

木質構造における透光性を有する耐力要素の開発研究

宋 昌錫
Song, Changsuk

目 次

1. 緒言	1
2. 既往の研究	7
3. ガラスを用いた耐力要素の研究	
3.1 ガラス補剛板挿入面格子壁の面内せん断試験	15
3.1.1 はじめに	16
3.1.2 試験	
3.1.2.1 試験体	18
3.1.2.2 試験方法	21
3.1.3 試験結果	
3.1.3.1 破壊性状	22
3.1.3.2 解析	27
3.1.3.3 実験値と計算値の比較	29
3.1.4 まとめ	37
3.2 ガラス挿入耐力壁の面内せん断試験	39
3.2.1 はじめに	40
3.2.2 試験	
3.2.2.1 試験体	40
3.2.2.2 試験方法	44
3.2.3 試験結果	
3.2.3.1 貫壁試験体の実験結果	45
3.2.3.2 ガラス補剛板挿入貫壁試験体の実験結果	46
3.2.3.3 壁倍率の比較	60
3.2.3.4 試験体の解析	63
3.2.5 まとめ	67
3.3 長方形ガラスを挿入したルーバー状耐力壁の研究	69
3.3.1 はじめに	70

3.3.2	試験	7 1
3.3.3	Aタイプ試験	
3.3.2.1	Aタイプ試験体	7 2
3.3.3.2	試験方法	7 6
3.3.3.3	試験結果	7 7
3.3.4	Bタイプ試験	
3.3.4.1	Bタイプ試験体	8 3
3.3.4.2	試験結果および考察	8 7
3.3.5	まとめ	9 4
3.4	長方形ガラスを用いた構造補強パネルの研究	9 5
3.4.1	はじめに	9 6
3.4.2	試験	
3.4.2.1	試験体	1 0 0
3.4.2.2	試験方法	1 0 3
3.4.3	試験結果	
3.4.3.1	破壊性状	1 0 4
3.4.3.2	試験結果の比較	1 0 7
3.4.4	解析	
3.4.4.1	壁倍率	1 0 9
3.4.4.2	予測計算	1 0 9
3.4.5	まとめ	1 1 3
4.	ポリカーボネイトシートを面材とした枠組壁工法耐力壁の研究	
4.1	はじめに	1 1 6
4.2	ポリカーボネイトの物性	1 1 7
4.3	接合部選定のための一面せん断試験	
4.3.1	試験体および試験方法	1 1 8
4.3.2	接合具の種類	1 2 0
4.3.3	面材	1 2 1
4.3.4	結果と考察	1 2 2
4.3.5	まとめ	1 2 4
4.4	面材張り耐力壁の面内せん断試験	

4.4.1	試験体	
4.4.1.1	試験体の仕様	125
4.4.1.2	試験体の施工	126
4.4.2	試験方法	126
4.4.3	結果と考察	
4.4.3.1	破壊性状	130
4.4.3.2	間柱無し耐力壁の試験結果	133
4.4.3.3	間柱有り耐力壁の試験結果	139
4.4.3.4	壁倍率	142
4.5	一面せん断データを用いた詳細計算法による荷重変形性能の推定	145
4.6	まとめ	147
4.7	参考文献	148
5.	火打ち水平構面の面内せん断試験	
4.1	はじめに	150
4.2	試験	
4.2.1	試験体	152
4.2.2	試験方法	155
4.3	結果と考察	
4.3.1	床倍率の評価	159
4.3.2	破壊性状	161
4.3.3	荷重・変形関係	165
4.4	解析	
4.4.1	火打ちの軸力	167
4.4.2	フレームの曲げ	170
4.5	まとめ	173
4.6	参考文献	174
6.	結言	175
7.	参考文献	181

8. 付録

- ・床倍率を算定するための水平構面の面内せん断試験・・・・・・・・・・190
- ・筋交い端部接合金物等の同等性能を評価するための比較実験
 - ①筋交い耐力壁の面内せん断試験・・・・・・・・・・192
 - ②火打ち水平構面の面内せん断試験・・・・・・・・・・193
- ・接合部の基準許容応力および基準剛性・・・・・・・・・・196
- ・壁倍率の算出・・・・・・・・・・199
- ・面材張り耐力要素の詳細計算法で用いる釘配列諸定数の計算・・・・・・・・200
- ・面材張り大壁の詳細計算法・・・・・・・・・・202
- ・めり込み抵抗型モーメント抵抗接合部の算定法
 - ①弾性域における等変位および三角形変位めり込み基準式・・・・・・・・204
 - ②通し貫接合部の回転剛性と降伏モーメントの計算式・・・・・・・・205
 - ③掘立柱型柱脚部および片側接合部の回転剛性と降伏モーメントの計算式・・・・・・・・206
 - ④相欠き仕口の回転剛性と降伏モーメントの計算式・・・・・・・・206

8. 謝辞・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・207

第 1 章

緒言

第1章 緒言

採光とは、建物の室内の環境を調整するため、外部から自然光をとり入れることである。換気と並び、室内の衛生環境および住環境の維持に欠かせない行為でありながら快適な生活のための最も重要な要素とも言える。ドライエリア、光庭、プリズムライトガイド等の建築において様々な技術が進化している。しかし、古代から採光は窓を通して光を取り入れることが一般的であり、この方法だけでは室内の深いところまで光を届かせることが難しい場合が少なくない。この論文では、木造建築において外壁または屋根の窓からの光を室内の隅々まで届かせながら建築の構造要素として活用可能な透明かつ透光性を持ついくつかの構造の提案を試みた。

透光性を有する透明な材料は現在様々な分野で使われており、主にガラスやアクリル、ポリカーボネイトなどの樹脂系の材料などが挙げられる。各材料はそれぞれ異なる物性を示す。たとえばガラスは面外方向の変形に弱く割れやすいが、面内方向での圧縮力には強い性質を持っており、その物性を活かした耐力壁やその他の構造要素が研究開発されている。

ガラスは現代建築で重要な建築材料として広く使われている。身近にある窓ガラスを始め建築物の外壁のガラスカーテンウォール、ベランダの手すり、採光用の屋根材、室内のガラスの壁等に多く使われている。このように建築の様々な部分でガラスが使われているにも関わらず構造部材としてはあまり使われていない。その理由はガラスの物性によるものと考えられる。全世界的に最も多く施工されているRCやS構造ではコンクリートや鉄骨に比べて相対的に弱く柔らかい材料であるガラスとの構造的な組み合わせは効率的ではないことに対し、比較的柔らかい木材を構造部材として取り入れている木質構造ではガラスと木材の組み合わせによるハイブリット構造の提案が可能であると考えられる。

今までガラスと木材による構造に関する既往の研究を調べてみると、構造家稲山正弘と

建築家の北川原温らによる提案された構造として、面格子にガラス板を挿入することによって面格子の欠点とも言える初期剛性を向上させたガラス補剛板挿入面格子とその面内せん断試験による解析、そしてこの構造法を用いた愛地球博 2005 の会場に設置された展望台がある。

一方、ポリカーボネイトは透明性、耐衝撃性、難燃性等において高い物性を示すエンジニアリングプラスチックでありながら、建築用としても様々な用途に利用されている。この材料は他の木質系面材に比べて柔らかく割れにくいいため、衝撃に対して高い安全性を有している。そのため、一般的な枠組壁工法である釘と合板で構成された面材張り耐力壁の施工仕様のまま、合板をポリカーボネイトシートに入れ替えて施工することが可能であると考えた。また、ポリカーボネイトの透明性および難燃性に注目し、枠組壁工法耐力壁への利用を目指す。合板や他の木質面材の代わりに利用することで、水平力に対してせん断抵抗する構造部材でありながら、採光に優れた耐力壁を構成することができ、本耐力壁によって新しい建築空間の構築を実現させることが期待される。本開発研究では、ポリカーボネイト耐力壁の荷重変形性能に関する実験および解析を行った。

天窗からの光を室内に送るための吹抜けを構成する工法として火打ち材を用いた水平構面がある。火打ちとは、水平に直結する部材の接合部を固定するために斜めにかかる構造補材で、水平力による建物の歪みを防ぐための部材である。構造的安定性を保つためには火打ちによる構造補強とともに開口部を面材等で防ぐ必要があるが、採光のためにそのまま開口部とすることもできる耐力要素であると考えられる。

木造住宅を構成している主な構造要素として耐力壁が幅広く用いられている。この耐力壁は工法によって様々な形式が存在している。また近年多くのハウスメーカーから新しい形や性能を持つ耐力壁が開発および商品化されている。しかし多くの耐力壁は、構造要素としての働きを荷うものの、建築物の室内空間を表現するための機能は空間の仕切りや内装材を壁に張るなどの壁自体の役割に留まっている。しかし別の材料を用いることで新しい

機能を持たせることも可能である。この研究では一般的に不透明な壁を透明にすることによって建物を支えながらインテリア的な機能を持ち、なおかつ耐力壁でありながらも向こう側を透けてみえる透明な耐力壁の提案を試みている。

第3章ではガラスを用いた耐力要素の研究として、ガラスを用いた構造要素についていくつかの提案をした。

3.1章ではガラス補剛板挿入面格子に関する研究を行った。面格子耐力壁は、小径材を相欠きで縦横に組むことにより構成され、多数の仕口がめりこみ抵抗することで高い耐力と変形性能が得られる一方、初期剛性が低いという欠点がある。これを補剛するために、格子の間の空間にガラス補剛板を挿入することでガラスの小口が周囲の木材にめり込み、剛性や耐力が高くなると知られている。この研究ではまだ解明されてない要素であるガラス補剛板の数と位置関係が面格子に与える剛性や耐力変化に関するメカニズムを解明すべく研究を行った。

3.2章のガラス挿入耐力壁の研究では、3.1章の実験および解析結果をもとに、計算式では推定できなかった部分や構造上の問題点を改善した仕様の耐力壁で実験を行った。3.1章の実験の問題点を改良した2つの接合部を設計して、試験体の柱材と横材の接合方法として使用した。実験は3.1章の研究で行ったガラスの木材へのめり込み性能をより明確に把握するために補剛板の大きさ、厚さ、柱・貫材の断面をパラメータとしたときの、耐力壁の面内せん断抵抗メカニズムを把握し、耐力壁の剛性、耐力の計算による解析を行った。

3.3章のガラスを挿入したルーバー耐力壁では、3.1、3.2章で用いた正方形の形状を持つガラスを配置させた耐力壁の構成ではなく、ルーバーが主な構造要素で長方形ガラスを用いた形状の壁およびガラスが耐力要素となりガラス小口と柱のミゾを凸凹に加工してガラスを取り付けることで形や長さに対する耐力壁の構造的性能や意匠的構造要素としての可能性を、面内せん断試験を用いて評価を行った。

3.4章の古民家における長方形ガラスを用いた構造補強パネルでは、3.3章の長方形ガラスを用いたルーバー状耐力壁の研究に引き続き、長方形のガラスを構造要素とする一連の研究である。3.3章の実験では長方形ガラスを縦方向に構造体に挿入し面内せん断試験を行ったことに対し、この章ではガラスを横方向に用いた際の構造体の挙動や補強効果について確認を行った。

第4章では、枠組壁工法耐力壁におけるポリカーボネイト（以下 PC）耐力壁の研究を行った。合成樹脂系面材である PC を合板や他の木質面材の代わりに利用することにより、水平力に対してせん断抵抗する構造部材でありながら、採光に優れた耐力壁を構成することができ、新しい建築空間の構築が期待される。建築用の透明面材である PC を用いた木造枠組壁工法と木造軸組工法での面材張り耐力壁の面内せん断試験を行い、既存の合板張り耐力壁との性能を比較するとともに、壁倍率を算定することで耐力壁としての可能性を検討した。

第5章では、吹抜けなど透光性を有することが可能な構造要素である火打ち水平構面の研究を行った。本章では梁組の隅角部に Z マーク鋼製火打ち金物を用いた水平構面について、品確法の床倍率表に対応して、火打ち 1 本当たりの負担面積 3 種×四周の梁の断面寸法 3 種の組み合わせによる試験体の面内せん断試験を実施し、全体および各部の荷重変形状および破壊モードに関するデータを取得、品確法の床倍率の値の妥当性について検証するとともに、火打ちに加わる軸力について計算値との比較を行い、全体の変形に占める接合部の変形角の割合などについて考察した。

第2章

既往の研究

第2章 既往の研究

2.1 火打ち水平構面の面内せん断試験

木造軸組工法の火打ちの構造性能に関する既往の研究としては、高橋らによる「木構造火打ち梁部分の乾燥弛緩に関する実験的研究[1-2]」における未乾燥木製火打ちの乾燥弛緩による隅角部の $P-\delta$ 性状についての実験的研究があるが、その後はあまり活発に研究が行われておらず、阪神・淡路大震災で在来木造住宅が数多く倒壊した後に、軸組工法の各部耐力要素の荷重変形状を明らかにする目的で筆者らが行った一連の研究の中で、稲山らによる「在来軸組工法木造住宅の構造設計手法の開発[3-5]」に関する一連の研究において、隅角部に火打ちを有する梁組の面内せん断試験および剛性と終局耐力の簡易評価法の提案と検証が行われている。これらの実験結果等にもとづき、品確法の性能評価基準告示における火打ち水平構面の床倍率の値が定められ、(財)日本住宅・木材技術センターの「木造軸組工法住宅の許容応力度設計 [6]」の火打ち水平構面の剛性および許容せん断耐力の算定法が定められたが、床倍率が低く水平構面としての効率が悪いことなどから面材張り水平構面などに比べてその後の実験研究はほとんど行われていない。

2.2 ポリカーボネイトシートを面材とした枠組壁工法耐力壁の研究

合板等の一般的な建築材料を用いた面材張り枠組壁工法における耐力壁に関する研究は長年間数多くの研究者により研究・報告されている。

ポリカーボネイトの材料としての研究も数多く行われているが、単純せん断性能に関する研究としては北川らによって行われた「単純せん断におけるポリカーボネイト材のせん断挙動」がある [7]。

2006 年の Miyazaki, Y. らにより膜構造に関する面材の一軸方向に引張を受ける短形膜のしわ分布に関する研究が行われた [8]。

村上らによる「任意の釘配列で撃たれた面材壁の弾塑性挙動の予測式 [9]」では力のつり

合いから任意釘配列された面材の弾性時の挙動を定式化することでそれを非線形領域に拡張して限界変形までの荷重変形関係を数値解析し、理論にもとづいた回帰式によって非線形労害岐の予測式を、実務設計で計算可能な程度に簡略化した形で提案した。任意の釘配列で打たれた面材壁の弾塑性挙動を理論的に導き、実験と有限要素法で検証した。

小林らにより枠組壁工法におけるビス接合耐力壁の水平せん断試験に関する研究が行われた[10]。

木質構造における透明系合成樹脂面材を用いた耐力壁についての研究報告はいまだにされていないため、第4章ではポリカーボネイトシートを用いた枠組壁工法における耐力壁の研究を行うことにした。

2.3 ガラスを用いた耐力要素の研究

ガラスを用いた構造体火打ちやポリカーボネイトに比べて行われた研究実績がある。しかし、初期はガラスの支持要素に関する研究を行うことで構造躯体の変形を直接ガラスに伝えないことでガラスの脆性的破壊を防ぐ設計が主流であった。旭硝子（株）では外力による躯体の変形を吸収するためのクリアランスや緩衝材である粘弾性体を設置する透明制振壁に関する一連の研究を行った[11-17]。

稲山により木材のめり込み理論とその設計法が提案された。その後、稲山、村上らによる在来軸組工法木造住宅の構造設計手法の一環とする面格子壁の面内せん断試験及びその剛性・耐力の算定式が提案された[18]。

稲山、北川原の設計により面格子を主な構造要素とした岐阜森林文化アカデミー [19]が建設されなお、2003年には三角形木質補剛板を挿入することで初期剛性を高めた面格子を建築躯体とした飛騨牛記念館 [20]が建てられた。その後、ガラスを補剛板として用いた補剛面格子耐力壁の耐力性能とエネルギー吸収性能に関する提案及び研究が行われ、2005年には同じく稲山、北川原の設計によるガラス補剛板挿入面格子構造の展望台「海上の森・

望楼 [21]」が愛・地球博 2005 の瀬戸会場に立てられた。

日本板硝子（株）によりガラス部材の荷重支持能力に関する基礎的研究の一環として木造住宅における強化ガラス耐震壁の水平耐力と変形能力に関する実験が行われた。この研究では木造軸組工法のフレームの中に強化ガラスと一般的に地震時に生じる層間変形を直接受けないように設けるアルミサッシのクリアランスを無くした耐震壁の実験が行われた。その後、ガラスとアルミサッシの間に組み込まれるシーリング材の動的特性に関する研究が行われた[22-24]。

竹内らにより伝統的軸組工法住宅におけるスライディングガラスパーティションを可動式金具として用いた移動式ガラス制振壁の研究が行われた[23-24]。

陶器らにより伝統木造建物におけるガラス制振壁を用いた耐震改修に関する検討・実験及び実際の施工が行われた[25]。

今まで述べたようにガラスメーカーを中心にガラスを用いた耐震壁の研究は行われてきたが、ガラスを付加要素として取り付けることで構造躯体の耐震性を高める方法が主な研究テーマであった。第 5 章では、稲山らが行った直接ガラスと木質構造の躯体を組み合わせることで、今まで不可と思われていた躯体に生じるせん断変形を直接にガラスに伝わせながら木材にめり込ませることで構造体の剛性や耐力を向上させる構法の研究を行った。

・参考文献

1. 高橋雅充, 木構造火打ち梁部分の乾燥弛緩に関する実験的研究, in 日本建築学会大会, 日本建築学会, Editor. 1987. p. 1427-1428.
2. 高橋雅充, 火打ち梁部分の乾燥弛緩に関する実験的研究, in 日本学術会議大会, 日本建築学会, Editor. 1988, 日本建築学会. p. 55-56.
3. 田島幹夫, 村上雅英, 後藤正美, 稲山正弘, 福田幹夫, 在来軸組工法木造住宅の構造設計手法の開発-その 35 火打ち梁水平構面せん断試験, in 日本建築学会大会, 日本建築学会, Editor. 2000, 日本建築学会. p. 27-28.
4. 岩田聖司, 稲山正弘, 村上雅英, 後藤正美, 福田幹夫, 田島幹夫, 在来軸組工法木造住宅の構造設計手法の開発-その 36 火打ち梁水平構面の剛性と終局耐力の簡易評価法の提案と検証, in 日本建築学会大会, 日本建築学会, Editor. 2000, 日本建築学会. p. 27-28.

5. 河本和義、福田幹夫、後藤正美、田島幹夫、村上雅英、稲山正弘、, 在来軸組工法木造住宅の構造設計手法の開発-その37 面材と火打らの複合床に関する実証実験, in 日本建築学会大会, 日本建築学会, Editor. 2000, 日本建築学会. p. 29-30.
6. (財) 日本住宅・木材技術センター, 木造軸組工法住宅の許容応力度設計, ed. 国土交通省住宅局建築指導課 and 国土交通省住宅局木造住宅振興室. 2002.
7. 北川世義、木村将秀, 単純せん断におけるポリカーボネイト材のせん断帯挙動. *Journal of the Society of Materials Science (Japan)*, 2002. **Vol.55**(No.3): p. 261-266.
8. Miyazaki, Y., *Wrinkle/Slack Model and Finite Element Dynamics of Membrane*. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 2006. **Vol.66**(No.7): p. 1179-1209.
9. 村上雅英、稲山正弘, 任意の釘配列で撃たれた面材壁の弾塑性挙動の予測式. 日本建築学会構造系論文集, 1999. 第519号: p. 87-93.
10. 小林研治、相馬智明、稲山正弘、安藤直人, 枠組壁工法におけるビス接合耐力壁のモデル化と検証, in 第4回坪井記念研究助成報告集, (社) 日本ツーバイフォー建築協会, Editor. 2008.
11. 山中昌之、田中真夫、和久井智、和田章, ガラス粘弾性体を用いた透明制振壁の研究 (その1 全体計画), in 日本建築学会大会, 日本建築学会, Editor. 2001, 日本建築学会: 関東. p. 849-850.
12. 金杉忠久、山中昌之、和久井智、石田光、菊池智、上沢聡史, ガラス粘弾性体を用いた透明制振壁の研究 (その2 ガラス座屈強度試験), in 日本建築学会大会, 日本建築学会, Editor. 2001, 日本建築学会: 関東. p. 851-852.
13. 上沢聡史、和久井智、石田光, ガラス粘弾性体を用いた透明制振壁の研究 (その3 有限要素法によるガラス座屈強度の解析), in 日本建築学会大会, 日本建築学会, Editor. 2001, 日本建築学会: 関東. p. 853-854.
14. 星野勝彦、石田光、大熊潔、岡本真由子、山田哲, ガラス粘弾性体を用いた透明制振壁の研究 (その4 中高層鉄骨造建築物を対象とした実大性能実験), in 日本建築学会大会, 日本建築学会, Editor. 2001, 日本建築学会: 関東. p. 855-856.
15. 岡本真由子、山田哲、橋本康則、上沢聡史、山田守、大熊潔、星野勝彦, ガラス粘弾性体を用いた透明制振壁の研究 (その5 伝統的木造建築物を対象とした実大性能実験), in 日本建築学会大会, 日本建築学会, Editor. 2001, 日本建築学会: 関東. p. 857-858.
16. 星野勝彦、大熊潔、山田哲、所健、石田光、岡本真由子、上沢聡史, ガラス粘弾性体を用いた透明制振壁の研究 (その6 粘弾性体をガラス支持材とした制振部材実験), in 日本建築学会大会, 日本建築学会, Editor. 2002, 日本建築学会: 関東. p. 369-370.
17. 岡本真由子、和田章、橋本康則、星野勝彦、山中昌之、和久井智、山田守、田中真夫, ガラス粘弾性体を用いた透明制振壁の研究 (その7 伝統的木造建築物を対象とした実大性能実験), in 日本建築学会大会, 日本建築学会, Editor. 2002, 日本建築学会: 関東. p. 371-372.
18. 稲山正弘, 木材のめりこみ理論とその応用-靱性に期待した木質ラーメン接合部の耐震設計法に関する研究, in 工学部建築学科. 1991, 東京大学大学院.
19. 藤沢茂, 21世紀の林業機械化を拓く新たな拠点 岐阜県立森林文化アカデミー開校 in 機械化林業. 2001. p. 12-16

20. 内田直之, 北.和.稲., 岐阜県立飛騨牛記念館 岐阜県清見村, in 新建築, 2003. p. 104-109,225.
21. 北川原温、稲山正弘, 2005年日本国際博覧会 愛・地球博 海上の森・望楼, in 新建築, 2005, 新建築.
22. 榎本貴伸、久田隆司、片野史大、濱田直之、平島岳夫、上杉英樹, 強化ガラス耐震壁の水平耐力と変形能力に関する実験. 日本建築学会技術報告集, 2007. 第13巻(第26号): p. 523-528.
23. 竹内徹、今富陽子、播繁、三浦史郎、安井昇、三原良樹、久田隆司、安藤浩一, 移動式ガラス制振壁の実験的研究. 日本建築学会技術報告集, 2007. 第13巻(第25号): p. 159-164.
24. 竹内徹、田中栄次、久田隆司、片野史大, ガラス壁面に組み込まれたシーリング材の動的特性. 日本建築学会構造系論文集, 2008. 第73巻(第625号): p. 481-488.
25. 陶器宏一、源田孝司、北村義也, ガラス制振壁を用いた伝統木造建物の耐震改修. 日本建築学会技術報告集, 2006. 第24号: p. 119-123.

第3章

ガラスを用いた耐力要素の研究

第3.1章 ガラス補剛板挿入面格子の面内せん断試験

第3.2章 ガラス挿入耐力壁の面内せん断試験

第3.3章 長方形ガラスを挿入したルーバー状耐力壁の研究

第3.4章 長方形ガラスを用いた構造補強パネルの研究

第3.1章

ガラス補剛板挿入面格子の面内せん断試験

第3.1章 ガラス補剛板挿入面格子壁の面内せん断試験

3.1.1 はじめに

面格子壁は在来軸工法の一つであり、通風や採光を確保しながら外から内への視界を遮ることもできる、古くから使われる壁の一種である。面格子壁はすべての縦横材の交点を相欠き仕口によるめり込み型半剛節ラーメン接合であることから、多くの仕口がめり込み抵抗することによって高い耐力と変形性能が得られることが1997年から村上雅英先生により行われた実験と1998年の木造耐力壁ジャパンカップにおいて強度部分で優勝したことにより検証された。そして初期剛性が低いという欠点については河本、小原、稲山による「面格子耐力壁の耐力性能とエネルギー吸収性能に関する研究」で剛性の低い面格子を補剛するために、格子の間の空間にガラス補剛板を挿入することで、ガラスの小口が周囲の木材めり込み、剛性や耐力が高められることが実験により検証された。つまり、これを補剛するために格子の間の空間にガラス補剛板を挿入すると、ガラスの小口が周囲の木材にめり込み剛性や耐力が高められると知られている。面格子壁を主な構造部として取り入れられた、岐阜森林文化アカデミー、飛騨牛記念館がある。またガラス補剛板を挿入することによって剛性を高めた愛・地球博2005の展望台として建てられた例として「森のやぐら」がある(図1)。しかし、この段階では挿入するガラス補剛板の数とその位置関係が面格子壁の剛性や耐力に与える影響やそのメカニズムについてはまだ解明されていない。本章の目的はガラス補剛板の枚数や配置が面格子の加重変形特性について調べることにした。



図1. 面格子を主な構造とした建築物

3.1.2 試験

3.1.2.1 試験体

本実験は試験体に挿入されたガラスの数と配置パターンに関する荷重変位の関係を調べるためのものであるため、縦3マス×横3マスの面格子試験体を準備した。試験体はタイプ別各一体とした。いずれも910×910mmの軸組内に、相欠きで組まれた格子を軸材に大入れとした。軸材、格子材、およびクサビの樹種はスギのKD材を用いた。すべての相欠き仕口とホゾ接合部はプレカットによる機械加工を行った。試験体の詳細な表1と図2に示した。

面格子は縦3マス×横3マスとし、合計9マス分の空間ができるようにした(図2)。その空間に十の字と×の字の二種類のパターンで面格子の補剛材となるガラスを挿入した(図3)。パターンに沿ってガラス補剛板の数が異なる試験体を準備して面内せん断試験を行うことで、ガラスの数とパターンが面格子に与える影響について実験的確認を行った。

ガラス補剛板の挿入方法は図4に示されている四角の空間の片側にL字型の枠材を釘で固定し、その枠材の内側面にガラスの面を密着させる。その後、枠材の掘られているクサビの穴の位置に合わせてガラスの外側の面から幅45mmのクサビを一辺に2枚ずつ入れ、ガラスの各小口面が格子の内側の縦横材に密着するように固める。こうすることでクリアランスがなくなる。今回使われたガラスは190 x 190 x 10mmのフロート板ガラスであった。この挿入法は図1-③にある2005年日本国際博覧会の展望台に用いられたディテールを実験に合わせて簡略化したもので、クサビによるガラスの固定方法はメンテナンスのためのガラスの交換を容易にするためである。

表1 試験体詳細

試験体	タイプ	配置パターン	ガラス枚数 枚	試験体寸法 mm	ガラス寸法 mm
G0	・	・	0	910×910	190×190×10
G1	・	・	1		
G2	A	+	2		
	B	×			
G3	A	+	3		
	B	×			
G4	A	+	4		
	B	×			
G5	A	+	5		
	B	×			
G9	・	・	9		

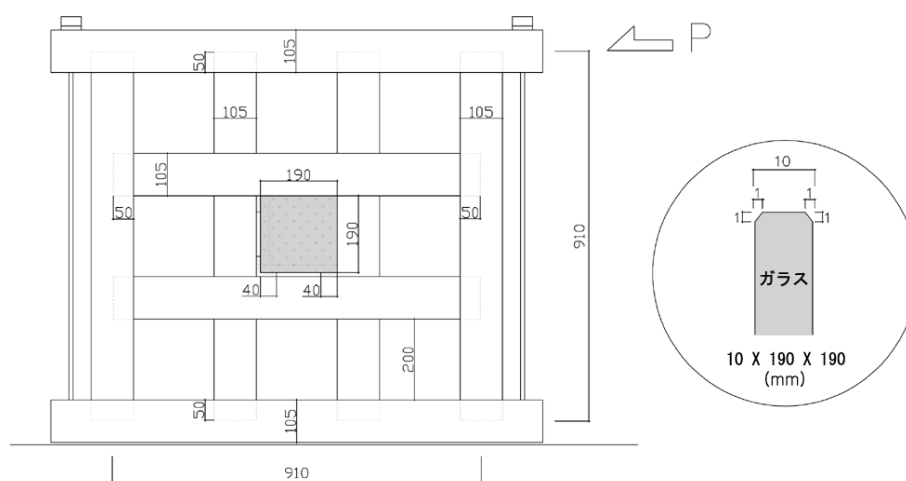


図2 試験体詳細

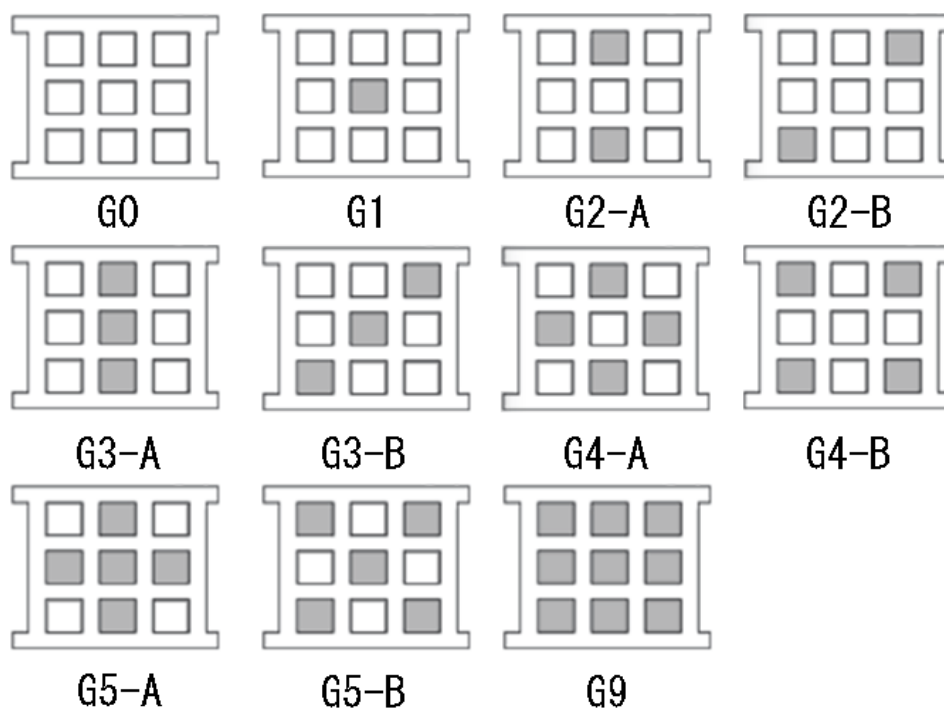


図3 ガラス挿入面格子試験体のガラス挿入パターン一覧

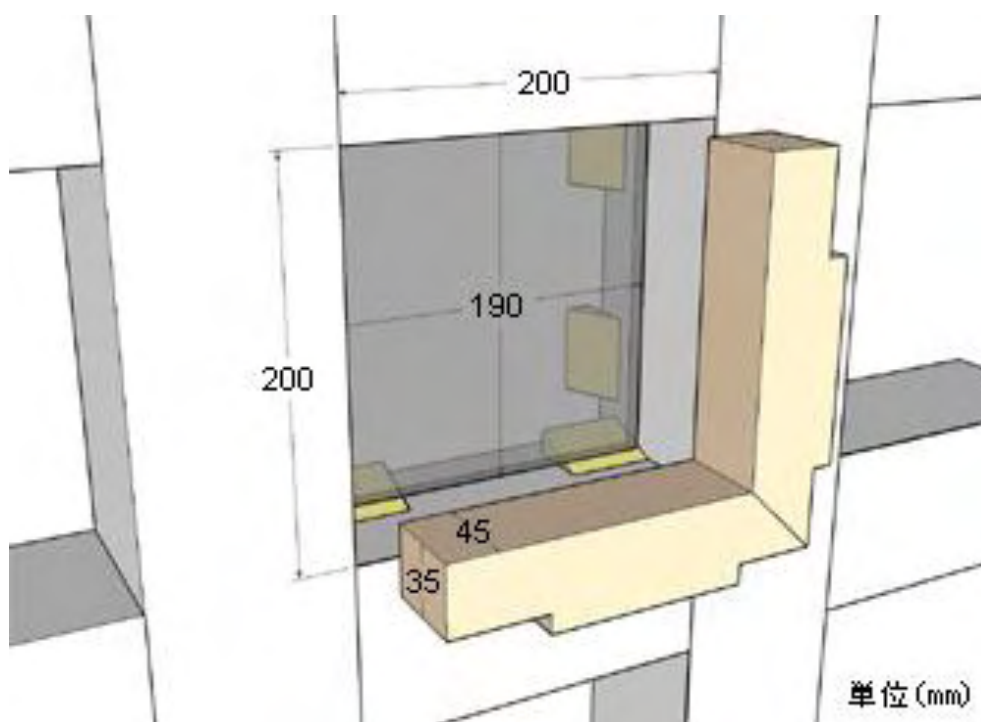


図4 ガラス挿入ディテール

5.1.2.2 実験方法

実験は「在来軸組工法耐力壁の面内せん断性能試験」におけるタイロット式試験法・評価法に基づいた。①加力方法は正負交番繰返し加力とし、繰返しの原則は見かけのせん断変形角が1/450、1/300、1/200、1/150、1/100、1/75、1/50rad の正負変形時に行うことを原則とした。② 試験は、同一変形段階で3回の繰返し加力を行った。

③ 最大荷重に達した後、最大荷重の80%の荷重に低下するまで加力するか、試験体の変形角が1/15rad 以上に達するまで加力することを原則とした。

今回の実験では試験体のせん断変形と、格子とガラス補剛板の接合部となる正方形格子部分の対角の寸法変形を測定する。

- ・短ホゾの接合部の相対変位の測定 (No. 1~4, 12~15, 17~20 変位計)
- ・各部材の絶対変位の測定 (No. 5~11, 16 変位計)
- ・ガラス補剛板にはひずみゲージをつけ、補剛板1枚当たり2方向の対角線のひずみを測定。

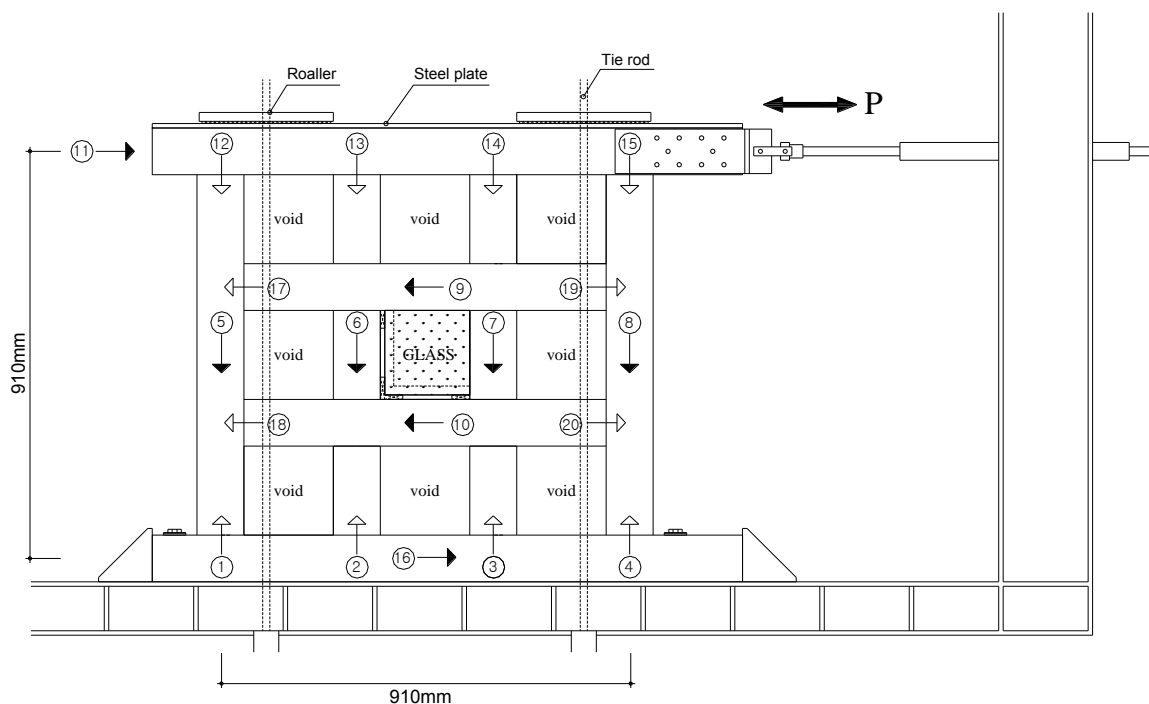


図5 試験および測定

3.1.3 試験結果

3.1.3.1 破壊性状

試験後に見られる破壊は各接合部のめり込みと、ガラスの小口によるクサビのめり込みが多かった。一部試験体では横材のブロックせん断による割れが確認された。

各試験体の破壊性状を確認してみた。すべての試験体で大きい破壊は見受けられず、試験体をジャッキで押し切っても荷重の低下は確認されなかった。

各試験体の主な破壊性状はいくつかに絞られる。ガラスの入ったすべての試験体で確認されたのは、挿入されたガラスを固定させるクサビのガラスによるめり込みおよびめり込み破壊、合欠き接合部での縦・横材のめり込み破壊、そして引張側柱脚の浮き上がりや桁の浮き上がりなどが主な破壊性状であった。各試験体の破壊については表2に示した。

試験体を正負方向に繰返し変形をさせたため、ガラスを固定したクサビが外側に離れ、ガラスの小口を周囲の木材にうまく密着させなかった試験体もあった。これは最初のディテール設計に問題があったと考えられる。

すべての試験体においてガラスがクサビまたは周囲の木材にめり込んだため、ガラスの破壊やひび割れは確認されなかった。

試験体全体としては、試験体の荷重を急激に低下させる要因となる大きい破壊は見られなかった。しかし、梁材の浮き上がりを抑えるタイロットが梁材を固定できず、面格子の上端に挿入されたガラスが試験体の変形とともに回転しながら梁材にめり込まずに材そのものを浮き上がらせる現象が一部の試験体で確認された。

表2 試験体の破壊性状

試験体		配列	破壊性状
ガラス枚数	Lot.		
0		・	柱による短ホゾ接合部のめり込み破壊
1		・	・
2	①	+	・
	②	×	・
3	①	+	クサビのめり込み破壊 柱の曲げによる横材の割裂
	②	×	クサビのめり込み破壊 柱の曲げによる横材のせん断割裂
4	①	+	クサビのめり込み破壊
	②	×	クサビのめり込み破壊
5	①	+	クサビのめり込み破壊 梁材の浮き上がり 相欠接合部のめり込み
	②	×	クサビのめり込み破壊 相欠接合部のめり込み 引張側柱脚の浮き上がり
9		・	クサビの破壊 横材のめり込み

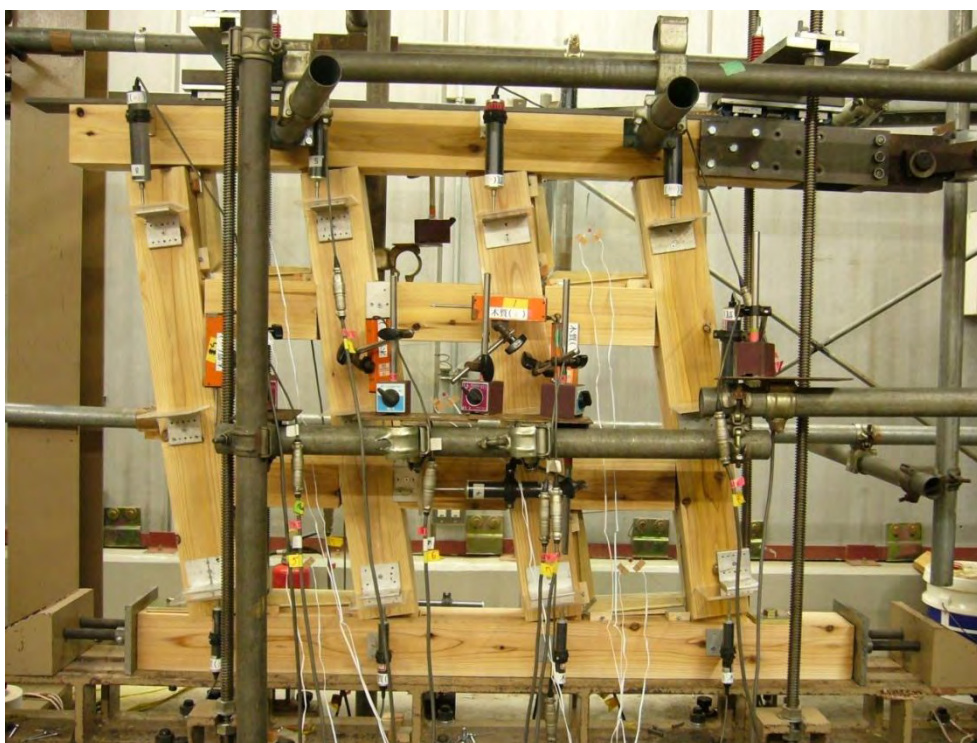


図6 G5B 試験体の実験終了後の様子

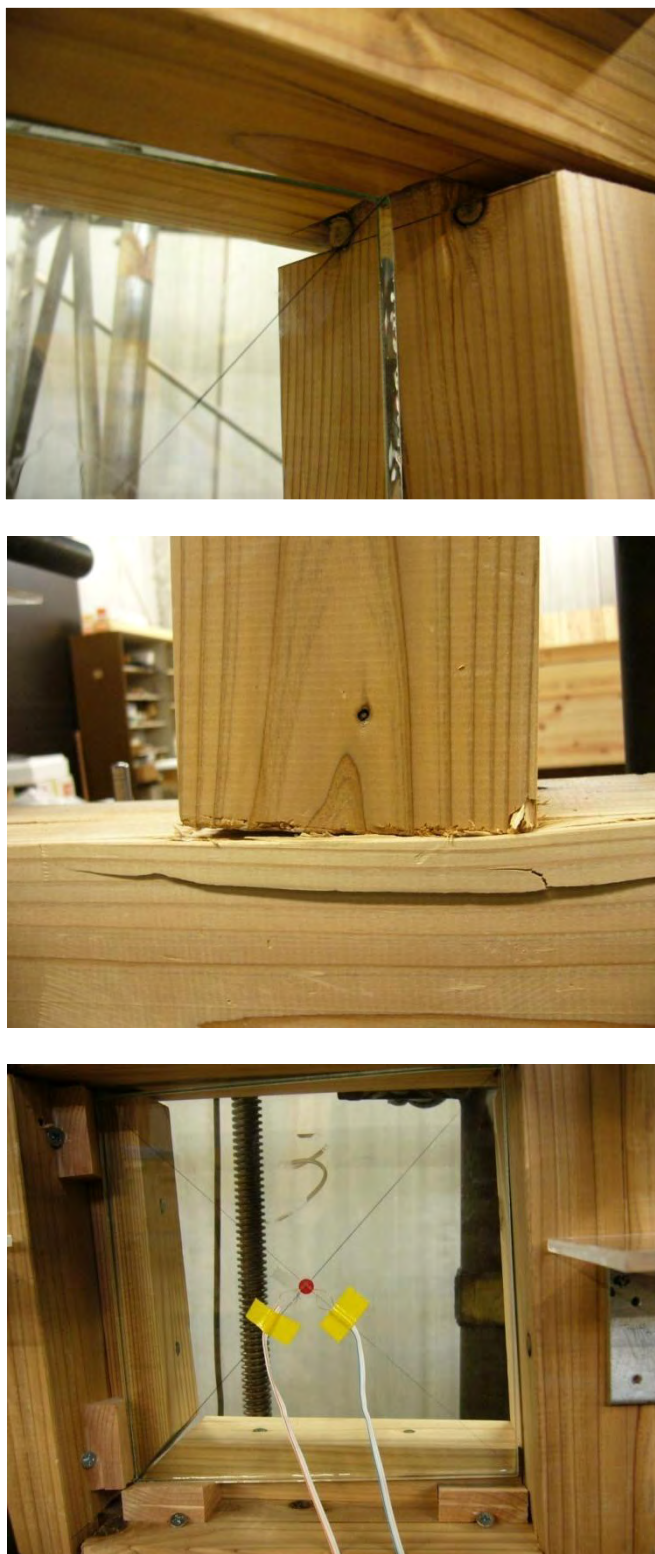


図7 試験体各部の破壊形状

実験によって得られた結果から、試験体の初期剛性、最大荷重を算出して試験体ごとに比較を行った（表3）。

各試験体の初期剛性を比較してみると2~4枚のガラス補剛板が挿入された面格子はガラスが増えることによって初期剛性はパターンに関係なく高くなることがわかった。しかし面格子の空いた空間にガラスを5枚、9枚挿入した面格子試験体では、最も高い初期剛性を記録したガラス補剛板4枚挿入耐力壁より剛性が低く、ガラス9枚挿入試験体の初期剛性は5枚挿入試験体より低くなりAパターンの3枚、Bパターンの4枚挿入試験体と同等であったことがわかった。

表2 試験体の試験結果

Specimens	Load (KN)	
	1/100 rad	Max Disp.
WS-G0	5.48	22.04
WS-G1	4.75	24.78
WS-G2-A	6.66	23.43
WS-G2-B	5.2	26.45
WS-G3-A	7.21	28.58
WS-G3-B	4.98	23.52
WS-G4-A	5.3	12.2 (1/10 rad)
WS-G4-B	7.2	24.98
WS-G5-A	6.88	28.02
WS-G5-B	8.66	28.03
WS-G9-A	6.21	30.07

各試験体の最大荷重（Pmax）を比較すると、ガラスの挿入パターンにより Pmax に差が出ることがわかった。ガラス0枚と1枚の試験体は両タイプとも共通のため比較ができないが、パターンが形成されていくガラス2枚挿入試験体からは試験体の変形と伴いガラス補剛板が木材へとめり込むことによってガラスの筋交い効果およびその性能が変わってくる。ことがグラフ（図8）で読み取れる。A, Bのパターンの比較ではBパターンがAパターンより効果的であることがわかる。同じ数のガラスが挿入されているにも関わらず、Aパターンの Pmax はBパターンより2~3 kNほど高く出ていることが確認された。しかしAパター

ンのガラス 5 枚挿入試験体では初期剛性の比較と同じくガラス 3 枚挿入試験体より低くなっていた。ガラス 9 枚挿入試験体では A, B パターンとも荷重が低くなっていることが確認された。

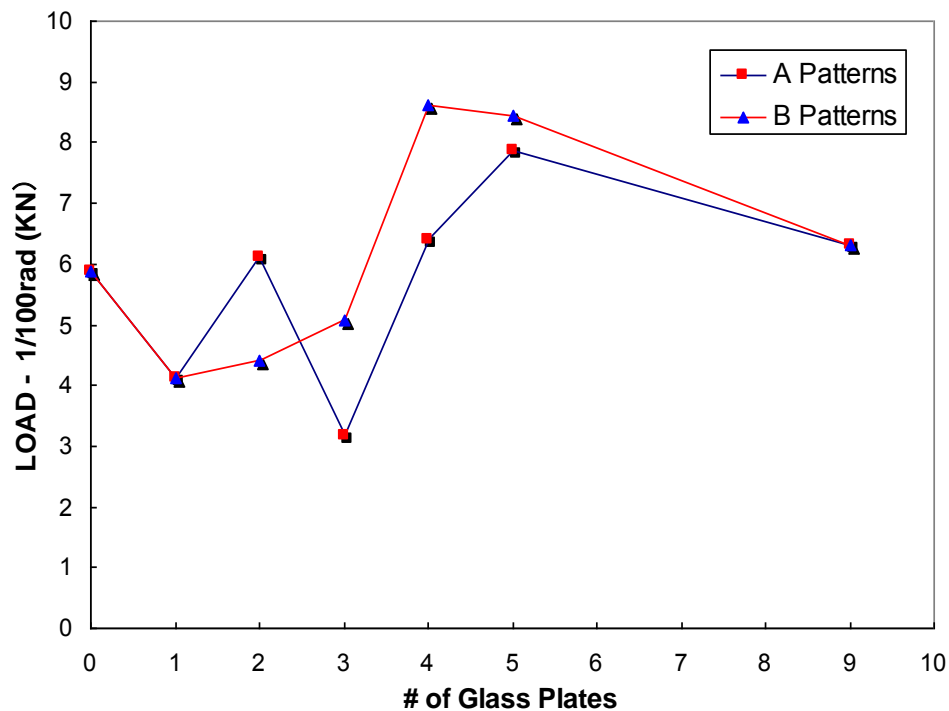


図8 ガラス枚数による初期剛性の変化

パターン別の最大耐力 (P_{max}) を比較すると、A, B パターンの違いがあることが確認できる。G0, G1 そして G9 試験体は共通であるため比較は難しいが、パターンが形成されるガラス挿入試験体からはガラスが木材へのめり込み効果が発生するため面格子に対するガラスの筋交い効果が生じることが分かる。

試験結果による A, B パターンを比較すると、B パターンが A パターンより効果的は補剛効果があることが分かる。同じ枚数のガラスが挿入されているが、A パターン最大荷重 (P_{max}) が B パターンより 2~3 kN 高い。しかし A パターンの G5-A の初期剛性 (k) はガラス 3 枚挿入試験体 (G3-A) より低く、9 枚挿入試験体では荷重低下が見られた。

3.1.3.2 解析

モーメントに対する抵抗は①縦・横材の相欠き接合②ホゾ差し接合部③ガラス四周のめり込みの三つの加算によるものと考えられる。これらの3要素を「2002年度版木造軸組工法住宅の許容応力度計算法」の「めり込み抵抗型モーメント抵抗接合部の設計法」を用いて予測計算値を求めた（付録）。

① 相欠き接合部の剛性と降伏耐力の計算

「2002年度版木造軸組工法住宅の許容応力度計算法」の相欠き仕口の回転剛性と降伏モーメントの計算式を用いた。

② ホゾ差し接合部剛性と降伏耐力の計算

「2002年度版木造軸組工法住宅の許容応力度計算法」の掘立柱型柱脚部および片側貫接合部の回転剛性と降伏モーメントの計算式を用いた。

③ ガラス板四辺のめり込み

各辺長さの1/2が、三角形変位めり込みを生じているものとする（図9）

「2002年度版木造軸組工法住宅の許容応力度計算法」の弾性域における等変位および三角型変位めり込み算定式を用いた。

上記の計算法を用いて、表3の各要素の計算値が得られた。以上より各試験体の剛性と降伏耐力を算定し表4に示した。

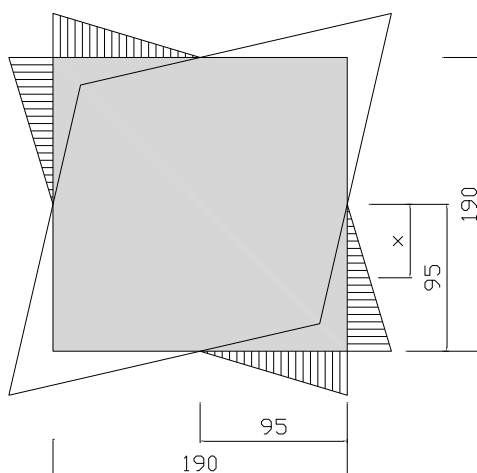


図9 ガラス四辺のめり込み

表3 ガラス補剛板挿入面格子試験体の各接合部の計算値

接合部	回転剛性	降伏モーメント	降伏変形角
	KN. c m/rad	KN. cm	rad
相欠き	14181	214	0.015
ホゾ接合	195	3.78	0.019
ガラス板のめり込み (1枚)	5352	28.9	0.0054

表4 各試験体の計算値

# of Glass plates	Initial stiffness KN/cm	Yield moment KN/cm	Yield strength KN
0	7.13	901.36	9.91
1	7.78	930.26	10.22
2	8.43	959.16	10.54
3	9.07	988.06	10.86
4	9.72	1016.96	11.18
5	10.36	1045.86	11.49
9	12.95	1161.26	12.76

3.1.3.3 実験値と計算値の比較

各試験体の荷重変位曲線に、計算値から得られた初期剛性と降伏耐力を2直線で示し比較を行った(図10-20)。G1, G2-B, G3-B, G4-B, G9では実験値と予測値が合っていないことがわかる。予測値が合わなかった試験体はほぼBタイプ(十の字配置)の試験体であった。この現象は、面格子のせん断変形に伴い、ガラスの小口が四周にめり込むより先に、この反力によってホゾ接合部が浮き上がってしまったためと考えられる。

柱と桁のずれを測った13番変位系のグラフ(図21)の見比べると、全体の荷重変位曲線で比較的良好に合っているG5-Bでは柱・桁のずれが少ないことに対し、G3-B、9Bではホゾ接合となっている桁材の浮き上がり変位が大きく計測されていることが読み取られる。

このような接合部の浮き上がりによってガラスの四周を拘束することが難しくなり、ガラスの木材へのめり込みがうまく起こらなかったことが、実験値と計算値の不一致を招いた原因であると考えられる。

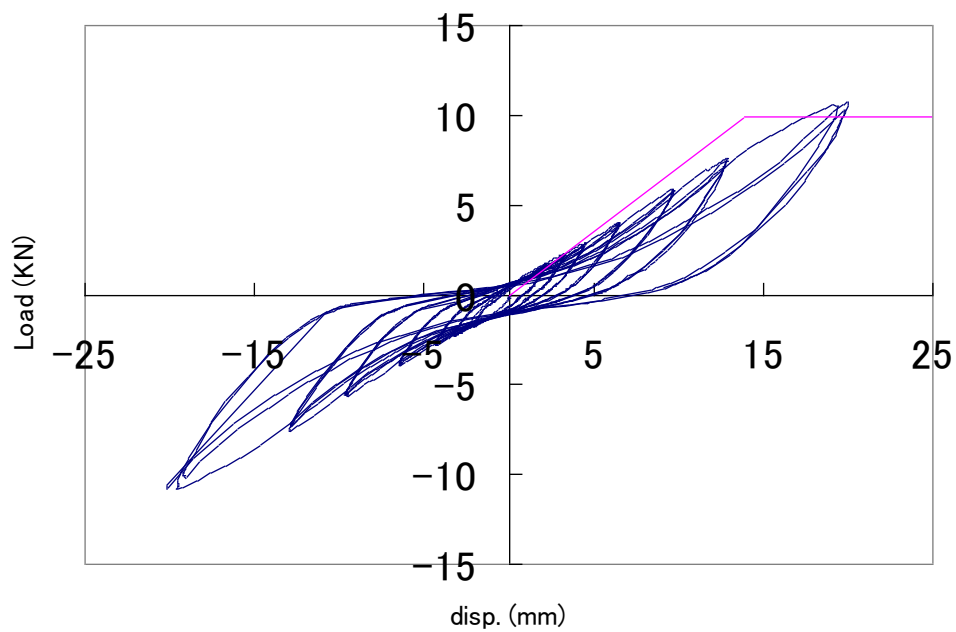


図10 G0の荷重変位曲線

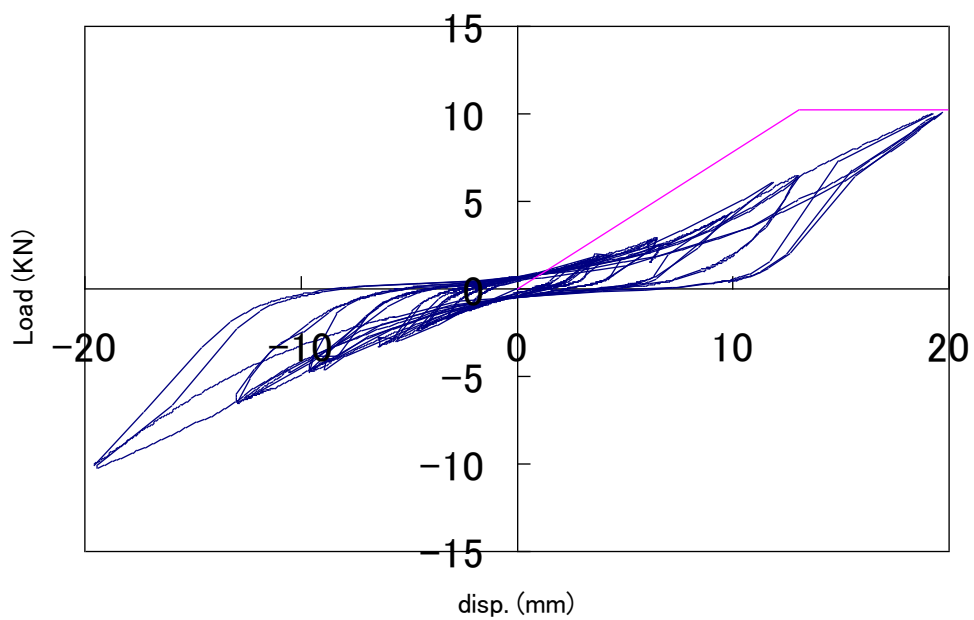


図11 G1の荷重変位曲線

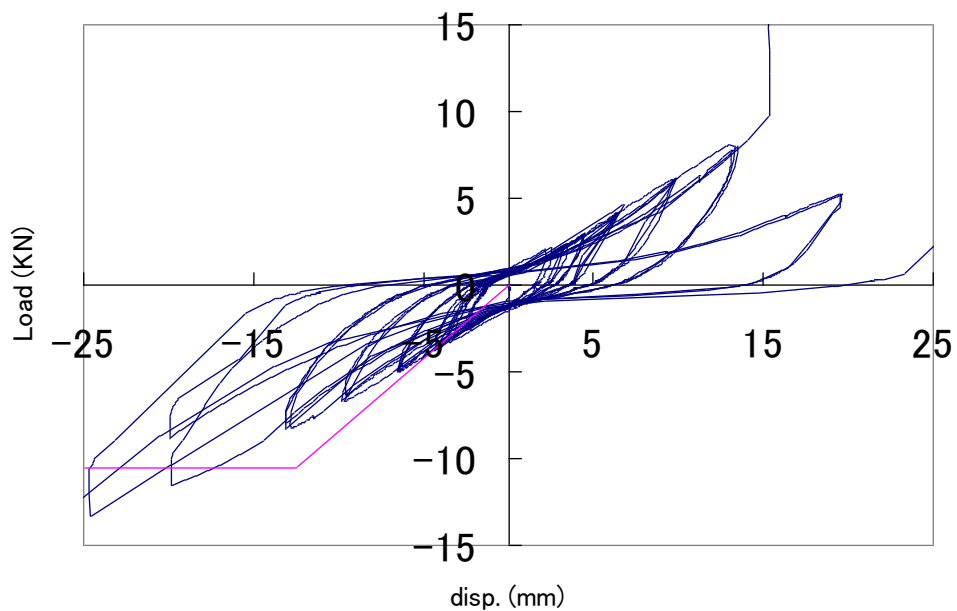


図 12 G2A の荷重変位曲線

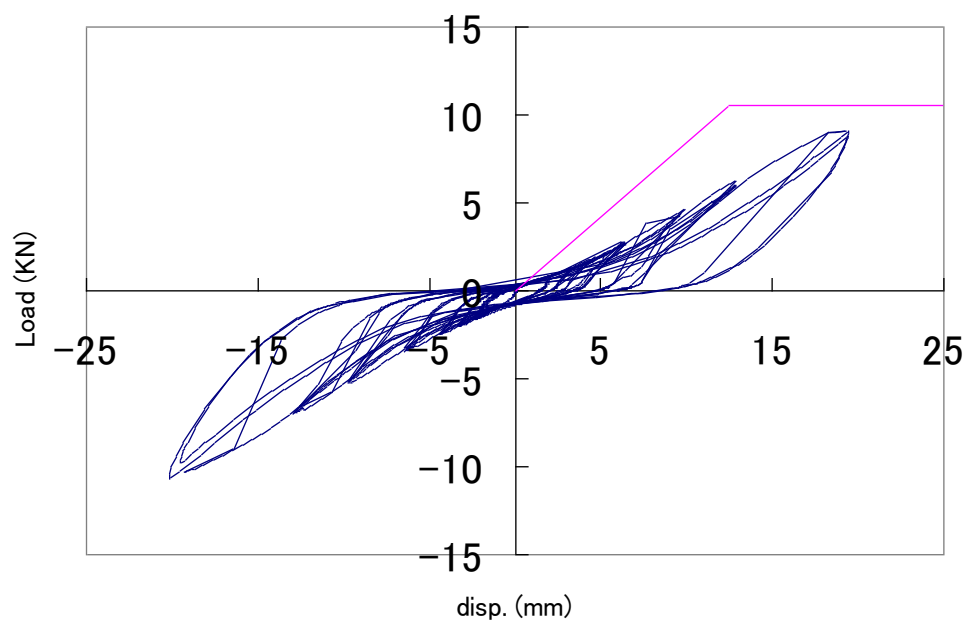


図 13 G2B の荷重変位曲線

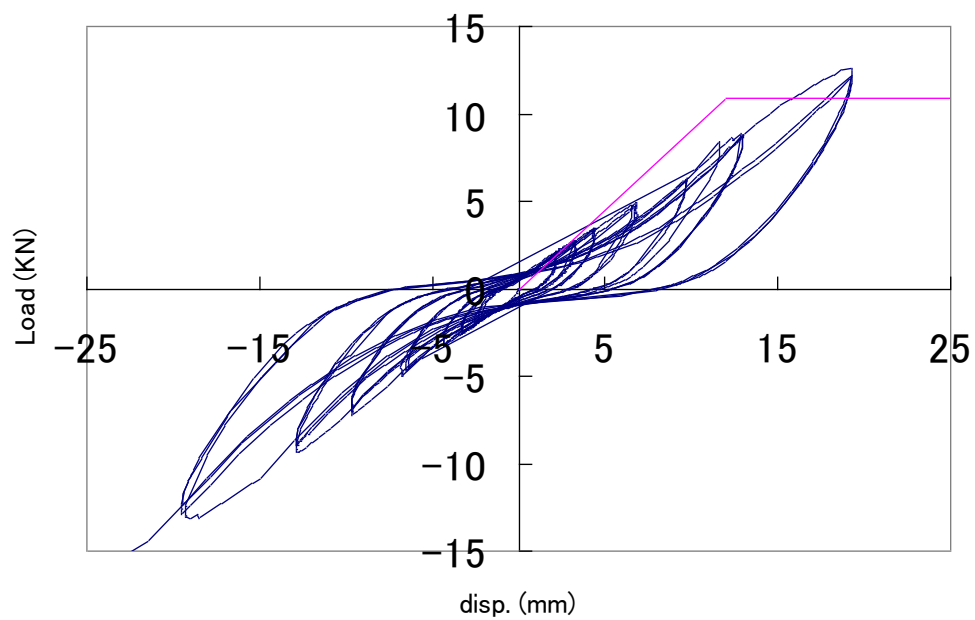


図 14 G3A の荷重変位曲線

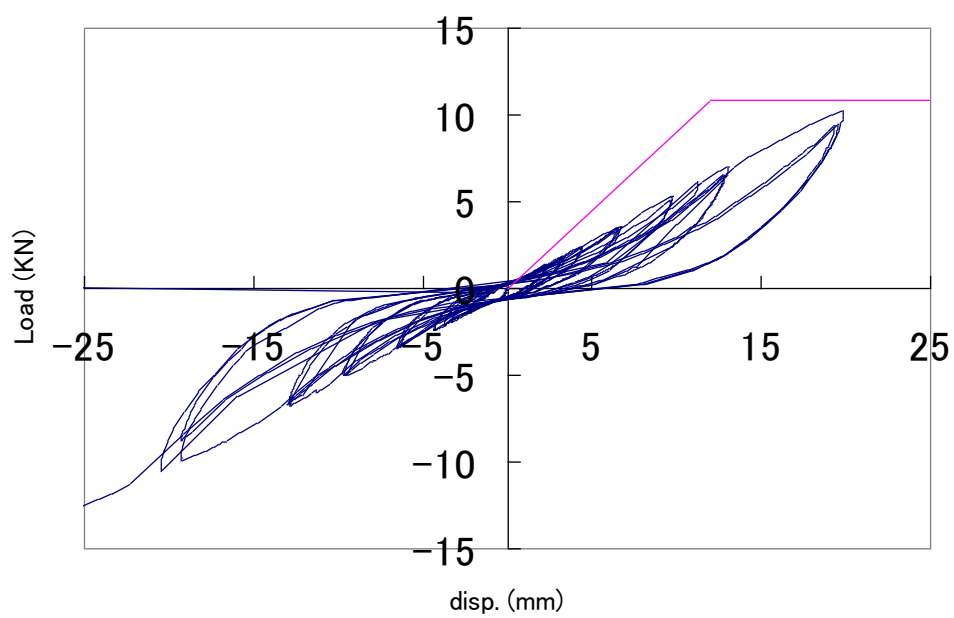


図 15 G3B の荷重変位曲線

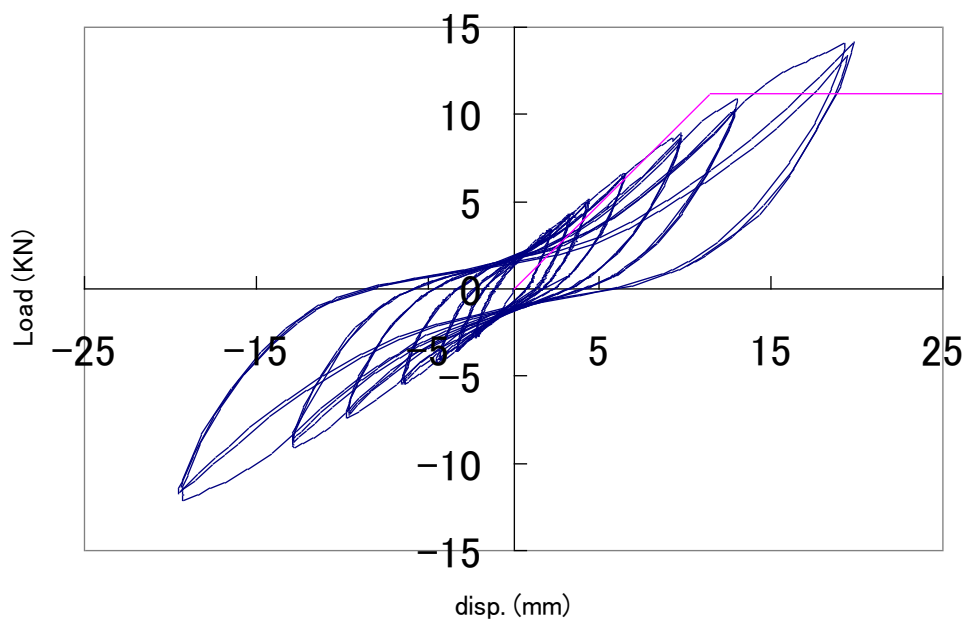


図 16 G4A の荷重変位曲線

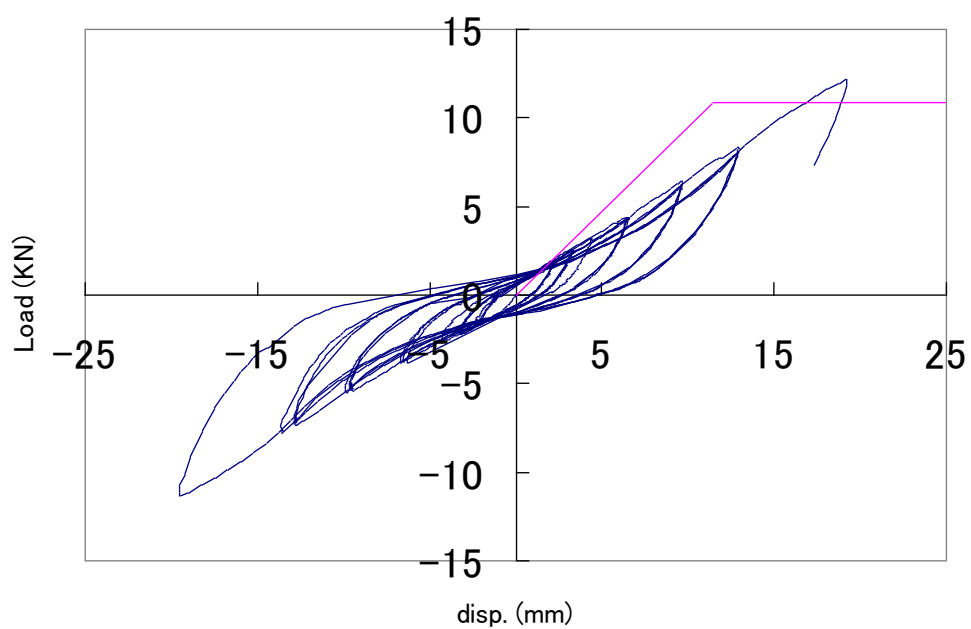


図 17 G4B の荷重変位曲線

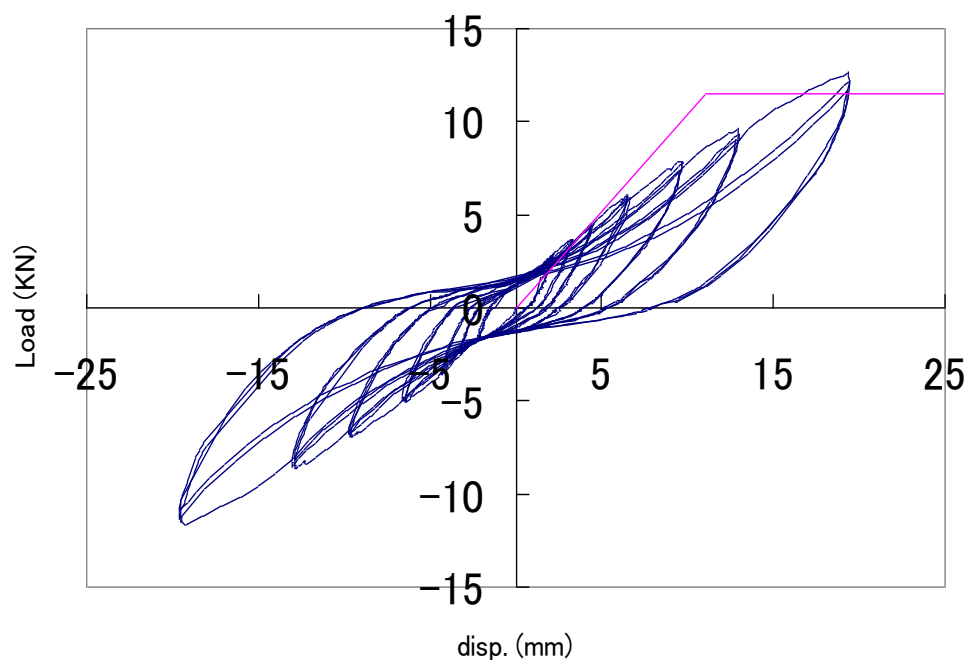


図 18 G5A の荷重変位曲線

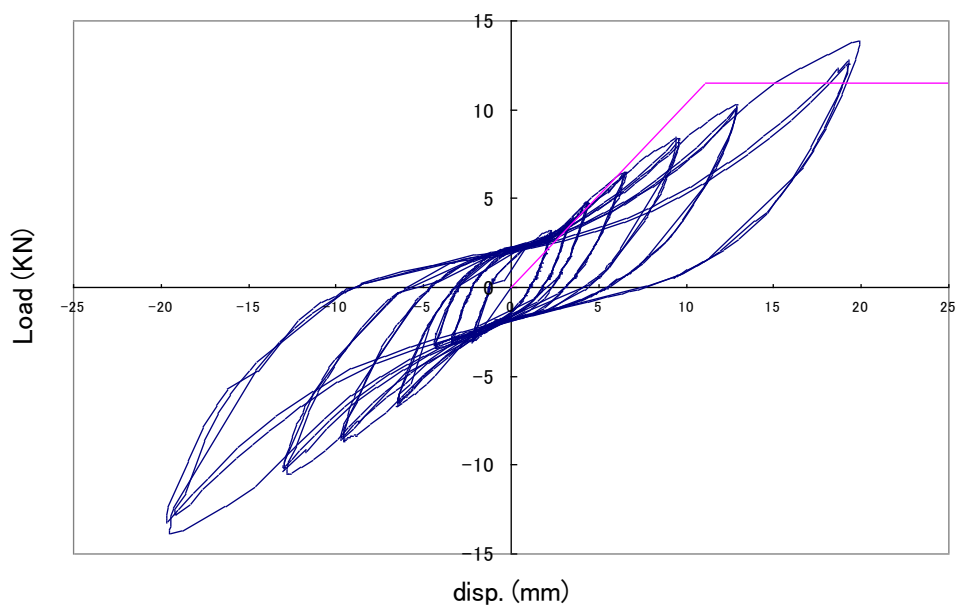


図 19 G5B の荷重変位曲線

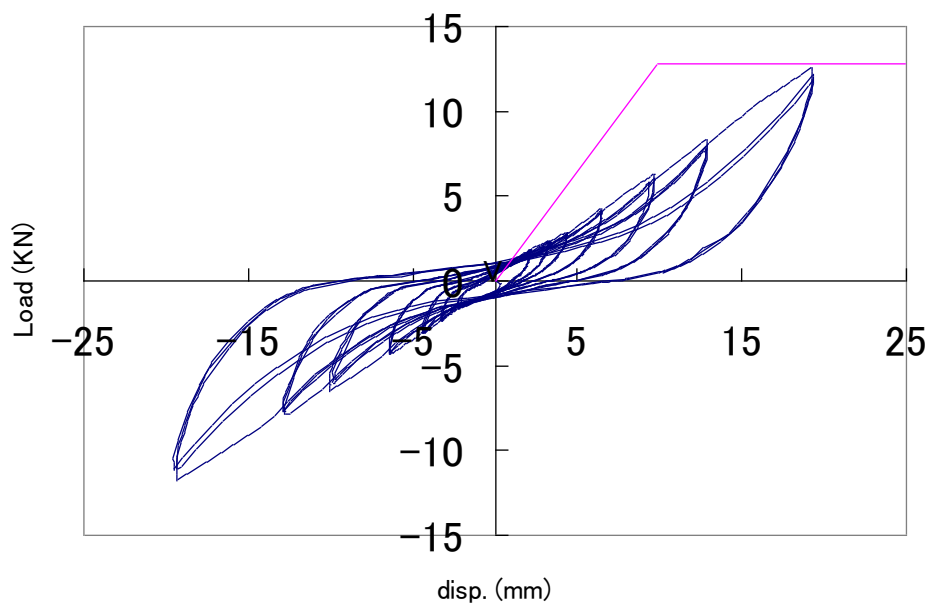


図 20 G9 の荷重変位曲線

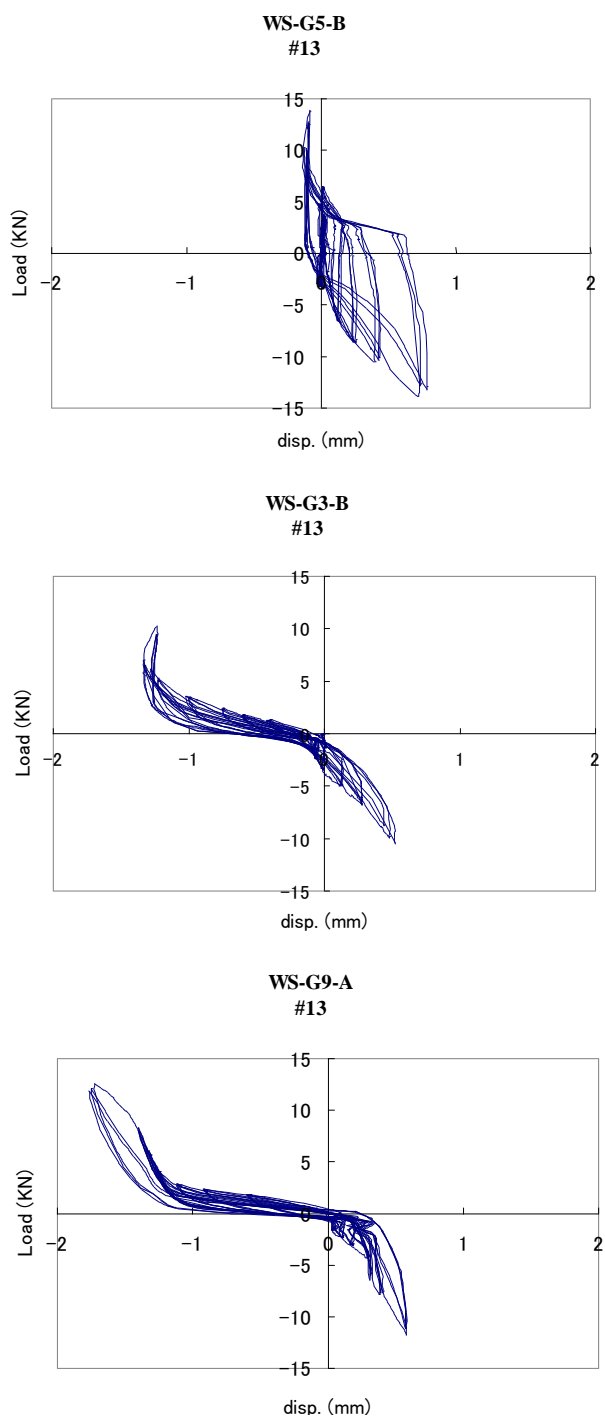


図 21 13 番変位系の荷重変位曲線 (柱-桁の浮き上がり測定)

3.1.4 まとめ

これは試験体の同じ格子穴に挿入されたガラス板を比較したものである。計算値と実験値が比較的良好に合っている WS-G5-B のガラス板のひずみ量が、実験値と計算値が合っていない WS-G3-B のガラスのひずみ量より大きいことが分かる。単純に同じ位置のガラス板のひずみ量を予測すると、ガラス板の数が少ない WS-G3-B のガラス板がガラス板の数の多い WS-G5-B のガラス板よりひずみ量が大きいと推定されるが、実際 WS-G5-B の場合、1 番のガラス板に荷重を与えてもガラスの回転によるホゾの浮き上がりが少なく、周囲にうまくめり込み、面格子の補剛板としての役割を果たしたが、WS-G3-B の 1 番ガラス板は回転の反力によって上の梁材を突き上げてしまい、ガラス挿入ディテールの問題点から生じるクサビのズレによりガラスが木材面にうまく密着されなかったことにより、期待していたよりも低い補剛能力しか発揮しなかった。

この実験で、ガラス補剛板によって面格子耐力壁の剛性や耐力が向上する効果が確認できた。ガラスの回転に伴い材が付き上がって力を逃がしてしまうため、必しも枚数に比例して剛性や耐力が向上する訳ではなかった。そのため、挿入された補剛板の力を逃がさずにめり込ませる、ディテールの設計が必要ということがわかった。

第3.2章

ガラス挿入耐力壁の面内せん断試験

第3.2章 ガラス挿入耐力壁の面内せん断試験

3.2.1 はじめに

3.1章の研究において、面格子の間にガラス補剛板を挿入した耐力壁で、終局時までガラスは割れることなく、四周の木材にガラスの小口がめり込むことにより耐力壁の剛性・耐力が向上する効果が確認できた。しかし研究の目的でもあったガラスの配置パターンやガラス枚数による耐力や性能変化の相関関係については、補剛板として挿入したガラスが面格子のせん断変形とともに回転することによって短ホゾ差し接合された部材を浮き上がらせることとなり、木材面へのめり込みがうまく生じなかったため、一部の試験体から正確な実験結果を得ることができなかった。その結果、計算上では最も高い性能を持つ試験体の実験結果では低く評価されるなどの問題点があったため、本章の実験では接合部を改良することでガラスをより木材面にめり込ませることを試みた。

本章ではガラスをより強く拘束する接合部の設計およびその性能の検証を優先とした。そして、試験体の挿入されるガラス補剛板のサイズを変えたハシゴ状の耐力壁と梁を把握し、その荷重-変形特性を明らかにすることを研究の目的とした。

3.2.2 試験

3.2.2.1 試験体

耐力壁の試験体は横から荷重を与えて試験体に変形する際に、ガラス補剛板の回転によって壁の両柱が外側にふくらむことを防止するために A, B, C の 3 タイプの接合方法を用いた。またガラスは 4 種類のサイズを用いた (表 1)。壁の実験ではガラスの有無による耐力や剛性の変化を比較するために A タイプの接合を用いた、ガラスを挿入しない試験体をサイズ別にホールダウンを変えて各 1 体、ガラスを挿入した 2 タイプの試験体をガラスのサ

イズ別に各1体、計12体の試験体を用いて実験を行った。柱材と梁と土台の接合は短ホゾ差しとホールダウン金物で固定し、梁と土台からの柱材の浮き上がりや離れを防止した。

Cタイプ試験体には断面寸法 105x105 mmのヒノキの柱材を（乾燥材）を用いて縦材と横材を合欠きで接合し貫壁状の壁にした。使われるガラスは建築用のフロートガラスで、サイズは 815×815×10 mmと 455×455×10 mmの2種類。試験体は 815×815×10 mmのガラスを3枚挿入した壁と 455×455×10 mmのガラスを5枚挿入した壁を各一体ずつ計2体の面内せん断試験を行う。

普段の耐力壁の面内せん断試験では土台と反力フレームの土台を金欠した状態で実験を行うべきであるが、この実験に関しては試験体の土台を一部反力フレームから浮かした状態で実験を行った。その理由は、A・Bタイプの試験では柱と桁、土台の接合は単ホゾまたは長ホゾになり土台の底面は平となっているが、Cタイプの場合はすべての接合部の接合を合欠き接合に統一しており、土台の底面にも柱の一部が出てくるため、図3の図面のようになり一定厚のスペーサ材をアンカーボルトとホールダウンを取り付ける試験体の両端に挿入し、試験体を土台から浮かした状態で面内せん断試験を行うためである。

表1 試験体仕様

試験体		ガラス		接合部	フレーム
タイプ	試験体名	寸法 (mm)	枚数		
A type	N2-A (HD)	N/A	N/A	貫+クサビ	・木材: E110 ヒノキ 乾燥材 プレカット加工 ・貫厚: × × mm ・金物: T型かど金物・ホールダウン金物(カナイ)
	N3-A (HD)				
	N4-A (HD)				
	N5-A (HD)				
	G3-N2-A	815 × 815 × 10	3	貫+ドリフトピン +クサビ	・木材: E110 ヒノキ 乾燥材 プレカット加工 ・貫厚: × × mm ・金物: 40kN用ホールダウン(カナイ)
	G4-N3-A	590 × 590 × 10	4		
	G5-N4-A	455 × 455 × 10	5		
	G6-N5-A	365 × 365 × 10	6		
B type	G3-N2-B	815 × 815 × 10	3	短ホゾ+ボルト	・木材: E110 ヒノキ 乾燥材 プレカット加工 ・貫厚: × × mm 2本合わせ(接着+ラグスクリュー) ・金物: 40kN用ホールダウン(カナイ)
	G4-N3-B	590 × 590 × 10	4		
	G5-N4-B	455 × 455 × 10	5		
	G6-N5-B	365 × 365 × 10	6		
C type	G3-N2-C	815 × 815 × 10	3	相欠き	・木材: E110 ヒノキ 乾燥材 プレカット加工(105 × 105mm)
	G5-N4-C	455 × 455 × 10	5		



G : ガラス枚数 N: 貫数 A・B : 各接合タイプ (梁試験体の場合 B は Beam の意味)

図1 試験体名の説明

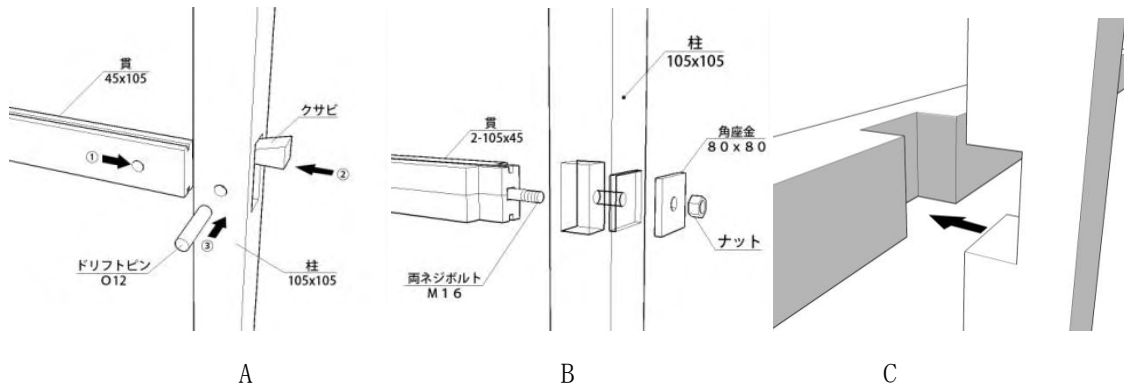


図2 各タイプ別試験体の接合部

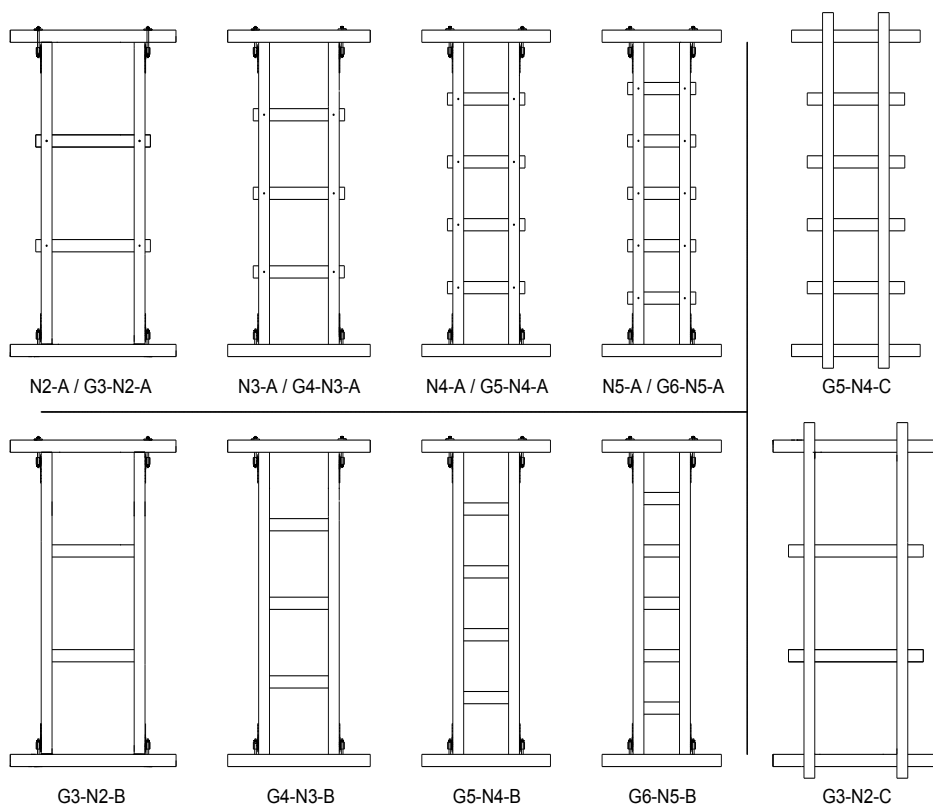


図3 試験体のタイプ別形状

3.2.2.2 実験方法

① 試験は「在来軸組構法耐力壁の面内せん断性能試験」における柱脚固定式の試験法、評価法に基づいた。

加力方法は正負交番繰返し加力とし、繰返しの原則は見かけのせん断変形角が $1/450$ $1/300$ $1/200$ $1/150$ $1/100$ $1/75$ $1/50\text{rad}$ の正負変形時に行うことを原則とした。

② 試験は、同一変形段階で1回の繰返し加力を行った。

③ 最大荷重に達した後、最大荷重の80%の荷重に低下するまで加力するか、試験体の変形角が $1/15\text{rad}$ 以上に達するまで加力することを原則とした。

④ 各接合部に変位計を設置し接合部の離れやガラスのめり込みを測定

実験ではガラス板のサイズを4種類に分け、各ガラス板とハシゴ状の貫壁とのめり込みと耐力の関係を測定した。

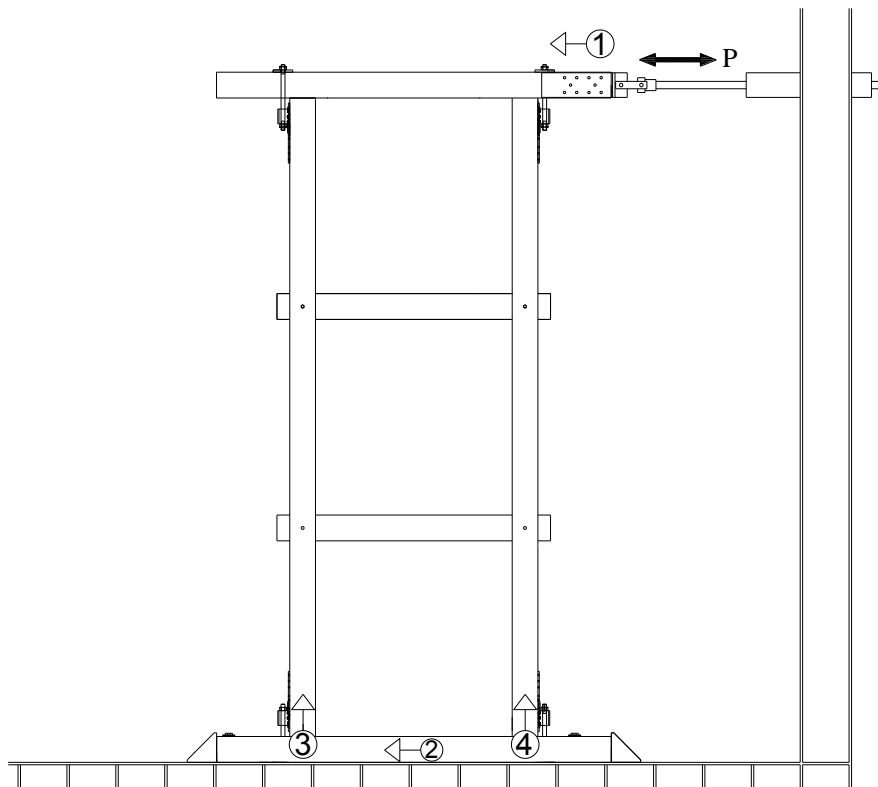


図4 試験および測定

3.2.3 実験結果

表2に各試験体の試験結果や壁倍率、表3に破壊性状を示した。

3.2.3.1 貫壁試験体の実験結果 (補剛板無し壁)

厚さ45mmの貫が使われた貫壁の試験体は、各試験体の荷重変位グラフに比較してみると貫の本数によって試験体の初期剛性や耐力が増減することがわかった(表2)。めり込み式による耐力の計算結果のように、実際の貫壁の試験体でも使われた貫の本数によって変わることを証明された。基本的に貫壁の初期剛性は貫と柱材の接合部のめり込みによって決まるもので、その数が多くなるほど耐力は上昇することが分かった。この結果からめり込みが生じる各接合部の数と初期剛性の関係を知ることができた。

ガラス無試験体の破壊性状を確認してみると、T型金物を用いた試験体は柱脚部の破壊(図5)が原因となり終局を迎えた。そしてホールダウン金物を用いた試験体では、荷重低下要因となる破壊は見られず、試験体を引き切るまで変形し続けた。ホールダウン金物を用いた貫壁の場合は柱と貫材との貫接合部に両材のめり込みが生じたこと(図6)で加力サイクルの後半からは耐力の上昇が見られたが、T型金物を使用の試験体は約1/50rad時に柱脚部のT型かど金物の接合具に引き抜きによって土台と柱が固定されなくなり、壁本体が圧縮側の柱脚を中心に回転したことにより壁本体の変形はなく、接合部のめり込みもあまり生じなかったため、貫本数が増加しても荷重が低下する原因となった。両試験体とも木のフレームには接合部のめり込み以外の損傷は確認されなかった。

貫壁の実験については2種類の柱脚固定金物を用いたため、金物による壁性能の違いを確認することが可能であった。

T型かど金物を用いた試験体では、貫の数が増えることによって最大荷重の低下が見られた。しかし、ホールダウン金物を取り換えて再試験を行った場合は、以前の試験の結果と反対となり、めり込み式を用いた予測計算と同様に貫の数が増えることによる最大耐力の増加が確認された。(図 26-29)

このような結果になった原因を推定してみると、T型かど金物を用いた試験体は壁が持つ性能に対し柱脚金物の拘束力が非常に低かったことが伺える。貫材が少ない分めり込み抵抗も少なくなり壁の剛性も低くなるため、引張側の柱脚部にかかる負担も少ないため壁の変形による柱脚金物の破壊が遅れた。しかし、貫本数が多い N4, N5 試験体の場合は接合部のめり込み抵抗による壁の剛性が高く、試験体の変形時に柱脚部にかかる負担も多かったことに対し T型かど金物の拘束力が弱かったため、貫接合部のめり込みによる耐力の上昇より先に金物の破壊が起きたと考えられる。ホールダウン金物を用いた試験体は柱脚部がホールダウンにより強く固定され、壁の変形とともに生じる引張側の柱脚部の引き抜きが抑えられたため、壁を構成する貫材と柱の接合部のめり込み抵抗があったことで貫の数の増加による壁の耐力性能の向上が見られた。

3.2.3.2 ガラス補剛板挿入貫壁試験体の実験結果 (壁)

補剛板の無い貫の試験体は、壁を構成する貫部と柱脚と梁や土台に差されたホゾのめり込みで耐力を出す仕組みであることに対し、ガラス補剛板挿入貫壁は、貫と貫壁の構成に木材より強度の高いガラスが補剛板として壁の柱や水平材の間に挿入されて、その空間に対する筋交いの役割をするために壁の耐力や剛性が上昇する仕組みである。このガラス補剛板挿入貫壁試験体では、補剛板として挿入したガラス板が木材に対しめり込みの強さを発揮することで、ガラス無しで貫の厚さが 45mm の貫壁試験体より最大耐力はおよそ 1.8 倍、

初期剛性はおおよそ1.5倍上昇することが分かった(表2)。

ガラスを挿入したA,B,Cタイプの試験体の破壊性状をみると、Cタイプ試験体を除いたすべての試験体では、ガラス無し試験体と同様に柱脚部の破壊が主な破壊の原因であった。Aタイプでは全4種類(計4体)の内の3体で柱脚部の割裂(図9,10)、残りの1体で柱脚金物(ボルトの破壊)の破壊が確認された(図7,8)。しかし、Bタイプでは全4種類(計4体)の内の3体の柱脚部の金物の破壊(ボルト頭部の破壊、ボルト胴部の破断)が確認された。しかし、柱脚部を除いた木のフレームではガラス小口によるめり込み以外の破壊は生じなかった。

C3-N2-Cは最大耐力23.99kNでG5-N4-Cは12.27kNで終局を迎えた。ホゾ+ボルト接合(A type)と貫仕様試験体(B type)で起こった破壊とは異なる破壊性状が確認された。A,B typeでの主な破壊性状は引張側の柱脚部の破壊、または金物の破壊であったが、C typeのG3-N2-Cでは桁材で合欠き接合部の外側に面している材がガラスの回転により外側へと変形が生じたため、せん断破壊された(図11)。またG5-N4-Cでは図8のように柱脚に近い部分の材が同じくせん断破壊された(図12)。この理由もG3-N2-Cの原因と同じく試験体の変形によるガラスの回転と合欠き接合部によって集中的に生じるせん断力に材料の物性が十分ではなかったことと考えられる。破壊が生じた部分は最も力が集中する場所でもあった。一か所の脆性的な破壊により耐力が急激に低下したため、破壊部以外の接合部での破壊・損傷は確認できなかった。

表2 試験結果・及び壁倍率の算定

構造評価	試験体 (単位)	貫壁 (A+T型かど金物)				貫壁 (A+ホールダウン)			
		N2-A	N3-A	N4-A	N5-A	N2-A HD	N3-A HD	N4-A HD	N5-A HD
1)Py	(KN)	1.98	1.41	1.13	7.37	3.97	4.09	5.62	6.36
2)Pu・0.2・√2μ-1	(KN)	1.02	0.71	0.49	0.42	1.56	1.99	3.24	3.15
3)2/3・Pmax	(KN)	2.27	1.77	1.27	1.13	4.14	5.11	6.98	7.31
4)P120	(KN)	0.82	1.30	1.03	0.23	0.35	0.51	1.82	1.39
Pmax	(KN)	3.41	2.65	1.90	1.70	6.21	7.66	10.47	10.97
Pu	(KN)	3.01	2.31	1.75	1.60	5.50	6.75	9.14	9.71
K	(×10 ⁵ KN/rad)	0.08	0.14	0.12	0.04	0.07	0.08	0.16	0.15
μ		1.93	1.68	1.49	1.38	1.50	1.58	2.07	1.82
1/√2μ-1		0.59	0.65	0.71	0.76	0.71	0.68	0.56	0.62
δy	(×10 ⁻³ rad)	25.91	9.89	9.51	37.28	56.31	49.59	34.86	41.09
δv	(×10 ⁻³ rad)	39.48	16.15	14.72	38.39	78.09	81.88	56.70	62.75
δu	(×10 ⁻³ rad)	76.24	27.07	22.00	53.55	117.31	129.65	117.21	114.04
Po	(KN)	0.82	0.71	0.49	0.23	0.35	0.51	1.82	1.39
壁倍率	(倍)	0.48	0.54	0.47	0.26	0.20	0.39	1.72	1.57

構造評価	試験体 (単位)	貫+ガラス (A)				ホゾ+ガラス (B)				相欠き+ガラス (C)	
		G3-N2-A	G4-N3-A	G5-N4-A	G6-N5-A	G3-N2-B	G4-N3-B	G5-N4-B	G6-N5-B	G3-N2-C	G5-N4-C
1)Py	(KN)	19.89	22.97	22.00	7.33	16.80	14.06	13.40	7.33	12.26	10.00
2)Pu・0.2・√2μ-1	(KN)	6.47	5.20	4.38	3.54	9.76	6.64	4.56	3.54	5.54	2.77
3)2/3・Pmax	(KN)	16.90	14.66	11.85	8.81	19.87	15.49	12.22	8.81	15.99	8.18
4)P120	(KN)	5.61	3.17	3.84	3.25	9.14	5.08	3.25	3.25	7.32	3.26
Pmax	(KN)	25.35	21.99	17.78	13.22	29.80	23.24	18.33	13.22	23.99	12.27
Pu	(KN)	25.87	21.59	19.07	11.86	26.84	21.24	17.32	11.86	20.48	13.16
K	(×10 ⁵ KN/rad)	0.77	0.48	0.35	0.34	0.87	0.57	0.33	0.34	0.81	0.41
μ		1.29	1.22	1.15	1.61	2.13	1.73	1.37	1.61	1.42	1.05
1/√2μ-1		0.80	0.83	0.87	0.67	0.55	0.64	0.76	0.67	0.74	0.95
δy	(×10 ⁻³ rad)	25.91	41.45	20.20	21.54	19.36	24.84	40.27	21.54	15.13	11.91
δv	(×10 ⁻³ rad)	33.70	45.22	54.18	34.84	30.92	37.53	52.05	34.84	25.27	31.95
δu	(×10 ⁻³ rad)	43.45	55.19	62.51	56.11	65.96	60.80	71.36	56.11	35.98	33.51
Po	(KN)	5.61	3.17	3.84	3.25	9.14	5.08	3.25	3.10	5.54	2.77
壁倍率	(倍)	3.18	2.40	3.63	3.68	5.18	3.84	3.07	3.51	3.10	2.83

表3 破壊性状

試験体		破壊性状	
タイプ	試験体名	破壊部分	備考
A type	N2-A	壁のせん断変形により生じる貫接合部のめり込み	
	N3-A		
	N4-A		
	N5-A		
	G3-N2-A	柱脚部の破壊(木材の割裂)	
	G4-N3-A		
	G5-N4-A	柱脚部の破壊(ホールダウン用ボルトの破壊)	ボルトのねじ山破壊により柱脚の拘束力低下
	G6-N5-A	柱脚部の破壊(木材の割裂)	
B type	G3-N2-B	柱脚部の破壊(ホールダウン用ボルトの破壊)	ボルト頭のホールダウンへのめり込み
	G4-N3-B		ボルト切れ
	G5-N4-B	柱脚部の破壊(木材の割裂)	
	G6-N5-B	柱脚部の破壊(ホールダウン用ボルトの破壊)	ボルト頭のホールダウンへのめり込み
C type	G3-N2-C	横材の破壊(相欠き接合部のせん断破壊)	
	G5-N4-C	柱脚部の破壊(木材の割裂)	



図5 N2-A かど金物の破壊



図6 N2-A(HD) 貫接合部のめりこみ



図7 G4-N3-B の試験体破壊形状



図8 G6-N5-B の試験体破壊形状

試験体の高い耐力により切れてしまった柱脚ホールダウン用のボルト (左)

試験体の高い耐力により柱脚ホールダウンに頭部がめり込んだアンカーボルト (右)



図9 G3-N2-Aの試験体破壊形状

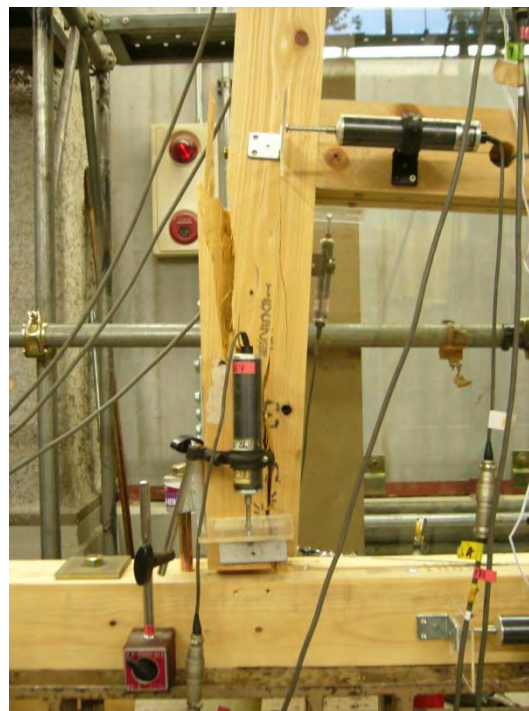


図10 G5-N4-Bの試験体破壊形状

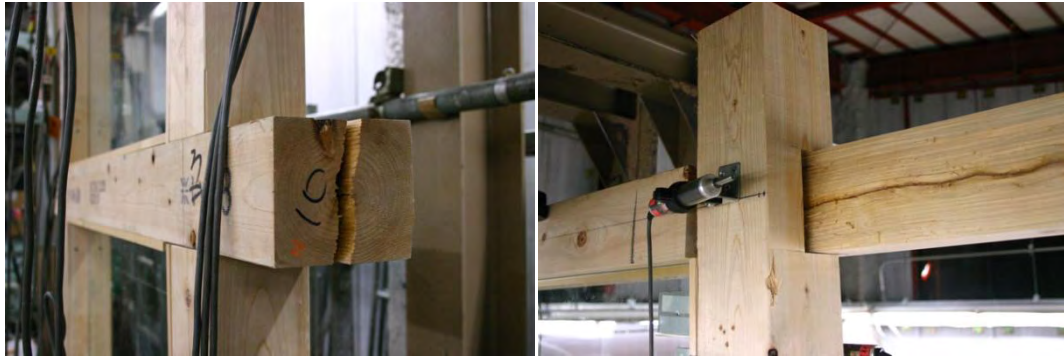


図 11 G3-N2-C の試験体破壊形状



図 12 G5-N4-C の試験体破壊形状



図 13 N2-A HD 試験体の実験終了後の写真



図 14 N3-A HD 試験体の実験終了後の写真



図 15 N4-A HD 試験体の実験終了後の写真



図 16 N5-A HD 試験体の実験終了後の写真

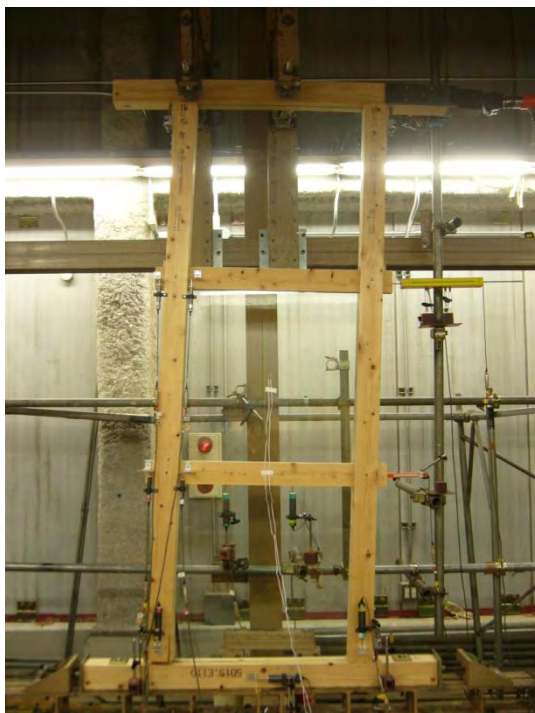


図 17 G3-N2-A 試験体の実験終了後の写真

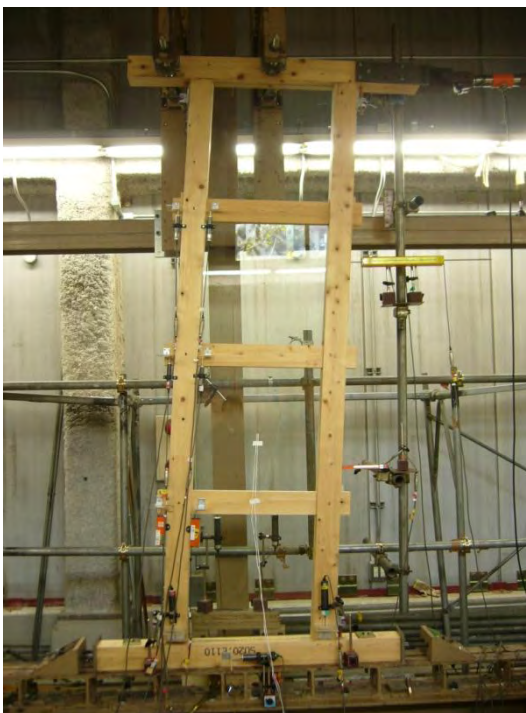


図 18 G4-N3-A 試験体の実験終了後の写真

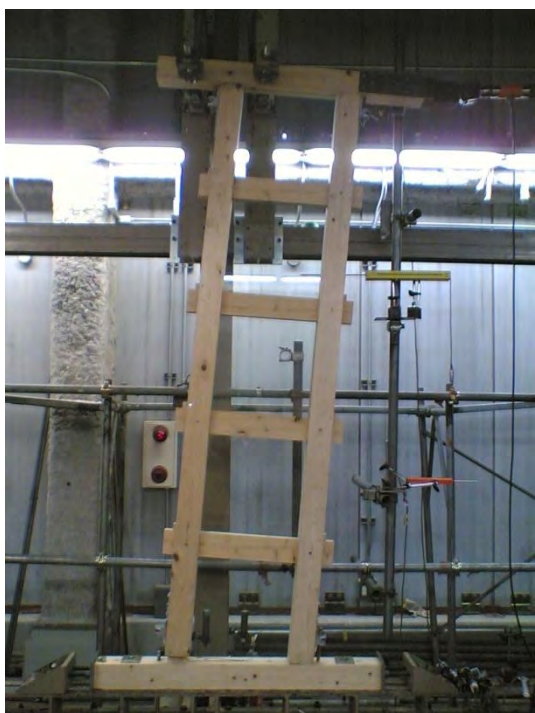


図 19 G5-N4-A 試験体の実験終了後の写真

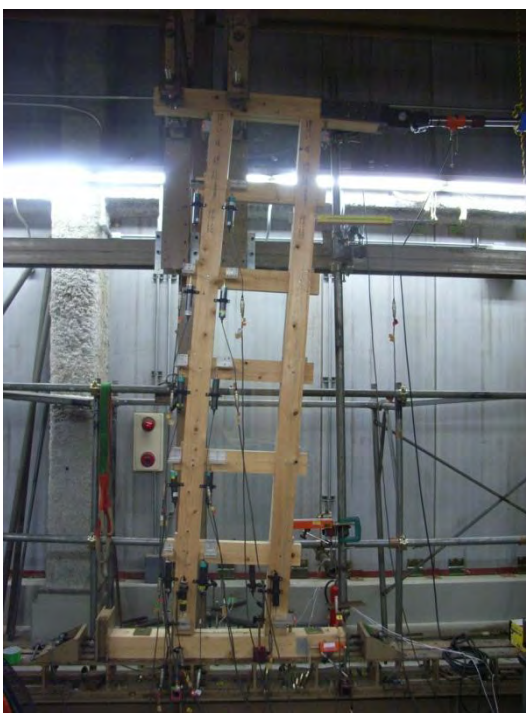


図 20 G6-N5-A 試験体の実験終了後の写真

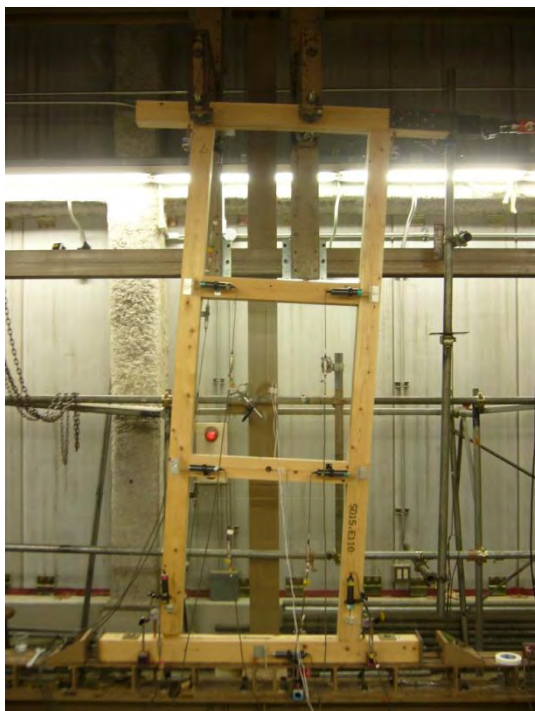


図 21 G3-N2-B 試験体の実験終了後の写真

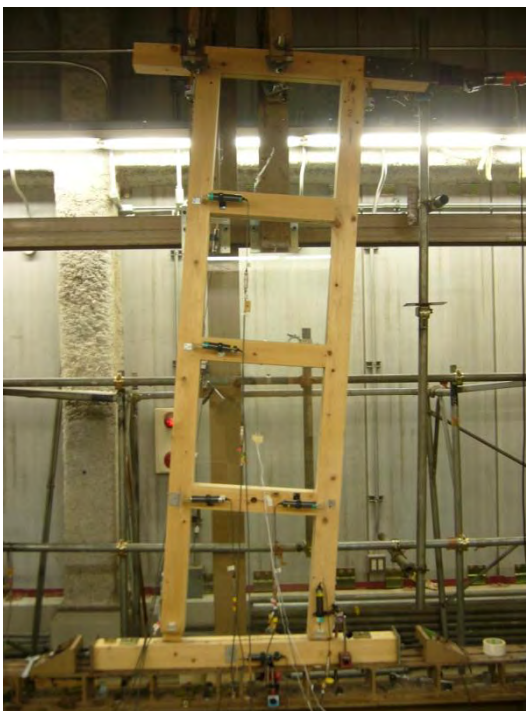


図 22 G4-N3-B 試験体の実験終了後の写真

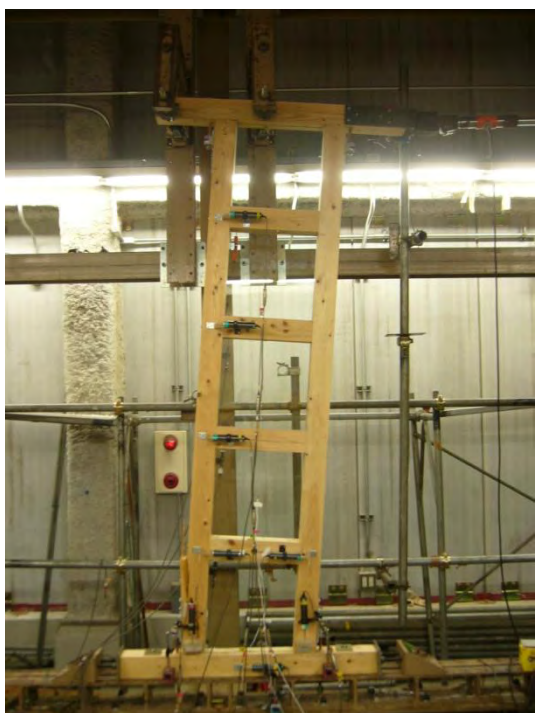


図 23 G5-N4-A 試験体の実験終了後の写真

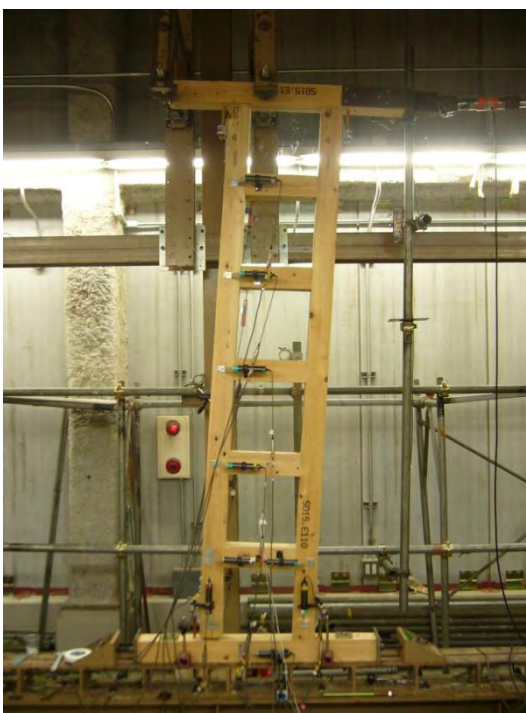


図 24 G6-N5-B 試験体の実験終了後の写真

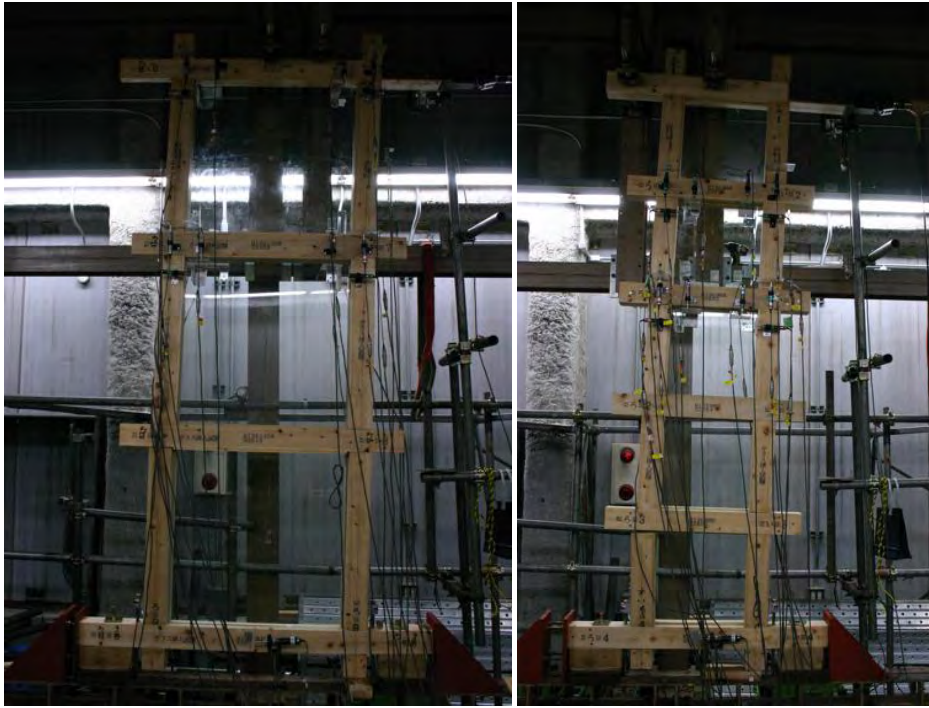


図 25 G3-N2-C 試験体の実験終了後の写真 図 26 G5-N4-C 試験体の実験終了後の写真

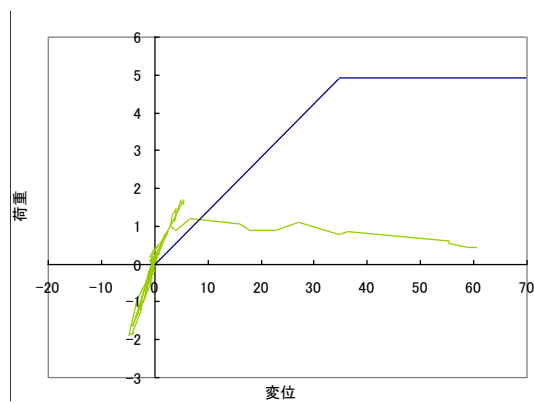


図 27 N5-45 の荷重－変形曲線

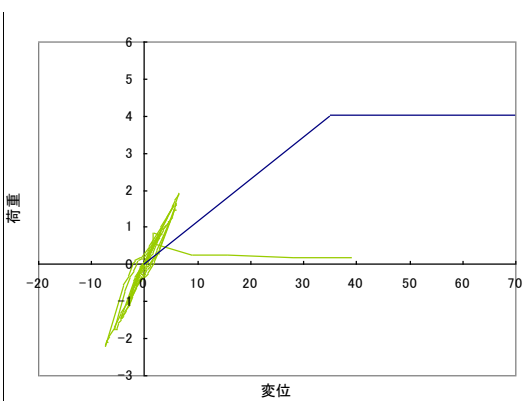


図 28 N4-45 の荷重－変形曲線

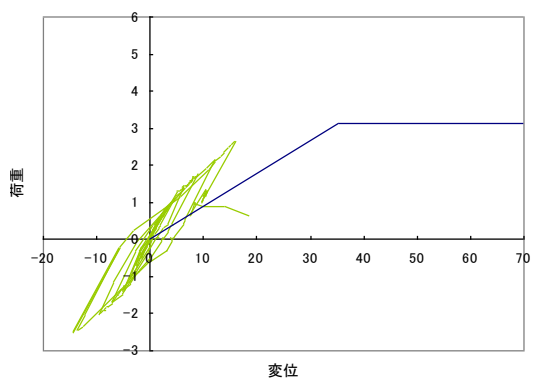


図 29 N3-45 の荷重－変形曲線

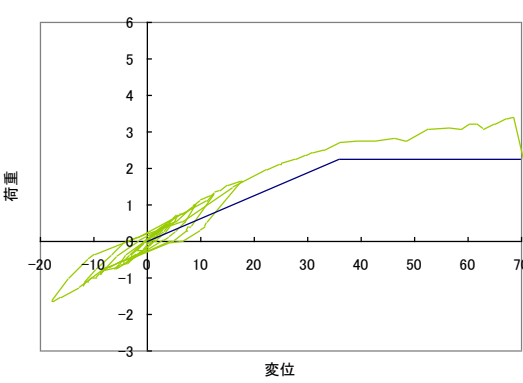


図 30 N2-45 の荷重－変形曲線

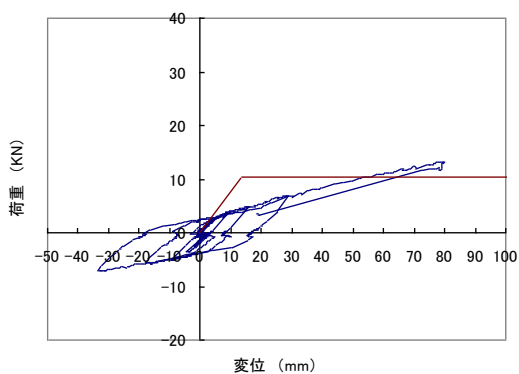


図 31 G6-N5-A の荷重-変形曲線

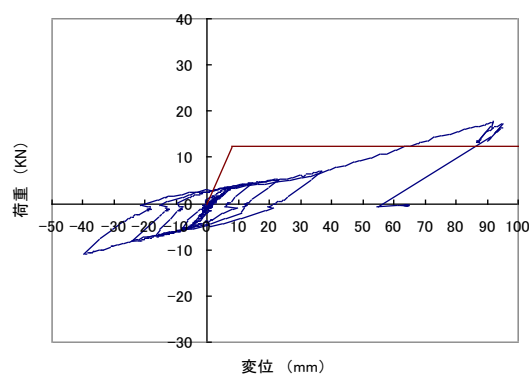


図 32 G5-N4-A の荷重-変形曲線

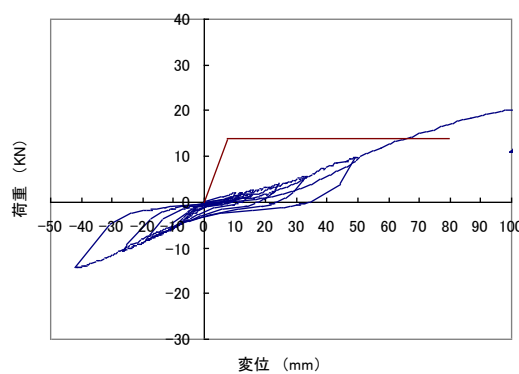


図 33 G4-N3-A の荷重-変形曲線

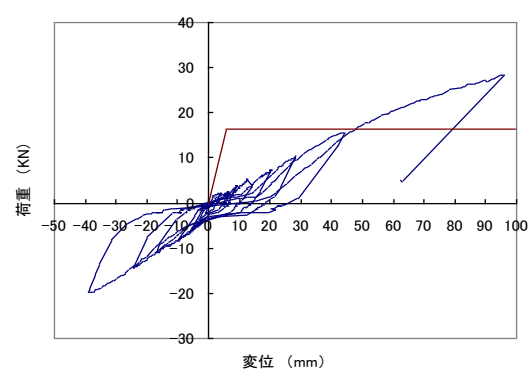


図 34 G3-N2-A の荷重-変形曲線

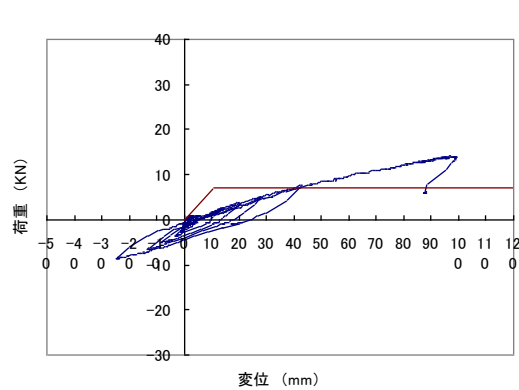


図 35 G6-N5-B の荷重-変形曲線

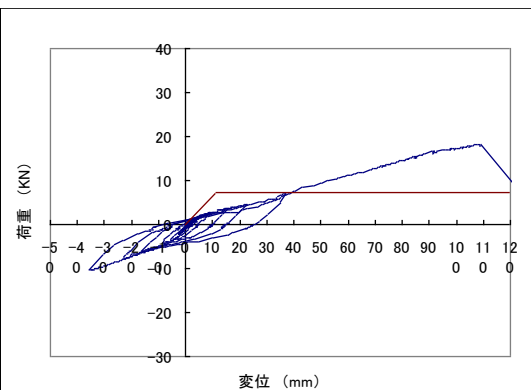


図 36 G5-N4-B の荷重-変形曲線

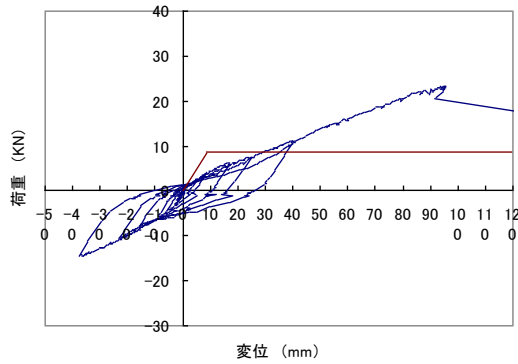


図 37 G4-N3-B の荷重-変形曲線

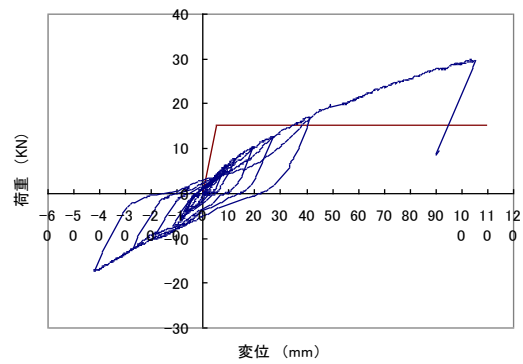


図 38 G3-N2-B の荷重-変形曲線

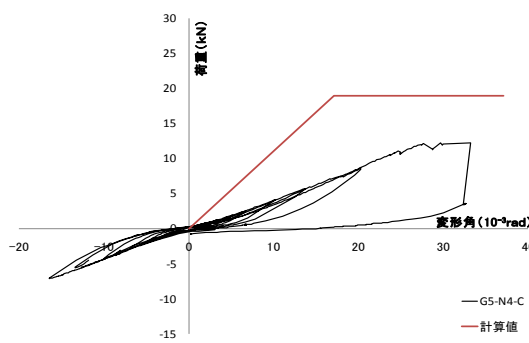


図 39 G5-N4-C の荷重-変形曲線

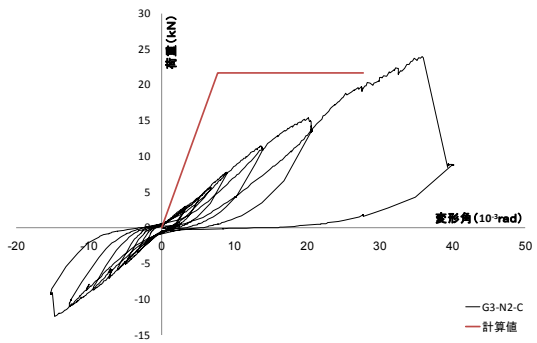


図 38 G3-N2-C の荷重-変形曲線

3.2.3.3 タイプの壁倍率の比較

ガラスのサイズおよび接合具の仕様による壁倍率の変化を調べた。Aタイプはボゾ+ボルト接合、Bタイプは貫接合部、そしてCタイプは合欠きを主な接合部とした試験体を準備して面内せん断試験を行った。

試験結果から得られたデータを比較すると、面材と接合具の組み合わせによる各特徴が確認された。表4、図41のガラスの寸法+枚数と接合具による壁倍率変化表によると各仕様によって高い壁倍率を出す接合部仕様が異なった。ガラス枚数3、4枚の場合はBタイプである貫仕様で最も高い壁倍率であったことに対して、比較的ガラスの寸法が小さくなりながらガラス枚数が増えるAタイプで最も高い壁倍率を記録した。これにより、ガラス一枚当たりの小口面のめり込み面積が広い試験体では貫接合が、壁全体でガラス小口面による木材へのめり込み箇所数が多い場合はボゾ+ボルト接合部が有利であることが分かった。

各試験体別の壁倍率の決定要因を調べてみた。A・Bタイプの場合は壁倍率の決定要因である P_y , $P_u \times 0.2 \times \sqrt{2\mu - 1}$, $2/3 \times P_{max}$, $P_1/120rad$ の内 $P_1/120rad$ で壁倍率が決まった。しかしCタイプの場合は初期剛性が別仕様の試験体に比べて同等または高かったが、変形とともに合欠き接合部付近の貫材にブロックせん断破壊が生じたことによって $0.2 \cdot \sqrt{2\mu - 1}$ 壁倍率が決まった。Cタイプは高い変形能力を持つめり込み系の耐力壁であったことにも関わらず試験体の設計による部材のせん断破壊があったため、A・Bタイプと同じ条件である $P_1/120rad$ で壁倍率が決まったことを仮定して壁倍率を算定してみると、ガラス3枚で3.33倍とガラス5枚で4.1倍となり、A・Bタイプ試験体の壁倍率と同水準であることが確認された。

表4 ガラスと接合方法による壁倍率の比較

接合部種類		A type	B type	C type	
ガラス (厚さ10mm)	ガラス枚数	壁倍率(倍)			
	寸法(mm)				
	3	815x815	3.18	5.18	2.83
	4	590x590	2.40	3.84	-
5	455x455	3.63	3.07	3.10	
6	365x365	3.68	3.51	-	

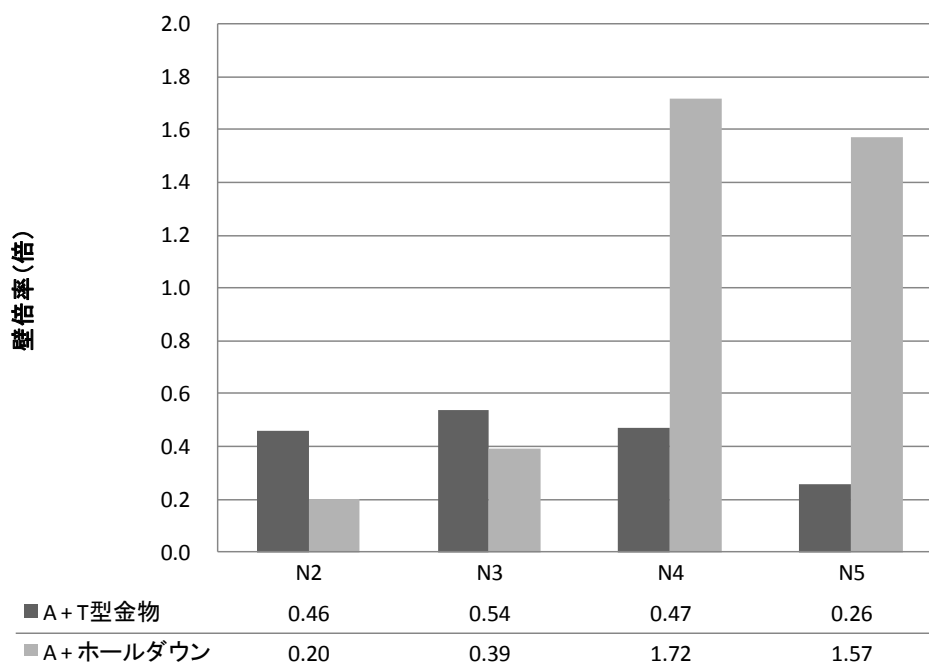


図41 柱脚金物による貫壁の壁倍率の変化

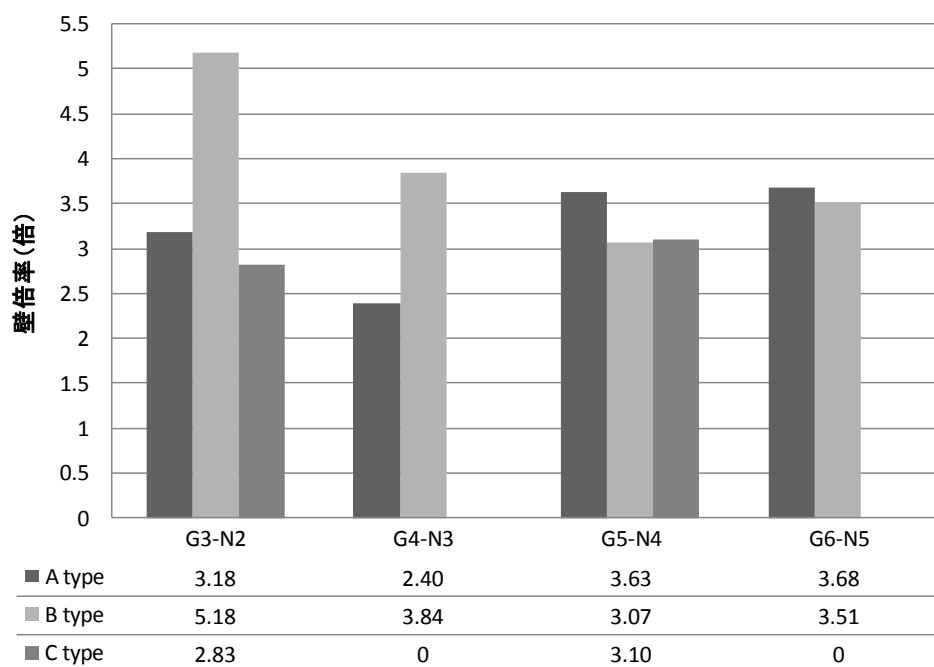


図 42 タイプ別壁倍率の比較

3.2.3.4 試験体の解析

水平力に対する抵抗は①縦材と横材の相欠き接合部、②ホゾ差し接合部③ガラス四辺の接合部④通し貫の接合部によるものと考えられる。これらを「木造軸組工法住宅の許容応力度設計法」の「めり込み抵抗型モーメント抵抗接合部の設計法」を使い予測計算値を求めた。

貫接合部および短ホゾ接合のみで構成されている A タイプの貫壁試験体は「通し貫接合部の回転剛性と降伏モーメントの計算式」と「掘立柱型柱脚部および片側貫接合部の回転剛性と降伏モーメントの計算式」を用いて予測計算を行った。そして、ガラス挿入タイプでは「弾性域における等変位および三角型変位めり込み基準式」により、ガラス小口の木材へ生じるめり込み分の値を計算した。すべての接合部が短ホゾや片側貫で構成されている B タイプの試験体の木フレームの計算には「掘立柱型柱脚部および片側貫接合部の回転剛性と降伏モーメントの計算式」のみを用いた。そして、「弾性域における等変位および三角型変位めり込み基準式」を用いてガラスによるめり込みを評価した。C type 試験体はすべての接合部が相欠き接合となっているため「相欠き仕口の回転剛性と降伏モーメントの計算式」や「弾性域における等変位および三角型変位めり込み基準式」を用いてフレームとガラスのめり込み分の値を計算した。以上の計算方法で、各試験体の全体の回転剛性、初期剛性、降伏モーメント、降伏耐力、回転角を計算し、表5にそのまとめを示した。

表5 試験体の耐力計算

Type	試験体名	回転剛性	初期剛性	降伏モーメント	降伏耐力	回転角
		$\Sigma k\theta$	K	Σmy	P_y	P_y/K
A	N2-A	45328.28	0.62	607.34	2.25	3.62
	N3-A	64412.46	0.88	846.9	3.14	3.55
	N4-A	93495.44	1.15	1086.51	4.02	3.51
	N5-A	102577.1	1.41	1325.64	4.91	3.49
	G3-N2-A	2106213.83	28.89	4423.26	16.38	0.57
	G4-N3-A	1176922.66	16.14	3379.81	12.52	0.78
	G5-N4-A	764443.69	10.49	3048.28	11.29	1.08
B	G6-N5-A	553206.08	7.59	2832.25	10.49	1.38
	G3-N2-B	2195971.75	30.12	4150.38	15.37	0.51
	G4-N3-B	1168914.4	16.03	2993.27	11.09	0.69
	G5-N4-B	710511.48	9.75	2337.31	8.66	0.89
C	G6-N5-B	471265.66	6.46	1929.24	7.15	1.11
	G3-N2-C	2113676.33	26.96	5931.36	21.18	7.86
	G5-N4-C	828693.61	10.57	5161.42	18.43	17.44

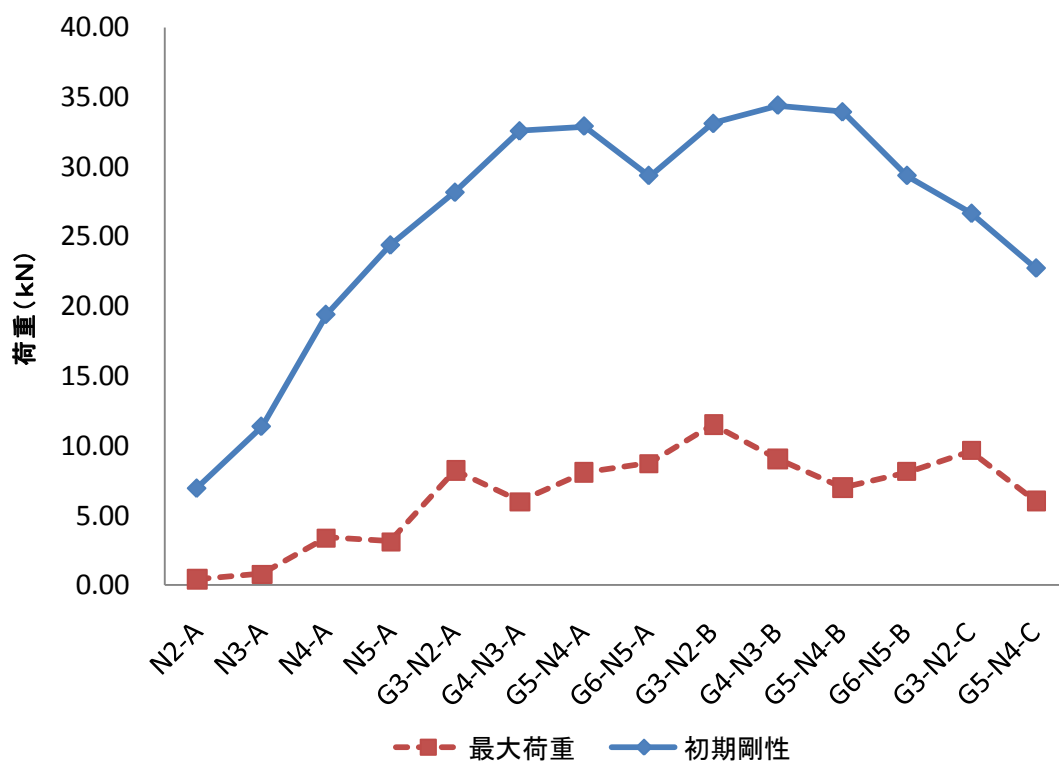


図43 単位長さ当たりに換算した試験結果

試験ではガラスのサイズによる耐力の上昇が確認された。しかし、試験体に挿入されるガラスのサイズによって試験体の幅が異なっている。すべて異なる幅の試験体を同じ基準で比較を行うために各試験体の試験結果を単位長さに換算して最大耐力とガラスの大きさによる荷重および剛性の変化を比較した。図43の単位長さに換算したグラフをみると各タイプ別の試験体はガラスのサイズに関係なくほぼ一定の水準で最大荷重の上昇を確認することができた。つまり、ガラスのサイズに関係なく同じ割合の補剛効果を得ることができた。Aタイプのガラス有り・無し試験体の試験結果を比較すると最大荷重で約88%、初期剛性は約50%上昇したことが分かる。

めり込み式を用いた計算式でガラス挿入試験体の予測計算と試験結果を比較した。図27-40のグラフに試験結果と2直線に示した計算値のグラフを比較した。貫試験体（ホールダウン仕様）の場合は試験値が計算値より高く出たことで安全側に計算されていることが分かるが、ガラス挿入試験体の場合は計算値に比べて実験値が低かった。この検証は3.1章のガラス挿入面格子の試験値と計算値の比較時より計算値が低かった。その理由を推定すると、3.1章の面格子の実験では試験体に挿入されたガラスのサイズおよび面積が占める割合が試験体の木材フレームの面積に対して少なかった。しかし、今回の試験ではガラスが大きくなり試験体全体で占める割合も多くなった。ガラス挿入面格子の試験では主な耐力要素は木材フレーム（面格子）、ガラスは補剛材としての役割であったが、今実験の試験体ではガラスが主な耐力要素と言えるほどガラスが全体の試験体で占める割合が高くなった。

試験体のせん断変形によるガラスの回転量と回転時に生じる応力も大きくなり、新しく提案されたタイプの接合方法でも大きくなったガラスの回転を完全に拘束することができず、木材フレームへのめり込みが少なく接合部を外側に突き上げることで予想していたフレームへのめり込みが十分に生じなかったことが計算値と実験値が合わなかった理由であると考えられる。

計算・実験値のグラフを接合部のタイプ別に比較をすると、BタイプはAタイプに比べて比較的の実験値の剛性が計算値に近接している。この比較結果をみるとBタイプの接合方法が比較的固い接合方法であると考えられる。しかし、現時点では計算によるガラス挿入耐力壁の設計が難しいため、今後接合部の離れを推定する計算式を提案することでガラスのサイズと回転により生じる接合部の離れを評価する必要がある。

3.2.4 まとめ

ガラス補合板を挿入することですべての種類の試験体においてガラスは割れることなく剛性や耐力がガラス板補剛板のない試験体より向上することが確認できた。そして最大耐力の差は接合方法 A・B・C タイプ順に高かった。しかし補剛板が挿入されていない試験体の計算値と実験値がほとんど一致または実験値が高く出ていることに対し、補剛板挿入試験体ではガラス補剛板の回転力により接合部が突き上がりガラス板の小口面と木材の面が密着しなくなると計算値と実験値が不一致することがわかった。このような試験体ではガラス板の小口面をうまく木材面に密着させ、加力時にフレームがずれることなく木材の面にめり込むようにするディテールの設計が必要であることがわかった。

今回の実験で確認できたガラス板の回転による接合部の突き上げによる試験体の耐力や剛性が低下する現象を計算式に表し、めり込み式を用いてガラスが挿入された木質構造体を設計できるようにすることが今後の課題である。

第3.3章

長方形ガラスを挿入したルーバー状耐力壁の研究

第3.3章 長方形ガラスを挿入したルーバー状耐力壁の研究

3.3.1 はじめに

ルーバーとは一般的な建築の意匠では多く取り入れられている長方形または細長い部材を均等な間隔で配置することで、視覚的なデザイン性を高めるとともに、各部材の間隔によって多様な建築物のファサードを作ることが可能な建築材料およびデザイン要素である(図1)。そして意匠的要素だけではなく機能的な面では、光の部分的な遮光性とオープンされた空間の視覚的な仕切り、ルーバー材の方向の調整による光の調節や室内の気温調節などがある。しかし、ルーバーは一般的には室内・外での意匠的・機能的要素として広く使われているが木質構造の分野では構造的機能としても一部用いられている。この研究ではルーバーとガラスを組み合わせた木質耐力壁を提案することで、木造住宅で取り入れることが可能な室内向けの透明耐力壁での使用可能性について検討した。

ルーバー耐力壁は前の章で実施したガラス補剛板挿入耐力壁の研究の延長線上にあり、今まで用いた正方形の形態を持つガラスの配置による耐力壁の構成ではなく、長方形に加工されたガラスを用いることでガラスの形態による耐力壁の構造的性能や意匠性を高めることを試みた。

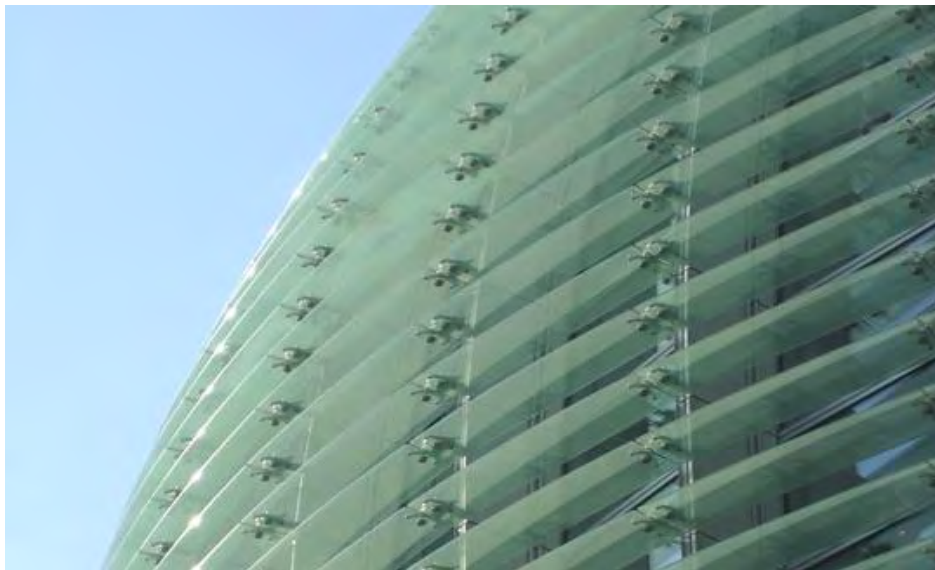


図1 エクステリアでのルーバーの活用 (国立新美術館、黒川記章 2006)

3.1、3.2 章の研究で耐力壁の補剛材として用いたガラスは面内せん断試験で破壊が確認されなかったが、正方形だった形状を長方形に変えることや耐力壁の仕様の変化によるガラスの挙動を確認した。本研究では一般的に木造軸組工法に用いられる柱と間柱で構成された構造に長方形のガラスと見かけのルーバー材を追加した形態の試験体と、ルーバー材を構造要素化した試験体にガラスを挿入した耐力壁試験体 2 種類のルーバー状耐力壁試験体を準備して面内せん断試験を行い形状の違いによる性能や変形能力の変化を調べた。

3.3.2 試験

試験体は 2 種類に分類した。既存の木造軸組工法の構造形式にガラスを取り付けることで耐力上昇を期待した A タイプ試験体と、ルーバー材を構造要素化しガラスを補剛材として挿入した B タイプ試験体を準備した。仕様の詳細は表 1 に示した。

表 1 試験体詳細

試験体	部材	ガラス	フレーム	接合部
A type	部材詳細	445×2470×10mm (長辺:凸凹加工)	・ヒノキKD材 ・柱:120×120mm ・ルーバー材:60×60mm ・間柱:60×120mm	・柱-梁:パイプ型柱脚金物 ・ガラス-ルーバー:凸凹加工、嵌め殺し ・ガラス-見かけルーバー:パネリード ・柱-土台:パイプ型柱脚金物
	1P	2枚	柱:2本 ルーバー:8本 間柱:1本	
	1.5P	3枚	柱:2本 ルーバー:12本 間柱:1本	
B type	部材詳細	120×500×10mm	・ヒノキKD材 ・柱:120×120mm ・ルーバー材:60×120mm	・柱-梁・土台:逆長ホゾ、 ホールダウン金物 ・ガラス-ルーバー:嵌め殺し
	フレームのみ	0枚	柱:2本 ルーバー材:4本	
	ガラス有	11枚		

3.3.3 A type 試験

3.3.2.1 A type 試験体

試験体Aの特徴は今までの研究とは異なる仕様となり、ガラスの縁を凸凹に加工して凸凹状の溝が掘られた左右の柱および間柱に挿入することで、柱面の凸凹が面材の凸凹と噛み合い、試験体がせん断変形すると同時に凸凹同士が引っかけられることで、ガラスの木材へのめり込み箇所を多く生じさせながら、ブレース効果を発揮させ、壁の変形に抵抗するようにした。そしてこの凸凹により面材と柱を接合具で固定しなくても、ガラスが溝の中で滑らなくするため十分な耐震性能と初期剛性の試みながら設計した。

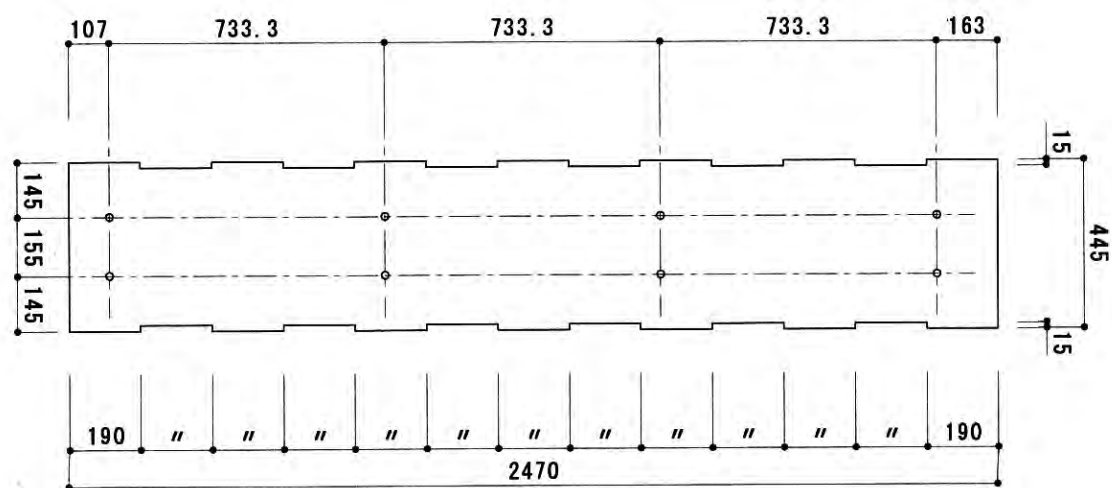


図2 挿入用ガラス

柱用の木材はヒノキの角 120 mm を使用した。そして間柱とルーバー材は厚さ角 60 mm のヒノキ材を用いた。土台は断面寸法 105×105 mm、梁は 240×150 mm とした。柱 - 土台、柱 - 梁の接合部はパイプ型（柱脚金物）ホールダウンを用いて固定した。そして柱と間柱の凸凹加工はプレカット機械で加工することでより精密な施工になるようにした（図2, 3）。試験体の詳細は表1、図4, 5に示した。

A-type での間柱以外のルーバー材は構造要素としての役割はなく意匠的要素として使わ

れた。取り付けは、壁に設置されたガラス面材の中心部に空けた一列当たり4つの穴に接合具を通すことで、ルーバー材を表裏から合わせて固定する方法とした。穴を通じてルーバー材が引っかけられている形状であるため、試験体のせん断変形による面材変形でルーバー材に与えられる影響は少ないと考えられた。

試験体の組み立ては、構造体が組み上がった後にガラスを挿入することは難しいため、土台に柱と間柱を先に立ててから、梁材を乗せる前にガラスを挿入した。その後ガラスにルーバー材を設置した。

試験体は2種類を用いた。ガラス2枚を挿入した1P試験体と、3枚を挿入した1.5P試験体で面内せん断試験を行った。両試験体は挿入されるガラスの枚数や試験体の幅以外は同じ仕様とした。

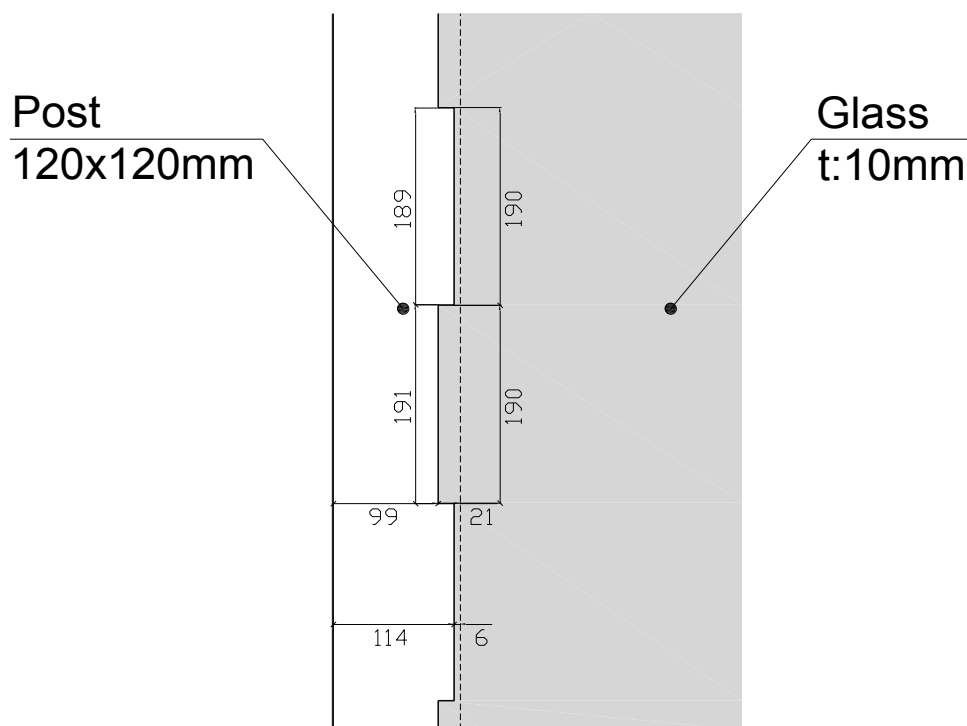


図3 柱とガラス接合部

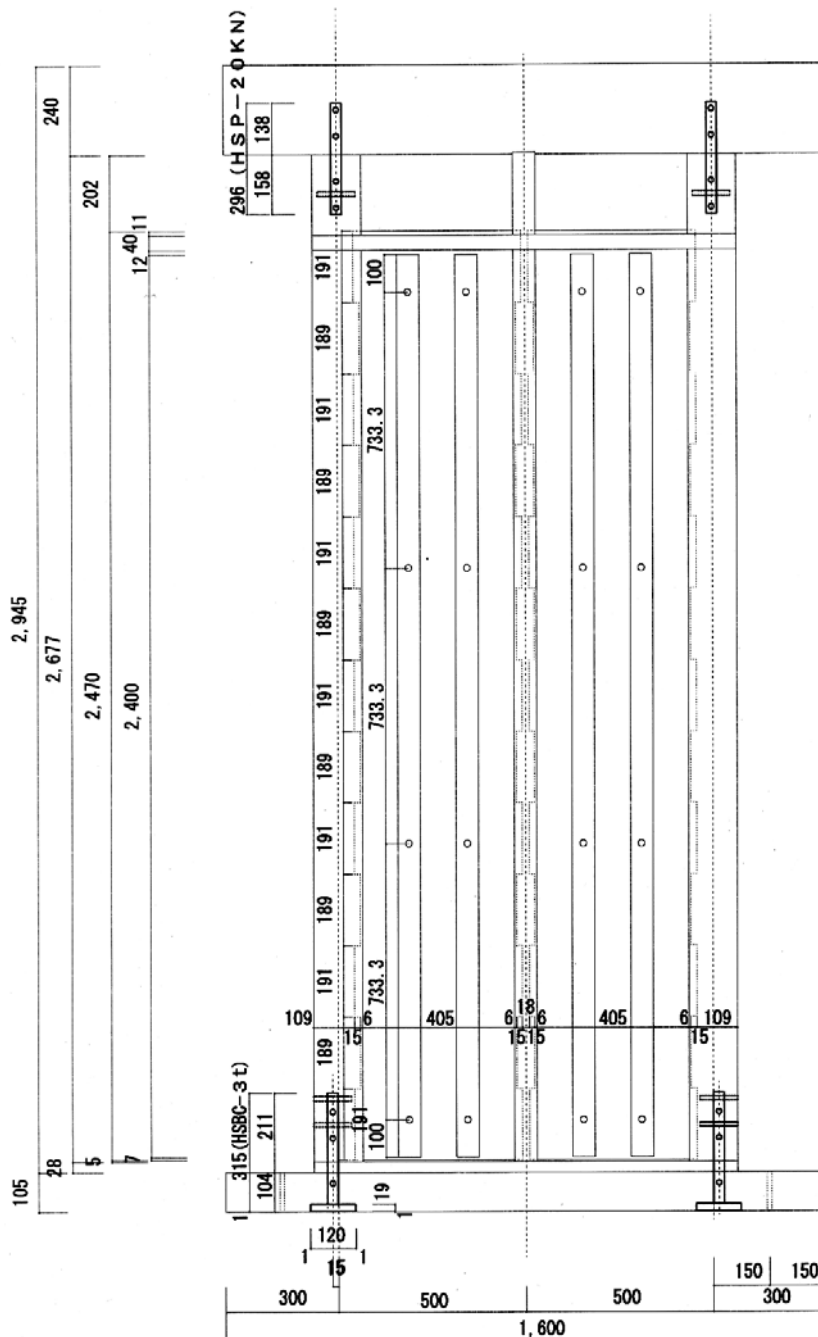


図4 A type 1P ガラス挿入ルーバー試験体

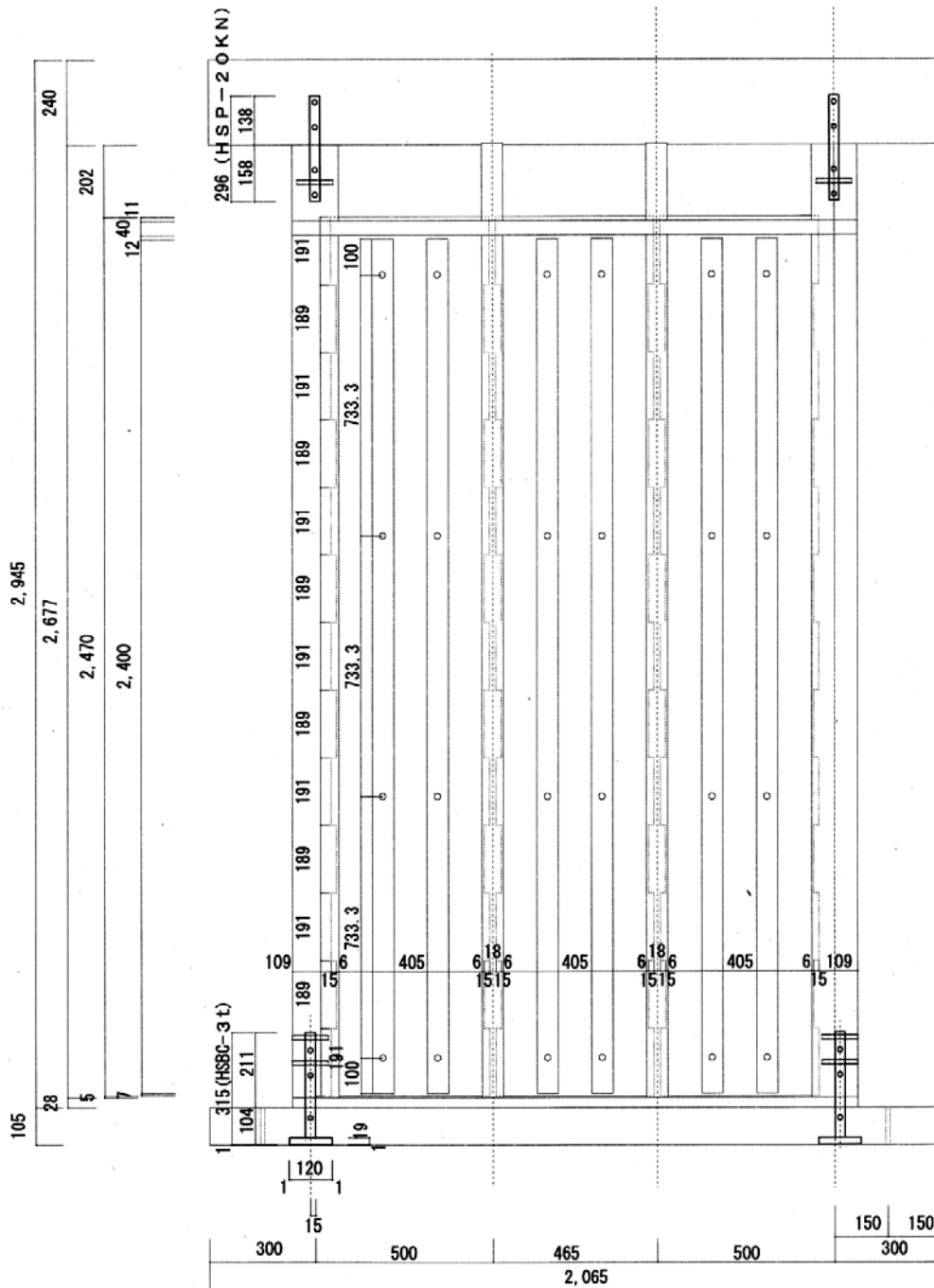


図5 A type 1.5P ガラス挿入ルーバー試験体

3.3.3.2 実験方法

「在来軸組構法耐力壁の面内せん断性能試験」における柱脚固定式の試験法、評価法に基づいた。

①加力方法は正負交番繰返し加力とし、繰返しの原則は見かけのせん断変形角が $1/450$ 、 $1/300$ 、 $1/200$ 、 $1/150$ 、 $1/100$ 、 $1/75$ 、 $1/50$ rad の正負変形時に行うことを原則とした。

② 試験は、同一変形段階で1回の繰返し加力を行った。

③ 最大荷重に達した後、最大荷重の80%の荷重に低下するまで加力するか、試験体の変形角が $1/15$ rad 以上に達するまで加力することを原則とした。

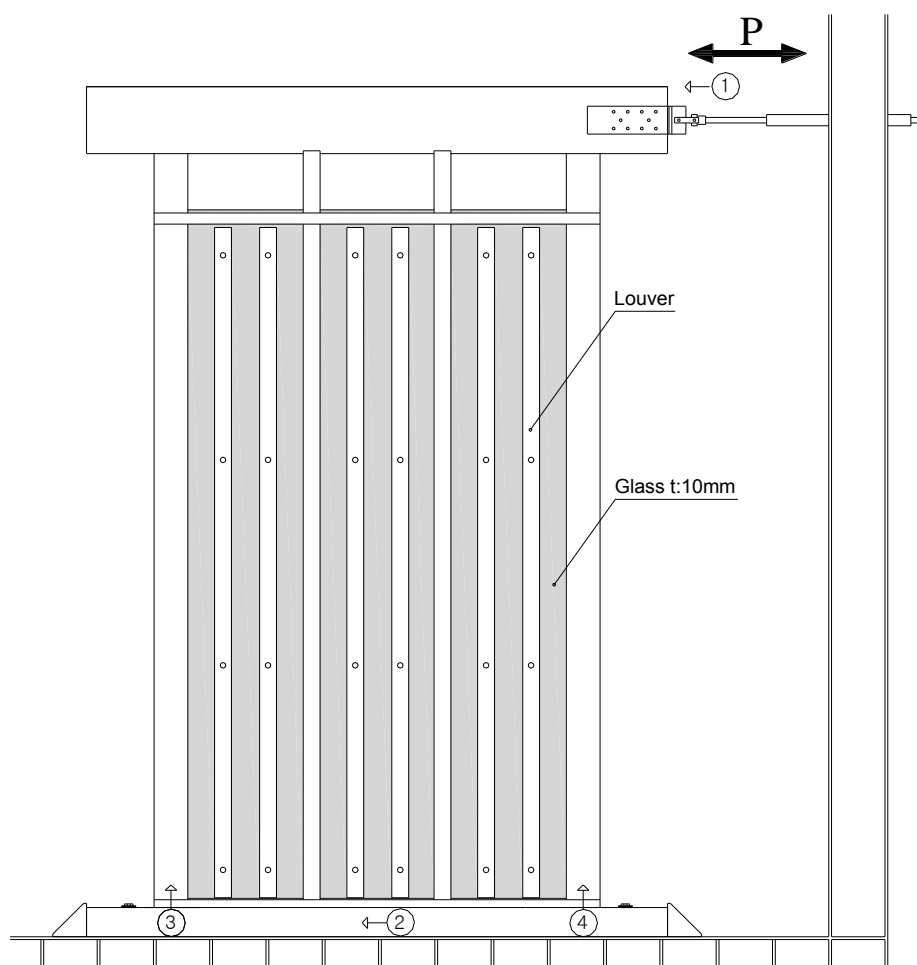


図6 試験体及び測定 (1.5P 試験体)

3.3.3.3 A type 試験結果

試験体の面内せん断試験結果を表 2、図 6 に示した。1P 試験体の最大耐力は 9.61 kN、1.5P 試験体は 21.89 kN を記録した。しかし両試験体ともガラスの破壊が確認された。1/50rad の加力サイクルが終わると同時に、柱とガラスを支持しながらせん断抵抗要素である凸凹加工されたガラスの縁と柱の溝の部分からガラスが局部的なせん断力に耐えられず破壊が生じた。試験体の変形するとともにガラスにひび割れが進行した。そしてひび割れの発生と同時に試験体の耐力の低下も続いた。1.5P と 1P 試験体とも同じ破壊性状を確認することができた。ガラスのひび割れが生じた部分に噛み合っているガラスにせん断変と圧縮力が与えられ、ひび割れがある部分からガラスが割れることが確認できた。

図 7 の試験体の荷重変形曲線で、各試験体の 1/50rad 過ぎてから見かけられるギザギザの線は、躯体の変形とともに生じるガラスのひび割れを示している。ガラスにひび割れが生じて一瞬耐力の低下が見られるが、ひび割れが生じた小口面同士が密着し摩擦変形をすることで急激な耐力の変化が起きることなく変形し続けることが可能であった。

表 2 に算定されている 1P 試験体と 1.5P 試験体の壁倍率の比較をしてみると、1.5P では 1P に対して長方形のガラスが 1 枚追加されたことによって最大耐力、初期剛性、陣性が 2 倍ほど上昇した。試験結果をもとに壁倍率を換算してみると 1P は 2.26 倍、1.5P では 2.99 倍となりガラス・枚数の増加による壁倍率の向上が少々見られた。1P の壁倍率は $Pu \times 0.2 \times \sqrt{2\mu - 1}$ で決定され、1.5P は 1/120rad で決定された。

3.1、3.2 章のガラスを用いた耐力壁の実験では、大変形をさせても挿入されたガラスの破壊はなく、耐力は変形とともに上昇し続けた。しかし本章の A type の実験ではガラスの破壊が確認された。ガラスが破壊された理由を考察すると試験体の変形による柱とガラスは図 8 のような挙動していると推測される。図 8 で、線で示したレイル部分は柱やルーバー材で、灰色の面はガラスを示している。変形させる前はガラスと柱とルーバー材が凸凹加工された各部分同士で動くことなく固定されているが、耐力壁躯体の変形とともにその

凸凹加工接合部はうまく噛み合わなくなる。1/50radの変形時まではガラスと柱接合部にズレが生じ、ガラスの凸が柱やルーバーの凸部へめり込みを生じさせるため耐力を上昇させるための役割を果たしていたが、1/50rad以上の変形とともに凸凹接合部のずれが大きくなるにつれ、ガラスの凸となった部分での回転が起きることとなり、凸部と凹部の境目となる角でひび割れが生じたと考えられる。

3.1、3.2章の実験では試験体に挿入されたガラスの四周を木材のフレームで覆っているため、ガラス部のフレームが正方形から平行四辺形へと変形をしても、変形した分のガラスの小口をフレームにめり込ませることで耐力の上昇とガラスの破壊を防ぐことが可能であった。しかし、ルーバーAタイプではガラスの左右のみフレームに固定されていたため、柱とルーバー材のズレを水平材で止めることができなかったことで、ガラスの部分的回転を抑えられなかったこともガラスが破壊された原因の一つであると考えられる。

表2 A type 試験体の試験結果および壁倍率

試験体		A type 1P	A type 1.5P
構造評価	(単位)		
1) P_y : 降伏耐力	(KN)	8.73	12.91
2) $P_u \cdot 0.2 \cdot \sqrt{2\mu - 1}$: 終局耐力に (0.2/構造特性係数) に乗じた値	(KN)	4.42	8.60
3) $2/3 \cdot P_{max}$: 最大耐力の2/3値	(KN)	6.41	14.59
4) P_{120} : 見掛けのせん断変形角1/120rad時における荷重	(KN)	4.74	8.20
P_{max} : 最大耐力	(KN)	9.61	21.89
P_u : 終局耐力	(KN)	8.62	19.35
K : 初期剛性	($\times 10^3$ KN/rad)	0.46	0.87
μ : 塑性率		3.82	3.00
$1/\sqrt{2\mu - 1}$: 構造特性係数 D_s		0.39	0.45
δ_y : 降伏変形角	($\times 10^{-3}$ rad)	18.89	14.93
δ_v : モデル降伏点変形角	($\times 10^{-3}$ rad)	18.82	22.37
δ_u : 終局変形角	($\times 10^{-3}$ rad)	71.82	67.06
P_o	(KN)	4.42	8.20
壁倍率	(倍)	2.26	2.99

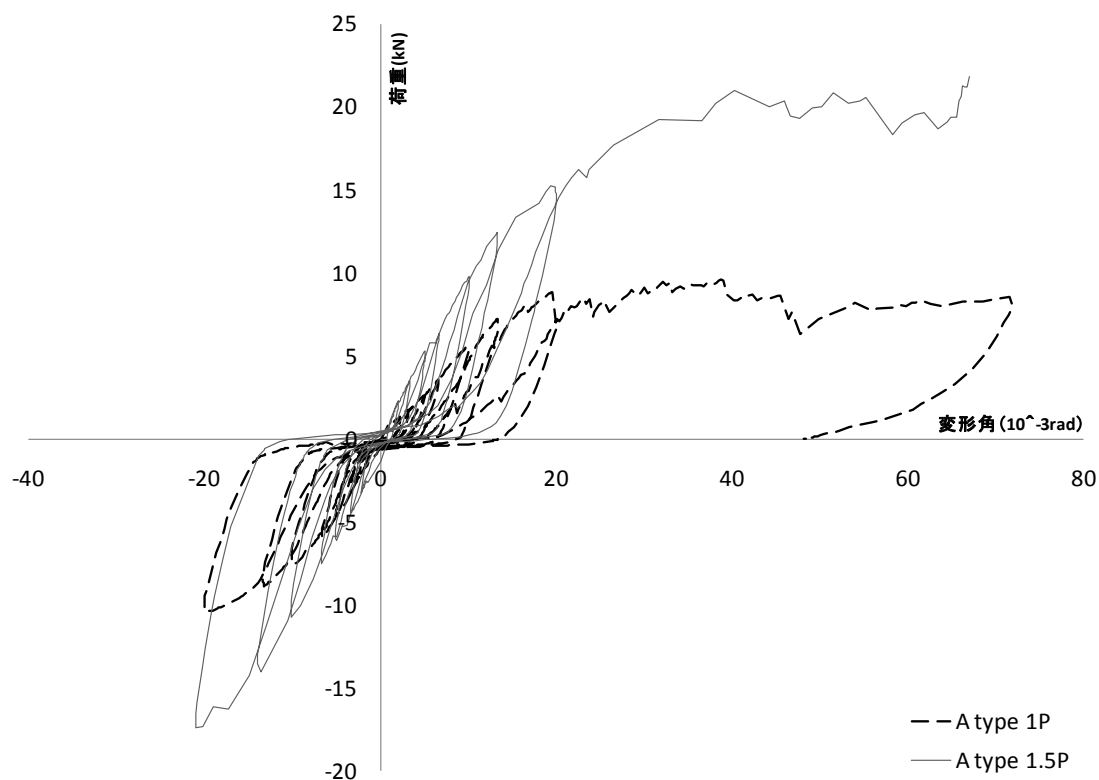


図7 A type 試験体の荷重変形曲線の比較

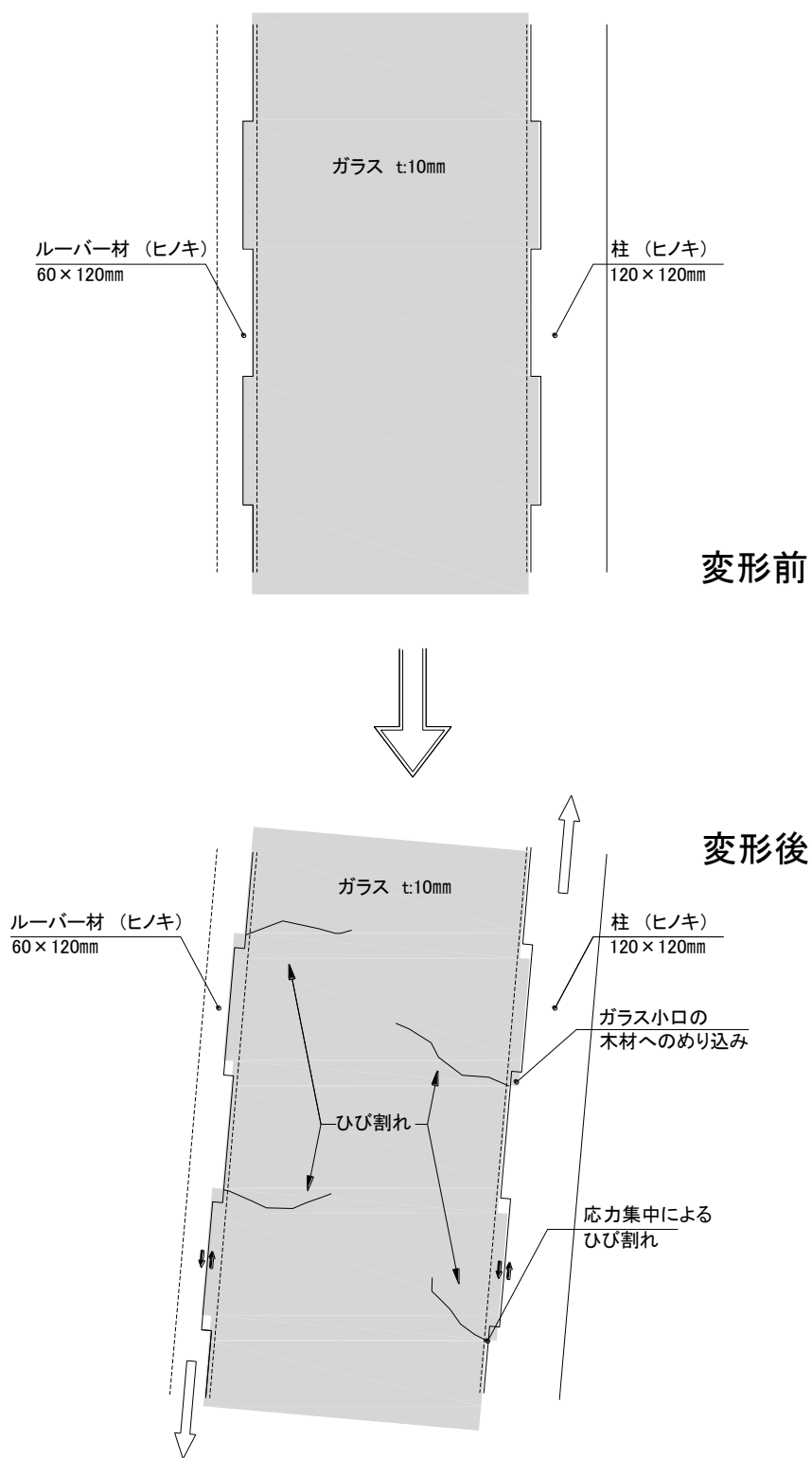


図8 Aタイプ試験体の破壊性状



図9 1P ガラス挿入ルーバー耐力壁



図10 1P ガラス挿入ルーバー耐力壁



図11 1P ガラス挿入ルーバー耐力壁



図12 1P ガラス挿入ルーバー耐力壁

3.3.4 B Type 試験

3.3.4.1 B Type 試験体

Bタイプ試験体の特徴は、構造体（フレーム）のみで耐力壁として成立可能な性能を持っていることである。その構造体にガラスを補剛板として挿入することで初期剛性と耐震性能の向上を試みた。3.1章のガラス挿入面格子耐力壁と似たようなメカニズムを試した試験とも言える。試験材料として用いられたガラスはAタイプに挿入されたガラスのように複雑な縁の加工はしなかった。そしてガラスの大きさおよび長さを縮小し、壁へ挿入するためのディテールも簡略化させた。ディテールの簡略化により、その部分を目立たせないことで、意匠性を高めた。ガラスのサイズは120×500 mmで厚さは10 mmの建築用フロートガラスを用いた。Bタイプの使用および詳細は表1に示した。

ガラスをルーバー材の間に挿入する方法は図13に示した。柱やルーバー材にプレカット加工した溝にガラスを入れ、Y方向を軸として回転させることでガラスの各面がルーバーの溝に密着され、開いた空間にカタ木を入れ固定させ、ガラスの挿入および交換などのメンテナンスをしやすくした。そして本試験体は柱だけではなくルーバー材も土台や柱に直結し接合具で固定しているため構造要素としての性能を発揮することが可能である。ルーバー部材と横架材との接合ディテールは横架材の表面を凸凹にプレカット加工した後、コの字に加工されたルーバー材の端部を横架材に接合部に挿入しビス止めすることで横架材と縦材の一体化を試みた。また組立施工を簡単にすることで構造体の組立時間の短縮も試みた。

試験体はガラス無しのルーバー耐力壁と、ガラスを挿入した耐力壁を用いて、ガラスによる補剛効果の確認を行った。

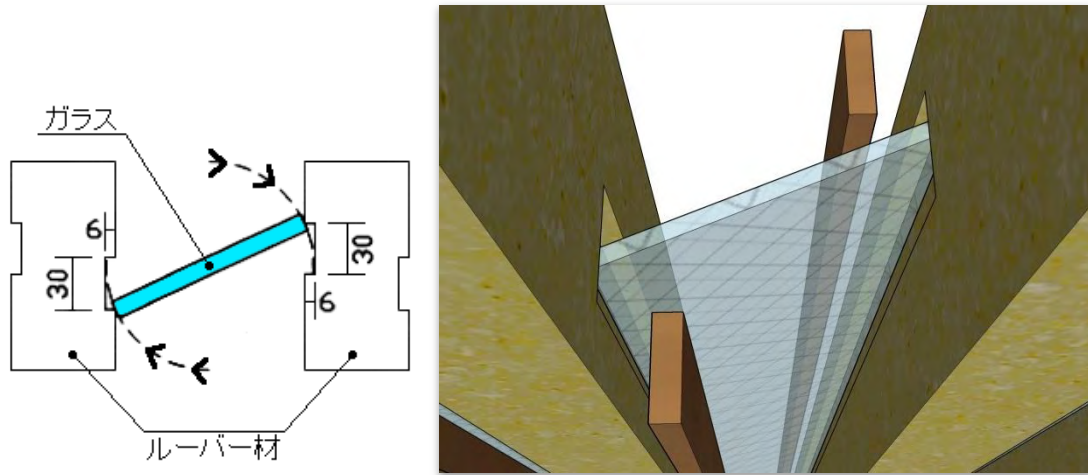


図13 ガラスをルーバー材へ取付け方法

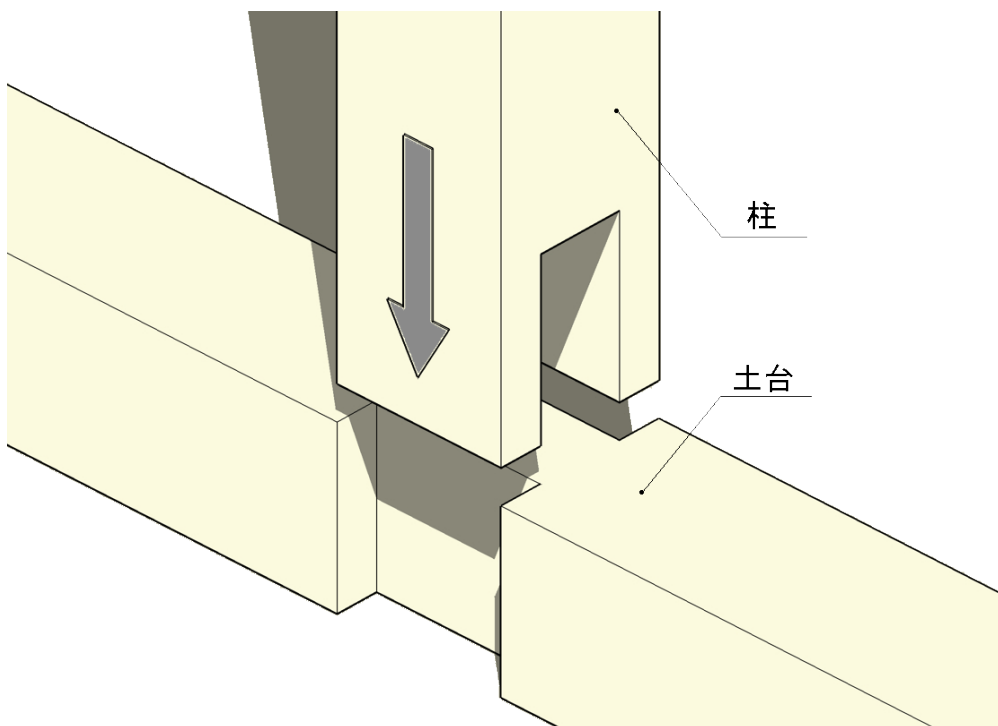


図14 柱-土台（ルーバー-土台）接合

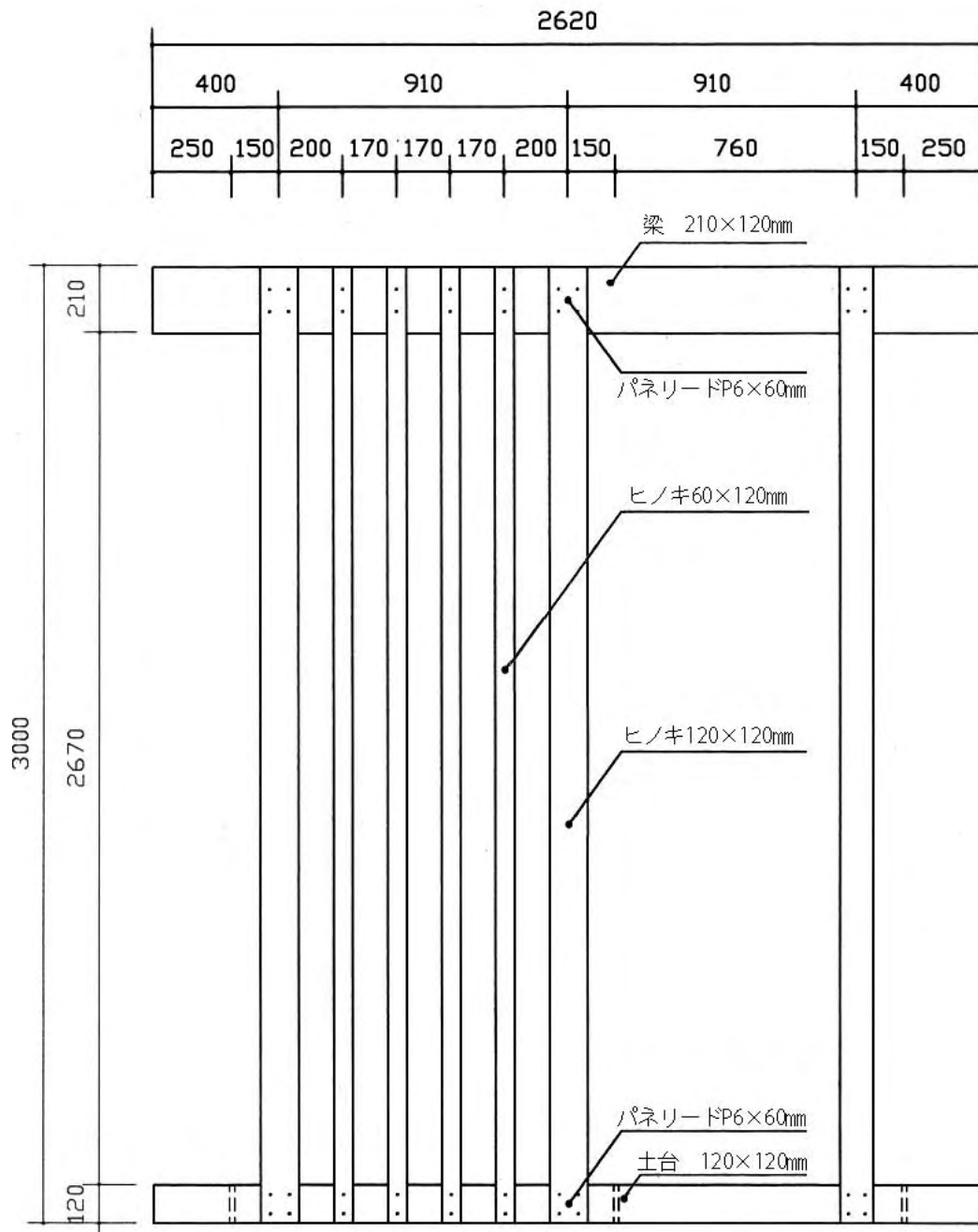


図15 B type 試験体 (ルーバーのみ・ガラス無)

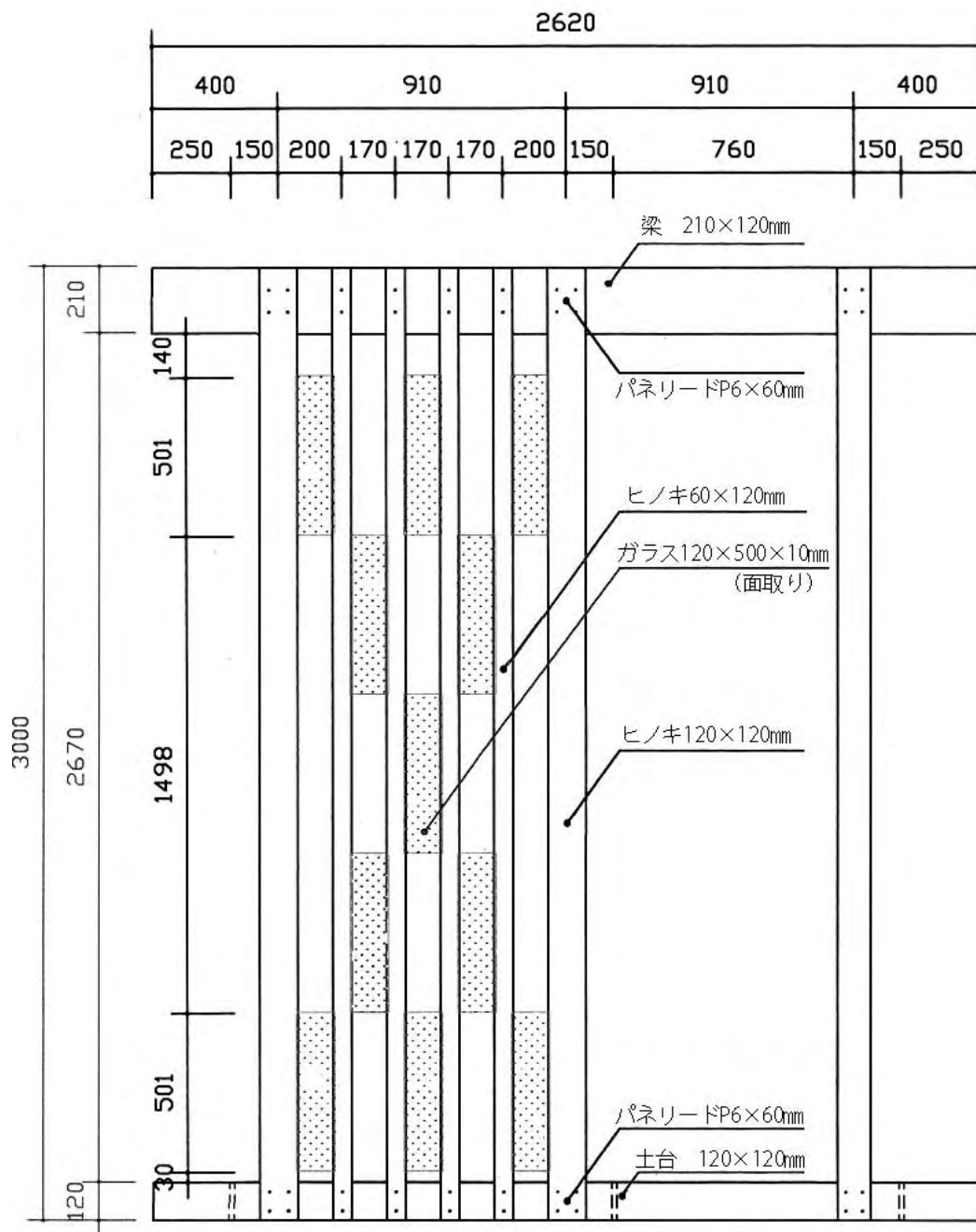


図16 B type 試験体 (ガラス有)

3.3.4.2 試験結果および考察

実験結果は表3、図17に示した。ガラスを挿入していない試験体では最大荷重 P_{max} 17.38kNと11.52kNだった。ガラスを挿入した試験体では少し高い50.43kNを記録した。初期剛性はガラス無し試験体の場合0.21と0.23、そしてガラス有り試験体では0.27だった。ガラスの挿入による初期剛性の向上が見られた。

破壊性状はガラス有・無ともほぼ同じで、試験体の変形とともにルーバー部材となる軸材にも曲げが生じた。そして最終的にはルーバー部材と横架材の接合部に曲げと引き抜きによる破壊、そしてルーバー部材にある節の部分から破壊が生じた(図19-21)。ガラス有り試験体は試験体が大変形したため、ガラスの木材へのめり込みも多く生じた(図24,25)。しかし挿入されたガラスの長辺方向への長さが短くガラスの上下が強く拘束されていなかったためガラスの小口面とルーバー部材が多く接触している長辺方向のルーバー部材へのめり込みがあまり起こらず垂直方向へのめり込みが多く生じた。この際に垂直方向にガラスを拘束するルーバー部材の面積が少ないため、木材へのめり込み抵抗が少なく、木材が垂直方向に裂けるような形でのめりこみが生じた。(図26,27)

ガラス有、無試験体の破壊性状を比べるとルーバー材のみの試験体ではルーバー材端部で曲げ破壊が生じたことによってルーバー材の間隔のばらつきが生じたことに対し、ガラスが挿入された試験体では終局後でもルーバー材の間隔がガラスによって維持されていたため、ガラスによる壁の原形維持効果が確認された(図19、22)。

Bタイプ試験体の壁倍率を見るとガラス無し試験体の壁倍率は1.00倍、ガラス有り試験体は1.09倍となった。試験から得られた値を見ても初期剛性があまり高く評価されていないなど、ガラスによる初期剛性や耐震性能の向上は少ないと判断される。これは木材のみのルーバー耐力壁の性能が高かったため、比較的ガラスの補剛効果が占める割合は試験体全体に対して少なかったと考えられた。また、ガラスの接合ディテールがルーバー耐力壁の補剛板としてはあまり適してなかった。

表3 B type 試験体の試験結果および壁倍率

試験体		B type ルーバーのみ		B type ルーバー+ガラス
構造評価	(単位)	No. 1	No. 2	No. 1
1) P_y : 降伏耐力	(KN)	12.50	11.52	11.35
2) $P_u \cdot 0.2 \cdot \sqrt{2\mu-1}$: 終局耐力に (0.2/構造特性係数) に乗じた値	(KN)	5.26	4.86	6.65
3) $2/3 \cdot P_{max}$: 最大耐力の2/3値	(KN)	11.59	7.68	13.62
4) P_{120} : 見掛けのせん断変形角1/120rad時における荷重	(KN)	1.90	1.74	1.94
P_{max} : 最大耐力	(KN)	17.38	11.52	20.43
P_u : 終局耐力	(KN)	15.77	10.69	18.61
K : 初期剛性	($\times 10^3$ KN/rad)	0.21	0.23	0.27
μ : 塑性率		1.87	3.06	2.11
$1/\sqrt{2\mu-1}$: 構造特性係数 D_s		0.60	0.44	0.56
δ_y : 降伏変形角	($\times 10^{-3}$ rad)	60.39	39.40	42.57
δ_v : モデル降伏点変形角	($\times 10^{-3}$ rad)	76.16	46.97	69.82
δ_u : 終局変形角	($\times 10^{-3}$ rad)	142.29	143.92	147.50
P_o	(KN)	1.78		1.94
壁倍率	(倍)	1.00		1.09

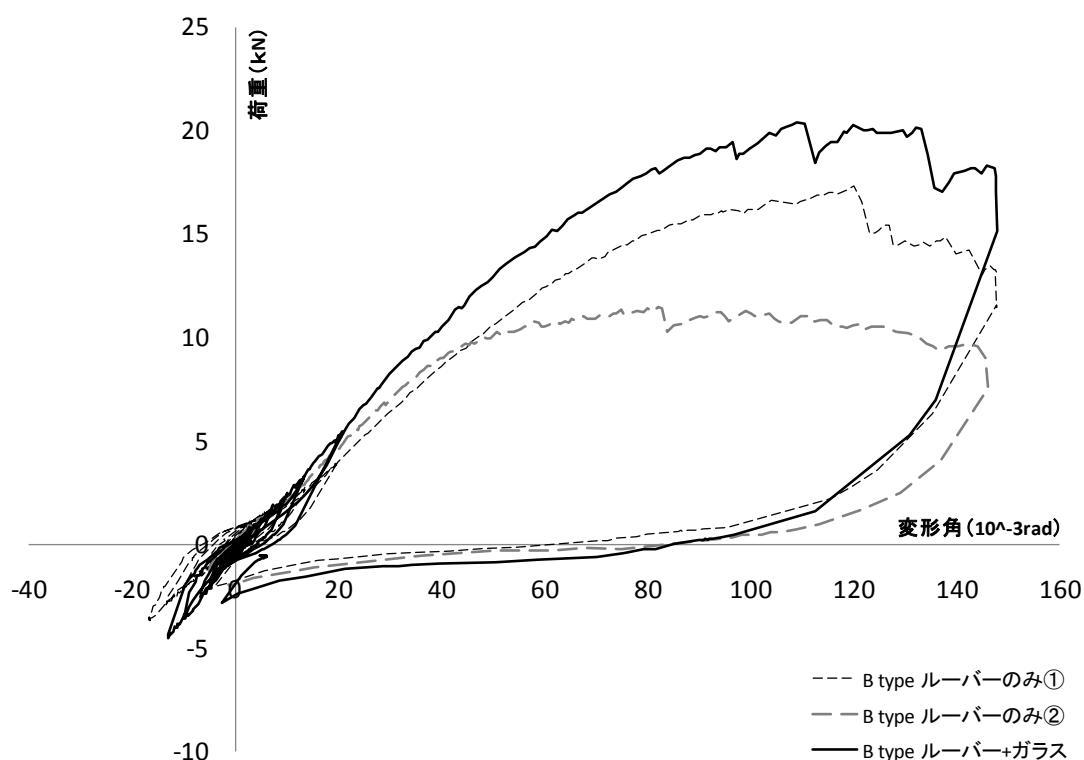


図17 B type 試験体の荷重変形曲線



図18 ルーバー試験体の様子 (左：ガラス無、右：ガラス有)



図19 ルーバー試験体の最大変形



図20 ルーバー試験体の破壊後の様子

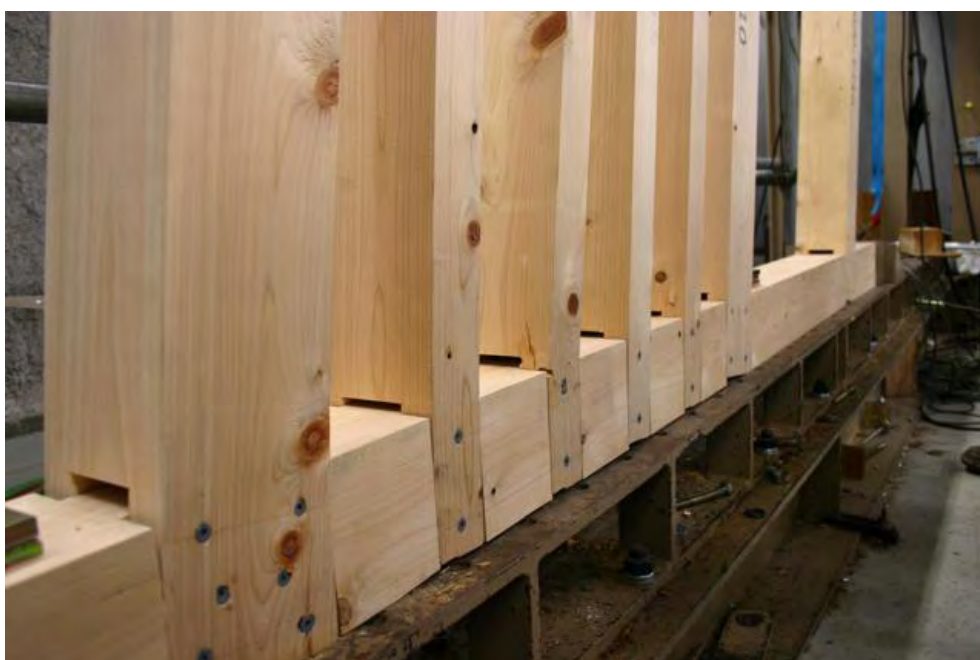


図21 ルーバー試験体の破壊後の様子



図 22 ガラス有ルーバー試験体の最大変形



図 23 ガラス有ルーバー試験体の破壊後の様子



図 24 ガラス有ルーバー試験体の破壊後の様子

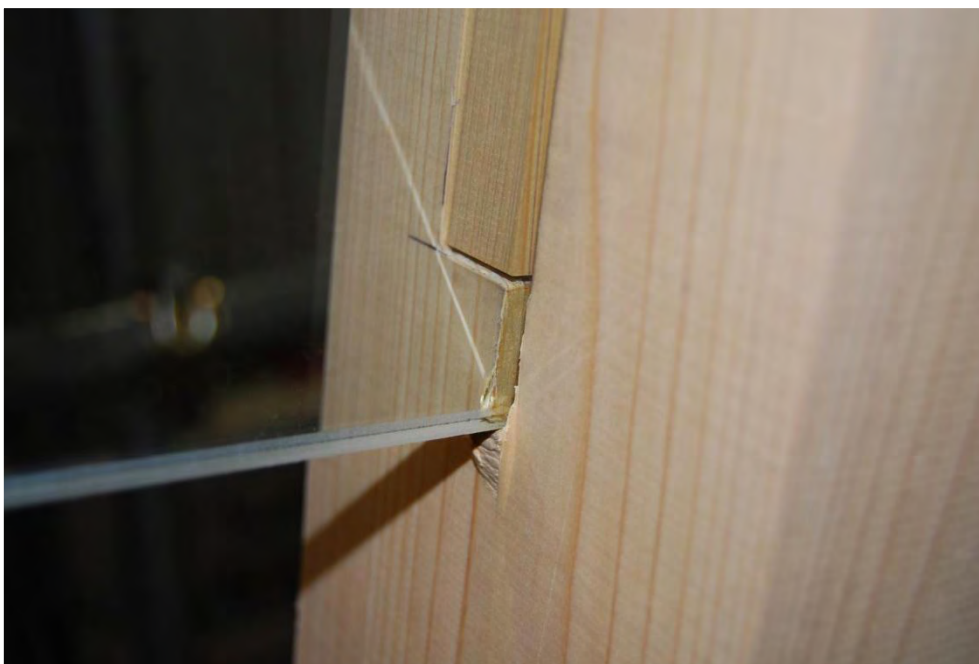


図 25 ガラス有ルーバー試験体の破壊後の様子

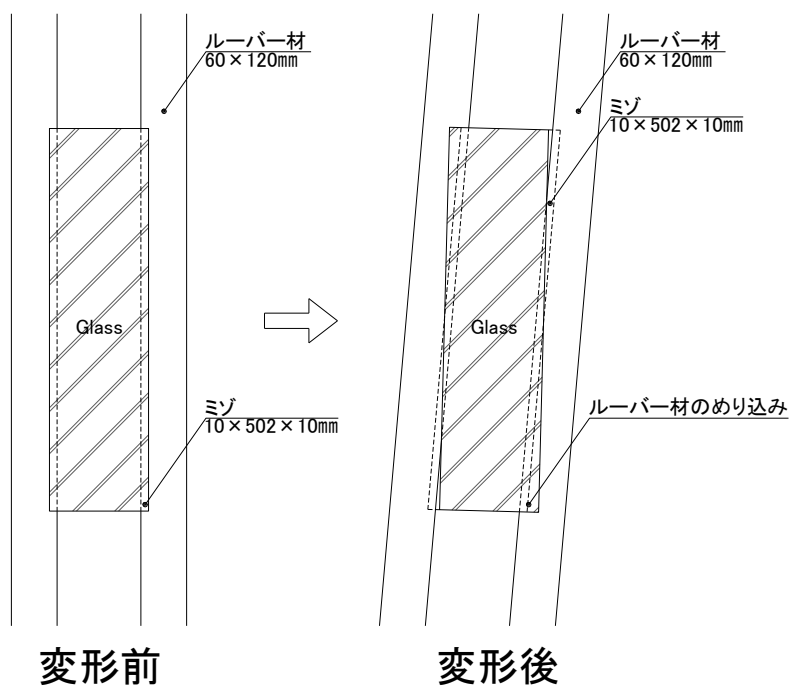


図26 予定していたガラスのめり込み性状

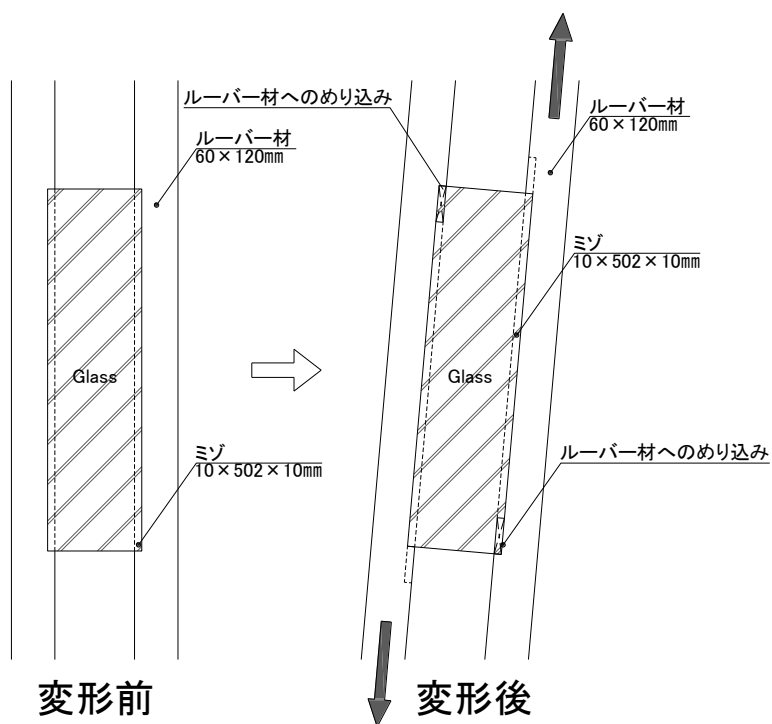


図27 変形後の破壊性状

3.3.5 まとめ

2種類のルーバー状の耐力壁に関する実験を行った。この実験ではルーバー状の耐力壁の可能性について確認することが可能であった。しかし、ルーバー状の耐力壁では補剛板としてガラスがあまり効果的ではないことが実験により検証された。ガラスが挿入されることによって補剛効果はあったが、ルーバー耐力壁以前に行ったガラス挿入耐力壁での結果のように大幅な耐力上昇や壁倍率の上昇を確認することができなかった。そしてAタイプ試験体では、ガラスの割れも生じるなど安全性も問題とされる。しかしBタイプではAタイプの破壊性状とは異なりガラスの破損は確認されなかったが、ルーバー部材のみで構成された壁の性能が優れているため、ガラスによる耐震性能の向上および補剛効果は少なかった。効果的な補剛効果を得るためには、ガラスの挿入ディテールまたはガラスの長さを調節する等の必要がある。

Aタイプでは、ガラスの滑りやめり込み可能箇所を増やすことで壁の耐力の向上を試みたディテールが欠点となり、ガラス面材が破壊される主な原因となった。しかし高い変形能力と2.26倍ほどの壁倍率であったため、耐震性能は保っていると評価できるが、ガラスの破損が多く確認されたため安全性および復元能力が問題点とされる。その解決方法としてガラスの凸凹加工部に応力集中が生じないように凸凹の角を丸くした波状のディテールの採用又は耐力要素となる透明面材に関する材料の物性を考慮して、破壊されにくい材料であるポリカーボネイトシートなどをガラスの代わりに用いることが、Aタイプ耐力壁を効果的に用いることのできる方法と考えられる。

第3.4章

長方形ガラスを用いた構造補強パネルの研究

第3.4章 長方形ガラスを用いた構造補強パネルの研究

3.4.1 はじめに

この研究は、ガラスや木材の特性を生かしたハイブリッド構造を提案する研究であり、3.3章の長方形ガラスを用いたルーバー状耐力壁の研究に引き続き長方形のガラスを構造要素とする一連の研究である。3.3章の実験では長方形ガラスを縦方向に構造体に挿入し面内せん断試験を行ったことに対して、この章ではガラスを横方向に用いた時の構造体の挙動や補強効果について確認を行った。

この研究は、新潟の木造民家の耐震補強計画に伴い、外壁に接している壁の欄間の部分にガラスのパネルを挿入することで構造部の補剛する案を検討することから始まった。対象となる木造民家に対して事前に実施された耐震診断および構造補強に関する報告書によると、屋内の一部の壁および外側に面している垂壁に構造的補強をする必要があると判断された。冬場には積雪量が多い地域であるため、冬の期間中は1階の窓側からの採光が難しく、大雪の際は一階の開口部からの採光ではなく、ガラスのサッシーが設置されている欄間に当たる部分から採光をとっている。垂壁には採光のための嵌め殺しの窓が設置されている。しかし窓を合板などの木質系面材で補強をすると、屋内への採光用の開口部の数が減る問題があったため、採光が可能な方法での補強が望められた。

この研究では、以前行った実験のように最初からガラスを挿入することを前提とした構造体の提案ではなく、既存の建物の構造体にガラスを挿入し補強を試みた。別当準備された木製枠を付けたガラスユニットが構造体の変形とともにガラスの小口を四周の木材枠にめり込ませることを想定した試験体を設計して面内せん断試験を行うことで、その性能の確認を行った。

表1. 建物の概要

名称	重要文化財 星名家住宅
所在地	新潟県十日町市大字上野
建設年代	天保13年(1842年)再建
建物の規模	建築面積: 585.62m ²
	延床面積: 737.14m ²
	桁行: 31.8m
	梁間: 17.5m
	棟高さ: 9.1m
軒高さ: 5.7m	
構造概要	構造種別: 木造2階建て、金属板葺き切り妻
	架構形式: 在来軸組構造 土壁
	基層形式: 礎石立ち(礎石直下: 根石石積造成地業)

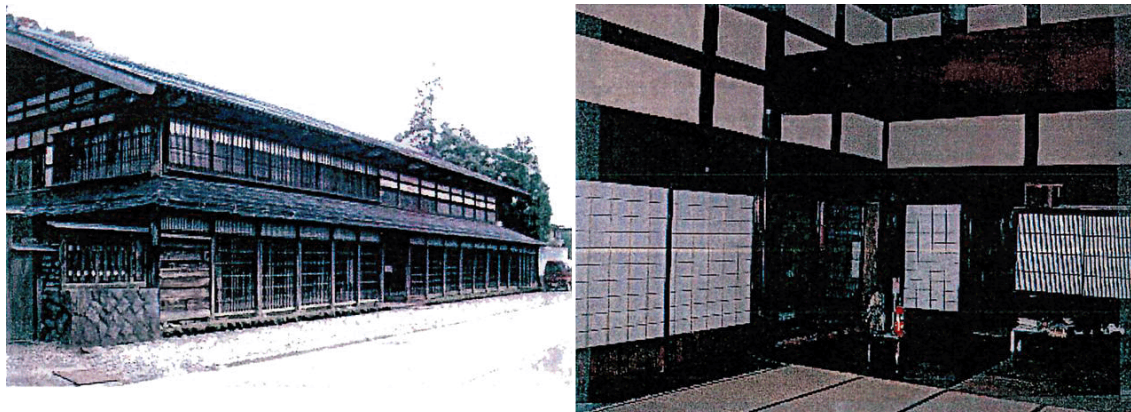


図1. 建物の写真

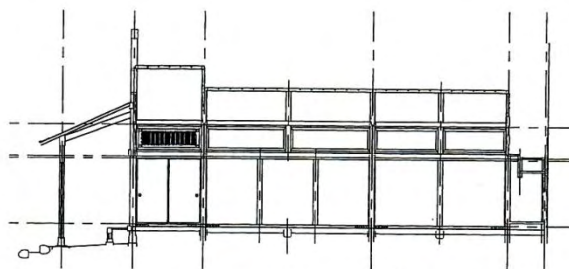
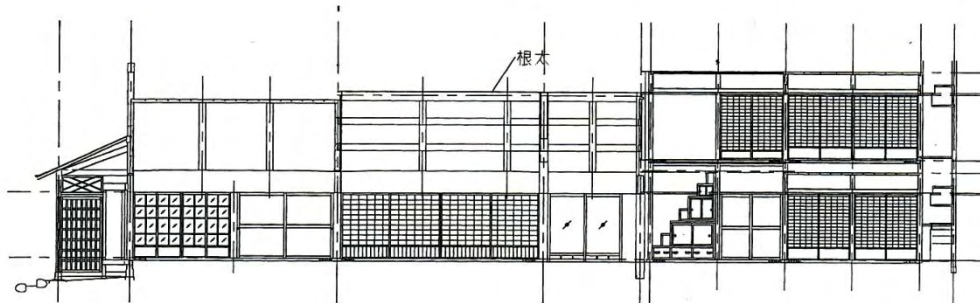
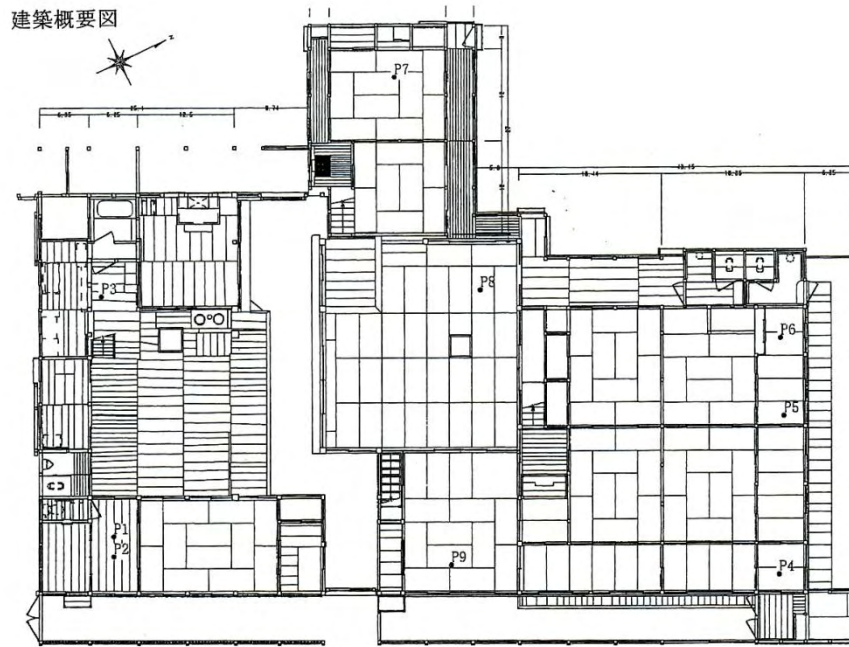


図2 建物の図面

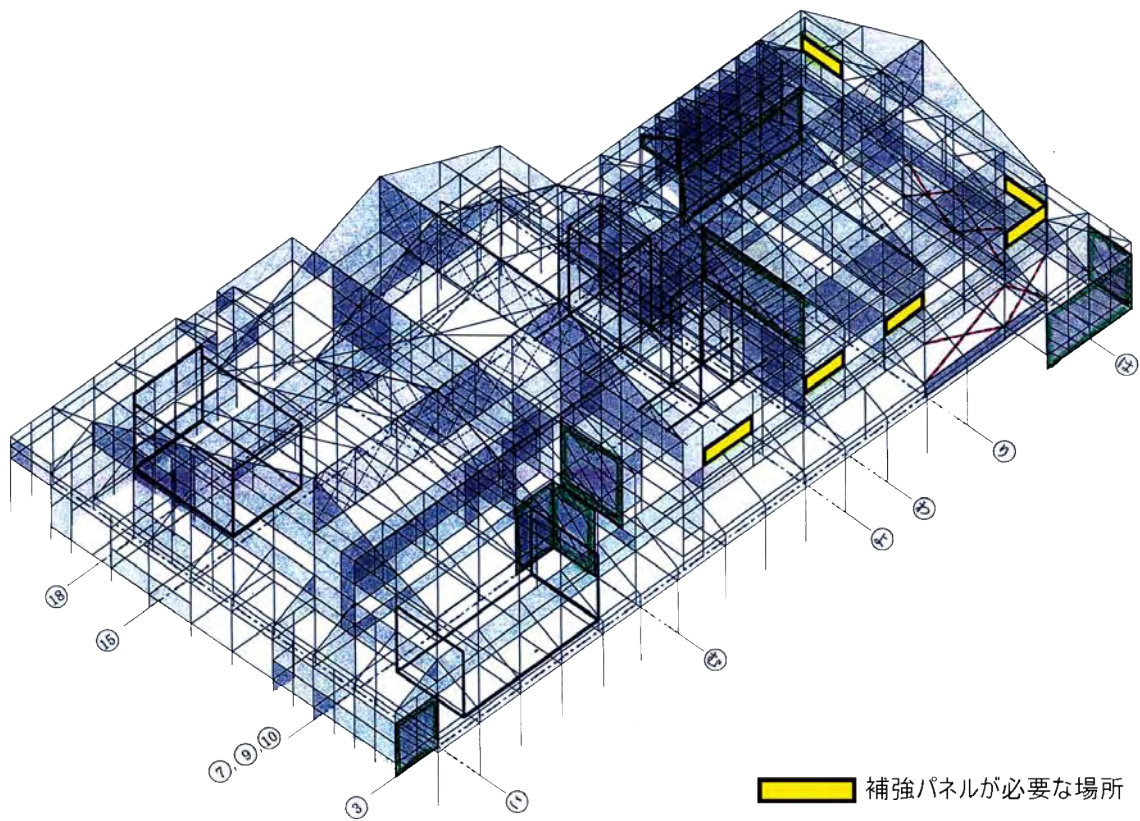


図3 補強パネル設置位置

3.4.2 試験

3.4.2.1 試験体

試験体は既存の伝統工法構造の垂壁に当たる部分に追加される補強パネルとして製作し、その性能確認を行った。実験を行った試験体は既存伝統工法の垂壁に当たる部分と、その部分に追加される補強パネルを想定した外枠の内側のパネルを製作し、面内せん断試験を行うことでその性能を確認した。

実験を行った試験体は大きく外側のフレームとガラスパネルに分けられる。外側フレームは木造住宅の柱と梁で構成された欄間の部分を想定して設計された。試験体は大きく外枠と内パネルの二つの要素を組み合わせた形にした。外枠は現在の建物の構造体と想定し、内パネルの補強の効果を調べた。今まで行ったガラスを挿入した構造要素の研究の例では試験体のせん断変形とともに挿入されたガラスが回線することで、各接合部を外側に突き上げる現象が見られた。そのため接合部を可能な限り剛体とするような設計をすることでガラスの小口を木材面にうまくめり込ませることで、計算式によるガラス挿入構造体の設計の可能性の検証を行った。図6の柱と桁の接合部は、桁材2本で柱と両側相欠きで接合し、そして4本のボルトを用いて桁材を一体化した。外側のフレームは既存の木造民家の構造体の寸法を基準に設計したため、内部に挿入されるガラスパネルと挿入することとなる外側フレームの内空間の間に隙間が生じる。この隙間をカタ木とクサビで埋めることでガラスパネルと外側フレームを一体化させ、外側フレームに与えられる外部応力がそのままガラスパネルに伝わるようにした。

ガラスパネルの枠となる部材は、深さ15mmで片面を削った部分を内側とした60mm角の木材でフレームを組み四つの角はL字金物で接合した(図5)。そしてガラスをフレームに埋め込んだ後、ガラスが面外に外れないように断面寸法22mm×15mmの材をフレームとビスで接合したガラス補剛パネルとした。ここで使われたガラスは1660×530mmで、厚さは16mmの建築用フロートガラスを用いた。試験体の形状や構成および詳細は表2と図4に示した。

表2 試験体仕様

項目	試験詳細
試験体	3体 (試験体名：G1,G2,G3)
外枠部材	杉製材 120mm角、 75×90mm 2本の重ね合わせ材
パネル部材	ヒノキ製材 75mm角
ガラス	1660×530×16mm 建築用フロート板ガラス
ホールダウン	40kN用ホールダウン (カナイ)
くさび材	ヒノキ
外枠 接合部詳細	柱-土台はホゾ接合+ホールダウン、柱-桁は両側相欠き接合及びボルト(M12)接合
パネル 接合部詳細	ガラスはフレーム材の中心に幅16mm、深さ15mmのミゾを掘り、ガラスの四辺をフレームで囲む。フレームの角はL字アングルとビスで固定

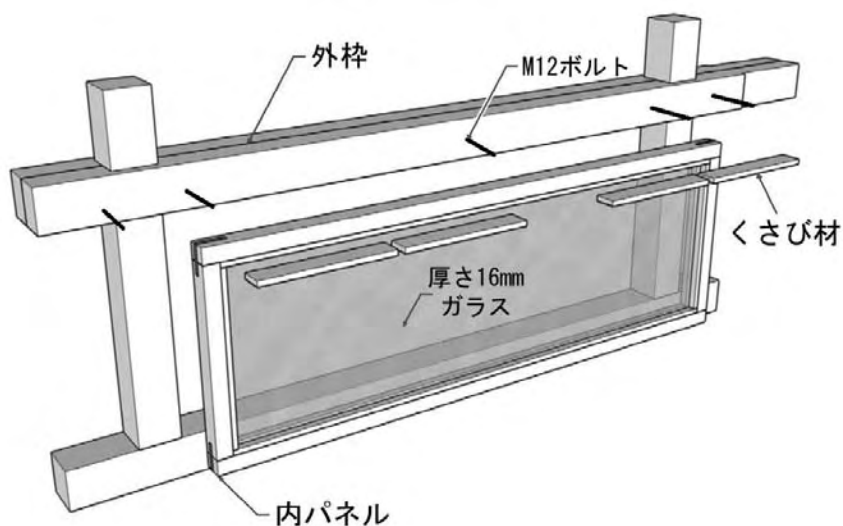


図4 試験体部材の構成

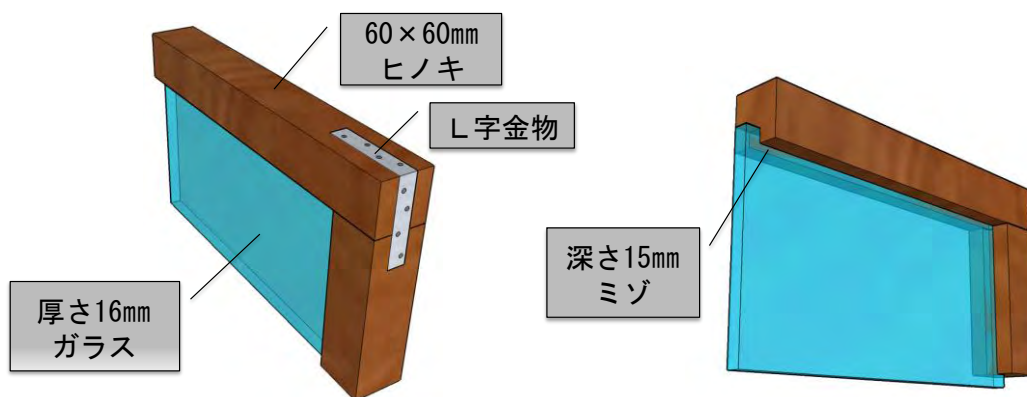


図5 ガラスパネルの構造

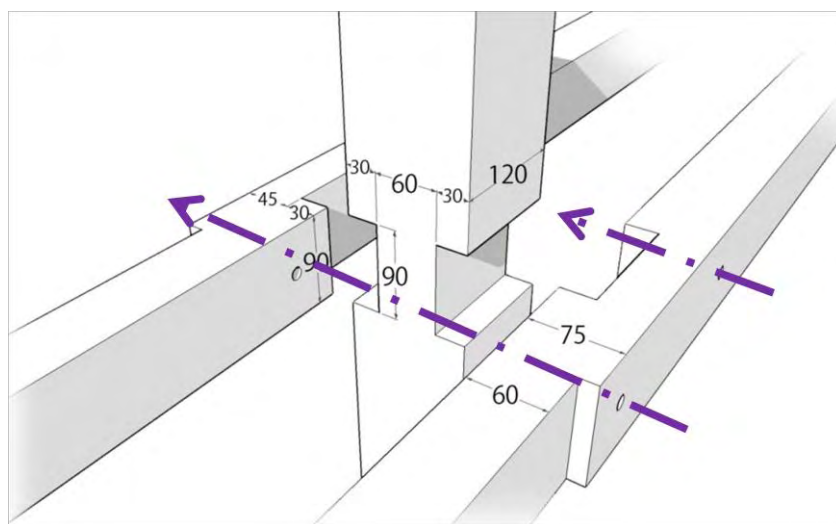


図6 外フレームの接合部

3.4.2.2 試験方法

実験は「在来軸組工法耐力壁の面内せん断性能試験」における柱脚固定式試験法・評価法に基づいた。

- ① 加力方法は正負交番繰返し加力とし、繰返しの原則は見かけのせん断変形角が $1/450$ 、 $1/300$ 、 $1/200$ 、 $1/150$ 、 $1/100$ 、 $1/75$ 、 $1/50$ 、 $1/30$ rad の正負変形時に行うことを原則とした。
 - ② 試験は、同一変形段階で1回の繰返し加力を行った。
 - ③ 最大荷重に達した後、最大荷重の80%の荷重に低下するまで加力するか、試験体の変形角が $1/15$ rad 以上に達するまで加力することを原則とした。
- ・ 測定は耐力壁と同様の測定方法および外側フレームと内部パネルのズレ等を測定した。
 - ・ 柱脚部には40kN用ホールダウン（カナイ）を取り付けた。
 - ・ 柱-梁接合部は両側相欠き接合部を組むことで内部パネルの回転および変形による梁材の突き上げに耐えられるように設計した。（柱-梁接合部の金物使用無し。）

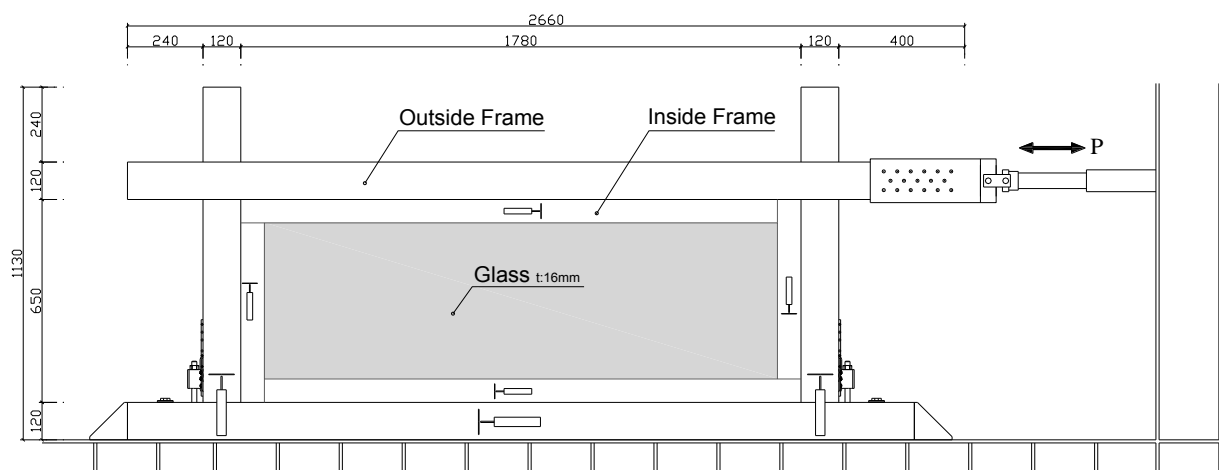


図7 試験方法及び測定位置

3.4.3 試験結果

3.4.3.1 破壊性状

各試験体の破壊性状は表3に示した。

最後まで引きで変形させたG1, G3試験体の最大耐力は平均で約68.8kNであった。G1は引っ張り方向で220mmまで、G3は181.5mmまで変形させた。しかし両試験体とも引き切るまで耐力の低下はなかった。外側フレームの各接合部にめり込みが生じたこと以外は大きい損傷は確認されなかった。しかしガラスパネルは試験体の変形とともにガラスの四周の枠材に大きいめり込み、その枠材にガラスのめり込みすぎによる圧縮破壊が確認された。

表3 各試験体の破壊性状

試験体	破壊性状
G1	<ul style="list-style-type: none"> ・試験体の引張り方向で220 mmまで変形させた。試験体の破壊による耐力低下はなかった。 ・各接合部及びガラスが挿入された内側フレームへのガラスのめり込みが大きく生じた。 ・ガラス角部の割れが少し生じた
G2	<ul style="list-style-type: none"> ・1/30rad.まで変形させた。各接合部を構成する部材同士のめり込み以外、大きな破壊はなかった。
G3	<ul style="list-style-type: none"> ・試験体の引張り方向で181.5 mmまで変形させた。

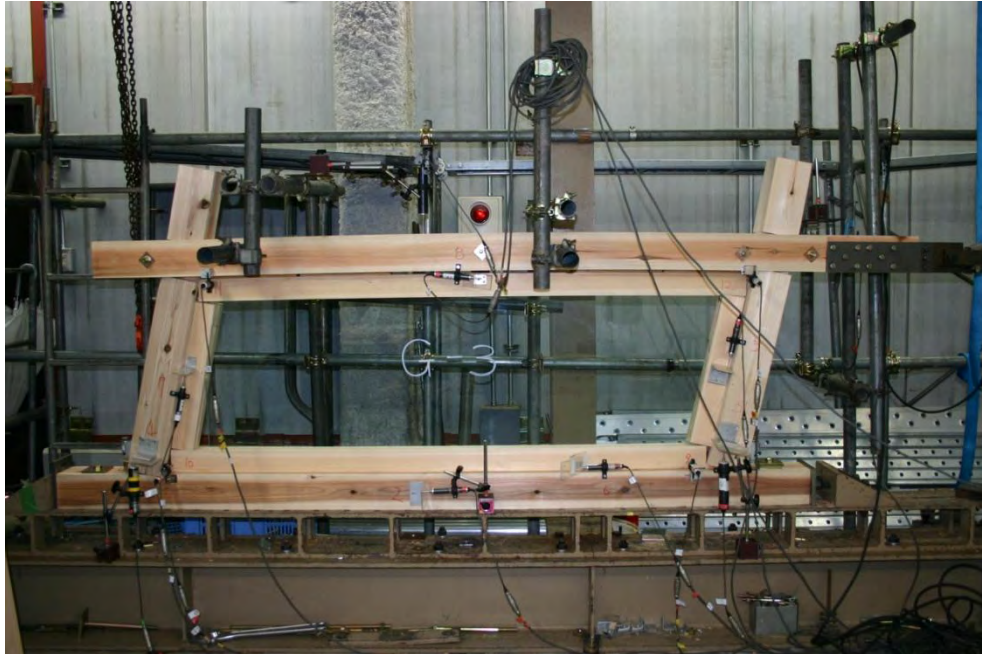


図8 試験体の最大変形

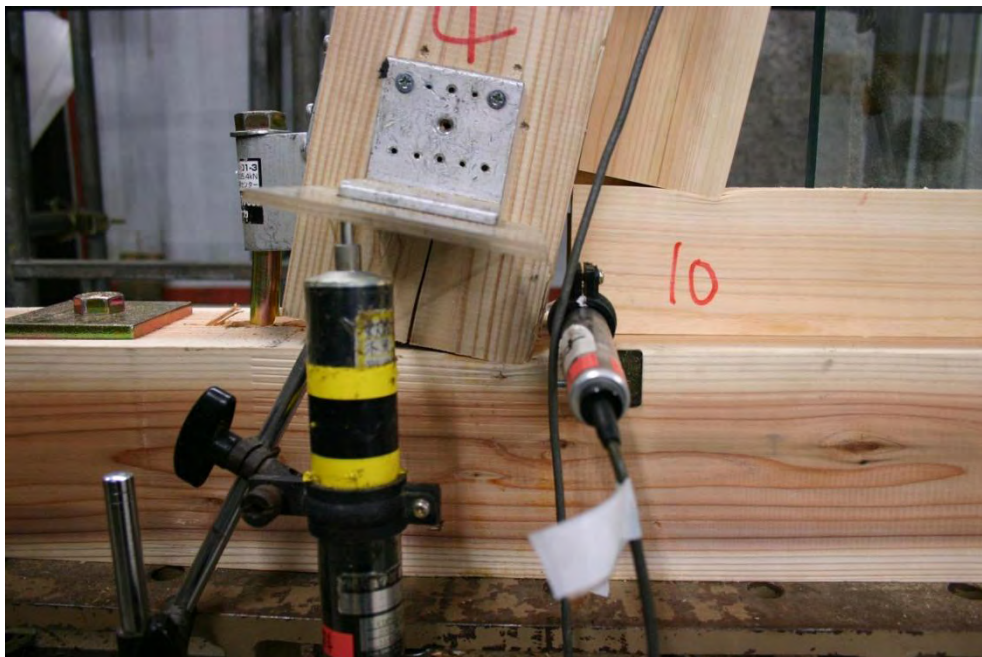


図9 試験体の破壊性状（接合部のめり込み）



図10 試験体の破壊性状（接合部めり込み）

3.4.3.2 試験結果の比較

図 11 のグラフを見ると、試験体の変形初期は剛性のバラツキが多く見られる。しかし試験体の変形量が多くなった。1/30rad の時点では 3 体の試験体がほぼ同じ値を出していることがグラフで読み取られる。図 12 に示された試験体の最大変形までのグラフでも、最後まで引き切った G1, G3 試験体の値は 1/30rad 以降ではほぼ同じ傾きをしている。この現象は初期変形の頃はフレームのクリアランスの施工精度のばらつきによるものであるが、途中からガラスの小口が木材へめり込み始めた後は枠材のめり込み物性のばらつきが小さくなることによって一定の値が得られたと考えられる。試験体の変形に伴いガラスが耐力要素として働き始まる時点が 1/30rad 時からであると考えられる。

表 4 試験結果および壁倍率の算定

構造評価	(単位)	試験体			平均値 (KN)	標準偏差	変動係数 CV	ばらつき 係数	50%下限値 (KN)	Po (KN)	壁倍率
		No.1	No.2	No.3							
1) P_y : 降伏耐力	(KN)	32.05	12.65	29.63	24.78	8.63	0.348	0.836	20.71	5.07	1.36
2) $P_u \cdot 0.2 \cdot \sqrt{2} \mu - 1$: 終局耐力に (0.2/構造特性 係数) に乗じた値	(KN)	19.05	5.02	17.28	13.78	6.24	0.452	0.787	10.85		
3) $2/3 \cdot P_{max}$: 最大耐力の2/3値	(KN)	49.18	12.52	42.57	34.76	15.95	0.459	0.784	27.24		
4) P_{120} : 見掛けのせん断変形角1/120rad 時における荷重	(KN)	11.13	6.33	2.65	6.70	3.47	0.518	0.756	5.07		
P_{max} :最大耐力	(KN)	73.77	18.78	63.85							
P_u : 終局耐力	(KN)	57.95	16.05	49.43							
K : 初期剛性	($\times 10^3$ KN/rad)	0.38	0.81	0.43							
μ : 塑性率		1.85	1.72	2.03							
$1/\sqrt{2} \mu - 1$: 構造特性係数 D_s		0.61	0.64	0.57							
δ_y : 降伏変形角	($\times 10^{-3}$ rad)	84.29	15.67	69.17							
δ_v : モデル降伏点変形角	($\times 10^{-3}$ rad)	152.39	19.89	115.38							
δ_u : 終局変形角	($\times 10^{-3}$ rad)	281.99	34.31	233.89							

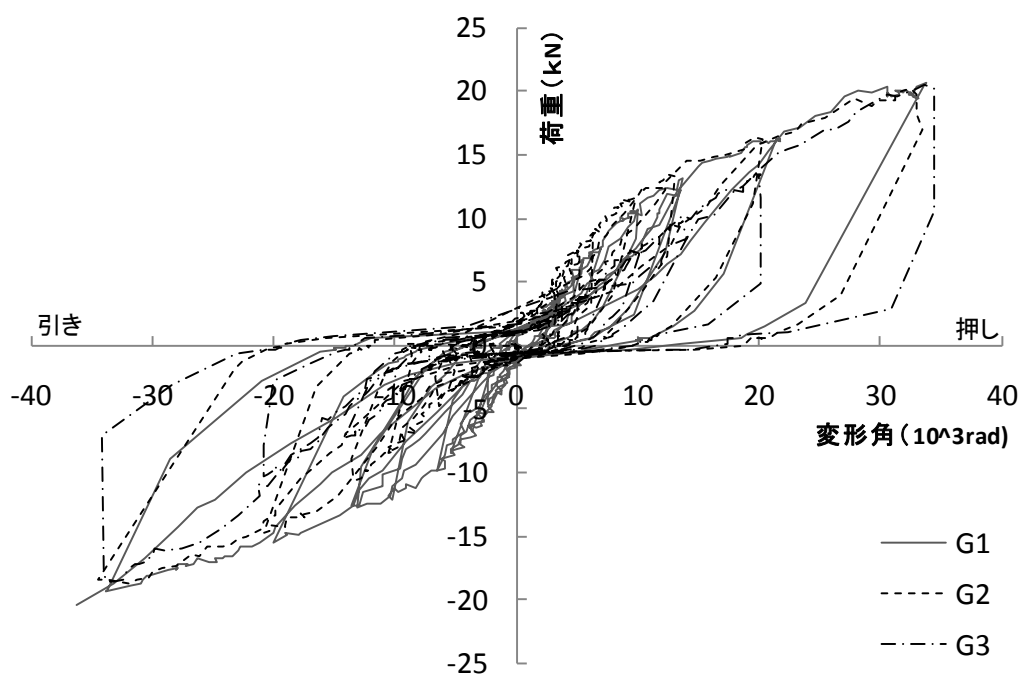


図11 1/30radまでの荷重変位曲線

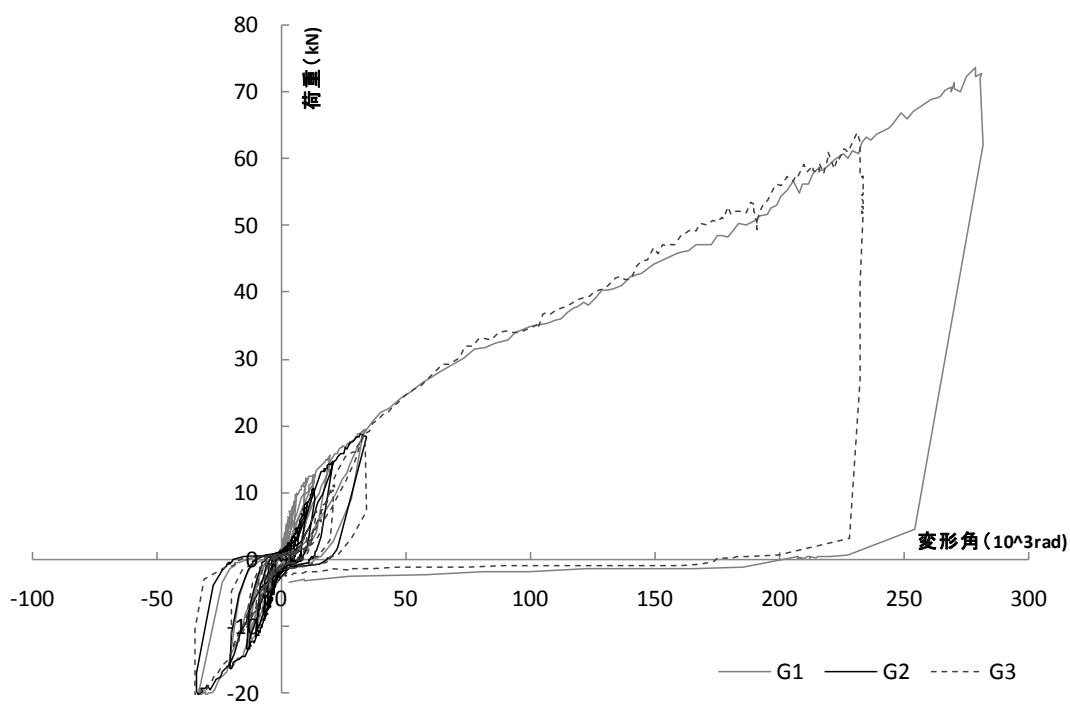


図12 最大変形するまでの荷重変位曲線

3.4.4 解析

3.4.4.1 壁倍率

試験を行った3体のデータを用いて壁倍率を算定してみると、壁倍率は $1/120$ radで決まり、1.36倍になることがわかった。しかし最大耐力は非常に高く、高い変形能力を持っていることがわかる。そのため今回行った仕様の補剛部材は、建物の構造が大きく変形した際に活躍する構造要素として使う必要があると考えられる。

初期剛性が低い理由としては、ガラスパネルを外枠に設置する時の施工法の限界によるものとみられ、外枠の内側とガラスパネルの寸法が一致しないため、カタ木のみでガラスパネルを固定した理由と試験体を構成する部材を手加工にしたため外側フレームの間のバラツキが生じたもう一つの理由であると考えられる。

長方形ガラスパネル壁倍率の決定要因であった $1/120$ radを無視した場合の別の壁倍率決定要因は $(\mu x 0.2x \sqrt{2\mu - 1})$ となり、約2.4倍の壁倍率が得られることが分かった。施工精度とパネル挿入法の改良で初期剛性を高めることができればより高い壁倍率を得ることが可能であると考えられる。

3.4.4.2 予測計算

フレームの内側に入ったガラスパネルを図のようにモデル化し「三角形めり込み式」を用いて解析を行った。式によりガラスの長辺側と短辺側の力のつり合いと働きを算定した結果、 θ_x と θ_y の力のつり合いによる計算式では長辺側が占める割合が3%以下であったため長辺のモーメントは無視し短辺のモーメントを用いて回転剛性やせん断剛性を求めた。

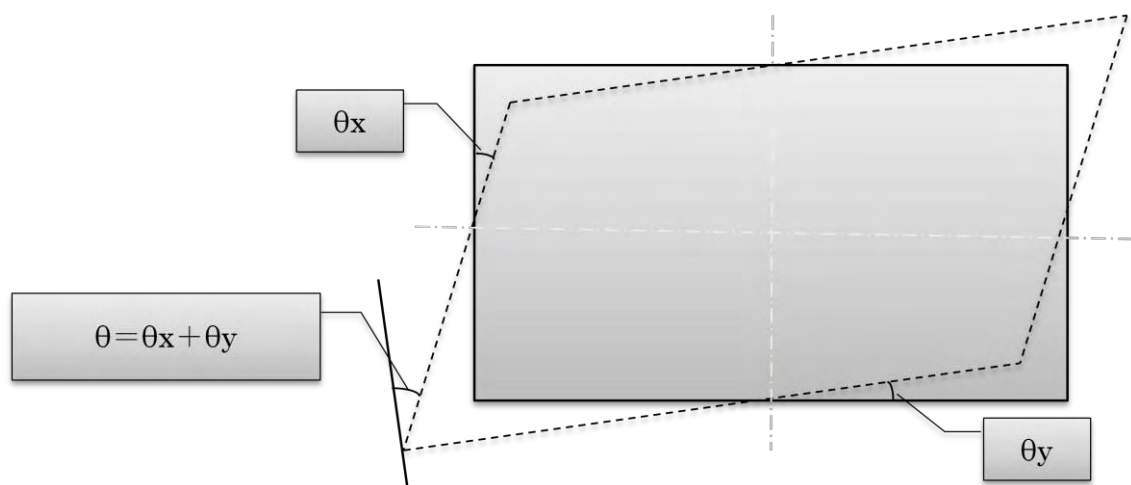


図13 計算のための寸法

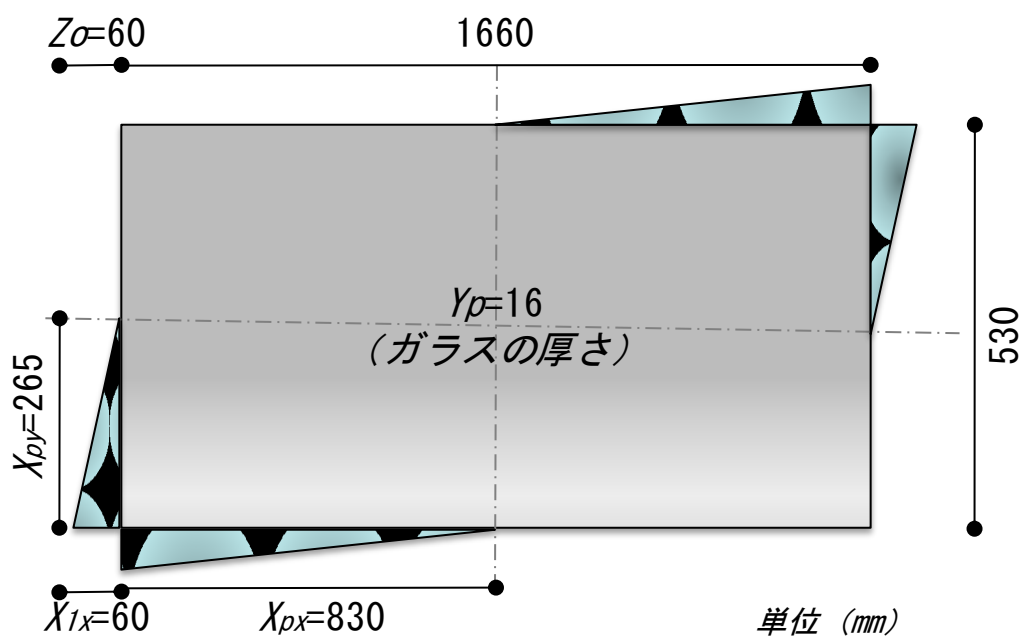


図14 計算のためのモデル

3.4 長方形ガラスを用いた構造補強パネルの研究

試験体の高さ = 77 cm

$\Sigma y = \Sigma x$ より
 $2241983 \theta_y = 65600.4035 \theta_x$

$\theta_y = 0.03 \theta_x$

全体変形角 $\theta = \theta_x + \theta_y$
 $= 1.03 \theta_x$
 $\theta_x = \theta / 1.03$

全体のモーメントM
 $= 2 \Sigma M_x = 2 \Sigma M_y$
 $= 131200.807 \times \theta_x$
 $= 127471.01 \theta$

$\theta_{yx} = 3.096E-03 \text{ rad.}$

回転合成K $\theta =$ 全体M/ θ
 $= 127471.007 / \theta$
 $= 127471.01 \text{ KNcm/rad.}$

降伏変形角
 $\theta_y = 3.187E-03 \text{ rad}$
 $= 3.187 \times E-3 \text{ rad}$

せん断剛性K = P/ θ
 $= (M / 77) / \theta$
 $= M / \theta$
 $= K \theta / 77$
 $= 1655.47 \text{ KN/rad}$

降伏モーメント
 $M_y = K \theta \times \theta_y$
 $= 406.2 \text{ KNcm}$

降伏せん断耐力
 $P_y = M_y / 77$
 $= 5.28 \text{ kN}$

長辺の働きは3%以下のため無視
 短辺の働きのみ計算に入れると仮定

2次勾配
 $K_2 = 1/6 \text{ 又は } 1/8$
 $= 206.93 \text{ kN/rad}$

表5 試験体の計算値

全体モーメント M	回転剛性 θ	せん断剛性 K	降伏変形角 θ_y	降伏せん断耐力 P_y	2次勾配 k_2
127471.01 θ	127.471.01kNcm/rad	1655.47kN/rad	3.189x10 ⁻³ rad	5.28kN	206.93kN/rad

図15は三角めり込み式により求めた解析値と、実験結果と計算値を比較したグラフである。2直線が計算値を示している。計算値は、実験値の比較では計算値の2次勾配が実験値より若干低い値を見せているが、初期剛性はほぼ一致してことがわかる。

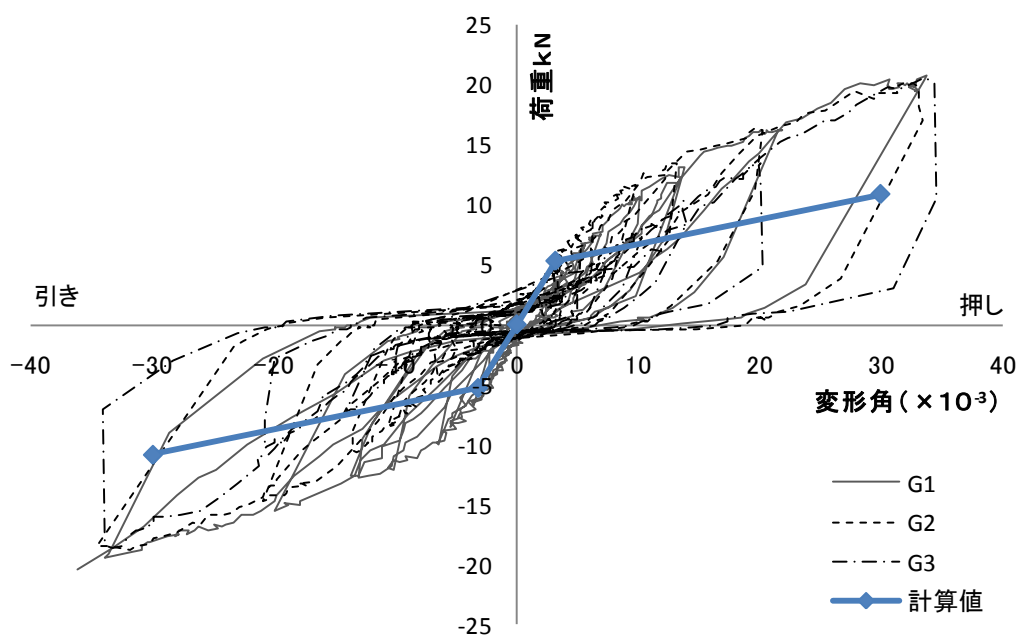


図 15 試験結果と計算値との比較

3.4.5 まとめ

試験体の最大耐力は平均で約 68.8 kN で、非常に強い耐力要素であることがわかった。また長方形ガラスのせん断変形を受けても割れないことがわかった。そして、ガラスパネルの面内せん断試験を通じて既存建築物の構造の補強材料として十分な役割を果たしていることが分かった。

手加工による部材を用いた試験体で試験を行ったため、試験結果のばらつきが多くあった。しかしガラスが木材面へめり込み耐力要素として働き始める時点から木材の部材によるバラツキがなくなることが確認できた。

今回の試験体は外・内部の部材を摩擦のみで固定したため、実際の構造要素として取り入れる場合は元の構造との関係や取り付け方法などについて工夫する必要があると考えられる。今回の実験では検討されなかったが、今まで室内仕様を前提として計画されたガラス挿入壁とは違い、今回のガラスパネルの場合は直接外気に接することとなるため、補強要素として実用する場合は、ガラスパネルの断熱性、気密性、住生活に関連した部分についても検討する必要がある。

第4章

ポリカーボネイトシートを面材とした 枠組み壁工法耐力壁の研究

第4章 ポリカーボネイトシートを面材とした枠組壁工法耐力壁の研究

4.1 はじめに

木造住宅を構成している主な構造要素として耐力壁が幅広く用いられている。この耐力壁は工法によって様々な形式が存在しているが、構造的要素以外の建築物の室内空間を表現するための機能は空間の仕切りや内装材を壁に張るなどの壁自体の役割に徹している。そこで新たな材料を用いることで耐力壁に新しい機能を持たせることが可能であると考えた。この研究では一般的に不透明な壁を透明にすることによって建物を支えながらインテリジェントな機能を持ち、耐力壁でありながら向こう側が透けて見える透明な耐力壁の提案を試みた。

ポリカーボネイトは透明性、耐衝撃性、難燃性等において高い物性を示すエンジニアリングプラスチックであり、建築用としても様々な用途で利用されている。この材料は他の木質系面材に比べて柔らかく割れにくいいため、衝撃に対して高い安全性を有している。そのため、一般的な枠組壁工法における釘と合板で構成される面材張り耐力壁の施工仕様のまま、合板をポリカーボネイトシートに入れ替えて施工することが可能であると考えた。

本研究では、ポリカーボネイトの透明性および難燃性に注目し、枠組壁工法耐力壁への利用を目指す。合板や他の木質面材の代わりに利用することで、水平力に対してせん断抵抗する構造部材でありながら、採光に優れた耐力壁を構成することができ、本耐力壁によって新しい建築空間の構築が期待される。本開発研究では、ポリカーボネイト耐力壁の荷重変形性能に関する実験を行い、既存の耐力壁との性能の比較および壁倍率の算定を行い耐力壁としての可能性を検討した。

4.2 ポリカーボネイトの物性

ポリカーボネイトは熱可塑性プラスチックの1種である。樹脂層 (Resin) + ガラス繊維層 (Glass Fiber) + 樹脂層 (Resin) で構成されている。耐衝撃性、耐候性、耐熱性、透明性などの性質を持ち、強化ガラスの150倍以上の衝撃度を有する柔軟性や加工性に優れた材料である。割れやすく変形しやすいアクリルの代用品でありながら一般のフロートガラスの補完材である。しかし、ポリカーボネイト (以下 PC) やアクリル (PMMA) などの非結晶性高分子材料の応力・ひずみ曲線は降伏後の応力ピークから応力低下 (Yield Drop: YD) を起こすという取扱いにくい点もある²⁾。表1にポリカーボネイトシートとその他の透明材料の物性を示した。

表1 透明面材の物性値の詳細

	性質	単位	ポリカーボネイトシート	アクリル	塩ビ	ガラス
機械的性質	引張降伏応力	Mpa	67	73.5~75.5	48.3	・
	引張破壊呼びひずみ	%	1	6	2~4	・
	引張弾性率	Mpa	2300	3102	2413~4136	70608
	引張衝撃強さ	KJ/M ²	170	・	・	・
物理的性質	比重	KJ/M ²	1.2	1.19	1.35~1.45	2.5
	圧縮強さ	Mpa	85.8	15~26	68.6	882.5
	曲げ強さ	Mpa	93.1	118	88.2~98.0	49
	曲げ弾性率	Mpa	2350	2940	2940~3140	・
	アイゾット衝撃強さ	J/M ²	853	16~30	29.4~39.2	・

4.3 接合部選定のための一面せん断試験

本研究では枠組壁工法の耐力壁に用いるポリカーボネイトを用いた面材張り耐力壁の水平せん断試験を行うことで新素材を面材として用いた耐力壁の性能や荷重変形特性の確認を行った。

本章では耐力壁の面内せん断試験に先立ち、各接合条件による要素実験を実施した。要素実験の目的は面材の厚さによる接合具1本当たりの耐力の変化及び破壊性状の確認を行い、PCシート張り耐力壁に最適なビスの選定を行うことである。PCシート厚さに適した釘・ビスを選定するための面材の厚さと接合具の種類を組み合わせた一面せん断試験を行った。

4.3.1 試験体および試験方法

試験体の詳細を図1および表2に示す。試験は「枠組壁工法建築物構造計算指針」の「接合部の基準許容応力および基準剛性(単調加力接合部試験によるもの)」に準拠して行った。

試験には INSTRON 社製の万能試験機を用いて、試験体の両端部を固定し加力速度 3 mm/min で一方向引張方向単調加力を行った。主材には SPF の平均含水率 14.5% に管理された 2×4 材 (38×89 mm) を用い、側材には 2, 3, 4, 5, 6 mm 厚の AGC 社製 PC を用いた。治具に生じた力と主材、側材間の相対変位を万能試験機 (INSTRON 社製) のロードセル及び変位計 (東京測器社製 CDP-25, CDP-50) を用いて測定し、データロガー (KYOWA 社製 UCAM) を介してパソコンにそれらのデータを取り込んだ。試験体数は各水準で 6 体とし、その平均値で接合具 1 本あたりの試験値とした。

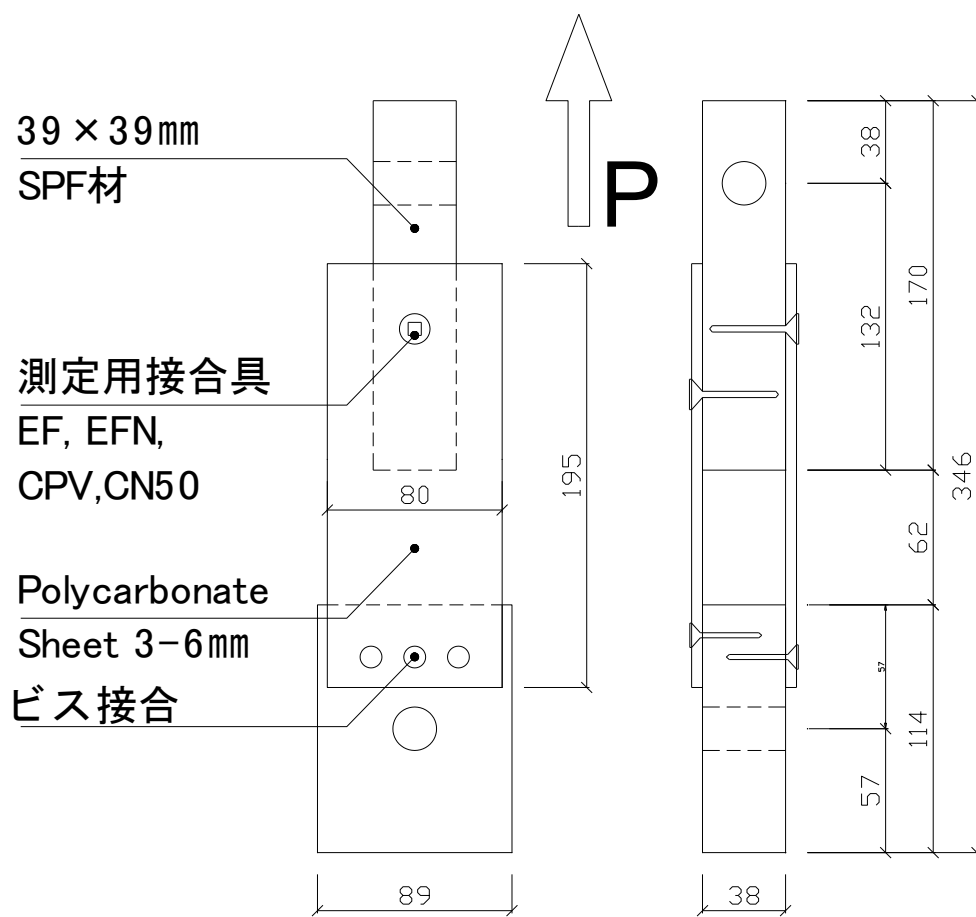


図1 一面せん断実験のための試験体

4.3.2 接合具の種類

接合具は大きく釘と木ねじの2種類に分けて一面せん断試験を行った。釘は枠組壁工法で一般的に使用されるCN50、木ねじは面材のパンチングアウト破壊防止を考慮して頭部が大きい木ねじ3種類を選択した。試験に用いた接合具は図2および表2に示した。

接合具の選定の基準としては、一般的に枠組壁工法の施工に用いられている接合具である釘のCN50をコントロールとした。面材を用いた耐力壁の面内せん断試験においては、試験体変形時によく確認される面材の釘・ビスのパンチングアウトなどの破壊性状を防ぐために比較的頭部径が大きい木ねじを選定した。そして木ねじを樹脂系面材に打ち込む際に先穴を開けずに直接面材に穴を開けながら接合することができるように、木ねじの先端部のドリル刃の有無も考慮した。

試験体の製作にあたってはすべての木ねじは電動インパクトドライバー、釘のCN50に関してはMax社製の自動釘打ち機を用いて接合を行った。

表2 試験体の詳細

面材種類	厚さ	接合具種類	長さ	頭部径	ねじ谷径	ねじ山径					
	(mm)		(mm)	(mm)	(mm)	(mm)					
針葉樹 構造用合板	9	Concrete Panel Vis (天野製作所)	41.45	10	2.8	4.5					
	2										
3											
4											
5											
6											
Polycarbonate Sheets (レキサシート /AGC)	3						CN50 (MAX Co.)	52.8	6.5	2.8 (円頭部径)	
	4										
	5										
	3										
	4										
5											
3	Eco Fastner Neo (MURO Corp.)	41.8	11	3.1	4.95						
4											
5											

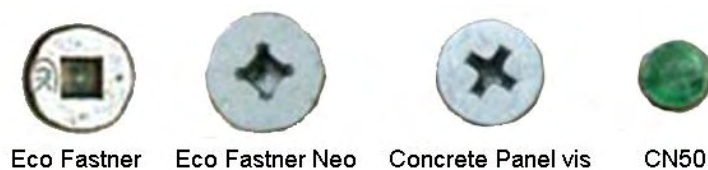


図2 一面せん断試験に用いた接合具

4.3.3 面材

要素実験には厚さ 2~6 mm の PC シート (AGC 社製、製品名: レキサンシート (図 3)) を用いた。また、比較のために針葉樹合板を用いた試験体の試験を行った。PC の厚さは実際の施工で用いることが可能と思われる厚さに設定した。天野製作所製ビスを用いた試験体では、面材に対するビスの接合は面材へ接合具を先穴なしで直打ちした。CN50 を用いた試験体には厚さ 3、5 mm PC において先穴有、無の 2 種類の試験体を準備した。

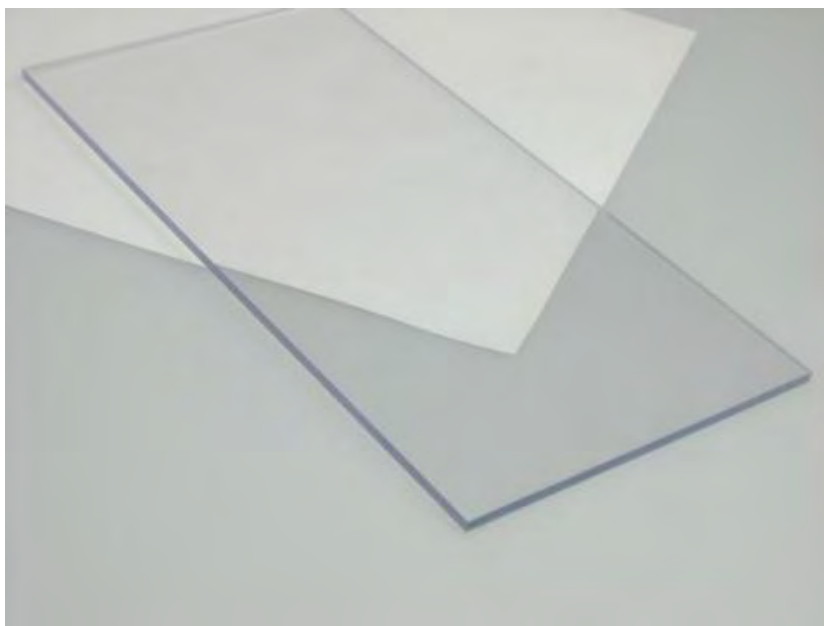


図3 ポリカーボネイトシート (レキサンシート)

4.3.4 結果と考察

試験結果は表3と図5に示した。

- コンクリートパネルビス (以下 CPV) : 面材の厚さに関係なく一定な性能であった。しかし厚い面材では木ねじのせん断破壊が確認された。
- CN50 : すべての試験体は引抜きで終局を迎えた。比較を行った接合具の中で最も耐力が低かった。先穴有、無の差はほぼなかった。
- エコファスナー (以下 EF) : 接合具のせん断破壊は確認されなかった。靱性は高いが最大耐力は接合具 CN50 より低かった。
- エコファスナーネオ (以下 EFN) : 接合具の破壊および変形は見られなかった。性能は EF の約2倍となり、4種類の接合具の中では最も高い性能であった。なお、EF、EFNとも面材の厚さによる性能の差はほとんど見られなかった。



図4 一面せん断試験の様子

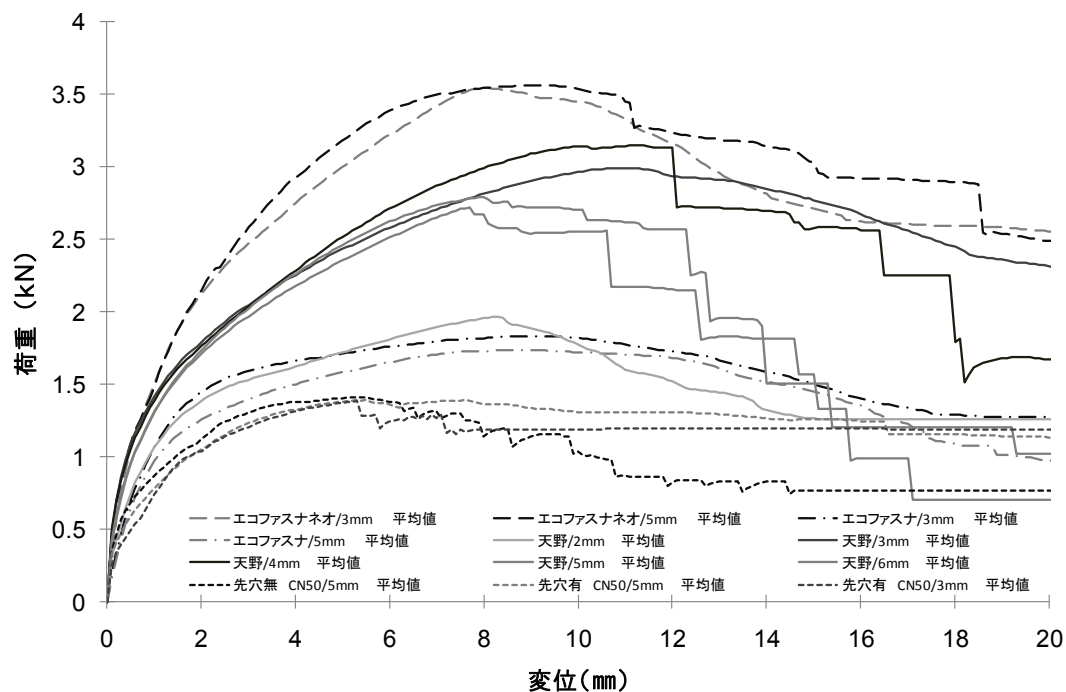


図5 全試験体の比較 (釘1本当たりの値に換算)

表3 面材釘1本当たりの一面せん断数値

Fastner	面材厚 (mm)	k (kN/cm)	ΔPv (kN)	δv (cm)	δu (cm)
CN50	3	4.95	1.42	0.29	1.40
	4	12.42	1.59	0.13	2.00
	5	8.04	1.35	0.17	0.92
EFN	3	12.24	3.22	0.26	1.35
	4	15.57	2.74	0.18	2.10
	5	11.95	3.31	0.28	1.76
EF	3	10.18	1.71	0.17	1.50
	5	9.24	1.59	0.17	1.56
CPV	3	11.53	2.64	0.23	1.89
	4	10.67	2.86	0.27	1.55
	5	11.92	2.48	0.21	1.08

EF: Eco Fastner EFN: Eco Fastner Neo CPV: Concrete Panel Vis

4.3.5 一面せん断試験のまとめ

接合具の一面せん断試験で面材の厚さに対して5種類の接合具の破壊性状や一面せん断性能の確認および面材釘1本当たりの一面せん断数値の抽出を行った。各接合具の試験結果をみると面材の厚さが変わることによって最大耐力や変形能力の差は見られたものの剛性の差はあまり見られなかった。最終的には要素実験で得られたデータをもとに、耐力壁の面内せん断試験に用いる接合具として、コントロールである釘(CN50)と最大荷重が最も高かったEFNを選定した。

4.4 面材張り耐力壁の面内せん断試験

ここでは、建築用 PC シートを用いた耐力壁の面内せん断試験および解析を行った。

4.4.1 試験

4.4.1.1 試験体の仕様

試験体に張る面材はAGC社製のポリカーボネイトシート（厚さ3, 4, 5mm）とした。接合具はCN50とEFNの2種類で枠と面材の接合に用いた。また、構造用合板による試験体との比較を行うため、面材：構造用合板、CN50の壁試験体を作成しコントロールとした。

試験体はPCと合板両方とも1Pの枠組壁工法仕様による耐力壁、上下枠材はSPFの平均含水率14.5%に管理された2×4材（38×89mm）とし、柱はこれと同じ縦枠を2本接合したものとした。接合釘ピッチは、CN50を用いた試験体は100mmと150mmとし、EFNの場合は100mmピッチのみの試験体とした。間柱有り試験体のみ間柱無し試験体で実験済みのPC面材を再利用した。表4に試験体の数と種類を示した。

表4 試験体の種類

接合具種類	釘ピッチ (mm)	面材			間柱 (本)
		種類 (mm)	厚さ (mm)	状態	
CN50	100	ポリカーボネイト	3	N	0
			4		
			5		
		構造用合板	9		1
	150	ポリカーボネイト	4	R	0
					1
					2
		構造用合板	9		1
EFN	100	ポリカーボネイト	3	N	0
			4		
			5		
			EFN :Eco fastener neo	N :New	R :Reused

4.4.1.2 試験体の施工

枠組みの組み立てのための部材の加工と施工は手加工で行った。枠組みフレームの組み立て方法として柱材同士の接合に CN75、柱と上枠、柱、間柱と梁、土台のつなぎに CN90 を用いた。釘仕様の面材とフレームは CN50 と自動釘打ち機を用いて決められたピッチで面材の上から直打ちで接合した。木ねじ仕様の試験体の壁ではフレームと面材を (3, 4, 5 mm の PC シート) インパクトドライバーを使用して木ねじで止めつけた。この際に PC 面材に木ねじのための先穴は設けず面材表面からの直打ちとした。

試験体を反力フレームに取り付けるための土台や試験体を加工するための梁材は両者ともベイマツとし、2本の座金付きボルト (M16) で上枠及び下枠と緊結した。また試験体の浮き上がりを防止するためにカナイ製の 25kN 用ホールダウンを両側の柱に取り付け、M16 ボルトで反力フレームと試験体の下枠と土台を固定した (図 6, 7, 8)。

4.4.2 試験方法

「在来軸組構法耐力壁の面内せん断性能試験」における柱脚固定式の試験法、評価法にもとづいた。

①加力方法は正負交番繰り返し加力とし、繰り返しの原則は見かけのせん断変形角が 1/450、1/300、1/200、1/150、1/100、1/75、1/50rad の正負変形時に行うことを原則とした。

② 試験は、同一変形段階で1回の繰り返し加力を行った。

③ 最大荷重に達した後、最大荷重の 80% の荷重に低下するまで加力するか、試験体の変形角が 1/15rad 以上に達するまで加力することを原則とした。

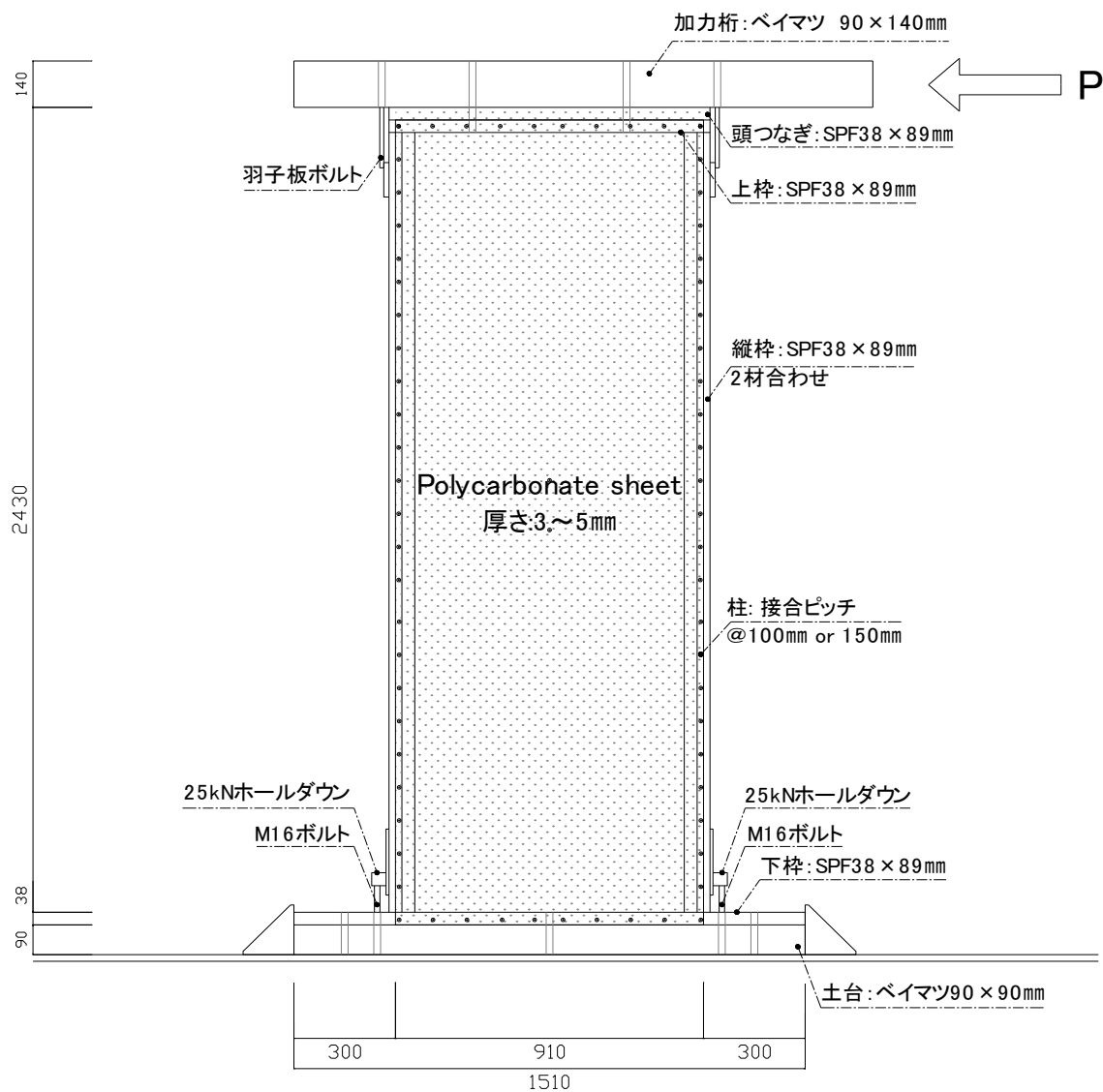


図6 試験体および測定位置

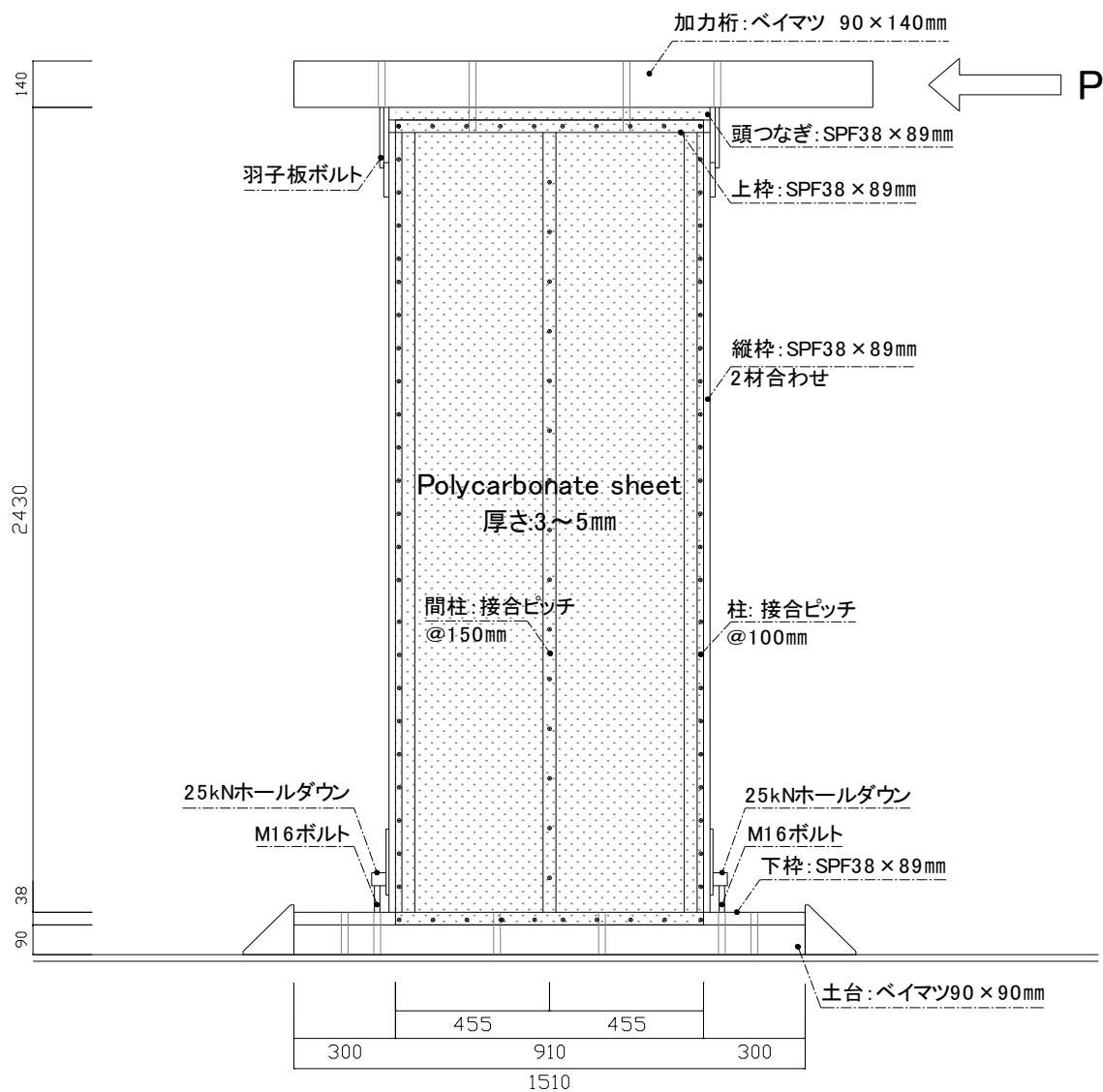


図7 試験体および測定位置

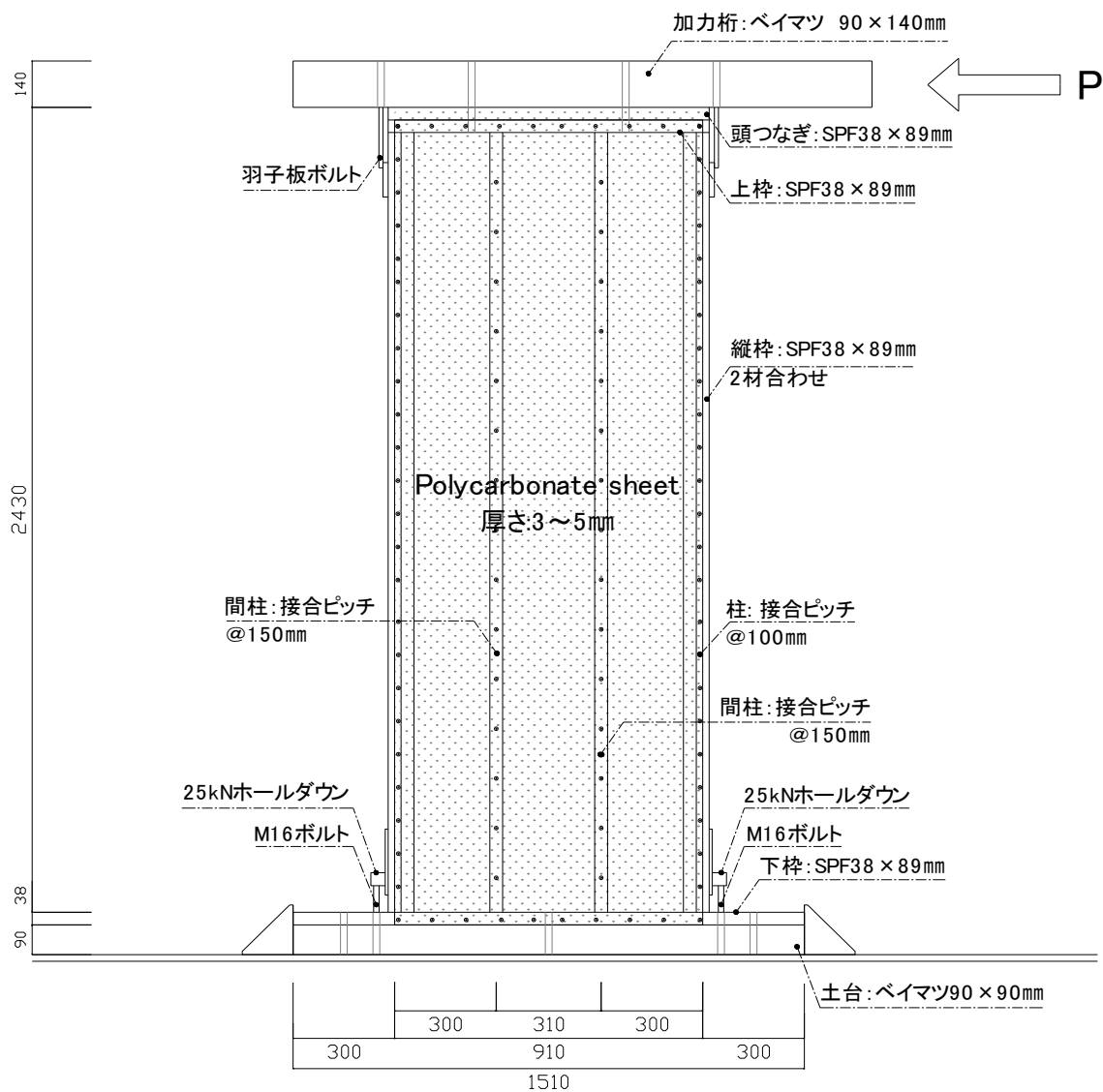


図8 試験体および測定位置

4.4.3 結果と考察

4.4.3.1 破壊性状

合板張り耐力壁で見られるような、枠組みフレームの変形と面材の回転による接合具のせん断変形、面材のパンチングアウト破壊は確認されなかった。

間柱なしの CN50 や EFN を用いた PC の試験体はすべて同じ破壊性状を示した。CN50 タイプの場合に引抜きが生じたフレームでは接合具の (CN50) 引抜きや引抜き中の釘などが観察された (図 9)。

エコファスナーネオは木材用のビスであることで、円筒部にあるネジ山により CN50 (釘) より引抜きに対する耐力が高かった。しかしそのネジ山が原因となり引抜きとともに接合具による柱部の破壊が確認された (図 10)。

ほぼすべての間柱無し試験体において、引張側隅角部の試験体の変形方向側の柱と頭つなぎと面材を止めている接合具が主材からの引抜きにより破壊に至った。この際に接合具の木材からの引抜きによるフレームの損傷が多く、4, 5 mm の PC 面材は無傷であった。しかし、薄かった 3 mm 厚の PC シートのみ 1, 2 ヶ所の接合具によるパンチングアウト破壊が確認された。

実験で用いられた試験体では PC 面材の厚さにより破壊された部分がやや異なるが、基本破壊性状や試験体が破壊する前までの変形などを比較してみるとすべての試験体から同じ現象が確認された。

この破壊性状を推定すると、図 9 のように面材の対角状に沿って引張り力や反対の対角方向の圧縮力が生じる。それにより面外変形が生じた PC シートには復元力が生じるとともに、復元力が面材と枠組みフレームをつなぐ接合具の引抜き耐力を上回ることで最終的には接合具に面材の復元力による引抜き破壊があったと考えられる。しかし、間柱有り試験体では接合スパンが狭くなったため、写真 1 のような間柱無し試験体での面材の変形やはらみによる脆性的な破壊及び耐力低下は見られなかった。

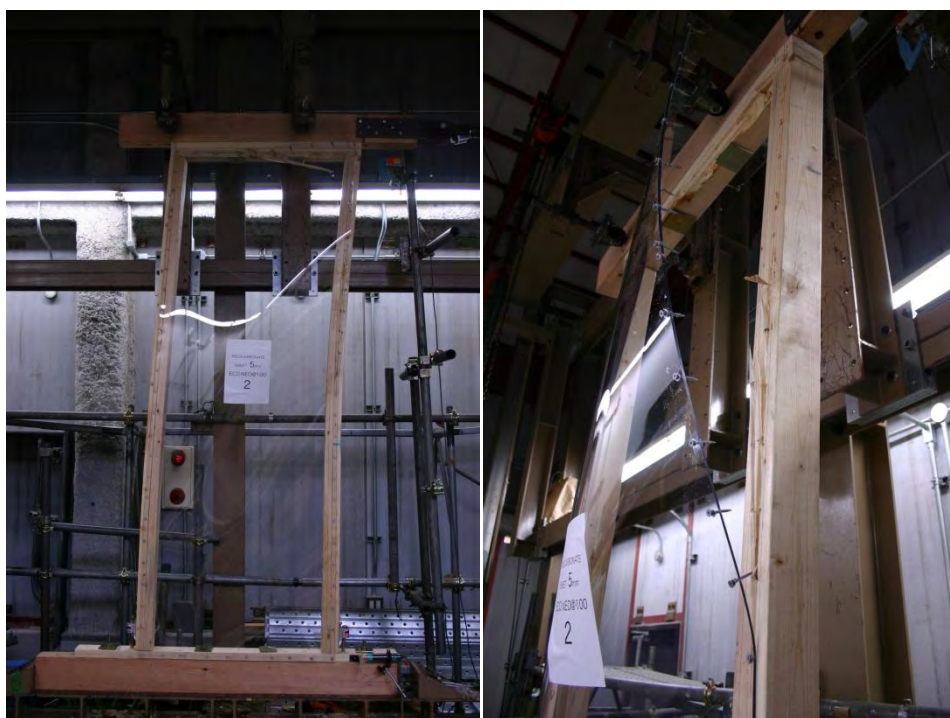


図9 ポリカ+釘を用いた試験体の破壊後の様子

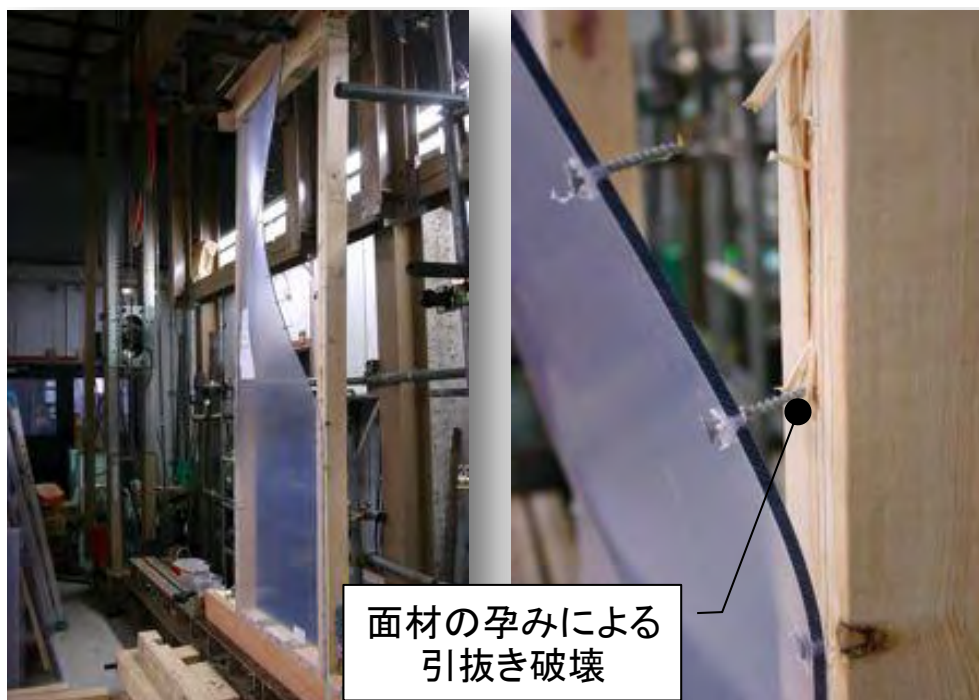


図10 試験体の破壊時の写真

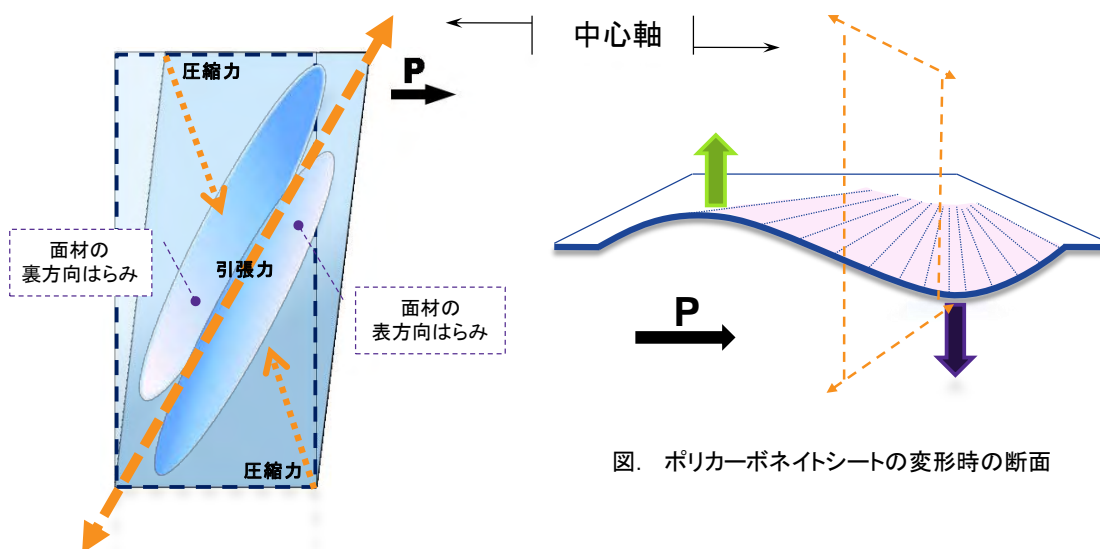


図. ポリカーボネイトシートの変形時の断面

図 11 PC 面材の変形



図 12 ポリカ+釘を用いた試験体の加力前と加力中の様子

4.4.3.2 間柱無し耐力壁耐力壁の試験結果

CN50@100 では面材厚 3, 4, 5 mmを使用して試験体を製作し試験を実施した。この実験で得られた結果をグラフ化すると図 13~21 のような荷重変位曲線になる。CN50 を用いた試験体では面材の厚さによって剛性が上昇するとともに最大耐力も一緒に上昇するが、靱性は厚さとは関係ないことがわかる。

最も高い最大耐力を記録した面材厚 5 mmで CN50@100 の試験体の靱性はかなり低いことが確認された。しかし面材厚 4 mmの試験体は面材厚 5 mmに比べて低い耐力を示しているが、3 mmと 5 mmの試験体よりもすぐれたエネルギー吸収率を示した。厚さ 9 mm、CN50@150 の合板張り耐力壁に比べるとエネルギー吸収率は低いがこれは PC シートと合板が持つ物性や変形特性の違いであろう。

PC シート厚 4 mmで CN50@100 と CN50@150 の試験体を比べると、使われた釘の本数が少なくなった分 CN50@150 の試験体の最大耐力は CN50@100 の試験体に比べて低下していることがわかる。靱性も同じく低下している。(図 13)

EFN タイプの場合も CN50 と同じく一定の厚さを超えると最大耐力、靱性が低下することが確認された。EFN タイプと CN50 タイプを比較すると EFN タイプの方が最大耐力、靱性とも高い値が出ていることが確認された。

表5 試験結果一覧

接合具種類	間柱数 (本)	CN50@100						CN50@150						Eco Fastener Neo(EFN)@100						CN50@100 with Reused sheets			
		3mm		4mm		5mm		4mm		3mm		4mm		5mm		1		2					
		No.1	No.2	No.1	No.2	No.1	No.2	No.1	No.2	No.3	No.1	No.2	No.1	No.2	No.1	No.2	No.1	No.2	No.1	No.2			
1) P_y	(KN)	4.64	4.68	6.86	6.11	5.78	7.69	7.75	4.01	5.06	4.95	7.27	6.93	9.75	7.63	11.20	12.92	7.28	6.40	7.31	10.57	8.95	
2) $P_u \cdot 0.2 \cdot \sqrt{2} \mu - 1$	(KN)	3.65	3.12	5.25	4.04	4.01	4.70	5.48	2.81	4.18	4.41	4.25	4.25	5.90	4.72	5.72	6.41	4.36	4.33	5.73	7.58	6.90	
3) $2/3 \cdot P_{max}$	(KN)	6.45	5.64	8.38	7.65	7.48	9.01	9.01	4.67	6.21	6.14	9.31	8.71	11.85	10.21	11.59	11.59	8.05	8.08	9.65	11.35	10.79	
4) P120	(KN)	4.16	4.15	5.56	5.59	5.81	7.06	6.60	4.59	5.06	5.08	2.98	4.77	5.57	5.90	7.64	7.33	±64	±99	±97	±95	±29	
P_{max}	(KN)	9.67	8.46	12.57	11.47	11.22	13.52	14.07	7.01	9.31	9.21	13.97	13.07	17.78	15.32	17.38	18.18	12.07	12.12	14.47	17.03	16.18	
P_u	(KN)	8.58	7.80	11.54	10.50	10.02	12.23	13.14	6.61	8.77	8.59	12.33	11.68	15.92	13.44	15.45	16.34	11.13	11.04	12.60	15.91	14.83	
K	($\times 10^3$ KN/rad)	0.48	0.47	0.61	0.64	0.69	0.79	0.73	0.57	0.61	0.61	0.42	0.50	0.56	0.62	0.84	0.75	0.25	0.51	0.26	0.30	2.27	
μ		2.77	2.53	3.12	2.33	2.52	2.38	2.71	2.74	3.29	3.84	1.98	2.14	2.19	2.03	2.19	2.42	2.40	2.43	3.08	3.31	3.25	
$D \sigma$		0.47	0.50	0.44	0.52	0.50	0.52	0.48	0.47	0.42	0.39	0.58	0.55	0.54	0.57	0.54	0.51	0.51	0.51	0.44	0.42	0.43	
δ_y	($\times 10^{-3}$ rad)	9.66	9.91	11.26	9.62	8.29	9.68	10.66	7.06	8.31	8.04	17.43	13.98	17.47	12.24	11.20	12.92	29.67	12.47	27.82	35.25	32.92	
δ_v	($\times 10^{-3}$ rad)	17.87	16.53	18.94	16.52	14.36	15.40	18.10	11.65	14.42	13.98	29.56	23.57	28.51	21.55	16.44	21.82	45.32	21.50	47.95	53.06	54.55	
δ_u	($\times 10^{-3}$ rad)	49.43	41.87	59.09	38.56	36.25	36.68	49.06	31.92	47.47	53.65	58.73	50.37	62.37	43.73	40.33	52.72	108.60	52.26	147.90	175.80	177.50	
P_o	(KN)	3.26		4.16			4.91		3.17			3.45		5.03		5.90	4.36	4.70		7.08			
壁倍率	倍	1.83	2.33	2.75	1.78	1.94	2.82	3.31	2.45	2.63	3.97												

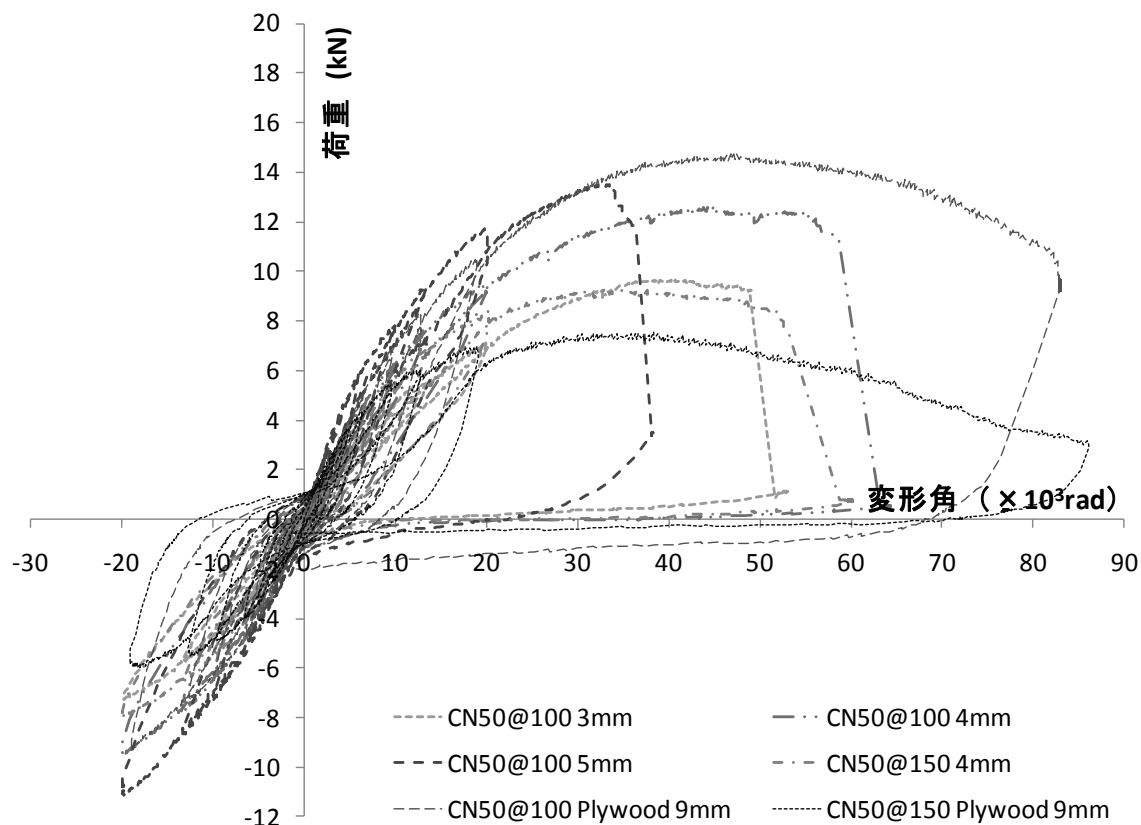


図13 CN50を用いた各耐力壁試験体の比較

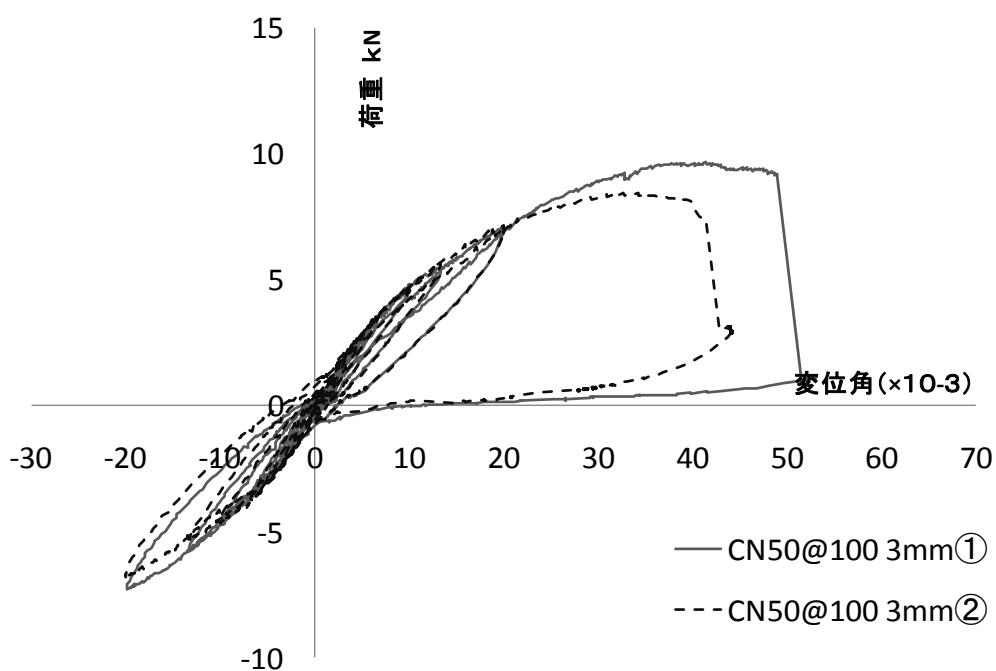


図14 CN50を用いた耐力壁の荷重変位曲線 (3 mm)

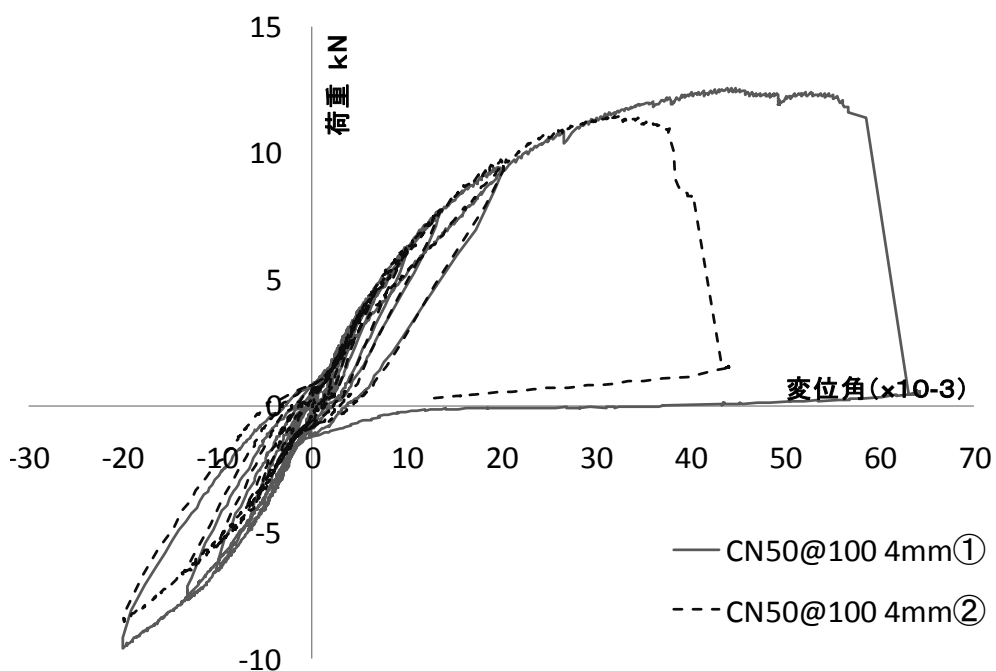


図15 CN50を用いた耐力壁の荷重変位曲線 (4 mm)

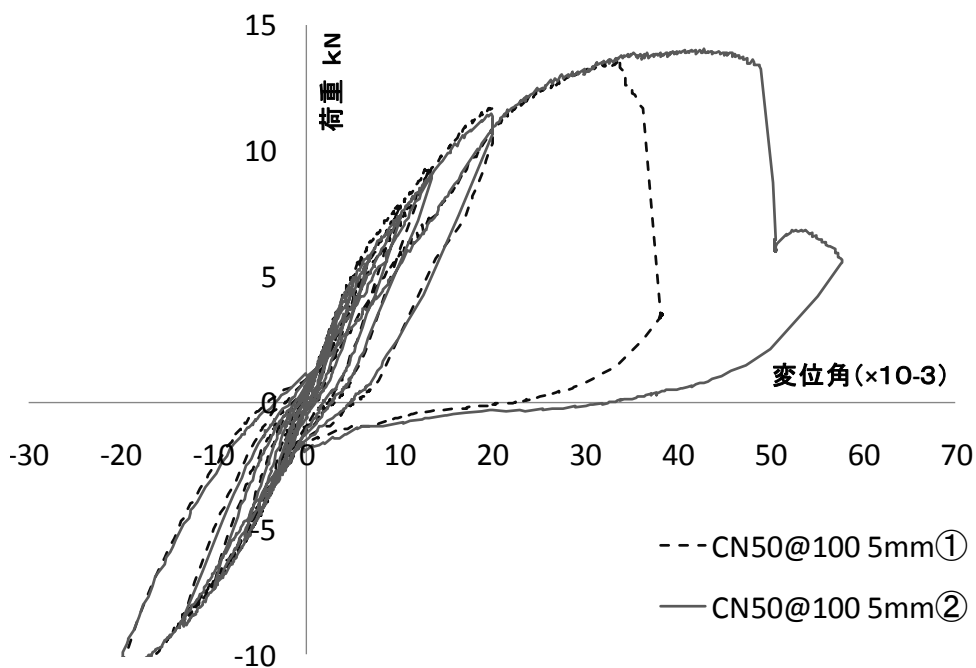


図 16 CN50 を用いた耐力壁の荷重変位曲線 (5 mm)

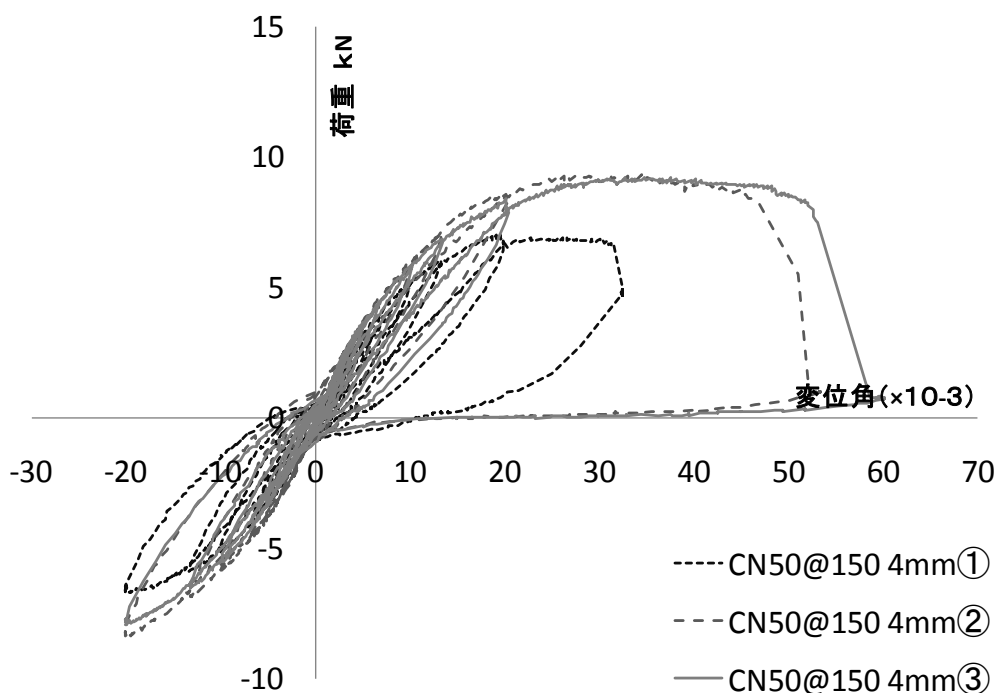


図 17 CN50 を用いた耐力壁の荷重変位曲線 (4 mm)

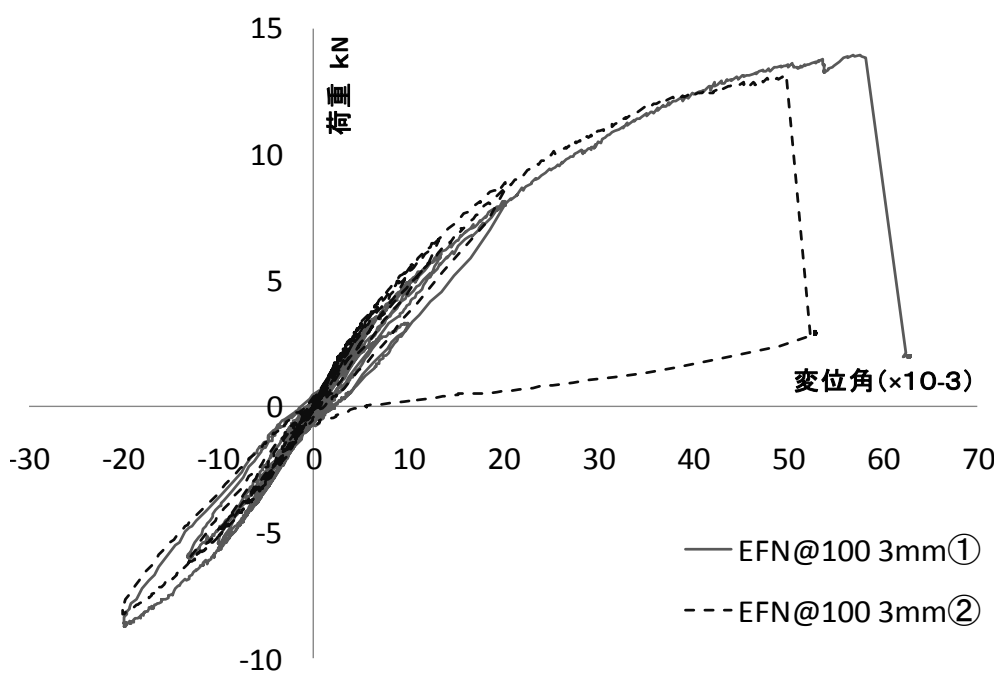


図 18 EFN を用いた耐力壁の荷重変位曲線 (3 mm)

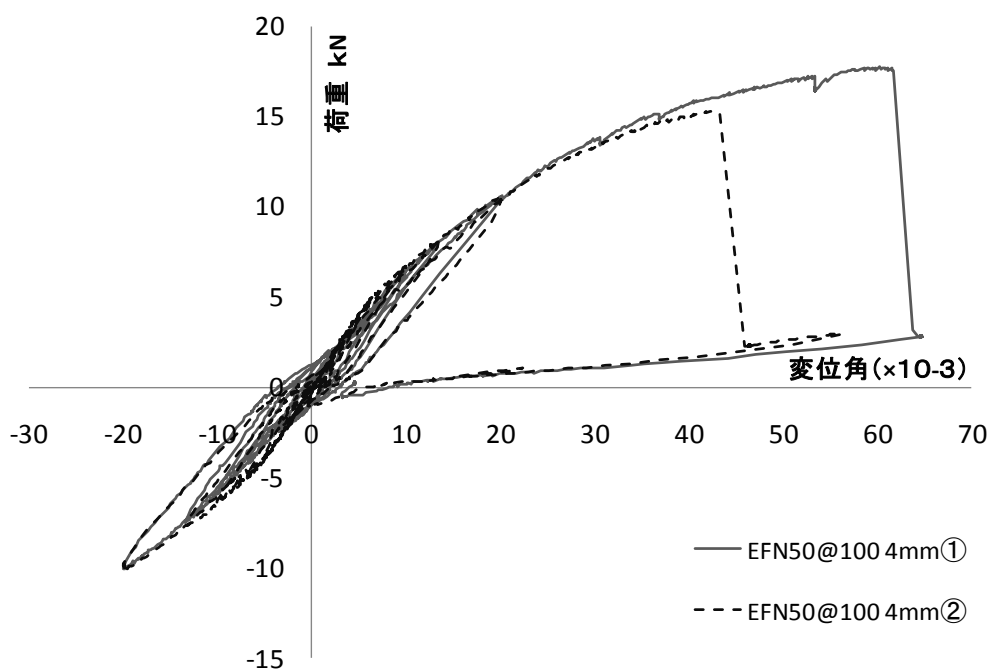


図 19 EFN を用いた耐力壁の荷重変位曲線 (4 mm)

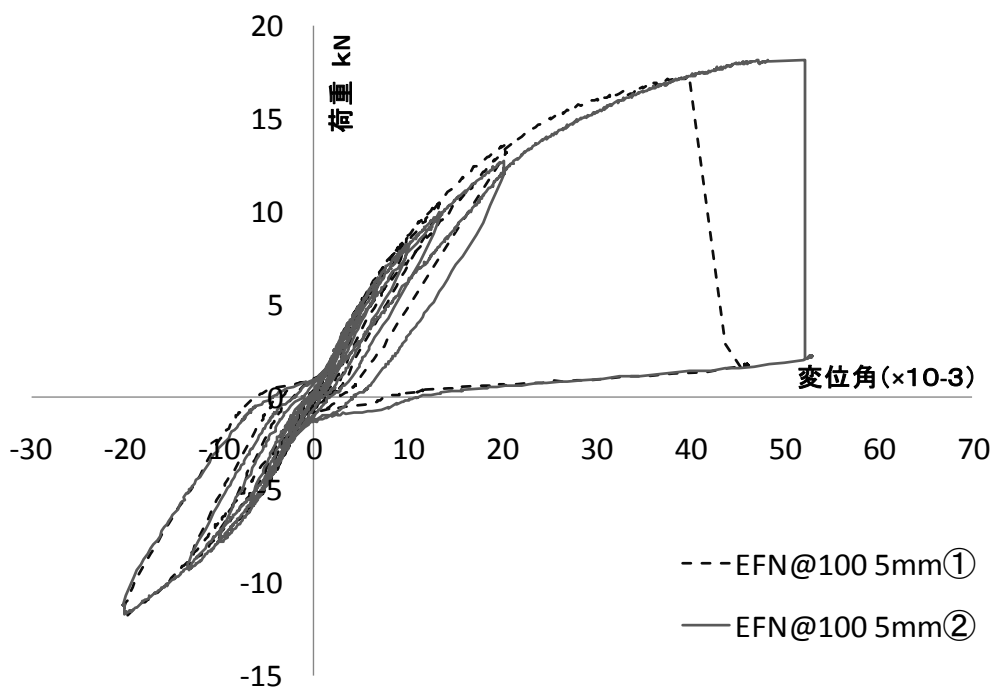


図 20 EFN を用いた耐力壁の荷重変位曲線 (5 mm)

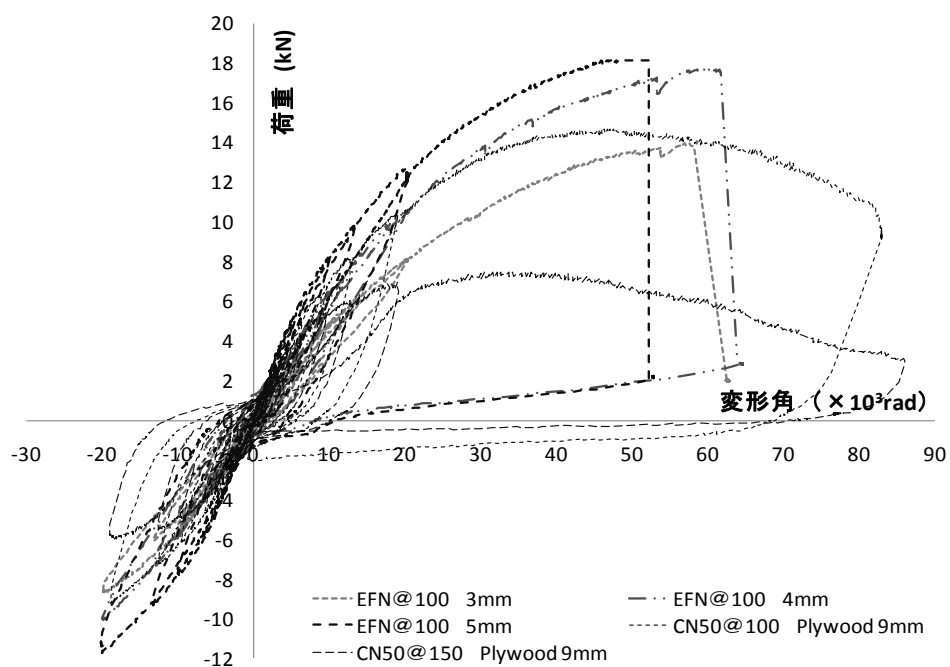


図 21 EFN を用いた各耐力壁試験体の比較

4.4.3.3 間柱有り耐力壁の試験結果

間柱の有無による耐力および靱性の変化が見られた。この試験はPC面材を間柱無しの一
面せん断試験で一度使用したものを間柱有り試験体に使ったため、初期剛性が同じ仕様で
未使用のPCを用いた試験体に比べて低くなっている。これは耐力壁の面内せん断試験を行
う際に生じた面材の引張りおよびはらみ変形により材料の物性値が低下したためと考えら
れる。そのため以前の試験体との正確な比較および評価は難しいが、間柱の有無による耐
力の変化については評価することができると考えた。

間柱が設置されたことで、以前のフレームのみの耐力壁の破壊性状とは異なる破壊が見
られた。以前の試験体では面材がはらみながら、その面材の復元力による接合具の引き抜
け破壊が見られたが、間柱が加えられたことによって試験体の変形に伴う面材のはらみは
少なくなり、破壊性状も柱梁接合部の引き抜きや柱・土台部分での面材の面外への接合具
の引き抜き破壊となった。

主にフレームと面材を止めている接合具の引き抜き破壊であった初回の試験に対し、リ
サイクルパネル+間柱の試験体では初回のような破壊性状はあまり見られず、引張側の柱脚
部の面材の引張側の接合具の引き抜きや柱脚の引き抜き破壊などの破壊性状が確認された。
この現象は、間柱が追加されたことによって面材がはらみにくくなり、構造部材である面
材による面内せん断抵抗力が終局時まで発揮できるようになったためと考えられる。ただ使
いまわしのPCを用いたため初期剛性は半分以下に低下し、間柱有り試験体の結果と比較す
ると低い結果となった（図22）。

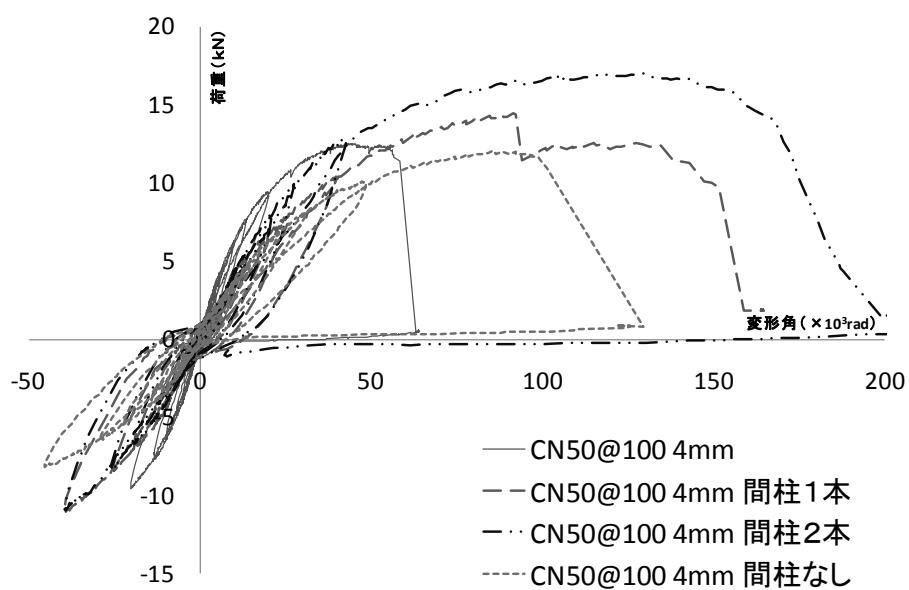


図 22 間柱を設置した耐力壁の試験結果の比較



図 23 間柱無し+再利用面材



図 24 間柱有+再利用面材



図 25 間柱 2 本+再利用面材

4.4.3.3 壁倍率

PC を用いた耐力壁がどのような性能を持つかについて確認するため、壁倍率を算出し合板張り耐力壁との比較を行った。ここで低減係数 α は 1.0 とした。

各耐力壁の試験体から得られた実験データをもとに算出した壁倍率を図 11 にグラフと表に示した。合板張り耐力壁を基準として PC 面材の厚さ別、接合具別に分けられた耐力壁試験体の壁倍率を比較した。

接合具として CN50 を用いた耐力壁試験体の面材の厚さに対する壁倍率の変化を比較すると、CN50@100 mm で PC の厚さ 3 mm の試験体では 1.83 倍、4 mm では 2.33 倍、そして 5 mm では 2.75 倍の順に変化した。そして面材の厚さ 4 mm のみの試験体を用いた CN50@150 の壁倍率は 1.78 倍であった。各試験体の壁倍率を単純に比較すると枠組みに張られた面材の厚さが厚くなると壁倍率も一緒に上昇することがわかった。壁倍率は表 5 および図 11 に示している壁倍率の算出結果によると $Pu \times 0.2 \times \sqrt{2\mu - 1}$ で壁倍率が決まっていることがわかる。

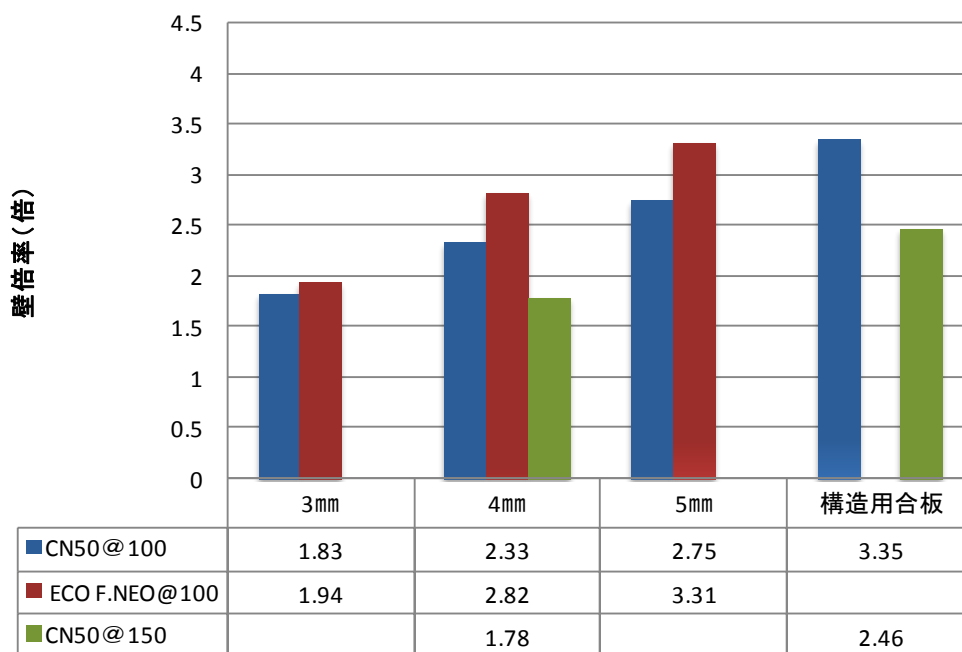


図 26 各試験体の壁倍率比較

エコファスナーネオ(EFN)を接合具として用いた試験体では CN50 の場合と同じく面材の厚さが厚くなると壁倍率も高くなった。PC シートの厚さ 3 mmでは 1.94 倍、4 mmでは 2.82 倍、5 mmでは 3.31 倍の壁倍率が算出された。コントロール試験体であった合板張り耐力壁の CN50@100 mmの試験体では壁倍率 3.35 倍、CN50@150 では 2.46 倍を記録した。

間柱無しの場合の壁倍率の比較では表 5 に示した各試験体の試験結果で確認できる最大荷重の変化と同様な面材の厚さによる壁倍率の変化が確認された。コントロールであった合板張り耐力壁の壁倍率が最も高く、エコファスナーネオと CN50 の面材の厚さが厚い順で壁倍率が高かった。エコファスナーネオと CN50 を用いた試験体の比較ではエコファスナーネオの耐力壁試験体が CN50@100 のシリーズより壁倍率が少し高いことが確認された。そして面材が厚くなるとともに少しずつ壁倍率の増加率が大きくなることが確認された。

9 mm構造用合板張り耐力壁に接合具 CN50@100 mmと PC の厚さ 5 mm面材を用いた CN50@100 とエコファスナーネオの試験体の壁倍率の差は 0.6 倍、0.04 倍であった。仕様の違いにより合板張り耐力壁が比較的の高い試験結果を出しているが、それを考慮すると 5 mm厚の PC と合板張り耐力壁に使われた 9 mm合板はほぼ同等の性能を持っていると考えられる。

間柱を設置した試験体は、表 5 と図 27 のように、間柱を設置することによって最大耐力と変形性能が上昇することが分かる。以前のフレーム+PC 試験体は、試験体の変形に伴う面材のはらみやその復元力による破壊が試験体の最大耐力 (P_{max}) に達した時点で確認されたが、フレームに間柱が追加されたことによって面材のはらみが押さえられ、耐力を保ったまま変形が進み、高い壁倍率を得ることができた。この実験では一度使用済の PC 面材を用いたため、普通に壁倍率を算定すると $1/120rad$ 時の耐力が低く、その分壁倍率は低かった。そこで、評価要素である $1/120rad$ 時の耐力を排除し、 P_y 、 $P_u \times 0.2 \times \sqrt{2\mu - 1}$ 、 $2/3P_{max}$ のみで壁倍率を評価した。その結果、間柱無し試験体と同じく $P_u \times 0.2 \times \sqrt{2\mu - 1}$ で壁倍率が決まることとなり、間柱無し試験体より高い耐力や変形性能があることが確認できた。

間柱の増加に伴い、壁全体の釘本数が増加する。それによる壁試験体の釘配列 2 次モーメント I_{xy} が上昇することとなり、PC 面材の面外変形をより強く拘束できたため壁倍率の向上につながったと考えられる。

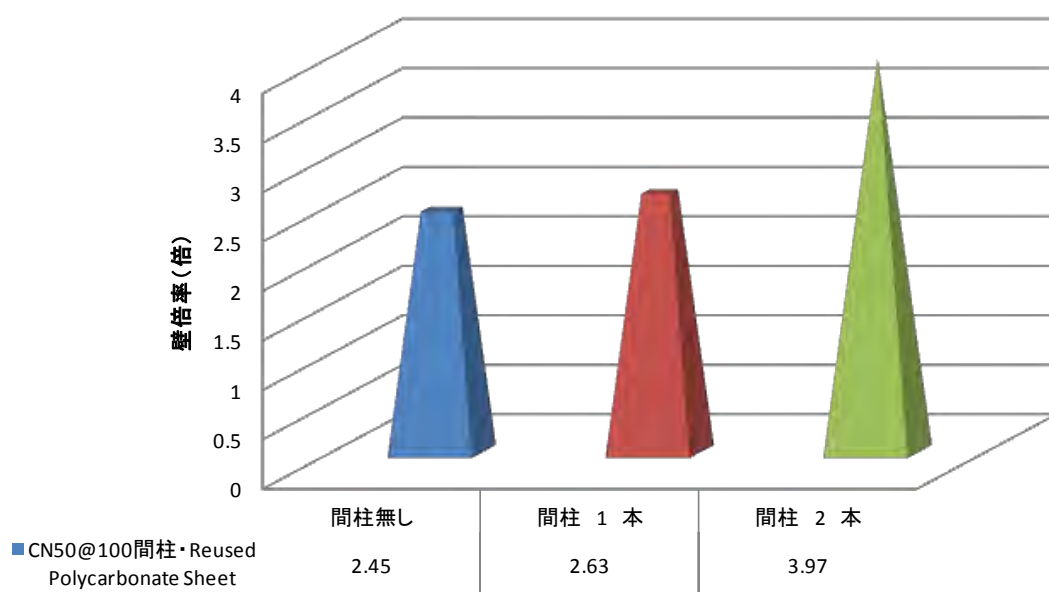


図 27 間柱を設置した試験体の壁倍率比較

4.5 一面せん断データを用いた詳細計算法による面材張り大壁の荷重変形性能の推定

面材張り大壁の詳細計算法³⁾を用いて各試験体の性能を予測した。計算に必要な PC 面材の釘一本当たりの 1 面せん断数値は 3 章の予測要素実験で得られた値を用いた (表 3)。詳細計算法から得られた値は表 6 に示した。実験値と計算値を比較したグラフは図 28、29 に示した。

グラフによると計算と実験値の最大耐力はほぼ合っていることに対して、初期剛性は計算値の方が高く出ていることが分かる。このような結果になった理由を推定してみると、詳細計算法では面材張り大壁に張られた面材の面外変形要素は式に考慮されておらず、接合具のせん断特性によって壁の荷重変形特性を主に評価するようになっている。しかし、PC 面材は合板などの木質面材に比べて面外変形を起こしやすい材料であるため、試験体の変形初期から面外へとはらみが生じることとなり、最終的には面材接合具のせん断特性よりは面材のはらみによって剛性や終局耐力が決まることとなる。初期剛性 K の計算と実験値を比較して見ると、PC を用いた壁試験体で接合具のせん断変形が占める割合は面材の厚さによって全体の 1/2.62~1/3.45 となり、その残りの部分は面材の面外変形が占めていると考えられる。図 28、29 のグラフでは PC 面材が厚くなるとともに面外変形がしにくくなるため左側の 3 mm 厚面材を用いた試験体に対して 5 mm 厚の面材を用いた試験体のグラフが計算値グラフに近接していることが分かる。

PC 面材のような面外変形しやすい材料が用いられた耐力壁に詳細計算法を適応する場合は、面材の厚さによる面外変形特性に関する要素を式に取り入れる必要がある。

表 6 詳細計算法による計算値

試験体	面材厚	K	M_y	M_u	μ	P_a
	mm	kN/cm	kN/cm	kN/cm		kN
CN50@100	3	375806.10	3174.90	3460.70	3.98	7.2
	4	788751.50	3555.00	3875.00	10.37	13.24
	5	613864.00	3018.40	3290.10	4.45	7.12

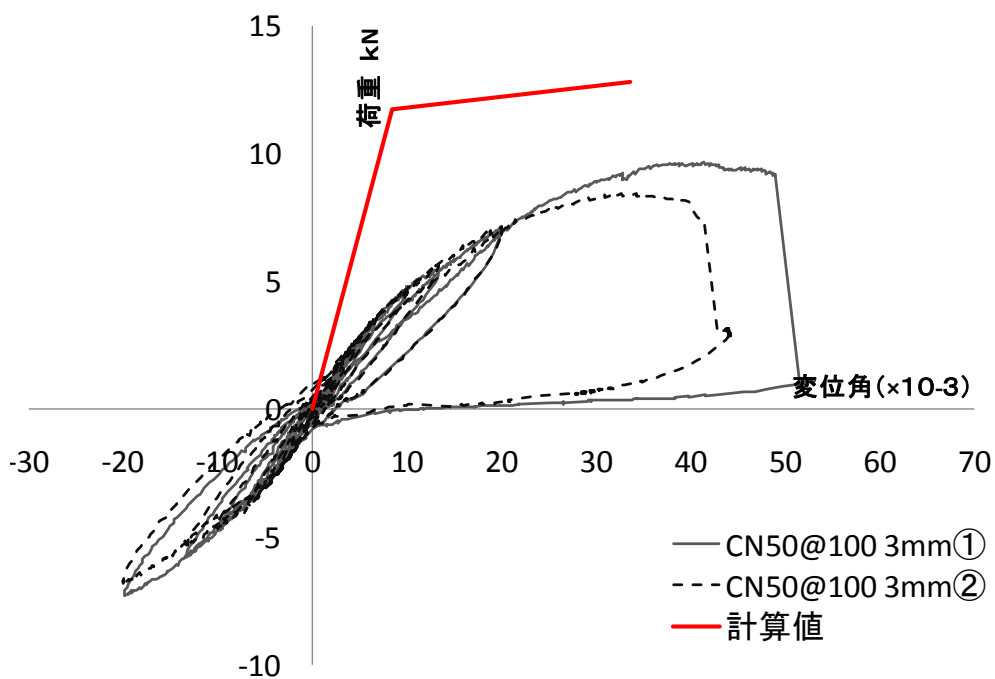


図 28 実験値と計算値の比較 (面材厚さ 3 mm)

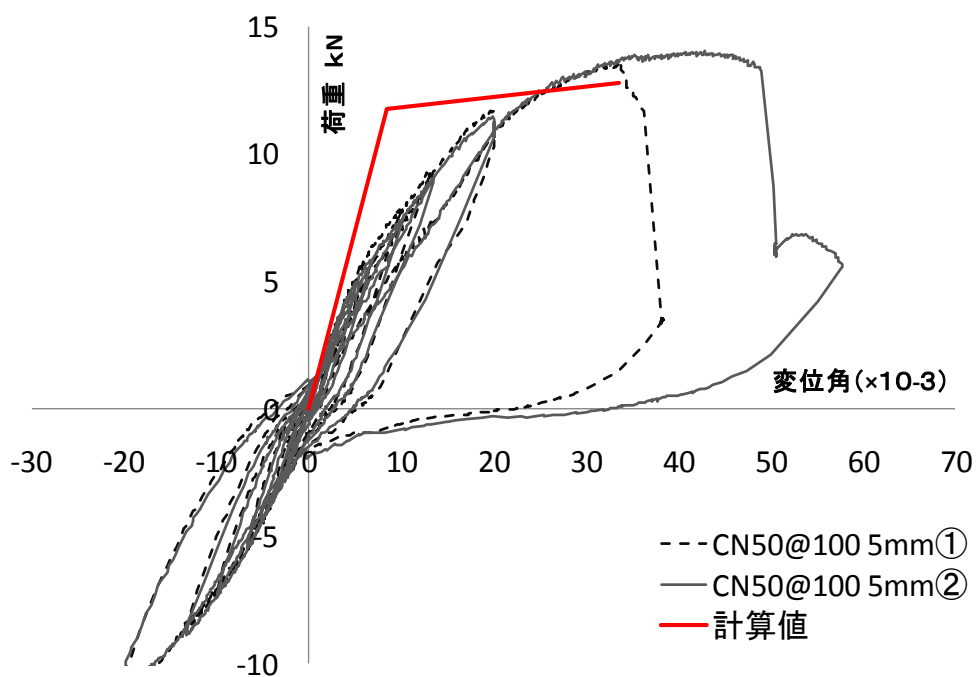


図 29 実験値と計算値の比較 (面材厚さ 5 mm)

4.6 まとめ

PCシートを用いたすべての試験体において、構造体の変形に伴い面材がはらむことによって復元力が生じ、面材を止めている接合具が引き抜かれることにより破壊に至った。しかし試験体の荷重変位曲線を見るとグラフがほぼ直線形になっていることがわかる。これは試験体の変形をしても接合具の穴の周辺にあまり損傷はなく弾性的に元の形に戻ること示す。したがってPCを用いることにより、構造用合板などの木質系面材よりも損傷限界性能の高い耐力壁とすることが可能であると考えられる。PCシートの物理特性と破壊性状を考えると、地震などの外力により引き抜かれた釘を少しずれた位置に新しく打ちなおすことで再度耐力要素として活躍することとなり構造的メンテナンス性の面から見ても非常に優れている構造体とも言える。

今回の実験を通じてPCシートを合板の代わりに張ることで、耐力壁として活用できることが確認された。そして木ねじを接合具として用いることで、釘接合より高い耐力が得られることがわかった。しかしPCシートを用いた耐力壁の靱性は合板耐力壁よりかなり低い。ため、実用化するためにはPCシートの面外へのはらみに伴う接合具の脆性的な引き抜け破壊を抑制できるより拘束力の強い接合具の選択や、間柱による面外はらみの抑制が重要である。また、面外はらみが剛性・耐力に支配的であるため、詳細計算法を適応することは現時点では難しいことが明らかとなった。最後にPCシートの面外はらみを要素として取り入れた詳細計算法の構築と、実際の住宅の室内向けの構造体として用いる場合の構造躯体とPCシートの接合部ディテールを提案が今後の課題である。

4.7 参考文献

- 1) 財団法人ツーバイフォー建築協会：枠組壁工法建築物構造設計指針：pp. 81-92, 234-235, 254-259、2002
- 2) 北川正義、木村将英：単純せん断におけるポリカーボネイト材のせん断挙動、
J. Soc. Mat. Sci. Japan, Vol. 51, No. 3, pp261-266, 2002
- 3) 財団法人日本住宅・木材技術センター：木造軸組工法住宅の許容応力度設計：pp. 331-353、2008
- 4) 枠組壁工法教材研究会編：図解ツーバイフォー工法、井上書店、2008
- 5) 宋昌錫、相馬智明、稲山正弘、安藤直人：第5回坪井記念研究助成報告書、ポリカーボネイトを面材とした2×4工法耐力壁の開発、社団法人ツーバイフォー建築協会、2009
- 6) 宋昌錫、相馬智明、稲山正弘、安藤直人：透明面材を用いた木造住宅における耐力壁の研究・ポリカーボネイトを面材とした枠組壁工法耐力壁の面内せん断試験、日本建築学会大会(東北)学術講演梗概集 C-1 構造Ⅲ：pp. 305-306、2009

第5章

火打ち水平構面の面内せん断試験

第5章 火打ち水平構面の面内せん断試験

5.1 はじめに

透光性を有する耐力要素の一連の研究として、木造住宅における火打ちを用いた構造要素に関する研究を行った。火打ちとは木造建築で水平に直行する部材の接合部・交差部が固定されるように斜めにかけてわたされた補強材のことで、地震時に建物の角が歪まないように土台面、床面、梁面などに入れ水平構面を構成する部材の一種である。安全な構造体を構成するためには、なるべく水平構面には開口を設けないことが望ましいと言われているが、階段室や採光やデザインでの吹抜けが必要とされる場合が多い。火打ちによる水平構面は吹抜けなどの透光性を持つ耐力要素を構成できる方法である。

木造軸組工法の水平構面は、建築基準法施行令（第46条3項 床組および小屋ばり組の隅角には火打ち材を使用し、小屋組には振れ止めを設けなければならない。ただし、国土交通大臣が定める基準に従った構造計算によって構造耐力上安全であることが確かめられた場合においては、この限りではない。）によって、床組および小屋梁組の隅角部に火打ちを設けること、という仕様規定が定められている。隅角部を火打ちで固めた梁組は、梁の弱軸側の曲げ剛性・耐力と火打ちの軸方向剛性・耐力に依存する水平ラーメンフレームととらえることができる。このことから、品確法の性能評価基準告示の床倍率表では、火打ち1本あたりの負担面積と、梁の断面寸法によって床倍率の値が定められている。火打ち材の仕様は、かつての在来軸組工法では3寸角程度の木製火打ちを梁に傾ぎ大入れボルト止めする方法であったが、最近の軸組工法においては鋼製火打ちをボルト止めする仕様が一般的に用いられている。木造軸組工法の火打ちの構造性能に関する既往の研究としては、文献1、2において未乾燥木製火打

ちの乾燥弛緩による隅角部の $P-\delta$ 性状についての実験的研究があるが、その後はあまり活発に研究が行われておらず、阪神・淡路大震災で在来木造住宅が数多く倒壊した後、軸組工法の各部耐力要素の荷重変形状を明らかにする目的で筆者らが行ってきた一連の研究の中で、文献3～5において隅角部に火打ちを有する梁組の面内せん断試験および剛性と終局耐力の簡易評価法の提案と検証が行われている。これらの実験結果等に基づき、品確法の性能評価基準告示における火打ち水平構面の床倍率の値が定められ、文献6の火打ち水平構面の剛性および許容せん断耐力の算定法が定められたが、床倍率が低く水平構面としての効率が悪いことなどから面材張り水平構面などに比べてその後の実験研究はほとんど行われていない。

本研究は、梁組の隅角部に Z マーク鋼製火打ち金物を用いた水平構面について、品確法の床倍率表に対応して、火打ち1本当たりの負担面積3種×四周の梁の断面寸法3種の組み合わせによる試験体の面内せん断試験を実施し、全体および各部の荷重変形状および破壊モードに関するデータを取得、品確法の床倍率の値の妥当性について検証するとともに、火打ちに加わる軸力について、計算値との比較を行い、全体の変形に占める接合部の変形角の割合などについて考察するものである。

5.2 試験

5.2.1 試験体

試験体一覧を表1に示す。試験体の種類は、品確法の床倍率表が定めている火打ち一本あたりの平均負担面積3種×四周の梁の断面寸法3種の組み合わせとした。品確法では、一般的な木造住宅においては部屋の四隅の梁に火打ちを配置することを前提として、8畳間の四隅に配置される場合を1体あたり3.3㎡、6畳間の四隅に配置される場合を1本あたり2.5㎡、6畳間2つ分の四隅に配置される場合を1体あたり5㎡としている。ここでは、それぞれの四周の梁の中央点を反曲点（ピン）と仮定して、隅角部を取り出した試験体としている。これより水平構面のフレーム寸法1820×1820mmに火打ち1本を用いて火打ち一本あたりの平均負担面積3.3㎡とした試験体をここではAタイプ（図4）とし、フレーム寸法1820×2730mmに火打ち1本を用いて火打ち一本あたりの平均負担面積5.0㎡とした試験体をBタイプ（図5）、フレーム寸法1820×2730mmに火打ち2本を用いて火打ち一本あたりの平均負担面積2.5㎡とした試験体をCタイプ（図6）と設定した。それぞれのタイプに対し四周の梁材を、a:105×105mm、b:150×105mm、c:240×105mmの組み合わせによる計9種類とし、各2体ずつ行った。なお、梁断面は面内せん断に梁の弱軸側の曲げで抵抗する向きとしている。

試験体のフレームを構成する梁材にはベイマツのKD材（（株）中国木材、ドライビーム）を使用し、直交する梁桁の仕口はプレカットによる腰掛け蟻仕口とした。上部2カ所の仕口は羽子板ボルトで補強し、柱脚固定式の試験法としたため、脚部の仕口は25kN用のホールダウン金物を使用した。

今回の試験に用いられた火打ち鋼材はZマーク金物HB（材料：JIS G 3302 溶融亜鉛メッキ鋼板および鋼帯、表面処理：溶融亜鉛メッキ付着量 Z27 クロム酸系）を用いた（図1）。軸組に径15mmの穴をあけて外側からM12六角ボルトと角座金W4.5×40を挿入して内側の火打ち金物に通し、小型角座金W2.3×30と六角ナットM12で固定した。

さらに平釘 ZF55 を火打ち金物の各端に 3 本ずつ打ち込んだ (図 2)。

火打ちがボルトで緊結される位置は隅角部から 700mm の位置で、梁せいに対しては必ずしも芯にくるわけではなく、梁材の天端から 60mm 程度の位置に火打ち材が取り付けられた。105 角材を用いた a の試験体のみ材芯とし、b, c の試験体は梁せい天端から 60 mm の位置に火打ちを取り付けた。

表 1 試験体一覧

タイプ・ 火打ち本数	火打ち 1 本あたり 平均負担面積	試験体寸法 (mm)	材料の断面寸法 (梁背×見付幅 mm)
A : 1本	3.3m ²	1820×1820	a: 105×105
B : 1本	5.0m ²	1820×2830	b: 150×105
C : 2本	2.5m ²		c: 240×105

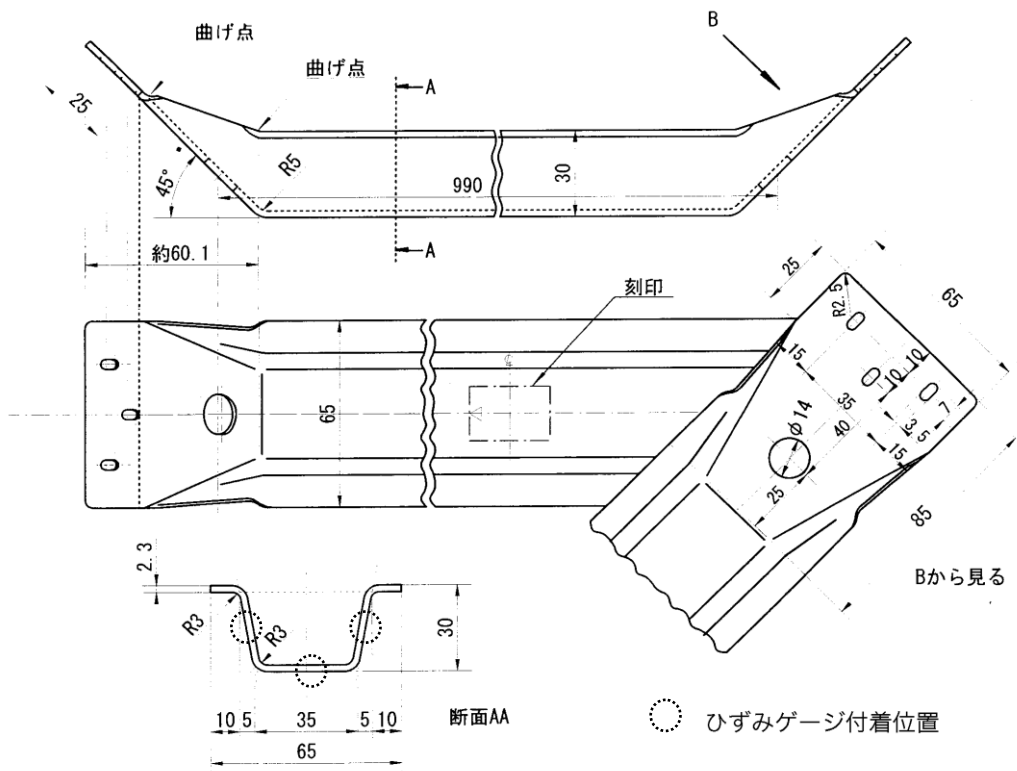


図1 Zマーク金物 HB 詳細図



図2 火打ち金物の接合部

5.2.2 試験方法

試験方法は、文献6の「床倍率を算定するための水平構面の面内せん断試験」における柱脚固定式の試験法、評価法にもとづいた。

1) 試験方法

- ① 面内せん断試験は、柱脚固定式とした。
- ② 加力方法は、正負交番繰り返し加力とし、繰り返し加力の履歴は見かけのせん断変形角が $1/450$ 、 $1/300$ 、 $1/200$ 、 $1/150$ 、 $1/100$ 、 $1/75$ 、 $1/50$ rad の正負変形時に行った。
- ③ 最大荷重に達した後、最大荷重の80%の荷重に低下するまで加力するか、試験体の見かけの変形角が $1/15$ rad 以上に達するまで加力する。なお、見かけの変形角が $1/15$ rad を超えても最大荷重の80%まで荷重が低下しない場合には、見かけの変形角 $1/15$ rad を終局変形角とし、その時の荷重を最大荷重として扱ってよいものとする。

2) 測定

測定は、図3に示すように試験体のせん断変形角や、火打ち隅角部の開閉角、および火打ち鋼材のひずみを測定した。

試験体の脚部は、土台に相当する桁材の両端にストッパーを設置してせん断によるずれを防止し、柱に相当する梁材の両側に25kN用ホールダウン金物を取り付けM16ボルトで架台と緊結した。ただし、材の曲げ変形を拘束しないために、Cタイプのみ柱の直下にスペーサーを挿入して土台を少し浮かせた状態で設置した。上部の桁は一端を延ばして、ロードセルをはさんで油圧ジャッキ（両端ピン）と緊結した。

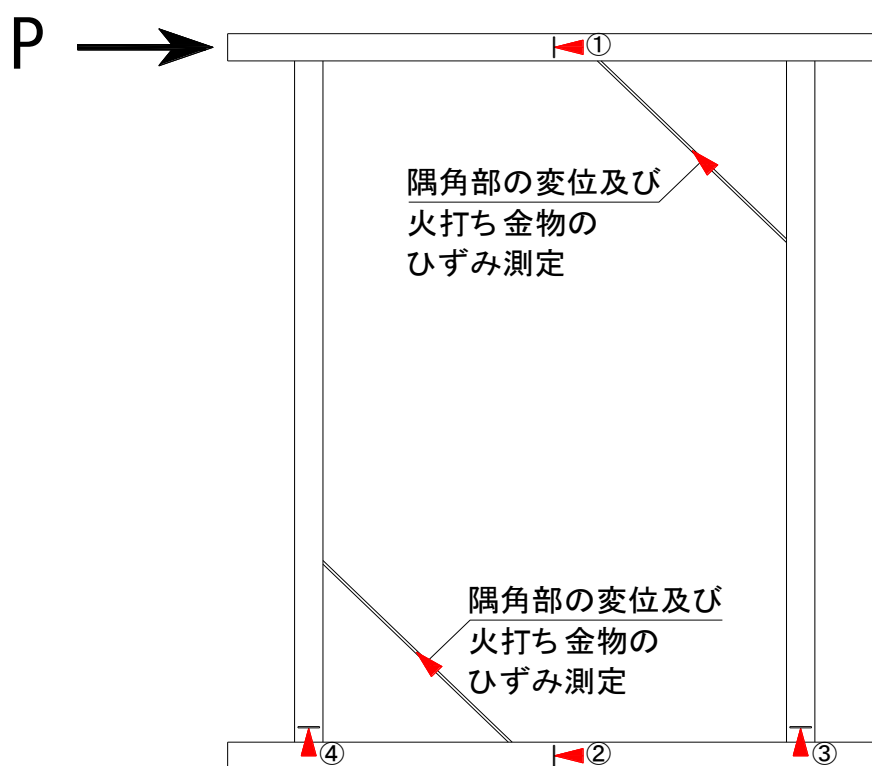


図 3 試験体の変形測定のための測定位置

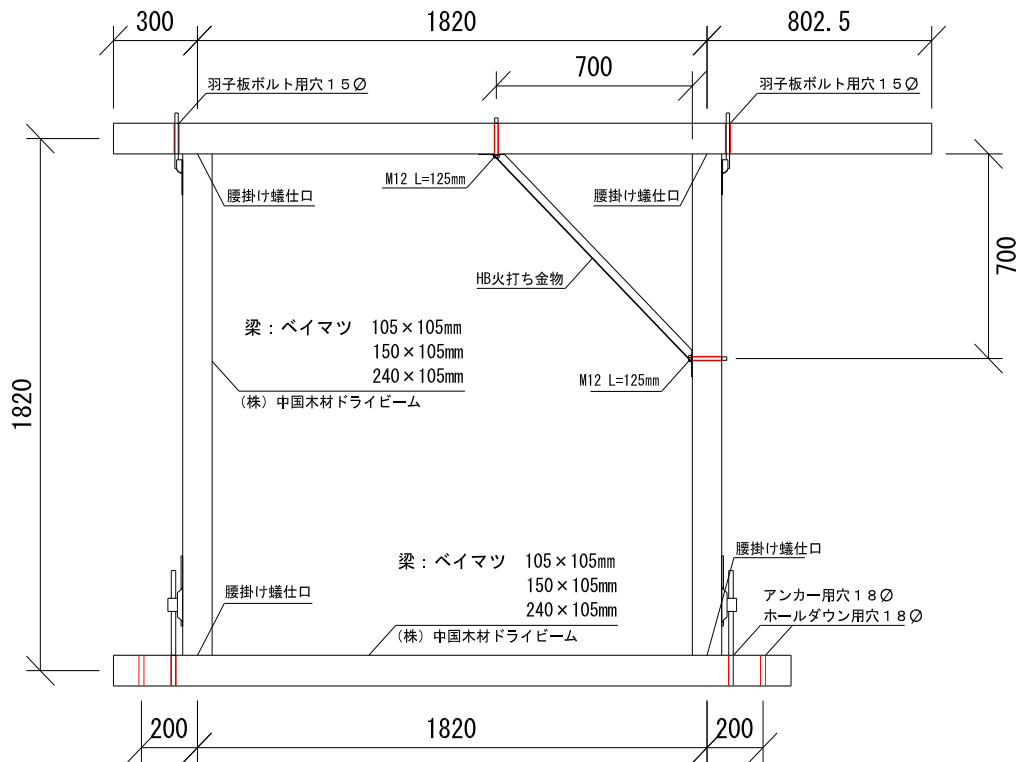


図4 Aタイプ試験体

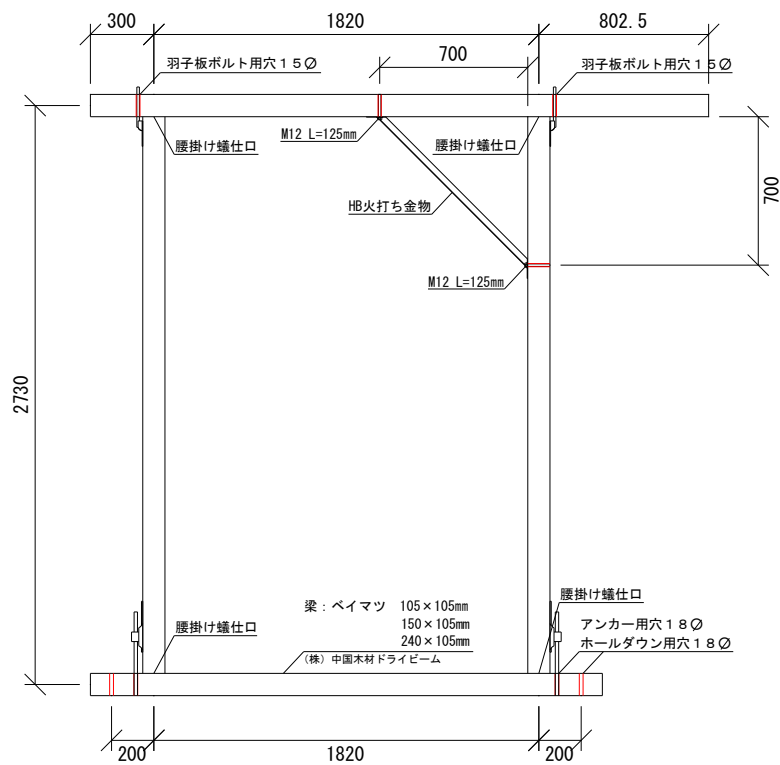


図5 Bタイプ試験体

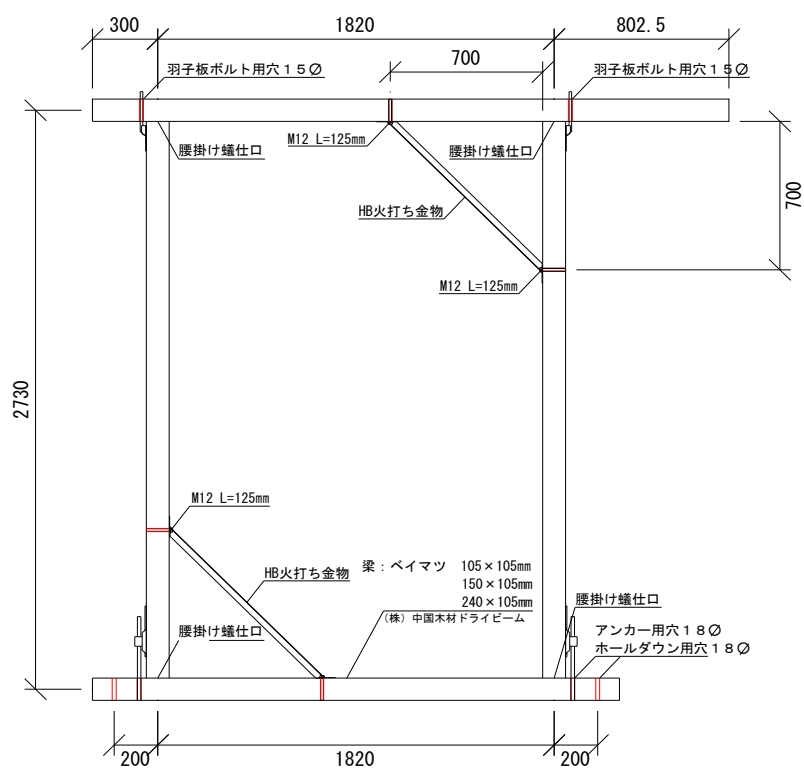


図6 Cタイプ試験体

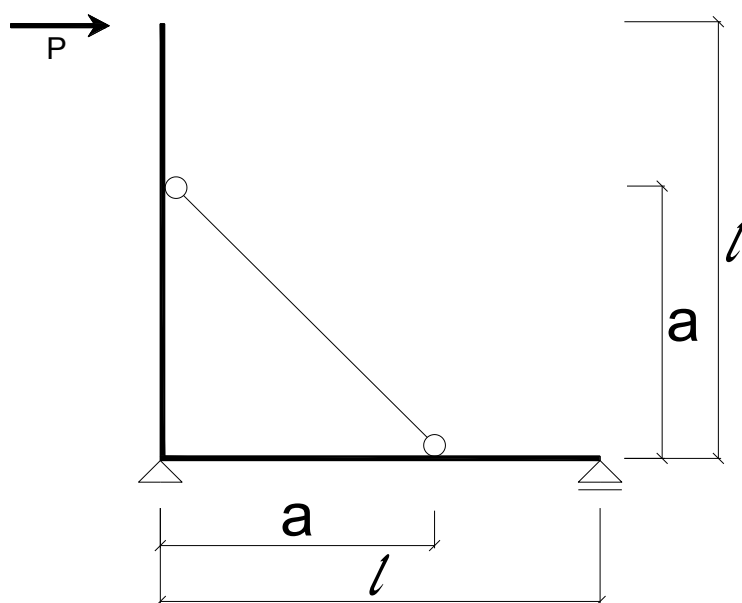


図7 火打ちを含むL型フレームのモデル

5.3 結果と考察

5.3.1 床倍率の評価

試験結果一覧を表2に示す。表中の試験値は文献6の「完全弾塑性モデルによる降伏耐力、終局耐力等の求め方」に従って求めた。また、得られた試験値から算出した床倍率と品確法における床倍率を合わせて示した。

一体を除くすべての試験体において、1/120rad時の耐力で床倍率が決定していることが確認された。各タイプでは梁材の断面寸法が大きくなるほど床倍率が上昇した。すべてのタイプにおいて梁材の断面厚さの変化による床倍率の上昇率は5～45.5%となり、105mm角と240×105mmでの差は約2倍程度であった(図24)。火打ち1本で構成されているAとBタイプの床倍率はすべての断面寸法に対して2倍ほどAタイプが高く出ている。その理由としては、Bタイプの場合は火打ち材の平均負担面積がAタイプに3.3㎡に対して5.0㎡と広く設定されたためと考えられる。

A・Bタイプの試験体ではすべて品確法の床倍率より2倍程度の高い値となった。一方、Cタイプでは品確法の床倍率と同等または若干低い値となった。A・Bタイプが高い理由は、実験から床倍率を求める際に正しくは3体の下限値で評価すべきであるが、ここでは実験の床倍率を2体の平均値から求めているため、ばらつきを考慮した下限値および、耐久性・使用環境・施工性などの影響による係数： α を考慮した場合は、A・Bタイプについては品確法の床倍率に対して妥当な値となるものと推定される。これに対し、Cタイプについては、火打ちの配置を対角としたことにより、長辺の梁の曲げ変形が大きく出てしまい、1/120rad時の耐力が低く評価されてしまったためと考えられる。6畳間の四隅に火うちを配置して1本あたり2.5㎡という前提であれば、正しくは火うちを縦に2本ならべて配置しなければならなかったのに対し、ここでは対角に配置してしまったことが誤りであったと考えられる。火打ち水平構面の正しい試験体の構成や試験法については付録に別途示した。

表 2 試験結果一覧表

試験体			Pmax	初期剛性	Pu	μ	Ds	Py	P/120	2/3Pmax	Pu* (0.2/Ds)	Po 平均値	床倍率	品確法 床倍率
TYPE	材料の断面寸法 mm	no.	kN	kN/rad	kN			kN	kN	kN	kN	kN	倍	倍
A	105 × 105	1	11.77	0.21	11.09	1.34	0.77	6.86	2.47	7.85	2.87	2.47	0.69	0.3
		2	11.47	0.21	10.23	1.71	0.64	6.39	2.48	7.65	3.18			
	150 × 105	1	11.12	0.24	9.71	1.70	0.64	5.88	2.56	7.41	3.01	2.59	0.73	0.36
		2	11.37	0.29	10.37	2.04	0.57	6.02	2.66	7.58	3.64			
	240 × 105	1	12.02	0.27	10.85	1.48	0.71	6.16	2.76	8.01	3.04	2.99	0.84	0.48
		2	11.72	2.29	10.77	1.45	0.72	5.71	3.01	7.81	2.97			
B	105 × 105	1	6.06	0.10	5.53	1.38	0.76	3.22	1.10	4.04	1.46	1.12	0.31	0.15
		2	6.76	0.11	6.53	1.23	0.83	4.24	1.17	4.51	1.57			
	150 × 105	1	6.65	0.12	6.00	1.80	0.62	3.71	1.18	4.43	1.94	1.19	0.33	0.18
		2	7.46	0.09	7.68	1.16	0.87	5.81	1.20	4.97	1.77			
	240 × 105	1	7.66	0.16	6.77	1.50	0.71	3.54	1.70	5.11	1.91	1.72	0.48	0.24
		2	7.56	0.15	6.91	1.55	0.69	3.96	1.79	5.04	2.00			
C	105 × 105	1	11.41	0.15	10.67	1.46	0.72	7.42	1.94	7.61	2.96	1.78	0.50	0.5
		2	9.41	0.15	7.96	1.93	0.59	5.56	1.72	6.28	2.70			
	150 × 105	1	9.52	0.17	8.56	1.36	0.76	5.47	2.00	6.35	2.25	1.89	0.53	0.6
		2	9.47	0.16	8.72	1.44	0.73	5.71	1.85	6.31	2.39			
	240 × 105	1	11.82	0.24	10.54	1.80	0.62	6.29	2.94	7.88	3.40	2.27	0.76	0.8
		2	10.72	0.24	9.46	1.86	0.61	5.54	2.64	7.15	3.10			

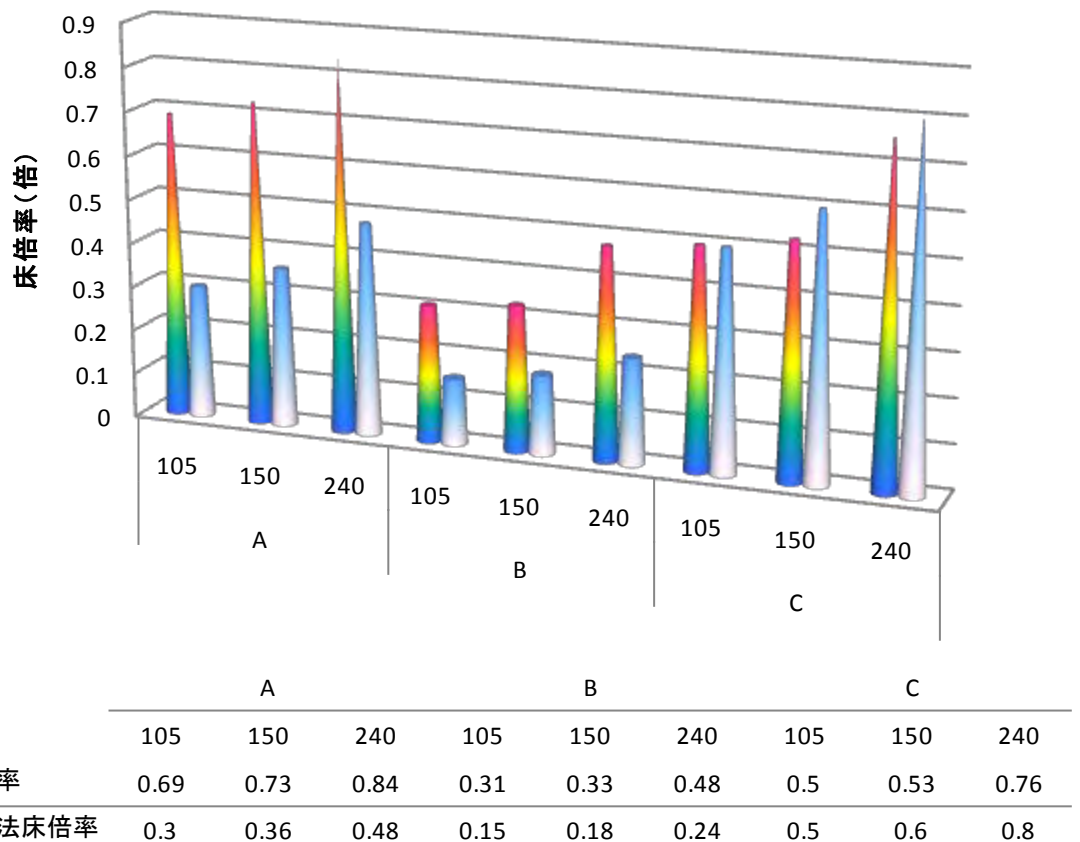


図 8 床倍率の比較

5.3.2 破壊性状

各試験体の破壊性状を表 3 に、破壊の様子を図 9～図 14 に示す。加力とともに火打ち鋼材に圧縮力が加わり、梁材の曲げ変形および火打ち鋼材の座屈変形が生じた。最終的な破壊形状としては、圧縮力によって火打ちが座屈したもの(以下「座屈破壊」)と、木材の欠点によって梁材が曲げ破壊を生じたもの(以下「曲げ破壊」)の 2 種類に大きく分けられる。また、腰掛け蟻仕口の接合部では回転変形が進行し、最終的に引き抜き破壊が確認された(図 9)。

火打ち一本当たりの平均負担面積が 3.3m² の A タイプでは、座屈破壊のみが確認された。最大荷重の時点に達したところで、隅角部の内側の方へと座屈が生じた(図 11)。火打ち一本当たりの平均負担面積が 5.0m² の B タイプでは主として曲げ破壊が見られた。曲げ破壊はすべて節の部分から生じた(図 12, 13)。断面寸法 240×105mm の試験体では座屈破壊が生じたが、梁材の周辺に欠点となる部分は見られなかったことから、梁せいだけでなく欠点の有無が曲げ破壊の要因となっているものと推察される。火打ち一本当たりの平均負担面積が 2.5m² の C タイプでは、座屈破壊と曲げ破壊の複合的な破壊性状が各試験体から確認された(図 14)。

表 3 試験体の破壊性状

Type	断面寸法による区分	火打ちの位置	試験体		参考
			1	2	
A	a	上部のみ	○	○	a: 105×105mm
	b		○	○	
	c		○	○	
B	a	上部のみ	▲	▲	b: 150×105mm
	b		▲	▲	
	c		○	○	
C	a	上部	○	○	○ 火打ちの座屈 ▲ 梁材の弱軸側 曲げ破壊
		下部	○	▲	
	b	上部	▲	▲	
		下部	▲	▲	
	c	上部	○	○	
		下部	○	▲	



図9 腰掛け接合の破壊図



図10 座屈した火打ち金物



図11 Aタイプ試験体の破壊時の様子

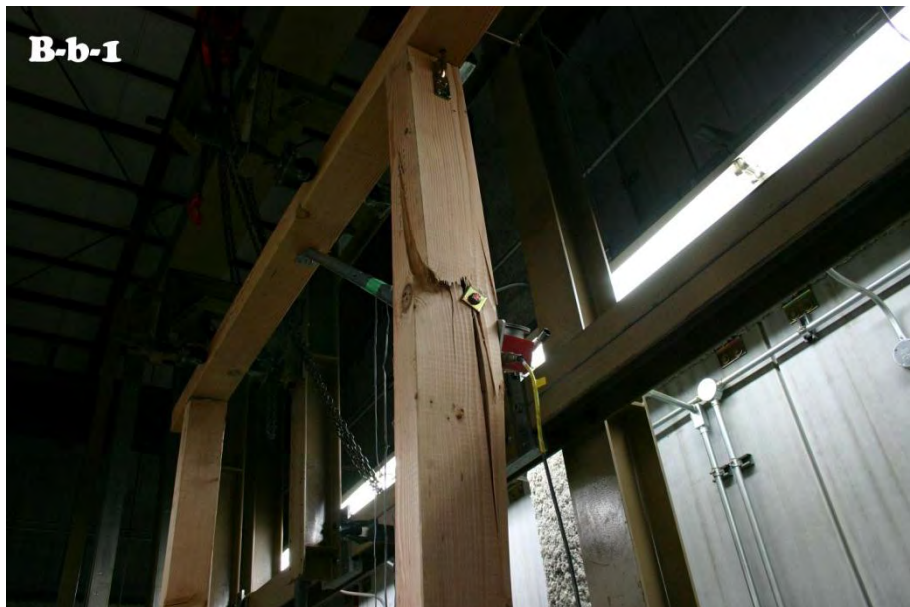


図12 Bタイプ試験体の梁材の曲げ破壊



図13 Bタイプ試験体の上部梁材の曲げ破壊

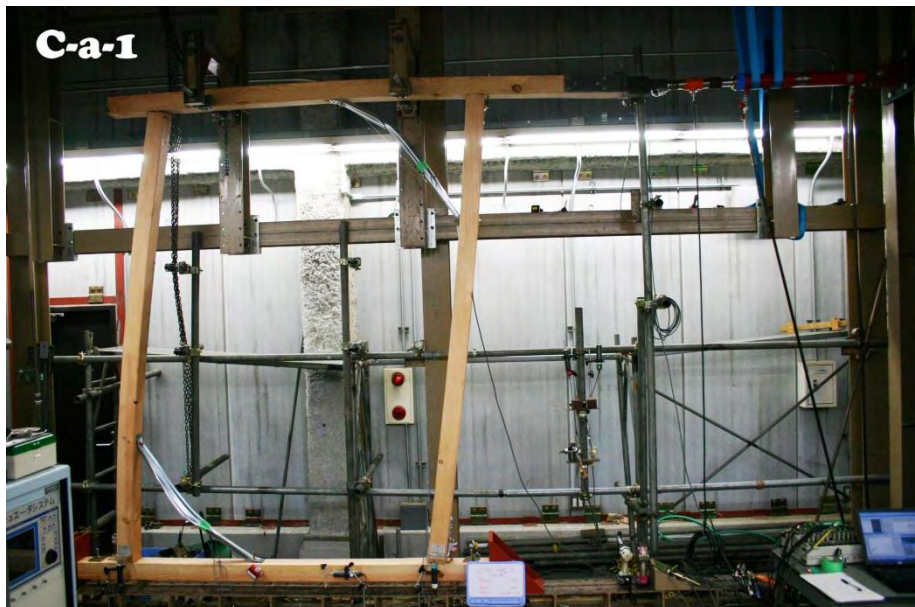


図14 Cタイプ試験体の両火打ち金物の座屈破壊

5.3.3 荷重・変形関係

各試験体の荷重-真のせん断変形角曲線を図15から図17に示す。

Aタイプでは、梁せいが大きくなるにつれ初期剛性がやや増加する傾向が見られたが、最大耐力についてはすべて火打ちの座屈破壊で決まったため同程度であった。それに対しBタイプでは、初期剛性、最大耐力ともに増加する傾向が見られた。Cタイプでも同様の傾向となっているが、 $150 \times 105\text{mm}$ でわずかに剛性が低くなった。

最大荷重に至るまでの変形は梁材の曲げ変形が大きく観察され、破壊直前まで弾性的な挙動を示した。最大荷重後の挙動として、図15から図17では大きく2種類の变形曲線が見られるが、これは火打ちの座屈による変形曲線とフレームの破壊による変形曲線が異なるためである。座屈破壊が生じた場合は梁材の損傷が少ないため、フレーム本体の耐力によって一定の耐力を保ち続けるが、曲げ破壊が生じた場合は試験体の粘りは無く、そのまま耐力が低下した。

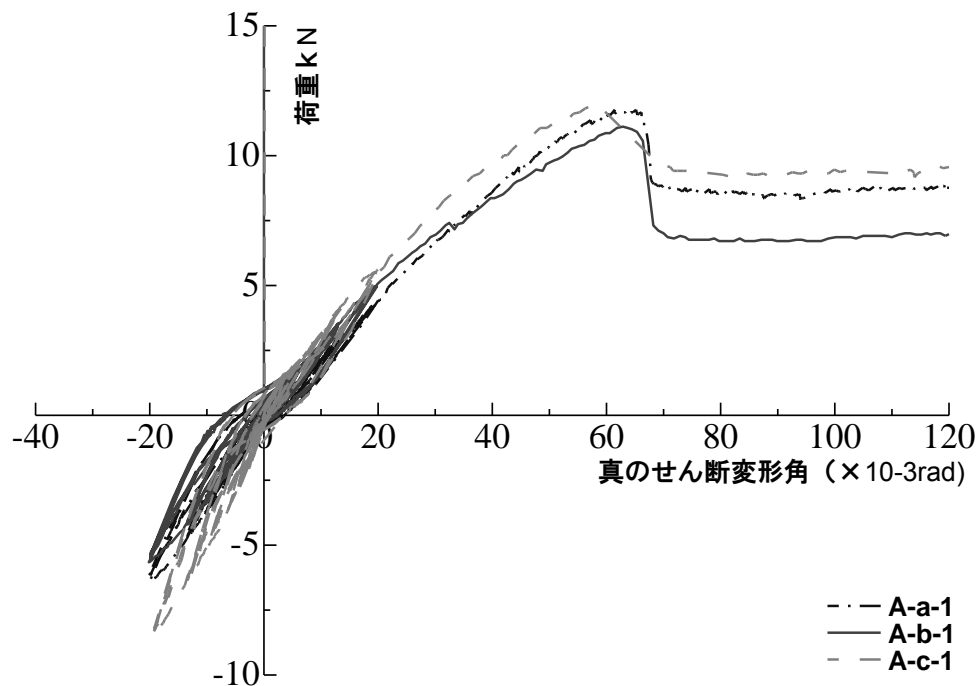


図15 A type 試験体の荷重-真のせん断変形角曲線

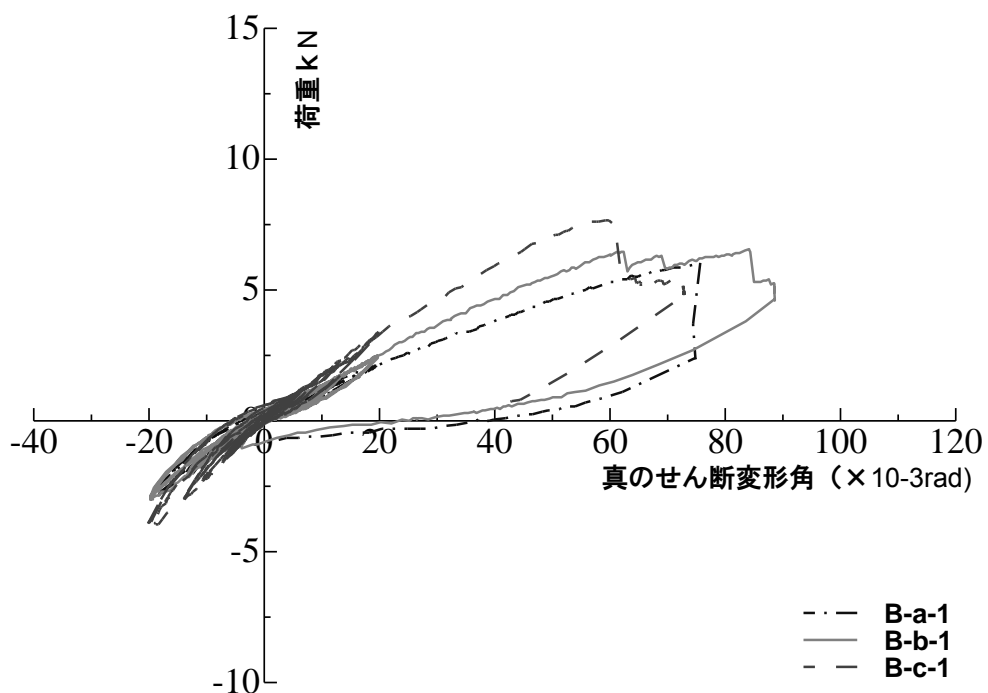


図 16 B type 試験体の荷重－真のせん断変形角曲線

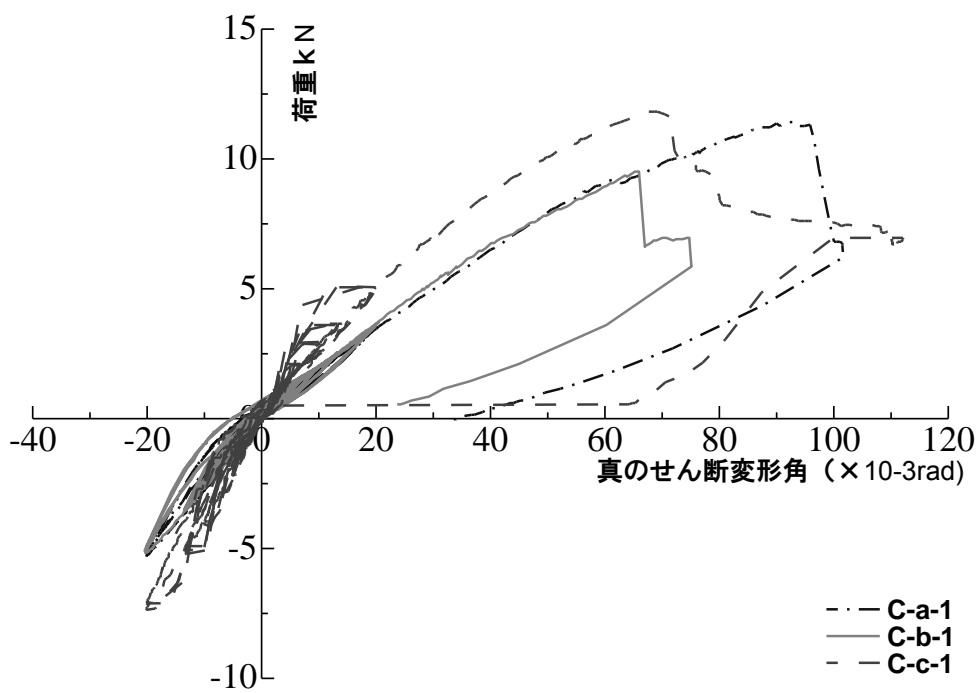


図 17 C type 試験体の荷重－真のせん断変形角曲線

5.4 解析

5.4.1 火打ちの軸力

図 18 のような火打ち構面において、火打ち金物に生じる軸力は式(式 1)から求められる。

$$P_{ax-calc} = \frac{\text{火打ち一箇所当たりのモーメント}}{\text{隅角部から火打ち軸芯までの距離}} = \frac{(PH/n)}{(a/\sqrt{2})} = \frac{\sqrt{2}PH}{n \cdot a} \quad (\text{式 1})$$

ここで、 $P_{ax-calc}$: 軸力の計算値、 n : 火打ち金物の本数、 a : 金物端部までの距離、 H : 試験体高さ

また、実験によって得られた火打ち金物のひずみ ε (ここでは側面中央に貼ったひずみゲージ 2 枚の平均値とした) を用いて、式(式 2)から軸力の実験値を求めた。

$$P_{ax-exp} = \varepsilon EA \quad (\text{式 2})$$

ここで、 P_{ax-exp} : 軸力の実験値、 E : 鋼材のヤング係数、 A : 火打ち金物の断面積

軸力の実験値と計算値の比較を図 19 から図 21 に示す。グラフより、Z マーク鋼製火打ちの座屈荷重は約 20kN 程度であることがわかる。グラフに重ねて火打ち鋼材の軸力の計算値を直線で示した。A, B 両タイプでは計算値の傾きは実験値のグラフのばらつき範囲内に収まっているといえる。C タイプでは計算値よりも実験値のほうが火打ちの軸力は大きくなった。梁せいが大きくなると、火打ちの梁せい方向の取付け位置が材芯からずれてしまい、そのため加力芯からの偏心が大きくなり、火打ち断面内のひずみ分布が均等でなくなったものと考えられる。

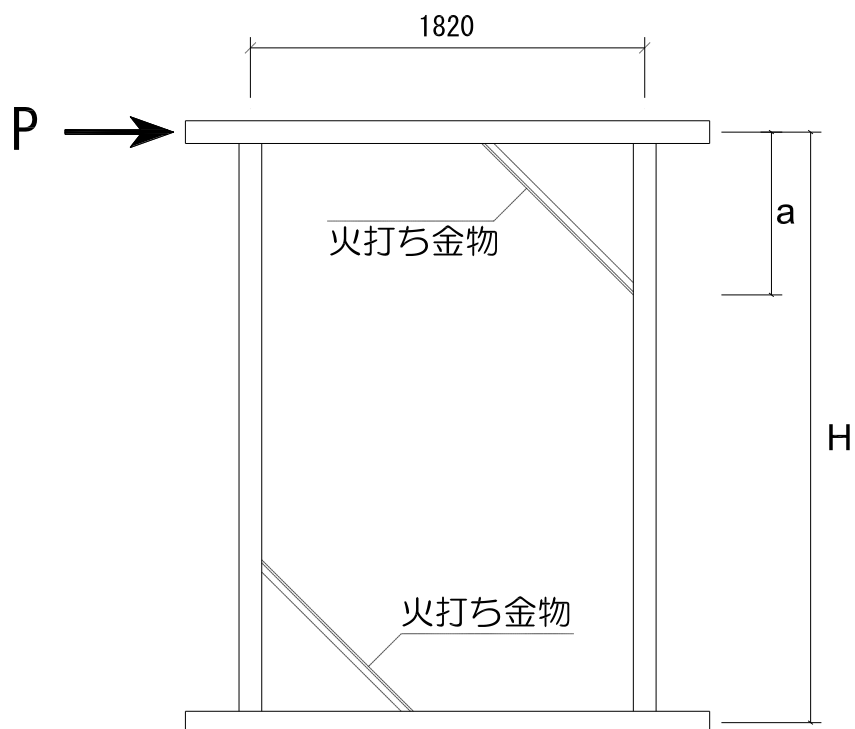
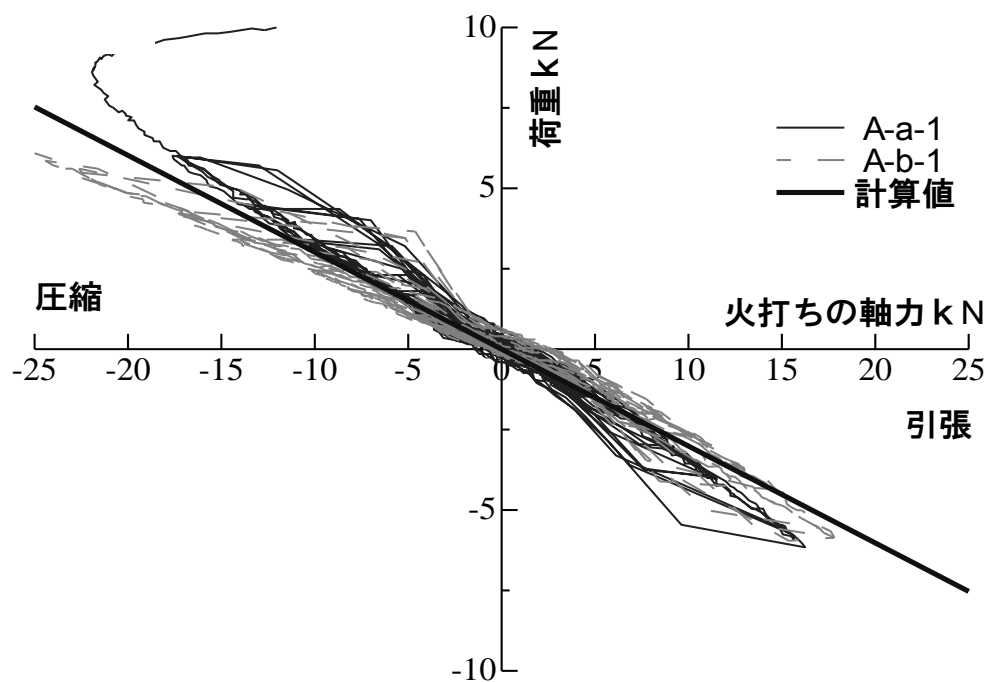
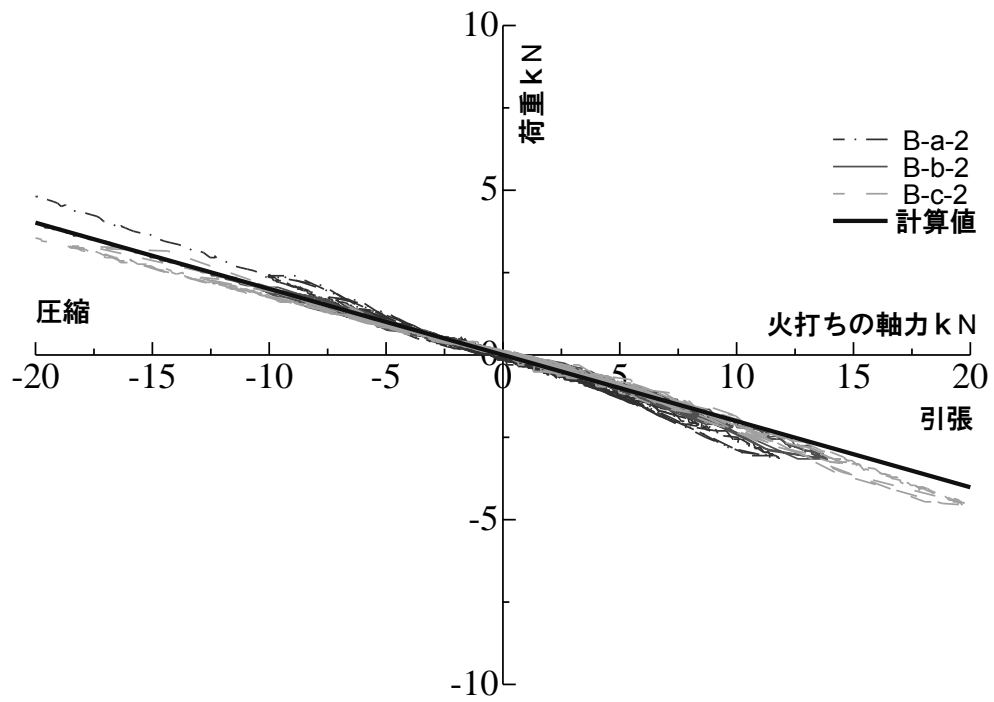


図 18 接合部の軸力の計算値



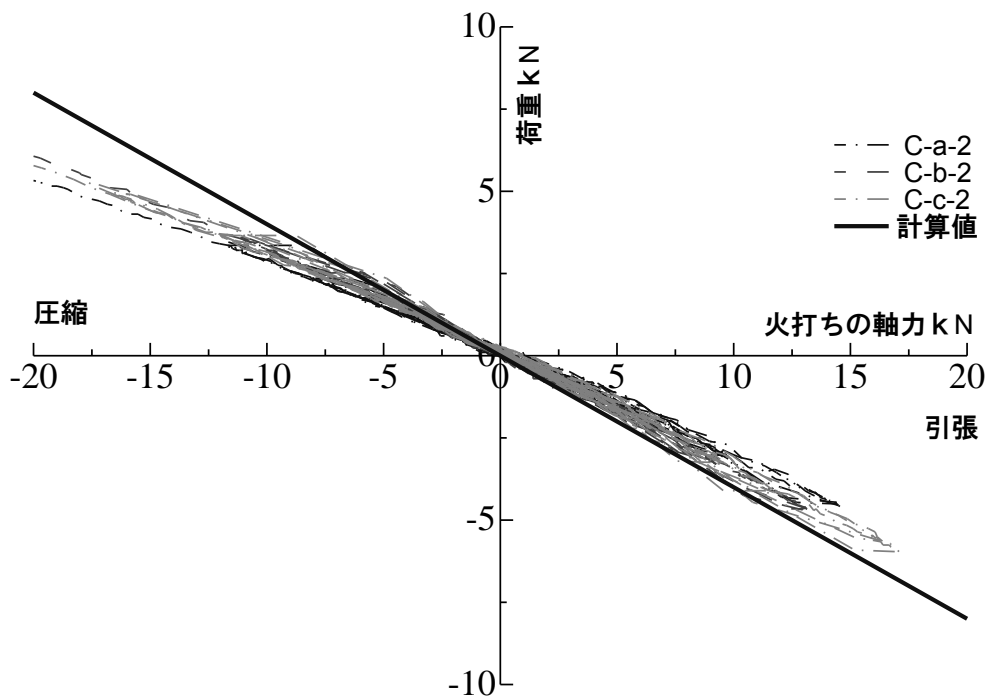
Aタイプ火打ち一本あたりの平均負担面積 3.3 m^2

図 19 Aタイプ試験体の火打ち金物の軸力



Bタイプ火打ち一本あたりの平均負担面積 5.0 m^2

図20 Bタイプ試験体の火打ち金物の軸力



Cタイプ火打ち一本あたりの平均負担面積 2.5 m^2

図21 Cタイプ試験体の火打ち金物の軸力

5.4.2 フレームの曲げ（接合部の変形）

Aタイプの火打ち床構面の火打ち金物に取り付けられた隅角部の変形角 θ 、フレームの曲げによる変形角 $(R-\theta)$ を図23および図24に示した。接合部の変形角 θ は図22より式(3)から求めた。

$$\theta = \frac{\delta}{700\sqrt{2}} \quad (3)$$

ここで、 δ ：隅角部の変位、 θ ：接合部の変形角

さらに、1/120rad 時における、接合部の変形角 θ およびフレームの曲げ変形角 $R-\theta$ の比率を表4に示した。

図23を見ると、梁せいが大きくなるにつれて接合部の剛性が低くなっていることがわかる。これは、火打ちの梁せい方向の取付け位置が、梁せいが大きくなるほど偏心が大きくなるためと思われる。

また図24より、フレームの曲げ剛性は梁せいに概ね比例していることがわかる。

図24のフレームの曲げ変形角については、終局まで弾性的であるのに対し、図22の接合部の変形角については、火打ちの座屈変形に伴い剛性が大きく低下していくことがわかる。

また、表4より梁せいが大きくなるにつれて梁の曲げ剛性が大きくなるため、全体の変形角のうち接合部の変形角が占める割合が増加している。ただし、梁せい240mmでもフレームの曲げ変形の占める割合は70%以上となっており、このことから床倍率決定要因である火打ち水平構面の初期剛性算定に際しては、火打ち両端接合部をピンとしたフレームモデルを用いても、概ね妥当な値を予測し得るものと考えられる。

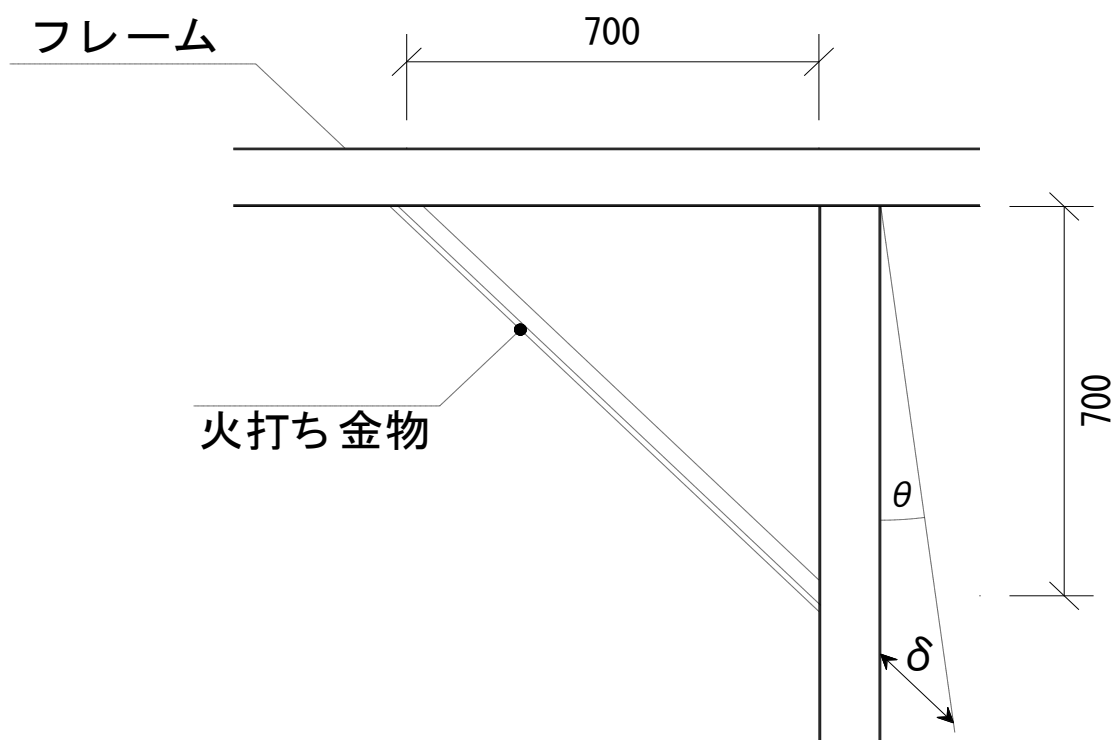


図 22 接合部の変形角

表 4 真のせん断変形角のうち接合部の変形角が占める割合

試験体 (mm)		引き (%)		押し (%)	
Type	Lot.	θ	$R-\theta$	θ	$R-\theta$
A-a (105×105)	1	4	96	6	94
	2	7	93	5	95
A-b (150×105)	1	13	87	20	80
	2	28	72	9	91
A-c (240×105)	1	-	-	28	72
	2	-	-	14	86

*1 Aタイプ試験体の1/120rad変形時の値を比較

*2 真のせん断変形角R-隅角部の変形角 θ ($R-\theta$)

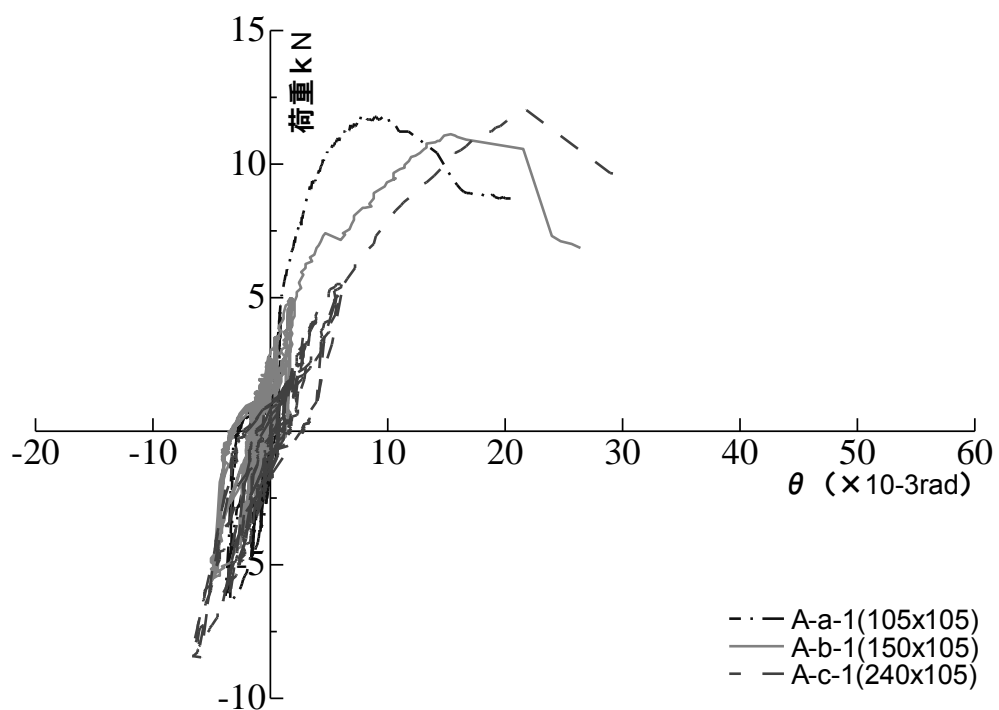


図 23 接合部の変形角

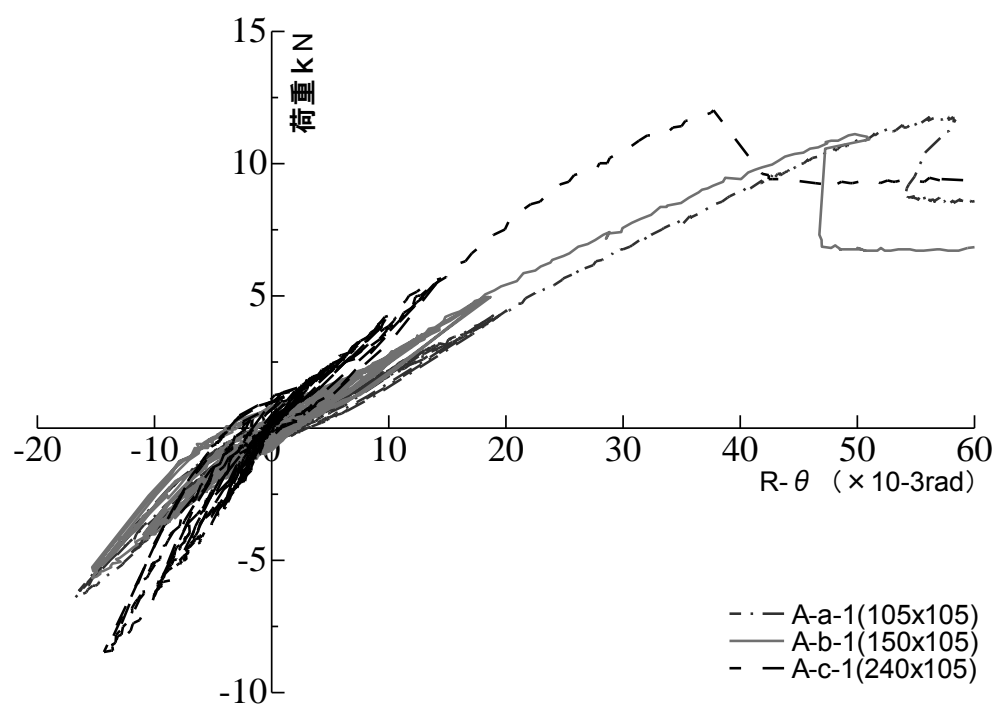


図 24 フレームの曲げによる変形角

5.5 まとめ

本研究では火打ち 1 本あたりの負担面積と、梁の断面寸法をパラメータとして火打ち金物を用いた水平構面の面内せん断試験を行った。

試験から得られた床倍率は、1 体を除いて全て $1/120\text{rad}$ 時の耐力で決定され、A・B タイプの試験体では品確法の床倍率の値より高い結果となったが、C タイプでは火打ちの配置が不適切であったことより品確法の床倍率より若干低くなった。床倍率が決まった $1/120\text{rad}$ 時に火打ち接合部の変形角が占める割合は 5~28% となり、フレームの曲げ変形が支配的であった。試験体の火打ち金物に掛かる軸力の実験値は概ね計算値と一致した。

破壊性状は火打ち金物の座屈破壊、または火打ちの取り付く梁材の弱軸側の曲げ破壊が確認された。梁材の曲げ破壊については節の有無が大きく影響していた。実際の施工および検証のための実験を行う際には、火打ち接合部が来る部分にできる限り節が当たらないように注意して材料を選定および加工する必要がある。

5.6 参考文献

- 1) 高橋雅充：木構造火打ち梁部分の乾燥弛緩に関する実験的研究，日本建築学会大会学術講演梗概集 C，構造 II，pp. 1427-1428，1987
- 2) 高橋雅充：火打ち梁接合部の乾燥弛緩に関する実験的研究，日本建築学会大会学術講演梗概集 C，構造 II，pp. 55-56，1988
- 3) 田島幹夫、村上雅英、後藤正美、稲山正弘、福田幹夫：在来軸組工法木造住宅の構造設計手法の開発：その 35 火打ち梁水平構面の面内せん断試験、日本建築学会学術講演梗概集、pp. 27-28、2000.9
- 4) 岩田聖司、稲山正弘、村上雅英、後藤正美、福田幹夫、田島幹夫：在来軸組工法木造住宅の構造設計手法の開発：その 36 火打ち梁水平構面の剛性と終局耐力の簡易評価法の提案と検証、日本建築学会学術講演梗概集第、pp. 27-28、2000.9
- 5) 河本和義、福田幹夫、後藤正美、田島幹夫、村上雅英、稲山正弘：在来軸組工法木造住宅の構造設計手法の開発：その 37 面材と火打ちの複合床に関する実証実験、日本建築学会学術講演梗概集、pp. 29-30、2000.9
- 6) (財) 日本住宅・木材技術センター：木造軸組工法住宅の許容応力度設計、(財) 日本住宅・木材技術センター、2002
- 7) (社) 日本建築学会：木質構造設計基準・同解説－許容応力度・許容耐力設計法、日本建築学会、2006
- 8) 宋昌錫、吉川盛一、相馬智明、稲山正弘、安藤直人：木造軸組工法における水平構面の面内せん断試験（その 3）火打ち水平構面、日本建築学会学術講演梗概集、pp. 437-438，2008.9

第 6 章

結言

第6章 結言

第3～5章にかけて6種類の透光性を持った構造耐力要素の提案および実験と設計式による検証を行うことで実用可能性を調べた。本研究で提案した構造要素に関する研究は今まで前例が少なく、本研究で新しく得られた結果がいくつかある。これまで独特な物性を持っているため、建築物の構造要素としてはあまり扱われることのなかったガラスやポリカーボネイトのような透明面材を、既存の材料および構造に応用することで木質構造における耐力要素として活用できることが分かった。しかし、結果的に優れた性能を持つ耐力要素の案がいくつかあったことに対し、実験の計画段階では予測できなかった試験体の挙動が多く確認されることとなり、それらを考慮していない既存の設計式による設計は難しいことが確認された。既往の研究では本研究で扱われた耐力要素に関する荷重変位時の各部分の挙動についてはほとんど報告されていない。本研究では実験から得られた結果を元に、これから行われる類似な研究で注意深く、慎重に考慮しなければいけない点を示すことができたと考えられる。

第3章はガラスを用いた耐力要素の研究である。第3.1章では面格子にガラス補剛板によって面格子耐力壁の剛性や耐力が向上する効果が確認できた。しかし、ガラスの回転に伴い材がつき上がって力を逃がしてしまうため、必しも枚数に比例して剛性や耐力は向上せず、予想より低い補強能力しか発揮できなかった。そのため、挿入された補剛板の力を逃がさずにめり込ませるような、ディテールの設計が必要ということがわかった。第3.2章のガラス挿入耐力壁では、改良した接合部を提案することで接合部のずれを抑えることにした。

第3.2章ではガラス補合板を挿入することで、すべての種類の試験体において剛性や耐

力がガラス板のない試験体より向上することが確認できた。実験値と計算値の比較では、実験中にガラス板が木材の面にうまくめり込むことができた試験体は計算値と実験値がうまく一致することが分かった。しかし 3.1 章に比べガラスのサイズが巨大となり、それによりガラスの回転力も大きくなったため、ガラスが接合部を突き上げながらガラス板の小口面と木材の面が密着しなくなると計算値と実験値が一致しなくなった。このような試験体ではガラス板の小口面をうまく木材面に密着させ、加力時にフレームがずれることなく木材の面にめり込むようにする、より強いディテールを持つ接合部の設計が必要であることがわかった。そして、ガラス板の回転による接合部の突き上げまたはズレによって試験体の耐力や剛性が計算値より低下する現象については、接合部の挙動に関する評価を行うことで、現在のめり込み式を中心とする設計式に代入させる方法を見つける必要がある。

第 3.3 章の長方形ガラスを挿入したルーバー状耐力壁の研究では、2 タイプのルーバー状の耐力壁の面内せん断実験を行った。この実験ではルーバー状耐力壁の可能性について確認することができた。

A タイプ試験体では、凸凹に加工されたガラスと柱接合部が壁躯体のせん断変形とともに位置がずれるため、ガラスの凸凹の境目の周辺に応力が集中することとなりひび割れが生じた。大変形が生じても大きい耐力の低下はあまりなかったため耐力壁としての可能性はあると考えられるが、ガラスの破壊による安全性が問題となる。ガラスのせん断力を応用した複合構造を構成する場合は、ガラスの小口部の無加工、またはガラスの局部に応力が集中しないようなディテールでの加工が望ましい。A タイプでは高い変形能力や破壊されにくい物性を持つポリカーボネイトを用いることで、ガラスより効果的な面材として接合部を凸凹加工したルーバー耐力壁を構成することが可能であると考えられる。

ルーバーが主な構造要素となり、ガラスを補強材として挿入した B タイプでは、A タイプの破壊性状とは異なりガラスの破損は確認されなかったが、ルーバー部材のみで構成され

た壁の性能が優れているため、ガラスによる耐震性能の向上や補剛効果は少なかった。効果的な補剛効果を得るためには、ガラスの挿入ディテールまたはガラスの長さを調節する等の必要がある。

第 3.4 章の長方形ガラスを用いた構造補強パネルの研究では試験体が非常に強い耐力要素であり、せん断変形を受けても割れにくい構成となるとともに、設計式による計算結果と実験値の比較による検証でも実験値が計算値より高い結果となったため、設計式による設計が可能で伝統民家の構造補強要素として十分実用可能性の高いことが分かった。

今回の試験体に関する施工法については外・内部の部材を摩擦のみで固定したため、実際の構造要素として取り入れる場合は元の構造との関係や取り付け方法などについて工夫する必要があると考えられる。本研究では検討されなかったが、今まで室内使用を前提として計画されたガラス挿入壁とは違い、今回のガラスパネルの場合は直接外気に接することとなるため、補強要素として実用する場合はガラスパネルの断熱性、気密性、住生活に関連した部分について今後検討をする必要がある。

第 4 章のポリカーボネイトを面材とした枠組壁工法耐力壁の研究では、ポリカーボネイトシートを用いたすべての試験体において、構造体の変形に伴い面材がはらむことによって復元力が生じ、面材を止めている接合具が引き抜かれたため破壊に至った。しかし、ポリカーボネイトシートの接合具の穴の周辺にあまり損傷はなく弾性的に元の形に戻ることが確認されているため、構造用合板などの木質系面材よりも損傷限界性能の高い耐力壁にすることが可能であると考えられる。

今回の実験を通じてポリカーボネイトシートを合板の代わりに用いることで、木質構造における耐力壁として活用できることが確認された。そしてエコファスナーのような木ねじを接合具として用いることで釘接合より高い耐力が得られることがわかった。しかしポ

リカーボネイトシートを用いた耐力壁の靱性は合板耐力壁よりかなり低いため、実用化するためにはポリカーボネイトシートの面外へのはらみに伴う接合具の脆性的な引き抜け破壊を抑制可能な拘束力の強い接合具の選択および間柱の設置などによる面材の面外はらみを抑制することが重要である。また、面外はらみが剛性・耐力に支配的であるため、詳細計算法を適応することは現時点では難しいことが明らかとなった。面外はらみを要素として取り入れた詳細計算法の構築が今後の課題である。

第 5 章の火打ち水平構面の面内せん断試験に関する研究では、火打ち 1 本当たりの負担面積と、梁の断面寸法をパラメータとして火打ち金物を用いた水平構面の面内せん断試験を行った。

破壊性状は、火打ち金物の座屈破壊、または火打ちの取り付く梁材の弱軸側の曲げ破壊が確認された。梁材の曲げ破壊については節の有無が大きく影響していたため、実際の施工および検証のための実験を行う際には、火打ち接合部が来る部分にできる限り節が当たらないように注意して材料を選ぶ必要がある。

試験によりすべての試験体から得られた床倍率は、1 体を除いて全て $1/120\text{rad}$ 時の耐力で決定され、A・B タイプの試験体では品確法の床倍率の値より高い結果となったが、C タイプでは火打ちの配置が不適切であったことにより品確法の床倍率より若干低くなった。床倍率が決まった $1/120\text{rad}$ 時に火打ち接合部の変形角が占める割合は 5%~28% となり、フレームの曲げ変形が支配的であった。試験体の火打ち金物に掛かる軸力の実験値は概ね計算値と一致した。

参考文献

参考文献

1. AGC (旭硝子) , 板ガラス技術資料: AGC.
2. AGC (旭硝子) , ポリカーボネイト技術資料: AGC.
3. WayneGavinStewart, *The seismic design of plywood sheathed shear walls*: University of Canterbury.
4. 稲山正弘, 木の構造デザイン入門 1-9, in デイテール.
5. 鈴木秀三、友井政利, 初めて学ぶ図解ツーバイフォー工法「改正3版」. 1984、2008: 井上書院.
6. 熱田俊雄・当麻庄司, これだけは知っておきたい座屈のはなし - 事故を防ぐために -. 1986: 鹿島出版会.
7. 高橋雅充, 木構造火打ち梁部分の乾燥弛緩に関する実験的研究, in 日本建築学会大会, 日本建築学会, Editor. 1987. p. 1427-1428.
8. 高橋雅充, 火打ち梁部分の乾燥弛緩に関する実験的研究, in 日本学術会議大会, 日本建築学会, Editor. 1988, 日本建築学会. p. 55-56.
9. 落海一哉、安村基, 枠組壁工法耐力壁の剛性・耐力に及ぼす釘間隔の影響, in 日本建築学会大会, 日本建築学会, Editor. 1990: 中国. p. 195-196.
10. 稲山正弘, 木材のめりこみ理論とその応用-靱性に期待した木質ラーメン接合部の耐震設計法に関する研究-, in 工学部建築学科. 1991, 東京大学大学院.
11. 安村基、中神雄介, 枠組壁工法耐力壁のせん断耐力評価法 (その1) 一方向加力により求めた降伏せん断耐力, in 日本建築学会大会. 1997, 日本建築学会: 関東. p. 209-210.
12. 岡部実、河合直人、安村基, 釘接合部の一面せん断力評価と降伏理論の適合性, in 日本建築学会大会. 1997, 日本建築学会: 関東. p. 37-38.
13. 中神雄右、安村基、河合直人, 枠組壁工法耐力壁のせん断耐力評価法 (その2) 正負繰り返し試験より求めた終局耐力, in 日本建築学会大会, 日本建築学会, Editor. 1997, 日本建築学会: 関東. p. 211-211.
14. 村上雅英、稲山正弘, 任意の釘配列で撃たれた面材壁の弾塑性挙動の予測式. 日本建築学会構造系論文集, 1999. 第519号: p. 87-93.
15. 大野吉昭、岡部実、河合直人、高田清二, 枠組壁工法耐力壁のせん断耐力及び剛性, in 日本建築学会大会. 1999, 日本建築学会: 中国. p. 97-98.
16. 伊藤豊雄, 透層する建築. 2000: 青土社.
17. 河本和義、福田幹夫、後藤正美、田島幹夫、村上雅英、稲山正弘、, 在来軸組工法木造住宅の構造設計手法の開発-その37 面材と火打ちの複合床に関する実証実験, in 日本建築学会大会, 日本建築学会, Editor. 2000, 日本建築学会. p. 29-30.
18. 岩田聖司、稲山正弘、村上雅英、後藤正美、福田幹夫、田島幹夫, 在来軸組工法木造住

- 宅の構造設計手法の開発-その 36 火打ち梁水平構面の剛性と終局耐力の簡易評価法の提案と検証, in 日本建築学会大会, 日本建築学会, Editor. 2000, 日本建築学会. p. 27-28.
19. 田島幹夫、村上雅英、後藤正美、稲山正弘、福田幹夫, 在来軸組工法木造住宅の構造設計手法の開発-その 35 火打ち梁水平構面せん断試験, in 日本建築学会大会, 日本建築学会, Editor. 2000, 日本建築学会. p. 27-28.
 20. 園田里見、若島嘉郎、中谷浩, 合板釘打ち耐力壁における面材の面内せん断変形挙動, in 日本建築学会大会, 日本建築学会, Editor. 2001, 日本建築学会: 関東. p. 375-376.
 21. 岡本真由子、山田哲、橋本康則、上沢聡史、山田守、大熊潔、星野勝彦, ガラス粘弾性体を用いた透明制振壁の研究(その 5 伝統的木造建築物を対象とした実大性能実験), in 日本建築学会大会, 日本建築学会, Editor. 2001, 日本建築学会: 関東. p. 857-858.
 22. 金杉忠久、山中昌之、和久井智、石田光、菊池智、上沢聡史, ガラス粘弾性体を用いた透明制振壁の研究(その 2 ガラス座屈強度試験), in 日本建築学会大会, 日本建築学会, Editor. 2001, 日本建築学会: 関東. p. 851-852.
 23. 山中昌之、田中真夫、和久井智、和田章, ガラス粘弾性体を用いた透明制振壁の研究(その 1 全体計画), in 日本建築学会大会, 日本建築学会, Editor. 2001, 日本建築学会: 関東. p. 849-850.
 24. 上沢聡史、和久井智、石田光, ガラス粘弾性体を用いた透明制振壁の研究(その 3 有限要素法によるガラス座屈強度の解析), in 日本建築学会大会, 日本建築学会, Editor. 2001, 日本建築学会: 関東. p. 853-854.
 25. 星野勝彦、石田光、大熊潔、岡本真由子、山田哲, ガラス粘弾性体を用いた透明制振壁の研究(その 4 中高層鉄骨造建築物を対象とした実大性能実験), in 日本建築学会大会, 日本建築学会, Editor. 2001, 日本建築学会: 関東. p. 855-856.
 26. 藤沢茂, 21世紀の林業機械化を拓く新たな拠点 岐阜県立森林文化アカデミー開校 in 機械化林業. 2001. p. 12-16
 27. 北川世義、木村将秀, 単純せん断におけるポリカーボネイト材のせん断帯挙動. Journal of the Society of Materials Science (Japan), 2001. Vol. 51 (No. 3): p. 261-266.
 28. (財)日本住宅・木材技術センター, 木造軸組工法住宅の許容応力度設計, ed. 国土交通省住宅局建築指導課 and 国土交通省住宅局木造住宅振興室. 2002.
 29. 岡本真由子、和田章、橋本康則、星野勝彦、山中昌之、和久井智、山田守、田中真夫, ガラス粘弾性体を用いた透明制振壁の研究(その 7 伝統的木造建築物を対象とした実大性能実験), in 日本建築学会大会, 日本建築学会, Editor. 2002, 日本建築学会: 関東. p. 371-372.
 30. 岩崎敏之、武村雅行、稲山正弘、村上雅英, 在来軸組工法木造住宅の構造設計手法の開発 その 61 直交面格子壁の剛性・耐力算定式, in 日本建築学会大会学術講演梗概集. 2002, 日本建築学会: 北陸. p. 379-380.

31. 三角領子、石田壽一, *建築の外装表現における半透明性に関する研究*, in *日本建築学会九州支部研究報告*, 日本建築学会, Editor. 2002, 日本建築学会: 九州. p. 521-524.
32. 星野勝彦、大熊潔、山田哲、所健、石田光、岡本真由子、上沢聡史, *ガラス粘弾性体を用いた透明制振壁の研究 (その6 粘弾性体をガラス支持材とした制振部材実験)*, in *日本建築学会大会*, 日本建築学会, Editor. 2002, 日本建築学会: 関東. p. 369-370.
33. 磐田聖司、竹村雅行、稲山正弘、村上雅英, *在来軸組工法木造住宅の構造設計手法の開発 その60 面格子壁の面内せん断試験*, in *日本建築学会大会学術講演梗概集*. 2002, 日本建築学会: 北陸. p. 377-378.
34. 福田一朗、沖浦博, *枠組壁工法耐力壁における下枠の釘打ちに関する検証*, in *日本建築学会大会*, 日本建築学会, Editor. 2002: 北陸. p. 329-330.
35. 北川世義、木村将秀, *単純せん断におけるポリカーボネイト材のせん断帯挙動*. *Journal of the Society of Materials Science (Japan)*, 2002. **Vol. 55**(No. 3): p. 261-266.
36. 枠組壁工法建築物・設計の手引・構造計算指針編集委員会, *枠組壁工法建築物構造計算指針*, ed. (社)日本ツーバイフォー建築協会. 2002: (社)日本ツーバイフォー建築協会.
37. 久田隆司、前田慎太郎、藤田大、平島岳夫、上杉英樹, *ガラス部材の荷重支持能力に関する基礎的研究 その1. ガラス柱の弾性座屈荷重に関する中心圧縮実験の概要*, in *日本建築学会大会*. 2003: 東海. p. 247-248.
38. 川上修、橋本敏男、梅森浩、宮澤健二, *木質耐力壁の面内せん断耐力に及ぼす釘打ちめり込み深さの影響 (その1) 構造用パネルにおける釘接合部の一面せん断耐力*, in *日本建築学会大会*. 2003, 日本建築学会: 東海. p. 273-274.
39. 前田慎太郎、久田隆司、藤田大、平島岳夫、上杉英樹, *ガラス部材の荷重支持能力に関する基礎的研究 その2. ガラス柱の弾性座屈荷重に関する中心圧縮実験の結果*, in *日本建築学会大会*. 2003: 東海. p. 247-248.
40. 内田直之, 北. 和. 稲., *岐阜県立飛騨牛記念館 岐阜県清見村*, in *新建築*. 2003. p. 104-109, 225.
41. 梅森浩、川上修、宮澤健二, *木質耐力壁の面内せん断耐力に及ぼす釘打ちめり込み深さの影響 (その2) 木質断熱複合パネル耐力壁のせん断耐力*, in *日本建築学会大会*, 日本建築学会, Editor. 2003, 日本建築学会: 東海. p. 275-276.
42. Thomas Herzog, J.N., Roland Schweitzer, Michael Volz, Wolfgang Winter, *Timber Construcion Manual*. 2004: Birkhauser.
43. 久田隆司、本田直人、篠原幸一、王徳東、尾崎文宣、平島岳夫、上杉英樹, *ガラス部材の荷重支持能力に関する基礎的研究 その6. ガラス柱の横座屈に関する実験の結果*, in *日本建築学会大会*. 2004: 北海道. p. 205-206.
44. 三澤温、鈴木一幸、久田隆司、藤田大、篠原幸一、王徳東、尾崎文宣、平島岳夫、上杉英樹, *ガラス部材の荷重支持能力に関する基礎的研究 その4. 長辺拘束したガラス柱の*

- 弾性座屈荷重に関する中心圧縮実験の結果, in 日本建築学会大会. 2004: 北海道. p. 201-202.
45. 本田直人、久田隆司、篠原幸一、王徳東、尾崎文宣、平島岳夫、上杉英樹, *ガラス部材の荷重支持能力に関する基礎的研究 その5. ガラス柱の横座屈に関する実験の概要*, in 日本建築学会大会. 2004: 北海道. p. 203-204.
46. 鈴木一幸、三澤温、久田隆司、藤田大、篠原幸一、王徳東、尾崎文宣、平島岳夫、上杉英樹, *ガラス部材の荷重支持能力に関する基礎的研究 その3. 長辺拘束したガラス柱の弾性座屈荷重に関する中心圧縮実験の概要*, in 日本建築学会大会. 2004: 北海道. p. 199-200.
47. EvelynePere-Christin, *Le mur Un itineraire architectural*. 2005: Alternatives / Nulwa.
48. 河本和義、小原勝彦、稲山正弘, *面格子耐力壁の耐力性能とエネルギー吸収性能に関する研究 その2. 補剛面格子の静的加力実験結果と理論値の比較*, in 日本建築学会技術報告集. 2005, 日本建築学会: 近畿. p. 405-406.
49. 植村千絵、河本和義、小原勝彦、稲山正弘, *面格子耐力壁の耐力性能とエネルギー吸収性能に関する研究 その1. 補剛面格子の静的加力試験*, in 日本建築学会大会学術講演梗概集. 2005, 日本建築学会: 近畿. p. 403-404.
50. 瀬川紘史、久田隆司、江本貴伸、片野史大、平島岳夫、上杉英樹, *水平力を受ける強化板ガラス壁の荷重支持能力に関する実験*, in 日本建築学会関東支部研究報告会, 日本建築学会, Editor. 2005: 関東. p. 181-184.
51. 北川原温、稲山正弘, *2005年日本国際博覧会 愛・地球博 海上の森・望楼*, in 新建築. 2005, 新建築.
52. 本田直人、久田隆司、牧野恵、今富陽子、平島岳夫、上杉英樹, *ガラス部材の荷重支持能力に関する基礎的研究 その7. ガラス柱の熱間座屈に関する実験の概要*, in 日本建築学会大会. 2005: 近畿. p. 1127-1128.
53. 本田直人、久田隆司、牧野恵、今富陽子、平島岳夫、上杉英樹, *ガラス部材の荷重支持能力に関する基礎的研究 その8. ガラス柱の熱間座屈に関する実験結果*, in 日本建築学会大会. 2005: 近畿. p. 1129-1130.
54. 本田直人、久田隆司、牧野恵、今富陽子、平島岳夫、上杉英樹, *ガラス部材の荷重支持能力に関する基礎的研究 その9. ガラス柱の熱間座屈に関する実験結果*, in 日本建築学会大会. 2005: 近畿. p. 1131-1132.
55. Miyazaki, Y., *Wrinkle/Slack Model and Finite Element Dynamics of Membrane*. International Journal for Numerical Methods in Engineering, 2006. Vol. 66(No. 7): p. 1179-1209.
56. 久田隆司、榎本貴伸、片野史大、瀬川紘史、平島岳夫、上杉英樹, *ガラス部材の荷重支持能力に関する基礎的研究 その11. 水平力を受ける強化ガラス壁の荷重支持能力に関*

- する実験結果, in 日本建築学会大会. 2006: 関東. p. 861-862.
57. 久田隆司、榎本貴伸、片野史大、瀬川紘史、平島岳夫、上杉英樹, *ガラス部材の荷重支持能力に関する基礎的研究 その 11. 水平力を受ける強化ガラスの荷重支持能力に関する実験結果*, in 日本建築学会大会学術講演梗概集, 日本建築学会, Editor. 2006: 関東. p. 861-862.
58. 水野知明、山田深、佐々木夕介、丸山友土, *現代遠地区の外壁面における (ガラス率)*, in 日本建築学会大会, 日本建築学会, Editor. 2006, 日本建築学会: 関東. p. 715-716.
59. 世一周作、村松敏雄、田中茂樹、幸田稔, *既存木造軸組み住宅の簡易耐震補強 - その 2 (構造用合板挿入構法 - 1/3.5 縮尺実験)*, in 日本建築学会大会学術講演梗概集, 日本建築学会, Editor. 2006: 関東. p. 349-350.
60. 宋昌錫、稲山正弘、安藤直人, *ガラス補剛板挿入面格子の荷重-変形特性に関する研究*, in 日本木材学会大会, 日本木材学会, Editor. 2006, 日本木材学会: 秋田.
61. 宋昌錫、稲山正弘、安藤直人, *ガラス補剛板挿入面格子の荷重-変形特性に関する研究*, in 日本建築学会大会 (関東), 日本建築学会, Editor. 2006, 日本建築学会: 神奈川.
62. 村松敏雄、田中茂樹、幸田稔、世一周作, *既存木造軸組み住宅の簡易耐震補強 - その 1 (構造用合板挿入構法 - 実物大実験)*, in 日本建築学会大会学術講演梗概集, 日本建築学会, Editor. 2006: 関東. p. 347-348.
63. 陶器宏一、源田孝司、北村義也, *ガラス制振壁を用いた伝統木造建物の耐震改修*. 日本建築学会技術報告集, 2006. **第 24 号**: p. 119-123.
64. 片野史大、久田隆司、榎本貴伸、瀬川紘史、平島岳夫、上杉英樹, *ガラス部材の荷重支持能力に関する基礎的研究 その 10. 水平力を受ける強化ガラス壁の荷重支持能力に関する実験概要*, in 日本建築学会大会. 2006: 関東. p. 859-860.
65. 濱田直之、江本貴伸、平島岳夫、上杉英樹, *木造住宅に用いる強化ガラス耐震壁の水平耐力と変形能力*, in 日本建築学会関東支部研究報告会, 日本建築学会, Editor. 2006: 関東. p. 325-328.
66. 榎本貴伸、久田隆司、片野史大、濱田直之、平島岳夫、上杉英樹, *強化ガラス耐震壁の水平耐力と変形能力に関する実験*. 日本建築学会技術報告集, 2007. **第 13 卷** (第 26 号): p. 523-528.
67. 世一周作、村松敏雄、田中茂樹、福田幹夫、幸田稔, *既存木造軸組み住宅の簡易耐震補強 - その 3 (構造用合板挿入構法 - 1 間実物大実験)*, in 日本建築学会大会学術講演梗概集, 日本建築学会, Editor. 2007: 関東. p. 181-182.
68. 西川陽子、榎本貴伸、久田隆司、溝田直之、平島岳夫、上杉英樹, *ガラス部材の荷重支持能力に関する基礎的研究 その 12. 水平力を受ける強化ガラス壁の水平耐力と変形能力に関する実験概要*, in 日本建築学会大会. 2007: 九州. p. 225-226.
69. 西川陽子、片野史大、久田隆司、溝田直之、平島岳夫、上杉英樹, *ガラス部材の荷重支*

- 持能力に関する基礎的研究 その 13. 水平力を受ける強化ガラス壁の水平耐力と変形能力に関する実験結果, in 日本建築学会大会. 2007: 九州. p. 227-228.
70. 宋昌錫、稲山正弘、安藤直人、小原勝彦、河本和義, *ガラス補剛板挿入耐力壁・梁の荷重-変形特性に関する研究*, in 日本建築学会大会(九州), 日本建築学会, Editor. 2007, 日本建築学会: 福岡.
71. 村松敏雄、田中茂樹、福田幹夫、幸田稔、世一周作, *既存木造軸組み住宅の簡易耐震補強 - その6 (構造用合板挿入構法-1間、1間半壁)*, in 日本建築学会大会学術講演梗概集, 日本建築学会, Editor. 2007: 関東. p. 187-188.
72. 竹内徹、今富陽子、播繁、三浦史郎、安井昇、三原良樹、久田隆司、安藤浩一, *移動式ガラス制振壁の実験的研究*. 日本建築学会技術報告集, 2007. 第13巻(第25号): p. 159-164.
73. 福田幹夫、村松敏雄、田中茂樹、幸田稔、世一周作, *既存木造軸組み住宅の簡易耐震補強 - その4 (構造用合板挿入構法+T構法: その2)*, in 日本建築学会大会学術講演梗概集, 日本建築学会, Editor. 2007: 関東. p. 183-184.
74. 福田幹夫、村松敏雄、田中茂樹、幸田稔、世一周作, *既存木造軸組み住宅の簡易耐震補強 - その5 (構造用合板ダブルパーツ軸組内挿入構法)*, in 日本建築学会大会学術講演梗概集, 日本建築学会, Editor. 2007: 関東. p. 185-186.
75. (財) 日本住宅・木材技術センター, *木造軸組工法住宅の許容応力度設計*, ed. 国土交通省住宅局建築指導課 and 国土交通省住宅局木造住宅振興室. 2008.
76. (財) 文化財建造物保存技術協会, *重要文化財星名家住宅の耐震診断及び構造補強*. 2008.
77. Changsuk SONG, M. I., Naoto ANDO, *A study on the deformation properties of wooden shear wall and beam stiffened with inserted glass plates in response to applied load.*, in *10th World Conference on Timber Engineering*, WCTE, Editor. 2008: Miyazaki, Japan. p. 334.
78. In-Chan Lee, C.-Y.P., Jun-Jae Lee, *Racking Property of Light-frmed shear wall with Hold-down Connector*. *Journal of the Korean Wood Science and Technology*, 2008. Vol. 36(151号): p. 26-36.
79. 伊與田智、古川忠俊, *ガラスと木材を組み合わせた建築構造部の開発 - ガラスウェブ・木フランジ複合梁の曲げ実験 -*, in 日本建築学会大会学術講演梗概集, 日本建築学会, Editor. 2008: 中国. p. 1019-1020.
80. 河本和義、村上雅英、稲山正弘, *在来軸組工法における単位面材からなる面材真壁の弾塑性挙動の予測式の提案と検証*. 日本建築学会構造系論文集, 2008. 第73巻(第629号): p. 1127-1134.
81. 小林研治、相馬智明、稲山正弘、安藤直人, *枠組壁工法におけるビス接合耐力壁のモデル化と検証*, in 第4回坪井記念研究助成報告集, (社) 日本ツーバイフォー建築協会,

- Editor. 2008.
82. 宋昌錫、吉川盛一、相馬智明、稲山正弘、安藤直人, *木造軸組工法における水平構面の面内せん断試験-その3 火打ち水平構面*, in *日本建築学会大会*, 日本建築学会, Editor. 2008, 日本建築学会: 東広島. p. 437-438.
 83. 竹内徹、田中栄次、久田隆司、片野史大, *ガラス壁面に組み込まれたシーリング材の動的特性*. 日本建築学会構造系論文集, 2008. **第73巻**(第625号): p. 481-488.
 84. 吉川盛一、相馬智明、宋昌錫、稲山正弘、安藤直人、村上雅英、後藤正美, *木造軸組工法における水平構面の面内せん断性状に関する研究(その1) 面材張り床水平構面の剛性・耐力算定式と実験による検証*. 日本学術会議 土木工学・建築学委員会 構造工学論文集, 2009. **55B**: p. 179-187.
 85. 宋昌錫、吉川盛一、相馬智明、稲山正弘、安藤直人、村上雅英, *木造軸組工法における水平構面の面内せん断性状に関する研究(その3) 火打ち水平構面の面内せん断試験*. 日本学術会議 土木工学・建築学委員会 構造工学論文集, 2009. **55B**: p. 197-202.
 86. 宋昌錫、相馬智明、稲山正弘、安藤直人, *透明面材を用いた木質耐力壁の荷重変形特性に関する研究/長方形ガラスを用いた構造パネルの面内せん断試験*, in *日本木材学会大会*, 日本木材学会, Editor. 2009, 日本木材学会: 松本.
 87. 宋昌錫、相馬智明、稲山正弘、安藤直人, *透明面材を用いた木造住宅における耐力壁の研究/ポリカーボネイトを面材とした枠組壁工法耐力壁の面内せん断試験*, in *日本建築学会大会*, 日本建築学会, Editor. 2009, 日本建築学会: 東北.
 88. 相馬智明、宋昌錫、吉川盛一、稲山正弘、安藤直人、村上雅英、井戸田秀樹, *木造軸組工法における水平構面の面内せん断性状に関する研究(その2) 面材張り勾配屋根水平構面の剛性・耐力算定式と実験による検証*. 日本学術会議 土木工学・建築学委員会 構造工学論文集, 2009. **55B**: p. 189-196.
 89. 日本建築学会, *構造材料の耐火性ガイドブック Guide book for fire-resistive performance of structural materials*. 2009: 丸善株式会社. 284-287.

付録

- ・ 床倍率を算定するための水平構面の面内せん断試験
- ・ 筋交い端部接合金物等の同等性能を評価するための比較実験
 - ①筋交い耐力壁の面内せん断試験
 - ②火打ち水平構面の面内せん断試験
- ・ 接合部の基準許容応力および基準剛性
- ・ 壁倍率の算出
- ・ 面材張り耐力要素の詳細計算法で用いる釘配列諸定数の計算
- ・ 面材張り大壁の詳細計算法
- ・ むり込み抵抗型モーメント抵抗接合部の算定法
 - ①弾性域における等変位および三角形変位むり込み基準式
 - ②通し貫接合部の回転剛性と降伏モーメントの計算式
 - ③掘立柱型柱脚部および片側接合部の回転剛性と降伏モーメントの計算式
 - ④相欠き仕口の回転剛性と降伏モーメントの計算式

・床倍率を算定するための水平構面の面内せん断試験

3. 1 床倍率を算定するための水平構面の面内せん断試験

合板等を張った床組、小屋組の水平構面の面内せん断の試験方法及び評価方法を示す。面内せん断試験では、せん断要素である面材が先行して終局破壊し、軸組の仕口部が先に破壊しないことを条件とする。

(1) 標準試験体

- ① 床組又は小屋組寸法：幅 1.82m（又は 2.0m）、長さ 2.73m（3.0m）程度を標準とする。
- ② 床組は梁、胴差、根太等で、小屋組は桁、梁、母屋、垂木等で構成する。木材は、梁、胴差、桁にベイマツ、母屋にペイツガ、根太・垂木にスギとする。梁せいは 150mm とする。
- ③ 仕口の構造方法は実際の仕様とする。（大入れ蟻掛け又は大入れ鎌掛け＋羽子板ボルト等）
- ④ 面材や下地の張り方で、方向性がある場合には、両方向の性能を確認する。
- ⑤ 試験体数は 3 体以上とする。

(2) 試験方法

- ① 面内せん断試験は、柱脚固定式又は JIS A1414 のタイロッド式又は図 8 の試験体の横架材及び軸材をタイロッドで拘束する方法^{※3}の中から選択する。
- ② 加力は、正負交番繰返し加力とする。（1 回）
- ③ 繰返し加力の履歴は、「1. 2 面内せん断試験の方法」に準じる。

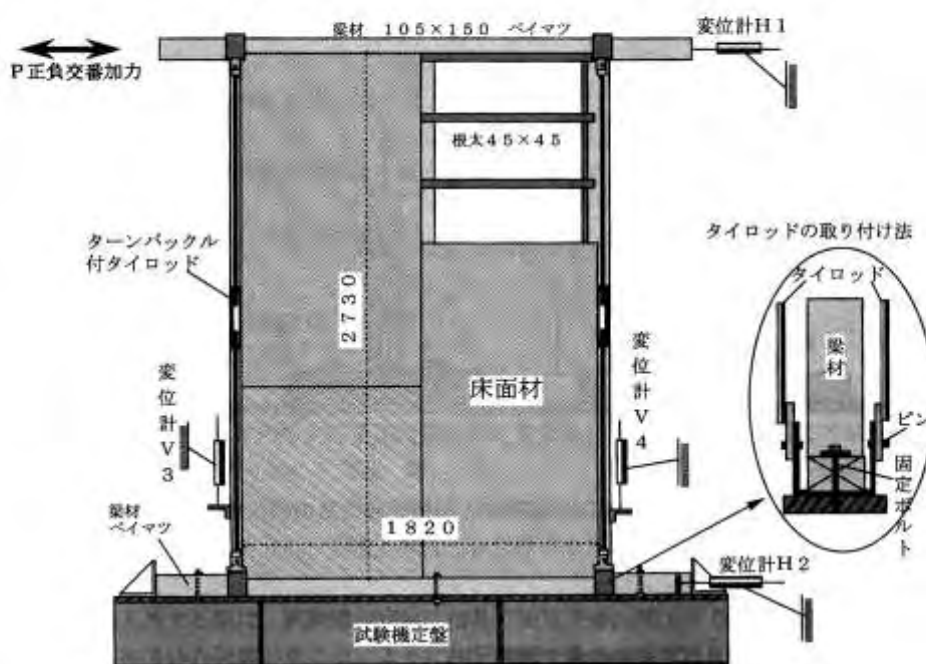


図 8 水平構面の試験体とタイロッドで上下を拘束する試験方法の例 (mm)

(3) 評価方法

短期基準せん断耐力 P_0 は、軸組工法耐力壁の「1. 3 評価方法」に準じて算定する。また、床倍率は次式により算定する。

^{※3}タイロッドのターンバックルは、試験時には手締め程度とし、試験体に大きな拘束力を加えないようにする。

$$\text{床倍率} = P_s \times (1/1.96) \times (1/L)$$

但し、 P_s : 短期許容せん断耐力 = 短期基準せん断耐力 $P_0 \times \alpha$ (kN)

1.96 : 床倍率 = 1 を算定する数値 (kN/m)

L : 床の有効長さ (幅) (m)

なお、短期許容せん断耐力 P_s は、耐力に影響を及ぼす係数 α を短期基準せん断耐力 P_0 に乗じた値である。耐力に影響を及ぼす係数 α は、水平構面の床板、構成材料の耐久性・使用環境の影響、施工性の影響等を勘案して定める係数である。

・筋交い端部接合金物等の同等性能を評価するための比較実験

「2.4.1 鉛直構面の剛性と許容せん断耐力の計算」の表 2.4.1.1 以外の筋かい端部の接合金物等を使用する場合にあっては、平 12 建告 1460 号第 1 項第 1 号に基づき、仕様と同等以上の引張耐力を有する接合方法であることを評価しなければならない。

また、「2.4.5 水平構面の剛性と許容せん断耐力の計算」の表 2.4.5.1(21)～(29)に規定されるZマーク火打金物と同等以上の火打ち金物はZマーク火打金物との比較試験により評価しなければならない。

本節では、これらの試験法について紹介する。

6.4.2 試験の種類

筋かい端部接合金物等の同等性能を評価するための試験の種類は以下のとおりである。

試験の名称	使用部位	計算法関連項目
(1)筋かい耐力壁の面内せん断試験	鉛直構面	2.4.1 鉛直構面の剛性と許容せん断耐力の計算
(2)火打ち水平構面の面内せん断試験	水平構面	2.4.5 水平構面の剛性と許容せん断耐力の計算

6.4.3 試験体の作製及び設置方法

(1)筋かい耐力壁の面内せん断試験

筋かい耐力壁の面内せん断試験の試験体の作製・設置方法の例を、表 6.4.3.1 に示す。

試験は、柱脚固定式またはタイロッド式で行うこととし、試験体の作製・設置方法について片筋かいの例を図 6.4.3.1 に示す。

表 6.4.3.1 試験体の作製・設置方法の例

項目	試験体の作製・設置方法
試験体の構成	柱、土台、間柱及び梁の軸組並びに筋かいを想定した部材で構成する。
試験体の寸法	①幅0.91m、高さ2.73m ②筋かいの断面寸法は90×45mm又は90×30mm、梁の断面寸法は105×180mm、柱及び土台の断面寸法は105×105mm、間柱の断面寸法は30×105mm
木材の樹種	筋かいにベイツガ、梁にベイマツ、柱、土台及び間柱はスギ
試験体数	対象となる接合部仕様3体以上、告示に規定する接合部仕様3体以上(試験体数は揃える。)
試験体の設置	柱頭・柱脚の仕口は以下のとおりとする。 ①柱脚固定式の場合 柱頭は短ほそN90くぎ2本打ち+羽子板ボルト締め、柱脚は短ほそN90くぎ2本打ち+引き寄せ金物締めを標準とする(短ほそ寸法は、深さ50mm、厚さ30mm、幅85mm)。仕口が先行破壊する可能性があるときは、適切な接合方法に代える。 ②タイロッド式の場合 短ほそN90くぎ2本打ち程度の固定とする。仕口が先行破壊する可能性があるときは、必要に応じて山形プレート等で補強する。 試験体を固定するボルトM16用の孔径は、 $\phi 18\text{mm}$ とし、その位置は柱芯から外側に200mm離れた位置とする。土台は、ボルトM16と角座金 9.0×80 を用いて、試験装置に強固に締め付けて固定する。 引き寄せ金物の引き寄せボルトは、最初にレンチ等で締め付けて馴染ませる。その後ゆるめて、試験時には手で締める程度の圧縮とし、ボルトに大きな拘束力を与えないこととする。

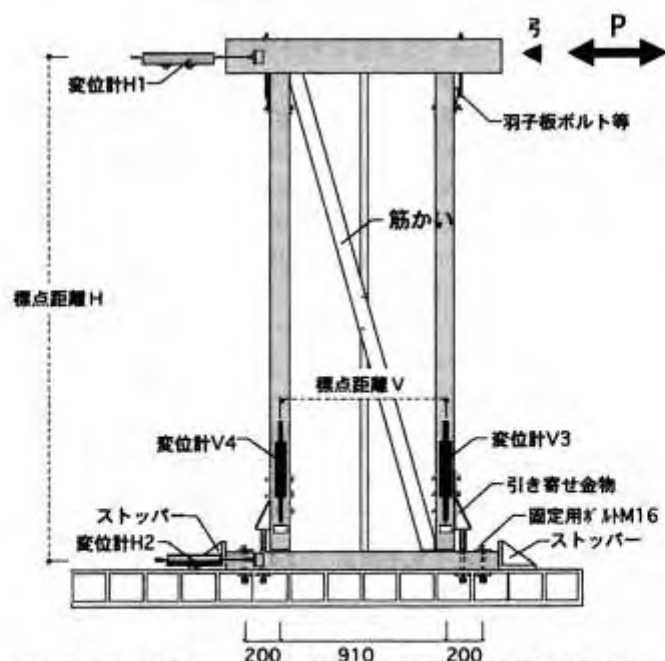


図 6.4.3.1 片筋かい耐力壁の試験体と試験体設置方法の例(mm)

(2) 火打ち水平構面の面内せん断試験

火打ち水平構面の面内せん断試験の試験体の作製・設置方法の例を、表 6.4.3.2 に示す。試験は、柱脚固定式またはタイロッド式で行うこととし、試験体の作製・設置方法について Z マーク火打金物の例を図 6.4.3.2 に示す。

表 6.4.3.2 試験体の作製・設置方法の例

項目	試験体の作製・設置方法
試験体の構成	火打ち 1 本あたりの平均負担面積 2.5m^2 以下、火打ちの取り付く梁の幅 $105\text{mm} \times$ 梁成 150mm 以上に該当する火打ち水平構面を想定した部材で構成する。
試験体の寸法	①幅 1.82m 、高さ 2.73m ②梁及び桁の断面寸法は $150 \times 105\text{mm}$
木材の樹種	ベイマツ
試験体数	対象となる火打ち金物等による試験体 3 体以上、Z マーク火打金物による試験体 3 体以上 (試験体数は揃える。)
試験体の設置	柱頭・柱脚の仕口は以下のとおりとする。 ①柱脚固定式の場合 大入れ蟻掛け+羽子板ボルト締めを標準とする。仕口が先行破壊する可能性があるときは、適切な接合方法に代える。 ②タイロッド式の場合 大入れ蟻掛け+羽子板ボルト程度の固定とする。仕口が先行破壊する可能性があるときは、適切な接合方法に代える。 なお、桁の曲げ変形を拘束させないために、固定側の桁材は試験装置に直に設置せず、鋼板等を敷いて少し浮かせた状態とする。鋼板の設置する位置は固定ボルトの位置と、梁材と桁材接合部の下に敷く。

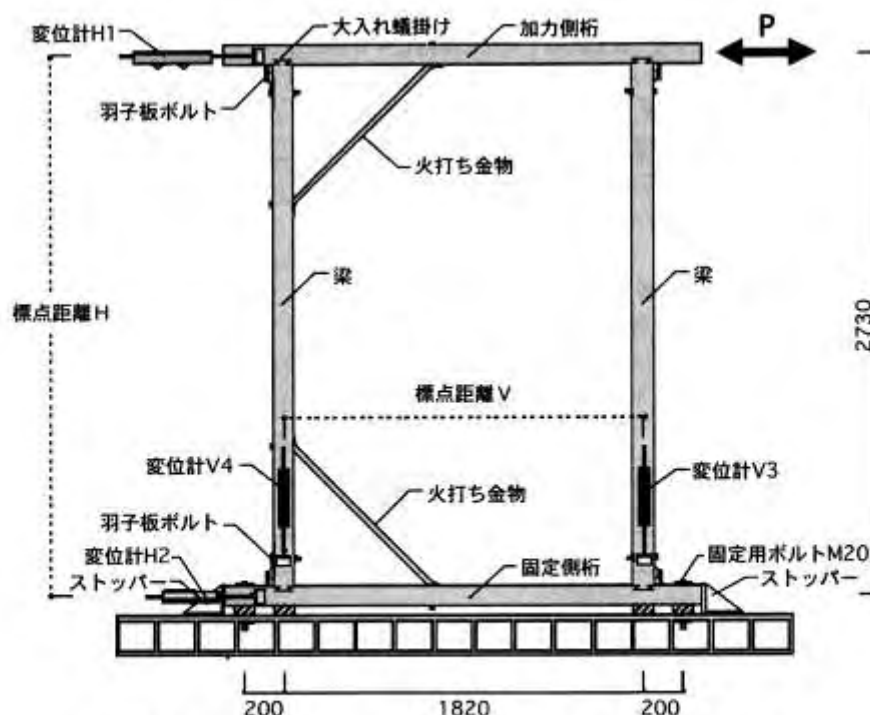


図 6.4.3.2 火打ち水平構面の試験体と試験体設置方法の例 (mm)

【解説】

(1) 筋かい耐力壁の面内せん断試験について

面材耐力壁の場合と同様、木製の筋かいの仕様を $\phi 9$ mm の鉄筋等に置き換えて鉄筋筋かいの試験を行うことも可能である。

6.4.4 試験方法

(1) 加力方法

- ①加力は正負交番繰り返し加力とする。
- ②筋かい耐力壁の面内せん断試験の繰り返し履歴は、以下のとおりである。

柱脚固定式の場合

見かけのせん断変形角が筋かいの引張り側 $1/450, 1/300, 1/200, 1/150, 1/100, 1/75, 1/50$ rad、
圧縮側 $1/450, 1/300, 1/200, 1/150, 1/120$ の正負変形時とする。

タイロッド式の場合

真のせん断変形角が筋かいの引張り側 $1/600, 1/450, 1/300, 1/200, 1/150, 1/100, 1/75, 1/50$ rad、
圧縮側 $1/600, 1/450, 1/300, 1/200, 1/150, 1/120$ の正負変形時とする。

なお、圧縮加力を行った場合、部材より筋かい接合部が先行破壊する可能性がある場合には、引張り側と同様の繰り返しを行うものとする。

- ③火打ち水平構面の面内せん断試験の繰り返し履歴は、以下のとおりである。

柱脚固定式の場合

見かけのせん断変形角が $1/450, 1/300, 1/200, 1/150, 1/100, 1/75, 1/50$ rad、 $1/30$ rad の正負変形時とする。

タイロッド式の場合

真のせん断変形角が $1/600, 1/450, 1/300, 1/200, 1/150, 1/100, 1/75, 1/50$ rad、 $1/30$ rad の正負

変形時とする。

- ④繰り返し回数は、履歴の同一変形段階で3回を原則とする(但し、火打ち水平構面の面内せん断試験は1回とする。)
- ⑤加力が最大荷重に達した後、最大荷重の80%の荷重に低下するまで加力するか、②に示す変形角が1/15rad以上に達するまで加力する。
- ⑥筋かい耐力壁の場合は、引張側で破壊させる。
- ⑦火打ち構面の場合は、下側の火打ち材を引張側で破壊させる。

(2) 変位の測定

変位測定は、図6.4.3.1、図6.4.3.2に示すように変位計H1で梁材又は桁材の水平方向変位、変位計H2で土台又は桁材の水平方向変位を、変位計V3、V4で柱又は梁の脚部の鉛直方向変位をそれぞれ測定する。変位計はなるべく部材の軸心に取り付ける。

なお、タイロッド式については、タイロッドの浮き上がり拘束力を測定することが望ましい。

6.4.5 評価方法

(1) せん断変形角の算出

$$\text{見かけのせん断変形角 } \gamma = (\delta 1 - \delta 2) / H \quad (\text{rad}) \quad \dots\dots\dots (6.4.5.1)$$

$$\text{脚部のせん断変形角 } \theta = (\delta 3 - \delta 4) / V \quad (\text{rad}) \quad \dots\dots\dots (6.4.5.2)$$

$$\text{真のせん断変形角 } \gamma_0 = \gamma - \theta \quad (\text{rad}) \quad \dots\dots\dots (6.4.5.3)$$

但し、 $\delta 1$ ：梁材(水平構面の場合は加力桁材)の水平方向変位 (mm) (変位計H1)

$\delta 2$ ：土台(水平構面の場合は固定桁材)の水平方向変位 (mm) (変位計H2)

H：変位計H1とH2の間の距離 (mm)

$\delta 3$ ：柱脚部(水平構面の場合は梁脚部)の鉛直方向変位 (mm) (変位計V3)

$\delta 4$ ：柱脚部(水平構面の場合は梁脚部)の鉛直方向変位 (mm) (変位計V4)

V：変位計V3とV4の間の距離 (mm)

(2) 荷重－変形角曲線の作成

荷重－変形角曲線は、対象となる接合部仕様と告示に規定する接合部仕様を同じグラフにプロットし、目視で両者の違いが区別できるように作成する。

(3) 同等性の評価

(2)で作成した荷重－変形角曲線から剛性、靱性等の強度性能が同等程度以上であることを比較する。

なお、対象となる接合部の試験結果にばらつきが認められる場合においては、せん断耐力と剛性を算出し、ばらつき係数を加味した数値の比較も行う。

【解説】

(3) 同等性の評価

筋かいの同等性の評価については、倍率を満たせば良いのではなく、平12建告1460号に定められた仕様の剛性(堅さ)、最大耐力(強さ)及び靱性(粘り強さ)などを考慮しながら工学的判断により評価を行うこととする。

住木センターでは、接合金物の生産管理等も含め、学識経験者からなる委員会にて審議を行い、同等であることの判断を行っている。

・接合部の基準許容応力および基準剛性（単調加力接合部試験によるもの）

（１）試験体の作成と数

試験体は、母集団から式（1.31）に示す条件に適合するように収集された枠組材、または木材を用いた面材（以下「木材など」という。）の標本と母集団の材料特性を適切に表すものとなるように収集された木材など以外の材料の標本を、それぞれ用いて6以上作成する。

$$\rho \geq \rho_0 \quad (1.31)$$

この式において、 ρ は標本の樹種に応じた基準比重を、 ρ_0 は標本それぞれの比重の全部の標本での平均値を表す。

（２）試験体の形状および寸法並びに試験装置

図1.23に示すとおり、試験体の形状および寸法は、建築物に使用される状態と同じものとし、試験装置は、当該接合部が実際に建物に使用される場合に受ける応力を再現できるものとする。

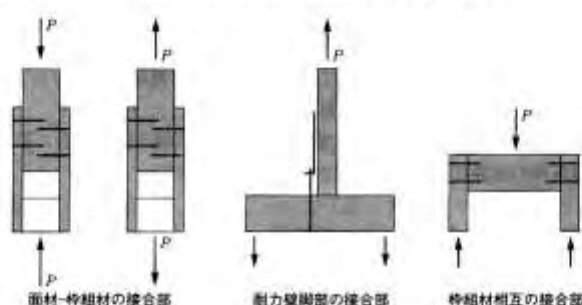


図1.23 接合部の基準許容応力および基準剛性に関する試験

（３）試験体の養生

試験体は気温 $20 \pm 2^\circ\text{C}$ 、かつ湿度 $65 \pm 5\%$ の環境の下で、24時間ごとに測定した試験体の質量の24時間ごとの変化量が24時間前の試験体の質量の1/1000以下となるまで養生する。

（４）試験方法

荷重は、荷重点の移動速度がほぼ一定となるように加え、正負どちらか一方の側に、荷重の最大値に達するまでの時間が5分 \pm 2分となるように試験を行う。その際、荷重と変位（接合される部材間の相対変位をいう。以下同じ。）の関係の推移が把握されるよう適切な間隔で、変位とこれに対応する荷重を計測する。荷重が最大値に達し、その後最大値の8割まで低減するか、または最大値の8割まで低減する以前で、かつ変位が30mm以上の任意の変位に達した場合に試験を終了することとする。この場合において、変位は試験体表裏それぞれ1点以上の箇所計測されたものの平均値とする。

（５）接合部の基準許容応力の評価

(i) 縦軸に荷重を、横軸に変位を表す直交平面上に計測された荷重を、それぞれの変位ごとに記し、荷重の大きさがその最大値の0.1倍、および0.4倍に相当する点を直線で結ぶ。この場合において、当該直交平面上に記された荷重と変位の関係を荷重変形包絡曲線とし、当該直線を第I直線とする。

(ii) 荷重の大きさが、その最大値に0.9を乗じた値に相当する点と、当該最大値の0.4倍に相当する点を結ぶ直線（第II直線）の傾きと等しい傾きで荷重変形包絡曲線に接する直線（第III直線）と、第I直線との交点の荷重の値を試験許容応力とする。

(iii) 耐力壁および床版の枠組材と面材との接合部にあつては、各試験体ごとの試験許容応力の統計量に基づき算出される信頼水準75%の50%下側許容限界（以下本号において「試験許容応力の50%下限値」という。）を求め、それ以外の接合部にあつては、各試験体ごとの試験許容応力の統計量から得られる信頼水準75%の95%下側許容限界（以下本号において「5%下限値」という。）を求める。

(iv) 耐力壁および床版の枠組材と面材との接合部にあつては、各試験体ごとに計測された荷重の最大値に2/3を乗じた値の統計量に基づき算出される50%下側許容限界を2/3耐力の50%下限値とする。

(v) 接合部の基準許容応力は、耐力壁および床版の枠組材と面材の接合部にあつては、試験許容応力の50%下限値に2/3を乗じた値、それらの接合部以外の接合部にあつては、試験許容応力の5%下限値に2/3を乗じた値として定める。

（６）接合部の基準剛性の評価

(i) 荷重変形包絡曲線において、荷重の大きさが試験許容応力となる点と荷重変形包絡曲線が記された直交平面の原点とを結ぶ直線の傾きを試験剛性とする。

解析方法、壁倍率の求め方

(1)せん断変形角の算出

見かけのせん断変形角 $\gamma = (\delta 1 - \delta 2) / H$ (rad) (6.3.5.1)
 脚部のせん断変形角 $\theta = (\delta 3 - \delta 4) / V$ (rad) (6.3.5.2)
 真のせん断変形角 $\gamma_0 = \gamma - \theta$ (rad) (6.3.5.3)

但し、 $\delta 1$ ：梁材(水平構面の場合は加力桁材)の水平方向変位 (mm) (変位計 H 1)
 $\delta 2$ ：土台(水平構面の場合は固定桁材)の水平方向変位 (mm) (変位計 H 2)
 H ：変位計 H 1 と H 2 の間の距離 (mm)
 $\delta 3$ ：柱脚部(水平構面の場合は梁脚部)の鉛直方向変位 (mm) (変位計 V 3)
 $\delta 4$ ：柱脚部(水平構面の場合は梁脚部)の鉛直方向変位 (mm) (変位計 V 4)
 V ：変位計 V 3 と V 4 の間の距離 (mm)

(2)包絡線の作成

包絡線は、最終破壊させた側の荷重-変形角曲線より作成する。包絡線は、最初の立ち上がりの計測点を繰り返し点まで結ぶ。その後は、各繰り返し加力のピーク及びその間の適切な点を順次結んで曲線を作成する。最大荷重が繰り返し履歴以降で記録される場合は、最後の繰り返し点と最大荷重点を結ぶ。また、その間で適切に補助的な計測点を結びながら曲線を作成する。最大荷重以降は計測された点を結んで曲線とする。ただし、破壊により急激に低下したような計測点は、全体の状況を勘案した上で曲線を作成する。

(3)短期基準せん断耐力の算出

短期基準せん断耐力 P_0 は、下記の (a)~(d) の値に、それぞれのばらつき係数を乗じて算出した値のうち最も小さい値とする。なお、ばらつき係数は、母集団の分布形を正規分布とみなし、統計的処理に基づく信頼水準 75% の 50% 下側許容限界値をもとに次式により求める。

ばらつき係数 = $1 - CV \cdot k$ (6.3.5.4)

ただし、 CV ：変動係数 (標準偏差 / 平均値)

表 6.3.5.1 k の値 (50% 下限値)

k ：信頼水準 75% における 50% 下側許容限界値を求めるための係数 (表 6.3.5.1 のとおり)

- (a) 降伏耐力 P_y
- (b) 終局耐力 $P_u \times (0.2/D_u)$
- (c) 最大荷重 P_{max} の 2/3
- (d) 特定変形時の耐力

n	k
3	0.471
4	0.383
5	0.331
6	0.297

(柱脚固定式：見かけのせん断変形角 1/120rad
 タイロッド式または、ターンバックル付きタイロッド式：真のせん断変形角 1/150rad)

面材張り屋根構面の面内せん断試験の場合は、直交方向加力型による短期基準せん断耐力 P_{0a} と垂木平行方向加力型による短期基準せん断耐力 P_{0b} の内、小さい値を短期基準せん断耐力 P_0 とする。

(4)短期許容せん断耐力の算定

短期許容せん断耐力 P_a は次式により算定する。

$P_a = P_0 \times \alpha$ (6.3.5.5)

ここで、 P_0 ：実験により決定された短期基準せん断耐力

α ：耐力に影響を及ぼす係数で、耐力壁の構成材料の耐久性・使用環境の影響、施工性の影響、許容応力度設計の前提条件を満たさない場合の影響等を勘案して定める係数

【解説】

(3) 短期基準せん断耐力の算出

(a)～(d)等の値を算出するためには以下のとおり完全弾塑性モデルを作成する必要がある。これは枠組壁工法の試験方法評価方法で提案されている図6.3.5.1に準じて①～⑫の手順で行う。包絡線は、測定した荷重－変位曲線の終局加力を行った側の最初の荷重－変位曲線より求める。

なお、耐力壁、水平構面等の面内せん断試験では、変位を变形角と読み替える。

- ①包絡線上の $0.1P_{max}$ と $0.4P_{max}$ を結ぶ第Ⅰ直線を引く。
- ②包絡線上の $0.4P_{max}$ と $0.9P_{max}$ を結ぶ第Ⅱ直線を引く。
- ③包絡線に接するまで第Ⅱ直線を平行移動し、これを第Ⅲ直線とする。
- ④第Ⅰ直線と第Ⅲ直線との交点の荷重を降伏耐力 P_y とし、この点からX軸に平行に第Ⅳ直線を引く。
- ⑤第Ⅳ直線と包絡線との交点の変位を降伏変位 δ_y とする。
- ⑥原点と (δ_y, P_y) を結ぶ直線を第Ⅴ直線とし、その勾配を初期剛性 K と定める。
- ⑦最大荷重後の $0.8P_{max}$ 荷重低下域の包絡線上の変位を終局変位 δ_u と定める。
- ⑧包絡線とX軸及び $x=\delta_u$ の直線で囲まれる面積を S とする。
- ⑨第Ⅴ直線と $x=\delta_u$ の直線とX軸及びX軸に平行な直線で囲まれる台形の面積が S と等しくなるようにX軸に平行な第Ⅵ直線を引く。
- ⑩第Ⅴ直線と第Ⅵ直線との交点の荷重を完全弾塑性モデルの終局耐力 P_u と定め、その時の変位を完全弾塑性モデルの降伏点変位 δ_v とする。
- ⑪塑性率 $\mu = (\delta_u / \delta_y)$ とする。
- ⑫構造特性係数 D_s は、塑性率 μ を用い、 $D_s = 1 / \sqrt{2\mu - 1}$ とする。

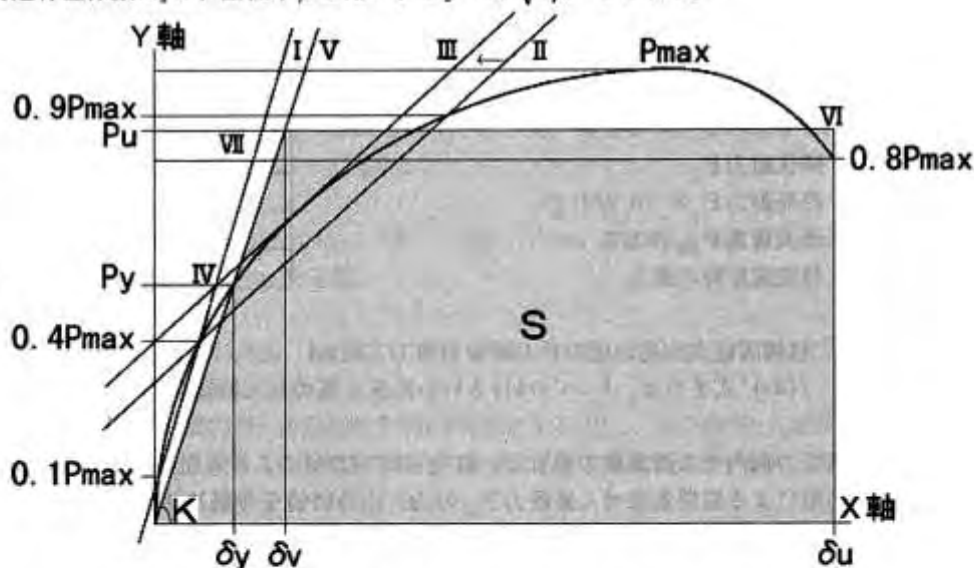


図 6.3.5.1 完全弾塑性モデルによる降伏耐力及び終局耐力等の求め方

また、ばらつき係数は、試験体数によって数値が変わるので注意されたい(試験体数が多い方がデータの信頼性が高くなるため、高い数値となる)。

(4) 短期許容せん断耐力の算定

通常、試験機関が行う試験成績書には許容せん断耐力の値は記載されない。大臣認定の場合、低減係数 α を定めて壁倍率の値を算定しているが、許容応力度設計においても実状に応じて α を定めて評価を行うこととする。

なお、財団法人日本住宅・木材技術センター(以下、「住木センター」という)においては、学識経験者からなる委員会では審議を行い、許容せん断耐力の認定を行っている。

- ・ 壁倍率の算出

壁倍率は、下式により算出する。

$$\text{壁倍率} = Pa \times (1/1.96) \times (1/L) \quad \dots \text{式}$$

Pa : 短期基準せん断耐力 (kN/m)

1.96 : 壁倍率 = 1 を算定する数値 (kN/m)

L : 試験体の壁の長さ (m)

算出された数値は、0.5 から 5.0 までの範囲内の数値とし、原則として 0.1 毎に端数を切り捨てることとする。

・ 面材張り耐力要素の詳細計算法で用いる釘配列諸定数の計算

本節は、面材を軸材に釘打ちした耐力壁や水平構面の詳細計算において用いられる面材の釘配列の諸定数 (I_{xy} 、 Z_{xy} 、 C_{xy}) を導くための計算方法を示すものである。計算上の仮定においては、面材や軸材は剛体としており、軸材どうしはピン接合されるものとし、釘のせん断変形は中立軸に対して平面保持仮定が成立するものとしているため、適用に際しては4.2~4.5節の(1) 適用範囲の条件を満たすことが必要である。また、本節の計算で扱う面材は、短辺は60cm以上120cm以下、長辺は300cm以下の大きさに限る。

(1) 面材を軸材に任意の釘配列で釘打ちした耐力要素の釘配列諸定数の求め方

面材を軸材に任意の釘配列で釘打ちした耐力要素の釘配列諸定数の計算は、下式による。なお、計算の際には、面材の短辺をX方向、長辺をY方向と設定すること。面材が正方形の場合には、外周に打たれた釘の本数が多い辺の方向をX方向とすること。

$$I_{xy} = \left(\frac{I_x \cdot I_y}{I_x + I_y} \right) / A_w \quad \text{：単位面積あたりの釘配列2次モーメント} \quad [\text{cm}^2 / \text{cm}^2] \quad \dots\dots(4.1.1)$$

I_x ：Y方向中立軸に対する釘配列2次モーメント $[\text{cm}^2]$ 。

$$I_x = \sum (y_j - y_0)^2 \cdot n_j \quad \dots\dots(4.1.2a)$$

$$y_0 = \frac{\sum y_j \cdot n_j}{\sum n_j} \quad \text{：Y方向の弾性中立軸位置}$$

y_j ：釘のY座標 $[\text{cm}]$

n_j ： y_j 座標上の釘本数

I_y ：X方向中立軸に対する釘配列2次モーメント $[\text{cm}^2]$ 。

$$I_y = \sum (x_i - x_0)^2 \cdot n_i \quad \dots\dots(4.1.2b)$$

$$x_0 = \frac{\sum x_i \cdot n_i}{\sum n_i} \quad \text{：X方向の弾性中立軸位置}$$

x_i ：釘のX座標 $[\text{cm}]$

n_i ： x_i 座標上の釘本数

A_w ：面材の面積 $[\text{cm}^2]$



図 4.1.1 任意釘配列面材

$$Z_{xy} = \frac{1}{A_w \sqrt{\frac{1}{Z_x^2} + \frac{1}{Z_y^2}}} \quad \text{：単位面積あたりの釘配列係数} \quad [\text{cm} / \text{cm}^2] \quad \dots\dots(4.1.3)$$

$$Z_x = \frac{I_x}{(y_j - y_0)_{max}} \quad \text{：Y方向弾性中立軸に対する釘配列係数} \quad \dots\dots(4.1.4a)$$

$(y_j - y_0)_{max}$ ：Y方向弾性中立軸から端部の釘までのY方向距離の最大値 $[\text{cm}]$

$$Z_y = \frac{I_y}{(x_i - x_0)_{max}} \quad \text{：X方向弾性中立軸に対する釘配列係数} \quad \dots\dots(4.1.4b)$$

$(x_i - x_0)_{max}$ ：X方向弾性中立軸から端部の釘までのX方向距離の最大値 $[\text{cm}]$

$$R_{y0} = \frac{Z_{xy}}{I_{xy}} : \text{単位面材の降伏変形角} [\text{cm}^{-1}] \quad \dots\dots(4.1.5)$$

$$C_{xy} = \frac{Z_{Pxy}}{Z_{xy}} : \text{釘配列降伏終局比。ただし、} C_{xy} < 1.0 \text{ の場合は、} C_{xy} = 1.0 \text{ とする} \quad \dots\dots(4.1.6)$$

$$Z_{Pxy} = \frac{0.94i(Z_{Px} + Z_{Py})}{2 \cdot Y_{err} \cdot A_W} : \text{単位面積あたりの塑性釘配列係数} [\text{cm}/\text{cm}^2] \quad \dots\dots(4.1.7)$$

$$Z_{Px} = \Sigma \frac{(y_j - y_{P0})^2}{\sqrt{(x_i - x_{P0})^2 (\theta_{Py}/\theta_{Px})^2 + (y_j - y_{P0})^2}} : \text{Y 方向塑性中立軸に対する釘配列係数} \quad \dots\dots(4.1.8a)$$

$$Z_{Py} = \Sigma \frac{(x_i - x_{P0})^2}{\sqrt{(x_i - x_{P0})^2 + (y_j - y_{P0})^2 (\theta_{Px}/\theta_{Py})^2}} : \text{X 方向塑性中立軸に対する釘配列係数} \quad \dots\dots(4.1.8b)$$

y_{P0} : Y 方向の塑性中立軸位置

Y 方向の釘配列が上下対称のとき、 $y_{P0} = y_0$ 、

非対称のとき $y_{P0} = -0.106H + 1.212y_0$ (4.1.9)

H : 下端の釘から上端の釘までの距離 [cm]

x_{P0} : X 方向の塑性中立軸位置

X 方向の釘配列が左右対称のとき、 $x_{P0} = x_0$ 、

非対称のとき $x_{P0} = -0.106L + 1.212x_0$ (4.1.10)

L : 左端の釘から右端の釘までの距離 [cm]

$$\left. \begin{array}{l} I_y \geq I_x \text{ のとき、} \theta_{Px}/\theta_{Py} = 1.285I_y/I_x \\ I_y < I_x \text{ のとき、} \theta_{Px}/\theta_{Py} = I_y/1.285I_x \end{array} \right] \quad \dots\dots(4.1.11)$$

$$Y_{err} = 0.998 + 0.068X_{err} + 0.906X_{err}^2 \quad \dots\dots(4.1.12)$$

$$X_{err} = \frac{2|Z_{Px} - Z_{Py}|}{(Z_{Px} + Z_{Py})} \quad \dots\dots(4.1.13)$$

$$\beta = \frac{I_y}{I_x} : \text{面材の縦横比による剛性調整係数 (4.3 真壁の場合に用いる)} \quad \dots\dots(4.1.14)$$

・面材張り大壁の詳細計算表

(1) 適用範囲

詳細計算法を適用できる面材張り大壁は、下記の条件を全て満たしている場合に限る。

- ① 面材と釘の組合せは、表 4.2.1 に示すもののほか、第 6 章の「面材釘等の 1 本あたりの一面せん断耐力要素を算定するための試験」を行って、 k 、 ΔP_n 、 δ_s 、 δ_n を取得したものとす。ただし、試験の終局時において、釘等の引き抜け、曲げ降伏、面材・軸材のめり込みなどの靱性の高い破壊モード以外の、脆性的な破壊モード（面材の割れ、端切れ、釘等の破断、釘頭のパンチング等）が生じるものは不可とする。なお、構造用合板と釘を用いる場合にあっては、釘長さは面材厚の 2.5 倍以上とし、JAS 2 級にあっては厚さ 12mm 以上、JAS 1 級にあっては厚さ 9mm 以上とする。

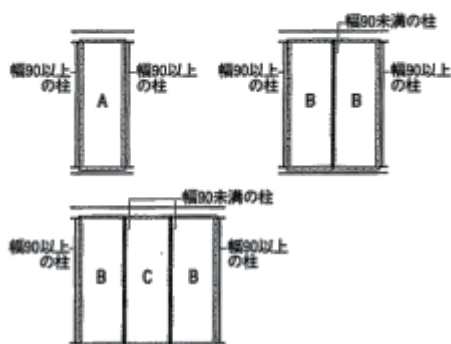
- ② 釘等のへりあきは、面材については 10mm 以上、軸材については、下式を満たすこと

$$\text{軸材の釘列に対する縁端距離 [mm]} \geq \frac{150[\text{mm}]}{\text{釘ピッチ}q [\text{mm}]} \times \frac{\text{面材厚}t [\text{mm}]}{1.2} \quad \dots(4.2.1)$$

- ③ 釘等のピッチは 75mm 以上とする。また、面材の長辺方向（長さ 1200mm を超える場合）の釘列を詳細計算法において釘配列計算に含める場合には、柱の見付幅は下記の値以上とすること。

- ・釘列が 1 列に打たれる面材中央部の柱（間柱）：見付幅 70mm 以上
- ・釘列が 2 列に打たれる面材長辺の継目の柱（間柱）：見付幅 90mm 以上

なお、面材の長辺の継目の柱（間柱）が上記の見付幅の基準を満たさない場合には、両側の柱を釘配列計算に含めて算定した単位面材幅の短期許容せん断耐力に下図に示す低減係数を乗じた値としてもよい。



	詳細計算法の剛性・耐力に乗ずる低減係数		
	A	B	C
釘ピッチ 150mm のとき	1	0.875	0.75
と	線形補間した値とする		
釘ピッチ 75mm のとき	1	0.75	0.50

図 4.2.1 面材の長辺の継目の柱が見付幅の基準を満たさない場合の低減係数

- ④ せん断力負担時に面材が面外に孕まないよう、下式を満足するピッチで柱および間柱を配置し、釘等を 200mm ピッチ以下で打ち付けること。

$$\text{柱または間柱のピッチ}p [\text{mm}] \leq (\text{面材厚}t [\text{mm}] \times \text{釘ピッチ}q [\text{mm}]) / 2.4[\text{mm}] \quad \dots\dots\dots(4.2.2)$$

(2) 面材張り大壁の許容せん断耐力の計算法

詳細計算法による面材張り大壁の許容せん断耐力と剛性は、下式によって計算できる。

許容せん断耐力 P_n [kN] :

$$P_n = \frac{1}{H} \times \min \left\{ \begin{array}{l} M_y \\ K_0 / 150 \\ 0.2\sqrt{2\mu - 1} \times M_n \end{array} \right\} \quad \dots\dots\dots(4.2.3)$$

せん断剛性 K [kN/rad] :

$$K = \frac{K_0}{H} \quad \dots\dots\dots(4.2.4)$$

回転剛性 K_0 [kN・cm/rad] :

$$K_0 = A_W \cdot \Delta K_0 \quad \dots\dots\dots(4.2.5)$$

A_W : 面材の面積 [cm²]

$$\Delta K_0 = \frac{1}{\left(\frac{1}{I_{xy} \cdot k} + \frac{1}{G_B \cdot t} \right)}$$

降伏モーメント M_y :

$$M_y = A_W \times Z_{xy} \times \Delta P_v \quad \dots\dots\dots(4.2.6)$$

終局モーメント M_u :

$$M_u = C_{xy} \times M_y \quad \dots\dots\dots(4.2.7)$$

釘で決まる面材壁の靱性率 μ :

$$\mu = \frac{\delta_u \times G_B \times t + \delta_v \times I_{xy} \times k}{\delta_v (G_B \times t + I_{xy} \times k)} \quad \dots\dots\dots(4.2.8)$$

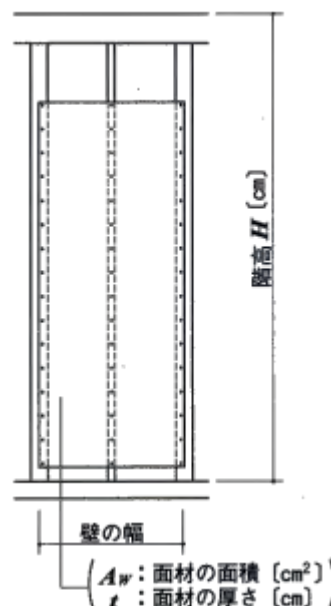


図 4.2.2 面材張り大壁

上記の式において k 、 ΔP_v 、 δ_v 、 δ_u は、第 6 章 6.6 の試験によって求めた、面材に打たれた釘 1 本あたりの一面せん断の荷重-変位グラフを、図 4.2.3 のように完全弾塑性関係にしたときの各値である。代表的な面材と釘の組合せによる面材釘のせん断データを表 4.2.1 に示す。また、 I_{xy} 、 Z_{xy} 、 C_{xy} は、面材を軸材に任意の釘配列で釘打ちした耐力要素の釘配列諸定数で、4.1 釘配列係数の計算の計算法によって求めるか、あるいは、表 4.1.1 の値を用いてもよい。また、 G_B は、面材のせん断弾性係数 [kN/cm²] である。

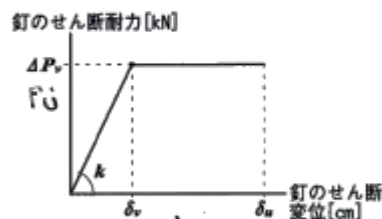


図 4.2.3 完全弾塑性関係で表した面材に打たれた釘 1 本あたりの 1 面せん断の荷重-変位グラフ

表 4.2.1 面材釘 1 本あたりの 1 面せん断の数値

面材	釘	k kN/cm	δ_v cm	δ_u cm	ΔP_v kN
構造用合板 12mm	鉄丸釘 N-50	4.80	0.21	1.53	0.98
	鉄丸釘 N-65	6.29	0.21	1.89	1.31
	太め鉄丸釘(CN釘)50	6.34	0.19	1.81	1.21
	太め鉄丸釘(CN釘)65	8.26	0.25	2.17	2.05
構造用合板 24mm、または、 28mm	鉄丸釘 N-75	6.51	0.25	1.71	1.62
	太め鉄丸釘(CN釘)65	8.78	0.15	1.32	1.31
	太め鉄丸釘(CN釘)75	10.13	0.18	2.14	1.85

構造用合板のせん断弾性係数 G_B : ラワン (その他) 39.2 kN/cm²、ベイマツ 58.8 kN/cm²

注) 本表の数値は、 $\alpha=0.95$ を前提としたものである。 $\alpha=0.95$ とは、面材の使用環境が、腐朽・蟻害等によって劣化が生じたり、湿潤状態にあるような条件下ではなく、現場施工において、釘のピッチやへりあきがきちんと遵守され、釘頭がめり込まないよう手打ち施工あるいは釘打ち機の空気圧を合板の密度に応じて調整して打たれるように監理される場合を前提としたものである。

・めり込み抵抗型モーメント抵抗接合部の算定法

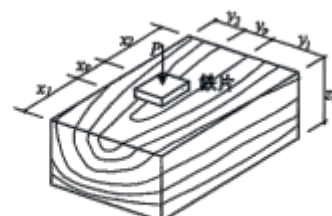
①弾性域における等変位および三角形変位めり込み基準式

(a) 等変位めり込み

$$P(N) = \frac{x_p y_p C_x C_y E_{\perp}}{Z_0} \cdot \delta \quad \dots(4.4.30)$$

降伏変位

$$\delta y(\text{cm}) = \frac{Z_0 F_m}{E_{\perp} \sqrt{C_x C_y C_{xm} C_{ym}}} \quad \dots(4.4.31)$$



等変位めり込み

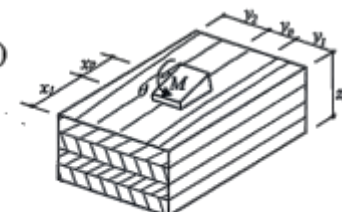
(b) 三角形変位めり込み

$$\Sigma N(N) = \frac{x_p^2 y_p C_y E_{\perp} \theta}{Z_0} \left[\frac{1}{2} + \frac{2Z_0}{3x_p} \times \left(1 - e^{-\frac{3x_1}{2Z_0}} \right) \right] \quad \dots(4.4.32)$$

$$\Sigma M(N \cdot \text{cm}) = \frac{x_p^3 y_p C_y E_{\perp} \theta}{Z_0} \left[\frac{1}{3} + \frac{2Z_0}{3x_p} \times \left(1 - e^{-\frac{3x_1}{2Z_0}} \right) \right] \quad \dots(4.4.33)$$

降伏変形角

$$\theta_y(\text{rad}) = \frac{Z_0 F_m}{x_p E_{\perp} \sqrt{C_x C_y C_{xm} C_{ym}}} \quad \dots(4.4.34)$$



C_x の計算の際は $x_2 = x_1$ とおく

三角形変位めり込み

ここで、(a)、(b)における諸変数は以下のとおり。

$$C_x = 1 + \frac{2Z_0}{3x_p} \left(2 - e^{-\frac{3x_1}{2Z_0}} - e^{-\frac{3x_2}{2Z_0}} \right), \quad C_{xm} = 1 + \frac{4Z_0}{3x_p} \quad \dots(4.4.35)$$

$$C_y = 1 + \frac{2Z_0}{3ny_p} \left(2 - e^{-\frac{3ny_1}{2Z_0}} - e^{-\frac{3ny_2}{2Z_0}} \right), \quad C_{ym} = 1 + \frac{4Z_0}{3ny_p} \quad \dots(4.4.36)$$

E_{\perp} : 全面横圧縮ヤング係数 ($E_{\perp} \approx \frac{1}{50} E_{\parallel}$ とする)

n : 繊維方向に対する繊維直交方向の置換係数(接合部の設計に使う樹種グループ(Jn)別に定める)

$\left\{ \begin{array}{l} J1: \text{べいまつ・くろまつ・あかまつ・からまつ・つが} \\ J2: \text{べいひ・べいつが・ひば・ひのき・もみ} \\ J3: \text{とどまつ・えぞまつ・べにまつ・スプルス・すぎ・べいすぎ} \end{array} \right.$	$n=7$
	$n=6$
	$n=5$

F_m : 縁端距離を無限大としたときのめり込み降伏応力度 ($F_m \approx 2.4 \times$ 長期許容めり込み応力度)

②通し貫接合部の回転剛性と降伏モーメントの計算式

回転剛性 K_θ :

$$K_\theta \text{ (N}\cdot\text{cm/rad)} = x_p^2 y_p E_\perp \left\{ \frac{x_p}{Z_0} \left(C_{xm} - \frac{1}{3} \right) + 0.5 C_{xm} \right\} \quad \dots (4.4.37)$$

x_p : 右図の寸法(cm)

y_p : 右図の寸法(cm)

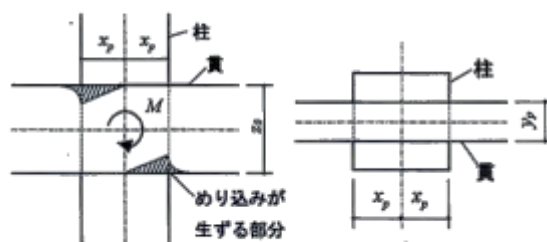
Z_0 : 右図の寸法(cm)

降伏モーメント M_y :

$$M_y \text{ (N}\cdot\text{cm)} = \frac{K_\theta \cdot Z_0 \cdot F_m}{x_p E_\perp C_{xm} \sqrt{C_{ym}}}$$

$\dots (4.4.38)$

E_\perp 、 n 、 F_m 、 C_{xm} 、 C_{ym} は①の基準式と同じ



通し貫接合部

③掘立柱型柱脚部および片側貫接合部の回転剛性と降伏モーメントの計算式

接合部回転剛性 K_θ :

$$K_\theta \text{ (N}\cdot\text{cm/rad)} = \frac{y_p E_\perp}{3Z_0} \left\{ 2x_p^2 Z_0 + x_p^3 + (l - x_p)^3 \right\} \quad \dots (4.4.39)$$

y_p : 右図の寸法(cm)

Z_0 : 右図の寸法(cm)

$$x_p = \frac{2l^3 + 3hl^2}{3l^2 + 6hl + 4hZ_0} \quad \text{: 中立軸までの深さ(cm)}$$

h : 反曲点高さ (階高の 1/2 としてよい)(cm)

l : 埋込み深さ

降伏モーメント $M_y \text{ (N}\cdot\text{cm)} = K_\theta \cdot \theta_y$

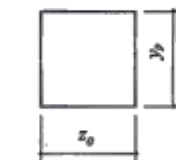
ここで

$$\theta_y \text{ (rad)} = \frac{Z_0 F_m}{x_p E_\perp \sqrt{C_x C_{xm} C_{ym}}} \quad \dots (4.4.40)$$

M_y 時に柱脚部にかかるせん断力 Q_y :

$$Q_y \text{ (N)} = \frac{x_p^2 y_p C_{xm} E_\perp \theta_y}{2Z_0} \quad \dots (4.4.41)$$

E_\perp 、 n 、 F_m 、 C_x 、 C_{xm} 、 C_{ym} は①の基準式と同じ



掘立柱型柱脚部

④ 相欠き仕口の回転剛性と降伏モーメントの計算式

回転剛性 K_θ :

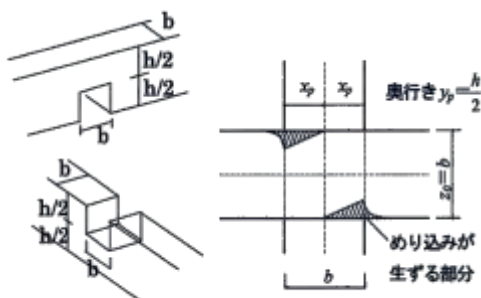
$$K_\theta (\text{N}\cdot\text{cm}/\text{rad}) = \frac{7}{8} b^2 h E_\perp \quad \dots (4.4.42)$$

b, h : 右図の寸法

降伏モーメント M_y :

$$M_y (\text{N}\cdot\text{cm}) = \frac{21b^2 \cdot h \cdot F_m}{44 \sqrt{1 + \frac{8b}{3nh}}} \quad \dots (4.4.43)$$

$E_\perp, n, F_m, C_{xm}, C_{ym}$ は①の基準式と同じ



相欠き仕口

⑤ わたりあご掛け仕口の回転剛性と降伏モーメントの計算式

回転剛性 K_θ (下図 a 部および b 部あわせのもの) :

$$K_\theta (\text{N}\cdot\text{cm}/\text{rad}) = \frac{x_p^3 y_p C_{y1} E_\perp}{Z_0} \left(C_{xm} - \frac{1}{3} \right) + \frac{y_p C_{y2} E_\perp}{3} \left\{ (Z_0 + 2Z_1)^2 + Z_1 \left(\frac{3Z_0^2}{4} + \frac{3Z_0 Z_1}{2} + Z_1^2 \right) \right\} \quad \dots (4.4.44)$$

x_p : 右図の寸法(cm)

y_p : 右図の寸法(cm)

Z_0 : 右図の寸法(cm)

Z_1 : 右図の寸法(cm)

$$C_{y1} = 1 + \frac{2Z_0}{3ny_p} \left(1 - e^{-\frac{3ny_p}{2Z_0}} \right), \quad C_{y2} = 1 + \frac{4x_p}{3ny_p} \left(1 - e^{-\frac{3ny_p}{4x_p}} \right)$$

降伏モーメント M_y :

$$M_y (\text{N}\cdot\text{cm}) = K_\theta \cdot \theta_y$$

ここで、降伏変形角 θ_y は、

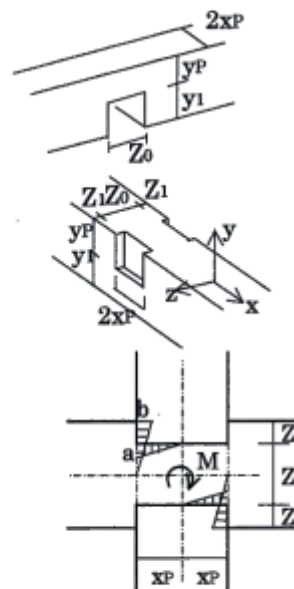
$$\theta_y (\text{rad}) = \min(\theta_{ya}, \theta_{yb})$$

$$\theta_{ya} = \frac{Z_0 \cdot F_m}{x_p E_\perp C_{xm} \sqrt{C_{y1} \cdot C_{ym}}} \quad \dots (4.4.45)$$

$$\theta_{yb} = \frac{4x_p F_m}{(Z_0 + 2Z_1) E_\perp C_{xm} \sqrt{C_{y2} \cdot C_{ym}'}}$$

$$C_{ym}' = 1 + \frac{8Z_0}{3ny_p}, \quad C_{xm}' = 1 + \frac{16x_p}{3(Z_0 + 2Z_1)}$$

$E_\perp, n, F_m, C_{xm}, C_{ym}$ は①の基準式と同じ



わたりあご掛け接合

謝辭

謝辞

本論文は筆者が 東京大学大学院 農学生命科学研究科 生物材料科学専攻 博士課程に在籍中の研究成果をまとめたものであります。

同専攻准教授 稲山正弘先生には指導教員として本研究の遂行に関して終始、大切なご指導を戴きました。ここに深謝の意を表します。同専攻教授 安藤直人先生には奥深い木材や木質構造の世界で研究が出来るチャンスやご指導を戴きました。ここに深謝の意を表します。同専攻教授 太田正光先生、同専攻准教授 信田聡先生、農学国際専攻准教授 佐藤雅俊先生には副査として本論文の細部にわたりご指導を戴きました。ここに深謝の意を表します。本研究の全般にあたって木質材料学研究室助教の相馬智明博士及び先輩の福山弘博士、小林研治博士に有益なご助言を戴きました。ここに同氏に対して感謝の意を表します。木質材料学研究室および環境材料設計学研究室の各位には研究遂行にあたり日頃より有益なご討論ご助言を戴きました。ここに感謝の意を表します。

最後に、温かい励ましをいつも送り続けてくれた家族に心から感謝します。

なお、本論文の第5章ガラスを用いた耐力要素の研究一部に関しては株式会社アキュラホーム、第4章ポリカーボネイトシートを面材とした枠組壁工法耐力壁の研究に関しては社団法人日本ツーバイフォー建築協会の坪井記念研究助成を受けています。

2009年12月18日

宋 昌錫

