

論文 ヒンジリロケーション RC 壁床架構の構造性能

山元 雄亮^{*1}・永井 寛^{*2}・丸田 誠^{*3}

要旨：室内空間に柱形や梁形のない居住空間を実現できる RC 壁床架構は、通常の柱梁架構に比べ接合部が小さく、損傷が大きいことや、梁に比べスラブせいが小さいため保有耐力が小さくなることが指摘されている。そこで、筆者らは、接合部の損傷を低減するため、接合部コンクリートの高強度化と同時にスラブの降伏位置を接合部から離す概念（ヒンジリロケーション）を適用し保有耐力の向上を意図した RC 壁床架構の配筋方法を考案し構造実験を実施した。その結果、提案架構はヒンジリロケーションを実現したスラブの曲げ破壊となり、接合部の損傷が少なく、従来より大きな保有耐力を確保できる RC 壁床架構を実現した。

キーワード：RC 壁床構造, ヒンジリロケーション, U 字重ね継手, U 字定着

1. はじめに

中低層集合住宅を中心に、室内空間に柱形や梁形のない快適な居住空間を実現できる RC 壁床架構を採用する例が増えている。この RC 壁床架構は、ラーメン架構の柱梁接合部と比較すると接合部が小さいため、接合部のせん断耐力や接合部内のスラブ主筋付着耐力等の構造性能を把握する必要がある。そこで、足立ら¹⁾は壁及びスラブの主筋に沿わせて接合部補強筋を配した RC 壁床架構の構造実験を行い、接合部への損傷集中による架構性能の低下に対し、接合部補強筋により架構性能の低下を緩和できることを示している。ただし、この接合部補強筋を用いた RC 壁床架構は、接合部の配筋が過密となり、配筋精度や施工性に課題を有しており、PCa 化による施工の合理化を行う必要がある。

そこで、筆者らは、施工の合理化と接合部の損傷低減を図るため、接合部の高強度 PCa 化を前提としたヒンジリロケーション（スラブの降伏位置を接合部から離す概念）を適用し層せん断力の向上を意図した RC 壁床架構の配筋方法を考案し、構造実験を実施した。

2. 実験概要

2.1 試験体

表-1 に試験体一覧、図-1 に配筋概要、図-2 に形状及び配筋例、表-2 に使用した鋼材材料特性一覧、表-3 に実験時のコンクリート材料特性一覧を示す。試験体は、厚さ 250mm のスラブ及び壁で構成される壁床架構を、幅 600mm に渡って切り出した実大相当の部分架構試験体 3 体（PP1～PP3）である。コンクリートは、実施工を勘案し、PCa 接合部（Fc60）を模擬して打設後、スラブ及び壁（Fc30）を打設した。実験因子は、配筋方法とした。どの配筋方法もスラブの曲げ強度を接合部から一定区間高くし、ヒンジリロケーションを意図している。PP1（通し配筋）は、スラブ主筋を通し配筋とし、接合部の主筋量を 2 倍にするため、長方形の主筋を配した。PP2（U 字重ね継手）は、スラブ主筋を重ね継手する配筋とし、接合部側のスラブ主筋量はスラブ内の 2 倍とした。PP3（U 字定着）は、スラブ主筋の U 字定着位置を隣接するスラブ内まで延長して配筋し、接合部から一定区間の接合部側主筋量を 2 倍とした。降伏位置（以降、想定降伏位置）は、接合部側のスラブ主筋の曲げ加

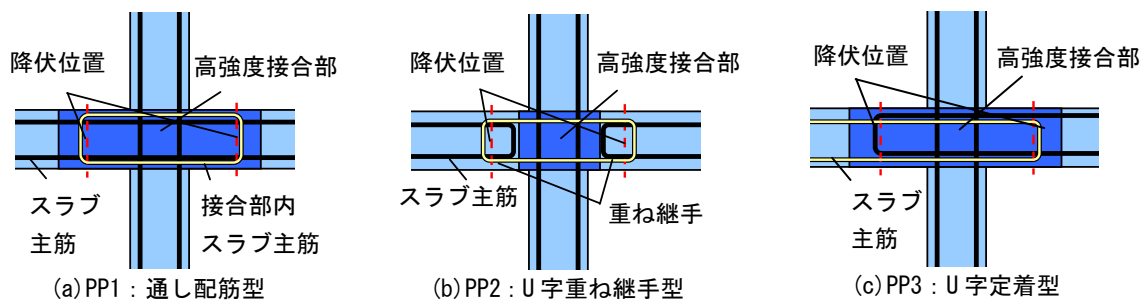
表-1 試験体一覧

試験体名	コンクリート強度 (N/mm ²)	スラブ				壁			接合部	
		断面寸法 [せん断スパン] (mm)	主筋		配力筋 配筋	断面寸法 [せん断スパン] (mm)	縦筋 配筋 [ρt(%)]	横筋 配筋	スラブ主筋	
			配筋 [ρt(%)]	配筋 方法					形状	配筋
PP1	Fc30: スラブ, 壁 Fc60: 接合部	B600×D250 [1375]	6-D16 SD295A [1.01]	通し配筋	D13@200 SD295A	B600×D250 [1025]	6-D22 SD390 [1.99]	D13@200 SD295A	長方形	D16 @100
PP2				U字重ね 継手						D16 @67
PP3				U字 定着					—	—
一体打ち ¹⁾ 試験体	30	B600×D250 [1200]	6-D16 SD295A [1.01]	通し配筋	D13@200 SD295A	B600×D250 [1000]	6-D19 SD345 [1.47]	D13@200 SD295A	—	—

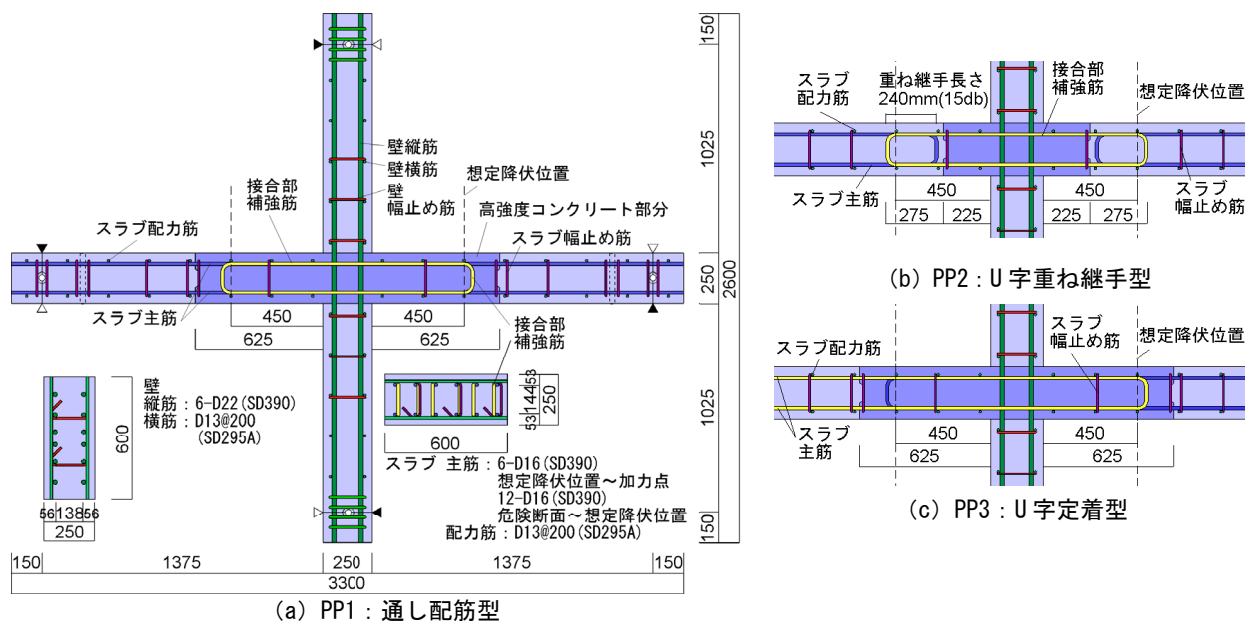
*1 鹿島建設（株） 技術研究所研究員 修士（工学）（正会員）

*2 鹿島建設（株） 技術研究所上席研究員 工修（正会員）

*3 鹿島建設（株） 技術研究所上席研究員 博士（工学）（正会員）



図－１ 配筋方法概要



図－２ 形状及び配筋例

表－３ コンクリートの機械的性質

試験体	設計基準強度	圧縮強度 σ_B (N/mm ²)	ヤング係数 E_c ($\times 10^4$ N/mm ²)	ポアソン比	引張強度 σ_t (N/mm ²)
PP1	Fc60	69.0	3.57	0.229	4.47
	Fc30	32.6	2.74	0.227	3.00
PP2	Fc60	70.8	3.61	0.218	5.23
	Fc30	33.3	2.79	0.204	3.17
PP3	Fc60	71.4	3.69	0.227	4.35
	Fc30	33.8	2.80	0.223	3.07

表－２ 鋼材の機械的性質

鋼種	材質	降伏応力 σ_y (N/mm ²)	引張強さ σ_{tu} (N/mm ²)	ヤング係数 E_s ($\times 10^5$ N/mm ²)	用途
		σ_y	σ_{tu}	E_s	
D10	SD295	368.2	497.7	1.855	幅止め筋
D13	SD295	383.9	565.5	1.887	スラブ配力筋 壁横筋
D16	SD295	361.1	537.3	1.874	スラブ主筋 接合部補強筋
D22	SD390	444.7	626.6	1.962	壁縦筋

工開始位置とし、本試験体ではスラブ付根から 450mm と設定した。なお、接合部に横補強筋は設けていない。また全試験体とも、スラブの想定降伏位置の曲げ降伏が先行するように、スラブの想定降伏位置の曲げ強度(RC 規準曲げ略算式²⁾)に対して、スラブ付根及び柱の曲げ強度(RC 規準曲げ略算式²⁾)は 1.3 倍、接合部せん断強度(靱性指針式³⁾)は 1.2 倍、梁のせん断強度(靱性指針主応力度式³⁾、耐力係数 $\phi=1.0$ を仮定)は 1.6 倍の余裕度を設定した。

2.2 加力方法

加力は、壁上下部をピン・ローラー支持し、壁頭に一定軸力を与えた後、左右両スラブ端部に逆対称せん断力を作用させる方法とした。なお、軸力は、接合部内のスラブ主筋付着耐力が有利とならないよう、軸力比 0.03 と

した。載荷履歴は正負交番繰返し漸増載荷とし、変形角 $R = \delta / L$ (スラブ左右端鉛直変位差 δ 、スラブ左右加力点間距離 L) を制御対象として、 $R = \pm 2.5 \times 10^{-3} \text{rad}$ を 1 サイクル、 $R = \pm 5, 10, 20, 40 \times 10^{-3} \text{rad}$ を各 2 サイクル、最終的に $R = +100 \times 10^{-3} \text{rad}$ まで加力することを目標とした。

3. 実験結果

表－４に実験結果一覧を、図－３に荷重－変形関係を、写真－１に最終破壊状況を示す。なお、図－３には、RC 規準²⁾曲げ強度略算式により算出したヒンジリロケーションを考慮した曲げ終局強度計算値 Q_{mu} を併せ示す。なお、本論文の試験体の他に、比較用の一体打ち試験体として足立らの研究¹⁾の No.1 試験体(以降、一体打ち試験体)の実験結果を併せて示している。

3.1 実験経過

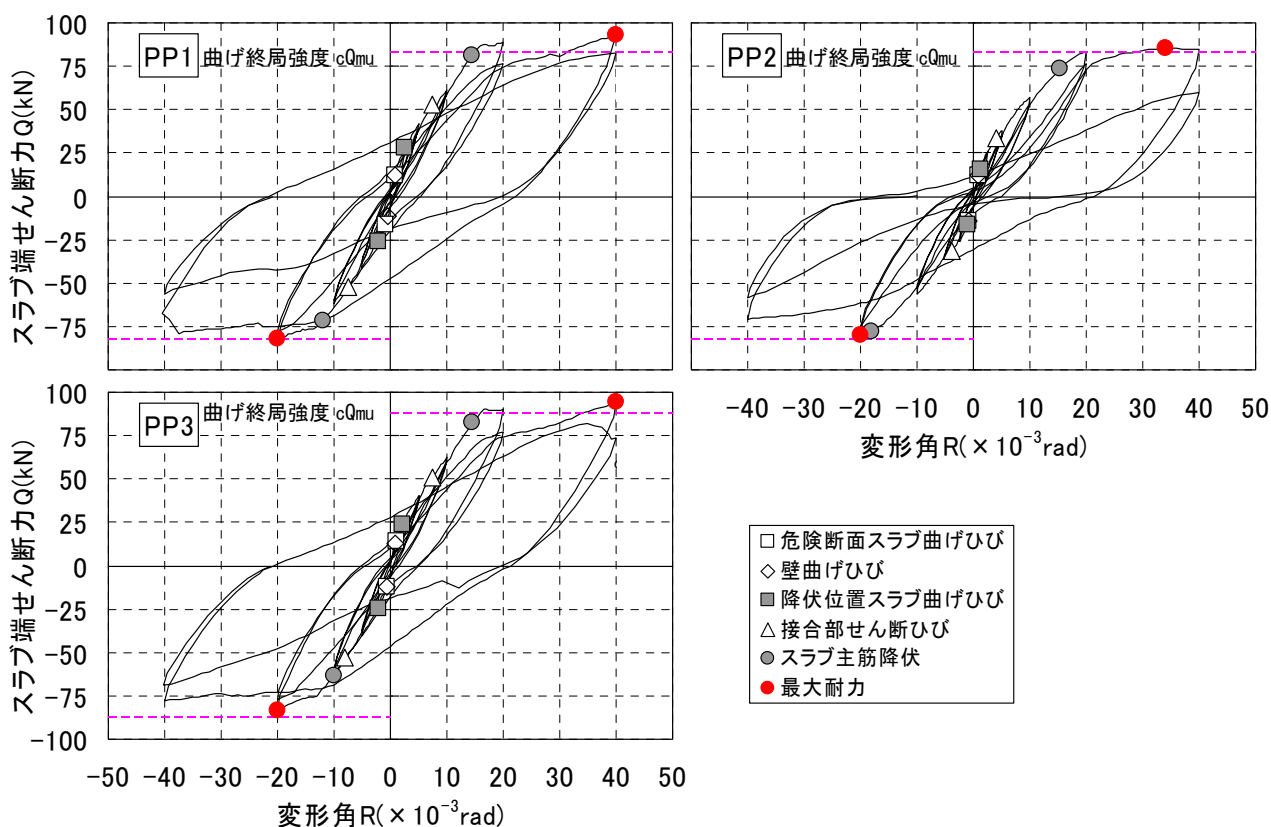
PP1, PP3 試験体は、同様な実験経過を示し、 $R=2.5 \times 10^{-3} \text{rad}$ のサイクルで、スラブ及び壁の付根位置に曲げひび割れがほぼ同時に発生後、想定降伏位置に曲げひび割れが発生した。 $R=10 \times 10^{-3} \text{rad}$ のサイクルで、接合部せん断ひび割れが発生したが、以降、接合部及び壁に新たなひび割れの発生は無かった。 $R=20 \times 10^{-3} \text{rad}$ のピーク付近でスラブ筋が降伏、コッター部と想定降伏位置間に水平方向のひび割れが発生した。これ以降、想定降伏位置の曲げひび割れ及びコッター部周辺に発生した水平方向

のひび割れが主に進展、拡大し、 $R=40 \times 10^{-3} \text{rad}$ 時に最大耐力に至った。

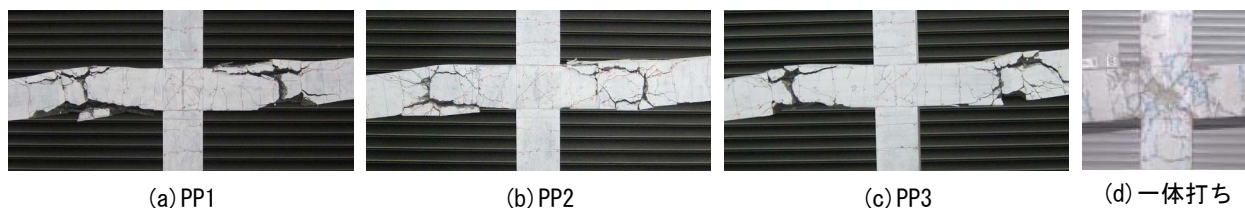
PP2 試験体は、PP1,3 試験体と同様に $R=2.5 \times 10^{-3} \text{rad}$ のサイクルで曲げひび割れが発生した後、 $R=5 \times 10^{-3} \text{rad}$ のサイクルで PP1,3 試験体に比べ早期に接合部せん断ひび割れが発生し、 $R=10 \times 10^{-3} \text{rad}$ のサイクルで重ね継手部に沿ったひび割れ発生した。その影響から、PP2 試験体の履歴ループは、PP1,3 試験体に比べ逆 S 字型のループを示している。その後、 $R=20 \times 10^{-3} \text{rad}$ のピーク付近でスラブ筋が降伏し、以降ひび割れはコッター部や重ね継手部

表－4 実験結果一覧

試験体名	実験値									破壊形式
	スラブ			壁	接合部	スラブ主筋降伏		最大耐力		
	付根位置 曲げひび	降伏位置 曲げひび	コッター部 割裂ひび	曲げひび (打継面)	せん断 ひび					
	eQ_{smc} (kN)	eQ_{smc}' (kN)	eQ_{st} (kN)	eQ_{wmc} (kN)	eQ_{jsc} (kN)	eQ_y (kN)	eR_y ($\times 10^{-3}rad$)	eQ_m (kN)	eR_m ($\times 10^{-3}rad$)	
PP1	12.2	27.7	51.5	12.2	52.7	81.2	14.5	93.2	40.0	スラブ曲げ破壊 (想定降伏位置)
PP2	12.0	15.7	75.7	12.0	33.7	73.4	15.4	85.4	34.0	
PP3	14.2	24.0	84.2	12.5	51.2	82.7	14.6	94.2	40.1	



図－3 荷重－変形関係



写真－1 最終破壊状況

に集中した。また、PP1,3 試験体と同様に $R=40 \times 10^{-3} \text{ rad}$ 時に最大耐力に至った。以上から、全試験体とも、懸念されていた接合部せん断破壊やスラブ主筋の接合部内付着破壊は見られず、想定降伏位置においてスラブ主筋降伏が降伏し、曲げ破壊に至った。

3.2 荷重－変形関係

図－4 に層せん断力－変形角包絡線関係（縦軸は、一体打ち試験体と直接比較を行うために、実験結果を層せん断力 Q に換算）を示す。PP1, PP3 試験体は、最大耐力に至る $R=40 \times 10^{-3} \text{ rad}$ まで同様な荷重－変形関係を示した。PP2 試験体は、PP1,3 試験体に比べ、初期剛性に差は無いものの、接合部のせん断ひび割れ及び継手部に沿ったひび割れの発生した $R=10 \times 10^{-3} \text{ rad}$ から徐々に剛性が低くなり、最大耐力は PP1,3 試験体の 90% 程度であった。

また、PP1～3 試験体は、一体打ち試験体と比較すると初期剛性に差は見られないが、 $R=5 \times 10^{-3} \text{ rad}$ から徐々に剛性に差が現れた。また、降伏後（ $R=20 \times 10^{-3} \text{ rad}$ 以降）の PP1-3 試験体は、一体打ち試験体に比べ 20% 程度高い最大耐力（保有耐力）を示した。

3.3 等価粘性減衰定数

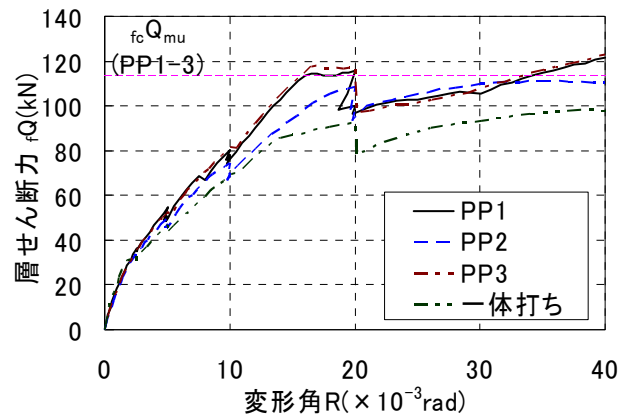
図－5 に等価粘性減衰定数－変形角関係を示す。PP1,3 試験体の等価粘性減衰定数は、 $R=40 \times 10^{-3} \text{ rad}$ まで過渡ループ、定常ループともにほぼ同様な値を示しており、 $R=20 \times 10^{-3} \text{ rad}$ 以降は、一体打ち試験体に比べ、3% 程度高い。これは、一体打ち試験体は損傷が接合部に集中したが、PP1,3 試験体ではその損傷が軽微であったためと考えられる。PP2 試験体の等価粘性減衰定数は、 $R=20 \times 10^{-3} \text{ rad}$ から過渡ループ、定常ループともに PP1, PP3 試験体に比べ低く、一体打ち試験体と同程度であった。これは、一体打ちに比べ接合部の損傷は少なかったが、3.1 節でも示したように、 $R=10 \times 10^{-3} \text{ rad}$ 時に発生した重ね継手部の損傷による影響でエネルギー吸収性能が低くなったと考えられる。

3.4 変形割合の推移

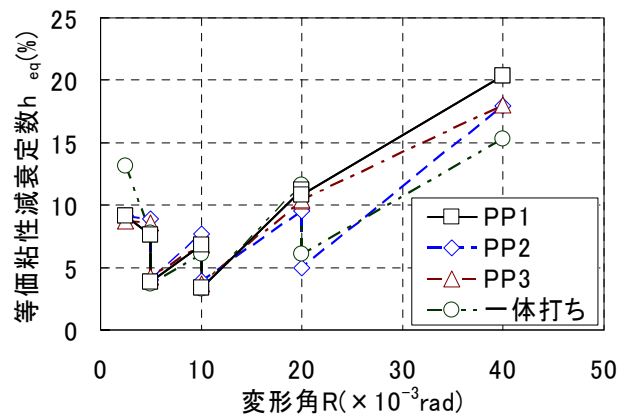
図－6 に変形割合－変形角関係を示す。接合部変形、壁変形は、接合部に取付けた変位計より、また、スラブ変形（想定降伏位置を含んだ、スラブ付根からスラブ端

変形）は全体変形から壁及び接合部変形を引くことで算出し、各変形成分を分離した（図－6 中参照）。

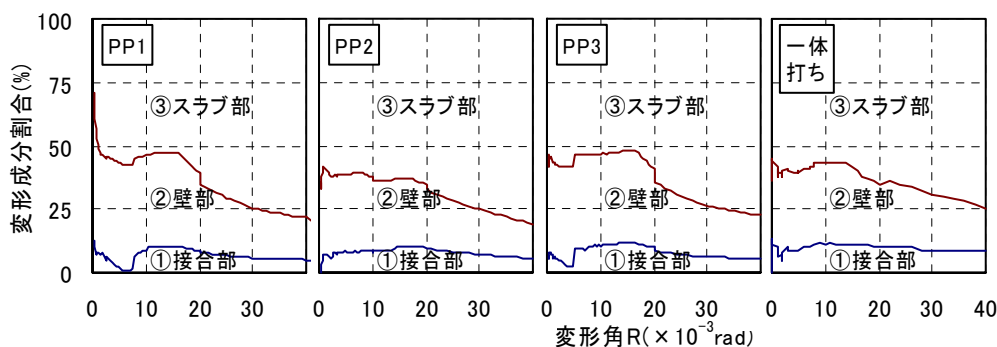
全試験体とも、同様な傾向で、接合部せん断ひび割れが発生する $R=5 \times 10^{-3} \text{ rad}$ 以降からスラブが曲げ降伏する $R=20 \times 10^{-3} \text{ rad}$ まで、接合部変形割合は 5% 程度、スラブ変形割合は 50% 程度であった。スラブ降伏後、スラブの変形割合が徐々に増加し、 $R=40 \times 10^{-3} \text{ rad}$ 時にはスラブ変形割合は 80% 程度となった。一体打ち試験体の接合部変形割合は、損傷が大きくなる $R=40 \times 10^{-3} \text{ rad}$ 時で PP1～PP3 試験体の 2 倍(10% 程度)であった。



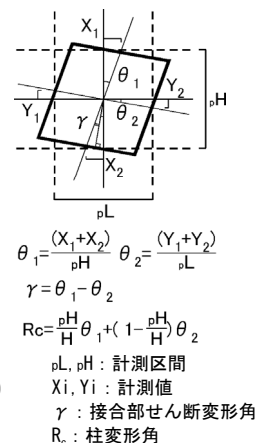
図－4 層せん断力－変形角包絡線関係

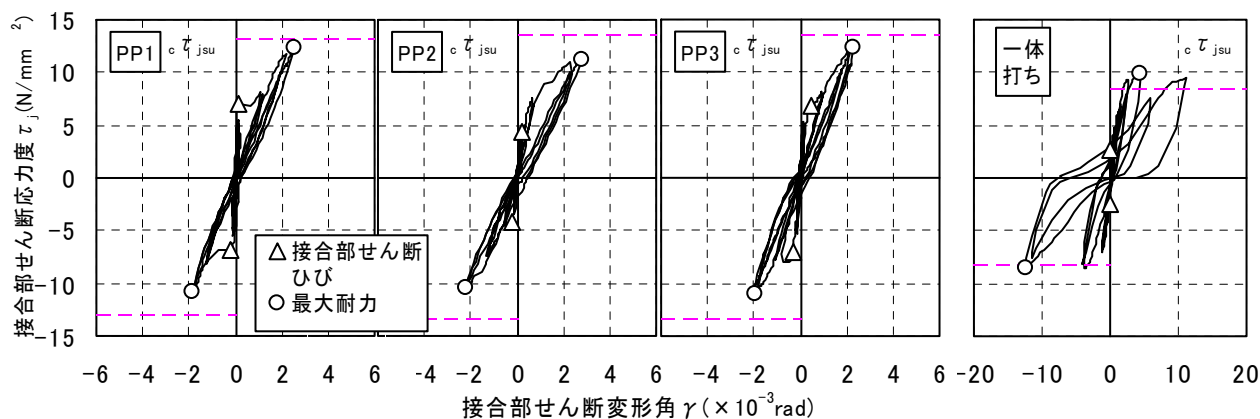


図－5 等価粘性減衰定数－変形角関係

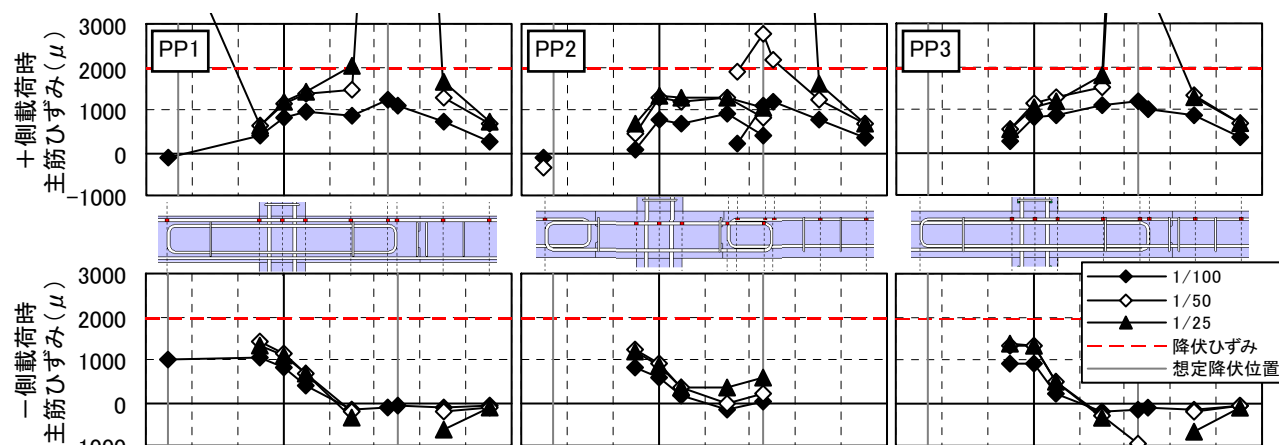


図－6 変形割合－変形角関係





図ー 7 接合部せん断応力度－接合部せん断変形角関係



図ー 8 スラブ主筋ひずみ分布

3.5 接合部せん断変形

図ー 7 に接合部せん断応力度－接合部せん断変形角関係を示す。なお、接合部せん断応力度は、RC 靱性指針³⁾に示される接合部有効幅とスラブ主筋重心間距離から算出した。また、図中には、RC 靱性指針接合部せん断強度計算値 $c\tau_{jsu}$ ³⁾を併せ示した。PP1～PP3 試験体は、一体打ち試験体に比べ、接合部せん断変形角が小さく、残留変形も非常に小さい。また、最大耐力時においても接合部せん断強度に達していない。以上より、PP1～PP3 試験体の接合部は、 $R=40\times 10^{-3}\text{rad}$ まで損傷が集中しなかったことが確認できる。

3.6 スラブ主筋ひずみ分布

図ー 8 に各試験体上端主筋のスラブひずみ分布を示す。想定降伏位置を跨る主筋のひずみ分布に着目すると、想定降伏位置付近のひずみが大きく、 $R=20\times 10^{-3}\text{rad}$ には、引張側スラブ主筋が降伏していた。また、接合部を含んだ左右スラブの想定降伏位置間の主筋ひずみは、ヒンジリロケーションを意図してスラブ主筋を多く配筋したため、弾性範囲に分布していることが分かる。これらから考案したどの配筋方法でも、ヒンジリロケーションが実現でき、その降伏位置は想定通りスラブ主筋の曲げ加工開始位置であった。また、PP2 試験体は、継手部に沿ったひび割れが発生した $R=10\times 10^{-3}\text{rad}$ から、接合部側

表ー 5 実験結果及び計算値一覧

試験体	実験値	スラブ耐力計算値			比較値
	最大耐力	曲げ強度		せん断強度	
		想定 降伏位置	付根位置	主応力度式	$e_f Q_m$
		$e_f Q_m$ (kN)	$c_f Q_m$ (kN)	$c_f Q_m'$ (kN)	$c_f Q_s$ (kN)
PP1	121.5	107.6	144.8	180.7	1.13
PP2	111.4	107.6	144.8	180.7	1.04
PP3	122.8	107.6	144.8	180.7	1.14
一体打ち	98.2	88.7	88.7	208.3	1.11

の主筋ひずみに勾配が無くなり、主筋の付着力が劣化していることがわかる。この影響により、負荷荷時に PP1,3 試験体では主筋ひずみが圧縮側に分布するが、PP2 試験体は引張側に転化している。

4. 検討

4.1 最大強度

表ー 5 に最大耐力実験値とスラブ諸耐力計算値を示す。各試験体ともヒンジリロケーションを実現し、最終的な破壊形式は想定降伏位置のスラブ曲げ破壊であった。またその最大耐力実験値は、想定降伏位置の曲げ強度計算値の 1.1 倍程度であり、概ね評価できる。

4.2 骨格曲線の評価

本実験結果をもとに、架構の骨格曲線の評価を試みる。

図-9に骨格曲線算定方法概要を示す。図-9に示すように、通常のRC柱梁架構実験と同様に、梁変形（スラブ変形）、柱変形（壁変形）、接合部変形に分け、それぞれの変形を累加することで、架構全体の変形を評価することとした。なお、スラブ変形は、ヒンジリロケーションを適切に評価するため、スラブ付根～想定降伏位置（ヒンジリロケーション部分）と想定降伏位置～スラブ加力端（一般部）の2つに区間を分けて評価した。

スラブ変形及び壁変形の初期剛性は、曲げ剛性とせん断剛性の重ね合わせから、降伏時剛性・曲げひび割れ強度・曲げ終局強度にはRC規準²⁾に示される通常の柱や梁の評価方法を用いた。なお、曲げひび割れ発生荷重には、計算値に比べ実験値が低かったため、RC規準曲げひび割れ発生荷重の下限式を用いた。また、スラブの曲げ降伏後の剛性は、初期剛性の1/1000と仮定した。接合部変形はせん断変形のみを評価し、接合部せん断ひび割れ強度及びせん断ひび割れ後の第2剛性は、靱性指針³⁾に示されるRC造柱梁接合部の評価方法を用いた。

PP1試験体について、図-10に各変形成分の実験値及び骨格曲線の計算値を、図-11に全体変形の実験値及び骨格曲線の計算値を示す。各変形成分の実験値は、3.4節と同様に評価した。図-10及び図-11から、壁、スラブ、接合部の各々の変形成分及び架構の全体変形は、壁の降伏時剛性が若干低いものの概ね評価できている。これより、ヒンジリロケーションを適用したRC壁床架構は、RC柱梁架構と同様に評価可能である。

5. まとめ

ヒンジリロケーションRC壁床架構実験を実施し、以下の結論を得た。

- (1) U字重ね継手やU字定着を含む考案した配筋方法によるRC壁床架構は、全て接合部から離れた位置のスラブ筋降伏によるヒンジリロケーションを実現した。
- (2) ヒンジリロケーションを適用したRC壁床架構は、一体打ち試験体に比べ保有耐力は、20%程度高く、またその保有耐力は、既往の梁曲げ耐力評価式により概ね評価可能であった。
- (3) ヒンジリロケーションを適用したRC壁床架構は、そのヒンジリロケーションと接合部コンクリートの高強度化により、一体打ち試験体に比べ、接合部の損傷を抑制できた。
- (4) 通常のRC柱梁架構実験と同様に梁変形（スラブ変形）、柱変形（壁変形）、接合部変形に分け、さらに梁変形はヒンジリロケーションを評価するため、想定降伏位置で分け、骨格曲線を検討した。その結果、通常のRC柱梁架構と同様に、ヒンジリロケーションRC壁床架構の実験結果は概ね評価可能であった。

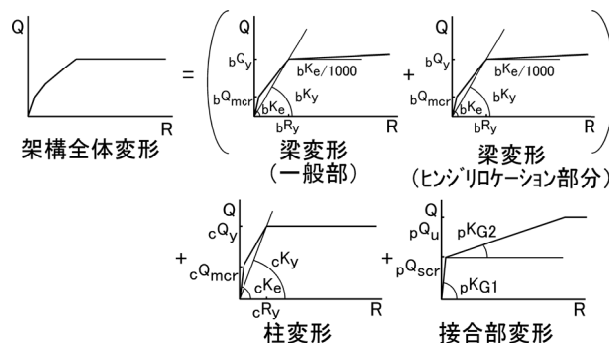


図-9 骨格曲線算定方法概要

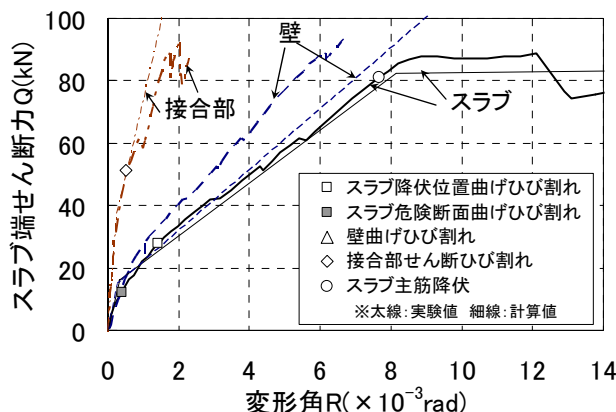


図-10 各部材の実験結果と骨格曲線(PP1)

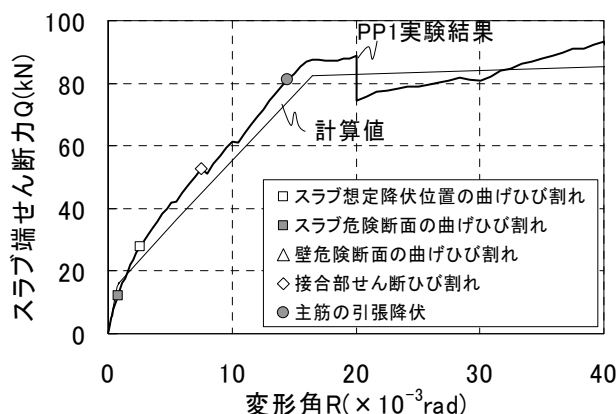


図-11 架構全体の実験結果と骨格曲線(PP1)

参考文献

- 1) 足立将人, 益尾潔, 鈴木紀雄, 吉松敏行: RC 薄板構造一壁・スラブ部分架構一の構造性能に関する研究, 機関紙 GBRC, 121 号, 資料 No.611, pp.31-38, 2005.7
- 2) 日本建築学会: 鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説 許容応力度設計法, 1999
- 3) 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