

# 論文 梁主筋に機械式定着を用いたト形柱梁接合部の接合部降伏破壊に関する実験的研究

古澤 護\*1・福田 周\*2・生形 晃汰\*3・石川 裕次\*4

**要旨:** 本研究では、梁主筋に機械式定着を用いたト形柱梁接合部を対象として、接合部降伏破壊に与える影響因子を検討するために、梁曲げ降伏先行接合部降伏型 2 体、接合部降伏破壊型 2 体のト形接合部合計 4 体を製作し接合部実験を実施した。現行の設計指針において接合部せん断強度を確保した上で、十分な接合部せん断強度を有する場合においても、接合部降伏破壊が生じることが分かった。また、接合部降伏破壊の指標である接合部降伏による強度低下率  $\beta_j$  が 1.0 程度の場合には、梁曲げ降伏後に大変形領域において一体打ち試験体は接合部降伏破壊に至り、PCa 試験体は接合部降伏破壊にせずに梁端部破壊に至った。

**キーワード:** ト形接合部、接合部降伏破壊、接合部降伏による強度低下率、機械式定着、プレキャスト接合部

## 1. はじめに

これまで、我が国の鉄筋コンクリート（以下、RC）造柱梁接合部の設計法は、ニュージーランドの研究<sup>例えば 1)</sup>に基づき、接合部せん断応力度に基づく設計法が、鉄筋コンクリート造建物の終局強度設計法（1990 年）<sup>2)</sup>にて示された。しかしながら、近年、塩原らの研究<sup>例えば 3)</sup>によって従来の接合部せん断強度に基づいた設計法では論理的に説明できない接合部降伏破壊が存在することが指摘され、柱および梁のモーメント伝達機構に基づく設計法が、鉄筋コンクリート造建物の保有水平耐力計算規準（案）<sup>4)</sup>にて、具体的な設計手法として示された（ト形接合部においては、梁主筋を 90 度折り曲げ定着をした場合を想定している）。

また、近年では建設業就業者数の減少および品質確保のために、主に高層 RC 造建物で採用されてきた梁主筋の機械式定着および接合部一体型プレキャスト接合部を 10 階未満の中高層 RC 造建物においても適用する事例が見受けられる。これらを鑑みて、本研究では、高層 RC 造建物に比べ相対的に柱主筋量が少なく設計される中高層 RC 造建物において、梁主筋に機械式定着を用いたト形接合部を対象として、接合部降伏破壊に与える影響因子を検討するためにト形接合部実験を実施した。本研究では実施設計を考慮して接合部降伏破壊と履歴特性および限界変形に関する検討を行った。

## 2. 実験概要

### 2.1 実験目的および実験変数

本研究は、主に 2 つの実験目的に基づき実施した。1) 機械式定着を用いたト形接合部を対象として、接合部

表-1 試験体諸元一覧

試験体	3シリーズ		4シリーズ		
	CJT3	PJT3	CJT4	PJT4	
想定破壊モード	梁曲げ降伏後接合部降伏型		接合部降伏型		
コンクリート:f <sub>c</sub>	62.5[N/mm <sup>2</sup> ]				
接合部	工法	一体打ち	PCa	一体打ち	PCa
	柱梁曲げ強度比 <sup>1)</sup>	1.47		1.18	
	せん断余裕度 <sup>2)</sup>	1.96		1.52	
	$\Sigma A_{sv} \cdot f_{sv} / \Sigma A_t \cdot f_v$ <sup>3)</sup>	0.45		0.18	
	降伏強度低下率 $\beta_j$ <sup>4)</sup>	1.05		0.83	
	梁主筋定着長さ比: $D_e/d_b$	18.8			
柱断面	せん断補強筋(種別)[ $p_{jw}$ ]	4×3-D6 (SD685)[0.29%]		4×3-D6 (SD295)[0.29%]	
	工法	一体打ち	PCa	一体打ち	PCa
	B×D[mm]	400×400[mm]			
	柱主筋(種別)[ $p_g$ ]	8-D16(SD390)[0.99%] $f_y=429$ [N/mm <sup>2</sup> ]			
	せん断補強筋(種別)[ $p_{jw}$ ]	4-D6@50(SD685)[0.48%] $f_{wy}=702$ [N/mm <sup>2</sup> ]			
柱軸力比: $\eta=N/(BDf_c)$	0.028				
梁断面	工法	一体打ち	PCa	一体打ち	PCa
	B×D[mm]	300×400[mm]			
	梁主筋(種別)[ $p_t$ ]	5+2-D16 (SD390)[1.32%]		5+4-D16 (SD390)[1.73%]	
	せん断補強筋(種別)[ $p_{jw}$ ]	3-D6@50(SD685)[0.63%]			

1) 接合部節点周りの曲げ強度比 (ACI ストレスブロック式)

2) 靱性指針式 ( $\Phi=0.85$ )<sup>5)</sup>

3) 接合部せん断補強筋強度/引張側主筋強度

4) 接合部降伏による強度低下率 (保有水平耐力計算基準案式)<sup>4)</sup>

せん断設計がなされたト形接合部において接合部降伏破壊現象の再現、2) 接合部一体型 PCa および一体打ちト形接合部の構造性能の違いの有無。この 2 つの実験目的について検討するために梁曲げ降伏先行接合部降伏型 (3 シリーズ) 2 体、接合部降伏破壊型 (4 シリーズ) 2 体のト形接合部合計 4 体を作成し実験を実施した。表-1 に試験体諸元一覧を、図-1 に試験体図を示す。

\*1 芝浦工業大学大学院 理工学研究科 建設工学専攻 修士課程 (学生会員)

\*2 芝浦工業大学大学院 理工学研究科 建設工学専攻 修士課程

\*3 (株) 竹中工務店 大阪本店

\*4 芝浦工業大学大学院 理工学研究科 建設工学専攻 教授 博士 (工学) (正会員)

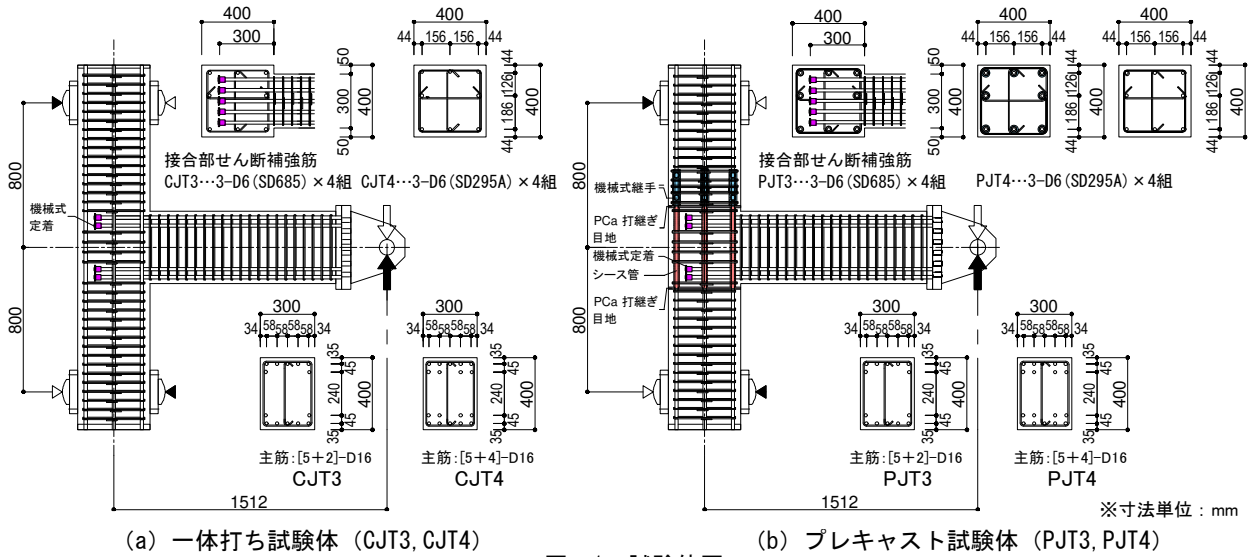


図-1 試験体図

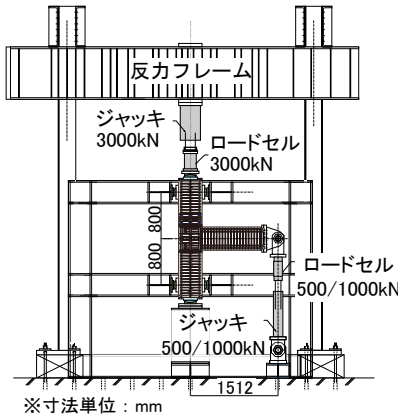


図-2 加力装置図

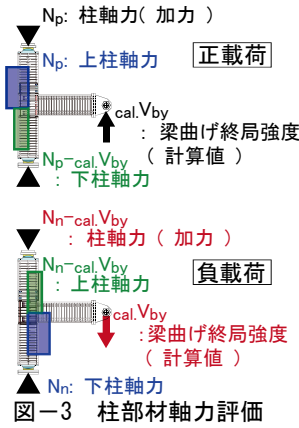


図-3 柱部材軸力評価

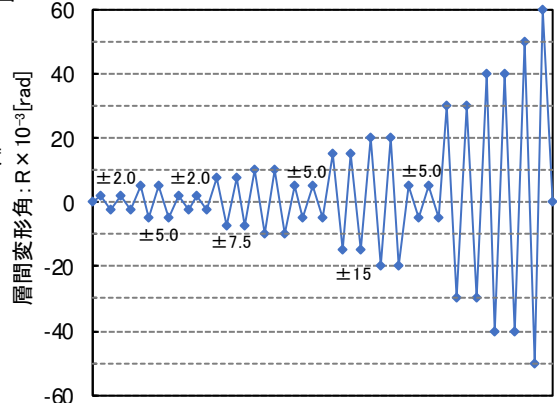


図-4 荷重履歴

実験変数は、文献 4) に定義されている接合部降伏による強度低下率  $\beta_j$  (以下、 $\beta_j$ )<sup>4)</sup> および工法である。

3 シリーズ：PJT3, CJT3 試験体 ( $\beta_j=1.05$ )

4 シリーズ：PJT4, CJT4 試験体 ( $\beta_j=0.83$ )

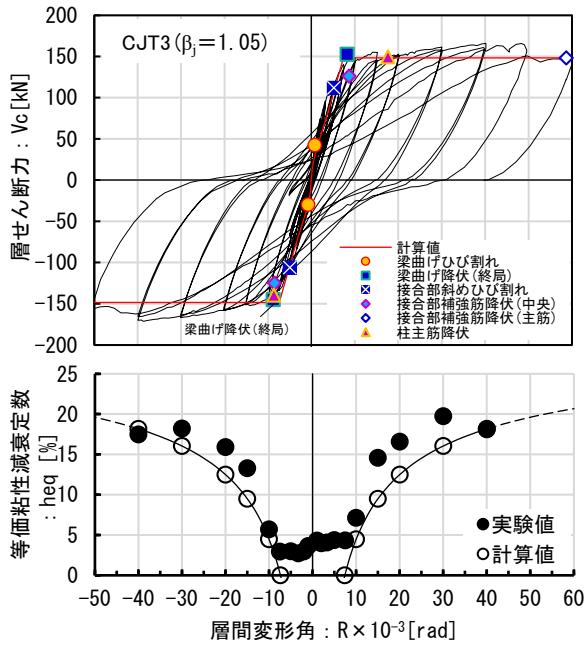
図-1 に示すように、PJT3, PJT4 試験体は接合部一体型 PCa ト形接合部試験体であり、CJT3, CJT4 試験体は一体打ちト形接合部試験体である。それぞれ、配筋(位置及び鋼種)を同一としており、構造設計上は同一の構造性能を有するト形接合部として試験体の設計を行った。なお、コンクリート強度は、従来の設計法における接合部せん断強度を確保するために、実施設計に比し相対的に大きな圧縮強度とした。

## 2.2 加力方法

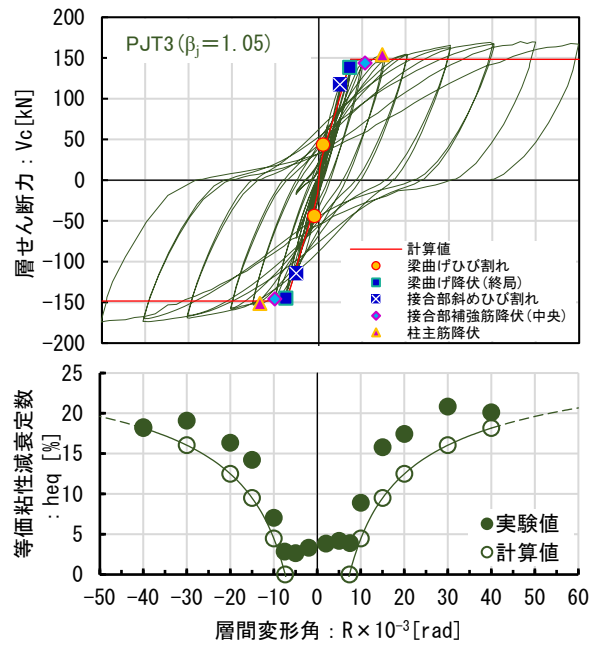
図-2 に本実験で使用した加力装置図を示す。本実験では、梁端部から梁せん断力を、圧縮 1000kN 引張 500kN 油圧ジャッキを用いて正負交番繰返し荷重を行った。柱軸力は一定軸力を想定して、門形フレームに固定した 3000kN 油圧ジャッキおよびロードセルによって軸力の制御を行った。本実験の場合には、梁せん断力の荷重方向によって上下柱部材の作用する軸力が異なる(図-3

参照)。図-3 に示すように梁せん断力を梁曲げ終局強度計算値  $cal.V_{by}$  一定とし、正荷重の場合、上柱に作用する軸力を  $N_p$  とすると、下柱に作用する軸力は梁せん断力を差し引いた  $N_p - cal.V_{by}$  となる。負荷重の場合、下柱に作用する軸力を  $N_n$  とすると、上柱に作用する軸力は梁せん断力を差し引いた  $N_n - cal.V_{by}$  となる。そこで、各サイクルの層せん断力(梁せん断力)の正負が逆転する時に、柱軸力を変化させ、各サイクル中の柱軸力を上柱または下柱の軸力比が 0.028 及び 0.013 一定となるように制御した(図-3 参照)。この軸力比は、接合部降伏破壊の重要な影響因子である柱梁曲げ強度比(接合部節点周り)を所定の値とするために定めた値である。

加力は図-4 の荷重履歴に示すように行った。本実験では変位漸増荷重とし、 $R=\pm 40 \times 10^{-3} [rad]$  までは各 2 サイクルずつ正負交番繰返し荷重を行った。 $R=\pm 50 \times 10^{-3} [rad]$  以降は 1 サイクルのみ実施した。履歴特性モデルの検討を行えるように、途中の  $R=\pm 5.0 \times 10^{-3} [rad]$  の後に  $R=\pm 2.0 \times 10^{-3} [rad]$ ,  $R=\pm 10 \times 10^{-3} [rad]$ ,  $R=\pm 20 \times 10^{-3} [rad]$  の後に  $R=\pm 5.0 \times 10^{-3} [rad]$  の小変位サイクルを各 2 サイクルずつ実施し、最後は  $R=+60 \times 10^{-3} [rad]$  まで荷重した。



(上段) 層せん断力－層間変形角関係  
(下段) 等価粘性減衰定数－層間変形角関係  
図-5 CJT3 試験体 主な実験結果



(上段) 層せん断力－層間変形角関係  
(下段) 等価粘性減衰定数－層間変形角関係  
図-6 PJT3 試験体 主な実験結果

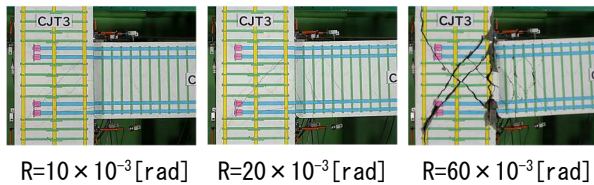


写真-1 CJT3 試験体 破壊過程推移

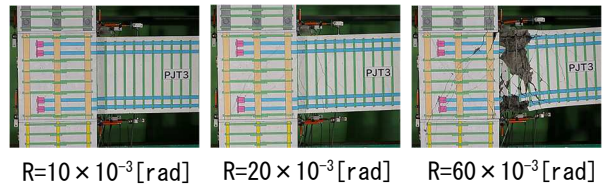


写真-2 PJT3 試験体 破壊過程推移

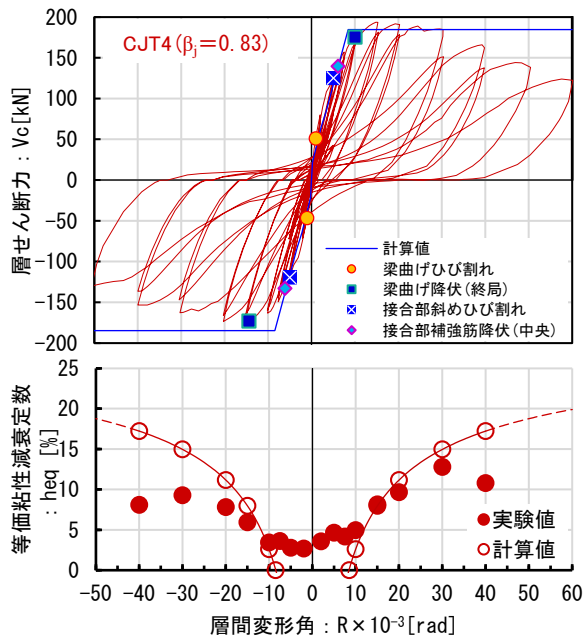
### 3. 実験結果

図-5～図-8 に各試験体の荷重変形関係及び等価粘性減衰定数を、写真-1～写真-4 に破壊過程推移を示す。なお、図中の耐力計算値は、梁曲げ終局強度（ACI 式）とし、柱梁接合部剛域入り込みを考慮した材端剛塑性ばねモデル<sup>4)</sup>としている。また、降伏点剛性は菅野式により算定している。等価粘性減衰定数計算値は、武田モデル（除荷時剛性 0.5 乗）に基づき算出した。実験値は各同一変形サイクル 2 回目の値とした。

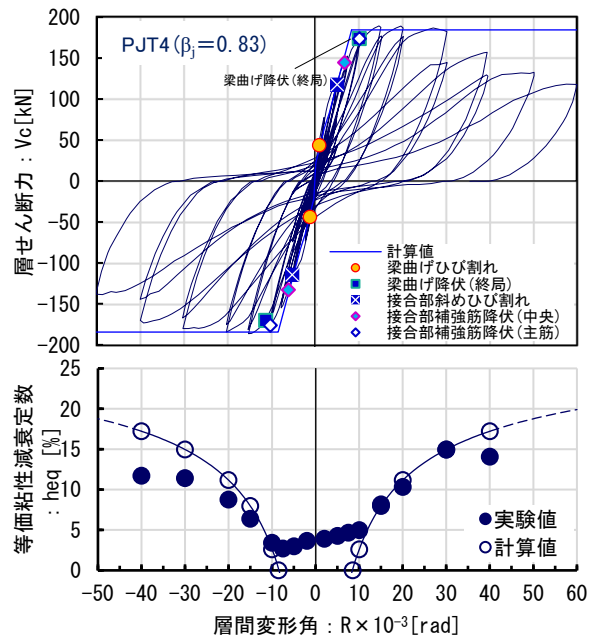
CJT3 試験体は、 $\beta_j$  を 1.0 以上とした一体打ち試験体である。層間変形角  $R = \pm 10 \times 10^{-3}$  [rad] までに梁危険断面位置で梁曲げ終局強度に達した。その後、 $R = \pm 40 \times 10^{-3}$  [rad] まで安定した復元力特性を示した。しかしながら、 $R = \pm 50 \times 10^{-3}$  [rad] サイクル時に、接合部斜めひび割れが上柱、下柱の柱主筋沿いに伸展し、接合部降伏破壊の様相を呈した。これは圧縮側梁主筋機械式定着位置で部材が回転し、柱主筋を面外に押し出すことによるひび割れである。等価粘性減衰定数（実験値）の推移は、正負荷荷ともに  $R = \pm 30 \times 10^{-3}$  [rad] サイクルまでは漸増し、武田モデルによる計算値を上回った。しかしながら、 $R = \pm 40 \times 10^{-3}$  [rad] サイクル 2 回目より減少に転じた。これは、2 回目荷重

時には、ひび割れの閉開に伴い逆 S 字形の履歴特性を示したことが原因と考えられる。

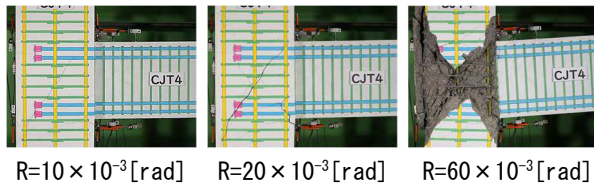
PJT3 試験体は、層間変形角  $R = \pm 40 \times 10^{-3}$  [rad] サイクルまでは前述の CJT3 試験体と同様な復元力特性を示した。しかしながら、CJT3 試験体に対し、PJT3 試験体は大変形時まで接合部降伏破壊に移行せず梁曲げ破壊に至った。正荷荷時は  $R = \pm 50 \times 10^{-3}$  [rad] サイクル中に、負荷荷時は  $R = \pm 50 \times 10^{-3}$  [rad] サイクルのピーク時に最大耐力を発揮した。その後、 $R = +60 \times 10^{-3}$  [rad] サイクルにおいても接合部降伏破壊へ至らず、梁端部の主筋が局部変形するスライディングシア破壊に至った。PJT3 試験体は、CJT3 試験体と同一配筋であるが、プレキャスト化に伴って柱主筋スリーブ継手や接合部柱主筋周りのシーブ管が追加されている。特に、上柱脚部のスリーブ継手は、接合部領域における柱主筋の変形を拘束しており、大変形時における接合部斜めひび割れの伸展を抑制することが確認された。等価粘性減衰定数（実験値）の推移は CJT3 試験体と同様に武田モデルによる計算値を上回り、正負荷荷ともに  $R = \pm 30 \times 10^{-3}$  [rad] サイクルまでは漸増し、 $R = \pm 40 \times 10^{-3}$  [rad] サイクル 2 回目より減少に転じた。なお、PJT3 試験体では、接合部中央位置の補強筋の降伏が見



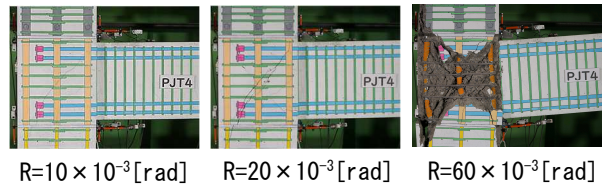
(上段) 層せん断力－層間変形角関係  
 (下段) 等価粘性減衰定数－層間変形角関係  
 図－7 CJT4 試験体 主な実験結果



(上段) 層せん断力－層間変形角関係  
 (下段) 等価粘性減衰定数－層間変形角関係  
 図－8 PJT4 試験体 主な実験結果



写真－3 CJT4 試験体 破壊過程推移



写真－4 PJT4 試験体 破壊過程推移

受けられたが、接合部領域の補強筋すべての降伏までには至らなかった。

CJT4 試験体及び PJT4 試験体は、先述した 3 シリーズ試験体よりも柱梁曲げ強度比を小さくし、 $\beta_j$  を 1.0 未満として設定した試験体である。

CJT4 試験体は、CJT3 試験体に比べて層間変形角  $R = \pm 10 \times 10^{-3}$  [rad] サイクルまでの剛性が相対的に小さく、比較的早期に接合部斜めひび割れが発生した。その後、正負荷ともに  $R = \pm 10 \times 10^{-3}$  [rad] サイクル中に接合部中央の補強筋が降伏し、 $R = \pm 15 \times 10^{-3}$  [rad] サイクル中に梁曲げ降伏に至り、正負荷ともに最大耐力を発揮した。正負荷時は実験値が梁曲げ終局強度（計算値）に達したが、負荷時は実験値の最大値が計算値の 95% 程度となり、計算値に至らなかった。その後、変形の増大とともに各サイクルピーク時耐力が低下した。 $R = +60 \times 10^{-3}$  [rad] サイクルでは、接合部領域の補強筋が降伏し、接合部内の斜めひび割れが上柱主筋沿いに伸展し、接合部降伏破壊の様相を示した。等価粘性減衰定数（実験値）の推移は、 $R = \pm 10 \times 10^{-3}$  [rad] サイクル以降は武田モデルによる計算値を下回り、 $R = \pm 40 \times 10^{-3}$  [rad] サイクルでは減少に転じ、著しく低下した。また、大変形時に見られた接合部降伏破

壊では、圧縮側梁主筋の接合部内定着部周辺で柱主筋が局部変形する様子を確認することができた。

PJT4 試験体は、CJT4 試験体と同一配筋であり、同様に比較的早期に接合部斜めひび割れが生じ、層間変形角  $R = \pm 15 \times 10^{-3}$  [rad] サイクル中に梁曲げ降伏に至り、正負荷ともに最大耐力を発揮した。このとき、CJT4 試験体と異なり、正負荷ともに実験値の最大値が梁曲げ降伏終局強度（計算値）を上回った。梁曲げ降伏後、 $R = \pm 30 \times 10^{-3}$  [rad] までは耐力を維持し、相対的に CJT4 試験体よりも変形性能が優れていることを確認した。その後、 $R = \pm 40 \times 10^{-3}$  [rad] サイクル以降は変形の増大とともに各サイクルピーク時の耐力が低下し、 $R = +60 \times 10^{-3}$  [rad] サイクルでは、接合部内の斜めひび割れが上柱主筋沿いに伸展し、接合部降伏破壊の様相を示した。等価粘性減衰定数（実験値）の推移は、CJT4 試験体と同様に  $R = \pm 10 \times 10^{-3}$  [rad] サイクル以降はほとんどのサイクルで武田モデルによる計算値を下回り、 $R = \pm 40 \times 10^{-3}$  [rad] サイクルでは減少に転じているが、CJT4 試験体より減少の程度は小さかった。また、大変形時に見られた接合部降伏破壊では、圧縮側梁主筋の接合部内定着部周辺で柱主筋が局部変形する様子を確認することができた。

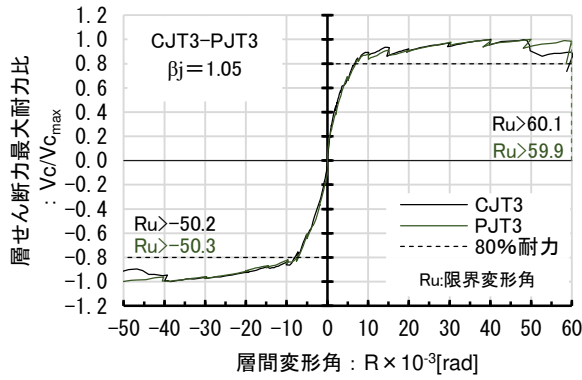


図-9 3シリーズ 包絡線荷重・80%耐力時限界変形

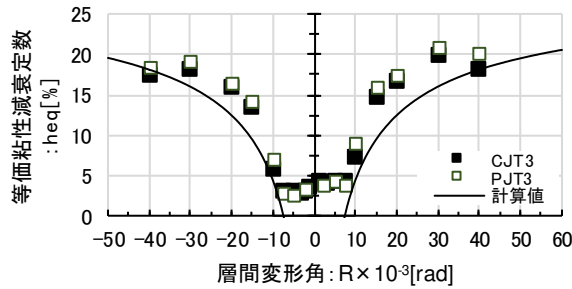


図-11 3シリーズ 等価粘性減衰定数-層間変形角関係

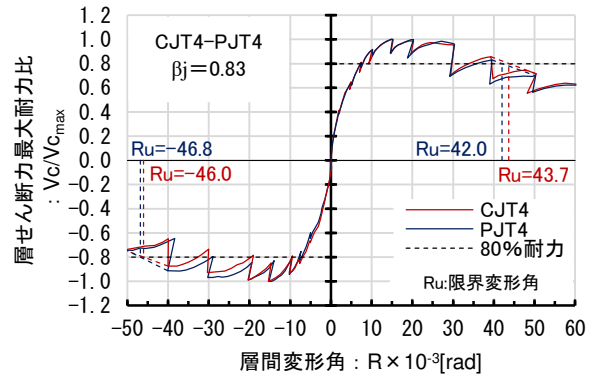


図-10 4シリーズ 包絡線荷重・80%耐力時限界変形

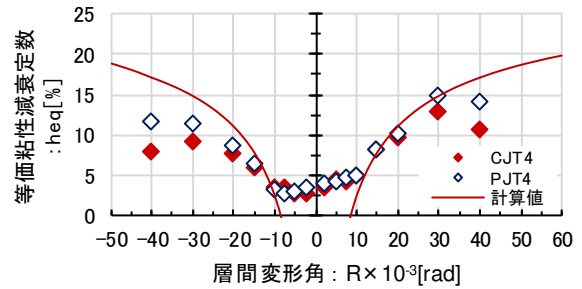


図-12 4シリーズ 等価粘性減衰定数-層間変形角関係

#### 4. 実験結果の検討

##### 4.1 包絡線荷重の比較

ここでは、一体打ち接合部とPCa接合部の違いについて、 $\beta_j$ が1.0以上の3シリーズと $\beta_j$ が1.0未満の4シリーズについて、図-9および図-10に包絡線荷重の比較を示す。縦軸は限界変形角を明示するために、各試験体の最大耐力で無次元化し、図中には80%耐力時限界変形角を併記した。80%耐力時限界変形角とは、耐力が最大耐力の80%まで低下した時点の層間変形角である。

3シリーズは、正載荷時 $R=50 \times 10^{-3}$ [rad]、負載荷時 $R=40 \times 10^{-3}$ [rad]まで同様な包絡線荷重の推移を示した。それ以降は、PJT3試験体は耐力を維持した一方で、CJT3試験体は正負載荷ともに耐力低下を示した。これは、PJT3試験体は梁曲げ降伏後にスライディングシアによる梁破壊へ至ったのに対して、CJT3試験体は梁曲げ降伏後に接合部降伏破壊に至り、接合部に損傷が集中したことが理由であると考えられる。以上より、接合部一体型PCa接合部は、一体打ち接合部に比べ接合部降伏の防止に寄与することが明らかになった。

4シリーズは、正負載荷時ともに層間変形角 $R=15 \times 10^{-3}$ [rad]で最大耐力発揮後、柱梁接合部へ損傷が集中し変形の増大とともに耐力低下を示した。正載荷時には梁主筋が引張側となる梁下端筋近傍の柱主筋の配筋は両試験体で共通であり、同様な耐力低下の推移を示した一方で、負載荷時は耐力低下の程度が異なり、PJT4試験体は、負載荷時には引張側となる梁主筋上端筋近傍の柱主筋上

表-2 復元力特性の比較

	$\frac{ex V_{100}}{cal V_{\mu}}$	$\frac{ex V_{max}}{cal V_{\mu}}$	限界変形角: $R \times 10^{-3}$ [rad]	
			(上段: 80%耐力時)	(下段: 95%耐力時)
CJT3 ( $\beta_j=1.05$ )	0.98	1.14	60.1*	-50.2*
			53.7	-45.4
PJT3 ( $\beta_j=1.05$ )	0.99	1.16	59.9*	-50.3*
			59.9*	-50.3*
CJT4 ( $\beta_j=0.83$ )	0.90	0.99	43.7	-46.0
			30.6	-26.8
PJT4 ( $\beta_j=0.83$ )	0.93	1.02	42.0	-46.8
			31.2	-33.5

\*... 80%耐力および95%耐力を下回らず、限界変形角は表中の値以上である  
表記  $ex V_{100}$ : 層間変形角 $R=10 \times 10^{-3}$ [rad]耐力(実験値)

$ex V_{max}$ : 最大耐力(実験値)  $cal V_{\mu}$ : 梁曲げ降伏時の層せん断力(計算値)

部がモルタルスリーブ継手によって拘束され柱主筋の局部的変形を抑制しているためか、CJT4試験体に比べて耐力低下が少なく推移した。

##### 4.2 等価粘性減衰定数-層間変形角関係の比較

図-11、図-12に各シリーズの等価粘性減衰定数-層間変形角関係を示す。図中の計算値は、図-5~図-8と同様に武田モデルに基づく算定結果である。

両シリーズともに、等価粘性減衰定数は、正負載荷とともに層間変形角 $R=30 \times 10^{-3}$ [rad]まで漸増し、 $R=40 \times 10^{-3}$ [rad]以降は減少に転じた。しかしながら、3シリーズの等価粘性減衰定数は計算値を上回ったが、4シリーズはほとんどのサイクルで計算値を著しく下回り、 $\beta_j$ が1.0未満の柱梁接合部では、通常の構造設計で想定する等価粘性減衰定数を確保できないことが分かった。

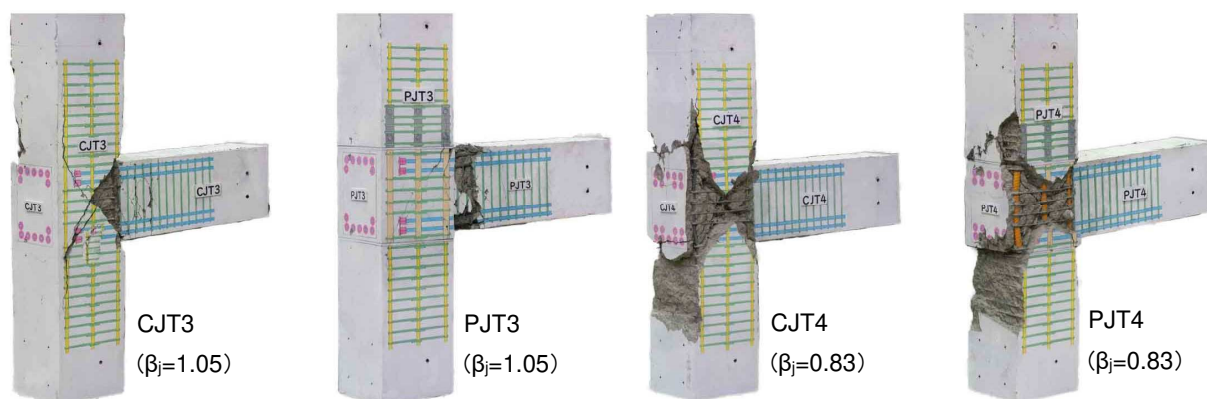


写真-5 試験体最終破壊状況

#### 4.3 復元力特性の比較

表-2に、層間変形角  $1/100[\text{rad}]$ 時耐力及び最大耐力と梁曲げ終局強度（計算値）との比及び限界変形角（80%耐力時、95%耐力時）（実験値）を示す。

##### (1) $1/100[\text{rad}]$ 時耐力比、最大耐力比

$1/100[\text{rad}]$ 時耐力比及び最大耐力比は、実験値を梁曲げ終局強度（計算値）で除した値である。実験値は正負荷荷時の平均値とした。3シリーズの  $1/100[\text{rad}]$ 時耐力比は、CJT3 試験体が 0.98、PJT3 試験体は 0.99 と実験値と計算値がほぼ同値であった。一方で、4シリーズ試験体は CJT4 試験体が 0.90、PJT4 試験体は 0.93 と実験値より 7%~10%小さい値となり、 $\beta_j$ が 1.0 未満の場合の  $1/100[\text{rad}]$ 時耐力は計算値を 5%以上下回った。

3シリーズの最大耐力比は、CJT3 試験体が 1.14、PJT3 試験体は 1.16 であり、ともに 10%以上計算値を上回った。4シリーズでは、CJT4 試験体が 0.99、PJT4 試験体は 1.02 であり、PJT4 試験体のみが計算値を上回った。ただし、両試験体ともに最大耐力発揮後の  $R=10 \times 10^{-3}[\text{rad}]$ を上回った。

##### (2) 限界変形角

柱梁接合部の限界変形角は、最大耐力の 95%耐力時の変形角とした場合<sup>5)</sup>及び、文献4)における柱、梁部材の限界変形角に準じ 80%耐力時の変形角とした場合についてデータを整理した結果を表-2に、図-9及び図-10に 80%耐力時限界変形角の算出結果を示す。

3シリーズ ( $\beta_j=1.0$  以上)の 80%耐力時の限界変形角は両試験体ともにほぼ同値であったが、95%耐力時変形角は、PCa化した PJT3 試験体が CJT3 試験体に比べ優れていた。これは、接合部領域における柱主筋の局部変形がスリーブ継手により抑制され、接合部降伏破壊防止及び耐力低下抑制に寄与したためである。また、4シリーズ ( $\beta_j=1.0$  未満)の 80%耐力時限界変形角も、両試験体ともにほぼ同値であった。95%耐力時限界変形角は、正載荷時はほぼ同値であるが、負載荷時は PJT4 試験体が相対的に優れていた。

#### 5. まとめ

梁主筋に機械式定着を用いた一体打ち及び接合部一体型 PCa ト形接合部 ( $\beta_j=0.83\sim 1.05$ )を対象として、4体のト形接合部実験を行った結果、以下の知見を得た。

- 1)  $\beta_j=1.05$ とした CJT3、PJT3 試験体は、梁曲げ降伏後大変形領域まで安定した履歴特性を示した。但し、CJT3(一体打ち)試験体は、 $R=\pm 50 \times 10^{-3}[\text{rad}]$ サイクル時に接合部降伏破壊に至り耐力が低下した。
- 2)  $\beta_j=0.83$ とした CJT4、PJT4 試験体は、梁曲げ終局強度（計算値）を十分に発揮せず、従来の接合部せん断強度に基づく設計法では十分な履歴特性を得られない場合があることを確認した。
- 3)  $\beta_j$ が 1.0 以上である梁曲げ降伏先行型の接合部一体型 PCa ト形接合部は、接合部領域における柱及び梁部材の回転に伴う柱主筋の局部変形を柱主筋用の剛なスリーブ継手によって抑制し、接合部降伏破壊を防止する効果があると確認した。

#### 謝辞

本研究は、(一社)ニューテック研究会に設置された「機械式定着工法研究委員会(委員長:前田匡樹東北大学教授)」の研究の一部として行われたものであり、関係者の方々より多くのご支援を頂きました。ここに感謝の意を表します。

#### 参考文献

- 1) Paulay, T., R. Park and M.J.N. Priestley: Reinforced Concrete Beam-Column Joints Under Seismic Actions, ACI Journal, Vol.75, pp.585-593, Nov.1978
- 2) 日本建築学会:鉄筋コンクリート造建物の終局強度型耐震設計指針・同解説, 1990.11
- 3) 塩原 等:鉄筋コンクリート柱梁接合部:見逃された破壊機構, 日本建築学会構造系論文集, Vol.73, No.631, pp.1641-1648, 2008.6
- 4) 日本建築学会:鉄筋コンクリート造保有水平耐力計算規準(案)・同解説, 2016.4
- 5) 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, 1997.7