

梁端部に開孔を有するヒンジリロケーション RC 梁構法の開発 (その3) 十字形柱梁接合部実験

Development of RC beams using the hinge relocation construction method with opening at the beam ends

(Part3) Structural Test of interior RC Beam-Column

安田 稜太*

Ryota Yasuda

金川 基**

Motoi Kanagawa

赤井 冬来*

Fuyuki Akai

要 約

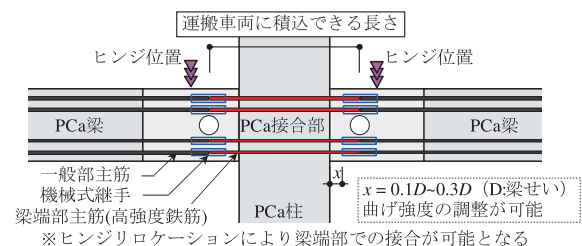
筆者らは、RC 造柱梁接合部のプレキャスト化による施工の合理化を目的として、ヒンジリロケーションを応用する研究を行ってきた。本研究では、梁端部に高強度鉄筋を用いて継手先端位置をヒンジ位置とし、さらに梁端部に開孔を設けた十字形柱梁接合部の構造実験を実施した。実験の結果、梁端部曲げ余裕度を 1.25、柱梁曲げ強度比を 1.30、 β_f を 1.12 程度確保したヒンジリロケーションおよび梁端部に $\frac{1}{3}D/3.5$ ($\frac{1}{3}D$: 梁せい) の大開孔を設けた場合においても、柱梁接合部の損傷を抑制し、層間変形角 $R=1/20$ rad. まで安定した靱性能を有することを確認した。

目 次

- § 1. はじめに
- § 2. 実験計画
- § 3. 実験結果
- § 4. 性能評価
- § 5. まとめ

§ 1. はじめに

筆者らは、柱梁接合部のプレキャスト（以下、PCa）化による施工の合理化を目的として、ヒンジリロケーション（以下、HR）を応用する研究^{1)~3)}を行ってきた。PCa 部材の接続に用いられる A 級機械式継手は、ヒンジ領域を避けた位置（柱面から梁せい以上離れた位置）に設ける必要がある。この場合、中柱接合部の PCa 部材長さ（接合部せい+鉄筋突出長）は運搬車両で積込できる長さを超え、PCa 化できないことが多い。本研究の HR は、梁端部から接合部内の主筋に対し、一般部の主筋よりも高強度な鉄筋を用いることで、ヒンジ位置を継手先端位置に移動させるものである。図一1のように HR を応用して機械式継手を梁端部に設置することで、運搬車両に積込可能な長さとなり、PCa 接合部として計画できる。な



図一1 梁端部を高強度鉄筋で補強した HR 梁

お、ここでは柱面から継手先端までの区間を梁端部、継手先端から先の区間を一般部と各区間を定義する。

本報では A 級機械式継手に加え、開孔を梁端部に設置可能とすることで下がり天井の縮小による設計自由度の向上や迂回をなくした合理的な配管ルートを実現するために実施した十字形柱梁接合部実験について報告する。

§ 2. 実験計画

本実験では、HR による梁部材および柱梁接合部の損傷状態や構造性能の把握を目的に、HR の方法や梁端部開孔の有無、開孔径、梁端部に対する梁一般部の曲げ強度の比である梁端部曲げ余裕度、柱梁曲げ強度比、RC 保有水平耐力規準⁴⁾に示される接合部損傷の 1 つの指標となる柱梁接合部降伏による強度低下率 β_f を主な実験因子とした。また、梁主筋径のみを変更したものや 2 段筋をカットオフとした試験体も計画した。

* 技術研究所建築技術グループ

** 技術研究所

表一 試験体諸元

試験体名		TB-1 ⁵⁾	TB-11	TB-12	TB-13	TB-14	TB-15
梁	コンクリート設計基準強度 κF_c (N/mm ²)	42			36		
	コンクリート実強度 $\kappa \sigma_B$ (N/mm ²)	41.1	40.7	39.8	36.8	36.1	37.4
	断面 $\kappa B \times \kappa D$ (mm)	300×450					
	開孔径 H (mm)	—	112.5($\kappa D/4$)	—	128.6($\kappa D/3.5$)	112.5($\kappa D/4$)	100($\kappa D/4.5$)
	梁端部主筋	4+4-D19 (SD590) $p_t=2.09(\%)$			4+2-D19 (SD590) $p_t=1.53(\%)$	4+2-D19 (SD490) $p_t=1.53(\%)$	
	梁一般部主筋	4+4-D16 (SD490) $p_t=1.45(\%)$		4+4-D16 (SD590) $p_t=1.45(\%)$	4+2-D16 (SD490) $p_t=1.06(\%)$	4+0-D19 (SD490) $p_t=0.97(\%)$	
	梁端部せん断補強筋	4-S6@50 (KSS785) $p_w=0.84(\%)$					
	梁一般部せん断補強筋	4-S6@70 (KSS785) $p_w=0.60(\%)$					
	開孔補強筋	—	3-S10 (KSS785) $p_t=1.19(\%)$	—	3-S8 (KSS785) $p_t=0.82(\%)$	2-S6 (KSS785) $p_t=0.35(\%)$	—
	コ型補強筋	—			2-D6 (SD295) $p_h=0.16(\%)$	—	
柱・接合部	コンクリート設計基準強度 κF_c (N/mm ²)	60			36		
	コンクリート実強度 $\kappa \sigma_B$ (N/mm ²)	58.7	63.7	63.8	36.8	36.1	37.4
	断面 $\kappa B \times \kappa D$ (mm)	500×500					
	軸力比 $N/(\kappa B_c D_c \sigma_B)$	0.10	0.09	0.09	0.10	0.15	0.15
	柱主筋	12-D19 (SD490) $p_g=1.38(\%)$	12-D16 (SD295) $p_g=0.95(\%)$		12-D19 (SD490) $p_g=1.38(\%)$		
	柱せん断補強筋	4-S6@50 (KSS785) $p_w=0.51(\%)$					
	接合部横補強筋	5-□-S6@45 (KSS785) $p_w=0.23(\%)$			5-□-S6@45 (KSS785) $p_w=0.21(\%)$		
	梁端部曲げ余裕度 $\kappa M_{fu}/bM_{fui}$	1.24	1.25	1.09	1.25	1.05	1.05
	柱梁曲げ強度比 $\kappa M_{fu}/bM_{fui}$ ※1	1.83	1.30	1.07	1.95	2.23	2.26
	梁端部せん断余裕度 $\kappa Q_{w2}(\omega)/bQ_{fui}$ ※2	—	1.21	—	1.44 (1.46)	1.22	1.07
接合部せん断余裕度 Q_{fu}/bQ_{fui}	1.25	1.38	1.20	1.26	1.31	1.34	
接合部内付着余裕度 $1.25b\tau_d/b\tau_f$ ※3	1.37	1.48	1.27	1.04	1.06	1.09	
柱梁接合部降伏による強度低下率 β_f ※1	1.38	1.12	1.00	1.44	1.57	1.59	
入力せん断応力度レベル $b\tau_d/\sigma_B$	0.062	0.060	0.071	0.051	0.054	0.049	

※1：梁一般部主筋降伏時の値とした。 ※2：()内の値はコ型補強筋を考慮した値。 ※3：付着長さは安全側の値として柱せい、 d とした。

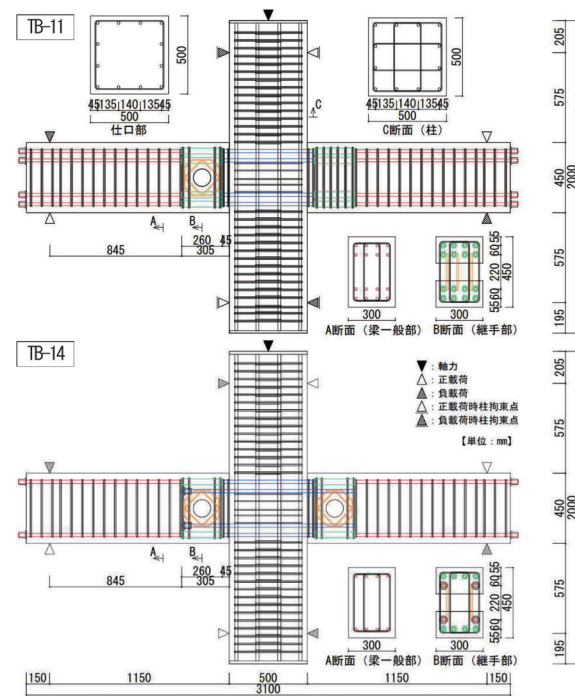
表一 鉄筋材料特性

鋼材				降伏強度 σ_y	引張強度 σ_{max}	ヤング係数 $E_s(\times 10^4)$
種類	材種	使用試験体	部位	(N/mm ²)	(N/mm ²)	(N/mm ²)
D16	SD490	TB-11,13	梁一般部主筋	536.1	716.2	18.8
	SD590	TB-12		618.6	772.3	18.6
D19	SD490	TB-14,15	梁端部主筋	541.7	708.4	18.3
	SD590	TB-11,12,13		633.3	814.8	18.7
D16	SD295	TB-11,12	柱主筋	331.0	497.4	18.8
	SD490	TB-13,14,15		541.7	708.4	18.3
S6	KSS785	全試験体	せん断補強筋	858.3※	1086.7	17.2
S6	—	TB-14		870.3※	1070.2	16.3
S8	KSS785	TB-13	開孔補強筋	910.3※	1129.5	18.5
S10	—	TB-11		869.0※	1089.5	17.4
D6	SD295	TB-13	コ型補強筋	329.4※	506.1	17.2

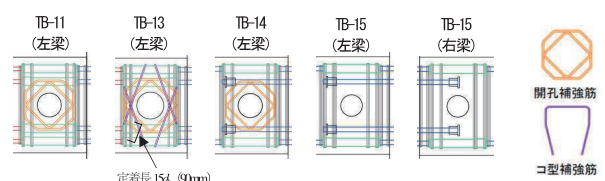
※：0.2%オフセット耐力法で算出。

2-1 試験体概要

試験体諸元を表一に、鉄筋の材料特性を表二に、試験体形状および配筋の例を図二に、開孔部周囲の形状および配筋例を図三に示す。柱面から継手末端の距離（図一に示す x ）は、全試験体共通で 45 mm ($0.1_b D$) とし、梁端部に設ける開孔の水平位置は継手中央（柱面から $0.39_b D$ ）とした。なお、機械式継手からの主筋の抜け出し防止を図るために継手に充填するモルタルには 120 N/mm² 級のものを用了。十字形骨組としての靱性能力および各種余裕度に対する破壊形式の確認のため、5体の試験体を計画した。実験因子は開孔の有無や開孔径、梁端部曲げ余裕度、柱梁曲げ強度比、接合部内主筋の付着余裕度、強度低下率 β_f とし、開孔部の補強方法として



図二 試験体形状および配筋（上：TB-11，下：TB-14）



図三 開孔部周囲の形状および配筋例

は、既往実験の結果から孔際せん断補強筋（以下、孔際補強筋）、開孔補強筋、コ型補強筋（図-2、図-3 参照）とし、その組合せを因子とした。

本実験では一部試験体 (TB-12) を除いて、左右の梁端部で因子に差異がある。既報⁵⁾ の TB-1 を基準試験体として、TB-11 は TB-1 に対して左梁端部に $\frac{1}{2}D/4$ 開孔を設け、孔際補強筋および開孔補強筋で補強した。また、柱主筋 12-D19 (SD490) を 12-D16 (SD295)、軸力比を 0.1 から 0.09 とすることで、柱梁曲げ強度比を 1.83 から 1.30、 β_f を 1.38 から 1.12 と小さくした試験体である。なお、修正広沢式⁶⁾ による梁端開孔を含むせん断強度を RC 規準略算式⁶⁾ によって梁一般部曲げ強度で除した梁端部せん断余裕度を 1.21 とした。TB-12 は無開孔試験体であり、TB-11 に対して梁一般部主筋の鋼種 SD490 を SD590 とすることで、梁端部曲げ余裕度を 1.25 から 1.09 に、柱梁曲げ強度比を 1.30 から 1.07 に、 β_f を 1.12 から 1.00 に小さくした試験体である。TB-13 は TB-1 に対して左梁端部に $\frac{1}{2}D/3.5$ の開孔を設け、孔際補強筋、開孔補強筋およびコ型補強筋で補強した。柱および梁の設計基準強度を Fc36 とし (TB-1: 柱 Fc60, 梁 Fc42)、2 段筋を 4 本から 2 本にすることで、接合部内主筋付着余裕度⁷⁾ (付着強度に 1.25 を乗じた緩和値) を 1.37 から 1.04 に小さくした試験体である。

TB-14 および TB-15 は 2 段筋をカットオフした試験体である。TB-14 では両梁端部に $bD/4$ 開孔を設け、孔際補強筋および開孔補強筋で補強した。カットオフ位置は継手先端位置とし、左梁はカットオフ筋先端に機械式定着金物を設けて、右梁はなしとした。TB-15 では両梁端部に $bD/4.5$ 開孔を設け、開孔径を小さくした分、開孔補強筋をなくして孔際補強筋のみの補強とした。左梁はカットオフ位置を継手先端位置とし、右梁はカットオフ位置を継手もしくは開孔中央位置とした。両梁のカットオフ先端には TB-14 の左梁と同様に、機械式定着金物を設けた。

2-2 加力方式

セッアップ状況を図-4に示す。載荷は柱頭柱脚をピン・ローラーで支持し、柱頭に所定の一定軸力を与え

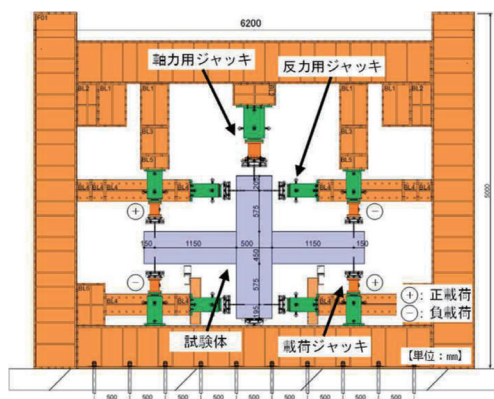


図-4 セットアップ状況

た後、梁先端に逆対称せん断力を作用させる方法とした。履歴は正負交番漸増繰返し載荷とし、層間変形角 $R = \pm 1/800$ を 1 サイクル、 $1/400$ 、 $1/200$ 、 $1/100$ 、 $1/50$ 、 $1/33$ 、 $1/20$ rad. を各 2 サイクル行った。

§ 3. 実験結果

左右梁の平均せん断力と層間変形角の関係および負荷時の最終変形角破壊状況を図-5に、実験結果と計算値を表-3に示す。図-5では比較基準としてTB-1⁵⁾を合わせて示す。表-3における梁端部せん断強度 ${}_bQ_{sn2}$ は、開孔を有する試験体は修正広沢式⁶⁾を、無開孔試験体は靱性指針式⁷⁾により算出した。全ての試験体で継手先端位置での曲げ降伏が先行する形となった。また、梁一般部曲げ破壊となったTB-11およびTB-13においては、実験の最大強度 ${}_cQ_m$ は梁一般部曲げ強度 ${}_bQ_{fu1}$ 以上となっており、RC規準略算式で安全側に評価できた。十字形骨組においても既往実験の梁部材と同様な履歴および破壊性状となった。しかし、TB-12では他試験体と比較して早期から柱梁接合部でのひび割れの拡幅がみられ、最終的に接合部降伏破壊の様相を呈した。TB-14およびTB-15では、主筋降伏時の $R=1/100$ rad. サイクルまでは梁一般部曲げ破壊と同様な履歴および破壊性状となったが、それ以降の大変形時に開孔部での損傷が顕著となり耐力低下を起こし、最終的に開孔部でのせん断破壊となった。

3-1 實驗經過

全ての試験体で $R=1/800$ rad. 時に梁端部および継手先端における曲げひび割れ、開孔部から斜め（法線方向）に伸びるひび割れ（以下、開孔部ひび割れ）が、 $R=1/400$ rad. 時に梁一般部におけるせん断ひび割れが、 $R=1/200$ rad. 時に柱曲げひび割れが、TB-11 から TB-13 では $R=1/200$ rad. 時に、TB-14、TB-15 では $R=1/100$ rad. 時に接合部せん断ひび割れが発生した。また、TB-12 以外の試験体では $R=1/100$ rad. 時に、TB-12 では $R=1/50$ rad. 時に継手先端位置の 1 段筋、 $R=1/100$ rad. 時および $R=1/50$ rad. 時に継手先端位置の 2 段筋が降伏し、HR が確認された。

左梁端部に $\frac{1}{2}D/4$ 開孔を設けた TB-11 では、比較基準である無開孔試験体の TB-1 と比較して同様な履歴性状を示し、HR が成立しており梁端部における損傷も抑制されることを確認した。このことから、HR により梁端部に開孔 ($\frac{1}{2}D/4$) を設け、柱梁曲げ強度比 1.30、 β_j を 1.12 と小さくした場合においても、優れた靱性能を有することを確認した。 β_j に関して、文献 4) では 1.5 以上の値を確保することで、接合部降伏破壊を防止して梁端に良好な梁曲げ降伏ヒンジが形成されるものとあるが、本構法では 1.12 程度以上確保することで上記項目が解決され、設計自由度の向上へとつながることが示された。一方、 β_j

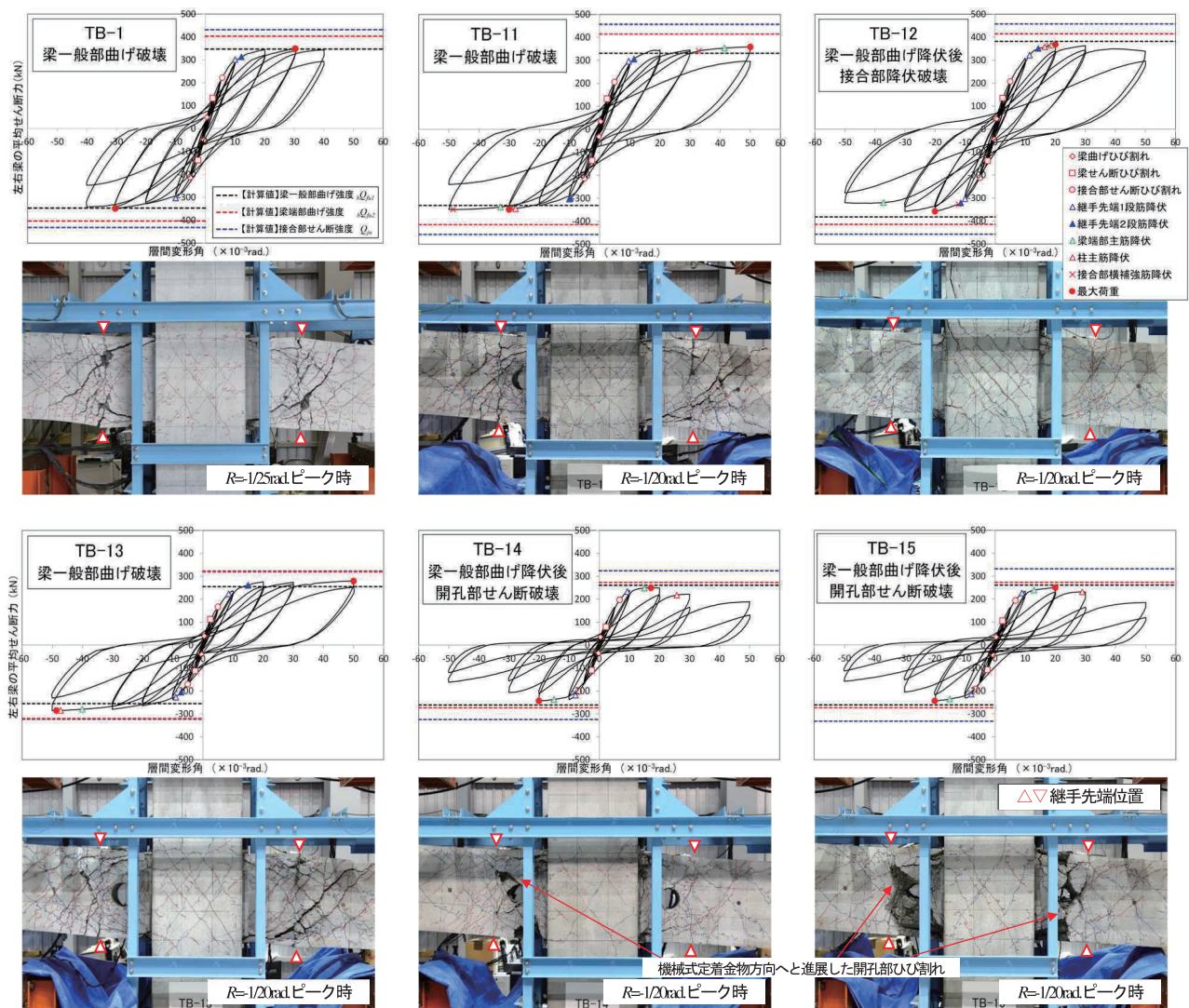


図-5 各試験体のせん断力-層間変形角関係および破壊状況

を 1.0 とした TB-12 では、柱面での梁 1 段筋および柱主筋が $R = 1/50 \text{ rad.}$ で降伏に至り、梁一般部曲げ降伏後に徐々に耐力低下し、最大強度も梁一般部曲げ強度計算値 $b_{Q_{fiu}}$ に達していなかった。破壊性状においても他試験体と比較して、接合部の損傷が顕著となったことから、接合部降伏破壊であると判断された。

$bD/3.5$ の大開孔を設け、接合部内主筋付着余裕度 1.04 と小さくした TB-13 では、付着余裕度低減による影響は

確認されず、TB-11 と同様に優れた靱性能を有し、HR により一般的な梁端開孔補強より簡便で、比較的少ない補強量である孔際補強筋、開孔補強筋およびコ型補強筋での補強が可能であることが確認された。

TB-14 および TB-15 では両試験体ともに梁一般部主筋降伏後に急激な耐力低下を起こす履歴性状となり、開孔部でのせん断破壊が顕著となった。主な原因として梁端部曲げ余裕度が 1.05 と小さいことや 2 段筋に機械式継

表一3 実験結果と計算値

試験体	実験値		終局強度計算値										破壊 モード ※2	
			曲げ			せん断						付着		
	最大強度 eQ_m (kN)	最大強度 変形角 eR_m ($\times 10^{-3}$ rad.)	梁一般部 曲げ 強度 6)	梁端部 曲げ 強度 6)	eQ_m/bQ_{fu1}	梁一般部 せん断 強度 7)	eQ_m/bQ_{su1}	梁端部 せん断 強度 6),7)	eQ_m/bQ_{su2}	接合部 せん断 強度 7)	Q_{fu} (kN)	eQ_m/Q_{fu}		接合部内 主筋付着 余裕度 7)※1
			bQ_{fu1} (kN)	bQ_{fu2} (kN)	(kN)	$bQ_{su1}(\rightarrow)$ (kN)	Q_{fu} (kN)	1.25 $b\tau_u/b\tau_f$						
TB-1	349	30.4	344	427	1.02	429	0.81	453	0.77	432	0.81	1.37	F	
TB-11	359	50.1	331	415	1.09	427	0.84	402	0.89	457	0.79	1.48	F	
TB-12	368	20.1	382	415	0.96	421	0.87	445	0.83	458	0.80	1.27	FJ	
TB-13	279	50.1	255	319	1.09	401	0.70	368 (373)	0.76	323	0.86	1.04	F	
TB-14	250	20.1	261	273	0.96	405	0.62	318	0.79	341	0.73	1.06	FS	
TB-15	250	20.0	261	273	0.96	415	0.60	279	0.90	350	0.71	1.09	FS	

※1：接合部内主筋付着余裕度は、靱性指針⁷⁾による付着強度 $\delta\tau_u$ に緩和値である1.25を乗じた値を設計用付着応力度 $\delta\tau_f$ で除した値とした

※2: 梁一般部での曲げ破壊を F, 継手先端曲げ降伏後の接合部降伏破壊を FJ, 継手先端曲げ降伏後の開孔部せん断破壊を FS とする

手を設けないカットオフとしたことで梁端部における剛性が低下したことにより、柱面位置での梁端部主筋も降伏に至ったことが挙げられる。左右梁でのせん断力と部材角関係を比較しても差はみられなかったが、TB-14 の破壊性状では、定着金物を設けた左梁での損傷が大きいことが確認された。本実験では、2 段筋カットオフ先端位置のひずみは最大で 1500μ と小さいことから定着金物の効果はあまりみられなかった一方で、継手先端での曲げひび割れおよび開孔部ひび割れが定着金物へと進展する現象がみられた。TB-15 の破壊性状では、左梁で TB-14 の左梁と同様な破壊性状が見られ、右梁では開孔部ひび割れが短くしたカットオフ先端および継手中央位置へと進展・拡幅し、開孔部中央の上下を沿うような破壊形式となった。以上のことから、2 段筋をカットオフし、梁端部曲げ余裕度を 1.05 とした場合においては、梁端部主筋も降伏に至り、開孔部での損傷が顕著になることを確認した。

3-2 主筋ひずみ

TB-11, TB-12 の負荷荷サイクルピーク時における梁上端 1 段筋および柱主筋のひずみ分布を図-6 に示す。TB-11 では、継手先端位置が先行して降伏しており、柱面位置の梁端部および柱主筋で大変形時に降伏強度時のられなかったことから、明確な降伏には至っていないと判断され、HR の成立を確認した。一方、TB-12 では継手

先端位置に加えて両梁端部でも大きな値を示しており、大変形時における HR が成立していないことが分かる。また、柱においても梁面位置で明確な降伏に至っている。このことから、前節で述べた破壊形式である接合部降伏破壊と一致することが確認された。

§ 4. 性能評価

4-1 変形成分割合

代表試験体 TB-11, TB-12, TB-14 の梁、柱、柱梁接合部の各部材の変形成分割合を図-7 に示す。TB-11 および TB-13 では梁一般部主筋降伏時の $R=1/100$ rad. で一時的に柱梁接合部の変形成割合が大きくなったものの、最終変形角まで梁の割合が 80% 以上と推移した。TB-12 では $R=1/100$ rad. 時まで TB-11 と同様な傾向を示したが、それ以降の接合部での割合が大きくなり、最終変形角では 40% となり、接合部の損傷が大きいことを確認した。TB-14 および TB-15 では梁の割合が大きく、これは開孔部の損傷が大きいことに起因していると考えられる。

4-2 骨格曲線の評価

既報¹⁻³⁾ では、初期剛性は実験値を精度よく評価できることを確認したが、 $R=1/100$ rad. 時付近における梁曲げ降伏点で強度が出にくい傾向が見られた。また既往の文献から、特に機械式継手を用いた HR 試験体でその傾

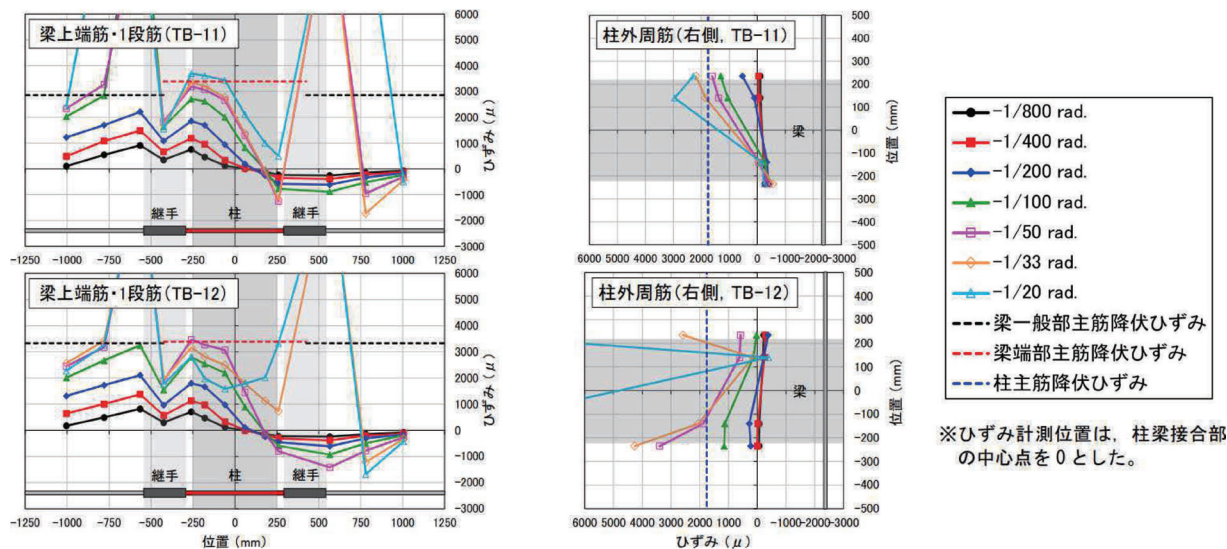


図-6 梁上端 1 段筋および柱主筋ひずみ分布 (上: TB-11, 下: TB-12)

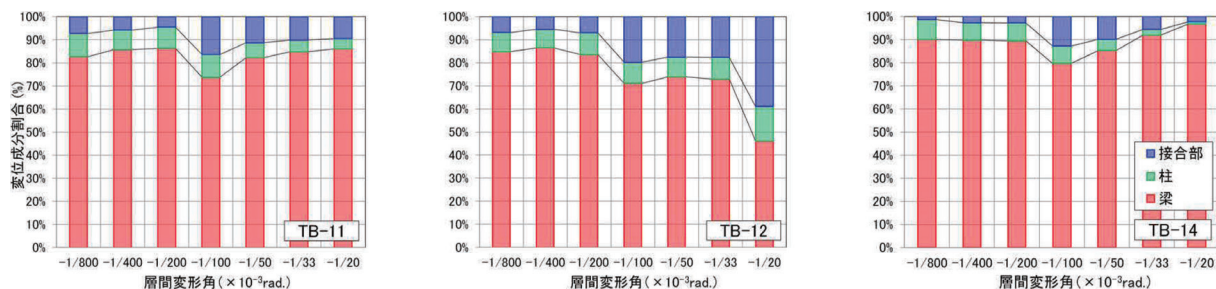


図-7 梁、柱、柱梁接合部の変形成分割合 (左から TB-11, TB-12, TB-14)

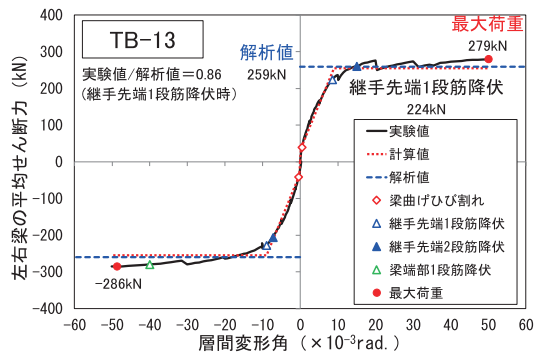


図-8 骨格曲線の評価 (TB-13)

向が顕著にみられている。そこで、例として梁端部に開孔を設けた TB-13 の実験値、計算値およびファイバーモデルを用いた断面解析値との比較を図-8 に示す。計算値は文献 6) に準じて、曲げひび割れモーメントは式(1)、弾性剛性は式(2)、剛性低下率は式(3)、曲げ終局モーメントは式(4)により算定した。全ての試験体で、式(2)の等価断面二次モーメント I_e は鉄筋による増大率を考慮し、形状係数 κ は矩形 ($=1.2$) とした。

ここで、梁端部における変形も考慮し、かつ、実験値との合致度が高いため、弾性剛性 K_e および剛性低下率 α_y は梁全体のせん断スパンを用いた。各記号に関しては RC 規準⁶⁾を参照されたい。曲げ解析は、水平断面をコンクリート、鉄筋ともに小要素に分割し、平面保持仮定の下に曲率を与えて行い、高強度コンクリートを対象とした Fafitis-Shah モデル⁸⁾を用いた。また、鉄筋は完全弾塑性モデルとした。

$$M_c = 0.56 \sqrt{\sigma_B} Z_e \quad \text{式(1)}$$

$$K_e = 1 / (a^3 / 3 E_c I_e + \kappa a / G_c A_c) \quad \text{式(2)}$$

$$\alpha_y = (0.043 + 1.64 n p_t + 0.043 a / D) / (d / D)^2 \quad \text{式(3)}$$

$$M_u = 0.9 \alpha_t \sigma_y d \quad \text{式(4)}$$

比較した結果、全ての試験体でひび割れ点および弾性剛性はおおむね精度良く評価できることや曲げ破壊型の試験体ではファイバーモデルを用いた曲げ解析値が実験の最大強度を精度良く評価できることを確認した。しかし、梁曲げ降伏点は計算値・解析値ともに大きく評価する傾向がみられ、一般の RC 梁のような $R=1/100$ rad. 程度で強度が出ていなかった。原因として、主筋に高強度鉄筋を使用していることや HR による圧縮側と引張側の応力伝達位置の相違やトラス機構、平面保持仮定の成立しにくさ、機械式継手からの主筋の抜け出しの影響などさまざまな考えられるため、今後の検討課題とした。

§5. まとめ

本研究では、梁端部に開孔を設けた場合や梁端部曲げ余裕度、柱梁接合部降伏による強度低下率 β_j 、HR 方法を主な因子とした十字形骨組実験を実施し、本実験の範

囲において、以下の結論を得た。

(1) 梁端部に $bD/3.5$ 開孔を設けた場合、もしくは梁端部曲げ余裕度を 1.25 以上、柱梁曲げ強度比を 1.3 以上、 β_j を 1.12 程度以上確保することで、HR が成立して柱梁接合部および梁端部における損傷が低減され、優れた靱性を実現できる。

(2) HR の成立により、 β_j を 1.12 程度以上確保することで接合部降伏破壊を防止して梁端に良好な梁曲げ降伏ヒンジが形成され、設計自由度の向上が期待できる。

(3) 2 段筋をカットオフの場合、梁端部曲げ余裕度が 1.05 と小さい場合、開孔部せん断破壊となり、カットオフ先端の機械式定着金物の有無やカットオフ長さが破壊性状に大きく影響する。

(4) 骨格曲線の評価において、曲げひび割れ点および初期剛性、ファイバーモデルによる最大強度の評価はおおむね精度良く評価できることを確認した。しかし、梁曲げ降伏点は計算値が大きく評価する傾向がみられた。

謝辞. 本報は、静岡理工科大学の丸田誠教授との共同研究成果の一部である^{1)~3)}。また、鋼材の材料手配にあたっては、東京鉄鋼株式会社にご協力頂いた。ここに記し、関係各位に深い謝意を表します。

参考文献

- 1) 赤井冬来, 金川基, 飯塚信一: 梁端部に開孔を有するヒンジリロケーション RC 梁構法の開発 (その 1) 片持ち梁型曲げ実験, 西松建設技報, VOL. 46, No. 15, 2023
- 2) 安田稜太, 赤井冬来, 金川基, 丸田誠: 梁端開孔を有するヒンジリロケーション梁の逆対称加力実験, コンクリート工学年次論文集, Vol. 45, No. 2, pp. 409-414, 2023
- 3) 赤井冬来, 金川基: 梁端部に開孔を有するヒンジリロケーション RC 梁構法の開発 (その 2) 逆対称加力実験, 西松建設技報, VOL. 47, No. 19, 2024
- 4) 日本建築学会: 鉄筋コンクリート構造保有水平耐力計算規準・同解説, 2021
- 5) 赤井冬来, 小寺直幸, 金川基, 高橋孝二, 飯塚信一: 梁端部で接合を可能とするヒンジリロケーション構法の開発 (その 2) 十字形骨組の構造実験, 西松建設技報, VOL. 43, No. 21, 2020
- 6) 日本建築学会: 鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説, 2018
- 7) 日本建築学会: 鉄筋コンクリート造建物の靱性保証型耐震設計指針・同解説, 1999
- 8) Fafitis, A. and Shah, S.P.: Lateral Reinforcement for HighStrength Concrete Columns, ACI, SP-87, pp. 213-232, 1985