

大屋根リング 南東工区ユニットの貫接合部の開発

津畠 慎哉

船戸 佑樹

鷹羽 直樹

(技術研究所)

(建築総本部)

(建築総本部)

Development of Column-Beam Through-Joints in the Grand Ring Southeast Unit

Shinya Tsubata, Yuki Funato and Naoki Takaba

本論文は、大阪・関西万博のシンボルである大屋根リングにおける南東工区ユニットに適用された柱梁貫接合部について報告する。大規模な大屋根リングを斜材や耐力壁を用いずに実現するため、日本の伝統木造建築に使用されてきた従来の貫接合に現代の構造技術を融合させることで高剛性・高耐力・高韌性な柱梁貫接合部を開発することができた。

This paper reports on the column-beam through-joints applied to the southeast construction section of the Grand Ring, the symbol of Expo 2025 Osaka, Kansai, Japan. To realize the large-scale Grand Ring without using diagonal bracing or load-bearing walls, we developed a high-rigidity, high-load-bearing capacity, and high-toughness column-beam through-joint by integrating modern structural technology with the traditional through-joint used in Japanese timber architecture.

1. はじめに

大阪・関西万博の大屋根リングは3.6mを1スパンとした4×8ユニット(円周方向4スパン半径方向8スパン)と2×8ユニット(円周方向2スパン半径方向8スパン)を放射状に連続して配置することで、円周約2kmと巨大な円を構成している(図-1, 2)¹⁾。ユニットは斜材や耐力壁を用いない純木造の2方向ラーメン構造とするため、円周方向の梁と半径方向の梁は段差を設け、柱梁接合部は回転剛性を有するモーメント抵抗接合として、日本の伝統木造建築に使用されてきた貫接合を採用した。貫接合を採用することにより、解体・再利用にも配慮した合理的な架構形式としている。本論文では、大規模木架構を実現させるため現代の構造技術を融合させることで、従来の貫接合に比べて高剛性・高耐力かつ韌性に富んだ貫接合を開発したのでここに報告する。

2. 南東工区の貫接合部概要

南東工区における貫接合部の開発の狙いは以下に示す2点とした。

- ① 高剛性・高耐力・高韌性化
- ② 施工合理化

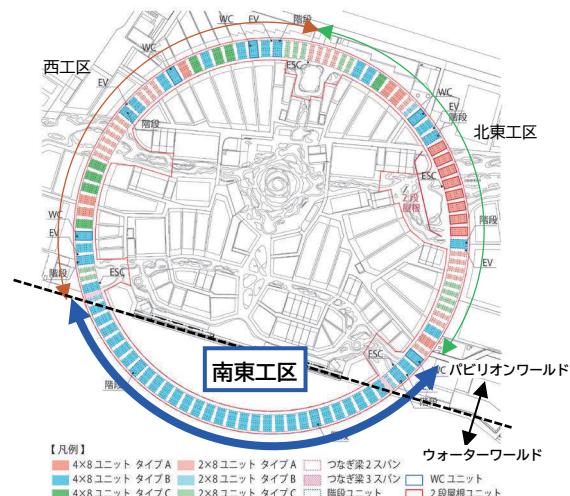


図-1 ユニット配置図 1)

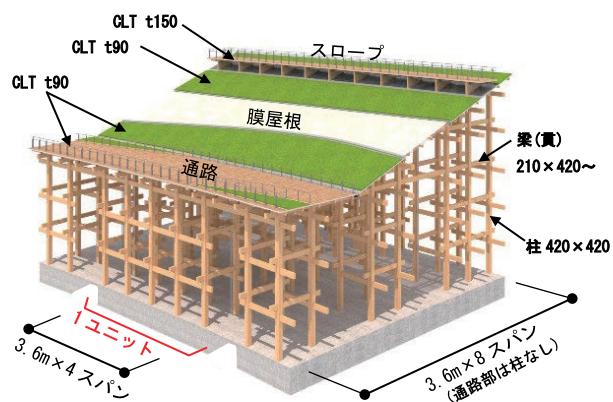


図-2 架構概要 1)

1つ目の狙いは、1章で述べた通り、斜材や耐力壁を用いずに大規模木架構を実現するために貫接合部の高剛性・高耐力・高韌性化が必要であった。

2つ目の狙いは、南東工区は万博会場となった夢洲の中でも最も海側に位置しており、圧密促進の未了地盤が大部分を占めていたことから、施工時の重機の重量に関する制約があったため施工地組ユニットの小型化が求められた。それに伴い高所取付作業が増えるため接合部の施工合理化が必要であった。

図-3に従来の貫接合部と上記の要求に合わせて考案した貫接合部²⁾のメカニズムを示す。貫接合部は仕口に生じる曲げモーメントによる偶力に対して柱と梁が接触することで抵抗力を発揮するが、このとき従来の貫接合部では比較的剛性の低い木材の繊維直交方向に柱がめり込んでしまうため、本建物で求められる構造性能が得られなかつた。そこで新たに考案した仕様では、梁上下面に設置しためり込み防止プレート(以降はPL)と梁に内蔵したラグスクリューボルト(以降はLSB)によって応力を伝達させることで、梁の繊維直交方向へのめり込みを防止し、貫接合部の高耐力・高剛性化を図った。更に梁仕口にフルスレッドビスを打ち込むことで、梁仕口のせん断破壊による急激な耐力低下を抑制し、接合部の高韌性化を図つた。それらの補強を行った梁を柱に貫通させ単板積層材(以降はLVL)楔を打ち込み、柱と梁を固定した後、引きボルトを用いてLVL楔がズれないよう緊結した。なお、梁と接する柱の貫穴下側は平面だが、LVL楔と接する貫穴上側はLVL楔と同じ角度のテーパーを設けることで、柱とLVL楔の接触面積を確保した。このディテールは柱とLVL楔が一様に支圧されるだけでなく、取付け作業の観点からも、軽量で特殊器具も不要な部材で構成されており、作業効率が良く機動性も高い。また、柱貫穴上側のテーパー加工は南東工区のみにある杭工事期間を活用してあらかじめ工場で製作しており、工区の特徴・与条件に対して最適な貫接合を設計・施工一体となって開発した。

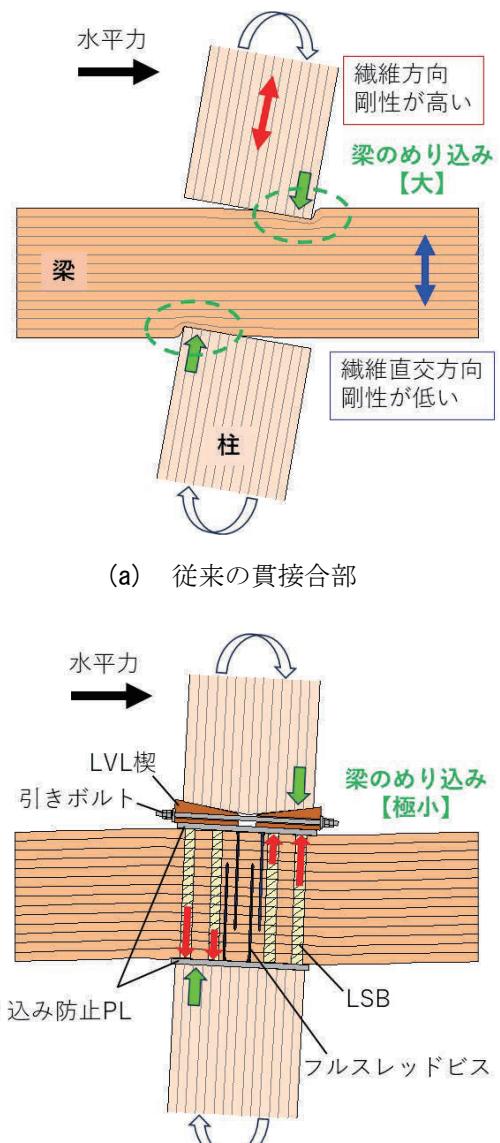
3. 実験計画

3.1 試験体

本試験ではプロトタイプとなる試験体P1と、南東工区で考案した貫接合部である試験体J3Aシリーズおよび試験体J3Bシリーズの実験を実施し、

その構造性能を検証した。いずれの試験体においても使用した木材は、柱を対称異等級構成集成材E95-F270 オウシュウアカマツ 420×420mm、梁を対称異等級構成集成材 E65-F225 スギ 210×420mmとした。

試験体P1は、梁に異形鉄筋(D25 L=420mm、2列×2本)をGlued in Rod工法によって最外部の鉄筋間隔が360mmとなるよう梁に内蔵した。梁下面にはめり込み防止PL(210×420mm、t=25mm)を、梁上面には三角形座金PLをビス止めした。本試験体では、フルスレッドビスによるせん断補強は行わなかった。加力方向は柱弱軸方向とした。



(b) 考案した貫接合部(南東工区)

図-3 貫接合部のメカニズム

試験体J3Aシリーズおよび試験体J3Bシリーズでは梁にLSB(8-φ35、L=420mm)を内蔵させ、最外部のLSB間隔をそれぞれ360mmおよび420mmとすることで、LSB間隔の違いによる効果を検証した。めり込み防止PLは、試験体J3Aシリーズでは210×420mm、t=19mmとし、試験体J3Bシリーズでは210×520mm、t=25mmとして梁上下面にビス止めした。梁のせん断補強用フルスレッドビス(φ8、L=320mm)は、試験体J3A-1のみ2列×2本として、他は2列×4本とした。加力方向は試験体J3B-4のみ柱強軸方向とし、それ以外は柱弱軸方向とした。

試験体数は、試験体P1、試験体J3A-1、2および試験体J3B-1~4をいずれも各1体とした。なお試験体J3B-1~3は同一仕様とした。表-1に試験体一覧、図-4に試験体図を示す。

表-2に使用木材の圧縮試験結果および曲げ弾性係数とせん断弾性係数の推定値を示す。圧縮試験の試験体は、柱梁ともに外層ラミナを3枚積層接着した試験体と内層ラミナを3枚積層接着した試験体を各3体とした。試験体寸法は幅90×せい90×長さ540mmとした。曲げ弾性係数の推定値は以下の手順によって算出した。

- 圧縮試験から外層ラミナおよび内層ラミナの圧縮ヤング係数を求める。
 - 試験値と各ラミナの圧縮ヤング係数(規格値)の比率を求める。
 - 柱梁それぞれのラミナ構成を基に断面の平均比率を求める。
 - 平均比率を基準曲げヤング係数に乗じて曲げヤング係数の推定値を算出する。
- せん断弾性係数の推定値は、曲げ弾性係数の1/15として算出した³⁾。

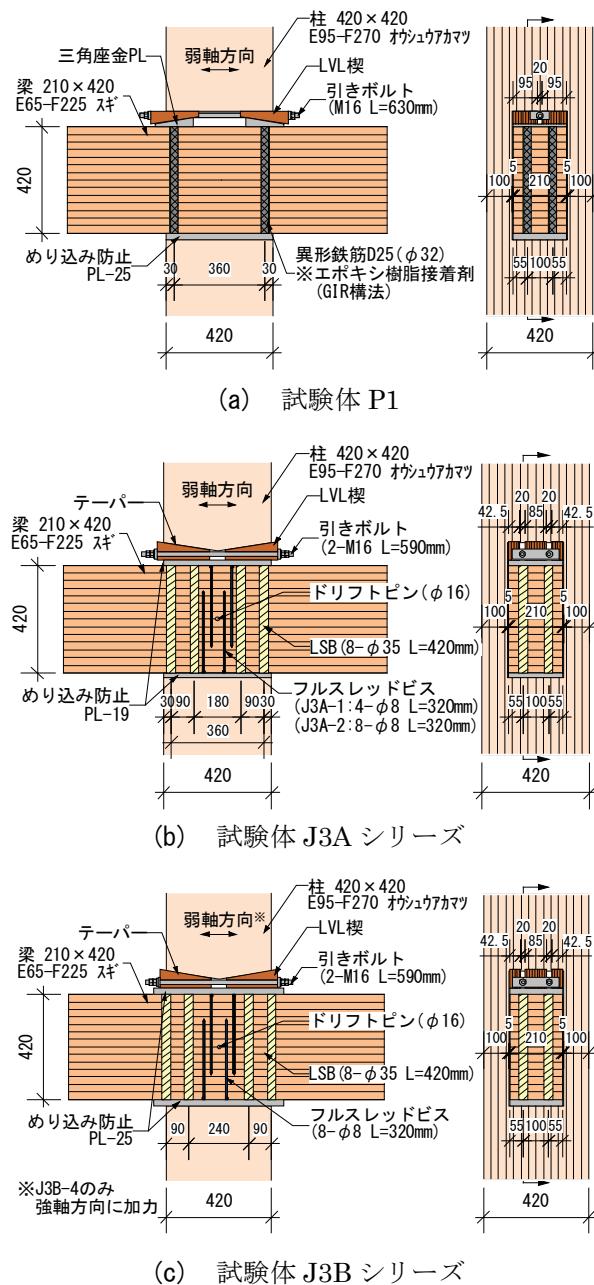


図-4 試験体図

表-1 試験体一覧

試験体	柱	梁	貫接合補強			加力方向
			LSB(φ35 L=420mm)	フルスレッドビス(φ8 L=320mm)	GIR(D25 L=420mm)	
P1			—	—	2列×2本(合計4本) 最外部LSB間隔360mm	柱弱軸
J3A-1	対称異等級構成集成材 E95-F270 オカシウカマツ 420×420mm	対称異等級構成集成材 E65-F225 スギ 210×420mm	2列×4本(合計8本) 最外部LSB間隔360mm	2列×2本(合計4本)	—	柱弱軸
J3A-2					—	
J3B-1					—	
J3B-2					—	
J3B-3					—	
J3B-4					—	柱強軸

表-2 使用木材の圧縮試験結果および曲げヤング係数とせん断弾性係数の推定値

対象試験体	部材	ラミナ構成	圧縮(平均 n=3)		ラミナの圧縮ヤング係数 (規格値)に対する比率	内外層 平均比率	曲げヤング係数 (推定値) [N/mm ²]	せん断弾性係数 (推定値) [N/mm ²]
			ヤング係数 [N/mm ²]	強度 [N/mm ²]				
J3A-1 J3B-1 P1	梁	外層(L80,L70,L60)	7476	33.0	1.07	1.12	7251	483
		内層(L50,L50,L50)	5815	31.1	1.16			
J3A-2 J3B-2 J3B-3	柱	外層(L110,L100,L90)	14998	38.1	1.50	1.38	11760	784
		内層(L70,L70,L70)	8870	26.9	1.27			
J3B-4	梁	外層(L80,L70,L60)	9320	38.8	1.33	1.36	8845	590
		内層(L50,L50,L50)	6950	34.4	1.39			
J3B-4	柱	外層(L110,L100,L90)	11950	40.0	1.20	1.32	11193	746
		内層(L70,L70,L70)	10071	36.9	1.44			

3.2 加力計画

図-5に加力・計測計画図を示す。試験体は寝かせた状態で、梁両端部をピン支持とし、柱両端部をジャッキとピン接合した。梁両端部の支点間距離および柱両端部のジャッキ間距離は大屋根リング架構の梁および柱の反曲点を考慮して3600mmとした。なお加力中に試験体が面外に変形することを抑制するため、仕口中心と柱両端部および梁両端部の支点のおよそ中間部をそれぞれ面外止め(ローラー支持)で拘束しながら試験を実施した。計測項目は、荷重と柱加力点および梁支持点の変位とした。試験は、加力点変位から求まる貫接合部の見かけのせん断変形角が1/450、1/300、1/200、1/150、1/100、1/75、1/50、1/30radとなる繰返し回数3回の正負交番載荷を行った後、荷重が十分に低下するまで押切り加力を行った。

4. 評価方法

4.1 曲げモーメントと回転角の算出方法

図-6に接合部の変形概念図、式(1)に接合部曲げモーメント M_j 、式(2)に接合部回転角 θ_{js} の算出方法を示す。 M_j は仕口中央の曲げモーメントと定義した。 θ_{js} は、試験時に計測した加力点変位 δ_{obs} から柱梁の弾性変形による変位 δ_{ela} を差し引いて算出した接合部の回転による真の変位 δ_{js} を支点間距離で除して求めた値と定義した。なお、 δ_{ela} は、部材が終局まで弾性であると仮定し、式(5)～(8)に示す理論式によって算出される柱と梁それぞれの曲げ変形(δ_{cb} , δ_{bb})およびせん断変形(δ_{cs} , δ_{bs})の合計値とした。

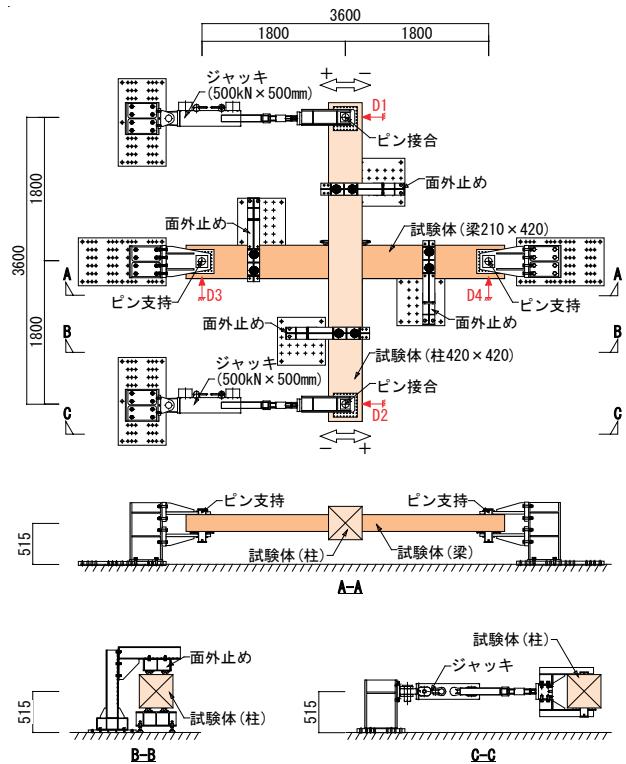


図-5 加力・計測計画図

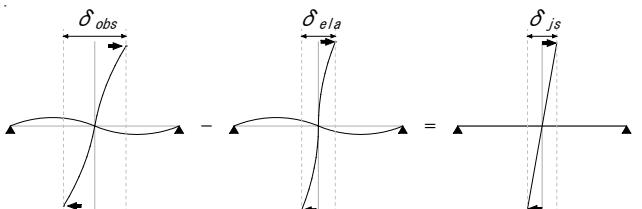


図-6 接合部の変形概念図

$$M_j = P \times 1.8 \times 2 \quad (1)$$

$$\theta_{js} = \delta_{js} / 3600 = (\delta_{obs} - \delta_{ela}) / 3600 \quad (2)$$

$$\text{ただし、 } \delta_{obs} = \frac{(D2 + D1)}{2} \cdot (D4 \cdot D3) \times \frac{1800}{3600} \quad (3)$$

$$\delta_{ela} = \delta_{cb} + \delta_{cs} + \delta_{bb} + \delta_{bs} \quad (4)$$

$$\delta_{cb} = P \cdot L^3 / 3 \cdot E_c \cdot I_c \quad (5)$$

$$\delta_{cs} = k \cdot P \cdot L / G_c \cdot A_c \quad (6)$$

$$\delta_{bb} = P \cdot H^3 / 3 \cdot E_b \cdot I_b \quad (7)$$

$$\delta_{bs} = k \cdot P \cdot H / G_b \cdot A_b \quad (8)$$

P : ジャッキ荷重、 L : 柱長さ、 H : 梁長さ

E_c : 柱のヤング係数、 E_b : 梁のヤング係数

I_c : 柱の断面2次モーメント

I_b : 梁の断面2次モーメント

k : せん断変形の形状係数

G_c : 柱のせん断弾性係数

G_b : 梁のせん断弾性係数

A_c : 柱の断面積、 A_b : 梁の断面積

4.2 特性値の算出方法

接合部の各種構造性能は、実験から得られた接合部曲げモーメント M_j と接合部回転角 θ_{js} の履歴から作成した包絡線を完全弾塑性モデル化する手法⁴⁾に準拠して算出した。

4.2.1 包絡線の作成

図-7に包絡線を示す。包絡線は、最終破壊させた側の接合部曲げモーメント M_j – 接合部回転角 θ_{js} 曲線より作成する。まず、最初の立ち上がりの計測点を繰り返し点まで結ぶ。その後は、各繰り返し加力のピーク及びその間の適切な点を順次結んで曲線を作成する。最大荷重が繰り返し履歴以降で記録される場合は、最後の繰り返し点と最大荷重点を結ぶ。また、その間で適切に補助的な計測点を結びながら曲線を作成する。最大荷重以降は計測された点を結んで曲線とする。ただし、破壊により急激に低下したような計測点は全体の状況を勘案した上で適切に曲線を作成する。

4.2.2 完全弾塑性モデルの作成

図-8に前項で作成した包絡線の完全弾塑性モデル化による特性値の求め方を示す。完全弾塑性モデルの作成方法⁴⁾は以下のとおりである。

- 0.1 M_{max} と 0.4 M_{max} 時の点を結ぶ線分Iを描く。
- 0.4 M_{max} と 0.9 M_{max} 時の点を結ぶ線分IIを描く。

- iii. 線分IIと平行で、包絡線に接する①点を通る線分III（接線）を描く。
- iv. 線分Iと線分IIIの交点②の荷重を降伏曲げモーメント M_y とし、この点からX軸に平行な第IV直線を引く。
- v. 線分IVと包絡線の交点③の変位を降伏変位 θ_y とする。
- vi. 原点と交点③(θ_y, M_y)を結ぶ直線を第V直線とし、その勾配を初期剛性 K とする。
- vii. 最大荷重経過後、0.8 M_{max} に達した点の変位を終局変位 θ_u とし、終局変位を表す線分VIを描く。なお、試験終了まで荷重が低下していない場合は、試験終了時の変位を θ_u とする。
- viii. 包絡線、変形軸および線分VIで囲まれる部分の面積を計算する。
- ix. 線分V、線分VI、線分VIIおよび変形軸で囲まれる台形の面積がviiiで求めた面積と等しくなるようにX軸と平行な線分VIIを引く。
- x. 線分Vと線分VIIとの交点の荷重を完全弾塑性モデルの終局曲げモーメント M_u と定め、その時の変位を完全弾塑性モデルの降伏点変位 θ_v とする。
- xi. 塑性率 $\mu = \theta_u / \theta_v$ とする。

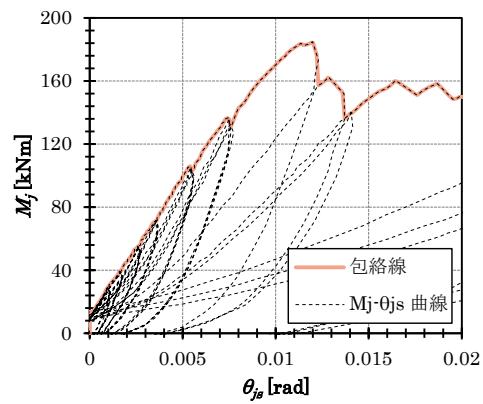


図-7 包絡線

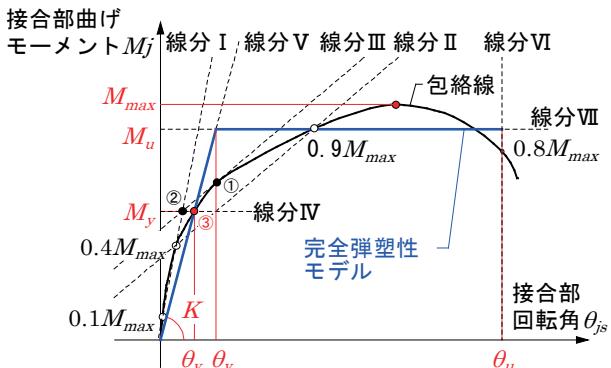


図-8 包絡線の完全弾塑性モデル化

4.2.3 構造特性係数の算出方法

構造特性係数 D_s は、本建物の固有値解析結果から得られた固有周期が $T=1.1\text{s}\sim1.4\text{s}$ であり、地盤周期 $T_c=0.8\text{s}$ (第3種地盤)より長いことから、変位一定則の考え方で $1/\mu$ とした。エネルギー一定則と変位一定則の違いを図-9に示す。

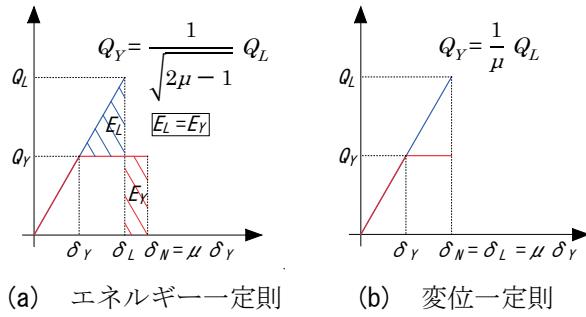


図-9 エネルギー一定則と変位一定則の違い

4.3 長期・短期許容曲げモーメントの算出方法

接合部の短期許容曲げモーメント sM_a は既往の方法⁴⁾に準拠して、以下に示す式(9)によって算出した。なお、短期基準曲げモーメント $_5M_o$ は(a)降伏曲げモーメント、(b)終局曲げモーメントおよび(c)最大曲げモーメントから求めたそれぞれの平均値にばらつき係数を乗じた値のうち、最も小さい値とした。ただし、試験体J3Aシリーズは試験体数が2体であるため、試験体J3Bシリーズと同じばらつき係数を用いることとした。

$$sM_a = \alpha \times C_N \times {}_5M_o \quad (9)$$

α : 耐力に影響を及ぼす係数 ($\alpha=1.0$)

C_N : システム係数 ($C_N=1.0$)

${}_5M_o$: 短期基準曲げモーメント

(a) M_y

(b) $M_u \times 0.2 / D_s$

(c) $M_{max} \times 2 / 3$

ばらつき係数 = $1 - CV \cdot k$

CV : 変動係数 (= 標本標準偏差 / 平均値)

k : 信頼水準 75%における 95%下限許容限界値を求めるための係数

(試験体数 4 体の場合 $k=2.681$)

接合部の長期許容曲げモーメント LM_a は、以下に示す式(10)によって算出した。

$$LM_a = 1.1 / 2 \cdot sM_a \quad (10)$$

5. 実験結果

5.1 荷重変形関係

図-10 に各試験体の接合部曲げモーメント M_j と接合部回転角 θ_{js} の関係および各試験体から得られた包絡線の比較を示す⁵⁾。

試験体 P1 は、試験体 J3-A シリーズおよび試験体 J3-B シリーズより低い剛性で $\theta_{js}=0.01\text{rad}$ まで弾塑性的な挙動を示し、それ以降は徐々に剛性が低下しながらスリップ挙動を示した。その後、 $\theta_{js}=0.021\text{rad}$ で $M_{max}=162\text{kNm}$ を示し、以降は徐々に耐力が低下したが、 $\theta_{js}=0.06\text{rad}$ 程度まで脆性破壊などは起きずに耐力を保持しながら変形が進んだ。

提案した貫接合部(試験体 J3A シリーズ、試験体 J3B シリーズ)はいずれも、 $\theta_{js}=0.006\text{rad}$ 程度まで弾塑性的な挙動を示し、それ以降は徐々に剛性が低下しながらスリップ挙動を示した。

その後、試験体 J3A シリーズでは $M_j=130\text{kNm}$ 程度から荷重の増減を繰り返しながら、 $\theta_{js}=0.02\sim0.025\text{rad}$ 程度で最大曲げモーメント $M_{max}=143\text{kNm}$ を示した後に耐力低下を生じたが、 $\theta_{js}=0.06\text{rad}$ 程度まで脆性破壊などは起きずに最大曲げモーメントの 0.8 倍程度の耐力を保持しながら変形が進んだ。

試験体 J3B シリーズでは、試験体 J3B-1 が試験体 J3A シリーズと同様の傾向を示し、 $\theta_{js}=0.017\text{rad}$ で $M_{max}=157\text{kNm}$ を示した後に耐力低下を生じたが、 $\theta_{js}=0.06\text{rad}$ 程度まで脆性破壊などは起きずに最大曲げモーメントの 0.8 倍程度の耐力を保持しながら変形が進んだ。一方で試験体 J3B-2~4 は剛性低下やスリップ挙動を示した後、貫接合部の見かけのせん断変形角が $1/50\text{rad}$ となる 1 サイクル目ピーク時に $M_{max}=180\text{kNm}$ 程度の荷重を示したが、2,3 サイクル目では荷重の低下が見られた。しかし試験体の損傷などは見られなかつたため、引続き加力を続けると再び荷重の増加が確認され、 $\theta_{js}=0.022\sim0.025\text{rad}$ 程度で $M_j=160\sim180\text{kNm}$ となる荷重を示した。その後も脆性破壊などは起きずに耐力を保持しながら $\theta_{js}=0.06\text{rad}$ 程度まで変形が進んだ。

以上より、試験体 J3A シリーズは試験体 P1 に比べて高剛性かつ韌性に富んだ仕様であり、試験体 J3B シリーズは試験体 J3A シリーズに比べて初期剛性に加えて耐力も向上することを確認した。

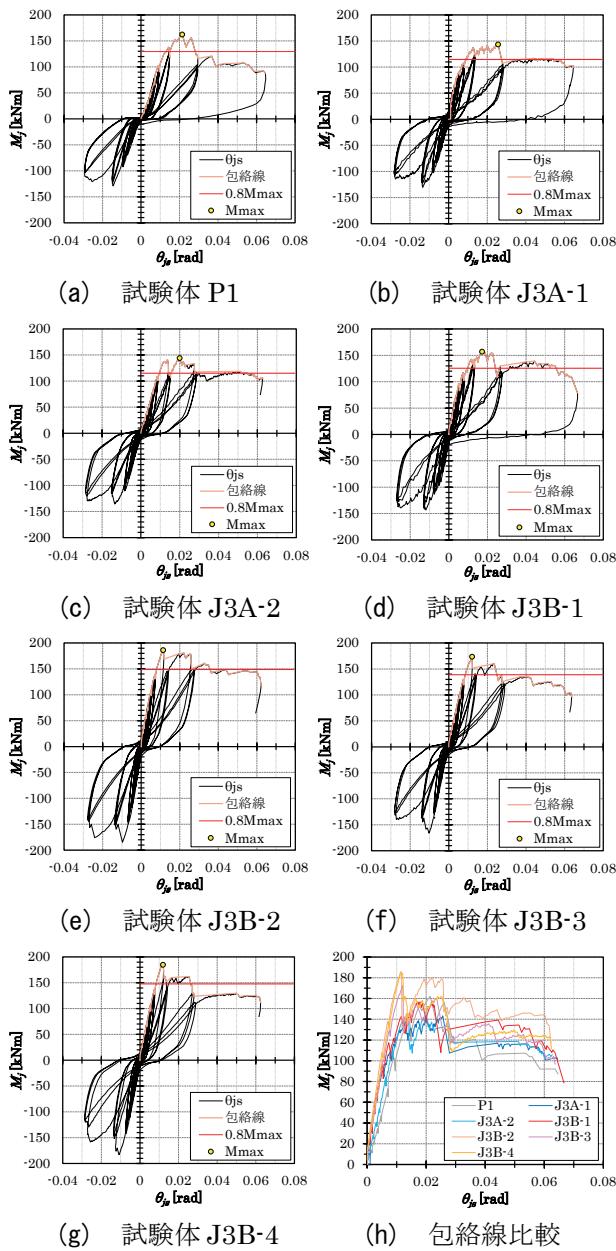


図-10 各試験体の曲げモーメント M_j
-回転角 θ_{js} 関係および包絡線の比較

5.2 接合部の構造性能評価

図-11 に各試験体の完全弾塑性モデルの荷重変形関係、表-3 に各接合部の構造性能一覧を示す⁶⁾。試験体 J3B-2~4 については、最大曲げモーメント M_{max} を示した後に荷重が低下したが、繰返し加力時の履歴の安定性や $\theta_{js} = 0.06\text{rad}$ 程度まで脆性破壊などを生じずに耐力を維持しながら変形した接合部の韌性を適切に評価するため、 $\theta_{js}=0.022\sim0.025\text{rad}$ 程度で確認された 2 番目に大きな曲げモーメントを最大値 M_{max2} として完全弾塑性モデル化を行い、接合部の構造性能を評価した。

各シリーズの初期剛性 K の平均値を算出したところ、試験体 J3A シリーズおよび試験体 J3B シリーズは試験体 P1 に比べて、それぞれ約 1.7 倍および約 2.0 倍となることが分かった。

短期基準曲げモーメント $5M_o$ は、試験体 J3A シリーズおよび試験体 J3B シリーズでは(a)の降伏モーメント、試験体 P1 では(b)の終局モーメントから算出される値が最小値となった。その結果、試験体 J3A シリーズおよび試験体 J3B シリーズの長期・短期許容曲げモーメントは試験体 P1 に比べて、それぞれ約 1.5 倍および約 1.9 倍となることが分かった。

構造特性係数 D_s は、試験体 P1 は $D_s=0.59$ だったことに対して、試験体 J3A シリーズおよび試験

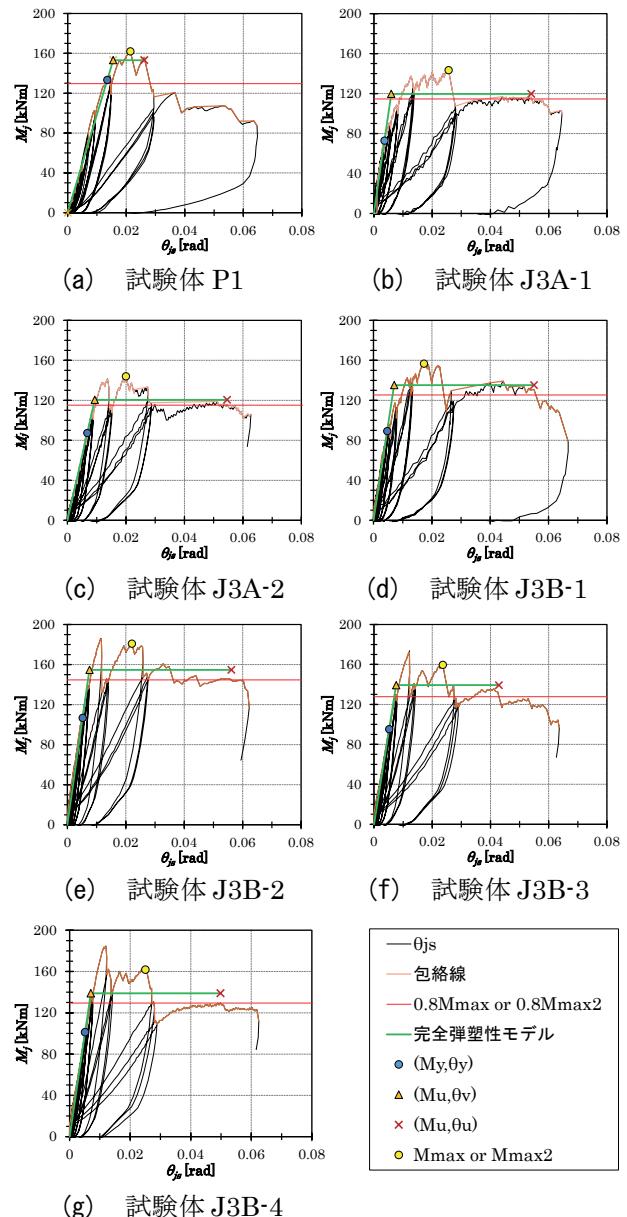


図-11 完全弾塑性モデル

表-3 構造性能一覧

試験体	P1	J3A-1	J3A-2	J3B-1	J3B-2	J3B-3	J3B-4
降伏モーメント [kNm] M_y	133.2	72.8	87.3	89.2	106.8	95.3	101.2
終局モーメント [kNm] M_u	153.1	119.6	120.5	135.2	154.8	139.3	138.9
最大モーメント [kNm] M_{\max} or $M_{\max2}$	162.0	143.3	144.0	156.8	180.8	159.7	161.9
M_y 時回転角 [rad] θ_y	0.0135	0.0036	0.0067	0.0047	0.0052	0.0052	0.0051
M_u 時回転角 [rad] θ_v	0.0155	0.0059	0.0093	0.0071	0.0075	0.0076	0.0070
終局回転角 [rad] θ_u	0.0261	0.0540	0.0546	0.0550	0.0561	0.0429	0.0498
塑性率 $\mu = \theta_u / \theta_v$	1.68	9.09	5.86	7.78	7.45	5.64	7.11
構造特性係数	$D_s = 1/\mu$	0.59	0.11	0.17	0.13	0.13	0.14
	$D_s = 1/\sqrt{2}\mu^{-1}$	0.65	0.24	0.31	0.26	0.27	0.27
初期剛性 [kNm/rad] $K = M_y / \theta_y$	9849	20145	12944	19133	20544	18318	19846
初期剛性 (平均) [kNm/rad]	9846	16544		19460			
初期剛性 (解析用) [kNm/rad]	-	16500		19000			
5%下限値による 短期基準曲げモーメント $5M_o$ [kNm]	(a)	106.6	63.4	77.7			
	(b)	41.2	104.6	116.0			
	(c)	86.4	78.8	90.4			
短期許容曲げモーメント [kNm] SM_a	41.2	63.4		77.7			
長期許容曲げモーメント [kNm] LM_a	22.7	34.8		42.7			

体 J3B シリーズは $D_s = 0.11 \sim 0.18$ であり、試験体 P1 に比べて約 4.1 倍程度と非常に韌性に富んだ接合部であることが分かった。なお、試験体 J3A シリーズおよび試験体 J3B シリーズについては D_s を変位一定則の他、エネルギー一定則とした場合についても短期基準曲げモーメントの計算を行ったが、いずれの場合においても(a)の降伏モーメントから求まる値が最小となることを確認した。

5.3 破壊性状

試験体 P1 は、 $\theta_{js} = 0.0045\text{rad}$ 程度から徐々に柱梁にめり込みを生じること、LVL 楔がずれることを確認した。 $\theta_{js} = 0.014\text{rad}$ 程度からは梁仕口部で徐々にせん断ひび割れを生じ、 $\theta_{js} = 0.021\text{rad}$ 程度でせん断割れが生じたと類推される音を確認した。以降は徐々に耐力が低下しながら変形が進んだ。試験終了後に試験体を解体すると、梁仕口にせん断割れおよび梁上面に 1mm 程度、梁下面に 4mm 程度のめり込み跡を確認した。なお、柱や LVL 楔には若干のめり込み跡は見られたが大きな損傷はなかった。**写真-1** に試験体 P1 の損傷状況を示す。

試験体 J3A シリーズおよび試験体 J3B シリーズは、 $\theta_{js} = 0.006\text{rad}$ 程度から徐々に梁および柱にめり込み防止 PL がめり込むこと、LVL 楔がずれることを確認した。 $\theta_{js} = 0.009\text{rad}$ 程度から梁仕口部で徐々にせん断ひび割れを生じ、 $\theta_{js} = 0.013\text{rad}$

程度でせん断割れが生じたと類推される音を確認した。以降は耐力が増減しながら変形が進み、 $\theta_{js} = 0.018\text{rad} \sim 0.025\text{rad}$ 程度で最大耐力を迎え、 $\theta_{js} = 0.06\text{rad}$ 程度まで脆性破壊などは起きずに変形した。試験終了後に試験体を解体すると、梁仕口部にせん断割れおよび梁上下面に 1mm 程度のめり込み跡を確認した。なお、柱や LVL 楔には若干のめり込み跡は見られたが大きな損傷はなかった。**写真-2** に試験体 J3A シリーズの損傷状況、**写真-3** に試験体 J3B シリーズの損傷状況を示す。

5.4 考察

試験体 J3A シリーズおよび試験体 J3B シリーズは、いずれも試験体 P1 に比べて初期剛性・耐力が高く、韌性に富んだ仕様となった。

試験体 P1 では梁に異形鉄筋を 4 本内蔵したのに対して、試験体 J3A シリーズおよび試験体 J3B シリーズでは LSB を 8 本内蔵したため、めり込み防止 PL からの力が分散され梁へのめり込みが抑制されたことで初期剛性が高くなつたと考えられる。

また、試験体 J3A シリーズおよび試験体 J3B シリーズでは梁にフルスレッドビスを打ち込んだことによって試験体 P1 に比べて梁のせん断割れが少なくなつておらず、それに伴つて大変形時における耐力低下が抑制され韌性が向上したと考えられる。なお、試験体 J3A-1 と試験体 J3A-2 ではフルスレッドビス

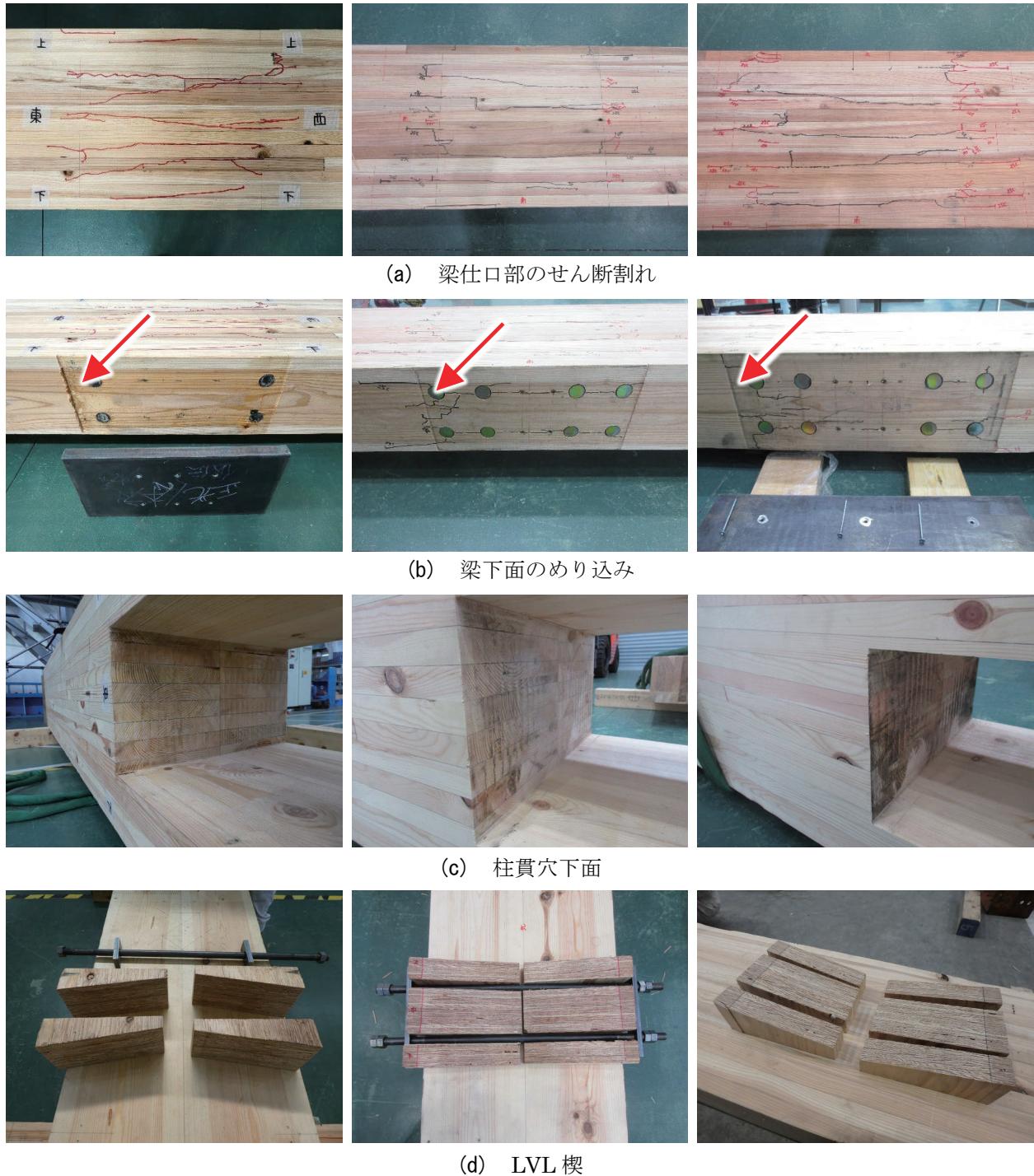


写真-1 試験体 P1 の破壊性状

写真-2 試験体 J3A シリーズ の破壊性状

写真-3 試験体 J3B シリーズ の破壊性状

の本数をそれぞれ4本と8本としているが、本数の違いによる明確な効果は確認できなかった。

試験体J3Aシリーズと試験体J3Bシリーズを比較すると、試験体J3Bシリーズでは耐力が向上することを確認した。これは試験体J3Bシリーズの梁に埋め込んだLSBの最外部の間隔を広げたことで、仕口中心からのLSBによって伝わるせん断力までのアームが長くなったことが要因と考えられる。

6. 接合部回転剛性の実験値と算定値の比較

試験体J3Aシリーズおよび試験体J3Bシリーズの貫接合の回転剛性について、実験結果と計算値の比較を行う。図-12にJ3A、J3Bシリーズの接合部のメカニズム概要を示す。一般的な無補強の貫接合の場合は、三角形変位めりこみ式を用いて接合部の回転剛性を算定できるが、試験体J3Aシ

リーズおよび試験体J3Bシリーズでは梁に設置しためり込み防止PLと梁に内蔵したLSBによって梁の繊維直交方向へのめり込みを防止し、LSBの軸抵抗によって応力を伝達している。そのため、計算式による回転剛性 K_θ は、梁側に挿入したLSBの軸剛性 j_{LSB} から求められる回転剛性 K_{θ_LSB} と、柱側の繊維方向へのめり込み面圧剛性から求められる回転剛性 K_{θ_C} の直列ばねとして式(11)によって算定した。なお、梁側に挿入したLSBの軸剛性による回転剛性 K_{θ_LSB} は式(12)～式(14)にて、柱側の繊維方向へのめり込み面圧剛性から求められる回転剛性 K_{θ_C} は式(15)～(20)にて算定した。

$$K_\theta = K_{\theta_LSB} \cdot K_{\theta_C} / (K_{\theta_LSB} + K_{\theta_C}) \quad (11)$$

$$K_{\theta_LSB} = M_{LSB} / \theta_{LSB} \quad (12)$$

$$M_{LSB} = n \cdot K_L \cdot j_{LSB} \quad (13)$$

$$\theta_{LSB} = 1 / (j_{LSB} / 2) \quad (14)$$

n : LSBの片側本数

K_L : LSB 1本あたりの軸剛性

j_{LSB} : LSB の中心間距離

$$K_{\theta_C} = M_C / \theta_C \quad (15)$$

$$M_C = (x_p \cdot y_p / 2) \cdot k_o \cdot j_{LSB} \quad (16)$$

$$\theta_C = 1 / (j_C / 2) \quad (17)$$

x_p : 三角形変位めり込み長さ

y_p : 三角形変位めり込み幅

k_o : 繊維方向加力の面圧剛性

j_C : 応力中心間距離

$$k_o = 5 \cdot k_{90} \quad (18)$$

k_{90} : 繊維直交加力の面圧剛性

$$k_{90} = E_o (0.008 + 1 / x_p) / (70 - 0.3 x_p) \quad (19)$$

E_o : 柱部材のヤング係数

$$j_C = D - (2 / 3 \cdot x_p) \quad (20)$$

D : 柱部材のせい(420mm)

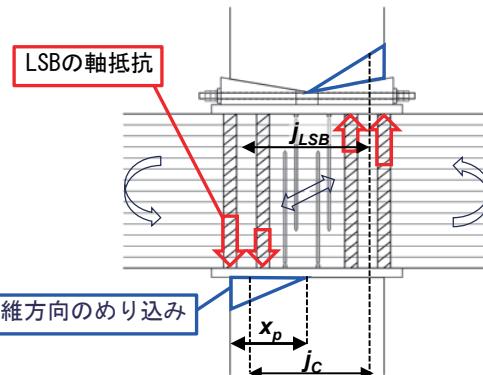


図-12 接合部のメカニズム概要

表-4に接合部回転剛性の諸元および算定結果と実験結果の比較を示す。回転剛性の算定結果は、実験結果から得られた回転剛性(採用値)に対して試験体J3Aシリーズは0.95、試験体J3Bシリーズは1.17となり概ね実験結果と整合した。試験体J3Aシリーズが算定式により回転剛性が概ね評価できたのに対して、試験体J3Bシリーズの回転剛性が過大評価されたのは、 LSB を外側に配置したことにより、柱の三角形変位のめり込み長さ x_p が計算値の210mmより実態は小さいためと考えられる。

表-4 接合部回転剛性の諸元および算定結果と実験結果の比較

貫接合タイプ		J3A	J3B
LSBの軸剛性 から求まる回転剛性	LSBの軸剛性 [kN/mm] K_L	121.5	
	LSBの中心間距離 [mm] j_{LSB}	270	330
	LSBの片側本数 [本] n	4	
	LSBの回転剛性 [kNm/rad] K_{θ_LSB}	17707	26452
柱側の繊維方向めり込み面圧剛性 から求まる回転剛性	柱部材のヤング係数 [N/mm ²] E_o	11477	
	柱部材せい [mm] D	420	
	三角形変位めり込み長さ [mm] x_p	210	
	三角形変位めり込み幅 [mm] y_p	210	
	応力中心間距離 [mm] j_C	280	
	繊維直交加力の面圧剛性 [N/mm ²] k_{90}	20.9	
	繊維方向加力の面圧剛性 [N/mm ²] k_o	104.6	
	繊維方向めり込み回転剛性 [kNm/rad] K_{θ_C}	135638	
貫接合の回転剛性の算定結果 [kNm/rad] K_θ		15663	22135
実験結果から得られた回転剛性（採用値） [kNm/rad] eK_θ		16500	19000
算定結果 / 実験結果 K_θ / eK_θ		0.95	1.17

7.まとめ

本論文では、大阪・関西万博のシンボルである大屋根リングの南東工区ユニットに適用された柱梁貫接合部の開発を行った。大屋根リングでは斜材や耐力壁を用いない大規模木架構を実現するため、従来の貫接合部に比べて高剛性・高耐力・高韌性化が必要であった。さらに南東工区では施工的な制約から、接合部の施工合理化が必要であった。以下に提案構法と構造性能検証の結果をまとめる。

- 1) 本仕様では、梁上下面に設置しためり込み防止 PL と梁に内蔵した LSB によって応力を伝達させることで、梁の繊維直交方向へのめり込みを防止することで接合部の高剛性・高耐力化を図った。
- 2) 更に梁仕口にフルスレッドビスを打ち込むことで梁仕口のせん断破壊による急激な耐力低下を抑制し、接合部の高韌性化を図った。
- 3) 貫穴上側は LVL 楔と同じ角度のテープーを設けることで、柱と LVL 楔の接触面積を確保しつつ、取付け作業の観点からも、軽量で特殊器具も不要な部材で構成されており、作業効率が良く機動性のあるディテールとした。
- 4) 梁に内蔵する LSB の本数を増やすことで、めり込み防止 PL からの力が分散され、梁へのめり込みが抑制されたことで貫接合部の初期剛性が向上することを確認した。
- 5) 梁に内蔵する LSB の最外部の間隔を広げることで仕口中心からの LSB によって伝わるせん断力までのアームが長くなるため耐力が向上することを確認した。
- 6) フルスレッドビスを梁仕口部に打ち込むことで、梁仕口部のせん断破壊が抑制され、韌性が向上することを確認した。
- 7) 貫接合部の回転剛性を、梁側に挿入した LSB の軸剛性より求めた回転剛性と柱側の繊維方向へのめり込み機構による面圧剛性より求めた回転剛性との直列ばねとして求める方法を示し、実験結果と整合することを確認した。

以上の結果より、大屋根リングの南東工区では剛性・耐力の異なる提案した接合方法(J3A および J3B)を、架構の荷重偏心に伴う地震時のねじれ変形を緩和するため、適材適所に使い分けて適用した。

謝辞

本検証を実施するにあたり、(株)日本システム設計には多大なるご尽力をいただいたため、ここに謝意を示す。

<参考文献>

- 1) 林 将利ら：“大阪・関西万博 大屋根リングの構造設計”，GBRC Vol.50, No.4(202号), 2025年10月
- 2) 鷹羽 直樹ら：“大屋根リングにおける接合部の剛性・耐力評価 その10 南東工区1 貫接合部の概要および実験計画”，日本建築学会大会学術講演梗概集(九州), 2025年9月
- 3) (一社)日本建築学会：木質構造設計規準・同解説, 2006
- 4) (公財)日本住宅・住木技術センター：木造ラーメンの評価方法と構造設計の手引き 2016年度版
- 5) 稲井田 直哉ら：“大屋根リングにおける接合部の剛性・耐力評価 その11 南東工区2 貫接合部の実験結果”，日本建築学会大会学術講演梗概集(九州), 2025年9月
- 6) 津畑 慎哉ら：“大屋根リングにおける接合部の剛性・耐力評価 その12 南東工区3 貫接合部の剛性・耐力評価”，日本建築学会大会学術講演梗概集(九州), 2025年9月
- 7) (一財)日本建築センター：集成材等建築物構造設計マニュアル, 2024