

CLT 小幅パネルを大型パネル化し中大規模建築に 適用するための新たな接合工法の開発

DEVELOPMENT OF NEW JOINT SYSTEM FOR SMALL SCALE CLT PANELS AND APPLICATION TO HIGH-RISE AND LONG SPAN BUILDING

遠藤 広大 (性能制御システム学分野)
Kodai ENDO

Abstract

In this study, two connection methods for CLT panel, e.g. Dowel for shear force and Drift Pin connection for tensile and shear forces, have been developed which could be utilized in full scale and long span timber buildings. The proposed connection methods have been applied on small scale CLT panels which have been tested under direct shear. The experimental results showed that the dowel connection between CLT panels satisfied the required performance with higher shear strength and stiffness than conventional connections. The shear strength model of dowel connection, proposed by Aoki (2017), has also been verified with fair accuracy.

The experimental results of drift pinned connection method showed that the performance of the connection (i.e. strength and ductility) could be controlled by drift pin diameter, embedment length and cross angle of drift pins. An attempt has also been taken to estimate the ultimate strength capacity of drift pinned connection theoretically which showed fair accuracy with the experimental observation.

Keywords : Cross Laminated Timber; High-Rise and Long Span Building; Dowel; Drift Pin,
Equivalent to Large Panel
CLT (直交集成板), 中大規模建築, ダボ, ドリフトピン, 小幅パネルの大型化

1. はじめに

近年、森林資源の有効活用による林業の活性化や環境負荷の低減等が期待されており、2010年には公共建築物等木材利用促進法が施行されるなど、中大規模木造建築への関心が高まっている。その際に、施工性や耐震性に優れた CLT(Cross Laminated Timber)を用いた CLT パネル工法 (以下、「CLT 工法」) に対する期待は大きく、RC 造や S 造の従来の構造形式に代わる有効な工法として利用が拡大しつつある。

一方で、木質構造は接合部耐力が部材耐力よりも格段に低いといった課題があり、CLT 工法においては、近年欧州で開発された工法であるため、耐震性に優れた接合形式が少ない。

そこで本研究では、図-1 に示すような CLT 工法で設計された 2 つの建物を検討対象とし、それぞれの建物について新しい接合工法の提案および性能評価実験を実施する。その結果から、提案型接合工法の性能評価、有用性の検討および中大規模木造建築物へ適用できる構造システムを構築することを目的としている。

2. 検討対象接合部及び提案型接合部の概要

建物 A では、図-2 に示す CLT による門型架構中の壁・垂壁のせん断接合部に青木ら ²⁾が開発した剛性・耐力の向上が期待できるダボ接合を適用することを目的とし、接合部要素実験より、構造性能を明らかにし CLT 工法告示構造計算ルート 1 における必要せん断強度を満足することを検証した。

建物 B では、CLT 小幅パネルが連続する架構において図-3 に示すように複数の小幅パネルを接合・大型化し接合金物

の軽微化を目指すために、適用箇所に合わせて引張力及びせん断力に抵抗可能な鋼板添え板ドリフトピン接合を提案し、要素実験より構造性能評価を行った。

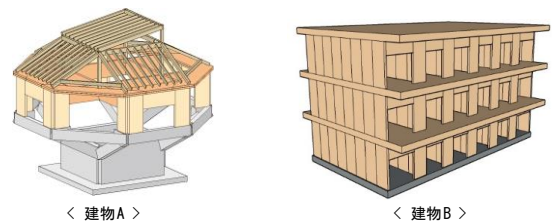


図-1 検討対象建物

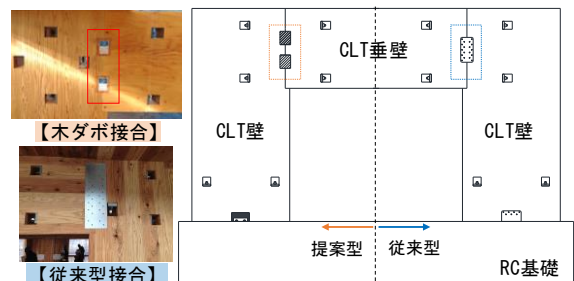


図-2 木ダボによるせん断接合部

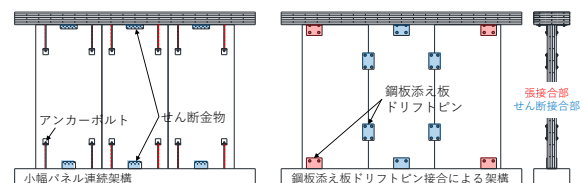


図-3 鋼板添え板ドリフトピン接合を用いた架構形式

3. 実構造物に適用するダボ接合部の性能評価実験

3.1 実験概要

ダボ接合部の構造性能を検証するため、接合部分を取り出した要素実験を行った。既往の研究²⁾より接合部の破壊モードは図-4示すように、ダボあるいはCLTパネル嵌合部の割裂破壊、または噛合い面の支圧破壊が想定される。これに基づき式(1)を用いて、短期基準耐力 $Q_0(=2/3Q_0)$ がCLTパネル工法告示ルート1の要求性能(=52kN)を満足するように接合断面を設計した。 $Q_0=60kN$ であり、CLT垂壁弱軸方向での支圧破壊を想定し、ダボでは破壊が生じない設計としている。

$$Q_j = \min(Q_s, Q_c) \quad (1)$$

せん断強度 $Q_s(N) =$ せん断基準強度 $F_s(N/mm^2) \times$ 高さ $H(mm) \times$ 厚み $D(mm)$

圧縮強度 $Q_c(N) =$ 圧縮基準強度 $F_c(N/mm^2) \times$ 幅 $W(mm) \times$ 厚み $D(mm)$

図-5にCC試験体の詳細を示す。試験体はCLT壁に相当する主材の両側にCLT垂壁を模した側材を合わせた3枚の試験片から構成される左右対称の形状とした。試験体は対象建物部材の実大寸法で、同一のCLT(スギ Mx60-5-5 厚さ150mm)から製作した。接合部にはスギの集成材による木製ダボ(120mm×150mm×150mm)を2個設置した。

荷重試験は図-6に示す加力装置を用いて、外側の試験片を加力フレームに固定し、上下の鉛直ジャッキ2本を用いて中央の試験片を上下に押し引きし、接合部にせん断力を与えた。荷重履歴は、文献3)に基づき単調荷重試験の結果から得られた降伏変位 δ_y の固定数列方式とし、各サイクル1回ずつの正負交番繰り返し荷重とした。単調荷重試験を1体、繰り返し荷重試験を6体実施した。

3.2 実験結果

3.2.1 荷重-変形関係及び破壊性状

CC-6試験体の荷重-変形関係及び各試験体の包絡線の比較を図-7に示す。すべての試験体で木質構造特有のスリップ性状を示しており、加力初期にはダボとパネルの間隙による、初期スリップも確認した。最終的な耐力低下は図-8に示すような壁側嵌合部でのせん断破壊によって生じた。また、垂壁側では図-8に示す弱軸方向での圧縮破壊も確認した。

3.2.2 各種特性値及び短期基準耐力 P_0 の算出

特性値の算出は文献3)を基に実験より得られた包絡線から完全弾塑性モデルを作成し行った。算出した特性値を表-1に示す。短期基準耐力 P_0 は、降伏耐力 P_y または $2/3P_{max}$ の値の平均値にばらつき係数 α を乗じた内、小さい方とした。

$$P_0 = \min(\alpha \bar{P}_y, 2/3\alpha \bar{P}_{max}) \quad (2)$$

ここで、ばらつき係数 α は、母集団の分布系を正規分布とみなし、統計処理に基づく信頼水準75%の95%下限許容値をもとに次式により求めた。

$$\alpha = 1 - CV \cdot k \quad (3)$$

k : 信頼水準75%における95%下限許容値限界値を求めるための係数

これより算出した短期基準耐力と要求性能及び計算値の比較を図-9に示す。初期スリップが顕著なため完全弾塑性モデルが作成できず特性値の算出ができない試験体も存在したため、それらの結果は除いて短期基準耐力を算出した。算出対象とする試験体数の影響は k によって考慮した。算出した特性値

は接合1面当たりの値とするため2で除している。これより、要求性能を十分に満足していることを確認した。

3.2.3 ダボ接合部の構造性能評価

ダボ接合とルート1設計における従来型の鋼板添え板ビス接合の構造性能を比較した。ダボ接合は実験値より算出した特性値を利用し、鋼板添え板ビス接合は文献3)に記載の値を用いてモデル化した(図-10)。これより、ダボ接合では耐力・剛性の向上が期待できることを確認した。また、鋼板添え板ビス接合の塑性率 μ は3.04、ダボ接合部の塑性率 μ は3.3であり、靱性能についても向上が期待できる。

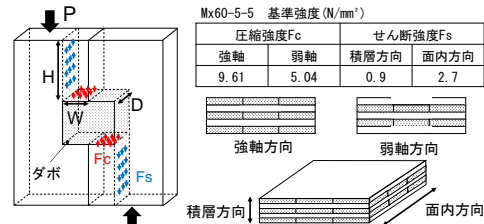


図-4 ダボ接合部の破壊モード及び基準強度

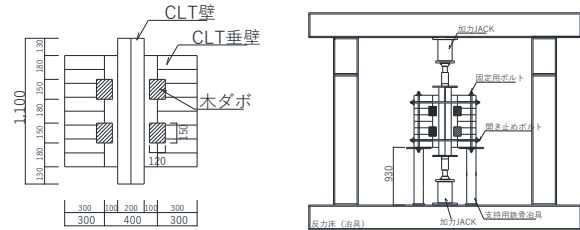


図-5 CC試験体図

図-6 加力装置

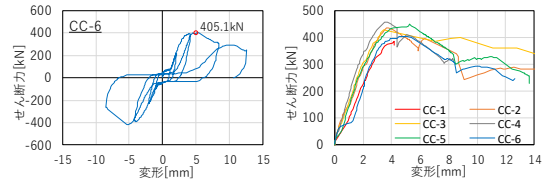


図-7 CC-6試験体荷重-変形関係及び包絡線比較

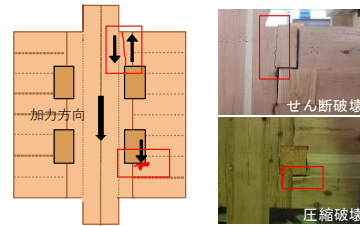


図-8 試験体破壊性状

表-1 実験結果・特性値

試験体名	最大荷重 Pmax	0.8Pmax	降伏耐力 Py	終局耐力 Pu	2/3Pmax	終局変位 δu	降伏変位 δy	初期剛性 K	降伏点変位 δv	塑性率 μ=δu/δv
CC-1	388.5	310.8		259.0						
CC-2	438.1	350.5		292.1		6.3				
CC-3	429.5	343.6	421.1	399.5	286.3	13.9	3.3	128.1	3.1	4.4
CC-4	458.9	367.1	296.9	396.4	305.9	6.4	1.6	180.0	2.2	2.9
CC-5	450.9	360.7	262.4	407.2	300.6	7.8	1.8	149.6	2.7	2.9
CC-6	405.1	324.1	302.5	378.5	270.1	6.8	1.8	167.1	2.3	3.0
平均	428.5	342.8	320.7	395.4	285.7	8.2	2.1	156.2	2.6	3.3
ばらつき係数			0.50	0.93	0.87				0.67	
特性値			80.0	183.6	123.6				103.9	

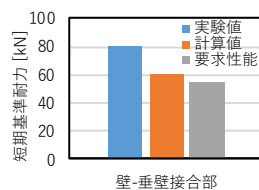


図-9 短期基準耐力比較

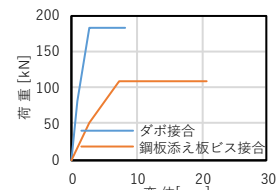


図-10 構造性能比較

4. 提案型ドリフトピン接合部の引張性能評価実験

4.1 実験概要

ドリフトピン接合は、図-11に示すように接合する CLT パネル 2 枚のそれぞれに、2 個ずつ挿入したドリフトピン（以下「DP」）計 4 本を鋼板に接合することで、接合部のせん断力及び引張力に抵抗させる機構である。

本実験ではまず初めに、提案型接合部の引張性能を明らかにするため、DP 下面部分を取り出した要素試験体に対し引張試験を実施した。破壊メカニズムとして、図-11のドリフトピン下面部の青で示す部分のせん断破壊もしくは、赤で示す部分のめり込み破壊が想定され、式(4)を用いて引張耐力を推定した。本検討では $Ln/\phi=2.5$ が破壊性状の境界 ($Ln/\phi < 2.5$: せん断破壊, $Ln/\phi > 2.5$ めり込み破壊) と予想される。

$$\text{引張耐力 } T = \min(Q_s, Q_{cr}) \quad (4)$$

せん断強度 Q_s [N] = せん断強度 τ [N/mm²] × 埋込長さ L_n [mm] × 厚み t [mm] × 2

めり込み強度 Q_{cr} [N] = めり込み強度 σ_{cr} [N/mm²] × DP 径 [mm] × 厚み t [mm]

試験体の諸元を表-2に試験体図を図-12示す。接合部の引張耐力は DP 径 ϕ に対する埋込長さ L_n の比（以下「 Ln/ϕ 」）により変化すると予想される。また、接合部の設置位置により DP に作用する応力の作用方向と CLT 外層ラミナの繊維方向がなす角 C も耐力に影響すると考えられる。そのため、 Ln/ϕ と C をパラメータとして、図-13に示す加力装置を用いて単調載荷を行った。

4.2 実験結果

図-14に各試験体の Ln/ϕ ごとの荷重-変形関係を、図-15に本実験で確認された DP 下面での破壊性状を示す。 $Ln/\phi=1.3$ の試験体はすべて DP 下面でのせん断破壊により耐力低下が発生し、 $Ln/\phi=3.8$ の試験体ではほとんどの試験体でめり込み破壊が卓越し耐力が上昇する性状を示し、破壊の境界と予想した $Ln/\phi=2.5$ の試験体ではせん断破壊とめり込み破壊の混在型の性状を示す試験体が 5 割程度存在し、 Ln/ϕ の関係より破壊性状を概ね想定可能であることが分かった。

図-16より破壊性状がせん断破壊もしくはめり込み破壊が卓越する範囲での最大耐力の平均値は同程度であり、外層ラミナの繊維方向 C による影響は小さいと言える。また、 Ln/ϕ を十分に確保することで破壊モードがめり込み卓越型となり靱性に富んだ性状が得られる。

図-17に式(4)を用いて算出した最大耐力の推定値と実験値の比較を示す。めり込み破壊が卓越し耐力低下が生じなかった試験体は変形 20mm 時の耐力を最大耐力とした。破壊性状の境界からめり込み破壊が卓越する範囲において、推定値は実験値を安全側に推定しているが、全体的な傾向は捉えており、式(1)より最大耐力を概ね推定することが可能である。

5. 提案型ドリフトピン接合部のせん断性能評価実験

5.1 実験計画

提案型接合工法のせん断接合部としての構造性能を検討するため、図-18に示す接合部分を取り出した要素試験体に対し 2 面せん断試験を行った。接合部の耐力は式(4)の引張耐力 T と接合部角 θ を用いて以下の式より求まる。

$$\text{接合部耐力 } R = 2 \times T \times \cos \theta \quad (5)$$

4.2 の結果に加えせん断接合部では設置する接合部の角度 θ

も構造性能に影響を及ぼすと考えられるため、本試験体のパラメータは DP 径 ϕ 、接合部角 θ 、埋込長さ L_n の 3 つとし、計 7 種類の試験体を作製した。試験体の諸元を表-3に示す。

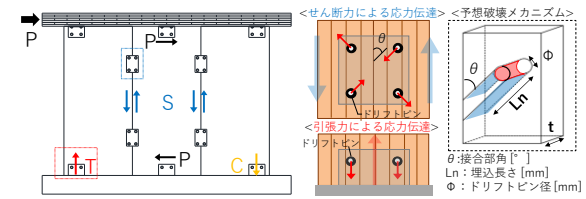


図-11 ドリフトピン接合の応力伝達メカニズム

表-2 要素試験体諸元

試験体名	材種	パネル厚 t [mm]	DP径 ϕ [mm]	繊維方向 C [°]	埋込長さ L_n [mm]	L_n/ϕ	試験体数
40-C0-L50	CLT(スギ) Mx60-5-5	150	40	0	50	1.3	3
40-C30-L50				30			
40-C45-L50				45			
40-C60-L50				60			
40-C90-L50				90			
40-C0-L100				0			
40-C30-L100				30			
40-C45-L100				45			
40-C60-L100				60			
40-C90-L100				90			
40-C0-L150				0	150	3.8	
40-C30-L150				30			
40-C45-L150	45						
40-C60-L150	60						
40-C90-L150	90						

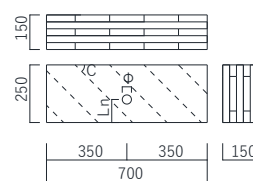


図-12 試験体図

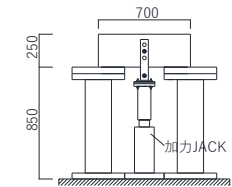


図-13 加力装置

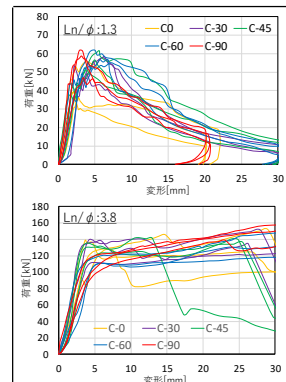


図-14 荷重-変形関係

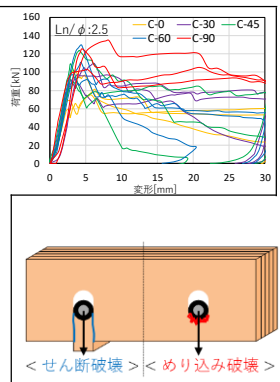


図-15 接合部破壊性状

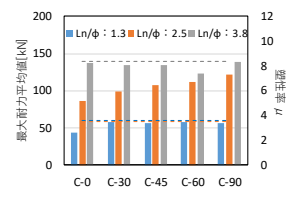


図-16 繊維方向 C の影響

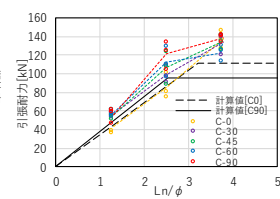


図-17 実験値-計算値比較

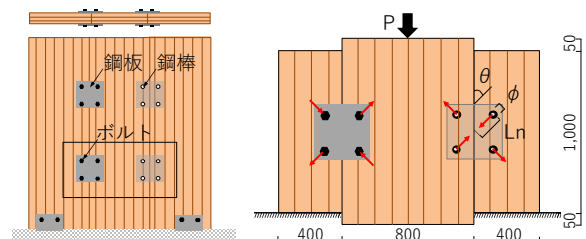


図-18 接合部要素試験体図

加力装置を図-19に示す。載荷方法は正負交番繰り返し載荷とし加力スケジュールは図-20に基づき行い、その後押し切りとした。40-045-L150試験体でDPとパネルの間隙による初期スリップを示したため、その他の試験体ではエポキシ系接着剤を間隙に充填し載荷を行った。

5.2 実験結果

5.2.1 包絡線の比較及び破壊性状

各試験体とCC-6試験体の包絡線の比較を図-21に示す。また、本試験で確認された破壊性状を写真-1に示す。40-045-L75, 30-045-L75, 40-045-L試験体ではDPのパネルへのめり込みは小程度であり、DP間を結ぶ木材の繊維方向に沿った割裂破壊により耐力が低下した(写真-1:左)。その他の試験体ではめり込み破壊の卓越により靱性に富んだ破壊性状を示しており、図-18に示すようにDPに応力が作用しパネルにめり込んでいることが分かった。また、CC-6試験体と比較しても全試験体で靱性能が向上し、脆性的な破壊が生じた試験体においても破壊後における耐力低下の程度は比較的小さい傾向が確認された。

表-3 試験体諸元

試験体名	材種	パネル厚 t(mm)	DP径 φ(mm)	接合部角 θ[°]	埋込長さ Ln(mm)	Ln/φ
40-θ30-L150	CLT(スギ) Mx60-5-5	150	40	30	150	3.8
40-θ45-L150				45		
40-θ60-L150				60		
40-θ45-L100				100	2.5	
40-θ45-L75						
30-θ45-L75				30	2.5	
20-θ45-L75				20	3.8	

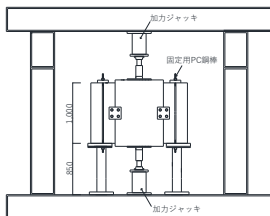


図-19 加力装置

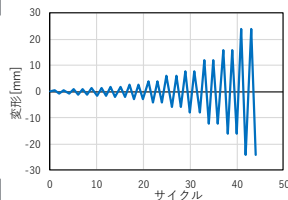


図-20 加力スケジュール

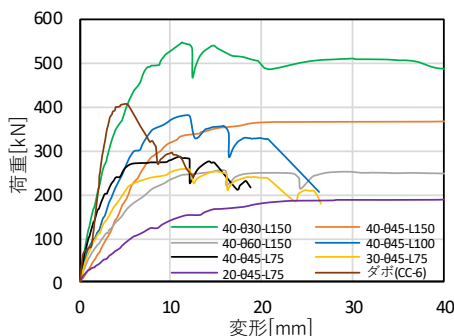


図-21 包絡線比較

表-4 特性値一覧

試験体名	最大荷重	δu時荷重	降伏耐力	終局耐力	2/3Pmax	終局変位	降伏変位	初期靱性	降伏点変位	靱性率
	Pmax	0.8Pmax	Py	Pu		δu	δy	K	δv	
	kN	kN	kN	kN	kN	mm	mm	kN/mm	mm	μ=δu/δy
40-θ30-L150	549.3	439.4	303.9	505.3	366.2	40.7	3.2	95.5	5.3	7.7
40-θ45-L150	373.8	299.0	273.3	360.2	249.2	51.0	7.4	37.0	9.7	5.2
40-θ60-L150	255.1	204.1	139.5	245.2	170.1	50.2	4.1	34.4	7.1	7.0
40-θ45-L100	381.9	305.5	306.9	381.2	254.6	16.4	6.7	46.0	8.3	2.0
40-θ45-L75	285.8	228.6	162.0	266.3	190.5	12.1	1.9	85.3	3.1	3.9
30-θ45-L75	260.0	208.0	153.8	241.3	173.3	22.3	3.2	47.8	5.0	4.4
20-θ45-L75	193.9	155.1	110.8	181.9	129.3	50.3	6.7	16.6	10.9	4.6

5.2.2 各種特性値の比較

各試験体における特性値の一覧を表-4に示す。

<DP径φの影響: 045-L75試験体>

DP径が大きくなるほど応力の負担面積も大きくなるため最大耐力及び剛性が向上する傾向を確認した。一方DP径が小さくなるとめり込み破壊型の性状となり、剛性は低下するもの靱性が大きくなり靱性に富む傾向がある。

<接合部角θの影響: 045-L150試験体>

接合部角θを小さくすることで、荷重に関する特性値(Pmax, Py, Pu, K)が向上する傾向を示している。また、その上昇率は三角比と概ね一致している。

<埋込長さLnの影響: 40-045試験体>

埋込長さLnを大きくすることで、めり込み破壊が卓越し靱性が向上する傾向を確認した。40-045-L100試験体と40-045-L150試験体を比較すると、両者とも最大耐力は同程度であるが後者の方が靱性率大きかった。

式(5)と4.2より得られた結果を用いて算出した平均最大応力度を用いて、接合部耐力の推定値と実験値の比較を行った(図-22)。多少の差異はあるものの、概ね推定できることを確認した。

6. まとめ

CLT建築における新たな接合法の提案及び性能評価実験を実施し、以下の知見を得た。

- 1) 木ダボを用いた壁・垂壁を対象としたせん断接合部では、従来の接合法と比較し耐力や剛性、靱性能が向上する。
- 2) DP接合部の引張試験より、Ln/φを十分に確保することで靱性に富んだ構造性能を得られることを確認した。
- 3) DP接合部のせん断試験より、接合部形状を変化させることで剛性や耐力、靱性を制御できることを確認した。
- 4) DP接合部では、材料強度や接合部形状から破壊性状及び最大耐力を概ね推定可能である。

【謝辞】

本研究を行うにあたり宮城県CLT等普及推進協議会の助成を頂いた。関係各位に感謝の意を表す。

【参考文献】

- 1) 宮城県CLT等普及推進協議会：「Tohoku University CLT Demonstration Building」, 2018年9月
- 2) 青木, 前田 他：「嵌合式接合を用いた大断面木質パネル間接合法の開発 その3その4」, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.591-594, 2017年8月
- 3) 公益財団法人日本住宅・木材技術センター：「2016年度版 CLTを用いた建築物の設計施工マニュアル」, 2016年10月



写真-1 破壊性状(左: 40-θ45-L100 右: 40-θ45-L150)

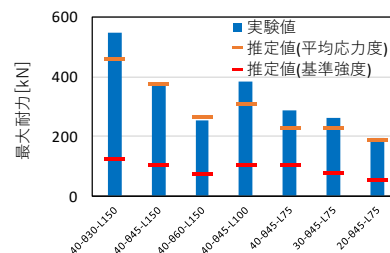


図-22 実験値と推定値の比較