

CLT構造における引きボルト接合部の力学特性と耐力算定に関する研究

著者	鈴木 圭
学位授与年月日	2017-03-23
URL	http://doi.org/10.15083/00075827

論文の内容の要旨

生物材料科学専攻

平成25年度博士課程入学

鈴木 圭

指導教員名 稲山 正弘

論文題目 CLT構造における引きボルト接合部の力学特性と耐力算定に関する研究

目次

1. 緒言
2. 既往の研究
3. 集成材及び CLT 材の圧縮試験
4. CLT の材料物性(曲げヤング係数及び密度)の違いによる影響試験
5. 縁距離、端距離及びラミナ境界部位置の影響試験
6. CLT 厚さ及びボルト本数の影響試験
7. 引きボルト接合部の推定式の提案
8. 耐力壁のせん断性能の推定
9. 結言

1. 研究の目的と背景

ひき板を直交方向に積層接着した CLT(クロスラミネイティドティンバー)は、既に欧州では中高層建築物の構造部材として実用化されている。近年、我が国において公共建築物等の木造化を推進していくための手段のひとつとして、この CLT を使ったパネル工法(以下、CLT 工法)が注目されている。特に CLT の原材料となる木材は中小径木及び間伐材を活用することができるため、CLT の生産及び利活用を普及促進することにより地域林業・木材産業の活性化が期待される。

CLT 工法の接合方法は LSB 接合やビス接合等、様々なものが想定されるが、本研究は、幅 1~2m 程度のパネルを用いた中高層建築物を想定し、その建築物の壁パネルがロッキング挙動(水平力による回転挙動)を示した場合のパネル端部の有効な接合方法のひとつとして、引きボルト形式の接合方法を対象として実験を行い、新たな設計式による推定を行った。

2 集成材及び CLT 材の圧縮試験

ラミナの縦圧縮性能及び部分圧縮性能(めり込み性能)から引きボルト接合部の面圧剛性及びを求めるため、集成材及び CLT 材の圧縮(めり込み)試験を実施し、木材の縦圧縮及び部分めり込みの強度性能から CLT の圧縮剛性の推定を行い、実験値と比較を行った。

推定式は、図2-1のように端部の剛性 k_e と中央部の剛性 k_c の直列バネであると仮定し(2-1式)、接合部全体の剛性から試験体中央部に貼った歪み分の剛性 k_c (2-2式)を除いた剛性を k_e (2-3式)とした。 k_e は試験体の高さ、ヤング係数、密度に関わらず一定値となり、その平均値を面圧面積 A で除した値 k_{e0} は 45.6kN/mm^3 となった。

本研究による推定値を①、既往の研究から野口ら¹⁾のFEM解析によって応力度分布を算出しそれをモデル化した算定式による推定値を②、蒲池ら²⁾の推定式に文献¹⁾の表面の凹凸を考慮しためり込み剛性を加味した推定値を③として、それぞれ算出し、直交層については稲山³⁾のめ

り込み式による推定値を算出し、それぞれの推定値に足し合わせた。推定値と実験値の比較は図2-2～図2-4に示すとおりである。

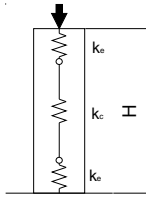


図 2-1 縦圧縮のパネモデル

$$k_{//} = \frac{k_{et} \cdot k_{eb} \cdot k_c}{k_{et} + k_{eb} + k_c} \quad (2-1)$$

$$k_c = \frac{E \cdot A}{H} \quad (2-2)$$

$$k_e = k_{e0} \cdot A \quad (2-3)$$

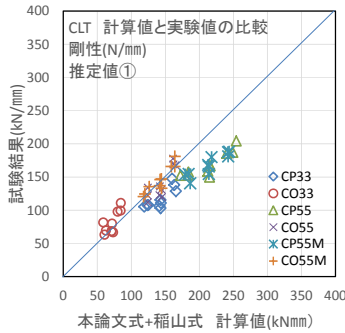


図 2-2 推定値①と実験値の比較

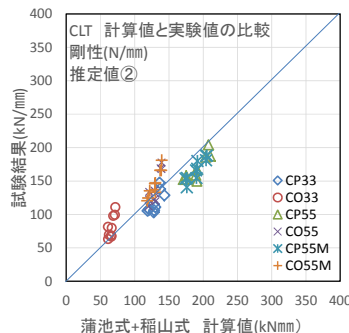


図 2-3 推定値②と実験値の比較

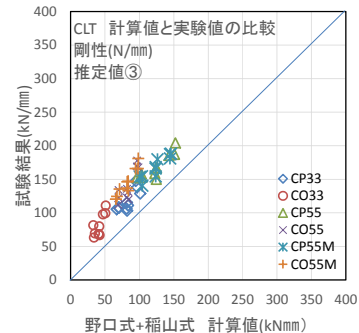


図 2-4 推定値③と実験値の比較

3. CLT の材料物性 (曲げヤング係数及び密度) の違いによる影響試験

CLT の曲げヤング係数及び密度の違いが引きボルト接合部の強度性能に与える影響を調べるため、実験によって検証を行った。

試験体の種類は直交集成板の日本農林規格 (農林水産省告示第 3079 号) に基づき製造された同一等級構成と異等級構成、および A 種と B 種の違いを比較する事を目的としている。更に、ラミナの曲げヤング係数または密度を一定の未満の範囲に限定して製造した試験も実施した。

全ての試験結果を概観すると、曲げヤング係数と初期剛性、密度と最大荷重の間には僅かに比例関係が見られた。また、A 種構成より材質のばらつきを抑えた B 種構成、曲げヤング係数を調整した試験体においては強度性能のばらつきへの影響がほとんど見られなかったが、密度を調整した試験体については強度性能のばらつきが少なくなる傾向にあり、結果的に降伏耐力や最大荷重が他の試験体より高くなった。

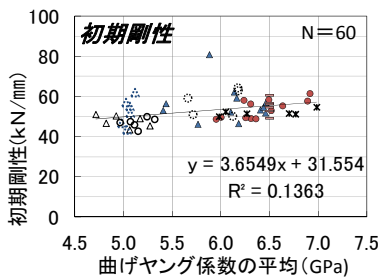


図 3-1 曲げヤング係数と初期剛性の関係

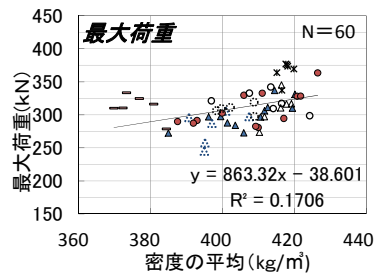


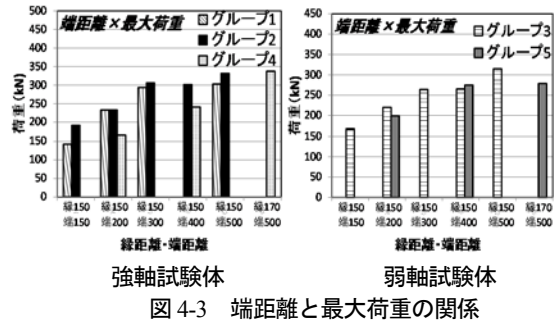
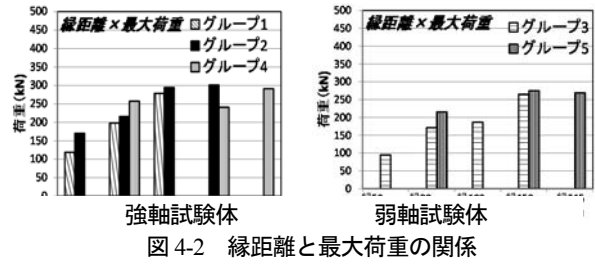
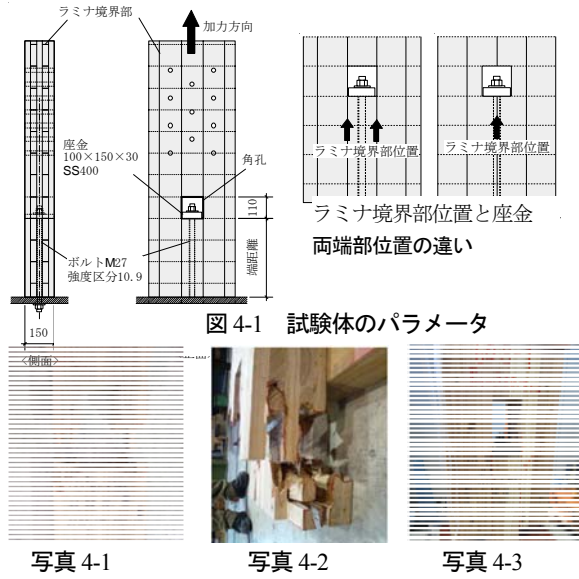
図 3-2 密度と最大荷重の関係

4. 縁距離、端距離及びラミナ境界部位置の影響試験

接合部の端距離・縁距離は、強度性能及び破壊モードに大きな影響を与えると考えられる。また、幅はぎなしの CLT におけるラミナ境界部位置が座金端部位置と一致した場合、その部分はせん断を負担できなくなるので、強度性能が低くなる可能性がある。これらの影響を調べるため、縁距離、端距離及びラミナ境界部位置をパラメータとした試験 (図 4-1) を行うこととした。

縁距離及び端距離が大きくなるにつれて最大荷重も高くなり、縁距離は 100~150mm 付近、端距離は 300~400mm 付近を超えたあたりで横ばいとなった (図 4-2)。縁距離が 100mm~150mm 付近で比例限度となる理由は、引張破断からせん断の破壊モードに移行するためである (図 4-3)。端距離が比例しなくなる理由は、せん断応力が一様に作用しているとは考えがたく、端距離が長くなればなるほど面積比例しなくなるためと考えられる。破壊モードは縁距離が短

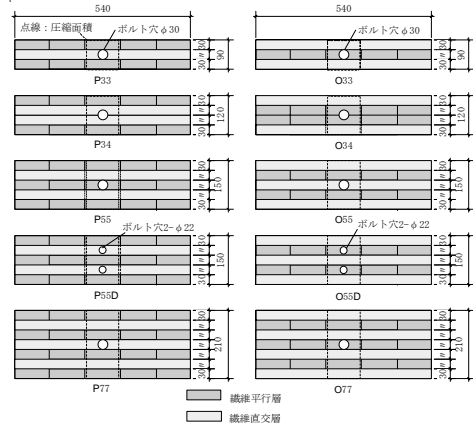
いと引張破壊しやすく(写真 4-1)、端距離または縁距離が短いと座金下部の両側部分積層接着面でせん断破壊する(写真 4-2)、端距離・縁距離が十分とれた場合は、座金下部の最外層ラミナが積層接着面でせん断破壊する(写真 4-3)。



5. CLT 厚さ及びボルト本数の影響試験

CLT の厚さとボルト本数による影響について実験を行った(図 5-1)。強軸試験体については、3層4プライから7層7プライまでは最外層がせん断破壊する破壊性状となったが、3層3プライのみ最外層が左右に割り裂けた。これはボルト孔によってボルト挿入部分の CLT が繊維方向のみとなってしまったためである。ボルト本数の違いによる影響はほとんど見られなかった。

最大荷重及び降伏耐力共にCLT厚さに比例して大きくなる傾向となったが、剛性は5層5プライ以上はほぼ同程度となった。



6. 推定式の提案

(1) 初期剛性

初期剛性 K_p ((6-1)式)は、図 6-1 に示すとおり引きボルトの座金直下の木材の面圧による初期剛性 K_c ((2-1)式に直交層のめり込み剛性を加えたもの)、引きボルトの引張による初期剛性 K_B ((6-2)式)、切欠き部両端の木材の引張による初期剛性 K_T ((6-3)式)の3つの要素の直列ばねで決定されるものとした。

$$\frac{1}{K_p} = \frac{1}{K_c} + \frac{1}{K_B} + \frac{1}{K_T} \quad (6-1)$$

$$K_B = \frac{E_B A_B (S_{//} + S_{\perp})}{l_B} \quad (6-2)$$

$$K_T = \frac{(E_{//T} A_{//T} + E_{\perp T} A_{\perp T})}{l_T} \quad (6-3)$$

ここで、

E_B : ボルトのヤング係数(N/mm²)

A_B : ボルトの断面積(mm²)

l_B : ボルトの長さ(mm)

$A_{//T}$: 平行層の引張面積 (mm²)

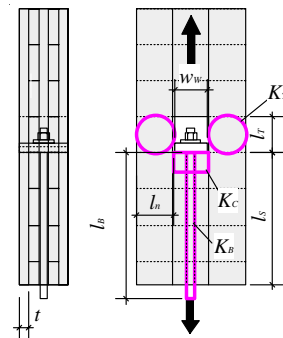
$A_{\perp T}$: 直交層の引張面積 (mm²)

$E_{//}$: 木材の繊維平行方向ヤング係数 (N/mm²)

E_{\perp} : 木材の繊維直交方向ヤング係数 (N/mm²)

$S_{//}$: 平行層にあるボルトの本数(本)

S_{\perp} : 直交層にあるボルトの本数(本)



(2) 降伏耐力

CLT においては、平行層ラミナの端部が圧縮破壊した後、めり込みが進展する。よって降伏耐力 P_y は繊維方向の圧縮強度に平行層ラミナの加圧面積を乗じたものとした(図 6-2)。

$$p_y = F_{//c} \left(l_w t_{//} - S_{//} \pi \left(\frac{D}{2} \right)^2 \right) \quad (6-4)$$

ここで、

$F_{//c}$: 木材(繊維方向)の圧縮強度 (N/mm²)

l_w : 座金の幅 (mm)

t : ラミナの厚み(mm)

$n_{//}$: 平行層ラミナの数(枚)

D : 引きボルト用穴の直径 (mm)

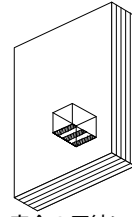


図 6-2 座金の圧縮によって降伏する部分(網掛け部)

(3) 最大耐力

最大耐力は 4 項の写真 4.1~4.3 の破壊性状を想定し、図 6-3 に示す 3 種の破壊モード((6-6)式~(6-9)式)の内の最小値((6-5)式)によって決定するものとした。なお、降伏後の 2 次剛性 K_{C2} は 1 次勾配の 1/8 とした。

$$P_{\max} = \min [p_{\text{pull}}, p_{\text{shear1}}, p_{\text{shear2}}] \quad (6-5)$$

$$P_{\text{pull}} = A_{//T} F_{//T} / 2 \quad (6-6)$$

$$P_{\text{shear0}} = (2F_{go} + (n_{//} + n_{\perp} - 3)F_{gi}) l_S l_w \quad (6-7)$$

$$P_{\text{shear1}} = \max [p_y, P_{\text{shear0}}] \quad (6-8)$$

$$P_{\text{shear2}} = (2F_{go} + (n_{//} + n_{\perp} - 3)F_{gi}) l_S l_n \quad (6-9)$$

ここで、

$F_{//T}$: 木材(繊維方向)の引張強度 (N/mm²)

l_n : 縁距離 (mm)

l_s : 端距離 (mm)

F_{go} : 最外層積層接着面のせん断強度 (N/mm²)

F_{gi} : 内層積層接着面のせん断強度 (N/mm²)

n_{\perp} : 直交層ラミナの数(枚)

l_w : 座金の幅 (mm)

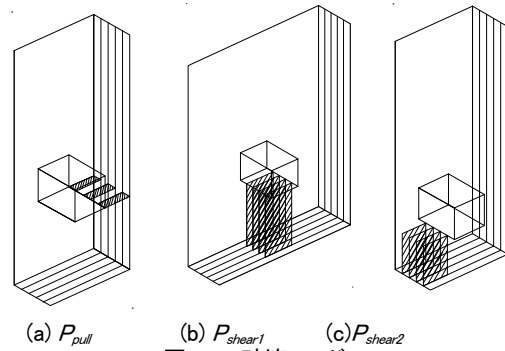


図 6-3 破壊モード

7. 実験値と推定値の比較

実験結果と推定式から算出した結果を比較した。

最大耐力は実験値と計算値で概ね一致する結果となった(図 7-1)。剛性については、2 項で示した

①~③の推定式から算出し、それぞれ比較した。一方、降伏耐力は比例限度を過ぎた辺りの値を狙っているため、完全弾塑性モデルによる実験値よりも高くなった。

以上より、CLT 構造における引きボルト接合部の推定式は概ね適用可能であることが分かった。しかし、面圧面積が大きいものは剛性が小さめに評価される結果となり、剛性の評価に課題を残した。

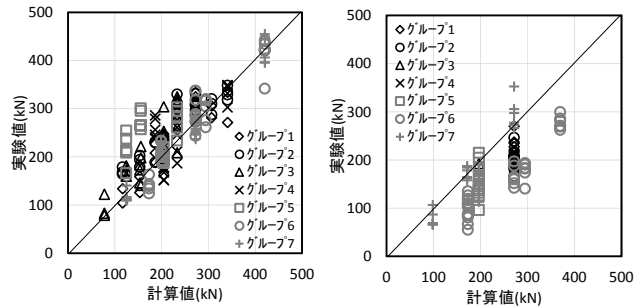


図 7-1 実験値と推定値の比較

8. 耐力壁のせん断性能の推定

実験より得られた接合部のデータから耐力壁のせん断性能の推定を行った。

文献

- 野口昌宏、中村昇、飯島泰男: 縦部分圧縮の支圧剛性の算定法の提案と強度特性, 日本建築学会構造系論文集 第76巻 第662号, 803-809, 2011.4
- 蒲池健、井上雅文: 木材の繊維方向面圧剛性算定式, 日本建築学会大会 学術講演梗概集, 構造III, pp.197-198, 2010.9
- 稲山正弘: 木材のめりこみ理論とその応用-靱性に期待した木質ラーメン接合部の耐震設計法に関する研究, 東京大学学位論文, 1991