

鋼モルタル板を用いた座屈拘束ブレース
の疲労性能に関する研究

FATIGUE PERFORMANCE OF THE BUCKLING-RESTRAINED BRACE
USING STEEL MORTAR PLANKS

2018年3月

小谷野 一尚

＜論文要旨＞

鋼モルタル板を用いた座屈拘束ブレースは、芯材を拘束材で補剛することにより、圧縮力下においても座屈を抑え、引張力下と同等の性能を発揮する部材であり、安定した復元力特性を有している。既往研究により、様々な性能項目について解明されている。

座屈拘束ブレースの構造性能項目の 1 つである疲労性能については、これまで大中地震を想定した低サイクル疲労の研究はある程度進められてきているが、小地震や風外力を想定した高サイクル疲労の研究はほとんど行われてきていない。特に制振ブレースとして期待する場合、疲労性能について確認しておくことは重要である。

ある一定断面の鋼モルタル板を用いた座屈拘束ブレースを対象に、基本的なタイプとエネルギー吸収性能を高めた高性能なタイプについて、エネルギー吸収する塑性域での一定歪振幅繰返し疲労実験を行い、実験結果から疲労線図を完成させ、疲労性能式を求めることで、鋼モルタル板を用いた座屈拘束ブレースの疲労性能を推定することができるようになる。

さらに、座屈拘束ブレースが組み込まれた中層鋼構造建築物について、一般的な設計用地震動による時刻歴応答解析を行い、疲労性能式とマイナー則を用いた疲労性能評価の一例を行う。

一方、鋼モルタル板を用いた座屈拘束ブレースが真に信頼性を得るためには、設計時に期待した疲労性能やエネルギー吸収性能等の構造性能を発揮することであり、製作時の初期品質が確保されていることが前提である。疲労性能式で設計し、期待した疲労性能を発揮するには、終局状態が局部変形にならず引張破断することである。局部変形させないためには、適切な座屈モードを形成するためのクリアランスの管理、圧縮引張耐力比が上昇しないようなギャップの管理、芯材を拘束する拘束材のモルタル強度の管理が重要となる。今後、疲労性能式で設計した際に、これら 3 つの管理項目がどのように構造性能に影響するのか実験を行うことで確認している。

本論文は、第 1 章「序論」、第 2 章「高性能な座屈拘束ブレースの抽出」、第 3 章「大中歪振幅疲労性能実験」、第 4 章「小歪振幅疲労性能実験」、第 5 章「座屈拘束ブレースの疲労性能」、第 6 章「構造物に組み込まれた座屈拘束ブレースの疲労性能評価適用例」、第 7 章「疲労性能に影響を及ぼす製作時の品質管理」、第 8 章「結論」の全 8 章構成となっている。

第 1 章「序論」では、本研究の社会的背景、既往研究、目的、構成を示している。既往研究では主に座屈拘束ブレースについての説明をしている。

第 2 章「高性能な座屈拘束ブレースの抽出」では、従来の座屈拘束ブレースである基本タイプについて既往研究を分析し、疲労性能と相関するエネルギー吸収性能の高性能化を目指した高性能タイプについて提案し、構造性能項目ごとに説明を行い、実験をすることにより確認をしている。

第 3 章「大中歪振幅疲労性能実験」では、大中地震を想定した大中歪振幅での一定歪振幅

載荷実験を行い、基本タイプと高性能タイプの実験結果を比較しながら、大中歪振幅での疲労性能について検証している。

第4章「小歪振幅疲労性能実験」では、小地震や風外力を想定した降伏歪よりやや大きい歪振幅においての一定歪振幅載荷実験を行っている。前章と同様に基本タイプと高性能タイプの実験結果を比較しながら、小歪振幅での疲労性能を検証している。

第5章「座屈拘束ブレースの疲労性能」では、第3章と第4章で行った疲労実験結果をまとめ、さらに巨大地震を想定した3%を超える歪振幅、およびエネルギー吸収性能を左右する拘束指標を小さくした場合の一定歪振幅繰返し載荷による疲労実験結果を追加し、塑性域全体での基本タイプと高性能タイプの疲労線図を完成させ、疲労性能式を導いている。実験結果を比較しつつ、疲労性能を主にして、エネルギー吸収性能等の構造性能項目についても考察している。

第6章「構造物に組み込まれた座屈拘束ブレースの疲労性能評価適用例」では、座屈拘束ブレースが組み込まれた鋼構造建築物を対象とし、様々な特性を有する設計用地震動における時刻歴応答解析を行い、解析結果と本研究の実験結果から得られた疲労性能式を簡易的な評価方法である線形累積損傷則(マイナー則)を用いて比較し、地震時の疲労性能評価の一例を行っている。

第7章「疲労性能に影響を及ぼす製作時の品質管理」では、製作時の初期品質管理について検証している。構造性能、特に疲労性能に影響を及ぼすクリアランス、ギャップ、モルタル強度について実験を行うことで確認を行っている。また、モックアップ試験体を製作し、品質管理値の妥当性を検証している。

第8章「結論」は、総括であり本研究で得られた知見についてまとめている。

< Abstract >

In the buckling-restrained brace using steel mortar planks, the core plate is stiffened with a restraining part to restrict buckling. In this way, buckling-restrained brace using steel mortar planks, even under compression, delivers performance equivalent to that when subjected to tensile force. The buckling-restrained brace using steel mortar planks has stable hysteresis characteristics. Various structural performance items are clarified by past research.

The fatigue performance of a buckling-restrained brace has been examined by a number of studies on low-cycle fatigue assumed in large and medium-sized earthquakes, however, very few studies have examined its fatigue performance when subjected to small plastic strain amplitudes, e.g., small earthquakes, long-period long-duration ground motions and external wind forces that occur more often than large plastic strain amplitudes. In view of the various external factors mentioned above, it is necessary to assess the fatigue performance of a buckling-restrained brace over the entire plastic region. For a basic type and a high performance type with enhanced energy absorption performance, a constant strain amplitude cyclic loading fatigue tests in a plastic region, and a fatigue diagram is completed from the tests result. So that the fatigue performance of the buckling-restrained brace using the steel mortar planks can be estimated.

Furthermore, a model of a mid-rise steel structure with the buckling-restrained brace is analyzed time history response by general design ground motion. Then, it is evaluated from the viewpoint of fatigue performance by using the fatigue performance formula.

On the other hand, In order for the buckling-restrained brace to be truly reliable, it must be able to deliver the designed structural performance in actual use. In other words, the buckling-restrained brace must retain its initial quality built in during the manufacturing process.

Designed with a fatigue performance formula, in order to fully exhibit the expected fatigue performance, the failure mode status must be tensile fracture. In order to achieve tensile fracture, it is important to manage the clearance for forming an appropriate buckling mode, manage the gap so that the compression-to-tension strength ratio does not increase, and manage the mortar strength of the restraining part. Tests confirmed how these three management items affect the structural performance.

- 目次 -

第1章 序論	1
1.1 研究背景	2
1.2 既往研究	2
1.3 研究目的	6
参考文献	8
第2章 高性能な座屈拘束ブレースの抽出	11
2.1 はじめに	12
2.2 既往研究の分析	14
2.3 実験概要	26
2.4 実験結果	30
2.5 実験考察	33
2.6 高性能な座屈拘束ブレースの要件	37
2.7 まとめ	38
参考文献	39
第3章 大中歪振幅疲労性能実験	41
3.1 はじめに	42
3.2 基本タイプと高性能タイプ	43
3.3 実験概要	44
3.4 実験結果	47
3.5 性能評価	50
3.6 まとめ	53
参考文献	54
第4章 小歪振幅疲労性能実験	57
4.1 はじめに	58
4.2 実験概要	60
4.3 実験結果	63
4.4 性能評価	65
4.5 まとめ	68
参考文献	69

第5章 座屈拘束ブレースの疲労性能	71
5.1 はじめに	72
5.2 実験概要	73
5.3 実験結果	76
5.4 疲労性能	82
5.5 性能評価	86
5.6 まとめ	88
参考文献	89
第6章 構造物に組み込まれた座屈拘束ブレースの疲労性能評価適用例	91
6.1 はじめに	92
6.2 解析概要	93
6.3 解析結果	96
6.4 疲労性能評価	97
6.5 まとめ	100
参考文献	101
第7章 疲労性能に影響を及ぼす製作時の品質管理	103
7.1 はじめに	104
7.2 品質管理値	105
7.3 クリアランスの検証実験	109
7.4 ギャップの検証実験	113
7.5 クリアランスとモルタル強度の検証実験	117
7.6 モックアップ製作検証	125
7.7 まとめ	128
参考文献	129
第8章 結論	131
発表論文	137
謝辞	145

第 1 章

序論

- 1.1 研究背景
- 1.2 既往研究
- 1.3 研究目的

第1章 序論

1.1 研究背景

近年、日本では中小地震が多発しており、首都直下地震も懸念されている。また、2011年東北地方太平洋沖地震では、長周期・長継続時間の地震動が観測された。一方、台風や竜巻、ビル風における風外力についても話題となることが多い。風外力は地震力に比べて一般に力は小さいが、地震動とは比較できないほど、長時間に渡って繰返し作用する。日々、建築物はこれらのような多種多様な地震や風外力を受けており、目に見える被害や損傷が現れなくとも、構造部材には疲労が蓄積されている。

優れた構造部材の一つとして、座屈拘束ブレースがある。座屈拘束ブレースは安定した復元力特性を有するため、中低層建築物では主に耐震ブレースとして、超高層および高層建築物では主に制振ブレースとして適用されることが多い^[1~3]。設計指針等^[4~6]や既往の研究^[7~24]により、様々な構造性能が明らかにされ、信頼性のあるものとして扱われている。特に、制振ブレースとしての適用に際しては、構造物中のキーテクノロジーとして高いエネルギー吸収性能を求められることが多く、同時に疲労性能を把握しておくことは重要である。

また、座屈拘束ブレース自体が高い疲労性能や高いエネルギー吸収性能を持ち合わせることもできて、設計時に期待している構造性能を実際に発揮できることが前提であり、初期の品質を確保するために適切に数値管理する必要がある。

1.2 既往研究

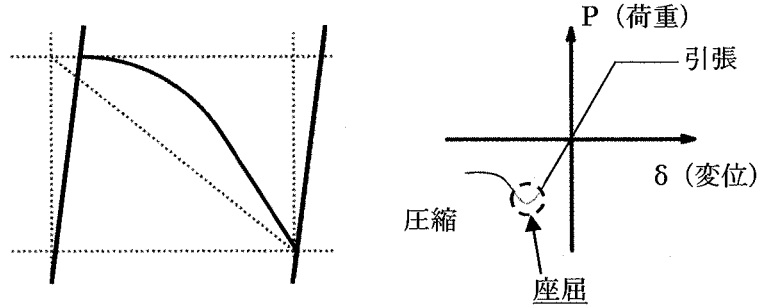
1.2.1 鋼モルタル板を用いた座屈拘束ブレース

1) 座屈拘束ブレース

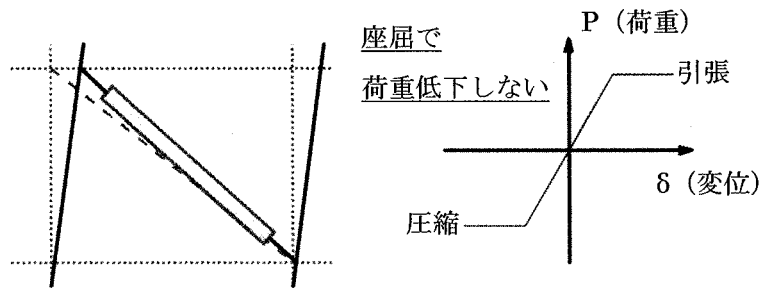
座屈拘束ブレースは、軸力を受ける芯となるブレース材（芯材）の周囲を拘束材で補剛したものであり、芯材の受け持つ軸力が外周の拘束材へ伝達しないように、芯材と拘束材との間に、クリアランスあるいはクリアランス調整材が設けられている。このような座屈拘束ブレースは、座屈することなく、引張力および圧縮力に対して等しい降伏軸力と安定した復元力特性が得られ、優れた耐震ブレースとして使用することができる(図 1.1)。

座屈拘束ブレースを制振ブレースとして使い、積極的に減衰効果を発揮させることにより、巨大地震を受けても、主体構造の塑性化を大幅に低減することができる。これにより損傷制御構造^[4]が可能となる。損傷制御構造とは、大地震時に主体構造部位である柱と梁を弾性範囲に抑え、制振部材のみによりエネルギー吸収を行うことで、主体構造の損傷を最小限にするものである(図 1.2)。必要に応じて、制振部材の補強または取替えを行うことで、継

続利用が可能となり、財産保持に繋がる。



(a) 通常のブレース



(b) 座屈拘束ブレース

図 1.1 座屈拘束ブレースの性能特性

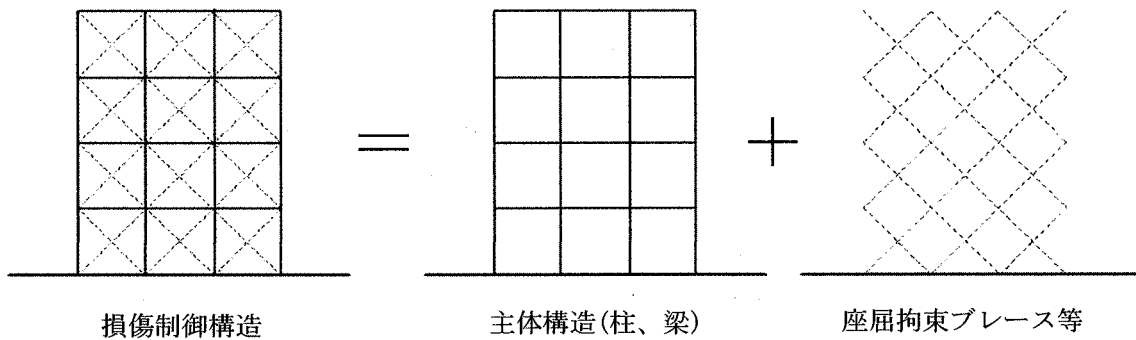


図 1.2 損傷制御構造

2) 鋼モルタル板を用いた座屈拘束ブレース

鋼モルタル板を用いた座屈拘束ブレースとは、図 1.3 に示すように、モルタルが充填された溝形鋼である鋼モルタル板を用いた拘束材を、両面にクリアランス調整材を貼り付けた芯材に被せ、溶接にて一体化した座屈拘束ブレースである。拘束材のモルタルを打設した後に組み立てる手順をとっているため、モルタルの充填状況やクリアランス調整材の貼付け状況等が目視でき、品質管理を厳しくすることができる。また、芯材端部のディテールについても設計自由度がある。

様々な方式の座屈拘束ブレースから大きく 4 タイプに分類し、性能比較実験を行った結果^[9,10]、村井ら(2003)^[11]は、安定した復元力特性を有し、品質管理ができ、芯材端部ディテールに自由度のある、拘束材に溝形鋼にモルタルを充填した鋼モルタル板を用いた改良型の座屈拘束ブレースを提案し、性能を十分に有していることを実験により確認した。さらに、小林ら(2004)^[12]は、拘束材の溶接箇所を減らす製作の簡易化に成功している。

また、既往研究により様々な構造性能について解明している。村井ら(2003)^[11]および村瀬ら(2007)^[13]は芯材幅厚比について、岩田ら(2007)^[14]、緑川ら(2010)^[15](2011)^[16](2012)^[17]、飯塚ら(2013)^[18]は芯材の弱軸回りおよび強軸回りの座屈挙動、座屈モードについて、田所ら(2009)^[19]は塑性化部長さについて、中村ら(2008)^[20]は軸剛性調整について、緑川ら(2011)^[16](2012)^[17](2014)^[21]は圧縮引張耐力比について、小川ら(2011)^[22,23]、伊藤ら(2013)^[24]は溶接について、また多くの既往研究^[11~24]で累積塑性歪エネルギー率と拘束指標について、比較実験を行い構造性能に与える影響を解明している。しかし、ほとんどがエネルギー吸収性能を主とした研究となっている。

現在では、筋かい種別 BA(BA ランク)の構造部材として、構造評定を取得する企業が増えてきている。

1.2.2 座屈拘束ブレースの疲労性能

近年、座屈拘束ブレースの疲労性能については、さまざまな研究がなされている^[25~36]。座屈拘束ブレース芯材のリブ端溶接部における応力集中を考慮した縮小モデル実験では、塑性領域での疲労特性が検討されている^[35]。さらには、局部座屈による歪集中を考慮した、鋼管を拘束材とした座屈拘束ブレースの一定歪振幅疲労実験では、歪振幅と繰返し回数の相関関係から疲労性能式を提案し、十分な性能を有することが確認されている^[36]。しかし、通常、構造評定を取得する際の目安として、耐震ブレースとしては歪振幅 2.0%、制振ブレースとしては歪振幅 3.0%に耐えることが要求されることになるが、既往研究では歪振幅 0.5%~1.5%程の疲労実験が多く、2.0%を超える高歪振幅での疲労実験についてはほとんどなされていない。また、繰返し回数が 10^4 を超えるような高サイクル疲労である低歪振幅についても、装置的および時間的な制限があるためか、ほとんど実験がなされていない。

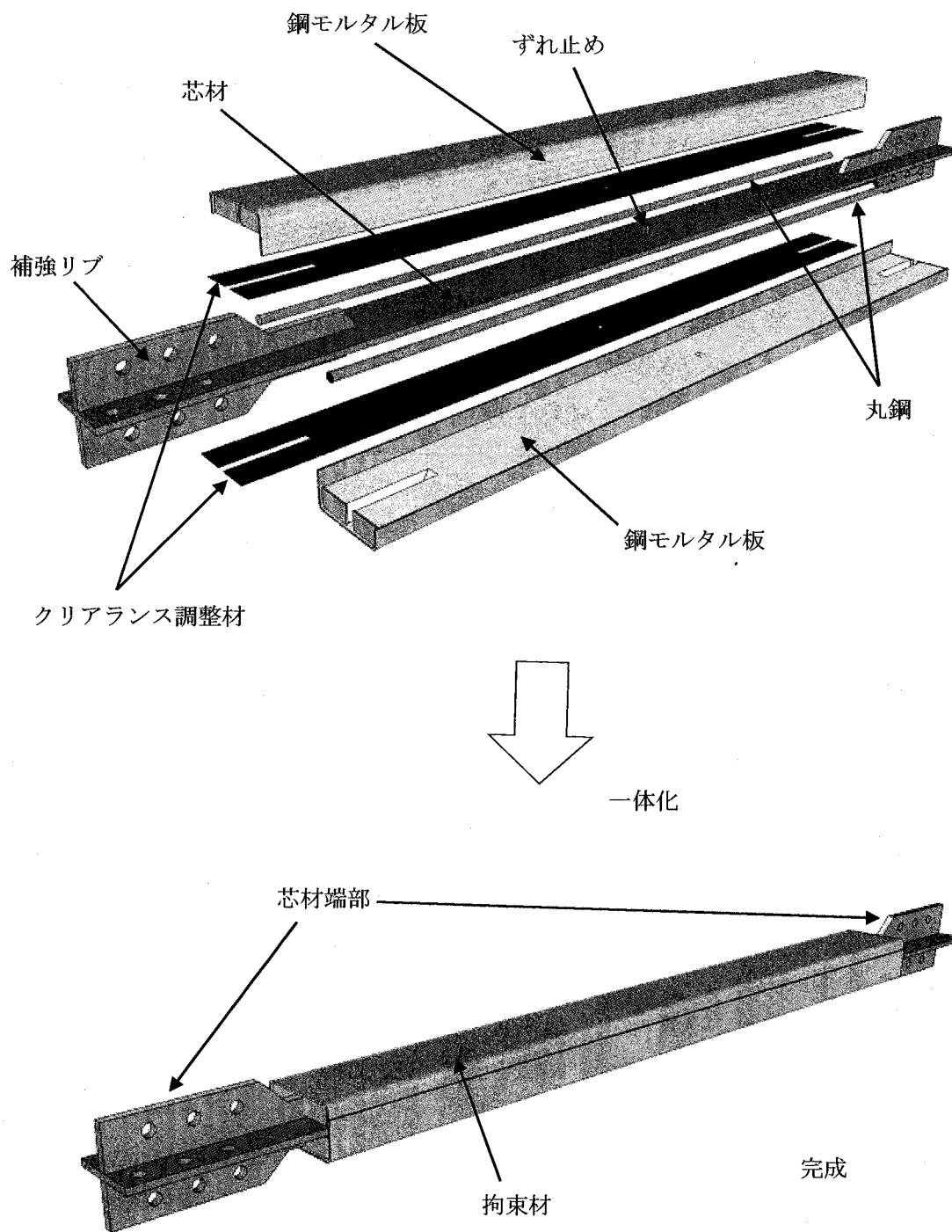


図 1.3 鋼モルタル板を用いた座屈拘束ブレース

1.3 研究目的

座屈拘束ブレースの構造性能項目の 1 つである疲労性能については、これまで大中地震を想定した低サイクル疲労の研究はある程度進められてきているが、小地震や風外力を想定した高サイクル疲労の研究はほとんど行われてきていない。特に制振ブレースとして期待する場合、疲労性能について確認しておくことは重要である。

ある一定断面の鋼モルタル板を用いた座屈拘束ブレースを対象に、基本的なタイプと既往研究の分析から提案したエネルギー吸収性能を高め、疲労性能も高い高性能なタイプについて、エネルギー吸収する塑性域での一定歪振幅繰返し疲労実験を行い、実験結果から疲労線図を完成させ、疲労性能式を求めることで、鋼モルタル板を用いた座屈拘束ブレースの疲労性能を推定することができるようにする。

さらに、座屈拘束ブレースが組み込まれた中層鋼構造建築物について、一般的な設計用地震動による時刻歴応答解析を行い、疲労性能式とマイナー則を用いて、疲労性能評価の一例を行う。

一方、鋼モルタル板を用いた座屈拘束ブレースが真に信頼性を得るためには、設計時に期待した疲労性能やエネルギー吸収性能等の構造性能を発揮することであり、製作時の初期品質が確保されていることが前提である。疲労性能式で設計し、期待した疲労性能を発揮するには、終局状態が局部変形にならず引張破断することである。局部変形させないためには、適切な座屈モードを形成するためのクリアランスの管理、圧縮引張耐力比が上昇しないようなギャップの管理、芯材を拘束する拘束材のモルタル強度の管理が重要となる。今後、疲労性能式で設計した際に、これら 3 つの管理項目がどのように構造性能に影響するのか実験を行うことで確認する。

本論文は、第 1 章「序論」、第 2 章「高性能な座屈拘束ブレースの抽出」、第 3 章「大中歪振幅疲労実験」、第 4 章「小歪振幅疲労実験」、第 5 章「座屈拘束ブレースの疲労性能」、第 6 章「構造物に組み込まれた座屈拘束ブレースの疲労性能評価適用例」、第 7 章「疲労性能に影響を及ぼす製作時の品質管理」、第 8 章「結論」の全 8 章構成となっている。

第 1 章「序論」では、本研究の社会的背景、既往研究、目的、構成を示す。既往研究では主に座屈拘束ブレースについての説明をする。

第 2 章「高性能な座屈拘束ブレースの抽出」では、従来の座屈拘束ブレースである基本タイプについて既往研究を分析し、疲労性能と相関するエネルギー吸収性能の高性能化を目指した高性能タイプについて提案し、構造性能ごとに説明を行い、実験をすることにより確認をする。

第 3 章「大中歪振幅疲労性能実験」では、大中地震を想定した大中歪振幅での一定歪振幅載荷実験を行い、基本タイプと高性能タイプの実験結果を比較しながら、大中歪振幅での疲労性能について検証する。

第4章「小歪振幅疲労性能実験」では、小地震や風外力を想定した降伏歪よりやや大きい歪振幅においての一定歪振幅載荷実験を行う。前章と同様に基本タイプと高性能タイプの実験結果を比較しながら、小歪振幅での疲労性能を検証する。

第5章「座屈拘束ブレースの疲労性能」では、第3章と第4章で行った疲労実験結果をまとめ、さらに巨大地震を想定した3%を超える歪振幅、およびエネルギー吸収性能を左右する拘束指標を小さくした場合の一定歪振幅繰返し載荷による疲労実験結果を追加し、塑性域全体での基本タイプと高性能タイプの疲労線図を完成させ、疲労性能式を導く。実験結果を比較しつつ、疲労性能を主にして、エネルギー吸収性能等の構造性能項目についても考察する。

第6章「構造物に組み込まれた座屈拘束ブレースの疲労性能評価適用例」では、座屈拘束ブレースが組み込まれた鋼構造建築物を対象とし、様々な特性を有する設計用地震動における時刻歴応答解析を行い、解析結果と本研究の実験結果から得られた疲労性能式を簡易的な評価方法である線形累積損傷則(マイナー則)を用いて比較し、地震時の疲労性能評価の一例を行う。

第7章「疲労性能に影響を及ぼす製作時の品質管理」では、製作時の初期品質管理について検証する。構造性能、特に疲労性能に影響を及ぼすクリアランス、ギャップ、モルタル強度について実験を行うことで確認を行う。また、モックアップ試験体を製作し、品質管理値の妥当性を検証する。

第8章「結論」は、総括であり本研究で得られた知見についてまとめる。

第1章の参考文献

- [1] 日本建築学会：応答制御構造設計法、2000年12月
- [2] 日本建築構造技術者協会：JSCA 応答制御構造事例集、2005年6月
- [3] 日本建築構造技術者協会：JSCA 応答制御構造設計法・改訂版シンポジウム、2013年5月
- [4] 日本建築学会：鋼構造制振設計指針、2014年11月
- [5] 日本建築学会：鋼構造座屈設計指針、2009年11月
- [6] 日本建築学会：鋼構造物の座屈に関する諸問題 2013、2013年6月
- [7] 和田 章、岩田 衛、清水敬三、安部重孝、川合廣樹：建築物の損傷制御設計、丸善、1998年6月
- [8] 岩田 衛、竹内 徹、藤田正則：建築鋼構造のシステム化、鋼構造出版、2001年2月
- [9] 岩田 衛：座屈拘束ブレースを用いた履歴型ダンパーの性能比較実験、鉄構技術 (STRUTECH)、pp35-42、2001年6月
- [10] 岩田 衛：鋼構造物の座屈に関する諸問題 2001、座屈拘束ブレースを用いた履歴ダンパー、日本建築学会鋼構造座屈小委員会、pp54-64、2001年11月
- [11] 村井正敏、小林史興、野田隆博、岩田 衛：鋼モルタル板を用いた座屈拘束ブレースの実験的研究、日本建築学会構造系論文集、第 569 号、pp105-110、2003年7月
- [12] 小林史興、村井正敏、和泉田洋次、岩田 衛：鋼モルタル板を用いた座屈拘束ブレースの実験的研究 - その 2 製作簡易化と芯材幅厚比の変化、日本建築学会構造系論文集、第 586 号、pp187-193、2004年12月
- [13] 村瀬 亮、村井正敏、岩田 衛：鋼モルタル板を用いた座屈拘束ブレースの実験的研究 - その 4 芯材幅厚比と拘束力および断面ディテールの影響、日本建築学会構造系論文集、第 620 号、pp117-124、2007年10月
- [14] 岩田 衛、村瀬 亮、和泉田洋次、村井正敏：鋼モルタル板を用いた座屈拘束ブレースの実験的研究 - その 3 芯材の座屈挙動、日本建築学会構造系論文集、第 611 号、pp133-139、2007年1月
- [15] 緑川光正、佐々木大輔、麻里哲広、村井正敏、岩田 衛：鋼モルタル板を用いた座屈拘束ブレースの実験的研究 - クリアランスの圧縮耐力への影響と圧縮耐力に応じた座屈モード数の評価 - 、日本建築学会構造系論文集、第 75 巻、第 653 号、pp1361-1368、2010年7月
- [16] 緑川光正、田中康隆、大竹誠寛、麻里哲広、村井正敏、岩田 衛：鋼モルタル板を用いた座屈拘束ブレースの実験的研究 - 座屈モード数の評価および圧縮引張耐力比と細長比の関係 - 、日本建築学会構造系論文集、第 76 巻、第 664 号、pp1153-1160、2011年6月
- [17] 緑川光正、若山拓也、飯塚亮太、麻里哲広、村井正敏、岩田 衛：鋼モルタル板を用い

- た座屈拘束ブレースの実験的研究 - 座屈モード数および圧縮引張耐力比と摩擦力の評価 - 、日本建築学会構造系論文集、第 77 巻、第 681 号、pp1763-1771、2012 年 11 月
- [18] 飯塚亮太、若山拓也、緑川光正、岩田 衛：鋼モルタル板を用いた座屈拘束ブレースの実験的研究 - 芯材細長比の違いによる強軸座屈モード - 、鋼構造論文集、第 20 巻、第 78 号、pp15-21、2013 年 6 月
- [19] 田所敦志、緑川光正、村井正敏、岩田 衛：鋼モルタル板を用いた座屈拘束ブレースの実験的研究 - 芯材長さ・塑性長さ比・端部リブ長さの影響、日本建築学会構造系論文集、第 74 巻、第 641 号、pp1363-1369、2009 年 7 月
- [20] 中村 慎、山下哲郎、村井正敏、岩田 衛：鋼モルタル板を用いた座屈拘束ブレースの実験的研究 - 芯材の降伏耐力および軸剛性の調整、日本建築学会構造系論文集、第 73 巻、第 629 号、pp1143-1150、2008 年 7 月
- [21] 緑川光正、若山拓也、麻里哲広、岩田 衛：鋼モルタル板を用いた座屈拘束ブレースの実験的研究 - 摩擦力分布を考慮した圧縮引張耐力比の算定方法とその評価 - 、構造工学論文集、Vol.60B、pp307-315、2014 年 3 月
- [22] 小川 健、中込忠男、若井亮太、村井正敏、岩田 衛：座屈拘束ブレースの脆性破壊に関する実験的研究 - 溶接を有する芯材の実験 - 、日本建築学会構造系論文集、第 76 巻、第 661 号、pp667-674、2011 年 3 月
- [23] 小川 健、中込忠男、若井亮太、村井正敏、岩田 衛：座屈拘束ブレースの脆性破壊に関する実験的研究 - 芯材の溶接形状および実験温度による影響 - 、日本建築学会構造系論文集、第 76 巻、第 666 号、pp1507-1514、2011 年 8 月
- [24] 伊藤龍之介、中込忠男、村井正敏、岩田 衛、若井亮太：座屈拘束ブレースの脆性破壊に関する実験的研究 - 溶接結合された十字断面芯材の力学的性能、日本建築学会構造系論文集、第 78 巻、第 691 号、pp1613-1620、2013 年 9 月
- [25] 巖 明、一戸康生、福田浩司、久保田一男、蓮田常雄、武居 泰：制震ブレースを用いた線路上空利用建物の耐震補強法その 3、その 4、日本建築学会大会学術講演梗概集 B-2、pp915-918、1998 年 9 月
- [26] 中込忠男、岩本 剛、加村久哉、下川弘海、原山浩一：低降伏点鋼を用いた鋼管補剛平鋼ブレースの疲労特性に関する実験的研究、日本建築学会構造系論文集、第 530 号、pp155-161、2000 年 4 月
- [27] 宇佐美徹、金子洋文、小野喜信、鈴木直幹、中山信雄、井出 豊：H 形鋼座屈補剛制震ブレースの疲労特性その 1、その 2、その 3、日本建築学会大会学術講演梗概集 C-1、pp653-654、2001 年 9 月、pp557-558、2002 年 8 月、pp883-884、2004 年 8 月
- [28] 成原弘之、安田 聡、川村東雄、聲高裕治、辻田 修：座屈拘束ブレースに関する実験的研究その 3、その 4、その 5、日本建築学会大会学術講演梗概集 C-1、pp651-652、2001 年 9 月、pp555-556、2002 年 8 月、pp581-582、2007 年 8 月

- [29] 寺田岳彦、佐武直紀、堀江竜巳、真瀬伸治、小川雄一郎、磯田和彦：溝形鋼で補剛された座屈拘束ブレースダンパーの低サイクル疲労特性と累積損傷度評価、日本建築学会技術報告集、第 16 号、pp111-116、2002 年 12 月
- [30] 森下邦宏、本田 誠、石井元悦、尾木靖夫：溝形鋼拘束型ブレースダンパーの実験的検討、日本建築学会大会学術講演梗概集 C-1、pp885-886、2004 年 8 月
- [31] 宇佐美勉、佐藤 崇：座屈拘束ブレースの低サイクル疲労実験と照査法、構造工学論文集、Vol.56A、pp486-498、2010 年 3 月
- [32] 御手洗達也、吉敷祥一、山田 哲、西本晃治：座屈拘束ブレースの低サイクル疲労試験、日本建築学会大会学術講演梗概集 C-1、pp943-944、2010 年 9 月
- [33] 植木卓也、加村久哉、山路宗忠、北村春幸、佐藤大樹、西井宏安：座屈拘束十字ブレースダンパーのランダム応答波形に対する疲労損傷度評価、日本建築学会大会学術講演梗概集 C-1、pp853-854、2011 年 8 月
- [34] 石井 匠、高木伸之、藤澤一善、清水孝憲、宮川和明、喜多村亘：二重鋼管座屈補剛ブレースの低サイクル疲労性能その 1、その 2、日本建築学会大会学術講演梗概集 C-1、pp781-784、2012 年 9 月
- [35] 前田泰史、中田安洋、岩田 衛、和田 章：軸降伏型履歴ダンパーの疲労特性に関する研究、日本建築学会構造系論文集、第 503 号、pp109-115、1998 年 1 月
- [36] 前田泰史、中村博志、竹内 徹、中田安洋、岩田 衛、和田章：実大アンボンドブレースの疲労性能その 1、その 2、日本建築学会大会学術講演梗概集 C-1、pp813-816、1999 年 9 月

第2章

高性能な座屈拘束ブレースの抽出

- 2.1 はじめに
- 2.2 既往研究の分析
- 2.3 実験概要
- 2.4 実験結果
- 2.5 実験考察
- 2.6 高性能な座屈拘束ブレース
- 2.7 まとめ

第 2 章 高性能な座屈拘束ブレースの抽出

2.1 はじめに

座屈拘束ブレースとは、軸方向力を伝達するブレース(以下、芯材と呼ぶ)が低次モードで大きく座屈しないように拘束材を用いて補剛したものである。圧縮荷重時でも引張荷重時と同等の性能を発揮することができ、安定した復元力特性が得られる^[1]。座屈拘束ブレースを主架構に組み込んだ損傷制御構造^[2]においては、主架構は弾性域に留めることとしている。必要に応じて、中地震動の段階から座屈拘束ブレースのみを塑性化させ、履歴ダンパーとして用いている。大地震動においては座屈拘束ブレースの塑性歪は大きくなるが、主架構はほぼ弾性域に留めることができる。

座屈拘束ブレースは、鋼モルタル板(溝形鋼にモルタルを充填したもの)を用いた拘束材を両面にアンボンド材を貼り付けた芯材に被せ溶接をして一体化したものである。芯材端部のディテールが拘束材より大きくなる場合(ボルト本数が多くなる。補強リブまたは増厚とする等)でも、鋼モルタル板を後から挟み込む製作手順を取ることから、両端部ディテールの設計自由度が大きい。また、一体化前に鋼モルタル板の充填等の管理が目視で行えるため、品質管理が容易である。

この座屈拘束ブレースに関して、芯材の断面積、幅厚比、細長比、拘束材の断面 2 次モーメント等を変化させた様々な試験体について、性能比較実験を行ってきた。

これまでは、座屈拘束ブレースの実験結果から算出した累積塑性歪エネルギー率 ω が、性能評価下限式の値(既往研究において、载荷パターンが漸増载荷、終局状態が局部変形となった試験体から算出された必要値)を上回っていれば、エネルギー吸収性能を満たしているとしてきた。ここで、 ω は図 2.1 に示すように、復元力特性から算出した累積塑性歪エネルギー E_i を、芯材の降伏荷重 P_y と弾性限界変形量 δ_y を乗じた値 W_y で除した無次元化量である。

しかしながら、2011 年 3 月 11 日に起こった東北地方太平洋沖地震は、単一ではなく 3 つの地震が連動した海溝型の 3 連動型地震であり、長周期・長継続時間の地震動が観測された^[3]。今後、より深刻な海溝型地震が予測されている。このため、 ω の大きな座屈拘束ブレースを実現する必要がある。

ω の大きな座屈拘束ブレースを考えるにあたって、日本建築センターの模擬波である BCJ-L2(継続時間 60 秒)を用いた中規模ビルの振動解析をしている^[4]。その結果は $\omega=150$ であった。この結果を踏まえ、BCJ-L2 を単純に 3 倍して考えると 3 連動型地震は、 $\omega=150 \times 3=450$ となる。また文献[5]によると、鋼材ダンパーの累積塑性変形倍率の評価で、最大が 700 という値が示されている。この累積塑性変形倍率と本論の ω の考え方および値はほぼ同等と考えてよい。これらの値を最小の基準値として、 ω の大きな座屈拘束ブレース

を考える。

本論では、既往の実験結果から考えられる ω の値を決定する要因を詳細に分析する。また、この分析結果を踏まえ、 ω の値を決定する要因をパラメータとした試験体を製作し、実大載荷実験を行い、従来のもよりも ω の大きな座屈拘束ブレースのエネルギー吸収性能を確認する。これらから、 ω の大きな座屈拘束ブレースの要件を明示する。

ここでは、エネルギー吸収性能が高い座屈拘束ブレースは、疲労性能も高いと予測する。

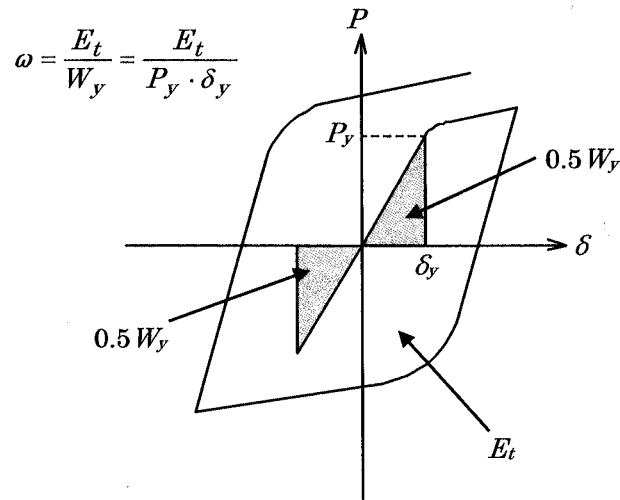


図 2.1 累積塑性歪エネルギー率 ω 算出概念図

2.2 既往研究の分析

2.2.1 実験モデル

既往の研究の実験モデルを図 2.2 に示す。図中の芯材長さは、解析上のモデルとしての長さを「芯材長さ」と定義する。座屈拘束ブレースを組み込んだ建築物が水平力を受け、せん断変形した場合を想定する。試験体に生じる軸方向変形 δ に関して、実験モデルから式(1)の関係が成り立つ。 δ^2 、 d^2 は微少項であるので省略する。

$$l_B \delta = l d \quad (1)$$

δ と加力点の水平変位 d の間には式(2)のような関係が成り立つ。

$$\delta = \frac{l d}{l_B} = d \cos \theta \quad (2)$$

試験体設置角度を θ 、芯材全体に生じる軸歪を ε_B 、層間変形角 γ 、階高を h_s とおく。

$$\varepsilon_B = \frac{\delta}{l_B} = \frac{d}{l_B} \cos \theta \quad (3)$$

$$\gamma = \frac{d}{h_s} \quad (4)$$

試験体設置角度を 45 度としたとき、 ε_B と γ の関係式は(5) 式となる。

$$\varepsilon_B = \frac{\gamma}{2} \quad (5)$$

芯材長さに対する芯材塑性化部長さの比(= l_C/l_B)を塑性長さ比とする。塑性長さ比 50%の座屈拘束ブレースにおいて、芯材塑性化部以外の芯材弾性部の軸歪を微少として無視すると、芯材塑性化部に生じる軸歪(以下、芯材の軸歪とする) ε は(6)式になる。 ε を座屈拘束ブレースに生じる軸歪とする。

$$\varepsilon = \frac{l_B}{l_C} \varepsilon_B \approx \gamma \quad (6)$$

(6)式から、芯材の軸歪が層間変形角とほぼ等しくなる。すなわち、中地震動(レベル 1)に対応して想定される層間変形角 1/200 相当の芯材の軸歪は 0.5%となり、大地震動(レベル 2)に対応して想定される層間変形角 1/100 相当の芯材の軸歪は 1.0%である。

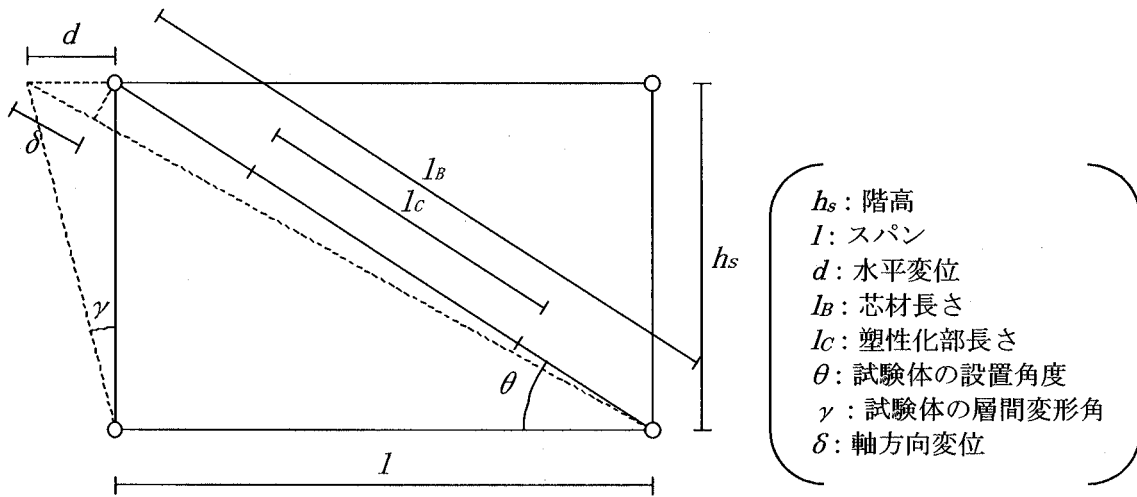


図 2.2 実験モデル

2.2.2 載荷計画

実験装置を図 2.3 に示す。載荷は 1000kN アクチュエータを用い、軸方向変位制御による正負交番漸増繰返し載荷とする。柱脚部をピン支持とし、試験体の設置角は 45 度とする。

載荷は弾性歪の繰返しから始め、中地震動(レベル 1)を想定している芯材の軸歪 0.5%を 2 回載荷し、軸歪 0.75%を 2 回載荷する。次に大地震動(レベル 2)を想定している軸歪 1.0%を 5 回載荷し、引続き軸歪 1.5%、2.0%、2.5%をそれぞれ 2 回ずつ載荷する。最後に軸歪 3.0%では、耐力が最大耐力の 80%まで低下するか、引張破断するか、弱軸または強軸方向に変形が大きく表れて載荷が続行できなくなるまで繰り返す(表 2.1)。

試験体の軸変形量は、芯材の第一ボルト間(図 2.3 中 A-B 間)の試験体手前と奥側にレーザー変位計を設置して測定を行い、その平均値を軸変形量 δ とする。

表 2.1 載荷パターン

載荷順序	芯材の軸歪 ε (%)	載荷回数
1	$\varepsilon_y/3$	1
2	$2\varepsilon_y/3$	1
3	0.25	1
4	0.5	2
5	0.75	2
6	1.0	5
7	1.5	2
8	2.0	2
9	2.5	2
10	3.0	-

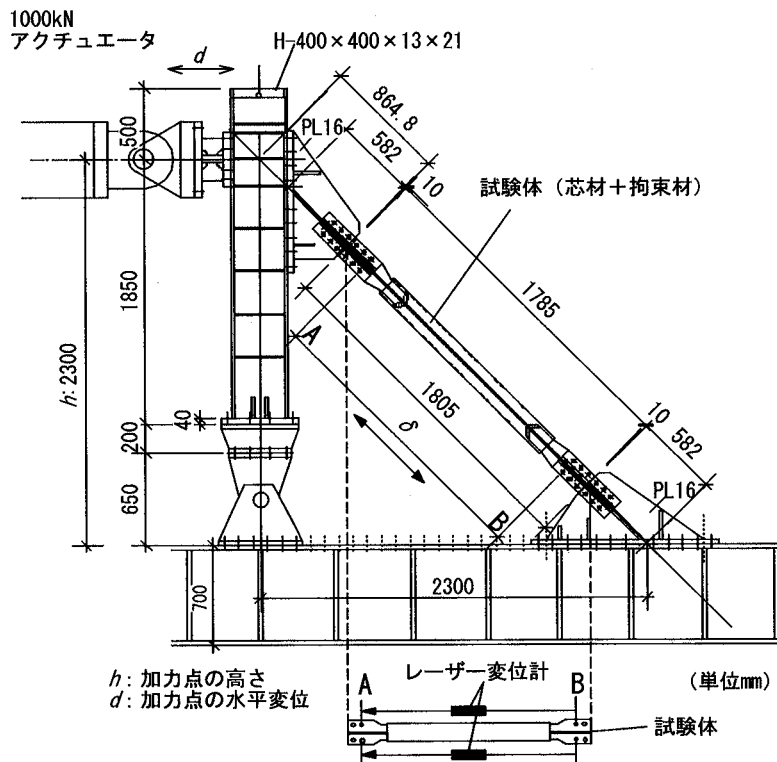


図 2.3 実験装置

2.2.3 実験結果

図 2.4 に既往研究の実験結果を示す。図中では芯材の終局状態を局部変形、強軸変形、引張破断に分けている。図 2.5 に芯材の終局状態(局部変形、強軸変形)を示す。弱軸回りへの変形を局部変形、強軸回りへの変形を強軸変形、芯材が引張側で破断したものを引張破断とする。図 2.4 中の既往の研究の実験結果では、エネルギー吸収性能を下げる目的で意図的に試験体を製作し、実験を行ったもの(芯材に材質が違うアルミ材を用いた、強軸方向に強制的に変形させた等)は表示していない。縦軸は累積塑性歪エネルギー率 ω であり、横軸は拘束指標 R である。 R は拘束材のオイラー座屈荷重 P_E を降伏荷重 P_y で除した値 P_E/P_y である。また、 P_E の算出は(7)式を用いる。

$$P_E = \frac{\pi^2(E_s I_s + E_m I_m)}{L^2} \quad (7)$$

ここで、 E_s は拘束材の鋼のヤング係数(2.05×10^5 (N/mm²))、 I_s は拘束材の鋼の断面 2 次モーメント、 E_m は拘束材のモルタルのヤング係数($E_s / 20$ (N/mm²))、 I_m は拘束材のモルタルの断面 2 次モーメント、 L は芯材長さである。

図 2.6 に座屈拘束ブレース断面図を示す。芯材塑性化部に同図 a) は絞りを加えていないもの、同図 b) は絞りを加えている断面図である。 I_s および I_m は図 2.6 a) 中の芯材の中心(一点鎖線)を中立軸として算出する。

図 2.7 に示すように、既往の研究における芯材の形状は接合部にボルトの断面を確保するために a) 絞りを加えていないもの、b) 絞りを加えているもの(丸印)があるが、a) と b) の違いによるエネルギー吸収性能への影響はほとんどみられない。座屈拘束ブレースの芯材長さおよび芯材塑性化部長さを図 2.7 a) に示す。

文献[6]によると、芯材の終局状態が引張破断、強軸変形の場合の ω は、局部変形に比べて大きくなる傾向がある。このため、芯材の終局状態が局部変形における ω の下限値として、次式の関係を見出し、座屈拘束ブレースの性能評価下限式としている。

$$\omega = 150R \quad (R \leq 6.0) \quad (8)$$

$$\omega = 900 \quad (R > 6.0) \quad (9)$$

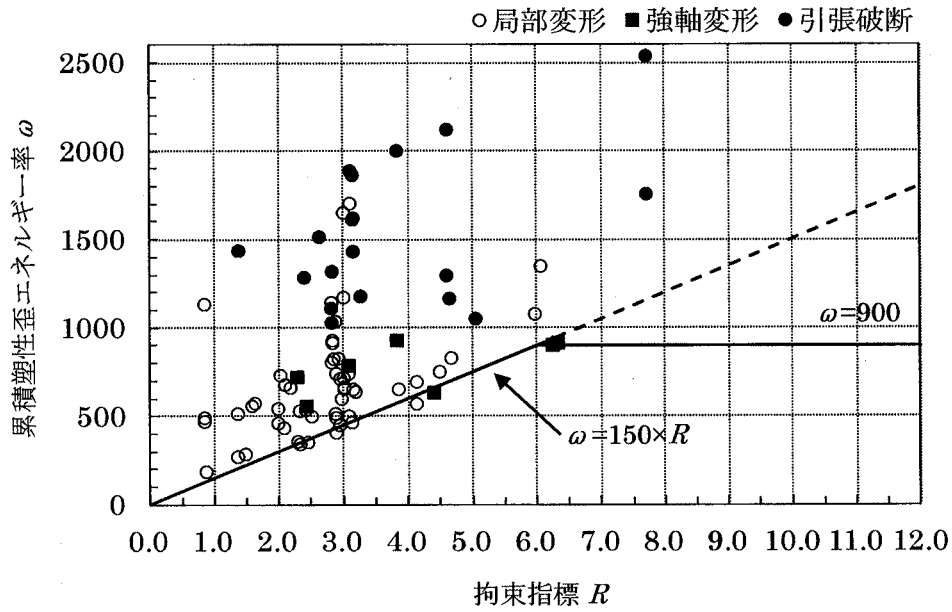


図 2.4 累積塑性歪エネルギー率 $\omega - R$ 関係

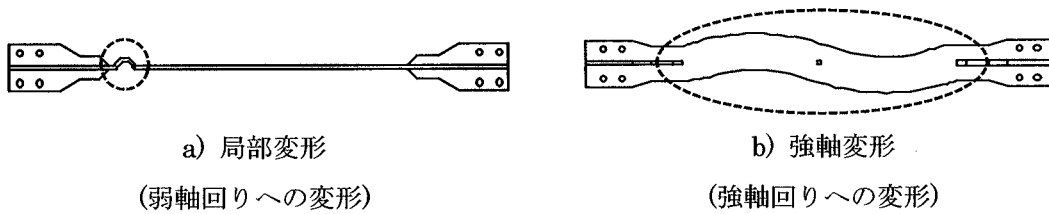


図 2.5 終局状態

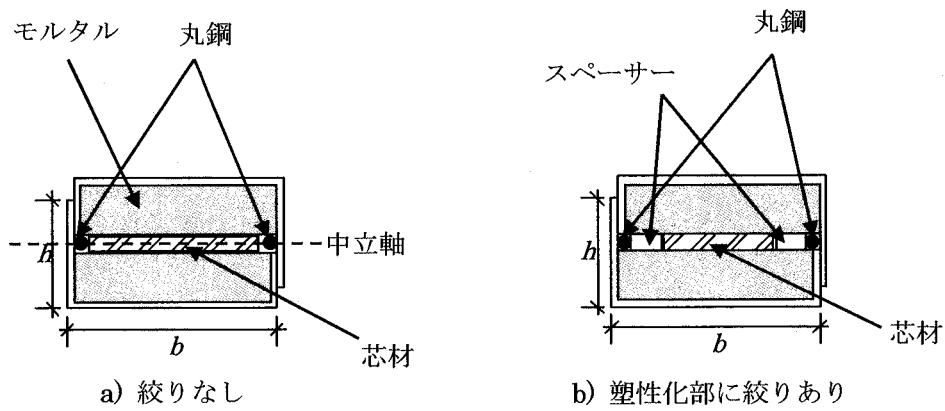


図 2.6 座屈拘束ブレース断面図

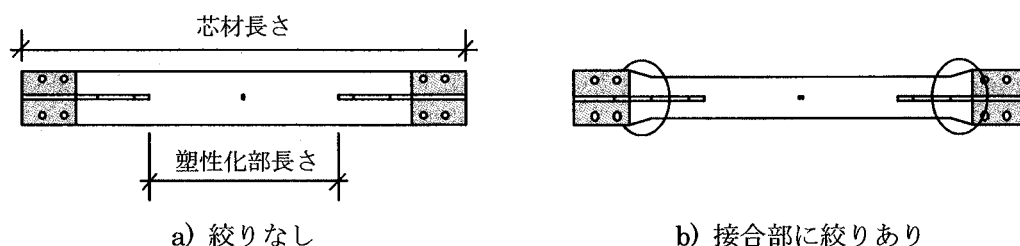


図 2.7 芯材形状

2.2.4 要因分析

既往の座屈拘束ブレースの実験結果を分析し、累積塑性歪エネルギー率 ω の値を決定する要因を検討し、より ω を大きくする条件を示す。

1) 芯材の終局状態

芯材の終局状態は大きく局部変形、強軸変形、引張破断の3つに分けられる。

図 2.4 において、累積塑性歪エネルギー率 ω が極めて大きいものや性能評価式を若干下回っているものもある。性能評価下限式を下回る要因として、芯材の早期の局部変形、大きな強軸変形による载荷終了等があげられる。同図からは詳細に読み取れないが拘束指標 R 、芯材の幅厚比、クリアランスの影響で早期に芯材が局部変形、強軸変形したと考える。次節以降で詳細に考察する。

終局状態が引張破断で終了している試験体は、拘束指標 R に関係なく全てが $\omega > 900$ となっている。このことから、座屈拘束ブレースは、局部変形や強軸変形を起こすことなく、鋼材である芯材の破断強度まで用いることが ω を大きくするために必要であると考えられる。

2) 拘束指標 R

図 2.4 から、次のようなことがわかる。

- a) 拘束指標 R が小さい $R \leq 3$ の範囲では、局部変形が起こり易く、これでエネルギー吸収性能が決まる。
- b) $3 < R \leq 6$ の範囲では、引張破断している試験体も現れるが、局部変形をしている試験体が多くみられ、強軸変形しているものもある。この範囲では、累積塑性歪エネルギー率 ω の大きさにばらつきがある。
- c) $6 < R$ の範囲では、 R が 6 の付近で局部変形あるいは強軸変形しているものもあるが、大きな R では全て引張破断となっている。それに伴い、 ω の値も大きくなっている。

3) 圧縮引張耐力比 α

圧縮引張耐力比 α は、圧縮耐力 P_c を引張耐力 P_t (P_c 、 P_t : 各軸歪振幅における圧縮時および引張時の最大荷重をそれぞれ圧縮耐力、引張耐力とする) で除した値である。 α が大きくなると、圧縮側での耐力が上昇し、早期に局部変形や強軸変形を起こす可能性がある。また、文献[7]によると、圧縮時に芯材塑性化部に高次の座屈モードが形成され、芯材塑性化部の細長比 λ が大きいほど、拘束材との接触点数が増えて摩擦力が上昇するため α が上昇すると報告されている。そこで、累積塑性歪エネルギー率 ω 、 α 、 λ 、拘束指標 R の関係について分析する。図 2.8 に ω 、 α 、 λ 、 R の関係を示す。

a) ω - α 関係(図 2.8 a))

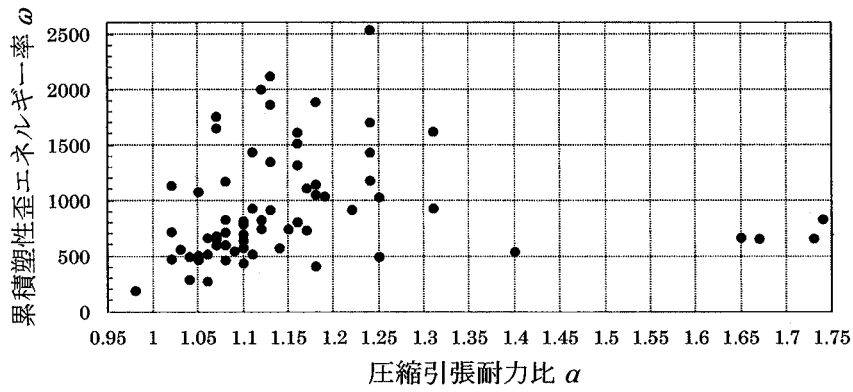
α が 1.05~1.25 の範囲で、累積塑性歪エネルギー率 ω の大きな試験体が多くみられる。 $\alpha \geq 1.35$ では ω が小さい値となっている。

b) α - λ 関係(図 2.8 b))

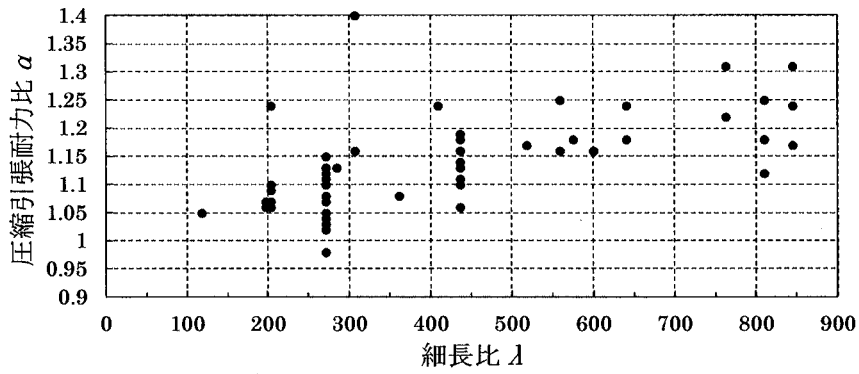
細長比 λ が大きくなるに従い、圧縮引張耐力比 α が大きくなる傾向がある。文献[7]に示されているように、 λ が大きくなると芯材と拘束材の摩擦が大きくなることにより、 α が大きくなったと考える。

c) α - R 関係(図 2.8 c))

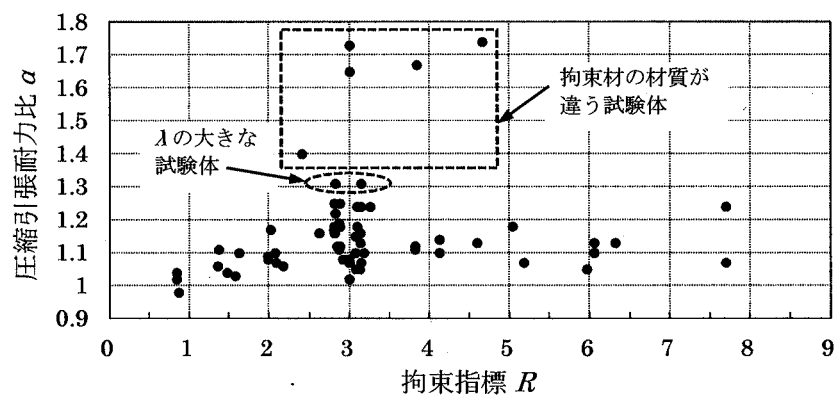
拘束指標 R による圧縮引張耐力比 α への影響はみられない。 R が 3~5 程度の試験体で α が大きくなっているものがあるが、これは拘束材の材質の違い(モルタルではなく硬質ウレタンフォーム)¹⁶⁾、細長比 λ が関係している。



a) 累積塑性歪エネルギー率 ω - 圧縮引張耐力比 α 関係



b) 圧縮引張耐力比 α - 細長比 λ 関係



c) 圧縮引張耐力比 α - 拘束指標 R 関係

図 2.8 累積塑性歪エネルギー率 ω 、圧縮引張耐力比 α 、細長比 λ 、拘束指標 R の関係

4) 形状・寸法のディテール

a) 絞り型

表 2.2 に局部変形位置数および強軸変形数を示す。既往の研究^[9]などにおいて、芯材に絞りを加えていないとき、芯材端部での局部変形で終局を迎えている試験体が多数みられた。これは、軸力が弾性部から芯材塑性化部へと伝達されるときに、芯材塑性化部端部で応力集中が起きるため、局部変形を起こす原因となった。芯材塑性化部端部での局部変形を避けるため、芯材塑性化部に絞りを加える必要がある。

b) 強軸方向の補強

文献[10]によると、芯材の強軸回りの補強として、芯材の両側に丸鋼を用いることが有効だと示されている。しかし、累積塑性歪エネルギー率 ω を大きくするにはさらに強軸回りに補強をする必要がある。そのため、芯材塑性化部に絞りを加え、ここにスペーサーを入れることにより、強軸回りの拘束を大きくすることができる。図 2.9 に強軸回りへの補強の一例を示す。

c) 強軸変形の測定結果

図 2.10 に既往の研究結果の試験体手前と奥側の軸変形量測定値の差の最大変位差(以下、変位差とする)と細長比 λ の関係を示す。「強軸変形なし」は強軸変形がみられなかった試験体を、「強軸変形あり」は強軸変形がみられた試験体(終局状態が局部変形だが、载荷中に強軸変形がみられた試験体も含む)を示す。

λ が大きくなると変位差が大きくなる試験体もみられる。また、「強軸変形あり」をみると、 λ が大きくなるほど変位差が大きくなっており、各 λ でも上部に分布している。「強軸変形なし」をみると、変位差が大きくなっているものもみられるが、これは芯材塑性化部端部が局部変形したことが原因と考える。ここから、変位差の値は強軸変形と関連しているといえる。

d) 塑性長さ比(芯材塑性化部長さ/芯材長さ)

芯材長さが同じ時、塑性長さ比を大きくすると細長比 λ が大きくなる^[11]。 λ が大きくなると高次の座屈モードが形成^[12]され拘束材との摩擦力が上昇し、圧縮引張耐力比 α が上昇する(図 2.8 b))。 α が大きくなることで、早期に局部変形を起こし、ブレース接合部の損傷に繋がるため、塑性長さ比を大きくすることは避ける必要がある。 α の上昇を抑え終局状態を引張破断にするためには、塑性長さ比を 30~50%程度とするのが適当である。

e) 幅厚比

芯材幅に対する芯材厚さの比を幅厚比と呼ぶ。文献[10]によると、幅厚比を大きくすると、局部変形が早期に発生し、エネルギー吸収性能が低下する。一方、幅厚比を小さくすると、強軸変形が大きくなる。文献[13]において、幅厚比の小さな芯材(幅厚比: 4、4.7)の実験を行い、強軸変形で終了している結果が報告されている。局部変形、強軸変形を抑え引張破断させるには、幅厚比を 6~8 程度(芯材塑性化部に絞りを加え、強軸方向へスペーサーを入

れた場合)とする。

また、文献[14]を踏まえ、芯材塑性化部と弾性部での接合部係数を考慮する。弾性部の降伏耐力が芯材塑性化部の降伏耐力の 1.5 倍以上になるような弾性部の断面積として、弾性部の幅厚比を決める。

表 2.2 局部変形位置数および強軸変形数

局部変形・強軸変形で 終局を迎えた試験体数	局部変形位置			強軸変形
	端部	中央部	その他 (全体座屈等)	
59	39	7	6	7

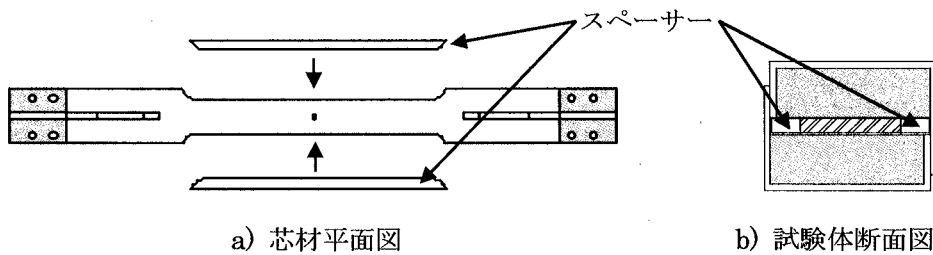


図 2.9 強軸方向補強例

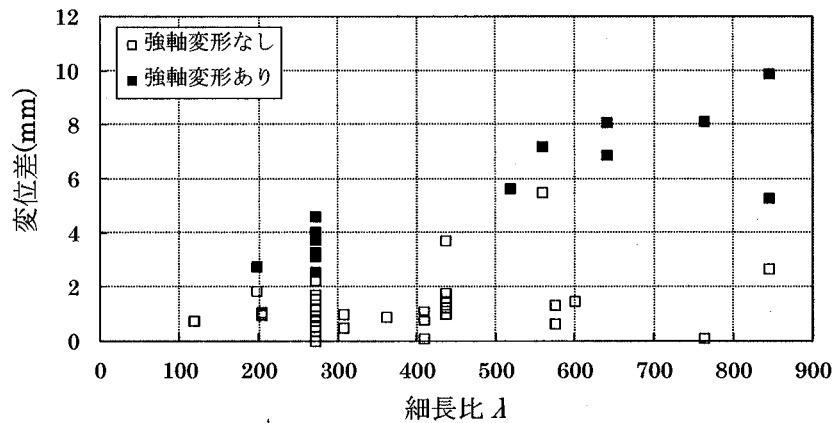


図 2.10 変位差 - λ 関係

f)降伏応力度 σ_y

ω を大きくするには終局状態だけでなく、芯材の強度も影響する。そのため、芯材に用いる鋼材の降伏応力度 σ_y についても考慮する必要がある。図 2.11 に ω - σ_y 関係を示す。ばらつきがあるものの、 σ_y が小さくなるに従って、 ω の値は大きくなる傾向があり、できるだけ σ_y の小さい鋼材($\sigma_y < 300\text{N/mm}^2$)を用いる必要がある。 $\sigma_y < 300\text{N/mm}^2$ のとき $\omega > 1500$ まで大きくなっている試験体があるため、 ω を大きくする基準を $\sigma_y = 300\text{N/mm}^2$ とする。また、建築構造用圧延鋼材(SN400B)の設計基準強度である 235N/mm^2 を最小値として、 $235 < \sigma_y < 300\text{N/mm}^2$ を σ_y の範囲とする。

g)クリアランス

文献[10]によると、弱軸方向のクリアランスが小さいほど累積塑性歪エネルギー率 ω は大きくなる。一方、あまりにクリアランスが小さすぎると、拘束材も圧縮力を負担するため圧縮引張耐力比 α が大きくなる。また、クリアランスが大きくなると芯材の一部で座屈モードの振幅が大きくなり、早期に局部変形を起こす。このため、クリアランスを適切に設ける必要がある。

芯材は圧縮時にポアソン比の影響で断面積が大きくなる。クリアランスを決定するには、ポアソン比を考慮する必要がある。次式にポアソン比と芯材塑性化部幅または厚さの変形量の関係式を示す。

$$\Delta d = \nu d \left(\frac{\Delta l_c}{l_c} \right) \quad (10)$$

ここで、 Δd : 芯材塑性化部幅(または厚さ)変形量、 d : 芯材塑性化部幅(または厚さ)、 Δl_c : 芯材塑性化部変形量、 l_c : 芯材塑性化部長さ、 ν : ポアソン比(=0.5)。

(10)式を用いて圧縮時の芯材塑性化部の幅または厚さの変形量を求める。求めた変形量が芯材幅、厚さの増加分になるので、クリアランスは Δd 以上をとるものとする。また、文献[10]、[15]よりクリアランス比(クリアランス/芯材厚)は、10~15%(弱軸両面側のクリアランスの合計)が適切と考える。

h)リブ貫入長さ

リブ貫入長さが長くなると、塑性長さ比が小さくなる。塑性長さ比が小さくなると、層間変形角に対する軸歪量が大きくなってしまうので、早期に局部変形を起こしやすくなる。また、リブ貫入長さが短くなるとリブ端部での首折れを起こしやすくなる[22]。

表 2.3 に既往の研究[11]で行ったリブ貫入長さ比(リブ貫入長さ/芯材塑性化部長さ)の小さい(9%)座屈拘束ブレースの実験結果を示す。いずれも端部での首折れはしていないが、軸歪3.0%初期または軸歪3.0%に足らない段階で局部変形している。端部の首折れを抑えるため、リブ貫入長さ比を10~20%程度とすることが適切と考える。

i) 芯材塑性化部断面形状

文献[17]によると、芯材の断面を十字として平鋼にリブを溶接した場合、溶接溶け込み不良や熱影響により芯材断面に欠陥が生じてしまい、この部分を起点として早期に亀裂が生じてしまう。芯材塑性化部を平鋼とすることで芯材の早期破壊を避ける。

5) 分析のまとめ

既往の研究の分析結果を表 2.4 にまとめる。この結果を踏まえ、累積塑性歪エネルギー率 ω が大きくなる条件を満たす座屈拘束ブレースのエネルギー吸収性能確認実験を行う。

表 2.3 リブ貫入長さ比と終局時の軸歪と繰返し回数と累積塑性歪エネルギー率 ω [11]

試験体	リブ貫入長さ比(%)	終局時の軸歪(%)と繰返し回数	累積塑性歪エネルギー率 ω
試験体3	9	2.5%歪1回目圧縮	438
試験体7		2.0%歪1回目圧縮	275
試験体8		3.0%歪1回目圧縮	575

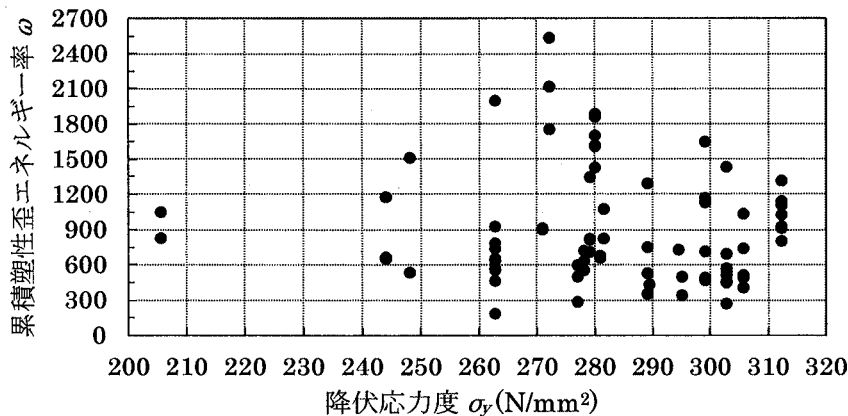


図 2.11 累積塑性歪エネルギー率 ω - 降伏応力度 σ_y 関係

表 2.4 分析結果のまとめ

構造要因	累積塑性歪エネルギー率 ω が大きくなる条件
拘束指標 R	$6 < R$
絞り	あり
強軸方向の補強	丸鋼+スペーサー
塑性長さ比	30~50%
幅厚比	6~8
降伏応力度 σ_y	$235 < \sigma_y < 300 \text{N/mm}^2$
クリアランス比	10~15%
リブ貫入長さ比	10~20%
芯材断面	平鋼

2.3 実験概要

2.3.1 試験体設定の要件

拘束指標 R は局部変形を抑えるために 6 以上とする。芯材塑性化部には端部への変形を抑えるため絞りを設け、空いたスペースにはスペーサーを入れる。塑性長さ比は圧縮引張耐力比 α の上昇を抑えるために 50%以下として、30~50%の範囲で変化させる。幅厚比は 6~8 の範囲とする。芯材に用いる鋼材の σ_y はできるだけ 300N/mm² 未満とする。クリアランス比は芯材のポアソン比、座屈モードを考慮し 10~15%とする。リブ貫入長さは端部の首折れを抑えるため、10~20%とする。芯材断面は芯材の早期破壊を防ぐため平鋼とする。

2.3.2 試験体

試験体一覧を表 2.5、試験体断面図を図 2.6 b)、試験体平面図を 2.12 図に示す。芯材は平鋼を用い、端部には補強リブを設け十字断面の形状とする。図 2.13 に芯材端部の詳細図を示す。拘束材となる二つの鋼モルタル板は芯材を挟み込む形で隅肉溶接して一体化させる。芯材長さは 1785mm、芯材塑性化部の形状は全て厚さ 12mm、幅 84mm とし、幅厚比は 7.0 とする。芯材塑性化部には絞りを設け、塑性化部中央両面には 10mm×10mm×高さ 20mm の拘束材ずれ止めを設ける。芯材弱軸方向には 1mm のクリアランスを確保するためクリアランス調整材(ブチルゴム、1mm 厚)を貼り付け、強軸方向には $\phi 11$ の丸鋼、絞り部分へはスペーサーを入れ、芯材とスペーサーの間にクリアランスを 1mm 確保する(クリアランス調整材は貼り付けない)。スペーサーは芯材の厚さと同じ厚さの鋼板から切り出して製作する。全ての試験体の芯材の材質は SN400B、スペーサーおよび鋼モルタル板の鋼板(板厚: 3.2mm)の材質は SS400 とする。

芯材とモルタルの素材試験の結果を表 2.6 に示す。芯材の降伏荷重 P_y は、表 2.6 の降伏応力度に断面積を乗じて算出する。拘束指標 R および塑性長さ比、リブ貫入長さ比を変化させた試験体とし、試験体比較パラメータを表 2.7 に示す。

表 2.5 試験体一覧

試験体	芯材(SN400B)						拘束材(SS400)					
	寸法 (mm)	断面積 (mm ²)	P_y (kN)	芯材 長さ (mm)	塑性化部 長さ (mm)	塑性 長さ 比 (%)	r部と 補強リブ端部 の距離 (mm)	h (mm)	b (mm)	$I \times 10^4$ (mm ⁴)	P_E (kN)	P_E/P_y
試験体1			308.1		892	50	0	82.0		312	1980	6.4
試験体2					536	30	180			106.0	540	3427
試験体3	PL- 84×12	1008	298.3	1785	714	40	90	82.0	159.2	312	1980	6.6
試験体4					536	30	180			95.0	426	2701
試験体5			297.5		892	50	60	95.0		426	2701	9.0
試験体6					714	40	90			95.0	426	2701

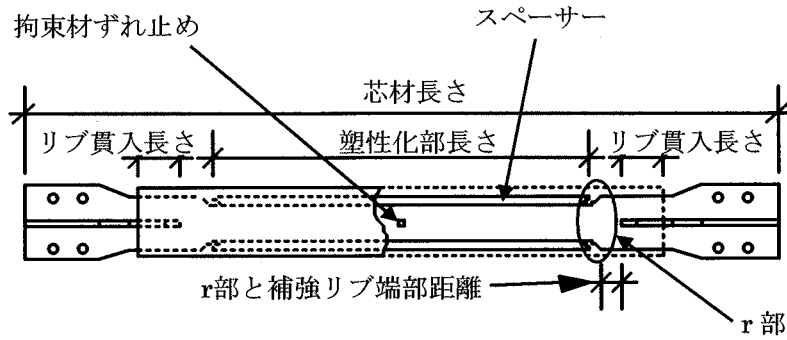


図 2.12 試験体平面図

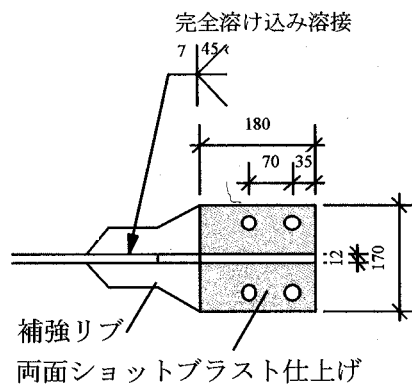


図 2.13 芯材端部詳細図

表 2.6 素材試験

試験体名	板厚 (mm)	降伏応力度 (N/mm ²)	引張強さ (N/mm ²)	降伏比 (%)	降伏歪 (%)	モルタル圧縮強度 (N/mm ²)
試験体1、2	12	308	420	73.0	0.162	72.5
試験体3、4		298	415	72.0	0.165	64.1
試験体5、6		298	417	71.0	0.158	71.0

表 2.7 試験体比較パラメータ

試験体名	拘束指標 <i>R</i>	塑性長さ比 (%)	リブ貫入長さ比 (%)
試験体1	6.5	50	17
試験体2	11	30	28
試験体3	6.5	40	21
試験体4	9.0	30	28
試験体5	9.0	50	10
試験体6	9.0	40	21

2.3.3 載荷計画

実験装置および載荷パターンは既往の研究と同様(図 2.3, 表 2.1)とし、試験体 6 についてのみ、塑性長さ比 50%の試験体と同等の層間変形角として載荷をする。

各試験体の芯材の軸歪と層間変形角の関係を表 2.8 に示す。層間変形角を塑性長さ比 50%の試験体に合わせ大きくした試験体として試験体 6 の載荷を行う。

載荷最大軸歪(軸歪 3.0%, 試験体 6 のみ軸歪 3.73%)では、試験体の耐力が最大耐力の 80%に低下または引張破断するまで行う。

表 2.8 芯材の軸歪(%)と層間変形角

芯材の 軸歪 ε (%)	層間変形角					芯材の 軸歪 ε (%)	層間変形角 試験体 6
	試験体 1	試験体 2	試験体 3	試験体 4	試験体 5		
$\varepsilon_y/3$	1/1667	1/2724	1/2153	1/2724	1/1667	0.38 ε_y	1/1667
2 $\varepsilon_y/3$	1/833	1/1362	1/1064	1/1362	1/833	0.76 ε_y	1/833
0.25	1/400	1/586	1/454	1/586	1/400	0.3	1/400
0.5	1/200	1/317	1/242	1/317	1/200	0.61	1/200
0.75	1/133	1/217	1/165	1/217	1/133	0.92	1/133
1.0	1/100	1/165	1/125	1/165	1/100	1.23	1/100
1.5	1/67	1/112	1/84	1/112	1/67	1.86	1/67
2.0	1/50	1/84	1/64	1/84	1/50	2.48	1/50
2.5	1/40	1/68	1/51	1/68	1/40	3.11	1/40
3.0	1/33	1/57	1/43	1/57	1/33	3.73	1/33

2.4 実験結果

各試験体の終局時の軸歪(%)と繰返し回数、終局状態を表 2.9 に、降伏耐力比 P/P_y (P : 軸方向荷重)と ϵ (芯材の軸歪(%): 芯材塑性化部長さに対する軸変形量)の関係を図 2.14 に示す。

全ての試験体において安定した紡錘形の復元力特性を示した。 P/P_y は引張側では 1.5 程度、圧縮側では 1.6~1.7 程度となっており、各試験体で圧縮側が大きくなっている。

試験体 3 は 3.0%歪 8 回目圧縮時に耐力が低下したが、80%まで低下がみられなかったので載荷を続けた。引張側では最大耐力まで耐力が上がらず、3.0%歪 9 回目圧縮時に芯材中央部で局部変形を起こし、耐力が最大耐力の 80%まで低下したため載荷を終了した。この試験体は、引張破断した試験体にくらべ拘束指標 R が小さいため局部変形が先行した。

試験体 5 は 3.0%歪 6 回目引張時の 2.5%歪付近で耐力低下がみられたが、芯材が破断に至らなかったため載荷を続けた。その後、3.0%歪 8 回目引張時に芯材が引張破断を起こして載荷を終了した。

試験体 6 は 3.73%歪 4 回目引張時で耐力の低下がみられたが、芯材が引張破断に至らなかったため載荷を続けた。その後、3.73%歪 4 回目圧縮時に芯材中央部で局部変形を起こし、耐力が最大耐力の 80%まで低下したため載荷を終了した。

芯材最終状態を写真 2.1 に示す。試験体 1 は補強リブ端部で局部変形をしていた。その他の試験体は、芯材中央部において局部変形および引張破断をしていた。局部変形および引張破断を起こしている部分を丸印で示す。

表 2.9 芯材の軸歪(%)と層間変形角

試験体名	終局時の軸歪と繰返し回数	終局状態	終局位置
試験体1	3.0%歪5回目圧縮	局部変形	塑性化部下端部
試験体2	3.0%歪16回目引張	引張破断	中央
試験体3	3.0%歪9回目圧縮	局部変形	
試験体4	3.0%歪18回目引張	引張破断	
試験体5	3.0%歪8回目引張	引張破断	
試験体6	3.73%歪4回目圧縮	局部変形	

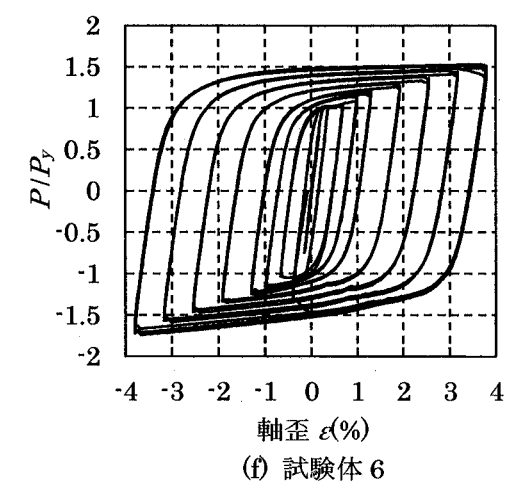
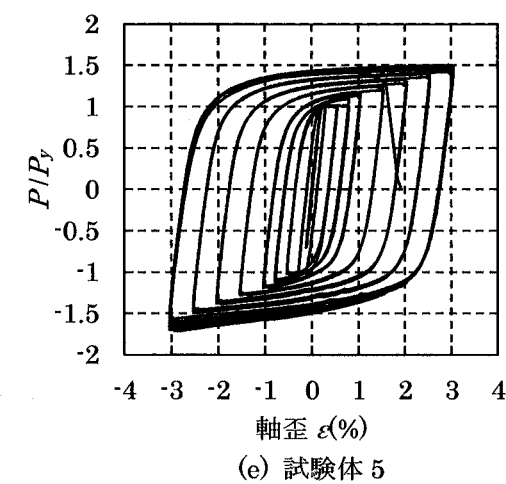
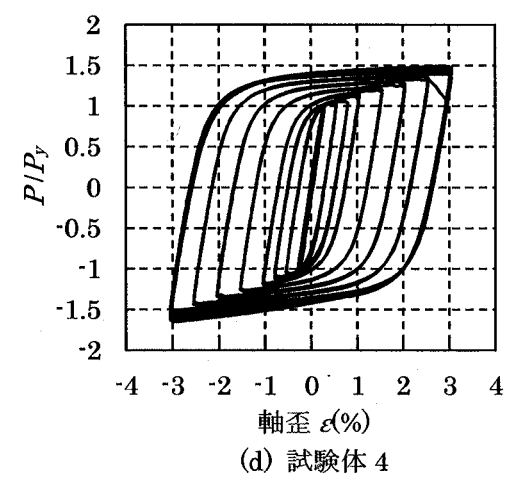
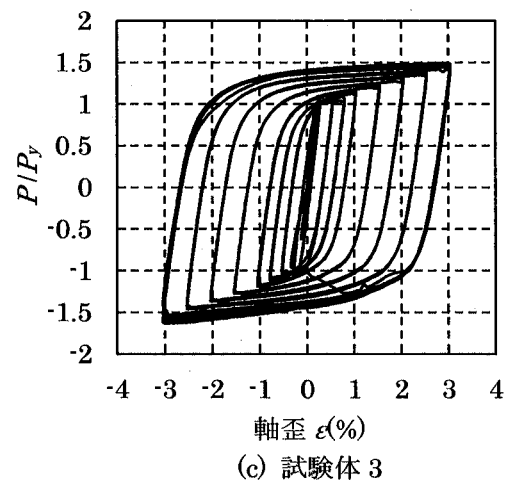
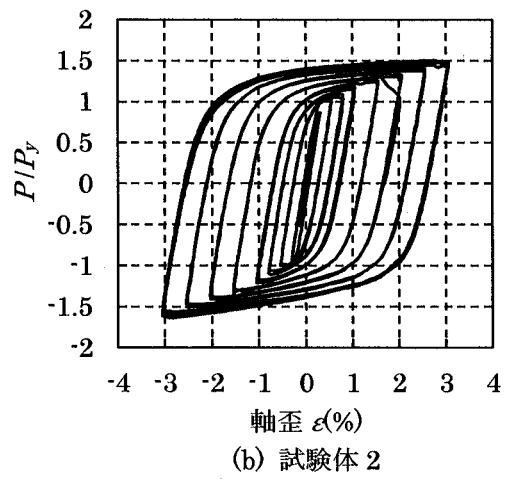
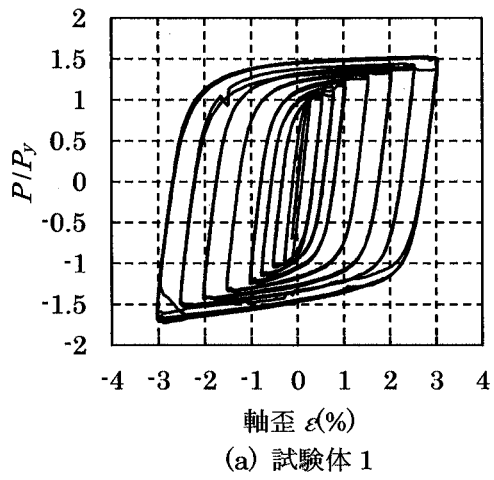


図 2.14 P/P_y -軸歪 $\varepsilon(\%)$ 関係



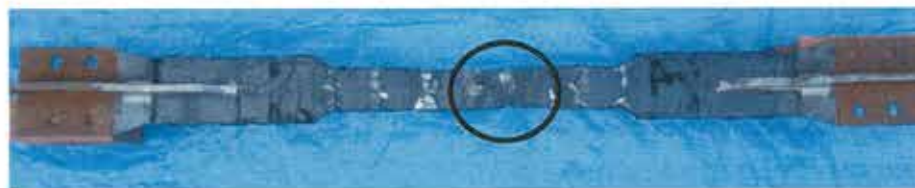
(a) 試験体 1



(b) 試験体 2



(c) 試験体 3



(d) 試験体 4



(e) 試験体 5



(f) 試験体 6

写真 2.1 芯材最終状態

2.5 実験考察

2.5.1 累積塑性歪エネルギー率 ω

本実験結果と既往研究の累積塑性歪エネルギー率 ω と拘束指標 R の関係を図 2.15 に、累積塑性歪エネルギー E_t と ω の値を表 2.10 に示す。全ての試験体で、 $\omega > 900$ となっている。

試験体 1 は ω が一番低い値となり、リブ端部が局部変形している(写真 2.1)。この試験体は、芯材塑性化部の絞り部分の r 部と補強リブ端部の位置が一致していることが原因で、軸応力が端部に集中し局部変形したためと考える。芯材 r 部と補強リブ端部の距離だけが異なる試験体 5 では、芯材塑性化部端部での局部変形は見られなかった。芯材 r 部と補強リブ端部の距離はエネルギー吸収性能に影響を与えることが分かる。試験体 3 は試験体 1 と同様に局部変形をしていたが、変形位置が芯材塑性化部中央部となっていた。このことから、軸応力が端部には集中していなかったことがわかる。 $\omega = 1341$ となっておりエネルギー吸収性能を十分に満たしている。試験体 6 も同様に局部変形となっている。この試験体は、他の試験体よりも芯材の軸歪が大きく、圧縮側での耐力の上昇も顕著にみられた。これにより、局部変形したと考える。

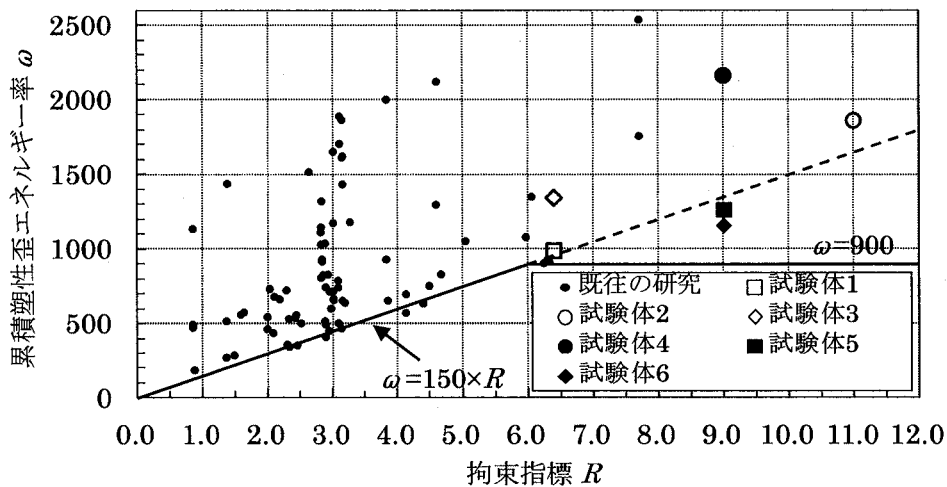


図 2.15 累積塑性歪エネルギー率 ω - 拘束指標 R 関係

表 2.10 性能評価

試験体名	累積塑性歪エネルギー E_t (kN·m)	累積塑性歪エネルギー率 ω	拘束指標 R
試験体 1	400	986	6.4
試験体 2	447	1860	11.0
試験体 3	419	1341	6.4
試験体 4	507	2162	9.0
試験体 5	491	1264	9.0
試験体 6	360	1159	9.0

2.5.2 拘束指標 R

試験体 2 と試験体 4 を比較すると、拘束指標 R が 11 の試験体 2 よりも R が 9 の試験体 4 の方が累積塑性歪エネルギー率 ω の値が大きくなっている。この要因としては、 $R > 6$ の範囲では ω は十分に大きいため、 ω は R に比例して大きくなり、一方ばらつきは大きくなる。また、既往の研究の分析では、降伏応力度 σ_y が小さいほど ω は大きくなる傾向があり、わずかではあるが σ_y が小さいことも関係している可能性が考えられる。

試験体 3 の終局状態は芯材塑性化部中央部で局部変形している。この試験体は R が足りず、局部変形したと考える。しかし、 ω は大きくなっており、 $6 < R$ ならば十分にエネルギー吸収性能を満たすことができる。

R が 9 の試験体 6 では、拘束が十分であったにもかかわらず局部変形をしている。これは、軸歪が他の試験体より大きく、圧縮時において芯材塑性化部の座屈モードを形成した一部に、軸応力が集中し局部変形したと考える。

2.5.3 圧縮引張耐力比 α

各試験体の最大軸歪時の圧縮引張耐力比 α を図 2.16、圧縮引張最大時の α を表 2.11 に示す。図 2.15 は最大軸歪時(軸歪 3.0%、試験体 6 のみ軸歪 3.73%)の繰返しごとに α を算出したもので、表 2.11 は最大圧縮耐力を最大引張耐力で除したものである。

試験体 3 は 8 回目载荷時に α が大きく下がっている。8 回目圧縮時の最大軸歪直前で耐力が若干低下したが、最大耐力の 80% までの低下はみられなかったので载荷を続けた結果、圧縮時での耐力が上がらず α が小さい値となった。

試験体 5 では 3.0% 歪 7 回目の α が 1.15 を超えている。7 回目引張時の最大軸歪直前に耐力が低下したが、最大耐力の 80% まで低下していなかったので载荷を続けた。その結果、引張時での耐力が上がらず α が大きい値となった。

試験体 3 以外の全ての試験体で、 α が 1.1 を超えてから終局を迎えている。試験体 1 と試験体 5 は塑性長さ比が大きいため、3.0% 歪 1 回目で既に α が 1.1 を超えている。試験体 6 では最大軸歪が 3.73% と他の試験体よりも大きいので、圧縮時に耐力が上昇し α が大きくなった。 α を上昇させないためには、芯材の一部への軸歪集中を抑える、また強軸変形を抑える必要がある。

試験体 1~5 の中で試験体 1、試験体 5 が圧縮引張最大時の α が大きくなっている。この原因として、塑性長さ比が他の試験体にくらべて大きいため拘束材との摩擦が大きくなり、圧縮側での耐力が上昇し、 α が大きくなったことがあげられる。

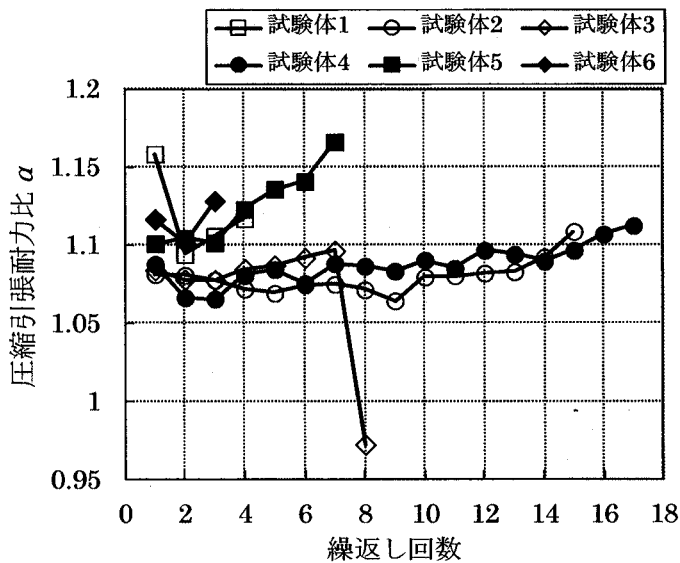


図 2.16 最大軸歪時の圧縮引張耐力比 α

表 2.11 圧縮引張最大時の α

試験体名	圧縮引張最大時の α
試験体1	1.13
試験体2	1.09
試験体3	1.09
試験体4	1.11
試験体5	1.14
試験体6	1.13

2.5.4 芯材端部の影響

試験体の中で、芯材塑性化部端部で局部変形した試験体 1 のみが ω は 1000 以下となっている。このことから、早期の耐力低下を防ぐためには芯材塑性化部端部への応力の集中を避けることが重要である。

試験体 1 を試験体 3、試験体 5 と比較すると、試験体 3 と試験体 5 は補強リブ端部と r 部を離しているため、芯材塑性化部端部への応力の集中は少なかった。試験体 3 は r 部から 90mm 補強リブ端部を離している。試験体 5 は r 部から 60mm 補強リブ端部を離している。試験体 1 の補強リブ端部と r 部の位置を基準として考えると、試験体 3 は絞り部を補強リブ端部から芯材中央部側へ移動させ、試験体 5 は補強リブを短くし r 部から離れたことにより補強リブ端部と r 部の距離を確保できた。どちらの試験体も芯材塑性化部端部での局部変形はみられなかった。

2.5.5 芯材塑性化部に絞りをつけることの有効性

既往の研究では、強軸方向へ丸鋼のみを入れている座屈拘束ブレースがほとんどである。しかし、丸鋼のみでは強軸変形し、安定してエネルギー吸収を出来ない可能性がある。

表 2.12 に本実験の変位差を示す。試験体 2 から試験体 6 は、ほとんど変位差がなく軸方向変形をしていた。試験体 1 は変位差の値が大きくなっている。強軸方向の拘束の少ない芯材塑性化部端部が局部変形していたため、変位差が大きくなったと考える。解体後の芯材を見ると試験体 1 以外の試験体において、芯材の強軸方向への変形を確認できなかった。

図 2.10 と本実験結果を比較すると、 $\lambda < 400$ の範囲では「強軸変形なし」の変位差 2mm

程度が一番大きな値となっており、変位差の小さな試験体がほとんどである。試験体 2~6 は、この範囲の中でも比較的変位差が小さくなっており、強軸方向への変形はほとんどない。

以上から、芯材に絞りを設け、スペーサーを取付けることによって、強軸変形を補強することができる。また、写真 2.1 から変形を中央部に集中させることができ、芯材塑性化部端部での局部変形や引張破断を防ぐことができる。

表 2.12 変位計の最大変位差

試験体名	最大変位差 mm
試験体 1	6.03
試験体 2	1.00
試験体 3	0.74
試験体 4	1.04
試験体 5	0.60
試験体 6	0.47

2.5.6 芯材の軸歪

層間変形角を塑性長さ比 50%の座屈拘束ブレースと同等とした試験体 6 とその他の試験体を比較し、芯材の軸歪を大きくしたときの影響を確認する。

試験体 6 は最大軸歪 3.73%まで载荷をしているため、他の試験体よりも圧縮時に耐力が高くなっている。図 2.16 から、最大軸歪 2 回目では、圧縮引張耐力比 α が試験体 1 や試験体 5 と同じ 1.1 程度だが、3 回目の载荷では 1.13 となり、 α が最も大きくなっている。芯材の軸歪を大きくすることで、芯材の座屈波形振幅が増幅し、芯材と拘束材との間の摩擦力が大きくなる。このことから、圧縮時の耐力が上昇し α が大きくなり、早期に終局に至っている。

2.6 高性能な座屈拘束ブレースの要件

既往の研究の分析結果と座屈拘束ブレースのエネルギー吸収性能確認実験の結果を踏まえ、累積塑性歪エネルギー率 ω が大きな座屈拘束ブレースを提案する。 ω を大きくするためには、局部変形および強軸変形を抑えることが重要である。これにより、圧縮引張耐力比 α が小さくなり、芯材を引張破断まで用いることができる。

2.6.1 芯材の設計

芯材断面形状は平板とし、塑性化部には絞りを加える。絞り部分にはスペーサーを入れ強軸方向を補強する。芯材塑性化部長さは塑性長さ比 50%を基準として決定する。芯材塑性化部の幅厚比は 6~8 とする。芯材塑性化部に絞りを設ける場合、芯材 r 部と補強リブ端部の距離を確保する必要がある。

2.6.2 拘束材の設計

拘束材は $6 < R$ とする。ただし、必要以上に拘束指標 R を大きくすると、拘束材の断面が過度に大きくなるので注意すべきである。また、弱軸方向、強軸方向のクリアランスを決定する。弱軸方向は、クリアランス比を 10~15%とする。強軸方向は、ポアソン比を考慮しクリアランスを決める。さらに、リブ貫入長さ比を 10~20%とする。鋼モルタル板は決定した R により、 P_y は既に決まっているので、逆算し P_E を求める。断面二次モーメント I はオイラー座屈荷重式を展開した(11)式より求める。

$$I = \frac{P_E l B^2}{\pi^2 E} \quad (11)$$

求めた I になるように鋼モルタル板の断面寸法を決める。このとき、モルタルのヤング係数は溝形鋼のヤング係数の 1/20 とする。

以上の方法により、 ω が大きな座屈拘束ブレースを実現することができる。

2.7 まとめ

本章は、累積塑性歪エネルギー率 ω の大きな座屈拘束ブレースを目指して既往の研究を分析し、試験体を製作してエネルギー吸収性能確認実験を行った。また、分析結果と実験結果を踏まえ、 ω の大きな座屈拘束ブレースの要件を明示した。得た知見を以下に示す。

- 1) 既往研究の分析結果から、累積塑性歪エネルギー率 ω を大きくするためには拘束指標 R を 6 以上にすること、圧縮引張耐力比 α の上昇を抑えること、芯材塑性化部に絞りをつけること、強軸方向にスペーサーを入れることが必要である。また、塑性長さ比、幅厚比、鋼材の降伏応力度、芯材と拘束材のクリアランス、リブ貫入長さ、芯材断面形状も重要である。
- 2) 分析結果をもとに座屈拘束ブレースを製作し実験を行った結果、 $\omega > 900$ のエネルギー吸収性能を有する座屈拘束ブレースが実現できることを確認した。
- 3) 分析結果および実験結果から、 ω の大きな座屈拘束ブレースの要件を示した。この要件を満足する座屈拘束ブレースを設計することで、 ω の大きな座屈拘束ブレースを作ることができる。

第2章の参考文献

- [1] 岩田 衛、竹内 徹、藤田正則：建築鋼構造のシステム化、鋼構造出版、2001年2月
- [2] 和田 章、岩田 衛、清水敬三、安部重孝、川合廣樹：建築物の損傷制御設計、丸善、1998年6月
- [3] 久田嘉章：来るべき大地震とは何かー建物はどう対処すべきか？ー、日本建築学会構造部門(振動)パネルディスカッション資料、pp25-38、2013年8月
- [4] 加藤貴志、岩田 衛、和田章：損傷制御構造における座屈拘束ブレースの性能評価、日本建築学会構造系論文集、第552号、pp101-108、2002年2月
- [5] 北村春幸：長周期地震動に対する超高層建物の応答性状とその対策、日本鋼構造協会機関誌、2012年10月
- [6] IWATA Mamoru and MURAI Masatoshi : Buckling-restrained brace using steel mortar planks; performance evaluation as a hysteretic damper, Earthquake Engineering and Structural Dynamics, Vol.35, No.14, pp1807-1826、2006年
- [7] 緑川光正、田中康隆、大竹誠寛、麻里哲広、村井正敏、岩田衛：鋼モルタル板を用いた座屈拘束ブレースの実験的研究 - 座屈モード数の評価および圧縮引張耐力比と細長比の関係 -、日本建築学会構造系論文集、第76巻、第664号、pp1153-1160、2011年6月
- [8] 村井正敏、金木洋平、南野久、大石不二夫、岩田衛：高性能硬質ポリウレタンフォームにより小型・軽量化した座屈拘束ブレース、日本建築学会技術報告集、第13巻、第25号、pp143-146、2007年6月
- [9] 飯塚亮太、若山拓也、緑川光正、岩田衛：鋼モルタル板を用いた座屈拘束ブレースの実験的研究 - 芯材細長比の違いによる強軸座屈モード -、鋼構造論文集、第20巻、第78号、pp15-21、2013年6月
- [10] 村瀬亮、村井正敏、岩田衛：鋼モルタル板を用いた座屈拘束ブレースの実験的研究 - その4 芯材幅厚比と拘束力および断面ディテールの影響、日本建築学会構造系論文集、第620号、pp117-124、2007年10月
- [11] 田所敦志、緑川光正、村井正敏、岩田 衛：鋼モルタル板を用いた座屈拘束ブレースの実験的研究 - 芯材長さ・塑性長さ比・端部リブ長さの影響、日本建築学会構造系論文集、第74巻、第641号、pp1363-1369、2009年7月
- [12] 緑川光正、若山拓也、飯塚亮太、麻里哲広、村井正敏、岩田衛：鋼モルタル板を用いた座屈拘束ブレースの実験的研究 - 座屈モード数および圧縮引張耐力比と摩擦力の評価 -、日本建築学会構造系論文集、第77巻、第681号、pp1763-1771、2012年11月
- [13] 小林史興、村井正敏、和泉田洋次、岩田衛：鋼モルタル板を用いた座屈拘束ブレースの実験的研究 - その2 製作簡易化と芯材幅厚比の変化、日本建築学会構造系論文集、第586号、pp187-193、2004年12月

- [14] 佐藤篤司：鋼材ダンパーの設計による活用、日本建築学会構造部門(鋼構造)パネルディスプレイ資料、pp28-37、2013年9月
- [15] 緑川光正、佐々木大輔、麻里哲広、村井正敏、岩田衛：鋼モルタル板を用いた座屈拘束ブレースの実験的研究 - クリアランスの圧縮耐力への影響と圧縮耐力に応じた座屈モード数の評価 - 、日本建築学会構造系論文集、第75巻、第653号、pp1361-1368、2010年7月
- [16] 三原早紀、竹内徹、小崎均、松井良太、小西克尚、大家貴徳、岡本勇紀、岩田衛：接合部を考慮した座屈拘束ブレースの機構安定性 その9 接合部の塑性化を考慮した座屈拘束ブレースの機構安定性、日本建築学会大会学術講演梗概集、C-1分冊、pp1261-1262、2013年9月
- [17] 小川健、中込忠男、若井亮太、村井正敏、岩田衛：座屈拘束ブレースの脆性破壊に関する実験的研究 - 芯材の溶接形状および実験温度による影響 - 、日本建築学会構造系論文集、第76巻、第666号、pp1507-1514、2011年8月

第 3 章

大中歪振幅疲労性能実験

- 3.1 はじめに
- 3.2 基本タイプと高性能タイプ
- 3.3 実験概要
- 3.4 実験結果
- 3.5 実験考察
- 3.6 まとめ

第3章 大中歪振幅疲労性能実験

3.1 はじめに

東北地方太平洋沖地震は3つの地震が連動した地震であり、長周期・長継続時間の地震動が観測されている。今後、より深刻な海溝型地震が予測されることから、それに対応できる高性能な座屈拘束ブレースが必要となる。

第2章において、大歪振幅領域でも対応できるエネルギー吸収性能の高い、鋼モルタル板を用いた座屈拘束ブレースについての解明をした。ここでエネルギー吸収性能が高いというのは、累積塑性歪エネルギー率 ω が大きいことを指す。 ω は図2.1に示すように、復元力特性から算出した累積塑性歪エネルギー E_t を、芯材の降伏荷重 P_y と弾性限界変形量 δ_y を乗じた値 W_y で除した無次元化量である。

ω を大きくするためには、芯材が弱軸回りで局部変形を起こさず、鋼材の破断強度近くまで性能を発揮し、引張破断することが重要である。主に次の要件がわかった。拘束指標 R ($=P_E/P_y$ 、 P_E : 拘束材のオイラー座屈荷重、 P_y : 芯材の降伏荷重)を6以上にする、圧縮引張耐力比 α (圧縮耐力 P_c を引張耐力 P_t (P_c 、 P_t ; 各歪振幅における圧縮および引張時の最大荷重を圧縮耐力、引張耐力とする)で除した値)の上昇を抑えること、芯材塑性化部に絞りを設けること、強軸方向にスペーサーを入れること等である。また、塑性長さ比(=芯材長さに対する塑性化部長さの比)、幅厚比、鋼材の降伏応力度、芯材と拘束材のクリアランス、リブ貫入長さ、芯材断面形状も考慮する必要がある。これらの要件を満足することで、 ω の大きな座屈拘束ブレースが実現可能である。

ただし、座屈拘束ブレースを制振部材として用いる場合、高いエネルギー吸収性能だけでなく高い疲労性能も重要であり、両方の性能が良いことが高性能な座屈拘束ブレースであるといえる。

座屈拘束ブレースの疲労性能については、さまざまな研究がされている^[1~10]。座屈拘束ブレース芯材のリブ端溶接部における応力集中を考慮した縮小モデル実験では、塑性領域での疲労特性が詳細に検討されている^[11]。さらには、局部座屈による歪集中を考慮した、鋼管を拘束材とした座屈拘束ブレースの一定歪振幅疲労実験では、歪振幅と繰返し回数との相関関係から疲労性能式を提案し、十分な性能を有することが確認されている^[12]。しかし、2.0%を超える高歪振幅領域での疲労特性については実験がほとんどなされておらず、第2章で論じたエネルギー吸収性能を高くした高性能な座屈拘束ブレースが疲労性能においても高い性能となるのか確認をするとともに、座屈拘束ブレース自体の塑性域全体での疲労性能を解明する必要がある。

第3章では、ある一定断面の鋼モルタル板で構成される座屈拘束ブレースを対象に、エネルギー吸収性能を高くした高性能タイプの座屈拘束ブレースについて、まずは大中歪振

幅領域(0.5%~3.0%)で一定振幅実験を行い、疲労性能を確認する。比較のために、多くの既往研究で実験をしている芯材がストレート型である基本タイプの座屈拘束ブレースについての中歪振幅領域(0.5%~3.0%)の疲労性能も確認する。

3.2 基本タイプと高性能タイプ

鋼モルタル板を用いた座屈拘束ブレースは、芯材を拘束材で両側から挟みこんでおり、基本タイプと高性能タイプは、図 3.1 (a、b)に示すように芯材に相違がある。

1) 基本タイプ

基本タイプの芯材は塑性化部および接合部まで全長の幅を一定とすることができるため製作が容易であり、高性能タイプに比べ幅を小さくすることができる。強軸回りには丸鋼を入れる。両端部のリブの断面により剛性を調整することができ、リブの長さによって塑性化部の長さを調整することができる。塑性化部にリブを溶接する熱影響部が発生する。

2) 高性能タイプ

高性能タイプはエネルギー吸収性能を高くするために塑性化部の両端部に絞りを設け(r部)、塑性化部からリブ溶接による熱影響部を無くし、空いたスペースに強軸回りの変形を抑制するためのスペーサーを設けている(ここで丸鋼は入れない)。基本タイプと同様にリブの断面によって剛性を調整できる。塑性化部の長さは r 部の位置によって調整することが可能である。

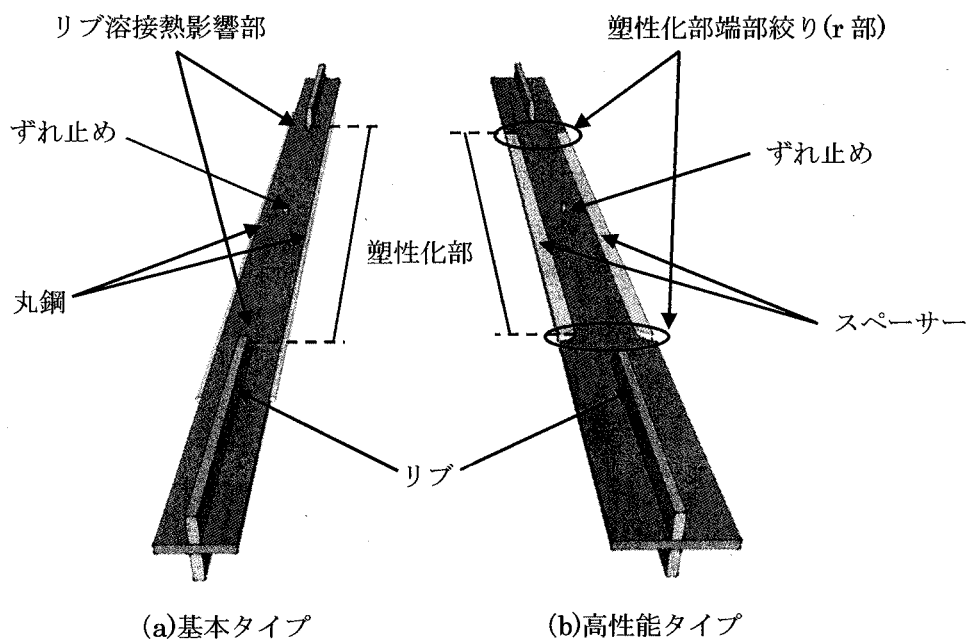


図 3.1 基本タイプと高性能タイプの芯材

3.3 実験概要

3.3.1 試験体

試験体の諸元を表 3.1 に、形状を図 3.2 に示す。試験体は、芯材がストレート型の基本タイプ(B シリーズ)を 4 体(B30、B20、B15、B05)、塑性化部に絞り(r 部)を加えスペーサーを設ける高性能タイプ(H シリーズ)を 4 体(H30、H25、H20、H05)とする。試験体名の数字は歪振幅を表す。共通して、芯材長さは 2351mm、塑性化部長さを 1176mm とし、塑性長さ比は 50%とする。クリアランス調整材は、芯材の片面に 1mm+片面 1mm の両面 2mm とし、芯材厚さ 16mm に対して、クリアランス比を 12.5%としている。また、首折れによる局部変形が起きないように、リブ貫入長さ比 28~30%とする。芯材断面により疲労性能は変化すると思われるが、本論文では実験装置能力等から判断し、一定断面とする。

a)基本タイプ (B シリーズ)

B30、B20 は高性能タイプに合わせ、芯材塑性化部は幅 112mm、厚さ 16mm とし、幅厚比は 7.0 とする。先行して実験していた B15、B05 については、芯材塑性化部は幅 176mm、厚さ 16mm とし、幅厚比は 11.0 としている。この 2 体は、実験結果にほとんど影響がないため採用している。拘束指標 R は 3.0 前後とする。芯材強軸方向には丸鋼を設ける。実験治具との関係から高力ボルト孔位置を確保するために端部の接合部部分は拡幅している。

b)高性能タイプ (H シリーズ)

第 2 章で得られた累積塑性歪エネルギー率 ω が大きくなる要件を用いて設計する。芯材塑性化部は幅 112mm、厚さ 16mm とし、幅厚比は 7.0 とする。大歪振幅領域に対応するために、拘束指標 R は 9.0 前後とし、芯材強軸方向には強軸変形を抑制するための絞り、スペーサーを設ける。

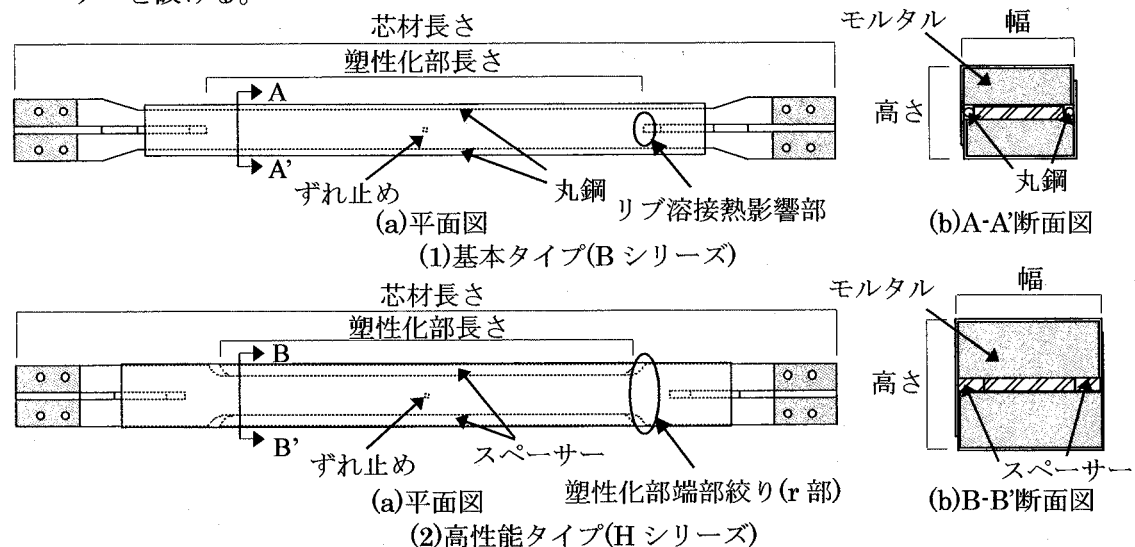


図 3.2 基本タイプおよび高性能タイプ試験体の平面図、断面図

表 3.1 試験体諸元(大中歪振幅疲労実験)

試験体	芯材(SN400B)							拘束材(SS400)							モルタル
	寸法 (mm)	断面積 (mm ²)	幅厚 比	σ_y (N/mm ²)	P_y (kN)	芯材 長さ (mm)	塑性化部 長さ (mm)	高さ (mm)	幅 (mm)	板厚 (mm)	長さ (mm)	$I \times 10^4$ (mm ⁴)	P_E (kN)	拘束指標 $R(=P_E/P_y)$	
B30	16×112	1,792	7.0	289	518			116.0	139.2			440	1,610	3.1	75.0
B20				295	529			118.0	203.2			684	2,505	3.0	88.9
B15	16×176	2,816	11.0	299	842	2,351	1,251	118.0	203.2			684	2,505	3.0	40.7
B05															
H30	16×112	1,792	7.0	291	521	2,351	1,176	164.0	181.2	3.2	1,745	1,299	4,755	9.1	71.0
H25				295	529									9.0	68.5
H20				291	521									9.1	71.0
H05				289	518									9.2	75.4

3.3.2 載荷方法

載荷は 1000kN アクチュエータを用い、軸方向変位制御による一定歪振幅繰返し載荷とする。載荷装置は柱脚部をピン支持とし、試験体の設置角は 45 度とする(図 3.3)。

芯材に生じる軸歪は層間変形角と等しくなるように設定している。これにより、中地震動(レベル 1)に対応する層間変形角 1/200 相当の芯材の軸歪は 0.5%となり、大地震動(レベル 2)に対応する層間変形角 1/100 相当の芯材の軸歪は 1.0%である。

歪振幅は、B シリーズで歪振幅 3.0%、2.0%、1.5%、0.5%、H シリーズで歪振幅 3.0%、2.5%、2.0%、0.5%で載荷する。

芯材の軸歪は、スプライスプレートを取り付ける接合部、およびリブが取り付く部分は十分な剛性を有しているため弾性範囲とし、塑性化部のみが塑性変形をするものとして、変形量の和から算出している^[13]。

試験体や治具のならしのために歪振幅 $1/3\epsilon_y$ の載荷を 1 回行った後、歪振幅 0.5%および 1.0%を 1 回ずつ行い(B15 および B05、H05 は所定の歪振幅の半分を 1 回)、所定の歪振幅において、耐力が最大耐力の 80%まで低下、または引張破断するまで繰返し載荷をする。この直前までの繰返し数を耐用回数 N_f とする。疲労実験では所定の歪振幅のみを繰り返すが、本疲労実験では座屈挙動をならすために所定の歪振幅までに小さい歪振幅を数回繰り返している。このような載荷をしても、所定の歪振幅より小さい歪振幅のため、実験結果に影響しないと考える。回数は所定の歪振幅のみを数える。

試験体の軸変形量 δ は、芯材の第一ボルト間(図 3.3、AB 間)の試験体手前と奥側に変位計を設置し測定を行い、平均値を軸変形量 δ とする。

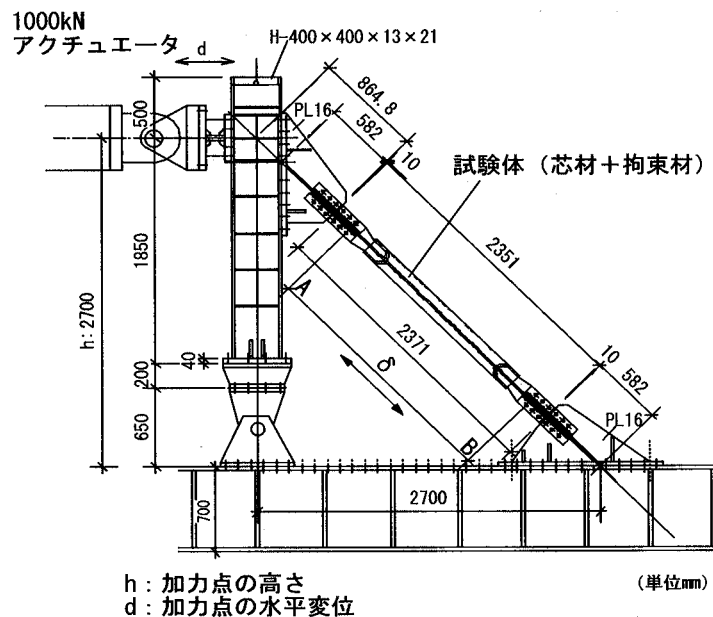


図 3.3 載荷装置図

3.4 実験結果

各試験体の降伏耐力比 P/P_y (P : 軸方向荷重)と芯材の軸歪 ε (軸変形量 δ /塑性化部長さ)の関係を図 3.4 に示す。各試験体の終局状況を表 3.2 に、芯材終局状態を写真 3.1 に示す。

3.4.1 復元力特性

各試験体とも引張破断するまで、安定した紡錘型の復元力特性を示している。

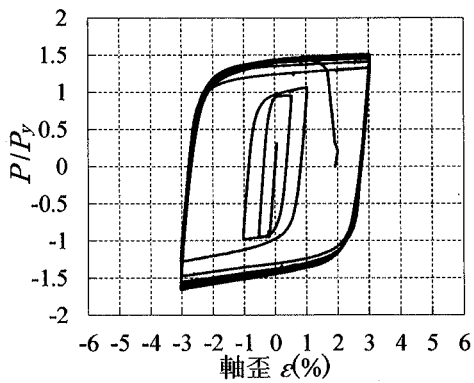
3.4.2 終局状態

全ての試験体で引張破断した。B30 試験体は軸歪 3.0%の 11 回目、B20 試験体は軸歪 2.0%の 18 回目、B15 試験体は軸歪 1.5%の 45 回目、B05 試験体は軸歪 0.5%の 523 回目、H30 試験体は軸歪 3.0%の 15 回目、H25 試験体は軸歪 2.5%の 18 回目、H20 試験体は軸歪 2.0%の 31 回目、H05 試験体は軸歪 0.5%の 926 回目で引張破断している。

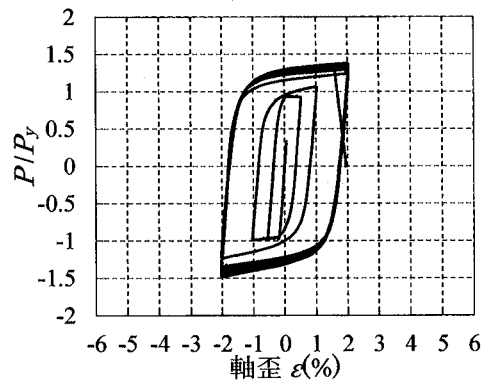
破断位置を写真 3.1 中に丸印で示す。B30 試験体は中央部で破断、B20 試験体はリブ端部の下端側で破断、B05、B15 試験体はリブ端部の上端側で破断している。B30 試験体以外は、溶接熱影響部に応力が集中している。H30、H05 試験体は芯材塑性化部端部(r 部)の上端側、H25、H20 試験体は芯材塑性化部端部(r 部)の下端側で破断しており、絞ったことによる断面積が小さくなる部分で応力が集中している。

表 3.2 終局状況

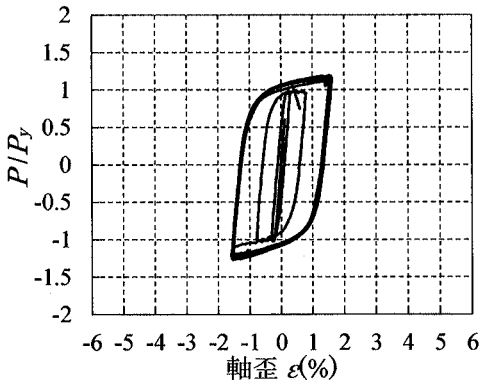
試験体	終局時の繰返し回数	終局状態
B30	3.0%歪11回目引張	引張破断
B20	2.0%歪18回目引張	
B15	1.5%歪45回目引張	
B05	0.5%歪523回目引張	
H30	3.0%歪15回目引張	
H25	2.5%歪18回目引張	
H20	2.0%歪31回目引張	
H05	0.5%歪926回目引張	



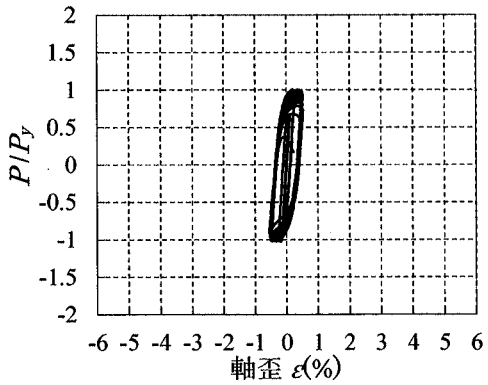
(a) B30 試験体



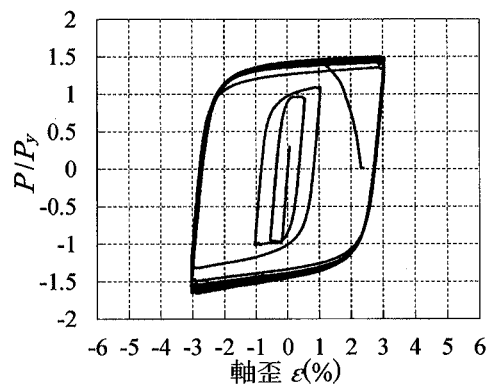
(b) B20 試験体



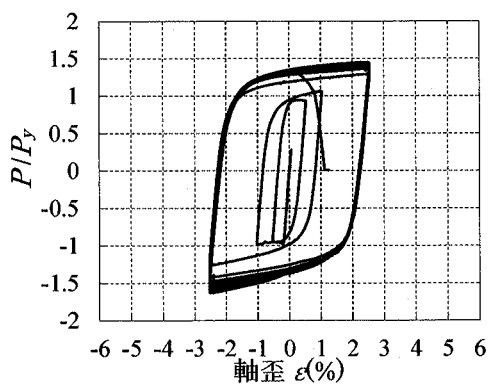
(c) B15 試験体



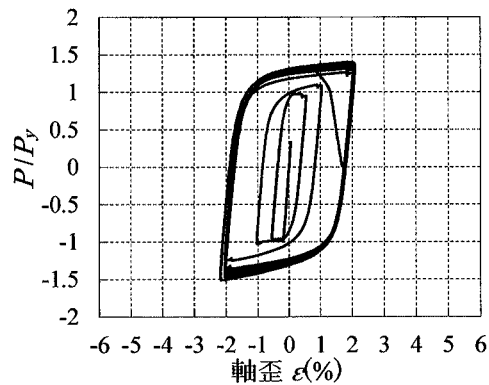
(d) B05 試験体



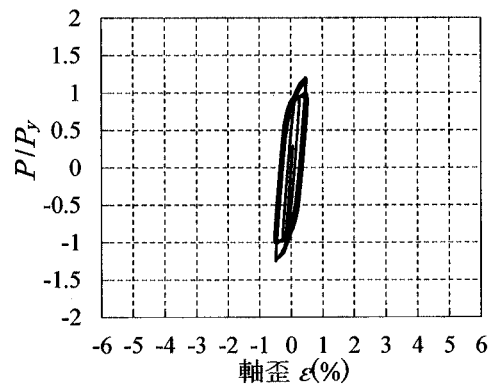
(e) H30 試験体



(f) H25 試験体



(g) H20 試験体



(h) H05 試験体

図 3.4 $P/P_y - \epsilon$ 関係(復元力特性)



(a) B30 試験体



(b) B20 試験体



(c) B15 試験体



(d) B05 試験体



(e) H30 試験体



(f) H25 試験体



(g) H20 試験体



(h) H05 試験体

丸印：引張破断位置

写真 3.1 芯材終局状態

3.5 性能評価

3.5.1 疲労性能

表 3.3 に各試験体の耐用回数 N_t を示す。B シリーズの耐用回数 N_t は、軸歪 3.0% で 10 回、軸歪 2.0% で 17 回、軸歪 1.5% で 44 回、軸歪 0.5% で 522 回。H シリーズの耐用回数 N_t は、軸歪 3.0% で 14 回、軸歪 2.5% で 17 回、軸歪 2.0% で 30 回、軸歪 0.5% で 925 回となっている。基本タイプよりも高性能タイプの方が耐用回数 N_t は多くなっている。

図 3.5 に両タイプの疲労線図(歪振幅 ε と耐用回数 N_t の関係)を両対数軸上に近似曲線で示す。歪振幅と耐用回数は両タイプともに両対数軸上で線形関係にある。ほぼ平行であるが、軸歪 3.0% よりも軸歪 0.5% で若干開きが生じている。

以下に、大中歪振幅疲労性能実験結果から得られた疲労性能式を示す。

$$\text{基本タイプ} \quad \varepsilon = 7.6109 N_t^{-0.4358} \quad (1)$$

$$\text{高性能タイプ} \quad \varepsilon = 8.4248 N_t^{-0.4146} \quad (2)$$

これより本座屈拘束ブレースの大中歪振幅領域での疲労性能を推定できる。

表 3.3 耐用回数 N_t およびエネルギー吸収性能

試験体	耐用回数 N_t	累積塑性歪 エネルギー Et (kN・m)	累積塑性歪 エネルギー率 ω	圧縮引張 耐力比 α
B30	10回	1,083	1,185	1.10
B20	17回	1,051	1,104	1.07
B15	44回	2,542	1,654	1.07
B05	522回	5,916	3,850	1.02
H30	14回	1,340	1,541	1.10
H25	17回	1,288	1,440	1.12
H20	30回	1,652	1,899	1.08
H05	925回	5,532	6,444	1.03

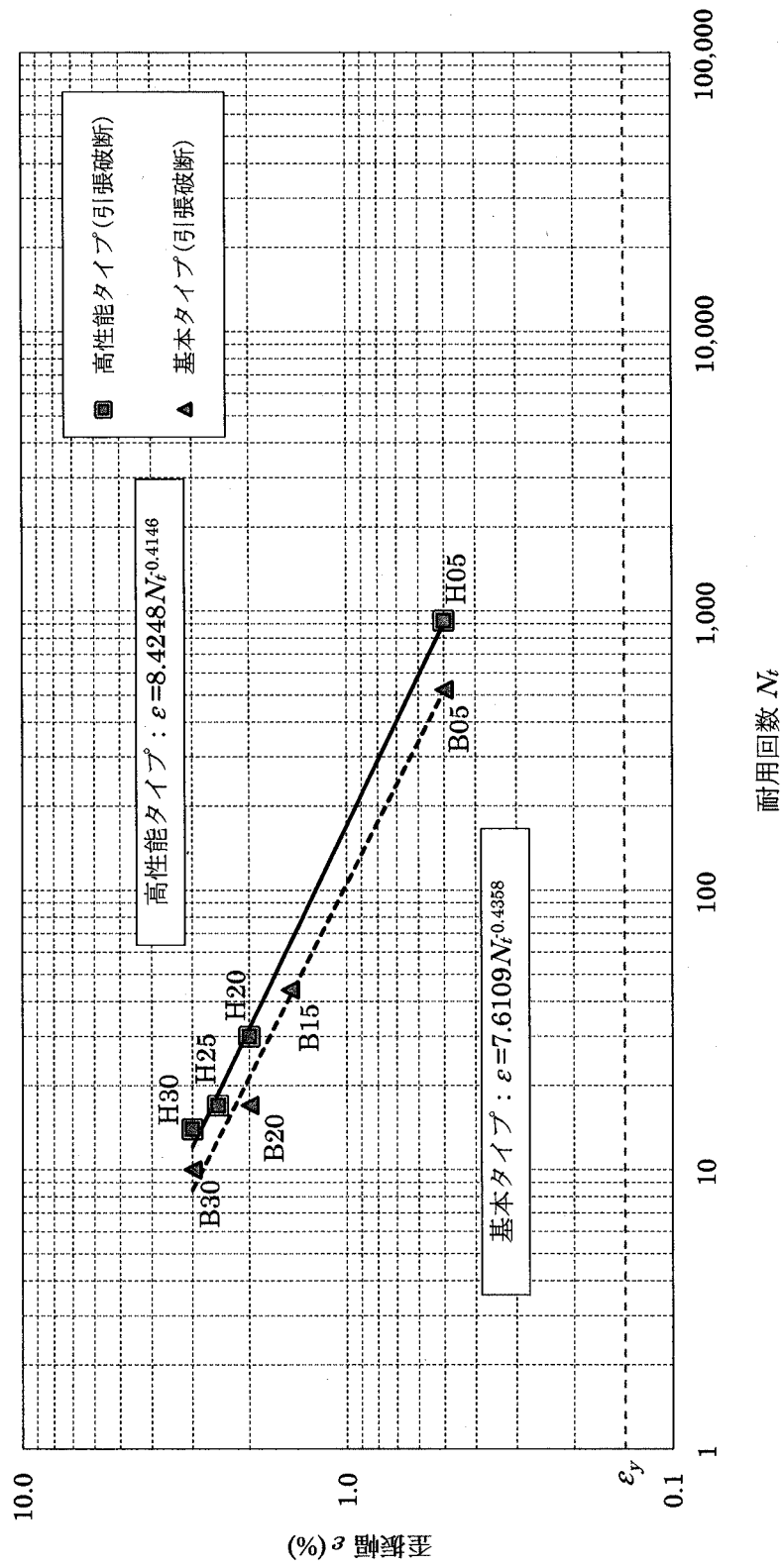


図 3.5 疲労線図(歪振幅 ε - 耐用回数 N_f 関係)

3.5.2 累積塑性歪エネルギー率 ω

表 3.3 に実験結果から算出した累積塑性歪エネルギー E_t と累積塑性歪エネルギー率 ω の値を示し、図 3.6 に ω と拘束指標 R の関係を示す。既往の研究^[14]で ω と R の関係より性能評価下限式($\omega=150 \times R (R \leq 6)$ 、 $\omega=900 (R > 6)$)を提案している。この性能評価下限式は、第 2 章でも記述したが、载荷パターンが漸増载荷最大軸歪 3.0%の終局状態が局部変形であった試験体の実験結果から得られた、 R に対する ω の下限式である。

本実験の载荷パターンは一定振幅であり、終局状態も引張破断であったため参考比較であるが、B30、B20、B15、B05、H30、H25、H20、H05 試験体の ω は 1,185、1,104、1,654、3,850、1,541、1,440、1,899、6,444 と性能評価下限式を上回っている。

同じ歪振幅の ω を比較すると、B シリーズよりも H シリーズが大きく、エネルギー吸収性能が高いことがわかる。また、累積塑性歪エネルギー率 ω が大きいと耐用回数が多くなっていることが分かる。

3.5.3 圧縮引張耐力比 α

表 3.3 に圧縮引張耐力比 α を示す。 α は、圧縮耐力 P_c を引張耐力 P_t で除した値である (P_c 、 P_t : 各軸歪における圧縮時および引張時の最大荷重をそれぞれ圧縮耐力、引張耐力とする)。基本タイプと高性能タイプに関係なく、既往研究^[15,16]で指摘されているように、歪振幅が大きい試験体ほど圧縮引張耐力比 α も大きくなっている。ポアソン比の影響で芯材の断面が変形していることにより、引張時よりも圧縮時の方が大きくなっている。

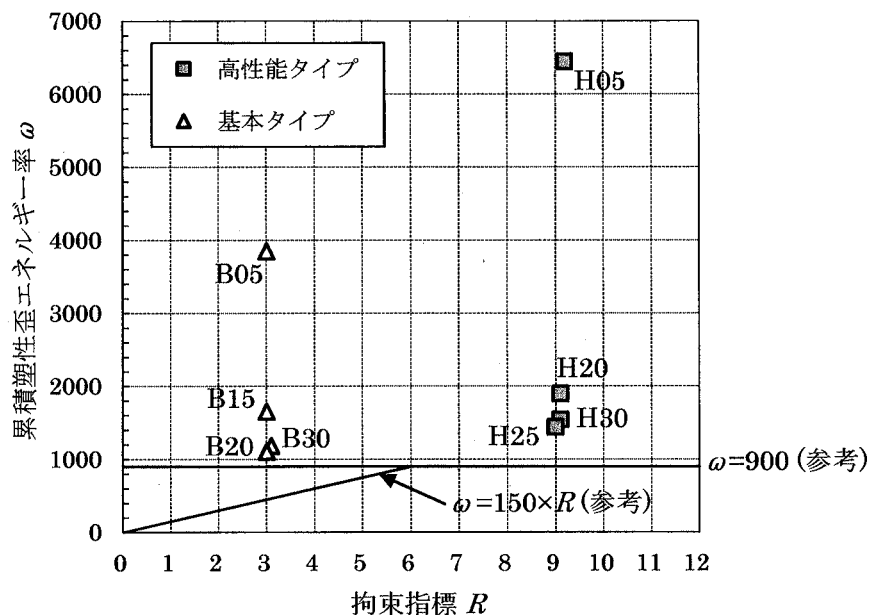


図 3.6 累積塑性歪エネルギー率 ω - 拘束指標 R 関係

3.5 まとめ

芯材厚： $t16$ 、幅厚比：7.0(一部 11.0)、拘束指標 R ：基本タイプ 3.0、高性能タイプ 9.0、モルタル強度：68.5～88.9N/mm²(一部 40.7 N/mm²)の鋼モルタル板を用いた座屈拘束ブレースを対象として、高性能タイプと基本タイプにおいて、0.5%～3.0%の大中歪振幅領域での一定歪振幅繰返し載荷実験を行った結果、以下の知見を得た。

- 1) 高性能タイプおよび基本タイプともに、歪振幅 ε と耐用回数 N_f の関係は両対数軸で線形関係を示し、疲労性能式を導いた。これにより、大中歪振幅領域の疲労性能を推定できる。
- 2) 基本タイプよりも高性能タイプの方が、エネルギー吸収性能および疲労性能において高い性能を有していることを確認した。
- 3) 歪振幅 3.0%において、基本タイプでは 10 回、高性能タイプでは 14 回の繰返しに耐える疲労性能を示した。
- 4) エネルギー吸収性能を表す累積塑性歪エネルギー率 ω が大きいと疲労性能を表す耐用回数 N_f も多くなることを確認した。

第3章の参考文献

- [1] 巖 明、一戸康生、福田浩司、久保田一男、蓮田常雄、武居 泰：制震ブレースを用いた線路上空利用建物の耐震補強法その 3、その 4、日本建築学会大会学術講演梗概集 B-2、pp915-918、1998 年 9 月
- [2] 中込忠男、岩本 剛、加村久哉、下川弘海、原山浩一：低降伏点鋼を用いた鋼管補剛平鋼ブレースの疲労特性に関する実験的研究、日本建築学会構造系論文集、第 530 号、pp155-161、2000 年 4 月
- [3] 宇佐美徹、金子洋文、小野喜信、鈴木直幹、中山信雄、井出 豊：H 形鋼座屈補剛制震ブレースの疲労特性その 1、その 2、その 3、日本建築学会大会学術講演梗概集 C-1、pp653-654、2001 年 9 月、pp557-558、2002 年 8 月、pp883-884、2004 年 8 月
- [4] 成原弘之、安田 聡、川村東雄、聲高裕治、辻田 修：座屈拘束ブレースに関する実験的研究その 3、その 4、その 5、日本建築学会大会学術講演梗概集 C-1、pp651-652、2001 年 9 月、pp555-556、2002 年 8 月、pp581-582、2007 年 8 月
- [5] 寺田岳彦、佐武直紀、堀江竜巳、真瀬伸治、小川雄一郎、磯田和彦：溝形鋼で補剛された座屈拘束ブレースダンパーの低サイクル疲労特性と累積損傷度評価、日本建築学会技術報告集、第 16 号、pp111-116、2002 年 12 月
- [6] 森下邦宏、本田 誠、石井元悦、尾木靖夫：溝形鋼拘束型ブレースダンパーの実験的検討、日本建築学会大会学術講演梗概集 C-1、pp885-886、2004 年 8 月
- [7] 宇佐美勉、佐藤 崇：座屈拘束ブレースの低サイクル疲労実験と照査法、構造工学論文集、Vol.56A、pp486-498、2010 年 3 月
- [8] 御手洗達也、吉敷祥一、山田 哲、西本晃治：座屈拘束ブレースの低サイクル疲労試験、日本建築学会大会学術講演梗概集 C-1、pp943-944、2010 年 9 月
- [9] 植木卓也、加村久哉、山路宗忠、北村春幸、佐藤大樹、西井宏安：座屈拘束十字ブレースダンパーのランダム応答波形に対する疲労損傷度評価、日本建築学会大会学術講演梗概集 C-1、pp853-854、2011 年 8 月
- [10] 石井 匠、高木伸之、藤澤一善、清水孝憲、宮川和明、喜多村亘：二重鋼管座屈補剛ブレースの低サイクル疲労性能その 1、その 2、日本建築学会大会学術講演梗概集 C-1、pp781-784、2012 年 9 月
- [11] 前田泰史、中田安洋、岩田 衛、和田 章：軸降伏型履歴ダンパーの疲労特性に関する研究、日本建築学会構造系論文集、第 503 号、pp109-115、1998 年 1 月
- [12] 前田泰史、中村博志、竹内 徹、中田安洋、岩田 衛、和田章：実大アンボンドブレースの疲労性能その 1、その 2、日本建築学会大会学術講演梗概集 C-1、pp813-816、1999 年 9 月
- [13] 中村慎、山下哲郎、村井正敏、岩田衛：鋼モルタル板を用いた座屈拘束ブレースの実

験的研究 - 芯材の降伏耐力および軸剛性の調節 - 、日本建築学会構造系論文集、第 73 巻、第 629 号、pp1143-1150、2008 年 7 月

[14] IWATA Mamoru and MURAI Masatoshi : Buckling-restrained brace using steel mortar planks; performance evaluation as a hysteretic damper、Earthquake Engineering and Structural Dynamics、Vol.35、No.14、pp1807-1826、2006 年

[15] 緑川光正、若山拓也、飯塚亮太、麻里哲広、村井正敏、岩田衛：鋼モルタル板を用いた座屈拘束ブレースの実験的研究 - 座屈モード数および圧縮引張耐力比と摩擦力の評価 - 、日本建築学会構造系論文集、第 77 巻、第 681 号、pp1763-1771、2012 年 11 月

[16] 緑川光正、若山拓也、麻里哲広、岩田衛：鋼モルタル板を用いた座屈拘束ブレースの実験的研究 - 摩擦力分布を考慮した圧縮引張耐力比の算定手法とその評価 - 、構造工学論文集、Vol.61B、pp307-315、2014 年 3 月

第 4 章

小歪振幅疲労性能実験

- 4.1 はじめに
- 4.2 実験概要
- 4.3 実験結果
- 4.4 性能評価
- 4.5 まとめ

第4章 小歪振幅疲労性能実験

4.1 はじめに

近年、日本では中小地震が多発しており、首都直下地震も懸念されている。また、2011年東北地方太平洋沖地震では、長周期・長継続時間の地震動が観測された。一方、台風や竜巻、ビル風における風外力についても話題となることが多い。風外力は地震力に比べて一般に力は小さいが、地震動とは比較できないほど、長時間に渡って繰返し作用する。日々、建築物はこれらのような多種多様な地震や風外力を受けており、目に見える被害や損傷が現れなくとも、構造部材には疲労が蓄積されている。

優れた耐震および制振部材の一つとして、座屈拘束ブレースがある。座屈拘束ブレースは、超高層や高層建築物では主に制振ブレースとして、中層建築物では主に耐震ブレースとして、適用されることが多い。他の構造部材と同様に、座屈拘束ブレースにおいても、疲労性能について把握しておく必要がある。しかし、大地震を想定した大塑性歪振幅による低サイクル疲労性能の研究^{[1]~[6]}はある程度進められてきてはいるが、回数の多い小地震や風外力を想定した小塑性歪振幅による疲労性能の研究は、ほとんど行われてきていない。

第3章において、鋼モルタル板を用いた座屈拘束ブレースの大中歪振幅領域の疲労性能の研究をした。エネルギー吸収性能を高くした高性能な座屈拘束ブレースは、疲労性能においても高性能であることを確認した。基本タイプの座屈拘束ブレースは歪振幅3.0%、2.0%、1.5%、0.5%、高性能タイプの座屈拘束ブレースは歪振幅3.0%、2.5%、2.0%、0.5%で実験を行った。その結果、図4.1のような歪振幅 ϵ と耐用回数の近似曲線が求められ、両対数軸で線形関係になることが分かった。

第4章では、第3章の大中歪振幅疲労性能実験を踏まえ、図4.1に示す未確認領域の小歪歪振幅領域についても実験により疲労性能を確認し、大歪振幅から小歪振幅までの疲労線図をプロットすることで、座屈拘束ブレースの疲労性能を推定するデータの蓄積を図る。このため、小塑性歪振幅での疲労実験を行う。また、エネルギー吸収性能等の構造性能についても確認する。

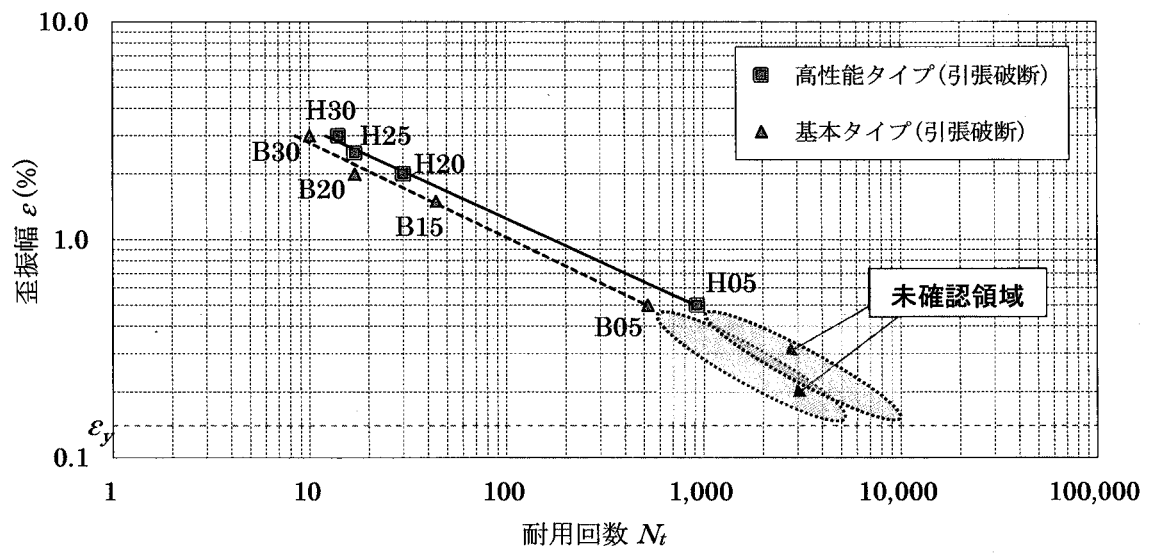


図 4.1 疲労線図の未確認振幅領域

4.2 実験概要

4.2.1 試験体

試験体諸元を表 4.1 に示す。平面図および断面図は第 3 章と同様とする(図 3.2)。試験体は、基本タイプ(B シリーズ)を 2 体(B15E、B11E)と、塑性化部に絞り(r 部)、スペーサーを設けた高性能タイプ(H シリーズ)を 2 体(H15E、H11E)とする。試験体名の E が付いた数字は降伏歪 ε_y の係数倍を表す。

両シリーズ試験体ともに、芯材長さは 2351mm とし、塑性化部は幅 112mm、厚さ 16mm、幅厚比は 7.0 とする。

a)基本タイプ (B シリーズ)

塑性化部長さを 1251mm とし、拘束指標 R は 3.0 前後とする。芯材強軸回りには丸鋼を設ける。

b)高性能タイプ (H シリーズ)

塑性化部長さを 1176mm とする。高いエネルギー吸収性能および高い疲労性能を得るために、拘束指標 R は 9.0 前後とし、芯材強軸回りには強軸変形を抑制するための絞り、スペーサーを設ける。

表 4.1 試験体諸元(小歪振幅疲労実験)

試験体	芯材(SN400B)						拘束材(SS400)						モルタル 圧縮強度 (N/mm ²)	
	寸法 (mm)	断面積 (mm ²)	幅厚 比	σ_y (N/mm ²)	P_y (kN)	芯材 長さ (mm)	塑性化部 長さ (mm)	高さ (mm)	幅 (mm)	板厚 (mm)	長さ (mm)	$I \times 10^4$ (mm ⁴)		P_E (kN)
基本	B15E B11E	16×112 1,792	7.0	300	538	2,351	1,251	116.0	139.2	3.2	1,605	440	1,610	3.0
				289	518									3.1
高性能	H15E H11E	16×112 1,792	7.0	289	518	2,351	1,176	164.0	181.2	3.2	1,745	1,299	4,755	9.2
														75.4

4.2.2 載荷方法

載荷は 1000kN 水平アクチュエータを用い、軸方向変位制御による一定歪振幅繰返し載荷とする。載荷装置は柱脚部をピン支持とし、試験体の設置角は 45 度とする(図 3.3)。

第 3 章では、B シリーズで歪振幅 3.0%、2.0%、1.5%、0.5%、H シリーズで歪振幅 3.0%、2.5%、2.0%、0.5%を載荷している。第 4 章では、歪振幅 0.15%までのより小さい歪振幅時の疲労性能を確認する。弾性域と塑性域では違う性能を示すと考え、塑性域に限定し、芯材の降伏軸歪 ε_y より 1 割程度大きい値までとした。

なお、芯材の軸歪は、スプライスプレートを取り付ける接合部、および十字のリブを取り付ける弾性部は十分な剛性を有しているため弾性範囲とし、塑性化部のみが塑性変形をすものとして、変形量の和から算出をしている⁷⁾。

B シリーズでは、軸歪 $1.5\varepsilon_y$ に相当する歪振幅 0.22%(B15E 試験体)、軸歪 $1.1\varepsilon_y$ に相当する歪振幅 0.15%(B11E 試験体)で載荷する。H シリーズでは、軸歪 $1.5\varepsilon_y$ に相当する歪振幅 0.21%(H15E 試験体)、軸歪 $1.1\varepsilon_y$ に相当する歪振幅 0.15%(H11E 試験体)で載荷する。ここで、H15E 試験体と B15E 試験体の歪振幅が若干異なるのは、降伏応力度 σ_y が異なるためである。

試験体や治具のならしのために $1/3\varepsilon_y$ の載荷を 1 回行った後、所定の歪振幅において、耐力が最大耐力の 80%まで低下、または引張破断するまで繰返し載荷をする。この直前までの繰返し回数を耐用回数とする。試験体の軸変形量は、芯材の第一ボルト間(図 3.3、AB 間)の試験体手前と奥側に変位計を設置し測定を行い、平均値を軸変形量 δ とする。

4.3 実験結果

各試験体の降伏耐力比 P/P_y (P : 軸方向荷重) と芯材の軸歪 ϵ (軸変形量 δ / 塑性化部長さ) の関係を図 4.2 に示す。各試験体の終局状況を表 4.2 に、芯材終局状態を写真 4.1 に示す。

4.3.1 復元力特性

各試験体とも引張破断するまで、安定した復元力特性を示している。

4.3.2 終局状態

全ての試験体において、最終状態は引張破断であった。B15E 試験体は軸歪 0.22% の 1,799 回目、B11E 試験体は軸歪 0.15% の 3,671 回目、H15E 試験体は軸歪 0.21% の 12,158 回目、H11E 試験体は軸歪 0.15% の 17,265 回目で引張破断している。

破断位置を写真 4.1 中に丸印で示す。全ての試験体で芯材塑性化部の中央ではなく、応力の集中する端部で引張破断している。B15E、B11E 試験体はリブ溶接部の上端側で引張破断している。H15E 試験体は塑性化部端部(r 部)の上端側、H11E 試験体は塑性化部端部(r 部)の下端側で引張破断している。

表 4.2 終局状況

試験体	終局時の繰返し回数	終局状態
B15E	0.22%歪 1,799回目引張	引張破断
B11E	0.15%歪 3,671回目引張	
H15E	0.21%歪 12,158回目引張	
H11E	0.15%歪 17,265回目引張	

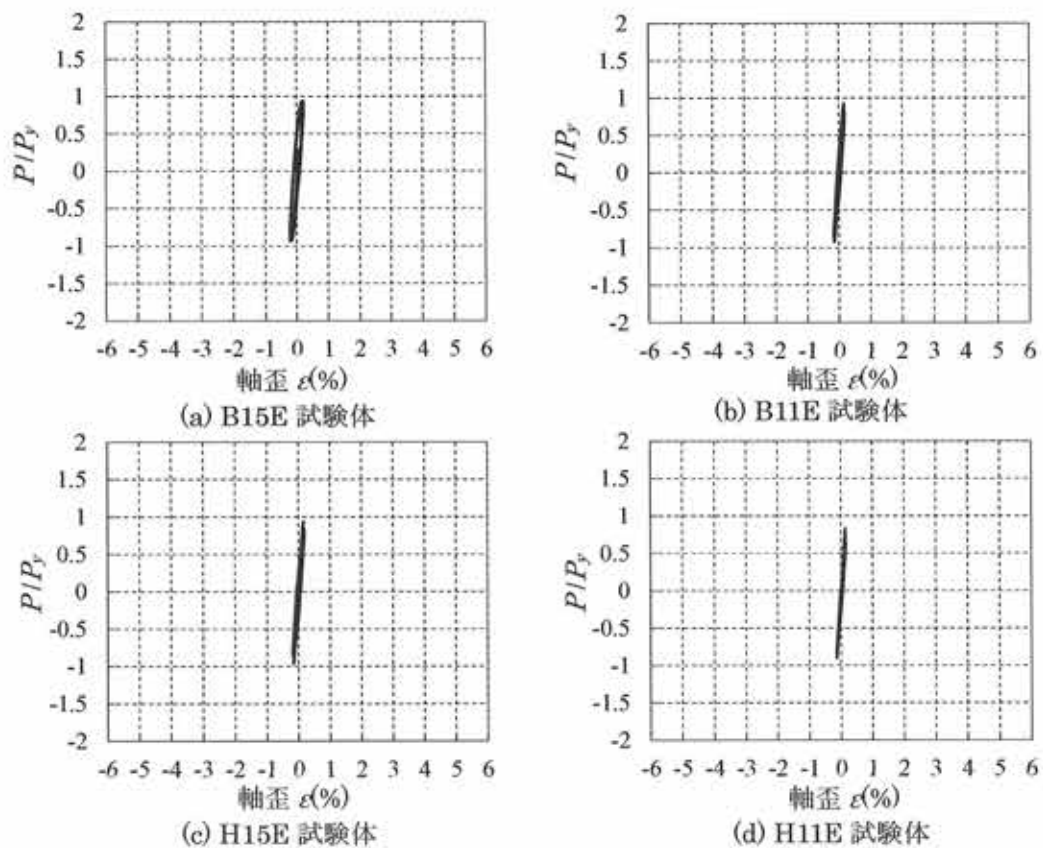


図 4.2 $P/P_y - \epsilon$ 関係(復元力特性)



丸印：引張破断位置

写真 4.1 芯材終局状態

4.4 性能評価

4.4.1 疲労性能

表 4.3 に各試験体の耐用回数 N_t を示す。耐用回数 N_t は、B シリーズの歪振幅 0.22% で 1,798 回、0.15% で 3,670 回、H シリーズの歪振幅 0.21% で 12,157 回、0.15% で 17,264 回となっている。

図 4.3 に歪振幅 ε (%) と耐用回数 N_t の関係を両対数軸上に近似曲線で示す。 ε と耐用回数 N_t は両対数軸上で両シリーズともに、線形関係になっている。H シリーズと B シリーズは平行にはならず、耐用回数の差がかなり大きい。

H シリーズと B シリーズでは破断位置が異なる。B シリーズでは、リブ溶接による熱影響部に応力が集中している。一方、H シリーズでは、芯材塑性化部を絞ったことにより、断面積が変化する端部に応力が集中している。このことにより、芯材形状によって破断位置が異なることが分かる。塑性化部を絞った端部よりも、溶接熱影響部の疲労性能の方が低いことが予想され、H シリーズと B シリーズとではかなり耐用回数に差が生じている。

以下に、小歪振幅疲労性能実験で得られた疲労性能式を示す。

$$\text{基本タイプ} \quad \varepsilon = 11.9707 N_t^{-0.5336} \quad (1)$$

$$\text{高性能タイプ} \quad \varepsilon = 1742.30 N_t^{-0.9594} \quad (2)$$

これにより、本座屈拘束ブレースの小歪振幅領域での疲労性能を推定することができる。

表 4.3 耐用回数 N_t およびエネルギー吸収性能

試験体	耐用回数 N_t	累積塑性歪 エネルギー Et (kN・m)	累積塑性歪 エネルギー率 ω	圧縮引張 耐力比 α
B15E	1,798回	1,987	2,019	1.00
B11E	3,670回	3,552	4,137	1.00
H15E	12,157回	12,062	14,050	1.02
H11E	17,264回	5,959	6,941	1.08

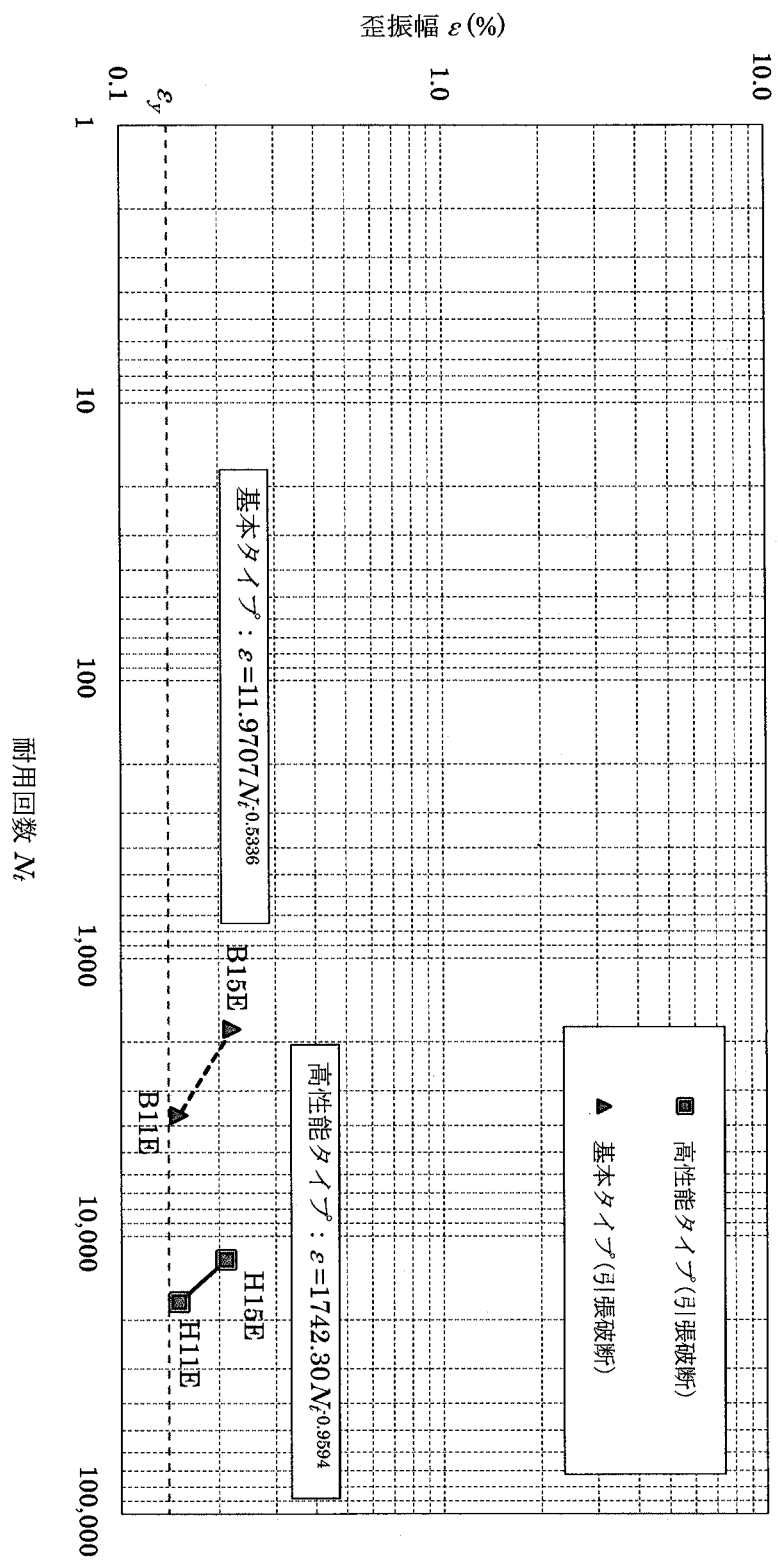


図 4.3 疲労線図(歪振幅 ε - 耐用回数 N_f 関係)

4.4.2 累積塑性歪エネルギー率 ω

表 4.3 に、実験結果より求めた各試験体の累積塑性歪エネルギー E_t と累積塑性歪エネルギー率 $\omega (=E_t/P_y\delta_y)$ を示す。また、図 4.4 に ω と拘束指標 R の関係を示す。既往の研究⁸⁾で ω と R の関係より性能評価下限式 ($\omega=150\times R (R\leq 6)$ 、 $\omega=900 (R>6)$) を提案している。この性能評価下限式は、第 2、3 章でも記述したが、载荷パターンが漸増载荷最大軸歪 3.0% の終局状態が局部変形であった試験体の実験結果から得られた、 R に対する ω の下限式である。

本実験の载荷パターンは一定振幅であり、終局状態も引張破断であったため参考程度の比較であるが、B15E、B11E、H15E、H11E 試験体の ω はそれぞれ 2,019、4,137、14,050、6,941 であり、性能評価下限式を大きく上回り、すべての試験体で高いエネルギー吸収性能を示している。

小塑性歪振幅領域においては、H15E 試験体よりも H11E 試験体の方が耐用回数が多いにも関わらず、 ω が小さくなっている。また、H15E 試験体よりも H11E 試験体の方が歪振幅 ϵ は小さいにも関わらず、 ω が小さくなっている。これらより、小塑性歪振幅では歪振幅 ϵ の大小だけでなく、応力集中をする箇所の疲労性能に左右され、バラツキがみられる。

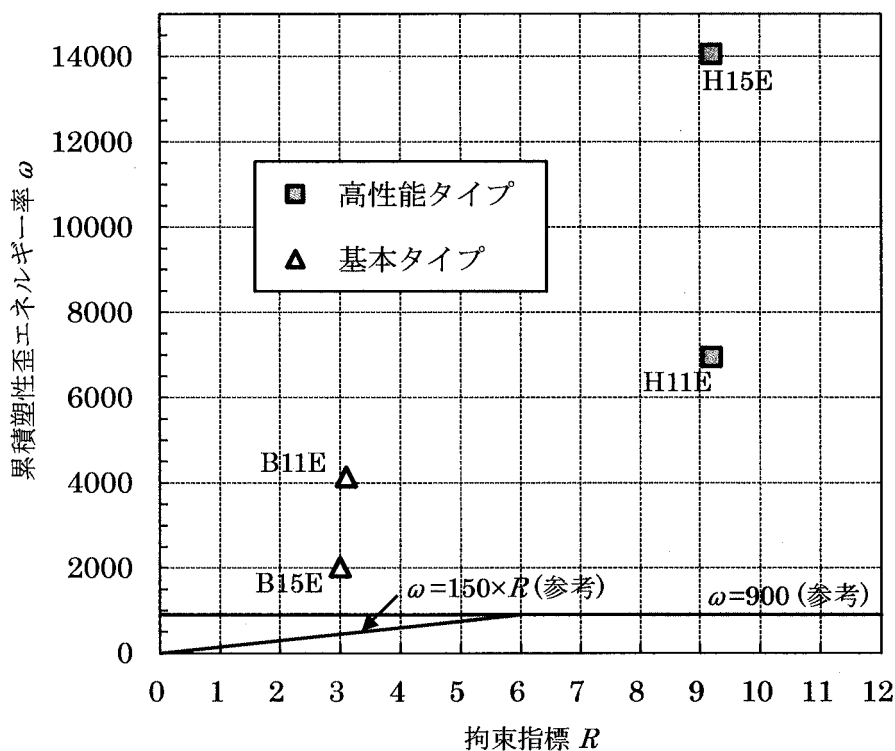


図 4.4 累積塑性歪エネルギー率 ω - 拘束指標 R 関係

4.5 まとめ

芯材厚：t16、幅厚比：7.0、拘束指標 R ：基本タイプ 3.0、高性能タイプ 9.0、モルタル強度：71.3～75.4N/mm² の鋼モルタル板を用いた座屈拘束ブレースを対象として、高性能タイプと基本タイプにおいて、0.15～0.22%の小歪振幅領域での一定歪振幅繰返し载荷実験を行った結果、以下の知見を得た。

- 1) 基本タイプよりも高性能タイプの方が、エネルギー吸収性能および疲労性能において高い性能を有していることを確認した。
- 2) 高性能タイプと基本タイプでは、破断する箇所、すなわち、塑性化部の溶接熱影響部および塑性化部絞り端部(r部)の疲労性能によって、耐用回数に差がでる。
- 3) エネルギー吸収性能を表す累積塑性歪エネルギー率 ω は、歪振幅 ε の大小に加え、破断する箇所の疲労性能に左右されるため、バラツキがある。

第4章の参考文献

- [1] 前田泰史、中村博志、竹内 徹、中田安洋、岩田 衛、和田章：実大アンボンドブレースの疲労性能その1、その2、日本建築学会大会学術講演梗概集 C-1、pp813-816、1999年9月
- [2] 前田泰史、中田安洋、岩田 衛、和田 章：軸降伏型履歴ダンパーの疲労特性に関する研究、日本建築学会構造系論文集、第503号、pp109-115、1998年1月
- [3] 中込忠男、岩本 剛、加村久哉、下川弘海、原山浩一：低降伏点鋼を用いた鋼管補剛平鋼ブレースの疲労特性に関する実験的研究、日本建築学会構造系論文集、第530号、pp155-161、2000年4月
- [4] 寺田岳彦、佐武直紀、堀江竜巳、真瀬伸治、小川雄一郎、磯田和彦：溝形鋼で補剛された座屈拘束ブレースダンパーの低サイクル疲労特性と累積損傷度評価、日本建築学会技術報告集、第16号、pp111-116、2002年12月
- [5] 御手洗達也、吉敷祥一、山田 哲、西本晃治：座屈拘束ブレースの低サイクル疲労試験、日本建築学会大会学術講演梗概集 C-1、pp943-944、2010年9月
- [6] 石井 匠、高木伸之、藤澤一善、清水孝憲、宮川和明、喜多村亘：二重鋼管座屈補剛ブレースの低サイクル疲労性能その1、その2、日本建築学会大会学術講演梗概集 C-1、pp781-784、2012年9月
- [7] 中村慎、山下哲郎、村井正敏、岩田衛：鋼モルタル板を用いた座屈拘束ブレースの実験的研究 - 芯材の降伏耐力および軸剛性の調節 - 、日本建築学会構造系論文集、第73巻、第629号、pp1143-1150、2008年7月
- [8] IWATA Mamoru and MURAI Masatoshi : Buckling-restrained brace using steel mortar planks; performance evaluation as a hysteretic damper、Earthquake Engineering and Structural Dynamics、Vol.35、No.14、pp1807-1826、2006年

第 5 章

座屈拘束ブレースの疲労性能

- 5.1 はじめに
- 5.2 実験概要
- 5.3 実験結果
- 5.4 疲労性能
- 5.5 性能評価
- 5.6 まとめ

第5章 座屈拘束ブレースの疲労性能

5.1 はじめに

優れた構造部材の一つとして、座屈拘束ブレースがある。座屈拘束ブレースは、中低層建築物では主に耐震ブレースとして、超高層および高層建築物では主に制振ブレースとして適用されることが多い^{[1]~[3]}。特に、制振ブレースの適用に際しては、座屈拘束ブレースの疲労性能を把握しておくことが重要である。

座屈拘束ブレースの疲労性能については、大中地震を想定した低サイクル疲労の研究^{[4]~[9]}は多く進められてきてはいるが、小地震や風外力を想定した回数の多い疲労性能の研究はほとんど行われてきていない。多種多様な外的要因に対して、塑性域全体での疲労性能を確認しておく必要がある。

第3章大中歪振幅疲労性能実験において、鋼モルタル板を用いた座屈拘束ブレースについて、大中地震を想定し、図3.1(a)に示す基本タイプ、図3.1(b)に示す高性能タイプで歪振幅0.5%から3.0%の大中歪振幅領域での疲労性能を確認した。また、第4章小歪振幅疲労性能実験では、小地震や風外力を想定した降伏歪よりやや大きい歪振幅(降伏歪の1.1倍、1.5倍)である小歪振領域で、同様に疲労性能を確認した。

第5章では、第3章および第4章で得られた実験結果をまとめ、さらに巨大地震を想定した3%を超える歪振幅、およびエネルギー吸収性能を左右する拘束指標 $R(=P_E/P_y)$ (P_E : 拘束材のオイラー座屈荷重、 P_y : 芯材の降伏荷重)を小さくした場合の一定歪振幅繰返し載荷による疲労実験結果を追加し、座屈拘束ブレースにおける基本タイプと高性能タイプの塑性域での疲労線図をプロットし、疲労性能式を導く。これを踏まえて、耐用回数 N_f や破断および局部変形位置、累積塑性歪エネルギー率 ω 、圧縮引張耐力比 α 、拘束指標 R について、基本タイプと高性能タイプの詳細考察を行う。

鋼モルタル板を用いた座屈拘束ブレースは、芯材を拘束材で両側から挟みこんでおり、基本タイプと高性能タイプは芯材に相違がある。

基本タイプの芯材は塑性化部および接合部まで全長の幅を一定とすることができるため製作が容易であり、高性能タイプに比べ幅を小さくすることができる。強軸回りには丸鋼を入れる。両端部のリブの断面により剛性を調整することができ、リブの長さによって塑性化部の長さを調整することができる。塑性化部にリブを溶接する熱影響部が発生する。

高性能タイプはエネルギー吸収性能を高くするために塑性化部の両端部に絞りを設け(r部)、塑性化部からリブ溶接による熱影響部を無くし、空いたスペースに強軸回りの変形を抑制するためのスペーサーを設けている。基本タイプと同様にリブの断面によって剛性を調整できる。塑性化部の長さはr部の位置によって調整することが可能である。

5.2 実験概要

5.2.1 試験体

試験体諸元を表 5.1 に示す。基本タイプおよび高性能タイプ試験体の平面図、断面図は第 3 章、第 4 章と同様とする(図 3.2)。

試験体は、第 3 章で大中歪振幅疲労実験を行った基本タイプ(B シリーズ)の B30、B20、B15、B05 および、高性能タイプ(H シリーズ)の H30、H25、H20、H05 の計 8 体。第 4 章で小歪振幅疲労実験を行った基本タイプ(B シリーズ)の B15E、B11E、および高性能タイプ(H シリーズ)の H15E、H11E の計 4 体。これらに追加して基本タイプ(B シリーズ)の B40、B30r、B15Er および、高性能タイプ(H シリーズ)の H55、H45、H40、H30r、H15Er の計 8 体。合計 20 体とする。

試験体名の数字は歪振幅(%)を表し、E が付いた試験体の数字は降伏歪 ϵ_y の係数倍を表す。r が付いた試験体は拘束指標 R が他試験体よりも小さいことを表す。両シリーズ試験体ともに、芯材長さは 2351mm とし、クリアランスを確保するためのアンボンド材は 1mm とし、芯材両面に貼付する(1mm+1mm)。

疲労実験の ϵ - N 曲線を求める場合には同じ材質の鋼材を用いるが、実際に製品として使用する際には全て同じ材質に揃えるのは困難であると考え、バラつきによる影響を加味して、試験体を製作する都度に違う材質の鋼材を用いる。また、できるだけ局部変形ではなく引張破断になるように、B15、B05 以外のモルタルの強度を大きくしている。

a)基本タイプ (B シリーズ)

塑性化部長さを 1251mm とし、塑性化部断面は幅 112mm、厚さ 16mm、幅厚比 7.0、および幅 176mm、厚さ 16mm、幅厚比 11.0 とする。拘束指標 R は 3.0 前後とする。 R を小さくした B30r、B15Er は R を 1.2 前後とする。実験治具との関係から高力ボルト孔位置を確保するために端部の接合部部分は拡幅している。

b)高性能タイプ (H シリーズ)

塑性化部長さを 1176mm とし、塑性化部断面は幅 112mm、厚さ 16mm、幅厚比 7.0 とする。高いエネルギー吸収性能を得るために、拘束指標 R は 9.0 前後とし、 R を小さくした H30r、H15Er は 6.0 前後とする。

表 5.1 試験体諸元(疲労実験)

試験体	芯材(SN400B)					拘束材(SS400)							モルタル							
	寸法 (mm)	断面積 (mm ²)	幅厚 比	σ_v (N/mm ²)	P_v (kN)	芯材 長さ (mm)	塑性化部 長さ (mm)	高さ (mm)	幅 (mm)	板厚 (mm)	長さ (mm)	$I \times 10^4$ (mm ⁴)		P_E (kN)	拘束指標 $R(=P_E/P_v)$	圧縮強度 (N/mm ²)				
基本タイプ	B40	16×112	1,792	7.0	289	518	2,351	1,251	116.0	139.2	3.2	1,605	440	1,610	3.1	75.0				
	B30				315				80.0				177	646		1.1	66.2			
	B30r				295				116.0				440	1,610		88.9				
	B20	16×176	2,816	11.0	299	842			203.2	118.0	684	2,505	3.0	40.7						
	B15				300										116.0	440	1,610			
	B05	16×112	1,792	7.0	315	564			139.2	80.0	177	646	1.1	66.2						
	B15E				289										116.0	440	1,610	3.1	75.4	
	B15Er				289										116.0	440	1,610	3.1	75.4	
	B11E	16×112	1,792	7.0	295	529			2,351	1,176	181.2	3.2	1,745	1,299	4,755	9.1	71.0			
	H55																	289	164.0	937
H45	291						164.0	937										3,428	6.1	62.6
H40	291						164.0	937										3,428	6.1	62.6
H30	291						164.0	937										3,428	6.1	62.6
H30r	291						164.0	937										3,428	6.1	62.6
高性能タイプ	H25	16×112	1,792	7.0	295	529	2,351	1,176	181.2	3.2	1,745	1,299	4,755	9.1	71.0					
	H20				291											164.0	937	3,428	6.1	62.6
	H05				289											164.0	937	3,428	6.1	62.6
	H15E				315											144.0	937	3,428	6.1	62.6
	H15Er				289											164.0	937	3,428	6.1	62.6
H11E	289	164.0	937	3,428	6.1	62.6														

5.2.2 載荷方法

1000kN 水平アクチュエータを用い、載荷装置は柱脚部をピン支持とし、試験体の設置角は45度とする(図 3.3)。

所定の歪振幅による疲労性能を確認するために、軸方向変位制御により一定歪振幅繰返し載荷とする。エネルギーを吸収する塑性域のみとし、B シリーズは歪振幅 4.0%、3.0%、2.0%、1.5%、0.5%、0.22%および 0.23%(=1.5 ϵ_y)、0.15%(=1.1 ϵ_y)、H シリーズは歪振幅 5.5%、4.5%、4.0%、3.0%、2.5%、2.0%、0.5%、0.21%および 0.23%(=1.5 ϵ_y)、0.15%(=1.1 ϵ_y)で載荷する。ここで、1.5 ϵ_y で歪振幅が若干異なるのは降伏応力度 σ_y が異なるためである。

歪振幅 3.0%を超える試験体は、第 3 章の疲労線図からどの程度まで耐えられるのかを想定して歪振幅を決めている。降伏歪 ϵ_y 付近については、鋼材によって降伏応力度 σ_y のバラつきがあるため、若干の余裕を持って ϵ_y の 1.1 倍と 1.5 倍で行うこととしている。

芯材の軸歪は、スプライスプレートを取り付ける接合部、およびリブが取り付く部分は十分な剛性を有しているため弾性範囲とし、塑性化部のみが塑性変形をするものとして、変形量の和から算出している^[11]。

試験体や治具のならしのために歪振幅 1/3 ϵ_y の載荷を 1 回行った後、歪振幅 0.5%および 1.0%を 1 回ずつ行い(B05 および B15、H05 は所定の歪振幅の半分を 1 回、B15E、B15Er、B11E、H15E、H15Er、H11E は、1/3 ϵ_y から直接)、所定の歪振幅において、耐力が最大耐力の 80%まで低下、または引張破断するまで繰返し載荷をする。この直前までの繰返し数を耐用回数 N_f とする。疲労実験では所定の歪振幅のみを繰り返すが、本実験では座屈挙動をならすために所定の歪振幅までに小さい歪振幅を数回繰り返している。このような載荷をしても、所定の歪振幅より小さい歪振幅のため、実験結果に影響しないと考える。回数は所定の歪振幅のみを数える。

試験体の軸変形量 δ は、芯材の第一ボルト間(図 3.3、AB 間)の試験体手前と奥側に変位計を設置し測定を行い、その平均値とする。

5.3 実験結果

降伏耐力比 P/P_y (P : 軸方向荷重)と芯材の軸歪 ϵ (軸変形量 δ 塑性化部長さ)の関係を図 5.1 に基本タイプ、図 5.2 に高性能タイプの試験体を示す。各試験体の最終状況を表 5.2 に、基本タイプの芯材最終状態を写真 5.1 に、高性能タイプの芯材最終状態を写真 5.2 に示す。

5.3.1 復元力特性

各試験体とも引張破断もしくは局部変形するまで、安定した復元力特性を示している。H15Er 以外の試験体でポアソン比の影響により引張よりも圧縮で降伏耐力比が大きくなっている。軸歪 4.0%以上の B40、H55、H45、H40 の圧縮で荷重が上昇しているのは、歪振幅 3.0%を基準にして強軸回りのクリアランスを一定の 1mm として設計しているために、ポアソン比の影響で芯材が丸鋼およびスペーサーを介して拘束材と接触し摩擦力が大きくなったことに起因する。

H30r はピーク付近で特に圧縮荷重が上昇しているが、これは拘束材がずれ止めからずり下がり、図 5.3 に示す外部ギャップがなくなり拘束材とリブが当たったことによる。H55 のピーク付近で剛性が変化して高くなっているが、これは圧縮時に拘束材内部のモルタルとリブが接触しないように軸歪変形量分の空隙を設けている内部ギャップが接触したためである。また、降伏歪 ϵ_y 付近の B15E、B15Er、B11E、H15E、H15Er、H11E は若干であるが降伏しているのがわかる。

5.3.2 最終状態

写真 5.1、5.2 に示すように、多くの試験体の芯材最終状態は引張破断となり、B30r、H55 は写真 5.3 a)のような局部変形となった。芯材の局部的な座屈を拘束材が抑えることができなくなったため生じたものである。B30r は、B30 に比べて R を小さくしたため、同じ歪振幅 3.0%でも局部変形をしている。H55 は R を 9.2 と大きくしたが、歪振幅 5.5%という特に大きな変形量であったため局部変形をしている。

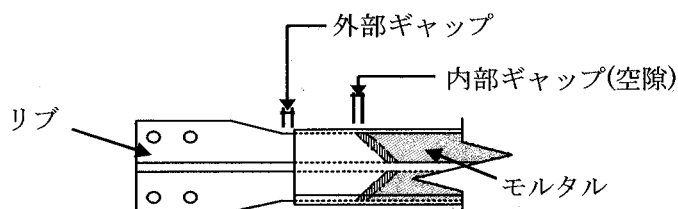


図 5.3 外部ギャップ、内部ギャップ

表 5.2 終局状況

試験体	終局回数	終局状態	終局位置	
B40	4.0%歪6回目引張	引張破断	母材	中央
B30	3.0%歪11回目引張			
B30r	3.0%歪9回目圧縮	局部変形		
B20	2.0%歪18回目引張	引張破断	溶接部	下部
B15	1.5%歪45回目引張			上部
B05	0.5%歪523回目引張			
B15E	0.22%歪1,799回目引張			
B15Er	0.23%歪2,862回目引張			
B11E	0.15%歪3,671回目引張			
H55	5.5%歪3回目圧縮	局部変形		
H45	4.5%歪4回目引張	引張破断	母材	中央
H40	4.0%歪6回目引張			
H30	3.0%歪15回目引張		R部	上部
H30r	3.0%歪9回目引張		母材	中央
H25	2.5%歪18回目引張		R部	下部
H20	2.0%歪31回目引張			
H05	0.5%歪926回目引張			上部
H15E	0.21%歪12,158回目引張			
H15Er	0.23%歪4,737回目引張			
H11E	0.15%歪17,265回目引張			下部



a) 局部変形
例: B30r

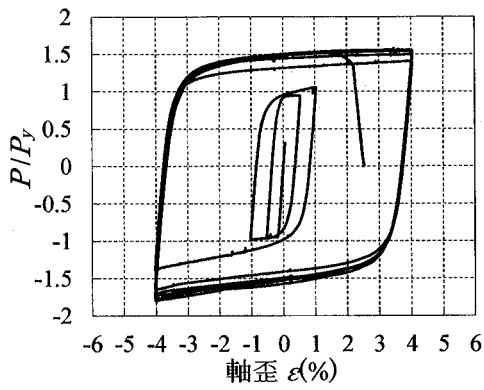


b) 引張破断(熱影響部)
例: B15Er

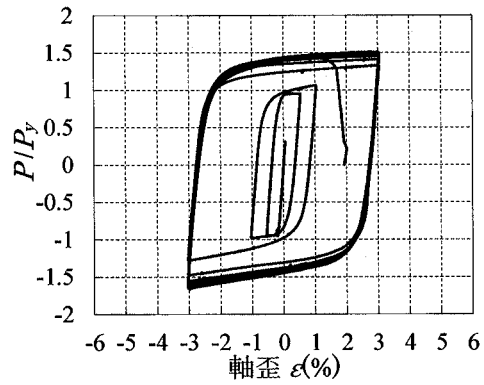


c) 引張破断(r部)
例: H15Er

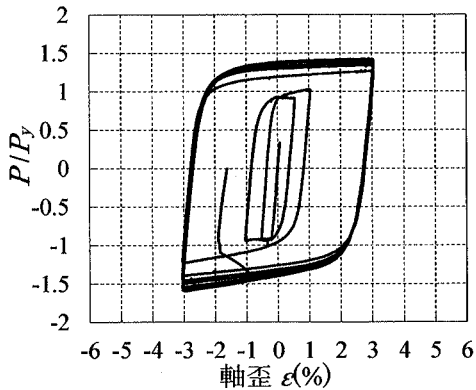
写真 5.3 局部変形および引張破断



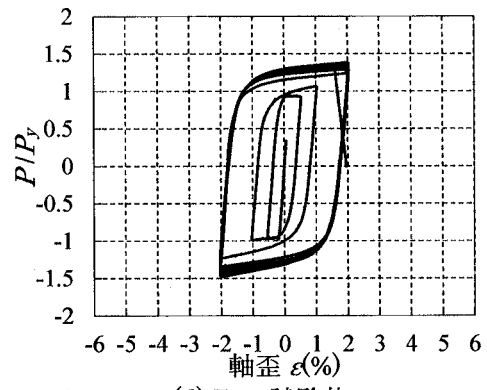
(a) B40 試験体



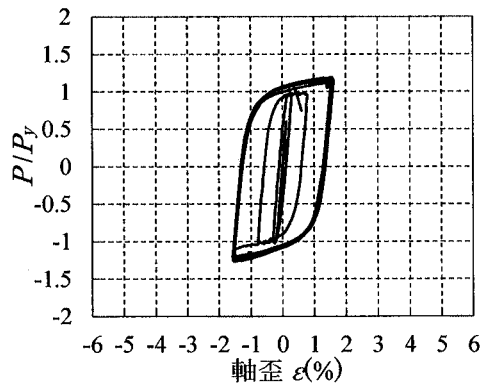
(b) B30 試験体



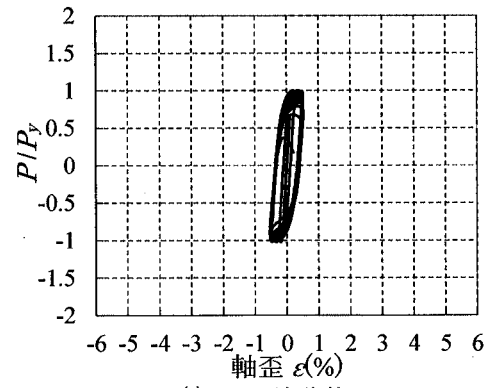
(c) B30r 試験体



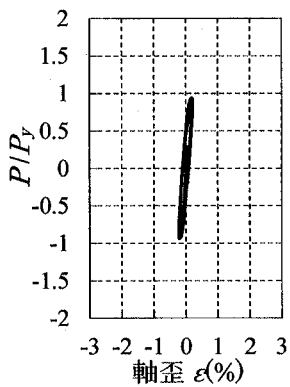
(d) B20 試験体



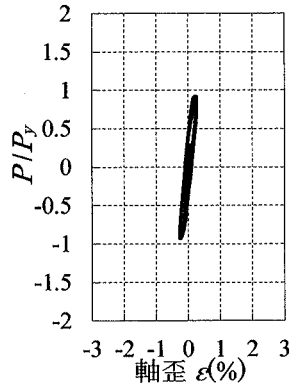
(e) B15 試験体



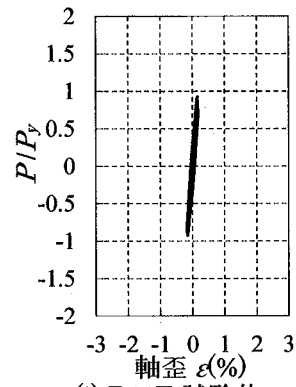
(f) B05 試験体



(g) B15E 試験体



(h) B15Er 試験体



(i) B11E 試験体

図 5.1 基本タイプの $P/P_y - \epsilon$ 関係(復元力特性)

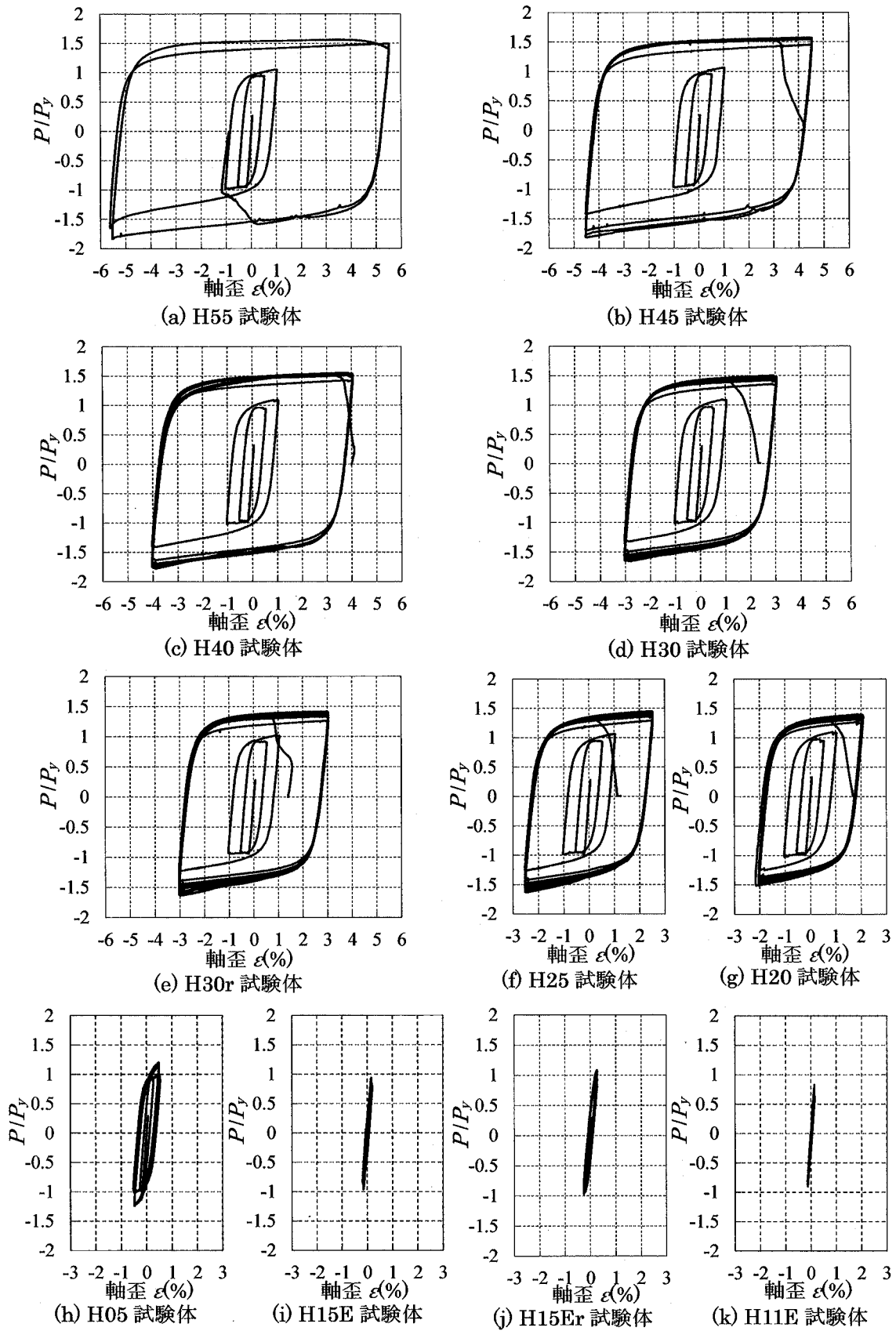


図 5.2 高性能タイプの $P/P_y - \epsilon$ 関係(復元力特性)



丸印：引張破断位置、破線：局部変形位置

写真 5.1 基本タイプの芯材終局状態



(a) H55 試験体



(b) H45 試験体



(c) H40 試験体



(d) H30 試験体



(e) H30r 試験体



(f) H25 試験体



(g) H20 試験体



(h) H05 試験体



(i) H15E 試験体



(j) H15Er 試験体



(k) H15Er 試験体

丸印：引張破断位置、破線：局部変形位置

写真 5.2 高性能タイプの芯材終局状態

5.4 疲労性能

5.4.1 耐用回数 N_t

表 5.3 に各試験体の耐用回数 N_t 、図 5.4 に疲労線図(歪振幅 $\varepsilon(\%)$ と耐用回数 N_t の関係)を両対数軸上に近似曲線で示す。近似曲線の歪振幅 ε と耐用回数 N_t は両タイプともに両対数軸上で線形関係になっている。平行にはならず、歪振幅が小さくなる程耐用回数 N_t に差が生じている。降伏応力度 σ_y 等が違う材質の鋼材を用いる場合でも、引張破断や局部変形の最終状態が違う場合でも、疲労線図にのることがわかる。

基本タイプと高性能タイプの傾きは平行ではない。以下に基本タイプと高性能タイプの疲労性能式を示す。

$$\text{基本タイプ} \quad \varepsilon = 8.3047 N_t^{-0.467} \quad (1)$$

$$\text{高性能タイプ} \quad \varepsilon = 7.4017 N_t^{-0.394} \quad (2)$$

ここで、 ε は歪振幅、 N_t は耐用回数。

これにより、本座屈拘束ブレースの基本タイプと高性能タイプの塑性域での疲労性能を推定することができる。

基本タイプと高性能タイプには、歪振幅 3.0%以上では耐用回数 N_t に違いがあまり見られない。歪振幅 3.0%未満では歪振幅が小さくなるほど耐用回数 N_t の差が大きくなる。これは後述する引張破断の位置によることが大きい。風外力の影響が大きい超高層および高層建築物では、基本タイプより高性能タイプの方が適していると考ええる。

既往研究^[11]において、SM490 鋼材の素材疲労試験($\Phi 10$ 、正負繰返し単軸載荷)から得られた塑性域における亀裂発生寿命と破断寿命の ε - N 曲線を図 5.4 に示す。鋼素材の亀裂発生寿命と基本タイプおよび高性能タイプの疲労式から得られた耐用回数 N_t を比較すると、大きな歪振幅である 3.0%では鋼素材が 57 回、基本タイプが 9 回で約 1/6、高性能タイプが 10 回で約 1/6。小さな歪振幅である 0.3%では鋼素材が 11,922 回、基本タイプが 1,231 回で約 1/10、高性能タイプが 3,406 回で約 1/4 となり、歪振幅やタイプによって差異はあるが小さな値となっている。高次座屈モードが存在する座屈拘束ブレースは、中央から塑性化部端部に向かうに従い平均軸歪の負担が大きくなり、局所的な歪みが大きくなっていること^[12]、および断面変化のある塑性化部端部に応力集中するのが原因であると考ええる。

基本タイプと高性能タイプの各疲労曲線の信頼区間 95%の上限式および下限式を図 5.4 に示す。上下限式から外れている試験体はないため、十分信頼性のある疲労線図となっている。

表 5.3 耐用回数 N_t およびエネルギー吸収性能

試験体	耐用回数 N_t	累積塑性歪 エネルギー Et (kN · m)	累積塑性歪 エネルギー率 ω	圧縮引張 耐力比 α
B40	5回	804	880	1.14
B30	10回	1,083	1,185	1.10
B30r	8回	846	780	1.12
B20	17回	1,051	1,104	1.07
B15	44回	2,542	1,654	1.07
B05	522回	5,916	3,850	1.02
B15E	1,798回	1,987	2,019	1.00
B15Er	2,861回	3,832	3,532	1.01
B11E	3,670回	3,552	4,137	1.00
H55	2回	397	462	1.17
H45	3回	569	663	1.15
H40	5回	744	855	1.14
H30	14回	1,340	1,541	1.10
H30r	8回	830	814	1.15
H25	17回	1,288	1,440	1.12
H20	30回	1,652	1,899	1.08
H05	925回	5,532	6,444	1.03
H15E	12,157回	12,062	14,050	1.02
H15Er	4,736回	5,644	5,534	0.89
H11E	17,264回	5,959	6,941	1.08

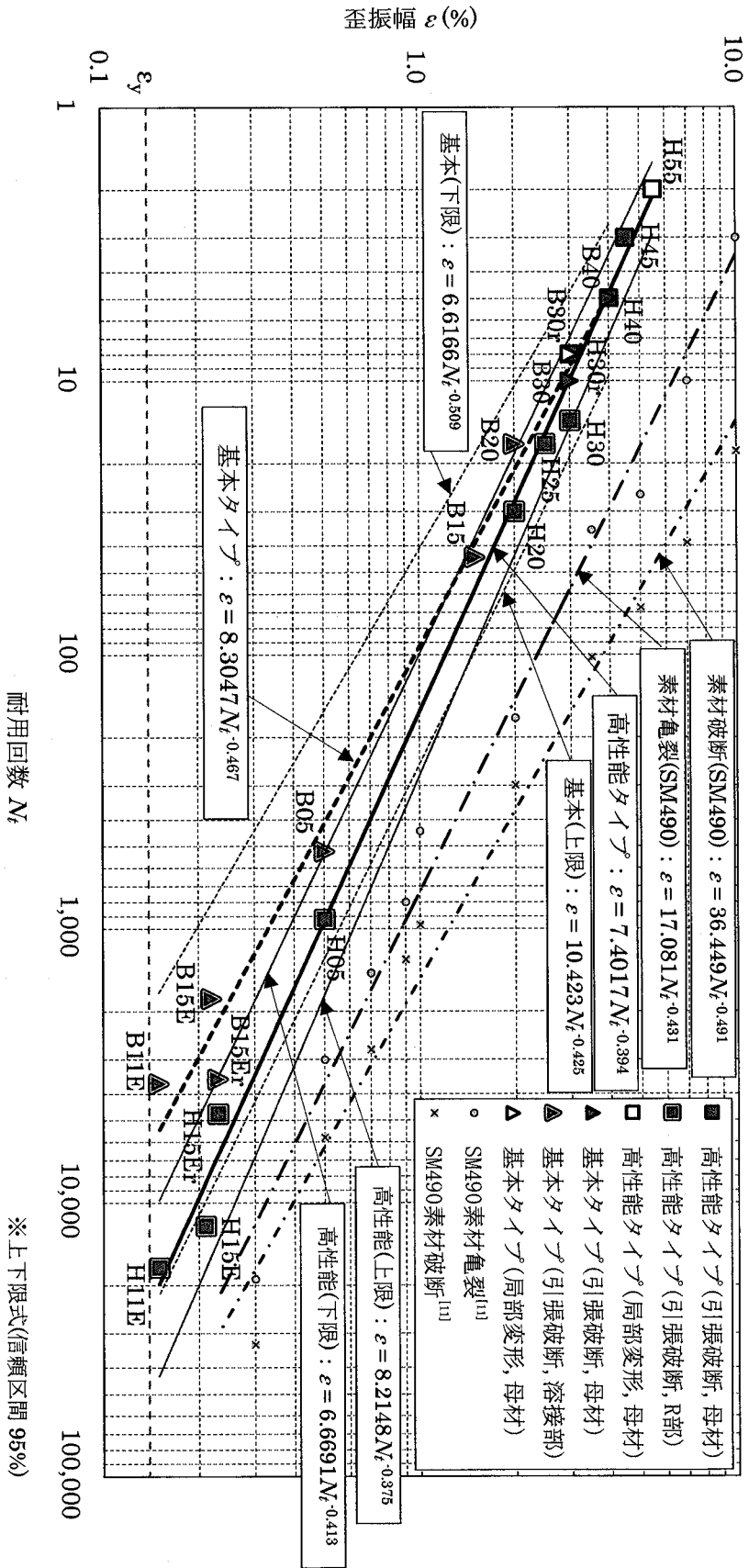


図 5.4 疲労線図(歪振幅 ϵ - 耐用回数 N_f 関係)

5.4.2 引張破断および局部変形位置

写真 5.1、5.2 中に引張破断の位置を丸印実線、局部変形の位置を丸印破線で示す。B40、B30、B30r、H55、H45、H40、H30r は中央部付近、B20、B15、B05、B15E、B15Er、B11E はリブ溶接影響部の上端側もしくは下端側、H30、H25、H20、H05、H15E、H15Er、H11E は塑性化部端部(r 部)の上端側もしくは下端側で、引張破断もしくは局部変形をしている。

基本タイプと高性能タイプともに、歪振幅 3.0%を境に引張破断の位置が異なる。

歪振幅 3.0%以上では芯材中央部付近で引張破断および局部変形しており、母材の疲労性能によって決まる。芯材形状の違いのみである基本タイプと高性能タイプでは耐用回数 N_f に差がみられない。

歪振幅 3.0%未満では、軸方向の断面変化によって応力が集中する位置で引張破断をしている。応力が集中している位置は、基本タイプと高性能タイプで異なる。基本タイプは、写真 5.3 b)のようにリブ溶接による熱影響部に応力が集中している。高性能タイプは、写真 5.3 c)のように芯材塑性化部を絞った軸方向の断面が変化する端部(r 部)に応力が集中している。これにより、芯材形状によって引張破断位置が異なることが分かる。塑性化部を絞った端部(r 部)よりも、リブ溶接による熱影響部の疲労性能が低く、基本タイプと高性能タイプとで耐用回数 N_f に差が生じている。

5.5 性能評価

5.5.1 累積塑性歪エネルギー率 ω

表 5.3 に、実験結果より求めた各試験体の累積塑性歪エネルギー E_t と累積塑性歪エネルギー率 ω を示す。 ω は、復元力特性から算出した累積塑性歪エネルギー E_t を、芯材の降伏荷重 P_y と弾性限界変形量 δ_y を乗じた値 W_y で除した無次元化量である。図 5.4 に ω と拘束指標 R の関係と、既往の研究^[12]で提案した下限値 ω を表す性能評価下限式($\omega=150 \times R (R \leq 6)$ 、 $\omega=900 (R > 6)$)を合わせて示す。この性能評価下限式は歪振幅 3.0%までの漸増繰返し载荷で終局状態が局部変形であった試験体によって得られたものであり、本論文の载荷方法とは異なるため単純には比較できないが性能評価の目安とするため参考に記載している。歪振幅 3.0%までの試験体の ω は性能評価下限式を上回り、高いエネルギー吸収性能を示している。歪振幅 3.0%以上の H55、H45、H40、H30r 試験体の ω は性能評価下限式より小さい値である。また、B40、B30r 試験体についても同様の理由で、 ω は 900 を下回っている。

図 5.5 に ω と耐用回数 N_t 、および歪振幅 ϵ の関係を示す。歪振幅 1.5%を超える試験体では、耐用回数 N_t が多いほど、歪振幅が小さいほど ω は大きくなっており、相関性があるのが分かる。しかし、軸歪 0.5%以下の試験体においては相関性が見られず、基本タイプよりも高性能タイプの ω が高くなっている。これは引張破断位置であるリブ溶接による熱影響部および塑性化部を絞った端部(r部)の違いによる疲労性能の差によることが大きい。

5.5.2 圧縮引張耐力比 α

表 5.3 に圧縮引張耐力比 α を示す。圧縮引張耐力比 α は、圧縮耐力 P_c を引張耐力 P_t で除した値である(P_c 、 P_t : 各軸歪における圧縮時および引張時の最大荷重をそれぞれ圧縮耐力、引張耐力とする)。

基本タイプと高性能タイプに関係なく、既往研究^{[13]、[14]}で指摘されているように、歪振幅が大きい試験体ほど圧縮引張耐力比 α も大きくなっている。ポアソン比の影響で芯材の断面が変形していることにより、引張時よりも圧縮時の方が大きくなっている。柱や梁に取付けるガセットプレート等の接合部を設計する際に気をつける必要がある。

5.5.3 拘束指標 R

同じ歪振幅で拘束指標 R を小さくした試験体について载荷を行っている。歪振幅 3.0%では、B30 よりも B30r が、H30 よりも H30r が耐用回数 N_t および累積塑性歪エネルギー率 ω ともに小さくなっている。歪振幅 0.21~0.23% ($=1.5\epsilon_p$) では、H15E よりも H15Er が耐用回数 N_t および ω ともに小さくなっているが、B15E よりも B15Er の方が耐用回数 N_t および ω ともに大きくなっている。小さい歪振幅では芯材に座屈モードが発生しないため、 R の

影響はないと考える。

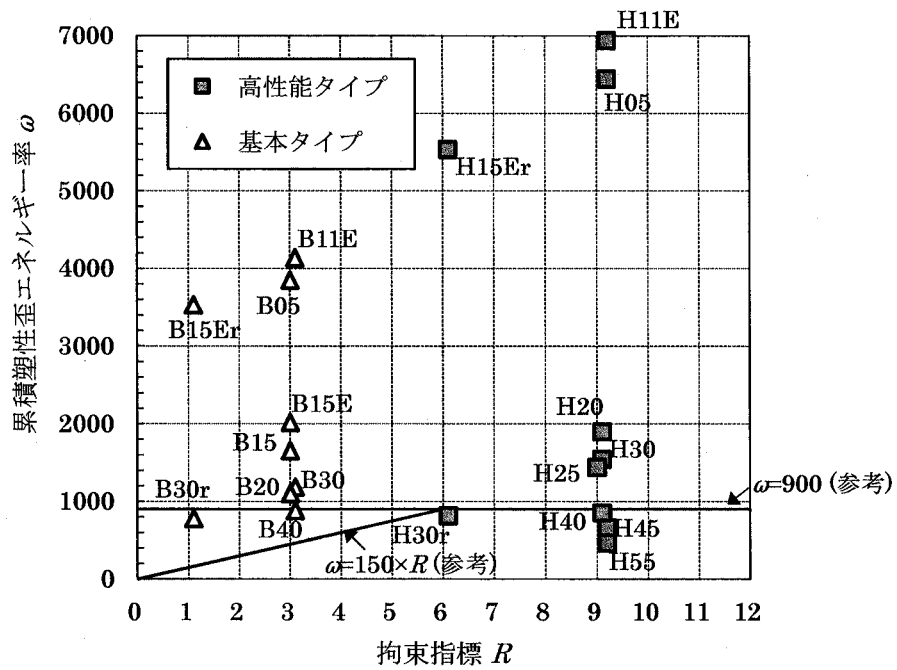


図 5.4 累積塑性歪エネルギー率 ω —拘束指標 R

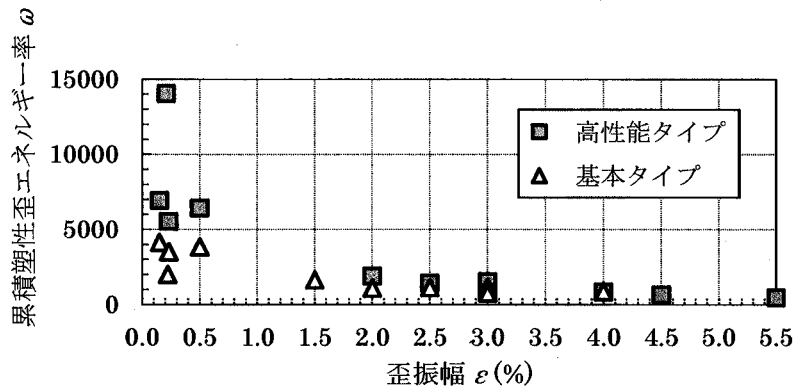
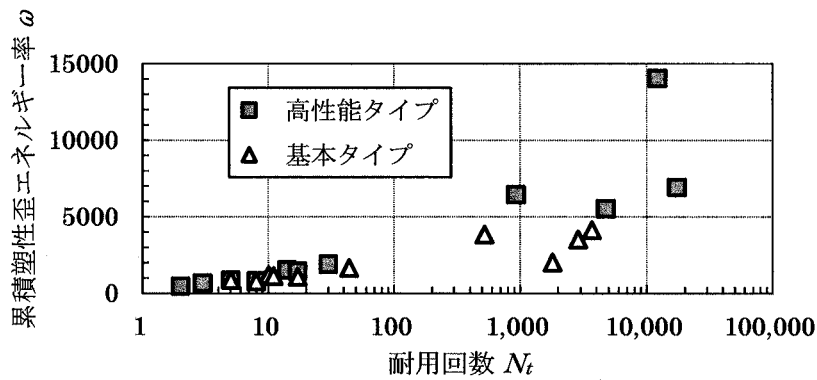


図 5.5 累積塑性歪エネルギー率 ω —耐用回数 N_t および歪振幅 ε

5.5 まとめ

芯材厚： t_{16} 、幅厚比：7.0(一部 11.0)、拘束指標 R ：基本タイプ 3.0(一部 1.0)、高性能タイプ 9.0(一部 6.0)、モルタル強度：62.6～88.9N/mm²(一部 40.7 N/mm²)の鋼モルタル板を用いた座屈拘束ブレースを対象として、基本タイプと高性能タイプにおいて、一定歪振幅繰返し载荷実験を行った結果、以下の知見を得た。

- 1) 疲労性能式は、基本タイプで $\varepsilon=7.4017N_t^{0.394}$ 、高性能タイプで $\varepsilon=8.3047N_t^{0.467}$ である。これにより、本座屈拘束ブレースの疲労性能を求めることができる。
- 2) 基本タイプと高性能タイプともに、歪振幅 3.0%以上では母材の疲労性能で決まるため、両タイプの耐用回数 N_t および累積塑性歪エネルギー率 ω にほとんど差がみられない。
- 3) 基本タイプと高性能タイプともに、歪振幅 3.0%未満では応力が集中する箇所形状によって疲労性能は決まる。基本タイプはリブ溶接の熱影響部、高性能タイプは塑性化部を絞った端部(r部)である。耐用回数 N_t および累積塑性歪エネルギー率 ω ともに高性能タイプの方が優れている。
- 4) 基本タイプより疲労性能が高い高性能タイプでも、素材の疲労性能と比較して、耐用回数 N_t は歪振幅 3.0%で約 1/6、歪振幅 0.3%で約 1/4 となり、少ない回数となる。
- 5) 基本タイプは歪振幅 4.0%で 5 回、高性能タイプは歪振幅 5.5%で 2 回、4.5%で 3 回、4.0%で 5 回と特に大きな変形にも耐える性能を示した。
- 6) 過去の研究でも指摘されているが、基本タイプと高性能タイプともに、歪振幅 ε が大きくなるほど圧縮引張耐力比 α も大きくなることを確認した。

第5章の参考文献

- [1] 日本建築学会：応答制御構造設計法、2000年12月
- [2] 日本建築構造技術者協会：JSCA 応答制御構造事例集、2005年6月
- [3] 日本建築構造技術者協会：JSCA 応答制御構造設計法・改訂版シンポジウム、2013年5月
- [4] 前田泰史、中田安洋、岩田 衛、和田 章：軸降伏型履歴ダンパーの疲労特性に関する研究、日本建築学会構造系論文集、第503号、pp109-115、1998年1月
- [5] 前田泰史、中村博志、竹内 徹、中田安洋、岩田 衛、和田章：実大アンボンドブレースの疲労性能その1、その2、日本建築学会大会学術講演梗概集 C-1、pp813-816、1999年9月
- [6] 中込忠男、岩本 剛、加村久哉、下川弘海、原山浩一：低降伏点鋼を用いた鋼管補剛平鋼ブレースの疲労特性に関する実験的研究、日本建築学会構造系論文集、第530号、pp155-161、2000年4月
- [7] 寺田岳彦、佐武直紀、堀江竜巳、真瀬伸治、小川雄一郎、磯田和彦：溝形鋼で補剛された座屈拘束ブレースダンパーの低サイクル疲労特性と累積損傷度評価、日本建築学会技術報告集、第16号、pp111-116、2002年12月
- [8] 御手洗達也、吉敷祥一、山田 哲、西本晃治：座屈拘束ブレースの低サイクル疲労試験、日本建築学会大会学術講演梗概集 C-1、pp943-944、2010年9月
- [9] 石井 匠、高木伸之、藤澤一善、清水孝憲、宮川和明、喜多村亘：二重鋼管座屈補剛ブレースの低サイクル疲労性能その1、その2、日本建築学会大会学術講演梗概集 C-1、pp781-784、2012年9月
- [10] 中村慎、山下哲郎、村井正敏、岩田衛：鋼モルタル板を用いた座屈拘束ブレースの実験的研究 - 芯材の降伏耐力および軸剛性の調節 - 、日本建築学会構造系論文集、第73巻、第629号、pp1143-1150、2008年7月
- [11] 中込忠男、李健：繰返し力を受ける SM490 鋼の疲労性に関する研究、日本建築学会構造系論文集、第469号、pp127-136、1995年3月
- [12] IWATA Mamoru and MURAI Masatoshi : Buckling-restrained brace using steel mortar planks; performance evaluation as a hysteretic damper、Earthquake Engineering and Structural Dynamics、Vol.35、No.14、pp1807-1826、2006年
- [13] 緑川光正、若山拓也、飯塚亮太、麻里哲広、村井正敏、岩田衛：鋼モルタル板を用いた座屈拘束ブレースの実験的研究 - 座屈モード数および圧縮引張耐力比と摩擦力の評価 - 、日本建築学会構造系論文集、第77巻、第681号、pp1763-1771、2012年11月
- [14] 緑川光正、若山拓也、麻里哲広、岩田衛：鋼モルタル板を用いた座屈拘束ブレースの実験的研究 - 摩擦力分布を考慮した圧縮引張耐力比の算定手法とその評価 - 、構造工学論

文集、Vol.61B、pp307-315、2014年3月

第 6 章

構造物に組み込まれた座屈拘束ブレースの 疲労性能評価適用例

- 6.1 はじめに
- 6.2 解析概要
- 6.3 解析結果
- 6.4 疲労性能評価
- 6.5 まとめ

第 6 章 構造物に組み込まれた座屈拘束ブレースの 疲労性能評価適用例

6.1 はじめに

鋼モルタル板を用いた座屈拘束ブレースの多くの既往研究は、保有性能を明らかにすることを目的として、単体を対象に研究が行われてきた^[1~8]。座屈拘束ブレースが構造部材として地震時の要求性能を満たすものであるかを明らかにするためには、単体の研究だけでなく、構造物を考慮した研究が必要である。

第 6 章では、座屈拘束ブレースが組み込まれた構造物を対象とし、様々な特性を有する地震動を用いて、時刻歴応答解析を行い、その結果から、最も変形の大い座屈拘束ブレースを抽出し、疲労性能評価方法について一例を行う。

疲労性能評価には、第 5 章で得られた疲労性能式と簡易的な評価方法である線形累積損傷則^[9,10]（以下、マイナー則と呼ぶ）を用いる。マイナー則から求めた疲労性能と解析結果を比較し、構造物に組み込まれた座屈拘束ブレースの地震時の疲労性能を評価する。疲労性能が異なる基本タイプと高性能タイプの 2 つについて行う。この疲労性能の評価は実設計時に疲労性能式を使用する際の参考になると考える。

6.2 解析概要

6.2.1 解析モデル

解析モデルは、文献[11]で使用されたものである。この解析モデルの妥当性については、文献[11]において、一定の検証がなされていると考える。

解析ソフトは SNAP Ver.6 を用いる。解析モデルを図 6.1 に示す。座屈拘束ブレースが最も効果を発揮するモデルを想定し、建物の曲げ変形を無視できる程度の建物高さに設定された座屈拘束ブレースが中央に K 型配置された 10 層 3 スパンの鋼構造モデルである^[11]。

表 6.1 に解析モデルの部材断面を示す。柱は角型鋼管、梁は H 形鋼である。柱梁の降伏応力度は共に、文献[11]において用いられている値を参照し、 $\sigma_y=323\text{N/mm}^2$ とする。座屈拘束ブレースは、塑性化部と弾性部に分けてモデル化する。塑性化部長さは、芯材長さに対して 1/2 の長さである。弾性部は、塑性化部の 10 倍の断面積とする。座屈拘束ブレースの降伏応力度は、 $\sigma_y=235\text{N/mm}^2$ として降伏耐力を算出する^[11]。

解析モデルの重量は、層重量の 1/4 の重量を持つ質点を柱と梁の接合部分に配分し、梁の中央に接合部分に配分した重量の 1/10 の重量を持つ質点をそれぞれ集中質点として付加する。層重量は、梁 1m あたり 39.2kN として計算する。解析モデルの 1 次固有周期は 1.1 秒である^[11]。

モデルの解析は平面解析で行う。図 6.2 に静的増分解析結果を示す。解析結果は、文献[11]の増分解析結果と概ね一致しており、モデル化に妥当性がある。

6.2.2 解析条件

時刻歴応答解析には、Newmark の β 法($\beta=1/4$)を用いる。芯材塑性化部の軸方向の復元力特性は、バイリニアモデルとし、二次剛性は初期剛性の 1/50 とする。減衰は、瞬間剛性比例型とし、減衰定数 h は 0.02 とする^[11]。

入力地震動は、一般的な設計用地震動として用いられており、様々な特性を有する観測地震動 El Centro NS (1940)、Kobe NS (1995)、Taft EW (1952)、Hachinohe EW (1968) および、日本建築センターによる模擬地震動 BCJ-L2^[12]を採用する^[11]。図 6.3 に BCJ-L2 の時刻歴波形を示す。観測地震動は、レベル 1 を最大速度 25kine (中地震動相当)、レベル 2 を 50kine (大地震動相当) に基準化する。BCJ-L2 は、レベル 2 にオリジナルを使用し、レベル 1 をオリジナルの 0.5 倍として使用する^[11]。文献[11]では、地震継続時間を地震動のピークが現れる 30 秒間としていた。本章では、継続的な地震動に対する疲労性能を評価することを目的とし、El Centro NS、Taft EW を 54 秒、Kobe NS を 31 秒、Hachinohe EW を 51 秒、BCJ-L2 の地震継続時間を 120 秒として入力する。時刻歴応答解析時の解析時刻みは、全ての地震動で 0.01 秒とする。

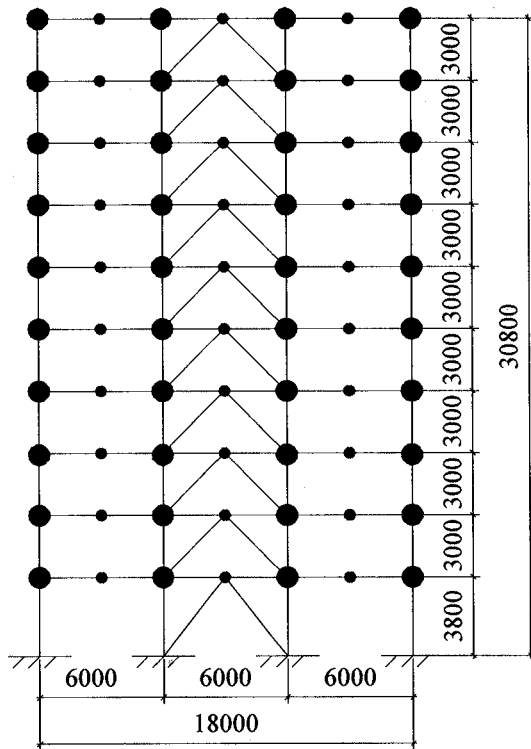


図 6.1 解析モデル^[11]

表 6.1 部材断面^[11]

層	柱	梁	BRBM
10	□-250×250×6	H-240×170×7×11	PL-9×25
9	□-350×350×8	H-300×200×9×14	PL-12×32
8	□-350×350×9	H-340×250×9×14	PL-12×45
7	□-350×350×11	H-360×300×9×14	PL-12×60
6	□-400×400×11	H-390×300×9×14	PL-12×70
5	□-400×400×12	H-390×300×10×16	PL-12×80
4	□-400×400×12	H-390×300×10×16	PL-12×85
3	□-400×400×14	H-440×300×11×18	PL-12×90
2	□-400×400×14	H-430×300×10×15	PL-12×95
1	□-400×400×15	H-440×300×13×21	PL-16×110

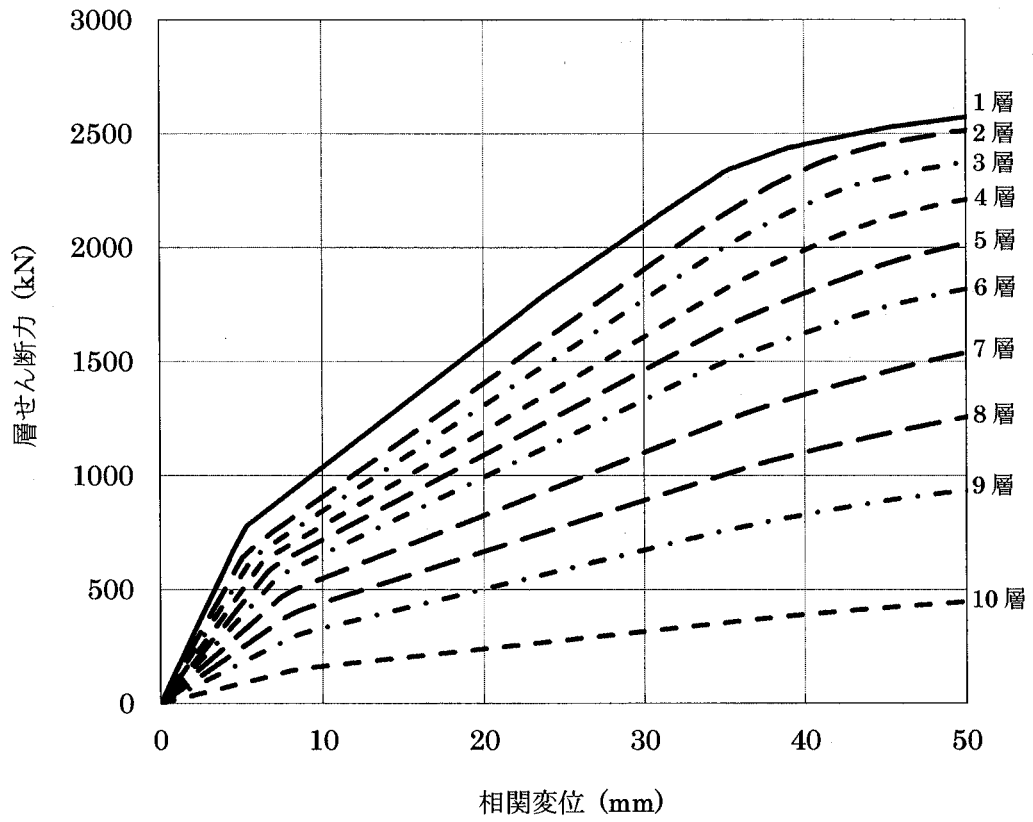


图 6.2 静的増分解析結果

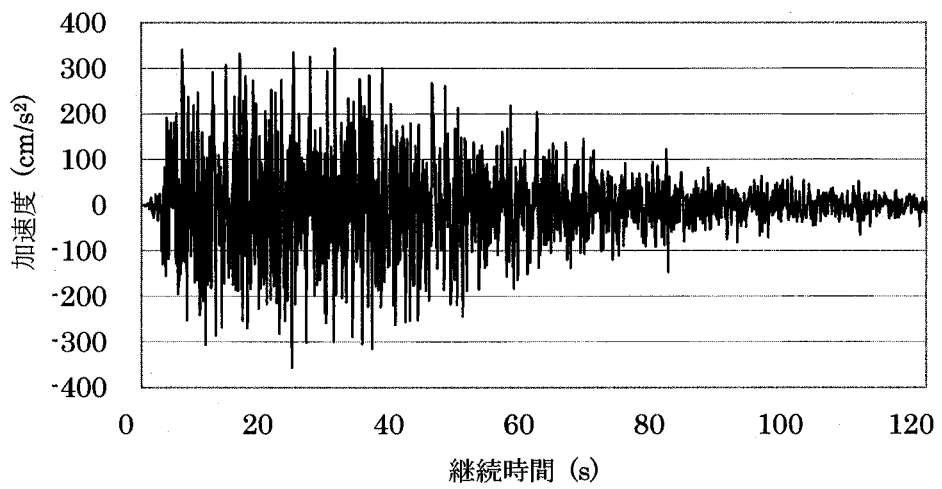


图 6.3 入力地震動時刻歴波形例 (BCJ-L2)^[12]

6.3 解析結果

各地震波のレベル1地震時の層間変形角を図6.4に、レベル2地震時の層間変形角を図6.5に示す。レベル1時においては、Kobe NSの8層で0.0056、Taft EWの8層で0.0053となっているが、それ以外は概ね層間変形角 $1/200\text{rad}$ 以内になっている。レベル2時においても、Kobe NSの8層で0.0101、Taft EWの8層で0.0106となっているが、それ以外は概ね層間変形角 $1/100\text{rad}$ 以内になっている。座屈拘束ブレースは、各地震波において、レベル1地震時から降伏が生じ、主架構(柱、梁)はレベル2まで弾性状態である。

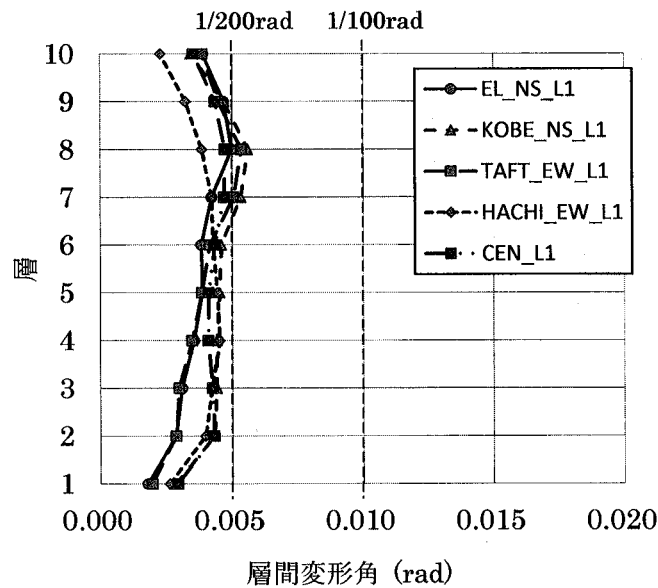


図 6.4 各地震動レベル1時の各層の層間変形角

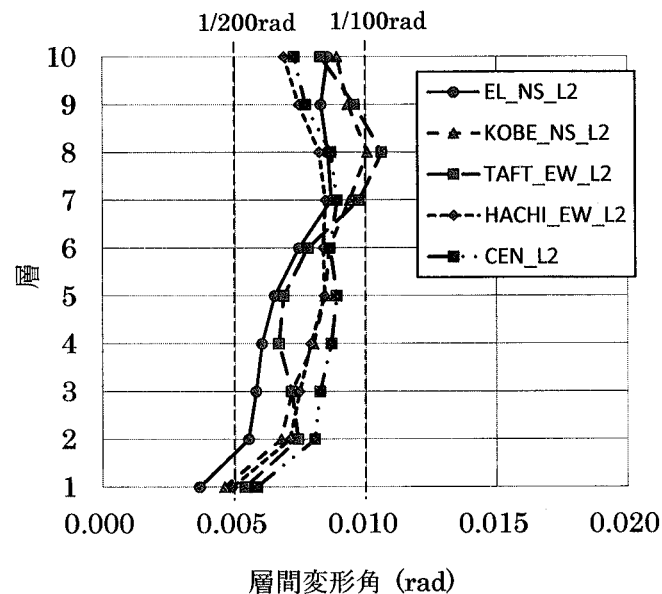


図 6.5 各地震動レベル2時の各層の層間変形角

6.4 疲労性能評価

6.4.1 疲労性能評価方法

レベル 1、レベル 2 地震応答時、各地震動における層間変形角が最大となる層の座屈拘束ブレースを対象に、累積疲労から性能評価を行う。累積疲労については、座屈拘束ブレースの変位応答の歪振幅がピークとなる点を 1/2 サイクルとし、各歪振幅におけるサイクル数を計測する。各歪サイクルを耐用回数で除し、その合計を累積疲労とするマイナー則^[9,10]を用いて評価を行う。マイナー則に関しては不確定なことが多く、大地震が起きた後の小地震と小地震が起きた後の大地震、すなわち大振幅後の小振幅と小振幅後の大振幅では累積疲労度合いが変わる可能性があると考え、簡潔なため一例として採用している。

累積疲労損傷比 D の式^[10]を参考に、鋼モルタル板を用いた座屈拘束ブレースの累積疲労の式を以下に表す。 D が 1.0 になった時に疲労破壊が生じるものとする。

$$D = \sum \left(\frac{n_i}{N_{ti}} \right) \quad (1)$$

ここで、 n_i / N_{ti} は各軸歪における疲労損傷比、 n_i は各軸歪を実際に受けた繰返し回数、 N_{ti} は各軸歪の耐用回数 N_t である。

累積疲労を算出する際の歪振幅は、第 5 章で求めた疲労線図(図 5.3)から得られる歪振幅 1.5 ϵ_y %、0.5%、1.0%、1.5% に大別する。応答変位を 4 つの歪サイクルに分けるため、評価が安全側となるよう、所定の歪振幅を超えた歪は繰上げて計測する。耐用回数は、実験から得られた近似式である疲労曲線式および信頼区間 95% の下限式を用いる。表 6.2 に各々の耐用回数を示す。

表 6.2 座屈拘束ブレースの疲労曲線式から得られた耐用回数 N_t

$\epsilon(\%)$	耐用回数 N_t			
	基本タイプ		高性能タイプ	
	近似値	下限値	近似値	下限値
1.5 ϵ_y (=0.172)	4,054	1,307	13,970	7,024
0.5	412	160	931	530
1.0	93	41	160	98
1.5	39	18	57	37

表 6.3 層間変形角最大層の座屈拘束ブレースの累積疲労

レベル	地震動	軸歪における繰返し回数(n)					累積疲労損傷比(D)			
		1.5 ϵ_y (=0.172)	0.5	1.0	1.5	基本		高性能		
						近似値	下限値	近似値	下限値	
レベル1	EI Centro NS	54	6	0	0	0.033	0.094	0.014	0.026	
	Kobe NS	32	5	0	0	0.025	0.070	0.011	0.020	
	Taft EW	56	7	0	0	0.039	0.108	0.016	0.030	
	Hachinohe EW	42	6	0	0	0.031	0.087	0.014	0.025	
レベル2	BCJ-L2	169	16	0	0	0.101	0.287	0.042	0.077	
	EI Centro NS	61	10	3	0	0.089	0.228	0.048	0.083	
	Kobe NS	29	6	4	0	0.081	0.197	0.048	0.080	
	Taft EW	61	18	2	0	0.100	0.260	0.052	0.090	
レベル2	Hachinohe EW	42	10	2	0	0.070	0.179	0.037	0.065	
	BCJ-L2	127	42	4	0	0.220	0.572	0.113	0.197	

6.4.2 累積疲労の評価

層間変形角最大層(8層)の座屈拘束ブレースについて、(1)式を用いて算出した累積疲労損傷比 D を表 6.3 に示す。表 6.3 は地震動毎に、基本タイプと高性能タイプの近似値と下限値に分けて記載している。累積疲労損傷比 D は、全ての条件で、基本タイプ、高性能タイプともに 1.0 を下回っている。

変形量が 0.5% や 1% を超える地震動レベル 2 のような大地震動は建物の供用期間中に一度は起こる可能性がある地震動であり、頻繁に発生することは考えにくい。基本タイプの近似値では、BCJ-L2 以外の大地震動に対しては 10 回程度、BCJ-L2 に対しては 4 回発生しても耐える事のできる疲労性能を有している。基本タイプの下限值でも BCJ-L2 以外の大地震動に対しては 4 回程度、BCJ-L2 に対しては 1 回発生しても耐える事のできる疲労性能を有している。また、高性能タイプの近似値では、BCJ-L2 以外の大地震動に対しては 19 回程度、BCJ-L2 に対しても 9 回発生しても耐えることができる。高性能タイプの下限值にでも、BCJ-L2 以外の大地震動に対しては 9 回程度、BCJ-L2 に対しても 5 回発生しても耐えることができる。

一方で、長寿命化を目指した実構造物への供用の際には、小歪振幅のサイクルが多く計測される小規模な地震動や風荷重による小歪振幅の変形が繰返されることで疲労が蓄積することが考えられる。長期利用を想定する場合や、設置や取替が困難な箇所に設置される場合は、基本タイプの累積疲労は半分程度である小歪振幅の疲労性能に優れた高性能タイプを用いることで、信頼性の高い長期的な供用に対して有効である。

6.7 まとめ

座屈拘束ブレースが組み込まれた中層鋼構造物を対象に、時刻歴応答解析を行い、基本タイプ、高性能タイプの疲労性能式とマイナー則を用いて累積疲労に関する疲労性能評価方法の適用例を行い、一例という条件で以下を得た。

- 1) 座屈拘束ブレースの疲労性能は、継続時間 30~120 秒のレベル 1、レベル 2 の地震応答時において解析結果より得られる累積疲労の要求値を上回っており、高い耐震性能が確保されている。
- 2) 基本タイプは 4~10 回のレベル 2 地震動に対する疲労性能、高性能タイプは 9 回~19 回のレベル 2 地震動に対する疲労性能を満足している。
- 3) 小歪振幅の疲労性能に優れる高性能タイプの累積疲労損傷比 D は、基本タイプに比べて半分程度の累積疲労損傷比 D となる。

第6章の参考文献

- [1] 村井正敏、小林史興、野田隆博、岩田 衛：鋼モルタル板を用いた座屈拘束ブレースの実験的研究、日本建築学会構造系論文集、第 569 号、pp105-110、2003 年 7 月
- [2] 小林史興、村井正敏、和泉田洋次、岩田 衛：鋼モルタル板を用いた座屈拘束ブレースの実験的研究 - その 2 製作簡易化と芯材幅厚比の変化、日本建築学会構造系論文集、第 586 号、pp187-193、2004 年 12 月
- [3] 岩田 衛、村瀬 亮、和泉田洋次、村井正敏：鋼モルタル板を用いた座屈拘束ブレースの実験的研究 - その 3 芯材の座屈挙動、日本建築学会構造系論文集、第 611 号、pp133-139、2007 年 1 月
- [4] 村瀬 亮、村井正敏、岩田 衛：鋼モルタル板を用いた座屈拘束ブレースの実験的研究 - その 4 芯材幅厚比と拘束力および断面ディテールの影響、日本建築学会構造系論文集、第 620 号、pp117-124、2007 年 10 月
- [5] 緑川光正、佐々木大輔、麻里哲広、村井正敏、岩田 衛：鋼モルタル板を用いた座屈拘束ブレースの実験的研究 - クリアランスの圧縮耐力への影響と圧縮耐力に応じた座屈モード数の評価 - 、日本建築学会構造系論文集、第 75 巻、第 653 号、pp1361-1368、2010 年 7 月
- [6] 緑川光正、田中康隆、大竹誠寛、麻里哲広、村井正敏、岩田 衛：鋼モルタル板を用いた座屈拘束ブレースの実験的研究 - 座屈モード数の評価および圧縮引張耐力比と細長比の関係 - 、日本建築学会構造系論文集、第 76 巻、第 664 号、pp1153-1160、2011 年 6 月
- [7] 緑川光正、若山拓也、飯塚亮太、麻里哲広、村井正敏、岩田 衛：鋼モルタル板を用いた座屈拘束ブレースの実験的研究 - 座屈モード数および圧縮引張耐力比と摩擦力の評価 - 、日本建築学会構造系論文集、第 77 巻、第 681 号、pp1763-1771、2012 年 11 月
- [8] 飯塚亮太、若山拓也、緑川光正、岩田 衛：鋼モルタル板を用いた座屈拘束ブレースの実験的研究 - 芯材細長比の違いによる強軸座屈モード - 、鋼構造論文集、第 20 巻、第 78 号、pp15-21、2013 年 6 月
- [9] 日本材料学会(編)、疲労設計便覧、養賢堂、1995 年 1 月
- [10] 日本鋼構造協会(編)、鋼構造物の疲労設計指針・同解説 - 付・設計例 - 2012 年改訂版、技報堂出版、2012 年 6 月
- [11] 加藤貴志、岩田衛、和田章：損傷制御構造における座屈拘束ブレースの性能評価、日本建築学会構造系論文集、第 552 号、pp101-108、2002 年 2 月
- [12] 建築研究所・(財)日本建築センター：設計用入力地震動作成手法技術指針(案)、設計入力地震動研究委員会平成 3 年度成果報告書、1992 年 3 月

第7章

疲労性能に影響を及ぼす製作時の品質管理

- 7.1 はじめに
- 7.2 品質管理値
- 7.3 クリアランス比較実験
- 7.4 ギャップ検証実験
- 7.5 クリアランスとモルタル強度検証実験
- 7.6 モックアップ製作検証
- 7.7 まとめ

第7章 初期品質管理

7.1 はじめに

座屈拘束ブレースは安定した復元力特性を有するため、中低層建築物では耐震ブレースとして、超高層および高層建築物では制振ブレースとして利用される。設計指針等や既往の研究^[4]により、様々な構造性能が明らかにされ、信頼性のあるものとして扱われている。特に損傷を座屈拘束ブレースに集約する損傷制御構造^[5]では、水平力を一手に担うものとなっており、重要な部材である。

第3～5章において、座屈拘束ブレースの疲労性能についての実験により疲労性能式を導いた。更には構造物に組み込んだ場合の疲労性能について解析をし、累積疲労損傷比により評価を行った。ただし、これらは座屈拘束ブレースの終局状態が引張破断となる場合に使用することができる。すなわち、芯材である鋼材が持つ疲労性能を最大限に発揮することになる引張破断の前に、局部変形を起こしてしまうと、設計時に期待していた疲労性能を発揮しない。

座屈拘束ブレースが真に信頼性を得るためには、設計時に期待した構造性能を実際に発揮できることが前提であり、言い換えるならば、製作時の初期品質が確保されていることが条件となる。これを管理するためには、座屈拘束ブレースのライフサイクルにおける設計計画、材料調達、製作、施工、運用、廃棄の各段階^[6,7]のうちの製作時の品質を確保しなければならない。

第7章では、品質管理の容易な鋼モルタル板を用いた座屈拘束ブレースを対象に、座屈拘束ブレースのライフサイクルの製作時に着目し、製作時の初期品質を確保するための方策として、特に構造性能に影響する品質管理項目であるクリアランスおよび縮み代(以下、ギャップという)について、品質管理値を設定する。また、クリアランスおよびギャップに加え、終局状態に大きく影響を及ぼすと予測されるモルタル強度についてもパラメータとして検証実験を行い、今後の疲労設計に役立つように構造性能への影響を確認する。更に、実大のBRBSMのモックアップを製作し、設定した品質管理値の妥当性を検証する。

7.2 品質管理値

製作時の品質を管理する項目について、クリアランスとギャップに関する品質管理値を設定する。また、その他の管理項目についても品質管理値である管理許容差と限界許容差を設定する。図 7.1(a)~(f)に試験体形状に対応した品質管理項目、表 7.1 に品質管理値の抜粋を示す。クリアランスおよびギャップは既往の研究から得られた数値、その他の項目については、鉄骨精度検査基準[8~10]により設定する。

管理許容差は、製品の 95%以上が満足するように製作・施工上の目安として定める目標値である[8~10]。限界許容差は、これを超える誤差は原則として許されないものとした個々の製品の合否判定のための基準値である[8~10]。

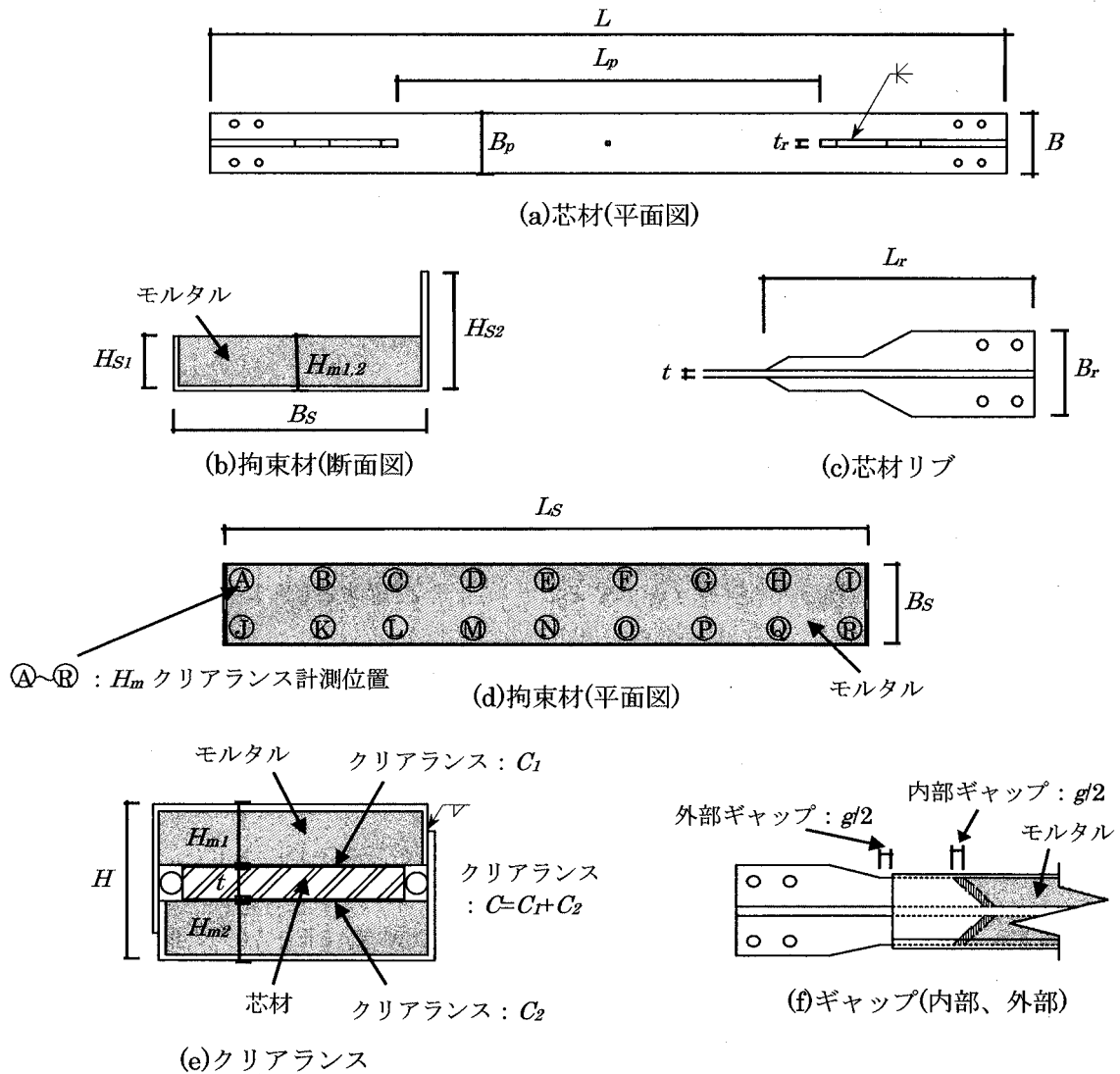


図 7.1 品質管理項目(non scale)

7.2.1 クリアランスの品質管理値

座屈拘束ブレースには様々な力学的特性のうち、図 7.1(e)に示す芯材とモルタル面とのクリアランスは構造性能を左右する重要なパラメータである。クリアランスが小さいほど累積塑性歪エネルギー率 ω は大きくなる^[4]。しかし、あまりに小さすぎるとポアソン比の影響により芯材と拘束材が接触し、拘束材も圧縮力を負担するため圧縮引張耐力比 α が大きくなる。一方、クリアランスが大きいと座屈モードの振幅が大きくなり、芯材の一部に局部座屈による変形が集中するため、早期の局部変形が生じる。

必要なクリアランスは芯材厚によって変化するため、クリアランス比により品質管理値を設定する。クリアランス比の最小値についてはポアソン比を考慮し、軸歪 ε (%) にポアソン比 (=0.5) を掛けた値とする。例として、制振ブレースとして適用する場合は軸歪 3.0% 分を見込み、芯材厚の変形量は 1.5% となる。

$$\frac{\Delta t}{t} = \nu \left(\frac{\Delta L_p}{L_p} \right) = 0.5 \times \varepsilon (\%) \quad (1)$$

ここで t は芯材厚、 Δt は芯材厚変形量、 ν はポアソン比 (=0.5)、 L_p は芯材塑性化部長さ、 ΔL_p は芯材塑性化部変形量、 ε は軸歪 (%)。

既往研究^[1,4]よりクリアランス比の最大値 15% を品質管理の上限値とする。

$$0.5 \times \varepsilon (\%) \leq \frac{C}{t} \leq 15 (\%) \quad (2)$$

ここで C/t はクリアランス比。(2)式は製作許容差を含む。

C はクリアランスであり、図 7.1(e)に示す芯材の表裏のクリアランスで、 C_1 とクリアランス C_2 を足したもの。

クリアランスは拘束材のモルタル表面平坦さの精度やアンボンド材の変化により変動するため、組立後でないと計測できない。このため、組立後の高さ H_R から拘束材のモルタル面までの高さ H_{m1} 、 H_{m2} 、芯材厚 t を減じることにより設定する(図 7.1(e))。

$$C = C_1 + C_2 = H_R - H_{m1} - H_{m2} - t \quad (3)$$

クリアランスの管理にあたっては、図 7.1(d)に示す均等間隔にした A~R の位置について計測する。

7.2.2 ギャップの品質管理値

芯材の圧縮時に、図 7.1(f)に示す拘束材と芯材の間隔である外部ギャップ並びに、芯材のリブと拘束材内部モルタルの間隔である内部ギャップが小さいと、芯材と拘束材の接触により剛性が高くなり耐力が上昇する。圧縮時の耐力が大きくなることは、圧縮引張耐力比 α が大きくなり、早期の局部変形につながる。また、柱梁等の主架構や接合部に損傷を与える

可能性がある。よって、内部と外部のギャップを適切な数値で品質管理する必要がある。

ギャップの品質管理値は芯材の伸縮量を考慮し、想定する変形量分以上を見込めば良い。ギャップ(g)は芯材が変形する部分である芯材塑性化部長さ L_p の軸歪 ε (%)分を見込む。ただし、片側の場合、半分($g/2$)とする。制振ブレースとして適用する場合は軸歪 3.0%時の変形量を最小値とする。

$$L_p \times \varepsilon(\%) \leq g \quad (3)$$

$$L_p \times \frac{\varepsilon(\%)}{2} \leq \frac{g}{2} \quad (4)$$

ここで g : 両側分のギャップ、 $g/2$: 片側分のギャップ。(3)、(4)式は製作許容差を含む。

7.2.3 その他の品質管理値

その他の品質管理値に関しては、鉄骨精度検査基準^[8-10]を参考に管理許容差および限界許容差の設定を行う。設定した項目は芯材、芯材塑性化部、芯材リブ、拘束材の長さ、幅、厚さ等である。曲がり、ボルト孔の芯ずれ、相互間隔、はしあき・へりあき、ずれ止めの位置ずれ、溶接に関する項目についても設定する。

表 7.1 品質管理項目と品質管理値

対象部材	測定項目	品質管理値	
		管理許容差	限界許容差
芯材	長さ ' ΔL '	$-3\text{mm} \leq \Delta L \leq +3\text{mm}$	$-5\text{mm} \leq \Delta L \leq +5\text{mm}$
	幅 ' ΔB '	$-2\text{mm} \leq \Delta B \leq +2\text{mm}$	$-3\text{mm} \leq \Delta B \leq +3\text{mm}$
	板厚 ' Δt '	$-1\text{mm} \leq \Delta t \leq +1\text{mm}$	$-2\text{mm} \leq \Delta t \leq +2\text{mm}$
芯材 塑性化部	長さ ' ΔL_p '	$-3\text{mm} \leq \Delta L_p \leq +3\text{mm}$	$-5\text{mm} \leq \Delta L_p \leq +5\text{mm}$
	幅 ' ΔB_p '	$-2\text{mm} \leq \Delta B_p \leq +2\text{mm}$	$-3\text{mm} \leq \Delta B_p \leq +3\text{mm}$
芯材 リブ	長さ ' ΔL_r '	$-3\text{mm} \leq \Delta L_r \leq +3\text{mm}$	$-5\text{mm} \leq \Delta L_r \leq +5\text{mm}$
	幅 ' ΔB_r '	$-2\text{mm} \leq \Delta B_r \leq +2\text{mm}$	$-3\text{mm} \leq \Delta B_r \leq +3\text{mm}$
	板厚 ' Δt_r '	$-1\text{mm} \leq \Delta t_r \leq +1\text{mm}$	$-2\text{mm} \leq \Delta t_r \leq +2\text{mm}$
拘束材	長さ ' ΔL_s '	$-3\text{mm} \leq \Delta L_s \leq +3\text{mm}$	$-5\text{mm} \leq \Delta L_s \leq +5\text{mm}$
	高さ ' $\Delta H_{S1,2}$ '	$-2\text{mm} \leq \Delta H_{S1,2} \leq +2\text{mm}$	$-3\text{mm} \leq \Delta H_{S1,2} \leq +3\text{mm}$
	幅 ' ΔB_s '	$-2\text{mm} \leq \Delta B_s \leq +2\text{mm}$	$-3\text{mm} \leq \Delta B_s \leq +3\text{mm}$
対象部材	測定項目	品質管理値	
BRBSM	クリアランス比 ' C/t '	$0.5 \times \varepsilon (\%) \leq C/t \leq 15 (\%)$	
	ギャップ ' $g/2$ '	$L_p \times \varepsilon (\%) / 2 \leq g/2$	

7.3 クリアランスの検証実験

クリアランスが BRBSM の構造性能に及ぼす影響を検証する。品質管理値を満たしている試験体と満たしていない試験体の載荷実験を行い、比較する。

7.3.1 試験体

試験体は図 3.2 の基本タイプとする。試験体諸元を表 7.2 に示す。クリアランスの比較を行うため、芯材および拘束材の材質・寸法は同じとし、クリアランスのみをパラメータとする。芯材長さは 2,351mm、塑性化部長さを 1,251mm、塑性化部断面は幅 112mm、厚さ 16mm、幅厚比 7.0 とする。拘束指標 R は、モルタル強度による影響よりもクリアランスによる影響をうけるように、1.2 程度と小さくする。クリアランスを確保するためのアンボンド材は BC2 試験体で 2mm(片面 1mm+片面 1mm)、BC4 試験体で 4mm(片面 2mm+片面 2mm)、BC6 試験体で 6mm(片面 3mm+片面 3mm)を貼付する。

各試験体の芯材と拘束材の合体後に測定したクリアランス比を表 7.3 に示す。図 7.3(d)に示す 10 か所の平均クリアランス比は、BC2 試験体で 12%、BC4 試験体で 28%、BC6 試験体で 35%である。BC2 試験体は品質管理値を満たしているが、BC4 試験体と BC6 試験体はともに品質管理値を満たしていない。

7.3.2 載荷方法

1,000kN 水平アクチュエータを用い、載荷装置は柱脚部をピン支持とし、試験体の設置角は 45 度とする(図 3.3)。

載荷パターンは軸方向変位制御で、軸歪(%)毎の復元力特性への影響を確認するために正負交番漸増繰返し載荷とする。試験体や治具のならしのために歪振幅 $1/3\varepsilon_y$ 、 $2/3\varepsilon_y$ 、 0.25% を 1 回ずつ載荷した後、軸歪 0.5%、0.75%、1.0%、1.5%、2.0%、2.5%を 2 回ずつ載荷する。最後に軸歪 3.0%では、耐力が最大耐力の 80%まで低下、または引張破断するまで繰返し載荷する。

試験体の軸変形量 δ は、芯材の第一ボルト間(図 3.3、AB 間)の試験体手前と奥側に変位計により測定し、その平均値とする。

表 7.2 試験体諸元

試験体	芯材 (SN400B)										拘束材 (SS400)						モルタル	アンボンド材
	寸法 (mm)	断面積 (mm ²)	幅厚 比	σ_y (N/mm ²)	P_y (kN)	芯材 長さ (mm)	塑性化部 長さ (mm)	高さ (mm)	幅 (mm)	板厚 (mm)	$I \times 10^3$ (mm ⁴)	P_E (kN)	拘束指標 $R (= P_E / P_y)$	圧縮強度 (N/mm ²)	クリアランス (mm)			
BC2	16×112	1,792	7.0	303	542	2,351	1,251	80.0	142.4	3.2	1,780	652	1.20	71.2	2.0			
								82.0			1,880	688	1.27		4.0			
BC4								84.0			1,983	726	1.34		6.0			
BC6																		

表 7.3 クリアランス比計測値

試験体	クリアランス比 (%)										品質管理値 (1.5% ≤ C/I ≤ 15%)					
	A	C	E	G	I	J	L	N	P	R	平均					
BC2	6.2	13.2	13.6	14.2	13.6	5.2	16.9	14.8	11.1	11.4	12					
BC4	22.2	28.4	24.1	26.9	34.8	25.9	29.0	29.0	27.2	30.9	28					
BC6	38.1	30.2	34.6	32.7	30.9	38.3	41.2	34.6	31.7	32.5	35					

7.3.3 実験結果

各試験体の降伏耐力比 P/P_y (P :軸方向荷重)と芯材の軸歪 ϵ (軸変形量 δ /塑性化部長さ L_p) の関係を図 7.2 に示す。終局状況を写真 7.1 に、終局状態および降伏耐力比の最大を表 7.4 に示す。

BC2 試験体は安定した復元力特性を示している。BC4 試験体は軸歪 2.5%の圧縮時に軸歪 0 付近で荷重が少し下がる箇所がある。同様に軸歪 3.0%の圧縮時にも軸歪 0 付近で荷重が少し下がる箇所がある。BC6 試験体は軸歪 1.5%から圧縮時の軸歪 0 付近で荷重が下がる。以降、軸歪 2.0%、2.5%、3.0%でも同様の傾向があり、不安定である。この現象は、クリアランスが大きいため、芯材が座屈した際すぐにモルタルによる拘束ができず、座屈が進行してからモルタルに接触し、拘束し始め耐力が上昇するからである。座屈モードの振幅が大きくなり、一部に局部座屈による変形が集中し、早期の局部変形となる。また、クリアランスが大きいくほど、剛性変化をする箇所の傾きが小さくなり面積が小さくなっている。

降伏耐力比は芯材がすぐにモルタル面に接触する分、BC2 試験体が大きくなり、クリアランスが大きくなる程小さくなっている。

各試験体とも終局状態は局部変形である。拘束指標 R を 1.2 程度と小さく設定したため局部変形となっている。局部変形位置を写真 7.1 に丸印で表す。BC6 試験体は他試験体に比べて座屈モードの振幅が大きい。

7.3.4 性能評価

表 7.5 に各試験体の累積塑性歪エネルギー率 ω 、圧縮引張耐力比 α の最大、座屈モード数を示す。

ω は、BC2 試験体が最も大きく、BC4 試験体と BC6 試験体は BC2 試験体と比較して半分以下となっている。クリアランスが大きくなると ω が小さくなり、エネルギー吸収能力が低くなる。 α は、降伏耐力比と同様の理由により、BC2 試験体が最も大きくなっている。

座屈モードは、BC2 と BC4 試験体が同数の 16 で、BC6 試験体は 11 である。BC6 試験体はその他の試験体と比較して、クリアランスが大きいため、座屈モードの振幅が大きくなっていることから、一部に局部座屈による変形が集中し、座屈モード数が少なくなっている。クリアランスが大きいく程、 ω は小さくなるため、エネルギー吸収能力は低く、圧縮側で復元力特性が不安定となる。

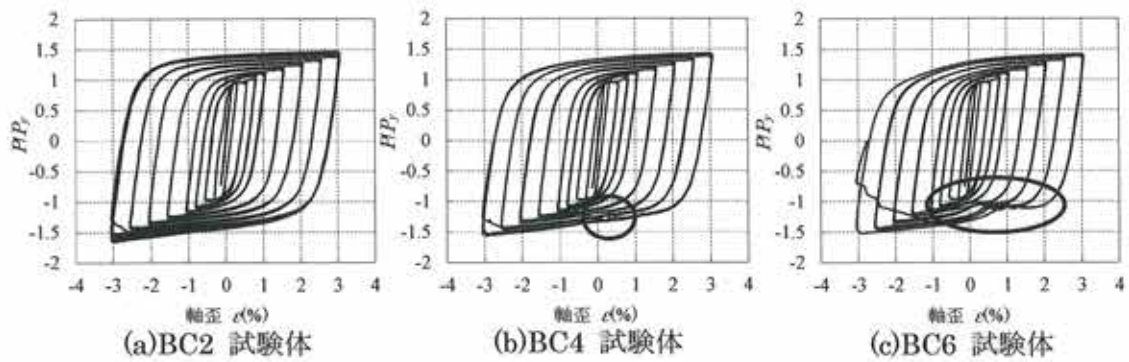


図 7.2 PIP_y - 軸歪 ε 関係

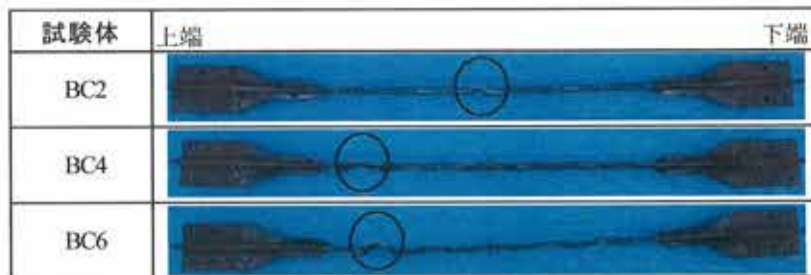


写真 7.1 芯材終局状況 (BC2, BC4, BC6)

表 7.4 終局状態と降伏耐力比の最大

試験体	終局時の歪振幅と载荷回数	終局状態	降伏耐力比の最大	
			引張	圧縮
BC2	3.0%歪11回目圧縮	局部変形	1.47	1.66
BC4	3.0%歪3回目圧縮		1.43	1.56
BC6	3.0%歪2回目圧縮		1.42	1.52

表 7.5 性能評価

試験体	累積塑性歪エネルギー E_I (kN・m)	累積塑性歪エネルギー率 ω	圧縮引張耐力比の最大 α	座屈モード数
BC2	1,532	1,530	1.13	16
BC4	704	703	1.09	16
BC6	586	585	1.07	11

7.4 ギャップの検証実験

ギャップが BRBSM の構造性能に及ぼす影響を検証するため、ここでは、品質管理値よりも小さい内部のギャップを設定する。

7.4.1 試験体

試験体は図 3.2 の高性能タイプとする。試験体諸元を表 7.6 に示す。試験体名の数字は歪振幅(%)を表す。ギャップを比較するため、芯材および拘束材の条件は全て同じとし、内部のギャップのみをパラメータとする。芯材長さは 2,351mm とし、塑性化部長さを 1,175mm、塑性化部断面は幅 128mm、厚さ 16mm、幅厚比 8.0 とする。拘束指標 R は、圧縮側の荷重上昇による局部変形で性能低下が起きないように 6.0 前後とする。クリアランスを確保するためのアンボンド材は 2mm(片面 1mm+片面 1mm)とする。

表 7.7 に内部ギャップの数値を示す。HG1 試験体は軸歪 1.0%を載荷するために必要な内部ギャップが 5.9mm、HG3 試験体は軸歪 3.0%を載荷するために必要な内部ギャップが 17.6mm であるが、試験体共通で 5.0mm として品質管理値を満たさない条件とする。

7.4.2 載荷方法

載荷装置と計測方法はクリアランスの検証実験と同じとする(図 3.3)。載荷パターンは軸方向変位制御で、軸歪(%)による必要値に対しての影響を確認するために一定歪振幅繰返し載荷とする。試験体や治具のならしのために歪振幅 $1/3\varepsilon_y$ 、0.5%を各 1 回載荷した後、HG1 試験体は軸歪 1.0%を繰返し載荷、HG3 試験体は軸歪 1.0%を 1 回載荷した後、軸歪 3.0%を繰返し載荷する。耐力が最大耐力の 80%まで低下、または引張破断するまで繰返し載荷する。

表 7.6 試験体諸元

試験体	芯材 (LY225)					拘束材 (SS400)							モルタル	アンボント材	
	寸法 (mm)	断面積 (mm ²)	幅厚 比	σ_y (N/mm ²)	P_y (kN)	芯材 長さ (mm)	塑性化部 長さ (mm)	高さ (mm)	幅 (mm)	板厚 (mm)	$I \times 10^3$ (mm ⁴)	P_E (kN)			拘束指標 $R(=P_E/P_y)$
HG1	16×128	2,048	8.0	241	493	2,351	1,175	128.4	208.4	3.2	7,810	2,859	5.80	87.5	2.0
HG3															

表 7.7 内部ギャップ値

試験体	内部ギャップ (g/2)		
	品質管理値 ($L_p \times 1.5\%$ ~) (mm)	軸歪(%)による 必要値 (mm)	実測値 (mm)
HG1	17.6~	5.9	5.0
HG3			17.6

7.4.3 実験結果

各試験体の軸方向荷重 P と芯材の軸変形量 δ の関係を図 7.3 に示す。終局状況を写真 7.2 に、終局状態および降伏耐力比の最大を表 7.8 に示す。

両試験体ともに全体的な復元力特性は安定しているように見えるが、設計値 5mm の両側である圧縮時の -10mm 付近で剛性が高くなり、荷重が上昇している。これは内部のギャップが足りなくなり、芯材リブと拘束材内部モルタルが接触したことにより生じている。繰返し回数 2 回目以降はモルタルが圧壊することにより馴染み、-10mm 付近では剛性は上昇せず、拘束材への変形が進み繰返し回数を追うごとにピーク付近で荷重が上昇している。

降伏耐力比の最大は上記のことから、圧縮時に剛性が高くなり荷重が上がるため大きくなっている。両試験体ともに終局状態は引張破断である。引張破断位置を写真 7.2 中に丸印で表す。両試験体とも中央部付近で破断している。

7.4.4 性能評価

表 7.9 に各試験体の累積塑性歪エネルギー率 ω 、圧縮引張耐力比 α の最大、座屈モード数を示す。

ω は、両試験体ともに引張破断となったため大きな値を示している。 α は、HG3 試験体で 1.26 となっている。 α が大きいため、柱梁等の主架構や接合部に損傷を与える可能性が高い。拘束指標 R を 6.0 前後としたため局部変形は生じなかったが、 R が小さい場合には α の上昇により早期の局部変形となる可能性がある。

座屈モード数は HG1 試験体が 19、HG3 試験体が 17 である。内部ギャップが必要値に満たなくても R が大きい場合、 ω が大きいため、エネルギー吸収能力は十分であることがわかる。しかし、 α が柱梁等の主架構や接合部に損傷を与えてしまう可能性が高くなる。

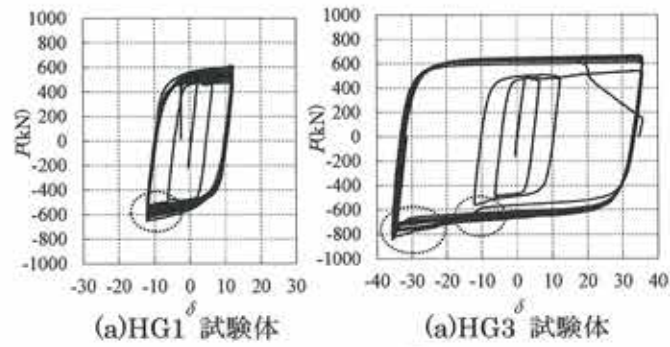


図 7.6 P - δ 関係

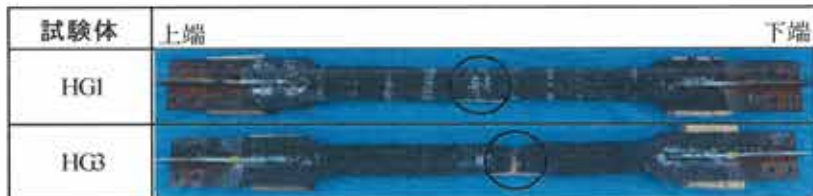


写真 7.2 芯材終局状況 (HG1,HG3)

表 8 終局状態と降伏耐力比の最大

試験体	終局時の歪振幅と载荷回数	終局状態	降伏耐力比の最大	
			引張	圧縮
HG1	1.0%歪 337回目引張	引張破断	1.24	1.32
HG3	3.0%歪 9回目引張		1.35	1.71

表 9 性能評価

試験体	累積塑性歪エネルギー E_r (kN · m)	累積塑性歪エネルギー率 ω	圧縮引張耐力比の最大 α	座屈モード数
HG1	4,148	6,090	1.06	19
HG3	695	1,021	1.26	17

7.5 クリアランスとモルタル強度の検証実験

クリアランスおよびモルタル強度が BRBSM の力学性能に及ぼす影響を検証する。

7.5.1 モルタル強度について

拘束指標 $R(=P_E/P_V)$ の分子である P_E は以下によって設定されている^[1,2]。

$$P_E = \frac{\pi^2(E_s I_s + E_m I_m)}{L^2} \quad (5)$$

ここで、 E_s は拘束材の鋼のヤング係数(2.05×10^5 (N/mm²))、 I_s は拘束材の鋼の断面 2 次モーメント、 E_m は拘束材のモルタルのヤング係数($E_s/20$ (N/mm²))、 I_m は拘束材のモルタルの断面 2 次モーメント、 L は芯材長さである。(5)式では、モルタル強度は直接反映されていない。また、Lin らが提案している局部変形に対する検討^[11]の中で用いている圧縮荷重を受けて座屈変形した芯材を拘束するための補剛力や局部崩壊耐力においても、モルタル強度は考慮されていない。しかし、モルタル強度のみの違いによる比較実験^[12]では構造性能に差が生じている。よって、検証実験にて構造性能への影響を確認する。

7.5.2 試験体

試験体はクリアランスによる比較実験と同様の基本タイプとする(図 3.2)。試験体諸元を表 7.10 に示す。クリアランスとモルタル強度の比較を行うため、芯材および拘束材の材質・寸法は共通とし、クリアランスとモルタル強度のみをパラメータとする。

拘束指標 R は、クリアランスとモルタル強度の影響を受けて局部変形しやすい 1.2 程度と小さくする。クリアランスを確保するためのクリアランス調整材は 2mm(片面 1mm+片面 1mm)、4mm(片面 2mm+片面 2mm)、6mm(片面 3mm+片面 3mm)の 3 種類とする。クリアランス比を表 7.11 に示す。クリアランス 2mm は平均クリアランス比が 11~13%、4mm は 22~28%、6mm は 34~42%である。

モルタルは無収縮モルタルを使用し、低強度、中強度、高強度の 3 種類とする。モルタルの圧縮試験結果を合わせて表 7.10 に示す。低強度が 21.3N/mm²、中強度が 71.2N/mm²、高強度が 108.3N/mm²である。試験体名は L が低強度、M が中強度、H が高強度のモルタルを用い、数字は両面のクリアランス(mm)を表している。

7.5.3 載荷方法

載荷装置と計測方法はクリアランスの違いによる比較実験と同じとする(図 3.3)。

表 7.10 試験体諸元

試験体	芯材(SN400B)				拘束材(SS400)										モルタル	クリアランス調整材(両面) (mm)														
	寸法 (mm)	断面積 (mm ²)	幅厚比	σ_y (N/mm ²)	P_y (kN)	芯材長さ (mm)	塑性化部長さ (mm)	高さ (mm)	幅 (mm)	板厚 (mm)	長さ (mm)	$I \times 10^4$ (mm ⁴)	P_E (kN)	拘束指標 $R(=P_E/P_y)$			圧縮強度 (N/mm ²)													
BLC2	16×112	1,792	7.0	303	542	2,351	1,251	80.0	142.4	3.2	1,605	1,780	688	1.27	71.2	2.0														
BLC4								298				534					82.0	1,880	688	1.29	21.3	4.0								
BLC6								298				534					84.0	1,983	726	1.36			2.0							
BMC2																	80.0	1,780	652	1.20										
BMC4								16×112				1,792					7.0	303	542	2,351	1,251	82.0	142.4	3.2	1,605	1,880	688	1.29	108.3	4.0
BMC6																						84.0				1,983				
BHC2	80.0	1,780	652	1.22																										
BHC4	298	534	298	534	534	298	534	82.0	142.4	3.2	1,605	1,880	688	1.29	108.3	4.0														
BHC6								84.0				1,983					726	1.36												

表 7.11 クリアランス比

試験体	クリアランス比(%)										平均
	A	B	C	D	E	F	G	H	I	J	
BLC2	13.7	16.1	18.0	18.6	14.9	10.6	13.0	7.5	12.4	9.9	13
BLC4	33.5	28.6	26.1	21.1	18.0	21.1	22.4	24.2	27.3	13.7	24
BLC6	42.2	37.3	33.5	41.0	34.2	48.4	51.6	46.6	42.9	44.1	42
BMC2	6.2	13.2	13.6	14.2	13.6	5.2	16.9	14.8	11.1	11.4	12
BMC4	22.2	28.4	24.1	26.9	34.8	25.9	29.0	29.0	27.2	30.9	28
BMC6	38.1	30.2	34.6	32.7	30.9	38.3	41.2	34.6	31.7	32.5	34
BHC2	9.3	9.9	8.1	19.3	8.7	10.6	14.3	2.5	14.9	8.1	11
BHC4	24.8	23.6	20.5	25.5	20.5	18.0	22.4	16.1	28.0	23.6	22
BHC6	32.9	41.6	40.4	46.0	41.6	45.3	39.8	28.0	40.4	27.3	38

7.5.4 実験結果

各試験体の降伏耐力比 P/P_y と芯材の軸歪 ε の関係を図 7.7 に示す。最終状況および降伏耐力比の最大を表 7.12 に示す。

1) 復元力特性

BLC2、BMC2、BHC2、BHC4 は安定した復元力特性を示している。その他については、図中に破線の楕円で示すように不安定な箇所がある。

a) クリアランスによる影響

クリアランス比が大きい BLC6、BMC6、BHC6 で圧縮時に荷重が下がる箇所があり、復元力特性が不安定である。BLC6 は軸歪 2.0% 圧縮載荷時の 1.0% 付近、BMC6 は軸歪 1.5% から 3.0% 圧縮載荷時の 1.5% 付近、BHC6 は軸歪 2.5% および 3.0% 圧縮載荷時の 1.5% 付近で荷重が下がっている。これらは、クリアランスが大きいため、芯材が座屈した際、すぐにモルタルによる拘束ができず荷重が下がり、座屈が進行してからモルタルに接触し、拘束し始めることで耐力が上昇するためである。

b) モルタル強度による影響

BMC4 で軸歪 3.0% 圧縮載荷時の 0.5% および - 0.5% 付近で少し荷重が下がっている箇所がある。同様に、BHC6 の軸歪 2.5% と 3.0% 圧縮載荷時の 1.0% 付近および - 0.5% 付近で少し荷重が下がっている。これらは、モルタルが芯材の局部座屈による補剛力に耐えられなくなり、圧壊するためである。BLC4 は軸歪 2.5% 圧縮載荷時の 1.5% 付近でモルタルが圧壊して荷重が下がり、荷重は上がりそのまま局部変形している。

2) 最終状態および繰返し回数

平均クリアランス比が 11% と小さく、モルタル強度を 108.3N/mm² と高くした BHC2 のみ軸歪 3.0% 8 回目で引張破断となっている。その他の試験体は全て局部変形となっている。同じ局部変形でも繰返し回数は異なる。以下に各々の因子による影響を示す。

a) クリアランスによる影響

BLC6 は軸歪 2.0% 2 回目、BLC4 は軸歪 2.5% 1 回目、BLC2 は軸歪 3.0% 1 回目で局部変形している。BMC6 は軸歪 3.0% 2 回目、BMC4 は軸歪 3.0% 3 回目、BMC2 は軸歪 3.0% 11 回目で局部変形している。BHC6 は軸歪 3.0% 4 回目、BHC4 は軸歪 3.0% 6 回目で局部変形している。クリアランス比が小さい程、繰返し回数は多くなる。

b) モルタル強度による影響

BLC6 は軸歪 2.0% 2 回目、BMC6 は軸歪 3.0% 2 回目、BHC6 は軸歪 3.0% 4 回目で局部変形している。BLC4 は軸歪 2.5% 1 回目、BMC4 は軸歪 3.0% 4 回目、BHC4 は軸歪 3.0% 6

回目で局部変形している。BLC2は軸歪3.0%1回目で、BMC2は軸歪3.0%11回目で局部変形している。モルタル強度が高い程、繰返し回数は多くなる。

3) 降伏耐力比

a) クリアランスによる影響

圧縮側の降伏耐力比の最大値について、BLC6は1.28、BLC4は1.33、BLC2は1.48。BMC6は1.52、BMC4は1.56、BMC2は1.66。BHC6は1.60、BHC4は1.65、BHC2は1.71となっている。クリアランス比が小さい程、圧縮側の降伏耐力比の最大値は大きくなる。

b) モルタル強度による影響

圧縮側の降伏耐力比の最大値について、BLC6は1.28、BMC6は1.52、BHC6は1.60。BLC4は1.33、BMC4は1.56、BHC4は1.65。BLC2は1.48、BMC2は1.66、BHC2は1.71となっている。モルタル強度が高い程、圧縮側の降伏耐力比の最大値は大きくなる。

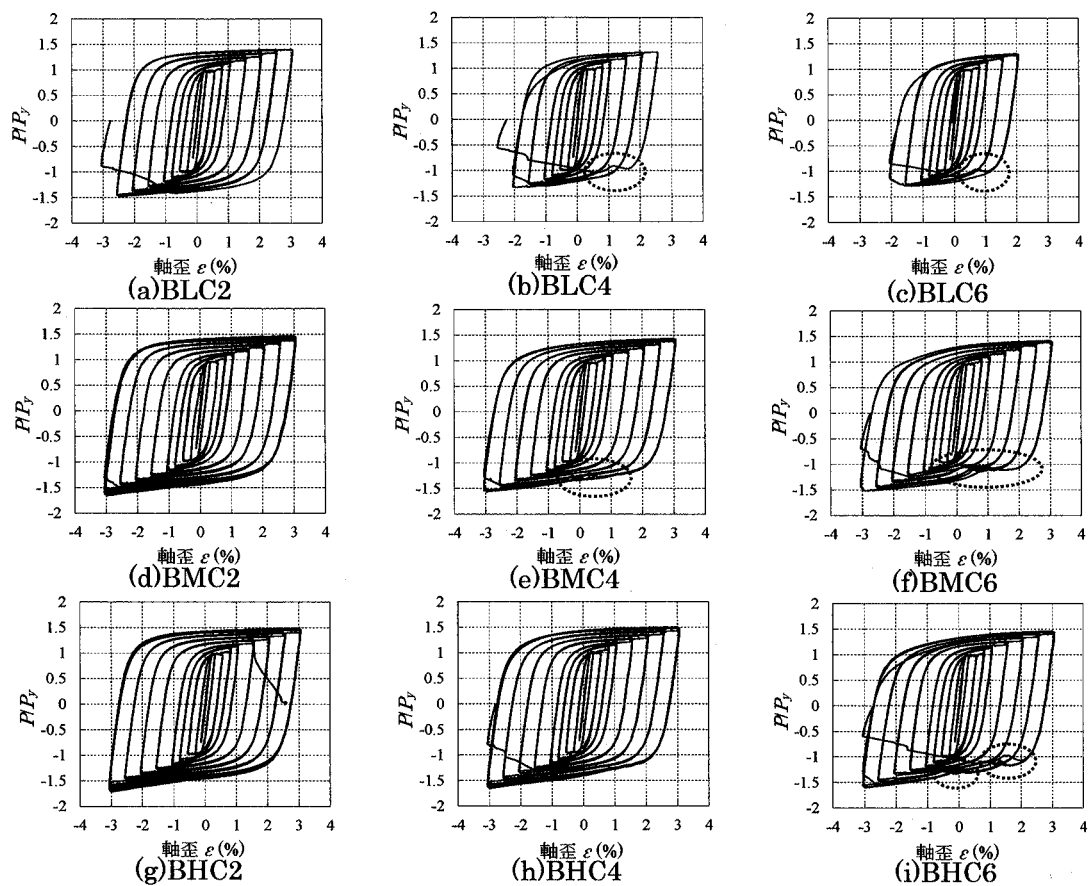


図 7.7 PIP_y -軸歪 ε 関係

表 7.12 終局状況および降伏耐力比の最大

試験体	最終状況		降伏耐力比 (最大)	
			引張	圧縮
BLC2	3.0%歪1回目圧縮	局部変形	1.40	1.48
BLC4	2.5%歪1回目圧縮		1.32	1.33
BLC6	2.0%歪2回目圧縮		1.30	1.28
BMC2	3.0%歪11回目圧縮		1.47	1.66
BMC4	3.0%歪3回目圧縮		1.43	1.56
BMC6	3.0%歪2回目圧縮		1.42	1.52
BHC2	3.0%歪8回目引張	引張破断	1.49	1.71
BHC4	3.0%歪6回目圧縮	局部変形	1.50	1.65
BHC6	3.0%歪4回目圧縮		1.46	1.60

7.5.5 性能評価

表 7.13 に累積塑性歪エネルギー率 ω 、圧縮引張耐力比 α の最大値、座屈モード数(半波の数)を示す。

1) 累積塑性歪エネルギー率 ω

図 7.8 に ω と各性能因子との関係を示す。図 7.8(a) に拘束指標 R 、図 7.8(b) にクリアランス比、図 7.8(c) にモルタル強度との関係を示す。 R を 1.2 程度で揃えたが、一番小さい値となった BLC6 で 274、一番大きい値となった BMC2 で 1,530 となり、図 7.8(a) に示すように各試験体で広範囲にばらついている。

a) クリアランスによる影響

BLC6 は 274、BLC4 は 340、BLC2 は 530。BMC6 は 585、BMC4 は 703、BMC2 は 1,530。BHC6 は 602、BHC4 は 892、BHC2 は 1,202 となっている。モルタル強度が 21.3N/mm^2 の BLC ではクリアランス比が 42% から 13% となることで ω は約 1.9 倍、モルタル強度が 71.2N/mm^2 の BMC ではクリアランス比が 34% から 12% となることで ω は約 2.6 倍、モルタル強度が 108.3N/mm^2 の BHC ではクリアランス比が 38% から 11% となることで ω は約 2.0 倍となる。すなわち、クリアランス比が小さい程 ω は大きくなる。

b) モルタル強度による影響

BLC6 は 274、BMC6 は 585、BHC6 は 602。BLC4 は 340、BMC4 は 703、BHC4 は 892。BLC2 は 530、BMC2 は 1,530、BHC2 は 1,202 となっている。クリアランス比が 34% ~ 42% の範囲ではモルタル強度が 21.3N/mm^2 から 108.3N/mm^2 になると ω は約 2.2 倍、クリアランス比が 22% ~ 28% の範囲ではモルタル強度が 21.3N/mm^2 から 108.3N/mm^2 になると ω は約 2.6 倍、クリアランス比が 11% ~ 13% の範囲ではモルタル強度が 21.3N/mm^2 から 108.3N/mm^2 になると ω は約 2.3 倍となる。BMC2 が突出して大きくなっているが、モルタル強度が大きい程 ω は大きくなる。

2) 圧縮引張耐力比 α

図 7.9 に軸歪毎の α の推移を示す。軸歪が大きくなる毎に α は大きくなり、局部変形となることで小さくなる。唯一、引張破断となった BHC2 は破断する直前で α が上昇している。

a) クリアランスによる影響

α の最大値は、BLC6 は 1.04、BLC4 は 1.06、BLC2 は 1.08。BMC6 は 1.09、BMC4 は 1.10、BMC2 は 1.13。BHC6 は 1.10、BHC4 は 1.10、BHC2 は 1.16 となっている。モルタル強度が 21.3N/mm^2 の BLC ではクリアランス比が 42% から 13% となることで α の最大値は 0.04 上がり、モルタル強度が 71.2N/mm^2 の BMC ではクリアランス比が 34% から 12%

となることで α の最大値は 0.04 上がり、モルタル強度が 108.3N/mm^2 の BHC ではクリアランス比が 38% から 11% となることで α の最大値は 0.06 上がる。クリアランス比が小さくなると、 α の最大値が多少大きくなる。

b) モルタル強度による影響

α の最大値は、BLC6 は 1.04、BMC6 は 1.09、BHC6 は 1.10。BLC4 は 1.06、BMC4 は 1.10、BHC4 は 1.10。BLC2 は 1.08、BMC2 は 1.13、BHC2 は 1.16 となっている。クリアランス比が 34%~42% の範囲ではモルタル強度が 21.3N/mm^2 から 108.3N/mm^2 になると α の最大値は 0.06 上がり、クリアランス比が 22%~28% の範囲ではモルタル強度が 21.3N/mm^2 から 108.3N/mm^2 になると α の最大値は 0.04 上がり、クリアランス比が 11%~13% の範囲ではモルタル強度が 21.3N/mm^2 から 108.3N/mm^2 になると α の最大値は 0.08 上がる。モルタル強度が大きくなると α の最大値が多少大きくなる。

3) 座屈モード数

弱軸回りの座屈モード数は、 ω が同程度の 600 弱である BLC2、BMC6、BHC6 を比較すると 14、11、29 と様々であり、相関性はみられない。ただし、モルタル強度が低い BLC6、BLC4、BLC2 が 9、7、14 で、モルタル強度が高い BHC6、BHC4、BHC2 が 29、20、33 となっており、モルタル強度が高い方が座屈モード数は多くなる。また、引張破断となった BHC2 のみ、強軸回りに座屈モード数が発生している。

表 7.13 性能評価

試験体	累積塑性歪エネルギー Et (kN・m)	累積塑性歪エネルギー率 ω	圧縮引張耐力比 (最大) α	座屈モード数
BLC2	516	530	1.08	弱14、強0
BLC4	331	340	1.06	弱7、強0
BLC6	267	274	1.04	弱9、強0
BMC2	1,532	1,530	1.13	弱16、強0
BMC4	704	703	1.10	弱16、強0
BMC6	586	585	1.09	弱11、強0
BHC2	1,170	1,202	1.16	弱33、強7
BHC4	868	892	1.10	弱20、強0
BHC6	586	602	1.10	弱29、強0

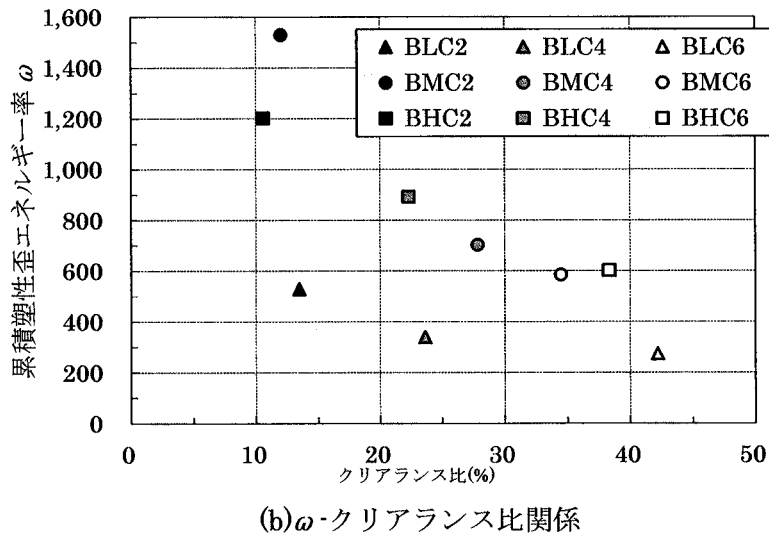
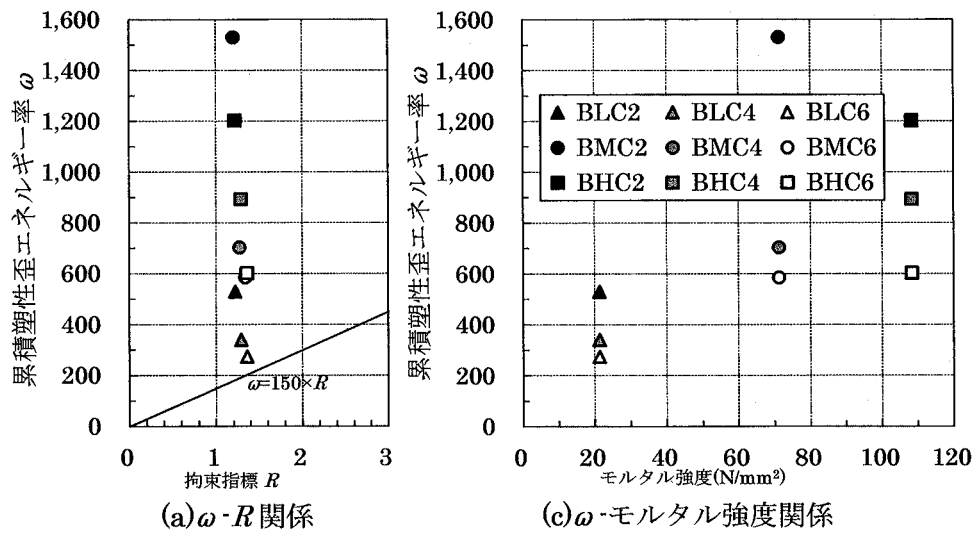


図 7.8 累積塑性歪エネルギー率 ω との関係

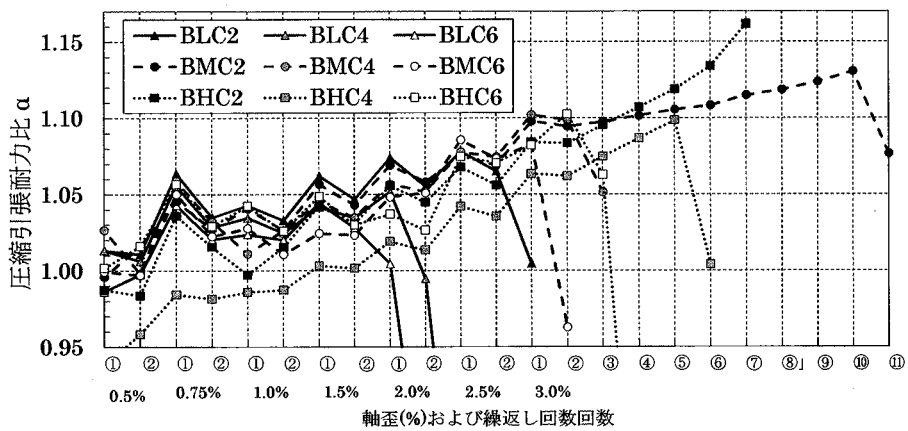


図 7.9 軸歪毎の圧縮引張耐力比 α

7.6 モックアップ製作検証

品質管理にあたって、製作上で最大寸法の実大モックアップを製作し、品質管理項目毎に実測し、設定した品質管理値の妥当性を検証する。

7.6.1 モックアップ試験体

モックアップ試験体は図 3.2 に示す基本タイプとし、表 7.14 に設計値および実測値を示す。芯材の長さ L を 12,000mm、塑性化部長さ L_p を 10,020mm、厚さ t を 40.0mm、幅 B を 440mm。拘束材の長さ L_S は 10,912mm、幅 B_S は 533mm、高さ H_{S1} が 192.5mm、 H_{S2} が 378mm。クリアランスは 4.0mm、片側分の内部ギャップは 80mm とする。写真 7.3 にモックアップ試験体を示す。

モックアップ試験体の長さは、道路法に基づく車両制限の 12m とする。また、芯材の断面は、JIS 規格により降伏点の低減の制約が無い範囲の最大寸法である板厚 40mm とし、第 2 章から幅厚比の適用範囲の最大値 11.0 を考慮して、幅は 440mm とする。クリアランス比は 10.0%として、板厚 40mm に対してクリアランスを 4.0mm としている。片側分の内部ギャップは、軸歪 1.5%を想定として変形量を最小値としている。塑性化部長さの片側 0.75%である品質管理値の最小値 75.2mm に対して、製作寸法精度を考慮して 80.0mm としている。これらを基本にして他の設計値も設定する。

7.6.2 クリアランス比および内部ギャップの検証

表 7.14 に示すようにモックアップ試験体のクリアランス比と内部ギャップは、共に品質管理値内に収めることができている。

1)クリアランス比

クリアランス比(Cl)は、写真 7.4(a)に示す組立後の BRBSM の高さから、写真 7.4(b)に示す組立前に計測した拘束材 2 枚分の高さを減じ、芯材厚を引いて算出している。図 7.4(d)に示す A~R の 18 か所について計測を行っている。最小値が 4.8%、最大値が 14.6%、平均値が 11%とバラつきはあるものの品質管理値内の 15%に収まっている。拘束材端部の A、J、I、R 位置の実測値が比較的小さい値となっているのは、芯材長さ方向に潰れたアンボンド材がはみ出すスペースがあるからと考える。

2)内部のギャップ

拘束材のクッション材を除いたモルタル箱抜き部分を実測し、芯材長さを差し引いて算出している。左右のギャップ $g/2$ の実測値は共に 79.5mm となり、75.2mm より大きいため品質管理値を満足している。

7.6.3 その他の品質管理

表 7.14 に示すようにモックアップ試験体のその他の品質管理項目について、品質管理値の管理許容差内に収めることができている。

1)長さ

芯材長さ L は設計値 12,000mm に対して実測値 12,000mm、上部のリブ長さ L_r は設計値 990mm に対して実測値は左右リブ共に 989mm であり、精度良く製作できている。塑性化部の長さ L_p は、左右のリブ長さ L_r が共に 1mm 小さいことから、設計値より 2mm 大きくなっている。

2)幅

芯材幅 B は設計値 440mm に対して実測値は左側が 441mm、右側が 440mm、芯材リブ B_r も設計値 200mm に対して実測値は左右共に 201mm と各々独立しているため、精度良く製作できている。上部の拘束材幅 B_s は設計値 533.0mm に対して実測値は左側で 532.2mm、右側で 531.2mm となっている。

3)高さ

拘束材高さ H_{S1} は設計値 192.5mm に対して実測値が左側で 193.4mm、右側で 192.6mm、 H_{S2} は設計値 378mm に対して実測値は左側で 378.6mm、右側で 378.4mm となっている。拘束材は 1 枚の鋼板の 2 か所を折り曲げることにより製作するため、拘束材の幅および高さは鋼板の切断精度や折り曲げ精度が関係し、品質管理値内に収まっているものの、バラつきが多くなっている。

4)板厚

芯材厚さ t および芯材リブ厚さ t_r は設計値 40mm に対して実測値 40mm となっている。規格品のため、全ての対象部材において精度が良い。

以上のことから、実大モックアップの実測値は品質管理値内に収まっている。



写真 7.3 モックアップ試験体

表 7.14 モックアップ試験体設計値および実測値

対象部材	測定項目		設計値 (mm)	実測値 (mm)	管理許容差 (mm)	限界許容差 (mm)	
芯材	長さ	L	12,000	12,000	± 3	± 5	
	幅	左端 B	440	441	± 2	± 3	
		右端 B		440			
板厚	t	40.0	40.0	± 1	± 2		
塑性化部	長さ	表側 L_p	10,020	10,022	± 3	± 5	
	幅	B_p	440	441	± 2	± 3	
芯材 リブ	長さ	表側左端 L_r	990	989	± 3	± 5	
		表側右端 L_r		989			
	幅	表側左端 B_r	200	201	± 2	± 3	
		表側右端 B_r		201			
	板厚	t_r	40.0	40.0	± 1	± 2	
拘束材	長さ	表側 L_S	10,912	10,912	± 3	± 5	
	高さ	表側左端	H_{S1}	192.5	193.4	± 2	± 3
			H_{S2}	378.0	378.6		
		表側右端	H_{S1}	192.5	192.6		
			H_{S2}	378.0	378.4		
	幅	表側左端 B_S	533.0	532.2	± 2	± 3	
表側右端 B_S		533.0	531.2				
対象部材	測定項目	設計値 (%)	計測位置および実測値 (%)		品質管理値 (%)		
BRBSM	クリアランス 比 C/t	10.0	A	4.8	J	8.8	$1.5\% \leq C/t \leq 15\%$
			B	12.2	K	10.5	
			C	12.8	L	10.8	
			D	8.2	M	11.5	
			E	10.1	N	14.6	
			F	10.8	O	12.5	
			G	13.5	P	11.5	
			H	11.0	Q	11.5	
			I	8.9	R	7.4	
		平均 (A~R)		10.6			
対象部材	測定項目		設計値 (mm)	実測値 (mm)	品質管理値 (mm)		
BRBSM	内部 ギャップ	右端 $g/2$	160.0	159.0	150.3~		
		左端 $g/2$		159.0			



(a)BRBSM の高さ



(b)拘束材の高さ



(c)内部ギャップ

写真 7.4 計測状況

7.7 まとめ

本研究では、鋼モルタル板を用いた座屈拘束ブレースに関して、構造性能を満たすための製作時の品質管理値について検討し、クリアランス、ギャップ、モルタル強度をパラメータとした載荷実験を行った結果、以下を明らかにし、定量的に知見を得た。

- 1) 構造性能に影響があるクリアランス比とギャップについて、製作時の品質管理値を設定した。
- 2) クリアランス比が品質管理値内(15%以内)に収まっている試験体は安定した復元力特性を示し、累積塑性歪エネルギー率 ω は大きい値を示した。品質管理値を満たさない試験体はクリアランス比が大きくなる程、繰返し回数が少なくなり、累積塑性歪エネルギー率 ω は小さくなる。その復元力特性は圧縮側で不安定となる。
- 3) 内部ギャップが品質管理値を下回っている場合、リブとモルタルが接触することにより圧縮側の荷重の増大に伴い、圧縮引張耐力比 α は大きくなる。
- 4) クリアランス比が 34%~42%の範囲から 11%~13%の範囲に小さくなると、累積塑性歪エネルギー率 ω は約 1.9~2.6 大きくなる。また、圧縮引張耐力比 α の最大値は 0.04~0.06 大きくなる。
- 5) モルタル強度が 21.3N/mm² から 108.3N/mm² と大きくなると、累積塑性歪エネルギー率 ω は約 2.2~2.6 倍大きくなる。また、圧縮引張耐力比 α の最大値は 0.04~0.08 大きくなる。
- 6) 実大モックアップを製作し、設定した品質管理値内に収めることができた。

第7章の参考文献

- [1] 村瀬 亮、村井正敏、岩田 衛：鋼モルタル板を用いた座屈拘束ブレースの実験的研究 - その4 芯材幅厚比と拘束力および断面ディテールの影響、日本建築学会構造系論文集、第620号、pp117-124、2007年10月
- [2] 中村 慎、山下哲郎、村井正敏、岩田 衛：鋼モルタル板を用いた座屈拘束ブレースの実験的研究 - 芯材の降伏耐力および軸剛性の調整、日本建築学会構造系論文集、第73巻、第629号、pp1143-1150、2008年7月
- [3] 小川健、村井正敏、前田親範、岩田衛：鋼モルタル板あるいは鋼材を拘束材に用いた座屈拘束ブレースの比較実験、日本建築学会技術報告集、第33号、pp517-521、2010年6月
- [4] 緑川光正、佐々木大輔、麻里哲広、村井正敏、岩田 衛：鋼モルタル板を用いた座屈拘束ブレースの実験的研究 - クリアランスの圧縮耐力への影響と圧縮耐力に応じた座屈モード数の評価 -、日本建築学会構造系論文集、第75巻、第653号、pp1361-1368、2010年7月
- [5] 和田 章、岩田 衛、清水敬三、安部重孝、川合廣樹：建築物の損傷制御設計、丸善、1998年6月
- [6] 小谷野一尚、藤田正則、岩田衛：座屈拘束ブレースのライフサイクルトレーサビリティに関する研究 - その1 研究概要、2016年度日本建築学会大会梗概(九州)、pp787-788、2016年8月
- [7] 藤田正則、小谷野一尚、岩田衛：座屈拘束ブレースのライフサイクルトレーサビリティに関する研究 - その2 製造時の品質管理項目の確認実験、2016年度日本建築学会大会梗概(九州)、pp789-790、2016年8月
- [8] 建築工事標準仕様書 JASS6 鉄骨工事、日本建築学会、2015年4月
- [9] 鉄骨精度測定指針、日本建築学会、2014年10月
- [10] 鉄骨工事技術指針・工場製作編、日本建築学会、2014年7月
- [11] Pao-Chun Lin, Keh-Chyuan Tsai, Chieh-An Chang, Yu-Yun Hsiao, An-Chien Wu : Seismic design and testing of buckling-restrained braces with a thin profile, Earthquake Engineering and Structure Dynamics, vol45, pp339-358、2015年9月
- [12] 山崎翔、緑川光正、岩田衛、岡崎太一郎、麻里哲弘：座屈拘束ブレースの力学性能に及ぼすモルタル強度の影響、鋼構造年次論文報告集、23号、pp671-675、2015年11月

第 8 章

結論

第 8 章 結論

本論文では、鋼モルタル板を用いた座屈拘束ブレースについて疲労性能に関する研究を行った。エネルギー吸収性能を高めた高性能タイプを抽出し、従来のものである基本タイプとともに、大中歪振幅領域から小歪振幅領域まで疲労性能試験をし、疲労性能式を示した。また、鋼モルタル板を用いた座屈拘束ブレースが組み込まれた構造物を対象とし、時刻歴応答解析を行い、各地震動に対して累積損傷比により、疲労性能評価の適用例を示した。さらに、疲労性能式は、終局状態が引張破断となることが条件となるため、終局状態に特に影響を及ぼす性能項目であるクリアランス、ギャップについての初期品質管理を設定した。今後の疲労設計に役立つようにクリアランス、ギャップ、モルタル強度について検証実験により構造性能への影響を確認した。本論文の各章で明らかにした知見をまとめて結論とする。

第 1 章「序論」では、本研究の社会的背景、既往研究、目的、構成を示した。既往研究では主に座屈拘束ブレースの構造性能を左右する性能項目について言及した。

第 2 章「高性能な座屈拘束ブレースの抽出」では、従来の座屈拘束ブレースである基本タイプについて既往研究を分析し、エネルギー吸収性能の高性能化を目指した高性能タイプについて実験をすることにより、構造性能の確認をするとともに高性能になる構造性能項目の要件やディテール等を示した。

- 1) 既往研究の分析結果から、累積塑性歪エネルギー率 ω を大きくするためには拘束指標 R を 6 以上にすること、圧縮引張耐力比 α の上昇を抑えること、芯材塑性化部に絞りを付けること、強軸方向にスペーサーを入れることが必要である。また、塑性長さ比、幅厚比、鋼材の降伏応力度、芯材と拘束材のクリアランス、リブ貫入長さ、芯材断面形状も重要である。
- 2) 分析結果をもとに座屈拘束ブレースを製作し実験を行った結果、 $\omega > 900$ のエネルギー吸収性能を有する座屈拘束ブレースが実現できることを確認した。
- 3) 分析結果および実験結果から、 ω の大きな座屈拘束ブレースの要件を示した。この要件を満足する座屈拘束ブレースを設計することで、 ω の大きな座屈拘束ブレースを作ることができる。

第 3 章「大中歪振幅疲労性能実験」では、大中地震を想定した大中歪振幅(軸歪 0.5%~3.0%)での一定歪振幅載荷実験を行い、基本タイプと高性能タイプの実験結果を比較しながら、大中歪振幅での疲労性能について明らかにした。

- 1) 高性能タイプおよび基本タイプともに、歪振幅 ε と耐用回数 N_f の関係は両対数軸で線形関係を示し、疲労性能式を導いた。これにより、大中歪振幅領域の疲労性能を推定

できる。

- 2) 基本タイプよりも高性能タイプの方が、エネルギー吸収性能および疲労性能において高い性能を有していることを確認した。
- 3) 歪振幅 3.0%において、基本タイプでは 10 回、高性能タイプでは 14 回の繰返しに耐える疲労性能を示した。
- 4) エネルギー吸収性能を表す累積塑性歪エネルギー率 ω が大きいと疲労性能を表す耐用回数 N_f も多くなることを確認した。

第 4 章「小歪振幅疲労性能実験」では、小地震や風外力を想定した降伏歪よりやや大きい歪振幅(0.15~0.22%)においての一定歪振幅載荷実験を行い、基本タイプと高性能タイプの実験結果を比較しながら、小歪振幅での疲労性能について明らかにした。

- 1) 基本タイプよりも高性能タイプの方が、エネルギー吸収性能および疲労性能において高い性能を有していることを確認した。
- 2) 高性能タイプと基本タイプでは、破断する箇所、すなわち、塑性化部の溶接熱影響部および塑性化部絞り端部(r 部)の疲労性能によって、耐用回数に差がでる。
- 3) エネルギー吸収性能を表す累積塑性歪エネルギー率 ω は、歪振幅 ε の大小に加え、破断する箇所の疲労性能に左右されるため、バラツキがある。

第 5 章「座屈拘束ブレースの疲労性能」では、第 3 章と第 4 章で行った疲労実験結果をまとめ、さらに巨大地震を想定した 3%を超える歪振幅、およびエネルギー吸収性能を左右する拘束指標を小さくした場合の一定歪振幅繰返し載荷による疲労実験結果を追加し、塑性域での基本タイプと高性能タイプの疲労線図を作成し、疲労性能式を導いた。実験結果を比較しつつ、疲労性能を主にして、エネルギー吸収性能等の構造性能項目についても明らかにした。

- 1) 疲労性能式は、基本タイプで $\varepsilon=7.4017N_f^{0.394}$ 、高性能タイプで $\varepsilon=8.3047N_f^{0.467}$ である。これにより、本座屈拘束ブレースの疲労性能を求めることができる。
- 2) 基本タイプと高性能タイプともに、歪振幅 3.0%以上では母材の疲労性能で決まるため、両タイプの耐用回数 N_f および累積塑性歪エネルギー率 ω にほとんど差がみられない。
- 3) 基本タイプと高性能タイプともに、歪振幅 3.0%未満では応力が集中する箇所の形状によって疲労性能は決まる。基本タイプはリブ溶接の熱影響部、高性能タイプは塑性化部を絞った端部(r 部)である。耐用回数 N_f および累積塑性歪エネルギー率 ω ともに高性能タイプの方が優れている。
- 4) 基本タイプより疲労性能が高い高性能タイプでも、素材の疲労性能と比較して、耐用回数 N_f は歪振幅 3.0%で約 1/6、歪振幅 0.3%で約 1/4 となり、少ない回数となる。

- 5) 基本タイプは歪振幅 4.0%で 5 回、高性能タイプは歪振幅 5.5%で 2 回、4.5%で 3 回、4.0%で 5 回と特に大きな変形にも耐える性能を示した。
- 6) 過去の研究でも指摘されているが、基本タイプと高性能タイプともに、歪振幅 ε が大きくなるほど圧縮引張耐力比 α も大きくなることを確認した。

第 6 章「構造物に組み込まれた座屈拘束ブレースの疲労性能評価適用例」では、座屈拘束ブレースが組み込まれた鋼構造建築物を対象とし、様々な特性を有する設計用地震動における時刻歴応答解析を行い、解析結果と第 5 章から得られた基本タイプ、高性能タイプの疲労性能式と簡易的な評価方法である線形累積損傷則(マイナー則)を用いて累積疲労に関する疲労性能評価方法の適用例を行い、一例という条件で以下を得た。

- 1) 座屈拘束ブレースの疲労性能は、継続時間 30~120 秒のレベル 1、レベル 2 の地震応答時において解析結果より得られる累積疲労の要求値を上回っており、高い耐震性能が確保されている。
- 2) 基本タイプは 4~10 回のレベル 2 地震動に対する疲労性能、高性能タイプは 9 回~19 回のレベル 2 地震動に対する疲労性能を満足している。
- 3) 小歪振幅の疲労性能に優れた高性能タイプの累積疲労損傷比 D は、基本タイプに比べて半分程度の累積疲労損傷比 D となる。

第 7 章「疲労性能に影響を及ぼす製作時の品質管理」では、構造性能に特に影響を及ぼすクリアランス、ギャップの製作時の品質管理値を設定し、さらにクリアランス、ギャップ、モルタル強度について検証実験を行い、これらが構造性能へ及ぼす影響を確認した。

- 1) 構造性能に影響があるクリアランス比とギャップについて、製作時の品質管理値を設定した。
- 2) クリアランス比が品質管理値内(15%以内)に収まっている試験体は安定した復元力特性を示し、累積塑性歪エネルギー率 ω は大きい値を示した。品質管理値を満たさない試験体はクリアランス比が大きくなる程、繰返し回数が少なくなり、累積塑性歪エネルギー率 ω は小さくなる。その復元力特性は圧縮側で不安定となる。
- 3) 内部ギャップが品質管理値を下回っている場合、リブとモルタルが接触することにより圧縮側の荷重の増大に伴い、圧縮引張耐力比 α は大きくなる。
- 4) クリアランス比が 34%~42%の範囲から 11%~13%の範囲に小さくなると、累積塑性歪エネルギー率 ω は約 1.9~2.6 大きくなる。また、圧縮引張耐力比 α の最大値は 0.04~0.06 大きくなる。
- 5) モルタル強度が 21.3N/mm² から 108.3N/mm² と大きくなると、累積塑性歪エネルギー率 ω は約 2.2~2.6 倍大きくなる。また、圧縮引張耐力比 α の最大値は 0.04~0.08 大きくなる。

6)実大モックアップを製作し、設定した品質管理値内に収めることができた。

以上、これまで明らかにされていなかった、鋼モルタル板を用いた座屈拘束ブレースの疲労性能について研究し、今後実際に世の中で設計され使用されていく際に有用となる研究結果を明示することができた。

発表論文

(本研究に関連した論文)

[日本建築学会構造系論文集]

1) 飯塚亮太、小谷野一尚、緑川光正、岩田 衛：累積塑性歪エネルギー率の大きな座屈拘束ブレースの研究、日本建築学会構造系論文集、第 79 巻、第 701 号、pp.1015-1023、2014 年 7 月

(第 2 章に関連)

2) 小谷野一尚、中込忠男、緑川光正、岩田 衛：鋼モルタル板を用いた座屈拘束ブレースの疲労性能の研究、日本建築学会構造系論文集、第 82 巻、第 736 号、pp.921-928、2017 年 6 月

(第 5 章に関連)

[日本建築学会技術報告集]

1) 小谷野一尚、宮川和明、小出秀一、喜多村亘、岩田 衛：疲労性能の高い座屈拘束ブレースの研究、日本建築学会技術報告集、第 21 巻、第 47 号、pp.137-140、2015 年 2 月

(第 3 章に関連)

2) 小谷野一尚、小出秀一、中込忠男、緑川光正、岩田 衛：座屈拘束ブレースの小塑性歪振幅における疲労性能の研究、日本建築学会技術報告集、第 22 巻、第 50 号、pp.115-119、2016 年 2 月

(第 4 章に関連)

[国際 journal]

1) Mamoru Iwata, Mitsumasa Midorikawa, Kazuhisa Koyano: BUCKLING-RESTRAINED BRACE HAVING HIGH STRUCTURAL PERFORMANCE, The Steel Construction – Design and Research, vol.11, pp.3-9, 2018.2

(第 2 章に関連)

[国際会議]

1) Kazuhisa Koyano, Shuichi Koide, Kazuaki Miyagawa, Mamoru Iwata: THE BUCKLING-RESTRAINED BRACE WITH HIGH FATIGUE PERFORMANCE, 8th International Conference on Behavior of Steel Structures in Seismic Areas, Shanghai,

China, pp.337-344, 2015.7

(第3章に関連)

2) Mamoru Iwata, Mitsumasa Midorikawa, Kazuhisa Koyano: THE BUCKLING-RESTRAINED BRACE HAVING HIGH STRUCTURAL PERFORMANCE, The International Colloquium on Stability and Ductility of Steel Structures, Timisoara, Romania, pp.767-774, 2016.5

(第2章に関連)

3) Kazuhisa Koyano, Masanori Fujita, Mamoru Iwata: Verification of Clearance and Gap for Fabricating the Buckling-restrained Brace Using Steel Mortar Planks, 9th International Conference on Behavior of Steel Structures in Seismic Areas, Christchurch, New Zealand, pp.941-948, 2018.2

(第7章に関連)

4) Ryohei Narui, Kazuhisa Koyano, Tadao Nakagomi, Mitsumasa Midorikawa, Mamoru Iwata: Performance Evaluation of Buckling-Restrained Braces Installed in a Mid-Rise Steel Structure, 9th International Conference on Behavior of Steel Structures in Seismic Areas, Christchurch, New Zealand, pp.884-891, 2018.2

(第6章に関連)

[その他の論文]

1) 小谷野一尚、岩田 衛、荻本孝久、緑川光正、中込忠男、大熊武司：座屈拘束ブレースの高サイクル疲労性能の研究、神奈川大学工学研究所所報(プロジェクト研究)、39号、pp.139-140、2016年12月

(第4章に関連)

2) 成井涼平、小谷野一尚、緑川光正、中込忠男、岩田衛：中層鋼構造建築に組み込まれた座屈拘束ブレースの性能評価、日本鋼構造協会鋼構造論文集、第24巻、第95号、pp.41-48、2017年9月

(第6章に関連)

3) 小谷野一尚、岩田 衛、荻本孝久、緑川光正、坂田弘安、藤田正則：鋼モルタル板を用いた座屈拘束ブレースの製作時の品質管理値の検証、神奈川大学工学研究(共同研究)、第1号、pp.83-89、2018年3月

(第7章に関連)

4) 小谷野一尚、岩田 衛、荻本孝久、緑川光正、中込忠男、大熊武司：鋼モルタル板を用いた座屈拘束ブレースのクリアランスとモルタル強度が力学性能に及ぼす影響、神奈川大学工学研究(プロジェクト研究)、第1号、pp.130-135、2018年3月

(第7章に関連)

[日本建築学会大会学術講演梗概集]

- 1) 飯塚亮太、小谷野一尚、岩田衛：累積塑性歪エネルギー率の大きな座屈拘束ブレースの研究、2013年度日本建築学会大会（北海道）、pp.1281-1282、2013年9月
(第2章に関連)
- 2) 小谷野一尚、飯塚亮太、緑川光正、岩田衛：累積塑性歪エネルギー率の大きな座屈拘束ブレースの研究 - その1 既往の研究の分析 -、2014年度日本建築学会大会（近畿）、pp.1047-1048、2014年9月
(第2章に関連)
- 3) 飯塚亮太、小谷野一尚、緑川光正、岩田衛：累積塑性歪エネルギー率の大きな座屈拘束ブレースの研究 - その2 性能確認実験および設計要件 -、2014年度日本建築学会大会（近畿）、pp.1049-1050、2014年9月
(第2章に関連)
- 4) 喜多村亘、小谷野一尚、宮川和明、岩田衛、岩田衛：鋼モルタル板を用いた座屈拘束ブレースの繰返し載荷実験、2014年度日本建築学会大会（近畿）、pp.1063-1064、2014年9月
(第3章に関連)
- 5) 小谷野一尚、小出秀一、中込忠男、緑川光正、岩田衛：座屈拘束ブレースの塑性領域における高サイクル疲労実験、2015年度日本建築学会大会（関東）、pp.1431-1432、2015年9月
(第4章に関連)
- 6) 小谷野一尚、藤田正則、岩田衛：座屈拘束ブレースのライフサイクルトレーサビリティに関する研究 - その1 研究概要 -、2016年度日本建築学会大会（九州）、pp.787-788、2016年8月
(第7章に関連)
- 7) 藤田正則、小谷野一尚、岩田衛：座屈拘束ブレースのライフサイクルトレーサビリティに関する研究 - その2 製造時の品質管理項目の確認実験 -、2016年度日本建築学会大会（九州）、pp.789-790、2016年8月
(第7章に関連)
- 8) 成井涼平、小谷野一尚、中込忠男、岩田衛：中層鋼構造建築に組み込まれた座屈拘束ブレースの性能評価、2016年度日本建築学会大会（九州）、pp.785-786、2016年8月
(第6章に関連)
- 9) 成井涼平、小谷野一尚、中込忠男、緑川光正、岩田衛：鋼モルタル板を用いた座屈拘束ブレースの疲労性能の研究 その1 実験概要と結果、2017年度日本建築学会大会（中国）、pp.1165-1166、2017年8月

(第 5 章に関連)

10) 小谷野一尚、成井涼平、中込忠男、緑川光正、岩田 衛：鋼モルタル板を用いた座屈拘束ブレースの疲労性能の研究 その 2 実験考察、2017 年度日本建築学会大会（中国）、pp.1167-1168、2017 年 8 月

(第 5 章に関連)

[その他]

1) 岩田 衛、緑川光正、小谷野一尚：累積塑性歪エネルギー率の大きな座屈拘束ブレースの研究、月刊鉄構技術 2015 年 11 月号、第 28 巻、通巻 330 号、pp. 62-68、2015 年 10 月

(第 2 章に関連)

(本研究関連外の論文)

[日本建築学会構造系論文集]

1) 大竹誠寛、大家貴徳、毎田悠承、小谷野一尚、坂田弘安、岩田 衛：座屈拘束ブレースを制振部材として用いた損傷制御 RC 構造、日本建築学会構造系論文集、第 78 巻、第 688 号、pp.1123-1129、2013 年 6 月

[日本建築学会環境系論文集]

1) 竹内 徹、小谷野一尚、岩田 衛：ファサードエンジニアリングの統合に関する研究 - 既存ファサードの性能調査・分析 -、日本建築学会環境系論文集、第 592 号、pp.97-104、2005 年 6 月

2) 竹内 徹、小谷野一尚、安田幸一、湯浅和博、岩田 衛：ファサードエンジニアリングの統合に関する研究 - 統合ファサードの提案および性能評価 -、日本建築学会環境系論文集、第 601 号、pp.81-88、2006 年 3 月

[日本建築学会技術報告集]

1) 菊池剛和、小谷野一尚、坂田弘安、岩田 衛：鉄骨枠付き座屈拘束ブレースを用いたアンカーレス構法の研究、日本建築学会技術報告集、第 23 巻、第 54 号、pp.507-511、2017 年 6 月

[その他の論文]

1) 小谷野一尚、岩田 衛、荏本孝久、緑川光正、坂田弘安：機能維持性能に優れた座屈拘束ブレース付中高層建築物の研究 - 中間報告 -、神奈川大学工学研究所所報(共同研究)、39 号、pp.104-109、2016 年 12 月

2) 菊池剛和、小谷野一尚、毎田悠承、坂田弘安、岩田 衛：座屈拘束ブレースとアンカーレス鉄骨枠を用いた損傷制御 RC 構造、日本建築学会構造工学論文集、2018 年 3 月

3) 成井涼平、小谷野一尚、緑川光正、中込忠男、岩田 衛：鋼モルタル板を用いた座屈拘束ブレース付き架構とブレース単体の性能比較実験、日本建築学会構造工学論文集、2018 年 3 月

[日本建築学会大会学術講演梗概集]

1) 山本重治、小谷野一尚、岡田 健、山田 哲、岩田 衛：サステナブルビル構造システムに関する研究 - その 1 接合部の実験 -、2004 年度日本建築学会大会(北海道)、pp.1055-1056、2004 年 8 月

- 2) 小谷野一尚、山本重治、岡田 健、山田 哲、岩田 衛：サステナブルビル構造システムに関する研究 - その 2 接合鋼棒の実験 -、2004 年度日本建築学会大会（北海道）、pp.1057-1058、2004 年 8 月
- 3) 小谷野一尚、竹内 徹、岩田 衛：ファサードエンジニアリングの統合に関する研究 - 既存ファサードの性能調査・分析と統合ファサードの提案 -、2005 年度日本建築学会大会（近畿）、pp.619-620、2005 年 9 月
- 4) 大竹誠寛、大家貴徳、毎田悠承、小谷野一尚、村井正敏、坂田弘安、岩田 衛：座屈拘束ブレースを鋼制振部材として用いる損傷制御 RC 構造の提案と実験計画、2012 年度日本建築学会大会（東海）、pp.679-680、2012 年 9 月
- 5) 小谷野一尚、大家貴徳、大竹誠寛、毎田悠承、坂田弘安、岩田 衛：座屈拘束ブレースを制振部材として用いる損傷制御 RC 構造の実験的研究（その 1）、2013 年度日本建築学会大会（北海道）、pp.1587-1588、2013 年 9 月
- 6) 大家貴徳、小谷野一尚、大竹誠寛、毎田悠承、坂田弘安、岩田 衛：座屈拘束ブレースを制振部材として用いる損傷制御 RC 構造の実験的研究（その 2）、2013 年度日本建築学会大会（北海道）、pp.1589-1590、2013 年 9 月
- 7) 小出秀一、小谷野一尚、大家貴徳、毎田悠承、坂田弘安、岩田 衛：鉄骨枠付き座屈拘束ブレースを用いたアンカーレス構法の解析モデルに関する研究、2014 年度日本建築学会大会（近畿）、pp.1299-1300、2014 年 9 月
- 8) 荏本孝久、犬伏徹志、佐藤 成、栗山利男、小谷野一尚：神奈川大学横浜キャンパス 3 号館の起振機実験、2015 年度日本建築学会大会（関東）、pp.857-858、2015 年 9 月
- 9) 大内京太郎、緑川光正、岩田 衛、小谷野一尚、岡崎太一郎、麻里哲広、菱田俊介、山崎翔：芯材端部リブ貫入長さが座屈拘束ブレースの力学性能に及ぼす影響、2016 年度日本建築学会北海道支部研究報告集、pp.51-54、2016 年 6 月
- 10) 菊池剛和、藤田正則、小谷野一尚、岩田 衛：鋼と木質材料の複合構造の柱梁接合部実験、2016 年度日本建築学会大会（九州）、pp.1267-1268、2016 年 8 月
- 11) 大瀧麻世、藤田正則、小谷野一尚、岩田 衛：鋼と木質材料の複合構造の柱梁接合部実験、2016 年度日本建築学会大会（九州）、pp.1075-1076、2016 年 8 月
- 12) 山崎 翔、緑川光正、岩田 衛、小谷野一尚、岡崎太一郎、麻里哲広、菱田俊介、大内京太郎：座屈拘束ブレースの力学性能に及ぼす拘束材強度の影響（その 1）繰り返し載荷実験、2016 年度日本建築学会大会（九州）、pp.805-806、2016 年 8 月
- 13) 大内京太郎、緑川光正、岩田 衛、小谷野一尚、岡崎太一郎、麻里哲広、菱田俊介、山崎 翔：座屈拘束ブレースの力学性能に及ぼす拘束材強度の影響（その 2）累積塑性歪エネルギー率、2016 年度日本建築学会大会（九州）、pp.807-808、2016 年 8 月
- 14) 菱田俊介、緑川光正、岩田 衛、小谷野一尚、岡崎太一郎、麻里哲広、山崎 翔、大内京太郎：座屈拘束ブレースの力学性能に及ぼす拘束材強度の影響（その 3）局部変形集中の拘

束条件、2016年度日本建築学会大会（九州）、pp.809-810、2016年8月

15) 田畑 卓、伊藤隆之、小谷野一尚、岩田 衛：鋼コンクリート板で座屈拘束した耐震ブレースの性能検証実験(その1)実験概要、2017年度日本建築学会大会(中国)、pp.1169-1170、2017年8月

16) 古谷祐希、牧田敏郎、小谷野一尚、岩田 衛：鋼コンクリート板で座屈拘束した耐震ブレースの性能検証実験(その2)実験結果の検討、2017年度日本建築学会大会（中国）、pp.1171-1172、2017年8月

17) 山崎 翔、緑川光正、岩田 衛、岡崎太一郎、麻里哲広、小谷野一尚：座屈拘束ブレースにおける局部崩壊の制御、2017年度日本建築学会大会（中国）、pp.1173-1174、2017年8月

18) 大内京太郎、緑川光正、岩田 衛、岡崎太一郎、麻里哲広、小谷野一尚：鋼モルタル板を用いた座屈拘束ブレースの力学性能におよぼす芯鋼材の断面形状の影響、2017年度日本建築学会大会（中国）、pp.1185-1186、2017年8月

19) 平井宏幸、中原理揮、菊田繁美、竹中啓之、川又哲也、本多 仁、傅野悟史、小谷野一尚、岩田 衛：座屈拘束ブレースに関する実験的研究 その1耐震ブレースの実験概要、2017年度日本建築学会大会（中国）、pp.1187-1188、2017年8月

20) 傅野悟史、中原理揮、菊田繁美、竹中啓之、川又哲也、本多 仁、平井宏幸、小谷野一尚、岩田 衛：座屈拘束ブレースに関する実験的研究 その2実験結果の検討、2017年度日本建築学会大会（中国）、pp.1189-1190、2017年8月

21) 菊池剛和、田中 晋、小谷野一尚、坂田弘安、岩田 衛：鉄骨枠付き座屈拘束ブレースを用いたアンカーレス構法の研究—その1—、2017年度日本建築学会大会（中国）、pp.1295-1296、2017年8月

22) 田中 晋、菊池剛和、小谷野一尚、坂田弘安、岩田 衛：鉄骨枠付き座屈拘束ブレースを用いたアンカーレス構法の研究—その2—、2017年度日本建築学会大会（中国）、pp.1297-1298、2017年8月

23) 大瀧麻世、藤田正則、小谷野一尚、岩田 衛：CSTS 梁とボルト接合された CLT 床の一面せん断実験、2017年度日本建築学会大会（中国）、pp.1325-1326、2017年8月

[その他]

1) 小谷野一尚：ファサードエンジニアリングの統合に関する研究 - 構法成立 -、BELCA NEWS 2006年9月号、2006年9月

謝辞

本論文の指導教官である神奈川大学工学部建築学科・岩田 衛教授には、計画段階から実験、取りまとめに至るまで終始懇切なる御指導と御鞭撻を賜りました。また、岩田 衛教授には、本論文に限らず、学部、大学院在籍時から現在に至るまで、様々な御指導と御助言を賜りました。ここに記して、心から感謝致します。

神奈川大学・大熊武司名誉教授、北海道大学・緑川光正名誉教授、信州大学・中込忠男名誉教授、山口大学・藤田正則教授からは、本論文をまとめるに当り貴重な御意見と適切な御指摘を賜りました。ここに謹んで御礼申し上げます。

本論文の多くの実験では、元神奈川大学主任技術員・村井正敏氏から御指導と御助言を賜りました。心より感謝申し上げます。

本論文の審査過程におきまして、神奈川大学工学部建築学科・岩田 衛教授、荏本孝久教授、島崎和司教授、趙 衍剛教授、大熊武司名誉教授、北海道大学・緑川光正名誉教授には、数々の御指導と御助言を賜りました。ここに感謝を申し上げます。

本論文は筆者が神奈川大学工学部建築学科に特別助手として採用された 2013 年から 2017 年の成果であり、本研究に関わる実験、データ整理等に関して、神奈川大学岩田研究室の大学院生および卒業研究生の方々の協力を得ました。ここにお礼を申し上げます。

2018 年 2 月吉日

