

脚部を引きボルトおよびビス留め金物で緊結した CLT 耐力壁の地震時挙動*1

張 雲翔*2, 小林研治*3, 安村 基*3

Seismic Behavior of CLT Shear Walls Connected with Tensile Bolted Joints and Screwed Steel Joints *1

Yunxiang ZHANG*2, Kenji KOBAYASHI*3 and Motoi YASUMURA *3

In order to provide the mechanical properties and seismic performance of CLT shear walls to which tensile bolted joints and screwed steel joints were applied for vertical restraint, cyclic lateral loading tests and pseudo-dynamic tests were conducted on 3-ply sugi CLT shear walls. Moreover, the analytical model was validated by comparing the time-history earthquake response analysis and pseudo-dynamic test results for these types of shear walls. The relation between the magnitude of input ground motion and the horizontal displacement response was investigated by conducting time-history earthquake response analysis on several earthquake records and artificial waves with variable magnitude of input ground motion. Also, the possibility of replacing the tensile bolted joints by screwed steel joints was discussed. The yield strength and the maximum strength of shear walls with screwed joints were 20% higher than those with tensile bolts in the cyclic lateral loading tests. With the same seismic wave input in the pseudo-dynamic tests, the maximum response displacements of screwed joint specimens were smaller than those of tensile bolt specimens. Furthermore, the response displacement of earthquake response analysis showed good agreement with pseudo-dynamic test results. It is suggested that CLT shear walls with screwed steel joints give enough performance compared to shear walls with tensile bolt joints.

Keywords : CLT shear wall, tensile bolt joints, screwed steel joints, pseudo-dynamic tests, earthquake response analysis.

CLT パネル脚部の接合部の仕様を引きボルトとしたもの、およびビス留め金物のみとしたものについて、小幅 CLT 耐力壁の静的水平加力実験および仮動的水平加力実験を行い、これらの接合部の違いが CLT 耐力壁の力学特性および地震時挙動に及ぼす影響について調べることにより、ビス留め金物接合の変形性能を考慮した合理的な耐力壁の可能性について検討した。また、時刻歴地震応答解析の結果を実験結果と比較することにより、解析モデルの妥当性を調べ、これを用いて各耐力壁における地震入力と応答変位の関係を調べた。ビス留め金物を用いることにより、静的水平加力実験において降伏耐力、最大耐力が20%高くなり、仮動的水平加力実験では同一の地震波に対して最大応答変位が小さくなる傾向が見られた。さらに時刻歴地震応答解析結果からも同様な傾向が確認できており、ビス留め金物接合のみによる耐力壁の有効性が示唆された。

*1 Received June 21, 2018; accepted September 28, 2018. 本研究の一部は、2017年度日本建築学会大会（中国）（2017年9月、広島）において発表した。

*2 岐阜大学連合農学研究科 The United Graduate School of Agricultural Science, Gifu University (assigned Shizuoka University), Shizuoka 422-8529, Japan

*3 静岡大学大学院農学領域 College of Agriculture, Academic Institute, Shizuoka University, Shizuoka 422-8529, Japan

Corresponding author: K. Kobayashi (kobayashi.kenji.b@shizuoka.ac.jp)

1. 緒 言

Cross Laminated Timber (以下 CLT とする) は挽き板を直交方向に積層接着した木質材料であり、1990年代から CLT パネルを用いた中高層建築物の建設が欧州を中心に進められてきた¹⁾。日本では、2013年に直交集成板の日本農林規格(農林水産省告示第3079号, 以下 JAS とする)が制定され²⁾、2016年に CLT パネル工法による構造方法・構造計算に関する技術基準が公布された(平成28年国土交通省告示第611, 612号, 以下告示とする)³⁾。この告示第611号の第十(以下ルート1とする)第2第七号イ(1)または(2)では、CLT 耐力壁脚部接合部について引きボルトやアンカーボルトによって変形性能を確保する仕様を想定して定められている。CLT との金物接合に要求される性能は終局引張耐力であり、接合部の種類や形状については指定されていないものの、ルート1において金物接合に変形性能を期待する仕様は定められていない。告示第611号の第九第二号および告示第611号の第八第二号では接合部の応力割増係数および各階の構造特性係数 D_s が規定されているが、壁パネル-基礎接合部の終局変形量が40 mm に満たない場合(告示第611号の第八第二号ニを満足しない場合)には、特別な調査または研究に該当する場合を除いて接合部の変形性能を考慮しない値を用いることとなる。

海外では CLT 耐力壁脚部の接合方法として、金物とビスやくぎなどを用いた CLT 耐力壁における一方向や正負繰り返し加力実験の研究が多く見られる。例えば、Popovski ら⁴⁾ は、4種類の金物、9種類の接合具と3層3プライ CLT 耐力壁を組み合わせ、約30体の CLT 耐力壁について一方向および正負繰り返し加力実験を実施した。それぞれの CLT 耐力壁の特性値を求め、耐力壁脚部の仕様が異なる CLT 耐力壁のせん断性能を実験的に明らかにした。また、Popovski ら⁵⁾ は、その結果に基づいて CLT 耐力壁の耐震性能について検討し、斜め打ちビスの CLT 耐力壁では脆性的引き抜き破壊が見られ、ビスとホールダウン金物を用いた CLT 耐力壁のほうが耐震性能が増加する傾向を報告した。Schneider ら⁶⁾ は、2種類の金物と5種類の接合具を用いた3層3プライ CLT 接合部および CLT 耐力壁について一方向および正負繰り返し加力実験を実施した。接合部の試験結果と CLT 耐力壁の試験結果を比較し、吸収エネルギーベースの損傷係数の値がある程度推定できることが報告した。Shen ら⁷⁾ は、3種類の接合具と1種類の金物を用いた3層3

プライ CLT 接合部および CLT 耐力壁について一方向および正負繰り返し加力実験を実施し、Saws モデルおよび Pinching 4 モデルを用いて、数値解析を行った。接合部および CLT 耐力壁の試験結果と解析結果を比較し、Pinching 4 モデルのほうがよく一致する結果となることを報告した。

日本では、海外の耐力壁と同様に金物と接合具を用いた CLT 耐力壁の一方向および正負繰り返し加力実験の研究がある。岡部ら⁸⁾ は CLT 耐力壁の面内せん断性能に及ぼす鉛直荷重の影響を調べており、ビスとホールダウン金物を用いた CLT 耐力壁の正負繰り返し加力実験において、CLT 耐力壁の鉛直荷重が高いものほど耐力が増加する傾向があることを報告した。Yasumura ら⁹⁾ はビスの本数が CLT 耐力壁の破壊モード、面内せん断耐力および靱性に及ぼす影響を調べ、CLT 耐力壁脚部の接合部および CLT パネル間の接合部のビス本数を変化させた CLT 耐力壁について正負繰り返し試験を行い、各接合部の耐力について設計を施すことで破壊モードを決定可能であり、建物全体としての構造特性の設計も可能であることを報告した。ビス接合金物を用いた CLT 耐力壁の検証だけではなく、LSB(ラグスクリューボルト)接合¹⁰⁾、引きボルト接合等を用いた CLT 耐力壁の研究もある。志村ら¹¹⁾ は M24引きボルト、L型金物およびコの字金物を用いた CLT 耐力壁の脚部および頭部の水平加力実験を実施し、CLT 架構の耐力性能、破壊形状及び腰壁の有無による耐力増加の大きさを確認した。大島ら¹²⁾ は M24引きボルトを用いた CLT 耐力壁脚部(床あり、床なし)の水平加力実験を行い、面内せん断性能や力の釣り合いで 1P パネルの耐力をほぼ追跡できることを報告した。弥浦ら¹³⁾ は 1m 小幅 CLT パネルを用いて、上下間の接合、耐力壁とまぐさなどを M24引きボルトにより接合した 1P 耐力壁と 4P 構面について正負繰り返し加力実験を実施した。1P 耐力壁の結果として M24引きボルトを用いた耐力壁では、70 kN を超える最大せん断耐力を示したが、脆性的な破壊性状が見られた。また、4P 構面の実験結果として垂れ壁、腰壁の影響で、1P 耐力壁に比べ、無開口壁の単位長さあたりの耐力の上昇が確認できることを報告した。

このように、CLT 耐力壁の静的加力実験は多く行われており、データの蓄積も進んできている状況にある。しかし、これらの様々な脚部接合部を有する耐力壁が各種地震波に対してどのような挙動を示すかについては十分に把握されているとはいえない。一部の仕様については CLT 構造物の耐震性能

に関する振動台実験の研究成果^{14, 15)}があるが、実際の CLT 建築物を建てて振動させるために試験装置・計測機器等を含めて非常に費用と労力を必要とする。一方、佐藤ら¹⁶⁾は各種地震波に対する CLT パネル耐力壁の仮動的水平加力実験を行い、破壊モードの違いが耐力壁の地震時特性にどのような影響を及ぼすか調べており、CLT 耐力壁の地震時挙動を把握するために仮動的加力試験が有効であると示唆された。

そこで本研究では、脚部接合部の仕様をルート 1 に適合する ABR490 (JIS B 1220¹⁷⁾) M16 引きボルトとしたもの (以下引きボルト型とする)、および ABR ボルトを用いずビス留め金物接合部で先行降伏させるもの (以下ビス留め型とする) について、小幅 CLT 耐力壁の静的水平加力実験および仮動的水平加力実験を行い、これらの接合部の違いが CLT 耐力壁の力学的特性および地震時挙動に及ぼす影響について調べることにより、ABR ボルトを用いないビス留め金物接合による合理的な耐力壁の可能性について検討した。

2. CLT 耐力壁における静的水平加力実験

2.1 アンカーボルト引張試験とビス留め接合部の引張試験

告示第611号ルート 1 の構造設計に対して CLT 耐力壁の脚部に用いる引きボルトとして、ABR490 (JIS B 1220) M16 アンカーボルトの有効長さ (定着下端からナット下端までの距離) 40 cm 以上を確保して、壁パネルとの接合部 (座金部) の終局引張耐力を 86 kN 以上とすることが記載されている。CLT 耐力壁の試験に用いるボルトの実際の強度を検証するために、ABR490-M16 アンカーボルトの一方方向引張試験を行った。また、本研究では接合部の

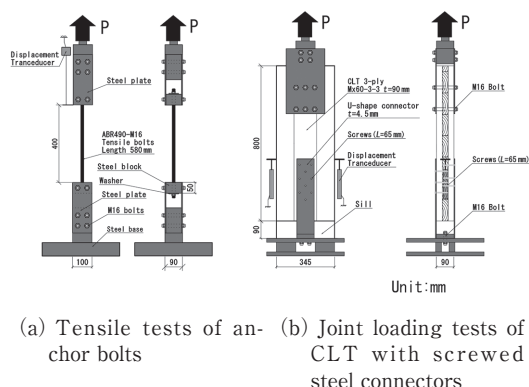
変形性能の違いに着目するため、引きボルト仕様の接合部と同様な終局引張耐力を有するビス留め金物型の接合部仕様を設定することとした。そこで、ビス留め金物に使用するビスの本数を ABR490-M16 アンカーボルトの終局引張耐力に合わせるために、ビスと金物を用いた CLT 接合部の一方方向引張試験を行った。

2.1.1 試験方法

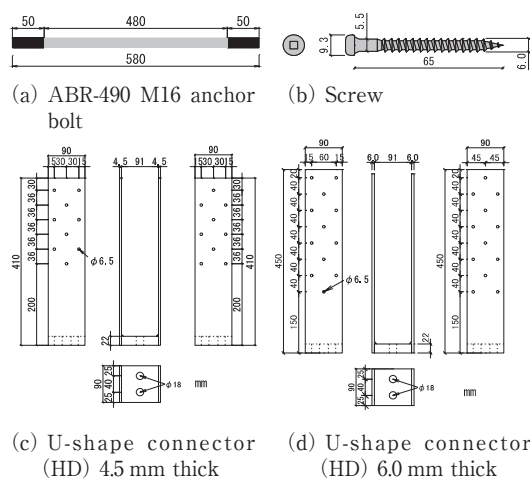
2 種類の試験体の概要を Fig. 1 に、使用する ABR490-M16 アンカーボルト (長さ 580 mm ねじ部長さ 50 mm)、ビス (長さ 65 mm ねじ径 6.0 mm) および脚部接合金物 (以下 U 字型金物とする) を Fig. 2 に示す。

試験は室温 20℃、相対湿度 65% の恒温恒湿室中で、AG-1 オートグラフ (島津製作所製、容量 ± 250 kN) を用いて行った。ABR490-M16 アンカーボルト引張試験では、アンカーボルトの両端を鋼製ブロックに通し、ナットで締めた。鋼製ブロックは治具を介してクロスヘッドおよび試験機下部に緊結した。試験は一方方向加力試験とし、アンカーボルト 30 本を破壊するまで加力した。荷重はロードセル (容量 250 kN) を用いて測定し、変位計を用いて上部治具の絶対変位を計測し、アンカーボルトの変形とみなした (ABR490-M16 アンカーボルトの伸びだけでなく、治具の変形や初期すべりを含んだものであるが、降伏以降の挙動に対しては影響が少ないものと判断した)。

ビス留め接合部では、主材に幅 345 mm、長さ 800 mm、厚さ 90 mm のスギ CLT (JAS Mx60-3-3、平均含水率 10.4%、平均密度 410 kg/m³) を用いた。



(a) Tensile tests of anchor bolts (b) Joint loading tests of CLT with screwed steel connectors



(a) U-shape connector (HD) 4.5 mm thick (b) U-shape connector (HD) 6.0 mm thick

Fig. 2. Bolts, screws and U-shape connectors used for the test.

Fig. 1. Setup of tensile tests and joint loading tests.

試験体の上部は M16ボルト (SCM435 強度区分10.9相当) 6本を用い, 鋼板を介してクロスヘッドに緊結した。U字型金物 (鋼板厚さ4.5 mm) の下部を M16ボルト (SCM435 強度区分10.9相当) 2本により試験機に留めつけた。荷重はクロスヘッドに取り付けたロードセル (容量250 kN) で測定し, CLT主材の両側に設置した変位計 (SDP-100C, 容量100 mm, 東京測器研究所製) を用いて主材の絶対変位を測定した。絶対変位は左右の変位計測定値の平均値をとった。既往の研究¹⁸⁾より, ビス1本あたりの終局耐力は6.9 kN (下限値5.3 kN) と推定されることから, ビス16本 (推定下限値84.8 kN) を用いた試験体6体について一方向引張試験を行い, 加力速度は2 mm/min とし, 荷重が最大耐力の80%以下に低下するまで測定を行った。

2.1.2 接合部試験結果

ABR490-M16アンカーボルトの一方向引張試験とビス留め接合部試験における荷重-変位関係を Fig. 3に示す。ABR490-M16アンカーボルト1本あたりの降伏耐力は57 kN (下限値53 kN), 最大耐力は97 kN (下限値95 kN), 終局引張耐力は89 kN (下限値87 kN) となった。また, ビス16本の降伏耐力は53 kN (下限値44 kN), 最大耐力は108 kN (下限値94 kN), 終局耐力は101 kN (下限値88 kN) とな

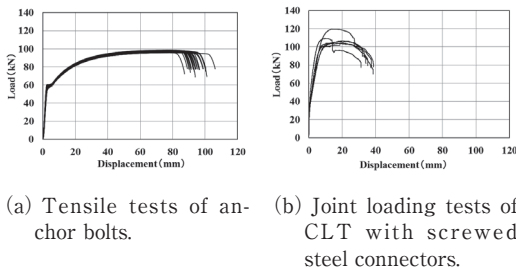


Fig. 3. Load-displacement relationships of tensile tests and joint loading tests.

Table 1. List of CLT shear wall test specimens.

Specimen	Fasteners	Vertical load (kN)	Loading Schedule*1	Number of specimen
TB-5M	Tensile bolts (TB)	5	mono	1
TB-5C			ISO	2
TB-15M			mono	1
TB-15C			ISO	2
V16-15M	U-shape connectors ($t=4.5\text{mm}$) with 16 screws (V16)	15	mono	1
V16-15C			ISO	2
V24-15M	U-shape connectors ($t=6.0\text{mm}$) with 24 screws (V24)	15	mono	1
V24-15C			ISO	2

*1 mono: monotonic loading, ISO: Loading schedule according to ISO21581.

った。アンカーボルト, ビス留め接合部ともに終局耐力の下限値がほぼ同程度の結果となったことから, 本研究における CLT 耐力壁脚部の接合部として ABR-M16アンカーボルトを用いた引きボルト接合およびビス16本を用いたビス留め接合の組み合わせが妥当であると判断した。

2.2 静的水平加力実験

2.2.1 CLT 耐力壁試験体

CLT パネル耐力壁試験体2種の概要を Fig. 4に示す。図の左側が引きボルト型, 右側がビス留め型試験体を示す。耐力壁に用いる CLT は幅1000 mm, 高さ3000 mm, 厚さ90 mm の3層3プライのスギ CLT パネル (JAS Mx60-3-3 A 種構成, 平均含水率10.4%, 平均密度410 kg/m³) とした。土台には90×90 mm の断面のベイツガ (平均含水率10.5%, 平均密度430 kg/m³) を用い, 加力桁には90×150 mm の断面のベイツガ (平均含水率10.8%, 平均密度470 kg/m³) を用いた。

加力桁と CLT パネルは直径12 mm, 長さ200 mm の長尺スクリュー (HBS D12-L200) 9本を用いて緊結した。また, 加力桁と CLT パネル間の変形を防止するために加力桁と CLT パネル間に厚さ4.5 mm (270 mm × 150 mm) の鋼板を片面から長さ65 mm, 直径6.0 mm のビス10本で緊結した。試

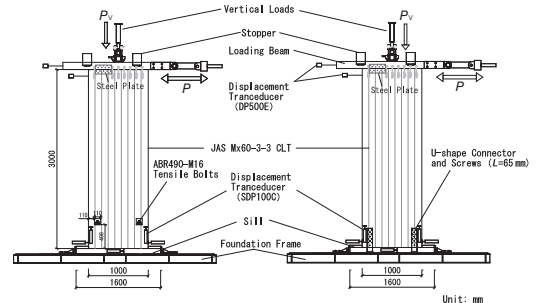
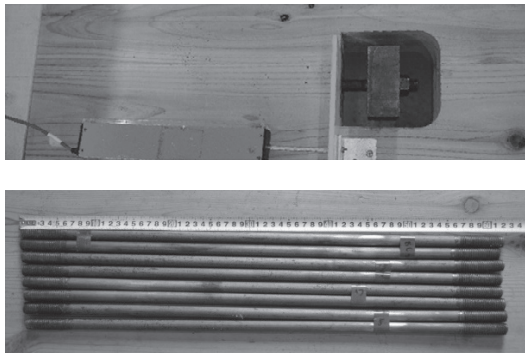


Fig. 4. Test setup of CLT shear walls.

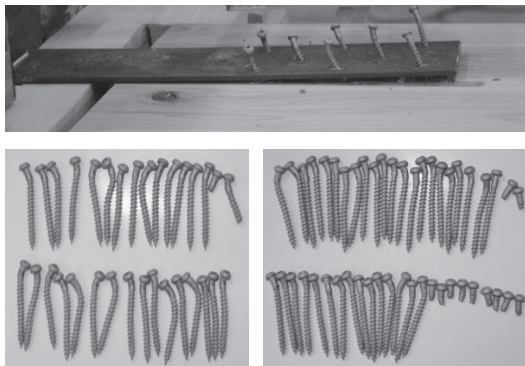
験体一覧を Table 1 に示す。既往の研究¹⁹⁾ にもとづき、引きボルト型試験体（以下 TB とする）では脚部の開口部を端距離400 mm、縁距離100 mm とし、厚さ35 mm (90 mm × 90 mm) の座金および ABR490-M16 アンカーボルトを用いて土台を通して鉄骨基礎と接合した。ビス留め型試験体は、CLT パネル脚部を U 字型金物（厚さ4.5 mm）とビス（長さ65 mm）16本で緊結したもの（以下 V16 とする）および U 字型金物（厚さ6.0 mm）とビス（長さ65 mm）24本を用いたもの（以下 V24 とする）の2種類とし、それぞれ U 字型金物下部を M16 ボルト（SCM435 強度区分10.9相当）2本により鉄骨基礎に緊結した。

2.2.2 静的水平加力実験方法

試験方法を Fig. 4 に示す。試験体の桁端部に緊



(a) Failure mode of tensile bolts



(b) Failure mode of screws

Fig. 5. Failure mode of tensile bolts and screws.

Note: (a) No damage was observed around the opening. Tensile bolts were drawn about 40 mm. (b) Screws were withdrawn from the CLT panel and no damage was observed at the 4.5 mm thick U-shape connector. The screws showed bending deformation and failure at the shear plane or the plastic hinge.

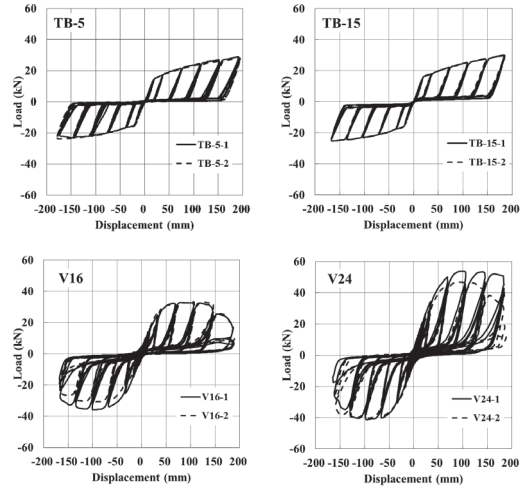


Fig. 6. Load-displacement relationship of cyclic lateral loading tests.

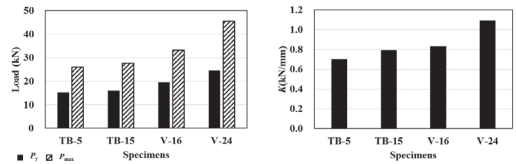


Fig. 7. Comparison of yield load, maximum load and stiffness obtained from cyclic lateral loading tests.

結したアクチュエータ（島津製作所製、容量 ± 100 kN ストローク ± 200 mm）を用いて一方向（各1体）および正負繰り返し試験（各2体）を行った。パネル中央上部に1本のジャッキにより一定の鉛直荷重5 kN および15 kN を加えた上で（鉛直荷重5 kN は引きボルト型のみ）、ISO 21581²⁰⁾ に準じた正負繰り返し水平力を加えた。なお、15 kN の鉛直荷重は3章で後述する設定質量 m の30%に相当し、直交壁の鉛直力負担を考慮して定めたものである。正負繰り返し加力履歴は、一方向加力実験より求めた終局変位（試験装置のストロークの都合により加力を中止した）に基づき、すべての試験体において加力履歴算定用の $D_u = 180$ mm とし、 D_u の1.25, 2.5, 5, 7.5% で1サイクル、10, 20, 40, 60, 80, 100% でそれぞれ3サイクルずつ正負繰り返し水平力を加えた。

荷重はアクチュエータの先端に取り付けたロードセルにより計測し、試験体の変形（桁およびパネル頂部の水平変位、脚部の水平・鉛直変位、土台の水平変位、耐力壁の水平変位）は変位計（SDP100C、

容量100 mm, 東京測器研究所製) および巻き取り式変位計 (DP500E, 容量500 mm, 東京測器研究所製) を用いて測定した。試験中の試験体のねじれを防ぐために, 振れ止めを2か所加力桁に取り付けた。荷重および変位はアクチュエータの引き方向を正, 押し方向を負とした。

2.2.3 静的水平加力実験結果と考察

引きボルト型とビス留め型試験体の破壊性状を Fig. 5 に示す。いずれの試験体においても引張り側の脚部が浮き上がり, 変形は脚部の接合部で生じた。引きボルト型の場合, CLT パネルに加工した接合部開口周囲の破壊は見られず, 終局時に引きボルトにおいて40 mm 程度の伸びが確認された。ビス留め型の場合, ビスの引き抜き, 曲げおよび破断によ

る破壊が見られた。ビス16本を使用した試験体では, ビスの破断率は6%であったのに対して, ビス24本を使用した試験体ではビスの破断率は25%となった。ビス16本の試験体では厚さ4.5 mm の U 字型金物を用いたのに対して, ビス24本の試験体では厚さ6.0 mm の U 字型金物を用いたため, ビス頭部の回転が拘束され, さらにねじ部の曲げ変形が大きくなったためと考えられる。

一方向と正負繰り返し試験における荷重と CLT パネル頂部変位の関係を Fig. 6 に, 試験から完全弾塑性モデル²¹⁾ により求めた特性値を Table 2 に, 特性値の比較を Fig. 7 に示す。引きボルト型について鉛直荷重 5 kN (TB-5) と 15 kN (TB-15) を載荷した場合を比較すると, 降伏耐力 (P_y), 終局耐力 (P_u),

Table 2. Test results of monotonic and cyclic loading tests of CLT shear walls.

Specimen *1	Direction	P_y	D_y	P_{max}	D_{max}	P_u	D_u^{*2}	K	μ^{*2}	$\frac{1}{\sqrt{2\mu-1}}^{*2}$
		kN	mm	kN	mm	kN	mm	kN/mm		
TB-5M	+	14.18	22.2	25.21	171.9	20.92	>171.9	0.64	>5.24	<0.32
	+	15.41	23.2	28.75	188.2	24.02	>188.2	0.66	>5.29	<0.31
TB-5C-1	-	15.03	23.6	23.13	150.7	20.82	>150.7	0.69	>5.30	<0.29
	ave.	15.22	23.4	25.94	169.4	22.42	>169.4	0.68	>5.29	<0.30
TB-5C-2	+	15.16	22.0	27.99	190.9	23.40	>190.9	0.70	>5.73	<0.29
	-	15.47	20.8	23.88	177.1	21.12	>177.1	0.75	>6.31	<0.28
	ave.	15.31	21.4	25.94	184.0	22.26	>184.0	0.73	>6.02	<0.28
TB-15M	+	16.91	22.9	27.78	169.8	23.21	>169.8	0.74	>5.42	<0.32
	+	16.19	19.8	30.11	184.6	24.43	>184.6	0.82	>6.19	<0.28
TB-15C-1	-	15.98	20.0	25.28	166.1	22.11	>166.1	0.80	>6.03	<0.27
	ave.	16.09	19.9	27.69	175.4	23.27	>175.4	0.81	>6.11	<0.28
TB-15C-2	+	15.96	20.8	29.70	183.9	24.43	>183.9	0.77	>5.78	<0.28
	-	15.99	20.5	25.38	166.5	22.27	>166.5	0.78	>5.86	<0.28
	ave.	15.97	20.6	27.54	175.2	23.35	>175.2	0.77	>5.82	<0.28
V16-15M	+	24.14	37.7	33.64	102.8	32.63	174.0	0.64	3.42	0.39
	+	17.98	20.7	32.79	80.4	31.64	145.3	0.87	3.98	0.37
V16-15C-1	-	22.70	27.9	35.87	95.1	33.65	165.6	0.81	4.01	0.38
	ave.	20.34	24.3	34.33	87.7	32.65	155.5	0.84	4.00	0.37
V16-15C-2	+	19.28	20.1	33.14	124.2	31.93	146.6	0.96	4.42	0.39
	-	17.96	27.8	30.79	83.8	29.12	166.9	0.68	3.70	0.38
	ave.	18.62	23.9	31.97	104.0	30.53	156.8	0.82	4.06	0.39
V24-15M	+	25.49	28.6	43.49	123.5	41.24	179.2	0.89	3.87	0.39
	+	28.69	26.8	53.71	100.3	51.31	183.9	1.11	3.84	0.38
V24-15C-1	-	23.08	22.1	41.27	95.0	38.76	149.0	1.07	4.01	0.39
	ave.	25.88	24.5	47.49	97.7	45.03	166.4	1.09	3.92	0.39
V24-15C-2	+	23.87	24.8	46.81	93.9	44.95	159.8	1.02	2.98	0.46
	-	22.40	20.0	40.44	96.4	38.49	158.7	1.16	4.62	0.34
	ave.	23.14	22.4	43.63	95.2	41.72	159.3	1.09	3.80	0.40

*1 Refer to Table1.

*2 Tensile bolts were not broken.

P_y is the yield load, D_y is the yield displacement, P_{max} is the maximum load, D_{max} is the displacement at maximum load, P_u is ultimate load, D_u is the ultimate displacement, K is stiffness, μ is the ductility factor.

最大耐力 (P_{max}) に大きな違いは見られなかったが、初期剛性 (K) は鉛直荷重15 kNの方が5 kNの場合と比べて10%程度大きくなった。鉛直荷重15 kNの場合、引きボルト型 (TB-15) とビス留め型 (V16-15) を比較すると、初期剛性 (K) には大きな差が見られなかったが、ビス留め型の降伏耐力 (P_y)、最大耐力 (P_{max}) は引きボルト型と比べてともに20%程度高い値を示した。接合部の終局耐力の下限値を同程度としたためにビス留め型の耐力が大きくなった可能性が考えられるが、この差は接合部試験における ABR ボルトとビス接合部の終局耐力の平均値の比 ($101 \text{ kN}/89 \text{ kN} = 1.13$) を上回っている。本試験では、ビス留め型が変位100 mm 程度の変形で荷重が低下し始めたのに対し、引きボルト型では加力終了まで荷重は低下せず上昇を続けた (試験装置のストロークの都合により変位180 mm 付近で加力を中止した)。従って、引きボルト型の最大耐力は今回の静的水平加力実験で得られた値よりも高くなる見込みがある。ABR ボルトの引張試験において、変位40 mm 時の荷重は93 kN 程度であり、最大荷重に対して4%程度小さい。このことが、本試験における耐力の差異に寄与していると思われる。終局耐力 (P_u) は引きボルト型に比べてビス留め型が30%以上高い値を示したが、これは上記の理由に加え、引きボルト型では荷重上昇の途中で試験を中止したために最大荷重に対する終局耐力の比が小さく算出されたことが影響したものと考えられる。ビス留め型におけるビス16本 (V16) とビス24本 (V24) の場合を比較すると、ビス24本のほうが、ビス16本と比べて降伏耐力 (P_y)、終局耐力 (P_u)、最大耐力 (P_{max}) とともに約30~40%高い値を示した。ただし、V24試験体では2体の強度性能にばらつきがみられた。CLT パネルのばらつきやビ

スの破断の影響が考えられるが、現時点では不明である。これらのばらつきは耐力壁の評価に影響するため、さらなる検討が必要である。構造特性係数 (D_s) に相当する指標として $1/\sqrt{2\mu-1}$ (μ : 塑性率) を比較すると、鉛直荷重の影響は少なく、引きボルト型に対してビス留め型のほうが40%高い値を示した。

また、各試験体のサイクルごとにより求めた等価粘性減衰定数 (h_{eq}) を Fig. 8 に示す。引きボルト型耐力壁では鉛直荷重にかかわらず、 h_{eq} は初期に6%程度の値を示し、その後1.5~2.0%の間に収束した。ビス留め型耐力壁の場合は、 h_{eq} は初期に10~13%の値を示し、最終的に5.5~4.0%程度まで低下した。

3. CLT パネル耐力壁における仮動的水平加力実験

3.1 仮動的水平加力実験

3.1.1 仮動的水平加力実験の試験体および実験方法

試験の仕様および試験体は静的水平加力実験と同様とし、引きボルト型およびビス16本のビス留め型耐力壁を対象とした。高さ3.0 m の CLT パネル耐力壁を1質点モデルに置き換え、Newmark β 法²²⁾を用いて、各1体について仮動的水平加力実験を行った。

質量 m の設定は地階を除く階数が2階以下の1階の耐力壁を想定して、告示第611号の第十における構造計算ルート1の仕様をもとに定めることとした。(1)式により求められる許容せん断耐力、および(2)式における建築物の重量と地上部分の地震力との関係から、すべての試験体において $m = 5.1$ (t) とした。減衰定数は、すべての試験体において2%と仮定した²³⁾。初期剛性はそれぞれの静的水平加力実験の結果から算出し、鉛直荷重は静的水平加力実験と同様に15 kN とした。

$$Q_1 = \frac{3}{H} (Q_0 + 1.5n) \quad (1)$$

$$Q_1 = C_1 \cdot W_1 \quad (2)$$

ここに、 Q_1 : 1階における地震層せん断耐力 (kN)、 H : 耐力壁の高さ (m) (ここでは3 m とする)、 Q_0 : 2階以下の場合15 (kN/m)、 n : 垂れ壁パネルおよび腰壁パネルを合計した数値 (ここでは0とする)、 C_1 : 1階における地震層せん断力係数 (ここでは0.3とする)、 W_1 : 1階の重量 (kN)。

仮動的水平加力実験に用いた地震波を Fig. 9 に示

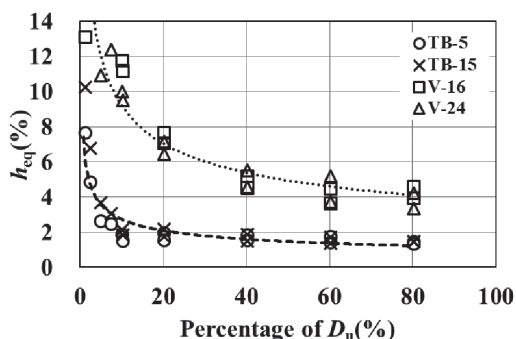


Fig. 8. Equivalent viscous damping factor obtained from cyclic lateral loading tests.

す。建築基準法に規定される限界耐力計算の応答スペクトルに適合させるように作成された人工地震波BSL波（最大加速度580 gal）、1940年El Centro NS波（最大加速度500 galに基準化）および1995年JMA KOBE NS波（最大加速度500 galに基準化）の3種類とした。

3.2 時刻歴地震応答解析

時刻歴地震応答解析に用いるヒステリシスモデル²⁴⁻²⁶⁾をFig. 10に示す。包絡線モデルにおいて最大荷重点までを(3)式で、最大荷重点以降は直線(4)式でモデル化し、パラメータ P_0 、 C_1 、 C_2 、 C_3 を算出した。ヒステリシスモデルにおいて繰り返しによる履歴は(5)～(7)式のように近似した。これらのパラメータを用いて仮動的水平加力

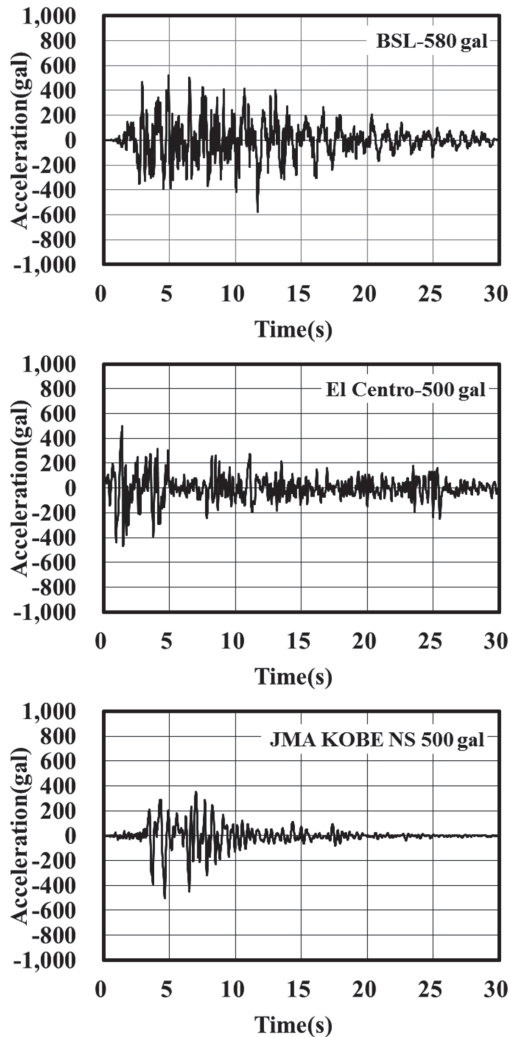


Fig. 9. Seismic waves for pseudo-dynamic tests.

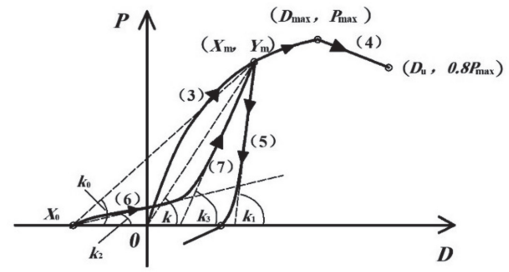


Fig. 10. Hysteresis models of CLT shear walls.

実験と同条件で時刻歴地震応答解析を行った。

$$P = (P_0 + C_2 x) \left(1 - e^{-\frac{C_1 x}{P_0}} \right) \quad (3)$$

$$P = P_{\max} - C_3 |x - D_{\max}| \quad (4)$$

$$k_1/k = C_4 X_m^{C_5} + 1 \quad (5)$$

$$k_2/k_0 = 1 - C_6 |X_m - X_0|^{C_7} \quad (6)$$

$$k_3/k = C_8 X_m^{C_9} + 1 \quad (7)$$

ここに、 P_{\max} ：静的加力実験の最大耐力 (kN)、 D_{\max} ：静的加力実験の最大変位 (m)、 k ：原点とピーク (X_m , Y_m) を結ぶ直線の傾き、 k_1 ：各サイクル時のピーク後における除荷時の傾き、 k_0 ：荷重変位曲線がX軸と交わる点 X_0 とピーク点を結ぶ直線の傾き、 k_2 ：再加力時の曲線における Soft spring の直線の傾き、 k_3 ：再加力時の曲線における Hard spring の直線の傾き。

Table 3. Hysteresis parameters of CLT shear wall systems.

Parameter	Specimen	
	TB	V16
P_{\max} (N)	27620	33150
D_{\max} (mm)	180	96
D_u (mm)	180	156
P_0 (N)	17980	30010
C_1 (N/mm)	1.482	1.011
C_2 (N/mm)	0.070	0.040
C_3 (N/mm)	0.001 ^{*1}	-0.110
C_4	0.061	0.199
C_5	0.844	0.707
C_6	0.315	0.166
C_7	0.198	0.304
C_8	0.043	0.061
C_9	0.878	0.758

^{*1} Tensile bolts were not broken (Assumed value).

静的水平加力実験の結果から求めた P_0 , $C_1 \sim C_9$ を Table 3 に示す。引きボルト型では負の勾配が見られなかったため、(4) 式の C_3 の値は実験結果から求められない。そこで解析の都合上、十分小さい値として $C_3 = 0.001$ を仮定した。

3.3 仮動的水平加力実験結果と考察

仮動的水平加力実験における荷重-変位関係および時刻歴応答解析結果の比較を Fig. 11 に示す。試験体が1体のみであることから、地震波によっては変形の大きい部分で不一致が見られるものもあるが、ビス留め接合型試験体および引きボルト接合型試験体ともに、解析結果は実験結果を概ねよく表しているように見える。BSL 波の入力ではビス留め

型試験体で、実験・解析ともに最大荷重以降に水平力の低下が見られたのに対して、引きボルト型試験体ではすべての入力波に対して、水平力は低下せず上昇を続ける傾向が見られた。なお、BSL 波に対する引きボルト型の解析結果のみ Table 3 で定めた D_{max} をわずかに上回ったが、パラメータ C_3 による影響は限定的と考えられる。

仮動的水平加力実験と時刻歴地震応答解析における応答変位を Fig. 12 に、最大応答変位の比較を Table 4 に示す。El Centro NS を除き、他の入力波では、最大応答変位の実験値と解析値は比較的良好一致が見られた。El Centro NS では、実験値が計算値と比べて33~46%大きくなった。

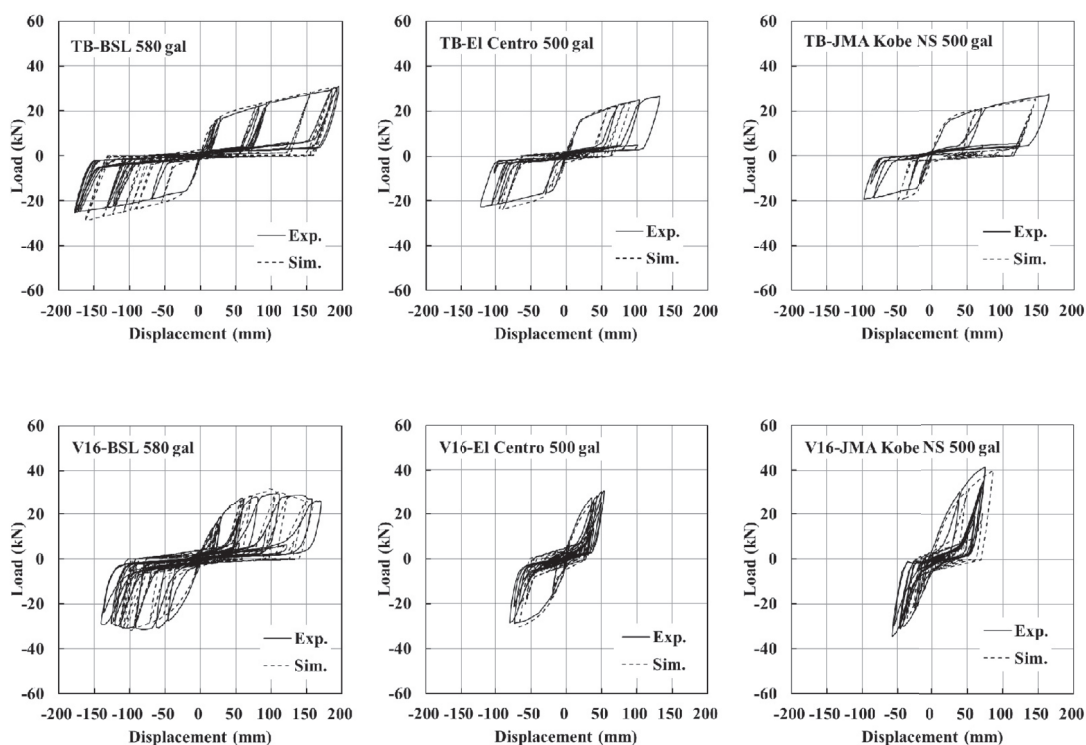


Fig. 11. Comparison of simulated load-displacement relationships with experimental results.

Table 4. Comparison of the simulated maximum displacement responses with experimental results.

Specimen type	Input seismic waves	Max. displacement response (mm)		Ratio
		Experimental	Simulation	
TB	BSL 580 gal	195.4	192.0	1.02
	El Centro 500 gal	132.1	90.7	1.46
	JMA KOBE NS 500 gal	165.0	146.4	1.13
V16	BSL 580 gal	170.5	160.2	1.06
	El Centro 500 gal	54.1	40.6	1.33
	JMA KOBE NS 500 gal	74.9	86.4	0.87

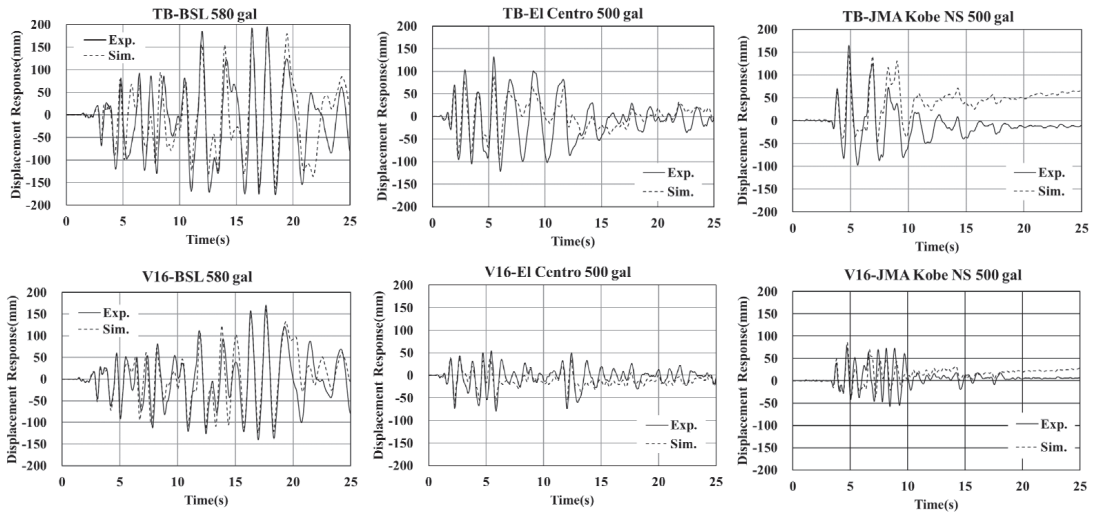


Fig. 12. Comparison of simulated displacement responses with experimental results.

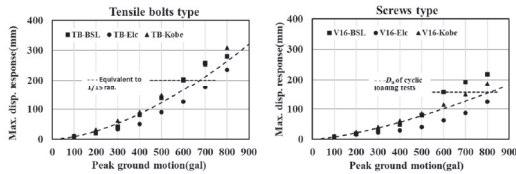


Fig. 13. Comparison of the simulated maximum displacement response with peak ground motion.

同一の解析モデルに対して最大加速度を変化させて時刻歴地震応答解析によるパラメータスタディを行い、引きボルト接合型およびビス留め接合型による影響について検討した。時刻歴地震応答解析における想定した地震波と最大応答変位の関係をFig. 13に示す。質量5.1 tとして設計した引きボルト接合型耐力壁とビス留め接合型耐力壁は、最大地動加速度が大きくなるほど、最大応答変位も大きくなる傾向が見られた。また、静的水平加力実験から求めた終局変位 (D_0) (引きボルト型では終局変位が確認できなかったため1/15 rad. 時の変位) に達する最大地動加速度は、引きボルト型では680 galとなるのに対し、ビス留め型ではほぼ800 galとなった。このことから、地動加速度が800 gal程度までであれば、ABR ボルトを用いずビス留め金物のみによる耐力壁においても、ABR ボルトを用いた耐力壁と同等以上の性能を有するものと考えられる。

時刻歴地震応答解析に用いた解析モデルは、CLT 耐力壁の地震時挙動(復元力特性)を比較的よく表しているが、脚部接合形式、地震波によっては誤差を生じる可能性があり、さらに精密なモデルの検討

が必要である。

4. 結 論

本研究では、CLT 壁パネル脚部に引きボルト接合(引きボルト型)およびビス留め金物(ビス留め型)を用いた耐力壁について、静的水平加力実験、仮動的水平加力実験および時刻歴地震応答解析を実施し、以下の知見を得た。

静的水平加力実験について

1. 引きボルト型試験体について鉛直荷重 5 kN と 15 kN の場合を比較すると、降伏耐力、最大耐力に大きな違いは見られなかったが、初期剛性は鉛直荷重 15 kN のほうが 5 kN の場合と比べて 10% 程度大きくなった。
2. 鉛直荷重 15 kN とした正負繰り返し水平加力実験では、引きボルト型とビス留め型耐力壁の初期剛性 (K) には大きな差は見られなかったが、ビス留め型の降伏耐力、変位 180 mm までの最大耐力は、引きボルト型と比べて、ともに 20% 程度高い値を示した。ただし、ビス留め型耐力壁が変位 100 mm 程度の変形で荷重が低下し始めたのに対し、引きボルト型では荷重が低下せず上昇を続けた。ビス留め型におけるビス 16 本とビス 24 本の場合を比較すると、ビス 24 本の方が、ビス 16 本と比べて降伏耐力、最大耐力ともに約 30~40% 高い値を示した。
3. 引きボルト接合型では鉛直荷重にかかわらず、等価粘性減衰定数は初期に 6% 程度の値を示し、その後 1.5~2.0% の間に収束した。ビス留

め型耐力壁の場合は、等価粘性減衰定数は初期に10~13%の値を示し、最終的に5.5~4.0%程度まで低下した。

仮動的水平加力実験および時刻歴地震応答解析について

4. 地震波によっては変形の大きい部分で不一致が見られるものもあるが、ビス留め接合型試験体および引きボルト接合型試験体ともに、解析結果は実験結果を概ねよく表した。El Centro NSを除き、他の入力波では、最大応答変位の実験値と解析値は比較的よい一致を示したが、El Centro NSでは、実験値が計算値と比べて33~46%大きくなった。
5. 質量を5.1 tとして最大加速度を変化させて時刻歴地震応答解析を行ったところ、引きボルト型耐力壁では最大地動加速度が680 gal時に最大応答変位が1/15 rad.に達し、ビス留め型耐力壁では800 galで静的加力時の終局変位 ($D_u = 155$ mm)に達した。同様な条件(地動加速度が800 gal程度まで)であればビス留め接合型のCLT耐力壁のほうが応答変位が小さく、ビス留め金物のみによる耐力壁の有効性が示唆された。
6. 時刻歴地震応答解析に用いた解析モデルは、CLT耐力壁の地震時挙動を比較的よく記述しているが、脚部接合形式、地震波によっては誤差を生じる可能性があり、さらに精密なモデルの検討が必要である。

文 献

- 1) 武川友子：欧州におけるCLTの普及と使用例。木材工業 68(11), 474-475 (2013)。
- 2) 直交集成板の日本農林規格：平成25年農林水産省告示第3029号。(2013)。
- 3) CLTパネル工法による構造方法・構造計算に関する技術基準：平成28年国土交通省告示第611, 612号。(2016)。
- 4) Popovski, M., Schneider, J., Schweinsteiger, M.: Lateral load resistance of cross-laminated wood panels. Proceedings of World Conference on Timber Engineering, Trentino, Italy, 2010, pp. 394-403.
- 5) Popovski, M., Karacabeyli, E.: Seismic behavior of cross-laminated timber structures. Proceedings of World Conference on Timber Engineering, Auckland, New Zealand, 2012, pp. 335-344.
- 6) Schneider, J., Stierner, S. F., Tesfamariam, S., Karacabeyli, E., Popovski, M.: Damage assessment of CLT connections subjected to simulated earthquake loads. Proceedings of World Conference on Timber Engineering, Auckland, New Zealand, 2012, pp. 398-406.
- 7) Shen, Y. L., Schneider, J., Tesfamariam, S., Stierner, S. F., Mua, Z. G.: Hysteresis behavior of bracket connection in cross-laminated-timber shear walls. *Construction and Building Materials*, 48(41), 980-991 (2013)
- 8) 岡部 実, 安村 基, 小林研治, 孕石 剛, 藤田和彦：CLT壁パネルの面内せん断試験における鉛直荷重の影響。日本建築学会(東海)学術講演梗概集, 構造III, 2012, pp. 339-340.
- 9) Yasumura, M., Kobayashi, K., Minoru Okabe M.: Failure analysis of CLT shear walls with opening subjected to horizontal and vertical loads. Proceedings of World Conference on Timber Engineering, Vienna, Austria, 2016, MS4-01D: 1.
- 10) 森本知宏, 岡本滋史, 秋山信彦, 森 拓郎, 五十田博, 村上雅英：LSB接合を用いたCLTによる耐力壁の開発研究 その1 実大実験。日本建築学会(関東)学術講演梗概集, 構造III, 2015, pp. 143-144.
- 11) 志村 智, 津田千尋, 畠山太志, 菅沼田直人, 鈴木 圭, 岡部 実, 中川貴文, 荒木康弘, 槌本敬大：クロス・ラミネイティド・ティンバーによる構造の耐震性能に関する研究 その4 構面実験。日本建築学会(東海)学術講演梗概集, 構造III, 2012, pp. 311-312.
- 12) 大島弘也, 和田真美, 北守顕久, 五十田博：CLTによる構造の設計法検討のための実大震動台実験 その4 1Pパネルの水平力に対する抵抗性能に関する実験。日本建築学会(関東)学術講演梗概集, 構造III, 2015, pp. 357-358.
- 13) 弥浦壮太, 五十田博, 槌本敬大, 中川貴文, 北守顕久, 鈴木 圭, 津田千尋：小幅パネルを引きボルト接合したCLT壁の水平力に対する挙動。日本建築学会構造系論文集, 81, 585-593 (2016)。
- 14) Ceccotti, A., Sandhaas, C., Okabe, M., Yasumura, M., Minowa, C., Kawai N.: SOFIE project - 3D shaking table test on a seven-story full-scale cross-laminated timber building, *Earthquake Engng Struct. Dyn.*, 42 (13), 2003-2021, (2013)。

- 15) Isoda, H., Kawai, N., Miyake, T., Yasumura, M., Koshihara, M., Tsuchimoto, T., Araki, Y., Nakagawa T.: Shaking Table Tests for Verification of Seismic Design of CLT Panel Buildings. Proceedings of the International Network on Timber Engineering Research, Kyoto, Japan, 2017, pp. 331-342.
- 16) 佐藤 駿, 安村 基, 小林研治, 伊藤宜正: 地域産材による直交集成板 (CLT) の建築構造への適用 その6 CLT 耐力壁の仮動的水平加力試験. 日本建築学会 (近畿) 学術講演梗概集, 構造III, 2014, pp. 213-214.
- 17) JIS B1220: 構造用転造両ねじアンカーボルトセット. 日本規格協会 (2010).
- 18) Yasumura, M.: Determination of failure mechanism of CLT shear walls subjected to seismic action. Proceedings of CIB-W18/45-15-3, Växjö, Sweden, 2012, pp. 321-331.
- 19) 張 雲翔, 小林研治, 安村 基, ダベンス・リュク: 引きボルトを用いたCLT 接合部の強度性能. 木材工業 73(5), 180-186 (2018).
- 20) ISO 21581: Timber structures-Static and cyclic lateral load test methods for shear walls. International Organization for Standardization, (2010).
- 21) JIS A1414-2: 建築用パネルの性能試験方法 第2部 力学特性に関する試験. 日本規格協会 (2010).
- 22) Newmark, N. M.: A method of computation for structural dynamics. *J. Eng. Mech.*, ASCE, 85(EM3) 67-94 (1959).
- 23) Yasumura, M., Kobayashi, K., Okabe, M.: Seismic performance of CLT low-rise structures with small and large wall elements with opening. Proceedings of International Network on Timber Engineering Research meeting, Graz, Austria, 2016, pp. 219-229.
- 24) 鈴木舞子, 安村 基: 枠組壁工法耐力壁の仮動的実験と時刻歴地震応答解析. 日本建築学会 (東北) 学術講演梗概集, 構造III, 2000, pp. 85-86.
- 25) Yasumura, M., Yasui, S.: Pseudodynamic tests and earthquake response analysis of timber structures I: plywood-sheathed conventional wooden walls with opening. *J. Wood Sci.* 52(1), 63-68 (2006).
- 26) 鎌田貴久, 安村 基: 在来軸組構法立体模型の仮動的水平加力実験と地震応答解析. 木材学会誌 58(2), 74-83 (2012).