CLT パネル相互を帯金物とスプラインで接合した
床構面の面内性能に関する研究

接合部性能が床構面の耐力および剛性に及ぼす影響

STUDY ON IN-PLANE PERFORMANCE OF CLT DIAPHRAGM
CONNECTED WITH METAL PLATE AND SPLINE

Effect of joints performance on in-plane strength and stiffness

鈴木賢人^{*1}, 野田康信^{*2}, 井道裕史^{*3}, 宇京 斉一郎^{*2},
杉本健一^{*4}, 神谷文夫^{*5}, 中越隆道^{*6}Kento SUZUKI, Yasunobu NODA, Hirofumi IDO, Seiichiro UKYO,
Ken-ichi SUGIMOTO, Fumio KAMIYA and Takamichi NAKAKOSHI

Buildings using CLT have been increased in Japan. However, few studies have focused on CLT diaphragm. Thus, the performance is still incompletely understood. In this paper, at first, lateral loading test and joint tests were conducted to find out in-plane performance of CLT diaphragm. Next, mechanical model to predict in-plane performance was proposed. Parametric study with a joint performance as a variable using proposed model was conducted. Based on the above results, the effect of joints performance on in-plane performance were reported.

Keywords : Cross laminated timber, Horizontal diaphragm, In-plane performance, Lateral loading test, Joint test, Mechanical model

直交集成板, 床構面, 面内性能, 水平加力実験, 接合部実験, 力学モデル

1. はじめに

1. 1 背景

構造物において、耐力要素に十分な構造性能を発揮させるためには、床や屋根といった水平構面が十分な面内剛性と耐力を有している必要がある。その一方で、木質構造における水平構面は、高い面内性能の確保が難しいといった特徴から、剛床仮定成立の可否が疑問視されてきた^{例え 1-3)}。そのため、様々な木質水平構面を対象とした面内性能に関する研究^{例え 4,5)}が行われてきた。しかし、近年普及した CLT においては、水平構面に関する研究は多くない。CLT パネルを水平構面として用いる場合、代表的な架構形式は 2 種類あり、①軸組工法や枠組壁工法と同様に、梁組の上に CLT パネルを面材として留め付ける水平構面と、②梁組を設けず CLT パネルとパネル相互を接合する部材のみで構成する水平構面がある。前者は、実験による面内性能の確認や解析モデルの構築が既に行われており、ある程度の知見やデータが蓄積されている^{6,7)}。その一方で、梁組を設けない CLT 水平構面を対象として面内性能に言及した研究は少なく、データの蓄積が乏しい。そこで、本論では、CLT パネルで構成される梁組を設けない床構面(以下、CLT 床構面)を検討対象とし、実験により面内性能を調べる。また、CLT 床構面の面内抵抗要素を

少数のパネ要素に縮約した力学モデルを提案するとともに、それを用いて、接合部性能を様々に変化させた場合の CLT 床構面の面内性能も併せて調べる。なお、本論では、面外への勾配を持たない水平構面を検討対象とすることから、床構面と称することとする。

1. 2 本論文の目的と構成

本論の目的は、CLT 床構面として一般的な仕様である、CLT パネル相互を帯金物とスプラインで接合した床構面を検討対象とし、その面内性能の把握、力学モデルの提案、床構面を構成する接合部の性能が構面全体の面内性能に及ぼす影響を示すことである。それと同時に概ね剛床とみなせる仕様を探る。本論の構成を以下に示す。

2 章では、CLT パネル相互を帯金物とスプラインで接合した床構面の実大水平加力実験を実施し、床構面の面内性能を調べる。3 章では、床構面を構成する接合部を対象とした要素実験を実施し、局所的な性能を確認する。4 章では、対象とする CLT 床構面の面内抵抗メカニズムを仮定し、平易な理論展開に基づいた力学モデルの提案とその妥当性の確認を行う。5 章では、そのモデルを用いて、接合部仕様を変数としたパラメトリックスタディを行い、接合部性能の違いが床構面全体の面内性能に及ぼす影響を調べる。また、既往文献^{2,3)}を参考に、概ね剛床とみなせる仕様を示す。

^{*1} (国研)森林研究・整備機構森林総合研究所 研究員・博士(工学)
^{*2} (国研)森林研究・整備機構森林総合研究所 主任研究員・博士(農学)
^{*3} (国研)森林研究・整備機構森林総合研究所 室長・博士(農学)
^{*4} (国研)森林研究・整備機構森林総合研究所 室長・博士(生物資源科学)
^{*5} セイホク(株) 技師長・博士(農学)
^{*6} (一社)日本 CLT 協会 構造設計相談室担当

Researcher, FFPRI, Dr.Eng.
Senior Researcher, FFPRI, Dr.Agr.
Chief, FFPRI, Dr.Agr.
Chief, FFPRI, Dr.Bioresource Sciences
Chief Technical Officer, Seihoku Corporation, Ph.D. in Agr.
Personnel, Japan Cross Laminated Timber Association

なお、本論で用いる CLT パネルは全て Mx60-5-5⁸⁾、樹種はスギ、接着剤は水性高分子イソシネアート系樹脂接着剤、幅はぎ接着無しで統一していることを、あらかじめ述べておく。

2. 床構面の実大水平加力実験

2. 1 試験体概要

CLT パネル相互を帯金物とスプラインで接合した床構面の面内性能を調べるため、実大水平加力実験を行った。試験体を Fig.1 に示す。試験体寸法は、長さ 7400mm×奥行 3640mm×厚さ 150mm である。試験体は、1820mm×3640mm×150mm と 1880mm×3640mm×150mm の CLT パネル 2 枚ずつからなり、CLT パネル相互の接合には帯金物(χマーク金物 STF、許容引張耐力 52kN)とスプライン(厚さ 28mm、幅 149mm の針葉樹構造用合板 2 級にタッピンねじ STS6.5・F85(χマーク金物)をピッチ 150mm、幅方向 80mm 間隔打ち)を用いた。試験体に梁組は設けず、試験体数は 1 体とした。

2. 2 計測計画と加力計画

Fig.2 にセットアップを示す。試験体の両端を単純支持し、平置きした状態で試験機に設置した。支点間の心々距離は 7280mm である。加力は、試験体の両支点からそれぞれ 2730mm の位置 2 点に押し出し単動ジャッキ(4 本)を設置し行った。なお、各方向 2 本ずつのジャッキは常に同一の油圧がかかるようになっている。制御は荷重制御とし、文献 9)の構造設計例 II を参考に床構面に作用する水平外力を仮定し、水平力 $P=4, 8, 11, 17, 28, 55, 83\text{kN}$ で各 1 サイクルの正負交番繰り返し加力を行ったのち、試験機の限界まで単調加力を行った。ただし、 $P=289.4\text{kN}$ 時点で加力治具が一部変形したため一旦除荷し、治具を修正したうえで再度加力を行った。計測項目は、床構面に作用する水平力 P 、床構面の面内水平変位($d_1\sim d_5$)、パネル間の相対水平変位($d_6\sim d_8$)、パネル境界面端部の開きおよび縮み

Fig.1 Shape of specimen for lateral loading test

Fig.2 Set up for lateral loading test

Fig.3 Measurement of displacements

($d_9\sim d_{14}$)、支点位置での水平変位(d_{15}, d_{16})および加力直交方向の水平変位($d_{17}\sim d_{20}$)、STF の軸ひずみである(Fig.3)。

2. 3 実験結果

2. 3. 1 床構面の全体挙動

Fig.4 に、水平力 P —中央部たわみ δ_{center} 関係を示す。なお、 δ_{center} は以下のように定義した。

$$\delta_{center} = d_3 - (d_{15} + d_{16})/2 \quad (1)$$

また、完全弾塑性モデル化¹⁰⁾した場合の特徴点を Table1 に示し、それを図示したものと、比較のため 24mm 厚の厚物構造用合板を梁組に釘留め(N75@150 四周打ち)した床構面(スパン 7240mm×奥行 3640mm)(以下、厚物合板床構面)の結果⁵⁾を Fig.4 に併記する。ただし、完全弾塑性モデルについては、最大荷重到達後、8 割まで荷重低下することなく本実験を終えていることに留意されたい。また、厚物合板床構面はスパン中央部 1 点のみの加力であったため、せん断スパンを考慮して、変位を 0.75 倍している。

まず、広く普及している木質床構面のなかで高い面内性能を有する厚物合板床構面と比較しても、CLT 床構面は耐力・剛性ともに上回っていることがわかる。この結果から、CLT 床構面は既存の木質床構面と比べ高い面内性能を有することが確認できた。続いて CLT 床構面の P — δ_{center} 関係に着目すると、繰り返し加力を行った 83kN までの範囲において、履歴形状にスリップはみられず、その後も、完全弾塑性モデルの降伏荷重 $P_y=157.2\text{kN}$ 付近まで、接線剛性の著しい低下はみられなかった。 P_y を超えたあたりで接線剛性が低下し始め、最大荷重は $P_{max}=290.4\text{kN}$ まで達した。以降は、顕著な荷重低下を生じることなく $\delta_{center}=80.3\text{mm}$ までたわみが進行し、加力を終えた。破壊性状は、 $P=120\text{kN}$ 付近でスプラインのタッピンねじ頭部が傾きはじめ、200kN を超えたあたりでパネル境界面端部の開きが目視で確認できるようになった。その後は、 P_{max} 付近で CLT 相互がめり込む様子がみられ、上記の破壊が進展した(Photo1)。

2. 3. 2 パネル境界位置の挙動

左右のパネル境界位置でのせん断力 Q_{side} —パネル間の相対水平変位 δ_{sh_side} 関係を Fig.5 に示す。なお、 $Q_{side}=P/2$ とし、 δ_{sh_side} は着

Photo 1 Failure mode of lateral loading test

Fig.5 Relation between shear force Q_{side} and displacement δ_{sh_side}

Fig.6 Relation between shear force M and rotational angle θ

目位置に応じて $\delta_{sh_side} = d_6$ または d_8 とした。中央のパネル境界位置については、理想状態であればせん断力 $Q_{center} = 0$ であり、計測変位 d_7 も 0.8mm 以下と微小な値に収まっていたことから、ここでの記述は省略している。 $Q_{side} - \delta_{sh_side}$ 関係は、 Q_{side} が最大値を迎えるまで左右で同様な挙動を示した。 $Q_{side} = P_y / 2 = 78.6 \text{ kN}$ 付近までは線形に近い挙動を示し、 $P_y / 2$ を超えたあたりから剛性低下した。

次に、パネル境界位置でのモーメント M - パネル間の相対回転角 θ 関係を Fig.6 に示す。なお、縦軸として、 M の他に Q_{side} も併記している。左右の境界位置でのモーメント M_{side} 、中央の境界位置でのモーメント M_{center} はそれぞれ、

$$M_{side} = 0.91P \text{ [kNm]}, \quad M_{center} = 1.365P \text{ [kNm]} \quad (2a, b)$$

とし、パネル間の回転角 θ は、左のパネル境界面から順に、

$$\theta = (d_{12} - d_9) / 3640, (d_{13} - d_{10}) / 3640, (d_{14} - d_{11}) / 3640 \quad (3a - c)$$

として求めた。 $M - \theta$ 関係に着目すると、位置によらず $M = 150 \text{ kNm}$ 程度までは同様な履歴を示すものの、それ以降は左右のパネル境界位置での回転剛性が、中央のパネル境界位置での回転剛性に比べ大きく低下した。ここで、左右のパネル境界位置での回転剛性が顕著に低下し始めたときのせん断力 Q_{side} に着目すれば、Fig.5 での剛性が低下し始めたせん断力と近い値となっていることがわかる。このことから、モーメントとせん断力が同時に作用している左右のパネル境界位置において、スプライン接合部のせん断降伏が先行し、回転剛性の低下を招いた可能性が示唆される。

Fig.7 Shape of specimen for shear test of spline joint

Table2 Moisture content and density of specimen for shear test

Name	Moisture content (Ave) [%]	Density (Ave) [kg/m³]
Sh-sp-1	10.6	442
Sh-sp-2	10.5	433
Sh-sp-3	10.5	427
Sh-sp-4	10.9	423
Sh-sp-5	10.3	419
Sh-sp-6	10.7	414
Ave.	10.6	426
SD	0.515	9.78

Fig.8 Relation between shear force Q_{sp} and displacement δ_{sp}

3. CLT 床構面を構成する接合部の要素実験

3. 1 スプライン接合部のせん断実験

Fig.7 に試験体、Table2 に試験体の含水率と密度を示す。試験体は、CLT パネルを主材および側材(高さ 400mm、幅 300mm、厚さ 150mm)とし、各々をスプラインで接合したもの(6 体)である。CLT パネルは 2 章の試験体から切り出したものではなく、別途用意したものであり、3.2 節、3.3 節も同様である。なお、各 CLT パネルにはスプライン取付用の切欠き(深さ 28mm、幅 75mm)を設けてある。スプラインは構造用合板 2 級(針葉樹、厚さ 28mm、長さ 300mm、幅 149mm)をタッピンねじ STS6.5・F85(χマーク金物)ピッチ 150mm、幅方向 80mm 間隔で留めつける仕様とした。主材と側材の同一面かつ同一高さに打ったタッピンねじ 2 本のことを総じて“1 対”と定義すると、試験体には 4 対(=8 本)のタッピンねじが打たれている。加力は単調加力とし、最大荷重到達後、8 割に荷重低下するまで行った。荷重は試験機の出力値を計測し、変位は主材に対する側材の相対変位を 4 点計測($d_{sp1} \sim d_{sp4}$)した(Fig.7)。なお、側材が回転しないよう、側材の外側にストッパーを設置して加力を行った。

Fig.8 に各試験体のタッピンねじ 1 対当たりの荷重 Q_{sp} - 相対変位関係 δ_{sp} 、6 体の平均値、標準偏差、完全弾塑性モデルの平均値を示し、Table3 に完全弾塑性モデルの特徴点を示す。なお、タッピンねじ 1 対当たりの荷重 Q_{sp} は荷重計測値を 1/4 倍した値とし、相対変位 δ_{sp} は $d_{sp1} \sim d_{sp4}$ の平均値としている。加力開始から概ね一定に剛性を保ちながら Q_{sp} が増加し、ねじ頭部の傾きが目視で確認できるようになるあたり(2.5~4.0kN 程度)から、接線剛性が低下し始めた。その後は、 Q_{sp} が増加するにつれて、ねじ頭部の傾きが進行した(Photo2)。荷重低下を生じる際には、木部が破壊するような音が生じたものの、既存の損傷以外の外見的变化は確認されなかった。

3. 2 帯金物接合部の引張実験

Fig.9 に試験体、Table4 に試験体の含水率と密度を示す。試験体は、1 本当たりの長さ 2000mm、高さ 400mm、厚さ 150mm の CLT パネルを母材として、CLT パネルの弱軸方向の片面に帯金物(χマーク金物 STF)を取り付けたもの(12 体)である。実験は、試験体の両端

Photo2 Ultimate state and failure mode

Table3 Characteristic values of shear test

Name	Q_{spmax} [kN/pair]	Q_{sny} [kN/pair]	Q_{spu} [kN/pair]	δ_{sny} [mm]	δ_{spv} [mm]	δ_{spu} [mm]	D_s
Sh-sp-1	5.28	2.48	4.41	4.06	7.22	28.7	0.380
Sh-sp-2	5.76	3.26	4.91	4.12	6.20	35.9	0.307
Sh-sp-3	5.38	3.19	4.63	5.02	7.29	27.1	0.394
Sh-sp-4	6.07	2.91	5.06	4.82	8.39	38.5	0.350
Sh-sp-5	6.25	2.87	5.13	5.66	10.11	46.1	0.351
Sh-sp-6	5.66	2.80	4.81	5.33	9.17	53.8	0.305
Ave.	5.73	2.92	4.82	4.84	8.07	38.3	0.348

Q_{spmax} = Maximum load
 Q_{sny} = Yield load
 Q_{spu} = Ultimate load
 δ_{sny} = Yield displacement
 δ_{spv} = Displacement at yield point of elastic-perfectly plastic model
 δ_{spu} = Ultimate displacement
 D_s = Structural ductility factor

部から 700mm までをチャックで固定した状態で(Photo3)引張 1 方向の単調加力を与え、最大荷重到達後、8 割に荷重低下するまで行った。しかし、実際には急激な荷重低下により、6 体が 8 割に荷重低下する前に完全に破壊した。荷重は試験機のロードセルで計測し、変位は STF の上端から 60mm の位置で、CLT パネル間の相対変位(標点距離 1m)を表裏 2 点で計測(d_{t1} , d_{t2})した。

Fig.10 に各試験体の引張力 T —相対変位 δ_t 関係(加力途中で変位計が外れた 1 体(Ten-STF-10)を除く)、11 体の平均値、標準偏差、完全弾塑性モデルの平均値を示し、Table5 に完全弾塑性モデルの特徴点を示す。なお、相対変位 δ_t は d_{t1} と d_{t2} の平均値としている。引張力 T が大きくなるにつれて、CLT パネル突き付け部の開きとタッピンねじ頭部の傾きがみられたものの、木部の損傷やねじの顕著な引抜けはみられず、試験体が破壊する直前まで、それ以外の変化はみられなかった。その後、最大荷重に到達し、僅かな荷重低下を示した後に急激に破壊した。最終破壊性状は、STF を取り付けている側の木部破壊(6 体)(Photo4(a))、タッピンねじの引抜け(5 体)(Photo4(b))、CLT パネルの破断(1 体)(Photo4(c))であった。CLT パネルが引張破断した試験体は、強軸ラミナのフィンガージョイント位置が破断位置に集中していた。母材が破壊した試験体では、断面を大きくすることで、本実験とは異なる結果が得られた可能性もあるが、破壊モードの違いにより構造的な性能に顕著な差異がみられないことから、

Fig.9 Shape of specimen for tensile test of metal plate joint

Photo3 Set up for tensile test

Fig.10 Relation between tensile force T and displacement δ_t

Table4 Moisture content and density of specimen for tensile test

Name	Moisture content (Ave)[%]	Density (Ave) ρ [kg/m ³]
Ten-STF-1	10.7	442
Ten-STF-2	11.9	435
Ten-STF-3	10.5	430
Ten-STF-4	11.3	427
Ten-STF-5	10.9	426
Ten-STF-6	11.6	424
Ten-STF-7	10.1	423
Ten-STF-8	10.9	421
Ten-STF-9	11.0	417
Ten-STF-10	10.4	414
Ten-STF-11	10.9	410
Ten-STF-12	11.1	407
Ave.	10.9	423
SD	1.07	10.1

Table5 Characteristic values of tensile test

Name	T_{max} [kN]	T_y [kN]	T_u [kN]	δ_{ty} [mm]	δ_{ty} [mm]	δ_{tu} [mm]	D_s	Failure mode
Ten-STF-1	149	72.6	134	7.81	14.4	28.9	0.575	Wood failure
Ten-STF-2	138	74.7	127	9.79	16.6	47.7	0.459	Withdraw of screws
Ten-STF-3	136	74.5	124	7.00	11.7	37.3	0.430	Wood failure
Ten-STF-4	140	75.3	128	8.89	15.1	46.7	0.439	Wood failure
Ten-STF-5	150	80.1	139	7.53	13.1	35.0	0.480	Wood failure
Ten-STF-6	142	75.0	129	8.17	14.1	48.2	0.414	Withdraw of screws
Ten-STF-7	138	72.6	124	9.07	15.5	33.8	0.545	Tensile fracture
Ten-STF-8	136	70.7	126	7.16	12.8	39.2	0.441	Withdraw of screws
Ten-STF-9	130	65.8	122	7.41	13.7	42.6	0.437	Withdraw of screws
Ten-STF-10	143	-	-	-	-	-	-	Withdraw of screws
Ten-STF-11	137	65.0	123	7.04	13.4	37.5	0.465	Wood failure
Ten-STF-12	125	73.5	116	9.05	14.3	38.0	0.481	Wood failure
Ave.	139	72.7	127	8.08	14.0	39.5	0.470	

T_{max} = Maximum load, T_y = Yield load, T_u = Ultimate load, δ_{ty} = Yield displacement, δ_{ty} = Displacement at yield point of elastic-perfectly plastic model, δ_{tu} = Ultimate displacement, D_s = Structural ductility factor

本論では 12 体の実験結果を同等に扱う。

3. 3 CLT パネル相互の圧縮実験

Fig.11 に試験体、Table6 に試験体の含水率と密度を示す。試験体は、スプライン用の切欠き(深さ 28mm、幅 75mm)を施した、高さ 300mm、幅 200mm、厚さ 150mm の CLT パネルを、高さ方向に 2 つ重ねたもの(12 体)である。この試験体に対し単調圧縮加力を行った。荷重は試験機の出力値を計測し、変位は底板からクロスヘッドまでの変位を 4 点($d_{cg1} \sim d_{cg4}$)、2 つの CLT パネルの相対変位を表裏 2 点で計測(d_{cn} , d_{cb})した(Fig.12)。

Fig.13 に各試験体の応力度 σ_c —ひずみ度 ε_c 関係、6 体の平均値、標準偏差、Table7 に完全弾塑性モデルの特徴点を示す。応力度は荷重の計測値を強軸ラミナの受圧面積(12000mm²)で除した値とし、ひずみ度 ε_c は d_{cn} , d_{cb} の平均値を標点距離(300mm)で除した値とした。応力度 σ_c を求める際に用いる面積を全断面としなかった根拠は付録 A1 に示してある。また、ひずみ度 ε_c は $d_{cg1} \sim d_{cg4}$ を用いて求め

(a) Wood failure near the STF

(b) Withdraw of screws

(c) Tensile fracture of CLT

Photo4 Typical failure modes

たひずみ度と概ね一致したことをここに記しておく。試験体はおおよそ $19.9 \sim 32.8 \text{ N/mm}^2$ の時にフィンガージョイント先端部や節の周辺でわずかな割裂が目視で確認され、その後、強軸ラミナでの圧型型破壊と木口面周辺の割裂、積層接着面に沿った割裂がみられた (Photo5)。積層接着面に沿った割裂の発生により応力度が低下し始める試験体が多くみられ、ひずみ度の増大に伴いその割裂が進展することで、最終的に顕著な荷重低下を生じた。割裂により終局状態を迎えるため、個体によっては靱性能に優れないものもあった。

4. CLT 床構面の力学モデル

4. 1 力学モデルの概要

CLT 床構面が面内水平力を受けた時の抵抗要素を Fig.14 のように仮定し力学モデルを構築する。本論で提案する力学モデルは、CLT パネルを剛体とみなし、各 CLT パネル境界位置にせん断バネと回転バネを 1 つずつ配置したモデルである (Fig.15)。CLT パネル境界面の引張抵抗要素と圧縮抵抗要素をひとつの回転バネに縮約することで、床構面全体のバネ要素数を削減した簡易なモデルである。

せん断バネは、スプライン接合部のせん断挙動を表現するものであり、スプライン接合部における接合具の対数を n_{sp} 、接合具 1 対当たりのせん断剛性を $K_{sh,sp}$ 、CLT パネル間の相対水平変位を δ_{sh} とすれば、パネル境界位置でのせん断抵抗力 Q は式(4)で求まる。

$$Q = n_{sp} K_{sh,sp} \delta_{sh} \quad (4)$$

回転バネは、帯金物を取付けた接合部とスプライン接合部の引張抵抗、CLT パネル相互の圧縮抵抗により生じるモーメント抵抗を表現している。スプライン接合部と帯金物の圧縮抵抗を無視した根拠は付録 A2 に示す。各接合部の引張性能および CLT パネルの圧縮性

能を既知としたうえでの回転バネ作成手順を以下に示す。

まず、CLT パネル間に回転角 θ が生じた場合 (Fig.14) を考える。このとき、帯金物を取付けた接合部の引張剛性を $K_{t,mp}$ 、パネル間の回転中心から帯金物の材軸までの距離を l_t とすると、帯金物に作用する引張抵抗力 T_{mp} は、

$$T_{mp} = K_{t,mp} l_t \theta \quad (5)$$

となる。続いて、スプライン接合部における接合具 1 対当たりの引張剛性を $K_{t,sp}$ 、パネル間の回転中心からスプラインに打たれた i 対目の接合具までの距離を l_{spi} とすると、 i 対目の接合具による引張抵抗力 T_{spi} は、

$$T_{spi} = K_{t,sp} l_{spi} \theta \quad (6a)$$

と書ける。さらに、帯金物の材軸から引張側の CLT パネル端部までの距離を l_t' 、スプラインに配置された接合具のピッチを $l_{@}$ 、引張が作用する接合具の対数を $n_{t,sp}$ 、塑性化した接合具の対数を $n_{t,sp}'$ 、接合具 1 対当たりの引張力-変位関係をバイリニアに近似した際の一次剛性を $K_{t,sp1}$ 、二次剛性を $K_{t,sp2}$ 、接合具の降伏変位を $\delta_{t,spy}$ とすると、 T_{spi} の総和は、

$$T_{spe} = \frac{1}{2} K_{t,sp1} n_{t,sp} [2(l_t + l_t') - (n_{t,sp} - 1)l_{@}] \theta \quad \left(\theta \leq \sqrt{\frac{\delta_{t,spy}}{l_{spi}}} \right)$$

$$T_{spp} = T_{spe} \left[1 - \frac{n_{t,sp}' (K_{t,sp1} - K_{t,sp2})}{n_{t,sp} K_{t,sp1}} \cdot \frac{2(l_t + l_t' - \frac{\delta_{t,spy}}{\theta}) - (n_{t,sp}' - 1)l_{@}}{2(l_t + l_t') - (n_{t,sp} - 1)l_{@}} \right] \quad \left(\theta > \sqrt{\frac{\delta_{t,spy}}{l_{spi}}} \right) \quad (6b,c)$$

となる。なお、 T_{spe} (式(6b)) は全ての接合具が弾性である場合の、 T_{spp} (式(6c)) は 1 対以上の接合具が降伏した場合の引張抵抗力である。以降はこれらを総称して T_{sp} と記す。次に、CLT パネルの回転横圧縮における縁応力度-縁ひずみ度関係をバイリニアに近似したとき

Fig.11 Shape of specimen for compression test

Fig.12 Measurement of displacements for compression test

Fig.13 Relation between compression stress σ_c and strain ϵ_c

Photo5 Typical failure modes

Table6 Moisture content and density of specimen for compression test

Name	Moisture content (Ave) [%]	Density (Ave) ρ [kg/m ³]
Com-CLT-1	10.5	435
Com-CLT-2	10.6	431
Com-CLT-3	9.86	429
Com-CLT-4	9.54	425
Com-CLT-5	10.3	418
Com-CLT-6	10.3	415
Com-CLT-7	10.9	412
Com-CLT-8	9.95	408
Com-CLT-9	9.98	402
Com-CLT-10	10.0	399
Com-CLT-11	10.6	390
Com-CLT-12	9.99	387
Ave.	10.2	413
SD	1.57	15.5

Table7 Characteristic values of compression test

Name	σ_{cmax} [N/mm ²]	σ_{cy} [N/mm ²]	σ_{cu} [N/mm ²]	ϵ_{cy} [micro]	ϵ_{cu} [micro]	ϵ_{cv} [micro]	Ds
Com-CLT-1	34.6	22.1	31.5	3.86×10^3	5.51×10^3	9.42×10^3	0.643
Com-CLT-2	29.4	20.4	27.4	5.13×10^3	6.88×10^3	30.5×10^3	0.356
Com-CLT-3	33.1	21.3	31.8	4.23×10^3	6.31×10^3	17.3×10^3	0.472
Com-CLT-4	30.9	20.0	29.8	4.64×10^3	6.92×10^3	16.7×10^3	0.512
Com-CLT-5	32.2	20.1	29.9	4.14×10^3	6.17×10^3	14.8×10^3	0.512
Com-CLT-6	28.4	18.7	26.2	4.55×10^3	6.40×10^3	20.2×10^3	0.434
Com-CLT-7	33.5	20.3	32.3	3.99×10^3	6.36×10^3	12.6×10^3	0.579
Com-CLT-8	29.7	20.7	28.2	4.22×10^3	5.76×10^3	21.2×10^3	0.396
Com-CLT-9	29.4	19.5	28.3	4.18×10^3	6.07×10^3	19.9×10^3	0.424
Com-CLT-10	28.7	18.9	27.4	4.06×10^3	5.88×10^3	19.3×10^3	0.424
Com-CLT-11	29.9	19.6	27.8	4.57×10^3	6.48×10^3	25.6×10^3	0.381
Com-CLT-12	28.1	21.7	27.0	5.43×10^3	6.76×10^3	19.7×10^3	0.455
Ave.	30.7	20.3	29.0	4.42×10^3	6.29×10^3	18.9×10^3	0.466

σ_{cmax} = Maximum stress, σ_{cy} = Yield stress, σ_{cu} = Ultimate stress, ϵ_{cy} = Yield strain, ϵ_{cu} = Strain at yield point of elastic-perfectly plastic model, ϵ_{cv} = Ultimate strain, Ds = Structural ductility factor

の一次勾配を E_{c1} 、二次勾配を E_{c2} 、CLT パネルの圧縮降伏ひずみ度を ε_y 、CLT パネルの厚さを T_{CLT} 、CLT パネルの幅を B_{CLT} 、CLT パネルの長さ(=奥行)を L_{CLT} 、パネル間の回転中心から圧縮側の CLT パネル端部までの距離を l_c とすると、CLT パネルに作用する圧縮抵抗力 C は、

$$C_e = \frac{l_c^2 E_{c1} T_{CLT} \theta}{2 B_{CLT}} \quad \left(\theta \leq \frac{\varepsilon_y B_{CLT}}{l_c} \right) \quad (7a)$$

$$C_p = C_e \left[1 - \frac{E_{c1} - E_{c2}}{E_{c1}} \left(1 - \frac{\varepsilon_y B_{CLT}}{l_c \theta} \right)^2 \right] \quad \left(\theta > \frac{\varepsilon_y B_{CLT}}{l_c} \right) \quad (7b)$$

となる^{11,12)}。こちらも T_{sp} と同様に、 C_e (式(7a))は CLT パネルが弾性である場合の、 C_p (式(7b))は CLT パネルが塑性化した場合の圧縮抵抗力を表している。

ここで、引張抵抗力の合力($T_{mp} + T_{sp}$)と圧縮抵抗力 C は偶力であるから、偶力の作用線間距離を l 、スプライン接合部の引張降伏による($T_{mp} + T_{sp}$)の作用位置の変化を表す係数を β_{sp} 、圧縮抵抗力の降伏による C の作用位置の変化を表す係数を β_c とすると、パネル間に作用している抵抗モーメント M は、

$$M = P \cdot l, \quad P = T_{mp} + T_{sp} = C \quad (8a, b)$$

$$l = 2/3 L_{CLT} + (l_t - 2l_t') T_{mp} / 3 (T_{mp} + T_{sp}) - (\beta_{sp} + \beta_c) / 3\theta \quad (8c)$$

$$\beta_{sp} = 0 \quad \left(\theta \leq \frac{\delta_{t_{spp}}}{l_{spi}} \right) \quad (8d)$$

$$\beta_{sp} = \frac{(T_{spp} - T_{spe}) \delta_{t_{spp}}}{T_{spp}} \left(1 + \frac{T_{mp}}{T_{mp} + T_{sp}} \right) \quad \left(\theta > \frac{\delta_{t_{spp}}}{l_{spi}} \right) \quad (8e)$$

$$\beta_c = 0 \quad \left(\theta \leq \frac{\varepsilon_y B_{CLT}}{l_c} \right), \beta_c = \frac{(C_p - C_e) \varepsilon_y B_{CLT}}{C_p} \quad \left(\theta > \frac{\varepsilon_y B_{CLT}}{l_c} \right) \quad (8f, g)$$

である。以上より、式(8)を式(9)に代入することで、回転バネの剛性 K_θ が求まる。

$$K_\theta = M / \theta \quad (9)$$

なお、未知数 l_t と l_c は、下記の連立方程式を解くことで得られる。

$$l_t + l_c + l_t' = L_{CLT}, \quad T_{mp} + T_{sp} = C \quad (10a, b)$$

以上の方法でせん断バネと回転バネを設定した後、床構面のせん

Fig. 14 Internal force between each CLT panel

Fig. 15 Outline of mechanical model

断応力と曲げ応力を求め、バネ位置(CLT パネル境界位置)での応力に対応したせん断変形と回転角を求めれば、任意の位置での面内たわみ量のせん断成分と曲げ成分が求まる。これらを足し合わせれば、床構面の任意の位置での面内たわみ量を得ることができる。

ところで、2.3.2 項で言及したように、本論で対象とする床構面では、スプライン接合部がせん断と引張の両方に抵抗しており、せん断バネと回転バネは連成していると考えた方が正確であろう。しかし、せん断バネと回転バネを独立に扱ったとしても床構面の全体挙動を再現できること(4.2 節)、本論の目的のひとつである「床構面を構成する接合部の性能が構面全体の面内性能に及ぼす影響」を調べるには、僅かでも理論展開を平易化した方が大要をつかむには有用と考えたことから、本論では両者を独立に扱うこととした。

4. 2 力学モデルを用いた計算値と実験結果の比較

力学モデルの妥当性を確認するため、先の力学モデルを用いた計算値と 2 章の実験結果の比較を行う。計算における境界条件と加力条件、寸法は 2 章と同様である。スプライン接合部と帯金物接合部の特性値は、荷重-変形関係(Fig.8, Fig.10)を文献 13)の手法でバイリニア近似して設定した。なお、ここで用いるバイリニア近似¹³⁾は完全弾塑性モデル¹⁰⁾と異なるものである。CLT パネルの回転横圧縮の特性値は、応力度-ひずみ度関係(Fig.13)を同様にバイリニア近似¹³⁾し、それを回転横圧縮の特性値に変換¹¹⁾した。Table8 に、各設定値を示す。スプライン接合部のせん断と引張の特性値を同値とした根拠は付録 A3 に示す。なお、各剛性の添え字「1」はバイリニア近似した際の一次勾配を、添え字の「2」は二次勾配を表している。

Fig.16 に、水平力 P -中央部たわみ δ_{center} 関係、左右のパネル境界位置でのせん断力 Q_{side} -パネル間の相対水平変位 $\delta_{sh, side}$ 関係、パネル境界位置でのモーメント M -パネル間の相対回転角 θ 関係における実験値と計算値の比較を示す。各バネを独立に扱ったため、計算値は左右のパネル境界位置での M - θ 関係を過大評価するものの、その他の局所挙動と床構面の全体挙動は概ね再現できている。

5. 接合部性能の変化による構面全体の面内性能の変化

5. 1 全体挙動と降伏耐力および面内剛性に及ぼす影響

平成 28 年国交省告示 611 号には、構造計算ルート 1 が適用される CLT パネル工法建物における床パネル相互の引張接合部について具体的な要求性能が示されているが、ルート 1 以外を適用する場合は、必要耐力に応じた接合部を用いることができる。そのため、様々な接合部仕様の利用が想定されるが、接合部性能の変化が床構面全体の面内性能に及ぼす影響は明らかでない。それらの影響を調べるため、前章の力学モデルを用いて、接合部性能を変数としたパラメトリックスタディを行う。本論では、①帯金物の引張性能、②スプライン接合部のせん断および引張性能(1 対当たりの性能)、③スプラインを留め付ける接合具ピッチ、を変数として扱い、①と②については各接合部の剛性と耐力に、③は接合具ピッチに対し、倍率 A_{mp} , A_{sp} , A_p を乗じることで接合部性能を変化させる。2 章と 3 章で用いた接合部仕様を基準として、各変数に乗じる倍率を Table9 に示す。なお、倍率の設定に際しては、今後どのような性能の帯金物や接合具が開発されるか不明であるが、接合金物の性能向上の可能性や帯金物の複数使用、スプラインの両面配置、 χ マーク金物以外の既存の接合金物の使用も想定して、接合部性能の変化が全体挙動に

与える影響を確認できると考えられる範囲で各倍率を設定した。ただし、上記の剛性と耐力が同じ比率で変化する条件を満たさないものや、各パネル境界の接合部仕様が異なるもの、面内抵抗メカニズム(Fig.14)が異なるもの、CLT パネルが剛体と扱えないもの等、前章の力学モデルが適用できないものは、別途検討が必要である。また、本節以降は、次節の検討を見据え、床構面の加力条件と境界条件を Fig.17 のような片持ち梁形式として検討を進めた。

Fig.18 に荷重 P_{top} —頂部変形 δ_{top} 関係を示す。図中の破線は、スプライン接合部の降伏耐力 P_{top_sy} (式(11b))である。全体として、接合具のピッチを狭める(A_p を小さくする)ほど、また、接合具 1 対当たりの性能を高める(A_{sp} を大きくする)ほど、剛性と任意変形時の耐力が上昇する傾向がみられる。帯金物の性能の変化(A_{mp})による影響に着目すると、スプライン接合部のせん断降伏によって床構面が顕著な剛性低下を生じる仕様であれば、それ以上に帯金物の性能を高めた(A_{mp} を大きくする)としても、それが床構面の面内性能に及ぼす影響は小さいことがわかる。一方で、帯金物の性能が低い(A_{mp} が小さい)場合には P_{top_sy} に到達するより先に床構面の面内剛性が低下する傾向がみて取れる。

ここで、各仕様の耐力に着目し、スプライン接合部のせん断降伏(式(11b))、CLT パネルの圧縮降伏(式(11c))、いずれかの帯金物の引

張降伏(式(11d))が生じる荷重のうち、最小値を本論における床構面の降伏耐力 P_{top_y} と定義する。なお、帯金物が無い仕様($A_{mp}=0$)については、式(11d)に変えて、スプラインを留め付けのいずれかの接合具が引張降伏する荷重として式(11e)を定義する。式(11e)を全ての仕様で降伏判定に用いないのは、接合具 1 本が降伏したとしても、床構面全体をみれば顕著な剛性低下を生じず、降伏耐力としてみ直すには適切でないと判断したためである。なお、本論の検討範囲においては、CLT パネルの圧縮降伏により床構面が降伏と判定された仕様は無かったことを述べておく。

$$P_{top_y} = \min(P_{top_sy}, P_{top_cy}, P_{top_ty})$$

$$P_{top_sy} = n_{sp} K_{sh_sp1} \delta_{spy} \quad , \quad P_{top_cy} = \frac{M_3(\theta)}{3B_{CLT}} \quad \left(\theta = \frac{\varepsilon_y B_{CLT}}{l_c} \right)$$

$$P_{top_ty} = \frac{M_3(\theta)}{3B_{CLT}} \quad \left(\theta = \frac{\delta_{mpy}}{l_t} \right) \quad (A_{mp} \neq 0)$$

$$P_{top_ty} = \frac{M_3(\theta)}{3B_{CLT}} \quad \left(\theta = \frac{\delta_{t_spy}}{l_{sp1}} \right) \quad (A_{mp} = 0) \quad (11a-e)$$

Fig.19 に各仕様における床構面の降伏耐力 P_{top_y} を示す。図中の太線は $A_{sp}=1.0$ の結果である。全体傾向からも確認できたように、接合具のピッチを狭める(A_p を小さくする)ほど、また、接合具 1 対当たりの性能を高める(A_{sp} を大きくする)ほど、 P_{top_y} は上昇する。ただ、 A_{mp} のみを変化させた場合、帯金物の性能がある程度高い(A_{mp} が大きい)範囲においては、床構面がせん断降伏(式(11b))し P_{top_y} が頭打ちになる。一方、帯金物の性能を下げる(A_{mp} を小さくする)と、引張に伴う曲げ降伏(式(11d-e))に降伏モードが変化し、 P_{top_y} が低下していく。降伏モードがせん断降伏になる点(P_{top_y} が頭打ちになる点)に着目すると、床構面をせん断降伏させるためには、接合部のせん断性能が高い(A_{sp} が大きく、 A_p が小さい)床構面ほど、高い性能の帯金物(大きな A_{mp})を要求されることがわかる。これは、床構面をせん断降伏させることを想定し、そのうえで、面内せん断耐力を高めることを目的としてせん断接合部の性能を高める場合、併せて帯金物が十分な耐力を有していなければ、想定した通りの面内耐力が得られないことを意味している。

続いて、各パラメータによる P_{top_y} の変化の程度を調べるため、Fig.20 に $A_{mp}=A_{sp}=A_p=1.0$ (基準仕様)の場合の降伏耐力 P_{top_y1} に対する各仕様の降伏耐力の比率 P_{top_y}/P_{top_y1} を示す。太線は $A_{mp}=1.0$ の場合を示している。全体を見ると、帯金物が設置されていない($A_{mp}=0$)場合、他の仕様に比べ P_{top_y}/P_{top_y1} が小さく、さらに、 A_{sp} の変化に対して鈍であることがわかる。 $A_p=0.33$ (@50mm)かつ $A_{sp}=1.75$ (接合具 1 対当たりの性能が 1.75 倍)のときに $P_{top_y}/P_{top_y1}=0.96$ となり、基準仕様と同程度の耐力になるが、 $A_p=1.33 \sim 0.66$ の範囲では、 $A_{sp}=3.0$ としても $P_{top_y}/P_{top_y1}=0.45, 0.56, 0.86$ となる。このことから、降伏耐力の判定基準が $A_{mp} \neq 0$ の場合と異なるとはいえ、

Table8 List of parameter of simulated calculation

Dimension	T_{CLT} [mm]	B_{CLT} [mm]	L_{CLT} [mm]	l_t [mm]	$l_{@}$ [mm]	n [pair]
	150	1820	3640	135	150	25
Objective	Initial stiffness	Second stiffness	Yield displacement	Yield force		
Spline (Shear property)	K_{sh_sp1} [kN/mm/pair]	K_{sh_sp2} [kN/mm/pair]	δ_{sh_spy} [mm]	P_{sh_spy} [kN/pair]		
	1.38	0.103	1.94	2.69		
Spline (Tensile property)	K_{t_sp1} [kN/mm/pair]	K_{t_sp2} [kN/mm/pair]	δ_{t_spy} [mm]	P_{t_spy} [kN/pair]		
	1.38	0.103	1.94	2.69		
Metal Plate (STF) (Tensile property)	K_{t_mp1} [kN/mm]	K_{t_mp2} [kN/mm]	δ_{t_mpy} [mm]	P_{t_mpy} [kN]		
	11.4	0.736	10.5	120		
CLT panel (Compression property)	E_1 [N/mm ²]	E_2 [N/mm ²]	ε_y [μ]	σ_y [N/mm ²]		
	5.23×10^3	194	8.52×10^3	44.5

Fig.16 Comparison between test result and calculate result

Table9 List of parameter

Amplitude	Range	Step	Criteria spec.($A=1.0$)
A_{mp}	0.0~3.0	0.25	Metal plate: STF(χ mark)
A_{sp}	0.25~3.0	0.25	Spline: Plywood (t = 28 mm, width = 149 mm) Screw: STS6.5・F85
A_p	0.33~1.33	0.33	Pitch: 150 mm

Fig.17 Boundary condition

Fig. 18 Relation between lateral load P_{top} and deformation δ_{top}

Fig. 19 Transition of yield force

Fig. 20 Relation between $P_{top,y} / P_{top,y1}$ and A_{sp}

耐力面からみれば、帯金物は設置することが望ましいといえる。 $A_{mp} \neq 0$ の場合は、 A_{mp} が A_{sp} に比べ相対的に大きく、床構面がせん断降伏する仕様であれば、 A_{mp} の値によらず $P_{top,y} / P_{top,y1}$ は A_{sp} に対し直線的に推移することがわかる。これは式(11b)からもわかることであり、 $P_{top, sy}$ は n_{sp} と $K_{sh, sp1}$ に比例している。つまり、 $P_{top,y} / P_{top,y1} = A_{sp} / A_p$ であることは容易に理解できる。 A_{sp} がある程度高まることで相対的に帯金物の性能が低くなり、床構面が曲げ降伏するようになると、 A_{sp} に対する $P_{top,y} / P_{top,y1}$ の上昇の程度が小さくなり、加えて A_{mp} による違いが表れる。このときの、パネル間に作用する各抵抗力式(5)-(7)と式(10a)により求めるパネル間の回転中心位置が連成しながら各パラメータの影響を受けるため、 $P_{top,y} / P_{top,y1}$ の厳密解を陽な形で表すことは難しいが、概ね $A_{sp} / (2.5A_p) + A_{mp}$ から $A_{sp} / (3A_p) + A_{mp}$ で近似できることを確認した。つまり、曲げ降伏する仕様では、接合具の性能上昇により期待できる $P_{top,y}$ の上昇率がせん断降伏する場合に比べ、 $1/2.5 \sim 1/3$ 倍になる。

次に、剛性に着目する。Fig. 17 のような加力条件とする場合、床構面の微小変形範囲における面内剛性 K は式(12)で求まる。

$$K = 1 / [\delta_q + \delta_m] \quad (12a)$$

$$\delta_q = 3 / n_{sp} K_{sh, sp1}, \quad \delta_m = B_{CLT} (\theta_1 + 2\theta_2 + 3\theta_3) \quad (12b, c)$$

$$\theta_i = 3M_i / [K_{t, mp1} l_t (l_c - 2l_t') + L_{CLT} E_{CLT} I_{CLT}^2 / B_{CLT}] \quad (12d)$$

ここで、 δ_q は床の頂部変位におけるせん断変形成分であり、 δ_m は床の頂部変位における曲げ変形成分である。Fig. 21 に $A_{mp} = A_{sp} = A_p = 1.0$ (基準仕様) の場合の初期剛性 K_1 に対する各仕様の初期剛性の比率 K / K_1 を示す。図中の太線は $A_{sp} = 1.0$ の結果である。全体として、 A_{sp} と A_{mp} が大きくなるほど、また、 A_p が小さくなるほど K / K_1 は上昇している。式(12b)から分かるように、せん断変形 δ_q は A_{mp} に依存しないため、 A_{mp} の増大に伴い K / K_1 が上昇するのは、曲げ剛性の上昇による影響であることがわかる。仮に曲げ変形 δ_m が無視できるほど曲げ剛性が大きければ、 K / K_1 は A_{sp} および A_p に対応した値に収束していくが、本検討の範囲では、 $A_{sp} = 0.25$ および 0.5 かつ、 $A_p = 1.33$ および 1.0 の場合に、この傾向がわずかにみられるものの、ほとんどの場合で K / K_1 は収束していない。言い換えれば、本検討の範囲

Fig. 21 Relation between K/K_1 and A_{mp}

では、床の曲げ剛性を無視できるほどの仕様は無いと言える。

各パラメータによる K/K_1 の推移に着目すれば、 $A_{mp}=0.0\sim 3.0$ の範囲($A_{sp}=A_p=1.0$)で、 K/K_1 は 0.62~1.47 倍で推移している。 $A_{sp}=0.25\sim 3.0$ の範囲($A_{mp}=A_p=1.0$)では、 K/K_1 は 0.45~1.98 倍で推移しており、帯金物の性能に比べ接合具 1 対当たりの性能が及ぼす影響が大きいことがわかる。しかし、 A_{sp} による K/K_1 の変化は直線的でなく、 A_{sp} が大きくなる(接合具 1 対当たりの性能が高い)ほど、 K/K_1 の変化は鈍くなる。 $A_p=0.33\sim 1.33$ の範囲($A_{mp}=A_{sp}=1.0$)では、 K/K_1 は 1.94~0.85 となり、 A_p が小さい(接合具ピッチが狭い)ほど、 K/K_1 の変化は大きくなる傾向が見られた。

5. 2 概ね剛床とみなせる仕様の検討

最後に CLT 床構面が概ね剛床とみなせる仕様の検討を行う。CLT 床構面は他の木質床構面に比べ、高い面内性能を有しているため、高剛性・高耐力の耐力壁と CLT 床構面が併用されることも想定される。その際、剛床とみなせるか否かは、床構面の面内剛性と耐力壁の剛性とのバランスで決まるため、高い面内剛性を有する CLT 床構面を用いたとしても必ず剛床が成立するとは言いきれない。文献 2,3)では、振動論に基づき、床構面が巨視的にせん断変形するような線形構造に対して 1 方向入力と考えた場合、工法によらず概ね剛床とみなせる条件として、

$$\omega_y/\omega_\theta = \sqrt{4GV/K_\theta} \geq 1.5$$

$\omega_y = \sqrt{4GV/I}$, $\omega_\theta = \sqrt{K_\theta/I}$, $K_\theta = \sum_i k_{xi}y_i^2 + \sum_i k_{yi}x_i^2$ (13a-d)^{2,3)} を提案している。 G は床構面のせん断弾性係数、 V は床構面の体積、 K_θ は質量中心回りのねじれ剛性、 I は床構面の回転慣性、 k_{xi} および k_{yi} は耐力壁の x および y 方向の剛性、 x_i および y_i は質量中心から耐力壁までの距離である。なお、文献 2,3)では、式(13a)の下限値の設定は設計者の判断に委ねるべきとしているが、推奨値として 1.5 を挙げている。そこで本論も 1.5 を下限値として検討を行う。また、CLT 床構面は、CLT パネル自体のせん断変形は小さいが、複数枚の CLT パネルから構成される床構面になれば巨視的にせん断変形しているものとして捉えることができる。式(13a)を、CLT 床構面の微小変形範囲における面内剛性 K (式(12))、床構面の幅 B ($=4B_{CLT}$ (Fig.17))を用いて書き換えると式(13e)になる。

$$K_\theta \leq \frac{16}{9}KB^2 (\equiv K_{\theta UL}) \quad (13e)$$

つまり、床構面の仕様により決まる $K_{\theta UL}$ が、下階の耐力要素の仕様と配置で決まるねじれ剛性 K_θ 以上であれば、概ね剛床とみなせるということである。なお、文献 2,3)では床版をせん断パネルとして扱っているため、本論のような加力を想定(Fig.17)すると、 δ_m の分だけ K を小さく評価することになる。しかし、これは $K_{\theta UL}$ を小さく評価することと同じであるから、結果として式(13e)から求める評価が安全側になることと、今後実験によって K を得る際のデータ処理が簡易になるであろうことを考慮して Fig.17 を想定した。床構面の

Fig.22 Relation between $K_{\theta UL}$ and A_{amp}

平面寸法を 2 章と同じとした場合を例として、Fig.22 に接合部仕様を変化させた CLT 床構面の $K_{\theta UL}$ の推移を示す。 $K_{\theta UL}$ は CLT 床構面が概ね剛床として挙動できる K_θ の上限値であるから、換言すれば、Fig.22 は様々な接合部仕様の CLT 床構面における概ね剛床とみなせるクライテリアを示している。本論で用いた接合部仕様の性能 (Table8) を基準($A_{mp}=A_{sp}=A_p=1.0$)として、実際に床構面に使用する接合部の A_{mp} , A_{sp} , A_p を実験や計算等によって求めておく必要があるが、耐力壁の仕様と配置が決まった後に式(13d)から K_θ を求め、その K_θ が各 A_{mp} , A_{sp} , A_p に対応した $K_{\theta UL}$ を下回っているかを Fig.22 で確認することによって、剛床成立の可否を判断することができる。仮に式(13e)を満足せず、接合部の補強が必要となった場合にも、剛床とみなすために必要な接合部性能が明確であるため、容易に接合部仕様を決定することができる。

6. おわりに

本論では、CLT パネル相互がスプライン接合部と帯金物で接合された CLT 床構面を対象として、水平加力実験、各要素実験、力学モデルの構築、接合部性能を変数としたパラメトリックスタディを行い、CLT 床構面の面内性能を調べた。以下に知見を示す。

- 1) CLT 床構面の水平加力実験を行い、面内性能を明らかにした。
CLT 床構面は、他の木質床構面に比して、耐力・剛性ともに優れており、高い面内性能を有していることを確認した。CLT パネル間の挙動に着目すると、スプラインに留め付けたタッピンねじが、せん断だけでなく曲げにも寄与していることから、スプライン接合部のせん断降伏がパネル間の回転挙動に影響を与える可能性を示した。
- 2) CLT 床構面が面内水平力を受けた際の抵抗メカニズムを仮定し、力学モデルを構築した。パネル間の接合要素をせん断パネと回転パネに縮約した簡易なモデルであるが、床構面全体の面内挙動およびパネル間の局所的な挙動を概ね再現した。
- 3) スプラインに打つ接合具のピッチを狭めるほど、また、接合具 1 対当たりの性能を高めるほど、床構面の剛性と任意変形時の耐力が上昇する傾向がみられた。帯金物については、床構面がせん断降伏する仕様であれば、それ以上に帯金物の性能を高めても面内性能に及ぼす影響は小さい。一方で、せん断降伏しない場合には、面内性能(特に降伏耐力)に及ぼす影響が大きい。
- 4) 降伏モードは、せん断接合部の性能と帯金物性能のバランスで決まり、床構面をせん断降伏させるには、接合部のせん断性能が高いほど、高性能の帯金物が要求される。帯金物の性能が不足すると曲げ降伏が先行し、降伏耐力が下がる。つまり、床構面の面内性能を高めるには、せん断接合部の性能を高めることが効果的であるが、その性能を発揮させるため、十分な性能の帯金物を取り付け、面内曲げ耐力を高めておく必要がある。
- 5) 各接合部性能が剛性に及ぼす影響は同程度であるが、そのなかでは接合具 1 対当たりの性能が及ぼす影響が大きい。また、本論で検討した範囲では、床構面の曲げ剛性を無視できる仕様は無いことを示した。
- 6) 床構面の平面寸法を 2 章と同じとした場合を例として、既往研究 2,3)に基づき、様々な接合部仕様に対応した概ね剛床とみなせるクライテリア($K_{\theta UL}$)を示した(Fig.22)。

謝辞

本研究における 2 章の実大水平加力実験は、日本 CLT 協会からの受託研究の成果であり、3 章以降は、(国研) 森林研究・整備機構森林総合研究所交付金プロジェクト(課題番号 201815)の研究成果である。2 章の実大水平加力実験を実施するにあたり、日本 CLT 協会の皆様にご協力いただきました。また、3 章の要素実験を実施するにあたり、元東京工業大学大学院の鈴木直人氏にご協力いただき、5 章の検討を行うにあたり、(国研)建築研究所の山崎義弘氏にご助言をいただきました。ここに記して感謝の意を表します。

参考文献

- 1) Agawa M., Nishimura A., Hanano K. and Miyazawa K.: Experimental Study on Seismic Performance of Wooden Houses in Consideration of Floor Stiffness and Wall Layout, Journal of Structural Engineering, Vol. 49B, pp. 599-606, 2003. 3 (in Japanese)
- 2) Yamazaki Y., Kasai K. and Sakata H.: A Basic Study on Dynamic Property and Seismic Response of Timber Structure with Flexible Floor and Uni-Axial Stiffness Eccentricity, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol. 76, No. 663, pp. 959-968, 2011. 5 (in Japanese)
- 3) Yamazaki Y., Kasai K. and Sakata H.: Reduced Expression for Timber Structure with Discretized Flexible Diaphragm and Seismic Response Evaluation Method, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol. 77, No. 676, pp. 927-936, 2012. 6 (in Japanese)
- 4) Noguchi H., Suzuki S., Kamiya F. and Sugimoto K. et al.: Study on Wooden Diaphragms Part1~9, Summaries of Technical Papers of Annual Meeting, Architectural Institute of Japan, Structures III, pp. 97-114, 1992. 7 (in Japanese)
野口弘行, 鈴木秀三, 神谷文夫, 杉本健一, 他: 木質ダイアフラムに関する研究(1)~(9), 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造 III, pp. 97-114, 1992. 7
- 5) Sugimoto K., Aoki K. and Kamiya F.: Lateral Loading Test of Wooden Diaphragms with 24mm Thick Plywood in 6 Different Ways, Abstracts of the Annual Meeting of Japan Wood Research Society, 61, H18-04-1100, 2011. 3 (in Japanese)
杉本健一, 青木謙治, 神谷文夫: 厚物合板を床梁と同一レベルに落とし込んだ床組の水平加力試験, 日本木材学会大会講演要旨集, 61, H18-04-1100, 2011. 3
- 6) Aoki K., Sugimoto K., Haramiishi T., Murata T., and Okabe M.: Racking Resistance of Horizontal Diaphragms Using Sugi CLT Panel Fastened with Screw Nails, Wood industry, Vol. 68, No. 11, pp. 556-561, 2013. 11 (in Japanese)
- 7) Okamoto S., Azumi Y., Kurumada S., Kawamura S. and Murakami M.: Study on Shear Performance of Horizontal Diaphragm Reinforced with Shear Keys Along CLT Joints, AIJ Journal of Technology and Design, Vol. 24, No. 57, pp. 631-636, 2018. 6 (in Japanese)
- 8) Japanese Agricultural Standards, Cross Laminated Timber, 2019. 8 (in Japanese)
日本農林規格: 直交集成板, 2019. 8
- 9) HOWTEC Japan Housing and Wood Technology Center: Design and Construction Manual for Building Using CLT 2016, Appendix DVD, 2016. 3 (in Japanese)
(公財)日本住宅・木材技術センター: 2016 年版 CLT を用いた建築物の設計施工マニュアル, 付録 DVD, 2016. 3
- 10) HOWTEC Japan Housing and Wood Technology Center: Allowable Strength Design for Post and Beam Wooden Houses, 1, pp. 299-301, 2017. 3 (in Japanese)
(公財)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(2017 年版), 1, pp. 299-301, 2017. 3
- 11) Sakata H., Yamazaki Y., Udagawa H. and Ohashi Y.: Experimental Study on Flexural-Shear Behavior of Mortise-Tenon Joint with Dowel, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of

AIJ), Vol. 77, No. 671, pp. 45-54, 2012. 1 (in Japanese)

- 12) Sakata H., Miyaki S., Yamazaki Y., Suzuki K., Ito H. and Fujishiro A.: A Study on Flexural-Shear Behavior of Timber Joint Using Lagscrewbolts, Driftpins and Steel Plate, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol. 78, No. 694, pp. 2163-2171, 2013. 12 (in Japanese)
- 13) Sakaguchi Y., Sakata H., Nakata K., Nakano T., Ito H. and Kataoka R.: Experimental Study on Mechanical Behavior of Timber Semi-Rigid Joint Using Hanger with Drift Pins Part2, Summaries of Technical Papers of Annual Meeting, Architectural Institute of Japan, Structures III, pp. 127-128, 2006. 7 (in Japanese)
坂口裕美, 坂田弘安, 中田捷夫, 中野稔久, 伊東洋路, 片岡良二: ドリフトピン・ハンガー接合システムを用いた木質半剛接合部の力学的挙動に関する実験研究: その 2, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造 III, pp. 127-128, 2006. 7

付録 A1 圧縮応力度の定義について

スプライン用の切欠きを施していない直方体の CLT を試験体を用いた以外は 3.3 節と同じ条件で圧縮試験を行った。CLT 相互の接触面積は約 1.23 倍違うものの、強軸ラミナの受圧面積は等しい。3.3 節の結果と比較すると、単位幅あたりの軸剛性 EA が同程度であったことから、強軸ラミナが軸力を負担していると考え、本論では強軸ラミナの受圧面積を用いて応力度を求めた。

Fig.A1 Relation between Compression load per width and strain

付録 A2 帯金物とスプライン接合部の圧縮抵抗について

2 章の実験によれば、STF の圧縮軸力が約 5kN となるまでは、STF の圧縮剛性は引張剛性と同様であり、それ以上の範囲で STF は圧縮力を負担していなかった(詳細データは省略)。圧縮剛性と引張剛性が同値として、単位幅あたりの圧縮剛性 EA に書き換えると、22.2kN/mm となり CLT の圧縮剛性(Fig.A1)に比べ小さい。スプライン接合部の圧縮抵抗については、付録 A1 で示したように、CLT パネル相互の圧縮力は強軸ラミナが負担していると考えられるため、切欠き部の合板の有無は圧縮抵抗に影響しない。また、タッピンねじのすべり剛性(Fig.8, Table8)も CLT の圧縮剛性(Fig.A1)に比べ明らかに小さい。そのため、本論では CLT パネル相互の圧縮抵抗のみを考慮した。

付録 A3 スプライン接合部の引張性能

3.3 節で用いた試験体と同じ規格・形状の CLT にスプラインを取付け、単調引張実験(6 体)を行った。スプラインの仕様は 3.1 節と同様であり、タッピンねじは 1 対とした。変位は CLT パネル間の相対変位を計測した。1 対当たりの荷重-変位関係を比較したところ、せん断(Fig.8)と引張の性能は同様であった。

Fig.A2 Compare tensile and shear test result

STUDY ON IN-PLANE PERFORMANCE OF CLT DIAPHRAGM CONNECTED WITH METAL PLATE AND SPLINE

Effect of joints performance on in-plane strength and stiffness

*Kento SUZUKI^{*1}, Yasunobu NODA^{*2}, Hirofumi IDO^{*3}, Seiichiro UKYO^{*2},
Ken-ichi SUGIMOTO^{*4}, Fumio KAMIYA^{*5} and Takamichi NAKAKOSHI^{*6}*

^{*1} Researcher, FFPRI, Dr.Eng.

^{*2} Senior Researcher, FFPRI, Dr.Agr.

^{*3} Chief, FFPRI, Dr.Agr.

^{*4} Chief, FFPRI, Dr.Bioresource Sciences

^{*5} Chief Technical Officer, Seihoku Corporation, Ph.D. in Agr.

^{*6} Personnel, Japan Cross Laminated Timber Association

Diaphragm need to have high in-plane strength and stiffness of shear walls to perform in structure. However, it is difficult to regard timber diaphragm as rigid due to characteristics of timber structures. Considering this background, there are a lot of studies about in-plane performance for timber diaphragm. However, few studies have focused on the in-plane performance of CLT diaphragm, which has become popular in recent years. There are generally two types of CLT diaphragm. One is the diaphragm sheathed with CLT panels on floor frame. The other is the diaphragm constructed by only CLT panels jointed without floor frame. There are some data about the former diaphragm; some studies showed the in-plane performance obtained by experiments and analysis. On the other hand, the study about the latter is not found. Thus, it is necessary to clear in-plane performance of the CLT diaphragm without floor frame. In the present study, we discussed about in-plane performance of the CLT diaphragm without floor frame, modeling method to predict in-plane performance and the effect of joints performance on the in-plane performance.

Chapter 2 showed the experimental outline and the results about the lateral loading test of the full scale CLT diaphragm to clear in-plane performance. It is shown that in-plane performance of CLT diaphragm is higher than timber diaphragm nailed thick plywood considered to have high performance. The effect of the shear behavior on the rotational behavior was observed at the boundary position of each CLT panel.

Chapter 3 showed the experimental outlines and the results about the joint tests to get their seismic performance of joints were used on CLT floor. In this chapter, it was focused on the shear performance of spline joint, the tensile performance of metal plate, in particular metal joint STF (χ mark), and the compression performance of CLT-to-CLT.

In Chapter 4, mechanical model based on mechanism to resist lateral load of CLT diaphragm was proposed. The model was validated as a predictor of in-plane performance and local behavior.

Finally, in Chapter 5, the effect of the structural performance of joints on the in-plane performance of CLT diaphragm was discussed by parametric study. The shear performance of joint (A_{sp}), the tensile performance of metal joint (A_{mp}) and the pitch of shear joint (A_p) were dealt as parameter in the study. On the whole, the higher A_{sp} and the lower A_p were, the higher in-plane performance was. Focus on the effect A_{mp} . The influence was small even though A_{mp} was higher, in case of shear yield occurring. On the other hand, in case of bending yield occurring, the influence was big. In particular, the influence of A_{mp} on yield force was big. If tensile performance of metal plate was short, yield force of diaphragm decreased and the effect of A_{sp} became less. Therefore, the importance of tensile performance of metal plate was shown. In addition, focus on the stiffness, specification of joint to regard CLT diaphragm as almost rigid was shown. The specification can be obtained by comparing the torsional stiffness with K_{OUL} derived from specification of joint of CLT diaphragm.

(2020年7月9日原稿受理, 2020年11月18日採用決定)