

論文 アスペクト比の大きい RC 造ト形柱梁接合部に対する集中補強筋が及ぼす効果に関する実験的研究

山本 晃太郎*1・田才 晃*2・杉本 訓祥*3・西村 和紗*4

要旨：柱と梁の曲げ終局強度がほぼ等しい接合部では、接合部降伏が先行し柱や梁の曲げ終局強度が発揮されないことが、さらにこの場合に接合部内横補強筋が接合部の強度上昇に効果的であることが指摘されている。本研究では高アスペクト比の接合部に対して、接合部内の補強量を等しくして横補強筋を均等に配筋した場合と梁主筋寄りに集中配筋した場合の比較、また、梁主筋の定着方法を変えた場合についてのト形接合部試験体の静的繰返し正負載荷実験を実施した。実験により、梁主筋近傍に集中配筋させた場合、折り曲げ定着を用いた場合のいずれも、接合部の性能は向上することを明らかにした。

キーワード：柱梁曲げ耐力比、機械式定着、横補強筋、アスペクト比

1. はじめに

近年、施工性の向上を目的に、RC 造建造物の接合部内梁主筋を従来の折り曲げ定着から機械式定着板を用いて直線定着とする工法が増えている。また、文献¹⁾により、柱梁曲げ耐力比が 1.0 に近い場合、計算上梁曲げ降伏型とみなされるト型柱梁接合部試験体であっても、最大耐力は梁曲げ降伏時耐力に達することなく、柱梁接合部降伏が生じることが分かっている。

文献^{2,3)}では、接合部内横補強筋を梁主筋寄りに集中配置した場合(接合部集中補強筋)、接合部の最大耐力の向上が認められた。一方、保有水平耐力計算規準⁴⁾では柱梁接合部降伏破壊時の強度は、柱と梁のせいの比(アスペクト比)が 1 以外の場合は低下することが示されている。そこで本報では、アスペクト比の大きい接合部に対して横補強筋が接合部の構造性能に与える影響についてさらなる検討を行った。

2. 実験目的

文献^{2,3)}より、ト形柱梁接合部の場合、接合部集中補強筋が接合部の耐力向上に有効であること、接合部内の補強量が等しい場合、集中補強筋は梁主筋寄りに配筋したほうが高い補強効果が得られることが認められた。しかし、接合部降伏が先行する接合部の適切な補強方法として集中補強筋を用いる場合、以下の点を明確にする必要があると考えられる。

- (1) 既往のト形部分架構の加力実験は、接合部アスペクト比を 1.1 程度としたものに対して行ってきた。アスペクト比が大きい試験体の構造性能はどのように変化するか。

- (2) 接合部補強量が同値であるならば、接合部内配筋が均等に配筋している場合と集中配筋している場合で構造性能に差異がみられるか。
- (3) 機械式定着と折り曲げ定着、定着方法の違いによって構造性能に差異がみられるか。

以上の点を明確にするため、新たに計画した 5 体のト形柱梁接合部試験体の静的漸増振幅繰返し載荷実験を実施し、終局強度、履歴性状、損傷状況等について既往の試験体と比較、検討する。

なお、ここでは接合部補強量を図-1 及び式(1)で定義する。また、アスペクト比は柱せい D_c に対する梁せい D_b の比として定義する。

3. 実験計画

3.1 試験体概要

試験体諸元を表-1 に、試験体の形状、配筋を図-2 に示す。既発表の試験体である FT-10PR²⁾ を基準とし、試験体は TP-75C, 75E, 95C, 95E, TL-95E の 5 体を製作した。

$$\text{接合部補強量} = T_{hy} / T_{by} \quad (1)$$

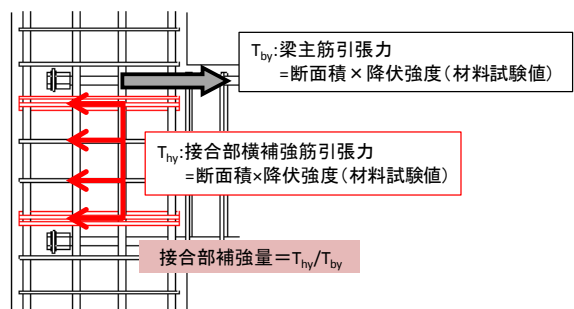


図-1 接合部補強量

*1 横浜国立大学大学院 都市イノベーション学府 建築都市文化専攻 (学生会員)

*2 横浜国立大学大学院 都市イノベーション研究院 教授 博(工) (正会員)

*3 横浜国立大学大学院 都市イノベーション研究院 准教授 博(工) (正会員)

*4 横浜国立大学大学院 都市イノベーション学府 建築都市文化専攻 (会員外)

表-1 試験体諸元

		基準試験体	75シリーズ		95シリーズ			【共通事項】 ・F _c =45(N/mm ²) ・階高:2700(mm) ・柱反曲点距離:1350(mm) ・梁スパン:3700(mm) ・梁反曲点距離:1850(mm) ・主筋定着長:375(mm) ・値は材料試験値を用いている ・正負の方向は加力方法に記載 ・FT-10PRIは文献 ²⁾ の試験体
		FT-10PR	TP-75C	TP-75E	TP-95C	TP-95E	TL-95E	
柱	b×D(mm)	500×500						※1:各強度は層せん断力に変換した値を示している。 ※2:AIJ靱性指針 ⁵⁾ による接合部せん断強度 ※3:梁曲げ終局強度に対する値 ※4:文献 ⁶⁾ による定着耐力式により算定した。全ての試験体で、梁主筋定着長さが柱せいの3/4倍以上であるため、定着耐力T _{au} =側面剥離破壊定着耐力P _{au} とした。 P _{au} =Σ(σ・A _b ・β) σ=k・σ _{std} k=k ₁ ・k ₂ ・k ₃ k ₁ ,k ₂ ,k ₃ :それぞれ支圧面積比,側面かぶり厚さ,外周補強筋による影響係数 A _b :定着筋の総断面積 β:低減係数 σ _{std} =101・F _c ^{0.5} ※5:梁全定着主筋降伏耐力に対する値
	主筋	12-D22(SD345)	14-D22(SD390)		12-D22(SD490)			
	フープ	2-D10(SD295A)@100						
梁	b×D(mm)	450×550	450×750		450×950			
	主筋	5-D25(SD490)						
	スタラップ	3-D10(SD295A)@100						
	定着方法	機械式					折り曲げ	
接合部	D _c ×D _b		500×550	500×750		500×950		
	アスペクト比		1.1	1.5		1.9		
	接合部集中補強筋	補強筋	4-D10(SPR785)	8-D10(SD295A)	8-D10(SD295A)	梁主筋寄り		
		位置	梁主筋寄り	梁主筋寄り				
		接合部補強量	0.43	0.41				
柱梁曲げ耐力比	正側	1.42	1.42		1.34			
	負側	1.14	1.14		1.02			
曲げ終局強度 ^{※1} Q _u (kN)	梁	277.2	394.2	394.2	511.2	511.2	511.2	
	上柱	356.3	535.3	535.3	625.7	626.9	623.9	
	下柱 正側	431.6	641.9	642.1	784.7	787.2	781.4	
	下柱 負側	278.4	418.0	418.0	454.2	454.8	453.4	
接合部せん断強度 _c Q _{ju} (kN) ^{※1※2}		284.2	437.2	437.2	624.9	624.9	624.9	
接合部せん断余裕度 ^{※3}		1.89	1.11	1.11	1.22	1.22	1.22	
側面剥離破壊に対する定着耐力T _{au} (kN) ^{※4}		1975	1956	1987	1900	1993		
定着余裕度 ^{※5}		1.45	1.43	1.45	1.39	1.46		

表-2 材料試験結果 (鉄筋)

鉄筋種			使用箇所	降伏強度 N/mm ²	引張強度 N/mm ²	降伏歪 %	ヤング係数 ×10 ⁴ N/mm ²
FT-10PR	D25	SD490	梁主筋	524	700	0.30	19.6
	D22	SD345	柱主筋	401	576	0.23	18.5
	D10	SD295A	補強筋	350	497	0.22	17.5
	D10	SPR785	補強筋	829	1027	0.43	19.3
TP-75C	D25	SD490	梁主筋	529	708	0.28	19.7
TP-75E	D22	SD490	柱主筋	549	726	0.30	19.8
TP-95C	D22	SD390	柱主筋	449	622	0.24	19.6
TP-95E	D10	SD295A	補強筋	359	510	0.26	17.0

表-3 材料試験結果 (コンクリート)

試験体	設計基準強度 N/mm ²	圧縮強度 N/mm ²	ヤング係数 ×10 ⁴ N/mm ²	割裂引張強度 N/mm ²
FT-10PR	45	71.7	3.44	4.5
TP-75C		52.2	3.06	3.7
TP-75E		52.2	3.05	3.1
TP-95C		54.8	3.44	3.5
TP-95E		56.2	3.40	3.2
TL-95E		52.9	3.46	3.7

柱梁曲げ耐力比を梁上端引張時で 1.4 程度、下端引張時で 1.1 程度とした。柱と梁の断面およびスパン、コンクリート強度を共通とした。コンクリート設計基準強度は F_c=45N/mm² とし、柱梁曲げ耐力比は e 関数法を用いた曲げ塑性解析によって精算した曲げ終局曲げモーメントの節点位置における柱および梁の Mu' の比とし、式(3)によって定義した。

$$\text{柱梁曲げ耐力比} = \frac{\text{上柱 } M_{u'} + \text{下柱 } M_{u'}}{\text{梁 } M_{u'}} \quad (3)$$

基準試験体の FT-10PR と同程度の接合部補強量で、梁せいを 750mm とした試験体が 75 シリーズ、950mm とした試験体が 95 シリーズである。試験体名末尾の E は、接合部内 12 組の補強筋を 2 組ずつ均等配筋させた試験体であることを、また、末尾の C は、12 組のうち 4 組を上下の梁主筋寄りに集中配筋させた試験体であることを表わす。また TL-95E は、TP-95E と同一配筋とし、梁主筋を折り曲げ式定着とした試験体である。

3.2 材料特性

鉄筋およびコンクリートの材料試験結果をそれぞれ表-2、表-3 に示す。なお、コンクリートは粗骨材最大径 13mm を用い、打設は縦打ちとした。σ_B は実験時材齢での結果を示した。

3.3 加力方法

加力装置を図-3 に示す。ト形柱梁接合部試験体の上柱、梁反曲点位置をピンローラー支持、下柱反曲点位置をピン支持とした。二本の鉛直ジャッキにより上柱に

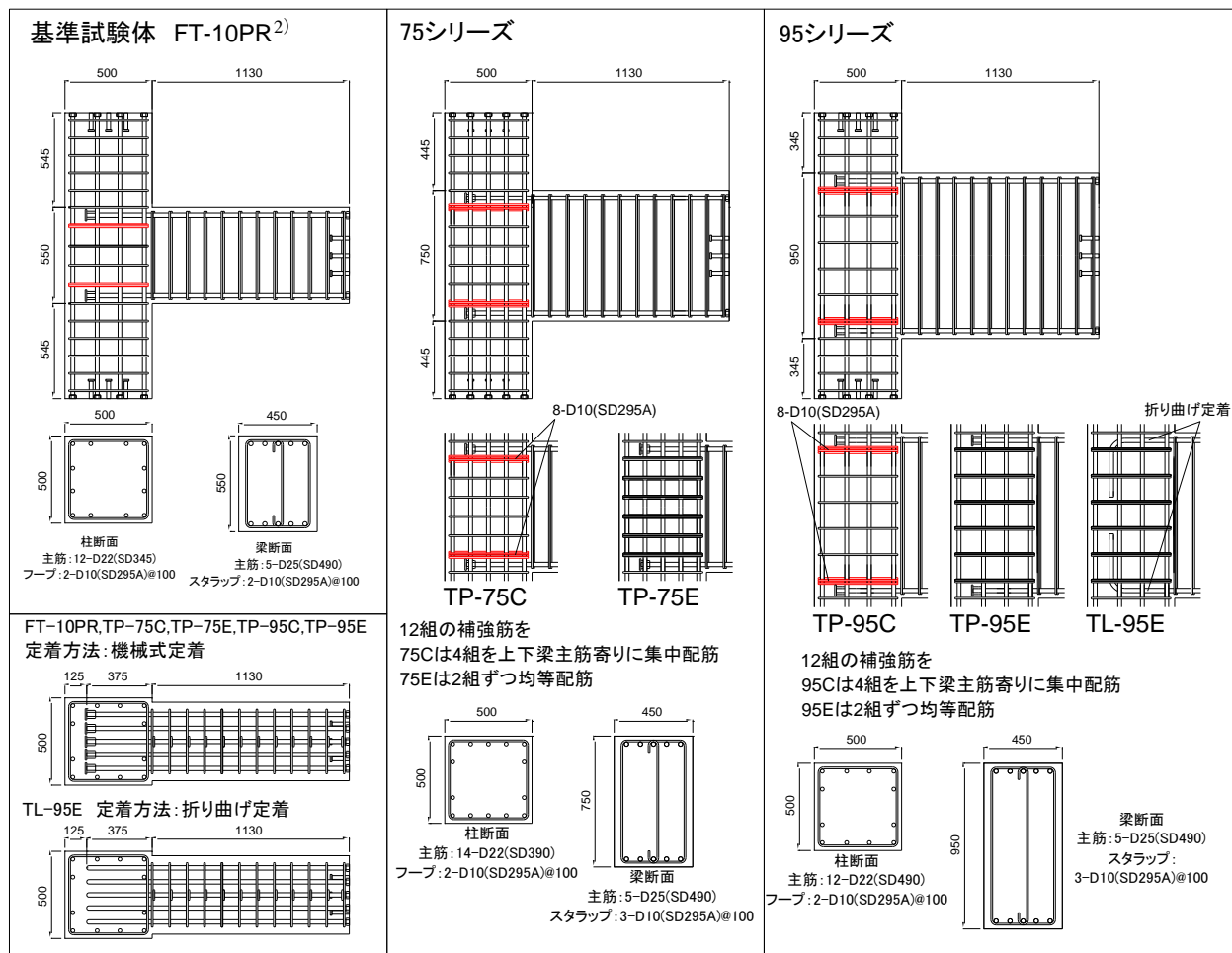


図-2 試験体形状配筋

かかる軸力を 0kN、かつ加力ビームの回転が 0 になるように制御し、1000kN の水平ジャッキにより正負交番繰り返し載荷を行った。上柱と梁が開く方向を正加力、閉じる方向を負加力とした。なお、下柱には梁からのせん断力が変動軸力として生じる。加力履歴は $Q = \pm 50\text{kN}$ 、層間変形角 $R = \pm 1/400\text{rad}$ を 1 サイクル、 $R = \pm 1/200, 1/100, 1/50, 1/33\text{rad}$ を 2 サイクル、 $R = \pm 1/25\text{rad}$ を 1 サイクル加力し、最後に $R = +1/15\text{rad}$ まで載荷した。

4. 実験結果

4.1 破壊性状と荷重変形関係

層せん断力 Q -層間変形角 R 関係を以下に示す。

(1) 75 シリーズ

層せん断力 Q -層間変形角 R 関係を図-4、に、 $R = +1/33\text{rad}$ 時損傷状況を写真-1、に、各耐力を表-4 に示す。基準試験体 FT-10PR を併せて示す。文献²⁾に示す結果概要は次の通りである。すなわち、柱主筋は正負両方向ともに $R = \pm 1/33\text{rad}$ サイクルで降伏した。梁主筋は、正側は $R = +1/50\text{rad}$ サイクル、負側は $R = -1/33\text{rad}$ サイクルで降伏した。正負両方向ともに $R = \pm 1/33\text{rad}$ 1 サイクル目ピーク時に、最大耐力を発揮し、正側で梁曲げ終局時

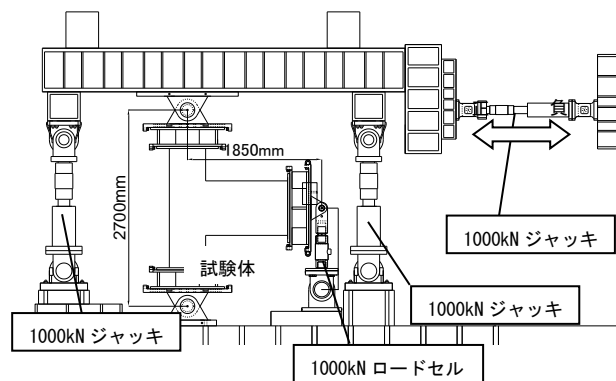


図-3 加力装置

層せん断力計算値の 93%、負側で 79%程の値となった。大変形時には耐力が低下し、 $R = +1/15\text{rad}$ ピーク時の耐力は 190.1kN で最大耐力の 75%程の値となった。接合部入隅部から定着板に向かい、柱背面に抜けるひび割れが開き、除荷後もひび割れは大きく開いたままであった。

TP-75C, TP-75E は正負両方向ともに $R = \pm 1/50\text{rad}$ 1 サイクル中に柱主筋、梁主筋が降伏し、 $R = \pm 1/50\text{rad}$ 1 サイクル目ピーク時に最大耐力を発揮した。いずれの試験体も最大耐力は梁曲げ終局時計算値に達しなかったが TP-75C の最大耐力は梁曲げ終局強度に対して正側で 87%、

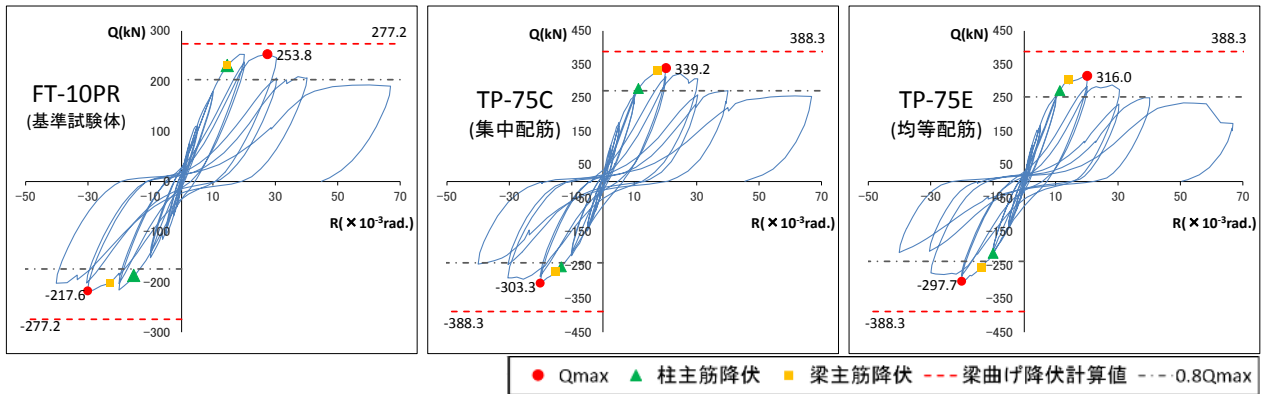


図-4 層せん断力 Q-層間変形角 R 関係 (75 シリーズと基準試験体)

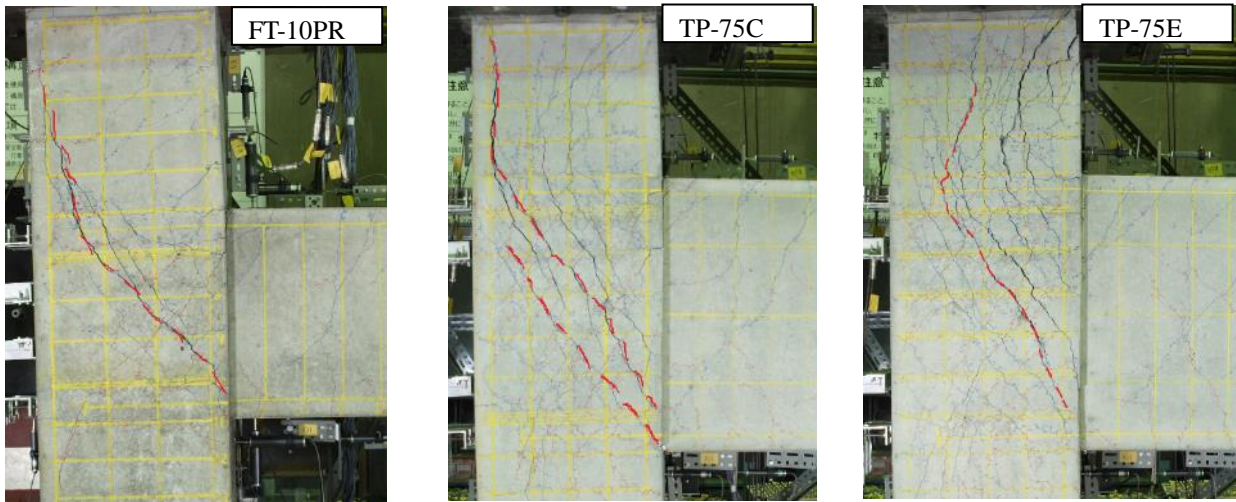


写真-1 R=+1/33rad.ピーク時損傷状況 (75 シリーズと基準試験体)

負側で 78%であったのに対し、TP-75E は正側で 81%，負側で 71%であった。また TP-75C は、大変形時の耐力低下も緩やかで、 $R=+1/15rad.$ まで最大耐力の 80%程度の耐力を維持した。集中配筋による補強効果が確認された。

TP-75C は定着板端部からの斜めひび割れと梁下端入隅から伸びる斜めひび割れが開き、定着板のひび割れが先行して広がり、大変形時には上柱背面に沿うように進展した。破壊は接合部に集中した。TP-75E は定着板端部からの斜めひび割れと梁下端入隅から伸びる斜めひび割れが開き、大変形時には、上柱の範囲に破壊が集中し、かぶりコンクリートが剥離した。両試験体ともに梁は押し切り時まで大きな損傷が見られず、健全な状態であった。

(2) 95 シリーズ

95 シリーズの層せん断力 Q-層間変形角 R 関係を図-5、に、 $R=+1/33rad.$ 時損傷状況を写真-2、に、各耐力を表-5 に示す。TP-95C、TP-95E、TL-95E は正負両方向ともに $R=\pm 1/50rad.$ サイクル中に柱主筋、梁主筋が降伏した。いずれの試験体も $R=\pm 1/50rad.$ 1 サイクル目に最大耐力を發揮した。いずれの試験体も最大耐力は梁曲げ終局時計算値に達しなかったが、TP-95C の最大耐力は梁曲げ

表-4 最大耐力および梁曲げ終局時計算値

正側	梁曲げ終局時計算値 $Q_u(kN)$	最大耐力 $Q_{max}(kN)$	Q_{max}/Q_u	最大耐力時層間変形角 ($\times 10^{-3}rad.$)
FT-10PR	277.2	253.8	0.92	33.0
TP-75C	388.3	339.2	0.87	20.2
TP-75E	388.3	316.0	0.81	20.1

負側	梁曲げ終局時計算値 $Q_u(kN)$	最大耐力 $Q_{max}(kN)$	Q_{max}/Q_u	最大耐力時層間変形角 ($\times 10^{-3}rad.$)
FT-10PR	-277.2	-217.6	0.78	-33.0
TP-75C	-388.3	-303.3	0.78	-20.2
TP-75E	-388.3	-297.7	0.77	-20.1

※ Q_u, Q_{max} は層せん断力で表示している

終局強度に対して正側で 83%，負側で 74%であったのに対し、TP-95E は正側で 69%，負側で 70%であり、75 シリーズ同様に集中補強筋による補強効果が確認された。TL-95E の最大耐力は梁曲げ終局強度に対して正側で 75%，負側で 65%であった。また、大変形時の耐力低下が緩やかで、加力終了まで最大耐力の 80%程度の耐力を維持した。

TP-95C は定着板端部からの斜めひび割れが発生し、その後、斜め 45° 方向に進展した。大変形時には、上柱に

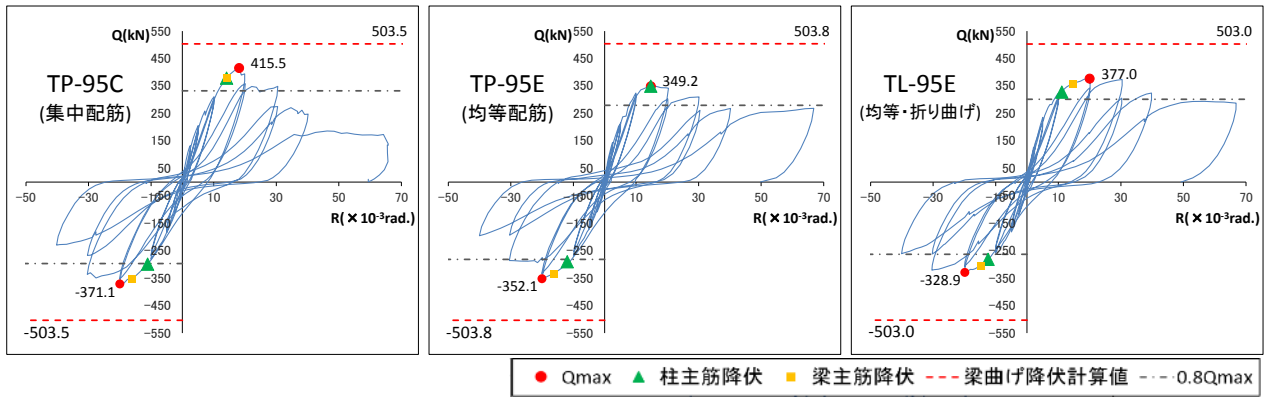


図-5 層せん断力 Q—層間変形角 R 関係 (95 シリーズ)

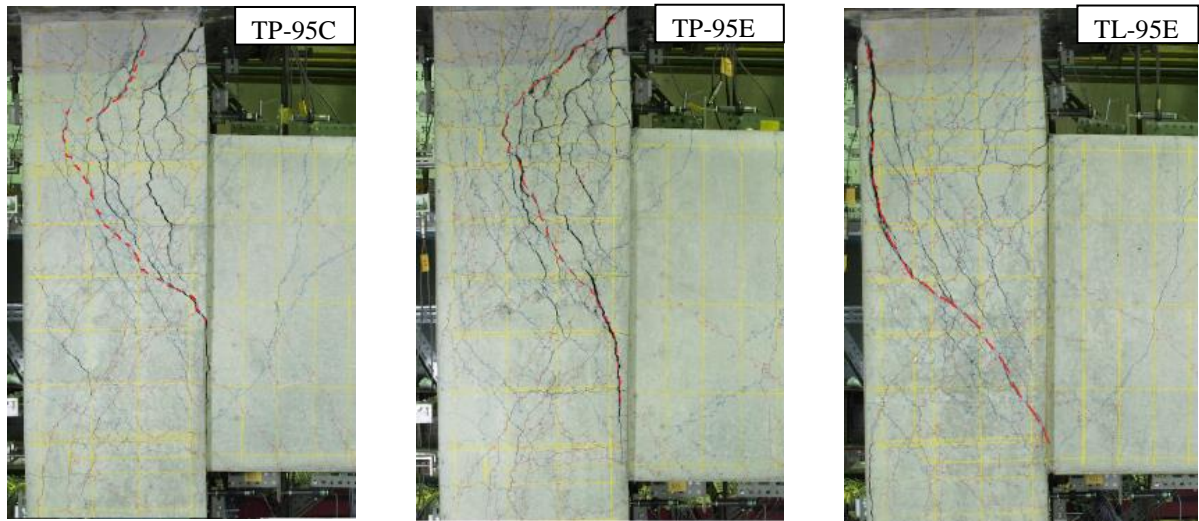


写真-2 R=+1/33rad.ピーク時損傷状況 (95 シリーズ)

斜めひび割れが発生した。TP-95E も定着板端部からの斜めひび割れが発生し、上柱に損傷が集中した点は TP-95C 同様であったが、損傷の程度が激しく、かぶりコンクリートの剥落が顕著に見られた。押し切り時には梁主筋が抜け出し、梁危険断面が大きく開いた。TL-95E は 接合部対角方向に伸びる斜めひび割れが発生し、上柱背面に沿うように進展した。押し切り時には、接合部を交差する斜めひび割れが大きく開いた。機械式定着の試験体と比較して接合部背面の損傷が大きかった。TP-95C, TP-95E, TL-95E とともに梁は押し切り時まで大きな損傷が見られず、健全な状態であった。

4.2 集中補強とアスペクト比

FT-10PR, TP-75C, TP-95C の荷重—層間変形角関係を比較して図-7 に示す。ここで、荷重は梁曲げ終局時層せん断力計算値で基準化した (Q_{exp}/Q_u)。いずれも接合部補強量を 0.4 程度とし、梁主筋寄りに集中配筋を行った試験体である。正負両方向ともに、アスペクト比の大きい試験体ほど、 Q_{exp}/Q_u は小さくなり、大変形時の耐力低下も顕著に表れた。

表-5 最大耐力および梁曲げ終局時計算値

正側	梁曲げ終局時計算値 Q_u (kN)	最大耐力 Q_{max} (kN)	Q_{max}/Q_u	最大耐力時層間変形角 ($\times 10^{-3}$ rad.)
TP-95C	503.5	415.5	0.83	18.1
TP-95E	503.8	349.2	0.69	14.7
TL-95E	503.0	377.0	0.75	20.0

負側	梁曲げ終局時計算値 Q_u (kN)	最大耐力 Q_{max} (kN)	Q_{max}/Q_u	最大耐力時層間変形角 ($\times 10^{-3}$ rad.)
TP-95C	-503.5	-371.1	0.74	-20.1
TP-95E	-503.8	-352.1	0.70	-20.1
TL-95E	-503.0	-328.9	0.65	-19.9

※ Q_u, Q_{max} は層せん断力で表示している

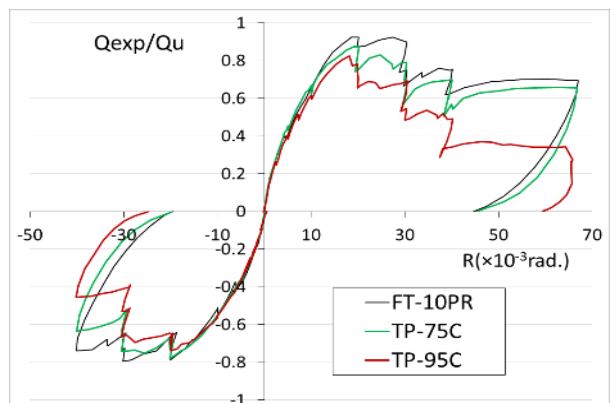


図-7 接合部集中補強試験体の包絡線比較

4.3 定着部の破壊性状

TP-75E, TP-95C, TP-95E は定着長さを部材せいの 3/4 以上としているが、定着部の破壊が顕著であった。特に TP-95E は、正側加力時に主筋の降伏が確認されておらず、掻き出し破壊が先行したと考えられることから、定着性能について検討を行う。ここでは文献⁵⁾の式(3)より定着鉄筋群としての掻き出し破壊耐力を算定し、梁全主筋降伏耐力に対する余裕度を求めた。

$$T = k_n \times (T_c + T_w) \quad (3)$$

$$\text{ただし } T_c = \frac{2 \cdot l_{dh} \cdot b_e \cdot \sqrt{l_{dh}^2 + j^2}}{j} \cdot 0.313 \sqrt{\sigma_B}$$

$$T_w = 0.7 \cdot A_w \cdot \sigma_{wy}$$

ここで、

j : 梁の応力中心間距離 b_e : 柱有効幅(= $b + C_{e1} + C_{e2}$)
 b : 左右最外縁梁主筋幅, C_{e1} , C_{e2} : 左右最外縁梁主筋幅に対する柱側面かぶり厚さ, A_w : 梁定着筋列より柱上下方向にそれぞれ l_{dh} の範囲, および柱の有効幅 b_e の範囲内に配筋された横補強筋の全断面積, k_n : 柱軸力の圧縮応力度 σ_0 の効果を表す係数 ($k_n = 1 + \sigma_0 / \sigma_B$), σ_{wy} : 補強筋降伏強度, l_{dh} : 定着投影長さ

試験体破壊状況と定着余裕度を表-6 に示す。

各試験体とも耐力余裕度は 1 をやや下回る結果となり、複合的な破壊が生じたといえる。特に、アスペクト比が大きい TP-95C, TP-95E の耐力余裕度は小さく、掻き出し破壊とみられる定着部の破壊が顕著であった状況とよりよく対応している。また、集中配筋の TP-75C と均等配筋の TP-75E, および定着方法が異なる TP-95E と TL-95E とでは破壊形式が異なっており、詳細な要因分析が必要であろう。

5. まとめ

柱梁接合部降伏が生じる可能性のあるト形部分架構の静的載荷実験の結果、以下の知見を得た。

- (1) 接合部補強量が同程度で、アスペクト比が大きい試験体ほど梁曲げ終局時耐力に対する最大耐力の割合が小さくなった。
- (2) 等しい接合部補強量の均等配筋試験体に比べ、補強筋を集中配筋させた試験体は、掻き出し破壊を防止し、最大耐力が大きくなった。集中配筋による掻き出し破壊耐力に対する補強効果が確認できた。
- (3) アスペクト比が大きい試験体の場合、定着部の破壊が先行し、掻き出し破壊と見られる破壊が生じた。

表-6 試験体破壊状況と定着余裕度

	FT-10PR	TP-75C	TP-75E	TP-95C	TP-95E	TL-95E
試験体破壊状況	接合部破壊	接合部破壊	掻き出し破壊	掻き出し破壊	掻き出し破壊	接合部破壊
梁上端筋主筋降伏	降伏				降伏せず	降伏
引張主筋降伏耐力 (kN)	1327.2	1340.4				
掻き出し破壊により算定する定着耐力 (kN)	1563.7	1316.8	1317.5	1286.1	1298.4	1171.6
耐力余裕度	1.18	0.98	0.98	0.96	0.97	0.87

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の研究プロジェクトの一環として行われたものである。委員長の前田匡樹東北大学教授をはじめ、材料供給をいただいた東京鐵鋼株式会社、朝日工業株式会社、関係各位に深く感謝の意を申し上げます。

参考文献

- 1) 塩原等, 楠原文雄, ほか: 鉄筋コンクリート造外部柱梁接合部の耐震性能におよぼす設計因子の影響に関する実験, その 1~5, 日本建築学会大会学術講演梗概集, C-2 分冊, pp.391-400, 2010.9
- 2) 中西崇, 山口拓海, ほか: 柱梁接合部降伏が生じる可能性のある機械式定着工法を用いた RC ト形柱梁接合部に関する実験的研究, その 1~3, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.199-204, 2015.9
- 3) 山口拓海, 田才晃, 杉本訓祥, 山本晃太郎: 機械式定着工法を用いた RC 造ト形柱梁接合部の構造性能に集中補強筋および直交梁が及ぼす効果に関する実験的研究, コンクリート工学年次論文集, vol.39, No.2, pp.193-198, 2017
- 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 (案)・同解説, 日本建築学会, 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設計指針・同解説, 日本建築学会, 1999.8
- 6) 東京鐵鋼株式会社: 日本建築センター一般評定 BCJ 評定-RC0152-04 プレートナット工法設計施工指針, 2009.6