

〈 論文目録 〉

関連する発表論文（査読付き論文・海外発表）

- (1) 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、pp.1143-1150、2008 年 7 月（第 2 章に関連）
- (2) 中村 慎、藤田正則、岩田 衛：鋼モルタル板を用いた座屈拘束ブレースにおける芯材と拘束材のクリアランス調整工法に関する研究、日本建築学会構造系論文集、第 87 巻、第 791 号、pp.20-30、2022 年 1 月（第 4 章に関連）
- (3) 中村 慎、彦根 茂、三澤 温、岩本静男、岩田 衛：ルーバーと座屈拘束ブレースから成る統合ファサードの構法成立、日本建築学会環境系論文集、第 75 巻、第 647 号、pp.121-129、2010 年 1 月（第 5 章に関連）
- (4) 彦根 茂、三澤 温、中村 慎、岩本静男、岩田 衛：統合ファサードにおける斜行配置ルーバーによる室内光環境、日本建築学会環境系論文集、第 74 巻、第 644 号、pp.1187-1193、2009 年 10 月（第 5 章に関連）
- (5) 中村 慎、瀧澤裕貴、藤田正則、岩田 衛：芯材に低降伏点鋼を用いた座屈拘束ブレースの疲労実験、構造工学論文集、Vol.67B、pp.331-337、2021 年 3 月（第 3 章に関連）
- (6) Makoto Nakamura, Hiroki Takizawa, Masanori Fujita, Mamoru Iwata : Fatigue performance of buckling-restrained braces using steel mortar planks –Buckling-restrained brace with low-yield-point steel -, The 10th International Conference on the BEHAVIOUR OF STEEL STRUCTURES IN SEISMIC AREAS, STESSA 2022.5 (COVID-19 により 2021.5 より開催延期、論文受理済、第 3 章に関連)
- (7) Shigeru Hikone, Yutaka Misawa, Mamoru Iwata, Shizuo Iwamoto, Makoto Nakamura : Sustainable and Quake-resistant Façade for Existing Buildings, IABSE symposium, Large Structure and Infrastructures for Environmentally Constrained and Urbanised Areas, 2010.9 (第 5 章に関連)
- (8) Masanori Fujita, Makoto Nakamura, Kengo Awazu, Mamoru Iwata : Effects of the clearance between the core plate and restraining part on the structural performance of the buckling-restrained brace using steel mortar planks, Steel Construction: Design and Research, 15, 2022.2, DOI : 10.1002/stco.202100042 (第 4 章に関連)

関連する口頭発表

- (1) 中村 慎、山下哲郎、村井正敏、岩田 衛：座屈拘束ブレースにおける軸剛性調節、日本建築学会大会学術講演梗概集、C-1、構造Ⅲ、pp.587-588、2007年8月
- (2) 中村 慎、金木洋平、山下哲郎、加藤貴志、岩田 衛：統合ファサードシステムに関する研究－異なる鉄骨枠を用いた斜行配置ファサードシステムの実験－、日本建築学会大会学術講演梗概集、C-2、構造Ⅳ、pp.773-774、2008年9月
- (3) 早川 智美、中村 慎、山下哲郎、村井正敏、岩田 衛：外付制振ブレースを用いた既存RC造建築物の耐震補強における接合部の繰り返し加力実験、日本建築学会大会学術講演梗概集、C-2、構造Ⅳ、pp.815-816、2008年9月
- (4) 中村 慎、藤田正則、谷ヶ崎庄二、田中康一、岩田 衛：芯材端部の拡幅寸法の異なる座屈拘束ブレースの実験、日本建築学会大会学術講演梗概集、構造Ⅲ、pp.967-968、2019年9月
- (5) 中村 慎、藤田正則、岩田 衛：小開口を有する方立壁の水平載荷実験、日本建築学会大会学術講演梗概集、構造Ⅳ、pp.651-652、2020年9月
- (6) 藤田正則、中村 慎、瀧澤裕貴、岩田衛：芯材にLY材を用いた座屈拘束ブレースの疲労実験、日本建築学会大会学術講演梗概集、構造Ⅲ、pp.1027-1028、2020年9月
- (7) 中村 慎、藤田正則、岩田 衛：座屈拘束ブレース付きの鉄骨フレームを用いた方立壁の改修に関する実験、日本建築学会大会学術講演梗概集、構造Ⅳ、pp.363-364、2021年9月
- (8) 藤田正則、中村 慎、瀧澤裕貴、岩田衛：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調整工法に関する実験、日本建築学会大会学術講演梗概集、構造Ⅲ、pp.989-990、2021年9月

〈 論 文 要 旨 〉

近年、地球温暖化をはじめとする、さまざまな環境問題が深刻化している。気候変動による不可逆で広範囲にわたる影響が顕在化しつつあり、国内に限っても平均気温の上昇や、異常気象、降水量の変化に伴う渇水や洪水リスクの増加等が懸念されている。これらの問題の解決には、中長期的な対応が不可欠であり、エネルギー問題や人口問題、社会問題までもを包括した「持続可能な開発」の実現に向けた積極的な取組みが必要となる。建築分野においてはその方策の一つとして、サステナブル建築が提案されている。

本論文では、その方策の一つであるサステナブル建築を構造計画・構造設計および品質管理上の視点で捉え、その実現に座屈拘束ブレース（以降、BRB と呼ぶ）を用いた損傷制御構造が有用であることを示し、その具体化に関して検討している。様々な形状が提案されている BRB においては、特に鋼モルタル板を用いた座屈拘束ブレース（以降、BRBSM と呼ぶ）を選定し、その機能・性能とその設計等を整理し、BRBSM を用いたサステナブル建築の実現に対応して特に重要となる機能・性能等を抽出し、その各々について検討している。また、そのまとめとして、本論文と既往の研究で得られた知見をもとに BRBSM を用いたサステナブル建築の具体化の一例である、統合ファサードを設定し、新築だけでなく既存建物の改修にも適用可能で、構造性能のみならず、意匠性、環境性にも配慮した構法の成立について検討している。本論文は、以上をもとに 6 章で構成している。

第 1 章「序論」では、サステナブル建築の定義、サステナブル建築に用いられる構造形式、制振装置（ダンパー）を整理し、その上で構造計画・構造設計および品質管理上の視点で捉えたと、BRB を用いた損傷制御構造（付加的制振構造・制振構造）の利便性が高く、現在の我が国における最高レベルの利用継続性を確保するサステナブル建築の実現および具体化を検討する上で、有用な構造形式の一つになり得ることを示している。また、様々な組合せが提案されている BRB のうち、BRBSM は、両端部ディテールの設計自由度が高いこと、拘束材の品質管理を厳密に行えること、その上で、角形鋼管にモルタルを充填した BRB の利点である、芯材の高歪時（3.0%歪時）にも安定した復元力特性を示すことを説明している。一方で、目標とするサステナブル建築を具体化する上で、BRBSM においても、より詳細な検討を必要とする項目があるため、その項目を例示するとともに、本論文で取り扱う内容について言及している。

第 2 章「BRBSM の降伏耐力および軸剛性の調節」では、サステナブル建築の構造設計において特に重要となる、構造体に先行して BRBSM が降伏し、BRBSM に損傷を集約することを可能とする芯材の降伏耐力および軸剛性の調節に関して検討している。まず、降伏耐力と軸剛性に関する計算式を整理し、既往の研究の試験体の分析をもとに BRBSM における降伏耐力および軸剛性調節が可能であることを確認する。次いで、BRBSM の利点である、両端部ディテールの設計自由度の高さを利用し、芯材端部に増厚板を溶接する R タイプの BRBSM を提案し、計算式を用いて R タイプによる軸剛性調節の有効性を検討する。その結果を踏まえて、既往の研究で用いられてきた、芯材塑性化部に絞りのない B タイプ、芯材塑性化部に絞りを設け、かつ芯材塑性化部長さを短くして降伏耐力の低下と軸剛性の向上を図った H タイプ、H タイプと同形状の芯材端

部に増厚板を溶接して軸剛性の向上を図った R タイプの試験体を製作し、それら 3 タイプの性能比較実験を行い、提案した R タイプを含む 3 タイプの試験体が付加的制振構造並びに制振構造に適用する上で十分な機能・性能を有することを示している。また、BRBSM を用いた構造設計で重要となる、軸剛性や降伏耐力の計算値と実験値の誤差・バラツキを示し、BRBSM の荷重変形関係の再現が可能な復元力特性の一例についても検討している。

第 3 章「芯材の材質および形状の異なる BRBSM の疲労性能」では、建築物の長寿命化と最高レベルの利用継続性を実現する上で重要となる BRBSM の疲労性能について検討している。第 2 章で検討した従来の軸剛性調節手法においては、芯材塑性化部長さを短くし過ぎると、その軸歪が過大になり、疲労性能が低下する恐れがある。その対応として R タイプを提案したが、実際の設計においては、増厚板を用いた R タイプと従来の軸剛性調節手法を併用することも考えられるため、芯材塑性化部長さの適切な設定、言い換えると芯材塑性化部に生じさせる軸歪の適切な設定を行う上で重要となる BRBSM の軸歪ごとの疲労性能について検討している。

BRBSM においては、既往の研究で SN 材の芯材を対象とした疲労性能の検討を行っているため、ここでは LY 材の芯材を対象とし、疲労性能を検討している。LY 材と SN 材の機械的性質の差異を確認するとともに、B タイプ、H タイプの試験体を設定する。各々の疲労実験より、疲労線図を作成し、SN 材と LY 材の材質の違いと、B タイプと H タイプの形状の違いについて検討している。

第 4 章「高品質と低コストを実現する BRBSM のクリアランス調整工法」では、BRBSM の製作性の課題を改善する新しいクリアランス調整工法に関して検討している。第 3 章の疲労性能の検討では、最終状況が引張破断に至った BRBSM の実験結果を用いて疲労線図を作成している。仮に BRBSM が部材座屈または局部破壊に至った場合には、その耐用回数が疲労性能式を下回る可能性があるため、BRBSM の構造性能に特に影響を及ぼす芯材と拘束材（充填材）のクリアランス調整に着目し、従来のクリアランス調整工法の製作性の課題を改善する高品質かつ低コストを実現するクリアランス調整工法の実現について、製作実験並びに構造実験にて検討している。

第 5 章「BRBSM を用いたサステナブル建築の構法例」では、第 2 章から第 4 章で得られた知見と既往の研究の知見をもとに BRBSM を用いたサステナブル建築の具体化に関して検討している。BRBSM を用いたサステナブル建築の構法例として、ルーバーと BRBSM から成る統合ファサードを設定し、新築だけでなく既存建物の改修にも適用可能で、構造性能のみならず、意匠性、環境性にも配慮した構法を設定し、その成立について検討している。

第 6 章「結論」では、各章で得られた内容を総括し、本論文で得られた知見をまとめている。

< Abstract >

This study focuses on sustainable building, as a solution to the environmental and social problems in Japan. It focuses on the damage-controlled structure using buckling-restrained braces and examines their concreteness; it is composed of the following six chapters.

In Chapter 1, the definition of a sustainable building, structure used for sustainable building, design method, and technology that has been put into practical use is organized, and the position of this study is discussed. The buckling-restrained brace using steel mortar planks (BRBSM) requires a detailed study to achieve durable buildings.

In Chapter 2, the method of adjusting the axial stiffness, setting the calculation formula of the axial stiffness, and calculation accuracy are examined by taking advantage of BRBSM, which has a high degree of freedom at both ends.

In Chapter 3, fatigue tests are conducted using the B-type and H-type BRBSM, which uses LY-steel as the core plate, and its fatigue performance will be investigated. Furthermore, the performance of B type and H type using SN-steel as the core plate, which was used in a previous study, and B type and H type using LY-steel are compared.

In Chapter 4, the strict clearance adjustment method for BRBSM is utilized to produce tensile fracture in the core plate of BRBSM. Construction and structural tests are conducted to study the simplification of clearance adjustment.

In Chapter 5, sustainable building using BRBSM is investigated based on the results obtained in Chapters 2 to 4. The integrated façade, consisting of louvers and a BRBSM, is proposed as an example of a sustainable building. The integrated façade not only considers structural performance but also design and environmental friendliness.

In Chapter 6, the contents of each chapter are summarized, and the findings are summarized.

サステナブル建築に対応する座屈拘束ブレースに関する研究

Buckling-Restrained Brace for Sustainable Building

令和3年度学位論文

中村 慎

目 次

第1章 序論

1. 1 研究の背景	1
1. 1. 1 サステナブル建築	1
1. 1. 2 耐震構造と損傷制御構造	2
1. 1. 3 損傷制御構造と制振装置	3
1. 1. 4 サステナブル建築における座屈拘束ブレース	5
1. 2 座屈拘束ブレースに関する既往の研究	9
1. 2. 1 座屈拘束ブレース (BRB)	9
1. 2. 2 鋼モルタル板を用いた座屈拘束ブレース (BRBSM)	14
1. 3 研究の目的	23
1. 4 本研究の構成	24

第2章 BRBSM の降伏耐力および軸剛性の調節

2. 1 はじめに	25
2. 2 降伏耐力および軸剛性の計算式	26
2. 3 増厚板による軸剛性調節	34
2. 4 実験概要	38
2. 5 実験結果	43
2. 6 考察	45
2. 7 まとめ	65

第3章 芯材の材質および形状の異なる BRBSM の疲労性能

3. 1 はじめに	66
3. 2 芯材の機械的性質	66
3. 3 実験概要	69
3. 4 実験結果	72
3. 5 性能評価	76
3. 6 まとめ	79

第4章 高品質と低コストを実現する BRBSM のクリアランス調整工法

4. 1 はじめに	80
4. 2 クリアランス調整工法	81
4. 3 要求性能に対応した比較実験	84
4. 4 クリアランス調整工法の総合評価	94
4. 5 実例を踏まえたコストに関する検討	95
4. 6 まとめ	98

第5章 BRBSM を用いたサステナブル建築の構法例	
5. 1 はじめに	99
5. 1. 1 統合ファサードの提案	99
5. 2 評価軸の設定	101
5. 3 検討構法の設定	104
5. 4 評価軸に対応した性能評価	107
5. 4. 1 意匠軸	107
5. 4. 2 構造軸	111
5. 4. 3 環境軸	135
5. 4. 4 コスト軸	145
5. 5 検討構法の評価	147
5. 6 まとめ	149
第6章 結論	150
参考文献	154
発表論文	160
謝辞	162

第1章 序論

1. 1 研究の背景

1. 1. 1 サステナブル建築

近年、地球温暖化をはじめとする、さまざまな環境問題が深刻化している。気候変動による不可逆で広範囲にわたる影響が顕在化しつつあり、国内に限っても平均気温の上昇や、異常気象、降水量の変化に伴う渇水や洪水リスクの増加等が懸念されている。これらの問題の解決には、中長期的な対応が不可欠であり、エネルギー問題や人口問題、社会問題までもを包括した「持続可能な開発」の実現に向けた積極的な取り組みが必要となる。建築分野においてはその方策の一つとして、サステナブル建築が提案されている。

サステナブル建築は「地域レベルおよび地球レベルでの生態系の収容力を維持しうる範囲内で、①建築のライフサイクルを通じての省エネルギー・省資源・リサイクル・有害物質排出抑制を図り、②その地域の気候・伝統・文化および周辺環境と調和しつつ、③将来にわたって人間の生活の質を適度に維持あるいは向上させていくことができる建築物」と日本建築学会では定義されている¹⁾。本定義に基づき、サステナブル建築の具体化に関する検討が盛んに進められている。

一例を挙げると「サステナブル建築を実現するための設計指針²⁾」があり、同指針では、サステナブルな社会を目指す建築において、環境とは何かの認識を共有し、設計配慮項目を例示した上で、建築設計活動として行動可能な設計指針を提示している。設計配慮項目（地球の視点での環境設計配慮項目）には以下が例示されている。

- ①省 CO₂、節電 : 化石エネルギー消費が最小となるような設計および運用
- ②再生可能エネルギー : 再生可能エネルギー活用を推進する設計および運用
- ③建物長寿命化 : 長持ちし長く使い続けられる建物の設計および運用
- ④エコマテリアル : 二酸化炭素排出や環境負荷の少ないリサイクル材等の利用の推進
- ⑤ライフサイクル : 設計・施工・運用・改修・廃棄プロセスを通じ、一貫したライフサイクル・マネジメントを可能にする
- ⑥グローバル基準 : グローバルな性能評価基準への適宜対応

建築物の構造体（柱・梁など）を設計する建築構造分野においては、特に③建物長寿命化で構造体の長寿命化を図り、④エコマテリアルでリサイクル材等を活用することで、サステナブル建築の実現に寄与できる可能性がある。

また、建築環境総合性能評価システム「CASBEE³⁾」では、建築物を環境性能で評価し、格付けする手法が提示されている。建築物の環境効率（BEE）を建築物の環境品質（Q）と建築物の環境負荷（L）にて評価する手法であり、建築構造分野に関連する評価項目としては、建築物の耐震性（建築物の利用継続性）が定められている。その中では、新築・改修ともに建築基準法が定める最低限の設計をレベル3（標準グレード）とし、建築基準法に定められた25%増の耐震性を有する設計をレベル4、建築基準法に定められた50%増の耐震性を有する、あるいは損傷制御設計を採用した場合にレベル5（最高グレード）としている。損傷制御設計の具体例には制振装置（制震装置）の使用などが挙げられていることから、新築・改修ともに、建築基準法に定められた50%増の耐震性を有する耐震設計や制振（制震）による損傷制御設計を行うことで、最高レベルの利用継続性を確保するサステナブル建築を実現できる可能性がある。

1. 1. 2 耐震構造と損傷制御構造

現在のわが国の耐震設計は、中地震、大地震の2つのレベルの地震動を想定し、それぞれに対して許容する損傷状態を想定している。

一般的な耐震設計による耐震構造の水平力・水平変形関係を図1.1のa)に示す。中地震（建築物の存在期間中に数回程度遭遇する可能性がある地震動）では、使用限界を定め、柱や梁をはじめとした常時荷重を負担する構造部材（以降、構造体と呼ぶ）は許容応力度以下とし、人命の保護に加えて構造体に損傷を生じさせないことを目標とする。大地震（数百年に1回程度発生する可能性のある地震動）では、終局限界を定め、構造体は終局強度以下とし、人命の保護を前提として、構造体に一部損傷が生じることを認めている。

すなわち、一般的な耐震設計による耐震構造では、大地震の際に構造体が使用限界を超え、塑性化することが折り込まれている。図1.1のb)に示す通り、耐震性を向上させることで、その損傷を低減することが可能だが、全ての構造体を弾性範囲に留める設計は、主に経済性の面で非現実的となる。

一方で、損傷制御設計は、従来の使用限界と終局限界の間に、新しい損傷限界を考える設計手法と定義される⁴⁾。具体的には、図1.1のc)のように構造体と損傷制御部材の機能を分離し、構造体は損傷させず、損傷制御部材のみに損傷を集約する設計手法となる。

損傷制御設計による損傷制御構造では、大地震の際にも構造体が使用限界を超えず、弾性範囲に留まり、損傷制御部材に損傷を集約することを目標とする。仮に損傷制御部材が使用限界を超え、損傷した場合には、損傷制御部材のみを補修、交換することが可能であり、経済性の面からも現実的である。従って、今日のサステナブルとされる建築物においては、損傷制御設計による損傷制御構造の採用ケースが増えている。

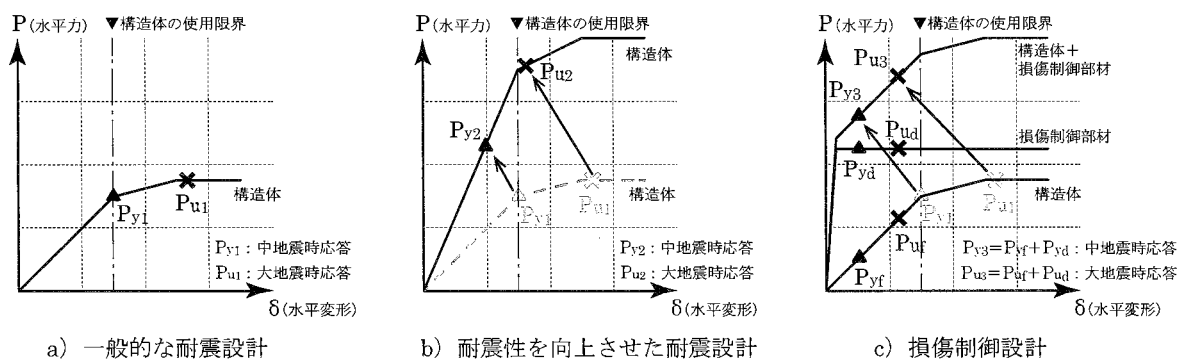


図 1.1 耐震設計および損傷制御設計の水平力・水平変形関係

1. 1. 3 損傷制御構造と制振装置

現在、損傷制御構造として広く認知され、実用化された構造には免震構造、制振構造がある。各々の模式図を図 1.2 に、各々の構造計画上の特徴を表 1.1 に示す。免震構造は、建築物と地盤の縁を切る免震機構を有し、建築物の固有周期を長周期化して地震時の応答加速度を低減させる構造である。免震機構は建築物の支持と水平方向の変形に追従可能なアイソレータと、過度な変形を抑制し、振動を減衰する制振装置（以降、ダンパーと呼ぶ）で構成され、地震時の変形に対応するための免震クリアランスが必要となる。制振構造は、建築物の構造体にダンパーを付加し、その減衰を利用して、地震時の応答加速度を低減させる構造である。地震時の変形に対応する免震クリアランス等を必要としないため、建設地の制約を受けず、一般的な耐震構造の延長で設計することが可能である。加えて、改修時の視点によれば、免震構造は軸力を保持する柱の仮受けや、免震層を横断する設備等の改修、免震層の新設における基礎・躯体工事を必要とするなど、主にダンパーの付加のみで改修可能な制振構造に比べて工事の種類が多くなる。よって、汎用性、経済性においては、一般的に制振構造が免震構造に勝るケースが多い。

一方で、制振構造においても、採用するダンパーの種類によって、メリット、デメリットが存在する。現在、一般的に採用されているダンパーを表 1.2 に示す。速度依存型のオイルダンパーと粘性ダンパー、変位依存型の鋼材ダンパーと摩擦ダンパー、変位+速度依存型の粘弾性ダンパーなどがある。各ダンパーとも、必要な減衰力は設計に応じて調節が可能のため、ここでは材料と品質管理、構造設計の方法に着目して、汎用性、経済性を考える。

オイルダンパー、粘性ダンパー、粘弾性ダンパーは、油、高分子化合物などの特殊な材料をベースに構成される。これらの材料は建築指定材料とならないため、その材料特性、化学成分などは製作者が決定し、独自のノウハウで品質管理を行い、ダンパーを製作・提供している。

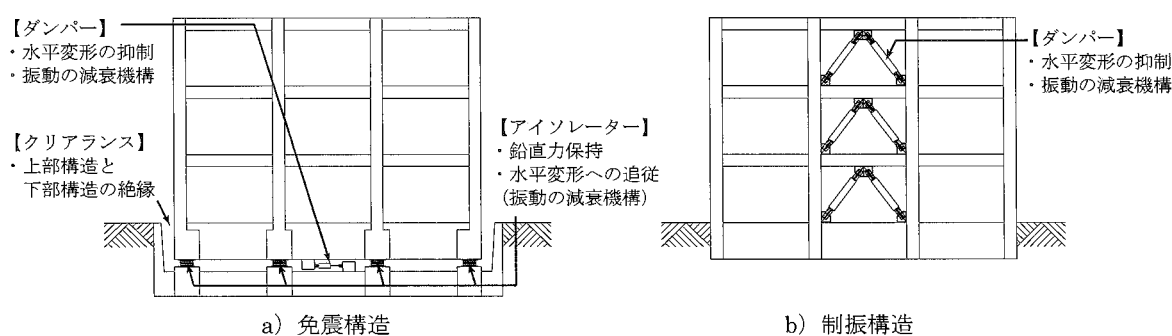


図 1.2 免震構造および制振構造の模式図

表 1.1 免震構造および制振構造の構造計画上の特徴

構造形式	免震構造	制振構造
加速度応答の低減効果	一般に制振構造に勝る	一般に免震構造に劣る
敷地による制約	受けやすい	受けにくい
専用の意匠・設備計画	必要	不要
コスト（設計・施工）	一般に制振構造よりも高い	一般に免震構造よりも安い
工期（設計・施工）	一般に制振構造よりも長い	一般に免震構造よりも短い

表 1.2 一般的な制振構造に用いられるダンパー

種類	速度依存型	変位依存型	変位+速度依存型
代表的なダンパー	オイルダンパー 粘性ダンパー	鋼材ダンパー 摩擦ダンパー	粘弾性ダンパー
材料	鋼材等の金属材料, 油や高分子化合物等 (建築指定材料のみで 構成することは困難)	鋼材, 鉛等の金属材料, モルタル等 (建築指定材料のみで 構成することが可能)	鋼材等の金属材料, 高分子化合物等 (建築指定材料のみで 構成することは困難)
品質管理の方法	対物検査, 書類検査 対物においては製作者 以外の第三者チェック に限界がある	対物検査, 書類検査 対物においては鋼材 の引張試験等の併用で 第三者チェックが可能	対物検査, 書類検査 対物においては製作者 以外の第三者チェック に限界がある
構造計算の方法	時刻歴応答解析等の 高度な構造計算が必要	鋼材ダンパーは時刻歴応答 解析等以外の計算方法が 採用できるケースがある	時刻歴応答解析等の 高度な構造計算が必要

言い換えれば、ダンパーの性能は製作者によって決定され、設計者等は性能的な発注形態をとり、受動的にダンパーを使用することになる。品質管理においては、製作者以外の第3者チェックに限界があり、代替品として選定できるダンパーにも限りがある。また、構造設計においては、ダンパーの減衰を活用する際に時刻歴応答解析等の高度な構造計算が必要となる。一般的な許容応力度等計算、保有水平耐力計算よりも高度な計算を行うことが必要となり、設計に要する時間とコストが増大する。

鋼材ダンパー、摩擦ダンパーは、鋼材、鉛などの金属材料をベースに構成される。その材料には建築指定材料となるものがあり、例えば鋼材ダンパーにおいては、鋼種を設計者が指定することも可能である。鋼材の機械的性質、化学成分はミルシート等により容易に確認が可能で、場合によっては引張試験、成分分析等を併用することで、より厳密な第3者チェックが可能である。言い換えれば、ダンパーの性能を設計者が決定し、設計者等が仕様の発注形態をとり、能動的にダンパーを使用することができるため、品質管理も行いやすい。また、構造設計においては、鋼材ダンパーに限り、保有水平耐力計算で活用できる部材もあり、時刻歴応答解析を避けた一般的な耐震設計で、付加的にダンパーを活用した構造形式（以降、付加的制振構造と呼ぶ）を採用することができる。中でも、鋼材ダンパーの一種である座屈拘束ブレースは、構造部材としての任意の評価を取得することで、保有水平耐力計算の部材ランク BA のブレースとしての使用が可能であり、他のダンパーと比べて設計面でより採用しやすい。一般的な許容応力度等計算、保有水平耐力計算の延長で設計が可能であり、設計にかかる時間とコストの増大を最小限に留めることができる。その構成部品も鋼材やモルタル等の汎用的な建築材料を組み合わせたものであり、入手しやすく、トレーサビリティ等の品質管理が厳密に行える。

従って、構造計画・構造設計および品質管理上の視点で捉えると、座屈拘束ブレースを用いた損傷制御構造の利便性は高く、現在の我が国における最高レベルの利用継続性を確保するサステナブル建築の実現および具体化を検討する上で、有用な構造形式の一つになり得ると考えられる。

1. 1. 4 サステナブル建築における座屈拘束ブレース

本項では、構造計画・構造設計および品質管理上の利便性に優れる現在の我が国における最高レベルの利用継続性を確保するサステナブル建築（以降、目標とするサステナブル建築と呼ぶ）を具体化するために、前項までの分析と文献5)の考え方を参考に、サステナブル建築のシステムをヒエラルキー構成の観点で整理する。図 1.3 にサステナブル建築における構造のシステムのヒエラルキーを示す。

一定規模以上の建築は基本的に一品型の受注生産となり、プレハブ建築や一部のシステム化された建築を除いて異なるデザイン、異なる仕様で設計・施工される。様々な部材・部品からなる複雑多岐なものとなるが、それ故に、個々の確立したシステムから構成される集合体として考えることができる。すなわち、個々の確立したシステムの間には明確なヒエラルキーが存在し、それらが適切に集約されることで、一つの建築物が成立していると考えられるため、ここでは、目標とするサステナブル建築を建築レベルとし、その下位にシステムレベル、サブシステムレベル、部材・部品レベル、材料レベルを設定して5段階のシステムに分類し、特に構造のシステムに限ったヒエラルキーの成立を検討することで、目標とするサステナブル建築の具体化が可能か検討する。

構造のシステムに限ったヒエラルキーの検討については、設計において、通常、意匠（総合）、構造、設備（電気、給排水衛生、空調換気、昇降機等）の専門分野別に分かれて検討が行われ、その検討結果の調整、集約によって建築（設計図書）が成り立つことに配慮した⁶⁾。

設計の視線によれば、調整、集約に至る前の各々の専門分野における機能・性能等については、各々の専門分野で個別に検討し、その性能の精査が行われるため、専門分野ごとにシステムを検討し、ヒエラルキーを整理することは研究的にも実務的にも妥当であると判断する。

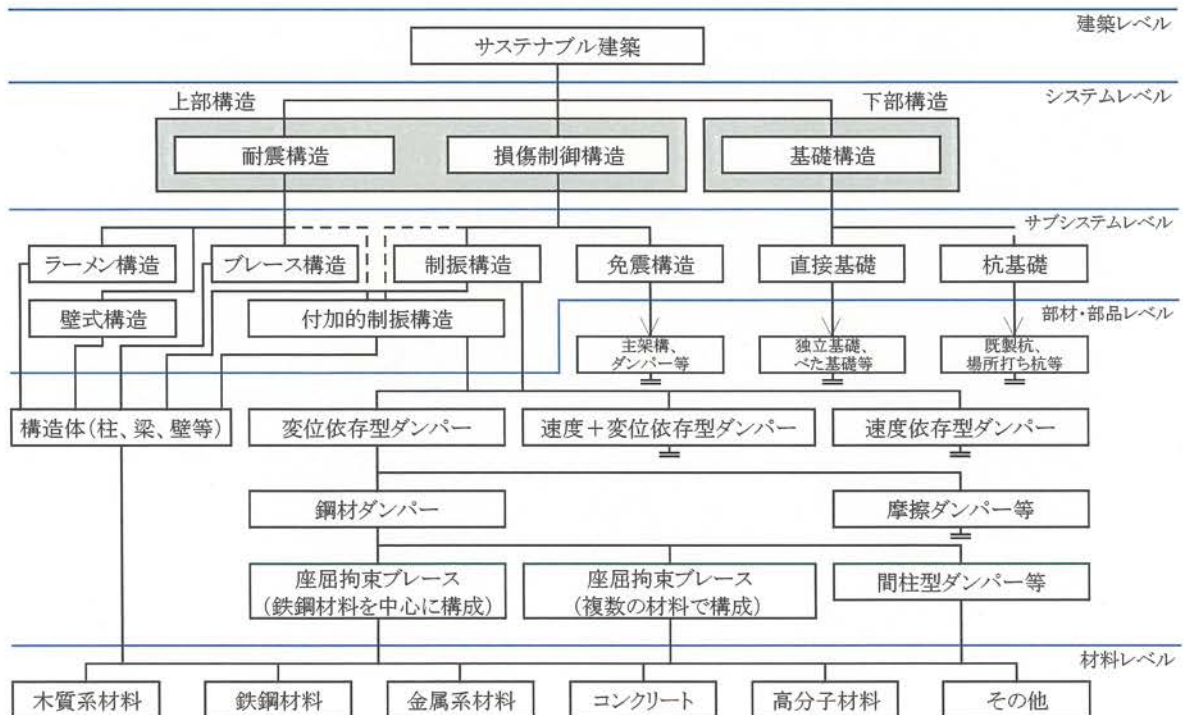


図 1.3 サステナブル建築のヒエラルキー

各レベルの設定については、前項までの分析を参考とし、建築レベルのサステナブル建築を第 1 階層、システムレベルの耐震構造と損傷制御構造を第 2 階層、サブシステムレベルの免震構造と制振構造を第 3 階層とした。これは、構造計画・構造設計の視線より、サステナブル建築をまず上部構造と下部構造に分けて考え、上部構造の構造には設計アプローチが異なる耐震構造と損傷制御構造を充ててシステムレベルとし、その下位に各構造に対応する構造形式として、ラーメン構造、ブレース構造、壁式構造を充て、下部構造（基礎構造）の下位に直接基礎と杭基礎を考えたことによる。それぞれ構造形式が変わることで、設計に用いる資料や構造解析ソフトなど、ハード面での準備・対応が異なり、建築物の形態、構造設計手法、建築確認手続きについても各々大きく異なるため、これらを別のシステムとして区分することは適当であると考えられる。

最後に、部材・部品レベルとして、各種ダンパーならびに柱・梁をはじめとする構造体を据えて第 4 階層とし、その下位の材料レベルに各種ダンパーならびに柱・梁を構成する材料を据え、第 5 階層とした。使用材料と密接に関係する構造種別は構造形式と並んで構造計画・構造設計上の重要なポイントとなるが、建築物の形態と構造設計手法に重点を置くと、構造形式および構造種別の変更では、前者の変更が計画全体に与える影響が大きい。あわせて、サステナブル建築においては、今後、従来の構造種別の枠に納まらない混合構造や新しい材料（エコマテリアル）を用いた構造が登場することも予想され、そのような場合にも適用可能なヒエラルキー構成とするため、構造種別に言及せず、構造種別の違いは材料の違いとして整理することとした。

図 1.3 に示すサステナブル建築の成立、具体化においては、各レベルのシステムが個々に確立している必要がある。すなわち、各システムに要求される機能・性能等が明確であり、その機能・性能等を満たす設計、施工・製作並びに品質管理方法等が確立していれば、そのシステムで構成されるヒエラルキーの成立が可能であり、目標とするサステナブル建築の具体化も可能となる。

前項までの検討では、耐震構造と損傷制御構造の定義を確認し、損傷制御構造の実用化事例である免震構造と制振構造の概要、構造計画・構造設計上の特徴について整理した。また、制振構造については、採用するダンパーの種類によって、メリット、デメリットが存在するため、それらを指摘した上で、特に構造計画・構造設計および品質管理上の視点で捉えると、座屈拘束ブレースを用いた損傷制御構造が、目標とするサステナブル建築の具体案の一つになり得ることを示した。

ここで、座屈拘束ブレースを用いた損傷制御構造のヒエラルキーに着目すると、損傷制御構造、付加的制振構造および制振構造については、実務的にも研究的にも、そのシステムに要求される機能・性能等が明確であり、その設計、施工・製作並びに品質管理方法等に確立した方法が存在する。図 1.4 に法令および文献 7) を参考とした構造計算フローを示す。実務的（法的）には保有水平耐力計算（ルート 3）で座屈拘束ブレースを用いた付加的制振構造の設計および建築確認申請が可能であり、エネルギーの釣合いに基づく耐震計算法（以降、エネルギー法と呼ぶ）を用いれば、大臣認定を要さずに座屈拘束ブレースを用いた制振構造の設計および建築確認申請が可能である。また、図 1.5 に図 1.4 と文献 8) から 10) を参考とした付加的制振構造・制振構造の検討フローを示す。研究的にも、制振構造の検討および検討フローを対象とするものは多数存在し、それらは公のものとなり一般的な利用が可能な状況になっている。

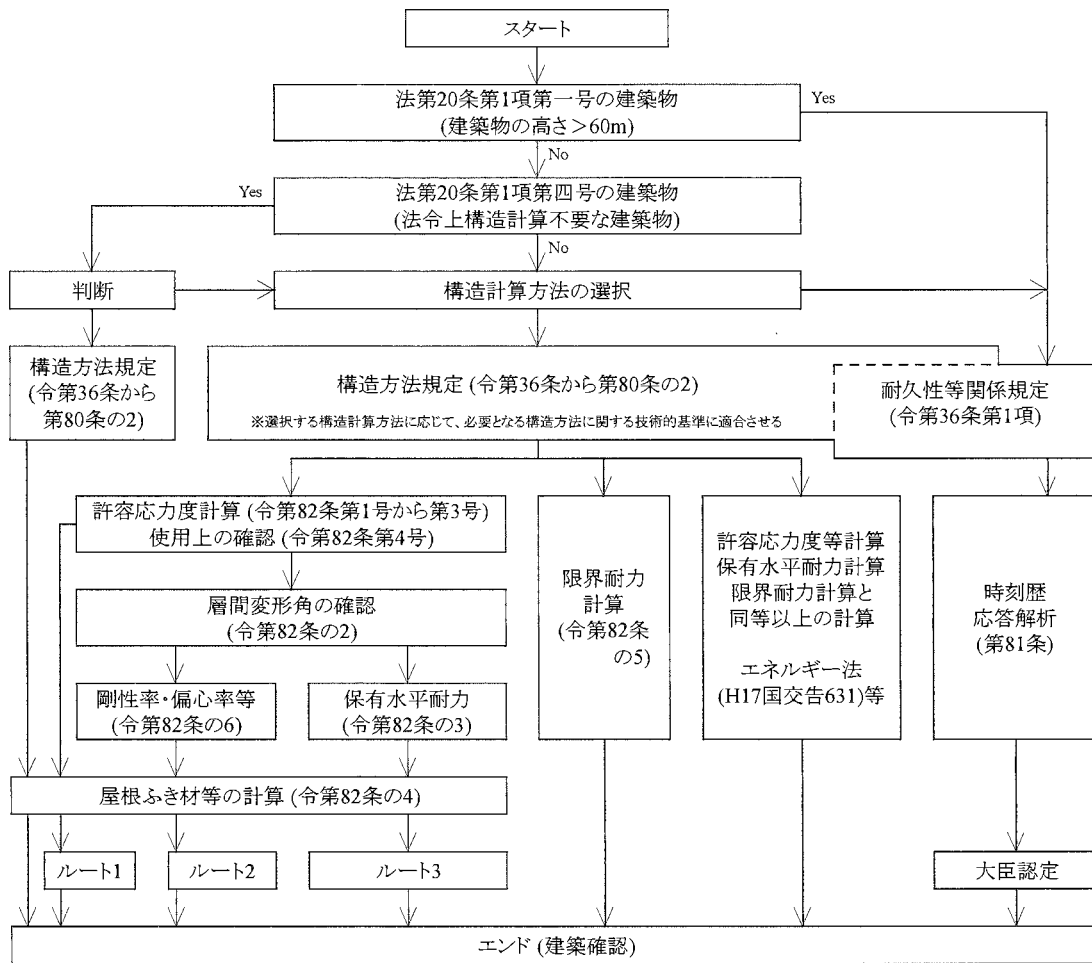


図 1.4 構造計算フロー

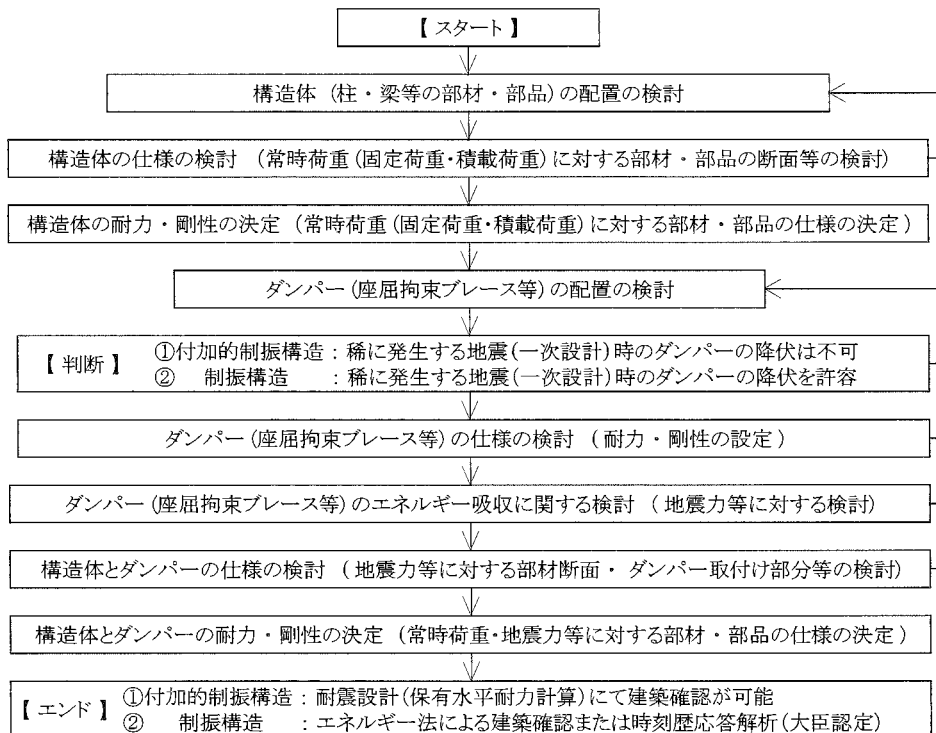


図 1.5 付加的制振構造・制振構造の検討フロー

一方で、座屈拘束ブレースの機能・性能等やその機能・性能等を満たす設計、施工・製作並びに品質管理方法等（以降、機能・性能とその設計等と呼ぶ）に関しては、実務的（法的）な決まりが存在しない。エネルギー法等を用いることで、座屈拘束ブレースに要求される機能・性能等（必要累積塑性変形倍率等）を検討することはできるが、その機能・性能とその設計等は個別に検討、設定する必要がある。

現状では、様々な座屈拘束ブレースが個別に実験され、その機能・性能等が個別に確認され、任意の評価を経て実用化に至っている。その機能・性能等にはバラツキがあり、その機能・性能等を満たす設計、施工・製作並びに品質管理方法等にも幅が存在する。実務的には、それらの明示なくして、座屈拘束ブレースの的確な選定や機能・性能等の設計者による決定、設計者等の仕様の発注形態とそれによる能動的な使用、厳密な品質管理は不可能なため、その整理が重要となる。

以上を踏まえると、目標とするサステナブル建築を具体化するためには、その部材・部品レベルにあたる座屈拘束ブレースに注目し、その機能・性能とその設計等の整理とその明確化が重要となる。それらに的確に対応できる座屈拘束ブレースが、目標とするサステナブル建築の具体化において必要となる。

1. 2 座屈拘束ブレースに関する既往の研究

本節では、前節の検討を踏まえ、座屈拘束ブレースの機能・性能とその設計等を整理する。その上で、目標とするサステナブル建築の具体化に対応可能な座屈拘束ブレースを選定し、その機能・性能とその設計等について整理並びに分析する。

1. 2. 1 座屈拘束ブレース (BRB)

座屈拘束ブレース (以降、BRB と呼ぶ) とは、軸方向力を伝達するブレース (以降、芯材と呼ぶ) が座屈しないよう外周を拘束材で補剛した部材である (図 1.6)。わが国では 1970 年代の武田ら¹¹⁾を皮切りに、研究・開発が進められてきた。当初は芯材の外周を鉄筋コンクリートで被覆し、座屈を防止する試みが図られたが、この方法ではコンクリートのひび割れ・剥落により芯材に局部座屈が生じること、芯材と鉄筋コンクリートが一体化することで、その剛性が增大することなど、実用化に向けてのいくつかの課題を残していた。

1980 年代に入ると、望月ら¹²⁾が絶縁材を塗布した芯材を鉄筋コンクリートで被覆し、筋交いの剛性増大を抑制するアンボンド工法に関する検討を行っている。コンクリートのひび割れ破壊や芯材端部の局部座屈を完全には抑制できないものの、その剛性の増大を抑えることに成功するなど、実用化に向けた改良が図られた。続いて、藤本ら¹³⁾が長方形断面の芯材にアンボンド材を用い、鋼管コンクリートで被覆した BRB に関する検討を行っている。ここに至り、引張と圧縮の耐力・剛性が同等で、かつ層間変形角 1/50 まで安定した履歴性状を示す BRB の実現に成功している。この鋼管コンクリートで被覆した BRB は、例えば 1988 年竣工の第 2 新日鉄ビルにも使用され、実用化されている。以降、今日に至るまでに、例えば角形鋼管を拘束材とし、芯材を平鋼とした組合せ¹⁴⁾や、円形鋼管を拘束材とし、その内部に径の異なる円形鋼管を挿入して芯材として用いる組合せ¹⁵⁾などが提案されており、それぞれが実用化に至っている (図 1.7)。

あわせて、BRB の機能・性能とその設計等については、我が国の法令で定められた基・規準等は存在しないが、研究的にはそれらの検討、整理が進んでいる。BRB に関連する代表的な基・規準等とその中で明示される BRB の機能・性能とその設計等の概要を表 1.3 にまとめて示す。

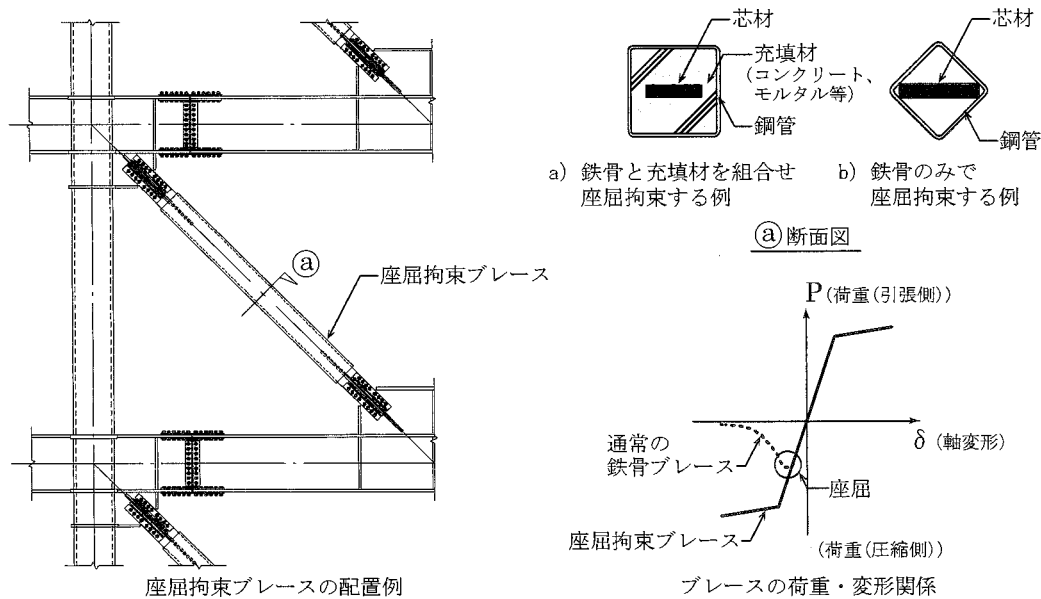


図 1.6 座屈拘束ブレース (BRB)

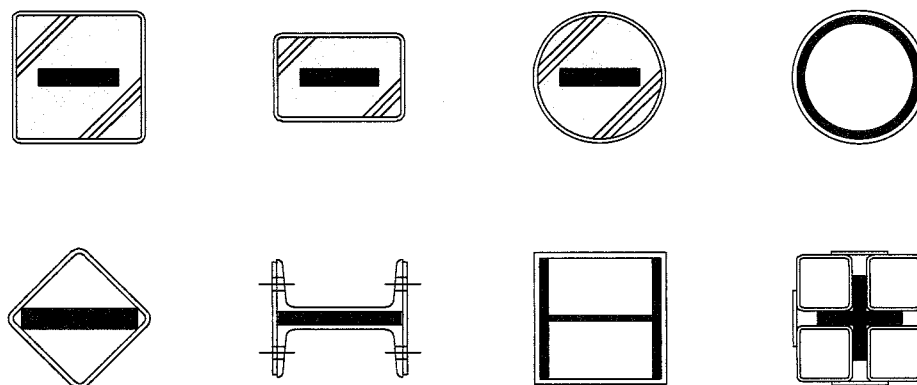


図 1.7 BRB の座屈拘束部における断面構成の例

表 1.3 a) BRB に関連する代表的な基・規準等と明示される機能・性能とその設計等の概要

基・規準等の名称 【編者】 (発行年)	明示されるBRBの機能・性能とその設計等の概要
鋼構造座屈設計指針 1996 改定 ¹⁶⁾ 【日本建築学会】 (1996)	<ul style="list-style-type: none"> ・ 3.4.5 特殊な筋かい、(2)アンボンド筋かいにてBRBが解説されている。 ・ アンボンド筋かいの構成および力学的挙動が説明されており、芯鋼材の横方向拘束がないと全体座屈が生じることが説明されている。 ・ 芯鋼材の全体降伏を全体座屈に先行させるためには被覆材(拘束材)に所要の剛性と強度を持たせることが必要であることが指摘されている。 ・ アンボンド筋かいが圧縮・引張で同等の耐力を発揮するためには被覆材(鋼管コンクリート)のオイラー座屈耐力を芯鋼材の降伏耐力以上に設定する必要があること等が説明されている。
応答制御構造設計法 付：免震・制振(震) 建築の設計例/ 装置・部材データ集 ⁸⁾ 【日本建築構造技術者協会】 (2000)	<ul style="list-style-type: none"> ・ II-2 編でエネルギー吸収機構計算指針(案)をまとめており、その中の履歴減衰型エネルギー吸収部材でBRBが解説されている。 ・ BRBの構成と当時の利用例等が説明されている。 ・ 設計方針の例が設計ルートと共に示されており、簡易応答予測、時刻歴応答解析による検証等が示されている。 ・ エネルギー吸収部材の設計において、材料の機械的性質等、部材としての力学特性(累積塑性変形量、疲労特性変形-履歴ループ面積関係、座屈設計(全体座屈強度、局部座屈強度等)、速度・温度等各種依存性等、部材としての復元力特性(初期剛性、二次剛性、降伏耐力、降伏変形、降伏点のばらつき評価等)等を必要に応じて明示することとしている。 ・ 技術資料で実用化に至っている各種ダンパーのモデル化(復元力特性、弾性剛性・降伏耐力等の計算式)の概要が説明されている。
パッシブ制振構造 設計・施工マニュアル ⁹⁾ 【日本免震構造協会】 (2005)	<ul style="list-style-type: none"> ・ 各章の鋼材・摩擦ダンパーの節または項、第10章の鋼材ダンパーの設計にて鋼材ダンパー(ブレース型ダンパー)としてBRBを含めて解説されている。 ・ 制振構造の設計として、一質点系を用いた概略設計、多質点制振構造の設計法フローチャート等が説明されている。 ・ 10章の鋼材ダンパーの設計では、ダンパーの分類やダンパー用鋼の規格、各種力学特性等が説明されており、鋼材ダンパーの基本力学特性(ダンパーの降伏耐力や軸方向弾性剛性等)に関する計算式も示されている。 ・ ダンパーの履歴モデルやダンパーの限界状態、ダンパー周辺架構の設計の他、性能確認試験における基本性能項目と試験方法、試験内容および評価方法まで記載されている。基本性能項目としては履歴曲線、基本特性(弾性剛性、二次剛性、降伏耐力)、各種依存性(変位速度、繰返し回数)、累積エネルギー吸収能力(疲労曲線、累積塑性変形量)等が示されている。

表 1.3 b) BRB に関連する代表的な基・規準等と明示される機能・性能とその設計等の概要

基・規準等の名称 【 編者 】 (発行年)	明示されるBRBの機能・性能とその設計等の概要
<p>エネルギーの釣合いに基づく耐震計算法の技術基準解説及び計算例とその解説¹⁷⁾</p> <p>【国土交通省国土技術政策総合研究所ほか】 (2005)</p>	<ul style="list-style-type: none"> ・2章の逐次解説と補足、付録等でダンパーとしてBRBに関連する内容が解説されている。 ・同計算法に適用できるダンパーは、復元力特性がおおむね完全弾塑性型で、地震による繰返し変形を受けた後に負荷および除荷時の剛性や耐力に低下を生じないものと説明されている。 ・エネルギー吸収部材が取り付く部分には十分な耐力および剛性を確保すること、エネルギー吸収部材が鉛直荷重を支えない形式の構造とすることなどが述べられている。 ・付録にてエネルギー吸収部材の試験方法等が解説されており、その中では必要な基準値等として、エネルギー吸収部材の構成、形状、寸法および寸法誤差、初期剛性、降伏耐力、全塑性耐力、最大耐力、限界変形（最大変形）、累積塑性変形、各依存性等が示されている。
<p>鋼構造建築物へのエネルギー法活用マニュアル¹⁸⁾</p> <p>【建築研究所ほか】 (2008)</p>	<ul style="list-style-type: none"> ・鋼構造建築物を対象に「エネルギーの釣合いに基づく耐震計算法の技術基準解説及び計算例とその解説」を補填するために発行されている。 ・エネルギー法活用マニュアル、設計例、参考資料のⅢ編で構成され、特に参考資料において鋼材ダンパーの試験方法および試験データを用いた平均累積塑性変形倍率ηの評価方法、品質管理方法等が紹介されている。 ・耐力上昇における各種依存性において、BRBのひずみ速度依存性を紹介している。振動台を用いた動的載荷実験の実験結果と静的な一定振幅載荷の試験結果の比較より、地震応答の最大振幅で静的な一定振幅載荷試験の耐力上昇率を評価すれば、動的な場合の耐力上昇率を安全側に予測できることが解説されている。 ・参考資料の技術データシートで9種類のBRBが紹介されている。各タイプの概要と特徴、適用範囲と使用材料、剛性耐力の算定方法と保有性能が示されているが、各タイプの製作や品質管理上の注意点等は紹介されていない。
<p>鋼構造制振設計指針¹⁹⁾</p> <p>【日本建築学会】 (2014)</p>	<ul style="list-style-type: none"> ・3章にてBRBが解説されている。 ・設計の基本事項として、座屈拘束材の設計、接合部の設計、アンボンド処理または隙間の確保、縮み代の確保、変形能力の確保等を説明している。 ・剛性と耐力の計算式を提示し、あわせて耐力においては接合部の設計用軸力を降伏耐力に接合部設計用耐力係数を乗じた値とすること、座屈拘束材設計用軸力を降伏耐力に座屈拘束材設計用耐力係数を乗じた値とすることとして示している。 ・座屈拘束材の曲げ座屈拘束条件（曲げ座屈に対する設計式）を示している。 ・拘束材の局部崩壊について、補剛力の計算式を示している。ただし、拘束材の局部崩壊と対になる拘束材耐力の計算式は提示されていない。 ・一定振幅の疲労実験結果に基づいて変形能力を評価することを説明している。また、付録にて漸増繰返し載荷実験による変形能力の評価についても説明している。 ・付録にて、実験方法案を示しており、その中では実際の構成、形状のダンパーによる繰返し実験の実施を推奨している。ただし、芯材の幅厚比等を適切に設定した1/2程度までの縮小モデル試験体の採用も可と説明している。 ・6章にて鋼材ダンパーの解析モデル化手法について説明しており、折れ線モデルや曲線モデルについて説明している。
<p>鋼構造座屈設計指針 2018改定²⁰⁾</p> <p>【日本建築学会】 (2018)</p>	<ul style="list-style-type: none"> ・3章筋かい材、3.5にてBRBが解説されている。 ・BRBが安定した復元力を発揮するための条件として、全体座屈の防止、適切なクリアランスの確保、局部崩壊の防止、接合部を含む機構安定性の確保を説明している。 ・局部崩壊の防止について、補剛力と対になる拘束材耐力の計算式を提示している。ただし、拘束材耐力は鋼材のパラメータで決定され、充填材を併用する場合でも、その耐力の影響は加味されない。また、充填材を併用する場合における充填材の必要耐力等も提示されていない。

古くは 1996 年の鋼構造座屈設計指針¹⁶⁾ でアンボンド筋かいが取り上げられており、アンボンド筋かいが圧縮・引張で同等の耐力を発揮するためには被覆材のオイラー座屈耐力を芯鋼材の降伏耐力以上に設定する必要があることが述べられている。この考えは、その後の鋼構造制振設計指針¹⁹⁾ や鋼構造座屈設計指針 (2018 改定)²⁰⁾ の曲げ座屈 (全体座屈、部材座屈とも言う。本論では以降、部材座屈と呼ぶ) の防止においても踏襲されており、耐力上昇の係数を乗じるなど、一部の修正があるものの BRB の基本原則として引き継がれている。

その後、2000 年には応答制御構造設計法⁸⁾ にて、エネルギー吸収部材 (BRB) の設計で明示すべき項目の具体例が提示され、2005 年のパッシブ制振構造設計・施工マニュアル⁹⁾ やエネルギーの釣合いに基づく耐震計算法の技術基準解説及び計算例とその解説¹⁷⁾ で、ダンパー (BRB) の基本力学特性に関する計算式や試験方法がまとめられている。これをもって BRB の部材に関する機能・性能とその設計等は一旦整理され、その後、鋼構造制振設計指針¹⁹⁾ や鋼構造座屈設計指針 (2018 改定)²⁰⁾ 等で、従前の基・規準等で言及されていなかった拘束材の局部崩壊 (局部座屈、局部破壊とも言う。本論では以降、局部破壊と呼ぶ) および接合部の設計 (構面外変形等) までの検討例が示され、BRB の機能・性能とその設計等は一通りの整理が進んでいる。

一方で、これらの実用化された BRB や、その保有性能等に関しては、幾つかの課題も残されている。例えば、文献 21) では、実用化された BRB について、それぞれが異なる試験体形状、実験方法で実用化されており、その性能比較が困難であることが指摘されている。実際にはその構成部材・部品の差異により、各種ダンパーには性能差が存在すると考えられるため、岩田ら^{22)、23)} は、わが国で開発された BRB のディテールを参考に、図 1.8 に示す 4 種類の BRB について、芯材の断面積、拘束材の断面二次モーメントなど断面性能を揃えた試験体を製作し、性能比較実験を行っている。実験結果によれば、拘束材として角形鋼管にモルタルを充填した BRB は、芯材の高歪時 (3.0%歪時) にも安定した復元力特性を示すこと、また、充填材 (モルタル) を用いず、鋼材のみで座屈拘束させる BRB は、前者と比較して高歪時において、復元力特性などの性能が十分に発揮しにくいことを確認している。一方で、製作に関する実験では、前者は後者に比べて BRB の品質管理と両端部ディテールの設計に課題を残すことを確認している。

また、山崎ら²⁴⁾ は、拘束材の局部破壊について、鉄骨と充填材 (モルタル) を組合せて座屈拘束する BRB について、拘束材の鋼板の板厚、充填材厚さ、充填材強度をパラメータとした実験を行っている。検討では、現行の座屈設計指針の局部破壊の防止に用いる判定式と同様の計算式で BRB の累積塑性歪エネルギー ω と拘束材耐力 P_s 、補剛力 P_w (圧縮力作用時の高次の座屈モードを示した芯材が拘束材を面外方向に押す力) の関係について考察しているが、 ω と P_s/P_w の相関はみられなかったとしている。 P_s/P_w が 0.5 未満でも、芯材の引張破断に至る試験体が多数あり、一方で P_s/P_w が 1.0 を超えても局部崩壊に至る試験体があることを示している。この結果によれば、現行の座屈設計指針²⁰⁾ の判定式においても、BRB の局部破壊の制御は困難であり、その判定式の適用範囲や適用条件の検討、局部破壊の破壊機構のさらなる追究が必要となる。

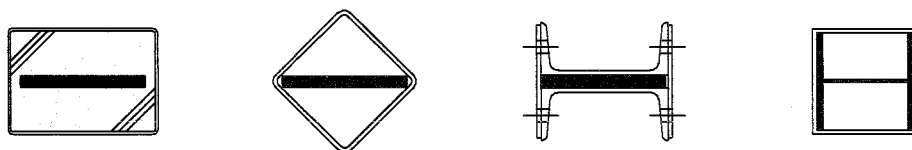


図 1.8 性能比較実験に用いられた BRB の断面構成

以上を踏まえ、目標とするサステナブル建築の具体化にあたって重要となる BRB の機能・性能とその設計等を整理すると表 1.4 の通りとなる。表 1.4 には参考に BRB の材料レベルの機能・性能とその設計等の内容もあわせて示している。現状では、BRB に要求される機能・性能とその設計等が研究的には一通り整理されている。

ただし、前述のように、異なる試験体形状、実験方法で実用化される BRB には、その構成部材、部品の差異により、各々に特有な構造性能および品質管理上の課題が生じる。その課題の検討においては、体系的・画一的な計算式、評価方法の使用が適当とは言えないケースが生じることもあり、その際には個々の BRB の試験体形状、実験方法および現行の機能・性能とその設計等を踏まえた個別の検討、追究が必要不可欠となる。

いずれにしても、これらの BRB の機能・性能とその設計等を設計者が決定、ないし設計者等が仕様の発注形態を取り能動的に使用し、厳密な品質管理を実施するためには、特有なケースにおける個別の検討、追究によって得られた知見も共有化される必要がある。それらの要求に対応できる BRB が目標とするサステナブル建築の具体化において必要となる。

表 1.4 目標とするサステナブル建築の具体化にあたって重要となる BRB の機能・性能等

BRB の機能・性能等		機能・性能等を満たす 設計、施工・製作並びに品質管理方法等 (試験内容や試験方法、機能・性能等の計算方法等)	
分類	項目		
部材の特性	変形性能	許容変形	静的または動的載荷試験
		限界変形	(漸増変位繰返し載荷または定変位繰返し載荷)
	座屈設計	部材座屈	鋼構造座屈設計指針 2018改定 (3.5.1)~(3.5.3) 式等
		局部破壊	鋼構造座屈設計指針 2018改定 (3.5.4)~(3.5.5) 式等
	復元力特性	初期剛性	パッシブ制振構造 (10.2.9)~(10.2.10) 式等
		降伏耐力	パッシブ制振構造 (10.2.3) 式等
		降伏変形	パッシブ制振構造 (10.2.1a) 式等
		二次剛性	変形性能の確認と同様の載荷試験により確認
		最大耐力	変形性能の確認と同様の載荷試験により確認
		履歴モデル	パッシブ制振構造 10.5(1)の解説等
	累積エネルギー 吸収能力	累積塑性変形	変形性能の確認と同様の載荷試験により確認
		疲労曲線	静的または動的載荷試験 (定変位繰返し載荷)等
	依存性	繰返し回数依存性	静的または動的載荷試験 (定変位繰返し載荷)等
		ひずみ速度依存性	動的載荷試験 (定変位繰返し載荷)等
温度 (環境条件)		パッシブ制振構造 10.2(3) 3) の解説等	
耐久性		パッシブ制振構造 10.2(4)の解説等	
耐火性		パッシブ制振構造 10.2(5)の解説等	
接合部を含む全体系 の特性	接合部	高力ボルト接合	制振構造設計指針 (3.5.1) 式等
		ガセットプレート等	制振構造設計指針 (3.5.2)~(3.5.12) 式等
		構面外変形等	鋼構造座屈設計指針 2018改定 (3.5.6)~(3.5.8) 式等
品質管理	品質管理体制		エネルギー法活用マニュアル 第Ⅲ編 1.2 の解説等
	製作管理	クリアランス管理	鋼構造座屈設計指針 2018改定 3.5.2 (2) の解説等
		形状・寸法誤差等	鋼構造座屈設計指針 2018改定 3.5.2 (2) の解説等
	施工管理		エネルギー法活用マニュアル 第Ⅲ編 1.2 の解説等
維持管理		エネルギー法活用マニュアル 第Ⅲ編 1.2 の解説等	
材料	機械的性質	降伏耐力	JIS規格または材料認定時に定められた確認方法での 確認が可能
		引張強さ	
		伸び	
	化学成分		JIS規格 または 成分分析

1. 2. 2 鋼モルタル板を用いた座屈拘束ブレース (BRBSM)

鋼モルタル板を用いた座屈拘束ブレース (Buckling-Restrained Brace using Steel Mortar Planks、以降、BRBSM と呼ぶ) は、岩田らが、角形鋼管にモルタルを充填した BRB の製作時の課題を改善して、提案したものである²⁵⁾。

図 1.9 に BRBSM の構成部材・部品を示し、図 1.10 に BRBSM の製作フローを示す。BRBSM は拘束材となる 2 つの鋼モルタル板 (溝形鋼または曲げ加工により製作した不等辺溝形鋼にモルタル等の充填材を充填したもの) を両側にクリアランス調整材を貼付けた芯材に被せ、溶接により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においても、鋼モルタル板を後から挟み込む製作手順となることから、両端部ディテールの設計自由度が高い。また、拘束材と芯材の併合前に拘束材のモルタル充填の程度、平坦度、クリアランスなどを目視で確認でき、必要に応じてその計測も可能であるため、前述した機能・性能とその設計等のうち、特に施工・製作時の厳密な品質管理に対応可能な BRB となる。そこで、本論では、目標とするサステナブル建築の具体化に対応可能な BRB の一つとして、BRBSM を選定し、その機能・性能とその設計等について分析する。

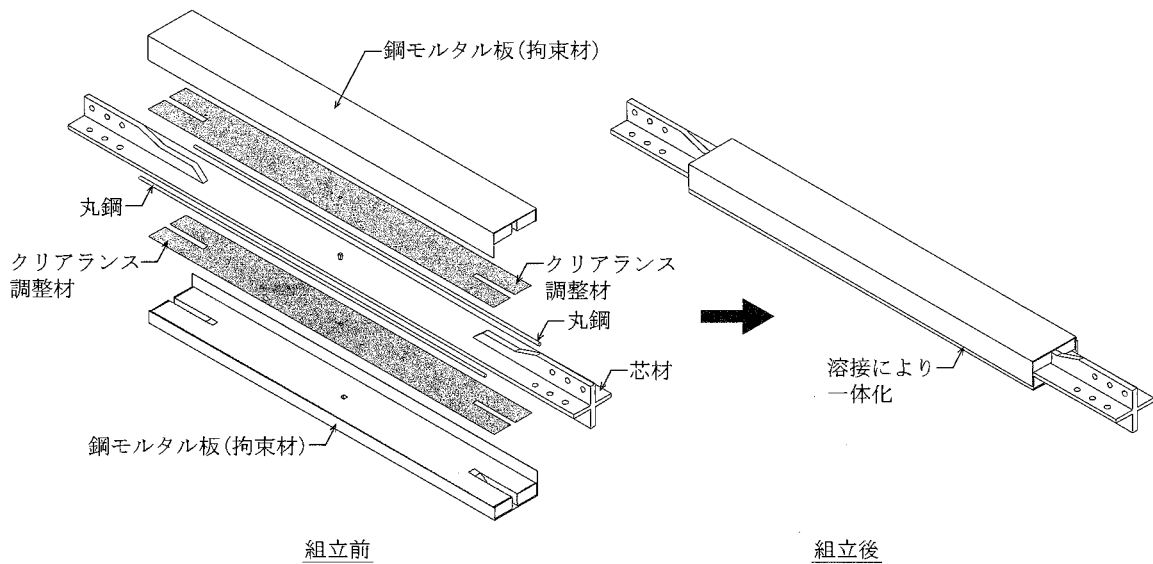


図 1.9 鋼モルタル板を用いた座屈拘束ブレース (BRBSM)

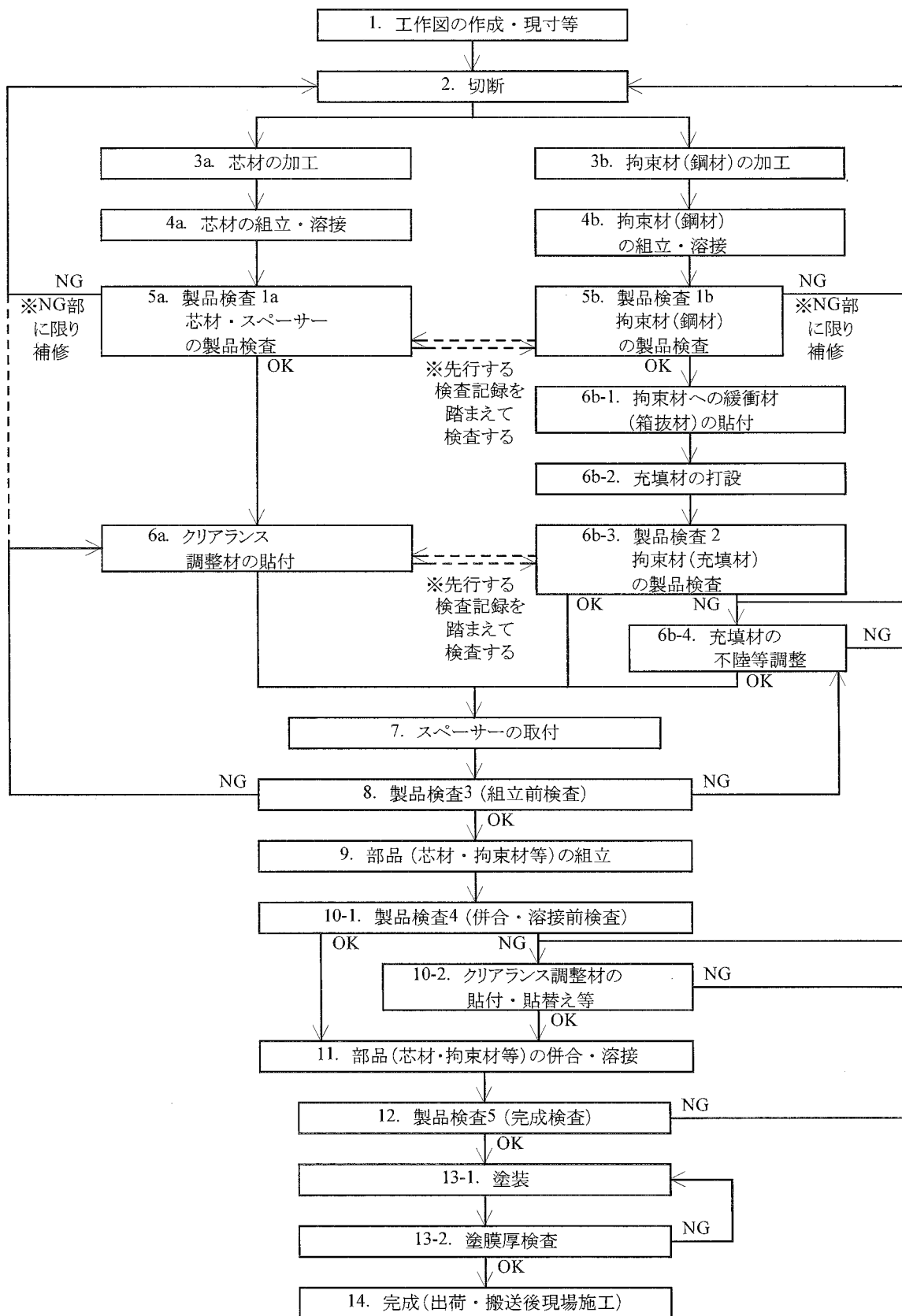


図 1.10 BRBSM の製作フロー

既往の研究では、BRBSM の構成部品や形状等をパラメータとした実験および解析が行われている。BRBSM に関連した代表的な研究および知見を抽出して以下に示す。

①被害レベル制御設計手法の研究

岩田ら²⁶⁾は、1992年当時の建築基準法において、大地震時の建築物が崩壊からの人命保護に主眼があり、財の保存に対しては明確な目標がないことを説明した上で、社会的・経済的価値を考えると設計行為においては、単なる強度設計や保有耐力設計に留まらず、地震・台風時の建物の被害に対するの考慮も必要であることを述べている。その上で、MITのJ.J.Connor教授が提唱しているDamage Tolerant Designの一例として、都内で計画中の実プロジェクトの1ユニットを対象とした解析を行い、鋼管コンクリートで座屈を防止したBRBを用いることで、柱・梁を弾性範囲に留める設計が可能であることを示している。以て、大地震後に塑性化した耐震部材を取り換えることが容易であれば、構造体の再利用が可能となり、建築物の社会的・経済的価値の保持が可能であることを説明している。

②BRBの性能評価に関連する研究

加藤ら²⁷⁾は、BRBのダンパー効果が有効に発揮できる建築物として、せん断変形が卓越し、柱の軸変形による全体曲げ変形の影響が微小と考えられる10層3スパンの平面骨組を対象に、時刻歴応答解析を行い、BRBに要求されるエネルギー吸収性能を明らかにしている。解析モデルは鋼構造を想定した高さ30.8m(1層の階高のみ3.8m、その他の各層を3.0m)、BRBと主架構の剛性比を2.0としたモデルであり、地震動は観測地震動4波(El Centro NS、神戸海洋気象台 NS、Taft EW、八戸 EW)および模擬地震動1波(センター波)で地動最大速度を4つのレベル(0.25、0.50、0.75、1.00m/s)に基準化して検討している。解析結果によれば、入力に対して必要となるBRBのエネルギー吸収率 dW_p/W_y (累積塑性歪エネルギー率 ω とも言う。本論では以降、累積塑性歪エネルギー率 ω と呼ぶ)がレベル2(0.50m/s)の平均で98.9、レベル4(1.00m/s)の平均で310.8となることを示している。加えて、付録で新製法によるBRBの開発実験を報告しており、BRBSMのプロトタイプの実験体が層間変形角1/100相当にあたる芯材の軸歪1.0%において、安定した復元力特性を示すことを確認している。

③BRBSMの実験的および解析的研究

村井ら²⁵⁾は、文献27)で検討されたBRBSMの充填材仕様等を変えた試験体を製作し、正負交番の漸増繰返し载荷実験(以降、繰返し载荷実験と呼ぶ)を行い、その復元力特性等の性能を明らかにしている。実験結果より、充填材にモルタルに代えて軽量コンクリートを用いたBRBSMについても、芯材の軸歪1.0%(実験モデルより、層間変形角1/100に相当)に対し、安定した復元力特性を示すことを確認している。また、性能評価においては、文献27)で示されたレベル2、レベル4入力に対して必要となるエネルギー吸収率を用いた dW_p/W_y 指標と P_E/P_y (ここで、 P_E は拘束材のオイラー座屈荷重、 P_y は芯材の降伏耐力)の間に線形的な関係を見出し、この関係を基とした実験式を提案している。

小林ら²⁸⁾は、BRBSMの製作簡易化を目的に、鋼モルタル板形状および製作方法に改良を施している。曲げ加工で製作した不等辺溝形鋼を拘束材とすることで、拘束材併合時の溶接箇所数

を減らし、芯材の強軸方向には丸鋼を配置している。繰返し載荷実験より、溶接箇所数の変更等が性能にほぼ影響を与えないことを確認している。

岩田ら²⁹⁾は、実験後の BRBSM の芯材の観察により、実験後の芯材には高次の座屈モード（芯材の表面に生じる緩やかな波うちの変形）が現れることを指摘している。この過程を詳細に把握するため、芯材に歪ゲージを貼付した試験体による繰返し載荷実験より、芯材の歪量および座屈モード数、座屈モード高さはクリアランスの変化と鋼モルタル板の高さの変化の影響を受けること等を確認している。

また、岩田³⁰⁾らは、文献²⁷⁾で見出した dW_p/W_y 指標と P_E/P_y の間に成立する線形的な関係を整理した BRBSM の設計法を提案している。

設計法では dW_p/W_y 指標と P_E/P_y の間に成立する線形的な関係を累積塑性歪エネルギー率 ω と P_E/P_y の関係で示し、性能評価下限式として $\omega = 150 P_E/P_y$ を提案している。設計法の概要は、BRBSM に要求される耐力・剛性が決定すれば、芯材仕様（断面、長さ、鋼種等）が決定され、次に耐力・剛性が決定すれば、BRBSM に要求される累積塑性歪エネルギー率 ω を求めることが可能となる。降伏耐力 P_y と累積塑性歪エネルギー率 ω が定まれば、性能評価下限式より拘束材に必要となる P_E が決定でき、拘束材の断面寸法（必要となる断面二次モーメント）が決定できるものとなる。この性能評価下限式は、実験結果より、芯材弱軸方向の局部破壊が考慮され、設定がなされている。

すなわち、BRBSM をダンパーとして用いる場合を想定し、急激な耐力低下を生じる引張破断や柱・梁接合部に想定外の損傷を与える可能性がある強軸方向変形を避け、安定した復元力特性と想定したエネルギー吸収により、終局状態に至ることが想定されている。被害レベル制御設計手法や損傷制御構造の基本的なコンセプトである、大地震後に塑性化した耐震部材を取り換えることに配慮した設計法としてまとめられている。

和泉田³¹⁾らは、既往の研究を踏まえた有限要素法による解析で、実験値と解析値の比較を行っている。解析より、実験結果の荷重変形関係や高次座屈モードを説明、再現できる結果が得られること、 P_E/P_y をパラメータとした場合、芯材の軸歪 1.0% まで耐力を保持するには $P_E/P_y = 1.0$ が最低限必要となること、芯材の軸歪 3.0% まで耐力を保持するには $P_E/P_y = 1.6$ 以上が必要となることを説明している。

村瀬³²⁾らは、BRBSM の断面ディテールが、文献³⁰⁾で提案した設計法に与える影響を検討している。繰返し載荷実験より、性能評価式を満たす芯材幅厚比の範囲は 6.0 から 11.0 であること、クリアランス調整材が芯材と拘束材との摩擦力の発生を抑え、復元力特性を安定させること、そのクリアランス調整材の厚みは芯材厚に対し、6% から 10% 未満の範囲で設定する必要があることを説明している。なお、この当時のクリアランス管理は、クリアランス調整材の厚みによる管理であり、BRBSM の組立前後の寸法による実測値の管理とはしていない。

田所ら³³⁾は、村瀬ら³²⁾の研究に引続き、BRBSM の芯材長さをパラメータとし、芯材塑性化部長さや端部リブ長さ等が性能評価下限式に与える影響を検討している。繰返し載荷実験より、異なる芯材塑性化部長さにおいても、 P_E/P_y が 1.0 から 4.5 の範囲で性能評価式を満たすこと、加えて、芯材塑性化部長さ比が 30% 程度の試験体では、 P_E/P_y が 6.0 まで性能評価式を満たすことが示されている。

緑川ら³⁴⁾は、BRBの芯材が高次の座屈モードに至った際、芯材と拘束材の接触により、摩擦力が生じ、発生する摩擦力によって引張耐力よりも圧縮耐力が増加する現象に着目した検討を行っている。摩擦力の大小にはクリアランス、高次座屈モードの数（接触点数）およびクリアランス調整材やモルタルと鋼材の摩擦係数が関係する可能性があることを指摘し、BRBSMの設計形状によっては、予期せぬ圧縮耐力の上昇が引き起こされる可能性があることを指摘している。一般にBRBの接合部は弾性設計されるため、歪硬化や摩擦の影響を勘案した芯材の最大耐力に対し、余裕のある弾性設計とする必要がある。BRBSMの接合部設計においても、同様のことが言えるため、クリアランスを変化させたBRBSMの繰返し載荷実験より、降伏耐力に対する圧縮耐力上昇率が1.5から1.8倍程度となり、いずれも引張耐力上昇率より高くなることを示している。加えて、圧縮時に芯材に発生する座屈モード数と芯材軸力状態との関係を詳細検討し、その評価式を提案し、提案した評価式が実験および解析値と概ね良い対応を示すことを説明している。

また、緑川ら³⁵⁾は、文献34)の研究に引続き、細長比をパラメータとし、芯材に歪ゲージを密に貼付したBRBSMの実験により、細長比と圧縮引張耐力比の関係と実際の芯材の高次座屈モードの進展過程について検討している。繰返し載荷実験より、芯材の高次座屈モードは、軸歪0.25%載荷時には、材軸方向中央部と両端部に弱軸回り変形として生じ、0.50%載荷時には高次座屈モードに進展する。1.0%載荷時には、芯材全体に高次座屈モードの弱軸回り変形が行き渡り、2.0%載荷時以降では座屈モード数はあまり変わらずに局所的な変形が増大することを確認している。あわせて、高軸歪載荷時において、弱軸細長比の大きい試験体ほど、弱軸回り変形に伴い、芯材と拘束材の接触点が増えて摩擦力が大きくなり、芯材に生じる軸歪が材端から中央にかけて減少していくことを説明している。さらに、文献36)にて、既報と異なる芯材塑性化部弱軸回り細長比を対象としたBRBSMの繰返し載荷実験を行い、芯材塑性化部の座屈モード数（半波）は、既報の実験も含め、芯材弱軸回り細長比に概ね比例すること等を確認している。

吉田ら^{37)、38)}は、BRBSMの局部破壊について、降伏線理論に基づいた耐力式を導き、局部破壊の防止の条件について検討している。検討では、溝形断面材について、降伏線理論で耐力を導き、溝形断面材の内部の充填材の耐力について、鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説³⁹⁾のパンチングシャー耐力で計算することとし、各々の和をBRBSMにおける拘束材の耐力としている。あわせて実施した繰返し載荷実験より、局部耐力 P_L と補剛力 C との比 P_L/C が大きくなるに従って、BRBSMの累積塑性歪エネルギー ω が大きくなり、累積塑性歪エネルギー率 ω と P_L/C の間に線形関係がみられることを示している。さらに、岡本ら^{40)、41)}は、実際のモルタル破壊面を考慮し、降伏線理論で導く溝形断面材耐力の修正を行っている。一方で、山崎ら²⁴⁾は、拘束材の局部破壊について、前項の実験を実施しており、累積塑性歪エネルギー率 ω と拘束材耐力 P_s 、補剛力 P_w の関係について考察しているが、 ω と P_s/P_w の相関はみられなかったとしている。この差異の原因には、各々の研究のクリアランスのバラツキ等が考えられる。すなわち、各々の研究とも、クリアランス管理をクリアランス調整材の厚みによる管理としているため、その実測値には差が生じ、その点が要因となって相関性に差が生じたこと等が考えられる。

小川ら⁴²⁾は、BRBSMの芯材塑性化部に存在する溶接部に着目した検討を行っている。繰返し載荷実験より、溶接止端部やビード不整による応力集中部はBRBSMの性能を低下させること、ただし、局所的な溶接については、適切な余熱処理を行い、かつ、応力集中が生じないように

滑らかな仕上げを行えば、溶接がない場合と比較してエネルギー吸収性能は低下せず、溶接の熱影響による早期の脆性破壊の可能性も低いことを説明している。加えて、BRBSMの芯材における溶接仕様の提案も行っている。

飯塚ら⁴³⁾は、芯材細長比の大きいBRBSMを対象に、芯材細長比の違いによる強軸回り変形について検討している。繰返し載荷実験より、強軸方向に変形したBRBSMでも、弱軸方向への座屈モードが支配的となるため、安定したエネルギー吸収性能を示し、性能評価への影響が見られないことを説明している。

竹内ら⁴⁴⁾は、BRBSMに対し、構面外初期変位を与えた繰返し載荷実験を実施し、BRBSMの構面外機構安定性能の確認を行っている。繰返し載荷実験より、芯材の設置方向は接合部を含めたBRBSMの機構安定性に大きな影響を与えないこと、提案したBRBの安定限界軸力の評価値は実験値と-20から+30%程度の精度で対応することを確認している。

飯塚ら⁴⁵⁾は、2011年3月に発生した東北地方太平洋沖地震や、今後発生が予想されるより大きい規模の海溝型地震を想定し、従来よりも大きな累積塑性歪エネルギー率 ω を有するBRBSMの設計要件を検討している。既往の研究の分析と確認実験より、累積塑性歪エネルギー率 ω の大きなBRBSMの設計要件として、拘束指標R（ここで、 $R=P_E/P_Y$ ）を6以上とすること、芯材塑性化部に絞りを設けること、絞りを設けた部位にスペーサーを入れること、芯材弱軸方向のクリアランス比（ここで、クリアランス比=クリアランス寸法/芯材板厚）を10%から15%とすること等を説明しており、同設計要件を満たすBRBSMの累積塑性歪エネルギー率 ω が1200を超えることを確認している。

大内ら⁴⁶⁾は、BRBSMの既往の研究より59体の試験体を抽出し、設計因子がBRBSMの破壊モード、圧縮耐力上昇、エネルギー吸収性能に与える影響を考察している。芯材にSN400Bを用い、降伏耐力 P_Y が284kNから832kN、試験体長さが1220mmから3765mm、拘束指標Rが0.8から7.5の計59体の実験結果の分析より、貫入長さ比 L_{in}/L_P （ここで、 L_{in} は芯材の拘束材への貫入長さ、 L_P は芯材の塑性化部長さ）が小さいほど圧縮降伏耐力比が大きくなる傾向があること、ただし、その貫入長さが芯材塑性化部長さの6%を超えると、その相関性が見られなくなることを新たに確認している。

また、大内ら⁴⁷⁾は、BRBSMの局部破壊の制御を目的に、BRBSMの拘束材の一部を取り出した試験体を用いて、芯材の局部的な押し出しに対する要素実験を行っている。実験後の試験体形状より、要素実験にてBRBSMの部材実験時の局部破壊に近い破壊性状の再現に成功している。あわせて、Hertzの弾性接触理論⁴⁸⁾に基づいて算定する芯材と充填材（モルタル）の接触幅とコンクリートの支圧強度式を利用した局部破壊耐力の検討を提案しており、提案した検討方法で求めたモルタルの破壊耐力 F_0 が実験結果の荷重変位関係における剛性低下時の荷重に近い値となることを確認している。

小谷野ら⁴⁹⁾は、図1.11に示す製作性に優れる従来タイプのBRBSM（基本タイプ、以降、Bタイプと呼ぶ）と文献⁴⁵⁾で検討された累積塑性歪エネルギー率 ω の大きいBRBSM（高性能タイプ、以降、Hタイプと呼ぶ）について、芯材に建築構造用圧延鋼材（以降、SN材と呼ぶ）を用いた疲労実験を行っている。実験結果より、両タイプともに塑性域での歪振幅 ε と耐用回数 N_t の関係は両対数軸上で線形関係となること、それにより同検討で作成した疲労線図で疲労性能の推定が可能であることを説明している。

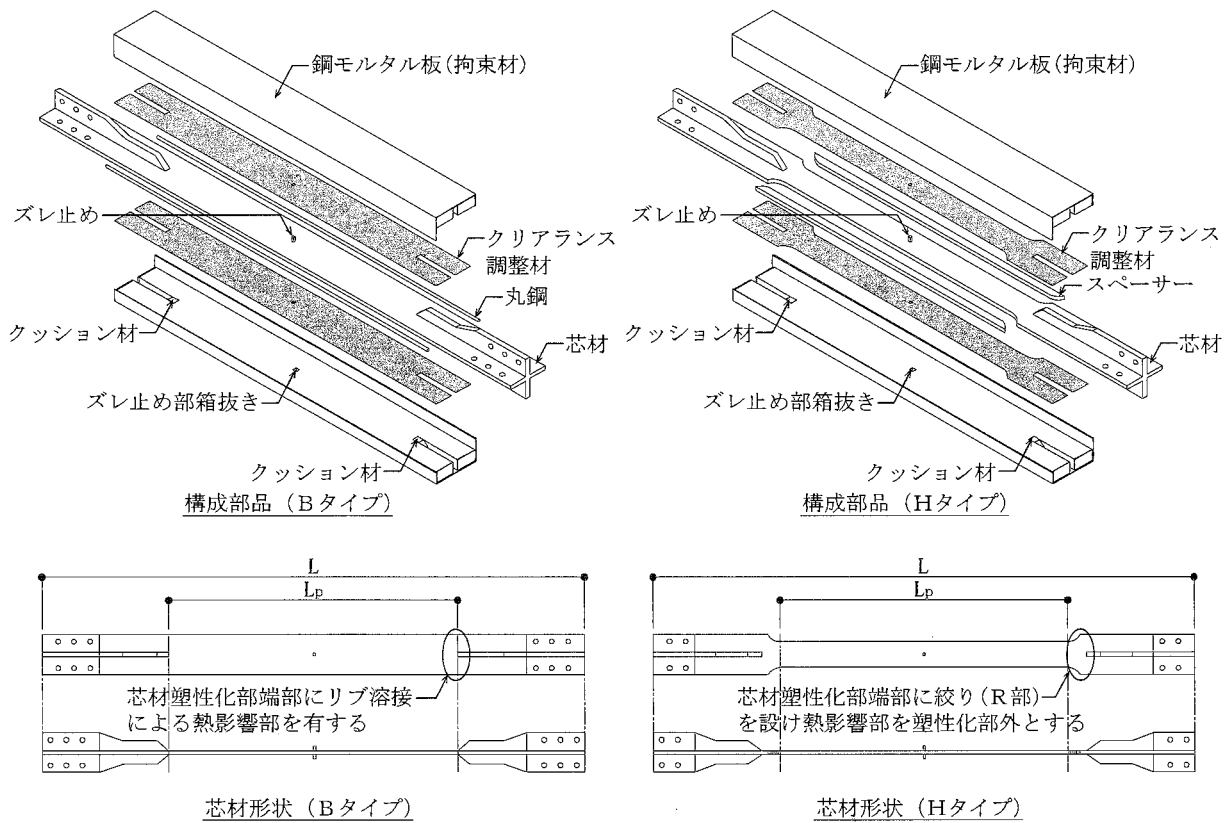


図 1.11 BRBSM の種類と構成部品

また、小谷野ら⁵⁰⁾は、BRBSM の製作時における品質管理項目および品質管理値の設定と、実大のモックアップを用いた品質管理値の妥当性検討を実施している。構造性能に影響を及ぼすクリアランス比、芯材と拘束材の接触を避けるギャップ（芯材と拘束材の離隔寸法）は既往の研究^{32)、45)}で得られた数値より設定し、その他の項目については、日本建築学会が定める文献⁵¹⁾から⁵³⁾をもとに設定している。実大モックアップの製作実験より、設定した品質管理値のBRBSM が実際に製作可能であることを確認している。

加えて、BRBSM の組立前後の寸法によるクリアランス管理と拘束材に用いる充填材（モルタル）強度をパラメータとした実験を行い、充填材強度が 21.3N/mm^2 から 108.3N/mm^2 まで大きくなると、累積塑性歪エネルギー率 ω がおよそ 2.2 から 2.6 倍大きくなり、充填材強度が累積塑性歪エネルギー率 ω に影響することを確認している⁵⁴⁾。

以上の BRBSM の既往の研究と表 1.4 に示す BRB の機能・性能とその設計等の関連を表 1.5 に示す。BRBSM においては、表 1.5 に示す変形性能、座屈設計、復元力特性における二次剛性、最大耐力および履歴モデル、累積エネルギー吸収性能、依存性、接合部における構面外変形等、製作管理におけるクリアランス管理等に関して個別の検討事例があり、その他の各項目においても、既往の検討、知見が準用できると考える。

ただし、前述のように、異なる試験体形状、実験方法で実用化される BRB には、その構成部材、部品の差異により、各々に特有な構造性能および品質管理上の課題が生じる。BRBSM は他の BRB よりも両端部ディテールの設計自由度が高く、拘束材と芯材の併合前に拘束材のモルタル充填の程度、平坦度、クリアランスなどを目視で確認できる。それ故に、芯材の設計における両端部ディテールの仕様、クリアランス調整の方法は、他の BRB と一線を描き、特に個別の検討が必要と考える。また、それに伴い、BRBSM の芯材形状に依存する耐力と剛性（復元力特性に示す各項目）、BRBSM のクリアランス寸法の影響を特に受ける累積エネルギー吸収能力、座屈設計における局部破壊に関しても、より詳細な追究が必要となる。

表 1.5 BRB の機能・性能等に関連する BRBSM の既往の研究

BRB の機能・性能等		機能・性能等を満たす 設計、施工・製作並びに品質管理方法等 に関連するBRBSMの既往の研究	
分類	項目		
部材の特性	変形性能	許容変形	文献49)にてBタイプの芯材で軸歪4.0%引張側6回目、Hタイプの芯材で軸歪5.5%圧縮側3回目までの繰返し載荷あり
		限界変形	
	座屈設計	部材座屈	文献30)の性能評価下限式等が部材座屈、局部破壊にも対応
		局部破壊	その他、文献37)、38)、47)等で局部破壊の検討あり
	復元力特性	初期剛性	パッシブ制振構造(10.2.9)~(10.2.10)式等が準用可
		降伏耐力	パッシブ制振構造(10.2.3)式等が準用可
		降伏変形	パッシブ制振構造(10.2.1a)式等が準用可
		二次剛性	文献34)等にて降伏耐力に対する引張耐力上昇率、
		最大耐力	圧縮耐力上昇率の検討あり
		履歴モデル	文献31)にて有限要素法による実験と解析の比較あり
	累積エネルギー 吸収能力	累積塑性変形	文献30)等で性能評価下限式等の検討あり
		疲労曲線	文献49)にてSN400Bの芯材を対象とした疲労線図
	依存性	繰返し回数依存性	および疲労性能式の検討あり
		ひずみ速度依存性	文献42)にて実験時温度を下げた検討あり
温度(環境条件)		(脆性破壊を生じやすい大きい歪速度に相当する状況を模擬)	
耐久性		パッシブ制振構造 10.2(4)の解説等が準用可	
耐火性		パッシブ制振構造 10.2(5)の解説等が準用可	
接合部を 含む全体系 の特性	接合部	高力ボルト接合	制振構造設計指針(3.5.1)式等が準用可
		ガセットプレート等	制振構造設計指針(3.5.2)~(3.5.12)式等が準用可
		構面外変形等	文献44)にて検討あり
品質管理	品質管理体制		エネルギー法活用マニュアル 第Ⅲ編 1.2 の解説等が準用可
	製作管理	クリアランス管理	文献32)、45)、50)等で推奨値、品質管理値の設定あり
		形状・寸法誤差等	文献50)で品質管理値の設定あり
	施工管理		エネルギー法活用マニュアル 第Ⅲ編 1.2 の解説等
維持管理		エネルギー法活用マニュアル 第Ⅲ編 1.2 の解説等	
材料	機械的性質	降伏耐力	JIS規格または材料認定時に定められた確認方法での 確認が可能
		引張強さ	
		伸び	
化学成分		JIS規格 または 成分分析	

また、それらを考慮した上で、図 1.5 に示す付加的制振構造・制振構造の検討フローも踏まえると、目標とするサステナブル建築の具体化において、BRBSM では特に、耐力と剛性の調節方法、ダンパー用の鋼材である建築構造用低降伏点鋼材（以降、LY 材と呼ぶ）の累積エネルギー吸収性能（疲労性能等）、累積エネルギー吸収性能と座屈設計に特に影響を及ぼすクリアランス調整とそれに対応した製作・品質管理方法の追究が構造計画・構造設計および品質管理上の視点で重要になると考える（図 1.12）。

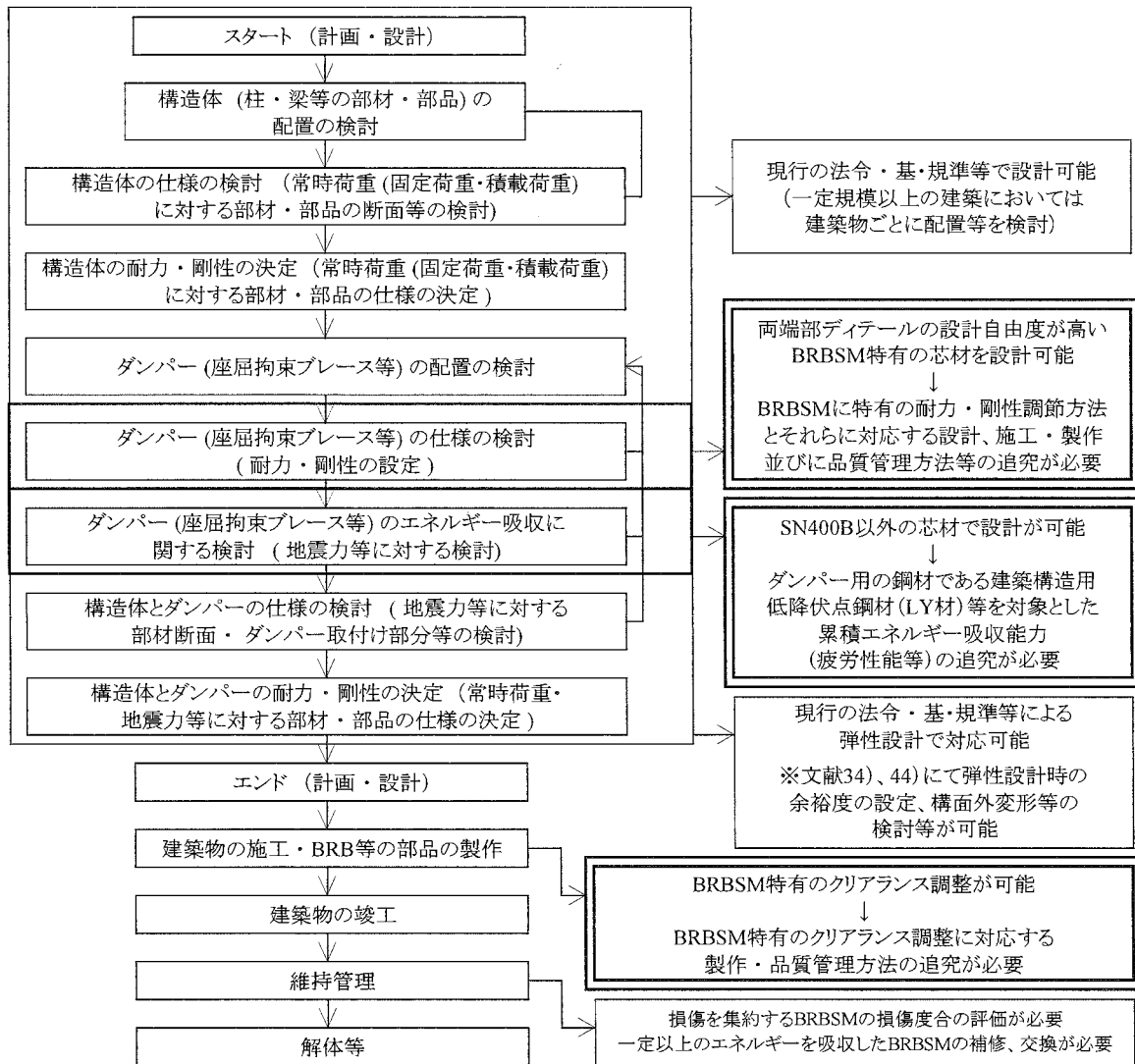


図 1.12 目標とするサステナブル建築の具体化で特に必要となる BRBSM の機能・性能等

1. 3 研究の目的

サステナブル建築における建築物の長寿命化と最高レベルの利用継続性を実現できる構造形式の一つに損傷制御構造が挙げられる。このうち、BRBを用いた付加的制振構造・制振構造は、構造計画・構造設計上の利便性が高く、例えば時刻歴応答解析を避けて建築確認を行うことができる。また、その構成部品も鋼材やモルタル等の汎用的な建築材料を組み合わせたものであり、トレーサビリティ等をはじめとする品質管理もし易いなど、数々の利点を有している。

また、様々な組合せが提案されているBRBのうち、BRBSMは、両端部ディテールの設計自由度が高いこと、拘束材の品質管理が厳密に行えること、その上で、角形鋼管にモルタルを充填したBRBの利点である、芯材の高歪時（3.0%歪時）にも安定した復元力特性を示すことが確認されている。さらに、累積塑性歪エネルギー率の大きなBRBの設計要件等が整理され、製作性に優れたBタイプのBRBSMと累積塑性歪エネルギー率 ω の大きいHタイプのBRBSMについて、その疲労性能も明らかにされている。

一方で、目標とするサステナブル建築を具体化する上で、BRBSMにおいては、例えば以下の項目について、その機能・性能等を追究する必要がある。

- ①両端部ディテールの設計自由度が高いBRBSMに対応した降伏耐力と軸剛性の調節手法
- ②芯材の材質および形状が異なる場合のBRBSMの累積エネルギー吸収能力（疲労性能）。
- ③建築物の長寿命化と最高レベルの利用継続性に対応する累積エネルギー吸収能力の高いBRBSMの実現。ここで、累積エネルギー吸収性能と座屈設計に特に影響を及ぼすクリアランス調整とそれに対応した高品質かつ低コストなBRBSMの製作および品質管理手法
- ④構造体に先行して損傷を集約するBRBSMの損傷度合の評価方法
- ⑤一定以上のエネルギーを吸収し、損傷が生じたBRBSMの補修、交換方法

本研究では、その中から特に、①BRBSMの降伏耐力と軸剛性の調節手法、②芯材の材質および形状が異なる場合のBRBSMの累積エネルギー吸収能力（疲労性能）、③BRBSMの累積エネルギー吸収性能と座屈設計に特に影響を及ぼすクリアランス調整とそれに対応した高品質かつ低コストなBRBSMの製作および品質管理手法に関する検討を行い、サステナブル建築に対応して必要となるBRBSMの機能・性能等を明らかにする。あわせて、本研究と既往の研究で得られたBRBSMの部材・部品レベルの知見をもとにBRBSMを用いたサステナブル建築の構法例を設定し、目標とするサステナブル建築の具体化についても検討する。

1. 4 本研究の構成

本論文は、サステナブル建築に対応する BRBSM に関する研究をまとめるものであり、第 1 章 序論、第 2 章 BRBSM の降伏耐力および軸剛性の調節、第 3 章 芯材の材質および形状の異なる BRBSM の疲労性能、第 4 章 高品質と低コストを実現する BRBSM のクリアランス調整工法、第 5 章 BRBSM を用いたサステナブル建築の構法例、第 6 章 結論の全 6 章構成とする。研究のフローを図 1.13 に示す。

第 1 章 序論では、研究の背景、既往の研究、研究の目的、本研究の構成を示す。既往の研究では、主にサステナブル建築と BRB および BRBSM について述べ、サステナブル建築における BRB 並びに BRBSM の有用性について述べる。

第 2 章 BRBSM の降伏耐力および軸剛性の調節では、両端部ディテールの設計自由度が高い BRBSM の利点を活かした軸剛性の調節手法と、軸剛性の計算式の設定、およびその計算精度について述べる。また、サステナブル建築の設計に用いる復元力特性についても検討し、付加的制振構造・制振構造の設計に必要な耐力・剛性に関する機能・性能等をまとめる。

第 3 章 芯材の材質および形状の異なる BRBSM の疲労性能では、芯材に LY 材を用いた BRBSM を用いて B タイプ、H タイプの疲労実験を行い、その疲労性能を明らかにする。あわせて、芯材に SN 材を用いた B タイプと H タイプとの性能比較も行い、芯材の材質および形状の違いが疲労性能に与える影響について検討する。

第 4 章 高品質と低コストを実現する BRBSM のクリアランス調整工法では、想定した累積エネルギー吸収能力に至るまで局部破壊を防止する BRBSM の厳密なクリアランス調整工法に関する製作実験、構造実験を行う。BRBSM の機能・性能において、特に重要となるクリアランス調整工法や調整に用いる材料、品質管理手法について追究する。

第 5 章 BRBSM を用いたサステナブル建築の構法例では、第 2 章から第 4 章で得られた BRBSM の部材・部品レベルの知見と既往の研究の知見をもとに BRBSM を用いたサステナブル建築を具体化する。BRBSM を用いたサステナブル建築の構法例として、ルーバーと BRBSM から成る統合ファサードを設定し、新築だけでなく既存建物の改修にも適用可能で、構造性能のみならず、意匠性、環境性にも配慮した構法の成立について検討する。

第 6 章 結論は、各章で得られた内容を総括し、本論文で得られた知見をまとめる。

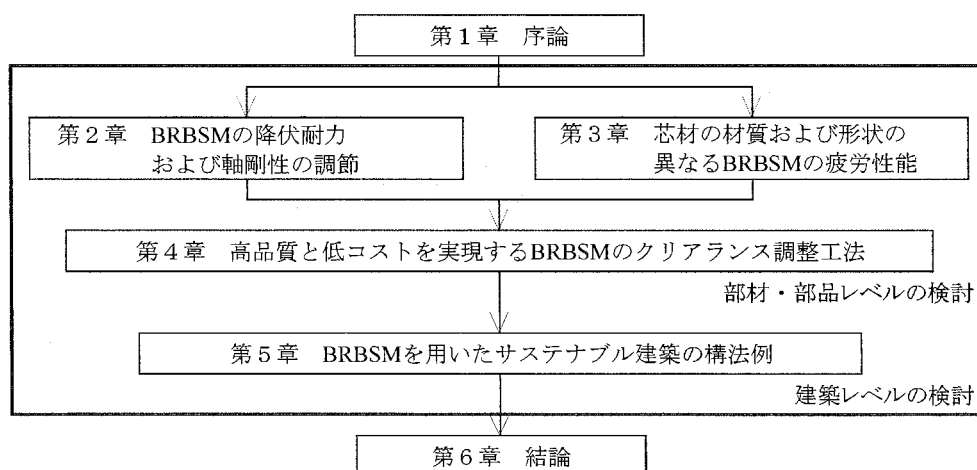


図 1.13 本研究のフロー

第2章 BRBSMの降伏耐力および軸剛性の調節

2.1 はじめに

本章では、構造体に先行してBRBSMが降伏し、BRBSMに損傷を集約することを可能とする芯材の降伏耐力と軸剛性の調節に関して検討する。

今日では、BRBは主に中低層建築物で耐震部材として、超高層および高層建築物で制振部材として利用されており、サステナブル建築にも活用されている。新築の鋼構造以外にも、鉄筋コンクリート構造の耐震補強などにも利用され、工事種別・構造種別を問わない幅広い活用がなされている。このような様々なケースでBRBを利用する場合、BRBには利用方法に応じた剛性と耐力の調節が求められ、中でも鉄筋コンクリート構造の耐震補強などでは、より小さい変位から芯材を降伏させてエネルギー吸収を図ること、言い換えると高い軸剛性と低い降伏耐力が要求される。しかしながら、BRBの軸剛性と降伏耐力は、共に芯材の断面積に比例するため、独立させて制御することが難しい。LY材を用いることで、軸剛性を維持したまま降伏耐力を低下させることが可能だが、LY材の種類は限られているため、細かい調節はできない。軸剛性を向上させ、かつ降伏耐力を低下させるためには、芯材の塑性化部長さを短くして、あわせて芯材塑性化部の幅を小さくする（以降、絞りと呼ぶ）方法があるが、この方法による調節範囲も限られる。また、芯材塑性化部長さを短くしすぎると、その軸歪が過大になり、エネルギー吸収性能や疲労性能が低下することも考えられる。

そこで、両端部ディテールの設計自由度が高い鋼モルタル板の利点を活かし、軸剛性を向上させる方法として図2.1に示すような端部に鋼板（以降、増厚板と呼ぶ）を溶接したBRBSMを検討する。この方法を用いれば、BRBSMの降伏耐力および軸剛性調節の自由度を向上させることが可能である。

まず、降伏耐力と軸剛性に関する計算式を整理する。次いで、計算式を用いて、増厚板溶接による軸剛性向上方法の有効性を検討する。その結果を踏まえて、既往の研究で用いられてきた、芯材塑性化部に絞りのないBタイプ、芯材塑性化部に絞りを設け、かつ芯材塑性化部長さを短くして降伏耐力の低下と軸剛性の向上を図ったHタイプ、Hタイプと同形状の芯材端部に増厚板を溶接して軸剛性の向上を図ったタイプ（以降、Rタイプと呼ぶ）の試験体を製作し、これら3タイプの比較実験を行い、その軸剛性や復元力特性、エネルギー吸収性能等を明らかにする。

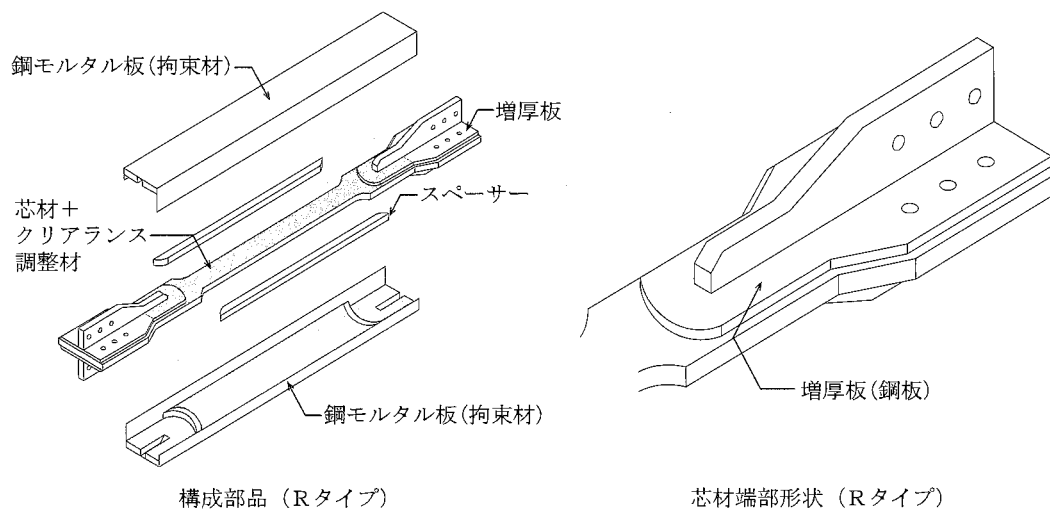


図2.1 本章で検討するBRBSM

2. 2 降伏耐力および軸剛性の計算式

1) 計算式の設定

BRB の降伏耐力 P_y は (2.1) 式で表すことができる。

$$P_y = \sigma_y \cdot A \quad (2.1)$$

ここで、 σ_y : 芯材の降伏応力度、 A : 芯材塑性化部の断面積

次に、軸方向で断面積の変化する BRBSM の軸剛性計算式を設定する。BRBSM は図 1.11 に示す芯材形状の異なる 2 種類のタイプで実用化されている。ともに芯材の塑性化部、弾性部（リブ貫入部）、接合部（BRBSM 側）から成り、主架構の接合部に図 2.2 のように接合される。

よって、構造設計においては、その軸剛性を図 2.2 に示す柱・梁芯間の距離で評価することになるが、柱・梁芯間の距離は本体の設計に密接に関連し、一概に例を定めることが難しい。また、主架構の接合部は、一般に BRBSM と比較すると非常に剛に造られる。この部位の軸剛性を過大に評価すると BRBSM の軸剛性も高くなり、そのエネルギー吸収性能を過大評価することにつながるため、設計上は軸剛性を過大評価しない計算式とすることが望ましい。さらに、本章では、増厚板を用いることで BRBSM の軸剛性調節の自由度がどの程度向上するか確認することを主な目的としている。よって、軸剛性の計算式は文献 9) 等でも示されるように、図 2.3 のような数個の直列弾性バネの軸剛性と見なして部材レベルで考え、(2.2) 式とする。

$$K_C = \frac{1}{\sum_{i=1}^n (1/K_i)} \quad (2.2)$$

$$\text{ここで、} K_i = E \cdot (\beta_{i-1} \cdot A) / (\alpha_i \cdot L) \quad (2.3)$$

n : 軸方向の断面の異なる部位の数、 K_i : 第 i 番要素の軸方向弾性剛性、

E : 芯材のヤング係数、 $\alpha_i \cdot L$: 第 i 番要素の軸方向長さ、

$\beta_{i-1} \cdot A$: 第 i 番要素の軸方向断面積（ただし、 $\beta_0=1$ とする）

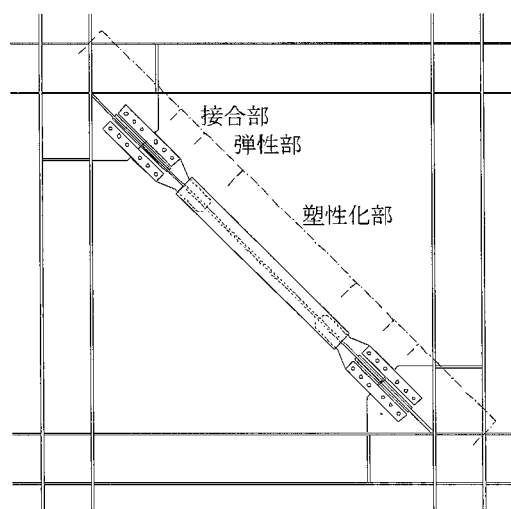


図 2.2 BRBSM の主架構への接合例

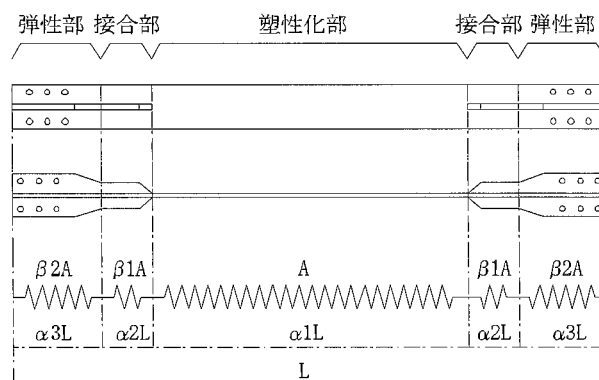


図 2.3 BRBSM のモデル化

2) 計算式の検討

軸剛性計算式は文献 9) 等にも示されているが、断面積の変化する BRB の軸剛性について、芯材を何分割して計算すれば精度よい値を得られるか検討した事例はほとんど見られない。また、軸剛性計算値と軸剛性実験値を比較した研究も、一様形状の芯材について検討した研究⁵⁵⁾がある程度でほとんど行われていない。そこで、この 2 点について検討を行い、軸剛性計算式の実用性について考察する。

① 芯材の分割数

精緻な計算と比較しても、誤差が少ない最小の分割数 n を考える。BRBSM の芯材の断面積は、軸方向に対して図 2.3 のように変化する。ここでは、最小の分割数の検討として、芯材の塑性化部とその他を考えた 3 分割、塑性化部、弾性部、接合部を考えた 5 分割を検討する。精緻な軸剛性の計算にあたっては、芯材端部片側を図 2.4 のように 16 分割し、芯材塑性化部と合わせて 33 分割とする。ここで、勾配部分については、図 2.5 のように長方形断面に置き換えて計算を行う。軸剛性計算に用いる芯材には、既往の研究^{25),28),29),32)}で最も多く使用されている芯材長さ 2351mm、芯材塑性化部断面積 2816mm² の試験体を用いる。それぞれの分割数に応じて、計算に必要な芯材長さ比率を表 2.1 に、芯材端部断面積比率を表 2.2 に示す。またヤング係数は 205,000N/mm² とする。

表 2.3 に各分割数における軸剛性計算値を示す。各分割数の軸剛性計算値の比較より、芯材分割数が 3 だと端部断面積の過大評価により、軸剛性計算値の誤差が精緻な計算に比べて約 14% となるが、芯材分割数が 5 の場合、その誤差は約 4% まで少なくなる。よって、BRBSM の軸剛性を計算する際は、芯材の分割数を 5 に設定すれば、5.0% 未満の誤差で精緻な計算に近い値を得ることができる。と考える。

表 2.1 各分割数における芯材長さの比率

n	α_1	α_2	α_3	α_4	α_5	α_6	α_7	α_8	α_9	α_{10}	α_{11}	α_{12}	α_{13}	α_{14}	α_{15}	α_{16}	α_{17}
3	0.532	0.234	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
5	0.532	0.085	0.150	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
33	0.532	0.005	0.005	0.005	0.005	0.064	0.004	0.004	0.004	0.004	0.004	0.004	0.004	0.004	0.004	0.004	0.106

n: 芯材分割数 α_i : 芯材長さ比率

表 2.2 各分割数における芯材端部断面積比率

n	β_0	β_1	β_2	β_3	β_4	β_5	β_6	β_7	β_8	β_9	β_{10}	β_{11}	β_{12}	β_{13}	β_{14}	β_{15}	β_{16}
3	1.000	4.250	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
5	1.000	1.690	4.250	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
33	1.000	1.172	1.172	1.516	1.516	1.688	1.739	1.739	1.842	1.842	1.945	1.945	2.048	2.048	2.152	2.152	4.249

n: 芯材分割数 β_i : 芯材端部断面積比率

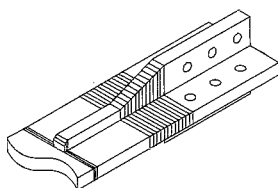


図 2.4 芯材端部の分割

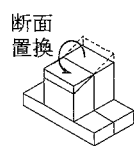


図 2.5 断面の置換

表 2.3 各分割数における軸剛性計算値の比較

n	nK	nK/ ₃₃ K	誤差(%)
3	382354	1.143	14.3
5	349274	1.044	4.4
33	334555	1.000	-

n: 芯材分割数 nK: 芯材 n 分割時軸剛性(N/mm)

②軸剛性計算値と実験値の比較

タイプ、形状等が異なる既往の研究の試験体を抽出し、軸剛性計算値を算出し、実験値と比較を行う。軸剛性の計算は、芯材を5分割し(2.2)式を用いて行う。ここで、分割した芯材の軸方向に連続した勾配がある場合は図2.5のように長方形断面に置き換えて計算し、一部に勾配がある場合は、各分割断面内の断面積の最大値を用いて計算を行う。芯材を5分割した際の軸剛性計算式は(2.4)式で表すことができる。

$$K_C = \frac{EA}{L} \left(\frac{\beta_1 \beta_2}{\alpha_1 \beta_1 \beta_2 + 2\alpha_2 \beta_2 + 2\alpha_3 \beta_1} \right) \quad (2.4)$$

ここで、 E : 芯材のヤング係数 (205,000 N/mm²)、 A : 芯材塑性化部の断面積、

L : 芯材長さ (BRBの全長)、

α_1 : 芯材塑性化部長さ比率 (芯材塑性化部長さ / 芯材長さ)

α_2 : 芯材弾性部長さ比率 (芯材弾性部長さ / 芯材長さ)

α_3 : 芯材接合部長さ比率 (芯材接合部長さ / 芯材長さ)

β_1 : 芯材弾性部断面積比率 (芯材弾性部の断面積 / A)

β_2 : 芯材接合部断面積比率 (芯材接合部の断面積 / A)

軸剛性実験値は、実験で得られた試験体の荷重変形関係の弾性部(降伏荷重の2/3までの範囲)を線形近似して、その傾きから求める。ここで、軸剛性実験値は、軸剛性計算値が芯材全長で計算されているものの、載荷治具およびスプラインプレートの接合される芯材接合部の変形が極めて微小であると考えられるため、図2.2に示す芯材接合部のボルト孔間の距離の変位を試験体両側で測定し、その平均値から求めている。軸剛性の比較に用いる試験体、計算に必要な値、および対象とする試験体の概要、軸剛性計算値、軸剛性実験値を表2.4に、試験体名称の説明を図2.6に、試験体図面を図2.7に示す。

表 2.4 軸剛性実験値と軸剛性計算値の比較

試験体	L	A	α_1	$2\alpha_2$	$2\alpha_3$	β_1	β_2	K_C	K_E	K_E/K_C	誤差(%)	備考
SB53N17-43-1	2351	2816	0.53	0.17	0.30	1.69	4.25	349	350	1.00	0.39	クリアランス調整材なし
SB53N17-43-2	2351	2816	0.53	0.17	0.30	1.67	4.25	349	344	0.99	1.50	クリアランス調整材1mm
SB53N17-43-3	2351	2816	0.53	0.17	0.30	1.69	4.25	349	340	0.97	2.65	クリアランス調整材3mm
SB53D17-110	2351	1024	0.53	0.17	0.30	1.69	11.03	135	129	0.96	4.46	
SB53D14-41	2351	2904	0.53	0.17	0.30	1.39	4.13	348	336	0.96	3.50	
SB30N15-43	1804	2816	0.30	0.17	0.30	1.47	4.25	506	484	0.96	4.17	
SB43D15-104	1644	891	0.43	0.22	0.36	1.54	10.41	184	184	1.00	0.33	
LB53N18-43	2351	2816	0.53	0.17	0.30	1.82	4.25	353	347	0.98	1.72	
LH49D31-71	2351	1680	0.49	0.21	0.30	3.06	7.12	244	228	0.94	6.49	

L: 芯材長さ(mm) A: 芯材塑性化部断面積(mm²) α_i : 芯材長さ比率 β_i : 芯材端部断面積比率

K_C : 軸剛性計算値($\times 10^3$ N/mm) K_E : 軸剛性実験値($\times 10^3$ N/mm)

	① 鋼種 S:SN400B L:低降伏点鋼 ② BRBSMのタイプ B:Bタイプ H:Hタイプ ③ $\alpha_1 \times 100$ ④ 芯材形状 N:絞りなし D:絞りあり ⑤ $\beta_1 \times 10$ ⑥ $\beta_2 \times 10$ ⑦ 試験体識別番号 同形状の芯材がない場合は無記とする
--	--

図 2.6 試験体名称

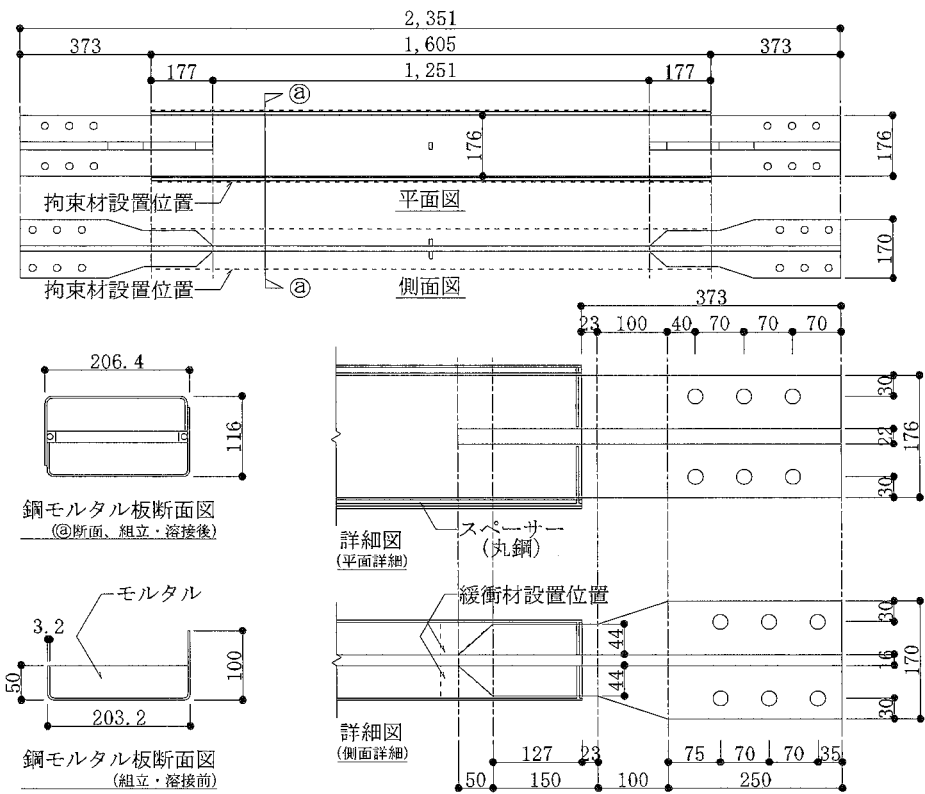


図 2.7 a) SB53N17-43-1 試験体図面

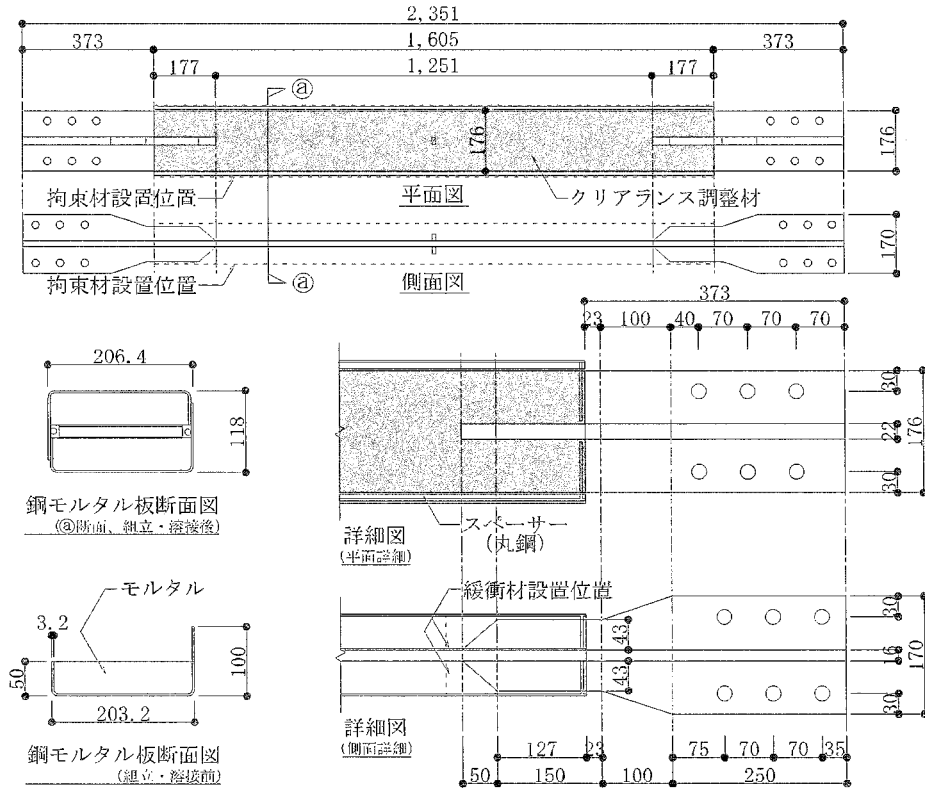


図 2.7 b) SB53N17-43-2 試験体図面

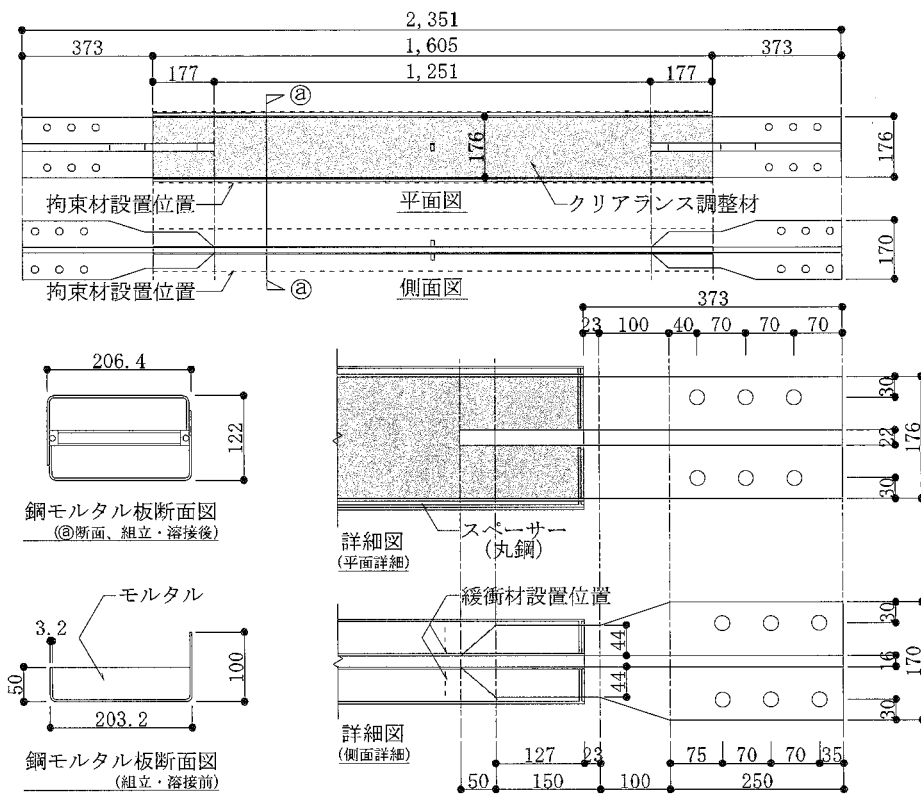


図 2.7 c) SB53N17-43-3 試験体図面

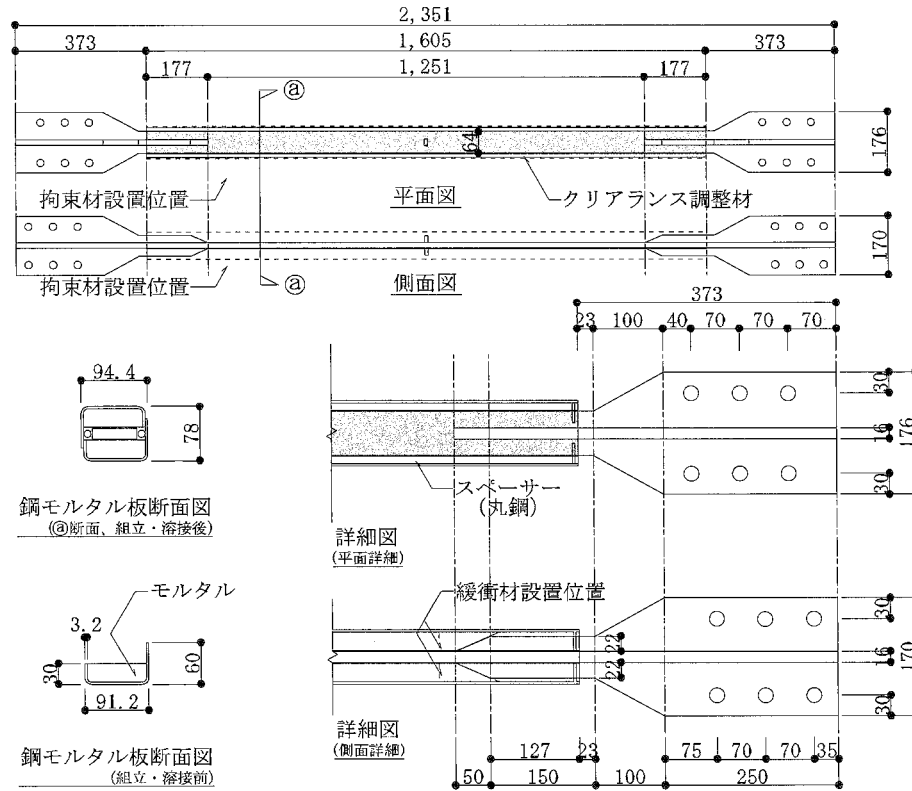


図 2.7 d) SB53D17-110 試験体図面

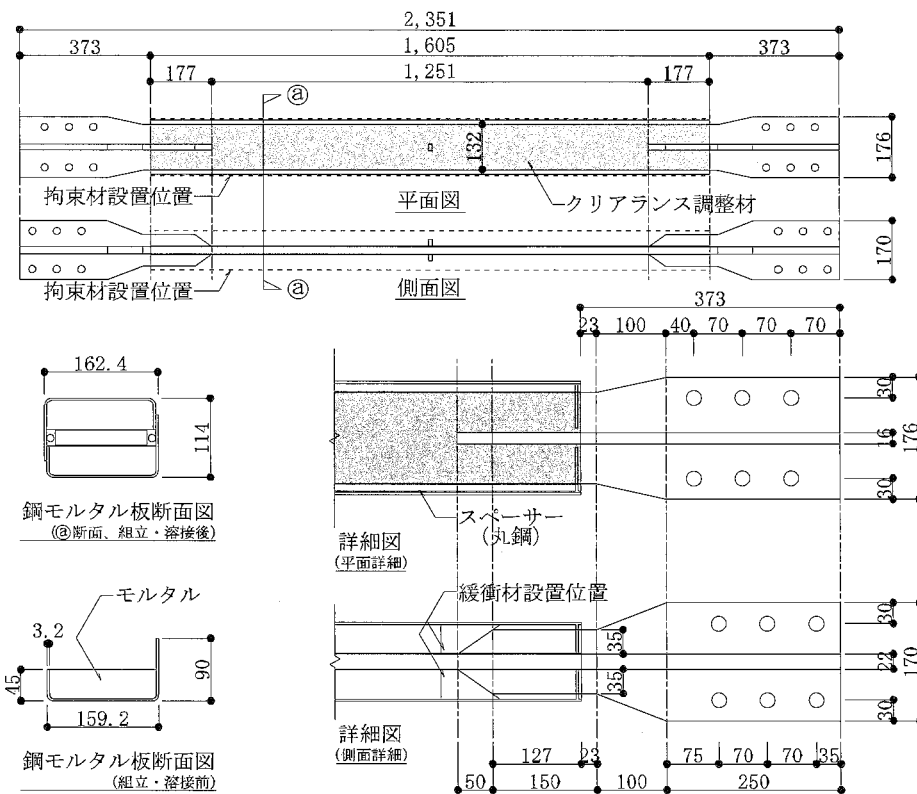


図 2.7 e) SB53D14-41 試験体図面

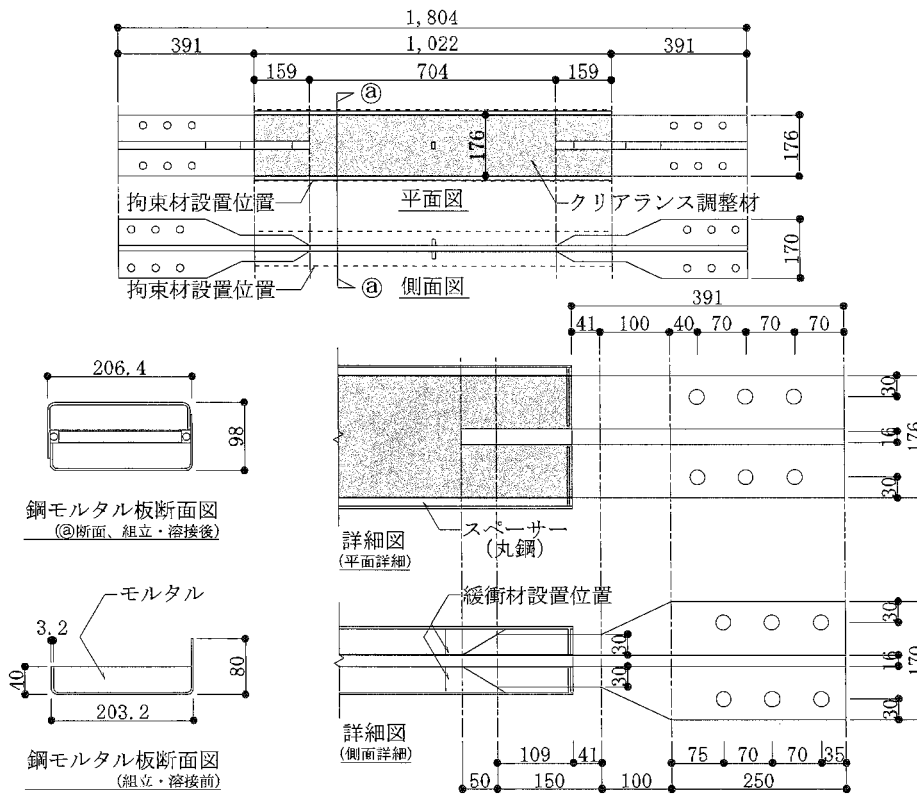


図 2.7 f) SB30N15-43 試験体図面

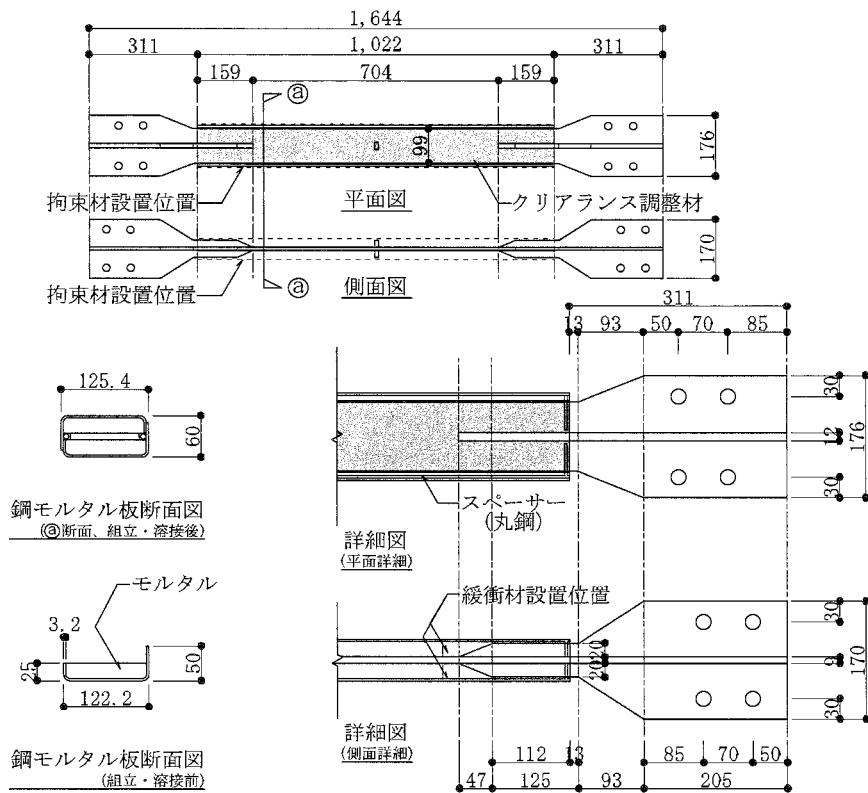


図 2.7 g) SB43D15-104 試験体図面

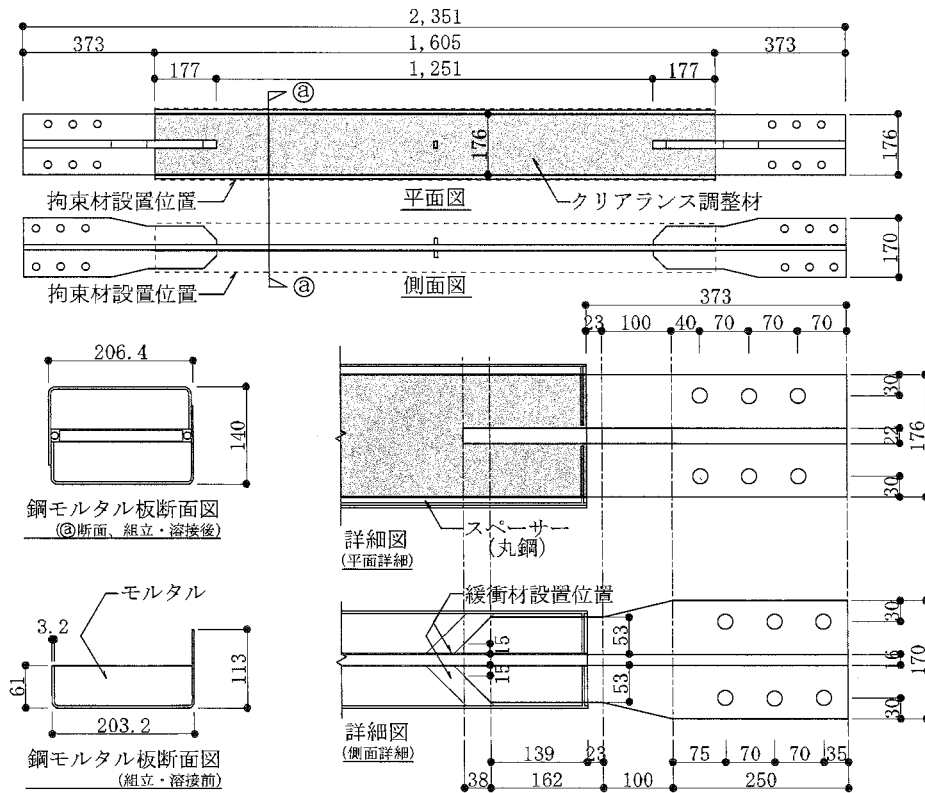


図 2.7 h) LB53N18-43 試験体図面

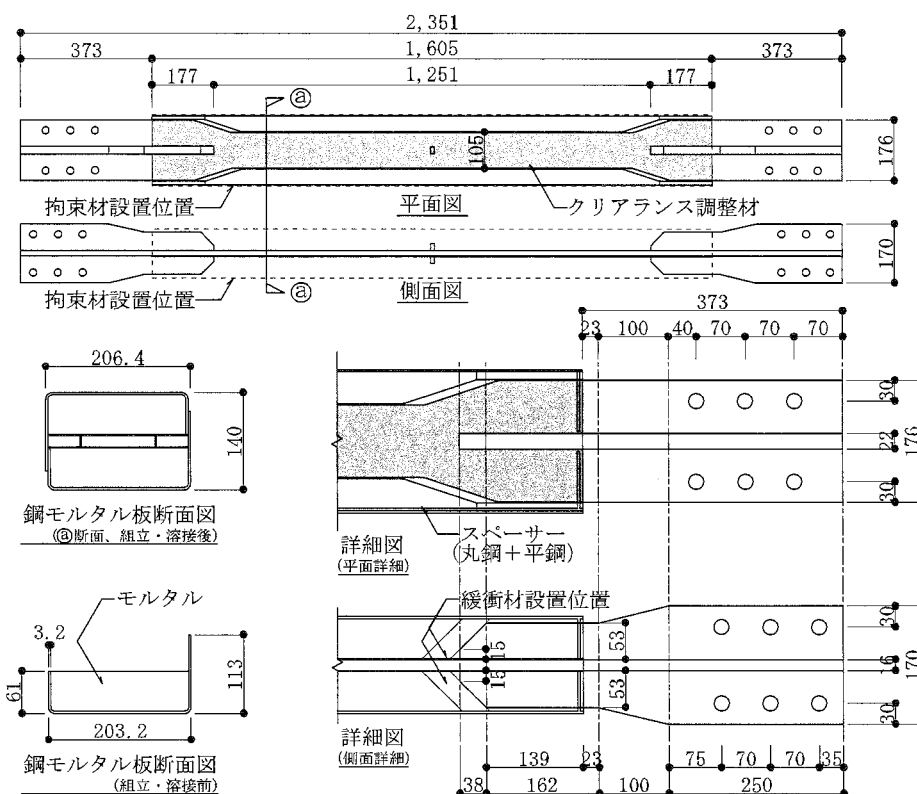


図 2.7 i) LH49D31-71 試験体図面

SB53N17-43 試験体は同形の芯材で製作されているが、クリアランス調整材厚さがそれぞれ 0mm (なし)、1mm、3mm と異なっている。計算値と実験値の誤差は、3 体とも 10%以内に収まっているものの、厚さ 0mm の SA53N17-43-1 試験体の軸剛性は、他の 2 体に比べて若干高くなっている。これはクリアランス調整材がないため、芯材とモルタル間のクリアランス寸法が小さくなり、部分的に接触が生じて軸剛性が高くなったと考える。

SB53D17-110、SB53D14-41 試験体は、芯材塑性化部の幅が両端部の幅よりも小さいタイプ B の試験体であり、SB30N15-43 試験体は SB53N17-43-1 試験体の塑性化部長さを短くしたタイプ B の試験体、SB43D15-104 試験体は SB53N17-43-2 試験体を縮小したタイプ B の試験体である。これらの芯材長さや形状が異なる試験体についても、計算値と実験値は誤差 10%以内に収まっている。また、芯材に低降伏点鋼 (LY225) を使用している LB53N18-43、LH49D31-71 試験体についても誤差は 10%以内に収まっている。このことから、鋼種が異なっても (2.4) 式が使用できると考える。

以上の結果より、BRBSM の芯材の軸剛性は、(2.4) 式を用いることで、クリアランス、長さ、形状、鋼種といったパラメータの異なる場合でも、実験値と比較して誤差 10%以内で計算できる。よって、本章の試験体製作、検討にも (2.4) 式を用いる。

2. 3 増厚板による軸剛性調節

1) 芯材塑性化部長さの検討

着想した R タイプの芯材は、H タイプの芯材よりも、芯材塑性化部を長く保ちながら軸剛性を向上できる利点を持つ。そこで、H タイプと R タイプの芯材について 2 通りの試設計を行い、R タイプを用いることで H タイプより芯材塑性化部長さをどの程度長く保てるか検討する。試設計の概要を以下に、試設計に用いる芯材形状を図 2.8 に示す。

試設計 1: H タイプ、R タイプともに芯材端部の幅厚比が 11 の場合について増厚板の効果を検討する。

試設計 2: H タイプ、R タイプともに芯材端部の幅厚比が 15.6 の場合について増厚板の効果を検討する。

試設計を行うにあたって以下の条件を設定する。

① 芯材塑性化部長さ比率 a_1 は、0.4、0.3、0.2、0.1 の 4 通りを検討する。

芯材塑性化部長さ比率 a_1 を減少させた際、その差分は芯材接合部長さ比率 a_3 に加える。

② 芯材塑性化部の幅厚比は 4~11 の 8 通りとする。

③ 芯材長さは 2351mm とする。

④ 使用する鋼材は SN400B を想定し、その降伏応力度は 290N/mm^2 、ヤング係数は $205,000\text{N/mm}^2$ とする。

試設計から得られた軸剛性-降伏耐力関係を、横軸に降伏耐力を取り、芯材塑性化部長さ比率 a_1 をパラメータにして図 2.9 に示す。図 2.9 の a)、d) は調節範囲全体を、b)、e) は H タイプの調節範囲詳細を、c)、f) は R タイプの調節範囲詳細を示したものである。なお、点線は H タイプを表し、実線は R タイプを表す。図 2.9 が示すように、R タイプを用いた場合、軸剛性と降伏耐力の調節範囲は H タイプのおよそ 2 倍となる。

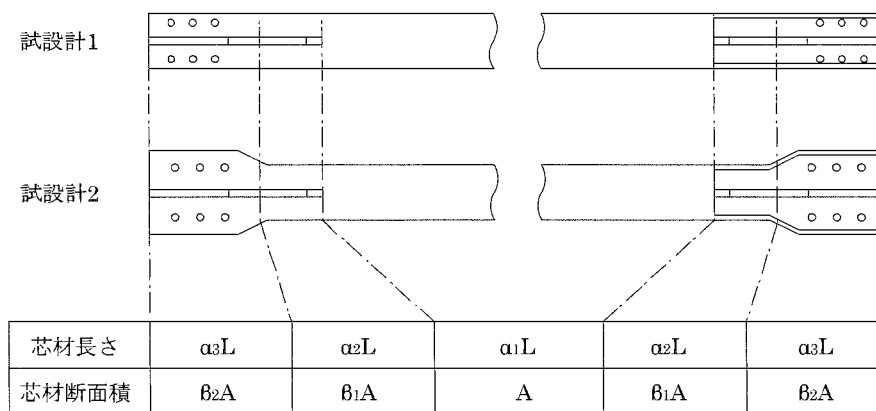


図 2.8 試設計に用いる芯材形状

また、Rタイプを用いることで、大きくできる芯材塑性化部比率を表 2.5 に示す。試設計 1 において、幅厚比 11 で軸剛性 500,000N/mm の芯材を製作する場合、Rタイプの芯材を用いると、Hタイプの芯材と比較して芯材塑性化部長さ比率 a_l を 0.21 大きくできる。また、同様に試設計 2 においても、幅厚比 11 で軸剛性 450,000N/mm の芯材を製作する場合、Rタイプを用いると、Hタイプの芯材と比較して芯材塑性化部長さ比率 a_l を 0.24 大きくすることが可能である。

ただし、試設計 1、2 ともに幅厚比が 6 前後になると、Rタイプを用いても、Hタイプと比較して大きくできる芯材塑性化部長さ比率 a_l が 0.1 を切る傾向がある。これは、幅厚比の減少が大きくなると、増厚板による剛性向上効果よりも、芯材塑性化部の断面積の減少による剛性低下の影響が大きくなるためである。

以上のことから、同じ軸剛性の芯材を製作する際、Rタイプを用いると、Hタイプよりも最大で 0.2 以上芯材塑性化部長さ比率 a_l を大きくできる。ただし、大きくできる芯材塑性化部長さ比率 a_l は、芯材塑性化部幅厚比の減少と共に低下し、芯材塑性化部幅厚比が 6 前後で 0.1 を切る程度に低下することに留意する必要がある。

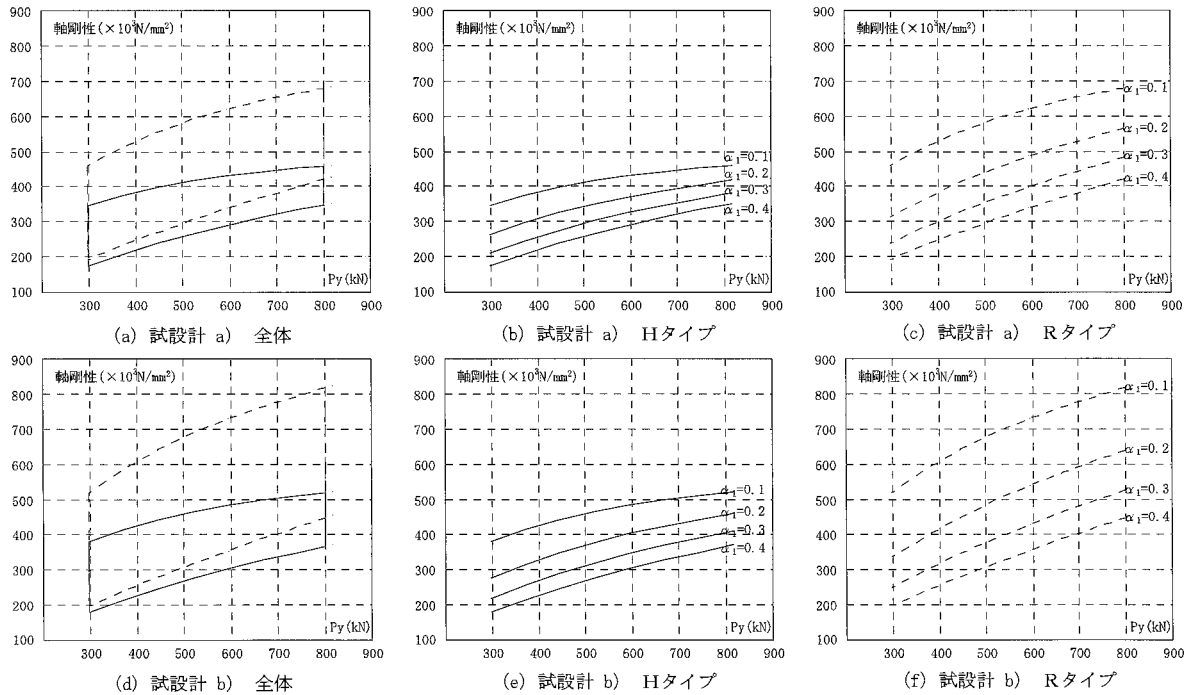


図 2.9 軸剛性—降伏耐力関係

表 2.5 増厚板による芯材塑性化部比率の増加

		試設計1の軸剛性(10 ³ N/mm)						
		200	250	300	350	400	450	500
幅厚比	4	0.06	0.06	0.06	0.07	-	-	-
	5	-	0.07	0.08	0.08	0.08	-	-
	6	-	-	0.09	0.1	0.1	-	-
	7	-	-	-	0.11	0.12	0.12	-
	8	-	-	-	0.11	0.13	0.13	-
	9	-	-	-	-	0.14	0.16	0.17
	10	-	-	-	-	-	0.17	0.19
	11	-	-	-	-	-	0.18	0.21

		試設計2の軸剛性(10 ³ N/mm)						
		200	250	300	350	400	450	500
幅厚比	4	0.06	0.06	0.07	-	-	-	-
	5	-	0.07	0.08	0.08	-	-	-
	6	-	-	0.09	0.1	0.11	-	-
	7	-	-	-	0.12	0.13	-	-
	8	-	-	-	0.14	0.15	-	-
	9	-	-	-	-	0.17	-	-
	10	-	-	-	-	-	0.21	-
	11	-	-	-	-	-	0.24	-

2) 疲労性能の検討

芯材塑性化部長さの減少による疲労性能の低下について検討し、増厚板を用いて芯材塑性化部長さを保つことでBRBSMの疲労性能がどれだけ維持されるかを検討する。疲労性能の検討には、歪集中を考慮した既往の研究^{56),57)}の式を用い、(2.5)式とする。

$$N_f = \left[\frac{\Delta \varepsilon_a}{(20.48/\alpha)} \right]^{-\frac{1}{0.49}} \quad (2.5)$$

ここで、 N_f : 芯材の歪振幅 $\Delta \varepsilon_a$ における破断繰返し回数、 $\Delta \varepsilon_a$: 芯材の歪振幅、 α : 集中度 (塑性化部長さ / (芯材長さ - 接合部長さ))

歪振幅算出のために芯材塑性化部歪の計算式を設定する。図 2.10 に計算モデルを示す。既往の研究²⁵⁾の実験モデルと同じく、ブレースが組み込まれた中小建築物が水平力を受け、せん断変形した場合を想定する。この時、軸方向変位 δ と水平変位 d の間には次の関係が成り立つ。

$$\delta = d \cdot \cos\theta \quad (2.6)$$

よって、層間変形角 γ は次のように表せる。

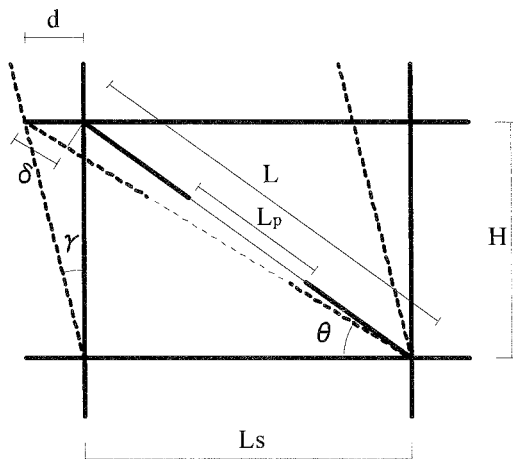
$$\gamma = \frac{\delta}{H \cdot \cos\theta} \quad (2.7)$$

また、このときの芯材の δ は、塑性化部と弾性部の和となるので次式のように表せる。

$$\delta = \varepsilon \cdot \alpha_l L + \frac{\sigma_y}{\beta \cdot E} (1 - \alpha_l) L \quad (2.8)$$

よって、(2.7)式、(2.8)式より芯材塑性化部歪は次式のように表すことができる。

$$\varepsilon = \frac{\gamma \cos\theta \sin\theta - \frac{\sigma_y}{\beta \cdot E} (1 - \alpha_l)}{\alpha_l} \quad (2.9)$$



- | | |
|---------------|---------------------|
| H: 階高 | L_p : 芯材塑性化部長さ |
| L_s : スパン長 | θ : ブレース設定角度 |
| d : 水平変位 | γ : 層間変形角 |
| L : ブレースの全長 | δ : 軸方向変位 |

図 2.10 計算モデル

(2.9) 式の θ について、BRBSM の水平変位は、 H に対して極めて微小であると考えられる。よってその傾きによって変化する θ も極めて微小であるので、 θ は BRBSM の設置角度 (45°) とする。また、芯材塑性化部歪を求めるために必要な (2.9) 式の α_1 、 γ といった値は次のように設定する。

- ①集中率 a は、接合部長さ = (弾性部長さ + 接合部長さ) とし、塑性化部の長さに関わらず 1 を用いる。
- ② α_1 (芯材塑性化部長さ/芯材長さ) は 0.5~0.1 の場合について 0.05 刻みで用い、 β は既往の研究^{25),32)}の標準試験体に用いられている芯材端部断面積比率である 4.25 を用いる。
- ③ γ は 0.005 (層間変形角 1/200)、0.010 (層間変形角 1/100) を用いる。鋼材の性質は SN400B を想定し、その降伏応力度は 290N/mm^2 、ヤング係数は $205,000\text{N/mm}^2$ とする。

このときの芯材塑性化部歪—破断繰返し回数を表 2.6 に示す。層間変形角 1/100 相当、1/200 相当のどちらの場合でも、芯材塑性化部長さ比率 α_1 が減少するごとに、芯材の破断繰返し回数の減少が大きくなることがわかる。特に、芯材塑性化部長さ比率 α_1 が 0.30 以下の範囲では、芯材塑性化部長さ比率 α_1 が 0.1 減少すると、その疲労性能は約 1/2 になる。

2.3、1) で検討した結果から、芯材塑性化部の幅厚比が 6 以上ある R タイプの芯材は、H タイプの芯材と比較して芯材塑性化部長さ比率 α_1 を約 0.1 大きくすることが可能である。よって、芯材塑性化部の幅厚比が 6 以上ある R タイプの芯材は、芯材塑性化部長さ比率 α_1 が 0.30 以下の範囲において、同じ軸剛性を持つ H タイプの芯材と比較して 2 倍以上の疲労性能を持たせることが可能である。

表 2.6 芯材塑性化部歪—破断繰返し回数

γ	α_1	ϵ	N_f
0.005 (1/200相当)	0.50	0.47	1123.5
	0.45	0.51	919.7
	0.40	0.58	733.6
	0.35	0.65	567.0
	0.30	0.76	420.2
	0.25	0.90	294.1
	0.20	1.12	189.4
	0.15	1.48	106.9
	0.10	2.20	47.4
0.010 (1/100相当)	0.50	0.97	254.2
	0.45	1.07	206.5
	0.40	1.20	163.5
	0.35	1.37	125.4
	0.30	1.59	92.2
	0.25	1.90	64.0
	0.20	2.37	40.9
	0.15	3.14	22.9
	0.10	4.70	10.1

γ : 層間変形角 α_1 : 芯材塑性化部長さ比率 ϵ : 芯材塑性化部歪(%) N_f : 破断繰返し回数

2. 4 実験概要

1) 試験体

実際に B タイプ、H タイプ、R タイプの試験体を製作し、芯材形状の変化による軸剛性、降伏変位、性能の変化を確認する。試験体一覧を表 2.7、試験体図面を図 2.11 に示す。また、芯材の引張試験の結果を表 2.8 にまとめて示し、引張試験の荷重変形関係と応力歪関係（歪は歪ゲージの値を使用）を図 2.12 に示す。

表 2.7 試験体一覧（芯材の仕様）

試験体名	芯材										
	材質	L mm	L _p mm	b _c ×t _c mm	幅厚比	σ _y N/mm ²	P _y kN	K _C N/mm	δ _{y1} mm	δ _{y2} mm	δ _{y3} mm
Bタイプ	SN400B	2351	1313	176×16	11	272	765	354343 (100)	2.13	2.16	1.74
Hタイプ			940	105×16	6.6		457	243190 (69)	1.77	1.88	1.25
Rタイプ									301053 (85)	1.47	1.52

表 2.7 試験体一覧（拘束材・クリアランス調整の仕様）

試験体名	拘束材（鋼材）				I _r (×10 ⁴) mm ⁴	P _E kN	R (P _E /P _y)	クリアランス調整	
	材質	L _r mm	t _r mm	B _r ×H _r mm				材料	クリアランス比
									設計値
Bタイプ	SS400	1563	3.2	206.4×140	947	3468	粘着シート付 ゴムシート	12.50	
Hタイプ									
Rタイプ									

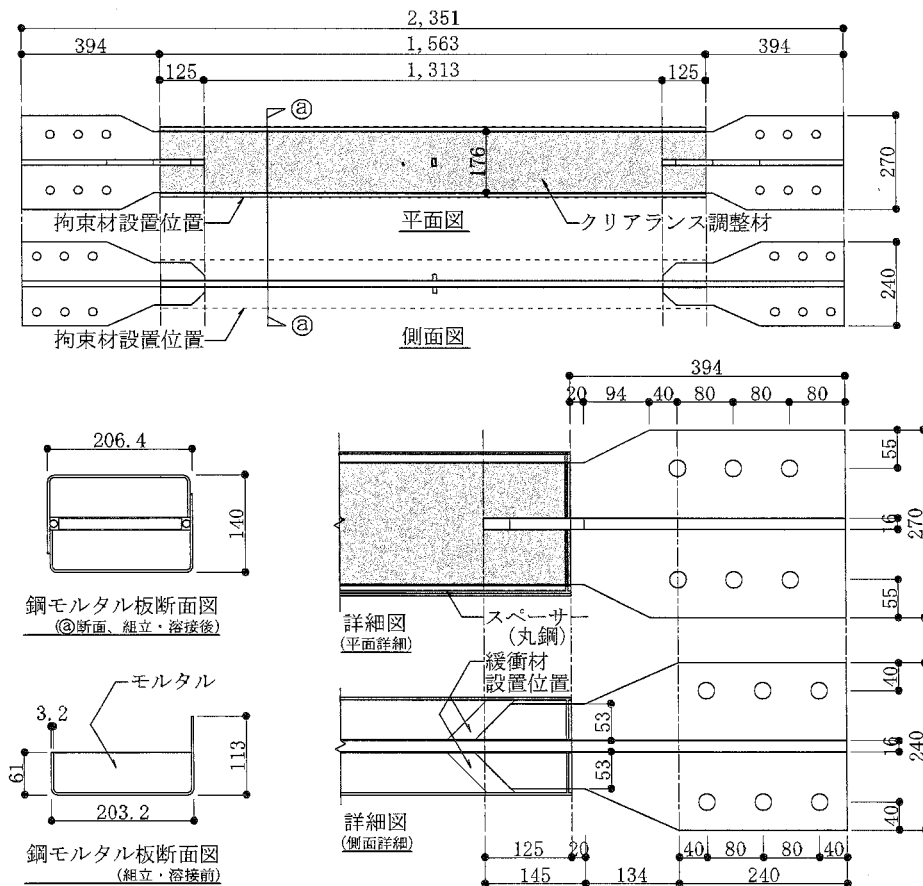


図 2.11 a) B タイプ試験体図面

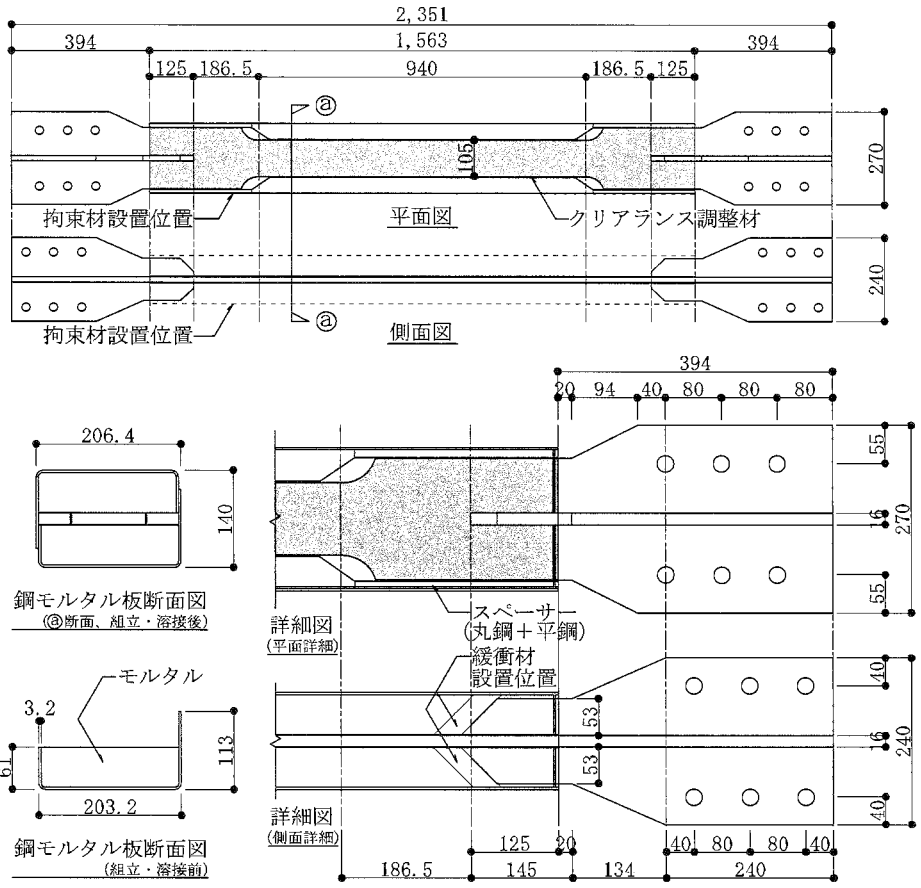


図 2.11 b) Hタイプ試験体図面

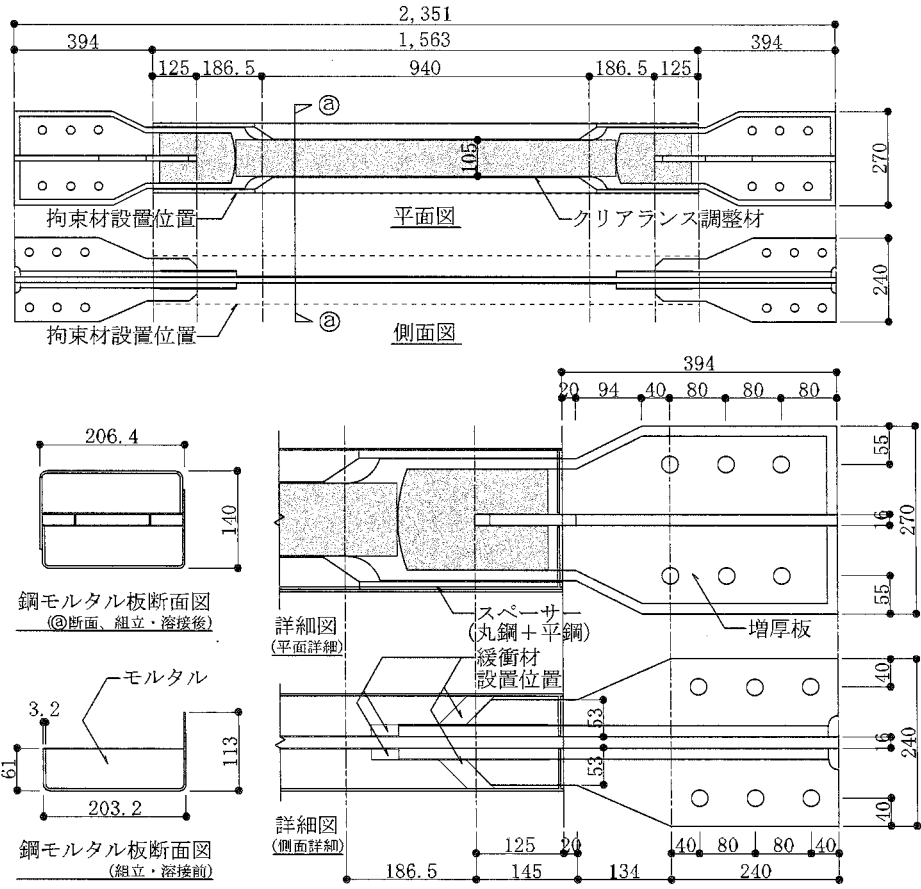


図 2.11 c) Rタイプ試験体図面

表 2.8 引張試験結果

試験片名	板厚 mm	標点距離		降伏荷重		最大荷重 kN	降伏応力 N/mm ²	引張強さ N/mm ²	降伏比 %	破断伸び %
		試験前 mm	試験後 mm	上降伏点 kN	下降伏点 kN					
16-1	16	200	262	173.9	167.1	267.7	271.7	418.3	65.0	31.0
16-2	16	200	264	174.9	166.2	267.8	273.3	418.4	65.3	32.0
16-3	16	200	259	173.8	165.7	268.8	271.6	420.0	64.7	29.5
平均	16	200	261.7	174.2	166.3	268.1	272.2	418.9	65.0	30.8

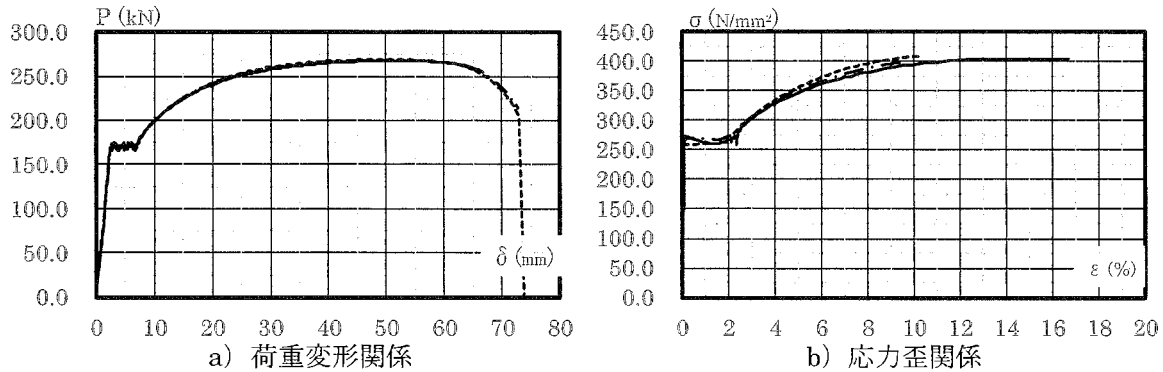


図 2.12 引張試験結果

試験体一覧の軸剛性 K_C の算出には (2.4) 式を用いる。 K_C の算出値の括弧内には B タイプの軸剛性を 100 とした時の各試験体の軸剛性の比率をあわせて示している。また、降伏変位 δ_y には載荷計画の ϵ_y から算出した δ_{y1} 、軸剛性 K_C から算出した δ_{y2} 、芯材塑性化部長さ L_p と芯材の降伏応力度 σ_y およびヤング係数 (205000N/mm^2) から算出した δ_{y3} の 3 種類を示す。

B タイプの芯材塑性化部は図 1.11 にも示した通り、既往の研究の標準的な試験体に用いられている、絞りのない幅厚比 11 を用いた。H タイプは、B タイプと同形の芯材の芯材塑性化部に絞りを加えて製作する。その幅厚比は、前節での検討を加味し、増厚板の効果を低下させすぎないように 6.6 とする。芯材に絞りを加えたことで、その軸剛性は B タイプの約 69% になるが、降伏耐力も低くなるため、降伏変位 δ_{y1} は 0.36mm ほど小さくなっている。R タイプは、H タイプと同形の芯材の端部両面に増厚板 (PL16mm) を隅肉溶接した試験体である。降伏耐力は H タイプと同じであるが、軸剛性は H タイプと比較すると 20% 弱高くなっており、降伏変位 δ_{y1} も 3 体中で最も小さい 1.47mm となっている。試験体の芯材と増厚板の材質は SN400B、鋼モルタル板の鋼板の材質は SS400 とする。

全ての試験体の芯材全面にはクリアランス調整材を貼付する。これにより芯材弱軸方向には 1mm 以上のクリアランスが存在する。また、補強リブ、増厚板とモルタルの接触部分にはウレタン (厚さ 40mm) を配置して芯材とモルタルが接触することを防止する。芯材強軸方向には丸鋼を配置することで変形を防止する。ただし、芯材に絞りがあがる試験体では、絞りがあがる区間に丸鋼の代わりにスペーサーを配置して変形を防止する。

芯材の降伏荷重 P_y は (2.1) 式より算出し、 P_E はオイラー座屈荷重式から算出する。ただし、拘束材の断面 2 次モーメント算出にあたっては、モルタルの寄与を考慮する。すなわち、モルタルのヤング係数は鋼の約 1/10 であり、BRBSM が圧縮力を受ける場合、芯材の座屈は圧縮側のモルタルのみで補剛されると考え、モルタル分として鋼の 1/20 を考慮する。座屈長さは試験体長さ ($l=2351\text{mm}$) を用いて算出した値を示す。

2) 実験モデル

既往の研究²⁵⁾では、芯材に生じる塑性歪 1.0% を層間変形角 1/100 相当、3.0% を層間変形角 1/33 相当として扱っていた。しかし、本論では、H タイプと R タイプの芯材塑性化部長さが既往の研究と異なる。そのため、試験体に生じる軸歪は層間変形角の 1/2 であり、試験体の塑性化部長さを 1/2 とすると、芯材の塑性化部に生じる歪は、ほぼ層間変形角と同じになるといった仮定が成立しない。よって、(2.7) 式の δ に載荷時の軸変位を代入し、 $\theta=45^\circ$ を用いて相当する層間変形角を求める。各歪時の相当層間変形角を表 2.9、載荷パターンを図 2.13 に各々示す。

表 2.9 各歪時の相当層間変形角

軸方向歪	Bタイプ	Hタイプ	Rタイプ
$\varepsilon_y / 3$	1/2691	1/3450	1/3885
$2 \varepsilon_y / 3$	1/1345	1/1725	1/1942
0.25%	1/519	1/690	1/739
0.50%	1/274	1/373	1/387
0.75%	1/186	1/256	1/262
1.00%	1/141	1/194	1/198
1.50%	1/95	1/132	1/133
2.00%	1/71	1/99	1/100
2.50%	1/57	1/80	1/80
3.00%	1/47	1/67	1/67

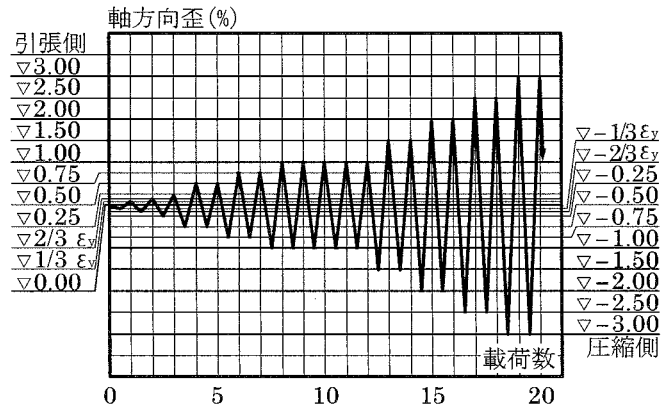


図 2.13 載荷パターン

3) 載荷

載荷は軸方向変位制御による正負交番漸増繰返し載荷とする。載荷パターンを図 2.13 に示す。芯材の降伏歪 ε_y の 1/3、2/3 を各 1 回、0.25%歪を 1 回、0.50%、0.75%歪を各 2 回、1.00%歪を 5 回、1.50%、2.00%、2.50%歪を各 2 回載荷し、3.00%歪は試験体の耐力が最大耐力の 80%以下に低下または引張破断するまで繰返し載荷する。なお、芯材の歪は、測定区間の軸方向変位から算出した歪を指し、軸方向変位を芯材塑性化部長さで除して相当する歪を算出している。

載荷装置を図 2.14 に示す。載荷柱柱脚部はピン支持とする。載荷柱柱頭部の面外方向にはローラーを設置し、面外変形（柱の面外方向への変形）を防止する。載荷時の軸方向変位の測定は、既往の研究²⁵⁾と同様に図 2.14 に示す第 1 ボルト孔間の距離の変位を試験体両側で測定し、その平均値とする。

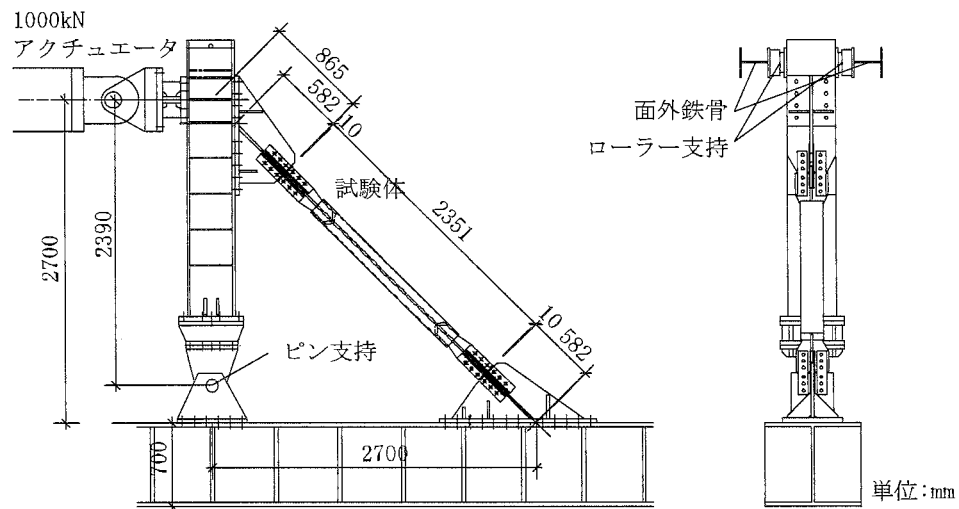


図 2.14 載荷装置

2.5 実験結果

各試験体の P/P_y (P : 芯材の軸方向荷重、 P_y : 芯材の降伏荷重) と ϵ (測定区間の軸方向変位から算出した歪 (%)) の関係を図 2.15 に示し、各試験体の耐力比 (圧縮引張耐力比、圧縮降伏耐力比、引張降伏耐力比) と载荷回数との関係を図 2.16 に示す。また、最終状況を表 2.10 に示す。

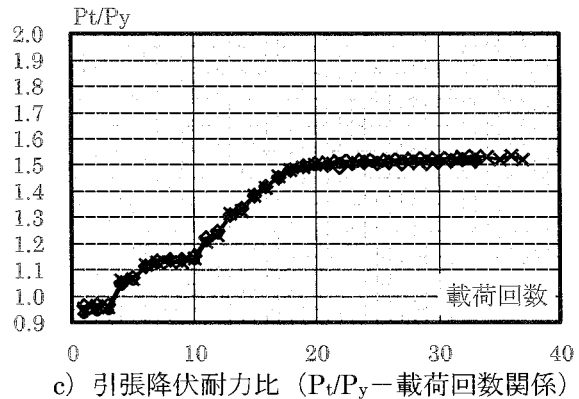
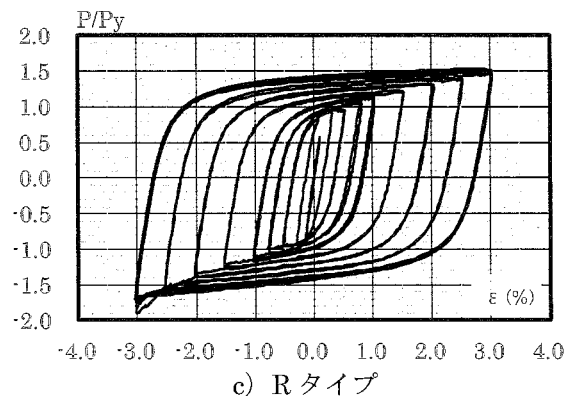
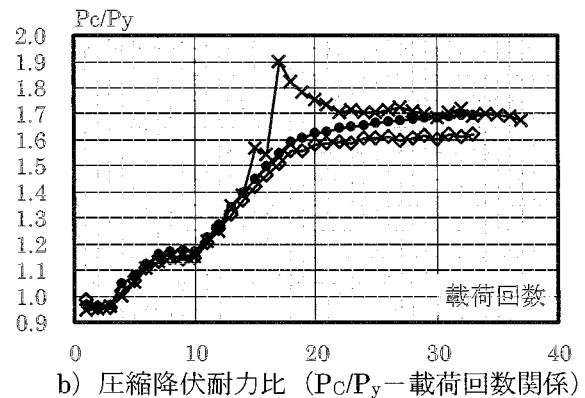
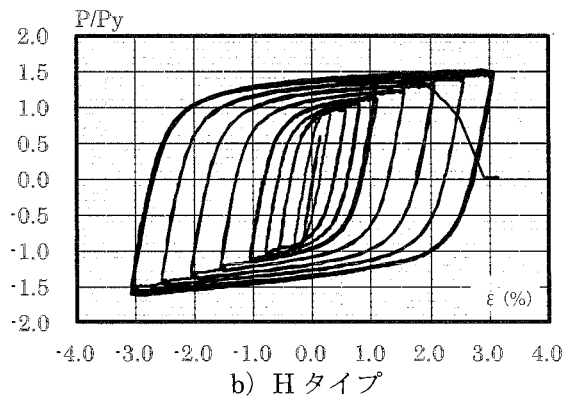
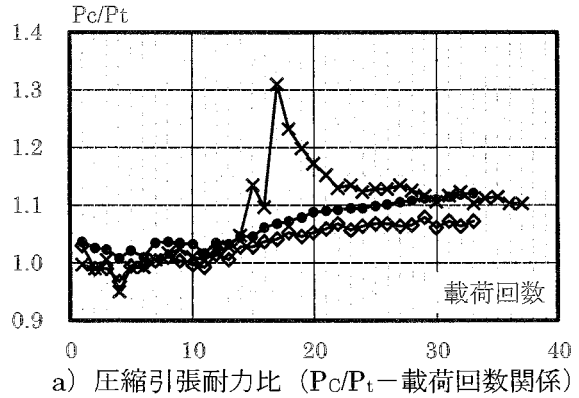
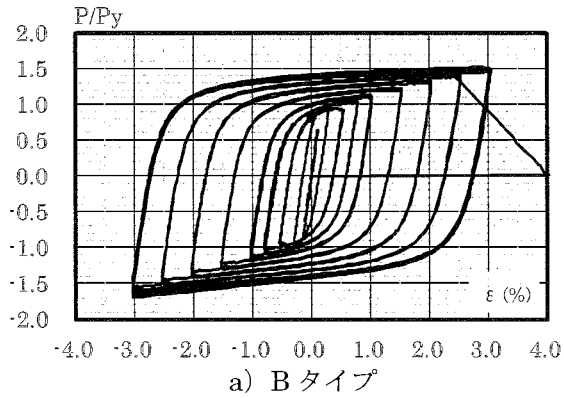


図 2.15 $P/P_y - \epsilon$ 関係

図 2.16 耐力比

表 2.10 最終状況

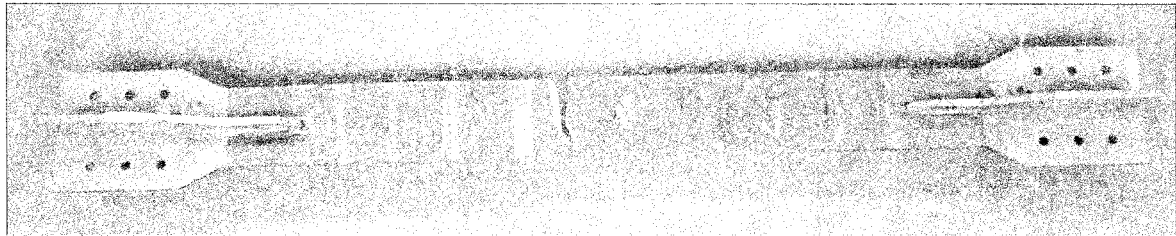
試験体名	最終時载荷回数	最終状態
Bタイプ	3.0%歪18回目 (引張側)	引張破断(芯材塑性化部中央付近)
Hタイプ	3.0%歪18回目 (引張側)	引張破断(芯材塑性化部下側(R部)付近)
Rタイプ	3.0%歪22回目 (引張側)	引張破断(芯材塑性化部下側(R部)付近)

1) 載荷状況

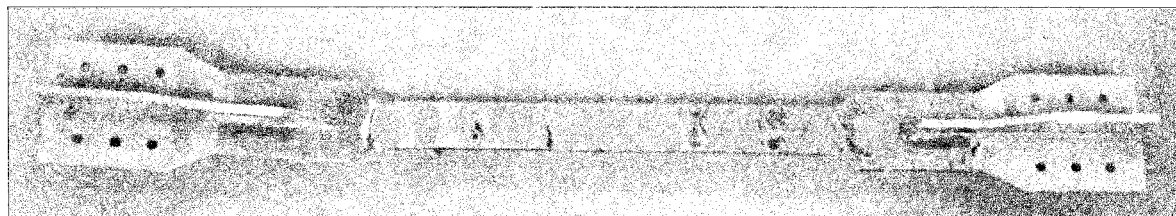
BタイプとHタイプは3.0%歪18回目引張側でRタイプは3.0%歪22回目引張側で耐力低下した。Rタイプは2.5%歪1回目圧縮側（載荷回数15回目）で他のタイプよりも大きい耐力上昇を示し、その後3.0%歪1回目圧縮側（載荷回数17回目）で最大の圧縮耐力を示した。解体後の拘束材の様子によれば、増厚板とモルタルの間のウレタンがすり切れており、両者が接触して耐力上昇したものと考えられる。しかし、その点を除けば、全ての試験体で安定した紡錘形の復元力特性を示した。

2) 最終状況

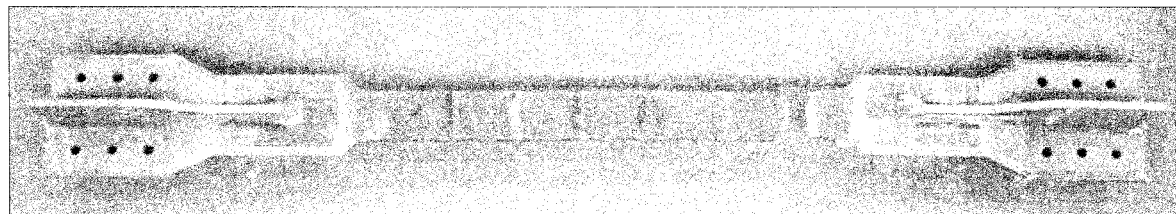
実験後、拘束材を解体し芯材の状況を確認した。芯材写真を図2.17に示す。Bタイプは芯材中央部で、HタイプとRタイプは芯材下部で、それぞれ破断していた。解体した鋼モルタル板の状態から、芯材が破断する前は高次の座屈モードが描かれていたことが推測できる。しかし、本実験では全ての試験体で3.0%歪を多数載荷しており、最終的に引張破断で実験を終了している。そのため芯材自体には座屈モードが顕著に残っておらず、座屈モードの次数の確認は困難であった。



a) Bタイプ



b) Hタイプ



c) Rタイプ

図 2.17 実験後の芯材写真

2. 6 考察

1) 軸剛性

実験で得られた履歴ループの弾性部を線形近似して求めた実験値の軸剛性を図 2.18 に、軸剛性実験値、軸剛性計算値、ならびに軸剛性計算に使用した芯材長さ比率 α_i 、芯材断面積比率 β_i を表 2.11 に示す。

R タイプの軸剛性計算値と軸剛性実験値の誤差が、他の 2 体の試験体と比べて大きくなっている。これは、端部の大きい R タイプでは、芯材接合部断面積比率 β_2 部分の誤差が他の 2 体の試験体と比べて大きくなるためと考える。しかし、全ての試験体において軸剛性計算値と実験値は誤差 10%以内に収まっており、増厚板を溶接した芯材の軸剛性についても (2.4) 式で調節することが可能であると考えられる。

軸剛性の向上効果については、増厚板を用いた R タイプの軸剛性が H タイプと比較して約 13% 高くなる。これは、H タイプが芯材塑性化部長さを芯材長さに対してさらに 8.74%短くすると同等の軸剛性向上効果となり、増厚板を用いる方法での軸剛性向上が確認できた。

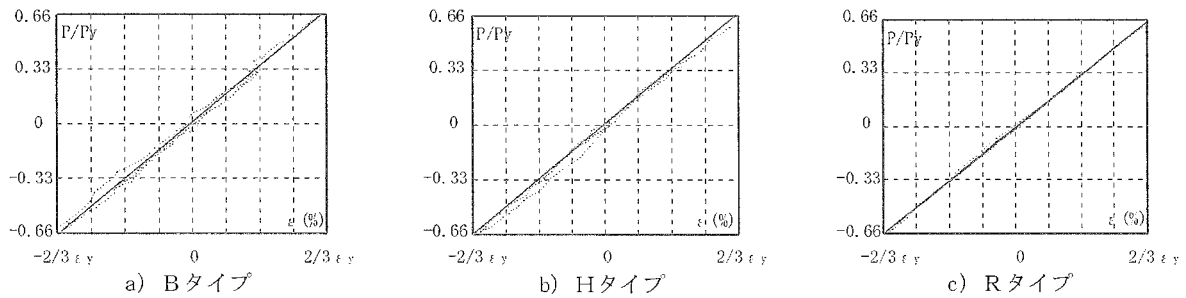


図 2.18 試験体弾性部の荷重－変形関係

表 2.11 軸剛性比較

試験体名	α_1	$2\alpha_2$	$2\alpha_3$	β_1	β_2	K_C	K_E	誤差
Bタイプ	0.56	0.12	0.32	1.6	5.5	354	348	1.77%
Hタイプ	0.40	0.28	0.32	1.7	9.3	243	246	1.28%
Rタイプ	0.40	0.28	0.32	4.5	13.5	301	278	7.64%

K_C : 軸剛性計算値($\times 10^3$ N/mm) K_E : 軸剛性実験値($\times 10^3$ N/mm)

2) 降伏変位

実験で得られた履歴ループから降伏変位を求める。ただし、実験で得られた履歴ループのみでは、降伏点付近が曲線になり、その判別が難しくなるため、降伏耐力の判定には文献⁵⁸⁾の降伏耐力の評価方法2(荷重-変形関係において、最大耐力の点を通り変形軸に平行に引いた直線と初期剛性を示す直線との交点の変形に対応する荷重が直線性を失うときの荷重)を用いる。

図 2.19 に 0.25%歪載荷 1 回目の履歴ループ、ならびに線形近似した軸剛性を示す。図 2.19 から各試験体の降伏変位は、Bタイプで 2.13mm、Hタイプで 1.80mm、Rタイプで 1.54mm となる。この軸方向変位を(2.7)式に代入して、相当する層間変形角を求めると、Bタイプで 1/793、Hタイプで 1/939、Rタイプで 1/1097 となる。よって、Rタイプの BRBSM は、鉄筋コンクリート構造の耐震補強等で必要となる層間変形角 1/1000 以内の微小変形から降伏させることが可能である。

3) 性能評価

各試験体の P_E/P_y 、引張側の累積塑性変形倍率 η^+ と累積塑性歪エネルギー E_t および累積塑性歪エネルギー率 ω を算出して表 2.12 に示す。 ω は E_t を降伏荷重 P_y と弾性限界変形量 δ_y で除したものである。本章の性能評価は、累積塑性歪エネルギー率 ω を文献²⁷⁾で求められたレベル 2 とレベル 4 入力時に必要なダンパーの要求性能で除して無次元化した ω 指標を算出する既往の研究²⁵⁾に従って行う。求められた ω 指標を表 2.12 に示す。

既往の研究²⁵⁾でも述べられている通り、芯材が強軸方向変形を起こす、あるいは引張破断した場合は、その ω 指標が大きく安全側に外れる。このため、全ての試験体が芯材の破断で実験を終了した今回の実験でも、 ω 指標は大きくなる傾向が見られ、全ての試験体でレベル 2 とレベル 4 入力時に必要なダンパーの要求性能を満たしている。

加えて、今回の実験では、Rタイプの性能が、Bタイプ、Hタイプの性能を上回っており、増厚板の溶接による性能の低下がないことを確認した。

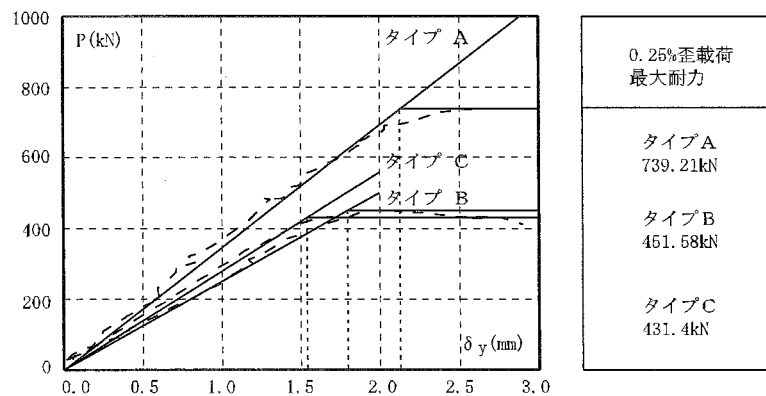


図 2.19 降伏変位

表 2.12 性能評価指標

試験体名	P_E/P_y	η^+	E_t kN·m	ω	ω 指標	
					L2	L4
Bタイプ	4.5	849.1	3461.5	2124.3	21.47	6.83
Hタイプ	7.5	708.2	1423.4	1759.7	17.79	5.66
Rタイプ	7.5	1000.7	1706.8	2540.7	25.69	8.17

L2: レベル2の入力レベルに対するダンパーの要求性能 ($\omega=98.9$)

L4: レベル4の入力レベルに対するダンパーの要求性能 ($\omega=310.8$)

4) 復元力特性

サステナブル建築の構造設計に使用可能な BRBSM の復元力特性を検討する。復元力特性の検討においては、まず、各試験体の 0.50%歪、1.00%歪、2.00%歪、3.00%歪載荷時の 1 回目の実験結果を抽出する。次に、抽出した実験結果より一次剛性、二次剛性、降伏耐力を以下の①から⑥の条件で抽出し、その結果を分析する。

- ①一次剛性 K_{p1} 、 K_{n1} は図 2.20 の a) に示す通り、所定の歪振幅に至った後の逆方向載荷の δ_y の範囲を線形近似して求める。
- ②一次剛性 K_{p2} 、 K_{n2} は図 2.20 の b) に示す通り、所定の歪振幅に至った後の逆方向載荷の $2\delta_y$ の範囲を線形近似して求める。
- ③二次剛性 $\gamma_{p1} \cdot K_E$ 、 $\gamma_{n1} \cdot K_E$ は図 2.20 の c) に示す通り、所定の歪振幅に至った後、逆方向に $2\delta_y$ の変形を与えた後の荷重と逆方向載荷のピーク時点の荷重より求める。
- ④二次剛性 $\gamma_{p2} \cdot K_E$ 、 $\gamma_{n2} \cdot K_E$ は図 2.20 の d) にて求める。図 2.21 に示すバイリニアモデルにおける P_y の算定を用いて、実験結果の累積塑性歪エネルギーと同等の累積塑性歪エネルギーが得られるバイリニアモデルを仮定し、そこから得られる $\gamma_{p2} \cdot K_E$ 、 $\gamma_{n2} \cdot K_E$ より求める。
- ⑤降伏耐力 P_{yp1} 、 P_{yn1} は図 2.20 の e) にて求める。図 2.21 に示すバイリニアモデルにおける P_y の算定を用いて、実験結果の累積塑性歪エネルギーと同等の累積塑性歪エネルギーが得られるバイリニアモデルを仮定し、そこから得られる P_{yp1} 、 P_{yn1} より求める。
- ⑥降伏耐力 P_{yp2} 、 P_{yn2} は図 2.20 の f) にて求める。図 2.21 に示す完全弾塑性モデルにおける P_y の算定を用いて、実験結果の累積塑性歪エネルギーと同等の累積塑性歪エネルギーが得られる完全弾塑性モデルを仮定し、そこから得られる P_{yp2} 、 P_{yn2} より求める。

分析結果を踏まえ、サステナブル建築の設計に使用可能な BRBSM の復元力特性を検討し、検討した復元力特性による荷重－変形関係と実験結果の荷重－変形関係の比較を行い、その整合性および整合性を踏まえた上での設計時の注意事項について考察する。

図 2.22 から図 2.24 に各試験体の 0.50%歪、1.00%歪、2.00%歪、3.00%歪載荷時の 1 回目の実験結果を抽出して示す。また、表 2.13 に図 2.22 から図 2.24 より求めた一次剛性、二次剛性、降伏耐力をまとめて示す。

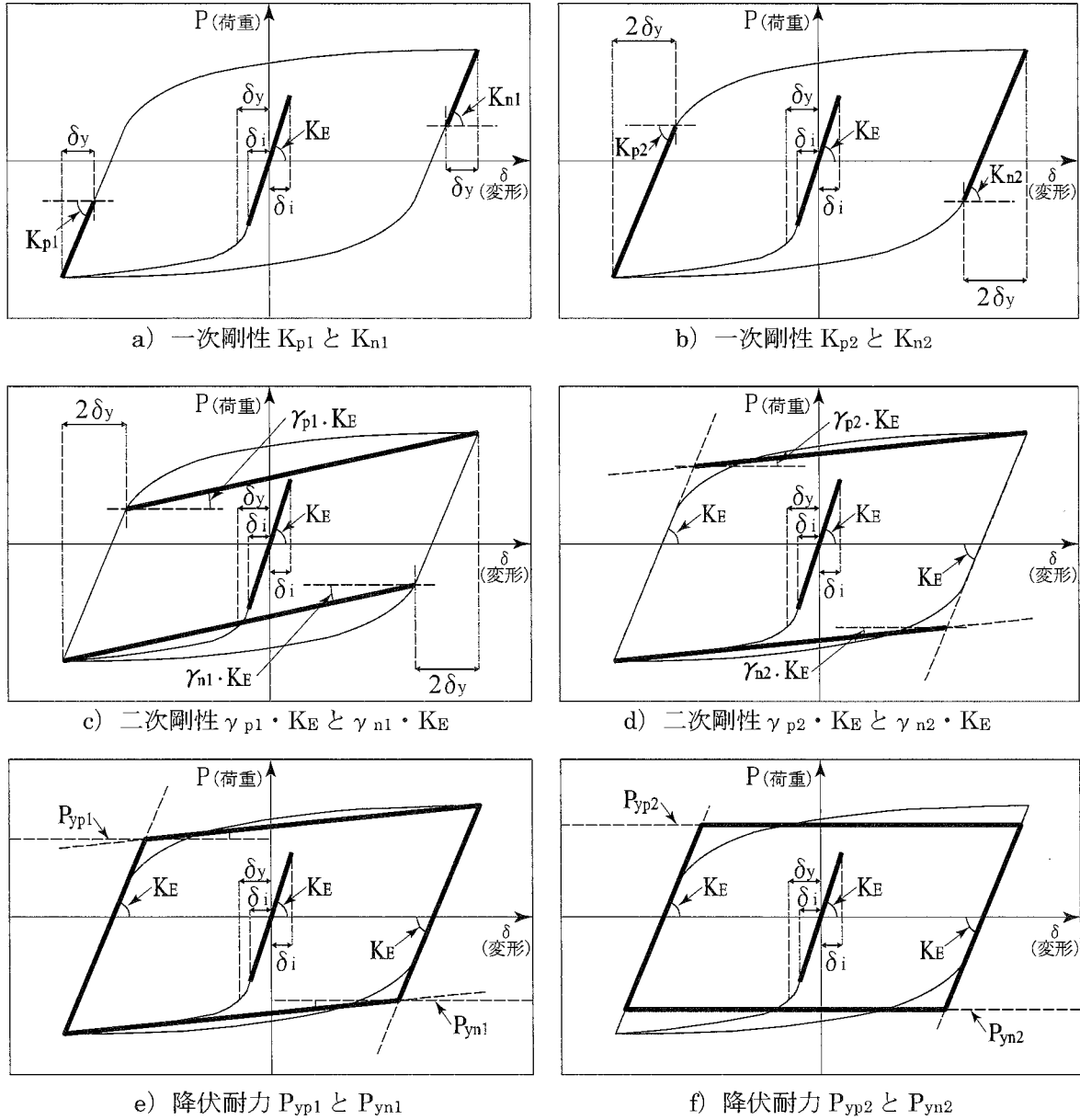
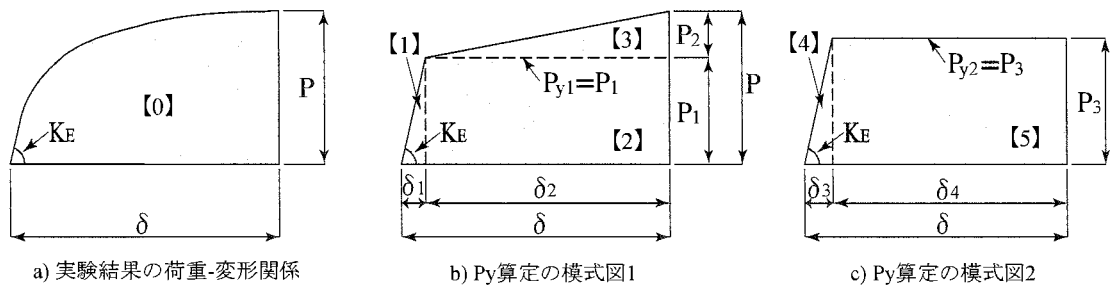


図 2.20 実験結果から抽出する一次剛性・二次剛性・降伏耐力の凡例



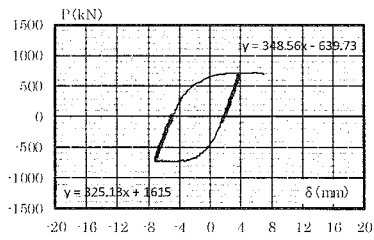
・バイリニアモデルにおける P_y の算定

- ① a)の累積塑性歪エネルギー(【0】)とb)の累積塑性歪エネルギー(【1+2+3】)が等価になるよう計算する
- ① $P_1(=P_{y1})$ を仮定する($P_2=P-P_1$ となる)
 - ② $K_E=P/\delta$ と $P_1(=P_{y1})$ より δ_1 を算出する($\delta_2=\delta-\delta_1$ となる)
 - ③ $P_1, P_2, \delta_1, \delta_2$ より【1+2+3】を算出し【0】と比較する
 - ④ 【0】と【1+2+3】の面積が等価になるよう調整し、面積が等価になる $P_1(=P_{y1})$ を P_y とする。

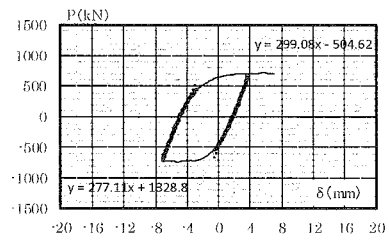
・完全弾塑性モデルにおける P_y の算定

- ① a)の累積塑性歪エネルギー(【0】)とc)の累積塑性歪エネルギー(【4+5】)が等価になるよう計算する
- ① $P_3(=P_{y2})$ を仮定する
 - ② $K_E=P/\delta$ と $P_3(=P_{y2})$ より δ_3 を算出する($\delta_4=\delta-\delta_3$ となる)
 - ③ P_3, δ_3, δ_4 より【4+5】を算出し【0】と比較する
 - ④ 【0】と【4+5】の面積が等価になるよう調整し、面積が等価になる $P_3(=P_{y2})$ を P_y とする。

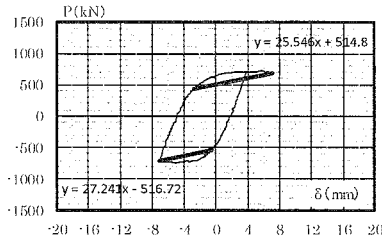
図 2.21 降伏耐力の算定方法



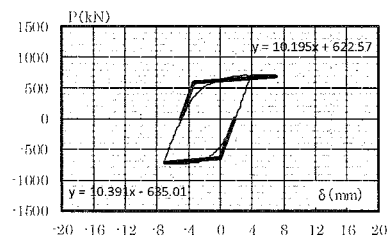
a) 一次剛性 K_{p1} と K_{n1}



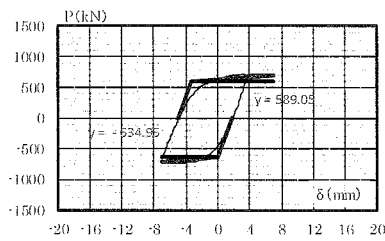
b) 一次剛性 K_{p2} と K_{n2}



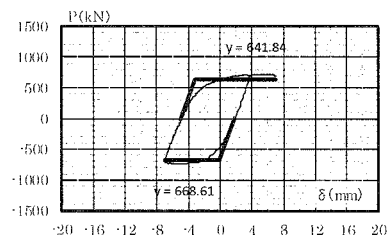
c) 二次剛性 $\gamma_{p1} \cdot K_E$ と $\gamma_{n1} \cdot K_E$



d) 二次剛性 $\gamma_{p2} \cdot K_E$ と $\gamma_{n2} \cdot K_E$

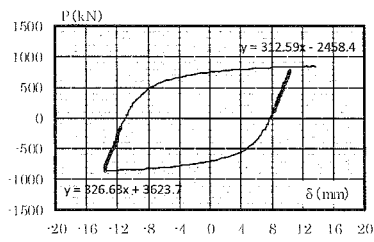


e) 降伏耐力 P_{yp1} と P_{yn1}

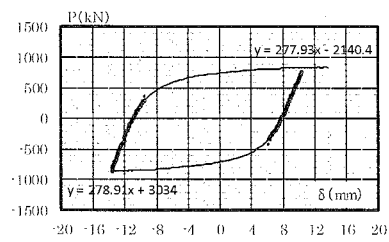


f) 降伏耐力 P_{yp2} と P_{yn2}

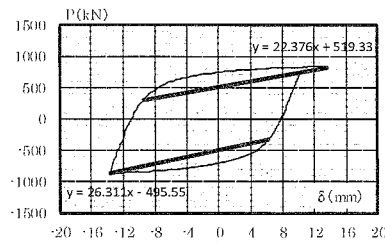
図 2.22 a) B タイプ (0.50%歪 1 回目載荷時) の一次剛性・二次剛性・降伏耐力



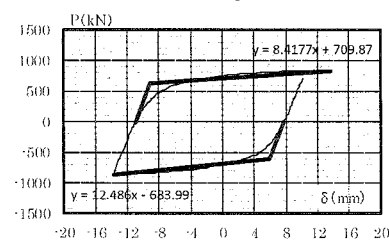
a) 一次剛性 K_{p1} と K_{n1}



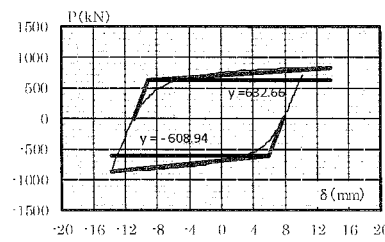
b) 一次剛性 K_{p2} と K_{n2}



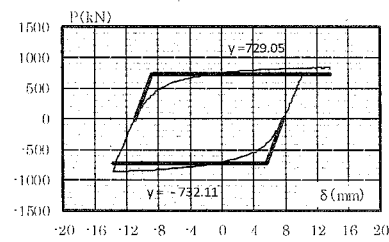
c) 二次剛性 $\gamma_{p1} \cdot K_E$ と $\gamma_{n1} \cdot K_E$



d) 二次剛性 $\gamma_{p2} \cdot K_E$ と $\gamma_{n2} \cdot K_E$

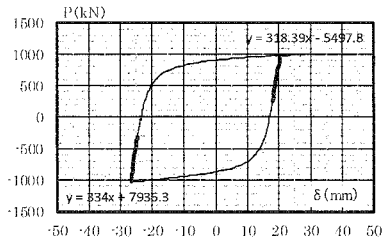


e) 降伏耐力 P_{yp1} と P_{yn1}

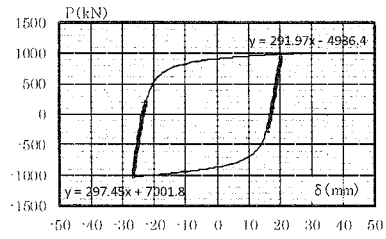


f) 降伏耐力 P_{yp2} と P_{yn2}

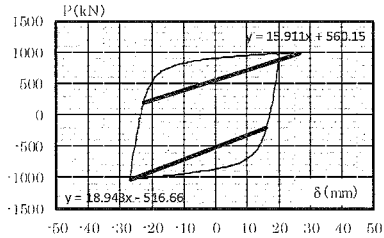
図 2.22 b) B タイプ (1.00%歪 1 回目目載荷時) の一次剛性・二次剛性・降伏耐力



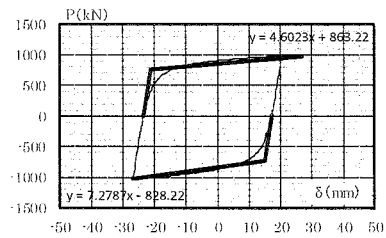
a) 一次剛性 K_{p1} と K_{n1}



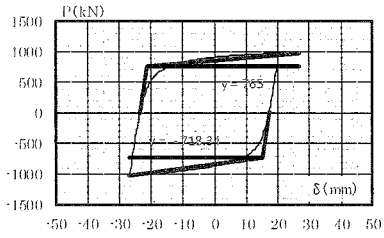
b) 一次剛性 K_{p2} と K_{n2}



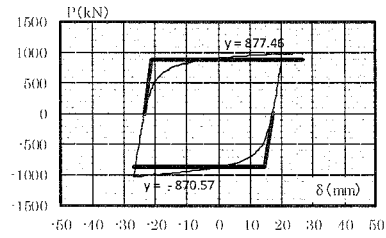
c) 二次剛性 $\gamma_{p1} \cdot K_E$ と $\gamma_{n1} \cdot K_E$



d) 二次剛性 $\gamma_{p2} \cdot K_E$ と $\gamma_{n2} \cdot K_E$

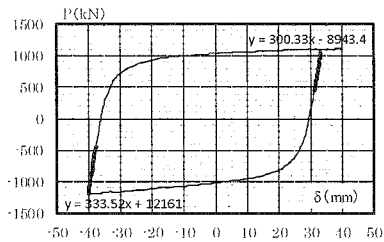


e) 降伏耐力 P_{yp1} と P_{yn1}

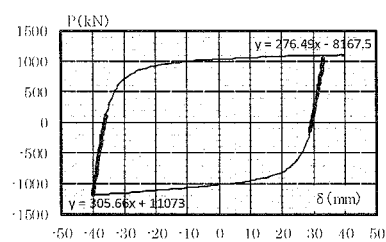


f) 降伏耐力 P_{yp2} と P_{yn2}

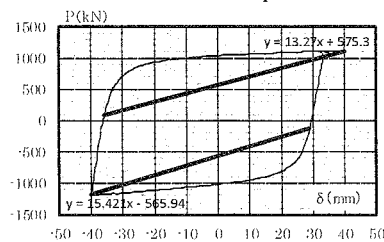
図 2.22 c) B タイプ (2.00%歪 1 回目載荷時) の一次剛性・二次剛性・降伏耐力



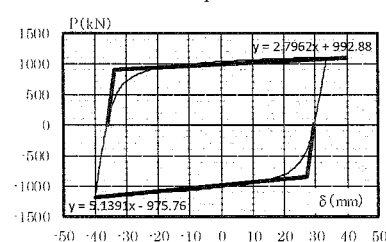
a) 一次剛性 K_{p1} と K_{n1}



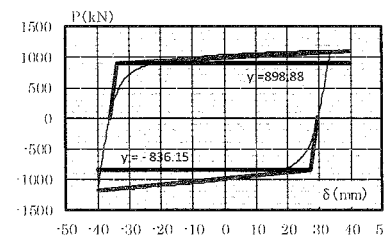
b) 一次剛性 K_{p2} と K_{n2}



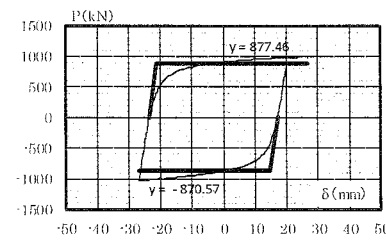
c) 二次剛性 $\gamma_{p1} \cdot K_E$ と $\gamma_{n1} \cdot K_E$



d) 二次剛性 $\gamma_{p2} \cdot K_E$ と $\gamma_{n2} \cdot K_E$

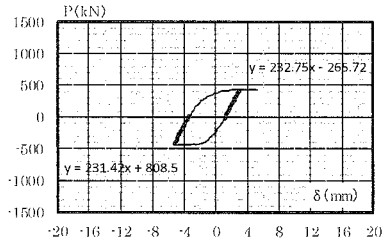


e) 降伏耐力 P_{yp1} と P_{yn1}

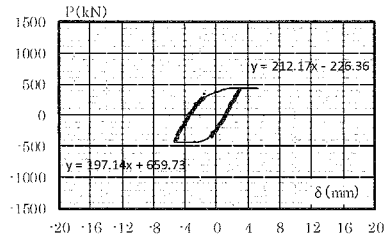


f) 降伏耐力 P_{yp2} と P_{yn2}

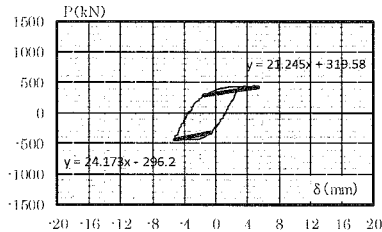
図 2.22 d) B タイプ (3.00%歪 1 回目目載荷時) の一次剛性・二次剛性・降伏耐力



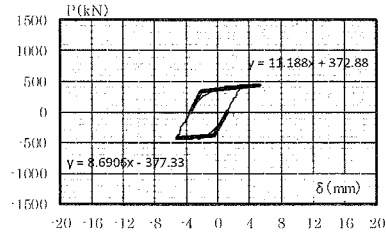
a) 一次剛性 K_{p1} と K_{n1}



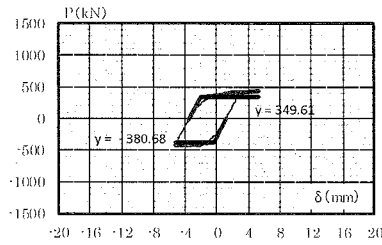
b) 一次剛性 K_{p2} と K_{n2}



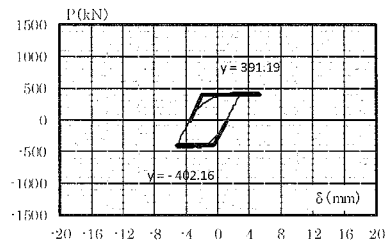
c) 二次剛性 $\gamma_{p1} \cdot K_E$ と $\gamma_{n1} \cdot K_E$



d) 二次剛性 $\gamma_{p2} \cdot K_E$ と $\gamma_{n2} \cdot K_E$

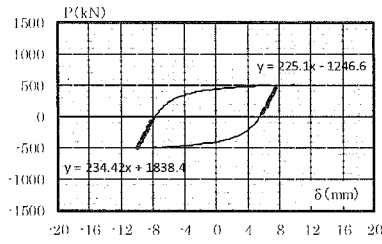


e) 降伏耐力 P_{yp1} と P_{yn1}

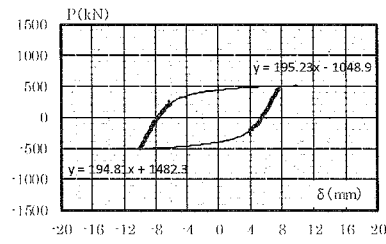


f) 降伏耐力 P_{yp2} と P_{yn2}

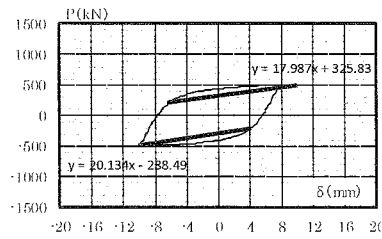
図 2.23 a) H タイプ (0.50%歪 1 回目载荷時) の一次剛性・二次剛性・降伏耐力



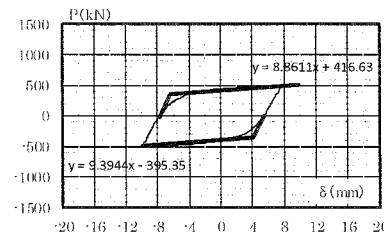
a) 一次剛性 K_{p1} と K_{n1}



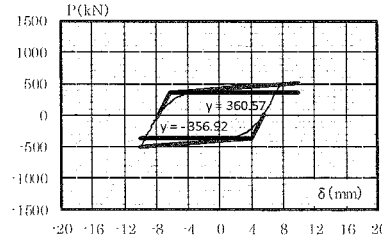
b) 一次剛性 K_{p2} と K_{n2}



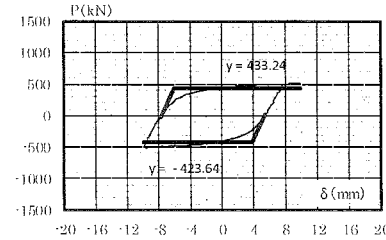
c) 二次剛性 $\gamma_{p1} \cdot K_E$ と $\gamma_{n1} \cdot K_E$



d) 二次剛性 $\gamma_{p2} \cdot K_E$ と $\gamma_{n2} \cdot K_E$

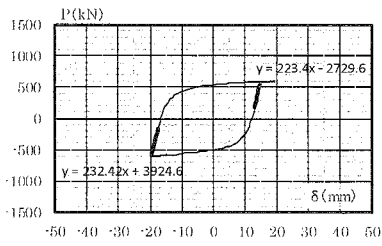


e) 降伏耐力 P_{yp1} と P_{yn1}

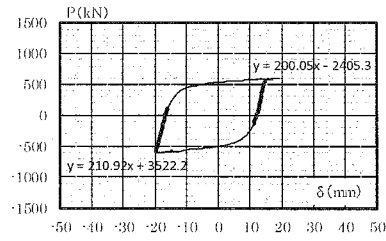


f) 降伏耐力 P_{yp2} と P_{yn2}

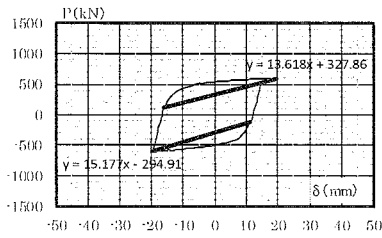
図 2.23 b) H タイプ (1.00%歪 1 回目目载荷時) の一次剛性・二次剛性・降伏耐力



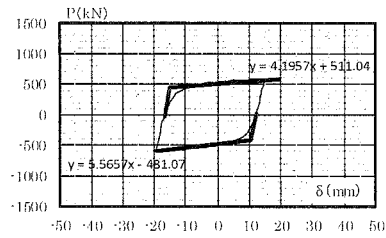
a) 一次剛性 K_{p1} と K_{n1}



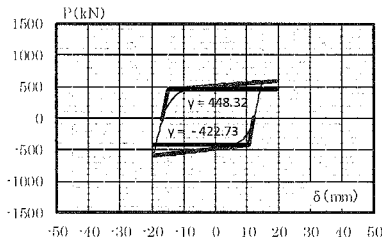
b) 一次剛性 K_{p2} と K_{n2}



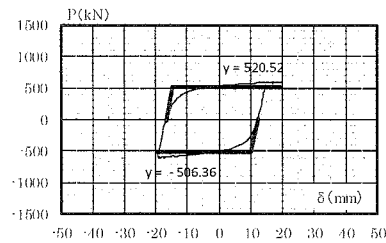
c) 二次剛性 $\gamma_{p1} \cdot K_E$ と $\gamma_{n1} \cdot K_E$



d) 二次剛性 $\gamma_{p2} \cdot K_E$ と $\gamma_{n2} \cdot K_E$

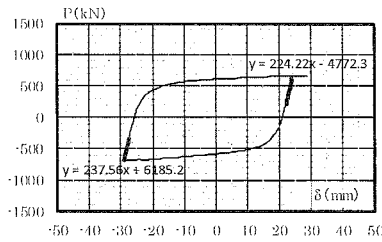


e) 降伏耐力 P_{yp1} と P_{yn1}

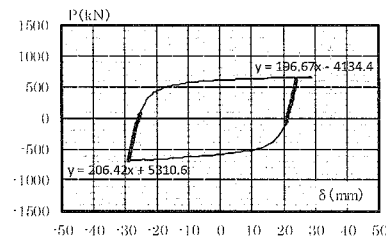


f) 降伏耐力 P_{yp2} と P_{yn2}

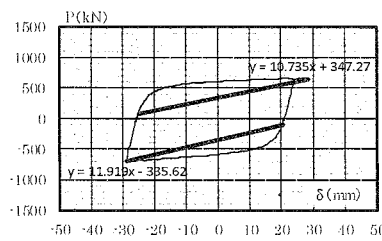
図 2.23 c) H タイプ (2.00%歪 1 回目载荷時) の一次剛性・二次剛性・降伏耐力



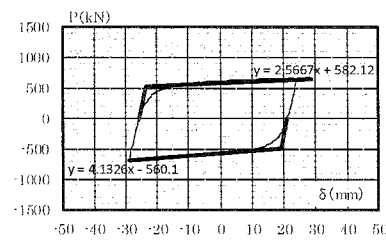
a) 一次剛性 K_{p1} と K_{n1}



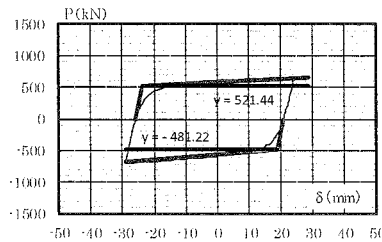
b) 一次剛性 K_{p2} と K_{n2}



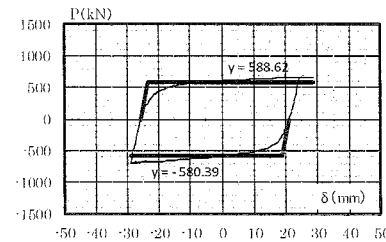
c) 二次剛性 $\gamma_{p1} \cdot K_E$ と $\gamma_{n1} \cdot K_E$



d) 二次剛性 $\gamma_{p2} \cdot K_E$ と $\gamma_{n2} \cdot K_E$

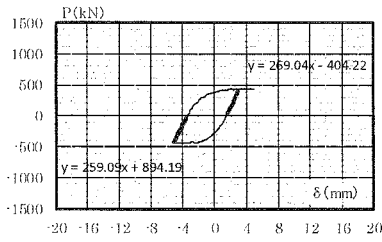


e) 降伏耐力 P_{yp1} と P_{yn1}

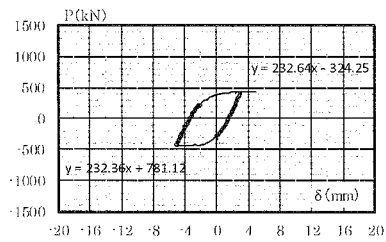


f) 降伏耐力 P_{yp2} と P_{yn2}

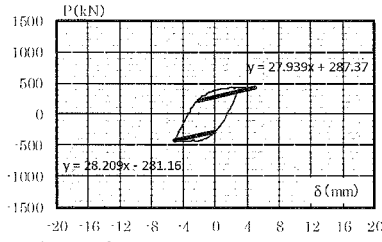
図 2.23 d) H タイプ (3.00%歪 1 回目目载荷時) の一次剛性・二次剛性・降伏耐力



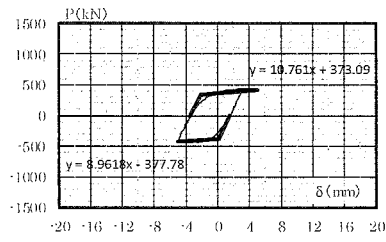
a) 一次剛性 K_{p1} と K_{n1}



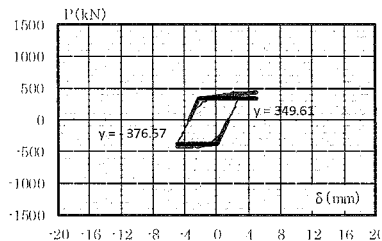
b) 一次剛性 K_{p2} と K_{n2}



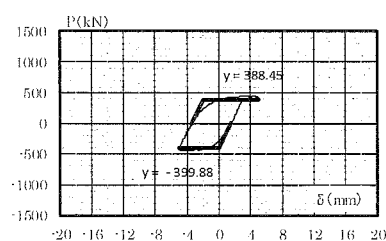
c) 二次剛性 $\gamma_{p1} \cdot K_E$ と $\gamma_{n1} \cdot K_E$



d) 二次剛性 $\gamma_{p2} \cdot K_E$ と $\gamma_{n2} \cdot K_E$

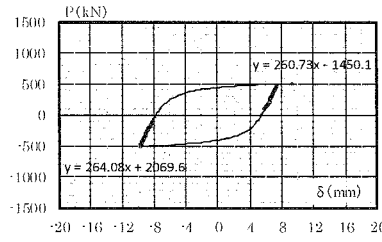


e) 降伏耐力 P_{yp1} と P_{yn1}

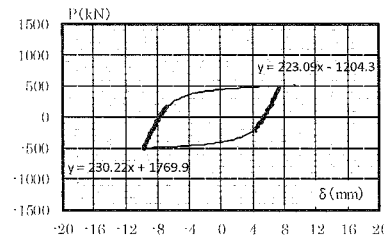


f) 降伏耐力 P_{yp2} と P_{yn2}

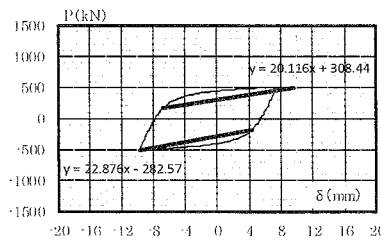
図 2.24 a) R タイプ (0.50%歪 1 回目載荷時) の一次剛性・二次剛性・降伏耐力



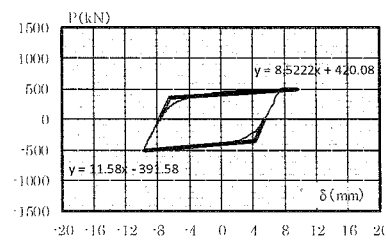
a) 一次剛性 K_{p1} と K_{n1}



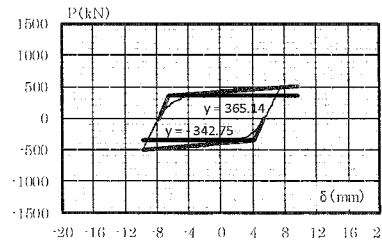
b) 一次剛性 K_{p2} と K_{n2}



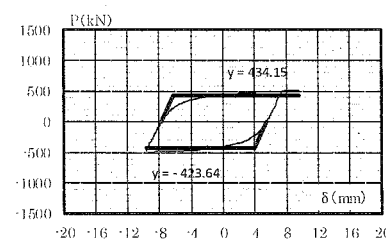
c) 二次剛性 $\gamma_{p1} \cdot K_E$ と $\gamma_{n1} \cdot K_E$



d) 二次剛性 $\gamma_{p2} \cdot K_E$ と $\gamma_{n2} \cdot K_E$

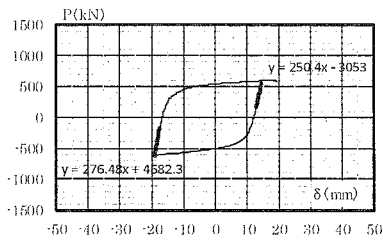


e) 降伏耐力 P_{yp1} と P_{yn1}

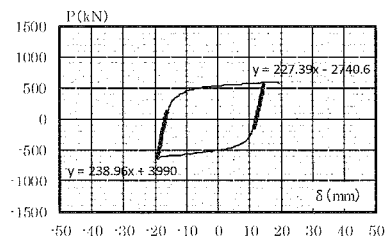


f) 降伏耐力 P_{yp2} と P_{yn2}

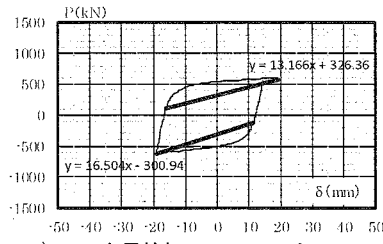
図 2.24 b) R タイプ (1.00%歪 1 回目目載荷時) の一次剛性・二次剛性・降伏耐力



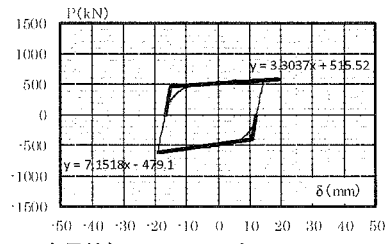
a) 一次剛性 K_{p1} と K_{n1}



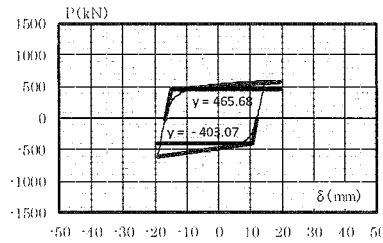
b) 一次剛性 K_{p2} と K_{n2}



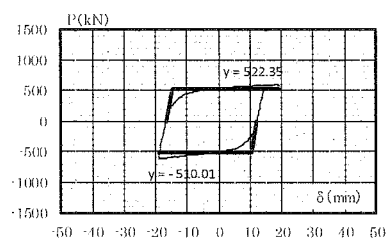
c) 二次剛性 $\gamma_{p1} \cdot K_E$ と $\gamma_{n1} \cdot K_E$



d) 二次剛性 $\gamma_{p2} \cdot K_E$ と $\gamma_{n2} \cdot K_E$

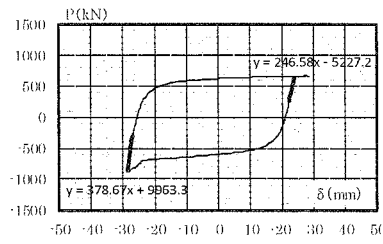


e) 降伏耐力 P_{yp1} と P_{yn1}

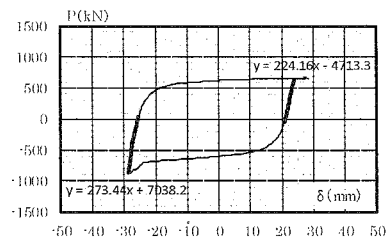


f) 降伏耐力 P_{yp2} と P_{yn2}

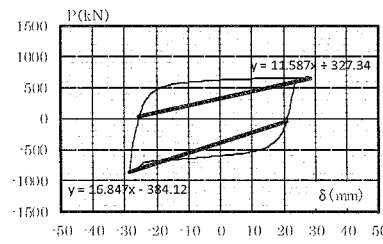
図 2.24 c) R タイプ (2.00%歪 1 回目載荷時) の一次剛性・二次剛性・降伏耐力



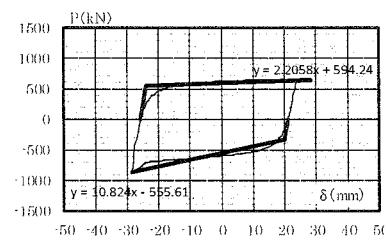
a) 一次剛性 K_{p1} と K_{n1}



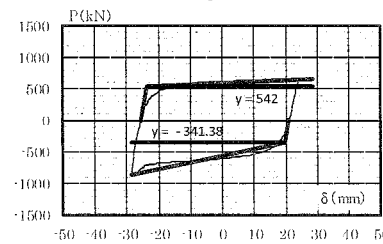
b) 一次剛性 K_{p2} と K_{n2}



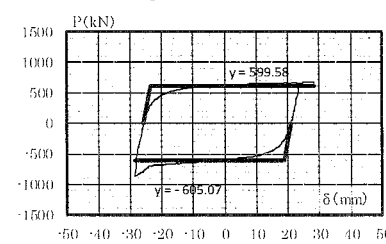
c) 二次剛性 $\gamma_{p1} \cdot K_E$ と $\gamma_{n1} \cdot K_E$



d) 二次剛性 $\gamma_{p2} \cdot K_E$ と $\gamma_{n2} \cdot K_E$



e) 降伏耐力 P_{yp1} と P_{yn1}



f) 降伏耐力 P_{yp2} と P_{yn2}

図 2.24 d) R タイプ (3.00%歪 1 回目目載荷時) の一次剛性・二次剛性・降伏耐力

表 2.13 各試験体の初期剛性・一次剛性・二次剛性・降伏耐力

復元力特性の諸元		試験体名	Bタイプ	Hタイプ	Rタイプ	備考
初期剛性	K_E (kN・m)		348067	246322	278046	
	K_C (kN・m)		354343	243190	301054	
一次剛性 (kN・m)	K_{p1}	0.50% 歪1回目	325130 (0.93)	231420 (0.94)	259090 (0.93)	括弧内は K_{pi}/K_E を示す
		1.00% 歪1回目	326630 (0.94)	234420 (0.95)	264080 (0.95)	
		2.00% 歪1回目	334000 (0.96)	232420 (0.94)	276480 (0.99)	
		3.00% 歪1回目	333520 (0.96)	237560 (0.96)	378670 (1.36)	
	K_{n1}	0.50% 歪1回目	348560 (1.00)	232750 (0.94)	269040 (0.97)	括弧内は K_{ni}/K_E を示す
		1.00% 歪1回目	312590 (0.90)	225100 (0.91)	260730 (0.94)	
		2.00% 歪1回目	318390 (0.91)	223400 (0.91)	250400 (0.90)	
		3.00% 歪1回目	300330 (0.86)	224220 (0.91)	246580 (0.89)	
	K_{p2}	0.50% 歪1回目	277110 (0.80)	197140 (0.80)	232360 (0.84)	括弧内は K_{p2}/K_E を示す
		1.00% 歪1回目	278910 (0.80)	194810 (0.79)	230220 (0.83)	
		2.00% 歪1回目	297450 (0.85)	210920 (0.86)	238960 (0.86)	
		3.00% 歪1回目	305660 (0.88)	206420 (0.84)	273440 (0.98)	
	K_{n2}	0.50% 歪1回目	299080 (0.86)	212170 (0.86)	232640 (0.84)	括弧内は K_{n2}/K_E を示す
		1.00% 歪1回目	277930 (0.80)	195230 (0.79)	223090 (0.80)	
		2.00% 歪1回目	291970 (0.84)	200050 (0.81)	227390 (0.82)	
		3.00% 歪1回目	276490 (0.79)	196670 (0.80)	224160 (0.81)	
二次剛性 (kN・m)	$\gamma_{p1} \cdot K_E$	0.50% 歪1回目	25546 (0.073)	21245 (0.086)	27939 (0.100)	括弧内は γ_{pi} を示す
		1.00% 歪1回目	22376 (0.064)	17987 (0.073)	20116 (0.072)	
		2.00% 歪1回目	15911 (0.046)	13618 (0.055)	13166 (0.047)	
		3.00% 歪1回目	13270 (0.038)	10735 (0.044)	11587 (0.042)	
	$\gamma_{n1} \cdot K_E$	0.50% 歪1回目	27241 (0.078)	24173 (0.098)	28209 (0.101)	括弧内は γ_{ni} を示す
		1.00% 歪1回目	26311 (0.076)	20134 (0.082)	22876 (0.082)	
		2.00% 歪1回目	18943 (0.054)	15177 (0.062)	16504 (0.059)	
		3.00% 歪1回目	15421 (0.044)	11919 (0.048)	16847 (0.061)	
	$\gamma_{p2} \cdot K_E$	0.50% 歪1回目	10195 (0.029)	11188 (0.045)	10761 (0.039)	括弧内は γ_{p2} を示す
		1.00% 歪1回目	8418 (0.024)	8861 (0.036)	8522 (0.031)	
		2.00% 歪1回目	4602 (0.013)	4196 (0.017)	3304 (0.012)	
		3.00% 歪1回目	2796 (0.008)	2567 (0.010)	2206 (0.008)	
	$\gamma_{n2} \cdot K_E$	0.50% 歪1回目	10391 (0.030)	8691 (0.035)	8962 (0.032)	括弧内は γ_{n2} を示す
		1.00% 歪1回目	12486 (0.036)	9394 (0.038)	11580 (0.042)	
		2.00% 歪1回目	7279 (0.021)	5566 (0.023)	7152 (0.026)	
		3.00% 歪1回目	5139 (0.015)	4133 (0.017)	10824 (0.039)	
降伏耐力 (kN)	P_y		765	457	457	上降伏応力より算出
	P_{yL}		729	435	435	下降伏応力より算出
	P_{yp1}	0.50% 歪1回目	589.1 (0.77, 0.81)	349.6 (0.76, 0.80)	349.6 (0.76, 0.80)	括弧内は $(P_{yp1}/P_y, P_{yp1}/P_{yL})$ を示す
		1.00% 歪1回目	632.7 (0.83, 0.87)	360.6 (0.79, 0.83)	365.1 (0.80, 0.84)	
		2.00% 歪1回目	765.0 (1.00, 1.05)	448.3 (0.98, 1.03)	465.7 (1.02, 1.07)	
		3.00% 歪1回目	898.9 (1.18, 1.23)	521.4 (1.14, 1.20)	542.0 (1.19, 1.25)	
	P_{yn1}	0.50% 歪1回目	-635.0 (0.83, 0.87)	-380.7 (0.83, 0.88)	-376.6 (0.82, 0.87)	括弧内は $(P_{yn1}/P_y, P_{yn1}/P_{yL})$ を示す
		1.00% 歪1回目	-608.9 (0.80, 0.84)	-357.0 (0.78, 0.82)	-342.8 (0.75, 0.79)	
		2.00% 歪1回目	-718.3 (0.94, 0.99)	-422.7 (0.92, 0.97)	-403.1 (0.88, 0.93)	
		3.00% 歪1回目	-836.2 (1.09, 1.15)	-481.2 (1.05, 1.11)	-341.4 (0.75, 0.78)	
	P_{yp2}	0.50% 歪1回目	641.8 (0.84, 0.88)	391.2 (0.86, 0.90)	388.5 (0.85, 0.89)	括弧内は $(P_{yp2}/P_y, P_{yp2}/P_{yL})$ を示す
		1.00% 歪1回目	729.0 (0.95, 1.00)	433.2 (0.95, 1.00)	434.2 (0.95, 1.00)	
		2.00% 歪1回目	877.4 (1.15, 1.20)	520.5 (1.14, 1.20)	522.4 (1.14, 1.20)	
		3.00% 歪1回目	1001.4 (1.31, 1.37)	588.6 (1.29, 1.35)	599.6 (1.31, 1.38)	
	P_{yn2}	0.50% 歪1回目	-668.6 (0.87, 0.92)	-402.2 (0.88, 0.92)	-400.0 (0.88, 0.92)	括弧内は $(P_{yn2}/P_y, P_{yn2}/P_{yL})$ を示す
		1.00% 歪1回目	-732.1 (0.96, 1.00)	-423.6 (0.93, 0.97)	-423.6 (0.93, 0.97)	
2.00% 歪1回目		-870.6 (1.14, 1.19)	-506.4 (1.11, 1.16)	-510.0 (1.12, 1.17)		
3.00% 歪1回目		-1008.3 (1.32, 1.38)	-580.4 (1.27, 1.33)	-605.1 (1.32, 1.39)		

以下に表 2.13 の一次剛性、二次剛性、降伏耐力の分析を示す。なお、R タイプの 3.00%歪 1 回目載荷時については、2.5、1) 載荷状況の通り、増厚板とモルタルの接触が原因と考えられる圧縮耐力の上昇があるため、参考までに同様の検討結果を示している。

- K_{p1}/K_E は R タイプの 3.00%歪 1 回目載荷時を除いて 0.93 から 0.99 となり、初期剛性との誤差が 1 割以内に収まっている。また、高歪載荷時になると値が上昇する傾向にあるが、これは K_{p1} が圧縮側の除荷時の剛性となるため、ポアソン比による断面積増加の影響を受けるためと考えられる。
- K_{n1}/K_E は 2.00%歪 1 回目載荷時までの範囲で 0.90 から 1.00 となり、初期剛性との誤差が 1 割以内となる。また、高歪載荷時になると値が減少する傾向にあるが、これは K_{n1} が引張側の除荷時の剛性となるため、ポアソン比による断面積減少の影響を受けるためと考えられる。
- K_{p2}/K_E は R タイプの 3.00%歪 1 回目載荷時を除いて 0.79 から 0.88 となる。また、 K_{n2}/K_E についても、3.00%歪 1 回目載荷時で 0.79 から 0.86 となり、その誤差がおよそ 2 割となる。図 2.22 から図 2.24 の b) の荷重-変形関係によれば、実験で得られた荷重-変形関係は $2\delta_y$ 付近では直線性を失い、線形近似した直線から離間している。この原因には、繰返し載荷によるバウンシンガー効果や弾性限以降の微小な剛性低下の影響、加工軟化等が考えられる。
- γ_{p1} 、 γ_{n1} は 0.038 から 0.101 となる。 γ_{p1} 、 γ_{n1} とともに高歪載荷時に移るにつれて、値が減少する傾向にある。
- γ_{p2} 、 γ_{n2} は 0.008 から 0.045 となる。こちらも γ_{p1} 、 γ_{n1} と同様に高歪載荷時に移るにつれて、値が減少する傾向にある。
- P_{yP1}/P_y 、 P_{yn1}/P_y は 0.75 から 1.19 となり、 P_{yP2}/P_y 、 P_{yn2}/P_y は 0.84 から 1.32 となる。また、 P_{yP1}/P_{yL} 、 P_{yn1}/P_{yL} は 0.79 から 1.25 となり、 P_{yP2}/P_{yL} 、 P_{yn2}/P_{yL} は 0.88 から 1.39 となる。繰返し載荷によるバウンシンガー効果で低歪載荷時は計算上の P_y 、 P_{yL} よりも小さい値を示すが、繰返し載荷回数が増加し、高歪載荷時に移るにつれ、歪硬化の影響でその値が上昇する。

以上の結果を踏まえると、BRBSM の実現結果を再現する復元力特性においては、①繰返し載荷によるバウンシンガー効果、②ポアソン比による芯材断面の増減、③歪硬化による耐力上昇の影響等を適切に考慮する必要がある。ただし、BRBSM (BRB) を用いたサステナブル建築における付加的制振構造・制振構造の設計においては、汎用的な構造解析プログラムなどにも適用可能な復元力特性を選定することが望ましい。そこで、本論では上記の分析を踏まえた図 2.25 に示す完全弾塑性モデル、バイリニアモデルを検討する。

完全弾塑性モデルは初期剛性を K_C 、 δ_y を $\delta_y = P_y/K_C$ で検討したモデルを基準モデルとし、バイリニアモデルは初期剛性を K_C 、 δ_y を $\delta_y = P_y/K_C$ で検討し、二次剛性 γ_p 、 γ_n を 0.001 としたモデルを基準モデルとする。各タイプの基準モデルにおける復元力特性のうち、0.50%歪、1.00%歪、2.00%歪、3.00%歪載荷時（いずれも2回目まで）と実験終了時までの累積塑性歪エネルギー E_{tC} を計算し、実験結果の同一歪載荷時までで計算した累積塑性歪エネルギー E_{tE} とあわせて表 2.14 に示す。また、完全弾塑性モデルとバイリニアモデルについて、検討で得られた荷重-変形関係を実線とし、実験結果を点線とした重ね合わせ図を図 2.26 から図 2.28 に各々示す。

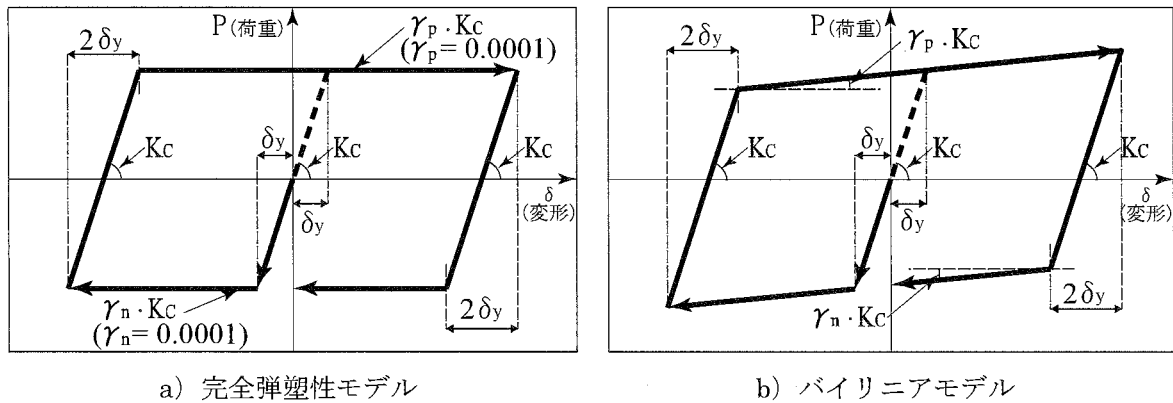


図 2.25 検討用の復元力特性

表 2.14 累積塑性歪エネルギー E_t の比較

復元力特性 試験体名		完全弾塑性モデル			バイリニアモデル		
		Bタイプ	Hタイプ	Rタイプ	Bタイプ	Hタイプ	Rタイプ
復元力特性の諸元							
K_C	(kN・mm)	354.343	243.19	301.054	354.343	243.19	301.054
P_y	(kN)	765	457	457	765	457	457
δ_y	(mm)	2.159	1.879	1.518	2.159	1.879	1.518
γ_n		0.0001	0.0001	0.0001	0.001	0.001	0.001
γ_p		0.0001	0.0001	0.0001	0.001	0.001	0.001
E_{tC}	0.50%歪2回目	32434.7	13342.7	13960.8	32413.7	13333.8	13951.6
	1.00%歪2回目	148121.9	61754.7	63085.3	148018.2	61709.8	63041.1
	2.00%歪2回目	503820.9	213047.7	214869.5	503481.9	212897.1	214725.2
	3.00%歪2回目	915110.7	388282.8	390503.0	914541.5	388023.7	390261.6
	最終時	2771187.2	1175771.9	1370501.5	2769137.8	1174809.6	1369301.4
E_{tE}	0.50%歪2回目	28623.6	12210.7	12010.0	28623.6	12210.7	12010.0
	1.00%歪2回目	133783.4	55998.6	55749.3	133783.4	55998.6	55749.3
	2.00%歪2回目	505272.0	211744.5	210401.2	505272.0	211744.5	210401.2
	3.00%歪2回目	1018153.8	425082.0	427427.5	1018153.8	425082.0	427427.5
	最終時	3461452.1	1423432.0	1705267.1	3461452.1	1423432.0	1705267.1
E_{tC}/E_{tE}	0.50%歪2回目	1.13	1.09	1.16	1.13	1.09	1.16
	1.00%歪2回目	1.11	1.10	1.13	1.11	1.10	1.13
	2.00%歪2回目	1.00	1.01	1.02	1.00	1.01	1.02
	3.00%歪2回目	0.90	0.91	0.91	0.90	0.91	0.91
	最終時	0.80	0.83	0.80	0.80	0.83	0.80

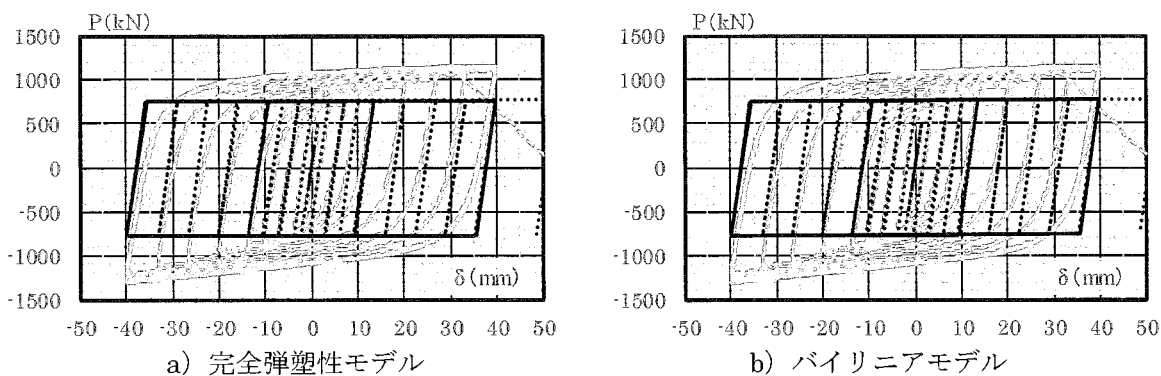


図 2.26 Bタイプの復元力特性の検討結果と実験結果

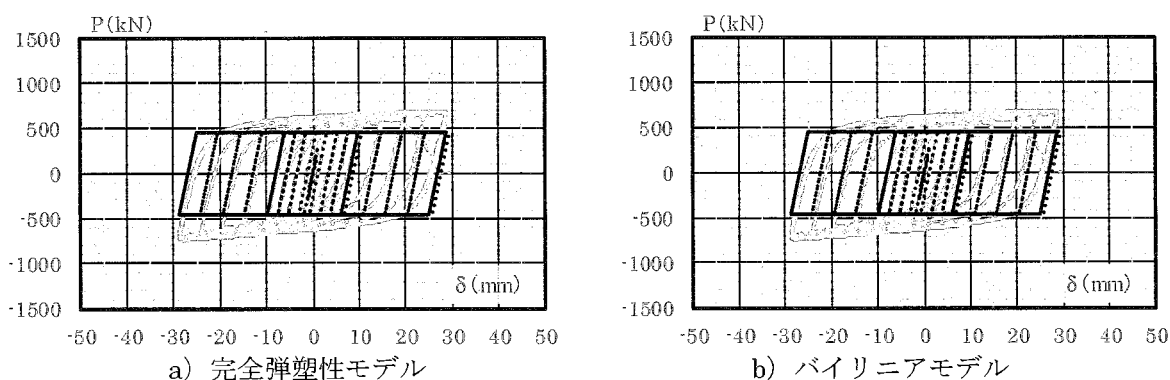


図 2.27 Hタイプの復元力特性の検討結果と実験結果

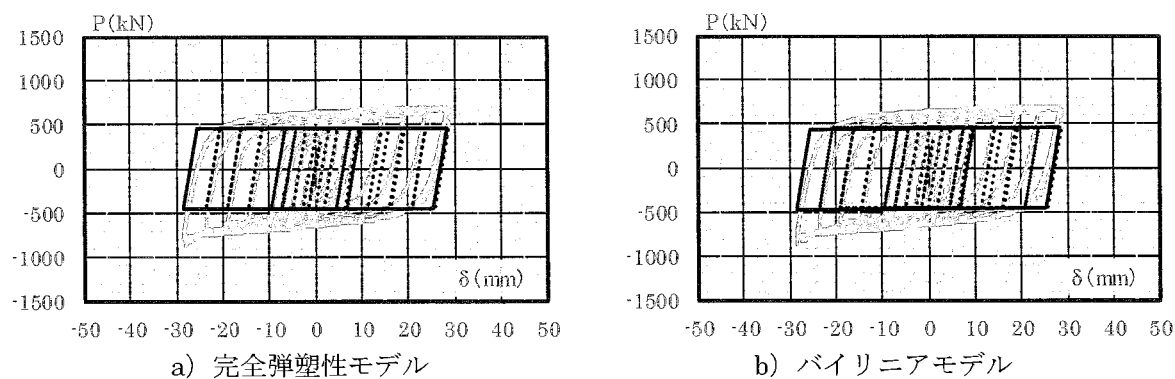


図 2.28 Rタイプの復元力特性の検討結果と実験結果

各タイプの復元力特性の検討結果は実験結果におおよそ包絡され、完全弾塑性モデル、バイリニアモデルとも E_{tc}/T_{LE} の値は 0.80 から 1.16 となる。二次剛性を 1/1000 とする場合、両者にほとんど差は生じない。載荷時の歪で E_{tc}/T_{LE} の値を確認すると、低歪載荷時に軸力を過大評価し、高歪時に軸力を過少評価することで、各々、累積塑性歪エネルギーの検討結果と実験結果の差が大きくなる。特に、低歪載荷時の累積塑性歪エネルギーの過大評価は構造設計においては危険側の評価につながるため、これらの復元力特性を設計に用いる際はその点を改善する必要がある。

そこで、本論では各試験体の初期剛性・一次剛性・二次剛性・降伏耐力の分析を踏まえ、以下の①から⑧に示す耐力補正、剛性補正、耐力・剛性補正モデルについても検討する。

①完全弾塑性モデル・耐力補正 1U

図 2.20 f)、表 2.13 の P_{yp2} 、 P_{yn2} を参考に降伏耐力を補正する。補正値は低歪載荷時の累積塑性歪エネルギーの過大評価を改善するため、 P_{yp2} 、 P_{yn2} の最小値である 0.84 を用いる。なお、0.84 に対応し、芯材の降伏耐力は上降伏点を用いて算定した P_y を使用する。

②完全弾塑性モデル・耐力補正 1L

①と同様に図 2.20 f)、表 2.13 の P_{yp2} 、 P_{yn2} を参考に降伏耐力を補正する。補正値は低歪載荷時の累積塑性歪エネルギーの過大評価を改善するため、 P_{yp2} 、 P_{yn2} の最小値である 0.88 を用いる。なお、0.88 に対応し、芯材の降伏耐力は下降伏点を用いて算定した P_{yL} を使用する。

③バイリニアモデル・剛性補正 1U (④バイリニアモデル・剛性補正 1L)

図 2.20 b) および c)、表 2.13 の K_{p2} 、 K_{n2} 、 $\gamma_{p1} \cdot K_E$ 、 $\gamma_{n1} \cdot K_E$ を参考に剛性を補正する。補正値は一次剛性（初期剛性）に K_{p2} 、 K_{n2} の最小値である 0.79 を、二次剛性に γ_{p1} 、 γ_{n1} の最小値である 0.038 を用いる。

なお、①、②の検討を参考に上降伏点を用いて算定した P_y を使用するケースを「③剛性補正 1U」、下降伏点を用いて算定した P_{yL} を使用するケースを「④剛性補正 1U」とする。

⑤バイリニアモデル・剛性補正 2U (⑥バイリニアモデル・剛性補正 2L)

図 2.20 d)、表 2.13 の $\gamma_{p2} \cdot K_E$ 、 $\gamma_{n2} \cdot K_E$ を参考に剛性を補正する。一次剛性（初期剛性）は補正せず、二次剛性は γ_{p2} 、 γ_{n2} の最小値である 0.008 を用いて補正する。

なお、①、②の検討を参考に上降伏点を用いて算定した P_y を使用するケースを「⑤剛性補正 2U」、下降伏点を用いて算定した P_{yL} を使用するケースを「⑥剛性補正 2U」とする。

⑦バイリニアモデル・剛性・耐力補正 1U (⑧バイリニアモデル・剛性・耐力補正 1L)

図 2.20 d) および e)、表 2.13 の $\gamma_{p2} \cdot K_E$ 、 $\gamma_{n2} \cdot K_E$ 、 P_{yp1} 、 P_{yn1} を参考に剛性と耐力を補正する。一次剛性（初期剛性）は補正せず、二次剛性は γ_{p2} 、 γ_{n2} の最小値である 0.008 を用いて補正する。降伏耐力は、 P_y に対応する最小値である 0.75 を用いて補正するケースを「⑦剛性・耐力補正 1U」とし、 P_{yL} に対応した最小値である 0.79 を用いて補正するケースを「⑧剛性・耐力補正 1L」とする。

①、②に示す完全弾塑性の補正モデルの累積塑性歪エネルギー E_t の比較を表 2.15 に示す。

耐力補正後の完全弾塑性モデルの E_{tC}/E_{tE} の値は 0.68 から 1.06 となる。完全弾塑性モデルでは、歪硬化による耐力上昇の影響を考慮できないため、低歪載荷時にあわせた補正により、高歪載荷時の誤差が大きくなる。ただし、①耐力補正 1U、②耐力補正 1L の 0.50%歪載荷時、1.00 歪載荷時の範囲に限ってみれば、 E_{tC}/E_{tE} の値は 0.97 から 1.06 に収まり、検討値と実験値の誤差は 1 割以内となる。よって、BRBSM の設計において、芯材に生じる軸歪を±1.00%以内の狭い範囲に限定し、その範囲にあわせた補正を行えば、完全弾塑性モデルにおいても実験結果に近い累積塑性歪エネルギー E_t を再現することが可能である。

なお、このモデルを用いて設計等の検討を行う際は、実際よりも早期に芯材が降伏し、エネルギー吸収がはじまるため、その点に特に注意を払う必要がある。

次に、③から⑧に示すパイリニアの補正モデルの累積塑性歪エネルギー E_t の比較を表 2.16 に示す。剛性補正および剛性・耐力補正の傾向は、全て試験体で共通となり、剛性補正 1 (③剛性補正 1U および④剛性補正 1L)、剛性・耐力補正 1 (⑦剛性・耐力補正 1U、⑧剛性・耐力補正 1L) で低歪載荷時の累積塑性歪エネルギーの過大評価が改善している。さらに、剛性補正 1 (③剛性補正 1U および④剛性補正 1L) に着目すると、0.50%歪から 2.00%歪載荷時に至るまで、検討値と実験値のバラツキも小さく、設計への適用がしやすい結果が得られている。また、図 2.29 に示す通り、検討から得られた荷重-変形関係 (実線) は実験結果 (点線) と良い対応を示す。

表 2.15 完全弾塑性モデルにおける累積塑性歪エネルギー E_t の比較

復元力特性		完全弾塑性モデル					
		耐力補正1U			耐力補正1L		
試験体名		Bタイプ	Hタイプ	Rタイプ	Bタイプ	Hタイプ	Rタイプ
復元力特性の諸元							
K_C	(kN・mm)	354.343	243.19	301.054	354.343	243.19	301.054
$P_y (P_{yL})$	(kN)	643	384	384	642	383	383
δ_y	(mm)	1.813	1.579	1.275	1.810	1.574	1.272
γ_n		0.0001	0.0001	0.0001	0.0001	0.0001	0.0001
γ_p		0.0001	0.0001	0.0001	0.0001	0.0001	0.0001
E_{tC}	0.50%歪2回目	29575.7	12411.7	12697.9	29546.6	12394.6	12676.6
	1.00%歪2回目	130304.6	54893.8	55425.1	130137.4	54784.4	55305.5
	2.00%歪2回目	435307.8	185125.0	185454.2	434682.8	184696.9	185007.4
	3.00%歪2回目	784345.0	334085.1	334406.0	783164.6	333265.2	333562.2
	最終時	2357657.4	1002365.7	1164237.2	2353958.0	999774.4	1161168.4
E_{tE}	0.50%歪2回目	28623.6	12210.7	12010.0	28623.6	12210.7	12010.0
	1.00%歪2回目	133783.4	55998.6	55749.3	133783.4	55998.6	55749.3
	2.00%歪2回目	505272.0	211744.5	210401.2	505272.0	211744.5	210401.2
	3.00%歪2回目	1018153.8	425082.0	427427.5	1018153.8	425082.0	427427.5
	最終時	3461452.1	1423432.0	1705267.1	3461452.1	1423432.0	1705267.1
E_{tC}/E_{tE}	0.50%歪2回目	1.03	1.02	1.06	1.03	1.02	1.06
	1.00%歪2回目	0.97	0.98	0.99	0.97	0.98	0.99
	2.00%歪2回目	0.86	0.87	0.88	0.86	0.87	0.88
	3.00%歪2回目	0.77	0.79	0.78	0.77	0.78	0.78
	最終時	0.68	0.70	0.68	0.68	0.70	0.68

表 2.16 a) B タイプのバイリニアモデルにおける累積塑性歪エネルギー E_t の比較

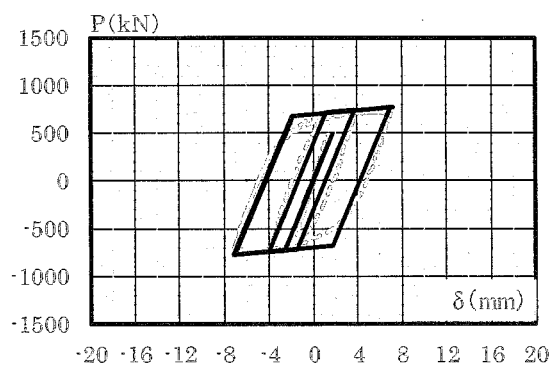
試験体名 復元力特性		Bタイプ					
		③ 剛性補正 1U	④ 剛性補正 1L	⑤ 剛性補正 2U	⑥ 剛性補正 2L	⑦ 剛性・耐力 補正1U	⑧ 剛性・耐力 補正1L
復元力特性の諸元							
K_C	(kN・mm)	279.931	354.343	354.343	354.343	354.343	354.343
$P_y (P_{yL})$	(kN)	765	729	765	729	574	576
δ_y	(mm)	2.733	2.057	2.159	2.057	1.619	1.625
γ_n		0.038	0.038	0.008	0.008	0.008	0.008
γ_p		0.038	0.038	0.008	0.008	0.008	0.008
E_{iC}	0.50% 歪2回目	27044.7	26732.0	32250.8	31508.0	26879.3	26943.7
	1.00% 歪2回目	132300.3	128511.0	147211.7	142243.5	116023.5	116366.1
	2.00% 歪2回目	465514.2	448702.8	500845.7	481328.5	384605.2	385850.9
	3.00% 歪2回目	859110.7	825439.8	910114.7	872571.9	692045.3	694372.1
	最終時	2624134.8	2513474.8	2753198.0	2633703.7	2058427.2	2065651.7
E_{iE}	0.50% 歪2回目	28623.6	28623.6	28623.6	28623.6	28623.6	28623.6
	1.00% 歪2回目	133783.4	133783.4	133783.4	133783.4	133783.4	133783.4
	2.00% 歪2回目	505272.0	505272.0	505272.0	505272.0	505272.0	505272.0
	3.00% 歪2回目	1018153.8	1018153.8	1018153.8	1018153.8	1018153.8	1018153.8
	最終時	3461452.1	3461452.1	3461452.1	3461452.1	3461452.1	3461452.1
E_{iC}/E_{iE}	0.50% 歪2回目	0.94	0.93	1.13	1.10	0.94	0.94
	1.00% 歪2回目	0.99	0.96	1.10	1.06	0.87	0.87
	2.00% 歪2回目	0.92	0.89	0.99	0.95	0.76	0.76
	3.00% 歪2回目	0.84	0.81	0.89	0.86	0.68	0.68
	最終時	0.76	0.73	0.80	0.76	0.59	0.60

2.16 b) H タイプのバイリニアモデルにおける累積塑性歪エネルギー E_t の比較

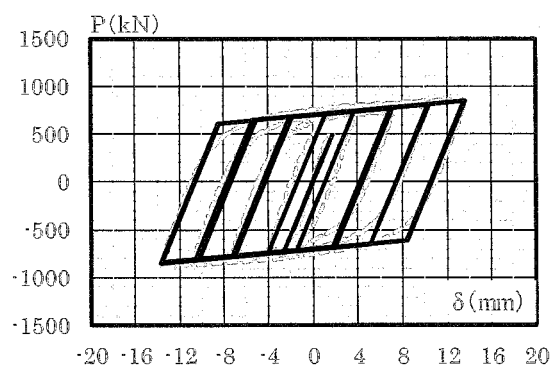
試験体名 復元力特性		Hタイプ					
		③ 剛性補正 1U	④ 剛性補正 1L	⑤ 剛性補正 2U	⑥ 剛性補正 2L	⑦ 剛性・耐力 補正1U	⑧ 剛性・耐力 補正1L
復元力特性の諸元							
K_C	(kN・mm)	192.120	192.120	243.190	243.190	243.190	243.190
$P_y (P_{yL})$	(kN)	457	435	457	435	343	326
δ_y	(mm)	2.379	2.264	1.879	1.789	1.409	1.342
γ_n		0.038	0.038	0.008	0.008	0.008	0.008
γ_p		0.038	0.038	0.008	0.008	0.008	0.008
E_{iC}	0.50% 歪2回目	10633.7	10629.9	13264.4	13037.1	11632.4	11649.6
	1.00% 歪2回目	53950.9	52640.8	61360.9	59446.1	50277.5	50375.8
	2.00% 歪2回目	194370.2	187690.8	211725.3	203677.9	167590.9	167961.2
	3.00% 歪2回目	361088.3	347229.0	386008.6	370216.9	300968.6	301667.9
	最終時	1104858.2	1058269.5	1167324.7	1116421.2	897191.1	899375.0
E_{iE}	0.50% 歪2回目	12210.7	12210.7	12210.7	12210.7	12210.7	12210.7
	1.00% 歪2回目	55998.6	55998.6	55998.6	55998.6	55998.6	55998.6
	2.00% 歪2回目	211744.5	211744.5	211744.5	211744.5	211744.5	211744.5
	3.00% 歪2回目	425082.0	425082.0	425082.0	425082.0	425082.0	425082.0
	最終時	1423432.0	1423432.0	1423432.0	1423432.0	1423432.0	1423432.0
E_{iC}/E_{iE}	0.50% 歪2回目	0.87	0.87	1.09	1.07	0.95	0.95
	1.00% 歪2回目	0.96	0.94	1.10	1.06	0.90	0.90
	2.00% 歪2回目	0.92	0.89	1.00	0.96	0.79	0.79
	3.00% 歪2回目	0.85	0.82	0.91	0.87	0.71	0.71
	最終時	0.78	0.74	0.82	0.78	0.63	0.63

表 2.16 c) H タイプのバイリニアモデルにおける累積塑性歪エネルギー E_t の比較

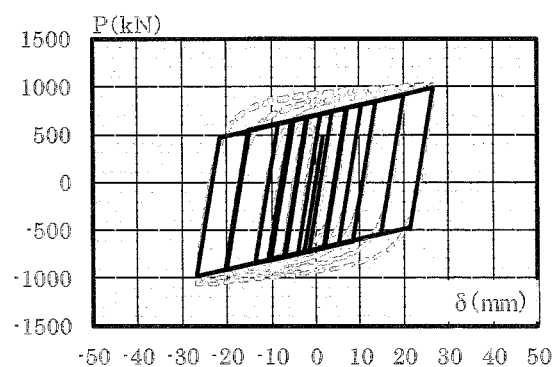
復元力特性 復元力特性の諸元		Rタイプ					
		③	④	⑤	⑥	⑦	⑧
K_C	(kN・mm)	237.833	237.833	301.054	301.054	301.054	301.054
$P_y (P_{yL})$	(kN)	457	435	457	435	343	344
δ_y	(mm)	1.922	1.829	1.518	1.445	1.139	1.141
γ_n		0.038	0.038	0.008	0.008	0.008	0.008
γ_p		0.038	0.038	0.008	0.008	0.008	0.008
E_{IC}	0.50% 歪2回目	11680.2	11529.7	13879.9	13544.2	11772.2	11792.3
	1.00% 歪2回目	56411.6	54742.0	62697.4	60520.2	50470.4	50575.6
	2.00% 歪2回目	198689.7	191313.3	213603.0	205059.7	167343.7	167726.4
	3.00% 歪2回目	366855.9	352101.3	388384.4	371957.8	300629.8	301344.8
	最終時	1292968.6	1236604.6	1359967.4	1299258.7	1039469.4	1042044.7
E_{IE}	0.50% 歪2回目	12010.0	12010.0	12010.0	12010.0	12010.0	12010.0
	1.00% 歪2回目	55749.3	55749.3	55749.3	55749.3	55749.3	55749.3
	2.00% 歪2回目	210401.2	210401.2	210401.2	210401.2	210401.2	210401.2
	3.00% 歪2回目	427427.5	427427.5	427427.5	427427.5	427427.5	427427.5
	最終時	1705267.1	1705267.1	1705267.1	1705267.1	1705267.1	1705267.1
E_{IC}/E_{IE}	0.50% 歪2回目	0.97	0.96	1.16	1.13	0.98	0.98
	1.00% 歪2回目	1.01	0.98	1.12	1.09	0.91	0.91
	2.00% 歪2回目	0.94	0.91	1.02	0.97	0.80	0.80
	3.00% 歪2回目	0.86	0.82	0.91	0.87	0.70	0.71
	最終時	0.76	0.73	0.80	0.76	0.61	0.61



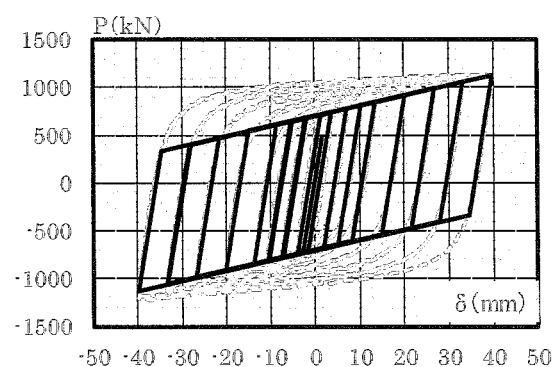
a) 0.50%歪載荷時



b) 1.00%歪載荷時

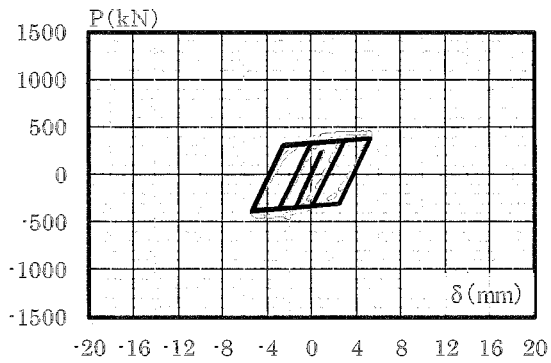


c) 2.00%歪載荷時

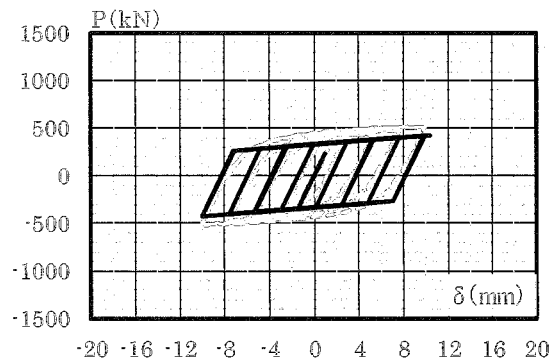


d) 3.00%歪載荷時

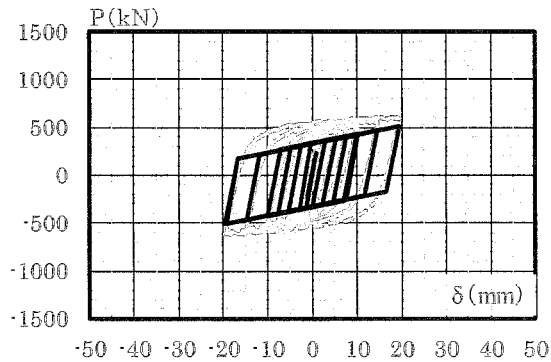
図 2.29 a) B タイプ (剛性補正 1L) の復元力特性の検討結果と実験結果



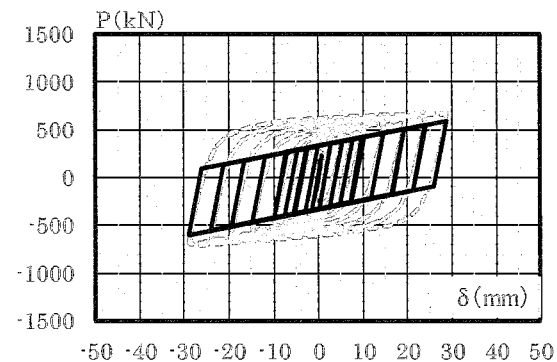
a) 0.50%歪載荷時



b) 1.00%歪載荷時

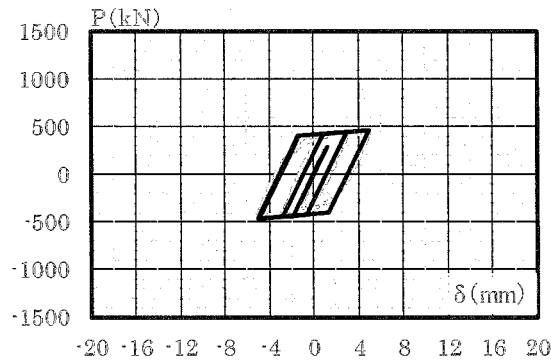


c) 2.00%歪載荷時

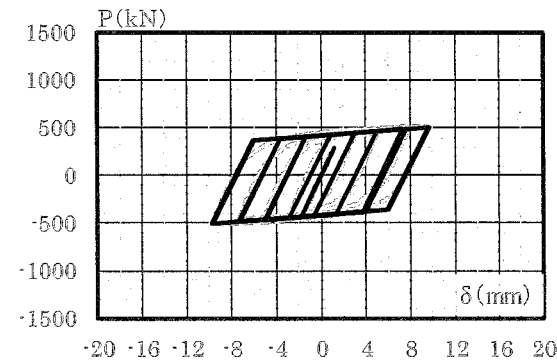


d) 3.00%歪載荷時

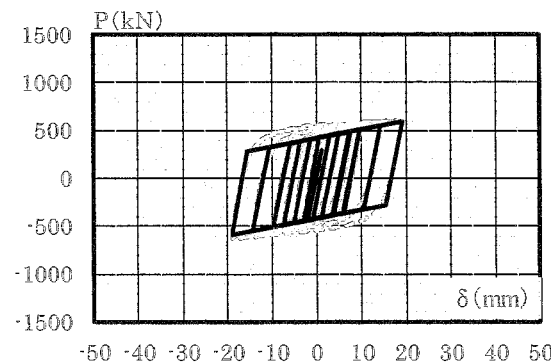
図 2.29 b) H タイプ (剛性補正 1L) の復元力特性の検討結果と実験結果



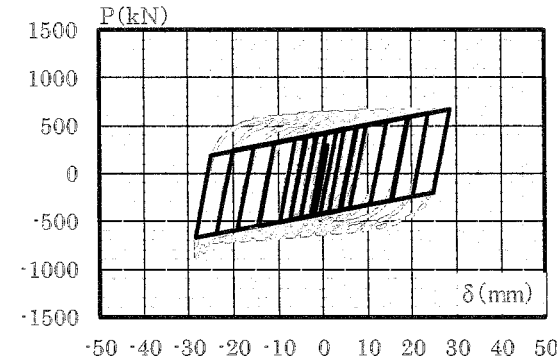
a) 0.50%歪載荷時



b) 1.00%歪載荷時



c) 2.00%歪載荷時



d) 3.00%歪載荷時

図 2.29 c) R タイプ (剛性補正 1L) の復元力特性の検討結果と実験結果

実際の設計への適用を考えても、剛性のみの低減であれば、早期の芯材の降伏（塑性化）による履歴減衰の過剰評価を避ける事ができるため、本検討に用いたバイリニアモデル（剛性補正 1）は現行の設計に活用することが可能と考える。ただし、BRBSM の剛性の低減は、構造体の設計においてはおおむね安全側の評価（耐力、履歴減衰の過剰評価を避け、柱や梁に作用する曲げ、せん断力が過少評価されない）となるが、BRBSM 自体の性能評価においては、危険側の評価（実際の初期剛性、一次剛性が検討よりも大きく、検討上では弾性挙動を示すが、実挙動としては塑性化し、耐用回数が減少する）となるため、その点への配慮が必要になる。

また、本検討では、付加的制振構造・制振構造の設計に配慮し、汎用的な構造解析プログラムなどにも幅広く適用可能な復元力特性とするため、正加力（引張側）、負加力（圧縮側）で同一の二次剛性を用い、検討を行ったが、実際の BRBSM では図 2.16 に示す通り、特に高歪載荷時に圧縮側の耐力上昇が顕著になるため、その点への注意も必要となる。

2. 7 まとめ

BRBSMの軸剛性計算方法を示し、さらに増厚板を用いたRタイプのBRBSMについて、既往のBタイプおよびHタイプとの比較実験を行い、以下の知見を得た。

- 1) 芯材塑性化前の軸方向弾性剛性は、5個の直列弾性バネとみなして計算することで、芯材長さ、形状、鋼種が異なっても誤差10%以内で計算できる。
- 2) RタイプのBRBSMで、HタイプのBRBSMと同じ軸剛性を設定する場合、最大で0.20以上芯材塑性化部長さ比率 α_1 を大きくすることができる。
- 3) 増厚板を用いることで、BタイプおよびHタイプと同等のエネルギー吸収性能を有し、層間変形角1/1000以内の微小変形で降伏するBRBSMを製作できる。
- 4) 芯材降伏後の除荷時の軸剛性は、軸方向弾性剛性よりも小さくなる。その値は逆方向の変形量が δ_y までの範囲内で軸方向弾性剛性のおよそ9割の値となり、逆方向の変形量が $2\delta_y$ までの範囲内でおおよそ8割の値となる。本論の比較実験においては、逆方向の変形量が δ_y までの範囲内で93%から99%の値となり、逆方向の変形量が $2\delta_y$ までの範囲内で79%から98%の値となる。
- 5) 降伏耐力を低減した完全弾塑性モデルを用いることで、軸歪1.00%以下の範囲において、累積塑性歪エネルギー E_t を実験値と誤差10%以内で計算できる。
- 6) 軸方向弾性剛性を低減したバイリニアモデルを用いることで、軸歪2.00%以下の範囲において、累積塑性歪エネルギー E_t を実験値と誤差10%以内で計算できる。

第3章 芯材の材質および形状の異なるBRBSMの疲労性能

3.1 はじめに

第2章にてBRBSMにおける降伏耐力と軸剛性の調節について検討した。従来の軸剛性調節手法においては、芯材塑性化部長さを短くし過ぎると、その軸歪が過大になり疲労性能が低下する。増厚板を用いたRタイプのBRBSMを実用化することで、芯材幅厚比6以上のRタイプがHタイプと比較して芯材塑性化部長さ比率を0.10以上大きくできることを示したが、実際の設計においては増厚板を用いたRタイプの剛性調節手法と従来の剛性調節手法を併用することも考えられる。その際の芯材塑性化部長さの適切な設定、言い換えると芯材塑性化部に生じさせる軸歪を適切に設定するためには、BRBSMの疲労性能を把握することが重要となる。

BRBの疲労性能は、LY材についても、大中地震を想定した低サイクル疲労の研究^{59)~61)}が進められており、小地震や風外力における微小振幅までを想定した塑性域全体での疲労性能に関する研究^{62),63)}もある。しかしながら、BRBの性能は、芯材の材質や形状などによって異なる場合もあり、その特性を踏まえた検討が重要である。

BRBSMでは、これまでにSN材の芯材を対象とした疲労実験を実施し、疲労性能式を提案⁴⁹⁾しているため、本章ではLY材の芯材を対象とし、同様に疲労実験を行い、疲労性能式を検討する。まず、LY材とSN材の機械的性質の差異を比較し、芯材にLY材を用いたBRBSMについて、既往の研究⁴⁹⁾と同じくBタイプ、Hタイプの試験体を設定する。次に、各タイプの疲労実験を行い、復元力特性、破壊状況などを確認し、疲労線図を作成する。加えて、累積塑性歪エネルギー率 ω 、圧縮引張耐力比 α についても検討し、LY材とSN材の違いおよびBタイプとHタイプの形状の違いが疲労性能に与える影響について検討する。

3.2 芯材の機械的性質

1) LY材の特性

LY材は炭素および合金元素が非常に少なく、純鉄に近いため、SN材に比べて目標とした狭い範囲の下降伏点または0.2%耐力（以降、本章において下降伏点または0.2%耐力を単に耐力と呼ぶ）を有する。LY材にはLY100とLY225があり、各鉄鋼メーカーで大臣認定品として基準強度が定められている。本章ではLY225を取り上げる。表3.1にLY225とSN400Bの機械的性質を示す。LY225は下降伏点において205~245 N/mm²、引張強さにおいて300~400 N/mm²、破断伸びにおいて40%以上のメーカー規格とされている。一方、SN材のSN400B（板厚16mm）においては、JISにより降伏点又は耐力において235~355 N/mm²、引張強さにおいて400~510 N/mm²、破断伸びにおいて18%以上とされている。すなわち、LY225の下降伏点のばらつきは40 N/mm²であり、SN400Bの降伏点又は耐力の1/3と狭い範囲に設定されている。

表 3.1 LY材とSN材の機械的性質

材質	下降伏点 N/mm ²	引張強さ N/mm ²	伸び %	備考
LY225	205-245	300-400	40以上	メーカー規格
SN400B	235-355	400-510	18以上	JIS規格

2) LY材とSN材の機械的性質

LY225、SN400Bの機械的性質を表3.2に、応力-歪曲線を図3.1に各々示す。SN400Bの値は既往の研究⁴⁹⁾でBRBSMの芯材に用いたものであり、表3.2には引張試験片に対応した芯材(試験体名称)をあわせて示している。引張試験片は各芯材(各試験体)に対して最低3本としており、表3.2に示す機械的性質は3本の引張試験片の平均値としている。ただし、LY225(7)は1本の引張試験片の結果のみを示す。化学成分は各々の鋼材検査証明書の数値を引用した。引張試験片の形状はJIS規格によりSN400Bは1A号試験片、LY225はメーカー規格では5号試験片とされているが、ここではSN400Bとの比較のため、LY225も1A号試験片とした。また、図3.1には代表的な応力歪曲線として、SN400B(10)とLY225(2)の結果を示している。

LY225の下降伏点は、221~236N/mm²であり、そのばらつきの規格範囲内に収まっている。上昇伏点は下降伏点よりやや高く、約1.1~1.2倍である。SN400Bの下降伏点は283~298N/mm²であり、LY材の約1.1~1.2倍の数値を示す。上昇伏点と下降伏点の差は約1.04倍であることから、上昇伏点と下降伏点の差はSN400Bの方が小さい。引張強さはLY225が305~313N/mm²、SN400Bが416~437N/mm²であり、SN400BがLY材の約1.4倍の数値を示す。LY材は歪硬化時の応力上昇が緩やかとなるため、SN材と比べて降伏比がやや高めの数値を示している。

表 3.2 BRBSM の芯材に用いた LY 材と SN 材の機械的性質

材質	上昇伏点	下降伏点	引張強さ	降伏比	破断時伸び	引張強さ時伸び	歪硬化開始時の歪	備考
	N/mm ²	N/mm ²						
SN400B (1~3)	291.0	287.0	416.8	68.9	33.3	23.7	3.4	試験体 B11E, H05, H15E, H11Eにて使用
SN400B (4~6)	324.4	298.7	432.9	68.7	32.3	21.5	3.8	試験体 B15, B05にて使用
SN400B (7~9)	288.9	283.6	421.9	67.2	30.8	24.1	3.2	試験体 B40, B30にて使用
SN400B (10~12)	295.4	286.4	431.3	66.4	33.2	24.7	3.1	試験体 B20, H25にて使用
SN400B (13~15)	291.7	283.8	437.2	64.9	32.7	23.3	2.9	試験体 H40, H30, H20にて使用
SN400B (16~18)	300.3	293.1	427.5	68.6	43.5	24.6	3.5	Used for Specimens B15E
LY225 (1~6)	254.3	236.1	305.5	77.3	41.0	24.8	4.7	試験体 LYB-30, 10, 05, 15E, LYH-30, 10, 05, 15Eにて使用
LY225 (7)	266.7	221.6	313.0	70.8	43.0	27.0	5.7	引張試験のみ

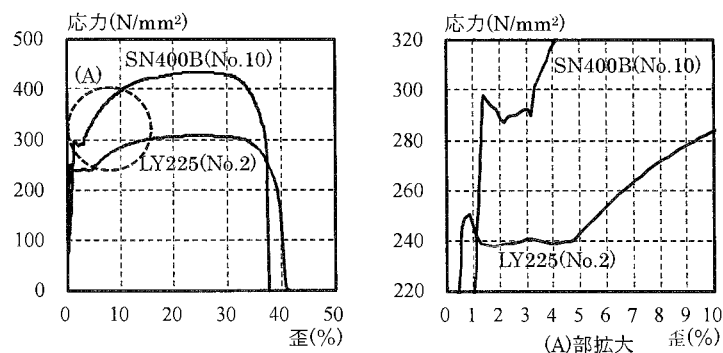


図 3.1 応力-歪曲線

伸び性能については LY 材の破断時伸びは 40%強、SN 材の破断時伸びが約 30%強となり、LY 材の伸び性能が優れている。ただし、規格値ほどの差はなく、一様伸び（本節では载荷開始から引張強さまでの伸びとする）については、LY 材が約 25~27%、SN 材が約 21~24%となり、SN 材もややばらつくものの、LY 材に近い伸び性能を有することがある。歪硬化の開始時の歪は、LY225、SN400B において各々 2.9~3.8%、4.7~5.7%近傍であり、LY225 の降伏棚が長い傾向にある。

化学成分については、LY 材の C、Si、Mn の値が非常に少なく、一方で P、S の値は SN 材とほぼ同等になっている。

3.3 実験概要

1) 試験体

LY材を用いたBRBSMは、芯材にSN材を用いた既往の研究⁴⁹⁾と同様に図1.11に示すようなBタイプとHタイプを設定する。

試験体一覧を表3.3、試験体図面を図3.2に示す。LY材を用いたBタイプをLYB、HタイプをLYHとする。また、既往の研究⁴⁹⁾のSN材を用いたBタイプをSNB、HタイプをSNHとする。

LY材を用いたBRBSMの試験体は、LYB-15E、LYB-05、LYB-10、LYB-30、LYH-15E、LYH-05、LYH-10、LYH-30の計8体とする。試験体名の数字は実験の際の一定歪振幅(%)を示し、LYB-15E、LYH-15Eは降伏歪 ϵ_y に1.5を乗じた歪振幅(0.17%に相当)である。LYB、LYHは各々既往の研究⁴⁹⁾のBタイプとHタイプにおいて、芯材、拘束材の寸法、拘束指標Rが同等のパラメータとなるよう設定する。芯材の両面には1mmのクリアランス調整材を貼付け、芯材強軸方向に強軸変形を抑制するためにそれぞれ丸鋼とスペーサーを設ける。

表 3.3 試験体一覧 (芯材・クリアランス調整の仕様)

試験体名	芯材							クリアランス調整		
	材質	σ_y N/mm ²	L mm	L_p mm	$b_c \times t_c$ mm	幅厚比	P_y kN	材料	クリアランス比	
									設計値	測定値 (組立後)
LYB-30	LY225	236.1	2351	1251	112×16	7	423	ブチルゴム	12.50	11.20
LYB-10										11.30
LYB-05										11.30
LYB-15E										12.40
LYH-30				1176						14.20
LYH-10										14.80
LYH-05										15.50
LYH-15E										20.10

表 3.3 試験体一覧 (拘束材の仕様)

試験体名	拘束材 (鋼材)					充填材		I_r ($\times 10^4$) mm ⁴	P_E kN	R 括弧内は 設計値				
	材質	σ_{yr} N/mm ²	L_r mm	t_r mm	$B_r \times H_r$ mm	種類	圧縮試験 実験値 N/mm ²							
LYB-30	SS400	348.5	1605	3.2	142.4 × 116.0	無収縮 モルタル	88.6	335	2309	2.9 (3.1)				
LYB-10														
LYB-05														
LYB-15E														
LYH-30			1745		184.4 × 148.0						79.8	1003	1541	8.7 (9.1)
LYH-10														
LYH-05														
LYH-15E														

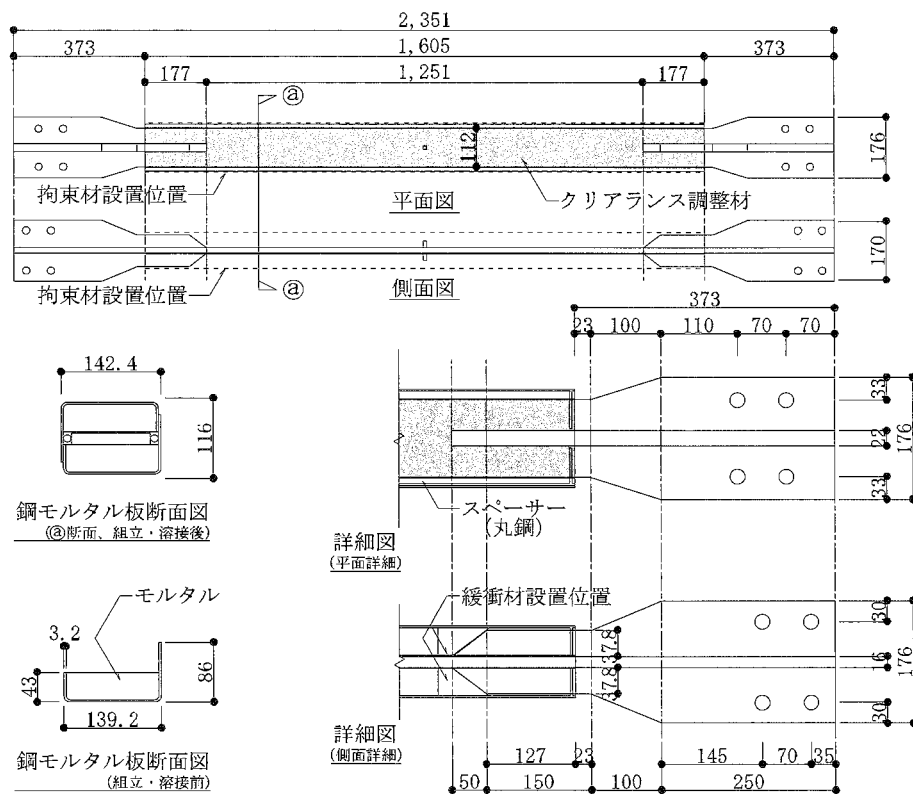


図 3.2 a) 試験体図面

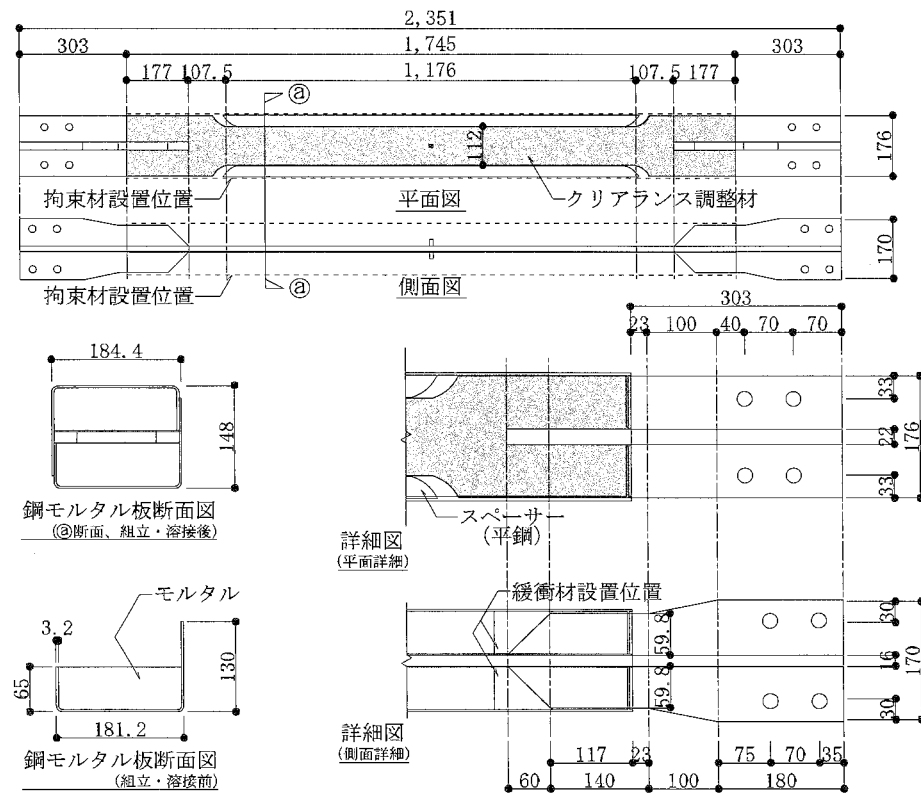
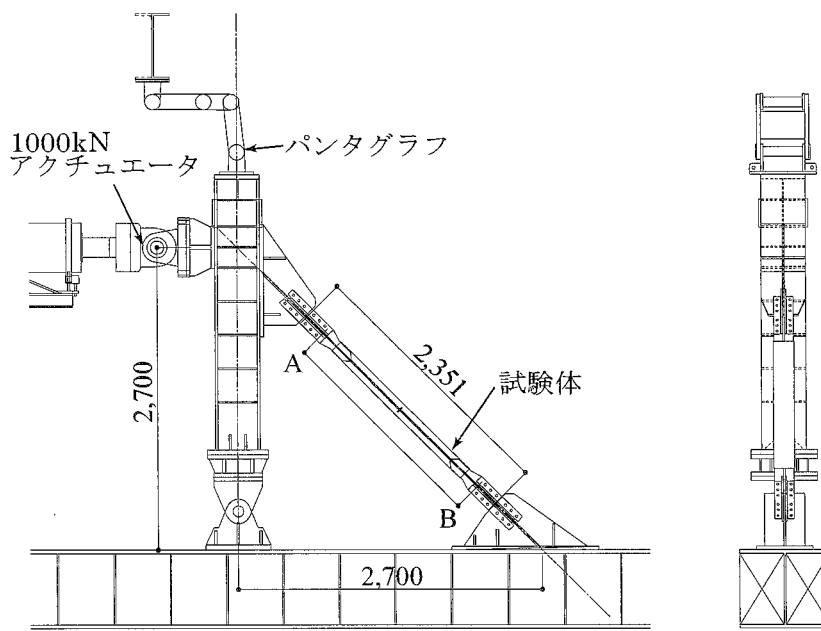


図 3.2 b) 試験体図面

2) 載荷

載荷は図 3.3 に示すように 1000kN アクチュエータを使用し、軸方向変位制御による一定歪振幅繰返し載荷とする。試験体の軸方向変位 δ は、芯材の第一ボルト孔間（図 3.3、A~B 間）の変位を試験体の両サイドに設置した変位計で測定し、その平均値とする。

載荷装置は柱脚部をピン支持とし、試験体を 45 度の角度で設置する。柱頭部には面外方向の変形を拘束するためのパンタグラフを設置する。試験体や治具の慣らし運転のための載荷 (LYB-15E、LYH-15E では降伏歪 ε_y の 1/3 を 1 回、LYB-05、LYH-05 では $1/3\varepsilon_y$ と 0.25% を各 1 回、LYB-10、LYH-10 では $1/3\varepsilon_y$ と 0.5% を各 1 回、LYB-30、LYH-30 では $1/3\varepsilon_y$ 、0.5% と 1.0% を各 1 回) を行った後、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する。



3. 4 実験結果

1) 载荷状況

各試験体の実験結果を表 3.4 に、 P/P_y と ε の関係を図 3.4 に各々示す。全ての試験体は引張破断で実験を終了したが、LYB-05、LYB-10、LYB-30、LYH-10、LYH-30 においては、若干の強軸方向への変形も見られた。LYB-15E と LYB-05 はどちらも上端側のリブ付近で破断した。これはリブ溶接の熱影響部であることおよび断面変化による応力集中が生じたものと考えられる。既往の研究⁴⁹⁾で指摘した通り、1.0%歪振幅未満では LYB はリブ溶接部で破断することを確認した。また、 $P/P_y - \varepsilon$ 関係によると、歪振幅 0.5%以上では、繰返し载荷時に歪硬化によるものとみられる引張側の荷重上昇を確認したが、歪振幅 $1.5\varepsilon_y$ では顕著な荷重上昇が確認できなかった。

表 3.4 実験結果

試験体	終局時载荷回数	耐用回数	終局状況	破壊位置
LYB-30	3.0%歪11回目引張側	10	引張破断	芯材中央
LYB-10	1.0%歪124回目引張側	123	引張破断	芯材中央
LYB-05	0.5%歪726回目引張側	725	引張破断	リブ溶接部付近
LYB-15E	1.5 ε_y 歪3050回目引張側	3049	引張破断	リブ溶接部付近
LYH-30	3.0%歪10回目引張側	9	引張破断	芯材中央
LYH-10	1.0%歪111回目引張側	110	引張破断	芯材中央
LYH-05	0.5%歪756回目引張側	755	引張破断	芯材中央
LYH-15E	1.5 ε_y 歪3700回目引張側	3699	引張破断	R部

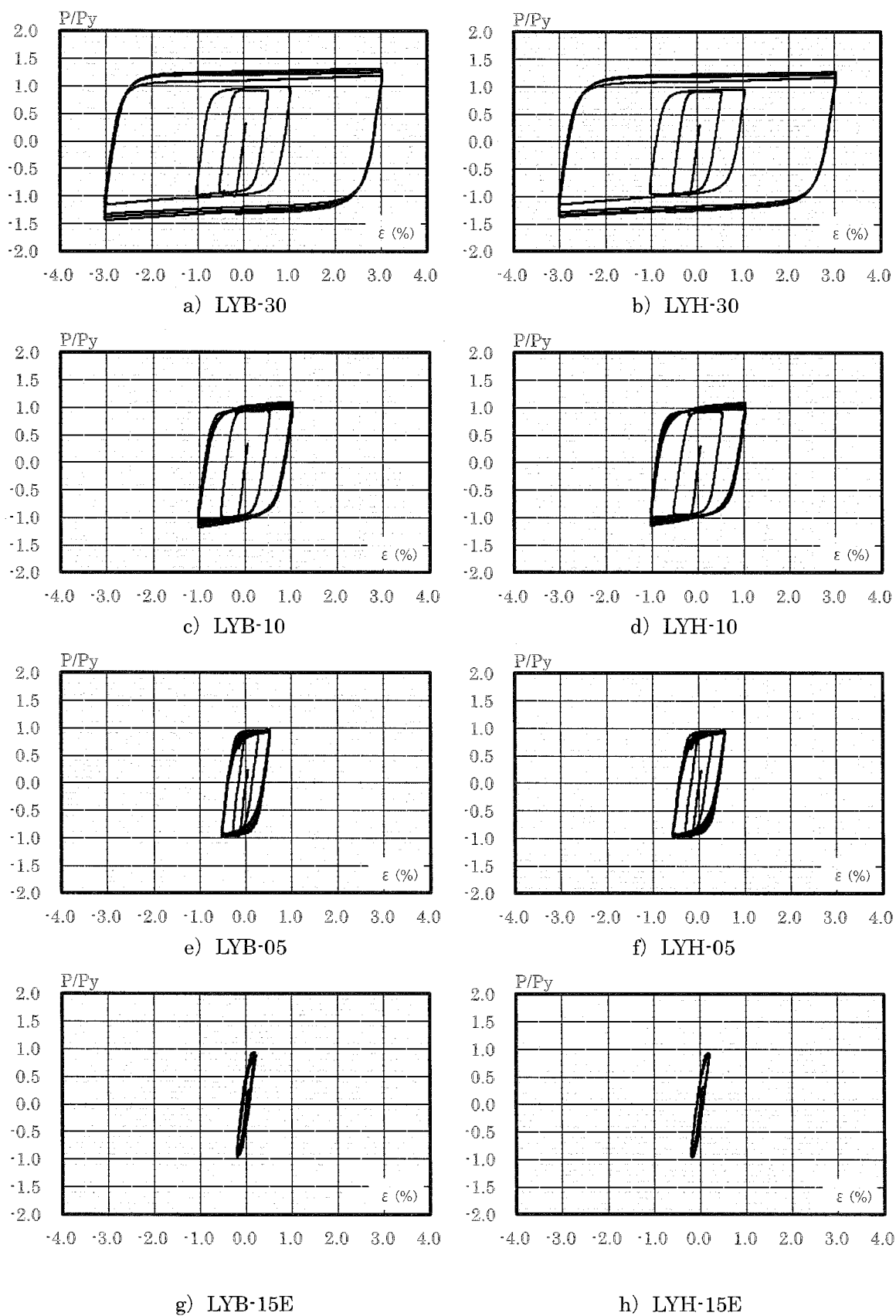


図 3.4 $P/P_y - \epsilon$ 関係

2) 最終状況

芯材の破壊状況を図 3.5 に示す。図 3.5 は左端を載荷時の上側、右端を載荷時の下側とし、芯材の破断箇所を白線で囲い、各々示している。



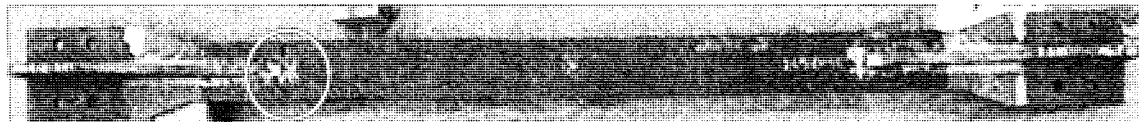
a) LYB-30



b) LYB-10



c) LYB-05



d) LYB-15E



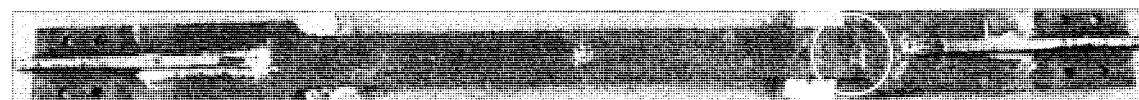
e) LYH-30



f) LYH-10



g) LYH-05



h) LYH-15E

図 3.5 芯材の破壊状況

以下に各試験体の実験経過を示す。

- LYB-30：11回目引張側、塑性化部中央部付近で破断した。3.0%歪振幅で拘束材にも強軸変形の形跡が見られた。
- LYB-10：124回目引張側、塑性化部中央部付近で破断した。1.0%歪振幅では圧縮側、引張側で降伏耐力比が徐々に大きくなった。
- LYB-05：726回目引張側、塑性化部端部のリブ溶接部で破断した。強軸側にも若干の変形が見られた。
- LYB-15E：3050回目引張側、塑性化部端部のリブ溶接部で破断した。実験後芯材の確認を行ったが、弱軸、強軸方向ともに顕著な変形は見られなかった。
- LYH-30：10回目引張側、塑性化部中央付近で破断した。LYBほどではないが、弱軸方向に変形が見られる。1.0%歪振幅と同様、圧縮側での耐力上昇が見られた。
- LYH-10：111回目引張側、塑性化部中央付近で破断した。圧縮側の耐力上昇が引張側に比べ、やや大きかった。
- LYH-05：756回目引張側、塑性化部中央付近で破断した。実験後芯材の確認を行い、弱軸方向への若干の変形を確認した。
- LYH-15E：3700回目引張側、R部で破断した。実験後芯材の確認を行ったが、弱軸、強軸方向ともに顕著な変形は見られなかった。

また、実験後の芯材の塑性化部長さの測定結果を表 3.5 に各々示す。歪振幅 3.0%の LYB-30 と LYH-30、歪振幅 1.0%の LYB-10、LYH-10 とも、芯材が破断したサイドの塑性化部長さが長くなっている。歪振幅 0.5%の LYB-05 においても、芯材が破断したサイドの塑性化部長さが長くなっている。歪振幅 0.5%の LYH-05 は芯材が破断したサイドと逆側の塑性化部長さが長くなっている。ただし、LYH-05 においては芯材の破断部が芯材中央の滑り止め溶接部の真下であることから、熱影響により、局所伸びが生じる前または局所伸びが生じた早期の時点で、熱影響部を起点に破断が生じた可能性がある。

歪振幅 $1.5\epsilon_y$ の LYB-15E と LYH-15E においては、芯材が破断したサイドと逆サイドの塑性化部長さに差がない。载荷振幅が微小であり、芯材の座屈モードも確認できなかったことから、断面変化のある塑性化部端部に応力集中したと考えられる。

表 3.5 芯材塑性化部長さ

試験体	実験後		実験前	
	塑性化部上部 mm	塑性化部下部 mm	塑性化部上部 mm	塑性化部下部 mm
LYB-30	652	627	620	619
LYB-10	620	613	619	620
LYB-05	631	606	619	619
LYB-15E	618	618	619	619
LYH-30	615	581	583	582
LYH-10	604	570	583	582
LYH-05	586	579	583	582
LYH-15E	582	582	582	582

3.5 性能評価

1) 疲労性能

LY材を用いた試験体の耐用回数 N_t 、疲労線図(歪振幅 ε (%)と耐用回数 N_t の関係)を表3.4、図3.6に各々示す。あわせて、SN材を用いた既往の研究⁴⁹⁾の試験体のうち、拘束指標 R が同等のもの、歪振幅 ε (%)が3.0%以下のものを抽出し、疲労線図を図3.6に重ねて示す。近似曲線の歪振幅 ε と耐用回数 N_t はLY材、SN材の両タイプともに両対数軸上で線形関係になっている。BRBSMのLYBとLYHの疲労線図は下式で表すことができる。

$$\varepsilon_{LYB} = 9.7965 N_t^{-0.482} \quad (3.1)$$

$$\varepsilon_{LYH} = 8.6592 N_t^{-0.459} \quad (3.2)$$

ここで、 ε_{LYB} : LYBの歪振幅(%), ε_{LYH} : LYHの歪振幅(%), N_t : 耐用回数
また、既往の研究⁴⁹⁾から抽出したSNBとSNHの疲労線図は、同様に下式で表すことができる。

$$\varepsilon_{SNB} = 9.0906 N_t^{-0.491} \quad (3.3)$$

$$\varepsilon_{SNH} = 8.0187 N_t^{-0.400} \quad (3.4)$$

ここで、 ε_{SNB} : SNBの歪振幅(%), ε_{SNH} : SNHの歪振幅(%), N_t : 耐用回数

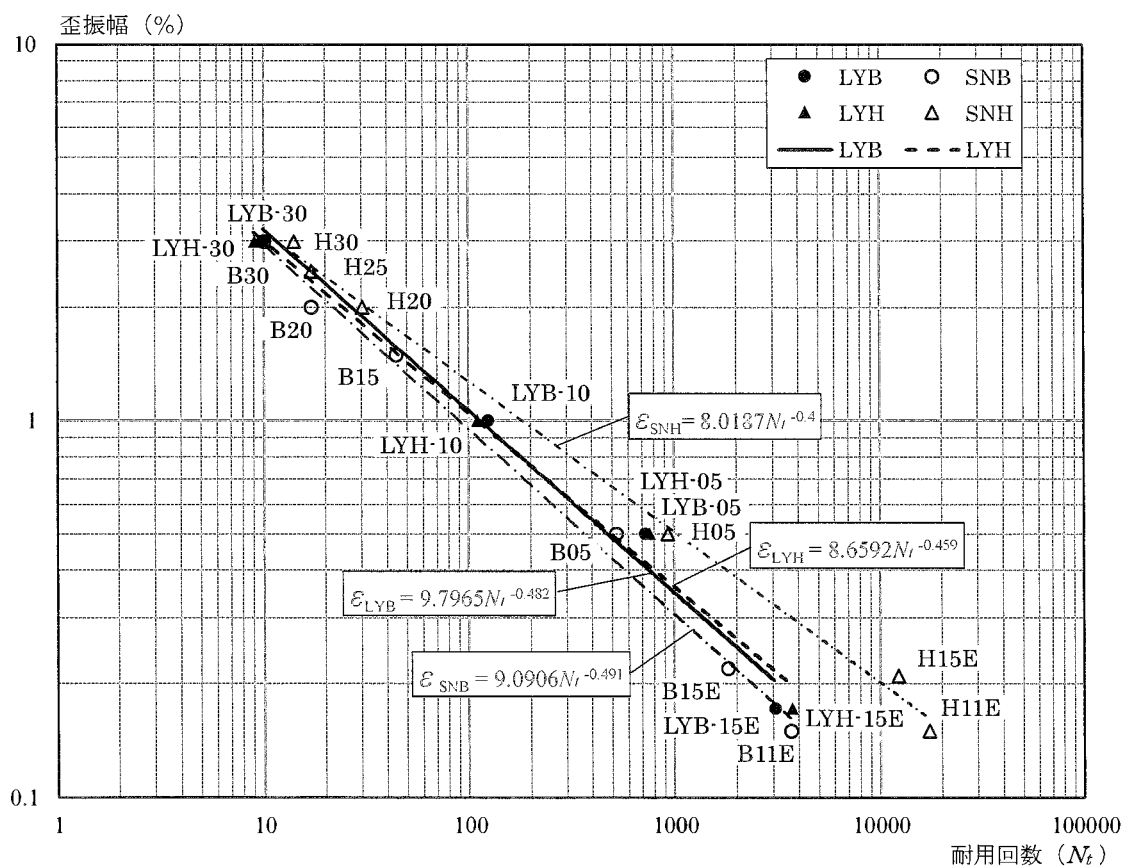


図 3.6 疲労線図

歪振幅の大小に関わらず概ね同じとなったが、1.0%よりも小さい歪振幅の範囲では、歪振幅が小さくなるにつれてLYHがLYBよりも若干高い疲労性能を示した。これは、R部よりもリブ溶接による熱影響部の疲労性能が低く、耐用回数に差が生じたと考えるが、その差は後述するようにSNBとSNHほど顕著には現れていない。

既往の研究によると、LY235（下降伏点：240 N/mm²）の素材の耐用回数は、歪速度0.1%/sのもとで、歪振幅3.0%では400回、0.5%歪振幅では23,000回程度と報告されている^{64),65)}。すなわち、BRBSMでは、3.0%歪振幅では、LYBが11回で約1/36、LYHが10回で約1/40と素材の耐用回数より小さな値となっている。また、小さな歪振幅である0.5%歪振幅では、LYBが726回、LYHが756回と共に素材の約1/30とさらに小さくなっている。高次座屈モードが存在するBRBSMは、中央から塑性化部端部になるに連れて平均軸歪の負担が大きくなり³⁵⁾、局所的な歪みが大きくなっていること、また、断面変化のある塑性化部端部に応力集中することが要因であると考えられる。

2) SN材とLY材の疲労性能の比較

既往の研究⁴⁹⁾では、SNBとSNHは歪振幅3.0%以上では母材の疲労性能で決まり、性能に差がないことを指摘している。LYB、LYHでも同様の結果となった。一方で、LYB、LYHの耐用回数は歪振幅が小さくなるほど、SNHを下回っている。これは、座屈モードが生じない（芯材塑性化部に座屈による局所的な歪が生じないまたは歪が小さい）条件下では、断面変化による応力集中部に繰返し変形による歪が集中する。SN材においては、歪硬化の影響が大きく降伏棚が短いことから応力集中時に早期に歪硬化が始まり、LY材よりも応力集中が緩和されたと考えられる。

なお、本章の検討によれば、一定歪振幅繰返し载荷を受けるBRBSMにおいては、歪振幅3.0%から1.5 ϵ_y の範囲において、素材の破断時伸びと耐用回数に明確な相関性がみられず、累積エネルギー吸収能力には素材の伸び性能以外のパラメータが影響すると考えられる。本検討の範囲においては、クリアランス比や高次座屈モード数が異なること、歪硬化の影響が、耐用回数に影響を及ぼすと考えられるが、この点は今後、引続いての検討課題となる。

3) 累積塑性歪エネルギー率 (ω)

累積塑性歪エネルギー率 ω と歪振幅 (%) の関係を図 3.7 に示す。

ω は復元力特性から算出した累積塑性歪エネルギーを芯材の降伏荷重 P_y と弾性限界変形量を乗じた値で除した無次元化量である。

LYH の累積塑性歪エネルギー率 ω は小振幅の場合、LYB よりやや向上する。0.5%歪振幅において、LYB、LYH 共にエネルギー吸収が最も大きくなる。こちらも歪振幅が小さくなるにつれ、LYH の性能が向上する。

4) 圧縮引張耐力比 (α)

圧縮引張耐力比 ($\alpha = P_c$ (圧縮耐力) / P_t (引張耐力)) の上昇を表 3.6 に示す。各歪振幅後の α を平均すると、LYB-15E ($\alpha=1.02$)、LYB-05 ($\alpha=1.01$)、LYB-10 ($\alpha=1.05$)、LYH-15E ($\alpha=0.98$)、LYH-05 ($\alpha=1.00$)、LYH-10 ($\alpha=1.02$) となり、引張力と圧縮力に差がない安定した性能を示す。歪振幅が大きくなるにつれ、圧縮側の耐力が大きくなるが、これも既往の研究⁴⁹⁾と同様にポアソン比の影響で芯材が変形していること、座屈モードの形成により、芯材と拘束材が接触し、接触部で摩擦力が生じている。

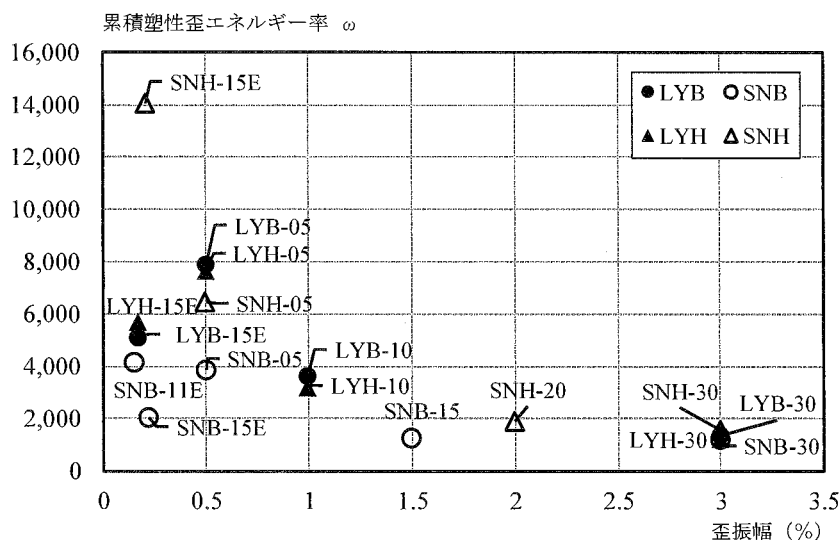


図 3.7 累積塑性歪エネルギー率 ω - 歪振幅関係

表 3.6 圧縮引張耐力比

試験体	圧縮降伏耐力比	引張降伏耐力比	圧縮引張耐力比 (最小-最大)	座屈モード数	ω
LYB-30	1.45	1.32	0.96-1.21	13	1,344
LYB-10	1.13	1.07	1.03-1.09	11	3,588
LYB-05	0.98	0.97	1.02-1.03	14	7,860
LYB-15E	0.91	0.90	0.98-1.06	—	5,068
LYH-30	1.37	1.27	0.98-1.14	11	1,182
LYH-10	1.07	1.05	1.01-1.04	11	3,148
LYH-05	0.94	0.94	1.03-1.03	13	7,630
LYH-15E	0.89	0.91	1.02-1.02	—	5,670

3.6 まとめ

本章では、BRBSM の芯材塑性化部長さの適切な設定を行う上で重要となる、軸歪ごとの疲労性能について検討している。芯材に LY 材を用いた BRBSM に関して、B タイプと H タイプの疲労実験を行い、既往の研究における芯材に SN 材を用いた B タイプと H タイプとの比較も行い、以下の知見を得た。

- 1) LYB、LYH ともに、塑性域での歪振幅 ε と耐用回数 N_t の関係は両対数軸で線形関係となり、LY 材においても SN 材と同様に、その疲労性能の推定が可能である。
- 2) LYH の耐用回数は歪振幅 1.0%未満の範囲で LYB よりも若干多くなり、設計クリアランス比 12.5%において、歪振幅 0.5%で 1.04 倍、歪振幅 $1.5 \varepsilon_y$ において 1.21 倍となる。
- 3) LYH、LYB の耐用回数は歪振幅が小さくなるほど、SNH よりも少なくなる。
- 4) 拘束指標 R が 2.9 以上の LYB、SNB において、歪振幅 1.0%未満の範囲では、熱影響のあるリブ溶接部で芯材が引張破断に至る。
- 5) 拘束指標 R が 8.7 以上の LYH において、歪振幅 1.0%以上の範囲では、母材にて引張破断が生じ、 $1.5\varepsilon_y$ の微小振幅においては、SNH と同様に断面変化のある塑性化部端部の R 部で芯材が引張破断に至る。
- 6) 一定歪振幅繰返し载荷を受ける BRBSM においては、歪振幅 3.0%から $1.5 \varepsilon_y$ の範囲において、素材の破断時伸びと耐用回数に明確な相関性がみられず、累積エネルギー吸収能力には素材の伸び性能以外のパラメータが影響する。なお、本検討の範囲においては、クリアランス比や高次座屈モードの形成の過程、歪硬化の影響が耐用回数に影響を及ぼすと考えられるが、この点は今後、引続いての検討課題となる。

第4章 高品質と低コストを実現するBRBSMのクリアランス調整工法

4.1 はじめに

第3章の疲労性能式は引張破断に至ったBRBSMの実験結果を用いて作成しており、仮にBRBSMが部材座屈または局部破壊に至った場合は、その耐用回数が疲労性能式を下回る可能性がある。BRBの設計における基本事項は鋼構造制振設計指針¹⁹⁾や鋼構造座屈設計指針²⁰⁾等で整理されており、設計上の配慮を要する項目として、拘束材や接合部の設計、拘束材の局部破壊の防止、適切なクリアランスの確保などが挙げられている。中でも、適切なクリアランスの確保はBRBの性能に大きく影響することが指摘されており、その値が大きすぎると芯材の一部で座屈モードの振幅が大きくなり、局部変形が生じやすくなる。小さくなりすぎると圧縮時の芯材の体積膨張で芯材と拘束材間に摩擦力が生じ、圧縮力が上昇して拘束材ごと部材座屈を生じる²⁰⁾。その値の適切な設定、製作上の厳密な管理が必要であり、BRBのクリアランスを対象とした研究も進められている^{例えは66),67)}。

ただし、その具体的な値はBRBの形状、製作上の都合も勘案して決定する必要があり、一概に設定することは難しい。現実にはさまざまなBRBで最適なクリアランスを個別に検討する必要があり、各々のBRBでクリアランス調整工法や調整に用いる材料、品質管理手法を追究することが重要となる。

ここで、BRBSMではクリアランスをクリアランス比（芯材と拘束材の間のクリアランス寸法を芯材の板厚で除した値）で管理している^{例えは32),50)}。最小のクリアランス比は最大軸歪に鋼材の塑性時ポアソン比を乗じた値（最大軸歪3.0%においては $3.0\% \times 0.5 = 1.5\%$ ）とし、最大のクリアランス比は15%未満とすることを推奨し、その値を実現するクリアランス調整工法として、これまでにブチルゴムを芯材全面に貼付ける工法を採用してきた^{例えは45)}。

ブチルゴムは芯材の位置を保持しつつ、モルタル表面の不陸にも追従可能な硬度を有している。ロール状で市販されており、芯材形状にあわせた切断、貼付けが可能でクリアランスを調整することができる。一方で、自己粘着力が強く、一度貼付けるとその位置の調整および貼替えが困難なため、貼付け作業に時間を要すること、圧縮復元性が100%でなく過度に加圧して塑性変形させると目標とするクリアランス寸法を満たせなくなること、押出機の吐出力の関係上1mm以下の厚みでの安定した材料供給が難しく、より小さいクリアランス比を実現するためには、モルタル表面の精密な平滑化処理が必要不可欠になることといった製作性に関する課題を有している。

本章では、これらの製作性の課題のうち、貼付けの作業性を改善するクリアランス調整工法に関する検討を行う。まず、BRBSMの種類と構成部品、クリアランス調整に用いる材料とその貼付け位置、方法を整理し、クリアランス調整工法を分類する。次いで、クリアランス調整工法の中から材料の総量や製作時間、コストに大幅な増加がなく、製作性の改善が期待できる工法とそれに対応した要求性能を抽出し、評価項目を設定する。設定したクリアランス調整工法が従来のクリアランス調整工法と同等以上の性能を有することを実験的に確認し、あわせて実例を踏まえたコストに関する検討も行い、その有効性について検討する。

4.2 クリアランス調整工法

1) クリアランス調整工法の種類

BRBSMのBタイプ、Hタイプ（Rタイプ）は芯材の形状、構成部品に多少の違いがあるものの、クリアランス調整に関しては共通してブチルゴムを芯材全面に貼付ける仕様としていた（図1.11）。しかし、製作性の改善に焦点を置くと、クリアランス調整材をブチルゴムに限定する必要はなく、その貼付け面も芯材全面に限定する必要はない。そこで、考えられるクリアランス調整材の貼付け位置、貼付け方法とクリアランス調整に用いる材料の一例を抽出し、図4.1に示す。貼付け位置は芯材以外にもモルタル表面、芯材強軸方向に配置するスペーサー（丸鋼等）の表面などが考えられ、貼付け方法は各々で全面に貼付けする、または部分的に貼付けすることが考えられる。材料は2つの鋼モルタル板と芯材を重ね合わせ、溶接で一体化するまでの間に芯材を一定の位置に保持できるものであれば採用できる可能性があり、代表的な建築材料を文献(68)から抽出して示している。ただし、現実的に採用可能な材料は組立時に芯材の位置保持が可能な硬度を有し、その一方で、地震力等による圧縮力負担時にはポアソン比による体積膨張に適切に追従、変形し、座屈モード形成時における芯材と拘束材の接触時にも芯材と拘束材間に過度な摩擦力を生じさせない硬度あるいは変形追従性、低摩擦性を有することが求められる。また、1.0mm以下の精度で微調整が可能な製作性、溶接で併合する際の熱に対する耐熱性なども求められるため、例えば芯材と同材質の鋼材や1.0mm以下の精度での微調整に手間を要する石材、ガラスなどは採用するには不適である。

従って、本論では考えられる組合せのうち、材料については従来のブチルゴム以外に高分子材料の樹脂シート（フッ素樹脂シート）に着目する。フッ素樹脂シートは従来のクリアランス調整でも使用する金尺（直尺、曲尺）、カッターのみで切断が可能であり、貼付けも手作業で行える。従来の工法と大差ない作業でクリアランス調整が可能であり、同等の製作性を実現できる可能性が高い。図4.2に抽出したクリアランス調整工法の模式図を示す。

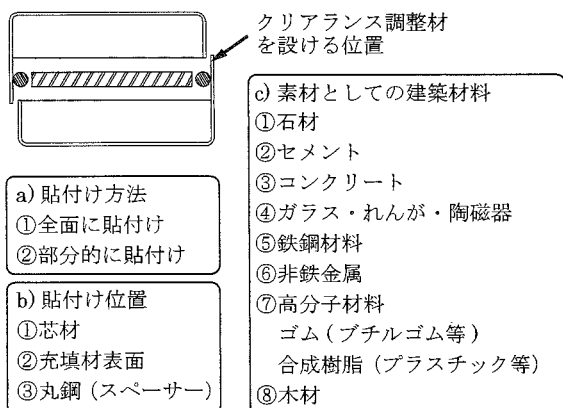


図 4.1 クリアランス調整材の貼付け位置

クリアランス調整材料	ブチルゴム	フッ素樹脂シート
クリアランス調整材貼付け位置		
芯材と充填材（モルタル等）の間	 ブチルゴム B11-BA1, B7-BA1, H7-BA1, B7-BP1	 フッ素樹脂シート B7-FP1
スペーサー（丸鋼）と充填材（モルタル等）の間	 ブチルゴム -	 フッ素樹脂シート B11-FP1, B11-FP2
スペーサー（平鋼）と充填材（モルタル等）の間	 ブチルゴム -	 フッ素樹脂シート B11-FP3, H7-FP1

図 4.2 クリアランス調整工法の模式図

2) クリアランス調整工法抽出のための予備実験

図 4.2 に抽出したクリアランス調整工法のうち、製作性の改善が期待できる工法を抽出するための予備実験を行う。予備実験では各工法の材料の総量、製作時間、コストに関して検討し、材料の切断、貼付け、貼付けた材料の除去およびその再利用を図 4.3 に示す部品の範囲で検討する。

予備実験の結果を表 4.1 に示す。なお、表 4.1 ではクリアランス調整にかかる時間とコストを Case4 を基準に比率で示しており、材料単価は 2020 年 12 月時点での流通価格とし、ブチルゴムは 0.19 円/cm²、フッ素樹脂シートは 0.2mm 厚で 0.50 円/cm²、1.0mm 厚で 2.66 円/cm²とし、製作単価は国交省が示す 2020 年 3 月から適用する公共工事設計労務単価表⁶⁹⁾の普通作業員(東京)の単価 21,500 円を使用し、1 日の所定労働時間を 8 時間として計算する。

予備実験の範囲では、ブチルゴムを芯材を模した平板全面に貼付けし、その縁に沿って材料を切断するだけの Case1 の製作時間が最短となる。実際のクリアランス調整においては、芯材が長く、貼付け面積が増大すること、拘束材リブ付近や芯材中央のズレ止め付近、H タイプにおいては塑性化部端部の R 部での切断、貼付けに手間を要するため、Case1 と他の Case の製作時間の差はこれよりも小さくなる。また、前述の通り、ブチルゴムは自己粘着力が強く、一度貼付るとその位置の調整及び貼替えが困難である。実際に予備実験の範囲においても、工具を用いずに手作業でその全てを除去することは困難であり、除去した材料の再利用も不可能であった。

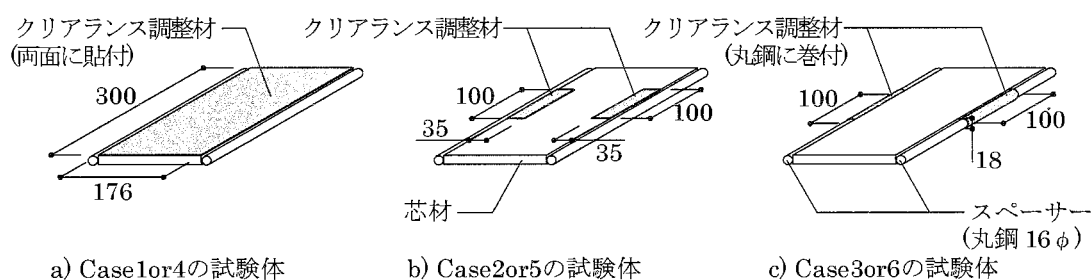


図 4.3 クリアランス調整工法の予備実験

表 4.1 予備実験の結果

予備 実験	クリアランス調整					製作時間				コスト (除去を除く)			クリア ランス 調整材 の再利用
	材料			貼付 位置	貼付 場所	切断	貼付	切断 + 貼付	除去	材料	製作	合計	
	種類	厚さ mm	貼付 面積 cm ²										
Case1	ブチル ゴム	1.0	1056	芯材	全面	0.27	0.20	0.23	困難	0.07	0.23	0.08	不可能
Case2		1.0	140		一部	1.83	0.50	1.07		0.01	1.07	0.05	
Case3		1.0	110	スペーサー	一部	1.50	0.75	1.07		0.01	1.07	0.05	
Case4	フッ素 樹脂 シート	1.0	1056	芯材	全面	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	可能
Case5		1.0	140		一部	1.67	1.00	1.29	1.33	0.13	1.29	0.17	
Case6		0.2	540	スペーサー	一部	1.08	1.25	1.18	1.20	0.10	1.18	0.13	

一方、フッ素樹脂シートを用いた Case4~6 では、フッ素樹脂シートは簡単に除去でき、その再利用も可能である。位置の調整、貼替えが容易であり、これまでの課題の改善が期待できる。ただし、フッ素樹脂シートを芯材を模した平板全面に貼付ける Case4 は、予備実験の範囲でも材料にかかるコストがその他の Case の 7 倍以上となり、コスト面でその他の Case に劣るため、本論では検討から除く。従って、本論では芯材または芯材の側面に配置するスペーサーにクリアランス調整材を部分的に貼付け、目標のクリアランス比を満たす工法を抽出し、検討する。

ブチルゴムを芯材全面に貼付ける従来のクリアランス調整工法を BA 工法とし、フッ素樹脂シートを芯材または芯材の側面に配置するスペーサー（丸鋼、角鋼）に部分的に貼付けるクリアランス調整工法を FP 工法とする。あわせて、ブチルゴムを芯材またはスペーサーに部分的に貼付けるクリアランス調整工法を BP 工法とし、本論ではブチルゴムの貼付け面積を減らしても BA 工法と同等以上のクリアランス調整が可能か確認すること、BP 工法と FP 工法で性能に差が生じるか確認することを目的に、ブチルゴムを芯材に貼付ける組合せを抽出して検討する。各工法の比較実験をもって、FP 工法、BP 工法で BA 工法と同等以上に BRBSM のクリアランス調整が可能か確認する。

3) クリアランス調整工法における要求性能

1)、2) の検討をもとに BRBSM を製作する上でクリアランス調整工法に求められる主な要求性能として、以下の 4 点を抽出する。

①製作性

クリアランス調整に要する製作の工数、製作時間が少ないこと。

②コスト（材料の総量および製作時間）

クリアランス調整に用いる材料の総量および製作時間が少なく、低コストなクリアランス調整を実現すること。

③生産信頼性

クリアランス調整の際の組立後のクリアランス比の平均値が推奨値である 15%未満に納まること。

④安全性（構造性能）

クリアランス調整の工法が BRBSM に求められる構造性能（エネルギー吸収性能（累積塑性歪エネルギー率）、安定した復元力特性（圧縮引張耐力比等）を実現すること。

本論ではこれらの 4 つの要求性能を評価軸とし、実験的な検討による定量的な評価を以って、FP 工法および BP 工法が BA 工法と同等以上の性能を有することを確認する。

4. 3 要求性能に対応した比較実験

1) 試験体の設定

FP 工法、BP 工法と BA 工法の比較にあたり、B タイプと H タイプの試験体を設定する。試験体一覧を表 4.2 に、各試験体の平面と断面を図 4.4 に示す。試験体名称は芯材のタイプ、芯材の幅厚比、クリアランス調整工法、数字の組合せとしており、例えば B タイプの幅厚比 11、BA 工法の試験体は B11-BA1、H タイプの幅厚比 7、FP 工法の試験体は H7-FP1 としている。芯材の鋼種は SN400B、拘束材は SS400 とする。クリアランス調整材にはブチルゴム、フッ素樹脂シートを採用する。

表 4.2 試験体一覧（芯材・クリアランス調整の仕様）

試験体名	芯材							クリアランス調整			
	材質	σ_y N/mm ²	L mm	L _p mm	b _c × t _c mm	幅厚比	P _y kN	材料	クリアランス比		
									測定値 (組立前)	測定値 (組立後)	
B11-BA1	SN400B	291.3	2351	1251	176×16	11	820.3	ブチルゴム	12.42	9.60	
B11-FP1								フッ素樹脂シート	7.39	2.14	
B11-FP2								フッ素樹脂シート	7.02	4.65	
B11-FP3								フッ素樹脂シート	8.32	6.86	
B7-BA1		301.1			112×16	7	539.6	ブチルゴム	12.42	9.97	
B7-FP1								フッ素樹脂シート	10.68	8.13	
B7-BP1								519.1	ブチルゴム	24.46	8.69
H7-BA1									ブチルゴム	12.42	8.55
H7-FP1									フッ素樹脂シート	7.27	4.57

表 4.2 試験体一覧（拘束材の仕様）

試験体名	拘束材（鋼材）					充填材		I _r (×10 ⁴) mm ⁴	P _E kN	R		
	材質	σ_{yr} N/mm ²	L _r mm	t _r mm	B _r × H _r mm	種類	圧縮試験 実験値 N/mm ²					
B11-BA1	SS400	293	1605	3.2	206.4×118	モルタル	60.9	631	2309	2.8		
B11-FP1					218.4×118			663	2427	3.0		
B11-FP2					308			142.4×114	69.9	421	1541	2.9
B11-FP3								54.7	3.0			
B7-BA1		293					1765	184.4×118	60.9	572	2093	4.0
B7-FP1												
B7-BP1												
H7-BA1												
H7-FP1												

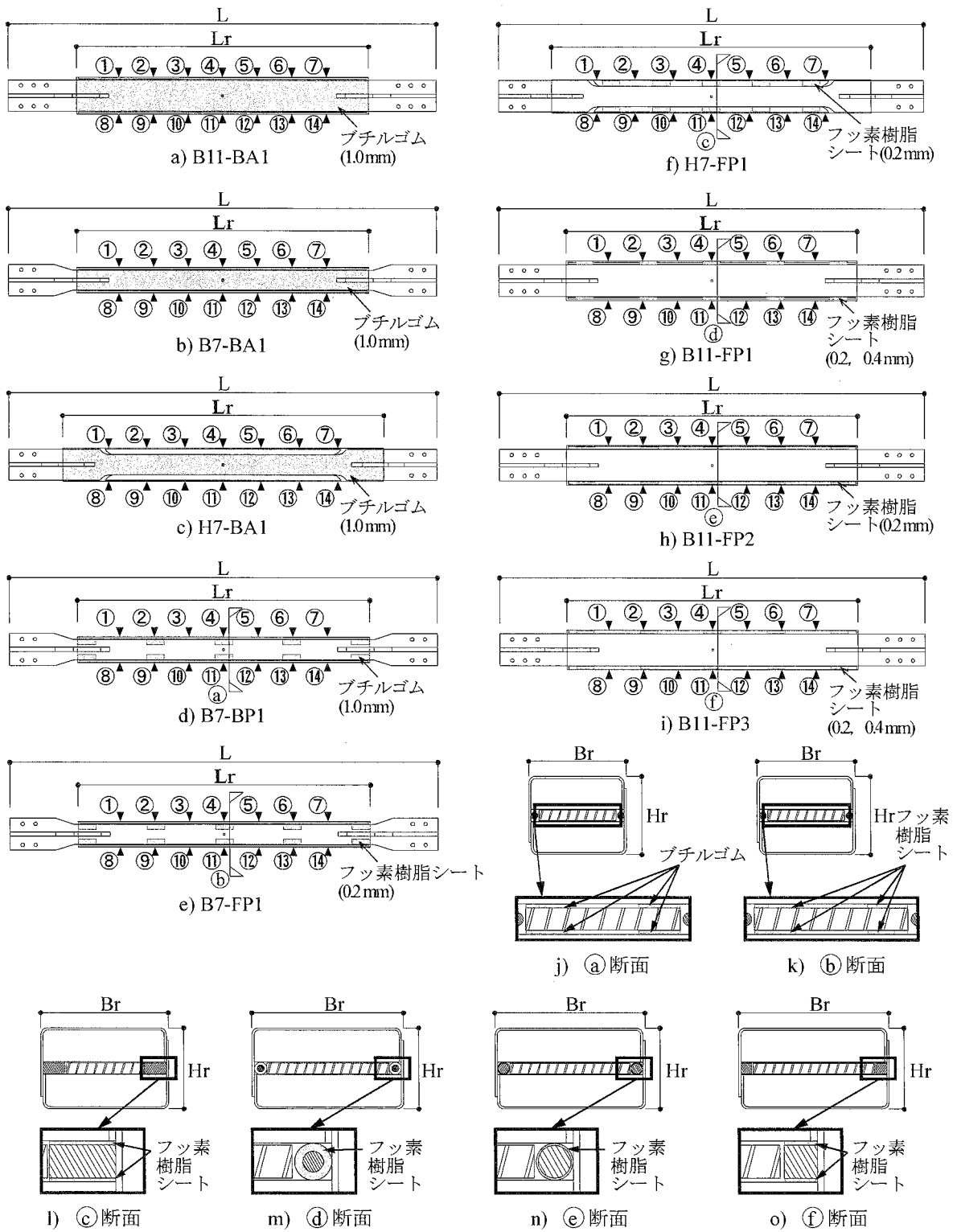


図 4.4 試験体図面

①B タイプ試験体

B タイプの試験体は BA 工法によるものを 2 体、FP 工法によるものを 4 体、BP 工法によるものを 1 体製作する。

B11-BA1、B7-BA1 は芯材表裏全面にブチルゴムを貼付けた試験体とし、B11-BA1 の芯材、拘束材寸法などは既往の研究²⁹⁾の標準的な試験体 (S1、K1 試験体) に揃え、拘束指標 $R \approx 3.0$ とする。B7-BA1 は、芯材の塑性化部長さ、リブの長さ高さ、拘束材へのリブ貫入部長さを B11-BA1 に揃え、芯材の幅厚比を H7-BA1 に揃えている。拘束材寸法は拘束指標 $R \approx 3.0$ になるよう設定する。芯材強軸方向には各々、丸鋼を配置する。

B7-FP1、B7-BP1 は芯材の表裏に図 4.4 に示す通り、ブチルゴムまたはフッ素樹脂シートを部分的に貼付けた試験体とする。1 か所あたりのブチルゴムまたはフッ素樹脂シートのサイズは $30\text{mm} \times 100\text{mm}$ とし、貼付け枚数は B7-FP1 で全ての位置で 2 枚、B7-BP1 で芯材中央部と端部が 2 枚、その他の位置が 1 枚とする。芯材、拘束材寸法などは B7-BA1 と揃え、芯材強軸方向には各々、丸鋼を配置する点も同じとする。

B11-FP1、B11-FP2、B11-FP3 は芯材側面の丸鋼または角鋼にフッ素樹脂シートを巻付けまたは貼付ける試験体とする。芯材寸法は B11-BA1 と同一だが、フッ素樹脂シートを巻付けまたは貼付ける芯材側面の丸鋼または角鋼の直径が増えるため、その分拘束材の幅を増やしている。巻付けまたは貼付けの仕様は、B11-FP1 は丸鋼 10ϕ に 0.4mm 厚のフッ素樹脂シートを 7.5 回、その上に重ねて 0.2mm 厚のフッ素樹脂シートを 1.5 回巻付けている。B11-FP2 は丸鋼 16ϕ に 0.2mm 厚のフッ素樹脂シートを 2.5 回巻付けている。B11-FP3 は角鋼 $16 \times 16\text{mm}$ の表に 0.4mm 厚のフッ素樹脂シートを 1 枚、裏に 0.2mm 厚のフッ素樹脂シートを 2 枚貼付けている。巻付けまたは貼付けには市販の強力両面テープ (0.23mm 厚) を用い、それぞれ両面テープの厚みも加算したクリアランス調整材の厚みで目標のクリアランス寸法を確保するよう計画する。

②H タイプ試験体

H タイプの試験体は BA 工法によるもの、FP 工法によるものを各々 1 体製作する。芯材形状は B11-BA1 の形状をベースに芯材塑性化部に絞り (R 部) を設けている。芯材強軸方向のディテールが B タイプとは異なるため、拘束材の幅も必要最低限に減じている。

H7-BA1 は芯材表裏全面にブチルゴムを貼付けた試験体とし、H7-FP1 は芯材の側面に配置するスペーサーの表裏に 0.2mm 厚のフッ素樹脂シートを 2 枚貼付けた試験体とする。

2) 製作性

製作実験は試験体にクリアランス調整材を実際に貼付け、その工数、製作時間等の比較を行う。クリアランス調整にかかる工数、製作時間、コストの一覧を B11-BA1 を基準に比率とし、表 4.3 に示す。BA 工法の試験体に着目すると、B11-BA1、B7-BA1 が H7-BA1 よりも製作にかかる時間に優れており、B タイプの製作に関する優位性が数値化されている。

①B タイプ試験体

B タイプにおける BP 工法、FP 工法と BA 工法の試験体を比較すると BP 工法は材料の切断、貼付けまたは巻付け時間とも減少しており、貼付けまたは巻付け位置を限定することで、製作性が向上している。FP 工法は全ての試験体で貼付けまたは巻付けの時間が減少しているが、材料の切断においては、B7-FP1、B11-FP2 が若干の製作時間の減少となっており、B11-FP1、B11-FP3 については、製作にかかる時間が増加した。これは複数の厚みのフッ素樹脂シートを使用していること、それにより貼付けに要する両面テープの切断回数が増えることによる。

②H タイプ試験体

H タイプにおける BA 工法および FP 工法の試験体を比較すると、FP 工法の H7-FP1 が材料の切断および貼付けまたは巻付け時間ともに減少している。H タイプは芯材塑性化部に絞り (R 部) を設けていることで、BA 工法においても材料の切断回数が多くなる。従って、B タイプと異なり、材料の切断においても FP 工法が製作性に優れる結果となった。

以上より、B タイプの B7-BP1、B7-FP1、B11-FP2、H タイプの H7-FP1 で製作性の改善を確認し、BP 工法と FP 工法が、BA 工法同等以上の製作性を実現できることを確認した。

表 4.3 クリアランス調整にかかる工数および製作時間とコスト

試験体名	クリアランス調整材			クリアランス調整にかかる工数				製作時間			コスト		
	材料	厚み mm	貼付面積 cm ²	切断		貼付		切断	貼付	合計	材料	製作	合計
				回数	長さ	回数	面積						
B11-BA1	ブチルゴム	1.0	5491.8	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00
B11-FP1	フッ素樹脂シート	0.2, 0.4	3950.0	1.21	0.62	5.63	0.72	2.55	0.75	1.31	4.29	1.31	2.56
B11-FP2		0.2	1350.0	0.61	0.25	1.56	0.25	0.91	0.44	0.58	0.66	0.58	0.61
B11-FP3		0.2, 0.4	450.0	1.64	0.64	1.88	0.08	2.46	0.39	1.03	0.33	1.03	0.74
B7-BA1	ブチルゴム	1.0	3437.4	1.00	0.96	1.00	0.63	0.95	0.93	0.93	0.63	0.93	0.80
B7-FP1	フッ素樹脂シート	0.2	1200.0	1.50	0.55	2.50	0.22	0.89	0.50	0.62	0.58	0.62	0.60
B7-BP1	ブチルゴム	1.0	1200.0	0.36	0.38	2.00	0.22	0.44	0.17	0.26	0.22	0.26	0.24
H7-BA1		1.0	4339.4	1.14	0.94	1.00	0.79	1.59	1.42	1.47	0.79	1.47	1.18
H7-FP1	フッ素樹脂シート	0.2	1200.0	1.50	0.55	2.50	0.22	0.89	0.47	0.60	0.58	0.60	0.59

3) コスト (材料の総量および製作時間)

BRBSM のコストはクリアランス調整に用いる材料の総量および製作時間を用い、実際にコストを算出して比較検討する。表 4.3 にクリアランス調整に用いる材料の総量および製作時間、コストを B11-BA1 を基準に比率で示す。なお、材料単価、製作単価は 4.2 の 2) と同様とし、フッ素樹脂シートの 0.4mm 厚は 2020 年 12 月時点での流通価格である 1.26 円/cm² を用いて計算し、一例を示す。

① B タイプ試験体

B タイプにおける FP 工法、BP 工法と BA 工法の試験体を比較すると B7-BP1、B7-FP1、B11-FP2、B11-FP3 でクリアランス調整にかかる合計費用が減少している。B11-FP1 については、1 か所あたりのクリアランス調整材の巻付け回数が多いこと、複数の厚みを使用していることなどが原因で材料費および製作費がともに増加している。

② H タイプ試験体

H タイプにおける BA 工法および FP 工法の試験体を比較すると、FP 工法の H7-FP1 がクリアランス調整にかかる材料費、製作費ともに減少している。とくに H7-FP1 については、B タイプの B7-BA1 と比較しても材料費、製作費ともに減少しており、FP 工法を用いることで H タイプでも製作性に優れる B タイプと同等以上の製作性を実現し、製作にかかるコストの低減が図れることを確認した。

4) 生産信頼性

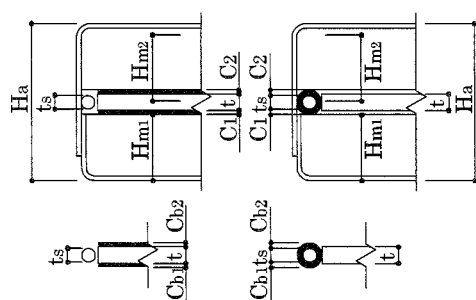
生産信頼性に関する実験は試験体を実際に組立てし、組立後のクリアランス比の平均値を推奨値とした 15%未満に納めることを確認する。組立は特別な機器、重機を使用せず、人力で実施する。拘束材の長さ方向の中央部と両端部の計 3 か所を C 字形の万力で同程度に締付け、加圧にて調整する。モルタル面の平滑度は組立後寸法に影響しないよう、各試験体で同等に仕上げる。

クリアランスの計測位置を図 4.4 に示す。①から⑭の片側 7 か所、両側 14 か所とし、B タイプは拘束材中央から両側に各々 190mm ピッチで、H タイプは 210mm ピッチで計測位置を設ける。計測内容は図 4.5 に示す芯材厚 t 、スペーサー厚 t_s 、鋼モルタル板高さ H_{m1} 、 H_{m2} 、試験体組立後の H_a と組立前のクリアランス調整材の厚み C_b とし、ノギスを用いて 0.01mm 単位まで計測する。

各試験体の組立前（加圧調整前）のクリアランス比を芯材厚 t 、クリアランス調整材を貼付けまたは巻付けする部品の厚み t_1 （芯材 t またはスペーサー厚 t_s ）、クリアランス調整材の厚み C_b とあわせて表 4.4 に示し、組立後のクリアランス比を表 4.5 に示す。組立前のクリアランス比は C を $C_b + t_1 - t$ で計算し、組立後のクリアランス比は C を $H_a - (t + H_{m1} + H_{m2})$ にて計算している。

試験体組立後のクリアランス比の平均値は全て推奨値以内に納まっている。あわせて組立前後の値を比較すると、BA 工法で 0.69 から 0.80、FP 工法で 0.29 から 0.82、BP 工法で 0.36、クリアランス比が小さくなっており、各工法で最低でも 18%、クリアランス比を調整することができる。なお、B11-FP1 は 0.29、B7-BP1 は 0.36 と組立後にクリアランス比が特に小さくなっているが、これは組立前のクリアランス調整材の厚みが他の試験体よりも厚いこと、部分貼りではクリアランス調整材とモルタル表面の接触面も小さいため、同程度に加圧して調整した際の縮み代が大きいことによる。

標準偏差を比較すると、BA 工法は 1.32% から 2.18%、BP 工法は 2.34%、FP 工法は 1.04% から 2.28% となっており、バラツキの最大値はほぼ同等の値となっている。以上より、FP 工法、BP 工法でも、BA 工法と同等のクリアランス調整が可能である。



t : 芯材厚さ t_s : スペーサー厚さ
 H_{m1}, H_{m2} : 鋼モルタル板の高さ
 H_a : 組立後の高さ $C_b = C_{b1} + C_{b2}$
 C_{b1}, C_{b2} : クリアランス調整材の厚み(組立前)
 $C = H_a - (t + H_{m1} + H_{m2})$
 C_1, C_2 : クリアランス調整材の厚み
 C/t : クリアランス比

図 4.5 クリアランスの計測内容

表 4.4 組立前のクリアランス比

試験体名	クリアランス比 (組立前) %	計測値			
		t mm	t_s mm	t_1 mm	C_b mm
B11-BA1	12.42	16.10	10.00	16.10	2.00
B11-FP1	7.39			10.00	7.29
B11-FP2	7.02		16.00	16.00	1.23
B11-FP3	8.32		15.95	15.95	1.49
B7-BA1	12.42		11.00	16.10	2.00
B7-FP1	10.68			16.10	1.72
B7-BP1	24.46	16.35		4.00	
H7-BA1	12.42	16.10	10.00	16.10	2.00
H7-FP1	7.27		15.55	15.55	1.72

t : 芯材厚さ、 t_s : スペーサー厚さ

t_1 : クリアランス調整材を貼付する材の厚み

C_b : クリアランス調整材の厚み

表 4.5 組立後のクリアランス比

試験体名	クリアランス比 (%)														平均	標準 偏差	クリア ランス比 (組立後/ 組立前)
	計測位置と計測値																
	①	②	③	④	⑤	⑥	⑦	⑧	⑨	⑩	⑪	⑫	⑬	⑭			
B11-BA1	11.46	13.08	10.72	10.90	10.34	9.91	6.29	12.77	10.40	8.29	7.48	7.29	8.41	6.98	9.60	2.08	0.77
B11-FP1	1.80	2.05	1.43	2.55	2.17	1.49	0.75	3.60	5.84	1.06	0.12	2.36	3.11	1.68	2.14	1.35	0.29
B11-FP2	6.21	5.09	5.28	5.84	6.09	3.91	3.48	4.78	3.66	4.16	2.73	3.60	4.84	5.47	4.65	1.04	0.66
B11-FP3	8.88	6.96	6.52	2.42	4.66	4.41	3.17	9.50	7.45	9.13	6.77	7.89	9.63	8.70	6.86	2.28	0.82
B7-BA1	10.53	12.21	11.96	9.42	7.99	10.10	8.05	10.84	14.93	11.34	7.68	6.51	10.16	7.81	9.97	2.18	0.80
B7-FP1	9.29	10.78	10.47	10.22	8.12	8.49	8.49	4.71	9.11	9.42	8.49	6.94	2.48	6.88	8.13	2.20	0.76
B7-BP1	9.72	11.56	8.81	7.34	9.66	9.05	3.98	10.21	7.58	7.16	10.03	13.09	8.69	4.77	8.69	2.34	0.36
H7-BA1	11.30	8.63	9.25	8.76	9.07	9.44	7.33	9.25	9.38	7.95	5.84	6.83	9.32	7.39	8.55	1.32	0.69
H7-FP1	3.79	5.59	5.65	8.88	5.40	5.09	4.47	3.17	3.48	4.41	4.35	4.66	3.23	1.74	4.57	1.59	0.63

5) 安全性 (構造性能)

組立後の試験体を既往の研究と同様に水平載荷し、安全性 (構造性能) を確認する。

①実験モデル

既往の研究²⁵⁾と同じくブレースの組込まれた中小建築物が水平力を受け、せん断変形した場合を想定する。試験体の全長 (2351mm) とその塑性化部長さ (1251mm) を考慮すると、芯材に生じる軸方向歪は層間変形角とほぼ等しくなる。すなわち、中地震動に対応して想定される層間変形角 1/200 相当の芯材の軸方向歪は 0.50% となり、大地震動に対応して想定される層間変形角 1/100 相当の芯材の軸方向歪は 1.00% となる。

②載荷方法

載荷装置は図 3.3 と同様とする。試験体は 45 度の角度で設置し、載荷柱の柱脚部はピン支持、柱頭部には面外方向の変形を拘束するためのパンタグラフを設置する。加力は 1000kN アクチュエータを使用し、軸方向変位制御による正負交番漸増繰返し載荷とする。載荷パターンは既往の研究^{例えば²⁵⁾}と同じく表 4.6 としており、本論では 3.0% 歪 2 回目までの性能を確認する。なお、所定の歪振幅において、圧縮または引張側の耐力が最大耐力の 80% まで低下、または引張破断した場合はその時点で実験を終了する。試験体の軸方向変位 δ は、芯材の第一ボルト孔間 (図 3.3、A~B 間) の変位を試験体の両サイドに設置した変位計で測定し、その平均値とする。

表 4.6 載荷パターン

順序	$\varepsilon(\%)$	載荷回数
1	$\varepsilon_y / 3$	1
2	$2\varepsilon_y / 3$	1
3	0.25	1
4	0.50	2
5	0.75	2
6	1.00	5
7	1.50	2
8	2.00	2
9	2.50	2
10	3.00	2

③実験結果

各試験体の降伏耐力比 (P/P_y) と芯材の軸歪 (ϵ =軸変形量/塑性化部長さ) の関係を図 4.6 に示す。全ての試験体で 3.0%歪 2 回目载荷まで安定した復元力特性を示している。

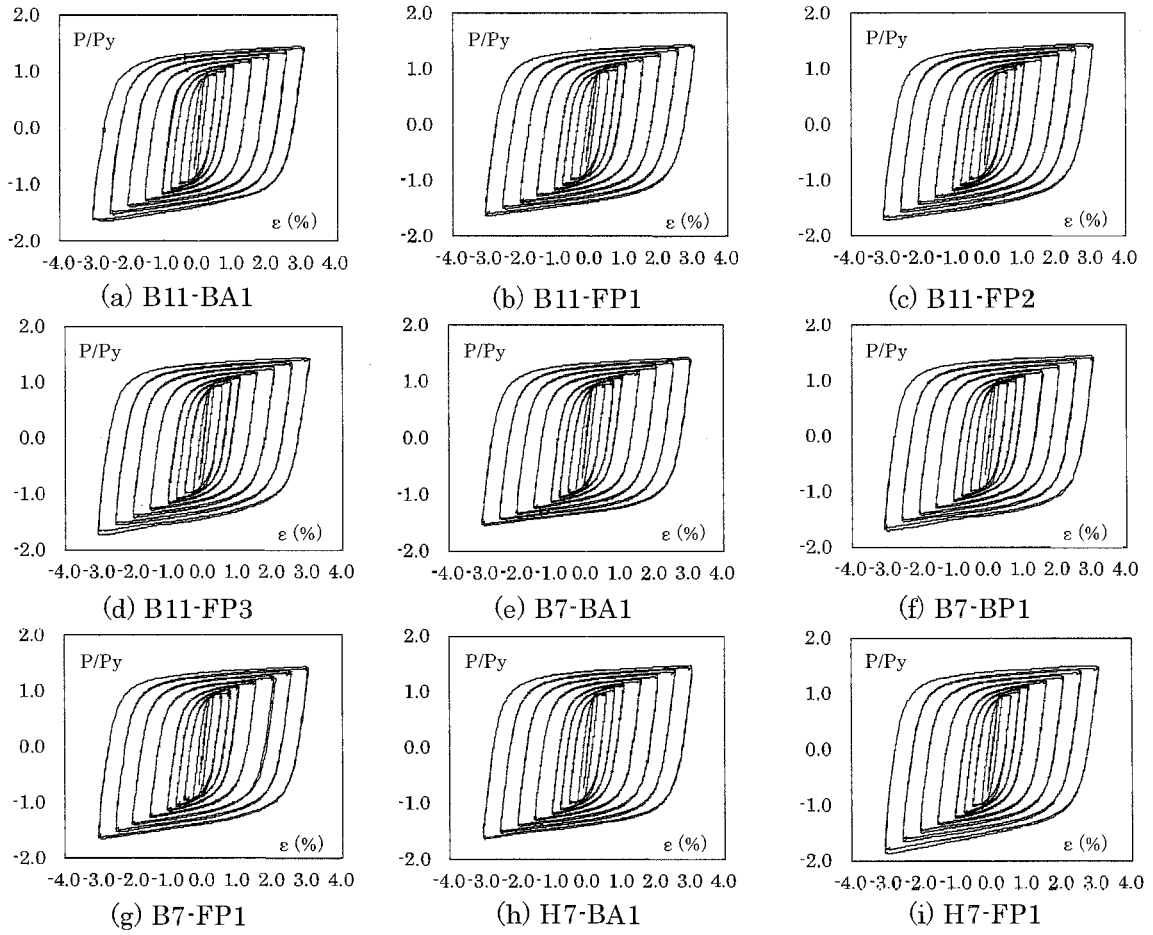


図 4.6 $P/P_y - \epsilon$ 関係

次に、各試験体の圧縮引張耐力比 α （各軸歪時における圧縮時の最大耐力 P_c を引張時の最大耐力 P_t で除した値）を図 4.7 に示す。圧縮引張耐力比 α の値については、現時点で明確な構造規定、基・規準は存在せず、その上限や下限に関する決まりがない。ただし、その値が過度に上昇した場合、例えば K 形ブレース付き骨組では引張ブレースと圧縮ブレースの軸力差による鉛直力が梁に付加せん断力として作用し、設計時の想定を外れる恐れがある。ここで、現行の構造設計で考えると、梁の継手部の強度確保には一般に保有耐力接合が用いられる。保有耐力接合における安全率 α の最低値は継手部の曲げ・せん断に対し、400 ニュートン級炭素鋼で 1.2 倍、490 ニュートン級炭素鋼に対し、1.1 倍となる。本論ではこの値を参考とし、 $\alpha=1.10$ 未滿を設計に与える影響が少ない（仮に大梁に 490 ニュートン級炭素鋼が用いられた場合でも、付加せん断力が安全率の中に収まる）値として比較、検討する。

現行の構造設計で確認される層間変形角（令第 82 条の 2）1/200 相当にあたる芯材の軸方向歪 0.50% 時において、各試験体の圧縮引張耐力比 α は 1.055 から 0.985 となる。あわせて、現行の構造設計で確認される鉄骨造の大地震動時の層間変形角 1/100 相当にあたる芯材の軸方向歪 1.00% 時において、圧縮引張耐力比 α は 1.026 から 1.077 となる。それぞれ、1.10 未滿となり、FP 工法、BP 工法も実用上で問題ないものとする。

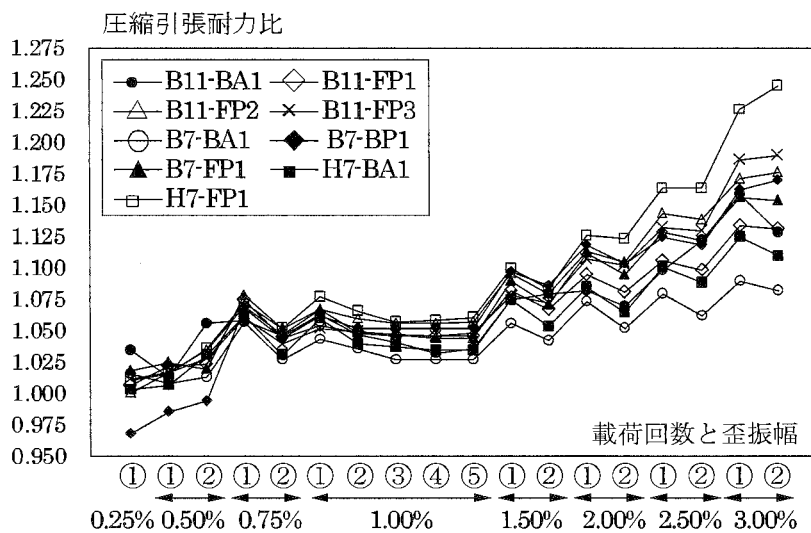


図 4.7 圧縮引張耐力比

なお、個別の試験体ごとに確認すると、B11-FP1 はクリアランス比の最小値で推奨値（1.5%）を下回る箇所があるが、その圧縮引張耐力比 α は他の FP 工法の値と同等か、それ以下となる。これは、推奨値を下回った計測位置の対となる計測位置（⑩に対して④、⑦に対して⑭）のクリアランス比が推奨値を満たすため、同一断面でクリアランスが完全に閉塞せず、過度な摩擦力が生じなかったためと考える。また、H7-FP1 は軸方向歪 2.50%以上で他の試験体よりも顕著に圧縮引張耐力比 α が上昇した。これは芯材塑性化部の両端部の R 部とリブ先端部までの間に無補剛区間（I 形断面）があることによる。P/P_y- ϵ 関係によると、2.5%歪 1 回目の圧縮側で P/P_y の値が 1.59 となり、I 形断面と塑性化部の断面積の比率（幅厚比 11 / 幅厚比 7 \approx 1.57）を上回る。本論ではこの部位にクリアランス調整材を設けていないため、この部位に塑性化が生じた際、座屈モードの進展等による芯材とモルタル面の摩擦が生じ、圧縮力が上昇したものとする。

最後に、累積塑性歪エネルギー率 ω と拘束指標 R の関係を図 4.8 に示す。 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り、拘束指標 R は拘束材のオイラー座屈荷重 P_E を芯材の降伏荷重 P_y で除した値である。図 4.8 には既往の研究³⁰⁾で提案した性能評価下限式 ($\omega_r = 150 \times R$ ($R \leq 6$)) もあわせて示している。各試験体とも性能評価下限値を上回る性能を示しており、エネルギー吸収性能についても、BP 工法および FP 工法で BA 工法とほぼ同等の性能を実現することが可能である。

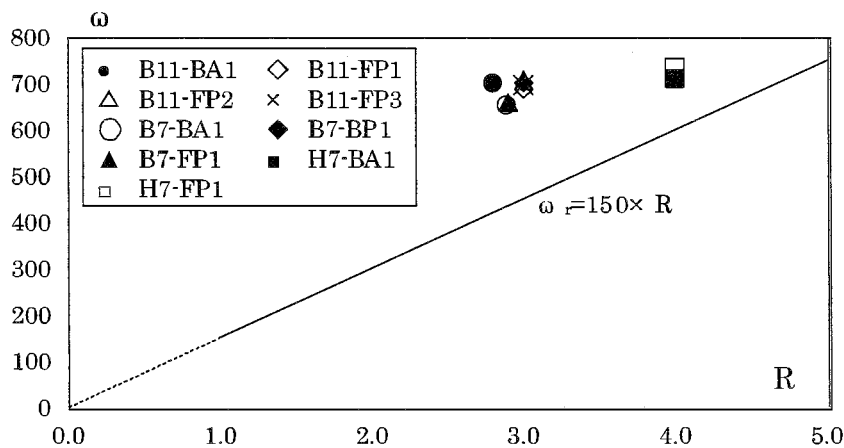


図 4.8 累積塑性歪エネルギー率 ω - 拘束指標 R 関係

4. 4 クリアランス調整工法の総合評価

製作性、コスト（材料の総量および製作時間）、生産信頼性、安全性（構造性能）の検討結果をもとに総合評価を行う。本論における評価基準は以下の通り設定する。

①製作性

3.2 で検討したクリアランス調整に要する製作時間の合計を用い、その値の逆数とする。

②コスト（材料の総量および製作時間）

3.3 で検討したクリアランス調整材のコストの合計を用い、その値の逆数とする。

③生産信頼性

3.4 で検討した試験体組立後のクリアランス比の平均値が品質管理上の推奨値（15.0%）を上回る場合には推奨値（15.0%）を試験体組立後のクリアランス比の平均値で除して用いる。下回る場合には 1.00 とする。

④安全性（構造性能）

3.5 で検討した各試験体の累積塑性歪エネルギー率 ω が性能評価下限値を上回る場合 1.00 とし、各試験体の累積塑性歪エネルギー率 ω が性能評価下限値を下回る場合は各試験体の累積塑性歪エネルギー率 ω を性能評価下限値 ω_r で除して用いる。

なお、総合評価においては、製作性、コスト、生産信頼性、安全性（構造性能）の各項目に対し、使用する状況に応じた重み係数を乗じることが適切と考えるが、重み係数は使用する状況に左右され、一概に決定することが困難である。従って、本論では重み係数はそれぞれ 1.00 とし、総合評価の評価点は各項目の評価点を単純累加することで算出する。

総合評価の結果を表 4.7 に示す。本論の評価では B タイプについて B7-BP1、H タイプについて H7-FP1、全試験体において B7-BP1 が最も優れた評価となった。ともに製作性、コストが従来の BA 工法よりも向上し、安全性（構造性能）においても従来の BA 工法と同等の構造性能を有することを確認している。また、B タイプの FP 工法に着目すると、B11-FP2、B7-FP1 が H タイプの H7-FP1 とほぼ同等の評価になっている。よって、本論で検討した FP 工法、BP 工法は従来の BA 工法と同様に耐震、制振ブレースの製作に用いることが可能なクリアランス調整工法であると考えられる。

表 4.7 総合評価の結果

試験体名	製作性	コスト	生産信頼性	安全性 (構造性能)	総合評価
B11-BA1	1.00	1.00	1.00	1.00	4.00
B11-FP1	0.76	0.39	1.00	1.00	3.15
B11-FP2	1.72	1.64	1.00	1.00	5.36
B11-FP3	0.97	1.35	1.00	1.00	4.32
B7-BA1	1.08	1.25	1.00	1.00	4.33
B7-BP1	3.85	4.17	1.00	1.00	10.01
B7-FP1	1.61	1.67	1.00	1.00	5.28
H7-BA1	0.68	0.85	1.00	1.00	3.53
H7-FP1	1.67	1.69	1.00	1.00	5.36

4. 5 実例を踏まえたコストに関する検討

BA工法のBRBSMで施工された建物のクリアランス調整工法をFP工法、BP工法に置き替えた場合を想定し、材料の総量および製作時間に関する一検討を行う。4.3、3)の検討結果から求めたクリアランス調整の製作に関する単価を表4.8に示す。BA工法はロール状のブチルゴムを芯材に必要なだけ送り出して貼付け、都度カットする製作手順を取ることから、切断時間と貼付け時間およびその合間の時間を厳密に分けることが困難となる。よって、ここでは製作にかかる合計の単価のみ示している。以降、本単価を利用して実案件を踏まえた材料の総量および製作時間に関する一検討を行う。

1) BタイプのBRBSMを用いた鉄骨造中層建築物

BA工法(B11-BA1と同一のクリアランス調整工法)の採用された鉄骨造(一部RC造)、地上5階、延べ面積約11,500m²の建物で検討する。BRBSMリストを表4.9に示す。想定建物のBRBSMのクリアランス調整工法をBA工法からFP工法、BP工法に置き替えた場合のコストを比較する。検討はBA工法を想定したケースでB11-BA1の製作単価を、FP工法を想定したケースでB11-FP3の製作単価を、BP工法を想定したケースでB7-BP1の製作単価を各々使用する。

また、材料単価は本章で用いた2020年12月時点での流通価格を使用する。検討結果を表4.10に示す。検討結果はBA工法を基準に比率で示している。BP工法とした場合、材料費が0.11、製作費が0.14、合計費用が0.13まで低減し、FP工法とした場合、材料費が0.43、製作費が0.81、合計費用が0.65に低減する。Bタイプのクリアランス調整において、FP工法、BP工法とも、コストの削減が可能であることを確認した。

表 4.8 BRBSMのクリアランス調整にかかるコスト

試験体名	歩掛 (円/cm ²)		
	切断	貼付	合計
B11-BA1	—	—	0.25
B11-FP1	0.28	0.18	0.46
B11-FP2	0.29	0.31	0.60
B11-FP3	2.37	0.84	3.20
B7-BA1	—	—	0.38
B7-BP1	0.16	0.14	0.30
B7-FP1	0.32	0.40	0.72
H7-BA1	—	—	0.47
H7-FP1	0.32	0.38	0.70

表 4.9 鉄骨造中層建築物の BRBSM リスト

部材名	芯材				拘束材				数量
	幅 mm	板厚 mm	P_y kN	長さ m	高さ mm	幅 mm	板厚 mm	長さ m	
V1	96	16	500	3.3	140	186	6	2.6	34
V2	144	16	750	3.5	140	190	9	2.8	47
V2A	144	16	750	3.9	140	196	12	3.2	12
V3	162	19	1000	3.5	140	220	12	2.8	8
V3A	162	19	1000	3.6	150	214	9	2.9	8
V4	202	19	1250	3.6	150	254	9	2.8	12
V4A	202	19	1250	3.9	170	254	9	3.0	1
V11	96	16	500	3.6	150	186	6	2.9	26
V12	144	16	750	3.6	150	184	6	2.9	15
V12A	144	16	750	4.0	150	190	9	3.3	19
V13	162	19	1000	3.7	150	214	9	3.0	22
V13A	162	19	1000	4.1	150	220	12	3.4	10
V14	202	19	1250	3.7	150	254	9	2.9	8

表 4.10 鉄骨造中層建築物におけるコスト比較

クリアランス調整			コスト		
工法	材料	使用量 m^2	材料	製作	合計
BA工法	ブチルゴム (1.0mm)	182.2	1.00	1.00	1.00
FP工法	フッ素樹脂シート (0.4mm)	11.6	0.43	0.81	0.65
BP工法	ブチルゴム (1.0mm)	20.5	0.11	0.14	0.13

2) HタイプのBRBSMを用いた鉄骨造超高層建築物

BA工法（H7-BA1と同一のクリアランス調整工法）の地上22階、延べ面積約50,500m²の鉄骨造（一部SRC、RC構造）建物で検討する。BRBSMリストを表4.11に示す。

以下、1)と同様にBRBSMのクリアランス調整工法をBA工法からFP工法、BP工法に置き替えた場合のコストを比較する。検討はBA工法を想定したケースでH7-BA1の製作単価を、FP工法を想定したケースでH7-FP1の製作単価を、BP工法を想定したケースでB7-BP1の製作単価を各々使用する。材料単価は本章で用いた2020年12月時点での流通価格を使用する。検討結果を表4.12に示す。検討結果はBA工法を基準に比率で示している。

FP工法を採用した場合、材料費は0.68増加しているが、製作費が0.63、合計のコストが0.26低減し、Hタイプのクリアランス調整においてもコスト削減が可能であることを確認した。BP工法とした場合、材料費が0.10、製作費が0.06、合計費用が0.07まで低減することを確認した。4.1および4.2の検討より、FP工法、BP工法はBRBSMのタイプによらず、コストの削減が期待できることを確認した。

表 4.11 鉄骨造高層建築物のBRBSMリスト

部材名	芯材				拘束材				数量
	幅 mm	板厚 mm	P _y kN	長さ m	高さ mm	幅 mm	板厚 mm	長さ m	
BR10	168	28	1000	3.3	180	300	9	2.30	12
BR15	209	32	1500	3.3	184	357	9	2.10	16
BR20	247	36	2000	3.3	198	411	9	2.20	29
BR25	278	40	2500	3.8	264	460	9	2.60	52
BR30	334	40	3000	4.5	334	516	9	3.20	42

表 4.12 鉄骨造高層建築物におけるコスト比較

クリアランス調整			コスト		
工法	材料	使用量 m ²	材料	製作	合計
BA工法	ブチルゴム (1.0mm)	265.8	1.00	1.00	1.00
FP工法	フッ素樹脂シート (0.4mm)	65.6	1.68	0.37	0.74
BP工法	ブチルゴム (1.0mm)	26.0	0.10	0.06	0.07

4. 6 まとめ

本章では BRBSM を対象に、製作性の課題のうち、貼付けの作業性を改善するクリアランス調整工法に関する検討を行い、以下の知見を得た。

1) FP 工法、BP 工法で BA 工法と同等以上に座屈拘束ブレースのクリアランスを調整することが可能である。座屈拘束ブレースのクリアランス調整においては、クリアランス調整材を必ずしも芯材全面に貼付ける必要はなく、芯材の一部、または芯材周囲のスペーサー（丸鋼または角鋼）に貼付け、適切にクリアランスを確保することで BA 工法と同等以上の製作性、コスト（材料の総量および製作時間）、生産信頼性、安全性（構造性能）を実現できる。

2) FP 工法のうち製作性に最も優れるのは、太径の丸鋼にフッ素樹脂シートを 1 回巻付ける工法であり、試験体 B11-FP2 となる。

3) FP 工法のうちコスト（材料の総量および製作時間）に最も優れるのは、スペーサーにフッ素樹脂シートを貼付ける工法であり、試験体 H7-FP1 となる。

4) 生産信頼性において、FP 工法、BP 工法で BA 工法と同様に推奨値のクリアランス比 15%を満たすことができる。

5) 安全性（構造性能）において、FP 工法、BP 工法、BA 工法はほぼ同等となり、いずれのクリアランス調整工法を用いても耐震、制振ブレースとして使用できる性能を有する。

6) クリアランス調整工法に対する要求性能として、製作性、コスト（材料の総量および製作時間）、生産信頼性、安全性（構造性能）を総合評価した結果、B タイプは B7-BP1、H タイプは H7-FP1 が優れている。

7) 実例を踏まえた材料の総量および製作時間に関する一検討においては、BA 工法を FP 工法に置き替えることで、クリアランス調整にかかる製作費を B タイプで 19%、H タイプで 63%低減することができる。同様に BA 工法を BP 工法に置き替えることで、クリアランス調整にかかる製作費を B タイプで 86%、H タイプで 94%低減することができる。

第5章 BRBSMを用いたサステナブル建築の構法例

5.1 はじめに

本章では、第2章から第4章で得られた知見と既往の研究の知見をもとにBRBSMを用いたサステナブル建築を具体化する。BRBSMを用いたサステナブル建築の構法例として、ルーバーとBRBSMから成る統合ファサードを設定し、新築だけでなく既存建物の改修にも適用可能で、構造性能のみならず、意匠性、環境性にも配慮した構法の成立について検討する。

5.1.1 統合ファサードの提案

大都市における建築ストックを新陳代謝していく際には、従来のスクラップ・アンド・ビルド一辺倒ではなく、既存建築物を改修しながら性能を向上させていく方法も重要である。とりわけ、わが国においては物理的な耐用年数を迎える前に、主に社会的要因によって建築物の建て替えが行われることが多く、その継続利用、長寿命化が促進されれば、建築資材および建築廃材の低減やそれらに伴う二酸化炭素の排出抑制も期待できる。

ここで、建築物の外周部を構成するファサードは都市景観を形成する重要な要素であるとともに、建築物内部を外的環境から保護し、その消費エネルギーにも影響を与える要素である。よって、既存建築物の改修において、ファサードを適切なものに改修できれば、外観を一新すると共にエネルギー負荷の低減を図り、環境面での性能改善も期待できる。

一方で、既存建築物には最新の耐震基準を満足しない既存不適格建築物が数多く存在し、大地震時の被害を低減するためには耐震改修を行う事が必須である。耐震改修における補強部材の配置には、使いながらの補強が可能なことから構造的な効率からもその外周部が適しているが、これらの補強部材の多くは構造性能のみに着目して設計されることが多く、時として景観、ペリメータゾーンの環境を悪化させるなど、ファサードに期待される機能と矛盾することも多い。

これらの解決を一体的に行う概念として、意匠、構造、環境の各分野を統合したファサードエンジニアリング手法、統合ファサードが提案されている。提案した統合ファサードの機能を図5.1に示す。

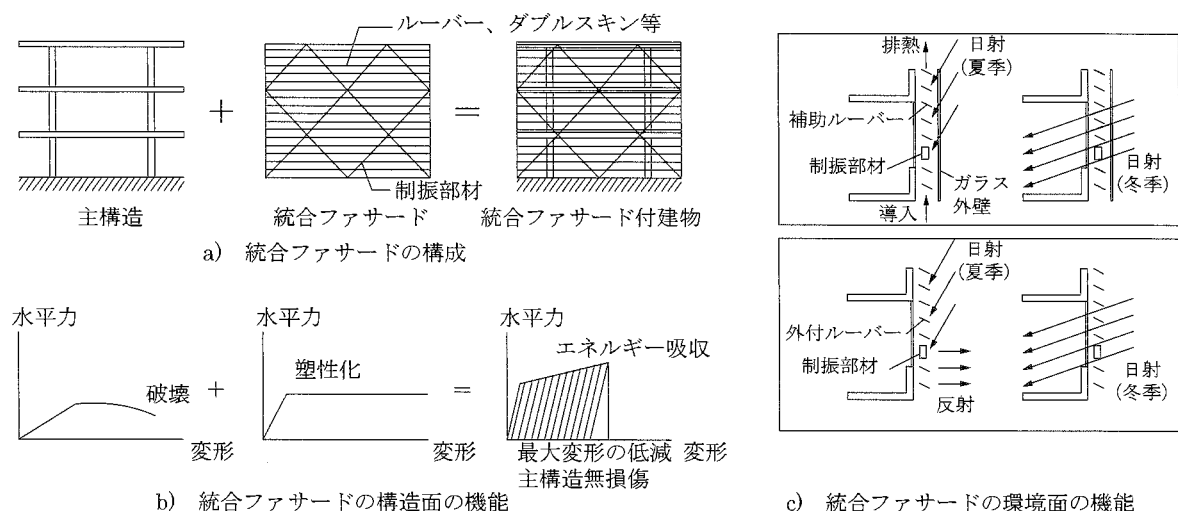


図 5.1 統合ファサードの構成と機能

構造面の機能は、既存建物の外周部に制振部材を付加することにより、耐力の改善を図るとともに、制振部材のエネルギー吸収で最大応答変位の低減を図る。環境面の機能は、環境制御機構（ダブルスキンまたは外付けルーバー）を付加することで、夏季は直射日光を遮蔽し、冬季は直射日光を有効利用することで、季節を通じたエネルギー負荷の低減を図る。これらの構造面、環境面の機能を持つ統合ファサードを意匠上も高い評価が得られるように構成できれば、その実現が可能となる。

文献 70) の研究では、建築のファサードに要求される機能の抽出を行い、抽出した機能に基づいた評価軸の設定が行われており、既存ファサードの調査を経て、設定した評価軸の妥当性が検証されている。文献 71) の研究では、統合ファサードの具体例を複数設定し、文献 70) の評価軸に基づいた性能評価が行われている。統合ファサードの具体例を図 5.2 に示す。

統合ファサードの構造要素には、引張と圧縮についてほぼ同等の耐力、エネルギー吸収性能を有する BRBSM を採用する。引張と圧縮についてほぼ同等の性能を有する BRBSM を用いることで、一方向に対して連続して構造要素を配置することが可能となり、文献 72) においては一体型斜行配置ファサードが提案されている。環境要素には、一般にダブルスキンよりも日射熱取得率が低く、遮熱効果に優れた外付けルーバーを採用する。これは、文献 71) の研究において得られた、排熱機構を持たないダブルスキンは、夏季の熱負荷が大きく、暖房負荷より冷房負荷が大きい（北海道と一部の東北を除く）わが国の気候には不適であるとの知見にも基づいている。

以上の構造、環境要素を組み合わせ、これまでに BRBSM の前面にルーバーを配置する分離型ファサード、BRBSM をルーバーと同一平面上に配置する一体型ファサードについて 3 種類の構法が提案されている。しかしながら、これらの構法はルーバーと BRBSM を組み合わせた構法の一例であり、さらなる展開が可能である。

本章では、ルーバーと BRBSM の組み合わせ方を変えた構法を複数設定し、その成立に関する検討を行う。まず、ルーバーと BRBSM を組み合わせた構法を評価するため評価軸の設定を行う。次いで、ルーバーと BRBSM を組み合わせた構法の種類について検討し、検討する構法（以降、検討構法と呼ぶ）を抽出する。性能評価を通して検討構法の性能を確認するとともに、定量的な評価を行うことで検討構法の優劣についても分析する。

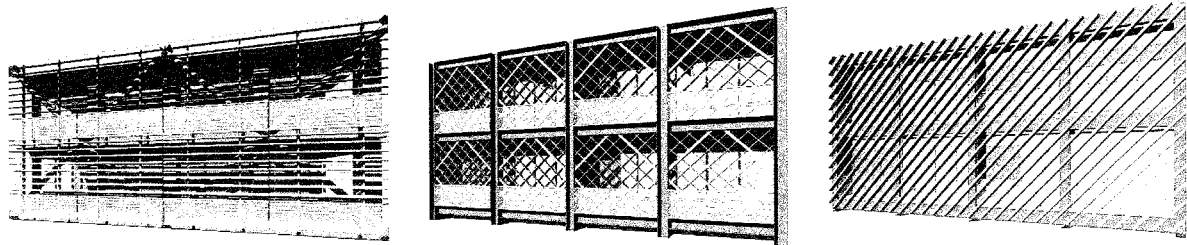


図 5.2 統合ファサードの具体例

5. 2 評価軸の設定

1) 既往の研究における評価軸

既往のファサードシステムの調査および文献 73) ~75) を参考として設定した文献 70) の研究の評価軸を図 5.3 に示す。この評価軸は、ファサードに要求される機能を都市景観面を考慮した「デザイン軸」、防災・耐震面を考慮した「シェルター機能軸」、環境・エネルギー面を考慮した「環境軸」の 3 軸に分類して構成したものである。文献 70) の研究では、この評価軸を用いて 1993 年から 2004 年に「日経アーキテクチャ」に掲載されたファサードに関する記述のある新築物件（152 件）に対する評価を行い、評価軸の信頼性に関して検討している。

評価後の分析から、設定した 3 軸は相互に独立性が強いこと、設定した評価軸による評価は、異なる評価者間でも明確な相関性を持ち一定の信頼性があることを確認されている。

一方で、上述の評価軸による評価では、シェルター軸の評価が地震、風などの設計荷重の再現期間の影響を受けるため、小規模な建築物においては、耐震性、耐風性を明確に評価できないことがあることを指摘している。これは、小規模な建築物においては許容応力度計算等の方法で構造上の安全性を確認することが可能であること、大規模な高層建築物で要求される構造性能を小規模な建築物にも適用するような設計は経済性の観点からも非現実的であることが原因である。以上の点を踏まえると、構成、グレードの異なる建物の評価を行う際には、その特徴を考慮した評価軸の再考が必要である。

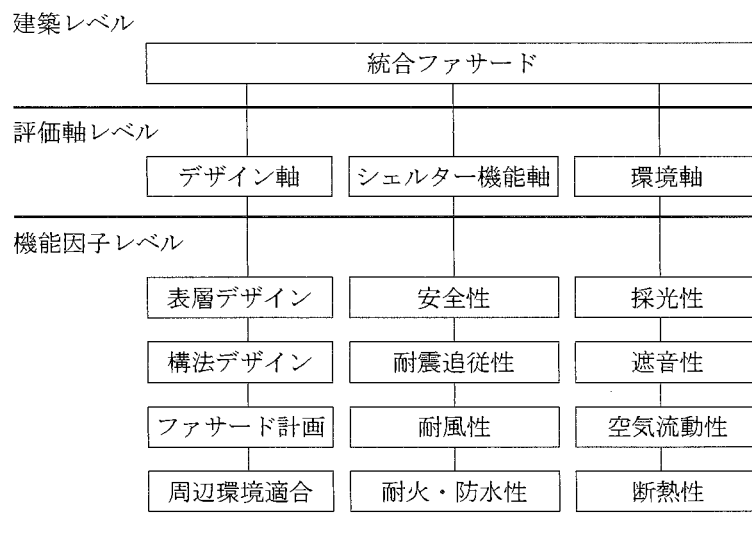


図 5.3 文献 70) における統合ファサードの評価軸

2) ルーバーとBRBSMから成る構法の要求性能

本論ではルーバーとBRBSMから成る構法を対象とした構法の検討、評価を行うため、ルーバーとBRBSMから成る構法を検討するための評価軸の設定を行う。まず、ルーバーとBRBSMから成る構法を一つの建築システムとして捉え、文献5)、76)の考え方を用いて、建築生産上の観点からヒエラルキー構成に分類し、要求性能の抽出を試みる。

図5.4にルーバーとBRBSMから成る統合ファサードの構法のシステムヒエラルキーを示す。また、分類したシステムヒエラルキーのサブシステムレベルの各項目に要求される性能から抽出した評価項目を4つずつ以下に示す。

要求性能の抽出にあたっては、文献77)～86)の記述も参考としている。

1) 外装材、仕上げ、接合部に対する要求性能

意匠性：ファサードデザインが美しいか

適合性：周辺環境、建物用途に対して外装が調和しているか

創造性：従来の外装と比較して斬新性、創造的であるか

コスト：外装コストが建物規模・用途に応じた適正なものか

2) 補強構造材、増設基礎、接合部に対する要求性能

応答制御：応答制御効果が期待できるか

耐力：必要な耐力を満たす構成となっているか

剛性：制振部材、接合部等の剛性が目標とする耐力、応答制御効果を得るために十分なものか

コスト：使用部材の数、断面寸法は建物の規模に対して適切か

3) 調光制御部材、日射制御部材、接合部に対する要求性能

遮光性：室内用途に応じて適切に遮光効果が得られるか

反射性：各制御部材による光の反射で室内光環境の改善が可能か

保守性：想定した遮光性、反射性を得るために保守対策がなされているか

コスト：使用部材のコスト、保守管理費が建物規模・用途に応じた適正なものか

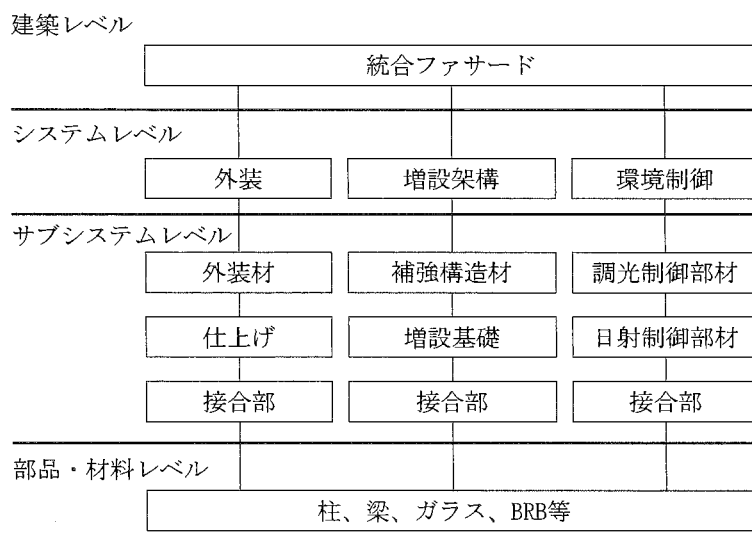


図 5.4 ルーバーと BRBSM から成る統合ファサード構法のシステムヒエラルキー

これらの要求性能を見ると、外装に対する要求性能は、文献 70) の評価軸におけるデザイン軸の機能因子の各項目に、増設架構に対する要求性能は、シェルター機能軸のエネルギー吸収性能に、環境制御に対する要求性能は断熱性、採光性に関連した項目となる。また、今回抽出した要求性能には、文献 70) の評価軸で触れていないコストの項目を加えている。これは、ファサードの機能として要求性能を抽出した際にはコストの問題は表面化しにくいものであったが、設計においてはコストも無視できない要因となることによる。

本章では、これらの要求性能を設計要因と読み替え、評価項目として用いることで、ルーバーと BRBSM から成る構法の詳細な評価を試みる。

3) ルーバーと BRBSM から成る構法の評価軸

抽出した要求性能を元に設定したルーバーと BRBSM から成る構法の評価軸を図 5.5 に示す。意匠軸においては、文献 70) の評価軸の各項目と関連する意匠性、適合性、創造性を評価項目とする。構造軸については、エネルギー吸収性能に関連する、耐力、剛性と応答制御を評価項目とする。環境軸については、採光性と関連する遮光性と反射性をそれぞれ昼光率、昼光利用と置き換え、保守性と合わせて評価項目とする。ここで断熱性については、文献 37) の研究で外付けルーバーの断熱性について、分離型、一体型ともに性能の確認を行っているため、本章では取り扱わないものとする。

また、コストに関する検討は、統合ファサードにおいては、環境要素であるルーバーが意匠要素として機能すること、構造要素である BRBSM が環境要素として機能することも考えられるため、各評価軸を横断したコスト軸としての評価を行う。コストの検討においては、鋼材の使用量、ルーバーの表面積等を検討項目とし、各構法に用いられる部材量による比較を試みる。本章では、以上の評価項目を、意匠評価アンケート、構造解析、モックアップを用いた照度測定実験によって評価する。

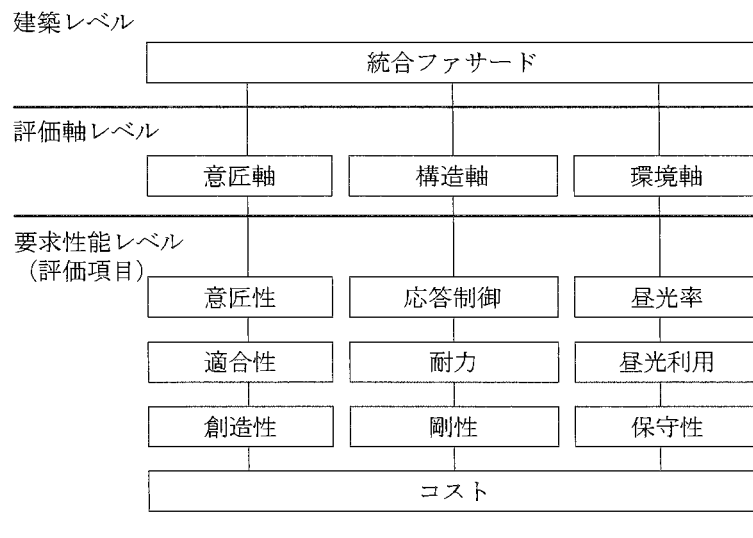


図 5.5 ルーバーと BRBSM から成る統合ファサード構法の評価軸

5.3 検討構法の設定

ルーバーと BRBSM から成る統合ファサードの構法を設定する。構法の設定に先立ち、まずルーバーと BRBSM の種類、配置方法について検討する。

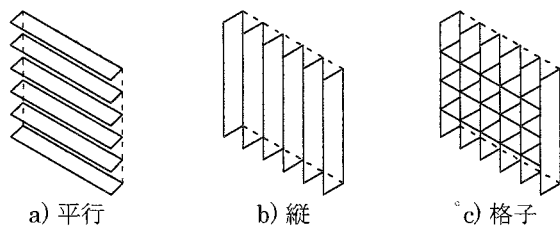
1) ルーバーの種類

現存するルーバーの種類について調査を行う。調査は、2003年4月から2007年4月に出版された日経アーキテクチュアを用いた文献調査とする。現存するルーバーと文献(71)、(72)によって提案されたルーバーを図5.6に示す。また、各ルーバーの形状から考えられる適正方位と、特徴について文献(86)を参考としてあわせて図5.6に示す。

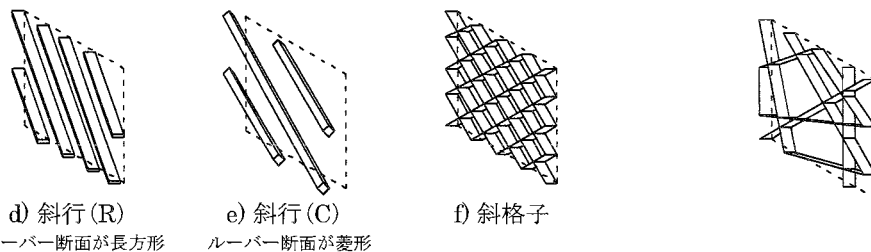
現在用いられているルーバーの種類は、南面に対して有効な水平ルーバー、東西面に対して有効な縦ルーバーが大半を占める。これらの中間の方位に面する、またはより高い遮光性を期待する際には、水平ルーバーと縦ルーバーを組合わせた格子状のルーバーが用いられることがあるが、その実例は水平、縦ルーバーと比べると少ないものとなっている。

文献(71)、(72)の研究で提案された斜行ルーバー、斜行ルーバーを組合わせた斜格子ルーバーは今回行った調査では確認ができなかった。これは、それぞれのルーバーに関して、研究事例が確認できないこと、現在用いられている水平、縦、格子ルーバーのみでも東西および南面の日射をある程度コントロールすることが可能なためと考えられる。

以上、実際に用いられているルーバー、提案を行ったルーバーは6種類になるが、これらのルーバーはみな一様に均等な配置で使用されている。そこで、斜格子のルーバーについて、その配置を不規則にし、外見上に変化を設けた図5.7に示すバウンドルーバーを新たに提案する。バウンドルーバーは、部分的に大小の開口を持つため、遮光性能においては、通常のルーバーに劣る可能性がある。その一方で、意匠上では今までにない新しい外観を形成できる可能性が高く、ルーバーの適用の拡大も期待できる。本論では、以上の7つのルーバーについて実際にBRBSMとの組合わせを検討する。



適正方位	SE-S-SW	NW-N-NE	SW-SE NW-NE
特徴	南方向に適する	東西方向に適する	遮蔽率が高い



適正方位	NW-N-NE	NW-N-NE	SW-SE NW-NE
特徴	東西方向に適する	東西方向に適する	遮蔽率が高い

適正方位	SW-SE NW-NE
特徴	遮蔽率が高い

図 5.6 ルーバーの種類

図 5.7 バウンドルーバー

2) BRBSMの配置方法

BRBSMの配置方法を考えるにあたって、まず1層1スパンにおけるBRBSMの配置方法を考える。1層1スパンにおいても、柱梁間の中間節点の数を増やせばその配置方法は増大するため、本章では柱梁間の中間接点の数を1として考える。柱梁間の中間接点の数を1として1層1スパンにおけるBRBSMの配置方法を機械的に考えると、1層1スパンにおいても図5.8に示す14通りの配置方法が考えられる。

これらの1層1スパンのBRBSM配置方法を図5.9に示すように多層多スパンに展開した場合には、さらに考えられる配置方法は増加する。ただし、これらは力学的な検討を行わない場合に考えられる配置方法であり、その全てが構造上有効な配置方法にはならない。

そこで、BRBSMの配置方法として図5.10に示す、斜行配置、菱形配置、N字配置、V字配置、X字配置の5種類を用いることとする。これらの配置方法を抽出した理由は、他の配置方法の力学的な特性が不明確な点に対し、これらの配置方法では、文献(71)、(87)、(88)の知見が利用できるためである。本章では、これら5つのBRBSM配置方法について、ルーバーとの組み合わせを検討する。

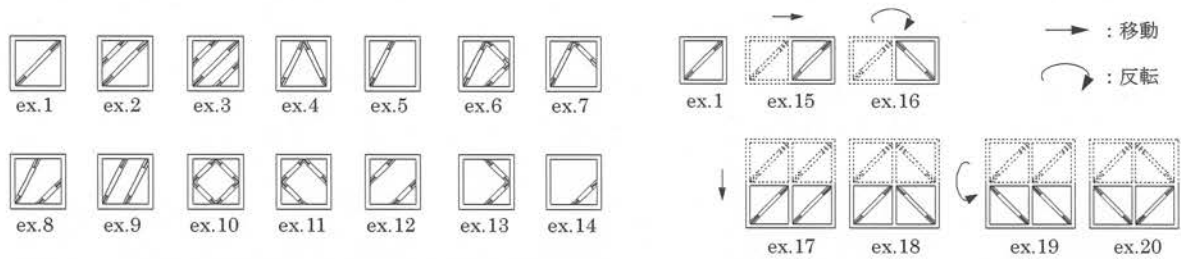
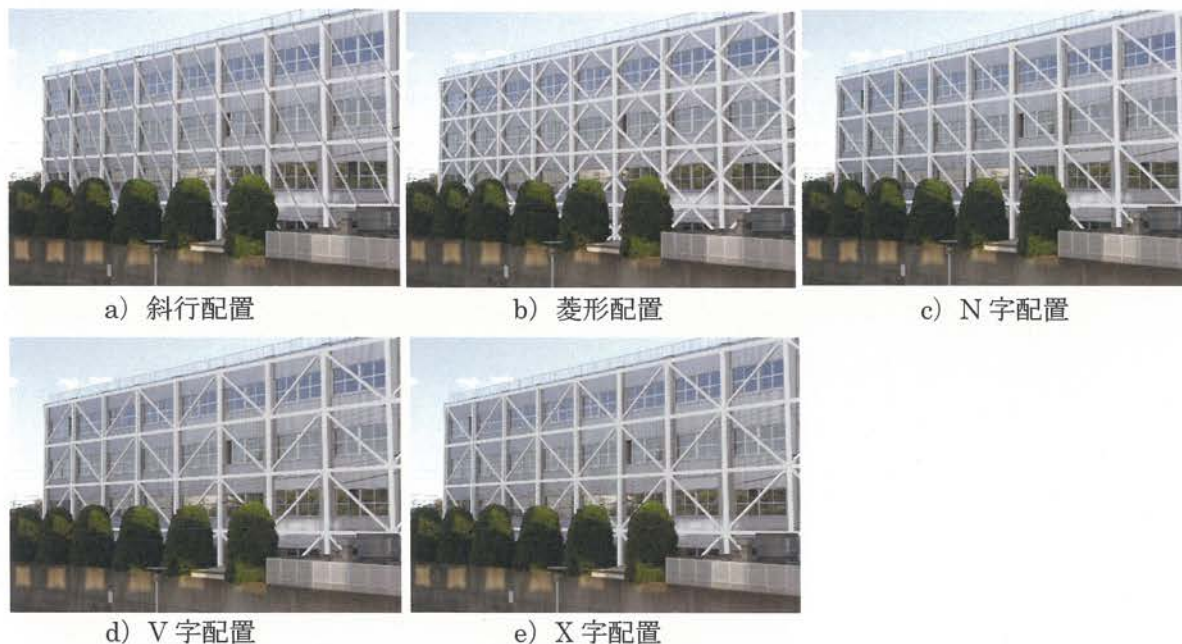


図 5.8 1層1スパンにおけるBRBSMの配置例

図 5.9 多スパンへの展開例



a) 斜行配置

b) 菱形配置

c) N字配置

d) V字配置

e) X字配置

図 5.10 BRBSMの配置方法

3) 検討構法の設定

抽出したルーバーの種類と BRBSM の配置方法を用いて、検討構法の設定を行う。抽出したルーバー7種と BRBSM の配置方法5種を用いて構成できる構法の総数は、単純に計算すると計70通り（ルーバーの種類7通り×BRBSM の配置方法5通り×ルーバーと BRBSM を分離型とするか一体型とするかの2通り）となる。

ただし、水平ルーバー、縦ルーバー、格子ルーバーについては、ルーバーを BRBSM と一体化することは不可能であり、BRBSM もルーバーとして用いる一体型として扱うには不向きであるため、分離型として用いることが望ましい。一方、斜行ルーバー、斜格子ルーバー、バウンドルーバーは、ルーバーが斜めに配置されるため、ルーバーと BRBSM を一体化することが可能である。よって、BRBSM の前方にルーバーを付加する分離型よりも、一体型として用いるのに適すると言える。

ここで、分離型については、ルーバーが BRBSM の前方に付加されるため、施工上、一体型よりも多くの前面空間の確保が必要となり、建物周辺の空間に余裕の無い場合においては使用が制限されることも予想される。

そこで、本章では一体型を中心として検討構法の設定を行う。組合わせに用いるルーバーは、斜行、斜格子、バウンドとし、分離型については実物件にも適用された水平ルーバーのみとする。BRBSM の配置方法については、5種類全てを用いることとするが、文献72) で提案された斜行配置は、鉄骨柱前面に BRBSM が偏心して取り付けられるため、他のルーバーとの一体化が難しい。そのため、斜行配置は斜行ルーバーとのみ組合わせることとする。また、バウンドルーバーについては、その配置が制限されるため、菱形配置との組合わせも除くこととする。本章では、上記の選別に基づき、表5.1に示す計13の構法について、実際に性能評価を行い、その成立について検討する。

表 5.1 検討構法

検討構法番号	タイプ	ルーバーの種類	BRBの配置方法
1	分離型	水平	X字配置
2	分離型	水平	N字配置
3	分離型	水平	V字配置
4	分離型	水平	菱形配置
5	一体型	斜格子	X字配置
6	一体型	斜格子	N字配置
7	一体型	斜格子	V字配置
8	一体型	斜格子	菱形配置
9	一体型	斜行(R)	斜行配置
10	一体型	斜行(C)	斜行配置
11	一体型	バウンド	X字配置
12	一体型	バウンド	N字配置
13	一体型	バウンド	V字配置

5. 4 評価軸に対応した性能評価

5. 4. 1 意匠軸

検討構法の意匠軸における評価として、文献 71) の研究と同様の意匠評価アンケートを行い、本論では統合ファサード間での比較評価を行う。

①アンケートの条件

アンケートに用いる建物外観（補強架構設置前）を図 5.11 に示す。アンケートの実施に際しては、まず図 5.12 に示す一般的な耐震補強の写真・イメージを示し、その後に検討構法の CG を確認し、回答する手順とする。検討構法の CG を図 5.13 に示す。CG の作成に際しては、ルーバーの径を太くすることで、斜格子ルーバーを用いた検討構法 5、6、7、バウンドルーバーを用いた検討構法 11、12、13 を同一のものとして扱う。アンケートは、ランダムに抽出した建築を専攻する学生 50 名を対象として行う。

評価項目は、①補強架構と既存部分の適合性（補強部分と元の建物の外観がうまく合わさっている、適合している）、②意匠性（建物の表装デザインが美しい）、③補強架構の創造性（一般的な耐震補強と比べて表装デザインが新しい、創造的である）の 3 点とする。評価は、当てはまる（3 点）、どちらともいえない（2 点）、当てはまらない（1 点）の 3 段階で行う。



図 5.11 アンケートに用いる建物外観（補強架構設置前）



図 5.12 一般的な耐震補強の写真・イメージ



a) 検討構法 1



b) 検討構法 2



c) 検討構法 3



d) 検討構法 4



e) 検討構法 5、6、7



f) 検討構法 8

図 5.13 検討工法の CG



g) 検討構法 9



h) 検討構法 10



i) 検討構法 11、12、13



j) 検討構法 11'、12'、13'

図 5.13 検討工法の CG

②アンケートの結果

図 5.14 にアンケート結果を示す。適合性では検討構法 1、意匠性では検討構法 8、創造性では検討構法 11、12、13 が高い評価を得ている。中でも創造性における検討構法 11、12、13 の評価は 2.7 点に迫り、評価者の大多数に創造的であると評価されている。なお、検討構法 11、12、13 については、ルーバーの見つけ幅を減らした 11'、12'、13' についてもアンケートを実施している。その結果は適合性で 1.76、意匠性で 2.32、創造性で 2.76 となり、検討構法 11、12、13 と同等か、それ以上の評価が得られている。反対に検討構法 1、2、3 の創造性は 1.5 点程度と低い値を示した。この理由としては、分離型タイプが実際に竣工したこと、近年水平ルーバーを用いた建築が増加傾向にあることなどが考えられる。

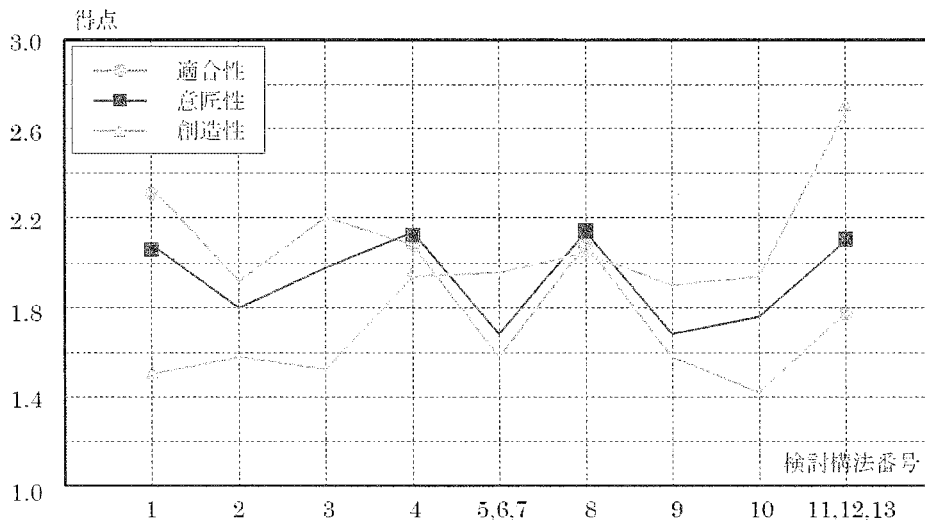


図 5.14 意匠評価アンケート結果

5. 4. 2 構造軸

1) 想定建物の設定

設定した検討構法を RC 造に付加し、耐震性の検討を行う。まず、検討構法を付加する想定建物の設定を行う。

ここでは、学校等の教育関連施設を想定した RC 造建築物を想定建物に設定する。これは 2007 年 4 月 1 日時点の公立学校施設において、耐震性が確保されている建物が 58.6%に留まり、学校建築の耐震改修が急務であったこと、その後、2018 年には小・中学校の耐震化率が 99%を超え、それに引き続いて長寿命化改修の検討・実施が進められていることによる。また、学校建築においては、夏季、冬季、休校等の期間は建物内でも改修作業が可能であり、常時の使いながらの補強とならないこと、学校建築においては、外付け架構を増設するスペースの確保が一般の事務所ビルなどよりも容易なこと等を考慮したことによる。

想定建物の階高は 4 層とする。これは、文献 89) から 96) の調査において、3 層の建物が一番多いものの、4 層の建物も全体の 2 割以上は存在すること、また 4 層の建物の耐震指標 (Is 値) が 3 層の建物の耐震指標 (Is 値) よりも低い値を示すことを考慮して設定した。

想定建物の平面は文献 97) の例題の平面を用いることとし、スパン数は 2 スパンから 10 スパンへと変更を行った。これは、小中学校の平均学級数 11.58 (2007 年 4 月時点の文献調査結果 (公立学校施設実態調査)) を考慮し、教室 12、各階男女化粧室 1、階段室 (2 方向避難) を含む最低限の規模の建物を想定したことによる。

設定した想定建物の平面図を図 5.15 に、各通りの軸組図を図 5.16 に示す。

設定した想定建物は、Y1 通りには腰壁が、Y3 通りには垂壁と腰壁があるものとする。

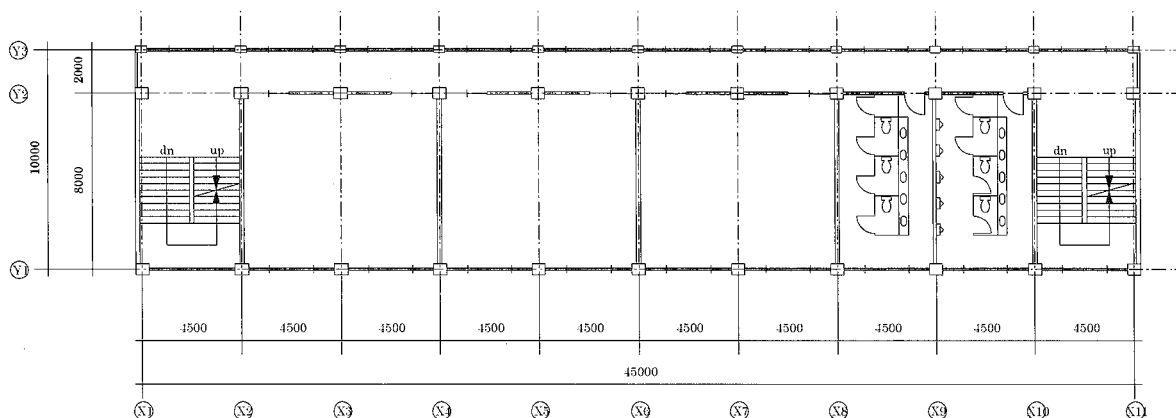


図 5.15 想定建物平面図

ここで、設定した想定建物を現行の法律に適さない、いわゆる既存不適格建築物とするため、旧基準に基づいた設計を行い、配筋を定めるものとする。設計に際しては、あばら筋間隔の改定が行われる以前の鉄筋コンクリート構造計算基準・同解説⁹⁸⁾を用いる。

設計方針および設計概要は、同鉄筋コンクリート構造計算基準計算例および図表に拠るものとし、代表的な点として以下の通りとする。

- a) 震度は建築基準法（当時）により 0.2 とする
- b) 腰壁、垂壁は、梁に加わる荷重として計算する
- c) 鉛直力に対する応力計算は固定法により、水平力に対する応力計算には武藤博士の略算法（D 値法）により行う。

想定した使用材料の許容応力度を表 5.2 に、床単位荷重表を表 5.3 に示す。
また、断面算定結果から設定した各階の代表的な配筋の詳細を図 5.17 に示す。

表 5.2 使用材料の許容応力度

単位 N/mm²

使用材料	長期					
	圧縮	引張	せん断	付着		
	fc	ft	fs	曲げ材上端	曲げ材一般	定着継手
鉄筋	196	196		0.72	1.08	0.72
コンクリート	6	0.6	0.6			

使用材料	短期					
	圧縮	引張	せん断	付着		
	fc	ft	fs	曲げ材上端	曲げ材一般	定着継手
鉄筋	294	294		1.44	2.16	1.44
コンクリート	12	0.12	0.12			

表 5.3 床単位荷重表

単位 kN/m²

構造計算の対象	屋根			2,3,4階床			階段		
	固定	積載	全	固定	積載	全	固定	積載	全
床スラブ用	4.2	1.8	5.9	3.8	3.0	6.7	7.1	3.0	10.0
ラーメン用	4.2	1.3	5.4	3.8	1.8	5.5	7.1	1.8	8.9
地震用	4.2	0.6	4.8	3.8	0.8	4.6	7.1	0.8	7.9

柱			梁(Y1、Y2通り)				梁(Y3通り)					
4F	b×D	500×600	RF	b×D		300×600		RF	b×D		200×600	
	主筋	12-D25		主筋	位置	端部	中央		主筋	位置	端部	中央
					上端	3-D22	3-D22			上端	2-D22	2-D22
					下端	3-D22	3-D22			下端	2-D22	2-D22
あばら筋	2-9φ200	あばら筋	2-9φ300		2-9φ300	あばら筋	2-9φ300		2-9φ300			
3F	b×D	500×600	4F	b×D		300×600		4F	b×D		200×600	
	主筋	12-D25		主筋	位置	端部	中央		主筋	位置	端部	中央
					上端	3-D22	3-D22			上端	2-D22	2-D22
					下端	3-D22	3-D22			下端	2-D22	2-D22
あばら筋	2-9φ200	あばら筋	2-9φ300		2-9φ300	あばら筋	2-9φ300		2-9φ300			
2F	b×D	500×600	3F	b×D		300×600		3F	b×D		200×600	
	主筋	12-D25		主筋	位置	端部	中央		主筋	位置	端部	中央
					上端	4-D22	3-D22			上端	2-D22	2-D22
					下端	4-D22	3-D22			下端	2-D22	2-D22
あばら筋	2-9φ200	あばら筋	2-9φ300		2-9φ300	あばら筋	2-9φ300		2-9φ300			
1F	b×D	500×600	2F	b×D		300×600		2F	b×D		200×600	
	主筋	12-D25		主筋	位置	端部	中央		主筋	位置	端部	中央
					上端	4-D22	3-D22			上端	2-D22	2-D22
					下端	4-D22	3-D22			下端	2-D22	2-D22
あばら筋	2-9φ200	あばら筋	2-9φ300		2-9φ300	あばら筋	2-9φ300		2-9φ300			

図 5.17 想定建物部材断面

注) 図 5.17 について、断面算定結果より鉄筋量が不足する箇所については、適宜鉄筋本数を増やし、多段配筋としている。

2) 想定建物の耐震診断

設定した想定建物について、文献 82) に基づく耐震診断 (2 次診断) を行い、耐震性の検討を行う。2 次診断では、梁は破壊しないものとして扱い、鉛直部材の部材性能から建物の耐震性を算定する。

以下に、柱の部材耐力の算定に用いた算定式を示す。

■曲げ終局強度の算定

$0.4b \cdot D \cdot F_c \geq N \geq 0$ のとき

$$M_u = 0.8 \cdot a_t \cdot \sigma_y \cdot D + 0.5 \cdot N \cdot D \cdot \left(1 - \frac{N}{b \cdot D \cdot F_c} \right)$$

ここで、

N	: 柱軸方向力	N
a_t	: 引張鉄筋断面積	mm ²
b	: 柱断面幅	mm
D	: 柱断面せい	mm
σ_y	: 鉄筋降伏点強度	N/mm ²
F_c	: コンクリート圧縮強度	N/mm ²

■せん断終局強度の算定

$$Q_{su} = \left\{ \frac{0.053 \cdot p_t^{0.23} \cdot (18 + F_c)}{M/(Q \cdot d) + 0.12} + 0.85 \sqrt{p_w \cdot s \cdot \sigma_{wy}} + 0.1 \sigma_0 \right\} \cdot b \cdot j$$

ここで、

p_t	: 引張鉄筋比
p_w	: せん断補強筋比
$s \sigma_{wy}$: せん断補強筋の降伏点強度
σ_0	: 柱軸方向応力度
d	: 柱有効せい D-50mmとしてよい
M/Q	: $h/2$ としてよい
j	: 応力中心間距離 0.8dとしてよい

表 5.4 に想定建物について腰壁を考慮した場合と、腰壁にスリットを設けた場合の耐震診断結果を示す。ここでは、形状指標 S_D と経年指標 T は 1.0 としている。

腰壁を考慮したモデル、腰壁にスリットを設けたモデルの両方について 1、2 層の I_s が 0.6 に達していない。

耐震診断（2次）においては $I_s=0.6$ を満たせば、建物が崩壊するほどの大破は防げるとしている。この点から考えると、今回設定した想定建物では、1、2 層において、大地震時に破壊の恐れがあることになる。通常、補強設計においては、 $I_s=0.6$ よりも大きな値が補強目標に取られることが多く、耐震診断（2次）においては、 $I_s=0.7$ 以上を確保する例が多い。

この点を踏まえるならば、今回設定した想定建物については、腰壁を考慮した場合に 3 層分の補強を必要とし、腰壁にスリットを設けた場合に 2 層分の補強が必要となる。

しかし、耐震診断（2次）においては、梁の破壊を考慮しないため、想定する建物において梁の強度が低い場合には、上記の判定では安全側の評価となる恐れがある。そこで、柱、梁の耐力を考慮した想定建物の立体解析モデルを作成し、増分解析によって、耐震性の検討を行うこととする。

表 5.4 耐震診断結果

層	腰壁有				腰壁スリット有			
	E_0	S_D	T	I_s	E_0	S_D	T	I_s
4F	1.09	1.00	1.00	1.09	1.55	1.00	1.00	1.55
3F	0.61	1.00	1.00	0.61	0.73	1.00	1.00	0.73
2F	0.49	1.00	1.00	0.49	0.57	1.00	1.00	0.57
1F	0.46	1.00	1.00	0.46	0.53	1.00	1.00	0.53

3) 想定建物のモデル化と増分解析

①モデルの作成と増分解析の解析条件

耐震診断で用いた部材特性を用いて、立体解析モデルを作成し、増分解析によって耐震性の検討を行う。想定建物の伏図を図 5.18 に示す。立体解析モデルの作成に際して、柱の曲げ、せん断終局強度は、耐震診断で用いた算定式を用いて算出する。梁の耐力、柱の曲げひび割れモーメント、せん断ひび割れ強度、2次剛性低下率は以下の算定式を用いて算出する。算出した、柱部材の耐力、2次剛性低下率等を腰壁有の場合を表 5.5 に、スリット有の場合を表 5.6 に示す

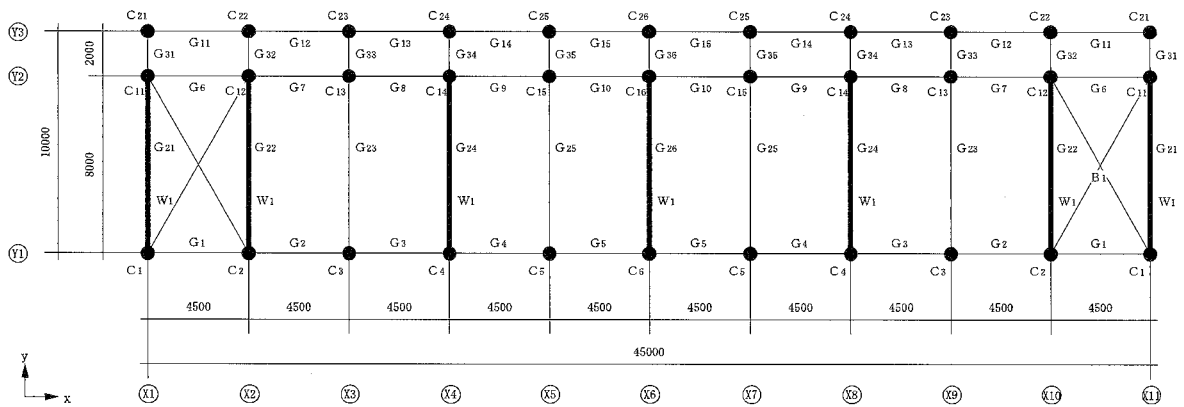


図 5.18 想定建物伏図

■梁の降伏モーメント

$$M_y = 0.9 \cdot a_t \cdot \sigma_y \cdot d$$

ここで、

a_t	:	引張鉄筋断面積	mm ²
σ_y	:	鉄筋の降伏応力度	N/mm ²
d	:	有効せい	mm

■柱の曲げひび割れモーメント

$$M_u = 0.8 \cdot a_t \cdot \sigma_y \cdot D + 0.5 \cdot N \cdot D \cdot \left(1 - \frac{N}{b \cdot D \cdot F_c} \right)$$

ここで、

N	:	柱軸方向力	N
a_t	:	引張鉄筋断面積	mm ²
b	:	柱断面幅	mm
D	:	柱断面せい	mm
σ_y	:	鉄筋降伏点強度	N/mm ²
F_c	:	コンクリート圧縮強度	N/mm ²

■せん断ひび割れ強度

$$Q_{cr} = \frac{0.065 \cdot k_c (50 + \sigma_B)}{M/(Qd) + 1.7} \cdot b \cdot j$$

ここで、

k_c	:	梁断面寸法による補正係数で $d > 40\text{cm}$ では0.72
b	:	梁幅
j	:	応力中心間距離で $7/8d$ としてよい
d	:	有効せい
M/Qd	:	$M/Qd \geq 3$ の場合=3とする

■2次剛性低下率

$$\alpha_y = (0.043 + 1.64np_t + 0.043a/D + 0.33\eta_0)(d/D)^2$$

ここで、

n	:	ヤング係数比	
p_t	:	引張鉄筋比	
a/D	:	シャースパン比	
η_0	:	軸力比	
d	:	有効せい	mm
D	:	部材せい	mm

表 5.5 腰壁・垂壁有モデル柱耐力

通り	階数	柱	at	σ_y	F_c	b	D	h0	N	Mcr	Mu	Qcr	Qsu	α_y
			mm ²	N/mm ²	N/mm ²	mm	mm	m	KN	kN・m	kN・m	KN	KN	-
Y1	4	C1	2028.0	343.0	17.7	500.0	600.0	1.5	112.7	81.9	367.0	248.9	413.9	0.23
	4	C2	2028.0	343.0	17.7	500.0	600.0	1.5	169.1	87.6	383.0	248.9	418.4	0.23
	4	C3	2028.0	343.0	17.7	500.0	600.0	1.5	142.4	84.9	375.5	248.9	416.3	0.23
	4	C4	2028.0	343.0	17.7	500.0	600.0	1.5	169.1	87.6	383.0	248.9	418.4	0.23
	4	C5	2028.0	343.0	17.7	500.0	600.0	1.5	142.4	84.9	375.5	248.9	416.3	0.23
	4	C6	2028.0	343.0	17.7	500.0	600.0	1.5	169.1	87.6	383.0	248.9	418.4	0.23
	3	C1	2028.0	343.0	17.7	500.0	600.0	1.5	272.8	98.0	411.5	248.9	426.7	0.24
	3	C2	2028.0	343.0	17.7	500.0	600.0	1.5	394.7	110.2	443.5	248.9	436.4	0.25
	3	C3	2028.0	343.0	17.7	500.0	600.0	1.5	314.8	102.2	422.7	248.9	430.0	0.24
	3	C4	2028.0	343.0	17.7	500.0	600.0	1.5	394.7	110.2	443.5	248.9	436.4	0.25
	3	C5	2028.0	343.0	17.7	500.0	600.0	1.5	314.8	102.2	422.7	248.9	430.0	0.24
	3	C6	2028.0	343.0	17.7	500.0	600.0	1.5	394.7	110.2	443.5	248.9	436.4	0.25
	2	C1	2028.0	343.0	17.7	500.0	600.0	1.5	432.8	114.0	453.2	248.9	439.5	0.25
	2	C2	2028.0	343.0	17.7	500.0	600.0	1.5	620.4	132.7	498.3	248.9	454.5	0.26
	2	C3	2028.0	343.0	17.7	500.0	600.0	1.5	487.2	119.4	466.6	248.9	443.8	0.25
	2	C4	2028.0	343.0	17.7	500.0	600.0	1.5	620.4	132.7	498.3	248.9	454.5	0.26
	2	C5	2028.0	343.0	17.7	500.0	600.0	1.5	487.2	119.4	466.6	248.9	443.8	0.25
	2	C6	2028.0	343.0	17.7	500.0	600.0	1.5	620.4	132.7	498.3	248.9	454.5	0.26
	1	C1	2028.0	343.0	17.7	500.0	600.0	1.5	594.0	130.1	492.1	248.9	452.4	0.26
	1	C2	2028.0	343.0	17.7	500.0	600.0	1.5	847.1	155.4	547.5	248.9	472.6	0.27
	1	C3	2028.0	343.0	17.7	500.0	600.0	1.5	660.6	136.7	507.4	248.9	457.7	0.26
	1	C4	2028.0	343.0	17.7	500.0	600.0	1.5	847.1	155.4	547.5	248.9	472.6	0.27
	1	C5	2028.0	343.0	17.7	500.0	600.0	1.5	660.6	136.7	507.4	248.9	457.7	0.26
	1	C6	2028.0	343.0	17.7	500.0	600.0	1.5	847.1	155.4	547.5	248.9	472.6	0.27
Y2	4	C11	2028.0	343.0	17.7	500.0	600.0	2.6	127.1	83.4	371.1	187.6	302.4	0.27
	4	C12	2028.0	343.0	17.7	500.0	600.0	2.6	185.6	89.2	387.6	187.6	307.1	0.27
	4	C13	2028.0	343.0	17.7	500.0	600.0	2.6	169.0	87.6	383.0	187.6	305.8	0.27
	4	C14	2028.0	343.0	17.7	500.0	600.0	2.6	185.6	89.2	387.6	187.6	307.1	0.27
	4	C15	2028.0	343.0	17.7	500.0	600.0	2.6	169.0	87.6	383.0	187.6	305.8	0.27
	4	C16	2028.0	343.0	17.7	500.0	600.0	2.6	185.6	89.2	387.6	187.6	307.1	0.27
	3	C11	2028.0	343.0	17.7	500.0	600.0	2.6	293.6	100.0	417.1	187.6	315.7	0.28
	3	C12	2028.0	343.0	17.7	500.0	600.0	2.6	421.7	112.8	450.3	187.6	326.0	0.28
	3	C13	2028.0	343.0	17.7	500.0	600.0	2.6	351.8	105.9	432.4	187.6	320.4	0.28
	3	C14	2028.0	343.0	17.7	500.0	600.0	2.6	421.7	112.8	450.3	187.6	326.0	0.28
	3	C15	2028.0	343.0	17.7	500.0	600.0	2.6	351.8	105.9	432.4	187.6	320.4	0.28
	3	C16	2028.0	343.0	17.7	500.0	600.0	2.6	421.7	112.8	450.3	187.6	326.0	0.28
	2	C11	2028.0	343.0	17.7	500.0	600.0	2.6	460.0	116.7	459.9	187.6	329.0	0.29
	2	C12	2028.0	343.0	17.7	500.0	600.0	2.6	657.7	136.5	506.8	187.6	344.9	0.30
	2	C13	2028.0	343.0	17.7	500.0	600.0	2.6	534.6	124.1	478.1	187.6	335.0	0.29
	2	C14	2028.0	343.0	17.7	500.0	600.0	2.6	657.7	136.5	506.8	187.6	344.9	0.30
	2	C15	2028.0	343.0	17.7	500.0	600.0	2.6	534.6	124.1	478.1	187.6	335.0	0.29
	2	C16	2028.0	343.0	17.7	500.0	600.0	2.6	657.7	136.5	506.8	187.6	344.9	0.30
	1	C11	2028.0	343.0	17.7	500.0	600.0	2.6	627.5	133.4	499.9	187.6	342.4	0.29
	1	C12	2028.0	343.0	17.7	500.0	600.0	2.6	894.9	160.2	557.1	187.6	363.8	0.31
	1	C13	2028.0	343.0	17.7	500.0	600.0	2.6	718.5	142.5	520.3	187.6	349.7	0.30
	1	C14	2028.0	343.0	17.7	500.0	600.0	2.6	894.9	160.2	557.1	187.6	363.8	0.31
	1	C15	2028.0	343.0	17.7	500.0	600.0	2.6	718.5	142.5	520.3	187.6	349.7	0.30
	1	C16	2028.0	343.0	17.7	500.0	600.0	2.6	894.9	160.2	557.1	187.6	363.8	0.31

通り	階数	柱	at	σ_y	Fc	b	D	h0	N	Mcr	Mu	Qcr	Qsu	α_y
			mm ²	N/mm ²	N/mm ²	mm	mm	m	KN	kN・m	kN・m	KN	KN	-
Y3	4	C21	1014.0	343.0	17.7	300.0	500.0	1.1	31.4	32.1	146.9	128.1	237.9	0.22
	4	C22	1014.0	343.0	17.7	300.0	500.0	1.1	52.5	33.8	152.0	128.1	239.6	0.22
	4	C23	1014.0	343.0	17.7	300.0	500.0	1.1	52.5	33.8	152.0	128.1	239.6	0.22
	4	C24	1014.0	343.0	17.7	300.0	500.0	1.1	52.5	33.8	152.0	128.1	239.6	0.22
	4	C25	1014.0	343.0	17.7	300.0	500.0	1.1	52.5	33.8	152.0	128.1	239.6	0.22
	4	C26	1014.0	343.0	17.7	300.0	500.0	1.1	52.5	33.8	152.0	128.1	239.6	0.22
	3	C21	1014.0	343.0	17.7	300.0	500.0	1.1	77.1	35.9	157.8	128.1	241.5	0.22
	3	C22	1014.0	343.0	17.7	300.0	500.0	1.1	127.9	40.1	169.6	128.1	245.6	0.22
	3	C23	1014.0	343.0	17.7	300.0	500.0	1.1	127.9	40.1	169.6	128.1	245.6	0.22
	3	C24	1014.0	343.0	17.7	300.0	500.0	1.1	127.9	40.1	169.6	128.1	245.6	0.22
	3	C25	1014.0	343.0	17.7	300.0	500.0	1.1	127.9	40.1	169.6	128.1	245.6	0.22
	3	C26	1014.0	343.0	17.7	300.0	500.0	1.1	127.9	40.1	169.6	128.1	245.6	0.22
	2	C21	1014.0	343.0	17.7	300.0	500.0	1.1	122.9	39.7	168.4	128.1	245.2	0.22
	2	C22	1014.0	343.0	17.7	300.0	500.0	1.1	203.3	46.4	186.1	128.1	251.6	0.23
	2	C23	1014.0	343.0	17.7	300.0	500.0	1.1	203.3	46.4	186.1	128.1	251.6	0.23
	2	C24	1014.0	343.0	17.7	300.0	500.0	1.1	203.3	46.4	186.1	128.1	251.6	0.23
	2	C25	1014.0	343.0	17.7	300.0	500.0	1.1	203.3	46.4	186.1	128.1	251.6	0.23
	2	C26	1014.0	343.0	17.7	300.0	500.0	1.1	203.3	46.4	186.1	128.1	251.6	0.23
	1	C21	1014.0	343.0	17.7	300.0	500.0	1.1	169.1	43.5	178.7	128.1	248.9	0.23
	1	C22	1014.0	343.0	17.7	300.0	500.0	1.1	279.2	52.7	201.6	128.1	257.7	0.24
	1	C23	1014.0	343.0	17.7	300.0	500.0	1.1	279.2	52.7	201.6	128.1	257.7	0.24
	1	C24	1014.0	343.0	17.7	300.0	500.0	1.1	279.2	52.7	201.6	128.1	257.7	0.24
	1	C25	1014.0	343.0	17.7	300.0	500.0	1.1	279.2	52.7	201.6	128.1	257.7	0.24
	1	C26	1014.0	343.0	17.7	300.0	500.0	1.1	279.2	52.7	201.6	128.1	257.7	0.24

ここで、

- at : 引張鉄筋断面積
- σ_y : 鉄筋降伏点強度
- Fc : コンクリート圧縮強度
- b : 柱断面幅
- D : 柱断面せい
- h0 : 柱の内のり寸法
- N : 柱軸方向力
- Mcr : 曲げひび割れモーメント
- Mu : 曲げ終局モーメント
- Qcr : せん断ひび割れ強度
- Qsu : せん断終局耐力
- α_y : 2次剛性低下率

表 5.6 スリット有モデル柱耐力

通り	階数	柱	at	σ_y	F_c	b	D	h0	N	Mcr	Mu	Qcr	Qsu	α_y
			mm ²	N/mm ²	N/mm ²	mm	mm	m	KN	kN・m	kN・m	KN	KN	-
Y1	4	C1	2028.0	343.0	17.7	500.0	600.0	2.6	112.7	81.9	367.0	187.6	301.3	0.27
	4	C2	2028.0	343.0	17.7	500.0	600.0	2.6	169.1	87.6	383.0	187.6	305.8	0.27
	4	C3	2028.0	343.0	17.7	500.0	600.0	2.6	142.4	84.9	375.5	187.6	303.6	0.27
	4	C4	2028.0	343.0	17.7	500.0	600.0	2.6	169.1	87.6	383.0	187.6	305.8	0.27
	4	C5	2028.0	343.0	17.7	500.0	600.0	2.6	142.4	84.9	375.5	187.6	303.6	0.27
	4	C6	2028.0	343.0	17.7	500.0	600.0	2.6	169.1	87.6	383.0	187.6	305.8	0.27
	3	C1	2028.0	343.0	17.7	500.0	600.0	2.6	272.8	98.0	411.5	187.6	314.1	0.28
	3	C2	2028.0	343.0	17.7	500.0	600.0	2.6	394.7	110.2	443.5	187.6	323.8	0.28
	3	C3	2028.0	343.0	17.7	500.0	600.0	2.6	314.8	102.2	422.7	187.6	317.4	0.28
	3	C4	2028.0	343.0	17.7	500.0	600.0	2.6	394.7	110.2	443.5	187.6	323.8	0.28
	3	C5	2028.0	343.0	17.7	500.0	600.0	2.6	314.8	102.2	422.7	187.6	317.4	0.28
	3	C6	2028.0	343.0	17.7	500.0	600.0	2.6	394.7	110.2	443.5	187.6	323.8	0.28
	2	C1	2028.0	343.0	17.7	500.0	600.0	2.6	432.8	114.0	453.2	187.6	326.9	0.28
	2	C2	2028.0	343.0	17.7	500.0	600.0	2.6	620.4	132.7	498.3	187.6	341.9	0.29
	2	C3	2028.0	343.0	17.7	500.0	600.0	2.6	487.2	119.4	466.6	187.6	331.2	0.29
	2	C4	2028.0	343.0	17.7	500.0	600.0	2.6	620.4	132.7	498.3	187.6	341.9	0.29
	2	C5	2028.0	343.0	17.7	500.0	600.0	2.6	487.2	119.4	466.6	187.6	331.2	0.29
	2	C6	2028.0	343.0	17.7	500.0	600.0	2.6	620.4	132.7	498.3	187.6	341.9	0.29
	1	C1	2028.0	343.0	17.7	500.0	600.0	2.6	594.0	130.1	492.1	187.6	339.8	0.29
	1	C2	2028.0	343.0	17.7	500.0	600.0	2.6	847.1	155.4	547.5	187.6	360.0	0.31
	1	C3	2028.0	343.0	17.7	500.0	600.0	2.6	660.6	136.7	507.4	187.6	345.1	0.30
	1	C4	2028.0	343.0	17.7	500.0	600.0	2.6	847.1	155.4	547.5	187.6	360.0	0.31
	1	C5	2028.0	343.0	17.7	500.0	600.0	2.6	660.6	136.7	507.4	187.6	345.1	0.30
	1	C6	2028.0	343.0	17.7	500.0	600.0	2.6	847.1	155.4	547.5	187.6	360.0	0.31
Y2	4	C11	2028.0	343.0	17.7	500.0	600.0	2.6	127.1	83.4	371.1	187.6	302.4	0.27
	4	C12	2028.0	343.0	17.7	500.0	600.0	2.6	185.6	89.2	387.6	187.6	307.1	0.27
	4	C13	2028.0	343.0	17.7	500.0	600.0	2.6	169.0	87.6	383.0	187.6	305.8	0.27
	4	C14	2028.0	343.0	17.7	500.0	600.0	2.6	185.6	89.2	387.6	187.6	307.1	0.27
	4	C15	2028.0	343.0	17.7	500.0	600.0	2.6	169.0	87.6	383.0	187.6	305.8	0.27
	4	C16	2028.0	343.0	17.7	500.0	600.0	2.6	185.6	89.2	387.6	187.6	307.1	0.27
	3	C11	2028.0	343.0	17.7	500.0	600.0	2.6	293.6	100.0	417.1	187.6	315.7	0.28
	3	C12	2028.0	343.0	17.7	500.0	600.0	2.6	421.7	112.8	450.3	187.6	326.0	0.28
	3	C13	2028.0	343.0	17.7	500.0	600.0	2.6	351.8	105.9	432.4	187.6	320.4	0.28
	3	C14	2028.0	343.0	17.7	500.0	600.0	2.6	421.7	112.8	450.3	187.6	326.0	0.28
	3	C15	2028.0	343.0	17.7	500.0	600.0	2.6	351.8	105.9	432.4	187.6	320.4	0.28
	3	C16	2028.0	343.0	17.7	500.0	600.0	2.6	421.7	112.8	450.3	187.6	326.0	0.28
	2	C11	2028.0	343.0	17.7	500.0	600.0	2.6	460.0	116.7	459.9	187.6	329.0	0.29
	2	C12	2028.0	343.0	17.7	500.0	600.0	2.6	657.7	136.5	506.8	187.6	344.9	0.30
	2	C13	2028.0	343.0	17.7	500.0	600.0	2.6	534.6	124.1	478.1	187.6	335.0	0.29
	2	C14	2028.0	343.0	17.7	500.0	600.0	2.6	657.7	136.5	506.8	187.6	344.9	0.30
	2	C15	2028.0	343.0	17.7	500.0	600.0	2.6	534.6	124.1	478.1	187.6	335.0	0.29
	2	C16	2028.0	343.0	17.7	500.0	600.0	2.6	657.7	136.5	506.8	187.6	344.9	0.30
	1	C11	2028.0	343.0	17.7	500.0	600.0	2.6	627.5	133.4	499.9	187.6	342.4	0.29
	1	C12	2028.0	343.0	17.7	500.0	600.0	2.6	894.9	160.2	557.1	187.6	363.8	0.31
	1	C13	2028.0	343.0	17.7	500.0	600.0	2.6	718.5	142.5	520.3	187.6	349.7	0.30
	1	C14	2028.0	343.0	17.7	500.0	600.0	2.6	894.9	160.2	557.1	187.6	363.8	0.31
	1	C15	2028.0	343.0	17.7	500.0	600.0	2.6	718.5	142.5	520.3	187.6	349.7	0.30
	1	C16	2028.0	343.0	17.7	500.0	600.0	2.6	894.9	160.2	557.1	187.6	363.8	0.31

通り	階数	柱	at	σ_y	Fc	b	D	h0	N	Mcr	Mu	Qcr	Qsu	α_y
			mm ²	N/mm ²	N/mm ²	mm	mm	m	KN	kN・m	kN・m	KN	KN	-
Y3	4	C21	1014.0	343.0	17.7	300.0	500.0	2.6	31.4	32.1	146.9	81.6	152.3	0.27
	4	C22	1014.0	343.0	17.7	300.0	500.0	2.6	52.5	33.8	152.0	81.6	153.9	0.28
	4	C23	1014.0	343.0	17.7	300.0	500.0	2.6	52.5	33.8	152.0	81.6	153.9	0.28
	4	C24	1014.0	343.0	17.7	300.0	500.0	2.6	52.5	33.8	152.0	81.6	153.9	0.28
	4	C25	1014.0	343.0	17.7	300.0	500.0	2.6	52.5	33.8	152.0	81.6	153.9	0.28
	4	C26	1014.0	343.0	17.7	300.0	500.0	2.6	52.5	33.8	152.0	81.6	153.9	0.28
	3	C21	1014.0	343.0	17.7	300.0	500.0	2.6	77.1	35.9	157.8	81.6	155.9	0.28
	3	C22	1014.0	343.0	17.7	300.0	500.0	2.6	127.9	40.1	169.6	81.6	160.0	0.28
	3	C23	1014.0	343.0	17.7	300.0	500.0	2.6	127.9	40.1	169.6	81.6	160.0	0.28
	3	C24	1014.0	343.0	17.7	300.0	500.0	2.6	127.9	40.1	169.6	81.6	160.0	0.28
	3	C25	1014.0	343.0	17.7	300.0	500.0	2.6	127.9	40.1	169.6	81.6	160.0	0.28
	3	C26	1014.0	343.0	17.7	300.0	500.0	2.6	127.9	40.1	169.6	81.6	160.0	0.28
	2	C21	1014.0	343.0	17.7	300.0	500.0	2.6	122.9	39.7	168.4	81.6	159.6	0.28
	2	C22	1014.0	343.0	17.7	300.0	500.0	2.6	203.3	46.4	186.1	81.6	166.0	0.29
	2	C23	1014.0	343.0	17.7	300.0	500.0	2.6	203.3	46.4	186.1	81.6	166.0	0.29
	2	C24	1014.0	343.0	17.7	300.0	500.0	2.6	203.3	46.4	186.1	81.6	166.0	0.29
	2	C25	1014.0	343.0	17.7	300.0	500.0	2.6	203.3	46.4	186.1	81.6	166.0	0.29
	2	C26	1014.0	343.0	17.7	300.0	500.0	2.6	203.3	46.4	186.1	81.6	166.0	0.29
	1	C21	1014.0	343.0	17.7	300.0	500.0	2.6	169.1	43.5	178.7	81.6	163.3	0.29
	1	C22	1014.0	343.0	17.7	300.0	500.0	2.6	279.2	52.7	201.6	81.6	172.1	0.30
	1	C23	1014.0	343.0	17.7	300.0	500.0	2.6	279.2	52.7	201.6	81.6	172.1	0.30
	1	C24	1014.0	343.0	17.7	300.0	500.0	2.6	279.2	52.7	201.6	81.6	172.1	0.30
	1	C25	1014.0	343.0	17.7	300.0	500.0	2.6	279.2	52.7	201.6	81.6	172.1	0.30
	1	C26	1014.0	343.0	17.7	300.0	500.0	2.6	279.2	52.7	201.6	81.6	172.1	0.30

ここで、

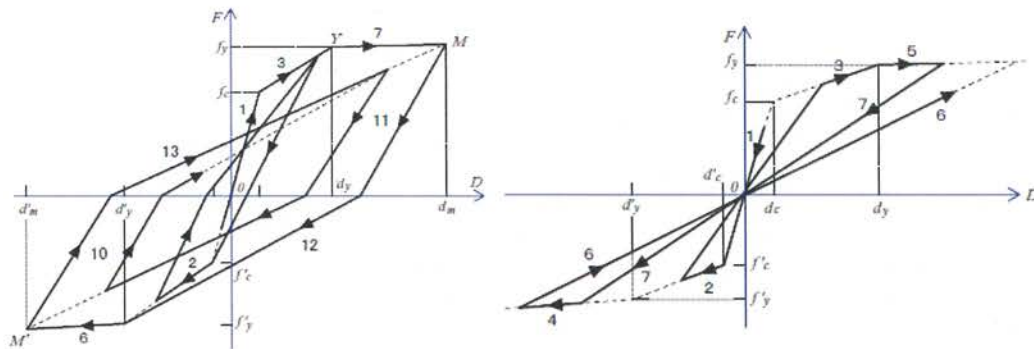
- at : 引張鉄筋断面積
- σ_y : 鉄筋降伏点強度
- Fc : コンクリート圧縮強度
- b : 柱断面幅
- D : 柱断面せい
- h0 : 柱の内のり寸法
- N : 柱軸方向力
- Mcr : 曲げひび割れモーメント
- Mu : 曲げ終局モーメント
- Qcr : せん断ひび割れ強度
- Qsu : せん断終局耐力
- α_y : 2次剛性低下率

解析モデルは、以下の4つを作成する

- モデル1：腰壁有、梁の塑性化無モデル
- モデル2：腰壁にスリット有、梁の塑性化無モデル
- モデル3：腰壁有、梁の塑性化有モデル
- モデル4：腰壁にスリット有、梁の塑性化有モデル

解析モデルの作成には、任意形状立体フレームの弾塑性解析プログラム SNAP ver.3 を用いる。
モデル化に際しては以下の点を考慮した。

- a) 柱の部材特性を図 5.19 に示す。曲げには武田モデル、せん断には原点指向モデルを用いた。各モデルのルール、パラメータは、文献 99) および 100) による。
- b) 柱、梁部材の端部には剛域を設定する。剛域の取り方は、文献 82) を参考として部材のフェイス位置とする。
- c) スリット有モデルにおいて、腰壁は、梁に加わる荷重として扱う。
- d) 腰壁有モデルにおいて、腰壁は文献 101) を参考とし、せいと断面積が等しい長方形断面の梁に置換して評価する。
- e) 腰壁付き梁の終局強度は、文献 82) の算定式を用いる。
- f) 部材降伏後の2次剛性は初期剛性の 1/1000 とする。



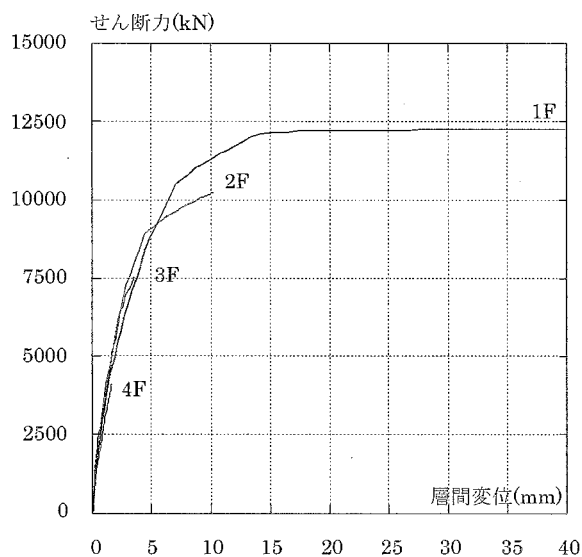
a) 武田モデル

b) 原点指向モデル

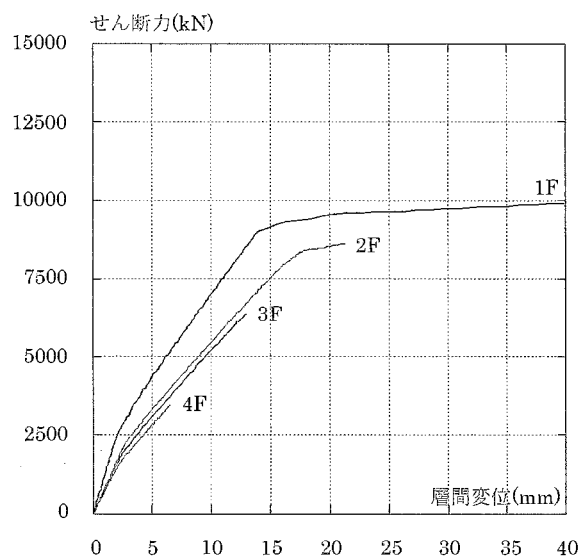
図 5.19 弾塑性モデル

②増分解析結果

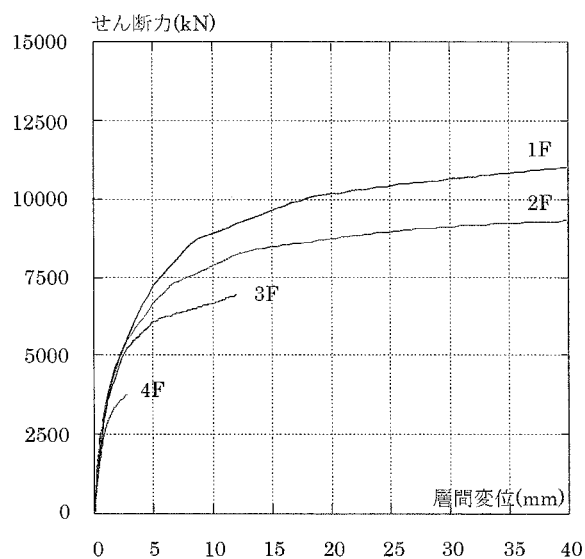
各モデルの増分解析結果を図 5.20 に示す。モデル 1、モデル 2 について、増分解析結果を耐震診断結果で用いられる C-F 図に変換し、耐震診断結果と比較を行った結果をそれぞれ図 5.21、図 5.22 に示す。また、モデル 3、モデル 4 の増分解析結果を C-F 図に変換したのも図 5.23、図 5.24 に示す。



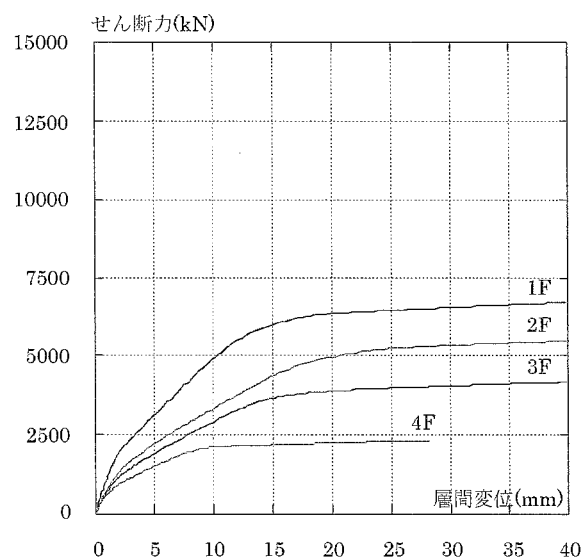
a) モデル1(腰壁有、梁塑性化無)



a) モデル2(スリット有、梁塑性化無)

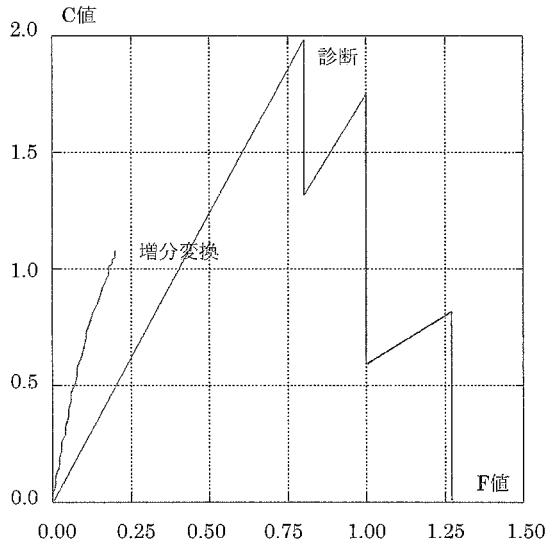


a) モデル1(腰壁有、梁塑性化有)

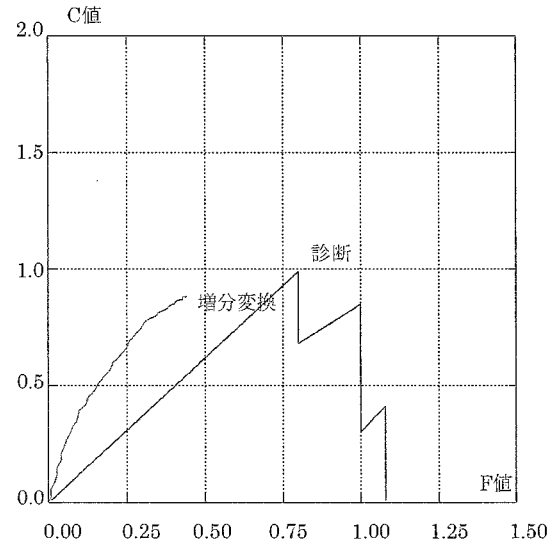


a) モデル1(スリット有、梁塑性化有)

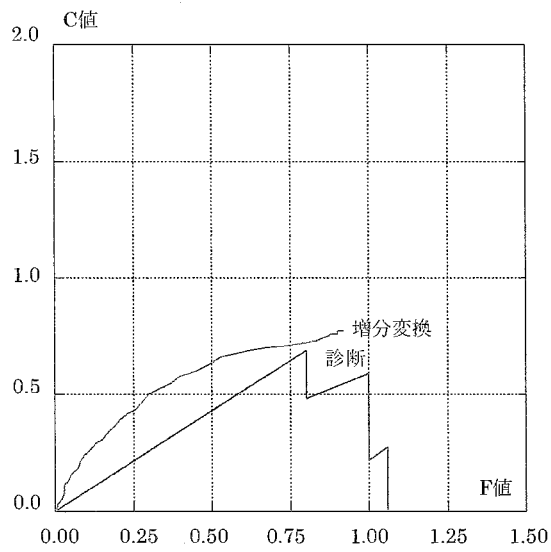
図 5.20 想定建物増分解析結果



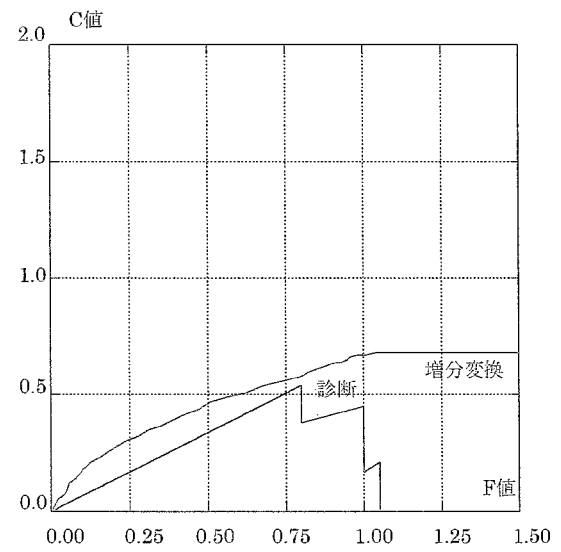
a) 4F



b) 3F

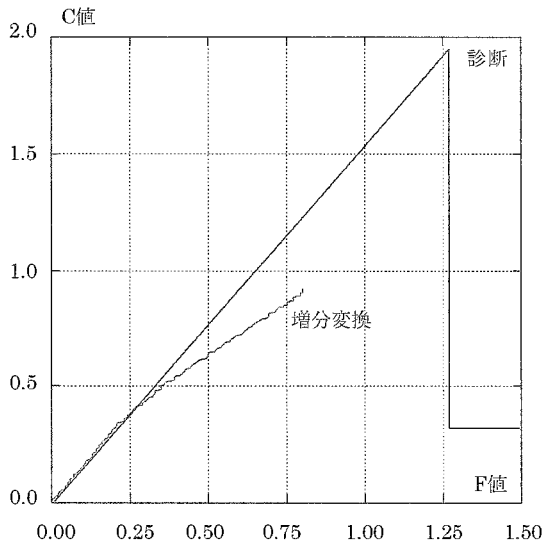


c) 2F

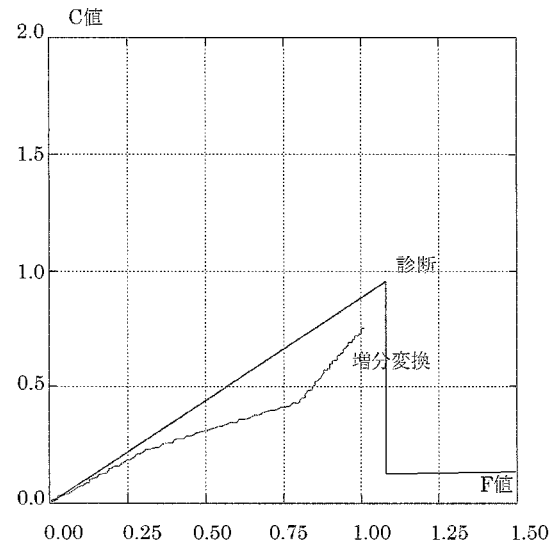


d) 1F

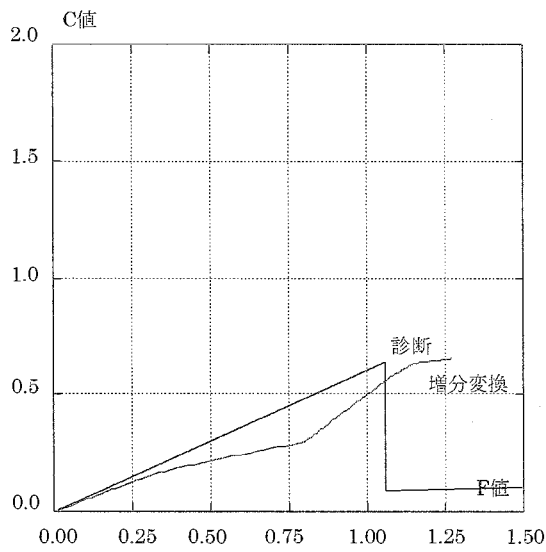
図 5.21 増分解析・耐震診断比較 (モデル 1)



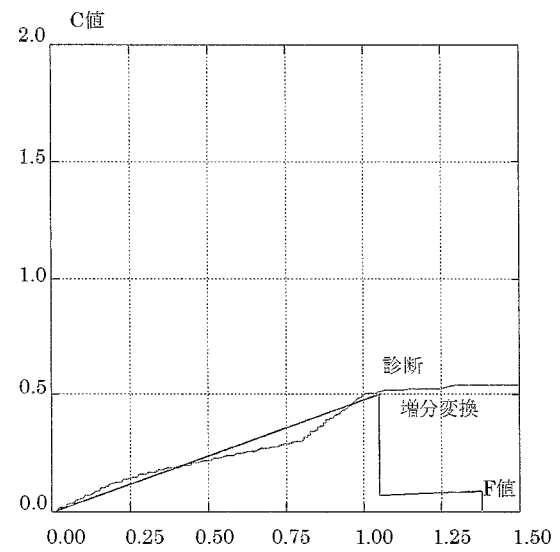
a) 4F



b) 3F

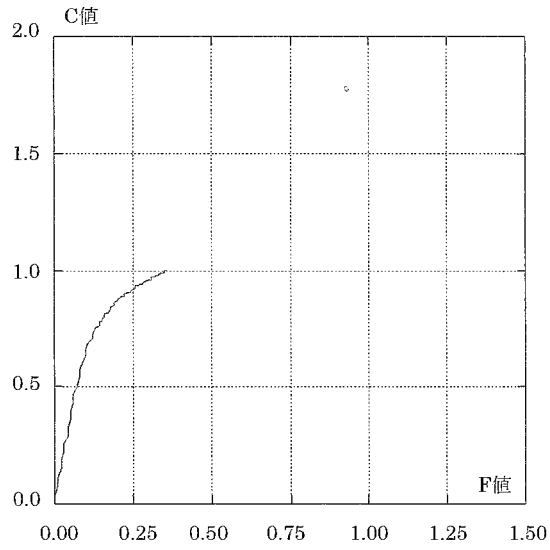


c) 2F

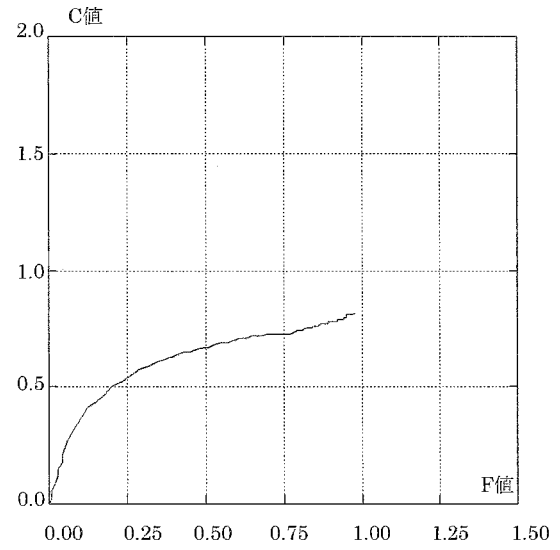


d) 1F

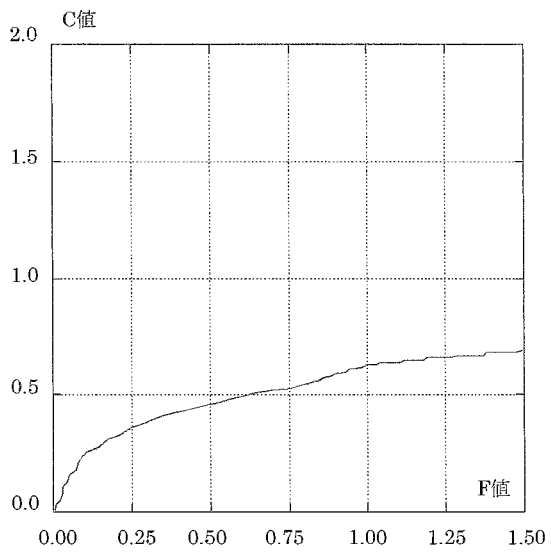
図 5.22 増分解析・耐震診断比較 (モデル 2)



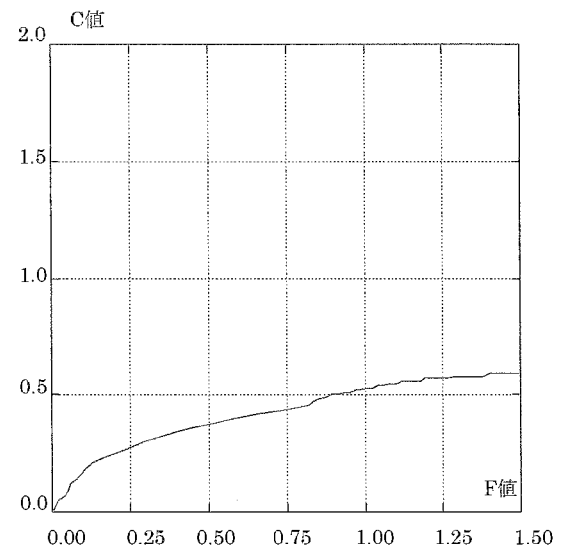
a) 4F



b) 3F

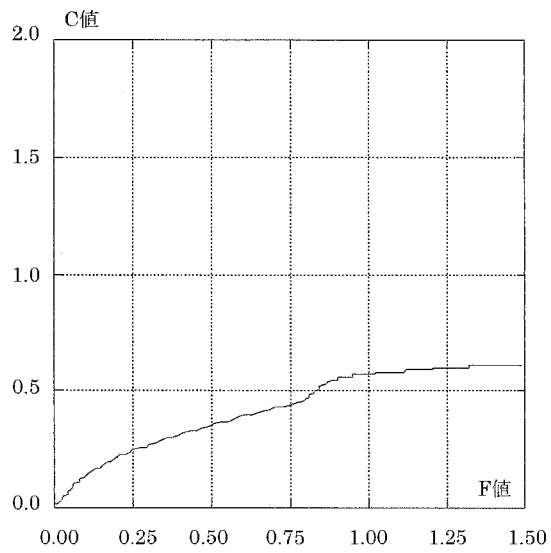


c) 2F

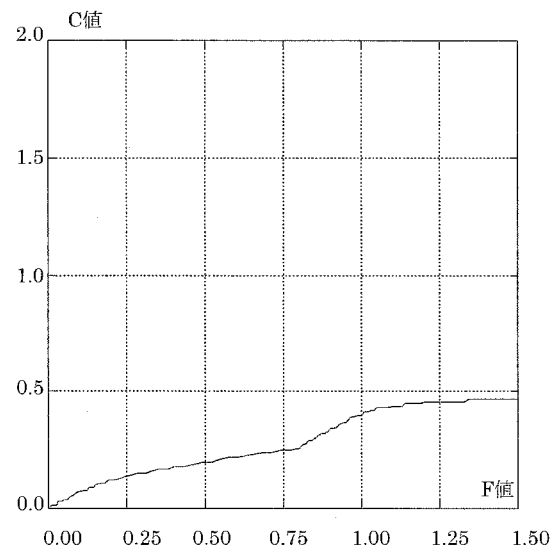


d) 1F

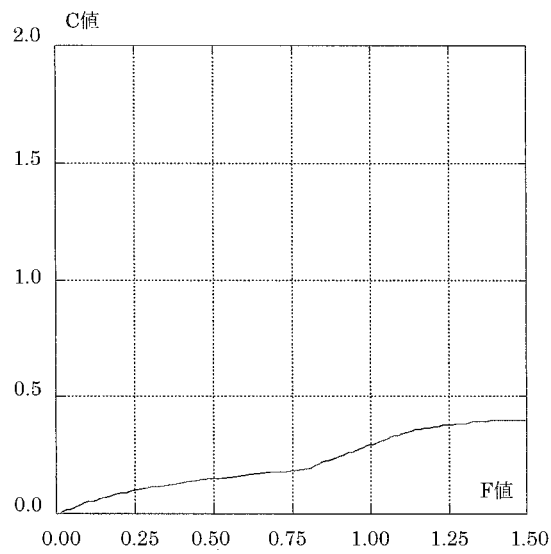
図 5.23 増分解析・耐震診断比較 (モデル 3)



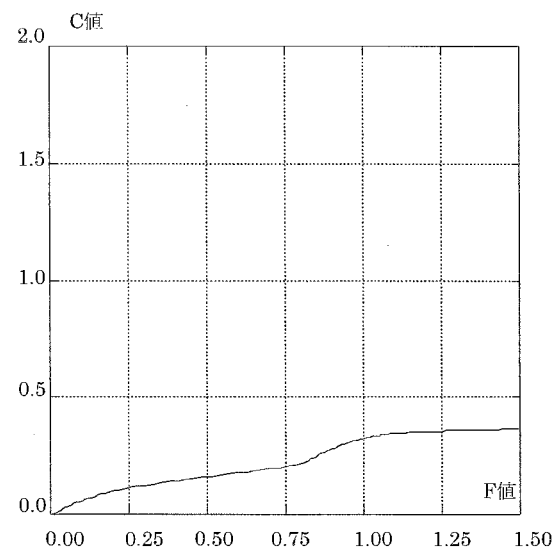
a) 4F



b) 3F



c) 2F



d) 1F

図 5.24 増分解析・耐震診断比較 (モデル 4)

③考察

梁の塑性化を考慮しない場合では、腰壁有のモデル1、スリット有のモデル2の両方について、 I_s 値が最も低くなる1層に変形が集中し、大地震時においては、両方について1層で層崩壊の恐れがある。増分解析結果と、耐震診断結果の比較を見ると、診断結果と比較が可能な程度変形が進んだ2層、1層において、モデル1、2とも良好な対応を示していることから、モデル化は妥当であると考ええる。

梁の塑性化を考慮したモデル3、モデル4の増分解析結果では、両者ともモデル1、モデル2よりも低いせん断力（C 値）を示した。これは、今回設定した想定建物では、梁降伏が柱降伏に先行するためである。変形が進んだ階について見てみると、モデル3については、1層、2層に変形が集中する結果となった。このことから、腰壁、垂壁が存在し、極短柱を有するモデル3においては、梁の塑性化を考慮した場合には、1層または2層において層崩壊する可能性がある。モデル4については、変形が集中した階がなく、全層に渡って変形が進んでいる。しかし、腰壁、垂壁等の2次壁がなく、梁の塑性化を考慮していることから、4モデル中で最も低いせん断力（C 値）を示す結果となった。

4) 想定建物の補強設計と応答解析

①補強量算出

作成した4つの想定建物の解析モデルのうち、最も低い強度指標を示したモデル4について、検討構法を付加し、応答解析による耐震性の検討を行う。

補強設計においては、安全側の補強とするため、F=1.0（層間変形角 1/250 相当）よりも小さい変形で $I_s=0.7$ を満たすせん断力（C 値）を確保する。モデル4の増分解析結果より抽出した、F=1.0（層間変形角 1/250 相当）時の C 値、 I_s 値を表 4-2-6 に示す。また、あわせて、想定建物の重量と A_i 分布についても表 5.7 に示す。

補強量の算出は、以下に示す文献 47) の式に拠る。算出した補強量を C 値およびせん断力で表 5.8 に示す。

■必要増加耐力の略算式

$$\Delta Q_i = \left(\frac{n+i}{n+1} \right) \cdot \frac{1}{F} \cdot \left(\frac{{}_R I_s}{S_D \cdot T} - \frac{I_s}{S_D \cdot T} \right) \cdot \Sigma W_i$$

ここで、

- ΔQ_i : i階の必要増加耐力
- n, i : 建物の層数、当該階の層数
- F : 「耐震診断基準」3.2.1(5)式の評価で用いた靱性指標
- I_s : 補強前の構造耐震指標
- ${}_R I_s$: 補強目標 I_s 指標
- S_D, S_D : 補強前、補強後の形状指標
- T, T' : 補強前、補強後の経年指標
- Σw_i : i層よりも上層の建物重量の和

表 5.7 想定建物構造耐震指標（補強前）

階	ΣW	A_i	C	I_s
	kN	-	-	-
4F	3790	1.58	0.57	0.38
3F	8513	1.29	0.40	0.33
2F	13236	1.13	0.30	0.28
1F	17988	1.00	0.31	0.33

表 5.8 必要補強量

階	必要補強量(C)	必要補強量Q
	-	kN
4F	0.48	1814.20
3F	0.45	3867.60
2F	0.45	5975.50
1F	0.35	6345.30

②補強架構の設計

表 5.8 の補強量に基づいて、検討構法の BRBSM の耐力を設定する。本検討では、安全側の設計とするため、補強架構の柱の耐力は必要補強量に加味せず、BRBSM のみで必要補強量を満たす設計を行う。補強架構に用いる鋼材は、全ての検討構法について H-300×300×10×15 とする。各検討構法の BRBSM の配置方法は、表 5.1 に拠る。配置方法 ex.15、16、20 については、1 スパンにつき 1 本の BRBSM が耐力を負担するため、1 本の BRBSM が負担する耐力は補強量/10 となる。配置方法 ex.9 と ex.10 については、1 スパンあたりで 2 本の BRBSM が耐力を負担できるため、1 本の BRBSM が負担する耐力は補強量/20 となる。BRBSM の降伏耐力の算出は (2.1) 式とし、水平力を求める際には BRBSM の設置角度 θ に応じ、 $\cos \theta$ を P_y に乗じて水平力を計算する。

ここで、BRBSM を RC 造の補強に用いる際には、いかに小さな変形から BRBSM にエネルギー吸収を期待するかが重要な問題となる⁸⁴⁾。そこで、本検討では、(2.4) 式を用いて、座屈拘束ブレースの軸剛性を調節し、層間変形角 1/500 相当、層間変形角 1/1000 相当で降伏する 2 種類の BRBSM を設定する。

③応答解析の解析条件

応答解析に使用するプログラムは、増分解析と同様に任意形状立体フレームの弾塑性解析プログラム SNAP ver.3 とする。以下に解析条件を示す。

- a) 解析方法は、Newmark の β 法とし、 $\beta=0.25$ とする。
- b) 使用する地震波は、ELCENTRO-NS、TAFT-EW、HACHINOHE-NS の 3 波とし、最大速度 50kine に基準化する。
- c) 地震動の継続時間は 30 秒とする。
- d) 減衰は瞬間剛性比例型とし 3% とする。

5) 応答解析の結果

解析結果を地震波ごとに図 5.25 から図 5.27 に示す。

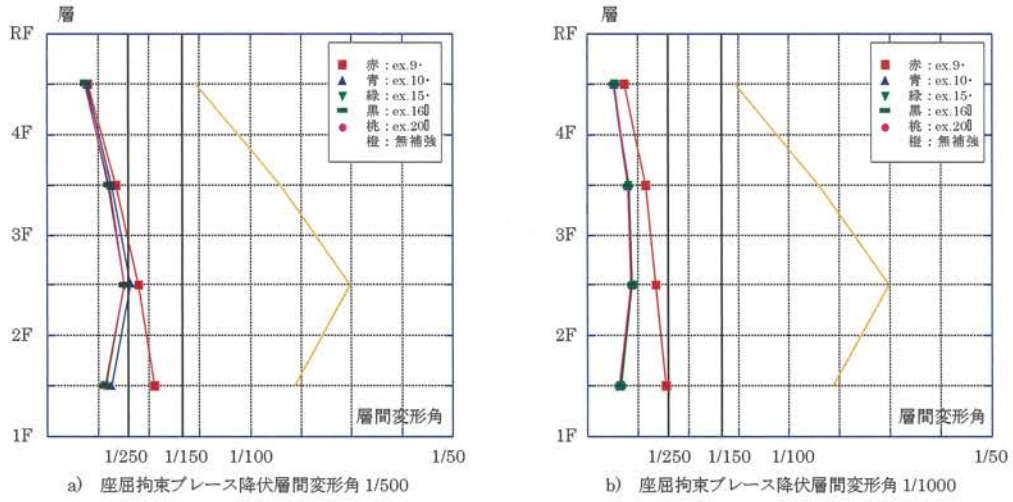


図 5.25 応答解析結果 (ELCENTRO-NS)

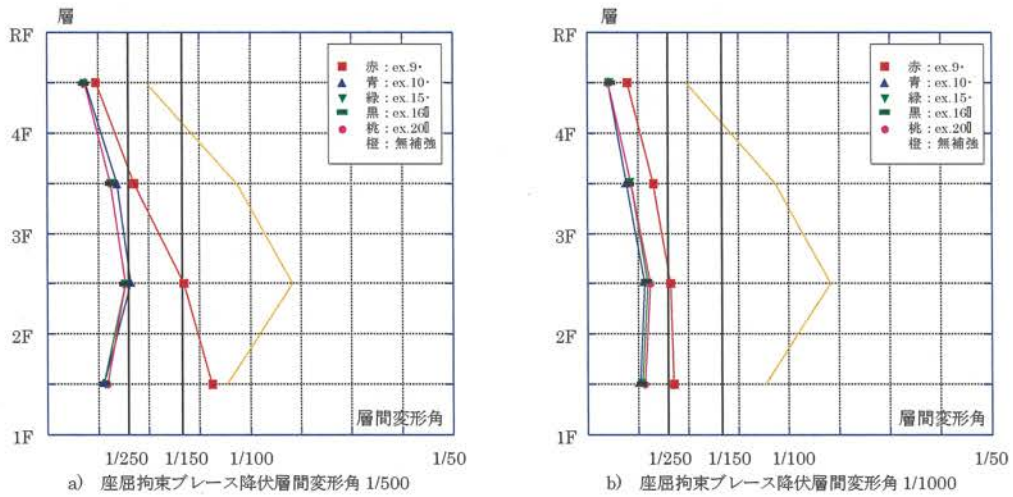


図 5.26 応答解析結果 (TAFT-EW)

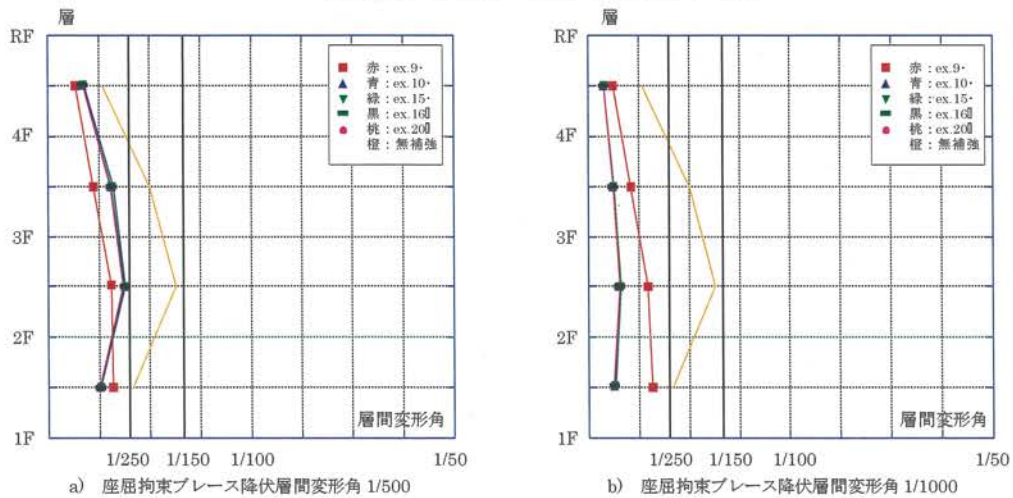


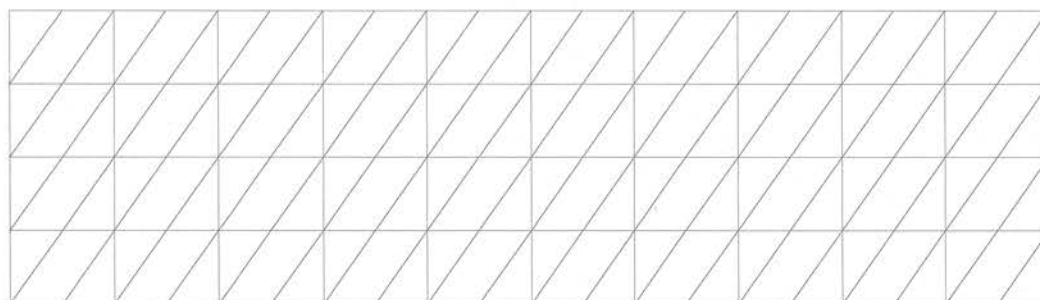
図 5.27 応答解析結果 (HACHINOHE-NS)

6) 応答解析の考察

設定した想定建物が無補強の場合、ELCENTRO-NS、TAFT-EW の 2 波について、応答値が層間変形角 $1/150$ を超えた。耐震診断においては、一般的な柱のせん断破壊に対応した層間変形角を $1/250$ 、曲げ破壊に対応した層間変形角を $1/150$ としているため、想定建物では、1、2 層において大破する可能性が高い。

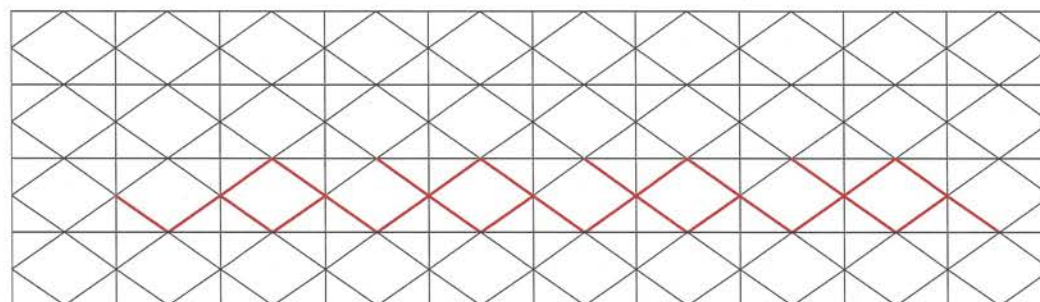
一方、検討構法を付加した後の応答値は、ex.15、ex.16、ex.20 の BRBSM 配置方法を用いた構法について、全ての地震波で層間変形角 $1/250$ 以下に抑えられえおり、レベル 2 地震動に耐えうる補強効果を得ている。しかし、BRBSM の配置方法 ex.9 を用いた構法については、TAFT-EW において、層間変形角 $1/1000$ で降伏する BRBSM を用いた場合でも、最大応答値を $1/250$ 以下に抑えられていない。また、BRBSM の配置方法 ex.10 を用いた構法についても、層間変形角 $1/500$ で降伏する BRBSM を用いた場合、TAFT-EW において、層間変形角を $1/250$ に抑えられていない。

これは、梁に節点を持つ BRBSM 配置方法では、その撓みと捩れによって BRBSM の初期剛性が低下し、補強効果が低下するためである。ここで、層間変形角 $1/1000$ で降伏する BRBSM を用いた架構について、増分解析を行い、BRBSM の降伏状況について分析した。層間変形角 $1/900$ 時点の BRBSM の降伏箇所を図 5.28 から図 5.32 に示す。BRBSM の降伏を想定した層間変形角と誤差 10% の範囲において、座屈拘束ブレースの配置方法 ex.10 では一部の BRBSM が降伏しておらず、BRBSM の配置方法 ex.9 については、全ての BRBSM が降伏していなかった。



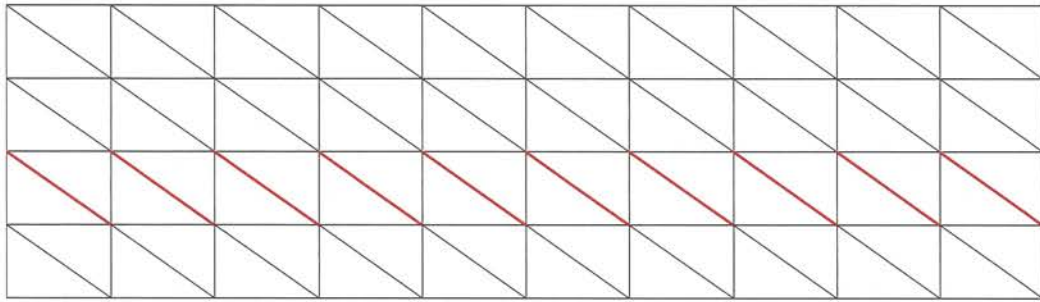
赤太線が降伏した座屈拘束ブレースを示す

図 5.28 BRB 配置方法 ex.9 の BRB 降伏状況



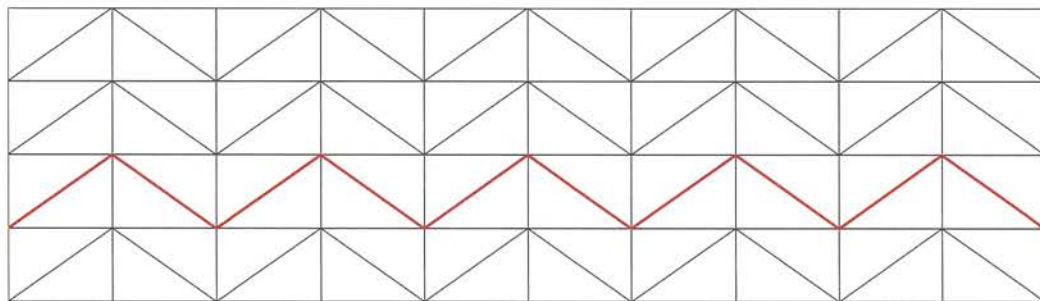
赤太線が降伏した座屈拘束ブレースを示す

図 5.29 BRB 配置方法 ex.10 の BRB 降伏状況



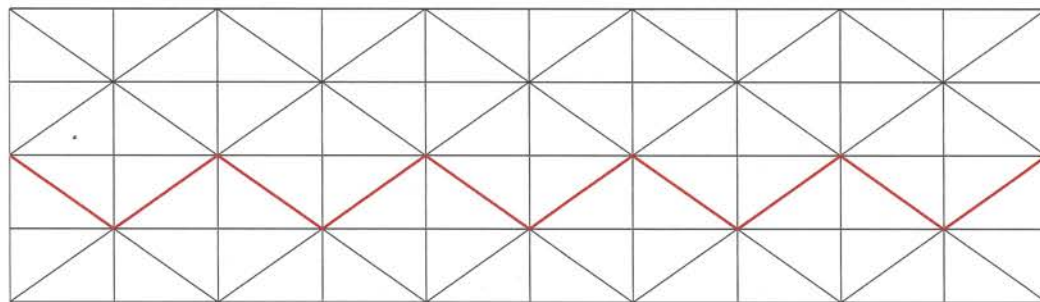
赤太線が降伏した座屈拘束ブレースを示す

図 5.30 BRB 配置方法 ex.15 の BRB 降伏状況



赤太線が降伏した座屈拘束ブレースを示す

図 5.31 BRB 配置方法 ex.16 の BRB 降伏状況



赤太線が降伏した座屈拘束ブレースを示す

図 5.32 BRB 配置方法 ex.20 の BRB 降伏状況

5. 4. 3 環境軸

1) 照度測定の実験概要

設定した検討構法の照度測定を行い、昼光率による評価を行う。まず、照度測定に用いるモックアップの製作を行う。

①モックアップの製作

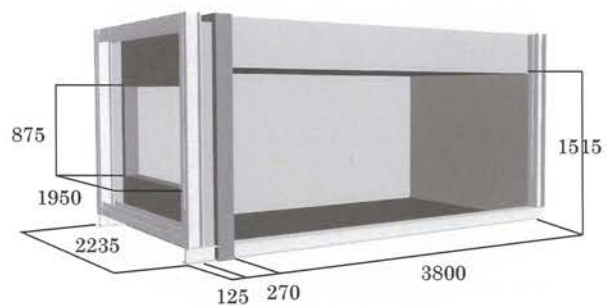
照度測定に用いるモックアップの写真と断面図を図 5.33 に示す。モックアップの規模は、先に構造軸で想定建物として設定した建物の 1/2 の大きさを想定している。モックアップの室内は、白色に塗装し、外面は灰色に塗装している。モックアップの外壁部から 187.5mm (中心位置) の位置にルーバー設置用の鉄骨 (幅 125mm) を設置できる仕様とし、モックアップと鉄骨枠の間には直射日光の進入を防ぐため、板材を設置する。

②ルーバーの製作

照度測定に用いるルーバーの図面と写真をそれぞれ図 5.34 から図 5.36 に示す。各ルーバーの間隔は、文献 71) を考慮して定めた。ただし、バウンドルーバーについては、既往の研究がないため、水平ルーバーに開口率を合わせた。検討構法においては、斜格子ルーバーとバウンドルーバーは別のものになるが、バウンドルーバーのルーバーの配置方法を図 5.37 のような規則で斜めに反射させることで、斜格子ルーバーの評価も兼ねることとする。



a) モックアップ写真



桁行 : 1950mm (室内寸法)
奥行 : 3800mm (室内寸法)
高さ : 1515mm (室内寸法)
開口部 : 1950mm × 875mm

b) モックアップ断面図

図 5.33 照度測定用のモックアップ

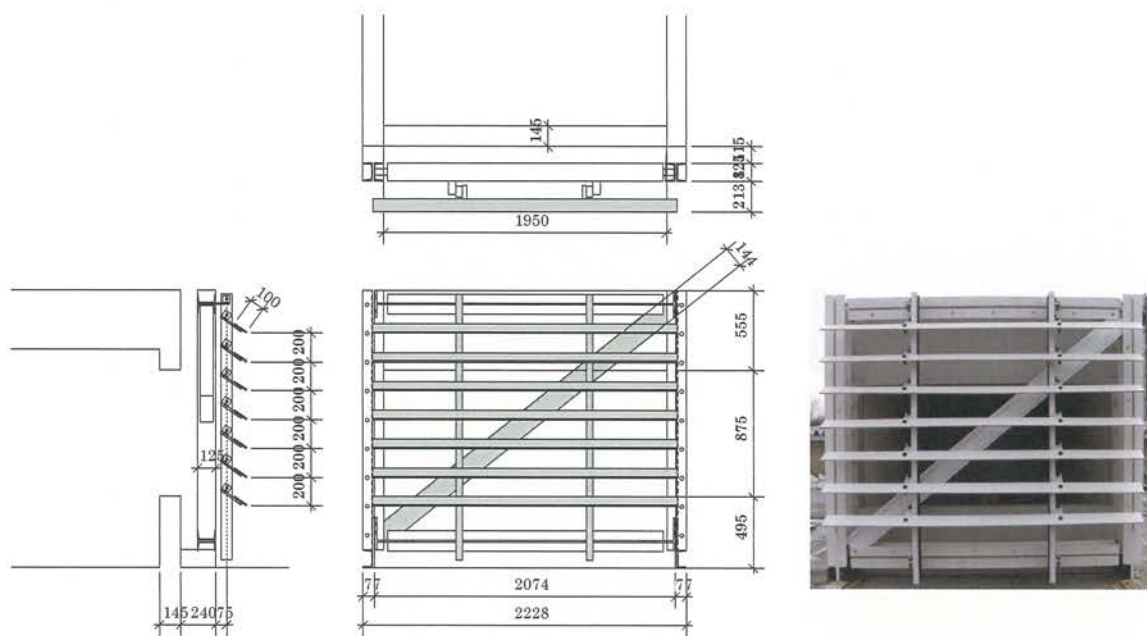


図 5.34 水平ルーバー

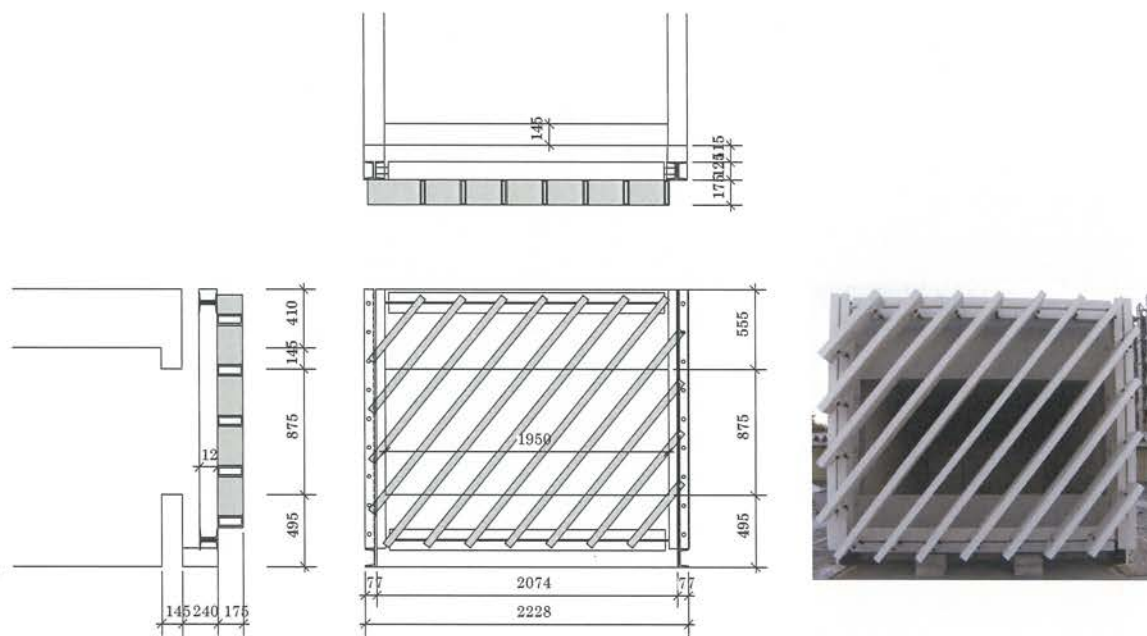


図 5.35 斜行ルーバー

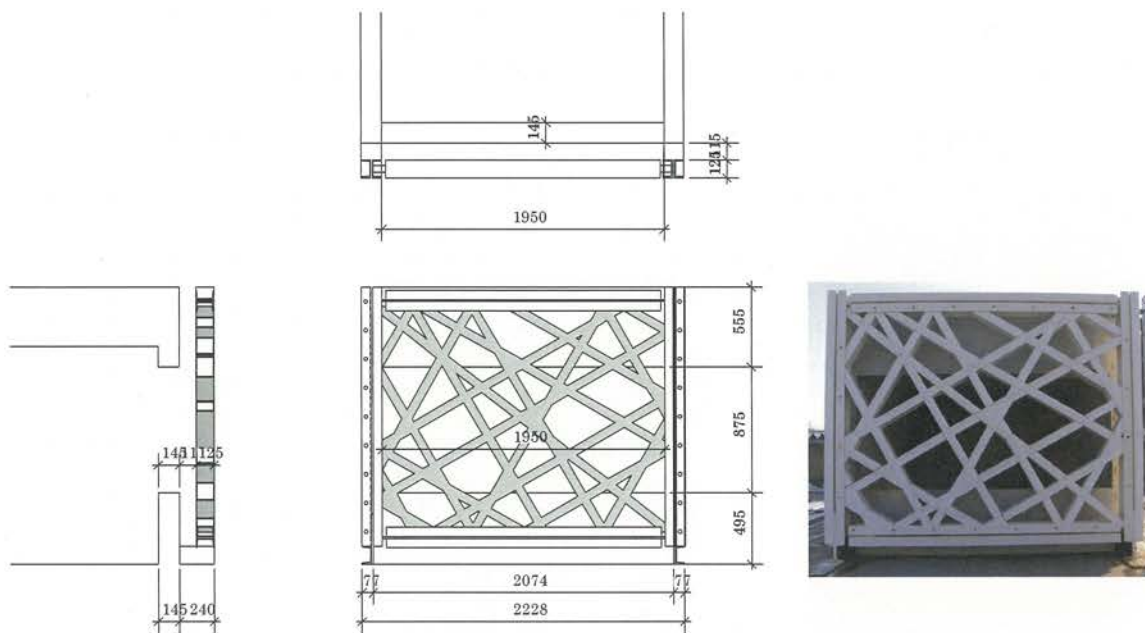


図 5.36 バウンダールーバー

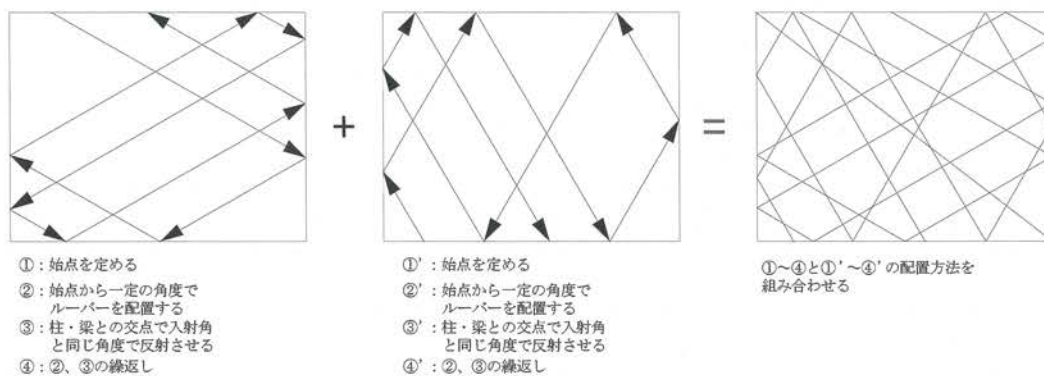


図 5.37 バウンダールーバー配置方法

2) 照度測定の実験条件

製作したモックアップとルーバーを用いて照度測定を行い、昼光率を算出する。以下に実験条件を示す。

- a) モックアップの設置場所は、神奈川県 12 号館屋上とする。開口の向きは直射日光の影響を避けるため、北面に向けるものとする。
- b) 照度測定は、各ルーバーとルーバーなしについて 2 日間、9 時から 15 時にかけて 1 時間おきに行う。
- c) 測定位置は、開口部室内側より、450mm、1350mm、2250mm とし、測定高さは 425mm とする。
- d) 昼光率による評価を行うため、室内の各計測位置以外に全天空照度の測定も行う。全天空照度は神奈川県 12 号館屋上で計測する。
- e) 直射日光が室内に反射するのを防ぐため、モックアップ前面のパラペットおよび屋上面には、黒シートを張り付ける。

3) 照度測定の結果

①1/2 サイズのモックアップを用いた照度測定結果

得られた照度測定結果を昼光率にし、図 5.38 に示す。各ルーバーの昼光率のグラフには、合わせてルーバーなしの昼光率の最大値（赤線）、平均値（緑線）、最低値（青線）を直線にして示す。昼光率の算出には、得られた実験データのうち 15000lx から 30000lx のデータを用いている。各ルーバーについて、使用したデータの計測時の天候を図 5.39 から図 5.41 に示す。15000lx から 30000lx のデータを用いた理由としては、文献 85) 等において、普通の日の全天空照度が 15000lx と設定されていること、また明るい日の全天空照度として 30000lx が設定されていることによる。

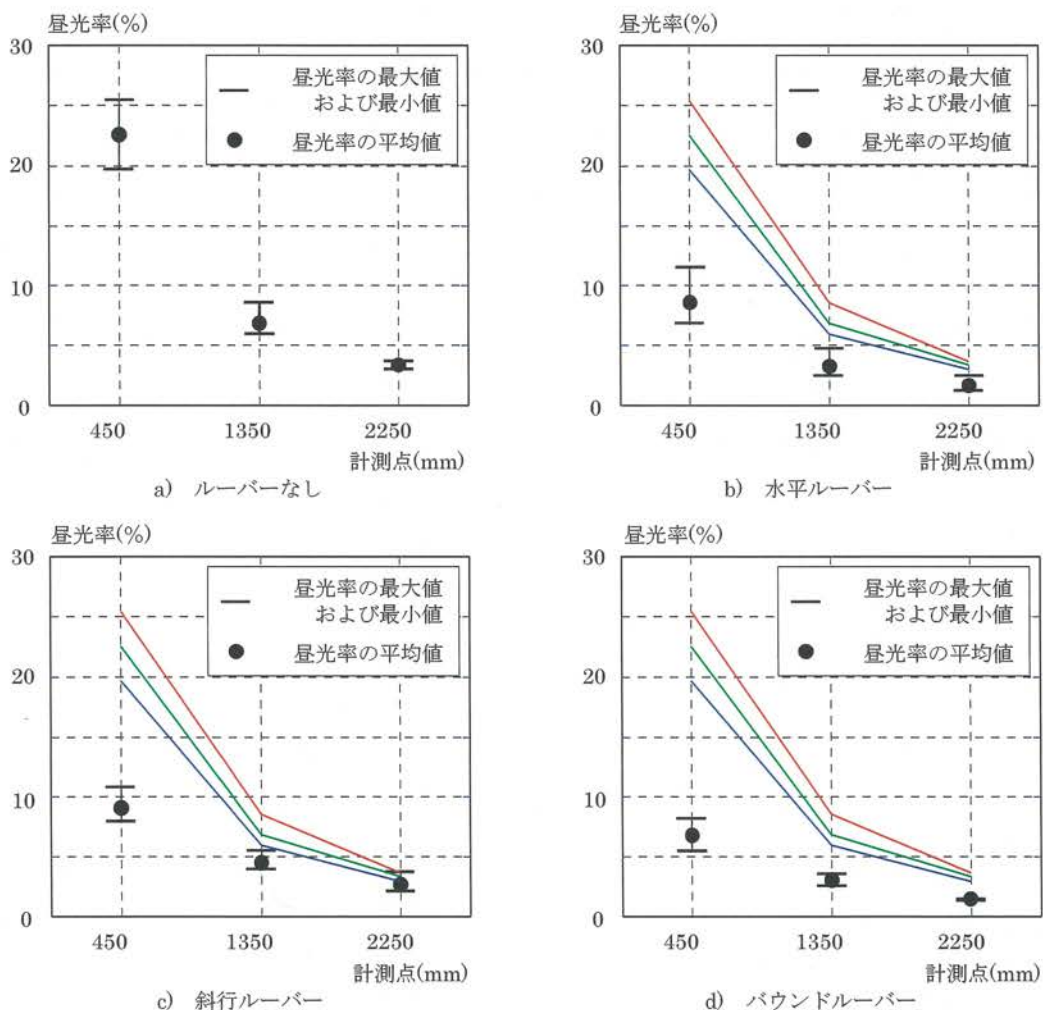


図 5.38 照度測定結果



a) 全天空照度 21340lx



b) 全天空照度 28740lx



c) 全天空照度 29023lx



d) 全天空照度 17220lx



e) 全天空照度 23417lx



f) 全天空照度 15240lx

図 5.39 水平ルーバー計測時の天候



a) 全天空照度 19793lx



b) 全天空照度 15207lx



c) 全天空照度 24266lx



d) 全天空照度 17767lx

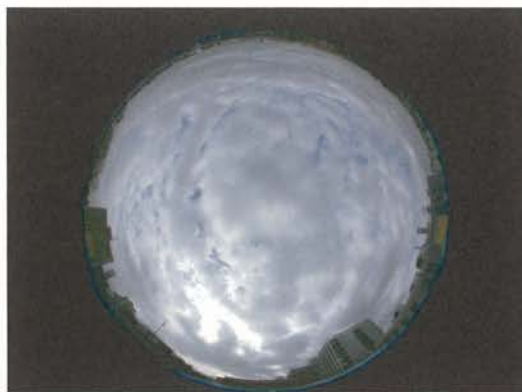


e) 全天空照度 22833lx



a) 全天空照度 17420lx

図 5.40 斜行ルーバー計測時の天候



a) 全天空照度 19887lx



b) 全天空照度 24873lx



c) 全天空照度 25067lx



d) 全天空照度 16130lx



e) 全天空照度 22510lx



f) 全天空照度 27477lx



g) 全天空照度 24633lx



h) 全天空照度 26266lx

図 5.41 バウンドルーバー計測時の天候

②1/2 サイズと実大サイズの測定結果の比較

1/2 サイズの斜行ルーバーの形状、配置間隔は実大サイズの照度測定実験を参考に製作している。そこで、1/2 サイズと実大サイズの測定値を比較し、モックアップのサイズが測定結果に与える影響を確認する。実大実験については、内壁をベニヤ張りとし、壁紙を張って実験を実施している。実験に用いたモックアップの写真を図 5.42 に示す。また、実験結果から求めた昼光率を図 5.43 に示す。

実験結果によると、外的要因を最も受けやすい計測点最前部で平均昼光率に若干の差があるものの、互いに高い相関性を示している。中でも、室内中央の計測点、室内最後尾の計測点においては、最大、最小、平均昼光率の全ての値について、ほぼ同様の傾向をみせた。このことから、開口部を北面とし、直射日光の影響を避けた照度測定においては、1/2 サイズの測定結果を実大サイズの測定結果と見なすことができると考える。



a) モックアップ (1/2サイズ)



b) モックアップ (1/1サイズ)



c) モックアップ (斜行ルーバー : 1/2サイズ)



d) モックアップ (斜行ルーバー : 1/1サイズ)

図 5.42

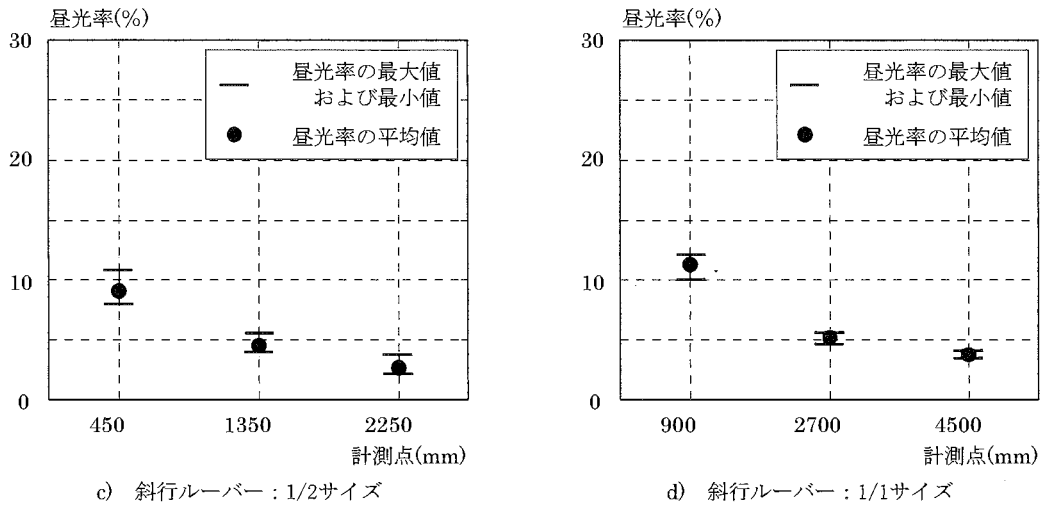


図 5.43

4) 照度測定に関する考察

1/2 サイズと実大サイズの測定結果の比較より、照度測定実験においては、1/2 サイズにおいても実大サイズと同等の実験結果が得られることを確認した。よって、実験結果をもとに検討構法の光環境について考察する。

本実験では、全計測点において、斜行ルーバーが他のルーバーよりも高い昼光率を示した。これは、今回設定した斜行ルーバーの開口率が、水平、バウンドルーバーよりも大きかったためと考える。開口率をそろえた水平ルーバーとバウンドルーバーについては、計測点の後ろ側に行くにつれて、実験値の差が小さくなるが、計測点最前部では、昼光率にして2%程度の誤差が生じた。これは、バウンドルーバーが鉄骨枠面内に設置されるのに対し、水平ルーバーは鉄骨枠に対して前面に設置されるため、ルーバーと鉄骨枠の間から採光があったためと考える。以上の点を踏まえると、直射日光を考慮しない状態においては、開口率が大きくかつ鉄骨枠に対してルーバーが前面に設置される構法が採光性能で良い性能を示す。

5. 4. 4 コスト軸

検討構法に用いられた部材の数量を基にコストに関する評価を行う。ここでは、検討構法に使用された柱梁の鋼材、ルーバーの表面積について 1 層、1 スパン分の量を算出し比較評価を行う。まず、検討構法に使用された柱梁の鋼材量を BRBSM の配置方法毎に表 5.9 に示す。BRBSM を X 字、V 字、N 字、菱形に配置した構法については全て同様の柱梁を用いているので、その使用鋼材量は等しくなる。斜行配置については、応答値を概ね 1/250 以下に収めることが可能な角型鋼管梁を用いた場合、鋼材の使用量は H 型鋼の梁を用いた場合と比べて 1 割程度の増加となるが、応答値を 1/250 以下に収める場合には、1.7 倍の鋼材を使用する必要がある。鋼材量の増加には、材料費以外にも施工上、運搬上の費用の増加も見込まれるため、斜行配置は他の BRBSM 配置方法よりもコストが増大する。ただし、本論では鋼材量の算出に際し、BRBSM の耐力によって変化が予想されるガセットプレート、スチフナーの鋼材量を除外している。

H 形鋼では、BRBSM の耐力が大きくなった際、ガセットプレート、スチフナーに多くの鋼材を使用することが予想される。一方、始めから曲げ剛性、捻り剛性の高い角形鋼管梁を用いる斜行配置については、ガセットプレート、スチフナーの鋼材量を抑えることが可能となる。そのため、使用鋼材量の開きは、現実には本論の検討よりも少なくなると考える。

表 5.9 柱梁の鋼材使用量

BRBの配置方法	柱材	梁材	使用鋼材量(kg)
X字配置	H-250×250×9×14	H-250×250×9×14	1,106
V字配置	H-250×250×9×14	H-250×250×9×14	1,106
N字配置	H-250×250×9×14	H-250×250×9×14	1,106
菱形配置	H-250×250×9×14	H-250×250×9×14	1,106
斜行配置	H-250×250×9×14	H-250×250×9×14	1,106
斜行配置	H-250×250×9×14	□-250×250×12	1,268
斜行配置	H-250×250×9×14	□-500×250×14	1,924

次にルーバーの表面積の合計を、ルーバーの種類、ルーバーの断面寸法、1層1スパンに用いられるルーバーの数と合わせて検討構法毎に表5.10に示す。ただし、斜格子ルーバーとバウンドルーバーは複数のルーバーを組合わせて構成するため、ルーバー数の算出は行わない。なお、ルーバーの表面積は図5.13に用いたCGの断面形状を基に算出している。ルーバーの表面積の合計は斜行(C)が最も小さい値を示した。これは、斜行(C)に用いられるルーバーの数が1層1スパンにおいて最小になるためである。他のルーバーの表面積の合計を見ると、斜めルーバーを組合わせて構成する斜格子、バウンドの表面積が斜行(C)、水平の表面積の3~4倍程度になる。ルーバーの表面積が増加した場合には、材料費以外にも保守管理にかかる費用の増大につながる。

表 5.10 ルーバーの表面積

検討構法番号	ルーバーの種類	断面(mm)	ルーバーの数	表面積(m ²)
1	水平	200×20	8	15.8
2	水平	200×20	8	15.8
3	水平	200×20	8	15.8
4	水平	200×20	8	15.8
5	斜格子	200×250	-	45.6
6	斜格子	200×250	-	45.6
7	斜格子	200×250	-	45.6
8	斜格子	50×250	-	46.4
9	斜行(R)	100×350	11	28.2
10	斜行(C)	177×177	5	11.1
11	バウンド	200×250	-	39.1
12	バウンド	200×250	-	39.1
13	バウンド	200×250	-	39.1

5.5 検討構法の評価

意匠軸、構造軸、環境軸、コスト軸に関する検討の結果に基づいて各構法の定量的な評価を試みる。まず、定量的な評価にあたって採点基準の設定を行う。本論では、各評価項目について表5.11のような採点基準を設定し定量的な評価を試みる。採点基準の設定には文献71) および文献77)～86)を参考としている。

検討構法の評価点の算出については、意匠軸、構造軸、環境軸、コスト軸において重要度に応じた係数等を用いることが適切と考えるが、各評価軸の重要度係数は建物の用途、グレード等に左右され、一概に決定することが難しい。そのため、本論では各評価項目を乗じて各評価軸の評価点を算出するとともに、各評価軸の評価点についても乗法を用いることで検討構法の評価点の算出を行う。異なる評価軸、評価項目の全てについて乗法を用いて評価点を算出する理由としては、各評価軸、各評価項目に未定の係数が含まれていた場合でも、評価結果を同一とすることが可能なためである。

表 5.11 検討構法の採点基準

評価軸	評価項目	配点		
		3点	2点	1点
意匠軸	意匠性	アンケート結果をそのまま用いる		
	適合性			
	創造性			
構造軸	応答制御	最大応答値が層間変形角1/250以下	最大応答値が層間変形角1/150以下	該当無し
	耐力	必要補強耐力の確保	-	該当無し
	剛性	全てのBRBをほぼ同時に降伏させることが可能	BRBを降伏させることが可能	BRBが降伏しない
環境軸	昼光率	450mm位置において昼光率の平均値が10以内	450mm位置において昼光率の最低値が10以内	該当無し
	昼光利用	2,250mm位置でルーバー付加後の昼光率の平均値がルーバーなしの昼光率の平均値を上回る	2,250mm位置でルーバー付加後の昼光率の最大値がルーバーなしの昼光率の平均値を上回る	該当無し
	保守性	コスト軸のルーバー表面積と評価を兼ねる		
コスト軸	鋼材量	3/(各検討構法の鋼材量/全ての検討構法のうち最小の鋼材量)		
	ルーバー表面積	3/(各検討構法のルーバー表面積/全ての検討構法のうち最小のルーバー表面積)		

表 5.11 の採点基準を用いて評価した評価軸の各項目の採点結果を表 5.12 に、検討構法の採点結果を表 5.13 に示す。本論では、構造軸の評価が耐震改修による耐震性能の確保であるため、構造軸における耐力、応答制御効果の向上では差がつきづらい結果となった。一方、コスト軸においては、一体型の構法はルーバー形状が複雑であること、多数の部材を用いた構成になることから、分離型の構法と比較すると評価点が明確に低くなった。検討構法の評価においては、全項目において比較的安定した性能を有した、水平ルーバーと BRBSM を菱形に配置した構法が最も高い評価点となったが、今回提案を行ったバウンドルーバーを用いた一体型構法についても比較的高い評価点となることを確認した。

表 5.12 評価軸の採点結果

検討 構法 番号	意匠軸			構造軸			環境軸			コスト軸	
	意匠性	適合性	創造性	応答 制御	耐力	剛性	昼光率	昼光 利用	保守性	鋼材量	ルーバー 表面積
1	2.08	2.34	1.50	3.00	3.00	3.00	3.00	1.00	—	3.00	2.10
2	1.80	1.92	1.58	3.00	3.00	3.00	3.00	1.00	—	3.00	2.10
3	1.98	2.20	1.52	3.00	3.00	3.00	3.00	1.00	—	3.00	2.10
4	2.14	2.08	1.94	3.00	3.00	3.00	3.00	1.00	—	3.00	2.10
5	1.68	1.58	1.96	3.00	3.00	3.00	3.00	1.00	—	3.00	0.73
6	1.68	1.58	1.96	3.00	3.00	3.00	3.00	1.00	—	3.00	0.73
7	1.68	1.58	1.96	3.00	3.00	3.00	3.00	1.00	—	3.00	0.73
8	2.14	2.08	2.04	3.00	3.00	3.00	3.00	1.00	—	3.00	0.72
9	1.68	1.58	1.90	3.00	3.00	2.00	3.00	2.00	—	1.74	1.18
10	1.76	1.42	1.94	3.00	3.00	2.00	3.00	2.00	—	1.74	3.00
11	2.10	1.78	2.68	3.00	3.00	3.00	3.00	1.00	—	3.00	0.85
12	2.10	1.78	2.68	3.00	3.00	3.00	3.00	1.00	—	3.00	0.85
13	2.10	1.78	2.68	3.00	3.00	3.00	3.00	1.00	—	3.00	0.85

表 5.13 検討構法の採点結果

検討 構法 番号	各評価軸の採点結果				検討構法 採点結果
	意匠軸	構造軸	環境軸	コスト軸	
1	7.30	27.00	3.00	6.30	3,726
2	5.46	27.00	3.00	6.30	2,786
3	6.62	27.00	3.00	6.30	3,379
4	8.64	27.00	3.00	6.30	4,407
5	5.20	27.00	3.00	2.19	923
6	5.20	27.00	3.00	2.19	923
7	5.20	27.00	3.00	2.19	923
8	9.08	27.00	3.00	2.16	1,589
9	5.04	18.00	6.00	2.05	1,118
10	4.85	18.00	6.00	5.22	2,733
11	10.02	27.00	3.00	2.55	2,069
12	10.02	27.00	3.00	2.55	2,069
13	10.02	27.00	3.00	2.55	2,069

5.6 まとめ

本章では、第2章から第4章で得られた知見と既往の研究の知見をもとに BRBSM を用いたサステナブル建築の具体化について検討した。BRBSM を用いたサステナブル建築の構法例には、ルーバーと BRBSM から成る統合ファサードを設定し、新築だけでなく既存建物の改修にも適用可能で、構造性能のみならず、意匠性、環境性にも配慮した構法の成立について検討し、以下の知見を得た。

- 1) ルーバーと BRBSM から成る構法について評価項目を満たす可能性の高い構法を 13 例抽出し、性能評価を行った。性能評価を通し、検討した 13 例の構法が、統合ファサードとして成立する性能を有することを確認し、BRBSM を用いたサステナブル建築の具体化が可能であることを示した。
- 2) 本章において、意匠軸で最も優れる構法は、バウンドルーバーを用いた構法となる。
- 3) 本章において、構造軸で最も優れる構法は、BRBSM を X 字、V 字、N 字、菱形に配置した構法となる。
- 4) 本章において、環境軸で最も優れる構法は、斜行ルーバーを用いた構法となる。
- 5) 本章において、コスト軸で最も優れる構法は、BRBSM を X 字、V 字、N 字、菱形に配置し、水平ルーバーを用いた構法となる。
- 6) 本章において、総合面で最も優れる構法は、水平ルーバーを用いて BRBSM を菱形に配置した構法となる。

第6章 結論

本論文では、BRBを用いたサステナブル建築の構造計画・構造設計および品質管理上の有用性に着目し、その具体化に関する研究を行った。まず、様々な組合せが提案されているBRBにおいては、特に製作時の厳密な品質管理に対応可能なBRBSMを選定し、その機能・性能とその設計等について分析した。次いで、目標とするサステナブル建築の具体化において、BRBSMでは特に、降伏耐力と軸剛性の調節方法、芯材の材質および形状が異なる場合の累積エネルギー吸収性能（LY材を芯材としたBRBSMの疲労性能等）、累積エネルギー吸収性能と座屈設計に特に影響を及ぼすクリアランス調整とそれに対応した製作・品質管理方法の追究が重要になることを示し、その各々について、機能・性能とその設計等について明らかにした。最後に、本研究と既往の研究で得られた知見をもとにBRBSMを用いて、構造分野からの提案として、意匠、構造、環境を横断するサステナブル建築の構法例、統合ファサードを設定し、BRBSMを用いたサステナブル建築の具体化についても検討した。本章では、第1章から第5章で明らかにした知見をまとめ、結論とする。

第1章では、本研究の背景と既往の研究、研究の目的、本研究の構成を述べ、本研究の位置づけを示した。

第2章では、構造体に先行してBRBSMが降伏し、BRBSMに損傷を集約することを可能とする芯材の降伏耐力と軸剛性の調節に関して検討した。まず、降伏耐力と軸剛性に関する計算式を整理し、次いで、計算式を用いて、増厚板溶接による軸剛性向上方法の有効性を検討した。その結果を踏まえて、既往の研究で用いられてきた、芯材塑性化部に絞りのないBタイプ、芯材塑性化部に絞りを設け、かつ芯材塑性化部長さを短くして降伏耐力の低下と軸剛性の向上を図ったHタイプ、Hタイプと同形状の芯材端部に増厚板を溶接して軸剛性の向上を図ったRタイプの試験体を製作し、これら3タイプの比較実験を行い、以下の知見を得た。

- 1) 芯材塑性化前の軸方向弾性剛性は、5個の直列弾性バネとみなして計算することで、芯材長さ、形状、鋼種が異なっても誤差10%以内で計算できる。
- 2) RタイプのBRBSMで、HタイプのBRBSMと同じ軸剛性を設定する場合、最大で0.20以上芯材塑性化部長さ比率 α_1 を大きくすることができる。
- 3) 増厚板を用いることで、BタイプおよびHタイプと同等のエネルギー吸収性能を有し、層間変形角1/1000以内の微小変形で降伏するBRBSMを製作できる。
- 4) 芯材降伏後の除荷時の軸剛性は、軸方向弾性剛性よりも小さくなる。その値は逆方向の変形量が δ_y までの範囲内で軸方向弾性剛性のおよそ9割の値となり、逆方向の変形量が $2\delta_y$ までの範囲内でおおよそ8割の値となる。本論の比較実験においては、逆方向の変形量が δ_y までの範囲内で93%から99%の値となり、逆方向の変形量が $2\delta_y$ までの範囲内で79%から98%の値となる。
- 5) 降伏耐力を低減した完全弾塑性モデルを用いることで、軸歪1.00%以下の範囲において、累積塑性歪エネルギー E_t を実験値と誤差10%以内で計算できる。

6) 軸方向弾性剛性を低減したバイリニアモデルを用いることで、軸歪 2.00%以下の範囲において、累積塑性歪エネルギー E_t を実験値と誤差 10%以内で計算できる。

第3章では、第2章で指摘した従来の軸剛性調節手法において、芯材塑性化部長さを短くし過ぎると、その軸歪が過大となり、疲労性能が低下する点に着目した検討を行った。増厚板を用いた R タイプの BRBSM を実用化することで、芯材塑性化部長さを従来よりも長く保ち、軸剛性調節が可能となることを示したが、実際の設計においては増厚板を用いた R タイプの剛性調節手法と従来の剛性調節手法を併用することも考えられる。その際の芯材塑性化部長さの適切な設定、言い換えると芯材塑性化部に生じさせる軸歪を適切に設定するためには、BRBSM の疲労性能を把握することが重要となるため、BRBSM で不足していた LY 材の芯材を対象とした疲労実験を行い、疲労性能を検討した。また、LY 材と SN 材の差異についても検討し、以下の知見を得た。

- 7) LYB、LYH とともに、塑性域での歪振幅 ε と耐用回数 N_t の関係は両対数軸で線形関係となり、LY 材においても SN 材と同様に、その疲労性能の推定が可能である。
- 8) LYH の耐用回数は歪振幅 1.0%未満の範囲で LYB よりも若干多くなり、設計クリアランス比 12.5%において、歪振幅 0.5%で 1.04 倍、歪振幅 $1.5 \varepsilon_y$ において 1.21 倍となる。
- 9) LYH、LYB の耐用回数は歪振幅が小さくなるほど、SNH よりも少なくなる。
- 10) 拘束指標 R が 2.9 以上の LYB、SNB において、歪振幅 1.0%未満の範囲では、熱影響のあるリブ溶接部で芯材が引張破断に至る。
- 11) 拘束指標 R が 8.7 以上の LYH において、歪振幅 1.0%以上の範囲では、母材にて引張破断が生じ、 $1.5\varepsilon_y$ の微小振幅においては、SNH と同様に断面変化のある塑性化部端部の R 部で芯材が引張破断に至る。
- 12) 一定歪振幅繰返し载荷を受ける BRBSM においては、歪振幅 3.0%から $1.5 \varepsilon_y$ の範囲において、素材の破断時伸びと耐用回数間に明確な相関性がみられず、累積エネルギー吸収能力には素材の伸び性能以外のパラメータが影響する。なお、本検討の範囲においては、クリアランス比や高次座屈モードの形成の過程、歪硬化の影響が耐用回数に影響を及ぼすと考えられるが、この点は今後、引続いての検討課題となる。

第4章では、高品質と低コストを実現する BRBSM のクリアランス調整工法に関する検討を行った。第3章で作成した疲労性能式は引張破断に至った BRBSM の実験結果を用いて作成しており、仮に BRBSM が部材座屈、局部破壊に至った場合は、その耐用回数が疲労性能式を下回る可能性がある。BRB の設計における基本事項は鋼構造座屈設計指針等に示されており、その中では適切なクリアランスの確保が BRB の部材座屈、局部破壊を防止する上で重要になることが指摘されている。そこで、製作性の課題を改善する新しいクリアランス調整工法として、クリアランス調整材を芯材または芯材の側面に配置するスペーサーに部分的に貼付けるクリアランス調整工法を検討した。まず、BRBSM の種類と構成部品、クリアランス調整に用いる材料とその貼付け位置、方法を整理し、クリアランス調整工法を分類した。次いで、クリアランス調整工法の中から材料の総量や製作時間、コストに大幅な増加がなく、製作性の改善が期待できる工法とそれに対応した要求性能を抽出し、評価項目を設定した。設定したクリアランス調整工法が従来のクリ

アランス調整工法と同等以上の性能を有することを実験的に確認し、あわせて実例を踏まえたコストに関する検討も行い、以下の知見を得た。

- 13) FP 工法、BP 工法で BA 工法と同等以上に座屈拘束ブレースのクリアランスを調整することが可能である。座屈拘束ブレースのクリアランス調整においては、クリアランス調整材を必ずしも芯材全面に貼付ける必要はなく、芯材の一部、または芯材周囲のスペーサー（丸鋼または角鋼）に貼付け、適切にクリアランスを確保することで BA 工法と同等以上の製作性、コスト（材料の総量および製作時間）、生産信頼性、安全性（構造性能）を実現できる。
- 14) FP 工法のうち製作性に最も優れるのは、太径の丸鋼にフッ素樹脂シートを 1 回巻付ける工法であり、試験体 B11-FP2 となる。
- 15) FP 工法のうちコスト（材料の総量および製作時間）に最も優れるのは、スペーサーにフッ素樹脂シートを貼付ける工法であり、試験体 H7-FP1 となる。
- 16) 生産信頼性において、FP 工法、BP 工法で BA 工法と同様に推奨値のクリアランス比 15%を満たすことができる。
- 17) 安全性（構造性能）において、FP 工法、BP 工法、BA 工法はほぼ同等となり、いずれのクリアランス調整工法を用いても耐震、制振ブレースとして使用できる性能を有する。
- 18) クリアランス調整工法に対する要求性能として、製作性、コスト（材料の総量および製作時間）、生産信頼性、安全性（構造性能）を総合評価した結果、B タイプは B7-BP1、H タイプは H7-FP1 が優れている。
- 19) 実例を踏まえた材料の総量および製作時間に関する一検討においては、BA 工法を FP 工法に置き替えることで、クリアランス調整にかかる製作費を B タイプで 19%、H タイプで 63% 低減することができる。同様に BA 工法を BP 工法に置き替えることで、クリアランス調整にかかる製作費を B タイプで 86%、H タイプで 94% 低減することができる。

第 5 章では、第 2 章から第 4 章で得られた知見と既往の研究の知見をもとに BRBSM を用いたサステナブル建築の具体化について検討した。BRBSM を用いたサステナブル建築の構法例には、ルーバーと BRBSM から成る統合ファサードを設定し、新築だけでなく既存建物の改修にも適用可能で、構造性能のみならず、意匠性、環境性にも配慮した構法の成立について検討し、性能評価を行い、以下の知見を得た。

- 20) ルーバーと BRBSM から成る構法について評価項目を満たす可能性の高い構法を 13 例抽出し、性能評価を行った。性能評価を通し、検討した 13 例の構法が、統合ファサードとして成立する性能を有することを確認し、BRBSM を用いたサステナブル建築の具体化が可能であることを示した。
- 21) 第 5 章の検討において、意匠軸で最も優れる構法は、バウンドルーバーを用いた構法となる。
- 22) 第 5 章の検討において、構造軸で最も優れる構法は、BRBSM を X 字、V 字、N 字、菱形に配置した構法となる。
- 23) 第 5 章の検討において、環境軸で最も優れる構法は、斜行ルーバーを用いた構法となる。

- 24) 第5章の検討において、コスト軸で最も優れる構法は、BRBSMをX字、V字、N字、菱形に配置し、水平ルーバーを用いた構法となる。
- 25) 第5章の検討において、総合面で最も優れる構法は、水平ルーバーを用いてBRBSMを菱形に配置した構法となる。

以上、様々な組合せが提案されているBRBのうち、特にBRBSMを選定し、サステナブル建築における建築物の長寿命化と利用継続性を実現する上でBRBSMにおいて必要となる機能・性能とその設計等を明らかにした。また、検討結果を踏まえてBRBSMを用いたサステナブル建築の構法例、統合ファサードの検討を行い、BRBSMを用いたサステナブル建築の具体化が可能であることを示した。

参考文献

- 1) 日本建築学会：サステナブル・ビルディングに関する国内外の動向調査と提言、2001年3月
- 2) 日本建設業連合会：サステナブル建築を実現するための設計指針、2014年2月
- 3) 日本サステナブル建築協会：CASBEE®-建築（新築）建築環境総合性能評価システム 評価マニュアル（2016年版）、2016年
- 4) 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9月
- 5) 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
- 6) 日本建築士連合会：建築士の業務 設計及び監理業務と告示第15号、2012年10月
- 7) 国土交通省国土技術政策総合研究所ほか：2015年版建築物の構造関係技術基準解説書、2015年6月
- 8) 日本建築構造技術者協会：応答制御構造設計法 付：免震・制振（震）建築の設計例／装置・部材データ集、2000年12月
- 9) 日本免震構造協会：パッシブ制振構造設計・施工マニュアル第2版、2005年9月
- 10) 日本建築学会関東支部：免震・制振構造の設計 学びやすい構造設計、2007年1月
- 11) 武田寿一、竹本靖、高橋泰彦、古屋則之：鉄骨ブレース付きラーメンの実験的研究（その3）鉄骨特殊ブレースの研究、日本建築学会大会学術講演梗概集、1972年10月
- 12) 望月重、安藤信好、村田義男、高橋春蘭：中心圧縮力を受けるアンボンドブレースの座屈に関する実験的研究（その3 補強材の剛性を変化させた場合）、日本建築学会大会学術講演梗概集、1980年9月
- 13) 藤本盛久、和田章、佐伯英一郎、渡辺厚、人見泰義：鋼管コンクリートにより座屈を拘束したアンボンドブレースに関する研究、構造工学論文集 Vol.34B、1988年3月
- 14) 真鍋典生、下川弘海、神谷誠、森野捷輔、川口淳：角形鋼管で補剛された平鋼ブレースの弾塑性性状に関する研究、日本建築学会大会学術講演梗概集、構造Ⅲ、pp.783-794、1996年9月
- 15) 脇山広三、多田元英、桑原進、米山隆也、今井克彦：二重鋼管の補剛効果に関する研究（その3、軸方向加力実験及びK型ブレース付架構実験）、日本建築学会近畿支部研究報告集、1992年、6月
- 16) 日本建築学会：鋼構造座屈設計指針1996改定、1996年1月
- 17) 国土交通省国土技術政策総合研究所ほか：エネルギーの釣合いに基づく耐震計算法の技術基準解説及び計算例とその解説、2005年10月
- 18) 建築研究所：平成17年国土交通省告示第631号「エネルギーの釣合いに基づく耐震計算法」に準拠してー 鋼構造建築物へのエネルギー法活用マニュアル、2008年9月
- 19) 日本建築学会：鋼構造制振設計指針、2014年11月
- 20) 日本建築学会：鋼構造座屈設計指針2018改定、2018年2月
- 21) 日本建築学会：鋼構造の座屈に関する諸問題2001、2001年11月
- 22) 村井正敏、加藤貴志、小川秀雄、岩田衛、和田章：座屈拘束されたブレースを用いた履歴型ダンパーの性能評価実験（その1実験計画）、日本建築学会大会学術講演梗概集、2000年9月

- 23) 加藤貴志、村井正敏、小川秀雄、岩田衛、和田章：座屈拘束されたブレースを用いた履歴型ダンパーの性能評価実験（その2 実験結果）、日本建築学会大会学術講演梗概集、2000年9月
- 24) 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、日本建築学会大会学術講演梗概集、2017年8月
- 25) 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、pp.105-110、2003年7月
- 26) 岩田衛、和田章、川合廣樹、渡辺厚：被害レベル制御設計手法の研究 (Damage Tolerant Designの研究)、日本建築学会大会学術講演梗概集、1992年8月
- 27) 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
- 28) 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、pp.187-193、2004年12月
- 29) 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
- 30) IWATA Mamoru, Murai Masatoshi : Buckling-restrained brace using steel mortar planks -performance evaluation as a hysteretic damper-, EARTHQUAKE ENGINEERING AND STRUCTURAL DYNAMICS、35、pp1807-18、2006年7月
- 31) 和泉田洋次、川上誠、岩田衛：鋼モルタル板を用いた座屈拘束ブレースの有限要素法による弾塑性大変形の解析、日本建築学会構造系論文集、第618号、pp.207-213、2007年8月
- 32) 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、pp.117-124、2007年10月
- 33) 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641号、pp.1363-1369、2009年7月
- 34) 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653号、pp.1361-1368、2010年7月
- 35) 緑川光正、田中康隆、大竹誠寛、麻里哲広、村井正敏、岩田衛、鋼モルタル板を用いた座屈拘束ブレースの実験的研究—座屈モード数の評価および圧縮引張耐力比と細長比の関係—、日本建築学会構造系論文集、第664号、pp.1153-1160、2011年6月
- 36) 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681号、pp.1763-1771、2012年11月

- 37) 吉田文久、岡本勇紀、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における拘束材の局部破壊（その1）拘束材の局部耐力、日本建築学会大会学術講演梗概集、2010年9月
- 38) 吉田文久、岡本勇紀、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における拘束材の局部破壊（その2）繰返し載荷実験、日本建築学会大会学術講演梗概集、2010年9月
- 39) 日本建築学会：鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説－許容応力度設計法－、1999年11月
- 40) 岡本勇紀、齋藤啓一、吉田文久、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における拘束材の局部破壊（その3）拘束材局部耐力式の修正、日本建築学会大会学術講演梗概集、2011年8月
- 41) 齋藤啓一、岡本勇紀、吉田文久、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における拘束材の局部破壊（その4）繰返し載荷実験、日本建築学会大会学術講演梗概集、2011年8月
- 42) 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666号、pp.1507-1514、2011年8月
- 43) 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、pp.15-21、2013年6月
- 44) 竹内徹、松井良太、三原早紀、大家貴徳、岡本勇紀、小崎均、岩田衛：鋼モルタル板を用いた座屈拘束ブレースの構面外機構安定性、日本建築学会技術報告集、第20巻、第45号、pp.569-574、2014年6月
- 45) 飯塚亮太、小谷野一尚、緑川光正、岩田衛：累積塑性歪エネルギー率の大きな座屈拘束ブレースの研究、日本建築学会構造系論文集、第701号、pp.1015-1023、2014年7月
- 46) 大内京太郎、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破壊モード・圧縮耐力上昇・エネルギー消費性能、構造工学論文集 Vol.63B、pp.543-552、2017年3月
- 47) 大内京太郎、緑川光正、岩田衛、岡崎太一郎、麻里哲弘、小谷野一尚：座屈拘束ブレースにおける拘束材の局所破壊耐力、日本建築学会大会学術講演梗概集、2018年9月
- 48) S.P.Timoshenko and J.N.Goodier：Theory of Elasticity、3rd Edition、McGraw Hill、1970年
- 49) 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736号、pp.921-928、2017年6月
- 50) 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 No.1、pp.85-91、2018年3月
- 51) 日本建築学会：鉄骨工事標準仕様書 JASS6 鉄骨工事、2015年4月
- 52) 日本建築学会：鉄骨工事測定指針、2014年10月
- 53) 日本建築学会：鉄骨工事技術指針・工場製作編、2014年7月

- 54) 小谷野一尚、岩田衛、荏本孝久、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特性に及ぼす影響、神奈川大学工学研究 No.1、pp.132-137、2018年3月
- 55) 佐伯英一郎、前田泰史、中村秀司、緑川光正、和田章：実大アンボンドブレースに関する実験的研究、日本建築学会構造系論文集、第476号、pp.149-158、1995年10月
- 56) 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：実験計画と結果概要）、日本建築学会大会学術講演梗概集、1999年9月
- 57) 中村博志、前田泰史、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2：実験結果）、日本建築学会大会学術講演梗概集、1999年9月
- 58) 独立行政法人建築研究所、社団法人日本鉄鋼連盟：鋼構造建築物の構造性能評価試験法に関する研究委員会報告書、2002年4月
- 59) 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、pp.943-944、2010年9月
- 60) 石井匠、高木伸之、藤澤一善、清水考憲、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 繰返し載荷実験結果）、日本建築学会大会学術講演梗概集、2012年9月
- 61) 高木伸之、藤澤一善、石井匠、清水考憲、喜多村亘、宮川和明：二重鋼管座屈補剛ブレースの低サイクル疲労性能（その2 疲労性能）、日本建築学会大会学術講演梗概集、2012年9月
- 62) 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、pp.109-115、1998年1月
- 63) 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、pp.111-116、2002年12月
- 64) 佐伯英一郎、杉沢充、山口種美、望月晴雄、和田章：低降伏点鋼の低サイクル疲労特性に関する研究、日本建築学会構造系論文集、第472号、pp.139-147、1995年6月
- 65) 佐伯英一郎、杉沢充、山口種美、望月晴雄、和田章：低降伏点鋼のヒステリシス及びヒステリシスエネルギー特性に関する研究、日本建築学会構造系論文集、第473号、pp.159-168、1995年7月
- 66) 竹内徹、鈴木一弁、丸川智輝、木村祥裕、小河利行、杉山武、加藤史郎：モルタル充填鋼管により座屈拘束された圧縮鋼管部材の変形性能、日本建築学会構造系論文集、第590号、pp.71-78、2005年4月
- 67) 吉田競人、西澤秀喜、岸川樹生：座屈拘束ブレース拘束材設計式のための適切な間隙、構造工学論文集、Vol.64B、pp.237-241、2018年3月
- 68) 日本建築学会：建築材料用教材、1990年3月
- 69) 国土交通省ホームページ（令和2年3月から適用する公共工事設計労務単価について）：
<https://www.mlit.go.jp/report/press/content/001328838.pdf>、2021年3月5日参照
- 70) 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

- 71) 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、pp81－88、2006 年 3 月
- 72) 大島康昌、金木洋平、宮崎健太郎、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（その 6 一体型斜行配置ファサードの提案）、日本建築学会大会学術講演梗概集、2007 年 8 月
- 73) 建築外装メカニズム読本、建築技術、1995 年 12 月
- 74) 吉田倬朗：ガラス建築の設計手法、建築技術、No653、pp91－193、2004 年 6 月
- 75) 建設大臣官房官庁営繕部監修：グリーン庁舎計画指針及び同解説、公共建築協会、1999 年
- 76) 岩田衛、米田雅子、和田章：鉄骨構造の供給システムに関する研究、日本建築学会構造系論文集、第 495 号、pp135－142、1997 年 5 月
- 77) 小嶋勝衛監修：都市の計画と設計第 2 版、共立出版、2008.12
- 78) 景観まちづくり研究会編著：景観法を活かす、学芸出版社、2004.12
- 79) 日本カラーデザイン研究所著：地域イメージを活かす景観色彩計画、学芸出版社、2008.4
- 80) 吉田慎悟：まちな色をつくる環境色彩デザインの手法、建築資料研究所、1998.10
- 81) 日本建築防災協会：2001 年改訂版既存鉄筋コンクリート造建築物の耐震改修設計指針同解説、2001 年 10 月
- 82) 日本建築防災協会：2001 年改訂版既存鉄筋コンクリート造建築物の耐震診断基準同解説、2001 年 10 月
- 83) 日本建築防災協会：既存鉄筋コンクリート造建築物の「外側耐震改修マニュアル」、2003 年 2 月
- 84) 日本建築防災協会：既存鉄筋コンクリート造建築物の免震・制震による耐震改修ガイドライン、2006 年 6 月
- 85) 日本建築学会：昼光照明デザインガイド自然光を楽しむ建築のために、技報堂出版、2007 年 8 月
- 86) 彰国社：自然エネルギー利用のためのパッシブ建築設計手法事典、1983 年 10 月
- 87) 金木洋平、竹内徹、宮崎健太郎、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－統合ファサードの構造性能－、日本建築学会技術報告集、2008 年 6 月
- 88) 金木洋平、彦根茂、山下哲郎、岩田衛：斜行配置座屈拘束ブレースによる耐震補強、日本建築学会構造系論文集、第 73 巻、第 634 号、pp2215-2222、2008 年 12 月
- 89) 高橋雅人、澤田幸司、藤井賢志、中埜良明、真田靖士、岡田恒男：既存鉄筋コンクリート造学校建築の耐震診断・耐震補強事例の分析、第 11 回日本地震工学シンポジウム
- 90) 小林克己、田川健吾、中埜良明：福井県における耐震診断結果に基づく既存 RC 造建築の耐震性能、日本建築学会北陸支部研究報告集、第 42 号、1999 年 7 月
- 91) 伊藤雅智、福田浩史、畑中重光：三重県における RC 造学校建築物の耐震診断結果のデータベース、日本建築学会大会学術講演梗概集、1999 年 9 月
- 92) 村岡七重、南宏一：中国地方における既存 RC 造学校建築の耐震性能(その 3)、日本建築学会大会学術講演梗概集、2001 年 9 月

- 93) 佐々木友幸、鈴木和彦、大谷恭弘、三谷勲、内田直樹：既存鉄筋コンクリート造建築物の耐震診断とその分析(兵庫県下の公共建築物について)、神戸大学都市安全センター研究報告、第6号、2002年3付き
- 94) 小澤昌広、小関勝男、田中礼治：RC造学校建築の簡易診断法に関する研究(その2宮城県の耐震診断結果による検証)、日本建築学会学術講演梗概集、2003年9月
- 95) 村岡七重、山崎文雄、松本昌志、山下忠道、南宏一：2001年芸予地震を経験したRC造学校校舎の耐震性能と被害の関係、日本建築学会構造系論文集、第581号、pp101-108、2004年7月
- 96) 楊妹麗、デ・グズマン・フィリップ、麻里哲広、緑川光正、石山祐二：耐震診断結果を用いた北海道の既存RC造建築物の耐震性能に関する研究、日本建築学会技術報告集、第22号、pp205-210、2005年12月
- 97) 日本建築防災協会：2001年度改訂版既存鉄筋コンクリート造建築物の耐震診断基準改修設計指針適用の手引、2001年10月
- 98) 日本建築学会：鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説1962改、1962年11月
- 99) 構造システム：SNAP Ver.3任意形状立体フレームの弾塑性解析プログラムユーザーズマニュアル
- 100) 構造システム：SNAP Ver.3任意形状立体フレームの弾塑性解析プログラムテクニカルマニュアル
- 101) 国土交通省住宅局建築指導課：2007年度版建築物の構造関係技術基準解説書、2007年8月

発表論文

関連する発表論文（査読付き論文・海外発表）

- (1) 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、pp.1143-1150、2008 年 7 月（第 2 章に関連）
- (2) 中村 慎、藤田正則、岩田 衛：鋼モルタル板を用いた座屈拘束ブレースにおける芯材と拘束材のクリアランス調整工法に関する研究、日本建築学会構造系論文集、第 87 巻、第 791 号、pp.20-30、2022 年 1 月（第 4 章に関連）
- (3) 中村 慎、彦根 茂、三澤 温、岩本静男、岩田 衛：ルーバーと座屈拘束ブレースから成る統合ファサードの構法成立、日本建築学会環境系論文集、第 75 巻、第 647 号、pp.121-129、2010 年 1 月（第 5 章に関連）
- (4) 彦根 茂、三澤 温、中村 慎、岩本静男、岩田 衛：統合ファサードにおける斜行配置ルーバーによる室内光環境、日本建築学会環境系論文集、第 74 巻、第 644 号、pp.1187-1193、2009 年 10 月（第 5 章に関連）
- (5) 中村 慎、瀧澤裕貴、藤田正則、岩田 衛：芯材に低降伏点鋼を用いた座屈拘束ブレースの疲労実験、構造工学論文集、Vol.67B、pp.331-337、2021 年 3 月（第 3 章に関連）
- (6) Makoto Nakamura, Hiroki Takizawa, Masanori Fujita, Mamoru Iwata : Fatigue performance of buckling-restrained braces using steel mortar planks –Buckling-restrained brace with low-yield-point steel -, The 10th International Conference on the BEHAVIOUR OF STEEL STRUCTURES IN SEISMIC AREAS, STESSA 2022.5 (COVID-19 により 2021.5 より開催延期、論文受理済、第 3 章に関連)
- (7) Shigeru Hikone, Yutaka Misawa, Mamoru Iwata, Shizuo Iwamoto, Makoto Nakamura : Sustainable and Quake-resistant Façade for Existing Buildings, IABSE symposium, Large Structure and Infrastructures for Environmentally Constrained and Urbanised Areas, 2010.9 (第 5 章に関連)
- (8) Masanori Fujita, Makoto Nakamura, Kengo Awazu, Mamoru Iwata : Effects of the clearance between the core plate and restraining part on the structural performance of the buckling-restrained brace using steel mortar planks, Steel Construction: Design and Research, 15, 2022.2, DOI : 10.1002/stco.202100042 (第 4 章に関連)

関連する口頭発表

- (1) 中村 慎、山下哲郎、村井正敏、岩田 衛：座屈拘束ブレースにおける軸剛性調節、日本建築学会大会学術講演梗概集、C-1、構造Ⅲ、pp.587-588、2007年8月
- (2) 中村 慎、金木洋平、山下哲郎、加藤貴志、岩田 衛：統合ファサードシステムに関する研究－異なる鉄骨枠を用いた斜行配置ファサードシステムの実験－、日本建築学会大会学術講演梗概集、C-2、構造Ⅳ、pp.773-774、2008年9月
- (3) 早川 智美、中村 慎、山下哲郎、村井正敏、岩田 衛：外付制振ブレースを用いた既存RC造建築物の耐震補強における接合部の繰り返し加力実験、日本建築学会大会学術講演梗概集、C-2、構造Ⅳ、pp.815-816、2008年9月
- (4) 中村 慎、藤田正則、谷ヶ崎庄二、田中康一、岩田 衛：芯材端部の拡幅寸法の異なる座屈拘束ブレースの実験、日本建築学会大会学術講演梗概集、構造Ⅲ、pp.967-968、2019年9月
- (5) 中村 慎、藤田正則、岩田 衛：小開口を有する方立壁の水平載荷実験、日本建築学会大会学術講演梗概集、構造Ⅳ、pp.651-652、2020年9月
- (6) 藤田正則、中村 慎、瀧澤裕貴、岩田衛：芯材にLY材を用いた座屈拘束ブレースの疲労実験、日本建築学会大会学術講演梗概集、構造Ⅲ、pp.1027-1028、2020年9月
- (7) 中村 慎、藤田正則、岩田 衛：座屈拘束ブレース付きの鉄骨フレームを用いた方立壁の改修に関する実験、日本建築学会大会学術講演梗概集、構造Ⅳ、pp.363-364、2021年9月
- (8) 藤田正則、中村 慎、瀧澤裕貴、岩田衛：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調整工法に関する実験、日本建築学会大会学術講演梗概集、構造Ⅲ、pp.989-990、2021年9月

謝辞

本論文の執筆にあたり、神奈川大学工学部建築学科 教授 藤田正則 先生より、終始懇切なご指導を賜りました。藤田先生とは大学時代にお会いしたものの、その際には直接のご指導を仰ぐ機会に恵まれませんでした。十数年を経て、研究分野に戻り、改めて先生よりご指導ご鞭撻、叱咤激励して頂けることは、とても幸運なことであると感じております。貴重なお時間を日々頂いておりますこと、ここに記して、心より感謝の意を表します。

並びに、神奈川大学 名誉教授 岩田衛 先生には、本論文に限らず、大学時代から今に至るまで、様々なご指導とご助言を賜りました。思い返せば、私が建築構造分野に興味を持ったのも、岩田先生の講義がきっかけでした。大学および大学院での3年間の研究活動は、神奈川大学・岩田研究室でなければ経験できない、大変貴重で充実した時間でした。先生の研究にかける姿勢、情熱は、今なお私が目標とする技術者像であると感じております。一技術者として、また、岩田研究室の一卒業生として、少しでも先生の目にかなう技術者になれるよう、努力を続けてまいります。ここに記して、改めて深く感謝の意を表します。

本論文の審査に際しては、神奈川大学工学部建築学科 教授 荏本孝久 先生、同教授 島崎和司 先生、同教授 趙衍剛 先生より、貴重なご意見、ご助言を賜りました。ご多忙の中、昔と変わらない厳しくも暖かいご指導、ご鞭撻を頂けましたこと、心より感謝の意を表します。

また、本論文は、私の卒業論文、修士論文の内容に、2018年度以降の研究内容を加えて執筆したものです。神奈川大学在学時においては、教授（現名誉教授）大熊武司 先生、准教授（現教授）岩本静男 先生、村井正敏 主任技術員（当時）より、様々なご指導とご助言を賜りました。

特に、岩本静男先生には、修士論文のテーマ：統合ファサードにおいて、環境軸に関する貴重なご意見、ご指導を、村井正敏先生には、卒業論文のテーマ：鋼モルタル板を用いた座屈拘束ブレースの実験において、数々の実務的なご意見、ご助力を賜りました。構造分野と環境分野、実験的研究と解析的研究、わずか3年の短い間で、複数の研究に取り組むことができましたのは、ひとえに先生方の的確なご意見、ご指導の賜物であったと考えております。ここに記して、厚く御礼申し上げます。

重ねて、研究、実験の遂行にあたっては、学内・学外を問わず、多数の方々にご協力頂きました。お世話になった関係者の皆様、諸先輩方、同期、後輩にも、この場を借りて御礼申し上げます。また、個人的な転職で多大な迷惑をかけた、家族、前職の上司・同期・後輩にも感謝の意を表します。これから少しずつ、頂いた御恩、ご支援に報いることができますよう、引続き努めてまいります。最後になりましたが、ご支援頂いた全ての皆様に、改めて厚く御礼申し上げます。

中村 慎