

論文

[2119] 接合部にはり主筋を機械式定着した部分架構の強度と靱性

宮崎史*¹、村上雅英*²、窪田敏行*³

1. はじめに

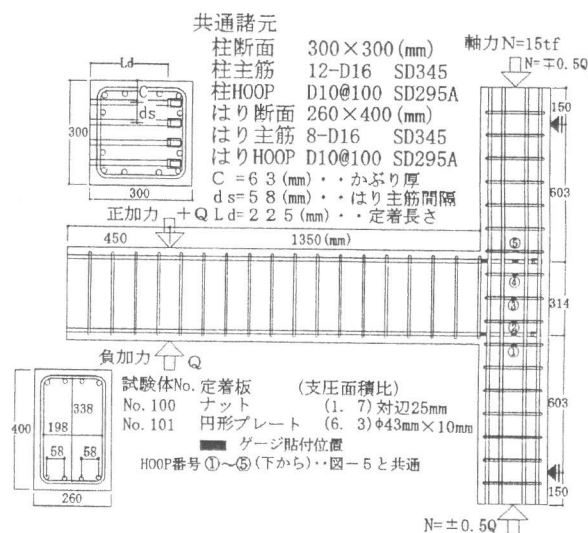
機械式定着では、定着金物の大きさを極力小さくすることが施工上の収まりの際、最も重要な課題である。そのひとつの解決法として、村井ら[1]は、はり主筋端部に圧節こぶを有する場合を想定した引き抜き試験を行い、その定着性能を実験的に調べている。今日ではネジ節鉄筋の普及にとともに、定着板の鉄筋への緊結がナットを用いることにより容易になった。そこで本論文では、最小配筋間隔(鉄筋径の2.7倍)で使用可能な円形の定着板を定着金物とした機械式定着について、実用化のための実験資料を得ることを目的として、以下のような外部はり柱の部分架構の比較実験を行った。

2. 実験概要

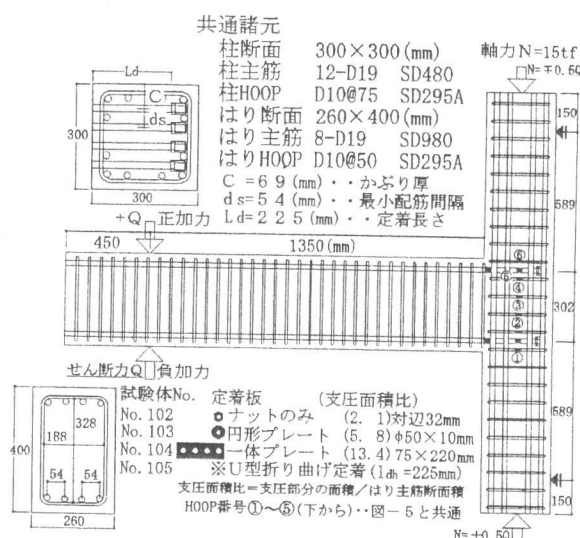
2. 1. 試験体

試験体は中間階の外部はり柱接合部を想定した配筋の異なる2種類のト型試験体群からなる。はり曲げ降伏型試験体(No. 100, No. 101)と接合部せん断破壊型試験体(No. 102~105)は、図-1に示すように各破壊モードに対する支圧面積比の影響を調べる試験体群である。また、比較のため、接合部せん断破壊型試験体では、機械式定着の場合の支圧面までの距離(225mm)と等しい水平投影長さを持つU字型折曲げ定着(No. 105:はり主筋にはD19 SD490使用)の試験体も製作した。なお、一体プレートとは、1枚の長方形定着板(75×220×12mm)に4本のはり主筋を定着したものである。

使用した材料の力学的性質を表-1に示す。



(a) 曲げ降伏型 No. 100, No. 101



(b) せん断降伏型 No. 102~No. 105

図-1 試験体図

- * 1 大成プレハブ株式会社、工修 (正会員)
- * 2 近畿大学講師 理工学部建築学科 工博 (正会員)
- * 3 近畿大学教授 理工学部建築学科 工博 (正会員)

2. 2. 加力・計測方法

加力方法については、図－1に示ように、柱の反曲点位置をローラー支持とし、柱両端にサーボバルブを有する高圧油圧源システムに接続されたジャッキを設置し、軸力を約15tonf ($\sigma=1.6\text{MPa}$)導入した状態で柱が材軸方向に移動しないように、ジャッキを変位で制御した。はりのせん断力の加力には100tonfアクチュエータを使用して、表－2に示すような正負交番繰返し載荷履歴を与えた。

はり、柱、接合部の各変形成分を定量的に分離するために、試験体の両面で図－2に示すように接合部コア内部と各部材端の標点間の伸縮量を測定した。また、はり主筋の上端、下端の外側と内側で各2本ずつ合計4本に対して、定着端よりピアノ線を介して柱背面に対するはり主筋の相対的な抜け出し量を測定した。鉄筋のひずみの計測は、接合部のせん断補強筋とはり主筋の降伏の有無を確認するため、図－1に示す各箇所に表裏2枚ずつ貼付した。

表－1 材料の力学的性質

鉄筋仕様		ヤング率 (tf/cm^2)	降伏強度 (kgf/cm^2)	最大強度 (kgf/cm^2)
D19	SD980	1.890	9.640	11.120
D19	SD490	1.650	5.280	7.130
D16	SD345	2.010	3.770	5.530
D10	SD295A	1.440	3.870	5.490

コンクリート (3体の平均)

設計強度 (kgf/cm^2)	圧縮強度 (kgf/cm^2)	割裂強度 (kgf/cm^2)
255	401	26

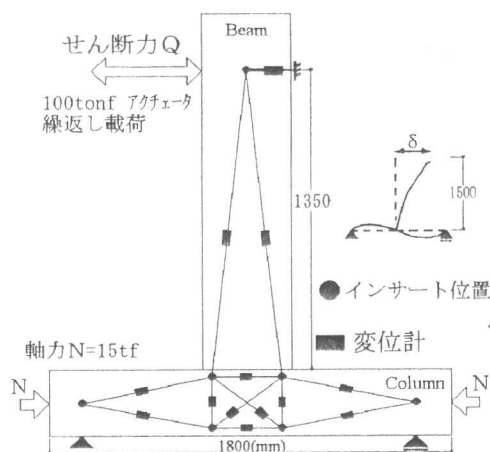
3. 実験結果

3. 1. ひび割れ性状

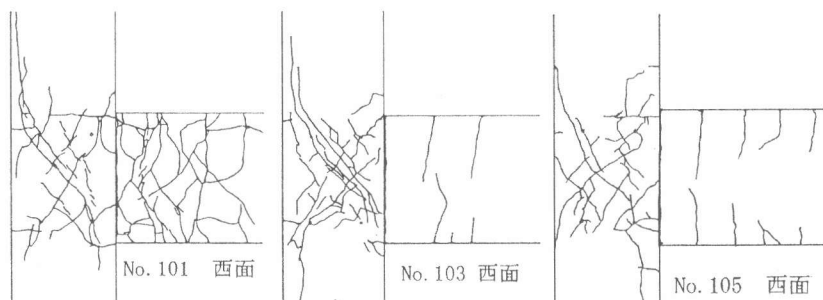
典型的な最終ひび割れ状況を図－3に示す。

No. 101ははり端部で曲げ降伏したため、ひび割れははり端部に集中している。No. 100でははり曲げ降伏後にはり主筋が抜け出し、最終的には接合部がせん断破壊した。No. 100、102、104は実験終了時に定着筋の押し抜きによる柱背面のかぶりの剥離が確認された。また、かぶりが剥離しなかった他の試験体でも、柱背面にひび割れは生じていた。

No. 102～No. 105では接合部がせん断破壊したため、接合部のひび割れ状況はほぼ同じであった。機械式定着では、接合部付近の柱背面側の柱主筋に沿って割裂ひび割れが発生しているが、折り曲げ定着では、それは軽微であった。しかし、折り曲げ定着では、柱のはり面側で柱主筋に沿った割裂ひび割れが発生していた。



図－2 変位計測方法



図－3 最終ひび割れ状況

表－2 載荷履歴

サイクル	部材角 (rad)	変形 (mm)
1	1/400	3.75
2	1/200	7.5
3	1/200	7.5
4	1/100	15
5	1/100	15
6	1/50	30
7	1/25	60
8	1/12	125

3. 2. 諸耐力と荷重－変形関係

各試験体の最大耐力の実験値と諸耐力の計算値の比較を表－3に示す。最大耐力に関するNo. 100とNo. 101の比較では、No. 101の方がわずかに高い。しかし、双方とも、最大耐力ははりの曲げ降伏時耐力の計算値を超えている。最大耐力時の接合部の平均せん断応力度は、接合部のせん断強度の全計算値よりも小さい。また、最大耐力時のはり主筋1本当たりの軸力の最大値 P_{max} は、機械式定着の定着耐力の計算値よりもはるかに小さい。これらの計算値と実験値との比較からも、No. 100とNo. 101でははりの曲げ降伏によって最大耐力が決定したことが裏付けられる。

No. 102～No. 104では、支圧面積の違いによる最大耐力の顕著な差は確認されなかった。No. 102～

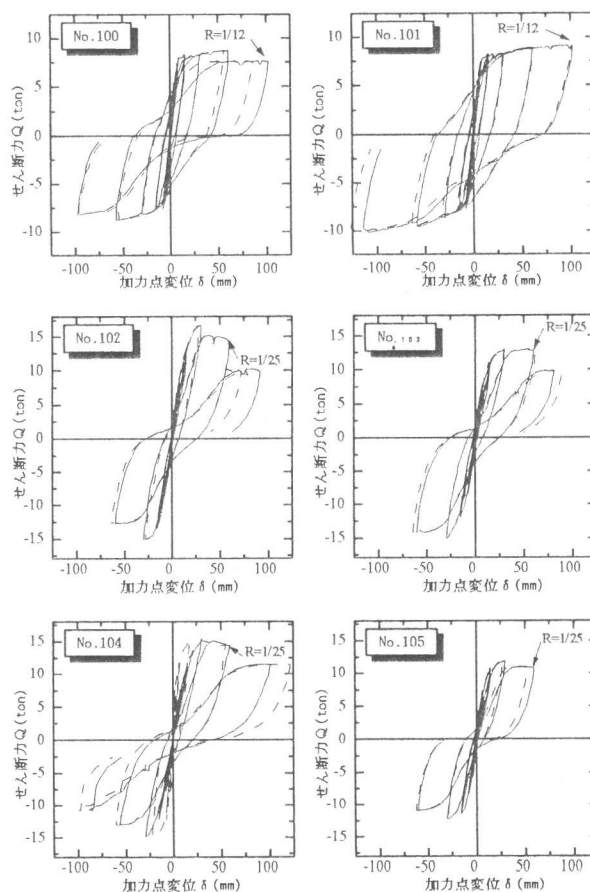
No. 105の最大耐力の実験値と計算値の比較では、最大耐力時の接合部の平均せん断応力度は、接合部のせん断強度の計算値の下限値を上回っている。また、最大耐力の実験値ははりの曲げ降伏時耐力の計算値よりもはるかに小さい。No. 102～No. 104では最大耐力時のはり主筋1本あたりの軸力の最大値から判断して、定着破壊は生じていない。よって、最大耐力は接合部のせん断破壊で決定していると判断できる。折り曲げ定着(No. 105)では、定着耐力の計算値とはり主筋の軸力の最大値が接近している。従って、No. 105では定着破壊が接合部のせん断破壊を誘発し、機械式定着(No. 102～104)よりも最大耐力が20%程度低くなったと推測される。

各試験体のはりのせん断力と直接計測された部材角の関係を図－4の実線で示す。

表－3 最大耐力の実験値と諸耐力の計算値の比較

破壊モード		はり曲げ降伏型		接合部せん断破壊型				
試験体(No.)		100	101	102	103	104	105	
実験値	Q _{max} (tonf)	正	8.8	9.1	16.7	13	15.3	11.9
	最大耐力	負	8.8	10.1	15.1	15.1	14.8	12.3
		平	8.8	9.6	15.9	14.1	15.1	12.1
		Q _j (tonf)	正	28.9	29.9	54.9	42.7	50.3
	接合部最大せん断力	負	28.9	33.2	49.6	49.6	48.6	40.4
		平	28.9	31.5	52.2	46.3	49.6	39.8
		τ _{j1}	正	45.9	47.5	87.1	67.8	79.8
	(Q _j /be ₁ L _d)	負	45.9	52.7	78.8	78.8	77.2	70.1
		平	45.9	50.1	82.9	73.5	78.8	68.9
		τ _{j2}	正	45.4	46.9	86.1	67.1	78.9
計算値	(Q _j /be ₂ L _d)	負	45.4	52.1	77.9	77.9	76.3	63.4
		平	45.4	49.5	82	72.7	77.9	62.4
		P _{amax} (tonf)	9.4	10.8	19.1	18.3	18.5	14.9
	Q _{by} (tonf)	7.2		26.2		15.6		
	P _a (tonf)	<15.4	15.4[3]	<22.2	22.2 [3]		14.3[5]	
	接合部定着耐力	寺岡式[6]	120.1 (kgf/c m ²)					
		木村式[7]	114.1					
		大塚式[8]	99.6					
		NZS式[9]	95.1					
		ACI式[10]	63.7					
断上耐力	上村式[11]	104.5		107.6				
	是石式[12]	51.5		53.3				
	SRC式[12]	68.5		73.3				

τ_{j1,2}:接合部の最大せん断応力度、Q_{by}:はり曲げ降伏時耐力(計算値)、be=(b_B+b_C)/2
b_C:柱幅、b_B:はり幅、L_d:柱面から支圧面までの距離(折り曲げ定着では、L_d=鉄筋径)
P_{amax}:ひずみゲージより推定したはり主筋1本当たりの軸力の最大値とM_{max}/4j₀の大きい方
j_C、j_B:柱、はりの応力中心間距離、M_{max}:はりのフレイスマーメントの最大値
P_a:文献[3]または[5]による計算値、欄中の<は[3]の式の適用範囲外であることを示す。



図－4 せん断力－部材角関係

3. 3. 変形成分解析

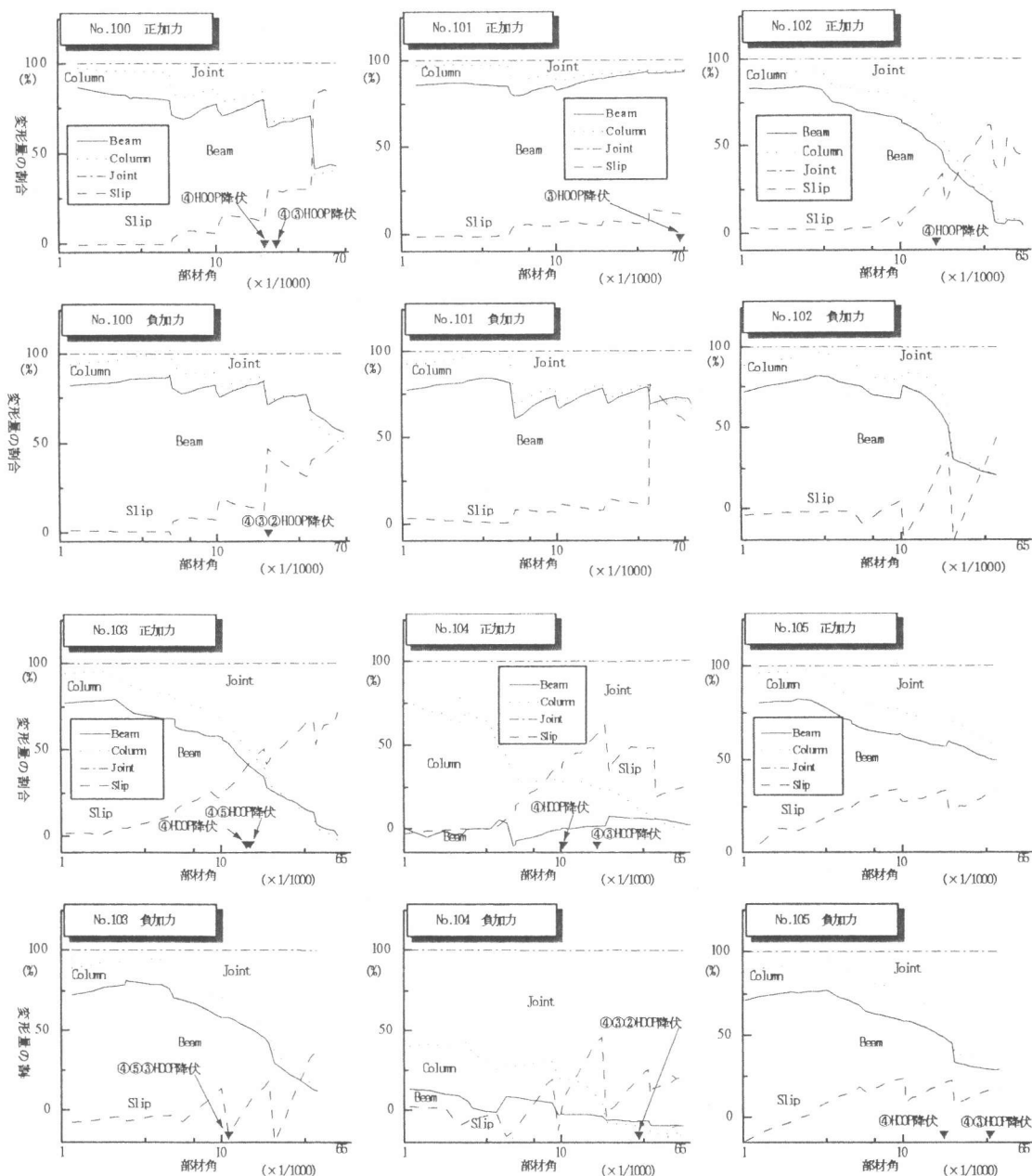


図-5 各部の変形成分の割合の推移

図-2に示す各標点間の伸縮量より、以下の方法では、柱、接合部の変形成分を算出した。接合部の各標点間の伸縮量については、幾何学的な条件に対して、計測値が1つ余剰となる。そこで、各計測値に誤差が含まれているものと仮定し、幾何学的条件を満足し、かつ各計測値の誤差の2乗和が最小となるようにそれぞれの誤差を決定した。そして、微小変形を仮定することによって各標点の座標を決定した。加力点において直接測定した全体変位と変形成分解析より得られた同点における変位は、図-4中の破線に示すようにほぼ一致した。はりの加力点における全体変位に対するはり、接合部、柱の変形成分の割合の推移を図-5に示す。定着端部の抜け出しによる回転角で生じる加力点の変位を、定着端部の抜け出しによる変形と定義し、その割合を図中のSlipの線として示す。なお、抜け出しによる変形には接合部とはりの両方の変形が含まれている。よって大変形時には、抜け出しによる変形がはりの変形より大きくなる

場合がある。また、図中の▼は、接合部内のせん断補強筋が降伏した点であり、番号は、図-1中のせん断補強筋の番号に対応している。

(a) はり曲げ降伏型試験体の支圧面積による比較
No. 100とNo. 101のはりの変形の割合は、はりが曲げ降伏したため、接合部がせん断破壊した試験体のはりの変形の割合よりも大きくなっている。

No. 101は、最大耐力以降で耐力の低下と共に破壊が降伏ヒンジに集中したため、曲げ降伏後のはりの変形の割合が増加している。No. 100では $R=1/50$ の繰返しではり主筋が抜け始め、その後、接合部のせん断破壊へ移行した。そのため、 $R=1/100$ 以降では接合部の変形の割合が増加し、はりの変形の割合が減少している。また、 $R=1/50$ 付近で接合部内の全てのせん断補強筋の降伏も確認された。

No. 100とNo. 101の定着端部の抜け出し量とせん断力の関係を図-6に示す。抜け出し量は上端と下端で各2本ずつ計測したが、2本ともほぼ同じ挙動を示していたため、図中ではそれらの平均値をそれぞれ示した。No. 100のはり主筋の抜け出し量は $R=1/100$ 以降で増加し始め、全体変位に占める抜け出しによる変形の割合は、最終的に60~70%程度となった。その理由としては以下のことが推測される。はり主筋は降伏する事によって細くなり、また、はり主筋に沿った曲げひび割れが発生して付着力が減退する。そのため最終的には、定着端部で80%以上の軸力を負担するようになる[2]。したがって、支圧面積比=1.7のナットではり主筋の降伏後に抜け出しが生じた。逆にNo. 101では、抜け出し量が小さく、 $R=1/12$ の正加力時でも15%程度であった。しかし、No. 101の負加力時に圧縮側となるはり主筋では、正加力時にすでに新たな塑性のびを経験したため、 $R=1/12$ の負加力時に押し抜き現象が見られた。図-5中のNo. 101の負加力側の $R=1/12$ の繰返し時における抜け出し量の増加は、引張側が抜けているのではなく、圧縮側の押し抜きによるものであるが、図-4に示すように押し抜きによる耐力低下はなかった。

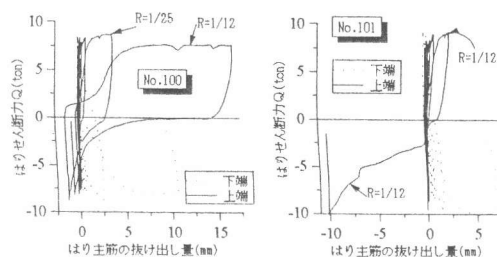


図-6 はり主筋の定着端部の抜け出し

(b) 接合部せん断破壊型試験体の支圧面積による比較

No. 102、No. 103の $R=1/400$ 付近でははりの変形が増加するが、 $R=1/200$ になると接合部の変形が徐々に増加し始め、最終的には接合部のせん断破壊により、接合部の変形が全体変位の大部分を占めるようになる。No. 102とNo. 103のはり主筋の抜け出し量は $R=1/100$ 以降で徐々に増加している。これらに対してNo. 104の接合部の変形量の割合は、 $R=1/200$ ですでに50%以上となっている。No. 104の $R=1/200$ 以降のはり主筋の抜け出し量の増加は、定着端部が接合部の圧縮束が縮むことによって移動したことによる影響が含まれており、No. 104では圧縮束と定着端部の相対滑りがNo. 102やNo. 103と比べて少なかったため、早期から接合部に変形が集中したものと推測される。

(c) 等価な水平投影長さをもつU字型折り曲げ定着と機械式定着の比較

No. 105のはり、柱、接合部の変形の割合は、 $R=1/25$ まではNo. 102とNo. 103とほぼ同様な推移を示している。 $R=1/100$ におけるはり主筋での折り曲げ起点の抜け出し量は、No. 105の方がNo. 102、No. 103よりも若干大きい。 $R=1/25$ では、逆にNo. 102、No. 103の方が抜け出し量が多い。しかし、抜け出し量の増大による $R=1/25$ における耐力の低下への影響は、図-4に示すようにほとんど認められなかった。

4. まとめ

はり主筋の端部に設けた定着板の支圧面積比を実験変数としたト型試験体の比較実験を行っ

た。そして、はりの曲げ降伏または接合部のせん断破壊に対する支圧面積の相違による影響について考察し、以下の知見を得た。

○支圧面積比の相違による最大耐力の顕著な差は、認められなかった。

○はり筋の抜け出しは、接合部のせん断破壊と密接な関係がある。しかし、接合部がせん断破壊した場合では、最大耐力以後のはり主筋の抜け出し量の増大が耐力低下へ与える影響は少なかった。

○折り曲げ定着では定着耐力の計算値と計測されたはり主筋の軸力の最大値が接近しており、定着破壊が接合部のせん断破壊を誘発したものと推測される。そのため、機械式定着よりも最大耐力が約20%低くなった。

○支圧面積比が1.7のナットを定着金物として用いた場合では、はり主筋降伏後に抜け出しが生じ、接合部のせん断破壊を併発し、耐力の低下がみられた。

○長方形一体型の定着板を用いた場合では、早期より接合部に変形が集中した。

○最小配筋間隔で配筋可能な円形定着板を用いたNo. 101では、曲げ降伏後のはり主筋端部の抜け出しがほとんどなく、靱性能は良好であった。

○曲げ降伏後の圧縮鉄筋の押し抜き現象は、円形定着板を用いたNo. 101の $R=1/12$ 以降でみられたが、力学的性質には何ら悪影響がみられなかった。

以上の結果より総合的に判断して、最小配筋間隔で配筋可能な円形定着板で定着したはり主筋を有する部分架構の強度と靱性に関しては、はりの曲げ降伏、接合部のせん断破壊の両破壊モードに対して、折り曲げ定着と同等以上の力学的性能を有することを確認した。

謝辞

本実験に際して近畿大学平成5年度卒論生 谷文夫、本間隆之氏の協力を得ました。また、東京鉄鋼株式会社より鉄筋を提供して頂きました。ここに記して感謝の意を表します。

参考文献

- [1] 村井、岡本、菅野、堀川、宮本、上村：端部にコブを設けた梁主筋の柱・梁接合部内における定着性能に関する実験的研究、日本建築学会大会学術講演梗概集、1993年9月
- [2] 村上、宮崎、窪田：RC外部はり柱接合部のはり主筋の機械式定着に関する実験、コンクリート工学年次論文報告集、Vol. 15, No. 2, 1993
- [3] 村上、宮崎、窪田：RC外部はり柱接合部の梁主筋の機械式定着強度実験式の提案、日本建築学会大会学術講演梗概集、1993年9月
- [4] 金田、近藤、藤井、森田：外部柱・梁接合部における定着部ディテールと接合部の特性(その1・その2)、日本建築学会大会学術講演梗概集、昭和59年10月
- [5] 藤井、森田、川上、山田：90°折り曲げ鉄筋の定着耐力の再評価、日本建築学会構造系論文報告集、第429号、1991年11月
- [6] 寺岡、狩野、小林、藤原、林、佐藤：鉄筋コンクリート造十字型柱はり接合部の力学性状に関する研究、日本建築学会大会学術講演梗概集、1986年10月
- [7] 木村、菅野、長島、田村、原、沢村、山本：超高層鉄筋コンクリート造建物の柱および架構に関する実験的研究、日本建築学会大会学術講演梗概集、1986年10月
- [8] 大塚、斎藤、安田、小原：高層鉄筋コンクリート造建物の柱梁接合部に関する実験的研究、日本建築学会大会学術講演梗概集、1986年10月
- [9] NZS 3101: Code of practice for the design of concrete structures, 1982, Standard association of New Zealand
- [10] ACI 352 R-85: Recommendation for design of beam-column joints in monolithic RC structures, ACI Journal, pp. 266~283, May-June 1985
- [11] 上村ら：RC構造物のはり柱接合部の終局せん断強度について、日本建築学会大会学術講演梗概集、昭和50年10月, pp1155~1156
- [12] 小倉弘一郎、関根正孝：RC柱・梁接合部に関する研究の動向、コンクリート工学年次論文報告集、Vol. 26, No. 10, 昭和56年9月