CLT を鉄骨造の耐震要素として用いたハイブリッド構造の 接合部における支圧力の伝達に関する検討

STUDY ON COMPRESSIVE STRESS TRANSFER IN JOINTS OF STEEL FRAME HYBRID STRUCTURE WITH CLT INFILL SHEAR WALLS

福本 晃治^{*1}, 五十田 博^{*2}
Kouji FUKUMOTO and Hiroshi ISODA

This paper shows the following results have been achieved through the studies of the static elastic-plastic analysis and experimental results.

1. The theoretical calculation formulas for the compression area width and horizontal stiffness of CLT have been developed.
2. The formulas to calculate the coefficient of reduction of the compression area width from the theoretical calculation values were derived from the parametric study using static elastic-plastic analysis.
3. On the basis of the above findings, this paper proposes the formula to calculate the compression bearing capacity of CLT in the elastic limit and ultimate states.

Keywords : CLT (Cross laminated timber), Steel frame, Hybrid structure, Seismic wall, Compressive stress transmission, Static elastic-plastic analysis

CLT (直交集成板), 鉄骨架構, 混合構造, 耐震壁, 支圧力伝達, 静的弾塑性解析

1. はじめに

Fig.1 に筆者らが開発した CLT を鉄骨造の耐震要素として用いたハイブリッド構造の試験体図の一例を示す。CLT と鉄骨梁はドリフトピンによる鋼板挿入型二面せん断接合により相互に接合され、水平力が伝達される。また、CLT と鉄骨梁フランジとの間に一定の間隔を確保し無収縮モルタルを充填することで、CLT 木口の凹凸を均し CLT から鉄骨梁への圧縮力の伝達を安定させるとともに、CLT の設置誤差を吸収する。また、挿入鋼板のドリフトピン孔を鉛直方向の長孔とすることで、CLT 設置時のレベル調整を可能とすると同時に、CLT が回転変形した際にせん断接合部に無用な鉛直力が作用しないように配慮した。

本構造システムでは、CLT 自体に引張力を伝達する引きボルト等の接合を設けていないため、圧縮ブレースに近い応力状態となる。CLT 上下の接合面には原理的に曲げモーメントが作用せず CLT は純せん断に近い状態となり、CLT の隅角部をつなぐ斜め圧縮力が卓越した応力状態となる。この斜め圧縮力に対して、CLT の左右に引張材を設けることで、全体としては CLT の斜めの圧縮力とのトラス構造に近似した応力状態となる。

この様な、鉄骨架構に耐震要素として CLT を用いた構造システムについては、接合部の要素実験をもとに構造システムの実現性

Fig. 1 Conceptual diagram (Test frame No.1)

について解析的な性能検証を実施した海外の研究¹⁾や、筆者による構造設計例²⁾を始めとする個別事例はあるものの、国内外を含め未だまとまった架構実験による研究が報告されていないのが現状である。特に、Fig.1 に示す様に CLT 自体に引きボルト等の引張接合を持たず、CLT 対角部の支圧による回転抵抗と圧縮ストラットが主たる水平抵抗機構となるような構造の研究事例は未だ存在していない。

そこで、本研究ではこれまでに Fig.1、Fig.4 に示す 1/2 スケールの架構実験を 7 体実施し、静的弾塑性解析による検討も加え、構造

¹⁾ ㈱竹中工務店大阪本店設計部構造部門 副部長・修士 (工学) / 京大大学生存圏研究所 社会人博士課程

²⁾ 京大大学生存圏研究所 教授・博士 (工学)

Senior Manager, Structural Engineering Section, Design Dept., Takenaka Corporation, M.Eng. / Research Institute for Sustainable Humansphere, Kyoto Univ.

Prof., Research Institute for Sustainable Humansphere, Kyoto Univ., Dr.Eng.

システムの基本的な性状について参考文献^{3),4)}に報告した。水平外力は、ピン支承を介した上で油圧ジャッキにより上部鉄骨梁の中心高さに正負交番で繰り返し与え、架構試験体四隅の水平変位と鉛直変位、CLT 上下面と鉄骨梁の相対水平変位と相対鉛直変位（Fig.2 の δ_{vd_TL} , δ_{vd_TR} , δ_{vd_BL} , δ_{vd_BR} に相当）、及び柱、梁、引張材の各部の歪みを計測した。

この架構実験の結果、鉄骨フレームの拘束効果により、全ての試験体において CLT が破壊に至るまでの耐力を発揮することを確認した。破壊モードは CLT のせん断破壊と CLT 隅角部の支圧破壊に大別される。CLT のせん断破壊は、 $1/75\text{rad}$ を超える層間変形角で生じ 60%程度まで耐力低下したが、その後は顕著な低下はなく大変形時までその耐力を維持した。一方、支圧破壊が卓越する場合は、最大耐力後の耐力低下が緩やかで変形性能に優れる結果が得られた。

本構造システムでは、原理的に CLT に生じる斜め圧縮の作用に期待するものであり、特に隅角部における支圧特性が構造システム全体の構造性能に影響を与えることが、上記の破壊モードによる性状のからも想定される。更に、その支圧特性は CLT 自身の材料特性だけでなく、CLT の上下を拘束する鉄骨梁の曲げ剛性や変形状態とも関係するものと考えられる。

そこで、本稿では実験結果と併せて、新たに静的弾塑性解析を実施し、支圧部の挙動を解析的に分析することで、CLT 接合面の支圧力の伝達性能について定量的に評価することを目的とする。

2. 実験結果による検討

2.1 圧縮力に関する応力伝達モデル

本構造システムでは上下の鉄骨梁により CLT が拘束されることにより CLT の隅角部に支圧力が作用し回転抵抗を生じることで水平剛性を発揮する。これを単純化して、上下が剛体により拘束された CLT に水平力が作用した場合の応力モデルを Fig.2 に示す。

幅 $L(\text{mm})$ 、高さ $H(\text{mm})$ 、厚さ $t(\text{mm})$ 、CLT の強軸方向ヤング係数 $E_c(\text{N/mm}^2)$ 、支圧剛性 $k_c(\text{N/mm}^3)$ の諸元を有する CLT パネルの上下が剛体で拘束されているとき、水平力 Q により CLT パネルに θ_R の微小な回転が生じる。また、圧縮力により CLT 全体に ΔH の軸変形が生じ、更に、剛体部分への接触長さ x （以後、「支圧領域幅」と称す）の範囲に支圧力、及び支圧変位が三角形分布で生じているものとする。また、この支圧力の合力を C とする。

この時、①～③式が成立する。

$$\text{支圧力: } C = \frac{1}{2} k_c \cdot t \cdot x^2 \tan \theta_R \quad \dots \textcircled{1}$$

$$\text{圧縮軸力: } C = E_c \cdot t \cdot L \frac{\Delta H}{H} \quad \dots \textcircled{2}$$

$$\text{支圧領域幅: } x = \frac{L}{2} - \frac{\Delta H}{2 \tan \theta_R} \quad \dots \textcircled{3}$$

この①～③式を x について解くと、以下が得られる。

$$x = \frac{L}{2} (1 - \alpha) \quad \dots \textcircled{4}$$

$$\text{但し、} \alpha = (1 + 2\beta) - 2\sqrt{\beta(1 + \beta)} \quad \dots \textcircled{5}$$

$$\beta = \frac{2E_c}{k_c \cdot H} \quad \dots \textcircled{6}$$

Fig. 2 Model of compressive stress transmission and momentum balance

次に、偶力モーメントのつり合いから、下式が成り立つ。

$$Q \cdot H = C \cdot L_c = C \cdot \left(L - \frac{2}{3}x \right) \quad \dots \textcircled{7}$$

⑦式に①式を代入し、 $\tan \theta_R \cong \delta_R / H$ とすると、水平剛性 K_H が得られる。

$$K_H = \frac{Q}{\delta_R} = \frac{k_c \cdot t \cdot x^2 \cdot \left(L - \frac{2}{3}x \right)}{2H^2} \quad \dots \textcircled{8}$$

なお、上式の解析上の妥当性については、文献⁴⁾の（その3）にて検証を実施しているので参照されたい。

本仮定は CLT を軸剛性とせん断剛性を有する線材とみなし、隅角部の支圧状態を付加したもので、板状の挙動をする実態とはやや異なる。しかし、CLT の任意方向のヤング係数や面内の応力度分布は明らかでなく、ここでは文献⁵⁾に示される標準的な解析手法も参考にし、上記の仮定で論を進めることとする。

2.2 支圧領域幅と支圧剛性の実験結果からの算定方法

Fig.3 に支圧領域幅の評価について示す。④～⑥式により論理的に得られる支圧領域幅 x は、CLT の上下を無限剛性の剛体により拘束されていると仮定したものだが、実際は CLT からの支圧力による曲げモーメントにより鉄骨梁に変形が生じ、上下の鉄骨梁には外側に凸の曲率を生じることで支圧領域幅が小さくなる。

Fig. 3 Evaluation of compression area width

そこでまず、試験体 CLT の四隅で端部から 50mm 内側の位置に設置した変位計から鉄骨梁を直線と仮定した CLT の支圧領域幅 x_a を算定した。そして、後述する解析検討を参考にすると、直線を仮定した支圧領域幅 x_a に対し鉄骨梁の曲げ変形により平均で 80%程度に支圧領域幅が縮小すると考えられる。そこで、実験結果における支圧領域幅 x_c は x_a に対して低減係数($\lambda = 0.8$)を考慮して評価することとした。

以上の前提で、実験結果から得られる支圧領域幅を下記のように定義する。

CLT 上面(Top)、及び下面(Bottom)の支圧領域幅：

$$\left. \begin{aligned} x_{aT} &= (L - 100) \frac{\delta_{vd,TL}}{\delta_{vd,TL} - \delta_{vd,TR}} + 50 \\ x_{aB} &= (L - 100) \frac{\delta_{vd,BR}}{\delta_{vd,BR} - \delta_{vd,BL}} + 50 \\ x_a &= \frac{x_{aT} + x_{aB}}{2} \\ x_c &= \lambda \cdot x_a = \lambda \frac{x_{aT} + x_{aB}}{2} \end{aligned} \right\} \dots \textcircled{9}$$

$$\dots \textcircled{10}$$

ただし、 $\delta_{vd,TL}, \delta_{vd,TR}$: 鉛直変位計測値 (位置は Fig.2 による)
 $\delta_{vd,BL}, \delta_{vd,BR}$: 圧縮側の変位が正)
 λ : 低減係数 (= 0.80)

支圧領域幅 x_c が決まると、⑦式の偶力モーメントのつり合いから支圧力 C が算定できる。

$$C = \frac{Q \cdot H}{L_c} = \frac{Q \cdot H}{L - \frac{2}{3}x_c} \dots \textcircled{7'}$$

次に、CLT 上下面の鉛直相対変位の勾配に支圧領域幅低減係数 λ による角度の増大を考慮し接合面の回転角(θ_{RT}, θ_{RB})を求める。

$$\left. \begin{aligned} \theta_{RT} &= \frac{1}{\lambda} \left(\frac{\delta_{vd,TL} - \delta_{vd,TR}}{L - 100} \right) \\ \theta_{RB} &= \frac{1}{\lambda} \left(\frac{\delta_{vd,BR} - \delta_{vd,BL}}{L - 100} \right) \end{aligned} \right\} \dots \textcircled{11}$$

以上より、①式、⑩式、⑪式より支圧剛性 k_c が下式により算定できる。

$$\left. \begin{aligned} k_{cT} &= \frac{2C}{t \cdot (\lambda \cdot x_{aT})^2 \tan \theta_{RT}} \\ k_{cB} &= \frac{2C}{t \cdot (\lambda \cdot x_{aB})^2 \tan \theta_{RB}} \\ k_c &= \frac{k_{cT} + k_{cB}}{2} \end{aligned} \right\} \dots \textcircled{12}$$

Table 1 List of test results

Specimen No.	Elastic stiffness	Maximum total bearing force	Maximum shear force of CLT	Maximum shear stress of CLT	Comparison with the shear test		Story deformation at the maximum shear force of CLT		Failure mode of CLT
	K_s (kN)	Q_v (kN)	Q_{sv} (kN)	τ_{sv} (N/mm ²)	τ_s (N/mm ²)	τ_{sv}/τ_s (N/mm ²)	δ_{sv} (mm)	δ_{sv}/H (rad)	
No.1	42.1	885.2	313.9	2.99	3.38	0.88	35.7	1/56	SF
No.2	50.6	1205.8	539.4	2.57		0.76	47.3	1/42	SF
No.3	65.8	1458.3	802.9	2.55		0.75	30.3	1/66	SF
No.4	22.0	527.5	267.1	2.54	4.21	–	45.9	1/44	CF
No.5	31.1	728.5	455.6	2.89		0.69	58.5	1/34	SF
No.6	52.8	1099.0	487.1	3.09		0.73	28.2	1/71	SF
No.7	17.6	398.5	151.6	1.93		–	44.6	1/45	CF
Legend for failure mode SF: Shear Failure of CLT CF: Compressive Failure of CLT									

Table 2 Material properties of CLT

Specimen	Compressive strength σ_c (N/mm ²)	Young's modulus E_c (N/mm ²)	Shear strength τ_s (N/mm ²)	Elastic shear modulus G_s (N/mm ²)	Widthwise edge adhesive
Sereis1	25.33	5601	3.38	627	No
Sereis2	22.02	3513	4.21	974	Yes

Table 3 Material properties of steel

Series	Member	Yield strength σ_y (N/mm ²)	Tensile strength σ_u (N/mm ²)	Breaking elongation (%)
1	H-300x300x10x15 (SN490B)	359	529	27
	H-294x200x8x12 (SN400B))	285	425	33
	Drift pin $\phi 12$	573	630	11
2	H-300x300x10x15 (SN490B)	356	532	26
	H-194x150x6x9 (SN400B)	308	435	33
	H-294x200x8x12 (SN400B))	299	425	34
	Drift pin $\phi 12$	598	687	13

Fig. 4 List of test frames

2.3 試験体一覧

Fig.4 に本検討で対象とした試験体一覧を示す。試験体は 1/2 スケールとし、CLT 配置枚数をパラメータとした試験体 No.1～No.3 からなる第 1 シリーズと、試験体のアスペクト比及び鉄骨の梁断面を変化させた試験体 No.4～No.7 からなる第 2 シリーズがある。

Table1 に実験結果一覧を示す。破壊モードは試験体 No.4、No.7 では CLT のせん断破壊が生じず支圧破壊が卓越し、それ以外の試験体では支圧破壊の進行が認められたものの、最終的にせん断破壊が生じて最大耐力に達した。後の Fig.14 でも示されるように、CLT のせん断破壊が発生する場合、層間変形角が 1/71rad 以上と比較的大変形で生じた。支圧破壊が卓越する場合は、最大耐力後の耐力低下が緩やかで変形性能に優れる結果となった。

なお、Table2 に CLT の材料試験結果、Table3 に鋼材の材料試験結果を示す。CLT は、幅はぎ接着のある第 2 シリーズの方が強軸方向の圧縮ヤング係数と圧縮強度が低く、せん断弾性係数とせん断強度が高くなる結果であった。

2.4 支圧領域幅と支圧剛性の検討結果

Fig.5 に⑨式、⑩式により実験結果から算定した支圧領域幅 x_c と層間変形 δ 、及び⑫式により算定した支圧剛性 k_c と層間変形 δ との関係を示す。なお、試験体 No.2 と No.3 は変位計の計測結果が安定していた左側 CLT を代表して示した。

まず、後に Fig.14 に示す荷重変形関係において CLT の剛性低下が始まる層間変形角は 1/200rad～1/100rad の付近に存在しており、この区間に弾性限界が存在していると推察される。

そこで、Fig.5 において、第 1 シリーズの試験体 No.1～No.3 について見ると、層間変形角が 1/200rad あたりまでは支圧領域幅が小さく支圧剛性が高い値を示すとともに CLT 上下面のばらつきも大きい、層間変形が 1/150rad を超えた付近で CLT 上下面の支圧領域幅の値が同等となり安定した結果となる。

計測結果が安定した層間変形角 1/150rad～1/100rad の区間で見ると、支圧剛性の平均値の極大点（グラフ上の赤点）がある。なお、試験体 No.3 については、最初の点（ $\delta=15.5\text{mm}$ の点）においても上下面の計測結果にやや乖離があるため、層間変形角 1/100rad 付近の極大点も示した。

1/100rad 以降は、支圧領域幅は上下面ではほぼ一定の値となるが、支圧剛性は加力サイクル毎に段階的に低下し、更に層間変形の増大とともに徐々に低下した。

また、第 2 シリーズの試験体 No.4～No.7 は第 1 シリーズより安定した計測結果が得られた。初期段階では第 1 シリーズと同様に支圧領域幅は小さく支圧剛性が高い値を示したが、早期に CLT の上下面の値が同等となり安定した結果となった。

第 2 シリーズでも、Fig.14 に示す荷重変形関係において弾性限界が存在すると考えられる層間変形角が 1/200rad～1/100rad の間で、支圧剛性の平均値の極大点（グラフ上の赤点）がある。

1/100rad 以降は、第 1 シリーズと同様に支圧領域幅は微増するもののほぼ一定の値を維持するが、支圧剛性は加力サイクル毎に段階的に低下し、更に層間変形の増大とともに低下した。以上のように、第 1 シリーズ、第 2 シリーズとも弾性限界が存在すると考えられる層間変形角 1/200～1/100rad の間に、グラフ上の点で示し

Fig. 5 Relations between compression area width (x_c) or compression stiffness (k_c) and story deformation (δ)

た支圧剛性の極大点が存在している。

以上のことから、各試験体とも 1/200rad~1/100rad の間で支圧剛性が極大となる時点で、弾性限界時の支圧領域幅 x_c と支圧剛性 k_c を定めて検討を実施する。

まず、Fig.6 に上記により求めた弾性限界時の支圧剛性の CLT 上下面の平均値 k_c と、CLT の圧縮ヤング係数 E_c との関係を示す。なお、試験体 No.3 については他の試験体との整合も勘案し、弾性限界として Fig.5 に示したグラフの第 2 点目の値を採用した。Fig.6 によると、支圧剛性はヤング係数と比例関係が認められ、下式の関係が得られた。

$$k_c = \frac{E_c}{290} \quad (\text{N/mm}^3) \quad \dots \textcircled{13}$$

(ただし、 E_c の単位は(N/mm²)とする。)

⑬式は CLT の圧縮ヤング係数 E_c を分子にして単位が(力/長さの 3 乗)となるが、分母が長さの単位を持ち支圧に有効な CLT の範囲が支圧面より 290mm の範囲になるという見方もできる。

次に、Fig.7 に⑩式により算定した弾性限界時、終局時の x_c と CLT 幅 L との関係を示す。グラフでは弾性限界時に合わせて、層間

Fig. 6 Relations between compression stiffness (k_c) and Young's modulus (E_c)

Fig. 7 Relations between compression area width (x_c) and CLT width (L)

Fig. 8 Relations between experimental results(x_c) and calculation results(x) in terms of compression area width

変形角が 1/67rad ($\delta=30\text{mm}$) 時点での結果も併せて示す。 x_c は L にほぼ比例関係にあり、弾性限界時には CLT 幅の 24%、層間変形角 1/67rad 時では 28%となり支圧破壊の進行により支圧領域幅がやや拡大する結果となった。なお、文献⁹⁾において、支圧領域幅を応力中心間距離の 1/4 として算定する耐力式となっているが、本検討結果からも概ね妥当な評価と考えられる。

また、Fig.8 に④式~⑥式による支圧領域幅の理論値 x と x_c の比較を示す。実験値の理論値に対する比率は、弾性限界時には 70%、1/67rad 時は 81%となり、理論値よりやや小さい数値になるものの実験結果と理論値はほぼ線形関係にある。

2.5 接合面の鉛直変位分布と弾性限界時支圧変形、終局時支圧変形

CLT 支圧部の支圧応力度と支圧変形の関係を完全弾塑性型の挙動だと仮定すると、CLT の圧縮強度 σ_c と、支圧剛性 k_c との関係から、CLT 支圧部の縁端部で圧縮強度に達したときの「弾性限界時支圧変形 δ_{ce} 」を定義することができる。

$$\delta_{ce} = \frac{\sigma_c}{k_c} \quad \dots \textcircled{14}$$

また、支圧変形 δ_c は下式により縁端部の圧縮歪みに換算できる。

$$\varepsilon_c = \frac{k_c}{E_c} \cdot \delta_c \quad \dots \textcircled{15}$$

支圧破壊が破壊モードとなる場合の最大耐力時の縁端部の支圧変形を「終局時支圧変形 δ_{cu} 」とすると、下式より最大耐力時の縁端部における終局圧縮歪みが算定できる。

$$\varepsilon_{cu} = \frac{k_c}{E_c} \cdot \delta_{cu} \quad \dots \textcircled{16}$$

Fig. 9 Distribution of vertical relative displacements in top and bottom connection boundaries, specimens No. 4 and No. 7

Fig. 10 Results of CLT compression tests

更に、終局時支圧変形の弾性限界時支圧変形に対する倍率を「終局時支圧塑性率 μ_{cu} 」として、下式により定義する。

$$\mu_{cu} = \frac{\delta_{cu}}{\delta_{ce}} \quad \dots \textcircled{17}$$

Fig.9にせん断破壊を生じなかった試験体 No.4 と No.7 について、縁端部の支圧変形が δ_{ce} (Fig.2 に示した赤点時の変形)、 δ_{cu} に達したときの支圧部接合面の鉛直変位分布を示す。支圧部縁端部の最大耐力時の圧縮歪みはいずれも $\varepsilon_{cu} = 0.04$ 前後となり、終局時支圧塑性率は $\mu_{cu} = 4.7 \sim 6.3$ となった。Fig.10 に示す圧縮強度試験結果によると、この歪み領域では圧縮強度が最大値の 7 割程度に低下していることになるが、架構実験においては最大耐力時までには耐力を維持しており、文献 ⑨等にも示されるように部分圧縮の影響により最大強度に達した後の強度低下が材料試験結果より緩やかなものになると推察される。

3. 解析的検討

ここでは、2.において得られた実験結果をもとに、静的弾塑性解析による架構実験の再現性を検証し、その上で、CLT 支圧部の挙動について解析結果による詳細な検討を行った。

3.1 解析モデル

Fig.11 に解析モデルを示す。CLT パネルは線材弾性要素とし、上下端に CLT 幅と同じ長さを有する剛体を設けた。また、本構造システムにおける CLT は原理的に曲げ変形を生じないため、断面 2 次モーメント I を極大とした。

鉄骨梁要素と CLT 剛体要素との境界には支圧挙動を模擬したバ

Fig. 11 Analysis model

Table 4 Properties of analysis model

Test frame No.	Steel frame		CLT		CLT joint		
	Steel yield strength		Young's modulus	Elastic shear modulus	Compression stiffness	Compression strength	Shear joint spring
	Beam σ_y (N/mm ²)	Column σ_y (N/mm ²)	E_c (N/mm ²)	G (N/mm ²)	k_c (N/mm ³)	F_c (N/mm ²)	K_s (kN/mm)
No.1	285	359	5,601	438.0	19.3	25.3	273.3
No.2							
No.3							
No.4	308	356	3,513	974.0	12.1	22.0	115.1
No.5							133.0
No.6	299						214.4
No.7	308						113.9

ネ要素を設け、CLT の圧縮強度で降伏するバイリニア特性を与えた。支圧バネは、50mm の等間隔で全幅に分布させて配置することで支圧力の分布を把握できるようにした。

また、せん断接合部を模擬した弾性バネを CLT の中央部に設け、バネ剛性は架構実験で試験体毎に得られたせん断剛性を入力した。

鉄骨の柱、梁、引張材は線材要素とし、弾塑性特性はバイリニア型とした。引張材の上下端はピン接合としてモデル化した。柱・梁とも部材耐力に曲げモーメントと軸力の相関関係を考慮した。また、梁の曲げヒンジは危険断面位置に発生するものとして設定した。

CLT を表現した線材要素のせん断特性を弾性とし、支圧部のバネを弾塑性としたのは、せん断耐力に左右されず大変形時まで CLT の支圧部の挙動を解析的に把握するためであり、解析結果から CLT がせん断耐力に達した点をグラフ上で事後的に求めることも可能である。なお、解析は Midas iGen2018(ver.875R1)を用いた。

Table4 に解析モデルの諸元を示す。支圧剛性は⑬式による計算値を用いた。また、第 1 シリーズの試験体 No.1～No.3 の CLT せん断弾性係数は材料試験結果ではなく架構実験から得られた結果を用いた。その他の材料特性は Table2、Table3. に示す値を用いた。

3.2 荷重-変形関係と破壊モード

Fig.12、Fig.13 に試験体 No.2 及び No.5 の層間変形角 1/50rad 時点におけるモーメント図及び降伏状態図を示す。すべての試験体とも鉄骨梁端部における曲げ降伏が発生している。また、試験体 No.2 では、上部鉄骨梁と左側引張材の接合点で、試験体 No.5 では上下鉄骨梁が CLT から支圧力を受ける部分において鉄骨梁中間部の曲げ降伏が発生した。また、CLT 支圧バネの降伏が CLT 縁端部より分布している様子が分かる。他の試験体の解析結果においてもこれ

Fig. 12 Diagram of moment and yielding situation of No. 2

Fig. 13 Diagram of moment and yielding situation of No. 5

Fig. 14 Comparison of load-story deformation relations between analytical and experimental results

らと同様の降伏状態が発生する。

Fig.14 に荷重 Q -層間変形 δ の関係について解析結果と実験結果を比較して示す。なお、実験結果は正加力側の包絡線を示す。図中には解析結果における特異点として、鉄骨梁端部と中間部の曲げ降伏の発生点、⑭式による CLT 支圧部の弾性限界時、⑰式による CLT 縁端部の支圧塑性率が $\mu_{cu} = 4.5$ に達した終局支圧時を示す。また、実験結果については、梁端部の降伏点、2.3 の検討で得られた CLT の弾性限界点（支圧剛性算定点）、CLT の最大耐力時の点を示す。

いずれの試験体も実験結果と解析結果が良く適合した。解析モデルでは CLT のせん断耐力を考慮していないが、実験においてせん断破壊により CLT が耐力低下を生じる層間変形までは実験結果と良く適合している。

CLT の支圧部の弾性限界点に関してみると、第 2 シリーズの試験体 No.4～No.7 については良好に再現されている。第 1 シリーズ No.1～No.3 ではやや乖離が見られるが、CLT の荷重変形曲線の形状そのものは実験結果と解析結果で良く一致しており、弾性限界点以降徐々に CLT が剛性低下する傾向が解析結果においても再現されている。

せん断破壊を生じなかった試験体 No.4 と No.7 では、実験結果における CLT 最大耐力とその時の層間変形が解析結果でも同様の結果が再現された。試験体 No.1、No.5 では解析上の終局支圧時と実験でのせん断破壊時の耐力が拮抗している。実験結果では最終的にはせん断破壊を生じても支圧破壊が同時に進行していたことが解析結果からも推測できる。

以上のように、本解析モデルにより、荷重-層間変形関係や各部の降伏性状が良好に再現できることが確認できた。

3.3 支圧パネの挙動

次に、支圧パネの挙動について確認する。まず、Fig15 に Fig.9 で示した試験体 No.4 と No.7 の接合面の鉛直変位分布に解析結果を重ねたグラフを示す。解析の弾性限界時は⑭式、終局支圧時は⑰式で $\mu_{cu} = 3.0, 4.5, 6.0$ に達した点を示す。鉛直変位分布は、弾性限界時では良く適合し、終局支圧時には支圧領域幅の範囲に注目すると $\mu_{cu} = 4.5$ とした場合に良く適合する。3.2 の結果も含めて、実験結果における CLT の耐力、変形、及び接合面の鉛直変位分布が、弾性限界時、終局限界時ともにすべて良好に適合することから、解析モデルにおける支圧パネの設定の妥当性が確認できる。また、これらの結果から支圧パネにおいて $\mu_{cu} = 4.5$ となる点を終局支圧時と定義することは妥当であると考えられる。

鉛直変位分布の形状に注目すると、実験結果で示された 2 点の変位計による直線分布が示されるのに対して、解析結果では多点の支圧パネの変位分布が連続的に示されており、その分布形が僅かに曲線となっていることが確認できる。これは接合面上下の鉄骨梁の変形に起因するものである。

そこで、その影響を確認するため鉄骨梁の変形を受けやすい試験体 No.5 と No.6 の解析結果について、接合面の支圧変位、支圧応力度の分布を Fig.16 示す。図中には弾性限界時と層間変形角が $1/67\text{rad}$ になった時点とを示す。

まず、両試験体とも CLT 端部の鉛直変位から得られる直線勾配（図中の点線）と比べて実際の鉛直変位は鉄骨梁の曲率の影響を有

しており、直線勾配から得られる支圧領域幅よりも実際の支圧領域幅が小さいことが確認できる。

両試験体とも弾性限界時までは支圧応力度分布はほぼ三角形分布となるが、その後、支圧バネの塑性化が進み台形分布に移行し、変形の増大とともに支圧領域幅も漸増する。その際、鉄骨梁剛性の小さい試験体 No.5 は No.6 よりも、鉛直変位分布形の曲率が大きく、弾性限界時、層間変形角 $1/67\text{rad}$ 時ともに支圧領域幅が小さくなっていることが確認できる。

Table 5 に解析結果における CLT 接合面の鉛直変位分布を直線勾配とした場合と、実際の変位分布とした場合の支圧領域幅の比較を、弾性限界時、及び支圧部の塑性化が進んだ $1/67\text{rad}$ 時について示す。この結果から、実際の支圧領域幅は直線勾配とした場合に対して、弾性限界時、 $1/67\text{rad}$ 時とも平均で 79%程度になることが分かる。

Fig.15 Comparison of experimental and analysis result of distribution of vertical relative displacement

Fig.16 Distribution of vertical relative displacement of the top and bottom connection boundary

Table 5 Real and linear distributions of vertical relative displacements in analysis results

No.	Real distribution (mm)		Linear distribution (mm)		Real/Linear	
	Elastic limit	1/67	Elastic limit	1/67	Elastic limit	1/67
No.1	243.2	283.5	283.1	327.2	0.859	0.867
No.2	264.7	284.3	294.7	327.1	0.898	0.869
No.3	244.7	259.2	349.7	362.4	0.700	0.715
No.4	245.0	270.5	316.5	345.8	0.774	0.782
No.5	287.0	318.9	484.7	533.3	0.592	0.598
No.6	384.0	448.4	462.2	535.4	0.831	0.837
No.7	205.2	223.8	235.9	256.1	0.870	0.874
Average					0.789	0.792

実験結果の支圧領域幅、支圧剛性を評価する際、⑩式において支圧領域幅の低減係数を $\lambda = 0.8$ と設定したのは、この解析結果を事前に踏まえたものである。

4. 支圧領域幅と鉄骨梁の変形曲率との関係について

3.では CLT 支圧部の挙動を検証し、支圧領域幅が鉄骨梁の変形の影響を受けることを示したが、更にここではその影響をパラメトリックな解析的検討により定量化することを試みる。

4.1 有効支圧領域幅の定義

これまで示したように、支圧領域幅が縮小するのは、CLT からの支圧力を受けた鉄骨梁の変形による曲率の影響を受けるためと考えられる。また、3.3 で示したように、CLT の寸法や剛性が同じでも鉄骨梁の剛性が小さいほど曲率が大きくなる。

そこで、鉄骨梁の曲率の生じにくさを示す剛性指標 K_ϕ を下式のように定義する。

$$K_\phi = \frac{E_s \cdot I_s}{L_s} \quad \dots \textcircled{18}$$

ただし、

E_s, I_s : 鉄骨梁のヤング係数、及び断面 2 次モーメント
 L_s : 鉄骨梁の柱心間スパン

一方、 K_ϕ との関係性を評価するものとして、CLT の回転剛性 K_R を定義する。 K_R は、①式を用いると下式のようにになる。

$$K_R = \frac{C \left(L - \frac{2}{3}x \right)}{\theta_R} = \frac{1}{2} k_c \cdot t \cdot x^2 \left(L - \frac{2}{3}x \right) \quad \dots \textcircled{19}$$

以上より、支圧領域幅の低減係数 λ_c を K_R と K_ϕ の比による関数として下式のように表現する。

$$\lambda_c = f \left(\frac{K_R}{K_\phi} \right) \quad \dots \textcircled{20}$$

これと④式より、有効支圧領域幅 x_c は、以下のようにになる。

$$x_c = \lambda_c \cdot x \quad \dots \textcircled{21}$$

以上の前提で、④～⑥式で算定される CLT 上下を剛体とした場合の支圧領域幅 x に対して、鉄骨梁の剛性を考慮した解析結果における支圧領域幅 x_c がどのように低減されるかを検討する。

4.2 解析的検討におけるパラメータ設定

解析的検討による検討結果をより一般化したものとするため、実験試験体に加え、より幅広いパラメータを設定した。Table6 に解析モデルのパラメーター一覧を、Table7 に実施した全 105 ケースの解析モデルの一覧を示す。

・ CLT の材料定数

まず、CLT 材料定数については、強度等級 S60・5・5 の値として第 1 シリーズ、第 2 シリーズの平均値を基準とした。また、強度等級 S30・5・5、及び S120・5・5 に相当するものとして、強軸方向の圧縮ヤング係数を 0.5 倍、及び 2 倍で設定した。圧縮強度は文献⁵⁾に示された各強度等級の基準強度の比率から、S30・5・5 は $7.02 / 9.72 = 0.722$ 倍、S120・5・5 は $15.12 / 9.72 = 1.556$ 倍とした。なお、支圧剛性 k_c は、S60・5・5 に対して文献⁵⁾に示された $k_c = 15.6 \text{ N/mm}^3$

を基準にし、S30・5・5 と S120・5・5 に対してはヤング係数に比例させた値としたが、結果的に⑬式の算定結果とほぼ同等の値となる。

・ CLT の寸法

CLT の幅は試験体と同様に $L=750\text{mm}$ 、 $1,000\text{mm}$ 、 $1,500\text{mm}$ の 3 水準とし、CLT の高さは鉄骨架構の高さに応じ、 $H=1,100\text{mm}$ 、 $1,600\text{mm}$ 、 $2,600\text{mm}$ の 3 水準とした。

・ 鉄骨架構の寸法

鉄骨架構のスパンは $L_s=1,200\text{mm}$ 、 $1,800\text{mm}$ 、 $3,600\text{mm}$ 、 $7,200\text{mm}$ の 3 水準とし、高さは $H_s=1500\text{mm}$ 、 2000mm 、 3000mm の 3 水準とした。これらは実大に換算すると、スパン $2,400\sim 14,400\text{mm}$ 、階高 $3,000\sim 6,000\text{mm}$ に相当し、小規模から大規模な建築の一般的な寸法をカバーしていることになる。

・ 鉄骨梁断面

鉄骨梁断面は、H-125×125×6.5×9、H-194×150×6×9、H-294×150×6×9 の 3 水準としていずれも鋼材種別は SN400 とし、降伏点強度は 300N/mm^2 で共通とした。いずれも柱に対して、梁の曲げ降伏が先行する断面となっている。

上記のパラメータ設定により、実際の建築物で想定される使用状況は概ね網羅している。CLT は全て中央配置とし、上記パラメータ以外の設定は全て試験体モデルと共通とした。なお、引張材の引張降伏が影響しないように、引張材は弾性を仮定した。

4.3 パラメトリックスタディの結果

Fig.17 に弾性限界時、終局支圧時の K_R/K_ϕ と λ_c との関係を示す。

Table 6 Parameters used in analysis study

Steel Frame			CLT					
Beam Section	Width	Height	Strength Grade	Young's modulus	Compression strength	Compression stiffness	Width	Hight
	W (mm)	H_s (mm)		E_c (N/mm ²)	F_c (N/mm ²)	k_c (N/mm ³)	L (mm)	H (mm)
[D12] H-125x125x6.5x9	[W12] 1,200	[H15] 1,500	S30-5-5	2,279	17.1	7.8	[L75] 750	1100
	[W18] 1,800	[H20] 2,000	S60-5-5	4,557	23.7	15.6	[L100] 1,000	1,600
[D19] H-194x150x6x9	[W36] 3,600	[H30] 3,000	S120-5-5	9,114	36.8	31.2	[L150] 1,500	(1,550)
	[W72] 7,200		No.1	5,601	25.3	19.3	[L150] 1,500	(1,650)
[D29] H-294x200x8x12			No.4~7	3,513	22.0	12.1		2,600

Table 7 List of parametric analysis models

D	H_s	W	L	E_c	D	H_s	W	L	E_c	D	H_s	W	L	E_c	D	H_s	W	L	E_c	D	H_s	W	L	E_c
D12	H15	W12	L75	S60	D19	H15	W12	L75	S60	D29	H15	W12	L75	S60	D12	H20	W18	L100	S120	D29	H20	W18	L100	S30
D12	H15	W18	L75	S60	D19	H15	W18	L75	S60	D29	H15	W18	L75	S60	D12	H20	W36	L100	S120	D29	H20	W36	L100	S30
D12	H15	W18	L100	S60	D19	H15	W18	L100	S60	D29	H15	W18	L100	S60	D12	H20	W72	L100	S120	D29	H20	W72	L100	S30
D12	H15	W36	L75	S60	D19	H15	W36	L75	S60	D29	H15	W36	L75	S60	D12	H20	W72	L150	S120	D29	H30	W36	L100	S30
D12	H15	W36	L100	S60	D19	H15	W36	L100	S60	D29	H15	W36	L100	S60	D12	H30	W36	L100	S120	D29	H30	W36	L100	S30
D12	H15	W36	L150	S60	D19	H15	W36	L150	S60	D29	H15	W36	L150	S60	D19	H15	W36	L100	S120	Test Frames				
D12	H20	W12	L75	S60	D19	H20	W12	L75	S60	D29	H20	W12	L75	S60	D19	H20	W18	L100	S120	D	H_s	W	L	E_c
D12	H20	W18	L75	S60	D19	H20	W18	L75	S60	D29	H20	W18	L75	S60	D19	H20	W36	L100	S120	D29	H20	W36	L100	No.1
D12	H20	W18	L100	S60	D19	H20	W18	L100	S60	D29	H20	W18	L100	S60	D19	H20	W72	L100	S120	D19	H20	W36	L100	No.4
D12	H20	W36	L75	S60	D19	H20	W36	L75	S60	D29	H20	W36	L75	S60	D19	H20	W72	L100	S120	D19	H20	W36	L150	No.5
D12	H20	W36	L100	S60	D19	H20	W36	L100	S60	D29	H20	W36	L100	S60	D19	H30	W36	L100	S120	D29	H20	W36	L150	No.6
D12	H20	W36	L150	S60	D19	H20	W36	L150	S60	D29	H20	W36	L150	S60	D29	H20	W18	L100	S120	D19	H20	W36	L75	No.7
D12	H20	W72	L75	S60	D19	H20	W72	L75	S60	D29	H20	W72	L75	S60	D29	H20	W72	L100	S120	Parameter symbols of " D, H_s, W, L, E_c " denote the specifications in the table above.				
D12	H20	W72	L100	S60	D19	H20	W72	L100	S60	D29	H20	W72	L100	S60	D29	H20	W72	L100	S120					
D12	H20	W72	L150	S60	D19	H20	W72	L150	S60	D29	H20	W72	L150	S60	D12	H20	W18	L100	S30					
D12	H30	W12	L75	S60	D19	H30	W12	L75	S60	D29	H30	W12	L75	S60	D12	H20	W36	L100	S30					
D12	H30	W18	L75	S60	D19	H30	W18	L75	S60	D29	H30	W18	L75	S60	D12	H20	W72	L100	S30					
D12	H30	W18	L100	S60	D19	H30	W18	L100	S60	D29	H30	W18	L100	S60	D12	H20	W72	L150	S30					
D12	H30	W36	L75	S60	D19	H30	W36	L75	S60	D29	H30	W36	L75	S60	D12	H30	W36	L100	S30					
D12	H30	W36	L100	S60	D19	H30	W36	L100	S60	D29	H30	W36	L100	S60	D19	H15	W36	L100	S30					
D12	H30	W36	L150	S60	D19	H30	W36	L150	S60	D29	H30	W36	L150	S60	D19	H20	W18	L100	S30					
D12	H30	W72	L75	S60	D19	H30	W72	L75	S60	D29	H30	W72	L75	S60	D19	H20	W36	L100	S30					
D12	H30	W72	L100	S60	D19	H30	W72	L100	S60	D29	H30	W72	L100	S60	D19	H20	W72	L100	S30					
D12	H30	W72	L150	S60	D19	H30	W72	L150	S60	D29	H30	W72	L150	S60	D19	H30	W36	L100	S30					

弾性限界時、終局支圧時ともに、 K_R/K_ϕ が大きくなるほど λ_c が減少する傾向となり、その減少勾配は徐々に緩やかになる。弾性限界時、終局時とも複数のパラメータを設定したにも関わらずばらつきが少なく、⑳式による評価が有意であると言える。

λ_c は弾性限界時では $0.2\sim 0.9$ 、終局時では $0.2\sim 1.15$ と広範囲で変動する。このことは、 K_R/K_ϕ が大きい場合、つまり CLT の回転剛性が大きく鉄骨梁の剛性が低い場合は、実施した実験結果だけから推測される支圧領域幅よりも大幅に小さくなることを示しており、CLT 支圧部の耐力評価においては考慮が必要である。

そこで、上記の傾向を数式表現するために、累乗近似を用いた。ただし、累乗近似の場合、減少傾向を示すには指数が負となり、 $x = 0$ の時、 $y = \infty$ となるため x の値が小さい場合は著しく精度を欠く。そこで㉑式に示す様に、 x に正の値 B を加えた表現に改めた上で、 B の値を連続的に変動させながら最小二乗法により順次近似曲線を求め、決定係数 (R^2 値) が最も大きくなるような A, B, C の組み合わせを調べる方法を用いた。

$$y = A(x + B)^C \qquad \cdots \textcircled{21}$$

この検討方法による結果、下式が得られた。

・ 弾性限界時

$$\lambda_{ce} = 3.77 \left(\frac{K_R}{K_\phi} + 65.6 \right)^{-0.36} \qquad \cdots \textcircled{22}$$

Fig. 17 Relations between stiffness ratios (K_R / K_ϕ) and compression area width reduction coefficients (λ_c)

$$\lambda_{cu} = 8.89 \left(\frac{K_R}{K_\phi} + 62.6 \right)^{-0.51} \quad \dots \textcircled{24}$$

また、Fig.18 に λ_c の㉓式、㉔式による計算値と解析結果による値との比較を示す。弾性限界時、終局支圧時ともばらつきが少なく、広いパラメータ設定にも関わらず精度よく評価できている。

5. 支圧耐力式の提案

まず、弾性限界時については、支圧応力度の分布が概ね三角形分布であることから、支圧領域幅低減係数 λ_{ce} を考慮して、下式のように表現する。

$$C_e = \frac{1}{2} \sigma_c \cdot t \cdot x_{ce} \quad \dots (25)$$

$$Q_{ce} = \frac{C_e \cdot L_{ce}}{H} \quad \dots (26)$$

$$x_{ce} = \lambda_{ce} \cdot x \quad \dots \textcircled{27}$$

$$L_{ce} = L - \frac{2}{3}x_{ce} \quad \dots \quad (28)$$

また、終局時は Fig.16 に示す様に、支圧応力度分布が台形分布になることから、Fig.19 の様に歪分布、応力度分布をモデル化し、支圧部縁端部の塑性率 μ_{cu} を考慮すると、終局時の耐力式が誘導できる。

$$C_u = \frac{2\mu_{cu} - 1}{2\mu_{cu}} \sigma_c \cdot t \cdot x_{cu} \quad \dots \textcircled{29}$$

$$Q_{cu} = C_u \frac{L_{cu}}{H} \quad \dots \textcircled{30}$$

$$x_{cu} = \lambda_{cu} \cdot x \quad \dots \textcircled{31}$$

$$L_{cu} = L - 2 \frac{3\mu_{cu}(\mu_{cu} - 1) + 1}{3\mu_{cu}(2\mu_{cu} - 1)} x_{cu} \quad \dots (32)$$

$$\mu_{cu} = 4.5 \quad \dots \textcircled{33}$$

Table 8 と Fig.20 に㊶式と㊷式による CLT 支圧部の弾性限界時、終局時におけるせん断力に対する計算結果と実験値との比較を示す。弾性限界時、終局時ともに計算結果と実験結果がよく適合している。弾性限界時の No.3 でやや実験結果が高い値となっているが、2.3 で述べた支圧剛性の検討において弾性限界時を大きめの変形時に設定したことによる。また、実験結果でせん断破壊した試験体については支圧破壊に至らず計算結果の方が高くなっているが、試験体 No.1 と No.5 では支圧破壊とせん断破壊が拮抗していると考えられるため、実験結果と計算値が良く適合する結果となった。

No.	Elastic limit		Ultimate limit	
	Experimental result (kN)	Calculation Value (kN)	Experimental result (kN) (※Shear failure)	Calculation Value (kN)
No.1	224.1	181.3	313.9※	343.9
No.2	337.0	362.6	539.4※	687.8
No.3	605.0	543.9	802.9※	1031.7
No.4	144.1	141.1	267.1	265.3
No.5	234.7	263.4	455.6※	472.6
No.6	306.0	348.8	487.1※	656.5
No.7	89.8	84.9	151.6	161.3

— 1449 —

以上より、提案した支圧耐力式は、支圧部の弾性限界時、終局時の耐力を評価する上で有用であると考えられる。

6. まとめ

本報では、CLT を鉄骨造の耐震要素として用いたハイブリッド構造を対象に、1/2 スケールの実験結果と併せて静的弾塑性解析を用いた検討を実施し、CLT 隅角部における支圧力の伝達について定量的に検証した。その結果、以下の知見を得た。

- ・上下を剛体により拘束された CLT に水平力が作用した場合の応力伝達をモデル化し、CLT 支圧部の支圧領域幅と、水平剛性の理論的な計算方法を誘導した。(①～⑧式)
- ・上記の応力伝達モデルをもとに、実験結果における接合面鉛直変位分布から支圧領域幅と支圧剛性を求め、支圧領域幅は理論計算値に対し、弾性限界時で 70%、終局時で 81% となり、CLT 幅に対して、弾性限界時で 24%、終局時で 28% となった。
- ・CLT 支圧部の支圧剛性は圧縮ヤング係数と比例する傾向にあり、支圧剛性は圧縮ヤング係数の 1/290 とする剛性計算式を提案した。(⑬式)
- ・この支圧剛性算定式を用いた静的弾塑性解析を実施したところ、実験結果と良好に適合した。
- ・解析結果から支圧バネの変形を詳細に検討したところ、鉄骨梁の変形により支圧変形の分布に曲率が生じ、直線的な分布と仮定した場合と比べて、本実験結果の範囲では支圧領域幅が平均で 80% 程度に縮小することが明らかとなった。
- ・静的弾塑性解析を用いたパラメトリックスタディにより、鉄骨の梁剛性と CLT の回転剛性の比率と支圧領域幅との関係を検討し、理論計算値に対する支圧領域幅の低減係数算定式を導いた。(⑳、㉔式)
- ・以上の知見をもとに、CLT 支圧部の弾性限界時、終局時における耐力式を提案し実験結果と良く適合することを確認した。(㉕～㉓式)

以上のように、CLT と鉄骨梁接合面間における支圧力の伝達について定量的な検討を実施し、その評価方法を提案することができた。

一方で、前述した通り、本論では CLT を軸剛性とせん断剛性を有する線材とみなし隅角部の支圧状態を付加した仮定を置いたが、板要素としての挙動をする実態とはやや異なる。CLT パネルに圧縮ストラットが発生することでせん断抵抗が発揮されたときの CLT 面内の応力度の状態やメカニズムについては不明点が多く、圧縮ストラットに対する CLT の任意方向のヤング係数も明らかでない。今後、これらの点を明らかにすることで、より汎用性、普遍性の高い構造的な評価が可能だと期待している。

参考文献

- 1) Bezabeh, M. Tesfamariam, S. and Stierner, S.: Equivalent viscous damping for steel moment-resisting frames with cross-laminated timber infill walls, *Journal of Structural Engineering*, ASCE, DOI: 10.1061/(ASCE)ST.1943-541X.0001316. 2015
- 2) Fukumoto, K., Kouda, M., Saito, M., Okazaki, T., Isoda, H. and Yasui, N.: A Case Study and Future Subjects of Steel Frame Hybrid Structure with CLT Infill Shear Walls, *AIJ Journal of Technology and Design*, Vol. 26, No.64, pp.923-928, 2020.10 (in Japanese)
福本晃治, 國府田まりな, 齋藤真美, 岡崎智仁, 五十田博, 安井昇: CLT 耐

- 震パネルを組み込んだ鉄骨ハイブリッド構造の設計事例と抽出された課題, 日本建築学会技術報告集, 第 26 巻, 第 64 号, pp.923-928, 2020.10
- 3) Namba, T., Kubo K., Tamori, S., Isoda H., Fukumoto K., Kouda M. and Usami T.: Study on Seismic Performance of CLT and Steel Frame Hybrid Structure (Part1, Part2), *Summaries of Technical Papers of Annual Meeting, Architectural Institute of Japan, Structure III*, pp.645-648, 2019.7 (in Japanese)
難波嵩之, 久保和民, 五十田博, 田守伸一郎, 福本晃治, 國府田まりな, 宇佐美徹: CLT+鉄骨ハイブリッド構造システムに関する研究(その1, その2), 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造III, pp.645~648, 2019.7
 - 4) Kubo K., Usuta, Y., Fukumoto K., Usami T., Miyauchi, Y., Kitamori, A., Y. and Isoda H.: Study on Seismic Performance of CLT and Steel Frame Hybrid Structure (Part3, Part4, part5), *Summaries of Technical Papers of Annual Meeting, Architectural Institute of Japan, Structure III*, pp.357-362, 2020.7 (in Japanese)
久保和民, 臼田雄作, 福本晃治, 宇佐美徹, 宮内靖昌, 北守顕久, 五十田博: CLT+鉄骨ハイブリッド構造システムに関する研究(その3, その4, その5), 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造III, pp.357~362, 2020.7
 - 5) Japan Housing and Wood Technology Center: Design and construction manual of building using CLT, 2016. 10 (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施工マニュアル, (公財) 日本住宅・木材技術センター, 2016.10
 - 6) Miura A. Isoda H. Tsuchimoto T. Nakagawa T. Kitamori A. Suzuki. K. Tsuda C.: Lateral Structural Performance of Narrow Size Cross Laminated Timber Connected with Tensile Bolts, *Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ)*, Vol. 81, No.721, pp.583-593, 2016.3 (in Japanese)
弥浦壮太, 五十田博, 槌本敬太, 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, 第 81 巻, 第 721 号, pp.583~593, 2016.3
 - 7) Architectural Institute of Japan: Standard for Structural Design of Timber Structure, MARUZEN CO. 2013.5 (in Japanese)
木質構造設計規準・同解説, (一社) 日本建築学会, 2013.5
 - 8) Architectural Institute of Japan: Design Manual of Engineered Timber Joints, MARUZEN CO. 2009.11 (in Japanese)
木質構造接合部設計マニュアル (一社) 日本建築学会, 2009.11

STUDY ON COMPRESSIVE STRESS TRANSFER IN JOINTS OF STEEL FRAME HYBRID STRUCTURE WITH CLT INFILL SHEAR WALLS

Kouji FUKUMOTO^{*1} and *Hiroshi ISODA*^{*2}

^{*1} Senior Manager, Structural Engineering Section, Design Dept., Takenaka Corporation, M.Eng.
(Research Institute for Sustainable Humanosphere, Kyoto Univ.)

^{*2} Prof., Research Institute for Sustainable Humanosphere, Kyoto Univ., Dr.Eng.

This paper shows the quantitative verification of the stress transfer performance of CLT compression areas and shear joints through the studies of the static elastic-plastic analysis and experimental results, and the following results have been achieved.

- By assuming a stress state model of a CLT panel, restrained at the top and bottom by rigid bodies, with a horizontal force applied, the theoretical calculation formulas for the compression area width and horizontal stiffness of CLT have been developed. (Equations No. 1 to No. 8)
- The compression area width found from the distribution of the vertical deformations in the joint areas in the experimental results was 70% and 81% of the theoretical calculation results, respectively, in the elastic limit and ultimate states, and 24% and 28% for the CLT width.
- Since the compression stiffness of the CLT compression area tends to be proportional to its compressive Young's modulus, the stiffness calculation formula is proposed, where the compression stiffness is generally 1/290 of the Young's modulus. (Equation No. 13)
- The results of the static elastic-plastic analysis performed using the above compression stiffness calculation formula were in good agreement with the experimental results.
- The further study on the deformation of the CLT compression springs of the analysis model revealed that a curvature occurred in the distribution of vertical deformations due to the curvature of the steel beam. Furthermore, it was found that the width of compression area was reduced to on average approximately 80%, compared with the assumed linear distribution.
- The formulas to calculate the coefficient of reduction of the compression area width from the theoretical calculation values were derived from the parametric study using static elastic-plastic analysis on the relations between the ratio of the rotational stiffness of CLT to the curvature stiffness of steel beam and the width of compression area. (Equations No. 23 and No. 24)
- On the basis of the above findings, we have developed the formulas for the compression bearing capacity of CLT in the elastic limit and ultimate states (Equations No. 25 to No. 33), and confirmed that the results calculated using the formulas were in good agreement with the experimental results.

(2021 年 1 月 9 日原稿受理, 2021 年 6 月 23 日採用決定)