CLT の継ぎ目をせん断キーで補強した水平構面の面内せん断性能に関する研究

STUDY ON SHEAR PERFORMANCE OF HORIZONTAL DIAPHRAGM REINFORCED WITH SHEAR KEYS ALONG CLT JOINTS

岡本滋史 — * 1 安曇良治 — * 2
車田慎介 — * 3 河村 進 — * 4
村上雅英 — * 5

Shigefumi OKAMOTO — * 1 Yoshiharu AZUMI — * 2
Shinsuke KURUMADA — * 3 Susumu KAWAMURA — * 4
Masahide MURAKAMI — * 5

キーワード：
直交集成板, 水平構面, せん断キー

Keywords:
Cross laminated timber, Horizontal diaphragm, Shear key

The purpose of this research is to clarify the influence of difference in size of horizontal diaphragm on shear performance. The subject of research is horizontal diaphragm reinforced with shear key along CLT joints. At first, we confirmed the influence of difference in size of horizontal diaphragm on shear performance by experiment. Next, we confirmed it by numerical analysis of many patterns. As a result, the influence of difference in size of horizontal diaphragm on shear performance was shown.

1. はじめに

ひき板を直交方向に積層接着したクロス・ラミネーティッド・ティンバー（以下、CLT という）は、2013 年 12 月に「直交集成板の日本農林規格」が制定され、2016 年 4 月に CLT 関連の建築基準法告示が施行された。また、2010 年に「公共建築物等における木材の利用の促進に関する法律」が施行されたことにより、中規模及び大規模木造建築物の建設の増加が期待されており、CLT はこれを可能にする構造方法の一つとして注目されている。

CLT の構造に関する研究は、材料強度¹⁾に関するものや平成 28 年国交省告示 611 号、612 号に定められている CLT パネル工法に用いる耐力壁²⁾や接合部³⁾に関するものが多くみられる。CLT は、CLT パネル工法以外にも面材料として在来軸組工法の耐力壁や水平構面に使用されることもあるが、CLT を面材料として軸材に留めつけて構成する耐力壁や水平構面の研究はあまりみられない。特に CLT を用いた水平構面の面内せん断性能の研究に関しては、一定の大きさに対する研究⁴⁾はされているが、構面の大きさを変数としたような研究はされていない。水平構面の大きさは建物によって異なることが多く、面内せん断性能は単位長さあたりの耐力を設定して設計に用いる場合が多いが、水平構面の大きさによって面内せん断性能がどの程度変化するかはわからない。

そこで本研究では、90mm 厚のスギ CLT の継ぎ目をせん断キーで補強した水平構面の面内せん断性能を実験的に検証し、水平構面の大きさを変数とした面内せん断性能の違いによる単位長さあたりの短期基準せん断耐力に与える影響を解析により検討することを目的とする。検討対象の水平構面は、施工性を考慮して幅 1m で最外

層ラミナ方向を 1m~4m の CLT を用いて構成し、水平構面の最大の幅及び奥行きを 4m と設定した。また、構面に複数の CLT を用いる場合は CLT の継ぎ目をせん断キーで補強することで一体化した。

2. 実大実験

2. 1 試験概要

実大実験の試験体を図1に示す。試験体は構面の大きさが異なる5仕様とし、試験体数は(1×4)×3を3体、(1×1)、(1×1)×4、(1×3)×4を各1体とした。軸材は105mm×150mmのスギ対称異等級構成集成材E65-F225、CLTは屋根に用いることを想定して90mm厚のスギMx60-3-3とした。軸材仕口は大入れあり掛けとし、先行破壊しないように(1×1)、(1×1)×4では短期許容引張耐力が40kNのホルダウン金物、(1×3)×4、(1×4)×3では短期許容引張耐力が120kNのホルダウン金物を用いて補強した。(1×1)は1m×1mのCLTを1枚、(1×1)×4は1m×1mのCLTを4枚、(1×3)×4は1m×3mのCLTを4枚、(1×4)×3は1m×4mのCLTを3枚用いた。水平構面に複数のCLTを用いる場合は、図2に示すように、CLTを幅60mm、深さ15mmで切り欠き、CLT間を15mm厚の構造用合板にL85mmのビス(STS6.5・F85)を200mmピッチで打ち付けて接合した。CLTのビス縁距離は30mm、構造用合板のビス縁距離は30mmとしている。CLTと軸材は、L180mmのビス(STS6.5・F180)を250mmピッチで打ち付けて接合した。CLTのビス縁距離は20mm、軸材のビス縁距離は32mmとしている。なお、CLTの継ぎ目にせん断キーを設ける場合は、せん断キーの部分で先行破壊するようにL85mmとL180mmのビスのピッチを定めている。

^{*1} 島根大学大学院 講師・博士(工学)
(〒690-8504 島根県松江市西川津町1060)

^{*2} 日本システム設計 博士(工学)

^{*3} 銘建工業(株)

^{*4} 島根県産業技術センター

^{*5} 近畿大学 教授・工博

^{*1} Lecturer, Graduate School, Shimane Univ., Dr. Eng.

^{*2} Nihon System Sekkei Architects & Engineers, Dr. Eng.

^{*3} Meiken Lamwood Co., Ltd.

^{*4} Shimane Institute for Industrial Technology

^{*5} Prof., Kindai Univ., Dr. Eng.

試験方法は正負交番繰り返し加力とし、繰り返しはせん断変形角が $1/450$, $1/300$, $1/200$, $1/150$, $1/100$, $1/75$, $1/50$, $1/30\text{rad}$ の正負変形時に行い、同一変形段階で1回ずつ繰り返した。加力は、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行った。最大荷重の80%の荷重に低下しない場合は、繰り返し加力を行った後、変形角が $1/10\text{rad}$ 以上に達するまで加力した。

図1 実大実験 試験体図

2. 2 試験結果

各試験体の破壊状況を写真1に、各試験体のせん断力Q一見かけのせん断変形角 γ 関係を図3に示す。図3(d)の(1×4)×3 No.1のみ、試験機の固定部の損傷により負側の耐力が正確に測れていない。(1×1)では、変形が進むにつれてCLTと軸材を留めつけているL180mmのビスの頭がCLTにめり込んでいったが、 $1/10\text{rad}$ 以上加力してもビスが変形したものの破断することなく耐力低下も見られなかった。(1×1)×4では、試験機の都合で中断したため $1/30\text{rad}$ 程度までしか加力出来ず、破壊まで至らなかった。(1×3)×4及び(1×4)×3では、変形が進むにつれてCLT間のL85mmのビスの頭が構造用合板にめり込んでいき、最終的にはL85mmのビスが破断することによって耐力が低下した。CLTと軸材を留めつけているL180mmのビスは、破断することなくビスの変形もあり見られなかった。

単位長さあたりのせん断力 ΔQ 一見かけのせん断変形角 γ 関係の包絡線を図4に示す。(1×1)、(1×1)×4は初期変形時の耐力が低く、 $1/50\text{rad}$ までは同等の耐力であったが、 $1/50\text{rad}$ 以降から(1×1)×4が(1×1)と比べて耐力が低くなる傾向が見られた。(1×3)×4、(1×4)×3は初期変形時の耐力が高く、 $1/100\text{rad}$ 以降から(1×3)×4が(1×4)×3と比べて耐力が高くなる傾向が見られた。

図2 CLT間接合

写真1 実大実験 破壊状況

図3 実大実験 試験結果

完全弾塑性評価結果⁵⁾を表1に示す。試験体が大きい方が剛性は高くなり、 ΔQ_y や ΔQ_u 等の耐力が低くなる傾向が見られた。 ΔQ_0 は変形性能や耐力の低さから試験体が大きい方が小さくなる結果となった。(1×1)×4は試験機の都合で中断したため、正確な評価結果は得られなかった。

のビス (STS6.5・F 180) で接合したものと15mm切り欠いたCLT同士を15mm厚の構造用合板とL85mmのビス (STS6.5・F 85) で接合したものの2仕様とし、試験体数は各6体とした。なお、L180mmのビスの要素試験では、最外層ラミナの繊維平行方向に加力している。

3. 要素実験

3. 1 試験概要

要素実験の試験体を図5に示す。試験体は、CLTと軸材をL180mm

3. 2 試験結果

各試験体のビス1本あたりせん断力P-変位 δ 関係、変位 δ 毎のせん断力Pの平均値、次章で用いるバネモデルを図6に示す。バネモデルは平均値のP- δ 関係から、1点目を完全弾塑性評価⁵⁾による P_y 、2点目以降を目視により適切に定めた。

図4 ΔQ - γ 関係の包絡線

図5 要素実験 試験体図

表1 実大実験 完全弾塑性評価結果

	(1×1)	(1×1)×4 [※]	(1×3)×4	(1×4)×3 No.1	(1×4)×3 No.2	(1×4)×3 No.3
ΔK (kN/rad/m)	1246	1533	2199	2429	2296	2138
γ_y (rad)	0.0166	0.0089	0.0078	0.0054	0.0060	0.0076
γ_u (rad)	0.0261	0.0147	0.0115	0.0089	0.0093	0.0115
γ_s (rad)	0.0667	0.0298	0.0409	0.0304	0.0300	0.0340
ΔQ_y (kN/m)	20.73	13.67	17.15	13.24	13.75	16.28
ΔQ_u (kN/m)	32.54	22.58	25.19	21.67	21.45	24.61
ΔQ_{max} (kN/m)	37.78	24.97	28.69	24.57	24.29	27.55
μ	2.55	2.02	3.57	3.41	3.21	2.95
D_s	0.49	0.57	0.40	0.41	0.43	0.45
ΔQ_0 (kN/m)	20.73	13.67	17.15	13.24	13.75	16.28
$\Delta Q_{max} \times 2/3$ (kN/m)	25.19	16.65	19.13	16.38	16.19	18.36
$\Delta Q_{0.2/D}$ (kN/m)	13.19	7.88	12.48	10.45	9.99	10.91
$\Delta Q_{1/120}$ (kN/m)	13.73	13.03	17.88	16.42	16.26	17.27
ΔQ_0 (kN/m)	13.19	7.88	12.48	10.45	9.99	10.91

ΔK : 剛性 γ_y : 降伏変形角 γ_u : 降伏点変形角 γ_s : 終局変形角
 ΔQ_y : 降伏耐力 ΔQ_u : 終局耐力 ΔQ_{max} : 最大耐力 $\Delta Q_{1/120}$: 1/120rad時の耐力
 μ : 塑性率 D_s : 構造特性係数 ΔQ_0 : 短期基準せん断耐力

※加力中断までのデータで評価

図6 要素実験結果

CLT-軸材接合では、変形が進むにつれてビス頭がCLTにめり込んでいき、変位が25mm以降で耐力が低下したが、40mm変形してもビスが破断することはなかった。CLT間接合では、変形が進むにつれてビス頭が構造用合板にめり込んでいき、20mm程度の変位でビスが破断することによって耐力が低下した。

4. セン断力-変形角関係の推定

面材の継ぎ目をせん断キ-で接合した大壁状の耐力要素の面内せん断挙動に関する理論的研究としては、安曇・村上の研究⁶⁾があるが、接合部性能が完全弾塑性評価での定式化であり、ここではトリリニアでモデル化しているため、数値解析によってせん断力-変形角の推定を試みる。

4. 1 解析モデル概要

水平構面の解析モデルは、軸組(図7)とCLT(図8)をCLT-軸材接合(図9)により接合した図10に示すモデル化により実大実験の再現を行った。各部の概要は以下の(1)~(4)に示す。

図7 軸組のモデル化

図8 CLTのモデル化

図9 CLT-軸材接合のモデル化

(1) 軸組

軸材を線材置換して仕口をピン接合とし、ヤング係数 $E = 6500 \text{ N/mm}^2$ 、せん断弾性係数 $G = E / 15$ 、断面積 A 、断面二次モーメント I を定めて曲げ、せん断、軸力による変形を考慮した。

(2) CLT

CLTを面材として等価なせん断剛性を有するブレースに置換した。ブレースの軸剛性 $E_B A_B$ はせん断弾性係数 $G_C = 500 \text{ N/mm}^2$ として文献⁷⁾に準じて定めた。線材置換した部材端部はピン接合とし、ブレースの枠材は剛体と見なせる材料定数を設定した。

(3) CLT間接合

CLTのズレを拘束した構造用合板とL85mmのビスによるせん断バネ、CLT同士の接触による拘束を表現した圧縮バネによりモデル化した。せん断バネは、図11に示すように2つのバネを直列の関係で評価した場合と等価であるため、図6(b)のバネモデルの δ を2倍した $P-\delta$ 関係のバネをL85mmのビスと同様に200mmピッチで配置した。圧縮バネは、負担長さ当たりのCLTの全面圧縮のめり込み性能をバネモデルとし、200mmピッチで圧縮側のみに抵抗するバネを配置した。全面圧縮のめり込み剛性は、CLTの支圧剛性 $k_c = 15.6 \text{ N/mm}^3$ に負担長ささと厚みを乗じて1/2した値とした。なお、面材同士の接触による摩擦の影響は考慮していない。

(4) CLT-軸材接合

多方向からせん断力を受ける棒材の挙動を再現することが可能なせん断降伏曲面が円形となるような挙動となるマルチせん断バネモデルとして図6(a)のバネモデルを配置した。なお、図6(a)のバネモデルは最外層ラミナの繊維平行方向に対して加力したものであるが、(1×1)の試験結果から算定したビス1本あたりの $P-\delta$ 関係との比較から、すべての方向が同性能であると仮定しても水平構面の性能にあまり差が生じないと判断したため、図6(a)のバネモデルを解析モデルとした。また、CLTと軸材間に打たれたビスの縁距離を考慮せずに、軸材芯上にマルチせん断バネモデルを設けて単純化を図った解析モデルとしている。

図10 水平構面のモデル化

図11 CLT間接合のモデル

4. 2 解析モデルの検証

解析結果と実験結果の単位長さあたりせん断力 ΔQ －せん断変形角 γ 関係を図12に示す。解析は静的弾塑性解析とし、CLT間接合とCLT－軸材接合のどちらかが終局変位に達したときの変形角を終局変形角とした。解析結果と実験結果は降伏するまでは比較的良く一致しているが、降伏してから変形が大きくなるにしたがって解析結果がやや低くなる傾向が見られた。この結果は、変形が大きくなるにしたがって抵抗力が大きくなる仕口の曲げ抵抗が実験では含まれているが、解析では考慮していないことが大きな原因であると考えられる。また、この比較結果から要素試験の繰り返し加力の影響や最外層ラミナの繊維の方向の影響は少ないと考え、設定したバネモデルを用いても問題ないと判断した。

5. 解析による水平構面の面内せん断性能の検討

5. 1 水平構面の大きさを変数とした解析

4. 2の解析結果と実験結果の比較から4. 1で設定した解析モデルを用いることにより実験仕様の水平構面の面内せん断性能を安全側に推定できると判断できる。そこで、実験仕様の水平構面の大きさを変数として、4. 1で設定した解析モデルを用いて単位長さあたりのせん断力 ΔQ －せん断変形角 γ 関係を推定する。

そして、得られた ΔQ － γ 関係から完全弾塑性評価⁵⁾により単位長さあたりのせん断剛性 ΔK 、降伏耐力 ΔQ_y 、最大耐力 ΔQ_{max} 、短期基準せん断耐力 ΔQ_0 を求めて、大きさの違いによる面内せん断

図13 水平構面仕様

図12 解析結果と実験結果の比較

性能の比較を行う。解析を行う水平構面の仕様を図13に示す。解析を行う水平構面は、1m×1m、1m×2m、1m×3m、1m×4mのCLTを用いて構成し、水平構面の最大の幅及び奥行きを4mとする。水平構面に複数CLTを用いる場合は同一サイズのものを並べて配置し、CLT同士を図2の接合方法を用いて一体化する。

解析結果から完全弾塑性評価により得られた単位長さあたりのせん断剛性 ΔK 、降伏耐力 ΔQ_y 、最大耐力 ΔQ_{max} 、短期基準せん断耐力 ΔQ_0 を図14に示す。 ΔQ_0 の決定因子はすべて $0.2\Delta Q_u/D_s$ である。本試験体と同じ接合仕様では、 ΔK は1m×1mのCLTを用いたものが低く、CLTの枚数が増えるにしたがって低下していく傾向が見られた。CLTの大きさが1m×2m以上であれば剛性は高くなるが、こちらも同様にCLTの枚数が増えるにしたがって低下していく傾向となった。 ΔQ_y 、 ΔQ_u 、 ΔQ_0 は水平構面の大きさが大きくなるにしたがって

(a)せん断剛性 ΔK

(b) 降伏耐力 ΔQ_y

(c) 最大耐力 ΔQ_{max}

(d) 短期基準せん断耐力 ΔQ_0

図14 完全弾塑性評価結果の比較

低下していく傾向が見られたが、CLTのサイズが同じであれば1枚のもののみ耐力は高いが、2～4枚であれば耐力にあまり差がない結果となった。

5. 2 セン断キーなし及びCLTを一体化した場合との比較

解析を行う水平構面の仕様を図13のCLTが2～4枚のものとし、せん断キーあり、せん断キーなし、CLT複数枚が完全一体とした場合の解析を行い、単位長さあたりのせん断力 ΔQ —せん断変形角 γ 関係を推定する。そして、得られた ΔQ — γ 関係から完全弾塑性評価⁹⁾により単位長さあたりのせん断剛性 ΔK 、降伏耐力 ΔQ_y 、最大耐力 ΔQ_{max} 、短期基準せん断耐力 ΔQ_0 を求めて面内せん断性能の比較を行う。せん断キーなしの解析モデルは図8のCLT間のパネをなくしたもの、CLT複数枚が完全一体の解析モデルは図8のCLT間のパネを剛体にしたものである。

代表的な解析結果として $4m \times 4m$ の ΔQ — γ 関係を図15に示す。完全一体では剛性及び耐力が高く変形性能が低かったが、せん断キーなしでは剛性および耐力が低く変形性能が高い結果となった。せん断キーを設けることで、高い変形性能のまま剛性及び耐力が大幅に向上することが確認できた。

ΔK 、 ΔQ_y 、 ΔQ_{max} 、 ΔQ_0 を図16に示す。 ΔQ_0 の決定因子はすべて $0.2\Delta Q_u/D_s$ である。 ΔK 、 ΔQ_y 、 ΔQ_{max} 、 ΔQ_0 のすべてにおいて完全一体>せん断キーあり>せん断キーなしとなった。完全一体では、水平構面が大きくなるにつれて ΔK は大きくなったが、 ΔQ_y 、 ΔQ_{max} 、 ΔQ_0 が小さくなる傾向が見られた。せん断キーなしでは、水平構面が大きくなるにつれて ΔK 、 ΔQ_y 、 ΔQ_{max} 、 ΔQ_0 が小さくなる傾向が見られた。せん断キーありでは、 ΔQ_y 、 ΔQ_{max} 、 ΔQ_0 は、完全一体及びせん断キーなしと同様の傾向が見られたが、 ΔK に関してはあまり大きな変化は見られなかった。

6. まとめ

本研究では、90mm厚のスギCLTの継ぎ目をせん断キーで補強した水平構面の面内せん断性能が大きさの違いによって差が出来ることを実験的に明らかにした。そして、解析モデルを構築して、実験では検証できなかった様々な大きさの水平構面の面内せん断性能を解析により明らかにし、面内せん断性能の差を解析的にも明らかにした。また、せん断キーあり、せん断キーなし、CLT複数枚が完全一体とした場

図15 $4m \times 4m$ の ΔQ — γ 関係

図16 セン断キーの有無及び完全一体とした場合の完全弾塑性評価結果の比較

合の解析を行い比較検討することで、せん断キーが面内せん断性能に及ぼす影響を示した。

水平構面の大きさは建物によって異なることが多く、水平構面の面内せん断性能は設定されている単位長さあたりの耐力を用いて設計する場合が多い。しかし、今回明らかにしたように、各部の接合仕様が同じであっても、水平構面の大きさや用いる面材の大きさで剛性や耐力が異なるため、水平構面の面内せん断性能を単位長さあたりの耐力で設計する場合は、安全な設計を行える適用範囲を設けた上で運用することが重要である。今回の実験の仕様であれば、水平構面の最大サイズから単位長さあたりの耐力を設定して、設計で運用することが望ましいと思われる。

参考文献

- 例えば、岡部実、安村基、小林研治：スギ CLT パネル層内せん断耐力の推定、木材学会誌、Vol.60、No.3、pp169-176、2014.5
- 例えば、弥浦壮太、五十田博、榎本敬大、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、Vol.81、No.721、pp585-593、2016.3
- 例えば、鈴木圭、小林研治、青木謙治、稲山正弘、榎本敬大：CLT 構造における引きボルト接合部の強度性能の推定、日本建築学会構造系論文集、Vol.81、No.726、pp1289-1298、2016.8
- 小林正実、中村友哉、孕石剛志、渡部博：CLT を使用した在来軸組構法木造床構面の面内せん断性能における緩衝材の影響、日本建築学会大会学術講演梗概集、C-1、構造Ⅲ、pp.185-186、2016.8
- 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、pp299-301、2017.3
- 安曇良治、村上雅英：面材の継ぎ目に沿ってせん断キーで補強した面材張り耐力要素のせん断性状の推定と数値解析による検証、日本建築学会構造系論文集、Vol.80、No.707、pp93-103、2015.1
- 2016 年版 CLT を用いた建築物の設計施工マニュアル：公益財団法人日本住宅・木材技術センター、pp67-69、205、2017.3
- 直交集成板の日本農林規格：農林水産省告示第 3079 号、2013.12

[2017 年 10 月 4 日原稿受理 2017 年 11 月 21 日採用決定]