

木造建築物の中高層化等技術に関する研究開発

材料研究グループ 上席研究員 槌本 敬大

主任研究員 山崎 義弘

目 次

- I はじめに
- II 研究の背景と研究課題の構成
 - 1) 木材利用促進の背景と意義
 - 2) 研究開発課題の構成と背景
- III マスティンバーの寸法安定性
 - 1) 検討の背景と実験概要
 - 2) 6年間の曝露試験の結果
- IV 異種複合材料のクリープ特性
 - 1) 検討の背景と実験概要
 - 2) 単体のクリープ特性と異種複合部材のクリープ特性の関係
- V 集成材等建築物の構造設計マニュアルの適用範囲拡大に資する技術開発
 - 1) 鋼板挿入ドリフトピン接合部の終局特性による柱脚部の性能評価
 - 2) マニュアルの特徴と構成
- VI 集成材ブレース構造の終局耐力の評価法に関する検討
 - 1) 検討の背景と概要
 - 2) 試験体と試験方法
 - 3) 終局耐力の予測
- VII 中高層木造の外皮の耐久性と耐火性能の両立
 - 1) 検討の背景
 - 2) 外皮の耐久性評価に資する検討
 - 3) 変形追従性の確認
 - 4) 耐火性能の検証
- VIII 低層 CLT パネル工法の仕様規定による構造安全確保方策
 - 1) 検討の背景
 - 2) 垂れ壁付き耐力要素の評価
 - 3) 直交壁を有する耐力要素の評価
- IX まとめ
 - 謝辞
 - 参考文献

I はじめに

公共建築物木材利用促進法等にみるように、木材利用の拡大・推進は国家施策のひとつとなっており、木造建築物の中高層化への関心が国内外で高まっている。木造建築物の中高層化に際して、高強度・高耐力構造要素や部材等の技術開発が盛んに行われるようになっており、適切な技術的基準等を策定しておく必要がある。これに必要な構造、材料等の分野における技術的資料、知見を得ることを目的とし、平成28～33年度の建築研究所の第4期中長期目標として、木造建築物の中高層化技術の開発を提案し、前半の課題として「中高層木造建築物等の構造設計技術の開発」¹⁾ (平成28～30年度)を実施した。同課題の成果を受けて、新たに生じた検討事項や並びに同課題で後継すること予定していた検討事項などを合わせて「木造建築物の中高層化等技術に関する研究開発」を平成31年度～令和3年度に実施した。本稿では、その成果の概要について報告する。

II 研究の背景と研究課題の構成

1) 木材利用促進の背景と意義

国土の約69%が森林である我が国は世界でも有数の森林国であり、国土の森林率はフィンランド、スウェーデンに次いで世界第3位であることはよく知られている。森林の機能のうち、最も重要なもののひとつとして温室効果ガス発生抑制が注目されて久しい。我が国の森林面積の多くを占める人工林には針葉樹が多く植林されており、その炭素固定能力は樹齢20年程度をピークに下降することも事実であり、我が国の林齢分布²⁾ (図1)において多くを占める10齢級、つまり50年生以上の造林木を積極的に有効活用し、伐採後に適切に植林して森林面積を維持するとともに炭素固定能力を将来にわたって維持・向上させる必要がある。

また、多岐にわたる木材の利用のうち、建築・住宅の構造部材として使用する量が圧倒的に多いことは公知の事実であり、低層住宅の木造率は高いものの、中層以上と非住宅建築物の木造率³⁾は低い(図2)。そこで、中高層木造建築物の木造率の向上に資する技術開発やその阻害要因を克服するための技術開発が必要となり、本研究を実施した。

一方、ライフサイクル全体の温室効果ガス発生を考えた場合に、建築物の建設時や部材の生産時の炭素固定量は建築物の供用時のエネルギー消費と比べてはるかに小さいものと考えられてきた。しかし、昨今の住宅の省エネルギー性能の高度化、又は高度な省エネルギー性能の付与の義務化が施行される状況から、建設時・生産時の温室効果ガス発生抑制の重要性が再認識されている。

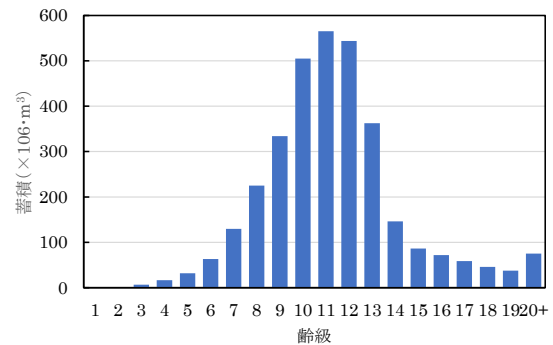


図1 人工林の齢級別蓄積量²⁾

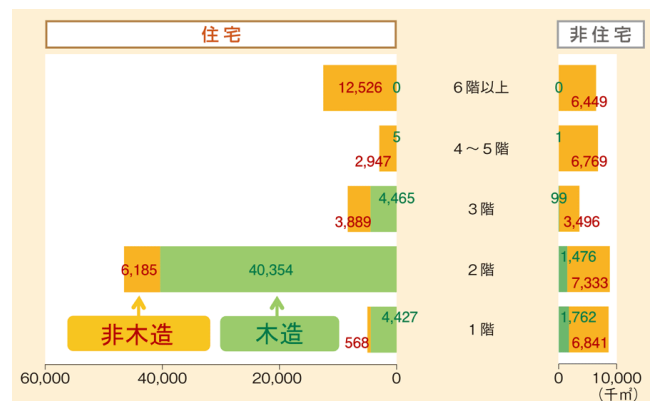


図2 階層別・構造別の着工建築物の床面積³⁾

これらを背景として、公共建築物等木材利用促進法は「脱炭素社会の実現に資する等のための建築物等における木材の利用の促進に関する法律」と改称(2021年10月施行)され、法の対象が公共建築物から建築物一般に拡大された。

2) 研究開発課題の構成とその背景

本研究開発課題で検討した項目は、以下の通りである。

- ①木質系異種複合部材の性能評価法に関する研究開発
 - ②集成材等建築物の構造設計マニュアルの汎用性拡大に関する研究開発
 - ③集成材ブレース構造の終局耐力設計法に関する研究開発
 - ④中高層枠組壁工法の各種性能評価と普及に関する研究開発
 - ⑤低層 CLT パネル工法の各種性能評価と普及に関する研究開発
- それぞれの研究開発の背景・目的は以下の通りである。
- ①木質系異種複合部材の性能評価法に関する研究開発

前課題では木質系の複合軸材料の評価法を検討したが、木造建築物の中高層化に際して、鋼製ロッドを複合したり、モルタル層を複合したりするなど異種材料との複合部材の開発が行われるようになってきており、これらの評価法等を含めた品質に関する技術

基準を検討する必要がある。

②集成材等建築物の構造設計マニュアルの汎用性拡大に関する研究開発

前課題の成果として集成材等建築物の構造設計マニュアルの素案が作成され、鋼板挿入ドリフトピンや引きボルトによるモーメント抵抗接合を有する集成材フレームの終局耐力設計を含めた設計法が一部の仕様を除いて、公表されることになる。同マニュアルの出版事業は日本建築センターに委ねているが、その編集作業を通じて設計法の適用範囲の拡大等を行う必要がある。

③集成材ブレース構造の終局耐力設計法に関する研究開発

集成材等建築物の構造設計マニュアルの素案は、モーメント抵抗を有する集成材フレームを中心にとりまとめられたが、中高層化で汎用される構法として、集成材ブレース構造がある。S55 建告 1792 号第 1 では、住宅用の小断面筋かい構造を対象として構造特性係数が定められているが、集成材による大断面ブレースは告示の数値とは異なる構造特性係数となることが知られている。そこで、集成材ブレース構造を対象として、その終局時の靱性を評価する手法を考案し、集成材ブレース構造の設計法の合理化を図り、集成材等建築物の構造設計マニュアルの改定案、若しくは出版時に反映させる必要がある。

④中高層枠組壁工法の各種性能評価と普及に関する研究開発

当研究所敷地内には 6 階建て枠組壁工法実験棟が建っているが、この実験棟は（一社）日本ツーバイフォー建築協会が建築研究所との共同研究を条件に国土交通省住宅局の補助を得て建設したものである。同実験棟を使用した共同研究「枠組壁工法による中層木造建築物等の設計法の開発」は 2016～2022 年度の実施を予定しており、遮音性能（床衝撃音遮断性能、界壁の空気音遮断性能等）の評価、中高層枠組壁工法の耐久性などが今後も予定されており、実施する必要がある。

⑤低層 CLT パネル工法の各種性能評価と普及に関する研究開発

当研究所敷地内には CLT パネル工法による 2 階建て実大実験棟が建っているが、この実験棟は（一社）日本 CLT 協会が建築研究所との共同研究を条件に国土交通省住宅局の補助を得て建設したものである。同実験棟を使用した共同研究「CLT パネルの特質をいかした実験棟建設とその性能検証」は 2015～2025 年度の実施を予定しており、今後も CLT パネル工法における部材の長期寸法変化挙動の測定、内部表しの CLT パネルの吸放湿特性の評価、CLT パネル工法の遮音性能の改良方法の検討、同工法の耐久性評価などが今後も予定されており、実施する必要がある。なお、この CLT 実大実験棟は低層住宅を対象としており、得られた成果は前

課題で原案が検討された CLT の仕様規定に反映される必要がある。また、CLT の仕様規定原案の基準化に際して、平面プランが不整形の場合の挙動等について、ネガティブチェックを行う必要がある。

以上のほか、「CLT パネル工法の構造計算基準の合理化に関する研究開発」も実施予定であったが、他省庁の補助事業などで CLT パネル工法のルート 2 の規制緩和の条件と各構造条件に対応する応力割増係数が提案され、告示案作成の準備が整ったので、本研究開発課題での具体的な検討は見送った。

Ⅲ マスティンバーの寸法安定性

1) 検討の背景と実験概要

(i) 検討の背景

木造建築物の新たな構工法のひとつとして国内外で注目されているマスティンバー工法は、CLT を代表格として様々な研究、技術開発が行われている。同工法の中高層化を考えた場合に、飛躍的に要求性能が高くなる鉛直方向の部材耐力や接合耐力に対しては、CLT よりも集成材パネルの方が繊維方向要素は多いために有利であるとも考えられるが、一般的には寸法安定性が高いとされる CLT が優先的に選択されている。しかし、実大パネルの寸法安定性について具体的に明らかにした技術的知見はほとんどない。

そこで、CLT パネル、集成材パネル、並びに LVL パネルを外気に晒した環境で曝露試験を行い、その含水率、寸法等の変化を約 6 年間継続して測定し、その結果に基づいて評価した結果を述べる。

(ii) 試験体

幅 1 m×長さ 2.7 m の CLT、集成材（以下、「GLT」）、LVL（A 及び B 種、試験体名をそれぞれ LVA、LVB とした）によるパネルを対象とした。厚さは CLT と集成材については 90、120、150 mm のパネルを、LVL については 90、150 mm のパネルを試験体とした。なお、CLT はスギによる S60B、集成材はスギによる E65-F255、LVL はスギによる E60 相当（A 種）と E50 相当（B 種）とし、いずれも 2 体ずつ用意した。

(iii) 曝露環境

建築物内での使用を想定して降雨が作用せず外気に晒される環境（写真 1 上）を建築研究所内の曝露試験場内に構築して各試験体 1 体（試験体名称***-1）ずつ設置した。比較のために降雨も作用する環境（写真 1 下）にも各 1 体（同***-2）ずつ設置した。

(iv) 測定方法

曝露試験は 2017 年 4 月中旬に開始し、最初の 2 ヶ月は 1 週間おきに、その後 1 ヶ月おきに試験体の重量、寸法、含水率、矢高を



写真1 降雨のない外気曝露環境(上)と屋根なしで雨水が作用する曝露環境(下)

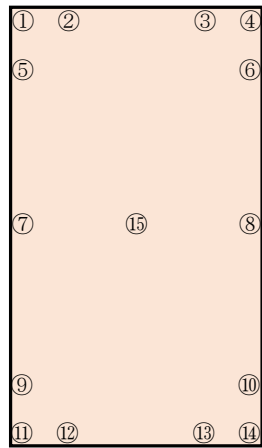


図3 パネルの測定箇所

測定した。各部寸法のうち4辺の長さ等を巻尺で測定した。厚さについては精度0.05 mm以上のノギスを用いて図3に示す①~⑭(①、④、⑪、⑭)は試験体の隅角部、②、③、⑤、⑥、⑨、⑩、⑫、⑬は隅角部から約200 mm離れた箇所、⑦と⑧は長辺の midpointである)の箇所について測定した。さらに、高周波式含水率計を用いて図3の①~⑮について含水率を測定した。

2) 6年間の曝露試験の結果

(i) 重量変化

雨水が作用しない環境下での各試験体の重量変化率と含水率をそれぞれ図4、図5に示す。含水率の変動は3年経過後あたりで

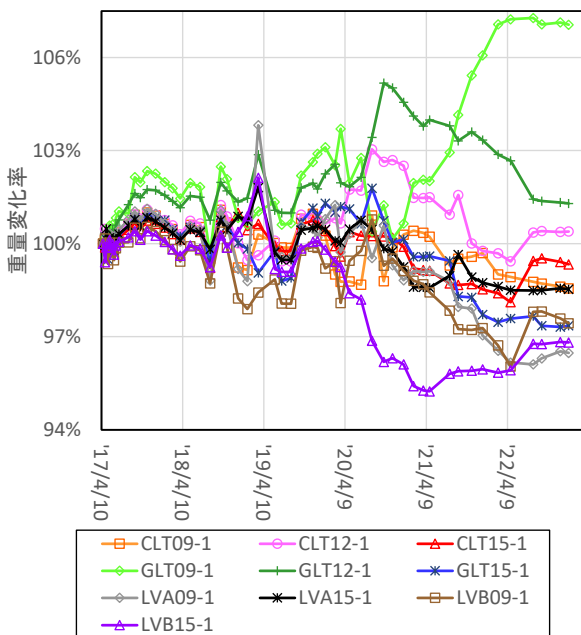


図4 各試験体の重量変化率

落ち着き、季節変化等が徐々に小さくなることがわかる。一方、重量の変化は3年経過後あたりから集成材などを中心に大きくなり、集成材は重くなる方向、LVLは小さくなる方向への変化が目立つ。重量変化はほぼ水分の吸脱着と考えられ、含水率の増減と一致していないので、本測定に用いた水分計は内部に到るまでの水分を必ずしも全て捕捉していない可能性がある。集成材の含水率の初期値が極めて低い可能性があり、吸水率(重量増加率)も大きくなったと考えられる。LVLはその逆に含水率の初期値が比較的高かったために吸水量も少なかった可能性がある。CLTは一部の試験体が一時的に重量が大きくなり、多く給水した可能性があるものの、概ね集成材とLVLの数値の中間的な重量変化率であった。

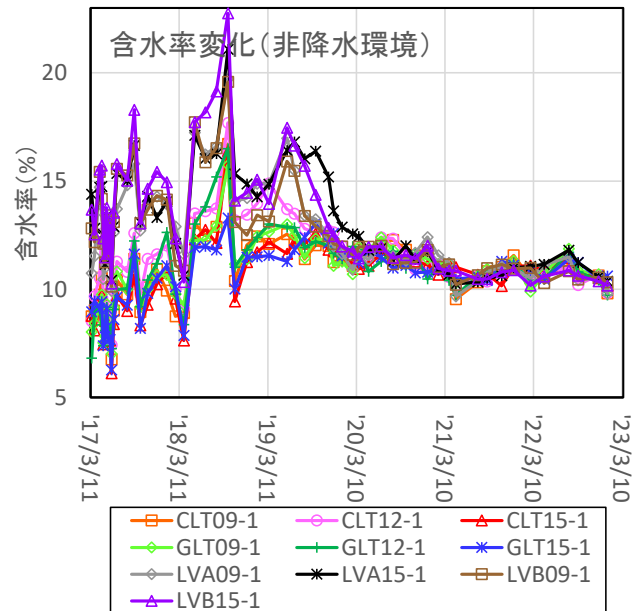


図5 各試験体の水分計による含水率

(ii) 面内の寸法変化

各試験体の2017年3月から2023年1月までの約6年間の長辺及び短辺の寸法変化を図6に示す。CLTと言えども半分以上の層が繊維方向となる長辺の寸法変化は短辺に比べて圧倒的に小さい。また、当然であるが、降雨環境下の寸法変化は非降雨環境に比べて、長辺、短辺ともに大きな寸法変化を示した。

次に、雨掛かりのない非降雨環境下での面内寸法変化を図7に示す。これも前述同様、長辺の寸法変化は短辺に比べて圧倒的に小さい。厚さ150 mmのCLT、厚さ90 mmの集成材、厚さ90 mmのB種LVLの長辺の寸法変化が極大値を示す期間もあったが、常に1 mm未満であり、金属製巻き尺による測定で最小目盛りが1 mmであることを考えると、材料の種類や厚さによって、有意な

差は認められない。一方、短辺方向については集成材パネルのうち、厚さ 150 mm のものの寸法変化が小さいものの、厚さ 90 mm と 120 mm のものは明らかに他と比べて大きい。CLT の短辺方向は 33~50% が繊維方向であるのみ対し、集成材パネルは全てが繊維直交方向となっており、水分に対する寸法安定性は低いと考えられる。一方、LVL のうち B 種には一部の層に繊維方向の単板が入っているものの、A 種は繊維直交層のみとなっているが、水分によって寸法変化を生じない接着層の占める割合が多いため、CLT などと同様の寸法安定性となっていると考えられる。なお、1年目⁴、2年目⁵の傾向とは必ずしも一致していない部分がある。

(vii) 寸法 (厚さ) 変化

試験体の厚さごとの厚さの変化を図 8 に示す。降雨環境に曝露した試験体の厚さの変化が非降雨環境下よりも大きいことは言うまでもないが、試験体の厚さによって非降雨環境下の厚さ変化の傾向は異なる。また、最初の 2 年間の厚さ変化は大きいですが、3 年目以降は小さく、含水率変化が小さいためと考えられる。概して非降雨環境下の集成材は CLT より厚さ変化が大きいですが、最大でも 1 mm 程度の差である。LVL の厚さ変化は非降雨環境下では CLT と同等であるが、降雨環境では CLT より極めて大きい場合がある。試験体の個体差を考えれば、材料毎の有意な差はないといえる。

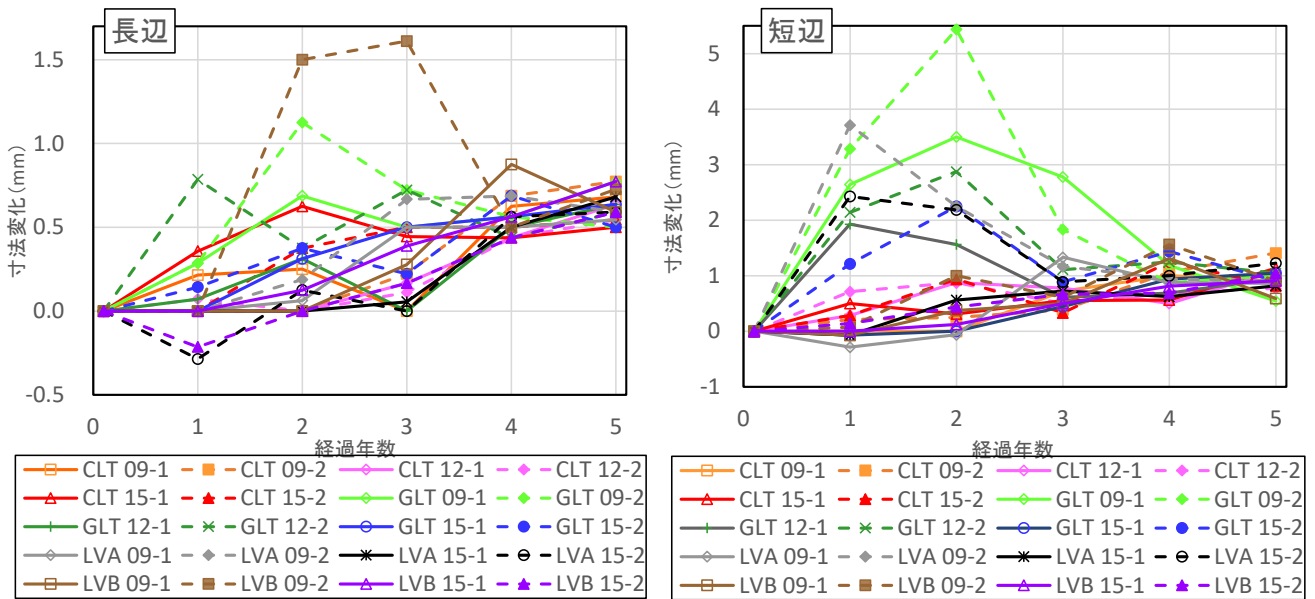


図6 各試験体の長辺 (左)、及び短辺 (右) の寸法変化

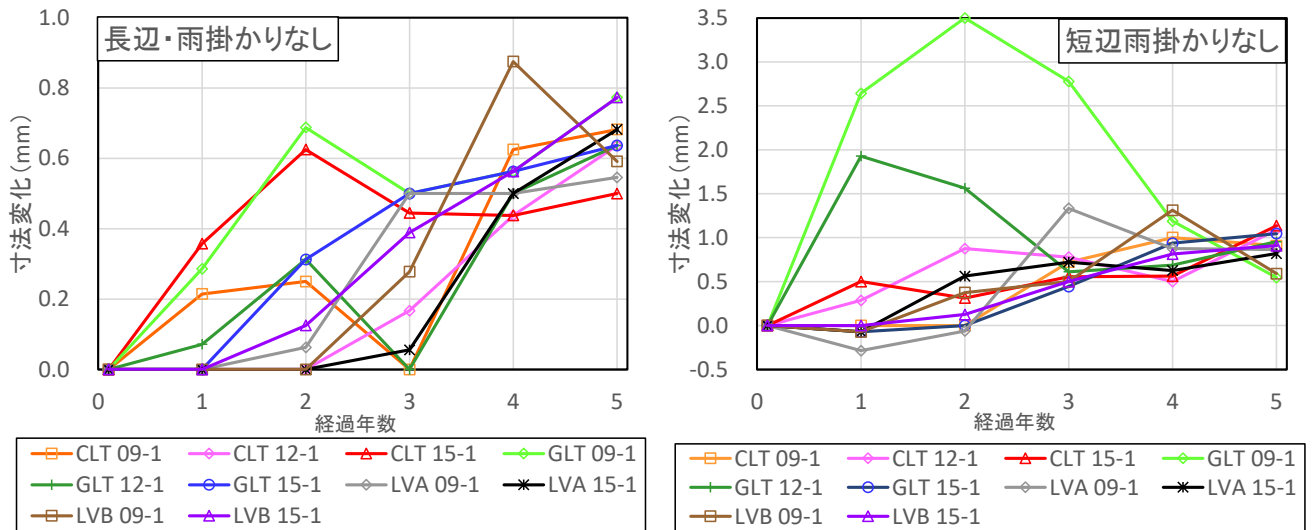


図7 非降雨環境下の長辺 (左)、及び短辺 (右) の寸法変化

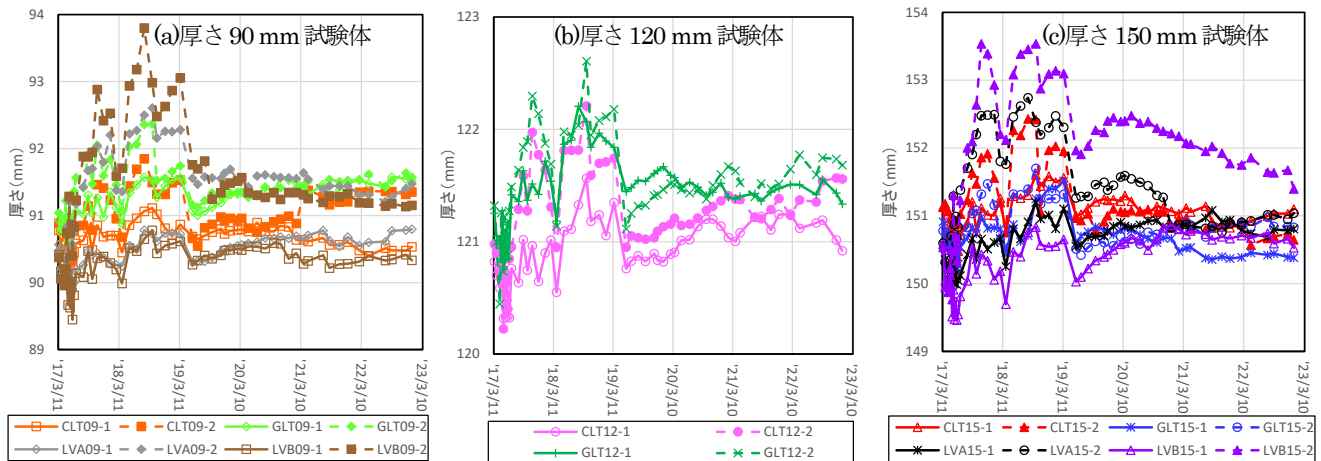


図8 試験体の厚さごと (a) 90 mm, (b) 120 mm, (c) 150 mm) の厚さ方向の寸法変化

(iv) 結論

約6年間にわたるCLT、集成材、LVLによるマスティンバーパネルの曝露試験の結果から、以下を得た。

- ・非降水環境ではCLT、集成材、LVLパネルの吸水による寸法安定性には有意な差がない可能性がある。
- ・各材料の長辺方向の寸法変化は非降雨環境で1mm未満、降雨環境でも最大1.5mm程度である。
- ・非降雨環境の厚さ変化は、最大でも1.2mm程度で、降雨環境下でも4mm未満である。
- ・厚さの寸法安定性については、材料間に有意な差が認められなかった。

IV 異種複合材料のクリープ特性

1) 検討の背景と実験概要

(i) 検討の背景

木質系異種複合部材(例えば、鉄筋入り複合集成材⁶⁾や繊維補強集成材⁷⁾等は従来から提案されてきたが、その使用実績が乏しいことや性能評価法が明確でないことにより、建築基準法第20条第1号に基づく大臣認定を取得して建築物に導入されてきた。しかし、最近の木材利用促進の風潮の中で使用実績等も増えており、その性能評価法を検討する必要性が生じている。そこで木質系異種複合部材の性能評価法を検討しているが、短期性能については古典的材料力学によってある程度評価できることが分かっている。一方、長期性能について構成要素ごとのクリープ試験データは得られていない。そこで、公募型共同研究「中大規模木造建築物用炭素繊維束複合集成材の性能評価に関する研究」を行い、採択された小松マテール(株)と共同して炭素繊維束複合集成材、及び構成要素と

しての炭素繊維束の長期変形挙動に関する技術資料を収集するために引張クリープ試験を行った。

(ii) 炭素繊維束の試験体・試験方法

断面120×180mmのノギ集成材E75-F270に対して、下端から30mmの位置に炭素繊維束を7本拵った炭素繊維束撚線(断面85mm²)を挿入してエポキシ樹脂で複合したもの3体と比較のために炭素繊維束を複合しない集成材1体を試験体とした。試験体の見かけの密度、含水率の平均値等を表1に示す。スパン3,240mmの3等分点4点曲げ長期荷重を与えてクリープ試験を行った。載荷荷重は同一載荷条件で行った短期試験から得た曲げ強度の信頼水準75%の95%下側許容限界値に荷重時間の調整係数1.1/3を乗じて得た数値とした。さらに、炭素繊維束複合集成材については長期荷重時に炭素繊維束の応力負担率が上昇することを考慮した係数1.18を乗じて与える長期応力を決定した(表2)。なお、実験は温度20℃±2℃、相対湿度65%±5%に管理された恒温恒湿室に設置された11倍のこを有する曲げクリープ試験機を用いて行った。

(ii) 炭素繊維束単体の試験概要

構成要素としての炭素繊維束のクリープ特性を把握するため、直径2.94mm(最外層被覆を削った部位)の炭素繊維束素線、及び炭素繊維束素線を7本束ねた撚り線(有効断面積49.5mm²)の引張クリープ試験を実施した。載荷荷重は、集成材と同様に、同じ載荷条件による短期引張試験の結果から得られた引張強度に荷重継続時間の調整係数1.1/3を乗じて得た数値とした。なお、実験は温度20℃±2℃、相対湿度60%±5%に管理された恒温恒湿室に設置された2段のこ(加重倍率:45倍)を有する引張クリープ試験機を用いて行った。

表1 短期試験の結果とクリープ試験で与えた応力

	試験 No.	長さ (m)	幅 (mm)	せい (mm)	見かけの密度 (kN/m ³)	含水率 (%)
炭素繊維束 複合集成材	1	3.55	120	180	4.24	14.00
	2	3.60	120	180	4.13	12.50
	3	3.60	120	180	4.18	11.17
集成材(コントロール)	3.60	120	180	3.96	11.00	

表2 短期試験の結果とクリープ試験で与えた応力

	試験 体数	曲げ強度 (kN/mm ²)		長期応力 (kN/mm ²)
		平均値	5%下限値	
集成材(コントロール)	5	47.99	38.63	14.18
炭素繊維束複合集成材	4	55.97	49.25	21.31

2) 単体のクリープ特性と異種複合部材のクリープ特性の関係

(i) 炭素繊維束複合集成材のクリープ特性

各試験体と比較のための集成材の絶対クリープ変位 $\delta(t)$ を図 9 に示すが、炭素繊維束複合集成材のクリープ変形量の個体差が小さいことが明らかである。各試験体と集成材の相対クリープ δ_c を次の式[4.1]から求めて図 10 に示すが、パワー則に基づいて対数回帰式を併せて示した。コントロールの集成材の相対クリープは150日を過ぎたあたりから異常値を示したので、その対数回帰は150日までのデータのみを用いて求めた。回帰曲線を50年に外挿した数値がクリープの調整係数であるが、試験体 No.1, 2, 3 の同係数

$$\delta_c = \frac{\delta(t) - \delta_0}{\delta_0} \quad [4.1]$$

ここで、 $\delta(t)$: 絶対クリープ変位 (mm)

t : 荷重継続時間 (クリープ継続時間、時間)

δ_0 : 初期変形 (mm)

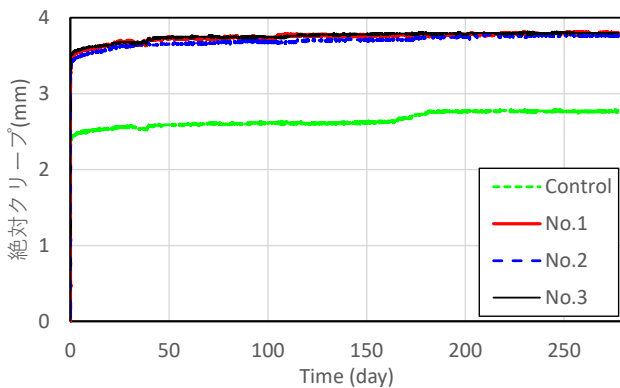


図9 炭素繊維束複合集成材のクリープ変形量

はそれぞれ 0.233, 0.213, 0.183 (平均値: 0.210) であった。コントロールの集成材は 0.247 であるので、多少クリープ特性が向上する (クリープ変形が少なくなる) ことが判明した。

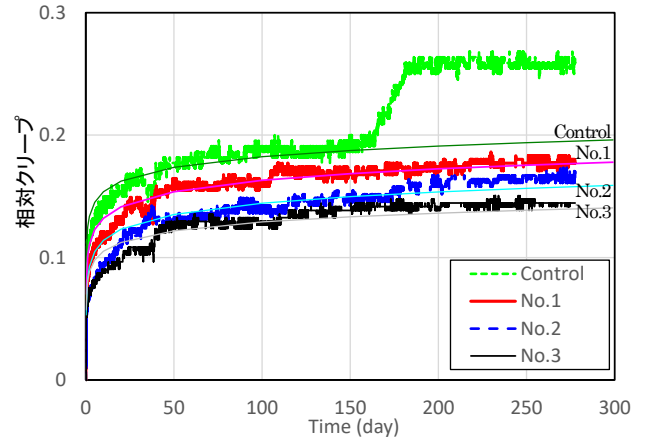


図10 炭素繊維束複合集成材の相対クリープとその対数回帰

(ii) 炭素繊維束素線、及び撚線のクリープ特性

炭素繊維束素線、及び同撚線のクリープ変形量をそれぞれ図 11、図 12 に示すが、いずれも異常値を示した試験体 (素線 No.5 と撚線 No.9) があり、有効なデータはそれぞれ 2 体分ずつと考えた。当該 2 体ではクリープ変形量の個体差は極めて小さいといえる。

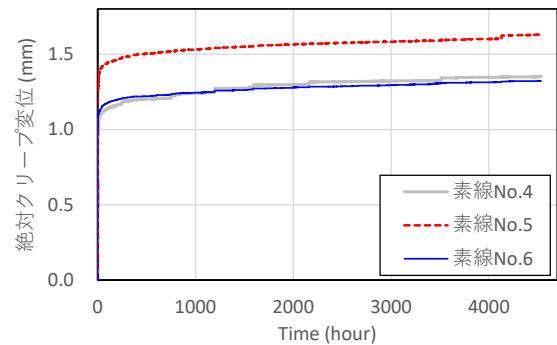


図11 炭素繊維束素線のクリープ変形量

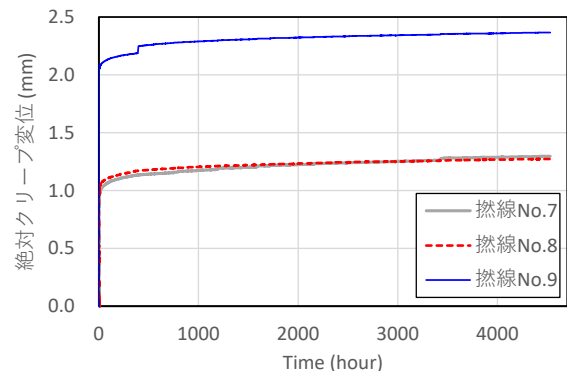


図12 炭素繊維束撚線のクリープ変形量

前項の複集合材材と同様に相対クリープを求め、対数回帰式を算出した。測定された全データの回帰直線を求めたが、相関係数が極めて低かったため、載荷開始から 5 日分のデータを抽出して回帰直線を求めた。炭素繊維束素線、及び同燃線の相対クリープと回帰曲線を併せてそれぞれ図 13、図 14（燃り線 No.9 の回帰曲線は実験値からかけ離れているため割愛）に示す。対数回帰式の相応性が良くないのは、炭素繊維を緊結する金属製チャックと炭素繊維束間の滑りを変形に含んでいると考えられ、これが摩擦の応力緩和とともに段階的に進行するので粘弾性挙動とは言えず、対数回帰式と近似しなかったのではないかと考えられる。

あまり相応性が良くないが、無理矢理回帰式を 50 年に外挿してクリープの調整係数を求めると、炭素繊維束素線 3 体の平均値は 0.352、同燃線 2 体の平均値は 0.403 となり、炭素繊維束複集合材よりも劣る（クリープ変形量が大きくなる）という評価になった。複集合材においては、集合材との複合が当該炭素繊維束の長さ方向全体にわたってエポキシ樹脂で接着され、接着層のクリープ変形はあまり影響しなかったが、炭素繊維束素線、及び同燃線では金属製のチャックで緊結している部分の長さがそれぞれ 200 mm, 230 mm であったので、引張挙動に大きく影響したものと考えられる。

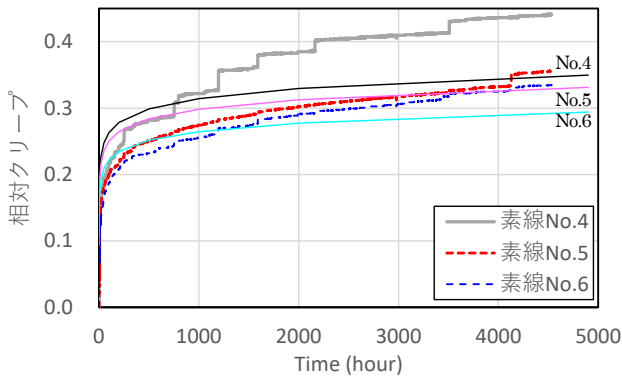


図 13 炭素繊維束素線の相対クリープとその対数回帰

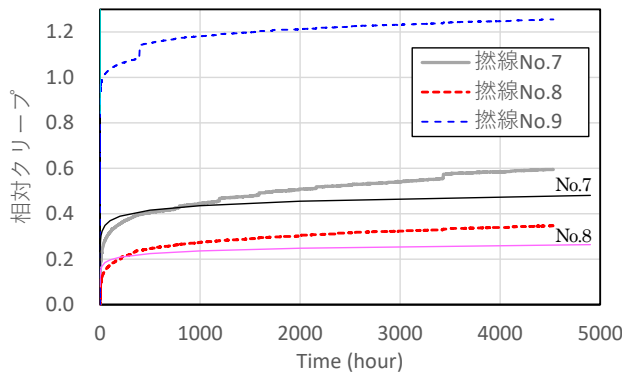


図 14 炭素繊維束燃線の相対クリープとその対数回帰

(iii) まとめ

炭素繊維束複集合材の曲げクリープ、及びその構成要素である炭素繊維束単体の引張クリープ試験から、以下を得た。

- 集合材の曲げにおいて引張側内部に炭素繊維束を複合すると、集合材のみの場合に比べてクリープ特性が向上することが明らかとなった。
- 炭素繊維束のクリープ特性は、その試験体の指示部分に滑り変形が生じやすいため把握しにくい。実験方法や試験体の製造方法を改良して再評価する必要がある。

V 集合材等建築物の構造設計マニュアルの適用範囲拡大に資する技術開発

1) 鋼板挿入ドリフトピン接合による柱脚部の性能評価⁸⁾

①検討の背景と概要

中高層建築物の柱脚部の性能評価において、軸力による影響が重要となる。しかしながら、木質構造では軸力を考慮した性能評価に関する検討はこれまで十分に行われてこなかった。ここでは、木質構造において汎用的な接合法である鋼板挿入ドリフトピン（以下、DP）接合による柱脚部に関する検討を示す。

鋼板挿入 DP 接合による柱脚部は、図 15 に示すように挿入鋼板を柱脚金物に溶接して、柱脚金物をアンカーボルト接合により基礎と緊結する形式が一般利用されるもののひとつである。現状では、アンカーボルト接合の塑性変形能は鋼板挿入 DP 接合よりも大きく耐力の上下限の管理も容易であることから塑性変形能はアンカーボルト接合によって確保する設計とすることが考えられる。この場合、アンカーボルト接合部の終局耐力に対して下式のように 1 より大きい値の接合部係数によって、鋼板挿入 DP 式モーメント抵抗接合部の曲げ耐力を十分確保する必要がある。

$$DP M_u \geq \frac{H'}{H} \cdot \alpha \cdot anc M_u \quad [5.0]$$

ここで、 $DP M_u$, $anc M_u$: 鋼板挿入 DP 接合部 / アンカーボルト接合部の終局耐力,

H' : 反曲点 - 鋼板挿入 DP 接合部剛心間距離,

H : 反曲点 - 基礎上端間距離,

α : 耐力上昇係数

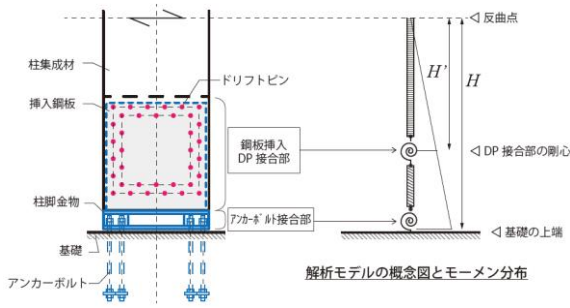


図 15 対象とする接合形式

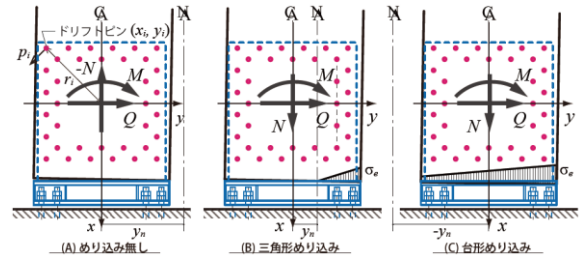


図 16 判別する応力状態

この形式を前提として、本検討では鋼板 DP 接合による柱脚部について、柱脚金物に接することによる木口面の支圧抵抗を積極的に考慮した耐力評価方法と中高層化に伴い増大する軸力の影響を考慮した耐力評価方法を整備することを目的としている。ここでは、定軸力下の実大曲げ実験を実施し、実態挙動の把握と計算による推定可能性の検証を行い、その結果に基づき終局耐力評価方法を検討した結果を示す。

②耐力の評価法

鋼板挿入 DP 接合部は剛性・耐力を確保するため矩形配置を想定しているが、この配置に関して脆性破壊となる割裂発生防止方法や予測方法が未確立であり、塑性変形能に対する複合応力の及ぼす影響が未整理であるため、現時点で何れか 1 本の DP 接合の降伏後に上昇する耐力を設計に加算することは難しい。このため、鋼板挿入 DP 接合部の終局耐力は、何れかの 1 本の DP 接合が降伏する時点の耐力とする。尚、この DP 接合で決まる耐力の他、木口面の支圧抵抗を考慮するため、この圧縮応力度が集成材の支圧強度に到達する時点の耐力を考慮する必要がある。評価方法として、[5.1]式の右边を M_d とし、終局時にこのモーメント M_d に加えて軸力 N_d とせん断力 Q_d が接合部に作用するとし、それらを負担する接合部について DP 接合と柱木口面が降伏していないことを確認するものとする。

軸力下の弾性挙動については、軸力の大きさに応じて回転中心が移動し応力状態が図 16 に示すように変化するため、(i)~(iii) の応力状態に場合分けして推定する。このとき、簡便化のため、木口面の支圧剛性は支圧長さに依存しないと仮定して一定値を用いる。また、DP 接合の繊維に傾斜する方向の剛性・降伏耐力は、回転中心の移動による変化を考慮せず DP 配置の図心位置を回転中心とした場合のハンキンソン式により算出した値を用いる。どの応力状態にあたるかは、接合部の負担する曲げモーメント M_d を軸力 N_d で割った偏心距離 e_N に応じて次式によって判別ができる。

$$\begin{cases} g_1 \leq e_N < 0 & \rightarrow \text{(A)} \\ e_N \leq g_1, g_2 \leq e_N & \rightarrow \text{(B)} \\ 0 < e_N \leq g_2 & \rightarrow \text{(C)} \end{cases} \quad [5.1]$$

$$e_N = \frac{M_d}{N_d} \quad [5.2]$$

$$\begin{cases} g_1 = -\frac{C_j \cdot \sum k_{\phi_i} \cdot r_i^2}{C_j \cdot k_0 \cdot n \cdot D/2} \phi \\ g_2 = \frac{C_j \cdot \sum k_{\phi_i} \cdot r_i^2 + k_c \cdot b_c \cdot D^3/12}{(C_j \cdot k_0 \cdot n + k_c \cdot b_c \cdot D) \cdot D/2} \end{cases} \quad [5.3]$$

$$k_{\phi_i} = \frac{k_0 k_{90}}{k_0 \sin^2 \Phi_i + k_{90} \cos^2 \Phi_i} \quad [5.4]$$

ここで、 C_j : DP 接合の剛性低減係数,

$k_0 / k_{90} / k_{\phi_i}$: DP 接合の繊維方向繊維直交方向 i 番接合の剛性を回転中心とした場合の繊維に角度 Φ_i 傾斜する接線方向の支圧剛性,

n : DP 接合の本数,

r_i : i 番 DP 接合の剛心位置からの距離,

k_c / b_c : 木口面の支圧剛性/有効支圧幅,

D : 柱脚金物の幅

各応力状態の中立軸の y 座標 y_n 、回転角算定用の剛性 DPK'_0 、中立軸の x 座標 x_n 、回転角 θ は次式で求まる。

$$y_n = \begin{cases} \frac{1}{e_N} \cdot \frac{C_j \cdot k' \cdot \sum r_i^2}{C_j \cdot n \cdot k_0} \dots \text{(A)} \\ \text{the solution of eqn. [a]} \dots \text{(B)} \\ \frac{1}{e_N} \cdot \frac{C_j \cdot k' \cdot \sum r_i^2 + k_c b_c D^3/12}{C_j \cdot n \cdot k_0 + k_c b_c D} \dots \text{(C)} \end{cases} \quad [5.5]$$

$$\left(\frac{D}{2} - y\right)^3 - 3\left(\frac{D}{2} - e_N\right)\left(\frac{D}{2} - y\right)^2 - \frac{6C_j n k_0 e_N}{k_c b_c} y - \frac{6C_j k' \sum r_i^2}{k_c b_c} = 0 \quad [a]$$

$$DPK_{\theta'} = \begin{cases} C_j \cdot \sum k_{\phi_i} \cdot r_i^2 \cdots (A) \\ C_j \cdot \sum k_{\phi_i} \cdot r_i^2 + k_{cb} \cdot (D/2 - y_n)^2 \cdot (D + y_n) / 6 \cdots (B) \\ C_j \cdot \sum k_{\phi_i} \cdot r_i^2 + k_{cb} D^3 / 12 \cdots (C) \end{cases} \quad [5.6]$$

$$x_n = \frac{1}{e_Q} \cdot \frac{DPK_{\theta'}}{C_j \cdot n \cdot k_{90}} \quad [5.7]$$

$$e_Q = \frac{M_d}{Q_d} \quad [5.8]$$

$$\theta = \frac{M_d}{DPK_{\theta'}} \quad [5.9]$$

ここで、 e_Q : せん断力による偏心距離、
 k_{90} : DP 接合の繊維直交方向

以上より、回転中心 (x_n, y_n) と回転角 θ が求まるため、次式を満たすかどうかによって鋼板挿入 DP 接合部が降伏耐力以下であることを判定することができる。

$$\begin{cases} \max[p_i / p_{y\phi_i}] \leq 1 \cdots (A) \\ \max[p_i / p_{y\phi_i}] \leq 1 \text{ and } \sigma_e \leq F_e \cdots (B)(C) \end{cases} \quad [5.10]$$

$$p_i = C_j \cdot k_{\phi_i} \cdot r_i' \cdot \theta \quad [5.11]$$

$$p_{y\phi_i} = \frac{p_{y0} p_{y90}}{p_{y0} \sin^2 \Phi_i + p_{y90} \cos^2 \Phi_i} \quad [5.12]$$

$$r_i' = \sqrt{(x_i - x_n)^2 + (y_i - y_n)^2} \quad [5.13]$$

$$\sigma_e = k_e \cdot \left(\frac{D}{2} - y_n \right) \cdot \theta \quad [5.14]$$

③実大実験による適合性検証

i) 試験体と試験方法

図 17 に試験セットアップと試験体形状、表 3 に試験体の仕様、図 18 に接合部詳細、表 4 に実験変数を示す。試験体は断面が 150mm x 650mm の対称異等級構成集成材(オウシュウアカマツ、E105-F300、密度 $0.51 \pm 0.01 \text{ g/cm}^3$ DP 用先孔 16mm)を用いた。試験体の脚部は、集成材幅中央に加工した幅 14mm のスリットに鋼板 ($t=16\text{mm}$, SNR490B, DP 用先孔 17.5mm) を挿入し、集成材と鋼板は先孔に DP (径 16x 長さ 145mm, 端部 C3, SNR490B) を打ち込んで鋼板と反力架台は高力ボルトによって摩擦接合して固定した。割裂による破壊性状のばらつきを防止することを企図して、縁近傍の繊維方向に並ぶ最外ピン列には側面から DP 両側に全ねじビス (PX6-110, シネジック(株)製) を打込み補強した。試験体の上端部は、先端にピン機構を持つ加力ジャッキに接続して、水平方向に正負交番加力し、試験体の脚部にモーメントを与えた。繰返し履歴 1/450, 1/300, 1/200, 1/150, 1/100, 1/75, 1/50, 1/30

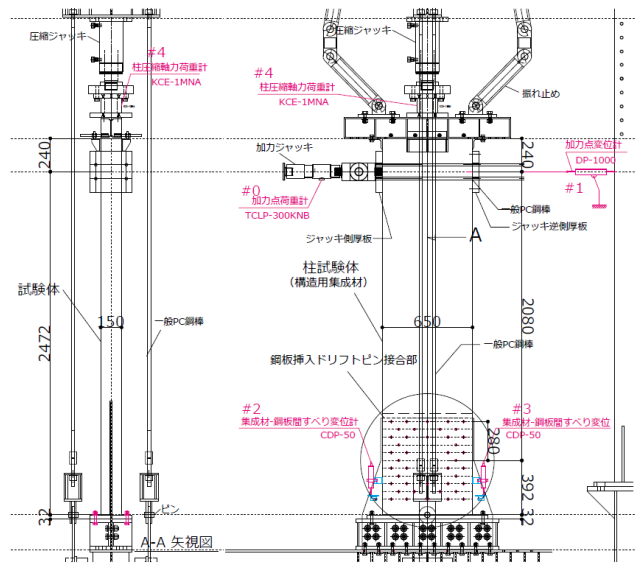


図 17 試験セットアップ

表 3 試験体の仕様

Wood species	JAS grade	w x h	Slit ^{*1} width	d ^{*2} of pre-drilled hole	Steel plate (MATL)		Drift-pin (MATL)	
					t	d ^{*2} of pre-drilled hole	d x l	Both ends cut
Eur. Redwood	E105-F300	150x650 [mm]	14 [mm]	12 [mm]	12 [mm] (SNR490B)	17.5 [mm]	16x145 [mm] (SNR490B)	C3

*1 Slit for inserting steel plate, *2 Hole for driving Drift pin

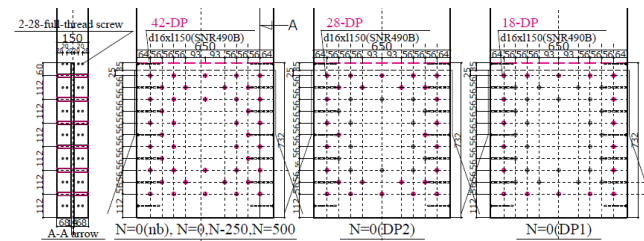


図 18 試験体の接合部詳細

表 4 実験変数

	[-]	N=0 (nb)	N=0	N=250	N=500	N=0 (DP2)	N=0 (DP1)
		Bearing at column end	[-]	x	o	o	o
Column axial force	[kN]	0	0	250	500	0	0
Number of DP arrays	[-]	3	3	3	3	2	1

rad とし、繰返し回数は同一変形段階で 3 回とした。試験終了は 80 %以下に荷重低下した後、同一変形段階の逆方向加力を行った時点とした。加力時に、試験体の上端木口に圧縮ジャッキを載せて、圧縮ジャッキを試験体下端木口面レベルの中央位置にピン機構を持つ治具とタイロッドにより接続し引張り反力を取り、試験体に圧縮軸力を与えた。

実験変数は、下端部の木口面の接触の有無、圧縮軸力、ピン配列、の3種とした。圧縮軸力の水準は $N = 0, 250, 500\text{kN}$ の3水準とした。これは座屈長さ 3m とした E105-F300 の母材の長期座屈耐力 502kN を目安として設定した値である。DP 配列が3列のものについて、木口面の接触がないもので $N=0\text{kN}$ を1シリーズ ($N=0(\text{nb})$ と呼ぶ)、木口面を接触させて、 $N=0, 250, 500\text{kN}$ の軸力水準を各1シリーズ (それぞれ $N=0, N=250, N=500$ と呼ぶ) 用意し、試験体数は各3体とした。また、DP 配列が2列、1列のもので $N=0\text{kN}$ のシリーズを各1体 (それぞれ $N=0(\text{DP2}), N=0(\text{DP1})$ と呼ぶ) 用意した。

データ測定対象は、加力点の水平荷重 / 変位 (#0, #1)、集成材・鋼板間の鉛直方向すべり変位 (#2, #3)、圧縮軸力 (#4) とした。尚、()内は図17の記号に対応する。

ii) 評価方法

加力点荷重に加力芯 - 接合部剛心間距離 (2080mm) を乗じて接合部の負担モーメント、脚部の集成材・鋼板間鉛直方向すべり変位の差分を測定間距離で割ることで回転角とし、モーメント (M) - 回転角 (θ) 関係を得た。得られた $M-\theta$ 関係から正負の各加力方向の包絡線を抽出し、その包絡線について、特性値として、初期の立ち上がり耐力の離間耐力 M_{sep} (圧縮軸力 $N=0\text{kN}$ のものは評価なし)、初期剛性 K_{θ} 、降伏耐力 M_y 、最大耐力 M_{max} を評価した。評価方法は、離間耐力は便宜上 0.0005rad 時点の耐力とし、その他は木質構造設計規準・同解説に準じて、最大耐力はデータ範囲の最大荷重時のものとし、降伏耐力は所謂“5%オフセット法”に相当する方法を用いて離間耐力以降で直線域と看做せるデータ範囲を最小二乗法近似した直線をピン径の5%を最大半径 (接合具剛心から最遠方接合具間距離) で除した回転角分オフセットした直線と荷重変形曲線との交点の耐力 (交点がない場合は最大耐力) とし、初期剛性はその交点と原点を結んだ直線として求めた。図19に特性値の算出方法の概念図を示す。尚、降伏耐力はDP接合の降伏を評価することを想定するものである。

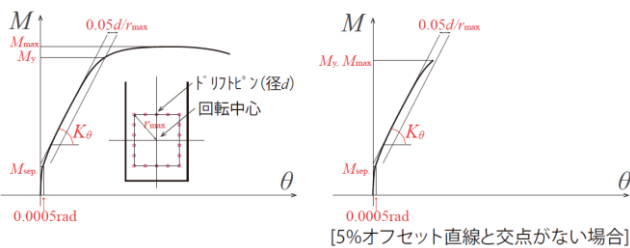


図19 試験体の接合部詳細

iii) 実験結果

表5に評価した特性値、図20に評価した特性値と供に代表的な $M-\theta$ 関係、図21に代表的な破壊性状を示す。

破壊性状については、終局時に観察された破壊は、 $N=0(\text{DP1})$ 以外は共通して、DPの孔を伝う集成材の割裂破壊や、接合部フェイスの引張縁における集成材の曲げ破壊が観られ、これによる荷重保持能力の低下が顕著であった。 $N=250$ や $N=500$ では、これらの破壊に加えて、接合部フェイスの圧縮縁に皺による局部的な座屈破壊が確認された。一方で、 $N=0(\text{DP1})$ は、DPの孔を伝う集成材の割裂破壊も観られたが、曲げ破壊は確認されず、DPの曲げ変形によりスリットが開いてDPが抜け出す破壊が顕著に観られ、 $1/50$ 以降の荷重低下の一因であった。

特性値については、初期の立ち上がりの離間耐力は軸力に応じて増大した。木口面の接触のない $N=0(\text{nb})$ とある $N=0$ を比較して、正負の平均で初期剛性は1.7倍程度、最大耐力は1.1倍の差が確認された。実務設計では、簡便化のため、木口面の接触を無視した設計がなされる場合があるが、この程度の剛性差があることに配慮しておく必要がある。また、軸力による差のある $N=0, N=250, N=500$ を比較して、正負の平均で、 $N=0$ に対して初期剛性は $N=250$ では1.2倍程度、 $N=500$ では1.4倍程度に増大し、降伏耐力は $N=250$ では1.03倍、 $N=500$ では1.11倍に増大し、最大耐力は $N=250$ では1.02倍、 $N=500$ では1.07倍に増大した。配列数の異なる $N=0, N=0(\text{DP2}), N=0(\text{DP1})$ を比較して、配列数の減少に応じて各特性値は低下した。

iv) 計算値との適合性検証

剛性については、 $N=0(\text{nb})$ の木口面の接触がない条件下において、初期すべりが無いものとして求めた計算値に対して、実験値の低減率は正負の平均値で比較して $1/4.2$ となった。尚、計算値におけるDP接合の木材の支圧剛性の算出には、木材のJAS公称値の曲げヤング係数を用いた。この低減の要因は施工上標準的に設けられる鋼板先孔のクリアランスによるスリップ分の影響が大きいことが知られている。以降に示す計算値には、この低減率 $1/4.2$ を剛性低減係数として各位置のDP接合の剛性に反映して、キャリブレーションを行った。

図22に計算値と実験値を比較した。このとき、DP接合の降伏耐力の算出に用いるDPの降伏強度 F_y は別途実施した要素実験より 351N/mm^2 、支圧剛性は $k_{e0}=51.0\text{N/mm}^3 / k_{e90}=15.0\text{N/mm}^3$ 、支圧強度は $F_{e0}=28.9\text{N/mm}^2 / F_{e90}=18.2\text{N/mm}^2$ 、木口面の支圧特性は $k_e=40\text{N/mm}^3 / F_e=43\text{N/mm}^2$ を用いて求めた。

負荷軸力を与えた試験体では、計算上でDP接合によって決ま

る耐力よりも支圧降伏によって決まる耐力が小さくなるが、実験値は DP 接合の計算値の荷重軸力に応じて増大する傾向に相似しており、図 20 に示した荷重変形挙動においてそれ以前に剛性低下のような挙動はほとんど観られない。したがって、柱木口面の圧縮縁応力度が支圧応力度に達する時点の判定基準はやや安全側である可能性がある。一方で、DP 接合の計算値は軸力を負担する場合に過大評価となっており、母材の割裂破壊や曲げ破壊等が先行した可能性が考えられ、今後これらの破壊について更に検討を進める必要がある。

表 5 試験体の接合部詳細

			N=0 (nb)	N=0	N=250	N=500	N=0 (DP2)	N=0 (DP1)	
$M_{sep.}$	Separation moment [kNm] (@0.0005rad)	+	Ave. -	-	42.1	86.2	-	-	
			(c.v.)	(0.01)	(0.02)	(0.08)	(0.09)	-	-
		-	Ave. -	-	58.2	98.9	-	-	
	(c.v.)	(0.02)	(0.06)	(0.22)	-	-	-		
	Ave.(+,-)	Ave. -	-	50.1	92.5	-	-		
	(c.v.)	(0.01)	(0.07)	(0.07)	-	-	-		
K_{θ}	Stiffness [kNm/rad]	+	Ave. 24925	45217	53459	60300	35932	30436	
			(c.v.)	(0.01)	(0.02)	(0.08)	(0.09)	-	-
		-	Ave. 30545	52244	66158	78636	30644	25886	
	(c.v.)	(0.02)	(0.15)	(0.14)	(0.20)	-	-		
	Ave.(+,-)	Ave. 27735	48731	59809	69468	33288	28161		
	(c.v.)	(0.01)	(0.08)	(0.05)	(0.15)	-	-		
M_y	Yield strength [kNm]	+	Ave. 268	313	316	348	266	181	
			(c.v.)	(0.01)	(0.02)	(0.01)	(0.01)	-	-
		-	Ave. 270	306	326	341	271	181	
	(c.v.)	(0.04)	(0.17)	(0.09)	(0.03)	-	-		
	Ave.(+,-)	Ave. 269	310	321	345	268	181		
	(c.v.)	(0.02)	(0.08)	(0.04)	(0.01)	-	-		
M_{max}	Max. strength [kNm]	+	Ave. 289	333	332	348	280	239	
			(c.v.)	(0.05)	(0.11)	(0.02)	(0.01)	-	-
		-	Ave. 288	313	330	341	288	225	
	(c.v.)	(0.02)	(0.15)	(0.10)	(0.03)	-	-		
	Ave.(+,-)	Ave. 288	323	331	345	284	232		
	(c.v.)	(0.02)	(0.11)	(0.06)	(0.01)	-	-		

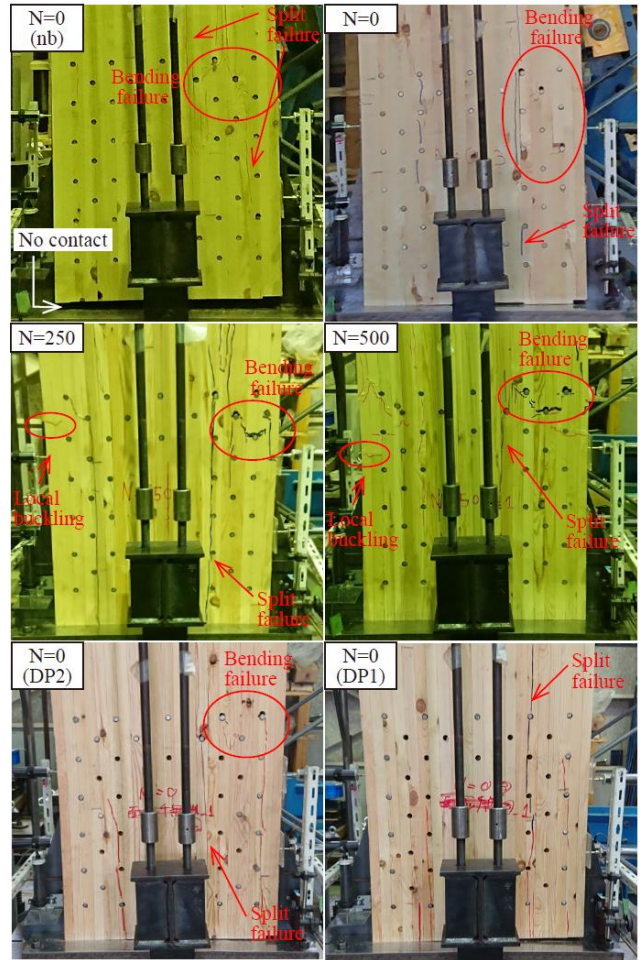


図 21 試験体の接合部詳細

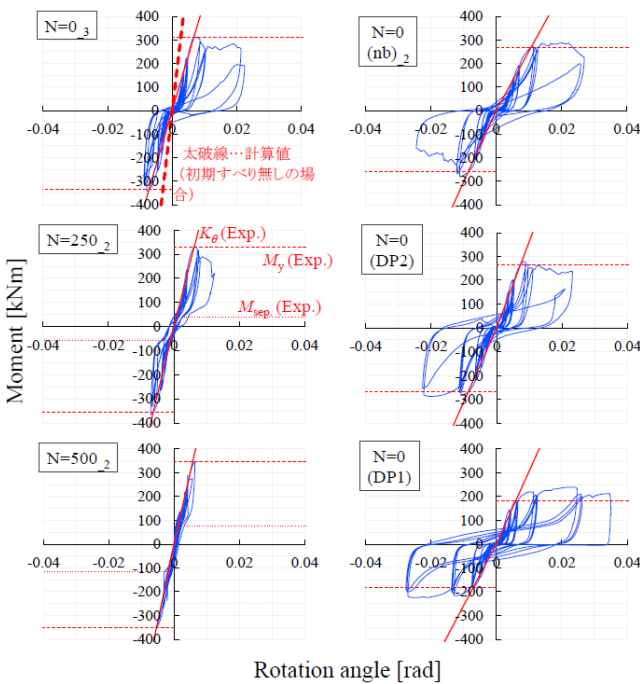


図 20 試験体の接合部詳細

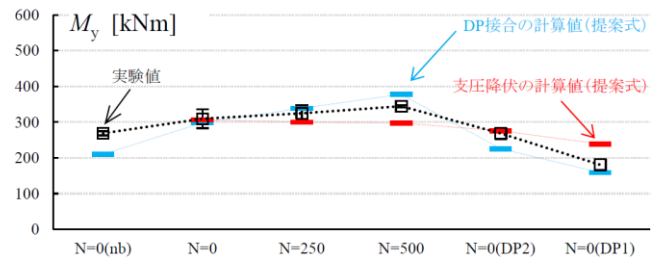


図 22 実験値と計算値の比較

④まとめ

本検討で、鋼板 DP 接合による柱脚部について、軸力の影響と木口面の支圧抵抗を考慮した耐力評価方法を提案し、実大曲げ実験の結果と比較して、概ね精度よく推定できることなどを確認した。

2) マニュアルの特徴と構成

本マニュアルでは、前節までの技術開発の成果を盛り込み、以下に示すような目次の集成材等建築物の構造設計マニュアルの改訂原案を作成した。

第1章 集成材等建築物の範囲	2.5.1 構造用合板
1.1 法令上の位置づけ	2.5.2 OSB,MDF等木質系構造用ボード
1.1.1 建築基準法施行令第46条第2項	2.6 構造用面材材料として使用できる無機系ボード
1.1.2 適用可能な材料	第33章 半剛節ラーメンの架構形式と接合部の設計
1.1.3 構造性能の法令上の要求	3.1 半剛節ラーメンの構造的特徴と接合方法
1.2 集成材建築物の沿革	3.1.1 半剛節ラーメンの構造的長所
1.2.1 海外における集成材の歴史	3.2 半剛節ラーメンの構造計算モデル
1.2.2 我が国における集成材の歴史	3.2.1 原則
1.2.3 集成材等建築物の普及と発展	3.2.2 モデル化
1.3 集成材建築物の特徴	3.2.3 回転バネモデル
1.3.1 架構形式	3.2.4 MSモデル
1.3.2 本マニュアルで扱う架構形式と接合部	3.3 引きボルト式モーメント抵抗接合部
1.3.3 集成材構造の長所	3.3.1 本章の構成と基本事項
1.4 構造計画	3.3.2 柱脚接合部の設計
1.4.1 一般事項	3.3.3 柱はり接合部の設計
1.4.2 鉛直荷重に対する計画	3.4 グレードインロッド接合
1.4.3 水平荷重に対する構造計画	3.4.1 グレードインロッド(GIR)接合とは
第2章 集成材等建築物に使用する材料の特性	3.4.2 GIRの性状と配置
2.1 構造用集成材	3.4.3 GIR接合の耐力
2.1.1 構造用集成材の種類と特徴	3.4.4 柱脚接合部
2.1.2 構造用集成材のJAS	3.4.5 柱はり接合部
2.1.3 構造用集成材の強度特性値等	3.5 ラグスクリーボルト接合
2.2 構造用単板積層材	3.5.1 ラグスクリーボルト (LSB) 接合とは
2.2.1 構造用単板積層材の種類と特徴	3.5.2 ラグスクリーボルト接合の設計上の注意点
2.2.2 構造用単板積層材のJAS	3.5.3 ラグスクリーボルト単体の引抜性能
2.2.3 構造用単板積層材の強度特性値	3.5.4 柱脚接合部の設計
2.3 構造用製材	3.5.5 柱はり接合部の設計
2.3.1 構造用製材の種類と特徴	3.6 鋼板挿入ドリフトピン式モーメント抵抗接合部
2.3.2 構造用製材のJAS	3.6.1 本章の構成と用語の定義
2.3.3 構造用製材の強度特性値	3.6.2 基本事項
2.3.4 構造用製材の含水率と構造方法	3.6.3 単位モーメント抵抗接合
2.3.5 製材の乾燥と干割れ	3.6.4 柱脚接合部の設計
2.4 木質接着成形軸材材料と木質複合軸材材料	3.6.5 柱はり接合部の設計
2.4.1 木質接着成形軸材材料の種類と特徴	3.7 合わせ梁式モーメント抵抗接合部
2.4.2 木質接着成形軸材材料の基準	3.7.1 基本事項
2.4.3 木質接着成形軸材材料の強度特性値	3.7.2 柱はり接合部の設計
2.4.4 木質複合軸材材料の種類と特徴	第4章 面材耐力壁・ブレース構造等の架構形式と接合部の設計
2.4.5 木質複合軸材材料の基準	4.1 面材耐力壁構造
2.4.6 木質複合軸材材料の強度特性値	4.1.1 面材耐力壁の種類と構造的特徴
2.5 木質構造用面材	4.1.2 面材耐力壁の面内せん断性能の評価

4.1.3 面材耐力壁構造の構造計算モデル	5.5 ルート1の構造計算
4.2 ブレース構造	5.5.1 一般事項
4.2.1 ブレース構造の構造的特徴	5.5.2 大地震動下での安全確保
4.2.2 ブレース端部の接合方法と設計方法	5.6 ルート2の構造計算
4.2.3 ブレース構造の構造計算モデル	5.6.1 一般事項
4.2.4 ブレース構造の許容耐力等計算	5.6.2 8割り増し
4.2.5 二次応力を避けるための構面幅	5.6.3 大地震動下での安全確保
4.3 ボルト接合による方づえ構造	5.7 ルート3の構造計算
4.3.1 方づえ構造の構造的特徴	5.7.1 一般事項
4.3.2 方づえの設計方法	5.7.2 必要保有水平耐力
4.3.3 方づえの構造計算モデル	5.7.3 木造建築物の保有水平耐力
4.3.4 方づえの計算事例	5.7.4 構造特性係数 D_s の設定方法
4.4 アーチ構造	5.8 燃えしろ計算
4.4.1 アーチ構造の種類と構造的特徴	5.8.1 法令の規定と要求性能
4.4.2 湾曲集成材アーチ肩部の有効断面積	5.8.2 燃えしろ計算
4.4.3 アーチ構造の構造計算モデル	5.8.3 接合部の防火措置
第5章 構造計算の方法	第6章 混構造の構造計算
5.1 構造計算ルート	6.1 構造計算ルート
5.1.1 建築物の規模と構造計算ルート	6.2 混構造の種類
5.1.2 構造計算の項目と適用関係	6.2.1 混構造の設計上の留意点
5.1.3 仕様規定の適用関係と適用除外	6.3 立面混構造に関する留意点
5.1.4 方向別構造計算ルートの混用	6.3.1 立面混構造の構造特性
5.2 荷重・外力	6.3.2 平19国交告第593号
5.2.1 固定荷重	6.3.3 異種構造の設計の方針
5.2.2 積載荷重	6.4 平面混構造に関する留意点
5.2.3 積雪荷重	6.4.1 平面混構造の構造特性と計算ルート
5.2.4 風圧力	6.4.2 設計における留意点
5.2.5 地震力	6.4.3 構造的に一体化した方が良いケース
5.3 設計のクライテリア	第7章 試験法・評価法
5.3.1 損傷限界と許容耐力	7.1 接合部の試験と性能評価法
5.3.2 安全限界と終局耐力	7.1.1 接合部の試験の種類
5.3.3 偏心率とFe割り増し	7.1.2 試験体
5.3.4 塔状比と全体転倒	7.1.3 加力・測定方法
5.3.5 準耐火構造等の変形制限	7.1.4 結果の評価方法
5.3.6 長期荷重に対するクライテリア	7.2 架構の水平せん断試験方法と性能評価法
5.4 各部の設計	7.2.1 架構の水平せん断試験の目的
5.4.1 水平構面の検定	7.2.2 耐力壁構造に組み込む実大架構の許容水平せん断耐力
5.4.2 基礎の設計と検定	7.2.3 接合部の力学特性と架構の力学特性の関係性の評価
5.4.3 部材の検定	7.2.4 載荷荷重と水平せん断性能の関係性の評価
5.4.4 接合部の検定	

VI 集成材ブレース構造の終局耐力の評価法に関する検討⁹⁾

1) 検討の背景と概要

標準的な接合技術である鋼板挿入ドリフトピン（以下、DP）接合を用いた集成材ブレース構造は、現状、終局耐力や塑性変形能の確保に関する知見が十分とは言えない。中高層木造建築物への導入時には、高耐力化のためブレース断面を大型化しDPを多数本打込むことが想定される。このとき、ブレース端の軸抵抗接合部である鋼板挿入DP接合部の曲げ抵抗は、増大してブレースの水平耐力に対して少なからず寄与するとともに、周辺の柱梁部材などへ曲げ応力を伝達するなど、本構造の終局耐力に影響を及ぼす。

本検討では、ブレース端の鋼板挿入DP接合部の曲げ抵抗を考慮したブレースの終局耐力の推定方法を提案し、2層架構に対する実大水平せん断加力実験の結果と比較して検証した。

2) 試験体と試験方法

①試験体

写真2に試験の全景、表6と図23に試験体の仕様と試験セットアップを示す。試験体は長さ1mのブレース耐力壁を中央にして両側1m離れた位置に両端ピンの鋼管独立柱を配置した構成である。ブレース端接合部（J05, J15）を先行降伏させて塑性変形能を確保する設計としている。試験体は部材が同形状のAとBを1体ずつ用意した。試験体BはAに対して接合部の補強強度合い（割裂補強、開き止め、座屈補強）と部材の強度等級を一部上げている。部材の接合部は鋼板挿入DP接合部を用い、挿入鋼板はSN490Bで厚さ12mm（集成材のスリット幅14mm）、DP SS400で径16mm（端部加工C3、集成材幅-5mmの長さ145mm）とした。割裂補強と開き止めは全ねじビスを用いた。

②試験方法

試験方法は1層の変位に対して2層の変位が2倍となるように正負交番繰り返し加力とした。加力スケジュールは1層の層間変形角を用いて文献2に準じて1/450, 1/300, 1/200, 1/150, 1/100, 1/75, 1/50 radを3回、1/30 radを1回繰り返しとした。加力スケジュール終了後、正方向には1/20rad、負方向には1/25 radまで加力して試験終了とした。

各層の層せん断力と層間変形角は次式により評価し、層せん断力-層間変形角を得た。

$$\begin{cases} Q_1 = P_1 + P_2 \\ Q_2 = P_2 \end{cases} \quad [6.1]$$

$$\begin{cases} \gamma_1 = \delta_1 / H_1 \\ \gamma_2 = (\delta_2 - \delta_1) / H_2 \end{cases} \quad [6.2]$$



図22 試験の全景

表6 試験体詳細

層	部位	構造用集成材(ケシダガキ)			鋼板挿入DP接合部		
		強度等級	幅 [mm]	せい [mm]	DP本数	割裂補強	開き止めビス本数
1s	①柱(右)	A: E105-F300 B: E129-F330	150	210	J01=13/J02=13	-	-
	②柱(左)	E95-F315	150	150	J03=5/J04=5	A~/B~o	-
	③ブレース	E105-F300	150	360	J05=13/J06=14	o	A~/B~8(J05)
	④梁	E105-F300	150	650	J07,09,10=10/J08=33	-	-
2s	⑤柱(右)	E95-F315	150	150	J11=6/J12=6	-	-
	⑥柱(左)	E95-F315	150	150	J13=5/J14=5	-	-
	⑦ブレース	E105-F300	150	180	J15=7/J16=7	o	A~/B~4(J15)
	⑧梁	E105-F300	150	450	J17,19,11=10/J18=19	-	-

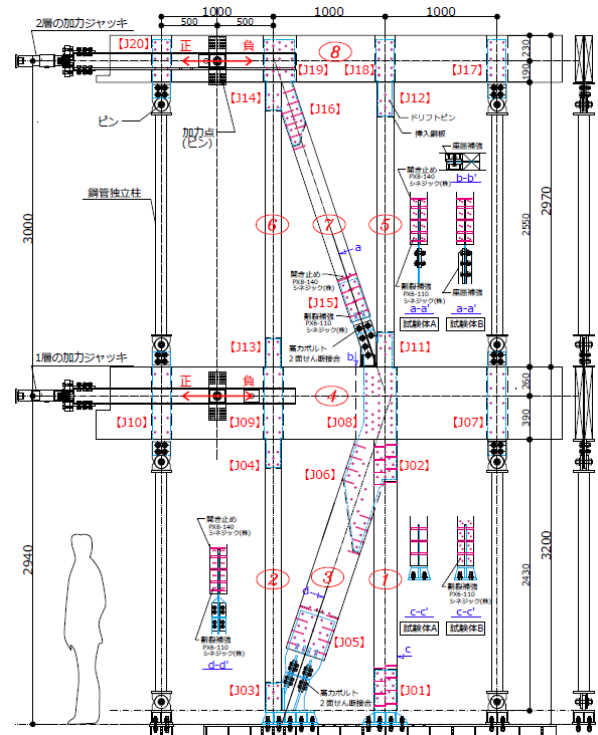


図23 試験セットアップ

ここで、 Q_i : i 層の層せん断力、

P_i : i 層の加力ジャッキ荷重、

γ_i : i 層の層間変形角、

δ_i : i 層の加力ジャッキ位置水平変位、

H_i : i 層の加力ジャッキ位置層高さ ($i=1, 2$)

3) 終局耐力の予測

①終局耐力の評価式

終局耐力の推定方法について示す。

図 24 に示す計算モデルにおいて、水平変位、接合部の回転角および軸方向変形に関する変形の適合条件より次式を得る。

$$\delta = (\delta_{n1} + \delta_{n2}) / \cos \alpha \quad [6.3]$$

$$\theta = (\delta_{n1} + \delta_{n2}) \cdot \tan \alpha / l \quad [6.4]$$

ここで、 δ : 加力点の水平変位、

δ_n : ブレース材の接合部 ($m=1, 2$, 順に下側, 上側) の軸方向変位、

l, α : ブレース材の集成材長さ, 角度

仮想仕事の原理より、水平力と接合部の負担軸力と負担モーメントの関係は、上の 2 式を用いて整理すると以下の通りとなる。

$$Q_u \cdot \delta = N_{ju} \cdot (\delta_{n1} + \delta_{n2}) + (M_{ju1} + M_{ju2}) \cdot \theta \quad \Leftrightarrow$$

$$Q_u = N_{ju} \cdot \cos \alpha + \frac{M_{ju1} + M_{ju2}}{l} \cdot \sin \alpha \quad [6.5]$$

ここで、 Q_u : 終局時の水平荷重、

N_{ju} : 接合部の終局軸耐力、

M_{ju1}, M_{ju2} : 接合部 ($m=1, 2$, 順に下側, 上側) の終局曲げ耐力

下側と上側の接合部のそれぞれの座標系における回転中心の位置座標を (x_{n1}, y_{n1}) と (x_{n2}, y_{n2}) とすれば、接合部の回転角と軸方向変形の適合条件は次式で表現される。

$$\delta_{n1} = y_{n1} \cdot \theta \quad [6.6a] \quad \delta_{n2} = y_{n2} \cdot \theta \quad [6.6b]$$

また、接合部の負担応力は、それぞれの座標系における単位接

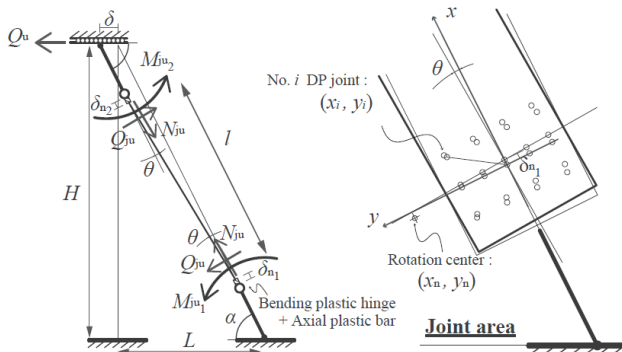


図 24 終局耐力算定用の計算モデル

合部の位置座標 (x_{im}, y_{im}) と降伏耐力を用いて次式で表現できる。

$$N_{ju_m} = \sum \frac{-(y_{im} - y_{n_m})}{\sqrt{(x_{im} - x_{n_m})^2 + (y_{im} - y_{n_m})^2}} \cdot P_{y\phi_{i_m}} \quad [6.7a]$$

$$Q_{ju_m} = \sum \frac{(x_{im} - x_{n_m})}{\sqrt{(x_{im} - x_{n_m})^2 + (y_{im} - y_{n_m})^2}} \cdot P_{y\phi_{i_m}} \quad [6.7b]$$

$$M_{ju_m} = \sum \frac{x_{im}(x_{im} - x_{n_m}) + y_{im}(y_{im} - y_{n_m})}{\sqrt{(x_{im} - x_{n_m})^2 + (y_{im} - y_{n_m})^2}} \cdot P_{y\phi_{i_m}} \quad [6.7c]$$

$$P_{y\phi_{i_m}} = \frac{P_{y0} \cdot P_{y90}}{P_{y0} \sin^2 \Phi_{i_m} + P_{y90} \cos^2 \Phi_{i_m}} \quad [6.7d]$$

$$\Phi_{i_m} = \frac{\pi}{2} - \arcsin \left(\frac{(y_{im} - y_{n_m})}{\sqrt{(x_{im} - x_{n_m})^2 + (y_{im} - y_{n_m})^2}} \right) \quad [6.7e]$$

変形の適合条件と力のつり合い条件より得られる以下の 4 つの方程式を満たす接合部の回転中心の位置座標 (x_{n1}, y_{n1}) と (x_{n2}, y_{n2}) を求めることで接合部の負担応力が導出され、式[5]によって終局耐力を推定することができる。

$$y_{n1} + y_{n2} = l / \tan \alpha \quad [6.8a] \quad M_{ju1} + M_{ju2} = Q_{ju} l \quad [6.8b]$$

$$N_{ju1} = N_{ju2} = N_{ju} \quad [6.8c] \quad Q_{ju1} = Q_{ju2} = Q_{ju} \quad [6.8d]$$

②試験結果

図 25 に層せん断力・層間変形角関係、図 26 に代表的な破壊性状、表 7 に水平せん断性能の特性値一覧、図 27 に等価粘性減衰定数 (正加力側を基準に評価) を示した。

破壊性状について、いずれの試験体とも最初の破壊は正方向加力時の柱 (右) の柱脚接合部 J01 における曲げ引張破壊であった。試験体 B では割裂補強と強度等級の付加により発生を抑制はある程度できたが、完全な防止はできず今後の課題といえる。試験体 A は、続いて 2 層目のブレースの接合部 J15 の露出した挿入鋼板部分において面外座屈して荷重低下した。試験体 B では座屈補強の付加により防止された。大変形時には、いずれの試験体ともブレース端接合部において DP 列をつたう割裂破壊が生じ、試験体 A では DP の変形に伴うスリットの開きによる著しい割裂破壊も生じて耐力が低下した。試験体 B は開き止めの付加により後者の破壊は多少抑制されたと見受けられた。水平せん断性能は、単位長さ当りの許容耐力でみて、1 層で 74.3 ~ 102 kN/m (壁倍率で 37.9 ~ 52.3 倍)、2 層で試験体 A : 正 32.1 kN/m (16.4 倍) / 負 3.0 kN/m (1.5 倍)、試験体 B : 正 23.2 kN/m (11.9 倍) / 負 21.9 kN/m (11.1 倍) となった。試験体 A の負側で著しく低性能なのは、初期のすべりが他と比べて大きく特定変形時の耐力が低いことが要因であり、このすべりの管理も課題といえる。耐力壁としての D_s 値は正側で 0.38 ~ 0.60 で、特定変形時の耐力の低い (つまり剛性の低い) 2 層で大きい傾向にあった。

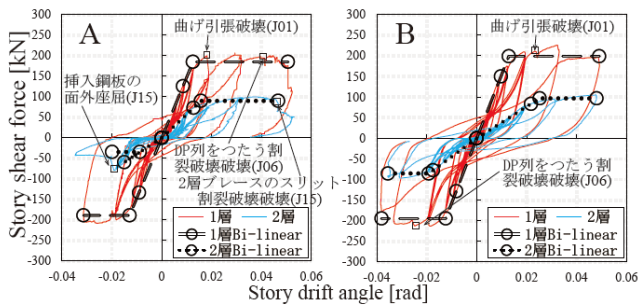


図 25 終局耐力の推定値と実験値の比較

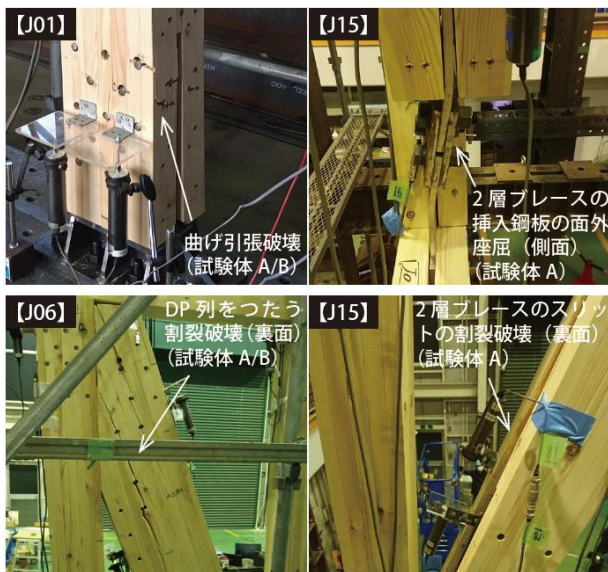


図 26 代表的な破壊性状

等価粘性減衰定数は、1/200 rad 程度で 5% 前後、その後は経験最大変形角の増加に応じて上昇傾向を示し、1/30 rad 程度では 10~20% 程度まで増大した。また、2、3 回目のループでは 1 回目に対して平均的に 6.4~7.1 割に低下した。

③ 実験値と計算値の比較

① で示した評価方法による終局耐力の推定値を実験値（正負包絡線）と比較した結果を図 28 に示す。図中には別途求めた接合部の曲げ抵抗を考慮しない計算値を比較として併記した。

終局耐力の推定値は実験値の終局耐力と良好に適合した。また、接合部曲げ抵抗を考慮しない計算値に比べて 1 層では 2 割程度、2 層では 1 割程度の水平耐力が増大し、実験値との適合性が良化することが確認された。なお、柱梁フレームの抵抗分を加味すると更に実験値と適合することは確認している。

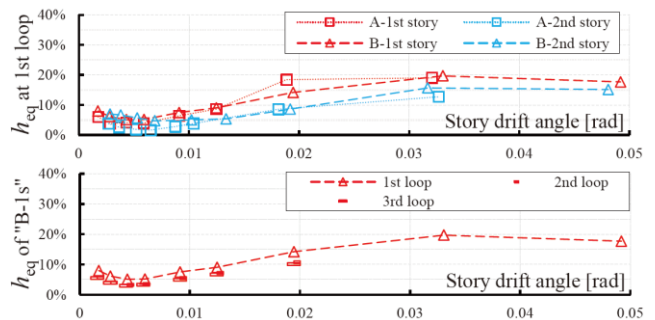


図 27 等価粘性減衰定数（正加力側を基準に評価）

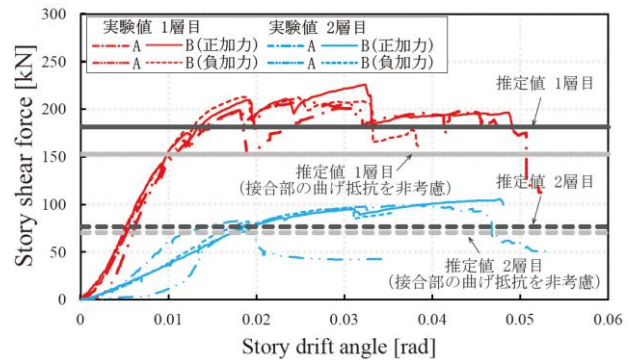


図 28 終局耐力の推定値と実験値の比較

表 7 水平せん断性能の特性値一覧

試験体	荷重方向	層	K	P_{120}	P_{150}	P_y	P_{max}	P_u	μ	D_s	$\frac{2}{3}P_{max}$	$\frac{0.2P_u}{D_s}$	P_a	a
			[kN/rad]	[kN]	[kN]	[kN]	[kN]	[kN]	[-]	[-]	[kN]	[kN]		
A	正	1	14755	123	97.0	125	201	185	4.05	0.38	134	98.3	97.0 (98.3)	49.5 (50.2)
		2	5697	46.5	32.1	72.7	99.5	89.7	2.96	0.45	66.3	39.8	32.1 (39.8)	16.4 (20.3)
	負	1	14648	121	88.0	133	208	189	2.43	0.51	139	74.3	74.3 (74.3)	37.9 (37.9)
		2	3945	6.4	3.0	59.4	79.0	34.6	2.27	0.53	52.7	13.0	3.0 (6.4)	1.5 (3.3)
B	正	1	15460	133	106	150	226	199	3.81	0.39	151	102	102 (102)	52.3 (52.3)
		2	3842	30.1	23.2	83.5	106	96.8	1.90	0.60	70.5	32.5	23.2 (30.1)	11.9 (15.4)
	負	1	15693	131	103	128	213	194	3.07	0.44	142	88.2	88.2 (88.2)	45.0 (45.0)
		2	4439	30.4	21.9	77.5	97.0	85.2	1.85	0.61	64.7	28.0	21.9 (28.0)	11.1 (14.3)

* K :初期剛性, P_{120}/P_{150} :1/120_{rad}時/1/150_{rad}時耐力, P_y/P_{max} / P_u/P_a :降伏耐力/最大耐力/終局耐力/単位長さ当りの許容耐力, μ :塑性率, D_s :耐力壁の構造特性係数, a :壁倍率 * P_a と a ()内の数値は P_{120} での評価値

3) まとめ

本検討で提案したブレース端の鋼板挿入 DP 接合部の曲げ抵抗を考慮したブレースの終局耐力の評価方法によって、実大実験の結果を精度よく推定できることが分かった。

VII 中高層木造の外皮の耐久性と耐火性能の両立

1) 検討の背景

木造による中高層建築物の社会実装が求められている中で、中高層木造建築物に要求される耐震性能、防耐火性能を確保するための技術や基準は整備されつつある。一方、現行の住宅性能表示制度における耐久性基準（劣化対策等級）は、外壁仕上材と木造躯体の間に設けた通気層を介して水分を適切に排出することで耐久性を担保する、戸建て住宅を想定した基準となっている。今後、木造の中高層建築物の普及が見込まれるなか、耐震性能や防耐火性能を勘案し、中高層住宅にも対応した基準を整備する必要がある。

そこで、中高層木造の外皮を対象とし、その耐久性を確保する上で、躯体から外気に至るまでの外壁のレイヤーをどのように構成すべきか、耐久性とその前提となる要求性能（耐震性能、防耐火性能）について実験等を通じて検証し、耐震性能、防耐火性能に対応して標準的に適用できる一般的な外壁の仕様を提案していくことを目的とする。

2) 外皮の耐久性評価に資する検討¹⁰⁾

(i) 目的

木造建築物に用いられる外壁通気構法は、建物外皮への雨水浸入および結露等のリスクに対して、外壁上下の温度差等に起因する気流を発生させて躯体の乾燥を保つことで耐久性を確保するもので、木造建築物の耐久性の要となっている。既に、雨水浸入のリスクや躯体の乾燥性能の評価¹¹⁾などに関する研究が報告されている一方で、近年検討の進む中層以上の中大規模木質系建築物に対する外壁通気構法の適用性については、検討事例も少なく不明な点が多い。そこで本検討は 6 階建て枠組壁工法実験棟を対象として、外壁通気層内部の環境特性を把握した。

(ii) 測定対象実験棟の概要

測定を行う 6 階建て枠組壁工法実験棟（写真 3）は、2016 年に完成した耐火構造であり、窯業系サイディングによる外壁通気構法を採用している。図 29 に示すように、必要な耐火被覆の厚さが階数によって異なるため、通気層の幅は高さ方向に不連続である。外壁の一般部は縦胴縁を採用しているが、建築物の隅角部のみサイディングの役物の受け材が水平方向に配されており、これが横

胴縁として機能して直交面への通気が確保されている（写真 4）。また、胴縁とサイディングの間にはサイディング支持用金物により 5 mm 程度の隙間がある。通気層の頂部に施工されている笠木とサイディングの隙間は、図 30 に示すように、平均約 3 mm 程度あることが確認された。これ以外にも笠木どうしの継ぎ目にも隙間は存在する。通気層下端の水切り金物上部では透湿防水シートをめくれている（写真 5）のが確認された。なお、本実験棟の内装は耐火被覆までで、仕上は施工しておらず、空調設備も設置されていない。

(iii) 測定方法

実験棟の東面および北面を測定対象とし、図 31 に示す位置に各種センサを設置した。東面 6 階にはバルコニーがあるため、計測は 5 階分の高さで行っている。測定項目は通気層内部の風速、温度、相対湿度とし、1, 2, 5 階（風速は 1, 5 階のみ）の階高の中央付近で計測した。通気層内部のセンサは通気層幅方向の中央付近であって、かつ縦胴縁の相互間の中央付近とした。

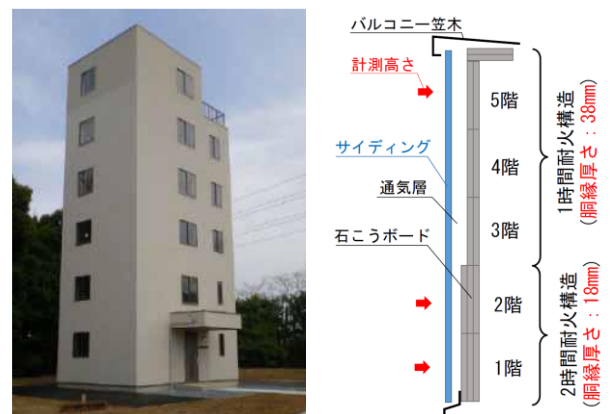


写真 3 6 階建て実験棟外観 図 29 各層の通気層の幅



写真 4 胴縁およびサイディングの施工状況



図 30 サイディングと笠木の隙間 写真 5 防水紙のめくれ

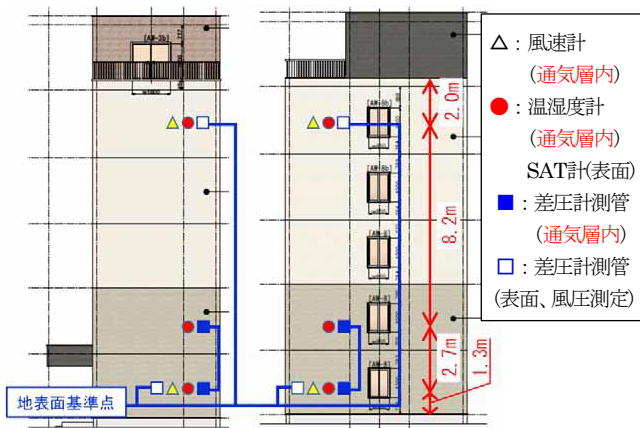


図 31 センサの配置 (左：東面、右：北面)

(iv) 通気層内部の温湿度と風速の日変動

晴天時の通気層内部の温湿度および風速（10 分間の移動平均）の日変動の一例を図 32 に示す。東面は日の出とともに日射の影響で通気層内部の温度が急激に上昇し、それに伴って通気層内部の風速も上昇している。東面の風速が 5F よりも 1F の方が大きいのは通気層幅の違いが影響していると考えられる。北面の通気層内部の温度は外気温に近い変化を示す（図 33 参照）が、図 32 の温度と風速の比較からは、北面の 1F の風速が同位置の温度変化よりも東面の風速に近い挙動を示す。これは、通気層が東面と北面で繋がっているため、東面の通気層内の空気の移動に引っ張られている可能性が考えられる。相対湿度は温度上昇とともに低下し、温度が低下すると高くなる挙動を示す。

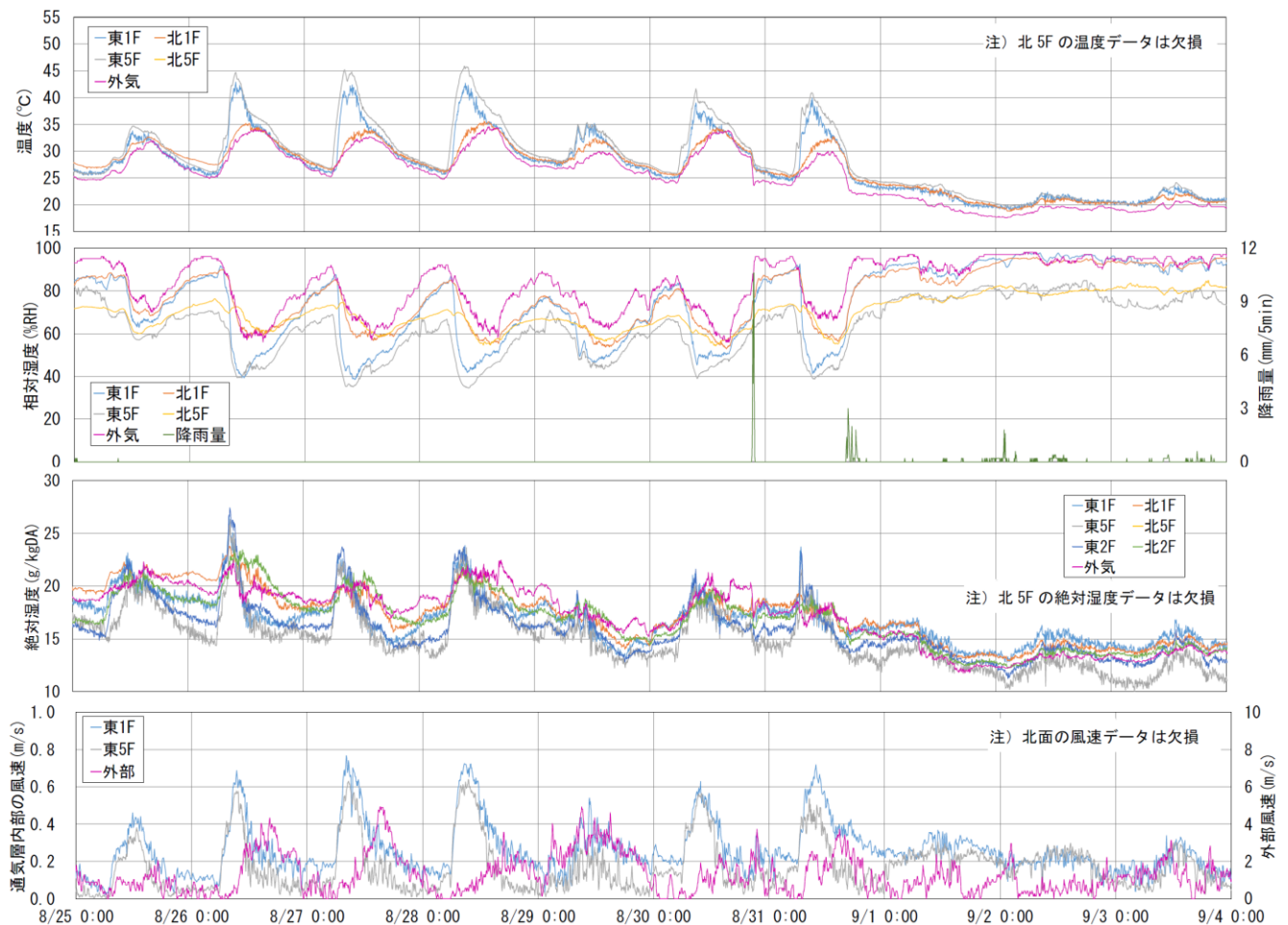


図 33 通気層内部の環境に及ぼす天候の影響の例 (2021/8/25~9/3)

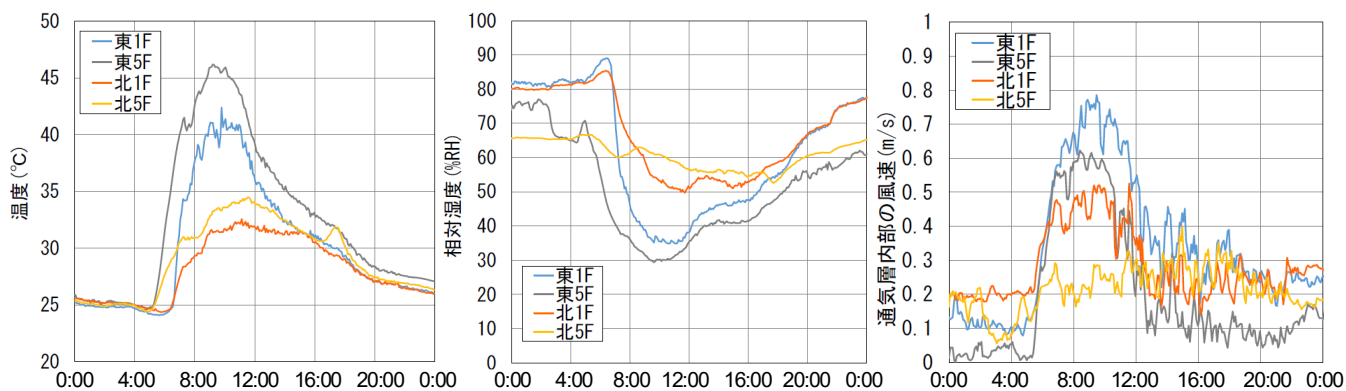


図 32 通気層内部の温湿度と風速の日変動の例 (2021/7/31)

(v) 通気層内部の環境に及ぼす天候の影響

晴天から雨天への通気層内部および外気の変動履歴を図 33 に示す。温度および相対湿度の測定結果から Sonntag の式を用いて計算した絶対湿度も併記した。温度および相対湿度の測定結果から、日射による東面の温度上昇に伴う相対湿度の低下傾向と日没後または曇天時には方角によらず 5F では 1F に比べて相対湿度が低い傾向 (図 34) などが解る。また、絶対湿度に関する外気と通気層内部の比較からは、晴天時の日没後には外気よりも通気層内の絶対湿度が低くなっており、通気層内部の材料の乾燥状態が保たれているものと考えられる。これに対して、降雨が続くと東 5F を除く通気層内は外気よりも絶対湿度が高くなっており、これは周囲の材料が湿潤している可能性や、パラペットおよび嵌合部からの浸水や地表面近くでの湿気の流入の影響などが考えられる。

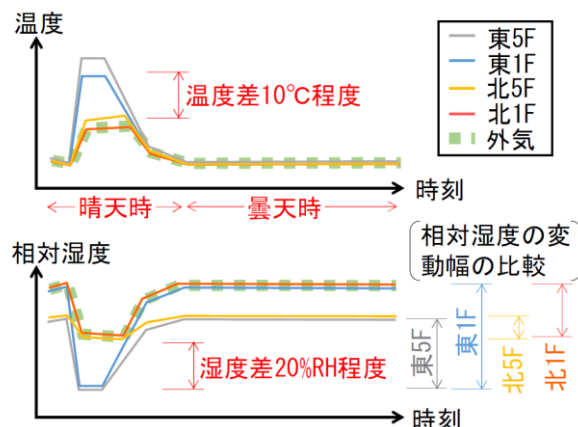


図 34 通気層内部の温度および相対湿度の傾向分析

(vi) まとめ

- 中高層木造建築物の外皮の耐久性評価のために 6 階建て枠組壁工法実験棟の外壁通気層内部の環境を測定した結果、以下を得た。
- ・東面は日の出とともに日射の影響で通気層内部の温度が急激に上昇し、それに伴って風速も上昇し、相対湿度は急激に低下する。
 - ・北面の通気層内部の温度は外気温に近い変化を示す。
 - ・通気層が隅角部を超えて連続する場合、通気層内部の空気の移動も連続することがある。
 - ・日没後または曇天時には方角によらず、5F の通気層は 1F に比べて相対湿度が低い。
 - ・晴天時の日没後には外気よりも通気層内の絶対湿度が低くなり、通気層内部の材料の乾燥状態が保たれているものと考えられる。
 - ・一方、降雨が続くと一部例外を除いて通気層内は外気よりも絶対湿度が高くなり、外壁仕上げ嵌合部や地表面近くでの湿気が流入している可能性が考えられる。

3) 変形追従性の確認¹²⁾

(i) 検討の背景と目的

中高層木造建築物において中地震の度に補修が必要であれば経済的に実用は難しい。また、大地震時に外壁等が脱落すると、防耐火性能を損なう懸念もある。そこで、令和 3 年度基準整備促進事業 M6「中高層木造建築物の外被性能の検証」で提案しようとしている木造躯体のすぐ外側に通気層を設け、その外側に耐火被覆等を配した 1 時間耐火構造外壁構面に面内せん断力を与えたときの損傷状況を確認することで変形追従性を評価することとした。具体的には、以下の 2 点を検証することを目的とした。

- ・層間変形角が損傷限界変形である 1/150 rad に達したときに外壁構成部材に性能を損なわせる程度の損傷がないこと
- ・層間変形角が安全限界変形である 1/30 rad に達したときに外壁構成部材の脱落や耐火被覆の損傷がないこと

(ii) 試験体と試験方法

1時間耐火構造の中高層木造建築物の外壁の一般部を想定した2.73 m×長さ2.73 mの構面(図35)を水平せん断試験に供した。躯体はSPFの206材による枠組壁工法とし、加力桁(140×235 mm)と土台(89×140 mm)としてスギ・ベイマツによる異等級構成構造用集材E120-F330を取り付けた。図36に示すように躯体に透湿防水シート(JIS A6111)を張った上で25 mmの通気層を設け、縦鋼縁を介して厚さ21 mmの強化石膏ボード(JIS A 6901, GB-F)を留め付け、さらに厚さ16 mmの窯業系サイディングを専用の留付金物を用いて施工した。窯業系サイディングは呼び径4.5 mm×長さ37 mmのビスで専用留付金物に緊結され、同金物は通気胴縁に呼び径4.1 mm×長さ75 mm@455 mmで緊結されている。耐火被覆の2層の石こうボードの留付方法は以下の2通りとした。

- ・仕様1：2層ともビス止め
- ・仕様2：1層ビス止め、1層接着+ステーブル止め

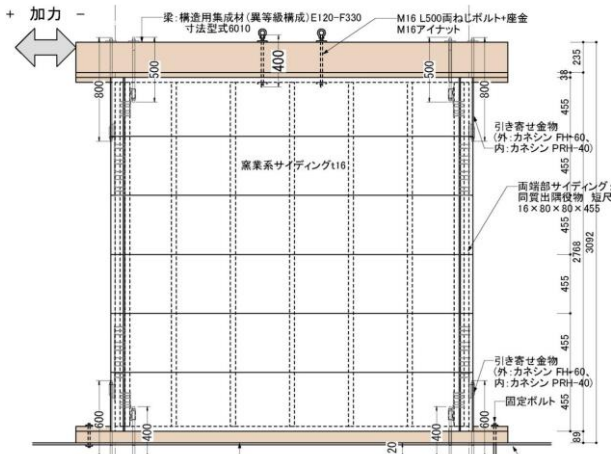


図 35 変形追従性検証用試験体図

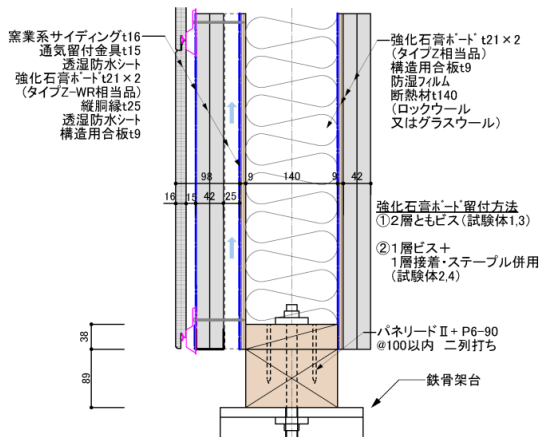


図 36 変形追従性検証用試験体の断面詳細図

構造用面材は厚さ9 mmの構造用合板(特類・2級)とし、CN50(JIS A5508)で外周部100 mmピッチ、中通り200 mmピッチで打ち付けている。

水平せん断試験は指定性能評価機関の耐力壁の試験・評価業務方法書に示される無載荷式(壁頭部、壁脚部を引き寄せ金物で緊結)により、載荷スケジュールは同書に則って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を折り返し点とする正負交番3回繰り返し載荷とした。仕様1, 2の試験体はそれぞれ2体製作し、1体は損傷限界変形角である1/150 radまでの加力とし、解体して損傷状況を視認した。もう1体は安全限界変形角である1/30 radまで行った(表8)。

(iii) 試験結果

各試験後の損傷状況を整理して表9に示す。仕様1, 2ともに1/150 radまでにおいて2層目の石こうボードに軽微な亀裂(写真6)が生じたが、耐火性能を著しく低下させるものではないと考えられた。また、両仕様とも1/30 radまで加力した場合においても脱落などの安全を損なう事象は確認されなかった。

表 9 試験終了後の損傷状況(－：異常なし)

試験体 No.	1	2	3	4
耐火被覆留め付け仕様	仕様1	仕様1	仕様2	仕様2
最大変形角(rad)	1/150	1/30	1/150	1/30
屋外側	窯業系サイディング及び留めつけ金具	—	—	—
	窯業系サイディング目地シーリング部	—	—	—
	1層目防水層	—	—	—
	耐火被覆層	*1	*2	*3
	胴縁及び2層目防水層	—	—	—
屋内側	下地(構造用合板)	—	*4	*4
	耐火被覆層	*5	*6	*3
	防水層	—	—	—
	下地(構造用合板)	—	*7	*7
断熱材	—	—	—	
枠組材		*8	—	*9

各部の損傷状況

- *1：端部に軽微な亀裂のみ、
- *2：端部に軽微な亀裂発生・緊結木ねじの曲げ、
- *3：2層目端部に軽微な亀裂(1層目異常なし)、
- *4：くぎのパンチアウト・面材縁切れ、
- *5：端部に軽微な亀裂・木ねじ曲がりなし、
- *6：端部に軽微な亀裂発生・一部欠けあり、
- *7：くぎのパンチアウト・面材縁切れ、
- *8：脚部ホールダウン金物部分のたて枠材の破壊、
- *9：脚部ホールダウン金物部分のたて枠材のめり込み変形

表8 各試験体の仕様と加力条件

試験体 No.	寸法 (m)	通気層幅	耐火被覆の留付方法	加力終了時変形角(rad)
1	高さ 2.73 × 長さ 2.73	25 mm	仕様1 (2層とも ビス止め)	1/150
2				1/30
3	仕様2 (1層ビス 止め、1層接着・ ステーブル止め)		1/150	
4			1/30	



写真6 各部の損傷状況 (数字は表9中の数字の損傷状況)

4) 耐火性能の検証¹³⁾

(i) 検討の背景と目的

木造住宅の耐久性確保のためには外壁通気構法を採ることが必要であり、中高層建築でも同様であると考えられ、通気層を躯体のすぐ外側に設けることが望ましいと考えられる。1層目から外壁通気構法とする場合はその下端は基礎天端かそれ以下の高さとなり、火炎が通気層に侵入する可能性はほぼ無い。しかし、1層目を鉄筋コンクリート造などとし、周囲に十分なスペースが確保できない場合は火炎が侵入して木造躯体を燃焼させるおそれがある。このため、通気層下端で火炎の侵入防止措置を講じる必要がある。

そこで、本検討では令和3年度基準整備促進事業M6「中高層木造建築物の外被性能の検証」と連携して、通気層への火炎の侵入防止に効果があると考えられる加熱膨張材を通気層下端に設けた設計仕様(納まり)を検討し、それに基づく試験体を製作して耐火性能検証実験を行った。

(ii) 試験体

通気層下端の通気口の一部を再現した幅600 mm×高さ700 mmの要素に加熱膨張材(写真7)や水切り金物の仕様などの仕様を変えて4通りの試験体(表10)を製作し、耐火試験に供した。通気層の幅は25 mmとし、通気口回りの通気経路部分も25 mm以上とした。試験体No.1~4の立面断面図を図37に、試験体No.1の外壁側の外観を写真8に示す。

表10 通気層への炎侵入防止性能検証実験試験体の仕様

試験体 No.	想定した仕様	水切り金物	耐火被覆層端部金物	防虫網	加熱膨張材
1	加熱膨張材による通気層の通気口閉塞による性能確認	標準型	標準	なし	低発泡
2	No.1から金物と加熱膨張材を変更して性能確認	標準型 + 火炎抑制カバー		あり(通気層内)	高発泡
3	No.1から加熱膨張材を変更して性能確認	標準型	改良型		
4	No.3から加熱膨張材量を減らして性能確認				



写真7 加熱膨張材



写真8 試験体1の外観(外壁側)

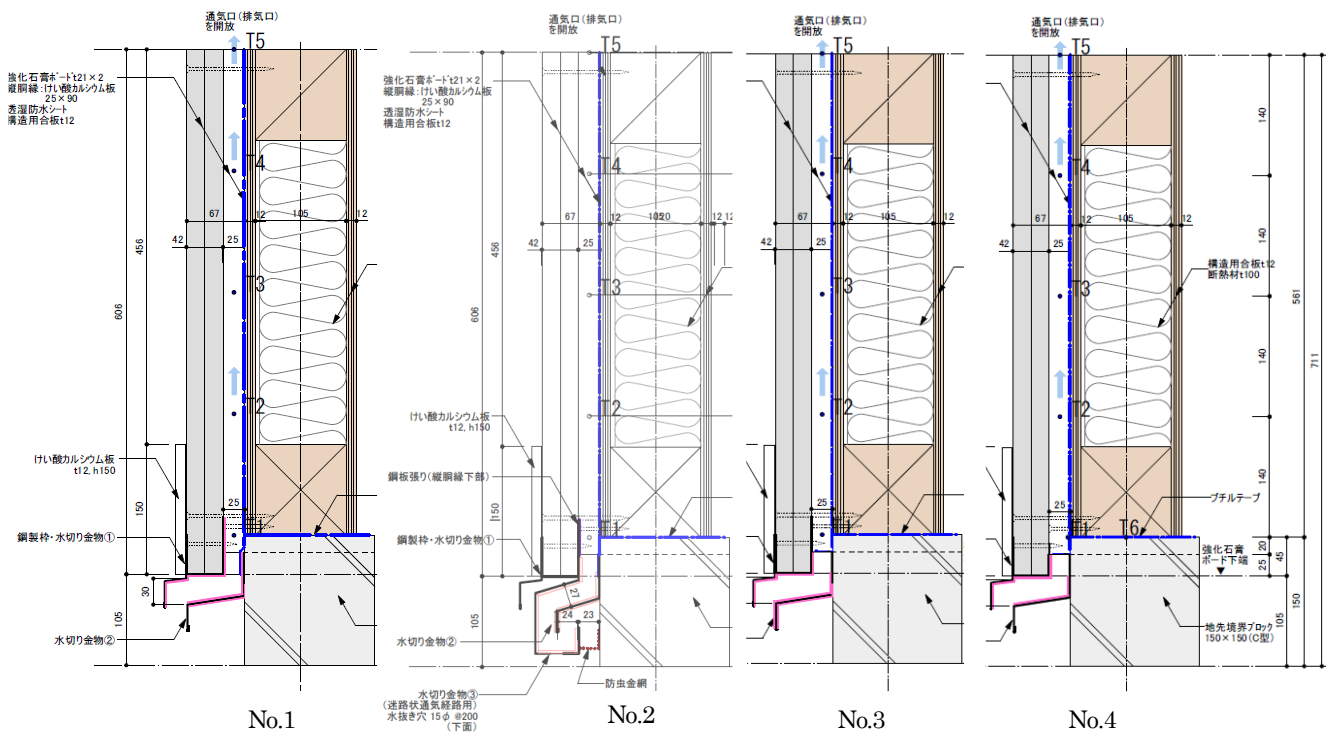


図37 試験体No.1~4の立面断面図

(iii) 実験方法

試験体の通気層下部が炉内に位置するように建築研究所の水平炉に設置(写真9)し、ISO標準加熱曲線に基づいて耐火試験を実施した。試験体は写真10に示すとおり、炉内の圧力が高くなる炉の上部に通気口が位置するように設置し、上部には排煙ダクトを設置した。燃焼時の炉内の状況は写真11に示す通りである。

試験体内部の通気層に温度を測定するために、通気層中央に熱電対を下地合板下端高さから140 mm毎に計5点(図37に示すT1~T5)設置した。また、通気層内の気流を集めてオリフィスによる圧力差に基づき流速・流量の測定を行った。併せてオリフィス位置における温度測定を行っている。



写真9 水平炉の試験体設置状況



写真10 炉内における試験体下部通気口(加熱前)



写真11 炉内における燃焼状況

(iv) 実験結果

試験体1～4の通気層内部の温度変化を図38に示す。燃焼試験後の躯体表面（外壁側）の状況を写真12に、加熱膨張材の状況を写真13に示す。

試験体No.1では、通気層の下地合板高さにおける温度は加熱初期に400℃以上に一端上昇した後低下するものの一時を除いて260℃以上の温度であった（図38①）。木材の炭化温度以上の温度が測定されているおり、合板下部に炭化が見られた（写真12①）。また、写真13①をみると、通気層の通気口が必ずしも加熱膨張材で閉塞されているとはいえない。以上から、加熱膨張材の発泡倍率をあげること（例えば10倍→30倍等）、厚さを増すこと（0.66×2mm→1.5mm等）、通気層の通気口を確実に閉塞すること、防虫網を合板下端の高さに設けて発泡材が通気層を上方に移動して、合板に高温の発泡材が接すること等を防止することが炭化を防止する上で有効と考えられた。

水切り金物の形状を迷路状にして、加熱膨張材の発泡倍率を上げた試験体No.2では、通気層の下地合板高さにおける温度は加熱初期に200℃以上に一端上昇した後低下し、再上昇しても150℃程度までであった（図38②）。木材の炭化温度には達しておらず、合板下部には炭化の様子は見られない（写真12②）。写真13②よ

り通気層の通気口が加熱膨張材で閉塞されていることがわかる。

水切り金物の形状を標準型に戻した試験体No.3では、通気層の下地合板高さにおける温度は加熱初期に300℃以上に一端上昇した後低下するものの一時を除いて80℃程度の温度であった（図38③）。木材の炭化温度には上昇しておらず、合板には炭化が見られなかった（写真12③）。写真13③より通気層の通気口がしっかりと加熱膨張材で閉塞されていることがわかる。

加熱膨張材の使用量を減らした試験体No.4では、通気層の下地合板高さにおける温度は加熱初期に200℃以上に一端上昇した後低下するものの一時を除いてゆっくり時間をかけて増加する。ただし、1時間加熱時点ではまだ200℃以下の温度であった（図38④）。木材の炭化温度には上昇しておらず、合板には炭化が見られなかった（写真12④）。写真13④より通気層の通気口がしっかりと加熱膨張材で閉塞されていることがわかる。

(iv) まとめ

加熱膨張材（30倍発泡、1.5mm）を用いて、1時間耐火構造外壁の通気層下端の通気口における火炎侵入防止構造について実験的に検討した。その結果、加熱膨張材の発泡倍率・厚さ等を増して通気層の通気口を塞ぐことなどの対策により必要な性能が確保できる見通しがついた。

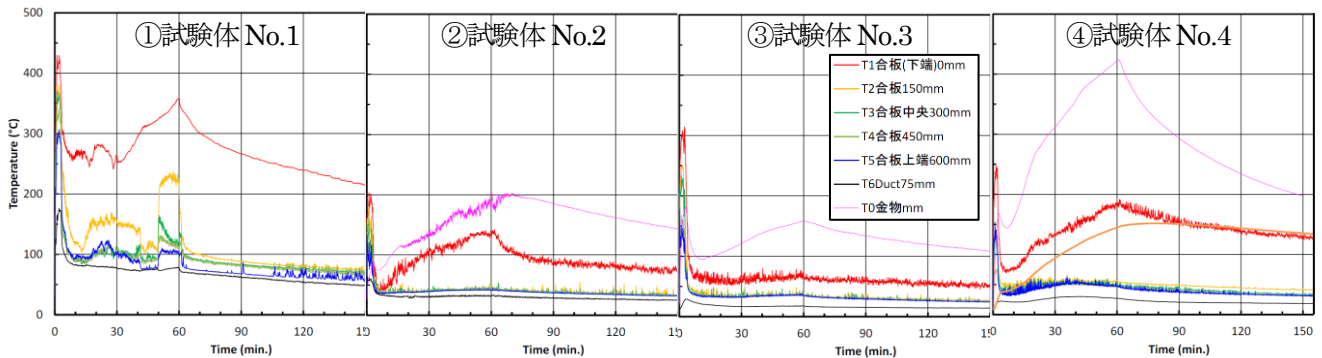


図38 試験体No.1～4の通気層内部の温度変化

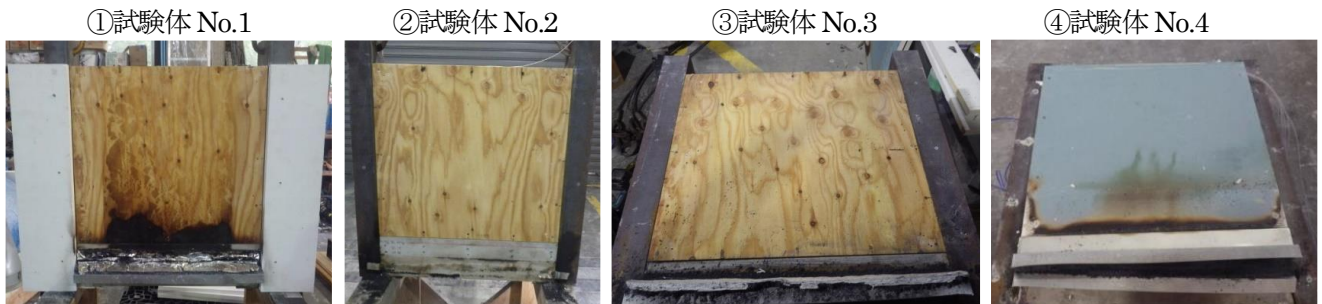


写真12 燃焼試験後の合板下地（外壁側）の状況（試験体No.4のみ石こうボードの状況）

①試験体 No.1

②試験体 No.2

③試験体 No.3

④試験体 No.4



写真13 燃焼試験後の加熱膨張材の状況

VIII 低層 CLT パネル工法の仕様規定による構造安全確保方策¹⁴⁾

1) 検討の背景と概要

仕様規定による構造安全確保方策においては耐力壁ごとに仕様に応じた強さ（壁量計算でいう壁倍率）を定める必要がある。CLT パネル工法では壁パネルの接合部の性能が耐力壁としてのせん断性能を決定づけるため、まず標準とする耐力壁の仕様を図 39 のように設定した。これは実務者・設計者へのアンケート（ $n=20$ ）により仕様規定として要望の多かった適用範囲、接合形式などを勘案して定めたものである¹⁾。壁パネルは Mx60-3-3 で厚さ 90 mm、接合部は M16、ABR490 のアンカーボルトを用いた引きボルト接合である。壁の下には土台を設ける。壁高さは 3.5m を標準としている。現行ルート 1 の標準仕様との違いは、壁パネルとして Mx60-3-3 を使用していること、および壁上部のボルトとして M16 を使用していることである。

この単体壁の許容せん断耐力は 10 kN/m 程度（壁倍率で 5 倍程度）となるため、より高耐力の要素も必要である。そこで、図 40 のように壁パネルに垂れ壁や直交壁等が付帯したものを一つのユニットと考え、これらを耐力要素としてカウントする場合の性能評価を示す。

2) 垂れ壁付き耐力要素の評価

試験体一覧を図 41 に示す。垂れ壁せいは 750 mm（開口部高さが 2,750 mm）を標準としており、これは図 3 (a) に示す現行ルー

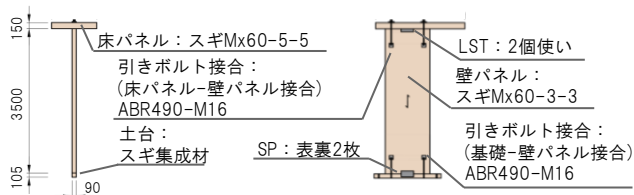


図 39 標準とする耐力壁の仕様

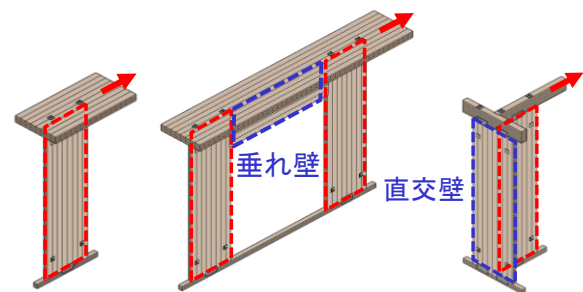


図 40 仕様規定案において考慮する耐力要素

（左：単体壁、中：垂れ壁付き要素、右：直交壁付き要素）

ト 1 の標準仕様（500 mm）より大きい。No.2 が基準となる仕様であり、No.1~No.3 は開口幅、No.4 は床パネルの継手有無、No.5 は横架材仕様（CLT 床パネルの代わりに集成材梁を設ける）、No.6 は横架材および継手有無に着目した試験体である。また、単体壁（No.0）の試験も行っている。

土台を基礎鉄骨に固定し、上部の床パネルまたは集成材梁にジャッキを取り付け水平に加力した。載荷は見かけのせん断変形角で制御し、「木造軸組工法住宅の許容応力度設計（2017 年版）」（公益財団法人日本住宅・木材技術センター）の「鉛直構面及び水平構面の剛性と許容せん断耐力を算定するための試験」の載荷スケジュールに則った正負交番繰り返し載荷とした。

荷重-変形関係の包絡線を図 42 に示す。比較のため No.0 の単体壁は荷重を 2 倍にして示している。試験体高さを 3,500 mm とすれば、 δ (mm)/3,500 (mm) = 層間変形角 (rad) となる。No.0 は 1/150 rad 程度で脚部引きボルトが降伏し、その後 2 次勾配を有して荷重上昇を続けた。垂れ壁付きは、1/175 rad 程度で脚部引きボルトが降伏し剛性低下が生じるものの、1/30 rad 程度まで 2 次勾配を有し、100 kN 程度で頭打ちとなった。単体壁と比較して、垂れ壁付きは初期剛性、耐力(1/30 rad 時)ともに 2~3 倍程度であった。

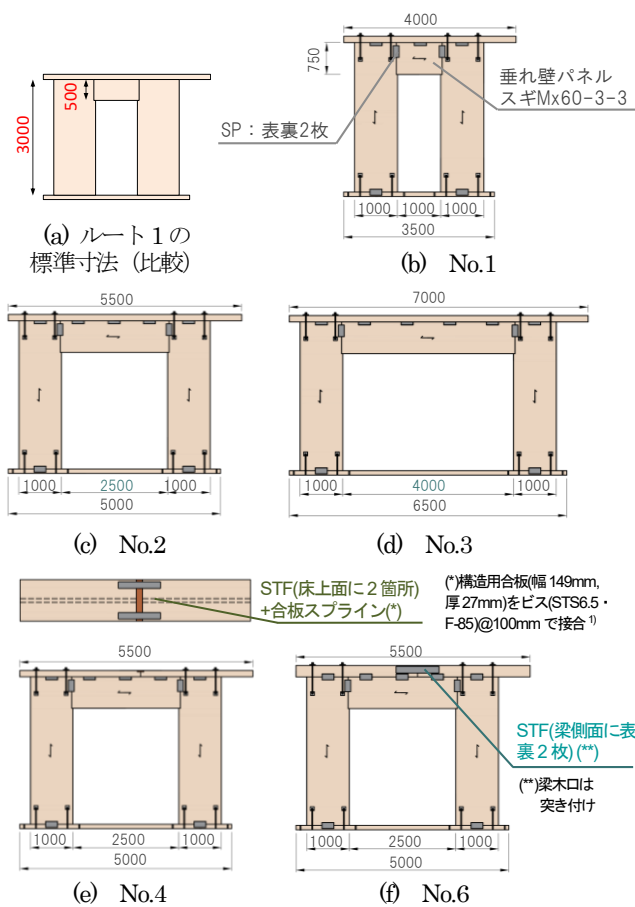


図 41 垂れ壁付き耐力壁試験体の一覧

特性値の比較を表 11 に示す。許容耐力の評価にあたり、方法 1 は従来の 4 指標による短期許容耐力の評価方法、方法 2 は引きボルト短期応力時の耐力と $0.2P_u/D_s$ の最小値とした方法である。な

表 11 垂れ壁付き耐力壁の特性値

試験体	方法1						方法2			
	P_y [kN]	$P_1/120$ [kN]	$2/3P_{max}$ [kN]	$0.2P_u/D_s$ [kN]	P_a [kN/m]	壁倍率	引きボルト 短期応力時 [kN]	$0.2P_u/D_s$ [kN]	P_a [kN/m]	壁倍率
No.0	14.0	13.9	18.0	12.9	12.9	6.6	12.0	12.9	12.0	6.1
No.1	59.5	55.9	67.3	49.6	24.8 (1.9)	12.7	37.0	49.6	18.5 (1.5)	9.4
No.2_1	57.5	58.1	77.8	58.3	28.8 (2.2)	14.7	41.4	58.3	20.7 (1.7)	10.6
No.2_2	57.4	61.1	71.5	59.6	28.7 (2.2)	14.6	43.1	59.6	21.6 (1.8)	11.0
No.3	55.5	58.6	69.3	56.2	27.8 (2.2)	14.2	41.9	56.2	20.9 (1.7)	10.7
No.4	59.7	57.8	66.3	50.4	25.2 (2.0)	12.9	46.8	50.4	23.4 (1.9)	11.9
No.5	54.8	56.3	66.0	48.0	24.0 (1.9)	12.2	43.4	48.0	21.7 (1.8)	11.1
No.6	55.7	60.4	65.8	57.4	27.8 (2.2)	14.2	47.1	57.4	23.6 (2.0)	12.0

* P_a の括弧内数値は No.0 に対する比を表す。 * 壁倍率とは P_a を 1.96kN/m で除した値である。

お、ばらつきによる低減等は考慮していない。いずれの方法においても、単体壁に比べて垂れ壁付きは許容耐力 P_a が 1.5~2 倍程度であり、開口幅、床パネル/集成材梁、横架材継手の有無による極端な差異は生じなかった。

ここで、現行ルート 1 における耐力壁の許容耐力 Q_a は、階数 2 以下で高さを 3.5m とすれば、垂れ壁・腰壁の枚数 $n=0\sim 4$ で $Q_a = 12.8\sim 18.0\text{ kN/m}$ である。これは壁倍率に換算すると 6.5~9.1 倍となる。

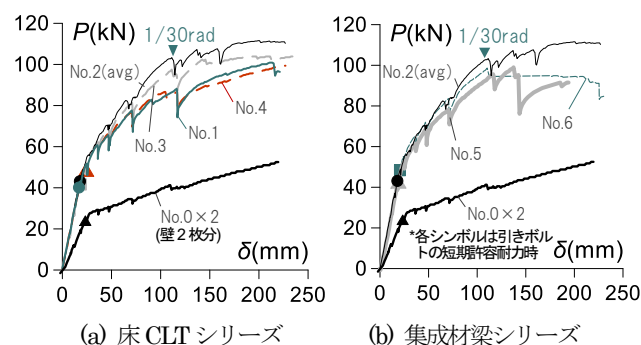


図 42 垂れ壁付き耐力壁の荷重-変形関係

3) 直交壁を有する耐力要素の評価

CLT パネル工法建築物は、水平力下において壁脚部のアンカーボルトを引張降伏（接合部としては曲げ降伏）させる設計思想である。このとき、隣接する直交壁にも応力伝達がなされれば、直交壁に軸力負担させることで壁脚部接合部の曲げ耐力が向上する（図 43）。よって、直交壁との接合部に求められる仕様の検討と性能評価を実施した。

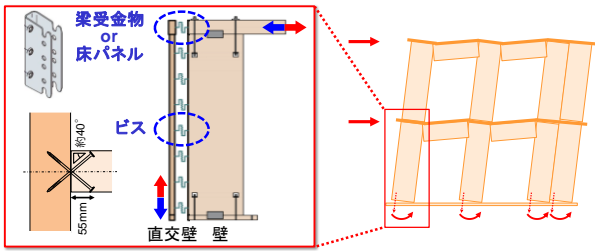


図 43 直交壁を有する耐力要素の水平抵抗メカニズム

試験体一覧を図 44 に示す。横架材を CLT 床パネルとした方が直交壁が有効に働くことが予想されるが、ここでは直交壁の寄与するメカニズムを明快にするため、集成材梁で壁上部に繋ぐ仕様とした。直交梁接合部は梁受金物を使用した。試験体パラメータは直交壁との取り合い(勝ち: 300_W, 負け: 300_L, 100_L)と直交壁との鉛直せん断接合部のビスピッチ(300 mm : 300_L, 300_W, 100 mm : 100_L)である。壁-直交壁の鉛直せん断接合部では、両側からビス(φ6, L=135 mm)斜め打ちを一对として、300 mm ピッチを標準とした。このとき一つのせん断面に 22 本のビスが打たれる。ビス 1 本あたりのせん断耐力は別途実施した要素試験の結果より 3.37 kN/本であり、 $3.37 \times 22 = 74.1$ kN のせん断耐力がある。直交梁接合部(梁受金物)の短期許容せん断耐力が 22.7 kN であり、壁と直交壁間の鉛直せん断耐力は合計 96.8 kN となる。これはアンカーボルト(M16, ABR490)の短期許容引張耐力(51 kN) 2 本分と同程度である。

試験方法は前節の垂れ壁付き耐力壁試験体と同様である。

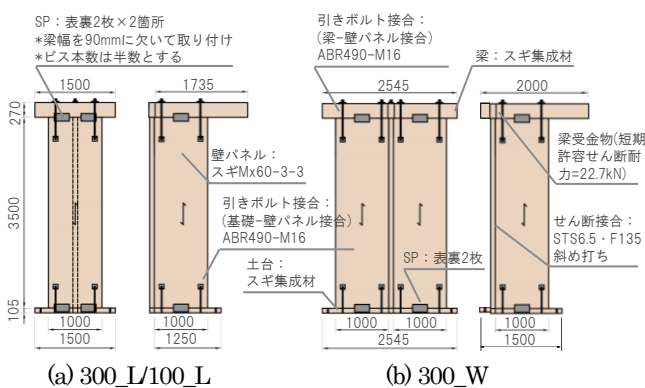


図 44 直交壁を有する耐力壁試験体の一覧

図 45 に荷重-変形関係の包絡線を示す。なお、正載荷とは直交壁に引張力が生じる方向、負載荷とは直交壁に圧縮力が生じる方向の載荷である。いずれの試験体とも正側は No.0 に比べて荷重上昇が顕著であった。ビス本数が多い 100_L のみ直交壁脚部のボルト降伏が先行し、他の試験体に比べて剛性が高かったが、大変形時にはいずれの試験体の包絡線も漸近した。300_L と 300_W では 300_L の方が僅かに荷重が大きかったが、これは 300_L では直交壁が壁厚分外側にあり、応力中心間距離が大きくなることも要因の一つとして考えられる。負側は正側と比べると No.0 に対する荷重上昇が鈍く、試験体間の相違はほとんどなかった。

前述のように、300_L と 300_W では壁-直交壁の鉛直せん断面においてアンカーボルト 2 本分の短期許容引張力と同程度のせん断耐力を有するように設計しており、300_L では実際に直交壁脚部の引きボルト 2 本が降伏に至った。300_W では直交壁脚部の壁から離れた側の引きボルトが降伏に至らずアンカーボルト 2 本分の耐力までは必要とならなかったが、壁-直交壁の鉛直せん断面の設計としては上述の方法で合理的と考えられる。

特性値の比較を表 12 に示す。いずれの試験体とも正側は単体壁 (No.0) に比べて 1.5~2 倍の P_a であった。負側は $1/30$ rad までの載荷であるため、 $0.2P/D_s$ が低く、これを非考慮とすれば No.0 の 1.3 倍程度の P_a であった。

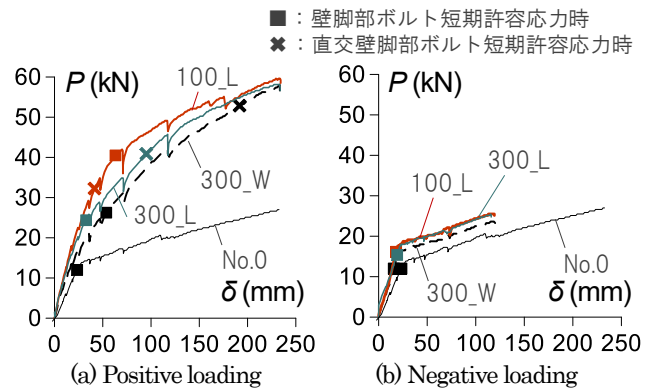


図 45 直交壁を有する耐力壁の荷重-変形関係

表 12 直交壁を有する耐力壁の特性値

試験体	方法1							方法2				
	P_y [kN]	$P_1/120$ [kN]	$2/3P_{max}$ [kN]	$0.2P_u/D_s$ [kN]	P_a [kN/m]		壁倍率	引きボルト 短期応力時 [kN]	$0.2P_u/D_s$ [kN]	P_a [kN/m]		壁倍率
No.0	14.0	13.9	18.0	12.9	12.9		6.6	12.0	12.9	12.0		6.1
300L正側	28.4	21.8	37.8	20.0	20.0	(1.6)	10.2	22.8	20.0	22.8	(1.9)	11.6
300L負側	全部	23.0	18.0	17.0	10.7	10.7	(0.8)	15.2	10.7	10.7	(0.9)	5.5
	0.2 P_u/D_s 非考慮				17.0	(1.3)	8.7			15.2	(1.3)	
100L正側	34.8	24.4	39.0	23.4	23.4	(1.8)	11.9	31.3	23.4	23.4	(1.9)	11.9
100L負側	全部	18.2	19.1	17.0	12.7	12.7	(1.0)	15.7	12.7	12.7	(1.1)	6.5
	0.2 P_u/D_s 非考慮				17.0	(1.3)	8.7			15.7	(1.3)	
300W正側	30.5	18.4	38.8	17.8	17.8	(1.4)	9.1	25.9	17.8	17.8	(1.5)	9.1
300W負側	全部	17.1	18.0	16.3	12.0	12.0	(0.9)	15.0	12.0	12.0	(1.0)	6.1
	0.2 P_u/D_s 非考慮				16.3	(1.3)	8.3			15.0	(1.3)	

* P_a の括弧内数値はNo.0に対する比を表す。 * 壁倍率とは P_a を1.96 kN/mで除した値である。

Ⅹ まとめ

建築研究所研究開発課題「木造建築物の中高層化等技術に関する研究開発」（平成31年度～令和3年度）において実施した①木質系異種複合部材の性能評価法、②集成材等建築物の構造設計マニュアルの汎用性拡大、③集成材ブレース構造の終局耐力設計法、④中高層枠組壁工法の各種性能評価と普及、⑤低層CLTパネル工法の各種性能評価と普及に関する研究開発の成果を以下に纏める。

CLTパネル工法の普及に資する基礎研究(⑤)として行った各種マスティンバーパネルの曝露試験からは以下を得た。

- ・非降水環境ではCLT、集成材、LVLパネルの吸水による寸法安定性には有意な差がない可能性がある。
- ・各材料の長辺方向の寸法変化は非降雨環境で1 mm未満、降雨環境でも最大1.5 mm程度である。
- ・非降雨環境の厚さ変化は、最大でも1.2mm程度で、降雨環境下でも4mm未満である。
- ・厚さの寸法安定性については、材料間に有意な差が認められなかった。

木質系異種複合材料の評価法(①)の検討の一環として行った炭素繊維束複合集成材の曲げクリープ、及びその構成要素である炭素繊維束単体の引張クリープ試験から、以下を得た。

- ・集成材の曲げにおいて引張側内部に炭素繊維束を複合すると、集成材のみの場合に比べてクリープ特性が向上する。
- ・炭素繊維束のクリープ特性は、その試験体の支持部分に滑り変形が生じやすいため把握しにくい。実験方法や試験体の製造方法を改良して再評価する必要がある。

集成材等建築物の構造設計マニュアルの適用範囲拡大に資する

技術開発(②)の一環として、鋼板挿入ドリフトピン接合による柱脚部について、軸力の影響と木口面の支圧抵抗を考慮した耐力評価方法を提案し、実大曲げ実験の結果と比較して、概ね精度よく推定できることなどを確認した。また、これらの技術開発の成果を盛り込み、集成材等建築物の構造設計マニュアルの改訂原案を作成し、出版準備を進めた。

集成材ブレース構造の終局耐力の評価法に関する検討(③)成果として、ブレース端の鋼板挿入ドリフトピン接合部の曲げ抵抗を考慮したブレースの終局耐力の評価方法によって、実大実験の結果を精度よく推定できることを得た。

中高層木造建築物の外皮の耐久性評価(④)を目的として行った6階建て枠組壁工法実験棟の外壁通気層内部の環境測定から、以下を得た。

- ・東面は日の出とともに日射の影響で通気層内部の温度が急激に上昇し、それに伴って風速も上昇し、相対湿度は急激に低下する。
- ・北面の通気層内部の温度は外気温に近い変化を示す。
- ・通気層が隅角部を超えて連続する場合、通気層内部の空気の移動も連続することがある。
- ・日没後または曇天時には方角によらず、5Fの通気層は1Fに比べて相対湿度が低い。
- ・晴天時の日没後には外気よりも通気層内の絶対湿度が低くなり、通気層内部の材料の乾燥状態が保たれているものと考えられる。
- ・一方、降雨が続くと一部例外を除いて通気層内は外気よりも絶対湿度が高くなり、外壁仕上嵌合部や地表面近くでの湿気が流入している可能性が考えられる。

耐久性確保に必須である通気層の下端の通気口からの火炎の侵

入防止効果を評価すること(④)を目的として、加熱膨張材を使用した設計仕様(納まり)について耐火性能検証実験を行った結果、30倍発泡、1.5mmの加熱膨張材を用いて通気層の通気口を塞ぐこと、防虫網を用いて膨張した加熱膨張材の合板への接触回避などの対策により必要な性能が確保できる見通しがあった。

CLTパネル工法の普及を目的として、構造計算をせずに仕様書的な規定のみで構造安全性を確保する方法を検討する目的(⑤)で垂れ壁付き耐力壁、及び腰壁付き耐力壁のせん断試験を行って性能を評価した結果、以下を得た。

- ・垂れ壁付き耐力壁の許容せん断耐力は単体壁の1.5~2倍程度であり、開口幅、床パネル/集成材梁、横架材継手の有無による極端な差異はない。
- ・直交壁付き耐力壁の許容せん断耐力は、正側は単体壁に比べて1.5~2倍程度であった。1/30radまでの載荷とした負側は $0.2P_u$ (2μ)^{0.5} (P_u : 終局耐力、 μ : 塑性率)が低く、これを非考慮とすれば単体壁の1.3倍程度の許容せん断耐力であった。

謝辞

本研究のうち「IV 異種複合材料のクリープ特性」については、公募型共同研究「中大規模木造建築物用炭素繊維束複合集成材の性能評価に関する研究」を行い、ご応募下さった小松マテール(株)と共同して実施したものである。同社の関係諸氏に感謝致します。

また、「V 集成材等建築物の構造設計マニュアルの適用範囲拡大に資する技術開発」のうち「1 鋼板挿入ドリフトピン接合部の終局特性による柱脚部の性能評価」、及び「VI 集成材ブレース構造の終局耐力の評価法に関する検討」は国土交通省国土技術政策総合研究所(以下、「国総研」)建築研究部評価システム研究室 秋山信彦主任研究官を中心に検討を進めたものであり、同氏には感謝の念に絶えません。また、「V 集成材等建築物の構造設計マニュアルの適用範囲拡大に資する技術開発」のうち「2 マニュアルの特徴と構成」において作成した集成材等建築物の構造設計マニュアルの原案は、(一財)日本建築センターに設置した集成材等建築物構造設計マニュアル編集委員会(委員長:坂本功東京大学名誉教授)、及びその下に専門WG(主査:五十田博京都大学教授)による多大なる協力を得て行ったものである。委員会・WGの委員長・主査を始めとする委員各位に深謝申しあげる。

さらに、「VII 中高層木造の外皮の耐久性と耐火性能の両立」のうち、「2 外皮の耐久性評価に資する検討」は(一社)日本ツーパーイフォー建築協会との共同研究「枠組壁工法による中層木造建築物等の設計法の開発」(平成26~37年度)の一環として行ったも

のであるが、足利大学工学部創生工学科 齋藤宏昭教授、ものつくり大学技能工芸学部建設学科 松岡大介准教授、国総研建築研究部材料・部材基準研究室 三島直生室長、同構造基準研究室 宮村雅史研究官らにも多大なるご協力を賜った。ここに記して感謝の意を表す。また、VIIのうち「3 変形追従性の確認」と「4 耐火性能の検証」は国土交通省による令和2、3年度建築基準整備促進事業M6「中高層木造建築物の外皮の耐久性能に関する検討」と連携して実施したものである。同事業の採択者である(株)アルセッド建築研究所と共同研究を締結し、「中高層木造建築物の外皮の耐久性能に関する検討委員会」(委員長:関東学院大学建築・環境学部中島正夫教授)の助言を得ながら検討を進めた。委員会委員のみならず、2)については国総研住宅研究部住宅生産研究室脇山善夫室長(当時、現建築研究所建築生産研究グループ上席研究員)、3)については建築研究所防火研究グループ成瀬友宏グループ長、及び国総研建築研究部防火基準研究室鈴木淳一主任研究官(当時、現建築研究所防火研究グループ主任研究員)の多大なる協力を得て進めた。心より御礼申しあげる。

加えて、「VIII 低層CLTパネル工法の仕様規定による構造安全確保方策」については、令和3年度建築基準整備促進事業S35「CLTパネル工法建築物の仕様規定ルートの創設に関する検討」と連携して実施したものである。同事業の採択者である(公財)日本住宅・木材技術センターと共同研究を締結し、「CLTパネル工法建築物の仕様規定ルート創設に関する検討委員会」(主査:工学院大学建築学部河合直人教授)及びその下に「構造計算不要ルート(垂れ壁直交壁)検討WG」(主査:同河合直人教授)を設置して、助言を得て検討を進めた。同センター、委員会委員、WGメンバー各位に深謝申しあげる。

参考文献

- 1) 植本敬大: 中高層木造建築物等の構造設計技術の開発, 令和元年度建築研究所講演会テキスト, pp.28-51, 2020.
- 2) 林野庁: 「森林資源の現況(平成29年3月31日現在)」, <https://www.rinya.maff.go.jp/j/keikaku/genkyou/h29/index.html>, 2017.
- 3) 林野庁: 「建築分野全体の木材利用の概況」, 令和元年度 森林・林業白書 全文 (HTML版), https://www.rinya.maff.go.jp/j/kikaku/hakusyo/r1hakusyo_h/all/chap3_2_2.html, 2020.
- 4) 植本敬大, 車田慎介, 李元羽: “マッシュ・ティンバー用パネル部材の寸法安定性の検証”, 第68回日本木材学会大会研究発表要旨集, H16-04-0945, 2018.

- 5) 槌本敬大, 車田慎介, 李元羽: “マッシュ・ティンバー用パネル部材の寸法安定性の検証 (2)”, 第 69 回日本木材学会大会研究発表要旨集, H14-08-1715, 2019.
- 6) 例えば, 塩屋 晋一: “実大寸法断面の鉄筋集成材梁のモーメント-曲率関係とせん断耐力の評価”, 日本建築学会構造系論文集, 87 (792), 205-216, 2022.
- 7) 例えば, 水田悠生, 長瀬諭司, 尾崎大介, 野口昌宏: “炭素繊維強化プラスチックで補強した集成材 (AFRW) の補強材料配置の影響”, 木材学会誌, 65 (3), 148-157, 2019.
- 8) 秋山信彦, 槌本敬大, 山崎義弘: “鋼板挿入ドリフトピン式集成材ラーメン構造の耐震設計法に関する研究 その 1: 柱脚接合部に関する軸力を考慮した耐力評価法の提案”, 日本建築学会大会学術講演梗概集, C-1, 399-400, 2021.
- 9) 秋山信彦, 山崎義弘, 槌本敬大, 津田千尋: “鋼板挿入ドリフトピン式集成材ブレース耐力壁の 2 層架構の実大水平せん断加力実験”, 日本建築学会大会学術講演梗概集, C-1, 383-384, 2022.
- 10) 三島直生, 宮村雅史, 槌本敬大, 齋藤宏昭, 松岡大介, 上坂晃一: “木造 6 階建て建築物の外壁通気層内部の環境計測に関する基礎的研究”, 日本建築学会大会学術講演梗概集, D-1, 1229-1230, 2022.
- 11) 長村貞治, 齋藤宏昭, 中島正夫: “雨掛かりを考慮した外壁通気構法の水分挙動に関する研究 (その 1): 通気層への雨水浸入および外装材吸水が壁内湿度に及ぼす影響”, 日本建築学会環境系論文集, 85 (767), 19-28, 2020.
- 12) (株)アルセッド建築研究所: “5. 通気構造外壁の変形追従性能検証実験”, 令和 3 年度建築基準整備促進事業 M6 「中高層木造建築物の 中高層木造建築物の外被性能の検証」 調査報告書, pp. 123-197, 2022.
- 13) (株)アルセッド建築研究所: “4. 通気層への炎侵入防止性能検証実験”, 令和 3 年度建築基準整備促進事業 M6 「中高層木造建築物の 中高層木造建築物の外被性能の検証」 調査報告書, pp. 77-122, 2022.
- 14) 山崎義弘, 志水真央, 槌本敬大, 秋山信彦, 坂田弘安: “垂れ壁・直交壁などの付帯部材が CLT 耐力壁の力学的挙動におよぼす影響”, 68B, 9-20, 2022.