外管の設計

外管のオイラー座屈荷重 ${}_{out}N_E$ は次式より得られる。

$${}_{out}N_E = \frac{\pi^2 \cdot E \cdot I_{out}}{l_{out}^2} \quad (3.7)$$

ここで、 $I_{out}$ :外管の断面二次モーメント、 $l_{out}$ :外管の長さである。

内管の設計法と同様に、外管がBRBの全体座屈を拘束できるように、次式を満たす必要がある。

$${}_{out}M_y \geq \frac{\xi \cdot {}_{BRB}N_y \cdot (c_1 + c_2)}{1 - \frac{\xi \cdot {}_{BRB}N_y}{{}_{out}N_E}} \quad (3.8)$$

ここで、 ${}_{out}M_y$ :外管の降伏曲げモーメント、 ${}_{BRB}N_y (= 4N_y)$ :BRBの軸方向降伏耐力である。

式(3.8)を変換すると、外管の安全率 ${}_{out}SF$ は次式で定義される。

$${}_{out}SF = \frac{{}_{out}M_y}{\frac{\xi \cdot {}_{BRB}N_y \cdot (c_1 + c_2)}{1 - \frac{\xi \cdot {}_{BRB}N_y}{{}_{out}N_E}}} \geq 1.0 \quad (3.9)$$

### 3.5 試設計

図 3.6 および図 3.7 に提案 BRB の実現可能性の確認と適用断面例を示している。設計を通じて、内管と外管の断面寸法を把握する。BRB の端部条件は、両端拘束状態として試設計を行う。BRB の諸元について、外管(□-300×300×6, BCR295)、内管(○-50.8×7, STKM13A)および丸鋼芯材(M36, ABR490)があり、内管の最大スペーサー間隔  $l_m$  は 479mm となる。図 3.8 にブレース部材の詳細を示している。中央カップラーの重さを抑えるために、図 3.8(a)示すような中央カップラー形状を試設計した。M36 丸鋼用の孔付きの円筒部材に使用する鋼材は SN490 とし、4 つ円筒部材と 2 つのスペーサーと丸鋼を溶接で一体化している。中央カップラーを弾性域に保つために、1 つあたりの円筒部材の有効断面積を丸鋼軸部断面積の約 2 倍にした。BRB 接合部の寸法を図 3.8(b)に示す。M22 高力ボルト用孔の径は 24mm とし、最小縁端距離およびピッチの要件を満たしている。

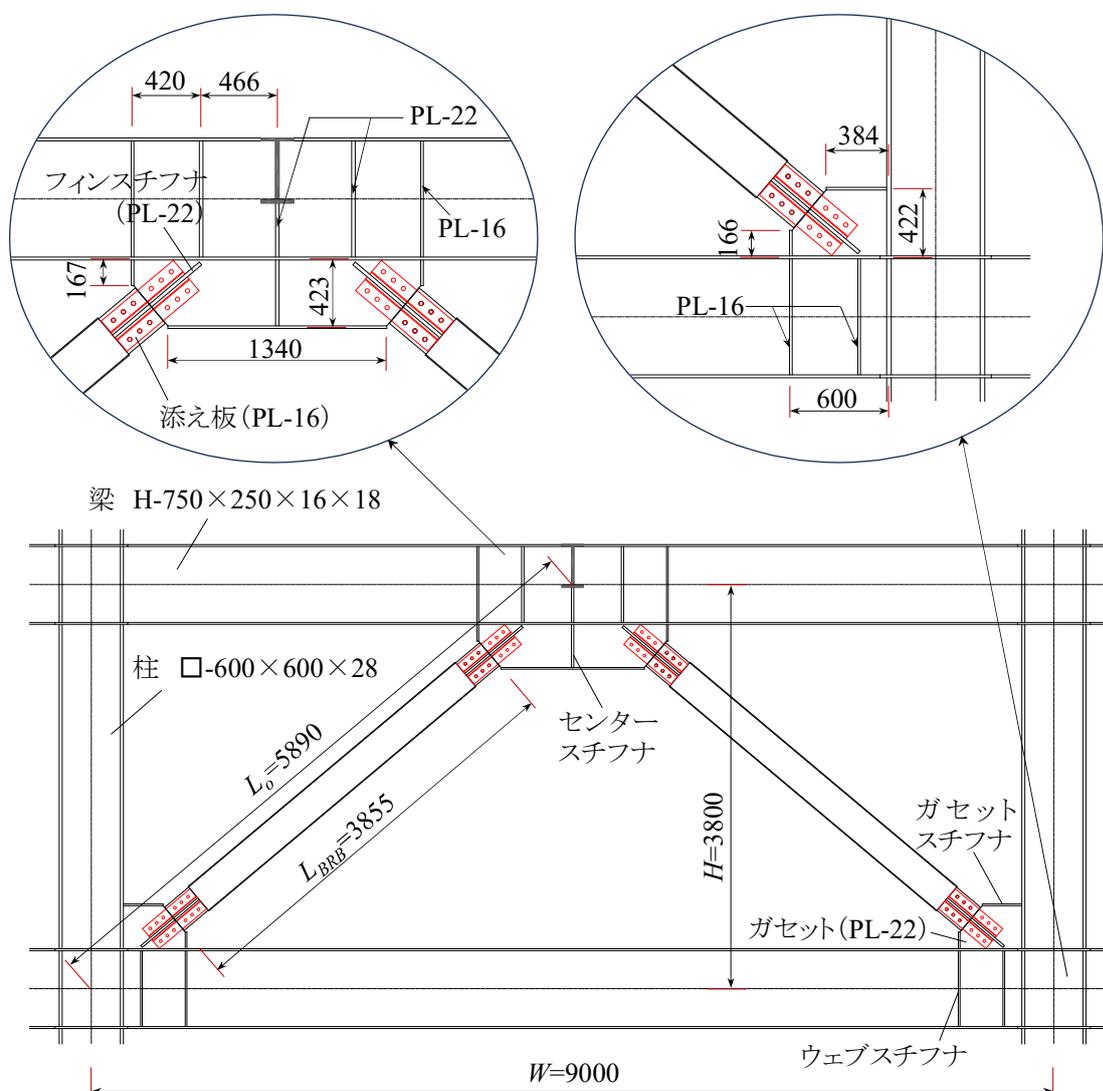


図 3.6 BRB の配置および接合部の実設計例

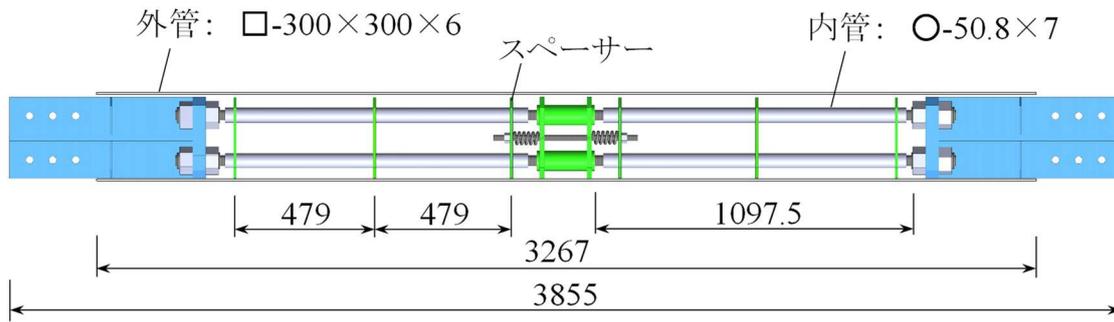
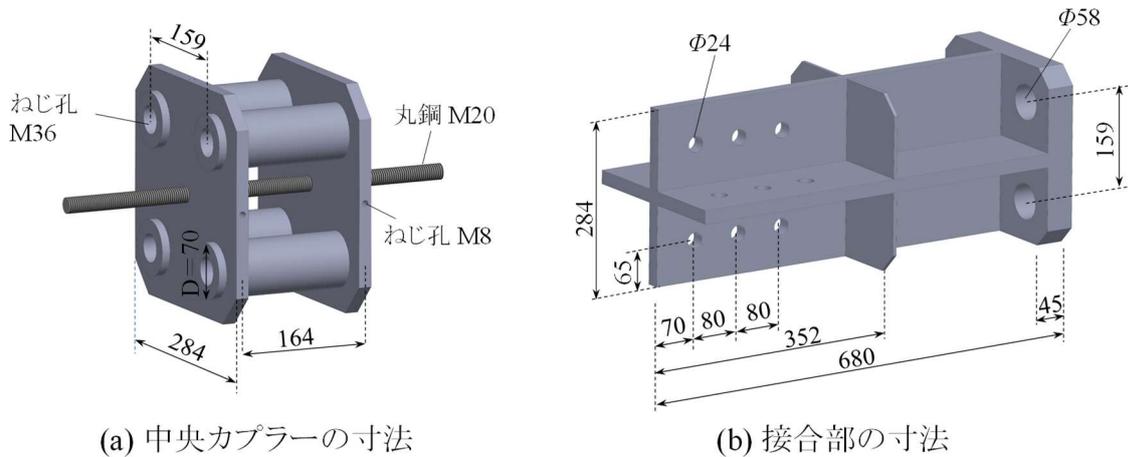


図 3.7 実設計例に用いるブレースの寸法



(a) 中央カプラーの寸法

(b) 接合部の寸法

図 3.8 ブレース部材の詳細

以下は実設計例について BRB の座屈拘束材や接合部に用いられるボルト本数などの検討を行う。中央カプラーと接合部は十分な断面を与えることとし、その設計は省略する。

(1) 内管設計の検討

M36 の丸鋼の軸降伏耐力  $N_y$  は、次式による。

$$N_y = A_d \cdot F_y = 864 \text{mm}^2 \times 325 \text{N/mm}^2 = 280800 \text{N} = 280.8 \text{kN}$$

ここで、 $A_d$ ：丸鋼芯材軸部の断面積、 $F_y$ ：ABR490 丸鋼の降伏強さである。

内管の降伏曲げモーメント  ${}_{in}M_y$  は次式となる。

$${}_{in}M_y = z_{in} \cdot {}_{in}F_y = \frac{236882 \text{mm}^4}{50.8 \text{mm} / 2} \times 325 \text{N/mm}^2 = 3030970 \text{Nmm}$$

ここで、 ${}_{in}F_y$ ：内管の降伏強さ、 $z_{in}$ ：内管の断面係数である。

スペーサー間隔の限界値  ${}_{lim}l_m$  は、

$$\begin{aligned} {}_{lim}l_m &= \sqrt{\frac{\pi^2 \cdot E \cdot I_{in} \cdot ({}_{in}M_y - \xi \cdot N_y \cdot c_1)}{{}_{in}M_y \cdot \xi \cdot N_y}} \\ &= \sqrt{\frac{\pi^2 \times 205000 \text{N/mm}^2 \times 236882 \text{mm}^4 (3030970 \text{Nmm} - 1.5 \times 280800 \text{N} \times 3.6 \text{mm})}{3030970 \text{Nmm} \times 1.5 \times 280800 \text{N}}} = 754 \text{mm} \end{aligned}$$

ここで、 $E$ ：鋼材のヤング係数、 $I_{in}$ ：内管の断面二次モーメント、 $\xi$ ：耐力上昇率、 $c_1$ ：内管と丸鋼芯材の軸部間のクリアランスである。

内管の最大スペーサー間隔： $l_m=479\text{mm}<_{lim}l_m=754\text{mm}$  → 内管は座屈しない

## (2) 外管設計の検討

BRB の軸降伏耐力  ${}_{BRB}N_y$  は、次式による。

$${}_{BRB}N_y = 4N_y = 4 \times 280800\text{N} = 1123200\text{N} = 1123.2\text{kN}$$

外管のオイラー座屈荷重  ${}_{out}N_E$  は次式より得られる。

$${}_{out}N_E = \frac{\pi^2 \cdot E \cdot I_{out}}{L_o^2} = \frac{\pi^2 \times 205000\text{N/mm}^2 \times 98900000\text{mm}^4}{5890\text{mm} \times 5890\text{mm}} = 5767921\text{N}$$

ここで、 $I_{out}$ ：外管の断面二次モーメント、 $L_o$ ：BRB の座屈長さである（両端ピンと仮定）。

外管の降伏曲げモーメント  ${}_{out}M_y$  は次式となる。

$${}_{out}M_y = z_{out} \cdot {}_{out}F_y = 660000\text{mm}^3 \times 295\text{N/mm} = 194700000\text{Nmm} = 194.7\text{kNm}$$

ここで、 ${}_{out}F_y$ ：外管の降伏強さ、 $z_{out}$ ：外管の断面係数である。

外管の中央部最大曲げモーメント  ${}_{out}M$  は次式となる。

$${}_{out}M = \frac{\xi \cdot {}_{BRB}N_y \cdot (c_1 + c_2)}{1 - \frac{\xi \cdot {}_{BRB}N_y}{{}_{out}N_E}} = \frac{1.5 \times 1123200\text{N} \times (3.6\text{mm} + 5\text{mm})}{1 - \frac{1.5 \times 1123200\text{N}}{5767921\text{N}}} = 20467927\text{Nmm} \approx 20.47\text{kNm}$$

以上より、 ${}_{out}M_y \geq {}_{out}M$  を満たしているため、外管は BRB の全体座屈を拘束できる。

## (3) BRB 接合部のボルト本数の検討

BRB 接合部を弾性に保つために、上記の BRB の軸降伏耐力に対して、接合部の降伏引張耐力が上回るように設計している。

高力ボルト 1 本当たりの 2 面摩擦許容せん断力  $q_b=173\text{kN}$  (SHTB M22 を使用する)

$n \geq 1.5 \times 1123.2 / 173 = 9.7$  → ブレース端部の接合ボルト本数は 12-M22 とする。

## (4) 添え板の検討

ブレースの軸力を、8 枚の添え板で伝達する。

添え板の幅は、90 mm ゆえ、必要厚さは

$1.5 \times 1123.2 \times 10^3 / \{8 \times (90 - 26) \times 235\} = 14.0\text{ mm}$  → 16 mm とする。

## 参考文献

- 3.1) 藤井、田川：丸鋼芯材を二重鋼管により座屈拘束したブレースに関する実験的研究、日本建築学会構造系論文集 第 75 巻第 650 号 pp.879–885、2010.4.
- 3.2) 藤井、田川：丸鋼芯材を二重鋼管により座屈拘束したブレースの挙動特性、日本建築学会構造系論文集 第 76 巻第 659 号 pp. 167–174、2011.1.
- 3.3) J.A.S. Mateus, H. Tagawa, X. Chen, Buckling-restrained brace using round steel bar cores restrained by inner round steel tubes and outer square steel tube, Eng. Struct. 197 (2019), 109379.
- 3.4) Tagawa H., Nagoya Y., Chen X., Bolted beam-to-column connection with buckling-restrained round steel bar dampers, Journal of Constructional Steel Research, 169, 106036, 2020.
- 3.5) Timoshenko S. P., Gere J. M., McGraw-Hill, New York, 1961, Theory of Elastic Stability.
- 3.6) 日本建築学会：鋼構造制振設計指針, 2014.
- 3.7) 日本建築学会：鋼構造座屈設計指針, 2018.

## 第4章 ブレースの载荷実験

### 4.1 試験体詳細

提案形式 BRB の構造性能を確認するため、計 3 体の試験体を用いて繰返し载荷実験を行った。図 4.1 に各試験体の形状を示す。試験体は接合部を含めて、全長 3892mm であり、外管の全長は 3500mm とした。3 体の試験体のパラメータは最大スペーサー間隔であり、試験体 T-1, T-2, T-3 はそれぞれ 425.5mm, 638.5mm, 1276.5mm である。試験体に用いる丸鋼芯材は ABR400 規格の M20 であり、芯材の軸部の直径は 18.2mm である。1 本の丸鋼芯材の塑性化部長さは 1393mm であり、試験体の全体塑性化部長さは 2786mm になる。また、すべての試験体の内管には外径 30 mm、厚さ 4.5 mm の鋼管を用い、外管には幅 200 mm、厚さ 6 mm の角形鋼管を使用した。この場合、芯材の軸部と内管のクリアランスは合計 2.8mm (ねじ部では 1.0mm) となる。

式(3.1)、(3.2)において  $\xi=1.5$  を考慮すると、スペーサー間隔の限界値  $liml_m$  は  $liml_m=521\text{mm}$  と得られ、これは式(3.6)において  $inSF = 1$  の場合に相当する。表 4.1 に示した内管の安全率  $inSF$  によると、試験体 T-1 の内管には座屈が生じないと予測され、試験体 T-2 と T-3 の内管は座屈発生が予測される。なお、式(3.9)の評価結果から、外管は BRB の全体座屈を防止するために十分な曲げ剛性を有しており、いずれの試験体も全体座屈は発生しないと予測される。以上より、試験体 T-1 は設計条件を満たし、T-2 と T-3 は満たさない設計となっている。

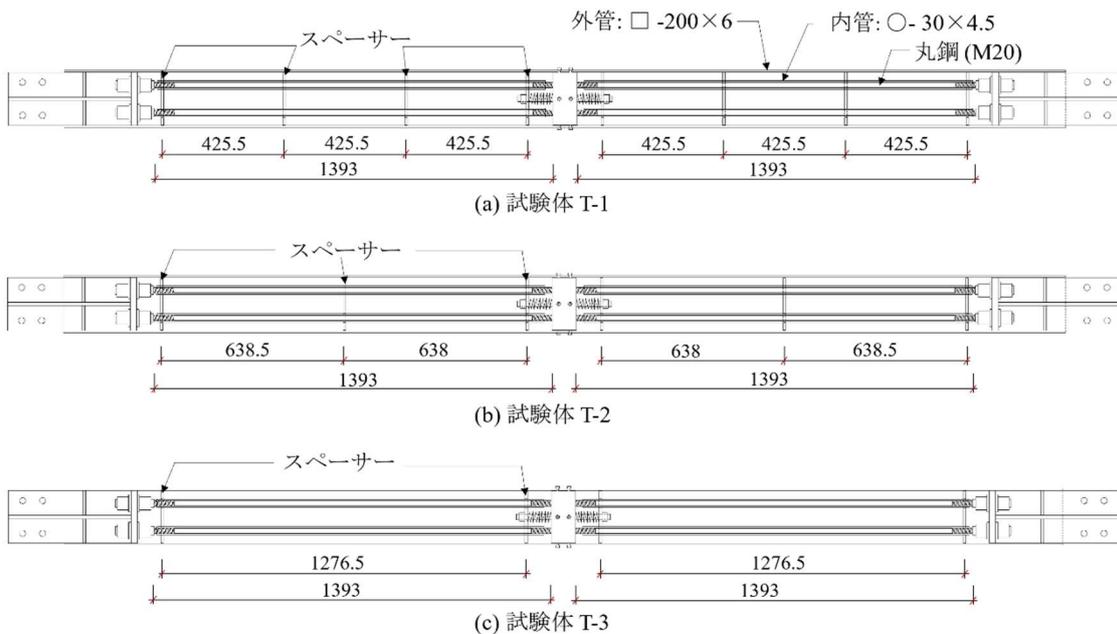
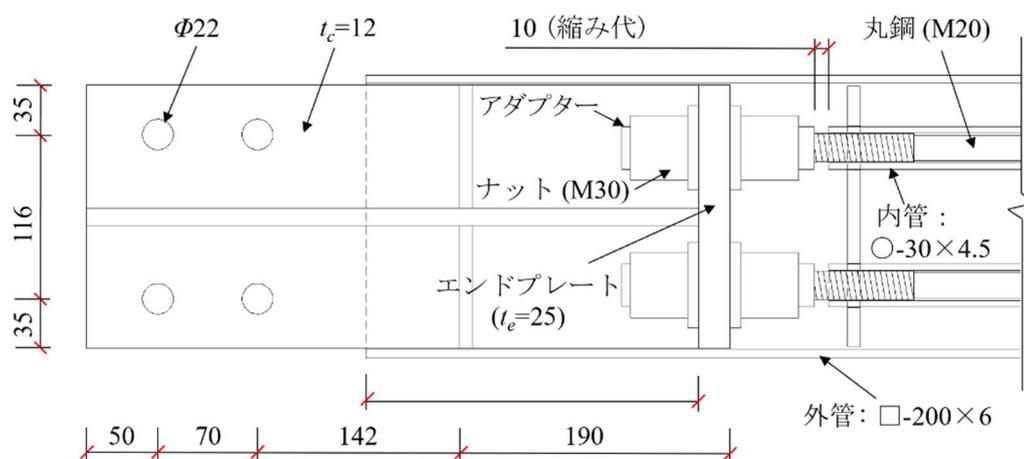
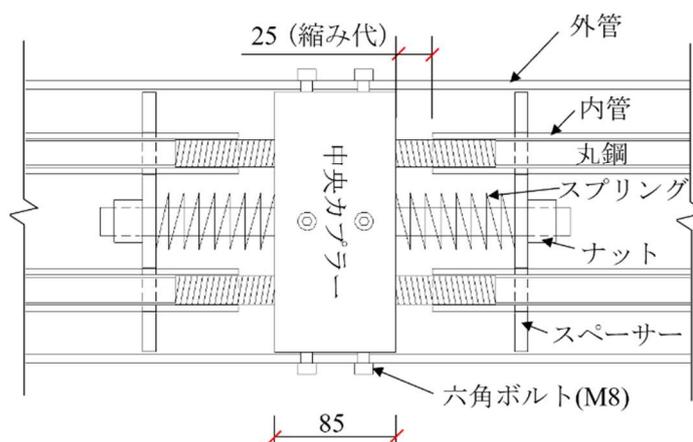


図 4.1 各試験体の形状

図 4.2(a)、(b)は、それぞれ BRB 接合部と中央カプラー近傍の寸法を示している。すべての試験体には 4 つの縮み代があり、2 つの 25mm の縮み代は中央カプラー近傍に、2 つの 10mm の縮み代はアダプター近傍に設定し、縮み代の長さは合計 70mm となる。写真 4.1(a)に BRB 接合部を示す。アダプターが丸鋼にセットされ、2 つのナットを用いて固定されている。写真 4.1 (b)に示すように、長さ 135mm のアダプターには、M20 の内ネジと M30 の外ネジがある。写真 4.1 (c)に示すように、六角ボルトを用いて外管を固定するために中央カプラーに M8 のネジ穴が設けられている。試験体の主要部材の材料特性を表 4.2 に示す。丸鋼の材料特性は引張試験から得た値であり、その他の部材の値はミルシート値である。



(a) BRB接合部の詳細



(b) 中央カプラーの詳細

図 4.2 各試験体の詳細

幅 200 mm、厚さ 6 mm の外管は、断面二次モーメントが 2800 cm<sup>4</sup>、断面積が 45.3 cm<sup>2</sup>である。第 2 章で検討した BRB では、全体座屈を防止する 2 次補剛管は、1 次補剛管の内側に配置されていた。この場合、外管と同じ断面二次モーメントを得るためには直径 154.5mm、断面積 187.5cm<sup>2</sup> の棒材が必要になる。以上より、2 次補剛管として角形鋼管による外管とすることで重量を約 76%削減することができる。

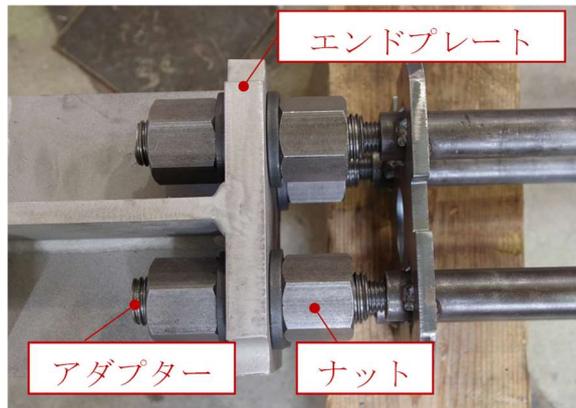
表 4.1 内管の評価

試験体	$l_m$ (mm)	$liml_m$ (mm) 式 (3.5)	$inSF$ 式 (3.6)
T-1	425.5	521	1.2
T-2	638.5	521	0.7
T-3	1276.5	521	-2.4

以上の評価値は、丸鋼と内管の降伏点をそれぞれ 235 N/mm<sup>2</sup>と 215 N/mm<sup>2</sup>として求めた。

表 4.2 材料特性

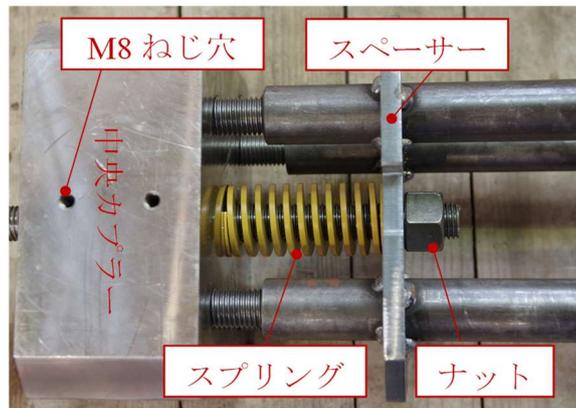
主要部材	鋼種	降伏点 (N/mm <sup>2</sup> )	引張強さ (N/mm <sup>2</sup> )	伸び率 (%)
内管 円形 30.5×4.5	STKM13A	345	481	52
外管 角形 200×6	BCR295	307	426	39
丸鋼 M20, $D_c=18.2$	ABR400	328	492	29



(a) BRB接合部



(b) アダプター



(c) 中央カプラー付近

写真 4.1 各試験体の詳細

## 4.2 荷重および計測方法

図 4.3 と写真 4.2 に試験体のセットアップを示す。試験体の設置角度は 45 度とし、十字継手により荷重フレームのガセットプレートと接合する。荷重柱として H-300×300×10×15 の H 形鋼を用い、脚部をピン支持とした。荷重柱の高さ  $H$  は 3150mm, BRB の全長  $L_B$  は 4455mm とした。試験体の面外方向への移動を防止するために振れ止めを使用した。2000kN の油圧ジャッキを使用し、変位制御による繰返し荷重実験を実施した。

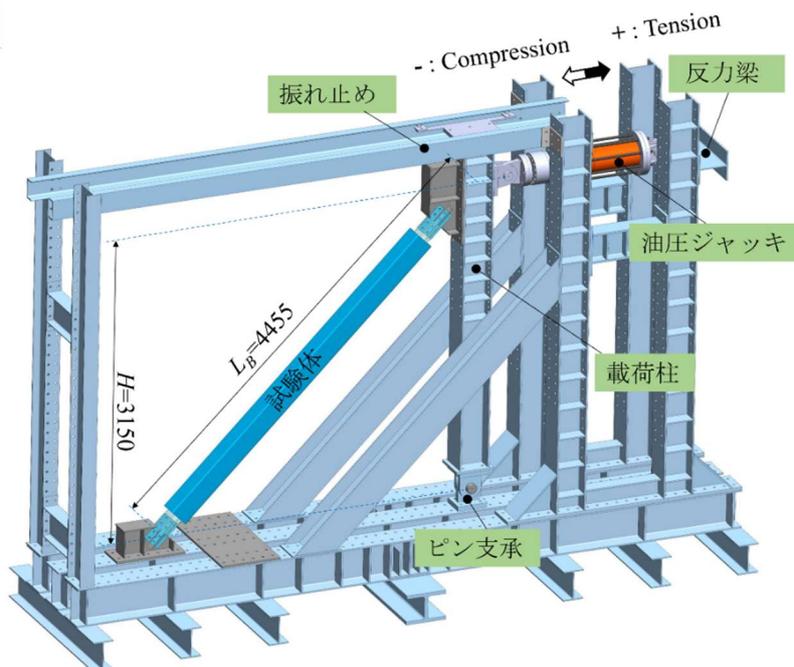


図 4.3 荷重フレームの詳細

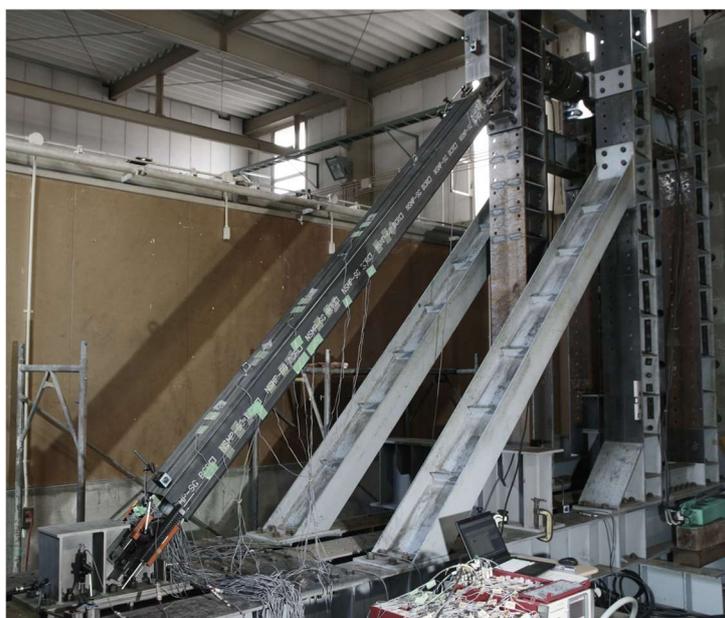


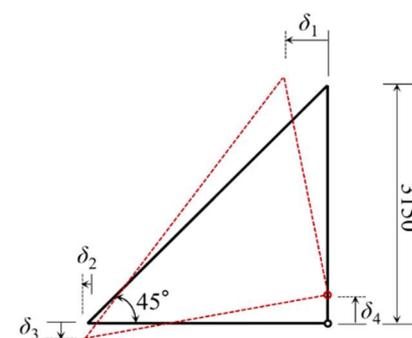
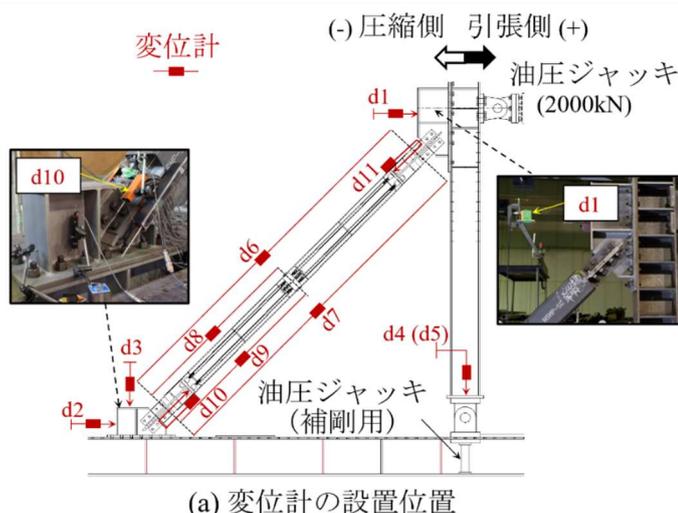
写真 4.2 荷重フレームの詳細

変位計の位置を図 4.4(a)に示す。BRB 軸変形量  $\delta_{BRB}$  は、ブレース端の第 1 ボルト間の相対変位を計測した変位計 d6 と d7 の平均値として求めた。水平力  $P$  はロードセルを用いて測定した。すべての試験体について、平均ひずみ  $\varepsilon$  (%) は BRB 軸変形量  $\delta_{BRB}$  を塑性変形部分の全長で除した値、すなわち  $\varepsilon = \delta_{BRB} / 2786$  で定義される。BRB の上、下 2 つの領域は、中央カプラーを用いて分割されている。変位計 d8 と d9 は、中央カプラーの変位  $\delta_c$  を計測するために設けられ、この変位により上下 2 つの領域の変形差を分析することができる。さらに、外管に対する内管の変位を、下側と上側でそれぞれ変位計 d10 と d11 を用いて測定した。

荷重フレームの剛体回転の影響を除くために、図 4.4(b)に示す剛体回転を考慮して補正した次式を層間変位  $u_1$  とする。

$$u_1 = (\delta_1 - \delta_2) - (\delta_4 - \delta_3) \quad (3.8)$$

ここで、 $\delta_1$ : 変位計 d1 によって測定された上側接合部の水平変位、 $\delta_2$  と  $\delta_3$  はそれぞれ変位計 d2 と d3 によって測定された下側接合部の水平変位と鉛直変位、 $\delta_4$  は変位計 d4 と d5 によって測定された柱の脚部の鉛直変位の平均である。図 4.4(b)に示すように、変位計の矢印方向はそれぞれの正方向の変位を示している。



(b) 荷重フレームの剛体回転

図 4.4 計測方法

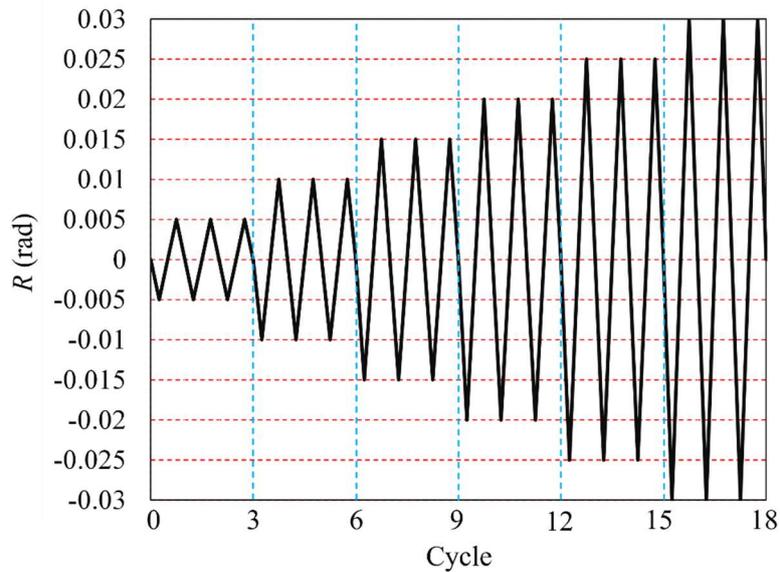


図 4.5 载荷プログラム

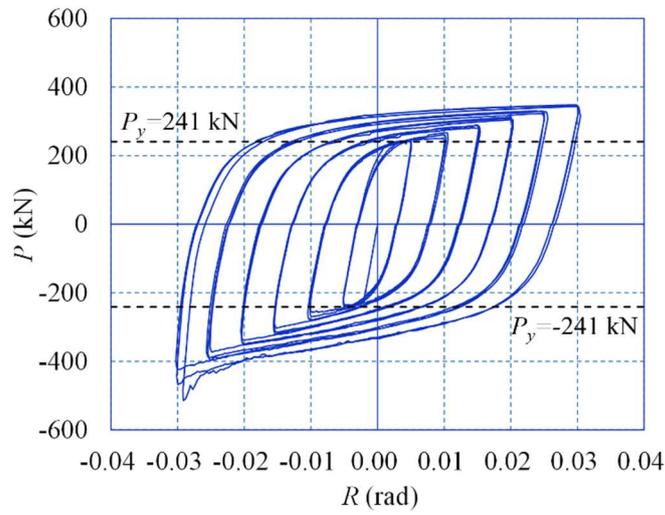
载荷プログラムは層間変形角  $R(\text{rad})$  で制御し、図 4.5 に示すように圧縮側から開始し、各振幅 3 サイクルずつ正負繰返し载荷を行う。右方向を正とする。ここで、層間変形角  $R(\text{rad})$  は  $u_1$  (層間変位) を  $h$  (ピンからジャッキまでの高さ) で除したものとする。

### 4.3 繰返し载荷実験の結果

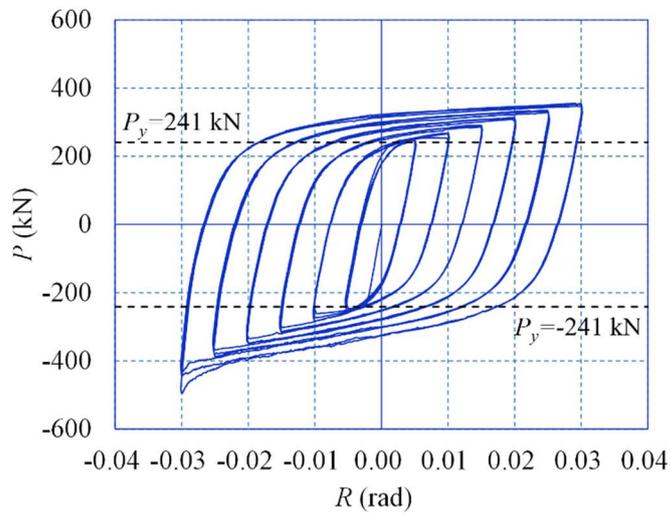
#### 4.3.1 荷重—層間変形角関係

図 4.6 に荷重 ( $P$ )—層間変形角 ( $R$ ) の関係を示す。試験体の降伏荷重の計算値は、 $P_y=241\text{kN}$  であった。試験体 T-1 と T-2 は全体的に安定した復元力特性を示し、十分なエネルギー吸収性能を示した。 $R=0.03(\text{rad})$  まで圧縮時 (負側) の荷重  $P$  は引張時 (正側) の荷重  $P$  に比べて僅かに大きい程度であった。4.1 節で述べたように、試験体 T-2 はスペーサー間隔の限界値を超えており、内管の座屈が予測された。それに対して本実験において試験体 T-2 の内管に座屈が生じなかった理由として、内管のオイラー座屈荷重  $mN_E$  を計算する際に用いる式 (3.1) では内管の座屈長さをスペーサー間隔としているのに対し、スペーサーと内管を溶接した影響でスペーサー部における内管の回転が拘束され座屈長さが短くなったことが考えられる。

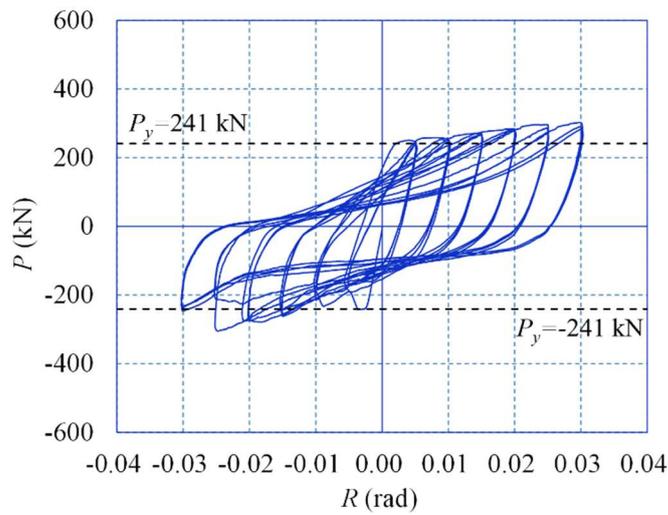
図 4.6(c) に試験体 T-3 の履歴ループを示す。この試験体では最大スペーサー間隔が限界値を大きく超えており、 $R(\text{rad})=0.005$  の 1 サイクル目から圧縮载荷側で内管の座屈により耐力が低下しており、4.1 節で述べた予測通りとなった。なお、内管座屈により耐力が低下した後も、外管の拘束効果により最終サイクルまで圧縮、引張側ともに一定の耐力を維持した。写真 4.3 に試験体の変形状況を示す。



(a) 試験体T-1



(b) 試験体T-2



(c) 試験体T-3

図 4.6 荷重( $P$ )-層間変形角( $R$ )の関係



(a) 試験体 T-1 (実験終了後)



(b) 試験体T-2 ( $R=-3\%$  圧縮側)



(c) 試験体 T-3 (実験終了後)

写真 4.3 試験体の変形状況

#### 4.3.2 圧縮引張耐力比( $\beta$ )

図 4.7 に試験体 T-1 と T-2 の圧縮引張耐力比  $\beta$  の推移を示す。 $\beta$  は各サイクルにおける BRB 圧縮側の最大荷重 ( $P_{max}^-$ ) と BRB 引張側の最大荷重 ( $P_{max}^+$ ) の比として定義される ( $\beta = |P_{max}^- / P_{max}^+|$ )。全体に見ると、 $\beta$  の値はサイクル数とともに増加する。これは、圧縮側で丸鋼芯材と内管の間に摩擦力が発生するためである。試験体 T-1 と T-2 は、 $\beta$  の増加が同様の傾向を示し、層間変形角が  $R = 0.025(\text{rad})$  に達するまで  $\beta$  は  $1.2^{4.1)}$  以下である。 $R = 0.025(\text{rad})$  を超えると、 $\beta$  の値は急速に増加するが、 $1.5$  の以下に抑えられている。このように、試験体 T-1 と T-2 は全範囲において AISC 341-16<sup>4.2)</sup> を満たしている。

3.3.2節で述べたように、4つの縮み代を維持し、 $\beta$ の急激な増加を防ぐために、提案BRBではスプリングリターン機構を導入している<sup>4.x)</sup>。図4.8は、試験体T-1における外管に対する内管の相対変位( $d_{10}$ ,  $d_{11}$ )とBRB軸力( $N_{BRB}$ )の関係を示している。BRB軸力は、 $N_{BRB}=\sqrt{2}P$ の関係を用いて求めた。測定の結果、圧縮時には下部内管も上部内管も中央カプラーの方向に移動し、引張変形時にはスムーズに初期位置に戻ることが確認でき、バネ機構の良好な挙動特性を確認できた。

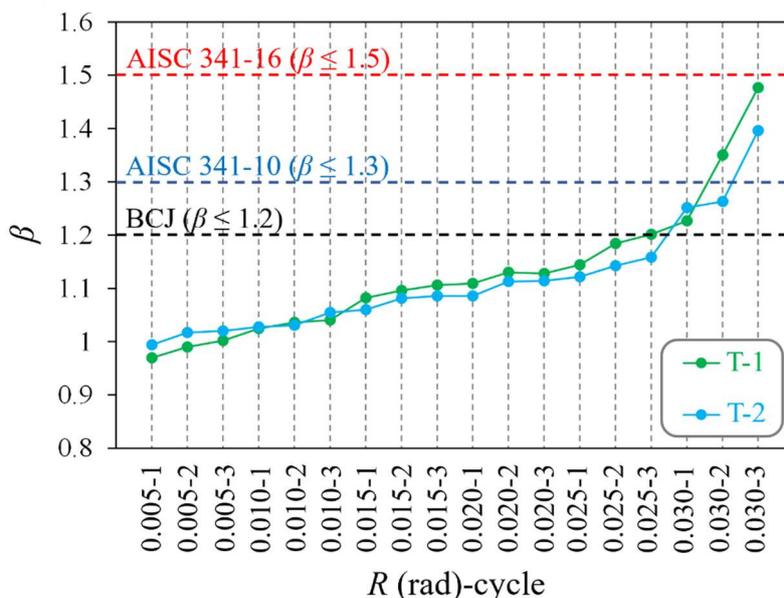


図 4.7 圧縮引張耐力比  $\beta$  の推移

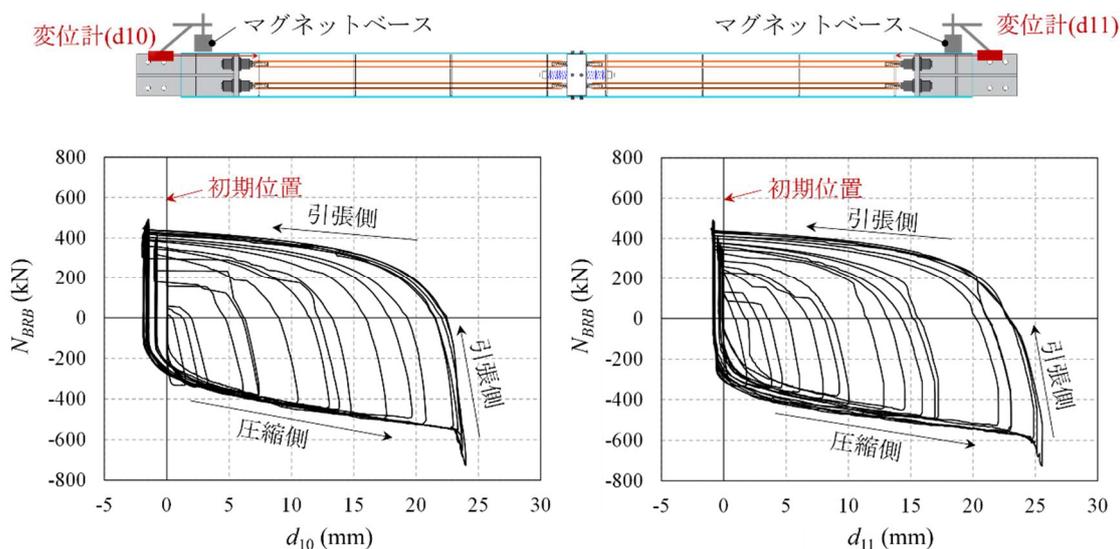


図 4.8 試験体 T-1 における軸力  $N_{BRB}$ -変位計 ( $d_{10}$  と  $d_{11}$ ) 関係

### 4.3.3 中央カプラーの挙動

前述の通り、BRB 試験体の下部降伏領域と上部降伏領域の変形量を比較するために、中央カプラーの変位 ( $\delta_c$ ) を計測した。荷重反転点における値  $\delta_c / \delta_{BRB}$  の変化を図 4.9 に示す。試験体 T-3 は早期に破壊したため省略する。 $\delta_c / \delta_{BRB} = 0.5$  は、BRB の下部降伏領域と上部降伏領域の変形が等しいことを示している。試験体 T-1 と T-2 の両方において、 $\delta_c / \delta_{BRB}$  の値は全載荷過程においてほぼ 0.4 から 0.6 の間であり、下部の圧縮変形が上部の降伏領域の変形よりもわずかに大きい。反対に下部領域の引張変形は、上部降伏領域よりも小さい。この原因として、外管重量が中央カプラーから芯材に伝わり下側の芯材の圧縮軸力が僅かに増加することが考えられる。また、 $\delta_c / \delta_{BRB}$  の変動幅は T-1 の方が T-2 よりも大きい。これは T-1 ではスペーサーの数が多いため、内管の可動性が低下したことに起因すると考えられる。

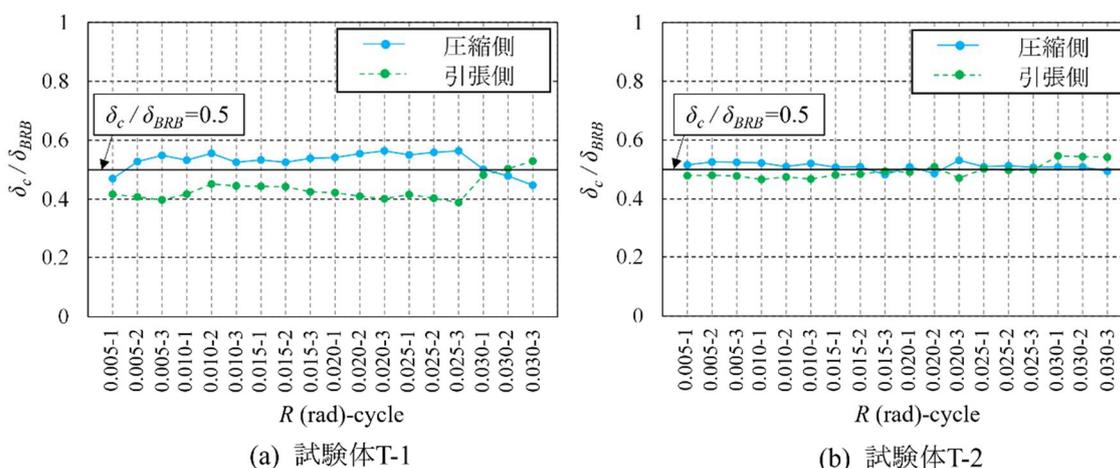


図 4.9  $\delta_c / \delta_{BRB}$  の推移

### 4.3.4 座屈拘束材の応力状態

試験体 T-1 と T-2 の挙動は類似していたため、本節では試験体 T-1 の座屈拘束材の内力についてのみ述べる。軸力と曲げモーメントはひずみゲージのデータを用いて算出した。図 4.10(a)はひずみゲージの位置であり、2 つのスペーサーの midpoint で内管と外管の外面に取り付け、各断面で 4 箇所を測定した。

図 4.10(a)は、4 本の内管 (No.1、No.2、No.3、No.4) の 3 断面 (A-A、B-B、C-C) における軸力の変化を示しており、各サイクルにおける圧縮側反転点の値である。内管の各測定点における軸力はサイクル数の増加とともに増加しており、内管と丸鋼芯材、スペーサーと外管の間の摩擦力の影響を受けている。同一サイクルにおける異なる断面の軸力レベルを比較すると、すべての内管において B-B 断面の軸力レベルが、A-A 断面や C-C 断面の軸力レベルよりも大きかった。各内管の最大軸力は、表 4.2 に示した材料特性から求めた内管の降伏軸力  $mN_y (=124.3 \text{ kN})$  より小さい。

図 4.10(c)に、4 本の内管の圧縮側の曲げモーメントの変化を比較する。全体的に見

ると、各測定点における曲げモーメントは、サイクル数の増加とともに増加し、内管 (No.3) において最大曲げモーメントが観測された。すべての内管の最大曲げモーメントは 0.3 kNm を超えておらず、内管の計算降伏曲げモーメント  ${}_{in}M_y (=0.69 \text{ kNm})$  よりも十分に小さく、試験中に各内管が弾性を維持していたことが分かる。

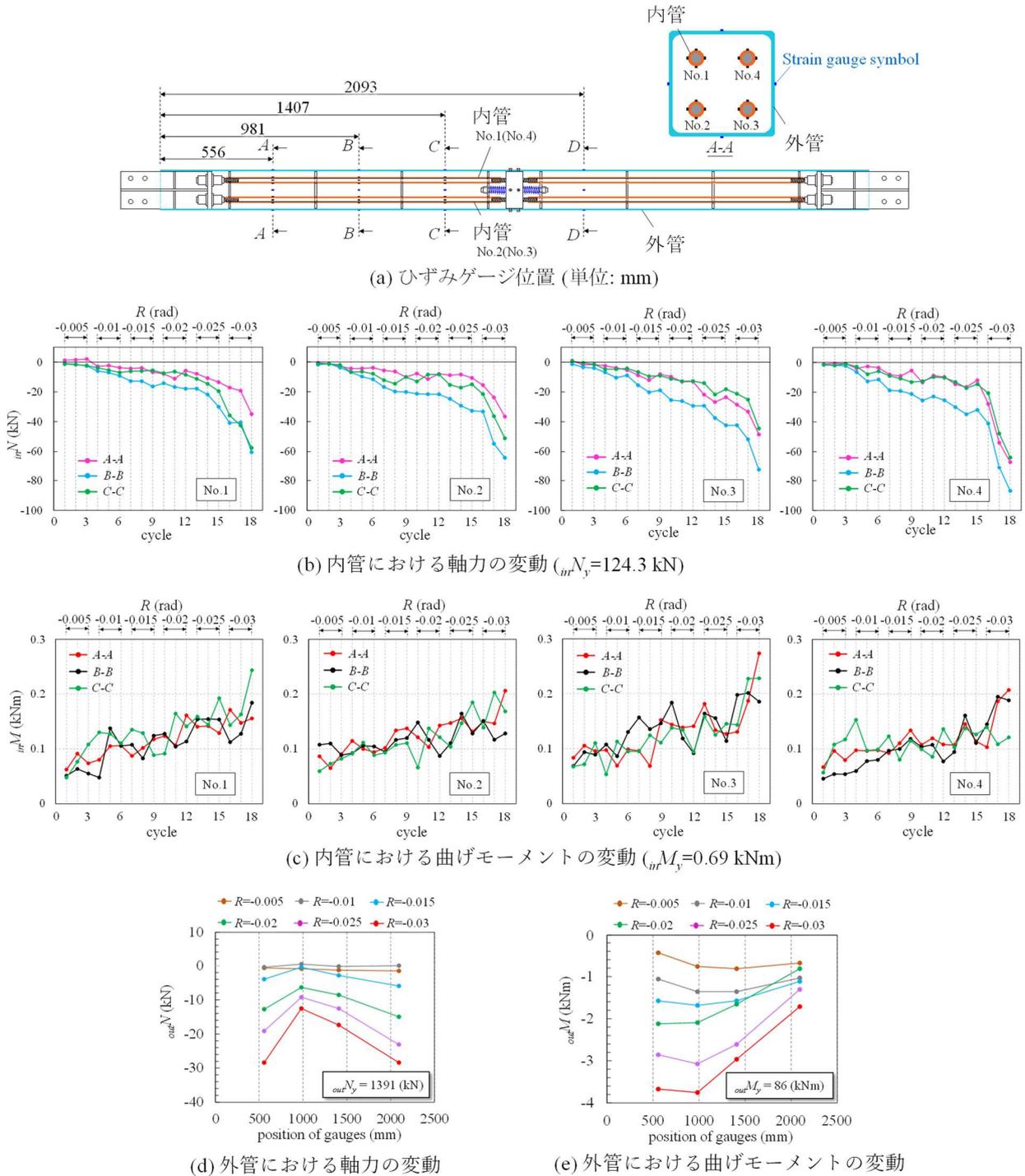


図 4.10 試験体 T-1 の内力

図 4.10(d)および(e)は、それぞれ外管の 4 つの断面 (A-A 断面, B-B 断面, C-C 断面, D-D 断面) における軸力分布と曲げモーメント分布を示しており、各振幅の最初の圧縮側反転点での値である。外管の降伏軸力  ${}_{out}N_y$  (=1391 kN) および外管の降伏モーメント  ${}_{out}M_y$  (=86 kNm) と比較して、測定された軸力および曲げモーメントは十分に小さく、実験中に外管が弾性域に留まっていることが示された。

#### 参考文献

- 4.1) Building Center of Japan. Specifications for BRB certification, 2016 (in Japanese).
- 4.2) ANSI / AISC 341-16, Seismic Provisions for Structural Steel Buildings 2016.

## 第5章 ブレースの有限要素解析

### 5.1 解析モデル

有限要素解析プログラム ANSYS 2022 R1<sup>(5.1)~(5.2)</sup>を用いて、図 5.1 に示すような 3 次元解析モデルを構築した。丸鋼芯材の塑性化領域は中央カプラーによって左右対称に分割されており、計算効率を向上させるために 1/2 モデルを用いる。すべての部材は SOLID185 (8 節点ソリッド要素) を用いてメッシュ化した。

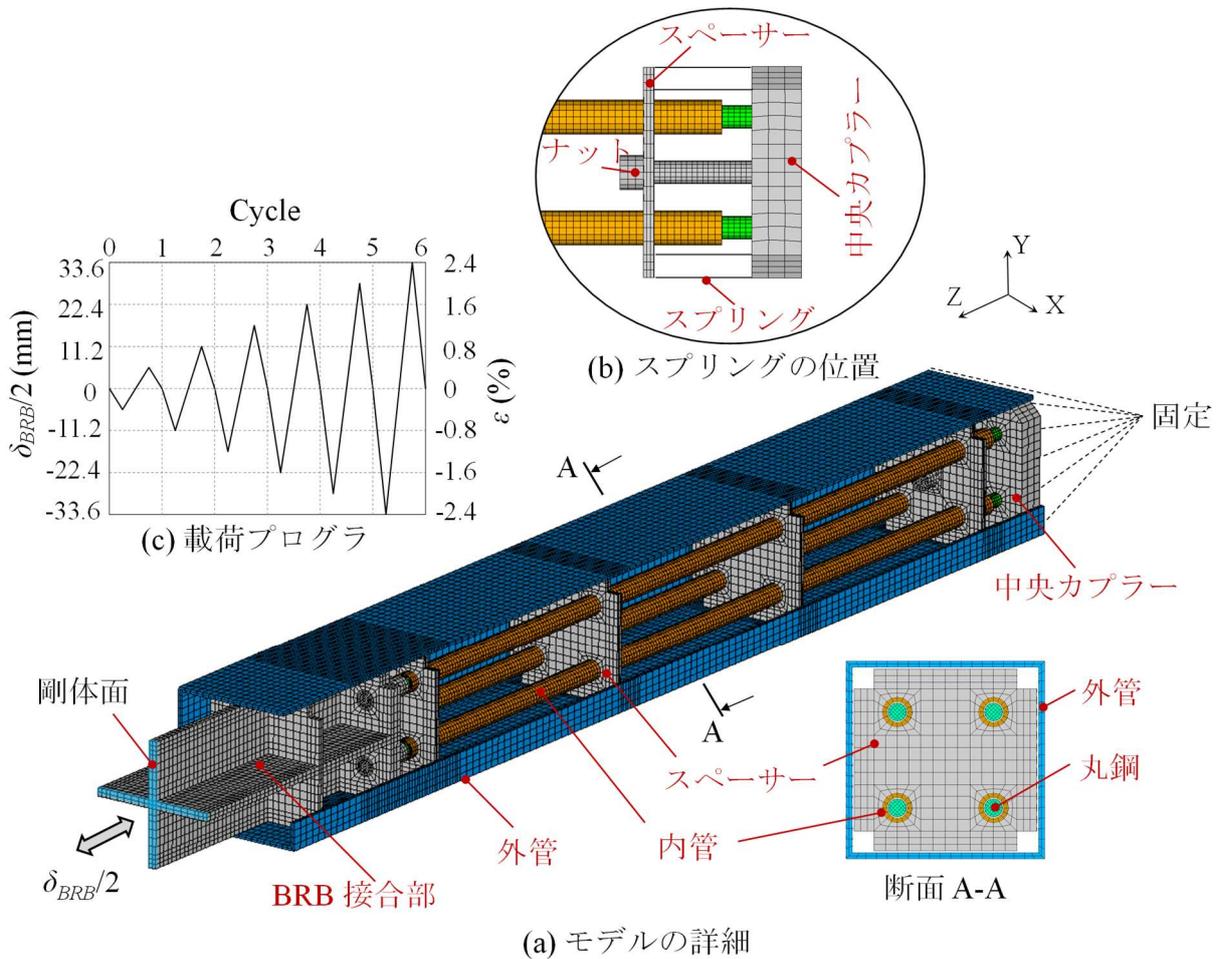


図 5.1 解析モデル

表 5.1 丸鋼の材料硬化モデル

Parameters	$\sigma_o$ (N/mm <sup>2</sup> )	$E$ (N/mm <sup>2</sup> )	$R_o$ (N/mm <sup>2</sup> )	$R_\infty$ (N/mm <sup>2</sup> )	$b$	$C_1$ (N/mm <sup>2</sup> )	$\gamma_1$	$C_2$ (N/mm <sup>2</sup> )	$\gamma_2$	$C_3$ (N/mm <sup>2</sup> )	$\gamma_3$
Value	328	205000	15	15	2	45000	600	2000	13	350	1

ここで、 $\sigma_o$  : 初期降伏応力,  $R_o$  : 指数係数,  $R_\infty$  : 線形係数,  $b$  : 指数飽和パラメータ,  $C_i$  と  $\gamma_i$  : 移動硬化則の背応力に関するパラメータである。

鋼材のヤング率は  $2.05 \times 10^5 \text{ N/mm}^2$ 、ポアソン比は 0.3 とした。丸鋼芯材には、Voce 法非線形等方硬化モデルと、Chaboche<sup>5.3)</sup>によって提案された速度非依存バージョンの動粘性硬化モデルからなる複合硬化モデルを採用した。ANSYS のマニュアルに従って較正した丸鋼の材料硬化パラメータを表 5.1 に示す。外管と内管には、フォンミーゼス降伏基準に関連するバイリニア等方硬化モデルを採用し、降伏応力は表 5.1 に示す鋼材特性を用いて定義し、降伏後の応力-ひずみ勾配はヤング率の 1%に設定する。その他の構成要素（スペーサー、中央カプラー、および BRB 接合部）は弾性であると仮定した。さらに、幾何学的非線形性を考慮した。接触面には接触要素 (TARGE170 と CONTA174) を割り当てた。丸鋼芯材と内管内面間、スペーサーと外管内面間などである。多くの研究では摩擦係数は一般に 0.5 未満であり<sup>5.4)~5.6)</sup>、本研究では摩擦係数を 0.4 とした。

図 5.1(a)に解析モデルの境界条件を示す。外管の曲げ剛性が十分であり実験時に全体座屈が発生しなかったため、中央カプラー側の外管は固定とした。また、内管の可動性に対する重力の影響は考慮しない。図 5.1(b)は、COMBIN14 を用いてスペーサーと中央カプラーの間の節点に設定したバネの位置を示している。図 5.1(c)は、解析モデルに適用した荷重プログラムを示している。変位制御する節点は、端部図心からオフセットした  $Y=3 \text{ mm}$  に設定した。軸力( $N_{BRB}$ )は端部接合部の変位制御節点における反力として求めた。初期不整については、初期たわみの代わりに偏心荷重を採用した。初期たわみと偏心荷重の関係性は文献 5.7)に示されている。

## 5.2 解析結果

### 5.2.1 履歴特性と相当応力分布

図 5.2 は、T-1 と T-2 の  $N_{BRB}$  と  $\varepsilon$  の関係について実験結果と有限要素解析結果を比較したものである。解析結果の弾性剛性と履歴ループが実験結果とよく一致している。図 5.3(a)は  $N_{BRB}$  と内管の変位  $d_{in}$  の関係を示しており、第 4 章の図 4.8 に示した T-1 の載荷実験結果と類似している。図 5.3(b)は、圧縮側反転点(A 点)における中央カプラー近傍の変形形状を示し、想定通り圧縮時に内管が中央カプラー側に移動し、スペーサーとナットの間隙が形成されている。この後、引張変形過程には内管はバネ力により初期位置に戻った。

T-2 の結果におけるフォンミーゼス応力分布を図 5.4 に示す。丸鋼芯材と内管の接触位置は均等ではなく、内管に不均一な応力分布が観察された。 $\varepsilon=-2.41\%$  振幅では、中間スペーサーの両側で内管の応力レベルが内管端部の応力レベルよりも著しく高い。T-2 の内管がわずかに降伏していることは、表 4.1 に示したように、安全率が 1 より小さいことに対応している。図 5.4(a)に丸鋼芯材の高次モード座屈を示す。圧縮ひずみが  $\varepsilon=-0.80\%$  から  $\varepsilon=-2.41\%$  まで増加するにつれて、芯材の座屈波長が短くなっている。座屈波長は、芯材端部（縮み代近傍）の方が芯材中央部よりも短い。

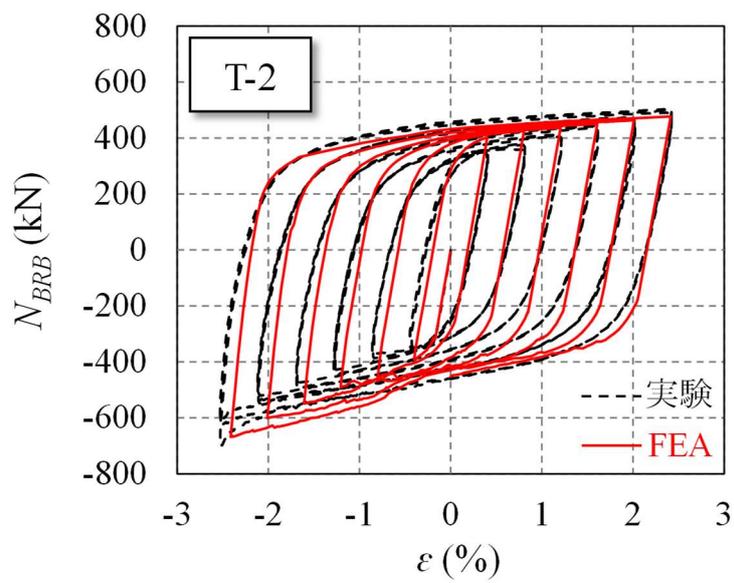
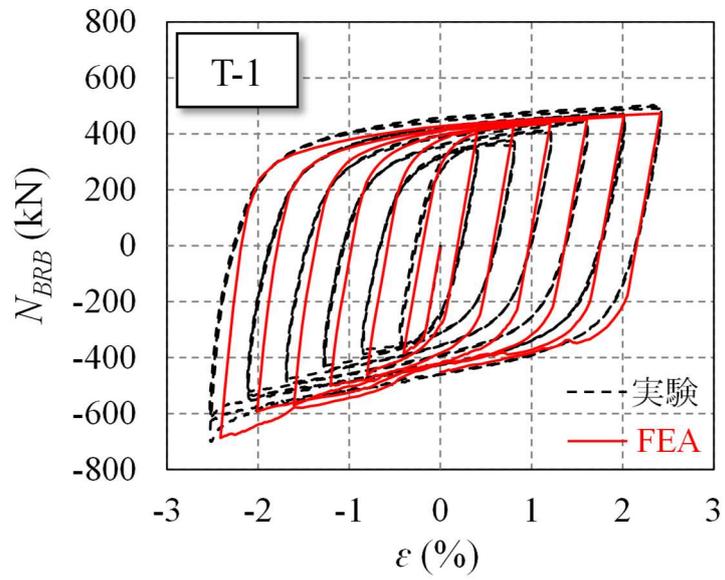
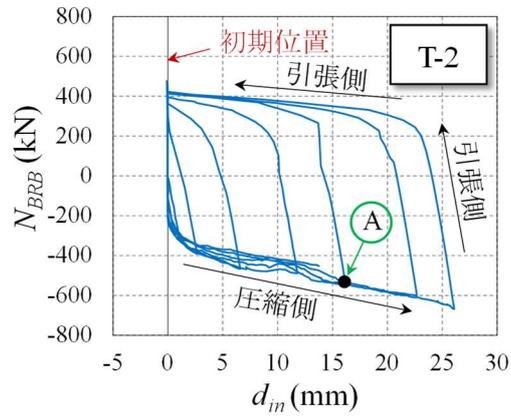
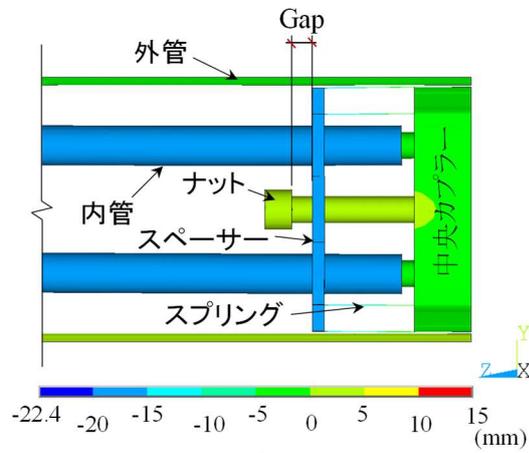


図 5.2 試験体の実験と解析結果の比較(T-1とT-2)

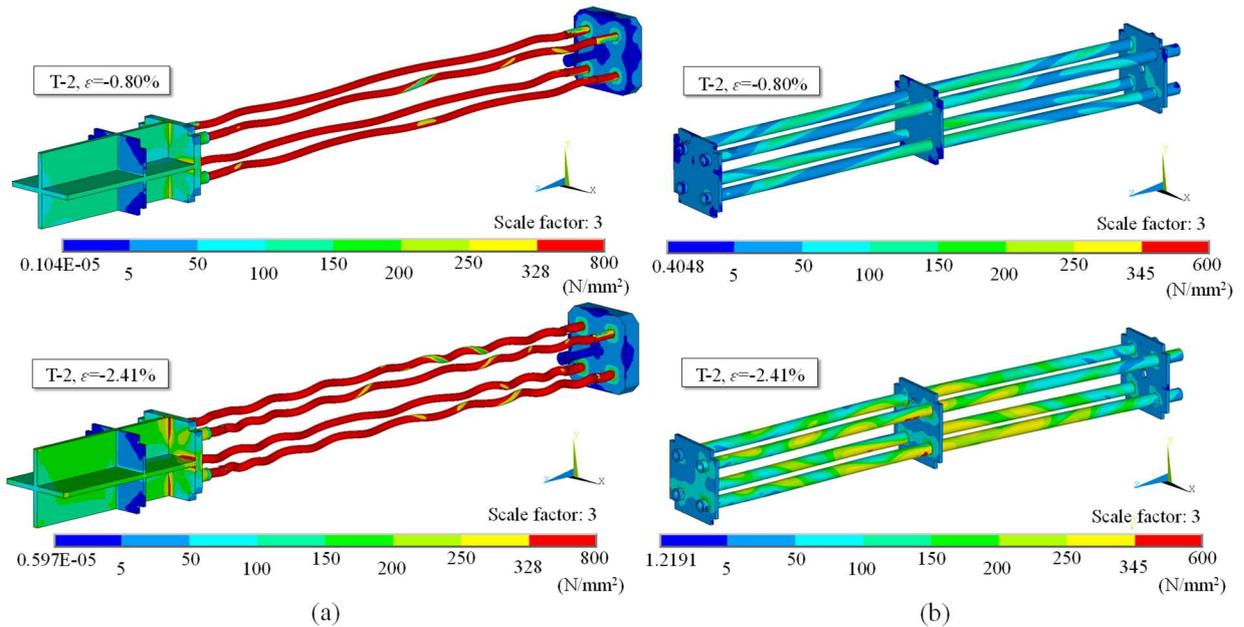


(a)



(b)

図 5.3 試験体 T-2 の内管の挙動



(a)

(b)

図 5.4 試験体 T-2 の相当応力分布:(a)芯材;(b)内管

T-3 の解析モデルは、図 5.5 に示すように不安定な履歴挙動を示す。最初の圧縮サイクルでは、軸力 ( $N_{BRB}$ ) は約 372kN に達した後、急激に減少した。これは、内管の座屈挙動に起因するものであり、解析モデルの点 B で最初に座屈が発生し、他の内管は図 5.5③に示すように弾性を保持している。解析の座屈荷重は実験値 343kN よりも若干大きくなった。これは、内管の初期たわみが解析モデルで考慮されていなかったためである。内管と外管の接触は解析モデルの点 C で発生し、その後、内管の座屈はより高いモードに向かって進展した。圧縮側の履歴挙動には、実験結果と解析結果の間に顕著な違いが見られるが、これは初期たわみの問題に加えて載荷方法の違いによるものと考えられる。

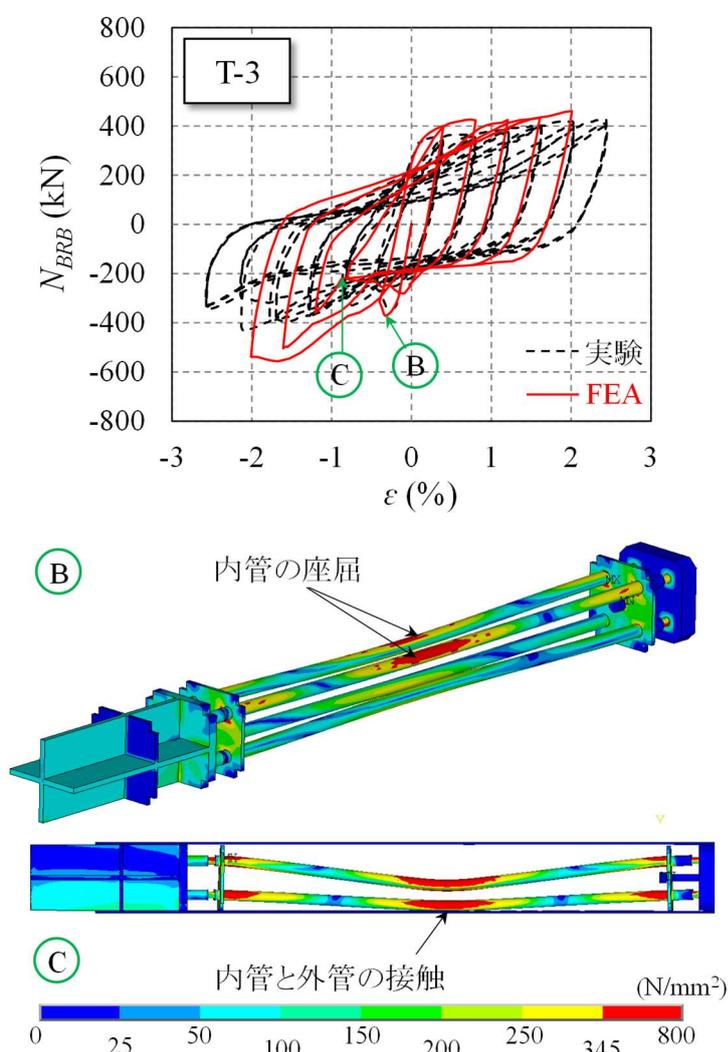


図 5.5 試験体 T-3 の相当応力分布:(a)芯材;(b)内管

### 5.2.2 相当塑性ひずみ分布

図 5.6 と 5.7 は、2つの異なる荷重段階における T-1 と T-2 芯材のフォンミーゼス塑性ひずみ分布を示す。圧縮側 ( $\epsilon = -0.80\%$ ,  $\epsilon = -2.41\%$ ) では、芯材両端部 (縮み代近傍)

の塑性ひずみが芯材中央部の塑性ひずみよりも大きくなっており、芯材の座屈変形が芯材両端部（縮み代近傍）に集中していることがわかる。塑性ひずみが大きいほど、塑性変形が大きいことに対応し、この領域では芯材の座屈波長が短くなる傾向がある。引張側( $\epsilon=-0.80\%$ ,  $\epsilon=-2.41\%$ )では、芯材中央の塑性化部の塑性ひずみの値が他の塑性化部よりも大きかった。

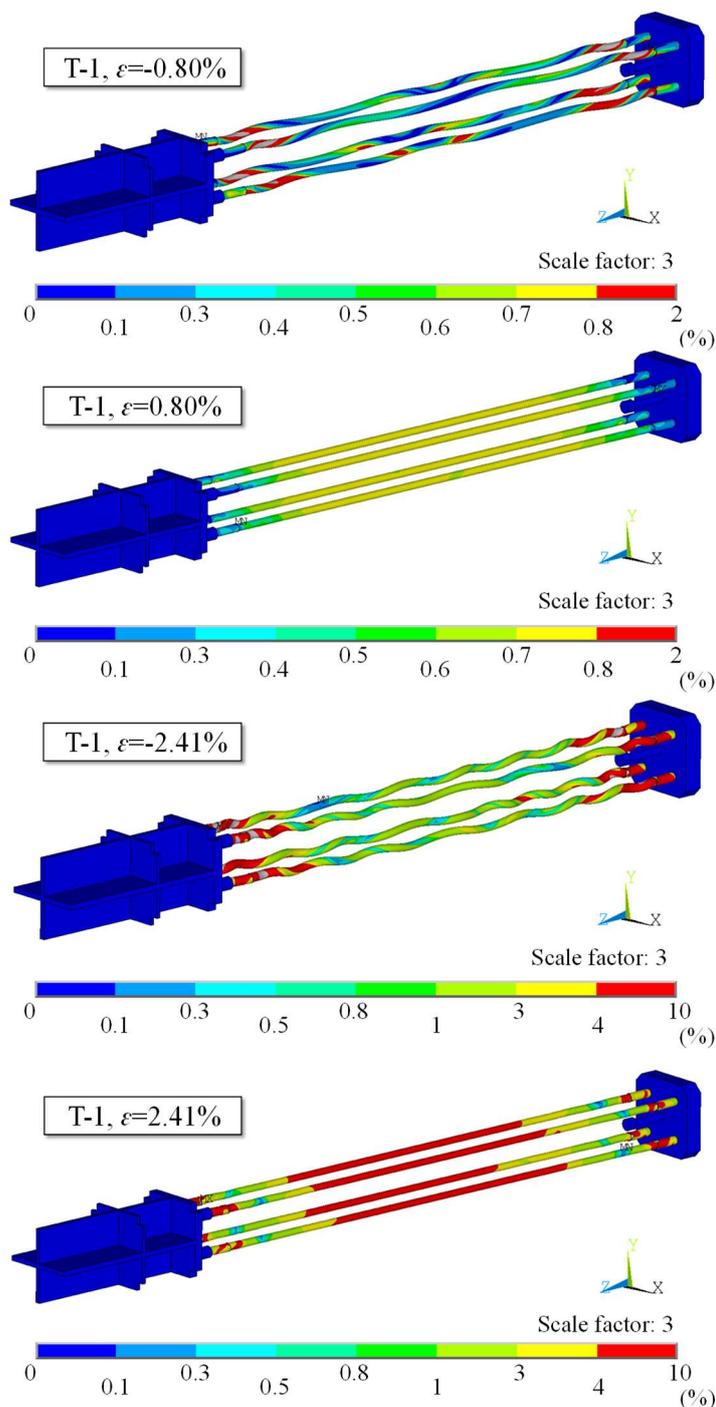


図 5.6 試験体 T-1 における丸鋼の相当塑性ひずみ分布

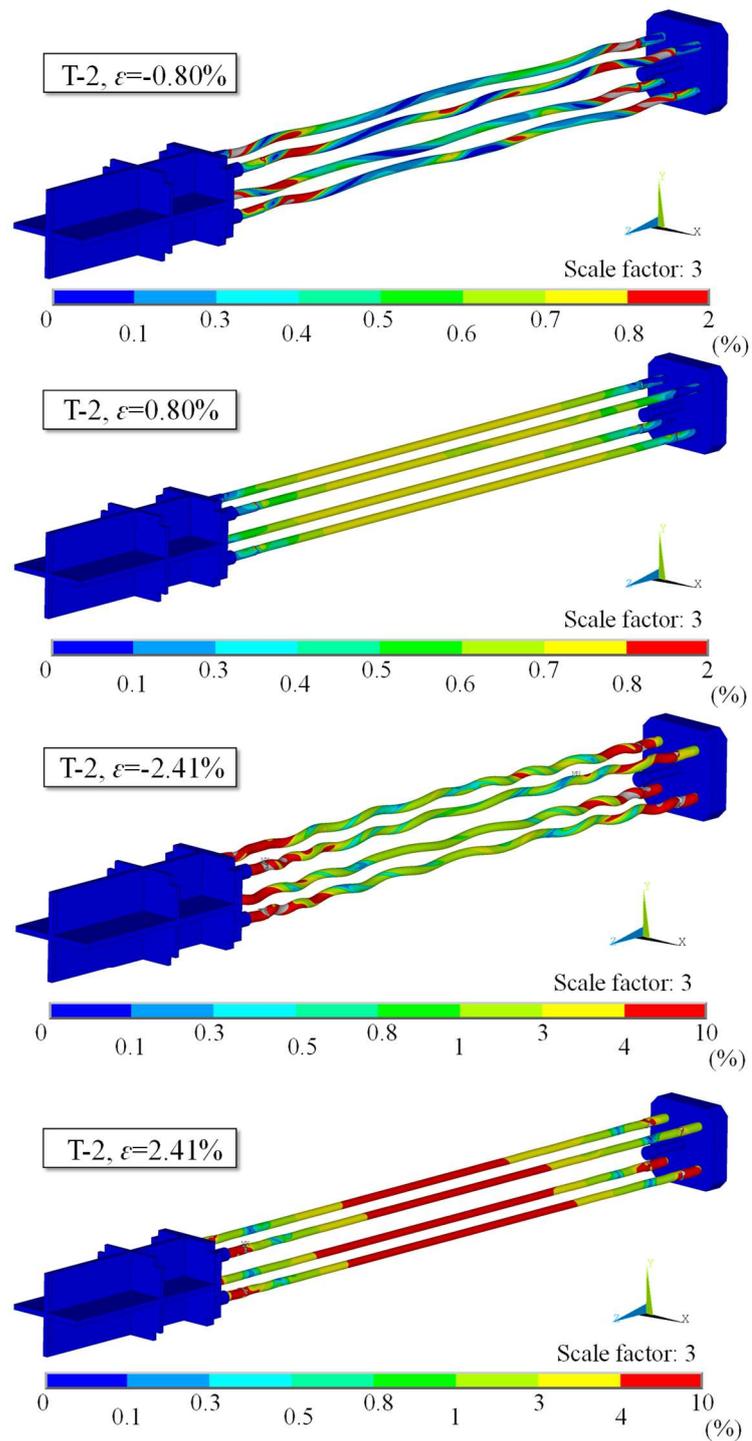


図 5.7 試験体 T-2 における丸鋼の相当塑性ひずみ分布

### 5.3 縮み代が及ぼす影響

図 5.8 に示す有限要素モデル T-2-S を作成しモデル T-2 と比較した。モデル T-2 と T-2-S は縮み代の全長が同じ(35mm)であるが、モデル T-2 は 2 つの縮み代を有するのに対し、モデル T-2-S は芯材左端に 1 つの縮み代のみ有する。

図 5.9 はモデル T-2 と T-2-S の  $N_{BRB} - \varepsilon$  履歴曲線を比較したもので、T-2-S の圧縮側の耐力上昇が T-2 よりも早期である。この理由として、T-2-S の縮み代は芯材の左端にしか割り当てられていないため、芯材の塑性変形がその領域に集中し、軸力( $N_{BRB}$ )の大部分が摩擦によって左端部から内管に伝達され、D 点での大きな軸力によって内管が座屈したと考えられる。

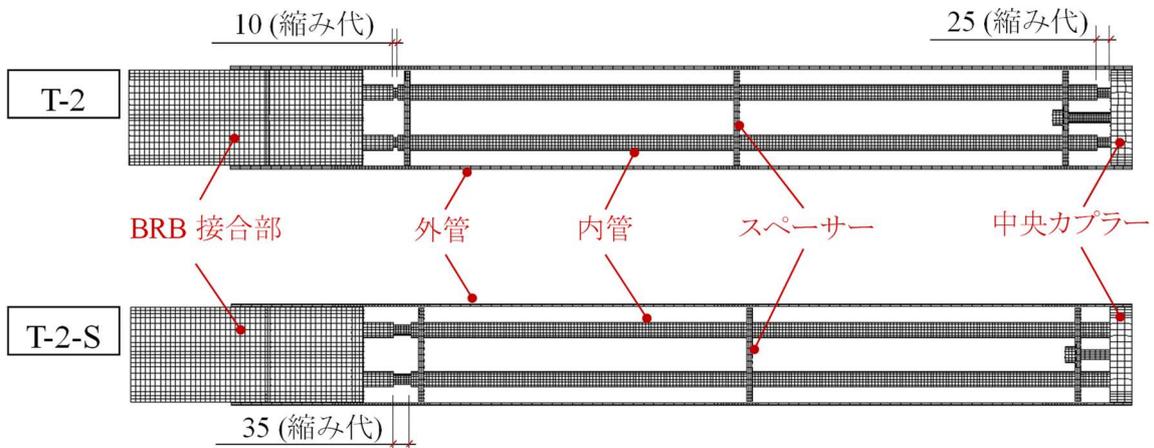


図 5.8 異なる縮み代を用いた FE モデル

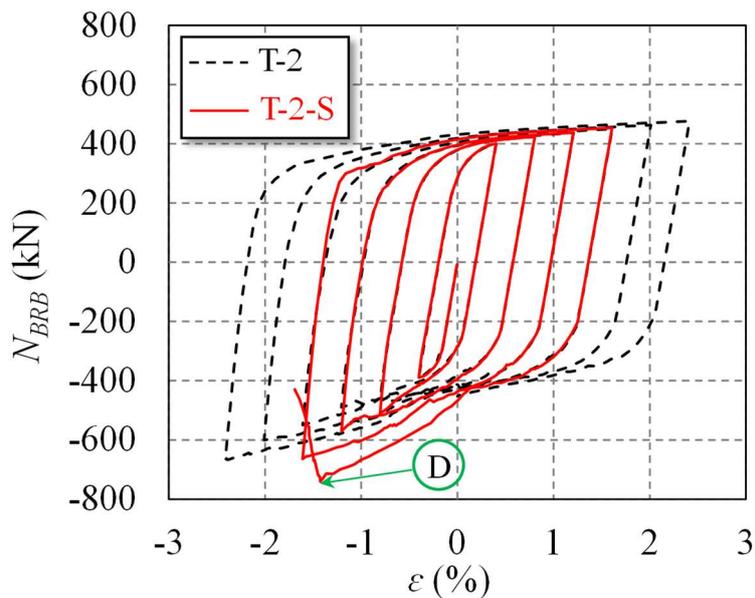


図 5.9 モデル T-2 と T-2-S の履歴曲線の比較

両モデルの芯部圧縮ひずみについて、丸鋼の中心節点における塑性ひずみの Z 方向成分により比較した。図 5.10 に、2 つのモデルについて、異なるひずみ振幅における丸鋼芯材の圧縮時の軸方向塑性ひずみレベルを示す。モデル T-2 の場合、図 5.10(a) は、ひずみ振幅が大きくなるほど軸方向の塑性ひずみ分布が不均一になり、芯材の両端に圧縮塑性変形が大きくなることを示している。これは、写真 5.1 に示すように、実験後の芯材の残留変形にも見られる。一方、図 5.10(b)を見ると、モデル T-2-S では芯材の左端部でのみ圧縮ひずみが増加している。以上より、繰返し荷重下での丸鋼芯材の圧縮ひずみの集中を緩和するために、縮み代の数を増やすことが有効であることが確認できた。

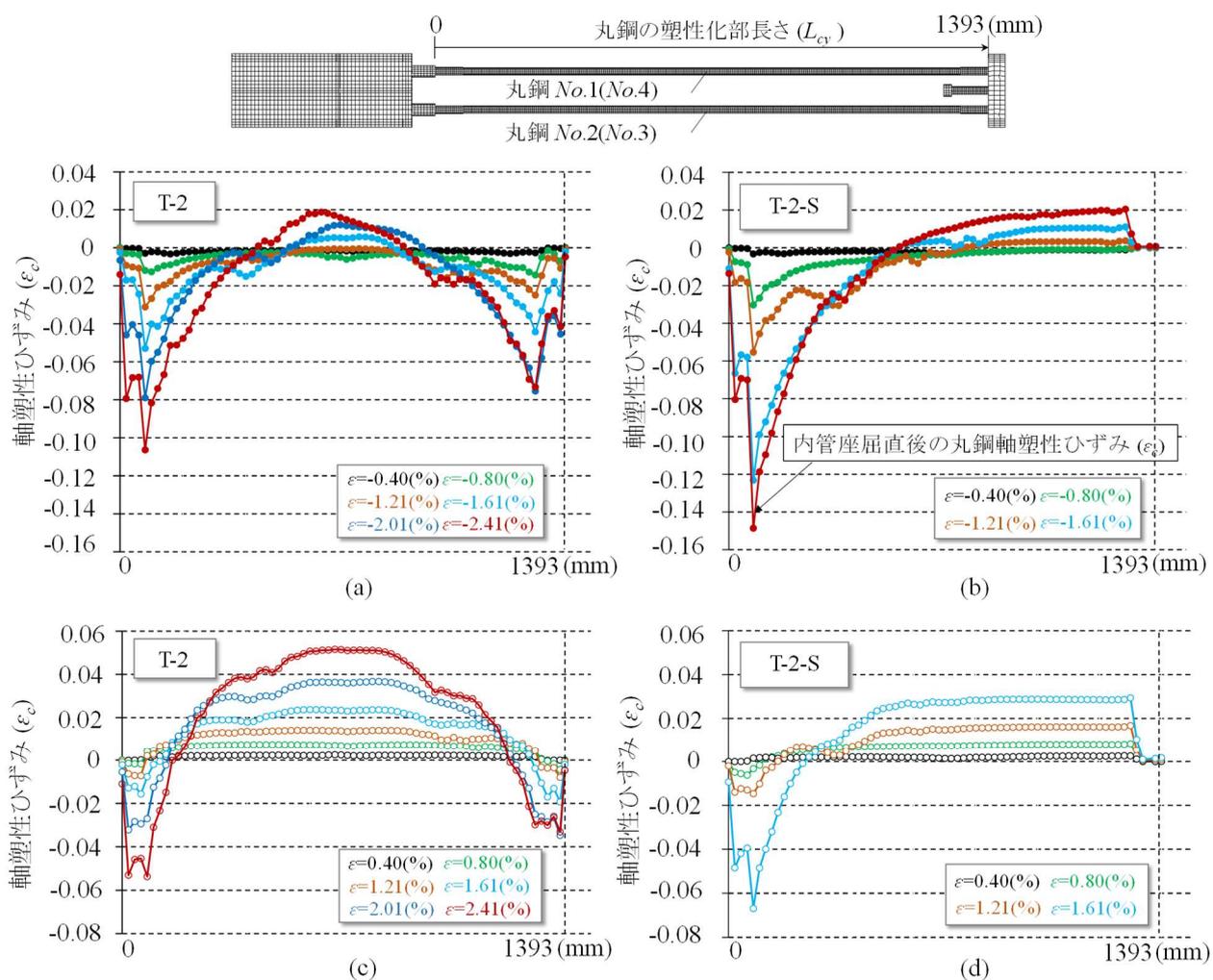


図 5.10 試験体 T-2 と T-2-S の軸塑性ひずみ分布の比較: (a) T-2 の圧縮側; (b) T-2-S の圧縮側; (c) T-2 の圧縮側; (d) T-2-S の引張側

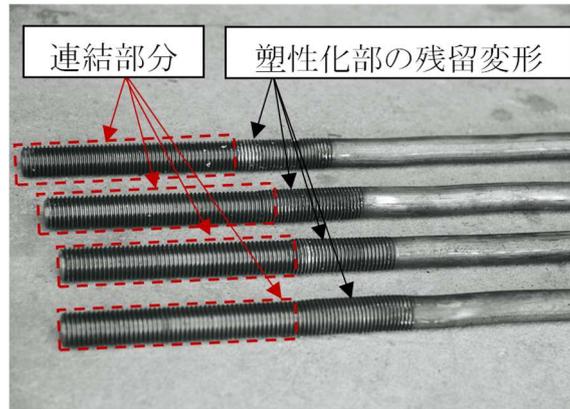


写真 5.1 試験体 T-2 における丸鋼の塑性化部の残留変形(実験終了後)

#### 参考文献

- 5.1) Moaveni. S., Pearson Education, Inc., 2014, Finite Element Analysis: Theory and Application with ANSYS (4th Edition).
- 5.2) Structural Analysis Guide, release 2022 R1, ANSYS Inc, Canonsburg, PA, 2022.
- 5.3) Material Reference, release 2022 R1, ANSYS Inc, Canonsburg, PA, 2022.
- 5.4) Budaházy V., Dunai L., Numerical analysis of concrete filled buckling restrained braces, Journal of Constructional Steel Research, 115, pp. 92-105, 2015.
- 5.5) Guo Y.L., Tong J.Z., Wang X.A., Zhang B.H., Subassembly tests and numerical analyses of buckling-restrained braces under pre-compression, Engineering Structures, 138, pp. 473-489, 2017.
- 5.6) Sitler B., Takeuchi T., Terazawa Y., Terashima M., Experimental investigation of friction at buckling-restrained brace debonding interfaces, Journal of Structural engineering, 148(2), 2022.
- 5.7) Timoshenko S. P., Gere J. M., McGraw-Hill, New York, 1961, Theory of Elastic Stability.

## 第 6 章 結論

### 6.1 総括

本研究では、複数の丸鋼芯材を用いた座屈拘束ブレース(Buckling-restrained brace, BRB)を提案した。提案する BRB の座屈拘束材は、外管と 2 組の内管より構成されている。まず、外管および内管の設計条件を示した。BRB の構造性能を確認するために、繰返し載荷実験と数値解析を実施した。以下に各章の要点をまとめる。

#### 第 1 章「序論」

本研究の背景を示すとともに、既往の研究における丸鋼を用いた小型ダンパーの特徴および丸鋼を用いた BRB の問題点を示した。また、本研究の目的および論文の構成を述べた。

#### 第 2 章「2 次補剛管中央配置形式」

本章では、複数の丸鋼芯材を用いた座屈拘束ブレースの構成および設計法を検討し、2 次補剛管中央配置形式ブレースを検討した。BRB の座屈拘束材は、1 次補剛管と 2 次補剛管で構成されている。繰返し載荷試験により、BRB の構造性能を確認した。実験結果から、ブレースの全体挙動、スプリング機構の挙動、座屈拘束材の挙動および応力状態を分析した。最後に、有限要素解析を用いて、1 次補剛管の寸法をパラメータとして、解析した結果を検討した。解析結果より 1 次補剛管に用いる設計式の安全度について評価を行った。一方、ブレースの重量や構造の複雑さなどの問題点を明らかにした。

#### 第 3 章「提案する座屈拘束ブレースの構成および設計法」

2 次補剛管中央配置形式ブレースの重量や構造の複雑さなど問題点を改良するために、BRB の全体座屈を防ぐ 2 次補剛管をブレースの外側に配置し、ブレースの軽量化を図った。さらに、2 次補剛管中央配置形式ブレースの接合形式およびスプリング機構を簡素化し、新たな接合形式とスプリング機構を導入した。本章では、まず改良した提案 BRB の構成を示した。座屈拘束材は円形鋼管の内管と角形鋼管の外管により構成される。内管が芯材の座屈を拘束するための設計式と、外管が全体座屈を拘束するための設計式を導出した。さらに接合部の詳細やスプリング機構の仕組みなどについて述べた。

#### 第 4 章「ブレースの載荷実験」

外管を座屈しない設計とし、内管の最大スペーサー間隔をパラメータとした 3 体の

試験体を製作し、実大レベルの繰返し載荷実験を行った。スペーサー間隔の設計要求を満足している試験体では、座屈拘束材である内管と外管は載荷試験中も弾性を維持し、提案した座屈拘束材設計法の妥当性を実証した。スペーサー間隔の設計要求を少し満足していない試験体も安定した弾塑性挙動を呈し設計条件が安全側であることを確認した。スペーサー間隔が限界値を大きく超えた試験体では内管が座屈し劣化挙動を呈することを確認した。実験を通じて、スプリング機構が良好に作動することや中央カップラーで分けられた塑性化領域の挙動が概ね一致することなどを明らかにした。

#### 第5章「ブレースの有限要素解析」

提案した BRB の繰返し挙動を確認するために、試験体の有限要素解析モデルを構築した。有限要素解析結果から得られた履歴ループは試験結果とほぼ一致した。有限要素解析の結果は、丸鋼芯材の座屈応答、内管の座屈モード、スプリング機構による内管の挙動など BRB の構造特性を明確に示した。縮み代数を変えた 2 つのモデルを比較することで、縮み代の数を増やすことにより、丸鋼芯材の塑性ひずみの局所集中を効果的に抑制し、BRB 全体のエネルギー吸収能力を高めることに有効であることを確認した。

### 6.2 今後の課題

最後に、本研究の今後の課題について述べる。

2 章から 5 章までに複数の丸鋼芯材を用いた BRB の構造性能について部材レベルから検討した。しかし、提案する BRB 有する骨組の地震応答特性はまだ不明である。提案 BRB を設置した鋼構造骨組モデルの地震応答解析を実施する等、今後の課題と考える。

本研究は、有限要素解析における縮み代の数を増やすことにより、丸鋼芯材の塑性ひずみの局所集中を効果的に抑制できることを示している。しかし、丸鋼の長さや直径などの影響因子を変数にした解析を行っておらず、芯材の塑性ひずみの局所集中を考慮した縮み代の設計法は明確にしていない。今後、検討が必要となる。

## 謝辞

本論文は、広島大学大学院の指導教員である教授 田川浩 先生、助教 陳星辰 先生には多忙な中多くの時間を割き、丁寧なご指導をして頂きました。研究テーマの発案から本論文の完成まで多くのご指導をいただき、心より感謝を申し上げます。

また、広島大学大学院の教授 中村尚弘 先生、准教授 三浦弘之 先生、福山大学の教授 梅国章 先生には、お忙しい中、本論文の内容について貴重なご指摘とご助言を頂きましたことに、心から感謝の意を表します。

本研究で行った実験において、広島大学の技術員の平松氏と同大学工学部の四年生中塚氏のご協力をいただき、実験をスムーズに行いました。心より感謝を申し上げます。

建築構造学研究室には研究用ソフトと設備が充実しており、研究をスムーズに行い、大変良い研究成果を得られました。また、研究室の皆様には生活や研究の助言をいただきまして、心より感謝を申し上げます。

普段、大学から様々な生活や研究の支援をいただき、充実した大学生活を過ごし、自分の研究にも専念することができて、心より感謝を申し上げます。

## 本研究に関する発表論文

### 査読論文

- 1) Zhang S., Tagawa H., Chen X., Study on buckling-restrained braces using multiple round steel core bars, *Journal of Constructional Steel Research*, 199, 107573, 2022.
- 2) Zhang S., Tagawa H., Chen X., Buckling-restrained brace with multiple steel bar cores using SHS outer tube, *Journal of Constructional Steel Research*, 211, 108175, 2023.

### 国際会議

- 1) Loading tests on buckling-restrained braces with multiple round steel core bars, Zhang S., Tagawa H., Chen X., *Proceedings of the 8<sup>th</sup> Asia Conference on Earthquake Engineering (8ACEE)*, paper ID: 8ACEE01436, Taipei, Taiwan, 2022.9.

### 口頭発表

- 1) 張、田川、陳：複数の丸鋼芯材を用いた座屈拘束ブレースの繰返し載荷実験、日本建築学会中国支部研究報告集、第44巻第211号、pp.173-176,2021.3
- 2) 張、田川、陳：複数の丸鋼芯材を用いた座屈拘束ブレースの繰返し載荷実験、日本建築学会大会(東海)学術講演梗概集、構造Ⅲ,pp.1005-1006,2021.9
- 3) 中塚、張、田川、陳：角形鋼管を外管に用いた複数の丸鋼芯材による座屈拘束ブレースの載荷実験、日本建築学会中国支部研究報告集、第45巻第227号、pp.175-178,2022.3
- 4) 張、田川、陳：複数の丸鋼芯材を用いた座屈拘束ブレースの有限要素解析、日本建築学会大会(北海道)学術講演梗概集、構造Ⅲ,pp.943-944,2022.9
- 5) 張、田川、陳：角型鋼管を外管に用いた複数の丸鋼芯材による座屈拘束ブレースの載荷実験、日本建築学会大会(近畿)学術講演梗概集、構造Ⅲ,pp.1073-1074,2023.9