

論文

[2049] モルタル充填式スリーブ継手を用いたPCa部材の耐震性能に関する研究

小澤 健一^{*1}・楨谷 栄次^{*2}・高実子 光^{*3}・小曾根茂雄^{*4}

1. はじめに

モルタル充填式スリーブ継手は、従来のガセットタイプのドライジョイントに比して、部材脚部の曲げ耐力を増大させることのできる利点と合理的工・構法が注目され、RC部材のプレキャスト化に大きく貢献してきた。本論文は、新しく開発されたモルタル充填式スリーブ継手を柱及び梁タイプのPCa部材の端部に適用し、その耐震性能を調べると共に、RC部材との比較より、スリーブ継手によって緊結された鉄筋の一体性を検証した。また、諸耐力の実験結果に対する適合性も検討した。以下に、その研究結果を報告する。

2. 実験概要

2.1 試験体

試験体を図-1に示す。従来のスリーブ継手より短い新モルタル充填式スリーブ継手を表-1に示すようにPCa部材に適用し、軸力ありの試験体を3体、軸力なしの試験体を2体、合計5体作成した。うち2体はPCa部材と比較するための継手のないRC部材である。試験体に使用したコンクリート及び鉄筋の材料性状をそれぞれ表-2及び表-3に示す。また、今回使用したスリーブ継手を図-2に示し、スリーブ継手によって緊結された鉄筋(D19)の塑性域繰り返し引張試験結果を図-3に示す。スリーブ継手の供試体の製作に当たっては、グラウト方式にて18kgf-mトルク導入後、グラウト充填後材令28日で継手性能試験を実施した。これより、鉄筋はスリーブより引き

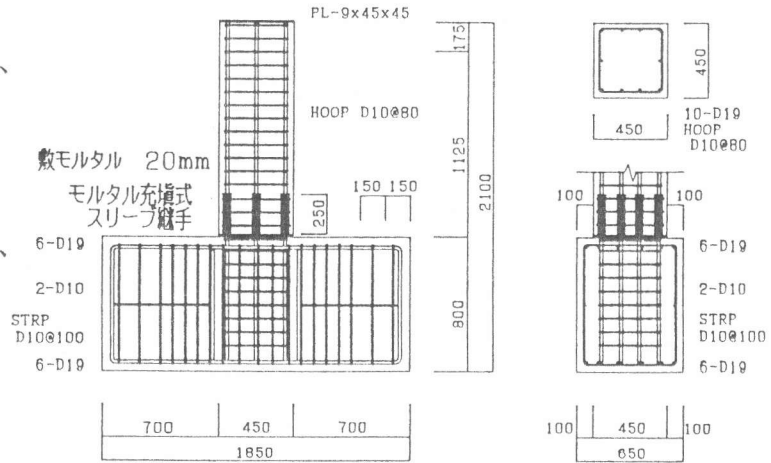


図-1 試験体配筋図

表-1 試験体概要一覧

試験体 No.	継手有無	軸力有無	Pt (%)	引張鉄筋本数・径	Pw (%)	HOOP筋径・ピッチ	コア率 (%)
RCN-01	無	有	0.57	4-D19	0.40	D10@80	59
PCN-02	有					D10@50	62
PCN-03	有					D10@50	62
RC-04	無	無				D10@80	59
PC-05	有					D10@80	62

表-2 材料試験結果

(単位: kg/cm²)

試験体 No.	コンクリート			敷モルタル		注入グラウト
	圧縮強度	引張強度	ヤング係数 (×10 ⁵)	圧縮強度	引張強度	圧縮強度
RCN-01	308	29	2.16	--	--	--
PCN-02	313	28	2.80	853	63	965
PCN-03	308	31	2.65	853	63	965
RC-04	280	31	2.43	--	--	--
PC-05	254	27	1.90	853	63	965

表-3 鉄筋の引張強度特性

種類	呼び強度	降伏点強度 kg/cm ²	引張強度 kg/cm ²	ヤング係数 ×10 ⁶ kg/cm ²	伸び率 (%)
D10	SD295	3724	5200	1.84	16.22
D19	SD345	3864	5328	1.74	19.58

*1 大成建設(株)(正会員)

*3 関東学院大学大学院(正会員)

*2 関東学院大学教授 工学部建築学科、工博(正会員) *4 東京鉄鋼(株) 技術開発センター(正会員)

3. 実験結果及び考察

3.1 破壊性状

各試験体の最終破壊性状を図-7に示す。

柱タイプについては、3体とも主筋降伏後、柱脚部コンクリート、または柱脚部モルタルの圧壊が発生し、その後耐力の増加はみられなかった。梁タイプにおいては、梁端部引張側コンクリートの圧壊が発生したが、耐力の低下はみられなかった。

破壊形式として、破壊性状からはRCN-01、PCN-02は付着割裂破壊、PCN-03、RC-04、PC-05は曲げ破壊であると思われたが、その後の検証から、全ての試験体において曲げ降伏破壊であったと思われる。P C a部材は、R C部材と比べてひび割れ本数が少なかった。

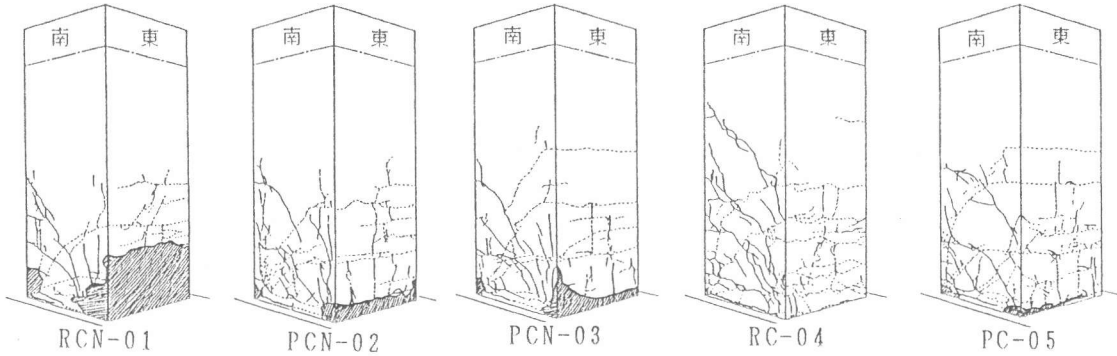
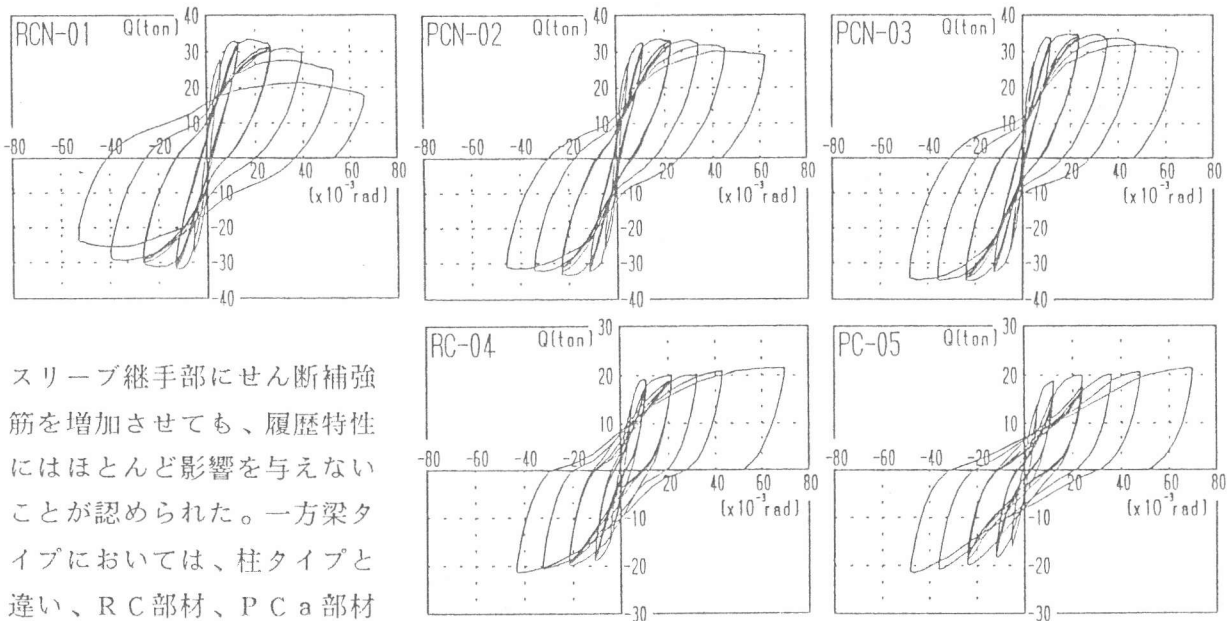


図-7 最終破壊性状

3.2 荷重-変形履歴曲線

実験より得られた荷重-部材角に関する履歴曲線を、全ての試験体について図-8に示す。

柱タイプにおいて、R C部材に比べてP C a部材の方が同じ荷重での変形が大きいが、これは柱脚のすべりによるものと思われる。最大荷重以降、P C a部材は荷重の劣化が少ないが、R C部材はかぶりコンクリートの剝離が著しく生じたため、荷重劣化が大きいことがわかる。また、



スリーブ継手部にせん断補強筋を増加させても、履歴特性にはほとんど影響を与えないことが認められた。一方梁タイプにおいては、柱タイプと違い、R C部材、P C a部材ともに荷重低下はみられない。それぞれの試験体の最大荷重

図-8 荷重-部材角曲線

とその時の変位を比較すると、正サイクルは荷重、変形ともにほとんど変わらないといってよい。しかし負サイクルは最大荷重は変わらないが、P C a 部材の方が変形は大きく発現している。以上より P C a 部材は、柱および梁タイプとを比較して、R C 部材と最大荷重において同等な機能を有し、スリーブ継手も終局時まで鉄筋の一体性を保持していることが確認された。なお軸力ありの試験体の荷重-部材角曲線については、付加モーメントを考慮しておらず、部材角 60×10^{-3} rad 時の付加荷重は、約 5.4 t となる。

3.3 試験体の変形特性

部材脚部において計測されたすべり変位量の頂部水平変位に対する比と、部材角との関係を図-9に示す。柱タイプ部材の全体変形に対する柱脚のすべりの割合を比較すると、R C 部材は、部材角が 10×10^{-3} rad 以降、すべり

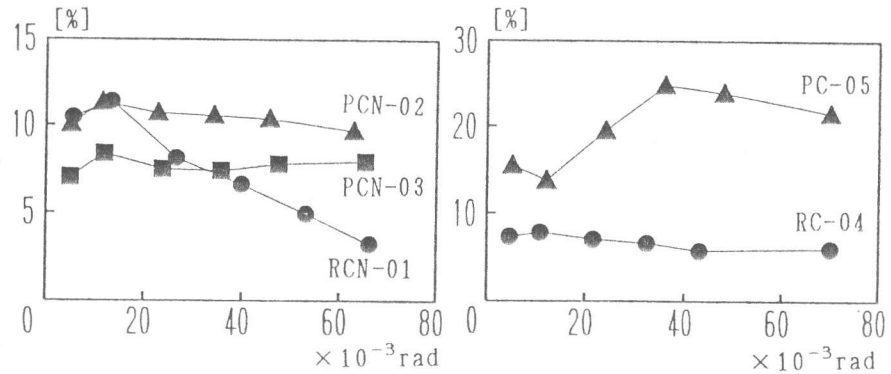


図-9 部材角とすべり変形量比の関係

変形量比は 12~3% に減少するが、P C a 部材の場合のすべり変形量比は、部材角に関係なく PCN-02 が 10%、PCN-03 が 8% のほぼ一定値を示し、スリーブ継手部にせん断補強筋を増加させると、すべり変形量が若干減少することが認められる。一方、梁タイプ部材の場合、R C 部材のすべり変形量比は、部材角に関係なく概ね 7% であるが、P C a 部材のすべり変形量比が、部材角 40×10^{-3} rad で 25% の最大値を示している。両部材タイプの比較から、柱タイプは、軸方向力による摩擦効果によって、すべり変形量比が小さくなることが認められる。また、図-10 に PCN-03 試験体の全体変形に対する変形成分の割合を示す。この図からもわかるように、変形成分の約 50% 以上が目開きによる回転変形によって占められている事がわかる。他の試験体については、多少、PCN-03 よりもせん断変形の割合が高くなるが、回転変形が約 30~50% を占めている。

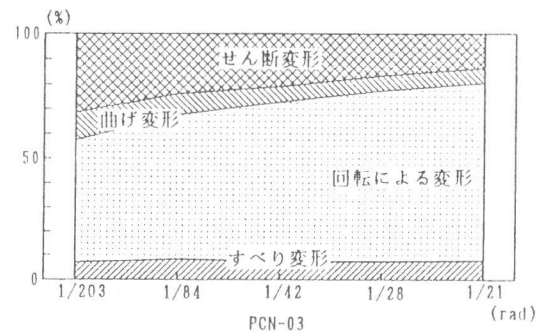


図-10 全体変形に対する変形要素

3.4 エネルギー吸収能力

荷重-部材角に関する履歴曲線から得られた、各サイクル毎のエネルギーを累加した値(累積エネルギー)と部材角の関係を、柱タイプと梁タイプに分けて図-

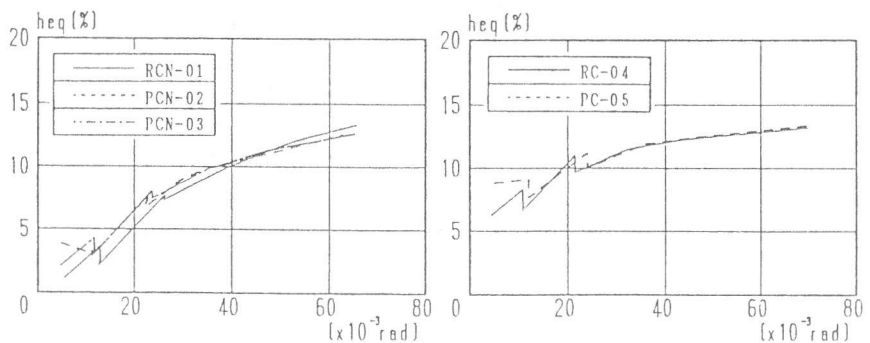


図-11 部材角と累積エネルギーの関係

11に示す。柱タイプの場合、RC部材とPCa部材を比べると、RC部材の柱脚部コンクリートが圧壊したことによるエネルギー吸収能力の低下や、PCa部材の敷モルタルによるエネルギー吸収能力の増加により、PCa部材のほうが吸収エネルギーは大きく現れている。またPCa部材PCN-02と、PCN-03を比べると、後者は前者に比して、エネルギー吸収能力が若干大きく発現していることが認められる。一方、梁タイプの場合、RC部材とPCa部材のエネルギー吸収能力の差はほとんど認められない。

3.5 等価粘性減衰定数

履歴曲線から得られた、等価粘性減衰定数と部材角の関係を図-12に示す。柱タイプ、梁タイプともに、最大荷重時で、 $heq=10\sim 15\%$ に存在し、最終的には、RC部材とPCa部材の差はほとんどみられなかった。また、約 $25(\times 10^{-3})rad$ 以降、変位が増加して、復元力はあまり向上しないことが認められる。

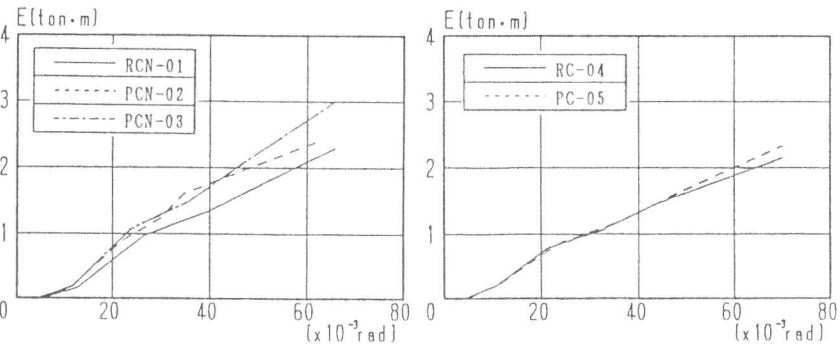


図-12 部材角と等価粘性減衰定数の関係

4. 実験結果に対する諸耐力の対応

計算値と実験値の比較一覧を表-4に示す。柱部材の諸耐力に関して実験値と計算値の比較をみると、曲げ終局耐力 cQ_{mu1} は、実験値が計算値より14~18%大きくなっているが、中間主筋を考慮した曲げ終局耐力 cQ_{mu2} では、計算値は実験値によく近似している。また、荒川mean式、学会提案式A法、広沢式のせん断終局耐力、そして付着割裂耐力では、最大荷重が計算値より小さく発現している。梁部材の諸耐力に関して実験値と計算値の比較をみると、曲げ終局耐力は、計算値が実験値を約50%過小評価しているが、中間主筋を考慮した曲げ終局耐力では、計算値が実験値より未だ約20%過小評価している結果となっている。また、荒川mean式、学会提案式A法、広沢式のせん断終局耐力、そして付着割裂耐力では、柱部材同様、最大荷重が計算値より小さく発現している。以上より、柱および梁部材とも曲げ破壊をしたことを示している。

表-4 諸耐力算定値と実験値の比較

(単位: tonf)

試験体 No.	実験値		計算値											
	降伏荷重 eQ_y	最大荷重 eQ_u	曲げ終局耐力 cQ_{mu1}		曲げ終局耐力 cQ_{mu2}		荒川mean式 cQ_{su}		学会提案式A法 cQ_{suA}		広沢式 cQ_{suH}		付着割裂耐力 cQ_{buK}	
			実	計	実	計	実	計	実	計	実	計	実	計
RCN-01	30.03	33.60	29.47	1.14	33.02	1.02	39.02	0.86	65.17	0.52	41.15	0.82	56.97	0.59
PCN-02	29.43	33.55	29.51	1.14	33.06	1.01	39.18	0.86	65.13	0.52	41.33	0.81	57.09	0.59
PCN-03	28.48	34.80	29.47	1.18	33.02	1.05	43.36	0.80	84.85	0.41	45.50	0.76	62.65	0.56
RC-04	14.22	21.60	14.20	1.52	17.74	1.22	31.19	0.69	62.61	0.34	33.20	0.65	53.24	0.41
PC-05	15.67	21.54	14.20	1.52	17.74	1.21	30.35	0.71	60.57	0.36	32.26	0.67	50.04	0.43

1) 曲げ終局耐力 (No.1)	cQ_{mu1} (tonf)	$cQ_{mu1} = cMu1/h$ $cMu1 = 0.8 \cdot a_{t} \cdot \sigma_{y} \cdot D + 0.5N \cdot D (1-N/b \cdot D \cdot Fc)$
2) 曲げ終局耐力 (No.2)	cQ_{mu2} (tonf)	$cQ_{mu2} = cMu2/h$ $cMu2 = 0.8 \cdot a_{t} \cdot \sigma_{y} \cdot D + 0.4 a_{tm} \cdot \sigma_{my} \cdot D + 0.5N \cdot D (1-N/b \cdot D \cdot Fc)$
3) 荒川mean式	cQ_{su} (tonf)	$cQ_{su} = [\{ 0.668P_t^{0.23} (Fc+180) \} / \{ M / (Q \cdot d) + 0.12 \} + 2.7 \sqrt{P_w \cdot \sigma_{wy} + 0.1 \sigma_o}] \cdot b \cdot j$
4) 学会提案式A法	cQ_{suA} (tonf)	$cQ_{suA} = b \cdot j_t \cdot P_w \cdot \sigma_{wy} \cdot \cot \phi + \tan \theta (1-\beta) \cdot b \cdot D \cdot \nu \cdot Fc / 2$ $\tan \theta = \sqrt{(L/D)^2 + 1} - L/D$ $\beta = \{ (1 + \cot^2 \phi) P_w \cdot \sigma_{wy} \} / (\nu \cdot Fc)$ ただし $\sigma_{wy} > 25 \cdot Fc$ の時、 $\sigma_{wy} = 25 \cdot Fc$ $P_w \cdot \sigma_{wy} \geq \nu \cdot Fc / 2$ の時、 $P_w \cdot \sigma_{wy} = \nu \cdot Fc / 2$ とする。 $\cot \phi$ は、次式による値のうちの最小のものとする。 $\cot \phi = 2.0$ $\cot \phi = j_t / (D \cdot \tan \theta)$ $\cot \phi = \sqrt{\nu \cdot Fc / (P_w \cdot \sigma_{wy} - 1.0)}$
5) 広沢式	cQ_{sc} (tonf)	$cQ_{sc} = b \cdot j \{ ku \cdot kp \cdot 0.115 (Fc+180) / (h/d) + 0.12 + 2.7 \sqrt{P_w \cdot \sigma_{wy} + 0.1 \sigma_o} \}$
6) 付着割裂耐力	cQ_{buK} (tonf)	$cQ_{buK} = j_t \cdot \tau_b \cdot \Sigma \phi + K1 (1-K2) \cdot b \cdot D \cdot \nu \cdot Fc$ $K1 = \{ \sqrt{(L/D)^2 + 1} - L/D \} / 2$ $K2 = (2 \tau_b \cdot \Sigma \phi) / (b \cdot \nu \cdot Fc)$
【記号】		
a_t : 引張鉄筋の断面積の和 (cm^2)、 σ_y : 引張鉄筋の降伏応力度 (kgf/cm^2)		
a_{tm} : 中間主筋断面積の和 (cm^2)、 σ_{my} : 中間主筋の降伏応力度 (kgf/cm^2)		
P_t : 引張鉄筋比、 P_w : 帯筋比、 σ_{wy} : 帯筋の降伏応力度 (kgf/cm^2)		
j : 応力中心間距離 (= $7d/8$) (cm)、 j_t : 主筋中心間距離 ($g1 \cdot D$ を用いた) (cm)		
ϕ : トラス機構のコンクリート圧縮束の角度、 ν : コンクリート圧縮束の有効係数 (= $0.7 - Fc/2000$)		
ku : 断面寸法による補正係数、 kp : 引張鉄筋による補正係数		
τ_b : 森田・藤井式による付着割裂強度 (tonf)、 $\Sigma \phi$: 引張鉄筋の周長の和 (cm)		

5. まとめ

モルタル充填式スリーブ継手を有するP C a部材の曲げせん断実験および理論解析から、次の事柄が示唆される。

- (1) モルタル充填式スリーブ継手によって緊結された鉄筋の引張特性は、塑性域における繰り返し加力を受けても、スリーブ継手部から引き抜けず、母材破断を生じた。
- (2) 最大荷重以降の劣化は、P C a部材よりR C部材の劣化が著しいことが認められた。
- (3) P C a部材の等価粘性減衰定数は、最大荷重時で、 $heq = 10 \sim 15\%$ の間に存在する。
- (4) 水平変位に対してのP C a脚部のすべり変形量は、最大荷重時で、梁タイプ約20~25%、柱タイプ約8~10%であった。
- (5) 最大荷重については、P C a部材とR C部材にほとんど差はみられなかった。
- (6) スリーブ継手部にせん断補強筋を増加することは、すべり変形量比の減少及びエネルギー吸収能力の向上に寄与する。

参考文献

- <1> 榎谷栄次、望月 重、松崎育弘、小椋克也：
ネジスリーブ継手を有するプレキャスト部材の力学的挙動に関する研究、コンクリート工学年次論文報告集第13巻2号 1991年6月
- <2> 小椋克也、榎谷栄次、望月 重、松崎育弘：
機械式鉄筋継手を有するP C a壁の力学的挙動に関する研究、コンクリート工学年次論文報告集第14巻第2号 1992年6月