面内応力を受ける CLT の接着面を CZM とした有限要素法モデルの検討 ANALYTICAL STUDY OF CROSS LAMINATED TIMBER FEM MODEL WITH ADHESION SURFACE MODELED BY COHESIVE ZONE MODEL UNDER IN-PLANE STRESS

松田昌洋^{*1}, 佐野 竣 祐^{*2}, 五十田 博^{*3}, 岡部 実*4 Masahiro MATSUDA, Shunsuke SANO, Hiroshi ISODA

and Minoru OKABE

This paper presents a FEM model that can simulate the in-plane behavior of Cross laminated timber (CLT). In the analytical model, the wood was modeled by orthotropic elasticity and the adhesion surface was modeled by Cohesive Zone Model. In order to verify the accuracy of the analytical model, several previous experiments were simulated. Generally, the good agreement between the analyses and all experimental results was shown, and the in-plane behavior of CLT could be simulated.

> Keywords: Cross laminated timber, Single wide panel, In-plane behavior, Finite element method, Cohesive zone model, Orthotropy 直交集成板, 大版パネル, 面内挙動, 有限要素法, 凝集帯モデル, 直交異方性

1. はじめに

CLT は面内及び面外の荷重に対して抵抗することができることか ら、壁や床の部材として利用される。ここで壁に利用し水平力が作用 した際の面内せん断について考えると、CLT は複数のラミナを繊維 が直交するように積層接着していることにより、設計では多くの破壊 モードを考慮する必要がある。さらに、開口を有する CLT パネルを 用いて構成する「大版パネル架構」が水平力を受けた場合には、開口 隅よりの破壊や壁と垂れ壁、腰壁の交差部でのローリングシアー破壊 が生じる。これまで面内の応力状態や破壊性状を明らかにするために、 実験的、さらには解析的に検討が進められている。実用性の高い基本 的なモデルとして一般的な梁要素、せん断パネル及びバネ要素によっ て構成されるフレームモデルが提案されている »。

ここで面内性能に関連する有限要素モデルを考えた場合、わが国で は CLT パネルは弾性平面異方性シェル要素、接合部は非線形バネに 置換するモデルが提案されている²⁾。一方、海外に目を向けると CLT の構成をより忠実に再現した、層間の接着層を力学的にモデル化する 方法が提案されている 3。そこで本研究では、大版パネルの亀裂に至 る段階までの各部の応力を忠実に再現することを目的とし、ラミナの 直交異方性や接着層を考慮した有限要素モデルについて検討した。ま ずは、基本的な挙動追跡として、単純ばりを追跡し、その後、開口部 の隅角部を取り出した L 形試験体について、押し引きの挙動の違い

や実験時に計測した各点と各部解析結果の比較をした。そして、最後 に、開口を有する大版パネル壁構面試験体が破壊に至るまでを解析的 に追跡し、実験結果と応力や破壊性状などを比較した。

2. 解析モデルの構成

本章は FEM 解析のモデルの構成方法について説明する。3 章以降 で述べる解析は基本的にここで説明する方法による。なお、解析に使 用したプログラムは ANSYS.2021.R1 である。

2.1 ジオメトリ

CLT の解析モデルの構成方法を図1に示す。解析モデルは、前述 したとおりラミナ交差面でのずれ変形やねじれ変形による破壊モー ドを追跡できるように繊維平行層、繊維直交層それぞれラミナー枚ご とにジオメトリを構築した。また、今回対象とする実験に使用された CLT はすべてラミナの幅方向を接着していない「幅はぎ接着なし」 の CLT であるため、解析モデルでは繊維方向が平行な層においてラ ミナ間に 0.1mm のギャップを設けている。ラミナは直交異方性を考 慮した線形材料のソリッド要素とし、接着面は次節で詳述する Cohesive Zone Model(以下、CZM)を定義したインターフェース要 素とする。

2.2 Cohesive Zone Model (凝集帯モデル)

Assist. Prof., Faculty of Eng., Shinshu University, Dr.Eng.

既往研究における CLT の FEM 解析 3)を参考に CLT 層間の接着面

*1 信州大学学術研究院工学系 助教·博士 (工学) *2 (株)奥村組 修士(工学)

(元 信州大学大学院総合理工学研究科 大学院生)

*³ 京都大学生存圏研究所 教授・博士 (工学) *⁴ (一財) ベターリビングつくば建築試験研究センター 博士 (農学)

Okumura Corporation, M.Eng. (Former Grad. Student, Grad. School of Science and Technology, Shinshu University)

Tsukuba Building Research and Testing Laboratory, Center for Better Living, Dr.Agr.

Prof., RISH, Kyoto University, Dr.Eng.

を CZM でモデル化することとした。ここで、CZM はインターフェ ース要素とともに用いられる部材間に応力を伝達する厚さ 0 の界面 として説明される。そして、CZM の力学的法則は2直線の境界法則 (図2)に従う。2直線の境界法則では接合する部材同士が離れる方 向(法線方向)と部材同士が滑る方向(接線方向)に対し、境界面の 変位移動に対する表面応力の変化を定義することが可能である。 CZM において境界面の挙動は最大表面力 T^{max}に達する変位δ*で分 離が始まり、最大変位δ。に達したときに剛性が0となり完全に分離 する。また、最大表面力に達するまでの勾配 k が初期の接触剛性とな る。

2.3 解析用パラメータ

2.3.1 材料特性

CLT ラミナのヤング係数及びせん断弾性係数のパラメータを CLT の構成区分ごとに表1に示す。今回用いる解析モデルではラミナを1 枚ごとにモデル化するため、それぞれのラミナの実態に応じたラミナ のヤング係数及びせん断弾性係数を設定する必要がある。追跡を行っ た CLT の樹種はすべてスギで、CLT の強度区分は Mx60 である。木 材繊維方向のヤング係数 EL は文献(4)、せん断弾性係数 G は文献 (5) の実験から算出された数値を参照する。ラミナの繊維直交方向 のヤング係数は「木質構造設計規準・同解説」のより繊維方向のヤン グ係数の1/25とした。ポアソン比は文献(7)を参照し、スギのポア ソン比を設定した。ここで、木材の異方性におけるせん断力に対して 最も脆弱な方向のせん断弾性係数 GRT については、後述するパラメ トリックスタディで検討した値を設定した。

2.3.2 CZM のパラメータ

CZM の接線方向の最大表面力は、とりあえず石原らの報告 8のう ち 45 度ブロックせん断試験によるスギのせん断強度 τ=3.0N/mm² とした。この研究の実験方法より、強度は CLT の純粋な接着せん断 強度と考えられる。なお、とりあえずという意味はローリングシアー 破壊した試験体については別途検討を実施していることによる。 CZM の接線方向の接触剛性は文献(9)を参考に kt=10³N/mm³とし た。なお、本研究の解析は面内応力が対象であり、法線方向の剥離は 影響しないと考える。法線方向については文献(10)を参考に図2に 示す値をパラメータとし、接線方向より大きな最大表面力及び接触剛 性を設定した。

2.3.3 パラメータの妥当性の確認と再設定

前述した各パラメータの妥当性の確認を目的に、岡部ら 11)により 実施された圧縮型ローリングシアー実験(図3)を追跡した。解析モ デルを図4に示す。解析モデルの構成方法は2.1で説明した方法とし









表1 材料パラメータ

3 層 3 プライ		水平ラミナ 2 層目 X	鉛直ラミナ 1、3 層目 Y
ヤング係数 [N/mm ²]	EL	6800	8150
	ET	272	326
	E _R	272	326
ポアソン比 ⁷⁾	$\nu_{\rm LT}$	0.580	0.580
	$\nu_{\rm RT}$	0.901	0.901
	$\nu_{\rm LR}$	0.405	0.405
せん断弾性係数 [N/mm ²]	G _{LT}	635.5	635.5
	G _{RT}	70	70
	G_{LR}	635.5	635.5



5 層 5 プライ		水平ラミナ 2、4 層目	鉛直ラミナ 1、5 層目	鉛直ラミナ 3 層目
		Х	Y	Y
トレガな粉	EL	6100	8150	6100
「ンク休奴 [N/mm2]	ET	244	326	244
	E _R	244	326	244
ポアソン比 ⁷⁾	ν_{LT}	0.580	0.580	0.580
	$\nu_{\rm RT}$	0.901	0.901	0.901
	$\nu_{\rm LR}$	0.405	0.405	0.450
せん断弾性係数 [N/mm ²]	G _{LT}	635.5	635.5	635.5
	G _{RT}	70	70	70
	G_{LR}	635.5	635.5	635.5







インターフェース要素 図 4 解析モデル

た。メッシュサイズはアスペクト比が 1:1:1 で 1 辺が 10mm のメッ シュとし、境界条件は実験と同じで脚部はすべての節点の XYZ を拘 束し、加力全面に対して強制変形を与えた。

ここで、せん断弾性係数 GRT は他の方向のせん断弾性係数より極 端に低く ⁷⁾、ローリングシアー実験においてもせん断力 τ RT によって 直交層が破壊しており(写真1)、GRTの値を適切に評価しなければな らない。しかし、スギのせん断弾性係数 GRT は渋谷ら 12の報告によ ると 100N/mm²、文献(7) では 15N/mm²と値がばらついている。 そこで、GRTを下限値と考えられる 20N/mm²から 100N/mm²の間で 変動させ、パラメトリックスタディを行った。図5に実験と解析結果 の荷重変形関係の比較を示す。これより GRTを 70N/mm²程度とする と剛性が実験結果に適合することがわかる。また、GRTを 70N/mm² としたときの実験結果の最大荷重の平均時の応力コンター図及びベ クトルひずみ分布図を図6に示す。YZ成分応力コンター図及びひず み分布から実験結果の破壊性状と同様のせん断力が加わっているこ とが確認された。さらに、CZM の接線方向の最大表面力を実験にお けるせん断応力度 τ=1.64N/mm²(以下、ローリングシアー強度とす る)とすると図5に示すように最大応力度も一致した。なお、仮定と して不適切であることは明白であるが、せん断弾性係数 GRT を 635.5N/mm²とした場合は実験値と適合しない。

以降の解析でも G_{RT}に 70N/mm²を用いて良好な結果が得られてい るが、本数値については更なる検討が必要と考えている。なお、以降 の解析において、G_{RT}については直接的に結果には影響を与えないこ とを一言断りおく。以上の考察に基づきパラメータを再設定し、表 1 の通り定めた。

3. 基本要素の解析としての面内曲げ

3.1 面内曲げ実験の追跡

3.1.1 実験概要

対象とする試験体は文献(4)の「ラミナ管理をした CLT 面内通直 曲げ試験」(図7)である。CLT の強度等級は Mx60 に分類され、構 成区分は3層3プライ(90mm 厚)及び5層5プライ(150mm 厚) である。この実験は3.2 で解析対象としているL形試験体の破壊起 点となる開口入隅部と同じ力学状態で曲げ破壊をすることを意図し た面内曲げ実験である。また、面内曲げ実験、L形実験ともに曲げ破 壊が生じる際にラミナのフィンガージョイントの影響を避けるため、 フィンガージョイントのないラミナを使用している。

3.1.2 解析モデル

メッシュサイズをアスペクト比で 1:1:1、1 辺を 30mm とした。境 界条件は片端ピンと片端ローラーである。加力方法は梁中央で加力板 に相当する幅に対して鉛直下向きに 50mm の変位を与える変位増分 制御とし、荷重ステップは1ステップで変位が 0.1mm となるように 制御した。

3.1.3 解析結果

解析結果と実験結果の荷重変形の比較を図 8 に示す。剛性につい ては極めて良好に追跡できている。一方で最大荷重については、CZM の接線方向の最大表面力が接着せん断強度、ローリングシアー強度の いずれの場合も実験値とは一致しない。これは、材料特性が線形であ るとともに、実験において接着層での破壊ではなく、曲げ応力度に対 して繊維方向となる有効層の曲げ破壊が最大荷重を決定しているこ



図9 面内曲げ応力コンター図

とによる。そこで破壊性状の参考に資することを目的に、実験の最大 荷重時 (P_{max}平均時)から算出される有効層の最大曲げ応力度と解析 結果 (CZM の最大表面力が接着せん断強度の場合)の有効層の曲げ 応力度を比較した。図9に実験のP_{max}平均時での曲げ有効層のX成 分応力コンター図を、表2に実験値の最大有効曲げ応力の平均値及 び実験のP_{max}平均時での有効層の要素中心解での最大応力の比較を 示す。最大応力は3層3プライでは48.7N/mm²、5層5プライでは 43.5Nmm²であった。実験結果の有効層の曲げ応力度はそれぞれ 51.9N/mm²及び47.8N/mm²である。圧縮側の塑性化を考慮していな いこともあり、解析は多少低めであるが、誤差は1割程度である。今 後、圧縮側の塑性化をモデル化すればより近似するものと考えられる。

3.2 L 形実験の追跡

3.2.1 実験概要

対象は文献(4)の「ラミナ管理をしたL形実験」、文献(13)の 「L形パネル水平加力実験」(図10)の試験体LBである。この実験 は開口部を有するCLT大版パネル架構の開口部周辺で生じる脆性的 な破壊のメカニズムを解明することを目的に実施された。ここで、試 験体寸法は縦材をラミナ幅の倍数とし、横材と縦材の軸心モーメント が等しくなるように設計されている。つまり、横材は結果としてラミ ナ幅が端部で調整されている。加力方法は引き側単調載荷、押し側単 調載荷、正負繰り返し加力の3パターンであるが、今回解析で比較を 行うのは引き側単調載荷及び押し側単調載荷の実験結果である。

図 11 に実験結果から得られた加力方法ごとの破壊性状を示す。3 層3プライ試験体において、引き側加力では主に直交層の曲げ破壊、 押し側加力ではラミナの積層方向にパネルゾーンがずれることで生 じるローリングシアー破壊が生じる傾向にあった。5層5プライ試験 体では、引き側加力と押し側加力ともに直交層・平行層の曲げ破壊を 生じていたが、押し側加力においては、主な破壊性状は3層3プラ イと同様にパネルゾーンにおけるローリングシアー破壊であった。

3.2.2 解析モデル

メッシュサイズをアスペクト比で 1:1:1、1 辺を 30mm とした。縦 材ではラミナ幅が 120mm であり、30mm でメッシュが構成される が、横材については上部でメッシュサイズを調整した。境界条件は、 実験での境界条件と同様の支点位置で回転自由としている。加力方法 は実験と同じ位置の加力点に正負ともに水平方向に 50mm の変位を 与える変位増分制御とし、荷重ステップは 1 ステップで変位が 0.1mm となるように制御した。

3.2.3 解析結果:荷重変形関係と破壊性状

図12に引き側単調載荷及び押し側単調載荷の実験結果と解析結果 の荷重変形関係の比較を示す。ローリングシアー破壊は接着されたラ ミナが表裏層のラミナをずらすようにせん断力が働くことで起きる 破壊であり、解析では CLT の接着領域をモデル化している CZM の 接線方向の最大表面力で表される。図中には CZM の最大表面力を CLT の純粋な接着せん断強度 τ =3.0N/mm²とした場合とローリング シアー強度 τ =1.64N/mm²とした場合の 2 つの結果を示した。ローリ ングシアー強度として解析すると、荷重変形関係で 3 層 3 プライ、5 層 5 プライともに初期剛性だけでなく最大荷重についても実験結果 の最大荷重の平均に適合していることがわかる。

次いで、面内曲げ実験と同様に応力コンター図から実験結果の破壊 性状が起こるような応力状態となっているかを確認する。図 13 に実

表2曲げ応力度比較

構成区分	3層3プライ	5層5プライ
実験[N/mm ²]	51.9	47.8
解析[N/mm ²]	48.7	43.5
比率(解析/実験)	0.94	0.91



験結果の最大荷重の平均時の応力コンター図を示す。引き側単調載荷 では、ごく当たり前であるが、第一主応力コンター図から直交層と平 行層それぞれ開口入隅部に最も近い位置のラミナに曲げによる引張 応力が集中していることが確認された。一方で、押し側単調載荷では、 開口入隅部と同じ高さの袖壁最外部にて平行層の曲げによる引張応 力が集中していることが確認された。これらは各加力方法での実験結 果で曲げ破壊が起きた位置と一致している。また、押し側単調載荷で CZMで表される接線応力がパネルゾーンで集中していることが確認 された。これは実験での押し側単調載荷の破壊性状でパネルゾーンの ローリングシアー破壊が起きていることと符合している。

3.2.4 応力状態の比較と破壊強度の推定

前項で概ねの傾向を捉えられていることは確認できたが、さらに実 験時のひずみ分布より詳細に観察を進める。引き側単調載荷では直交 層での曲げ破壊が主な破壊であったため、その曲げ応力度で比較する。 比較する試験体は開口入隅部に集中的にひずみゲージを貼り付けた 代表的な試験体である。実験結果の曲げ応力度は式(1)で算出した ものと直交層下端に貼り付けたひずみゲージ(図 14)で計測したひ ずみ ε にひずみゲージを貼り付けたラミナの事前に計測したヤング 係数 E を乗じて算出した曲げ応力度である。

$$\sigma_b = \frac{M}{Z_e} \pm \frac{P}{A} \tag{1}$$

$$Z_e = \frac{bh^2}{6} \tag{2}$$

$$M = V \times L \tag{3}$$

ここで、

b:有効層のラミナ厚さ

h: 横材のせい

P=V:ロードセルから測定された荷重

L:加力点から入隅部までの距離

A:有効断面積

曲げ応力度の比較結果を図 15 に示す。比較した荷重時は 3 層 3 プ ライ、5 層 5 プライそれぞれひずみを計測している試験体の最大荷重 P_{max}を基準とした。3 層 3 プライ、5 層 5 プライともに式(1) で算 出した曲げ応力と比較すると開口入隅部に近づくにつれ応力が高く なり応力集中が生じていると考えられる。ひずみゲージから算出され





引き側単調載荷 (τ=3[N/mm²])







^{1.63976}-1.27537^{-.910976}-.546585^{-.182195},182195 .546586 .910976^{1.27537}1.63976 押し単調載荷





図15 開口入隅部曲げ応力度比較

た曲げ応力度分布と解析結果(CZMの最大表面力が接着せん断強度 の場合)の比較では、3層3プライ、5層5プライともに良く適合し ていることがわかる。なお、実験時には応力集中が見られない試験体 も存在しており、その解釈については今後検討を要する。

3.2.5 各部の変形の比較

L形実験の引き側単調載荷では図16に示す通り、試験体の各部分 に変位計を設置していた。そこで以下の式によって実験値から算出し た曲げ変形、せん断変形と解析結果を比較した。

・曲げ変形⁴⁾

$$\Delta 梁 \ddot{m} = \theta_1 \times L_1 \tag{4a}$$

ここで、

- θ_1 :梁端における曲げたわみ角[rad]
- θ_2 : 梁中央における曲げたわみ角[rad]
- θ_3 : 柱における曲げたわみ角[rad]

各ゾーンの曲げたわみ角は以下の式で表される。

$$\theta_1 = \frac{\Delta_{\mathcal{K}^{\underline{\psi}}\,1} - \Delta_{\mathcal{K}^{\underline{\psi}}\,2}}{H_1} \tag{5a}$$

[NN] 画記

30

语意[KN]

可重[kN]

20

$$\theta_2 = \frac{\Delta_{\# \Psi 3} - \Delta_{\# \Psi 4}}{H_1} \tag{5b}$$

$$\theta_3 = \frac{\Delta_{\underline{\mathfrak{M}}\underline{\mathfrak{a}} \ 5} - \Delta_{\underline{\mathfrak{M}}\underline{\mathfrak{a}} \ 6}}{H_2} \tag{5c}$$

・せん断変形¹⁴⁾

$$\Delta_{hs} = \frac{\Delta_{ds}}{\cos\theta} \tag{6}$$

$$\cos\theta = \frac{\alpha}{\sqrt{\alpha^2 + \beta^2}} \quad \sin\theta = \frac{\beta}{\sqrt{\alpha^2 + \beta^2}} \tag{7}$$

ここで、

 Δ_{hs} : せん断水平変位

 $\Delta_{ds}: 各ゾーンにおける対角方向の変位(Δ梁端、Δ梁中央、Δ柱、$ $<math>\Delta$ パネル) $\alpha: 各ゾーンの水平距離$

β: 各ゾーンの鉛直距離

各ゾーンのΔ_{ds}は以下の式で表される。

$$\begin{split} \Delta &\mathbb{R}^{\text{diff}} = \frac{\Delta_{\beta \downarrow 1} - \Delta_{\beta \downarrow 2}}{2} - \frac{\Delta_{k \mp 1} + \Delta_{k \mp 2}}{2} \cdot \cos \theta - \frac{\Delta_{\beta \downarrow \bar{\alpha} 1} + \Delta_{\beta \downarrow \bar{\alpha} 2}}{2} \cdot \sin \theta \quad (8a) \\ \Delta &\mathbb{R}^{\text{diff}} = \frac{\Delta_{\beta \downarrow 3} - \Delta_{\beta \downarrow 4}}{2} - \frac{\Delta_{k \mp 3} + \Delta_{k \mp 4}}{2} \cdot \cos \theta - \frac{\Delta_{\beta \downarrow \bar{\alpha} 2} + \Delta_{\beta \downarrow \bar{\alpha} 3}}{2} \cdot \sin \theta \quad (8b) \\ \Delta &\mathbb{R}^{\text{diff}} = \frac{\Delta_{\beta \downarrow 7} - \Delta_{\beta \downarrow 8}}{2} - \frac{\Delta_{k \mp 6} + \Delta_{k \mp 7}}{2} \cdot \cos \theta - \frac{\Delta_{\beta \downarrow \bar{\alpha} 5} + \Delta_{\beta \downarrow \bar{\alpha} 3}}{2} \cdot \sin \theta \quad (8c) \\ \Delta &\mathcal{N}^{\text{diff}} = \frac{\Delta_{\beta \downarrow 5} - \Delta_{\beta \downarrow 6}}{2} - \frac{\Delta_{k \mp 5} + \Delta_{k \mp 6}}{2} \cdot \cos \theta - \frac{\Delta_{\beta \downarrow \bar{\alpha} 3} + \Delta_{\beta \downarrow \bar{\alpha} 4}}{2} \cdot \sin \theta \quad (8d) \end{split}$$







図 17 各ゾーンの変形

比較結果を図 17 に示す。変位が 1mm にも満たない微小変位もあ るため完全な一致とはいかないが、各部分において曲げ変形及びせん 断変形は実験値に対して解析値がある程度良く適合していることが 確認された。なお、実験結果よりパネルゾーンにおいてせん断剛性が 低下することが報告されている 4。これは面内せん断変形に加えて、 層間のねじりに起因したローリングシアー変形が原因としている。こ こでパネルゾーンの荷重・せん断変位関係が近似していることから、 接着面を CZM でモデル化したことによりラミナ層間の交差領域に おけるせん断変形及びねじり変形についても精度よくモデル化でき ているといえる。

4. 大版パネル壁構面実験の追跡

4.1 実験概要

対象とする試験体は文献(13)で報告された試験体のうち1スパンの試験体1S4-A、1S4-Bとした。CLTはいずれも90mm厚の3層3プライ、幅4000mmの大版パネルで、開口形状は掃き出し型開口

(1S4-A)と窓型開口(1S4-B)である。ラミナ幅は120mmであり、 試験体製作における切り出しの結果、試験体端部でラミナ幅が調整さ れている。実験方法を図18に示す。加力方法は垂れ壁中央を加力点 とした正負交番3回繰り返し載荷、目標変形角は1/450、1/300、1/200、 1/150、1/100、1/75、1/50、1/30radであった。図19に脚部の詳細を 示す。パネル脚部は、UT 金物(引張金物)及びUS 金物(せん断金 物)をビス STS-C65で CLT に留め付け、金物と基礎治具はM16高 力ボルトで固定されている。また、高力ボルトには初期張力として 10kN を与えた。実験結果の破壊性状を図20に示す。図中の番号は 図23の番号と対応している。破壊性状はどちらも開口入隅部を起点 とした亀裂破壊であった。また、構面が最大変形に至るまでに、引張 接合部におけるビスの抜けやそれにともなう木部の損傷も生じた。詳 細は文献を参照されたい。

4.2 解析モデル

メッシュサイズは鉛直平面 100×100mm、厚さ方向 30mm を基本 とした。実際のラミナ幅は120mm であるが、モデル上ではラミナ幅 100mm の CLT として壁全体を構成している。これは開口入隅部と ひずみゲージを貼り付けた位置で一部メッシュサイズを細かく設定 したため、使用しているソフトウエアの要素や節点の制限上100mm とせざるを得なかったことによる。脚部接合部は引張金物、せん断金 物、CLTの支圧をそれぞれ非線形バネでモデル化した(図 21)。引張 バネとせん断バネの位置は実験での金物配置と同様としており、圧縮 バネは 100mm 間隔で脚部全体に配置した。引張金物とせん断金物の 性能は、文献(15)で報告された実験値より図22のように設定した。 ここで、文献(15)では US 金物を留め付けたビスの本数は 10本で あるのに対し、構面実験では16本のため、軸力のみ1.6倍として示 した。CLT の支圧は、文献(16)より図 22 のように設定した。その 他の境界条件は実験での境界条件と同様としている。加力方法は実験 と同じ位置の加力点に正負ともに水平方向に 100mm の変位を与え る変位増分制御とし、荷重ステップは1ステップで変位が1mmとな るように制御している。また、脚部の初期張力を意図してボルト位置 で CLT に鉛直荷重 10kN を与えた状態で解析を実施した。

4.3 解析結果

図 23 に実験と解析結果の荷重変形関係を示す。1S4-A、1S4-Bと









もに剛性が良く適合していることがわかる。最大耐力は、実験ではラ ミナの亀裂にともなう CLT の破断で決定しているため、ラミナを線 形材料とした解析結果とは一致していない。なお、ローリングシアー 強度、接着せん断強度のグラフはほぼ一致しており、両者による挙動 の差異はみられない。この点は図 25 及び図 26 でも同様である。図 24 に実験の最大荷重時の CZM 接線方向応力のコンター図を示す。 開口入隅部に応力集中がみられるものの局所的であり、構面全体の破 壊につながるような接線方向応力は生じていない。これは実験時にラ ミナの曲げ破壊が先行し、ローリングシアー破壊が生じなかったこと と符号する。

引張金物の軸力・層間変形角関係の比較を図 25 に示す。脚部位置の 名称は図 20 に示した名称に従うものとする。1S4-A、1S4-B のどの 位置も実験の傾向をとらえており、特に 1S4-B では高い適合性が見 受けられた。

袖壁の表層に貼り付けられたひずみゲージで計測した各位置での ひずみ分布を図 26 に示す。比較は正側 100kN 時で行った。全体的 な傾向として、ひずみ分布の状態は再現されており、1S4-Bの③、④ では特に高い適合性が見受けられた。それ以外の位置でも端部で多少 差があるが、概ね良好に実験値に適合しているといえる。

以上、脚部接合部を考慮した大版パネル壁構面の挙動を本モデルに て概ね再現可能であることがわかった。ただし、ラミナ幅が実態と異 なるなど、モデル化に不完全なところもある。今後、ソフトウエアの 変更などによってさらに検討を深める予定である。

5. まとめ

本研究では CLT の接着面を CZM でモデル化した解析モデルを用 いてローリングシアー実験、面内曲げ実験、L 形実験、壁構面実験に おける CLT の面内挙動について解析的に求め、実験結果と比較し、 精度を検討した。それにより得られた知見を以下に示す。

- ・ローリングシアー実験の解析より、ラミナの直交異方性におけるせ ん断弾性係数 GRTを 70N/mm²程度とすると妥当な解析結果となる ことが確認された。ただし、木材の GRT については既往研究でもば らつきが大きく、値の妥当性については今後検討が必要である。
- ・面内曲げ実験の解析より、剛性の適合、破壊性状に適合する応力状態、実験の最大荷重時において求めた曲げ応力度が実験結果の曲げ応力度に概ね近似していることを確認した。圧縮縁の考慮によってより精度が向上するものと考えられる。
- ・L形試験体の解析では、引き側単調載荷、及び押し単調載荷ともに 荷重変形を良好に追跡できていた。引き側単調載荷において曲げ破 壊が起きた直交層の応力分布を比較したところ、実験結果において 開口入隅部での応力集中が計測された試験体の応力分布と精度よ く一致した。これにより L 形引き側単調載荷において、実験結果 の最大荷重時付近で直交層の曲げ破壊に至っていると考えられる。 押し単調載荷の解析では、実験での主な破壊性状がパネルゾーンで のローリングシアー破壊であったことから、CZM のパラメータで ある接線方向の最大表面力をローリングシアー強度とした場合に ついても検討したところ、全体の剛性に加え最大荷重についても実 験値と精度よく適合した。これにより CZM で接着面をモデル化し、 最大表面力をローリングシアー強度とすると、ローリングシアー破 壊が主な破壊性状となるモデルの場合、ラミナを線形材料としてい ても破壊性状まで追跡できると考えられる。L形の各部にてせん断 変形及び曲げ変形を比較したところ、ある程度の適合が確認された。 特にパネルゾーンの荷重・せん断変形関係が良く適合していること から、パネルゾーンにおける面内せん断変形及び層間のねじりに起 因した剛性低減が追跡できていると考えられる。
- ・構面実験の解析を、接合部の性能を既往研究より参照してモデルを 構成し実施した。荷重変形関係において実験結果を追跡することが 可能であった。さらに、脚部金物の軸力-層間変形角関係及び袖壁

のひずみ分布を本モデルにて概ね再現可能であることがわかった。 ただし、ラミナ幅が実態と異なるなど、モデル化に不完全なところ もある。今後、ソフトウエアの変更などによってさらに検討を深め る予定である。

謝辞

本研究で使用した実験のうちL形実験は「平成26年度 住宅市場 整備推進事業 CLTを用いた木造建築基準の高度化推進事業」と「平 成27年度 住宅市場整備推進事業 CLTを用いた木造建築基準の 高度化推進事業」で、大版パネル壁構面実験は前者の「平成26年度 住宅市場整備推進事業 CLTを用いた木造建築基準の高度化推進事 業」で実施したものである。関係各位にここに記して感謝します。

参考文献

1)CLT Design and Construction Manual Editorial Committee: Building design and construction manual using CLT, Japan Housing and Wood Technology Center, 2016 (in Japanese) CLT 設計施工マニュアル編集委員会: 2016 年版 CLT を用いた建築物の設

計版訂加工マニュアル、日本住宅・木材技術センター、2016

- 2)M. Sato, H. Isoda, Y. Araki, T. Nakagawa, T. Miyake: Proposal of analysis model of CLT structure for small width panel and accuracy verification intended, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of ALJ), Vol.82, No.741, pp.1719-1726, 2017 (in Japanese) 佐藤基志,五十田博,荒木康弘,中川貴文,三宅辰哉:小幅パネルを対象に した CLT 構造の解析モデルの提案と精度検証,日本建築学会構造系論文集, 第 82 巻,第 741 号, pp.1719-1726, 2017 (DOI: http://doi.org/10.3130/aijs.82.1719)
- 3)Jeleč Mario, Danielsson Henrik, Serrano Erik, Rajčić Vlatka: Cross laminated timber at in-plane beam loading - New analytical model predictions and relation to EC5, International Network on Timber Engineering Research, 2018
- 4)Japan Cross Laminated Timber Association, Kiwoikasusuishinkyogikai, Nihon System SekkeiArchitects & Engineers: H27nendo (Jutakushijoseibisuishinjigyo) CLT wo mochiita mokuzoukenchikukijun no koudokasuishinjigyo houkokusho, 2016 (in Japanese)

日本 CLT 協会,木を活かす建築推進協議会,日本システム設計:平成27年 度住宅市場整備推進事業 CLT を用いた木造建築基準の高度化推進事業 報告書,2016

5)M. Wada: Kaiko wo yuusuru CLTkabe no suiheiryoku ni taisuru teikoukyodou no kaimei ni kansuru kisokenkyu, Master Thesis, Kyoto University, 2016 (in Japanese)

和田真美:開口を有する CLT 壁の水平力に対する抵抗挙動の解明に関する 基礎研究,修士論文,京都大学,2016

- 6)Architectural Institute of Japan (AIJ): Standard for structural design of timber structures, AIJ, p.164, 2006 (in Japanese)
 日本建築学会:木質構造設計規準・同解説-許容応力度・許容耐力設計法-, 日本建築学会, p.164, 2006
- 7)The Japan Wood Research Society: Mokushitsu no butsuri, Buneido Shuppan, p.105, 2007 (in Japanese)

日本木材学会:木質の物理,文永堂出版, p.105, 2007

8)W. Ishihara, R. Takanashi, Y. Ohashi, J. Miyazaki, S. Nakashima, A. Miyatake, K. Shindo: Bonding strength between cross layers of CLT evaluated by torsion and compression block shear tests, Journal of Wood Science, Vol.67, No.2, pp.100-108, 2021 (in Japanese)

石原亘,高梨隆也,大橋義徳,宮崎淳子,中島昌一,宮武敦,新藤健太:ね じり試験およびブロックせん断試験による CLT の接着強度の評価,木材学 会誌, Vol.67, No.2, pp.100-108, 2021

(DOI: https://doi.org/10.2488/jwrs.67.100)

9)Henrik Danielsson, Mario Jeleč, Erik Serrano, Vlatka Rajčić: Cross laminated timber at in-plane beam loading – Comparison of model predictions and FE-analyses, Engineering Structures, Volume 179, pp.246-254, 2019 (DOI: https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2019.01.120)

- 10)E.I. SaavedraFlores, K.Saavedra, J.Hinojosa, Y.Chandra, R.Das: Multiscale modelling of rolling shear failure in cross-laminated timber structures by homogenisation and cohesive zone models, International Journal of Solids and Structures, Volume 81, pp.219-232, 2016 (DOI: https://doi.org/10.1016/j.jjsolstr.2015.11.027)
- 11)M. Okabe, M. Yasumura, K. Kobayashi: Prediction of internal shear capacity of sugi CLT panels, Journal of Wood Science, Vol.60, No.3, pp.169-176, 2014 (in Japanese)

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, pp.169-176, 2014

(DOI: https://doi.org/10.2488/jwrs.60.169)

12)T. Shibutani., A. Takino., Y. Miyamoto: Study on wood material model including orthotropy in 3D finite element analysis, Summaries of Technical Papers of Annual Meeting, Architectural Institute of Japan, Structure III, pp.679-680, 2012 (in Japanese)

渋谷朋典, 瀧野敦夫, 宮本裕司:三次元有限要素解析における直交異方性を 考慮した木材材料モデルに関する研究, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造 III, pp.679-680, 2012

13)Japan Cross Laminated Timber Association, Kiwoikasusuishinkyogikai, Nihon System SekkeiArchitects & Engineers: H26nendo (Jutakushijoseibisuishinjigyo) CLT wo mochiita mokuzoukenchikukijun no koudokasuishinjigyo houkokusho, 2015 (in Japanese)

日本 CLT 協会,木を活かす建築推進協議会,日本システム設計:平成 26 年 度住宅市場整備推進事業 CLT を用いた木造建築基準の高度化推進事業 報告書,2015

14)S. Nakashima, Y. Araki, Y. Ohashi, S. Nakajima, A. Miyatake: Evaluation of in-plane shear strength of CLT based on the real size horizontal loading shear test: The effect of species of laminae on in-plane shear strength, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol.84, No.760, pp.843-849, 2019 (in Japanese)

中島昌一, 荒木康弘, 大橋義徳, 中島史郎, 宮武教: 実大水平載荷実験による CLT の幅方向のせん断強度の評価 樹種の違いが幅方向のせん断強度に 与える影響, 日本建築学会構造系論文集, 第 84 巻, 第 760 号, pp.843-849, 2019 (DOI: https://doi.org/10.3130/aijs.84.843)

15)Suzuki K., Goto T., Shimazu Y., Mori T., Watanabe H., Kawai N.: Study on structural design for CLT practical building: Part 2. LSB and joint metal, Summaries of Technical Papers of Annual Meeting, Architectural Institute of Japan, Structure III, pp.559-560, 2015 (in Japanese)

鈴木圭, 後藤隆洋, 清水庸介, 森拓郎, 渡邊拓史, 河合直人: CLT 実物件の ための構造設計に関する研究 その2 LSB 及びビス金物接合部, 日本建築 学会大会学術講演梗概集, 構造 III, pp.559-560, 2015

16)Nihon System SekkeiArchitects & Engineers: H30nendo gouhan, seizai, shuseizai kokusaikyosouryokukyokataisaku nouchi mokuzaiseihin no shohikakudaitaisaku nouchi CLTkenchikujisshosienjigyo (2)mokushitsukenchikubuzai, kouhou no fukyu, teichaku ni muketa gijutsukaihatsushienjigyo "CLTpanerukouhou no kouzoukeisanhouhou no kakujukentoujigyo" houkokusho, 2020 (in Japanese)

日本システム設計:平成 30 年度 合板・製材・集成材国際競争力強化対策 のうち木材製品の消費拡大対策のうち CLT 建築実証支援事業 (2) 木質建 築部材・工法の普及・定着に向けた技術開発等支援事業「CLT パネル工法の 構造計算方法の拡充検討事業」報告書, 2020

(2022年3月10日原稿受理, 2022年8月8日採用決定)