水平打ち継ぎを有する RC 梁部材のせん断補強筋が 構造特性に及ぼす影響とせん断伝達性能

EFFECTS OF SHEAR REINFORCEMENT ON STRUCTURAL PERFORMANCE OF RC BEAM WITH HORIZONTAL JOINT AND SHEAR TRANSFER IN THE CONNECTION

中野克彦*, 松崎育弘**

Katsuhiko NAKANO and Yasuhiro MATSUZAKI

The object of this paper is to make clear the structural performance of RC beam with horizontal joint, and the shear transfer mechanism and the shear displacement behavior at the interface. The experimental study for thirty-six specimens whose parameters were the amount and the strength of shear reinforcement bars, and shear span ratio of the beam, and the loading method was carried out.

The results are as followed. The shear strength, bond strength, flexural strength, and stiffness of the specimens slipped at the interface were lower than those of the monolithic specimens. The shear transfer mechanism and the shear displacement behavior at the interface can be explained by the model of shearing force - shear displacement relationship in connection of precast concrete.

Keywords: reinforced concrete, beam, horizontal construction joint, shear-flexural experiment, shear displacement, dowel action, truss and arch mechanism

鉄筋コンクリート, 梁, 水平打ち継ぎ, 曲げせん断実験, ズレ変形, ダボ抵抗, トラス・アーチ機構

1. はじめに

鉄筋コンクリート（以下 RC）構造の施工合理化技術の一つとして、部材断面の一部をプレキャスト（以下 PCa）化し、残りの部分を現場にて配筋後にコンクリートを打設することで構造部材として成立させる、いわゆるハーフプレキャスト（以下 ハーフ PCa）工法が挙げられる。このハーフ PCa 工法は、現場型枠工法の合理化を意識した床スラブ工法として提案されたものであるが、柱、梁および耐震壁といった耐震要素部材においてもハーフ PCa 化が実用化されている。部材のハーフ PCa 化により、各部材の構造断面内には新旧コンクリートの打ち継ぎ部が存在し、構造上の弱点となることが懸念される。そのため、打ち継ぎ部を介したせん断伝達性能の評価が重要となる。構造的には、一体打ちの RC 造と同等に扱う一体打ち同等型構造、打ち継ぎ部で地震エネルギー消費を期待するエネルギー吸収接合型構造等が考えられる。現状では、ハーフ PCa 部材の構造性能は、打ち継ぎ部におけるズレ変形を許容せずに一体打ち部材と同等の性能を有することを原則としており、目荒し等により粗面仕上げとするか、またはシャキー・接合筋を設けて一体性を確保している。従って、実務的な構造実験において一体打ち部材と同等の構造性能であることを確認することに視点がしばられている。しかし、打ち継ぎ部は材料の非連続部分のせん断抵抗要素の組み合わせであり、個々

のせん断抵抗要素が強度を発揮するには、変形（ズレ）が生じているものと考えられる。これらのせん断抵抗要素としては、「接合筋（せん断補強筋）」、「シャキー」および「接合面の付着および摩擦」が挙げられる。打ち継ぎ部の設計は、接合面を介して主としてせん断力を伝達させようとする壁式 PCa 構造の接合技術が基本となっており、地震力によるせん断力は、シャキーおよび打ち継ぎ部を横切るせん断補強筋のせん断摩擦により伝達させる方法を用いている場合が多い。これらのせん断力に対する抵抗要素についての耐力評価は、抵抗要素を抽出した実験を行い、基本的には破壊荷重をベースにそれぞれの耐力を累加して算定するものとして提案されてきている。ただし、せん断抵抗要素の一つである接合筋については、壁式構造を対象とした観点から、Mast 等によって提案された「せん断摩擦理論」の仮説に基づいた耐力法⁹⁾を引用する形をとっている。設計式としては、「壁式 PCa 造設計規準」⁶⁾に唯一示されており、せん断摩擦の考え方を盛り込んだ設計式が基本式のごとく使われている。また、壁式 PCa 構造の鉛直接合部についての実験結果に基づいて提案されている式⁷⁾についても、適用範囲が不十分のまま利用されているのが現状である。

各抵抗要素のせん断力伝達機構は、シャキー、接合面の摩擦および付着のように微小な変形で強度を発揮するが脆性的に破壊する特

本論文は、文献1)～4)の内容を加筆、修正したものである。

* 東京理科大学工学部建築学科 助手

** 東京理科大学工学部建築学科 教授・工博

Research Assoc., Dept. of Architecture, Faculty of Engineering, Science Univ. of Tokyo
Prof., Dept. of Architecture, Faculty of Engineering, Science Univ. of Tokyo,
Dr. Eng.

性を有する場合と、接合筋のように数ミリのズレが生じて強度を発揮する場合があります、単純な強度累加はできないものと考えられる。従って、各抵抗要素の剛性、諸強度および変形履歴を決めて応力を算出しなければならない。しかし、個々の破壊モードに対応した構造特性の把握は十分にはなされていない。筆者らは、プレキャスト部材接合面のせん断伝達の評価に関して、破壊荷重のみを指標とするのではなく、シャキーおよび接合筋の構成則（復元力特性）を提案し、ズレ変形を考慮した耐力累加により複数のせん断抵抗要素の複合化効果を評価する試みを示しており、接合筋のせん断力伝達抵抗機構としては、せん断摩擦ではなく接合筋のダボ抵抗により説明している⁹⁾。前述したように、せん断抵抗要素には接合筋およびシャキーの他に接合面の付着抵抗および摩擦抵抗が存在するが、実際の粗面仕上げは施工の曖昧さも含め多種多様であり、付着抵抗および摩擦抵抗の構成則は明確になっていない。しかし、付着要素は微小なシャキーの集まりであり、摩擦抵抗に関する構成則が提案できれば、文献8)で示した方法により複数の異なる特性を有するせん断抵抗要素の複合化効果を説明できると考えられる。

本研究では、せん断抵抗要素の一つである接合筋に注目し、設計法および解析法におけるせん断力伝達機構として、せん断摩擦の考え方ではなく、文献8)で示したダボ抵抗により成立していることを検証するとともに、実験により接合筋の効果を明確にすることを目的に、ハーフPCa部材として最も一般的である、スラブ下で水平打ち継ぎを施したRC梁を対象とした曲げ・せん断実験を行った。従って、打ち継ぎ部にシャキー等は設けず、接合面の付着および摩擦の影響を取り除く処理を施した。

2. 実験概要

表1～3に試験体一覧、コンクリート (σ_B , ϵ_E : 実験時の圧縮強度と $1/3\sigma_B$ 時割線剛性) および鋼材 (σ_y , ϵ_E : せん断補強筋の降伏強度とヤング係数, σ_y , ϵ_E : 主筋の降伏強度とヤング係数) の材料試験結果を示す。実験は、打ち継ぎの有無、せん断補強筋本数 (せん断補強筋比: p_w)、 σ_y 、主筋配筋形式およびせん断スパン比 (a/D) を主な要因とする3シリーズである。

図1に試験体形状の一例 (シリーズ2, 3の $a/D=2$ の試験体)、図2に断面形状を示す。断面は $b \times D = 175 \times 270$ mm (シリーズ1) と 200×270 mm (シリーズ2, 3) の2種類、せん断スパンは $a = 540$ mm ($a/D=2$) と $a = 840$ mm ($a/D=3$) の2種類である。せん断補強筋は全てD6溶接閉鎖型を使用し、打ち継ぎ部は梁上面から50mmの位置に設けた。

シリーズ1の主要因は、打ち継ぎの有無 (RN type: 一体打ち, RH type: 打ち継ぎ有り) と p_w (0.18, 0.34, 0.68, 0.91, 1.22%) である。 a/D を2、主筋配筋形式をC1 type (上下ともに4-D13, 引張主筋比 $p_t = 1.19\%$) とした。シリーズ2の主要因は、 σ_y (4000 kgf/cm² 級, 7000 kgf/cm² 級), p_w (0.20, 0.32, 0.64, 0.80%), 主筋配筋形式2種類および a/D (2, 3) である。主筋配筋形式は上下ともに4-D16 ($p_t = 1.76\%$) のC2 type と上端主筋が4-D16 ($p_t = 1.76\%$)、下端主筋が6-D13 ($p_t = 1.69\%$) のC3 type とした。シリーズ3の主要因は、 p_w (0.32, 0.43, 0.64, 0.80%) と a/D (2, 3) であり、繰り返し载荷による影響を調べた。試験体形状および断面形状はシリーズ2と同様であり、主筋配筋形式をC3 type とした。

表1 試験体一覧 (シリーズ1)

No.	せん断補強筋			コンクリート	主筋,せん断スパン比
	p _w (%)	本数 (本)	σ_y (ϵ_E)	σ_B [kgf/cm ²] (ϵ_E)	σ_y [kgf/cm ²] (ϵ_E)
1-1	0.18	2-D6× 5	4240 (1.83×10 ⁶)	打継ぎ有	C1 type, a/D = 2 [D13] 10430 (1.81×10 ⁶)
1-2	0.34	2-D6×10		[先打]	
1-3	0.68	2-D6×20		420 (2.94×10 ⁵)	
1-4	0.91	2-D6×27		[後打]	
1-5	1.22	2-D6×36		333 (2.31×10 ⁵)	
1-6	0.18	2-D6× 5	4240 (1.83×10 ⁶)	一体打ち	C1 type, a/D = 2 [D13] 10430 (1.81×10 ⁶)
1-7	0.34	2-D6×10			
1-8	0.68	2-D6×20		420 (2.94×10 ⁵)	
1-9	0.91	2-D6×27			
1-10	1.22	2-D6×36			

表2 試験体一覧 (シリーズ2)

No.	せん断補強筋			コンクリート	主筋,せん断 スパン 比
	p_w (%)	本数 (本)	σ_y ($\epsilon_y E$)	σ_B [kgf/cm ²] ($\epsilon_B E$)	σ_y [kgf/cm ²] ($\epsilon_y E$)
2-1	0.43	2-D6×15	3980 (1.78×10 ⁶)	打継ぎ有 [先打] 468 (3.50×10 ⁵) [後打] 420 (3.24×10 ⁵)	C2 type, $a/D = 2$ [D16] 9430 (1.94×10 ⁶)
2-2	0.64	2-D6×21			
2-3	0.20	2-D6× 6			
2-4	0.32	2-D6×11			
2-5	0.43	2-D6×15			
2-6	0.64	2-D6×21	7400 (1.91×10 ⁶)	一体打ち 447 (3.30×10 ⁵)	C2 type, $a/D = 2$ [D16] 9430 (1.94×10 ⁶)
2-7	0.80	2-D6×27			
2-8	0.20	2-D6× 6			
2-9	0.32	2-D6×11			
2-10	0.43	2-D6×15			
2-11	0.64	2-D6×21	8400 (2.10×10 ⁶)	打継ぎ有 [先打] 369 (2.87×10 ⁵) [後打] 374 (3.11×10 ⁵)	C3 type, $a/D = 2$ [D16]8150 (2.17×10 ⁶) [D13]7970 (1.96×10 ⁶)
2-12	0.80	2-D6×27			
2-13	0.43	2-D6×15			
2-14	0.64	2-D6×21			
2-15	0.80	2-D6×27			
2-16	0.32	2-D6×16	4320 (1.91×10 ⁶)	打継ぎ有 [先打] 461 (3.89×10 ⁵) [後打] 476 (3.08×10 ⁵)	C3 type, $a/D = 3$ [D16]8840 (2.00×10 ⁶) [D13]7800 (1.88×10 ⁶)
2-17	0.43	2-D6×21			
2-18	0.64	2-D6×32			
2-19	0.43	2-D6×21			
		7350 (2.01×10 ⁶)			

表3 試験体一覧 (シリーズ3)

No.	せん断補強筋			コンクリート	主筋,せん断スパン比
	p_w (%)	本数 (本)	σ_y (ϵ_y)	σ_B [kgf/cm ²] (ϵ_B)	
3-1	0.32	2-D6×11	4690 (2.13×10 ⁶)	打継ぎ有	C3 type, a/D = 2 [D16]3870 (2.18×10 ⁶) [D13]3770 (1.93×10 ⁶)
3-2	0.43	2-D6×15		[先打] 394 (3.01×10 ⁵)	
3-3	0.64	2-D6×21		[後打] 413 (3.38×10 ⁵)	
3-4	0.80	2-D6×27			
3-5	0.32	2-D6×16	4320 (1.91×10 ⁶)	打継ぎ有	C3 type, a/D = 3 [D16]3670 (1.79×10 ⁶) [D13]3770 (1.78×10 ⁶)
3-6	0.43	2-D6×21		[先打] 461 (3.89×10 ⁵)	
3-7	0.64	2-D6×32		[後打] 476 (3.08×10 ⁵)

図1 試験体形状の一例

黒塗りの主筋には、ひずみゲージを貼付した。せん断補強筋の○印は溶接位置、●印はひずみゲージ貼付位置を示す。

図2 断面形状

全シリーズにおいて、試験区間および加力スタブともに同一平面上に打ち継ぎ部を設けた。打ち継ぎ部の処理は、先打ちコンクリートを打設後に試験区間のみを金ゴテ仕上げにより平滑にし、加力スタブにおいては木ゴテ仕上げとした。先打ちコンクリート硬化後に、試験区間のみにテフロンシートを貼付し後打ちコンクリートを打設した。なお、全ての試験体において、実験時に加力スタブの打ち継ぎ部においてズレは生じなかった。コンクリートの設計基準強度は 360 kgf/cm^2 とし、骨材は最大骨材寸法 13 mm の砕石を用いた。

加力は大野式逆対称モーメント形式により行い、シリーズ1, 2では一方方向単調荷重、シリーズ3では正負交番繰り返し荷重とした。試験体の左右端をローラー支持した状態で、上下の荷重が等しくなるよう荷重制御で行った。第3シリーズの荷重履歴は、支点間相対変形角 $1/200 \text{ rad.}$ で1回、 $1/100, 1/67, 1/50 \text{ rad.}$ で各3回、 $1/33 \text{ rad.}$ で1回変形制御で繰り返し、 $1/25 \text{ rad.}$ の正荷重で実験を終了した。測定は荷重をロードセル、支点間相対変形および打ち継ぎ部位置の水平ズレ量を電気式変位計、主筋およびせん断補強筋のひずみをひずみゲージを用いてそれぞれ測定した。ひずみゲージは、図2に示す各試験体断面において、ひび割れ観察面側の上下最外縁の位置にある主筋および溶接部以外のせん断補強筋に貼付した。

3. 実験結果

3.1 シリーズ1の実験

表4に実験結果一覧、図3に最大耐力 ($Q_{\max}$) - せん断補強筋比 (p_w) 関係および RN type の計算値を示す。各計算式 ($Q_{\max}$: 曲げ耐力, Q_{su} : せん断耐力, Q_{bu} : 付着割裂耐力) を以下に示す。

$$Q_{\max} = 2M_{\max}/L \quad \dots (1)$$

$$Q_{su} = b \cdot j_1 \cdot p_w \cdot \sigma_y + \tan \theta \cdot (1 - \beta) \cdot b \cdot D \cdot v \cdot \sigma_B / 2 \quad \dots (2)$$

$$\beta = 2v \cdot p_w \cdot \sigma_y / (v \cdot \sigma_B)$$

$$Q_{bu} = \tau_{bu} \cdot \Sigma \phi \cdot j_1 + \tan \theta \cdot (1 - \beta) \cdot b \cdot D \cdot v \cdot \sigma_B / 2 \quad \dots (3)$$

$$\beta = 2\tau_{bu} \cdot \Sigma \phi / (b \cdot v \cdot \sigma_B)$$

ここに、

$\tan \theta = \sqrt{(L/D)^2 + 1} - L/D$, v : コンクリートの有効係数 ($0.7 - \sigma_B/2000$)

L : 部材の内法長さ, b : はり幅, D : はりせい, j_1 : 主筋の重心間距離

p_w : せん断補強筋比, σ_y : せん断補強筋の降伏強度

σ_B : コンクリートの圧縮強度, θ : アーチ機構の角度

τ_{bu} : 森田・藤井式による主筋の付着割裂強度, $\Sigma \phi$: 主筋の全周長

(1) 式は平面保持を仮定した断面曲げ解析による終局曲げモーメント ($M_{\max}$) 時のせん断力であり、コンクリートの応力度とひずみ度との関係には e 関数⁹⁾を用い、コンクリートの終局ひずみを 0.35%

として算出した。(2) 式は塑性理論に基づくせん断耐力式¹⁰⁾において 45° トラス機構を仮定したせん断耐力式、(3) 式は森田・藤井式¹¹⁾による付着割裂強度によって制限される 45° トラス機構を仮定した付着割裂耐力式である。各計算式は、一体打ち RC 梁部材で用いられている耐力評価式であるが、打ち継ぎ部に存在するせん断補強筋によりせん断力が完全に伝達されれば、打ち継ぎ部を有する RC 梁部材においても適用でき、実験値の計算値に対する比率は、打ち継ぎ部の一体性を数値的に表していると考えられる。図3に示すように、RN type であればせん断・付着割裂破壊が曲げ破壊より先行するように想定した。なお、各計算式のコンクリート材料特性には先打ちコンクリートの材料試験結果を用いた。RH type で $p_w = 0.18 \sim 0.68\%$, RN type で $p_w = 0.18 \sim 0.91\%$ の試験体はせん断補強筋の降伏が先行し、RH type で $p_w = 0.91 \sim 1.22\%$, RN type で $p_w = 1.22\%$ の試験体は主筋の降伏が先行した。 $Q_{\max}$ の $\text{Min.}[Q_{su}, Q_{bu}]$ に対する比率は、RH type で $0.73 \sim 1.11$ 倍、RN type で $1.11 \sim 1.23$ 倍となり、RH type が RN type に比べて小さくなった。

図4に RH type, 図5に RN type のせん断力 (Q) と相対変形 (δ) の関係を示す。同一 p_w での RH type の RN type に対する耐力の比率は、せん断補強筋の降伏荷重 (Q_{sv}) で $0.80 \sim 0.89$ 倍、主筋の降伏荷重 (Q_{mv}) で 0.78 倍、 $Q_{\max}$ で $0.79 \sim 0.90$ 倍となっており、打ち継ぎ部を有することによりせん断耐力、曲げ耐力が小さくなっている。また、RH type の $Q_{\max}$ 時までの剛性は、曲げひび割れ発生後に打ち継ぎ部でズレが発生し、ズレ量の増大とともに緩やかに剛性低下を起す現象を示した。同一 p_w での RH type の RN type に対する剛性(ここでは $Q_{\max}$ の 80% 時の剛性とする)の比率は $0.60 \sim 0.72$ 倍となっており、打ち継ぎ部を有することにより剛性が小さくなっている。

図6に最大耐力時の破壊状況、図7に最大耐力時付近のせん断補強筋のひずみ分布を示す。RN type では、左右の材端部に発生した曲げ・せん断ひび割れが分散しながら主筋位置に沿って進展し、割れこうとする破壊状況を示した。せん断補強筋のひずみ分布は、左右に発生したせん断ひび割れ部分で突出している。 $p_w = 0.18 \sim 0.91\%$ の

表4 実験結果一覧 (シリーズ1)

No.	補強筋降伏			主筋降伏			最大耐力			破壊モード
	Q_{sv} (tf)	δ_{sv} (mm)	δh_{sv} (mm)	Q_{mv} (tf)	δ_{mv} (mm)	δh_{mv} (mm)	$Q_{\max}$ (tf)	$\delta_{\max}$ (mm)	$\delta h_{\max}$ (mm)	
1-1	8.7	15.0	1.37	-	-	-	9.2	18.4	2.02	JS
1-2	10.0	18.1	1.85	-	-	-	11.7	25.3	2.88	JS
1-3	13.4	25.6	4.35	-	-	-	13.7	28.1	4.74	JS
1-4	17.4	33.9	3.50	16.0	26.3	2.29	17.4	33.9	3.50	JF
1-5	-	-	-	16.0	27.5	2.43	16.5	29.7	2.75	JF
1-6	10.3	10.7	-0.02	-	-	-	10.3	10.7	-0.02	S
1-7	11.7	11.6	-0.02	-	-	-	13.0	14.1	-0.02	S
1-8	16.8	18.1	0.03	-	-	-	16.8	18.1	0.03	S
1-9	18.7	22.8	0.01	-	-	-	19.8	29.5	0.49	S
1-10	-	-	-	20.4	24.8	0.11	21.0	30.5	0.25	F

Q: せん断力, δ : 相対変形, δh : 打ち継ぎ部ズレ量

図3 $Q_{\max} - p_w$ 関係

図4 $Q - \delta$ 関係 (RH type)

図5 $Q - \delta$ 関係 (RN type)

図6 最大耐力時の破壊状況

図7 セン断補強筋のひずみ分布

図8 上端主筋のひずみ分布

図9 下端主筋のひずみ分布

試験体は、このせん断ひび割れの口開きを抑えられずにせん断補強筋が降伏して終局に至る破壊モード（「せん断破壊:S」）を示した。 $p_w = 1.22\%$ の試験体は、せん断ひび割れの口開きを抑え、材端コンクリートの圧壊により下端主筋が引張降伏に至る破壊モード（「曲げ破壊:F」）を示した。一方、RH type では、左右材端部に発生した曲げ・せん断ひび割れが、下端引張域においては分散しながら主筋位置に沿って進展し、上端引張域においては数本に集中した。この先打ち部上端引張域のせん断ひび割れが口開くことにより打ち継ぎ部にズレが生じる。せん断補強筋のひずみ分布は、下端引張域に発生したせん断ひび割れ部分で突出している。 $p_w = 0.18 \sim 0.68\%$ の試験体は、下端引張域のせん断ひび割れの口開きを抑えられずにせん断補強筋が降伏して終局に至る破壊モード（「ズレせん断破壊:JS」）を示した。 $p_w = 0.91 \sim 1.22\%$ の試験体は、せん断ひび割れの口開きを抑え、打ち継ぎ部下部のコンクリートの圧壊により下端主筋が降伏に至る破壊モード（「ズレ曲げ破壊:JF」）を示した。

図8および図9に最大耐力時付近の上下主筋のひずみ分布を示す。主筋のひずみ分布は、RN type では上下主筋で対称的なひずみ分布を示しているのに対し、RH type では上端主筋の圧縮ひずみが引張ひずみに移行しており、上下主筋のひずみ勾配が明らかに異なっている。これは、上下主筋の付着力より伝達されるせん断力伝達機構が打ち継ぎ部を境に異なっていることを示している。

3.2 シリーズ2の実験結果

表5に実験結果一覧、図10に主筋配筋形式がC2 typeで w_{σ_y} を要因としたNo.2-1~2-12の $Q_{max}-p_w$ 関係、図11にC3 typeで a/D を要因としたNo.2-13~2-19の $Q_{max}-p_w$ 関係およびRN typeの計算値関係を示す。各計算値は、打ち継ぎ部を有する試験体の先打ちコンクリートの材料試験による材料特性を用いて(1)~(3)式により算出した。図10に示すように、RN typeであれば $w_{\sigma_y} = 3980 \text{ kgf/cm}^2$ の試験体でせん断破壊先行型、 $w_{\sigma_y} = 7400 \text{ kgf/cm}^2$ の試験体でせん断・付着破壊先行型の破壊を想定した。図12にRH type、図13にRN typeの $Q-\delta$ 関係を示す。 $w_{\sigma_y} = 3980 \text{ kgf/cm}^2$ の試験体はせん断補強筋の降伏が先行し、 $w_{\sigma_y} = 7400 \text{ kgf/cm}^2$ のRH typeはせん断補強筋および主筋の降伏はみられず、RN typeは $p_w = 0.2 \sim 0.43\%$ でせん断補強筋の降伏が先行し、 $p_w = 0.64 \sim 0.80\%$ で主筋の降伏が先行した。 Q_{max} の $\text{Min.}[Q_{su}, Q_{bu}]$ に対する比率は、RH typeで1.13~1.16倍（ $w_{\sigma_y} = 3980$

kgf/cm^2 ）および0.90~1.09倍（ $w_{\sigma_y} = 7400 \text{ kgf/cm}^2$ ）、RN typeで1.19~1.22倍（ $w_{\sigma_y} = 7400 \text{ kgf/cm}^2$ ）となり、 $w_{\sigma_y} = 7000 \text{ kgf/cm}^2$ 級のせん断補強筋を用いた場合においてもRH typeがRN typeに比べて小さくなった。 Q_{max} および剛性（ Q_{max} の80%時の剛性）を w_{σ_y} の違いと比較すると、 $w_{\sigma_y} = 7400 \text{ kgf/cm}^2$ のNo.2-5とNo.2-6は同一 p_w で $w_{\sigma_y} = 3980 \text{ kgf/cm}^2$ のNo.2-1とNo.2-2に対して、 Q_{max} で1.21倍と1.11倍、剛性で1.13倍と1.03倍となっており、 w_{σ_y} を大きくすることにより Q_{max} が多少大きくなり剛性に変化はみられない。また、 $w_{\sigma_y} = 7400 \text{ kgf/cm}^2$ で、同一 p_w におけるRH typeのRN typeに対する比率は、 Q_{max} で0.9~0.95倍（ $p_w = 0.2 \sim 0.43\%$ ）および0.73~0.74倍（ $p_w =$

表5 実験結果一覧（シリーズ2）

No.	補強筋降伏			主筋降伏時			最大耐力 ^{*1}			モード
	Q_{sy} (tf)	δ_{sy} (mm)	δh_{sy} (mm)	Q_{my} (tf)	δ_{my} (mm)	δh_{my} (mm)	Q_{max} (tf)	δ_{max} (mm)	δh_{max} (mm)	
2-1	13.6	19.4	2.29	-	-	-	15.5	28.2	3.65	JS
2-2	18.5	29.1	3.96	-	-	-	18.5	27.1	3.96	JS
2-3	-	-	-	-	-	-	13.5	23.4	3.07	JB
2-4	-	-	-	-	-	-	17.2	25.8	3.59	JB
2-5	-	-	-	-	-	-	18.7	28.0	3.48	JB
2-6	-	-	-	-	-	-	20.6	36.4	4.79	JB
2-7	-	-	-	-	-	-	21.4	39.3	5.76	JB
2-8	14.4	18.2	0.83	-	-	-	15.0	10.1	0.65	B
2-9	18.1	23.4	2.38	-	-	-	17.0	11.9	3.11	B
2-10	21.1	14.6	1.33	-	-	-	21.1	14.6	1.33	S
2-11	28.4	32.2	0.53	28.0	27.9	0.50	28.4	32.2	0.53	F
2-12	-	-	-	28.9	27.3	3.30	28.9	28.3	3.91	F
2-13	-	-	-	13.2	27.0	3.64	13.2	27.0	3.64	JF
2-14	-	-	-	14.0	19.7	2.23	16.0	33.6	4.30	JF
2-15	-	-	-	17.5	24.4	1.98	18.5	33.6	3.27	JF
2-16	-	-	-	9.6	43.3	4.00	9.9	52.6	4.93	JF
2-17	-	-	-	11.0	53.0	4.91	11.0	53.0	4.90	JF
2-18	-	-	-	12.3	43.1	3.00	12.8	88.7	7.02	JF
2-19	-	-	-	11.3	60.1	4.96	11.4	62.8	5.21	JF

*1 No.2-8,2-9は付着割裂破壊が生じた荷重を最大耐力とした
Q:せん断力, δ :相対変形, δh :打ち継ぎ部ズレ変位量

図10 $Q_{max}-p_w$ 関係 図11 $Q_{max}-p_w$ 関係

図 12 Q-δ 関係 (RH type)

図 13 Q-δ 関係 (RN type)

図 14 M-R 関係

図 15 最大耐力時の破壊状況

図 16 せん断補強筋のひずみ分布

図 17 上端主筋のひずみ分布

図 18 下端主筋のひずみ分布

0.64~0.80%), 剛性が0.41~0.65倍となり, 破壊モードは異なるものの打ち継ぎを有することにより, 耐力および剛性が小さくなっている。

図 11 に示すように, cQ_m を大きくすることにより RN type であれば, $a/D = 2.0$ の試験体でせん断破壊および曲げ破壊先行型, $a/D = 3.0$ の試験体でせん断破壊先行型の破壊を想定した。何れの試験体も主筋の降伏が先行した。 Q_{max} の $\text{Min.}[cQ_m, Q_{my}]$ に対する比率は, $a/D = 2$ の試験体で 0.70~0.87 倍, $a/D = 3$ の試験体で 0.88~1.02 倍となった。図 14 に梁端部モーメント (M) - 相対変形角 (R) 関係を示す。 a/D が異なり, せん断補強筋本数がほぼ等しい試験体 (No.2-13 と No.2-16 および No.2-14 と No.2-17) を比較すると, 最大耐力時付近までの M-R の関係がほぼ等しくなっている。また, $w\sigma_y$ が異なる試験体 (No.2-17 と No.2-19) でも, 最大耐力付近までの M-R 関係がほぼ等しくなっている。

図 15 に最大耐力時の破壊状況を示す。RH type で C2 type の試験体の破壊モードは, シリーズ 1 の破壊モードに加えて, 先打部下端主筋の付着割裂破壊により終局に至る破壊モード (「ズレ付着割裂破壊: JB」) がみられ, $w\sigma_y = 3980 \text{ kgf/cm}^2$ の試験体で JS 破壊, $w\sigma_y = 7400 \text{ kgf/cm}^2$ の試験体で JB 破壊を示した。下端主筋の付着割裂強度を上げた C3 type 試験体は, 全て JF 破壊を示した。一方, RN type でも, シリーズ 1 の破壊モードに加えて, 上端主筋の付着割裂破壊により終局に至る破壊モード (「付着割裂破壊: B」) がみられた。 $p_w = 0.2\sim0.32\%$ で B 破壊, $p_w = 0.43\%$ で S 破壊, $p_w = 0.64\sim0.80\%$ で F 破壊を示した。No.2-2, No.2-6 および No.2-11 の最大耐力時付近のせん断補強筋のひずみ分布を図 16, 上端主筋のひずみ分布を図 17, 下端主筋のひずみ分布を図 18 に示す。RH type のせん断補強筋のひずみ

分布は, $w\sigma_y$ の違いに関わらず先打部下端引張域に発生したせん断ひび割れ部分でひずみが突出しており, $w\sigma_y$ が大きくなるにつれ最大耐力時のひずみが大きくなっている。一方, RN type の No.2-11 では, 部材両端部に発生したせん断ひび割れ部分でひずみが突出している。RH type の上下主筋のひずみ分布は, シリーズ 1 と同様に, 上端主筋の圧縮ひずみが引張ひずみに移行し, 上下主筋のひずみ勾配が異なっており, 上下主筋のひずみ勾配は, $w\sigma_y$ の違いに関わらず, ほぼ同様な性状を示していることがわかる。

3.3 シリーズ 3 の実験結果

表 6 に実験結果一覧, 図 19 と図 20 に最大耐力 (Q_{max}), 降伏荷重 (Q_{my}) - せん断補強筋比 (p_w) 関係および RN type 計算値関係, 図 21 に Q-δ 関係を示す。各計算値は, 打ち継ぎ部を有する試験体の先打ちコンクリートの材料試験による材料特性を用いて (1)~(3) 式により算出した。図 19 は $a/D = 2$, 図 20 は $a/D = 3$ の試験体を示したものであり, RN type であれば曲げ破壊先行型の破壊を想定した。全ての試験体において下端主筋の降伏が先行した。 p_w の増加とともに Q_{my} , Q_{max} および剛性が上昇しており, Q_{my} の cQ_m に対する比率は, 0.79~0.95 倍 ($a/D = 2$) および 0.81~0.97 倍 ($a/D = 3$), Q_{max} の cQ_m に対する比率は 0.92~1.01 倍 ($a/D = 2$) および 0.89~1.08 倍 ($a/D = 3$) となっており, p_w が増加するほど cQ_m に対する比率が大きくなっている。部材降伏後の挙動は打ち継ぎ部のズレの影響による逆 S 字型のスリップ性状を示すが, 最終サイクルの 1/20 rad. 時まで耐力低下はみられなかった。

図 22 に最終サイクル時の破壊状況, 図 23 に No.3-1~3-4 のせん断補強筋のひずみ分布を示す。全ての試験体において JF 破壊を示し

た。ひび割れ発生状況は、左右の先打部上部引張域に発生した曲げひび割れが大きく口開き、繰り返し載荷に伴う水平ズレが増長することにより、先打部上部圧縮域の圧壊および打ち継ぎ部のせん断補強筋位置に剥離が生じた。せん断補強筋の挙動は、No.3-1とNo.3-2では $R = 1/100 \text{ rad.}$ 時までに発生したひび割れが進展することによりせん断補強筋のひずみも増加したが、No.3-3とNo.3-4ではひび割れの進展はほとんどみられず、せん断補強筋のひずみの増加もみられなかった。図24と図25は、 $a/D = 2$ で $p_w = 0.64\%$ のNo.3-3における上下主筋のひずみ分布(正載荷時の各部材角における初期サイクル時)を示したものである。下端主筋のひずみ分布はせん断力が大きくなるに伴い引張および圧縮ひずみが増加しているのに対し、上端主筋の圧縮域のひずみは加力初期から引張りひずみに移行している。また、上端主筋ひずみ分布は、圧縮域から引張域にかけて大きくなっているが、部材角の増加に伴い圧縮域と引張域の差が小さくなっている。また、 p_w の増加に伴い、圧縮域と引張域の差が大きくなっている。以上のことから、打ち継ぎ部を有する試験体では、 p_w が小さいほど打ち継ぎ部の一体性がなくなり、圧縮域のコンクリートおよび鉄筋が、圧縮力に対して全断面有効に働かないことを示している。

4. 打ち継ぎ面のせん断伝達性能

4.1 水平打ち継ぎ梁の応力状態

逆対称集中荷重を受ける水平打ち継ぎ梁の部材内部の応力伝達機構を図26に示すように、トラス作用とアーチ作用に分けて考える¹⁰⁾。トラス作用は、主筋および横補強筋を引張材、コンクリートを圧縮斜材とし、主筋付着力によって順次せん断力を伝達するものである。打ち継ぎ部を有することにより、打ち継ぎ部を横切るコンクリート圧縮ストラットの水平方向力は、せん断補強筋のダボ抵抗により伝達されることになる。アーチ作用は梁が両端間に圧縮力を持つコン

表6 実験結果一覧 (シリーズ3)

No.	主筋降伏			最大耐力			剛性($0.8 \times Q_{max}$)			破壊モード
	Q_{my} (tf)	δ_{my} (mm)	δ_{hmy} (mm)	Q_{max} (tf)	δ_{max} (mm)	δ_{hmax} (mm)	$0.8 Q$ (tf)	0.8δ (mm)	$0.8 Q/\delta$	
3-1	8.5	9.7	1.44	9.85	54.0	6.91	8.0	8.7	0.92	JF
3-2	8.5	9.2	0.93	10.6	51.3	5.93	8.5	9.2	0.93	JF
3-3	9.4	16.2	1.51	10.3	54.0	6.19	8.5	8.8	0.96	JF
3-4	10.0	13.7	1.43	10.9	54.0	6.19	8.5	8.1	1.05	JF
3-5	5.8	13.7	1.10	6.4	24.3	2.00	5.6	12.3	0.45	JF
3-6	6.3	12.6	0.78	7.7	74.5	4.98	6.3	12.6	0.50	JF
3-7	7.0	11.8	0.45	7.8	79.8	4.58	6.5	10.3	0.63	JF

図19 Q_{max} , Q_{my} - p_w 関係

図20 Q_{max} , Q_{my} - p_w 関係

クリートストラットを形成してせん断力を伝達するものであり、トラス機構と同様に打ち継ぎ部を横切るコンクリート圧縮ストラットの水平方向力がせん断補強筋のダボ抵抗により伝達されるが、打ち継ぎ部でズレおよび口開きが生じることに伴い、図26(c)に示すように変化していくものと考えられる。ここでは、打ち継ぎ部に入力されるせん断力は、アーチ機構による効果を無視し、図26(d)に示すように、上端および下端主筋の付着応力により生じると考える。図27と図28にシリーズ1における試験体のせん断力(Q)と上端主筋および下端主筋のひずみ分布から求めた付着応力(σ_b)との関係を示す。図28に示したRN typeでは、せん断力に対する上端および下端主筋の付着応力との関係は同一な傾向を示している。一方、図27に示し

図21 $Q-\delta$ 関係 (シリーズ3)

図22 最終サイクル時の破壊状況 (シリーズ3)

図23 せん断補強筋のひずみ分布

図24 上端主筋のひずみ分布

図25 下端主筋のひずみ分布

図26 水平打ち継ぎ梁の応力伝達機構

たRH typeでは、せん断力に対する上端主筋付着力の頭打ち傾向と下端主筋付着力の増大傾向がみられる。これは、上端主筋の付着力と下端主筋の付着力により打ち継ぎ部に生じるせん断力に対して、せん断補強筋のダボ抵抗が最大となり、それ以降のせん断力に対して抵抗できなくなったためだと考えられる。

以上の事より、トラス機構における部材両端の応力状態を図26(a),(b)に示すような2段階に分けて考える。第1段階は打ち継ぎ部においてせん断力が完全に伝達されている場合であり、第2段階は打ち継ぎ部に入力されるせん断力に対するせん断補強筋のダボ抵抗が最大値に達しており、打ち継ぎ部に生じるせん断力の一部を伝達できなくなった場合である。第1段階では、(4)と(5)式の関係が成り立つ。

$$M = (T_s + C_c + C_c) \cdot j_t / 2 = Q \cdot L / 2 \quad \dots (4)$$

$$T_s + C_c + C_c = \tau_{bi} \cdot \Sigma \phi \cdot L = \Sigma q_s \quad \dots (5)$$

但し、

M, Q : トラス機構の負担曲げモーメントおよびせん断力,
 T_s, C_c : 主筋の引張および圧縮応力, C_c : コンクリートの圧縮応力,
 Σq_s : 接合筋の全せん断抵抗, τ_{bi} : 主筋の平均付着力度,
 j_t : 応力中心間距離, $\Sigma \phi$: 主筋の全周長, L : 部材長さ

一方、第2段階の応力状態は、梁せいに対する打ち継ぎ部の位置の違いにより応力状態は異なると考えられるが、ここで対象としている梁の打ち継ぎ部の位置が梁せいの1/5程度であることを考慮し、以下の応力状態を仮定した。打ち継ぎ部の抵抗が最大値に達していることから、上端鉄筋の引張力増加分(ΔT_s)は上端鉄筋圧縮側に伝達され上端主筋の圧縮力が減少する。減少した圧縮力は打ち継ぎ上部の後打コンクリートが負担するものとし、打ち継ぎ部に生じるせん断力は一定とする。また、下端主筋の応力の増加分($\Delta T_s + \Delta C_c + \Delta C_c$)は打ち継ぎ下部に圧縮力として生じるものとする。こ

図27 Qと $b_j Q$ との関係 [RH type] 図28 Qと $b_j Q$ との関係 [RN type]

れらより、(6)式の関係が成り立つ。したがって、打ち継ぎ部に入力されるせん断力は、上端主筋の付着力によるせん断力が一定となり、下端主筋の付着力によるせん断力のみが増加する。増加した下端主筋の付着力によるせん断力は、水平方向力が打ち継ぎ下部の圧縮力となり、鉛直方向力がせん断補強筋の引張力となる。

$$\begin{aligned} \Delta M &= (\Delta T_s + \Delta C_c + \Delta C_c) \cdot j_t / 2 \\ &= (\Delta T_s + \Delta C_c) \cdot j_t = \Delta Q \cdot L / 2 \quad \dots (6) \end{aligned}$$

但し、 $\Delta M, \Delta Q$: 曲げモーメントおよびせん断力増加分, ΔT_s : 上端主筋の引張応力増加分, ΔC_c : 下端コンクリート圧縮応力増加分, $\Delta T_s, \Delta C_c$: 下端主筋の引張応力および圧縮応力増加分, ΔC_c : 打ち継ぎ下部の圧縮応力増加分, j_t : 応力中心間距離

4.2 打ち継ぎ面のズレ性状と抵抗力

図29~31にシリーズ2、図32~34にシリーズ3の試験体の打ち継ぎ部に入力されるせん断補強筋1本あたりのせん断力(q_s)と打ち継ぎ部を挟んだ上下コンクリート面のズレ量(δ_{sl})との関係を示す。 q_s は上端主筋の付着力をせん断補強筋本数で除した値、 δ_{sl} は梁端から1D区間(270mm)ごとに測定したズレ量の平均値とした。各図には筆者らの提案によるダボ筋の復元力特性モデル⁸⁾を示した。以下に要因別の比較を示す。

1) せん断補強量(p_w)の違いによる影響

q_s と δ_{sl} との関係は、 p_w および a/D の違いに関わらず、ほぼ同様な性状を示しており復元力特性モデルで評価できる。このことから、

図 29 $tQ_s - \delta_{sd}$ 関係 図 30 $tQ_s - \delta_{sd}$ 関係 図 31 $tQ_s - \delta_{sd}$ 関係 図 32 $tQ_s - \delta_{sd}$ 関係 図 33 $tQ_s - \delta_{sd}$ 関係 図 34 $tQ_s - \delta_{sd}$ 関係

打ち継ぎ部のズレ性状と抵抗力との関係は、打ち継ぎ部に存在する接合筋（せん断補強筋）の量により決定されと考えられる。

2) せん断補強筋の降伏強度 ($w\sigma_y$) の違いによる影響

$w\sigma_y = 4000 \text{ kgf/cm}^2$ 級の試験体の剛性変化点（復元力特性モデルでは接合筋の塑性化による「局部降伏点」と定義）は、約 $tQ_s = 600 \text{ kgf}$, $\delta_{sd} = 0.5 \text{ mm}$ 程度であるのに対し、 $w\sigma_y = 7400 \text{ kgf/cm}^2$ の試験体の剛性変化点は約 $tQ_s = 800 \text{ kgf}$, $\delta_{sd} = 0.7 \text{ mm}$ 程度と tQ_s および δ_{sd} ともに大きくなっている。剛性変化点までのズレ性状は $w\sigma_y$ の違いに関わらず類似している。これらの特徴は、復元力特性モデルにおいても同様である。

3) 繰返し載荷時の性状

何れの試験体も $Q - \delta$ 曲線上で先打部下端引張側の主筋が降伏する約 $1/100 \text{ rad}$ で tQ_s が最大となり、以降は繰返しにより耐力低下していく性状となっている。このことから、 $Q - \delta$ 曲線上では耐力を維持しているが、打ち継ぎ部に入力されるせん断力は下端主筋降伏以降で減少していると考えられる。復元力特性モデルと比較すると、 tQ_s が最大となる点までは概ね評価できている。

5. 結論

水平打ち継ぎを有する梁部材の接合筋（せん断補強筋）本数、接合筋強度等を実験変数とした曲げ・せん断実験を行い、その結果を考察した。本実験研究で得られた知見を以下に述べる。

- (1) 打ち継ぎ部を有する RC 梁のせん断抵抗機構を塑性理論に基づいて仮定し、打ち継ぎ部に入力されるせん断力とズレの関係について評価した結果、せん断抵抗要素の一つである接合筋（せん断補強筋）のせん断力伝達機構は、筆者らの提案したダボ抵抗機構により成立していることが確認でき、打ち継ぎ部に関する構造検討方法の妥当性を示した。
- (2) 水平打ち継ぎ部のせん断抵抗要素が接合筋（せん断補強筋）のみの RC 梁は、以下に示す性状を示すことが把握できた。
 - a) 打ち継ぎ部でズレを生じることにより、一体打ちの RC 梁に比較して、曲げ耐力、せん断耐力、付着割裂耐力および剛性が低下する。

- b) せん断補強筋が、本実験の範囲である $p_w = 0.2 \sim 1.2 \%$ においては、 p_w を増加させることにより耐力および剛性が大きくなるが、打ち継ぎ部のズレを抑えるには至らない。
- c) せん断補強筋強度を $w\sigma_y = 4000 \text{ kgf/cm}^2$ 級から 7000 kgf/cm^2 級に上げることにより、耐力は増加するが一体打ちの RC 梁の耐力増加率に比べて小さく、剛性に変化はみられない。
- d) 繰返し載荷における復元力特性は、スリップ性状を示す履歴性状を示すが最大耐力以降の急激な耐力低下はみられない。

参考文献

- 1) 金子裕一、中野克彦、松崎育弘：水平打ち継ぎを有する RC 造合成はり部材のせん断性状に関する実験研究、日本建築学会大会学術講演梗概集、C 構造 II、pp.493-494、1990.10
- 2) 井手文雄、松崎育弘、中野克彦：水平打ち継ぎを有する RC 梁のせん断耐力に関する実験研究 - せん断補強筋の降伏点強度の影響について -、日本建築学会大会学術講演梗概集、C 構造 II、pp.791-792、1992.8
- 3) 三田卓、松崎育弘、中野克彦、井手文雄：水平打ち継ぎを有する RC 梁部材の曲げせん断性状に関する実験研究、日本建築学会大会学術講演梗概集、C 構造 II、pp.609-610、1993.9
- 4) 三田卓、松崎育弘、中野克彦、橋本一郎：水平打ち継ぎを有する RC 梁部材の打ち継ぎ面ずれ性状に関する実験研究 - $a/D=3.0$ の場合 -、日本建築学会大会学術講演梗概集、C 構造 II、pp.985-986、1994.9
- 5) Robert F. Mast : Auxiliary Reinforcement in Concrete Connections, ACI, Vol.94, No.ST6, pp.1485-1504, 1968.6
- 6) 日本建築学会：壁式プレキャスト鉄筋コンクリート造設計規準・同解説、1982
- 7) 望月重、横谷栄次、永坂具也：壁式プレキャスト構造の鉛直接合部のせん断耐力 - ダウエル効果および圧縮拘束力を考慮した場合 -、日本建築学会構造系論文集 424 号、pp.11-22、1991.6
- 8) 大淵英夫、鈴木基晴、南尚吾、中野克彦、松崎育弘：ずれ変形を考慮したプレキャスト部材接合面におけるせん断伝達に関する研究、日本建築学会構造系論文集 491 号、pp.97-104、1997.1
- 9) 武藤清、梅村魁：耐震設計シリーズ 2、鉄筋コンクリート構造物の塑性設計、丸善、pp.41-71、1974
- 10) 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) 藤井栄、森田司郎：異形鉄筋の付着割裂強度に関する研究、第二報、日本建築学会構造系論文集 324 号、pp.45-53、1983.2

(1999年4月10日原稿受理、1999年8月27日採用決定)