

柱梁接合部内に機械式継手を用いた RC 造架構の加力実験

Loading Tests of RC Frames arranged Mechanical Splices within Beam-Column Joint

新上 浩 HIROSHI SHINJO

小坂 英之 HIDEYUKI KOSAKA

山中 久幸 HISAYUKI YAMANAKA

建築技術部 平野 秀和 HIDEKAZU HIRANO

構造設計部 貫洞 覚 SATORU KANDO

柱梁接合部内で機械式継手を用いて梁主筋を接合する十字形試験体の水平加力実験を実施し、梁主筋を通し配筋とする在来工法の試験体との構造性能を比較した。その結果、本工法は想定している変形領域においては在来工法とほぼ同等の構造性能を有し、大変形領域においては機械式継手の形状によって構造性能が異なることが確認された。

キーワード：柱梁接合部，プレキャスト，機械式継手，付着

The structural performance of RC frames in which beam reinforcing bars were connected by mechanical splices within the beam-column joint, was compared by a series of loading tests to conventional frames which use continuous re-bars in the joint. Through these tests it was confirmed that the performance of mechanical splices was almost equal to the conventional method in the designed range of the deformation, and depended on the shape of the mechanical splice in the range of large deformation.

Key Words: Beam-Column Joint, Precast, Mechanical Splice, Bond

1. はじめに

近年、鉄筋コンクリート（以下、RC）造建築物では、高い品質を確保し、施工の省力化・短工期化を図るために、柱・梁部材のプレキャスト（以下、PCa）化による施工が積極的に進められている。昨今の建設現場では、様々なPCa工法の中でPCa化率の高い工法として、柱梁接合部内で機械式継手を用いて梁主筋を接合し、柱梁接合部のコンクリートを現場打設する工法が多く採用されている。

この工法に用いる機械式継手としては、既存の種々の継手が考えられるが、設計、施工上、以下のような問題点が指摘されている。まず、ねじ式カプラー継手の場合には、継手形状が比較的小さいために、梁主筋の付着性状への影響は小さいと考えられるものの、PCa部材の製作に高い精度が要求される。また、下端筋のカプラー継手の締付け作業にスペースが必要となるため、柱のフルPCa化が困難であり、梁受けの支保工の設置、柱頭の型枠工事が不可欠になる。他方、これらの問題が解決される継手方式であるねじピッチ合わせが不要なねじ式カプ

ラー継手、あるいはモルタル充填式のスリーブ継手の場合には、継手形状が比較的大きいため設計上の問題点が生じている。すなわち、継手部の付着性状が明らかではないことから、継手部の付着力を見込まないとした場合には、主筋の付着長さの確保が困難になり、このような継手の使用部位が大きく制限されるという問題である。しかしながら、継手部では、接合される鉄筋に比べ外径が大きいことによる継手端部の支圧力、また表面積が大きく、継手表面には微細な凹凸があることによる付着力が期待でき、これらの抵抗要素が見かけの付着力として存在すると思われる。

そこで本報では、柱梁接合部内にこれらの機械式継手を用いたRC造架構の構造性能を検証することを目的として実施した十字形架構の構造性能実験について報告する。

2. 実験概要

(1) 試験体

表-1に各試験体の諸元を、図-1に試験体形状（No.2試

表-1 各試験体の諸元

		No.1	No.2	No.3	No.4
柱	断面 Bc×Dc (mm)	450×450			
	Fc (N/mm ²)	54			
	主筋	12-D19 (SD490)			
	帯筋	4-UHD6@50 (SHD685)			
接合部	帯筋	3×4-UHD6 (SHD685)		2×4-UHD10 (SHD685)	
	主筋接合方法*	通し配筋	C継手	S継手	C継手
	継手外径×長さ (mm)	---	29×180	49×285	29×180
	継手長/接合部せい	---	0.40	0.63	0.40
梁	断面 b×D _b (mm)	326×370			
	Fc (N/mm ²)	54			
	主筋	上端筋	4-D19 (SD490)	4-D19+4-D19 (SD685)	
		下端筋	4-D19 (SD490)	4-D19+4-D19 (SD685)	
肋筋	4-UHD6@75 (SHD685)		4-UHD10@50 (SHD685)		
想定破壊形式	梁曲げ降伏先行型			柱梁接合部せん断破壊先行型	

※C継手 : ねじピッチ合わせが不要なカプラー継手
S継手 : グラウト充填式スリーブ継手

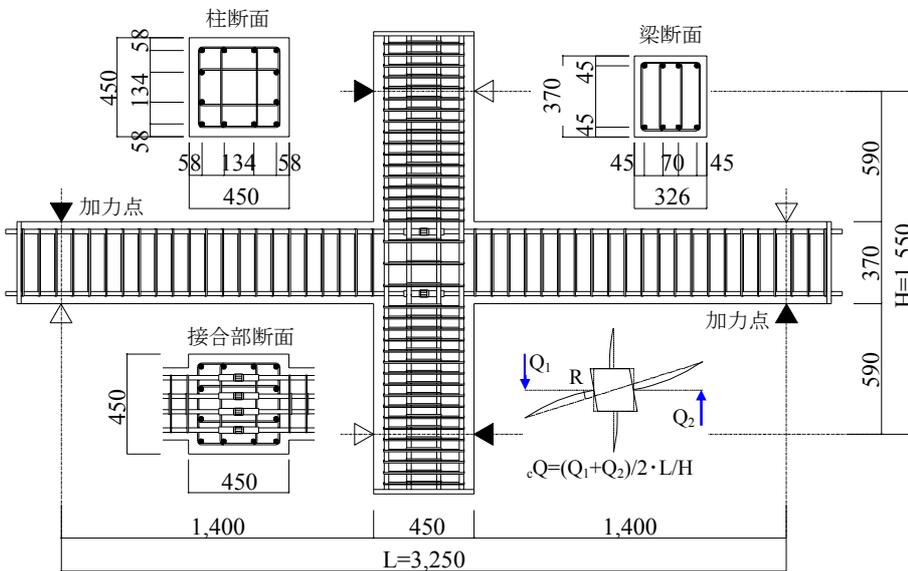


図-1 試験体形状 (No.2)

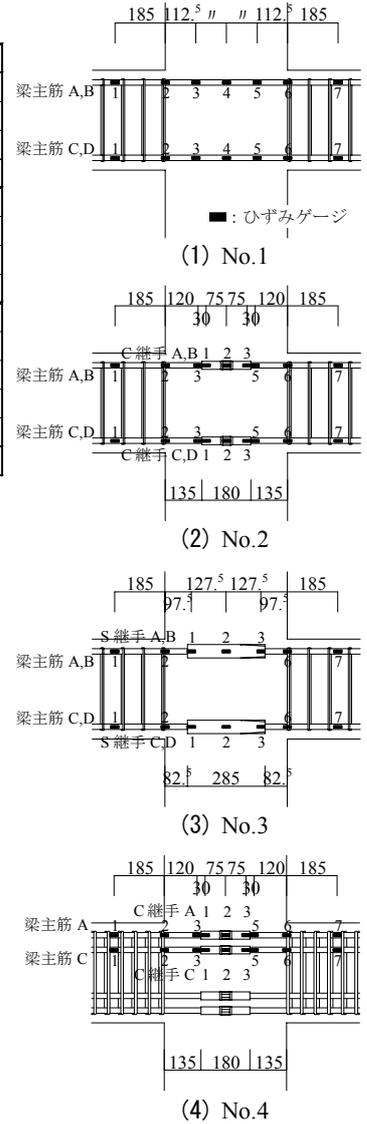


図-2 柱梁接合部内の配筋状況とひずみの計測位置

験体) を, 図-2に各試験体の柱梁接合部内梁主筋の配筋状況とひずみの計測位置を示す。

試験体は, 縮尺率約 1/2 の同形状の十字形架構 4 体からなり, No.1は, 梁主筋を通し配筋とした試験体, No.2 ~ 4 は, 柱梁接合部内に機械式継手を用いて梁主筋を接合した試験体である。

使用した機械式継手は, No.2, No.4はねじピッチ合わせが不要なカプラーにグラウト材を注入する方式の継手 (以下, C継手), No.3はスリーブと鉄筋の隙間にグラウト材を充填する方式の継手 (以下, S継手) である。鉄筋径に対する継手外径の比は, 前者は 1.53, 後者は 2.58 であり, 柱のせいに対する継手長さの比は, 前者は 0.40, 後者は 0.63 である。

各試験体の破壊モードは, RC 規準の梁の曲げ耐力¹⁾ および靱性保証型指針の柱梁接合部のせん断耐力²⁾ の計算値を基に, No.1 ~ 3 は梁曲げ降伏先行型, No.4はコン

表-2 使用材料の試験結果

鉄筋径・種別	降伏点強度 σ_y [N/mm ²]	引張強度 σ_t [N/mm ²]	ヤング係数 E_s [N/mm ²]	降伏ひずみ ϵ_y [$\times 10^{-6}$]	使用部位
D19 (SD490)	530	701	2.01×10^5	2729	柱主筋 (No.1~4) 梁主筋 (No.1~3)
D19 (SD685)	715	901	1.96×10^5	3917	梁主筋 (No.4)
UHD6 (SHD685)	696*	924	1.93×10^5	5646*	柱帯筋, 梁肋筋, 柱梁接合部帯筋 (No.1~3)
UHD10 (SHD685)	784	969	2.15×10^5	3782	柱帯筋, 梁肋筋, 柱梁接合部帯筋 (No.4)
コンクリート区分	試験体	圧縮強度 σ_B [N/mm ²]	弾性係数 E_c [10^4 N/mm ²]	ポアソン比 ν	割裂強度 σ_t [N/mm ²]
Fc54	No.1	61.4	3.57	0.198	3.52
	No.2	61.7	3.61	0.215	4.19
	No.3	62.6	3.60	0.209	3.88
Fc36	No.4	37.1	2.78	0.173	2.84

※ 0.2% オフセット時

クリート強度, 梁主筋強度および本数を調整し, 柱梁接合部せん断破壊先行型となるように計画した。

試験体の製作は, あらかじめ各機械式継手によって接合した梁主筋を配筋し, 柱と梁のコンクリートを一体で打設した。表-2に使用材料の試験結果を示す。

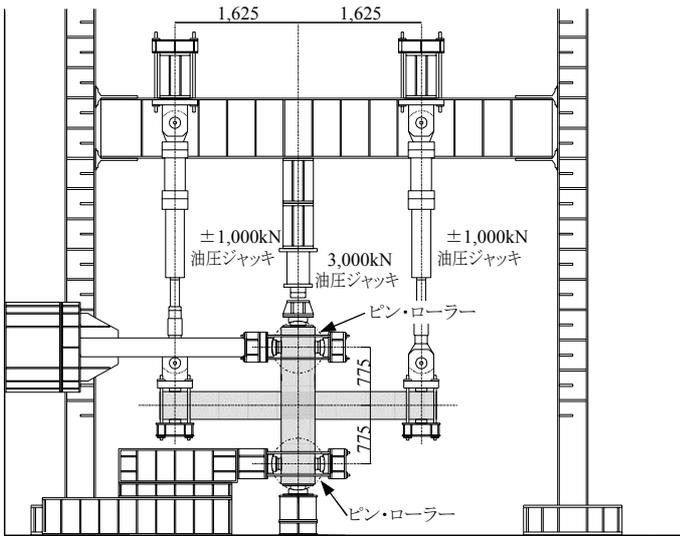


図-3 加力装置図



写真-1 加力状況

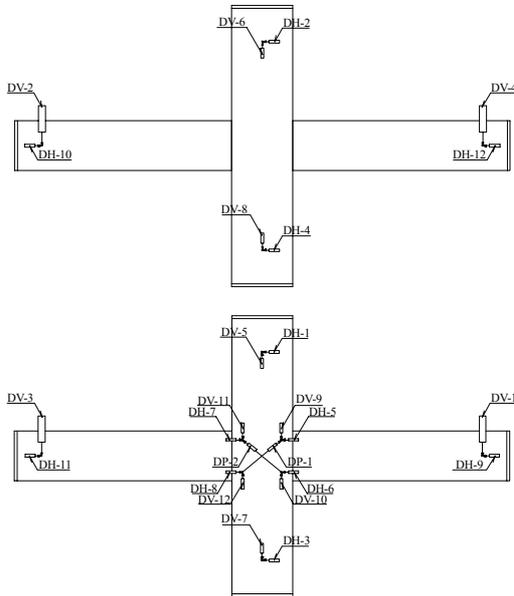


図-4 変位の計測位置

(2) 加力方法

図-3に加力装置図を、写真-1に加力状況を示す。

加力は、試験体の上下柱の反曲点位置をピン・ローラー一支持とし、柱上部の油圧ジャッキ（圧縮型：最大荷重3,000kN，ストローク200mm）により長期軸力相当の一定軸力（ $N = 0.2 \sigma_B \cdot Bc \cdot Dc$ ）を作用させるとともに、逆対称変形状態となるように、左右の両梁端部に設置した油圧ジャッキ（両動型：最大荷重±1,000kN，ストローク600mm）により、上下方向に正負交番漸増繰返し加力する方法とした。

各試験体の加力履歴は以下のとおりである。No.1は変形角 $R = \pm 1/200, 1/100, 1/67, 1/50, 1/33, 1/25, 1/20$ rad を各1サイクルとし、No.2～4は変形角 $R = \pm 1/400$ rad で1サイクル加力後、 $R = \pm 1/200, 1/100, 1/67, 1/50$ rad までは各

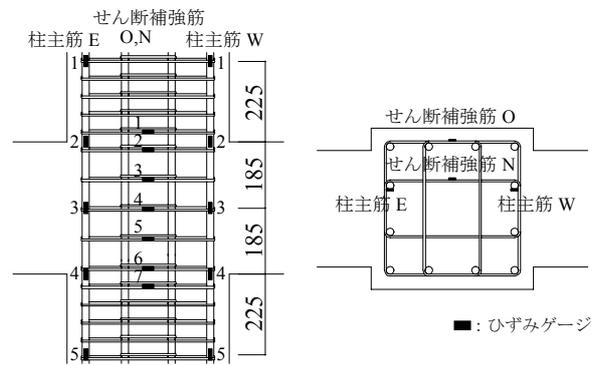


図-5 ひずみの計測位置

2サイクル，以降 $R = \pm 1/33, 1/25, 1/20$ rad は各1サイクルを基本とした。

(3) 計測方法

図-4に変位の計測位置を、図-5に各試験体共通のひずみの計測位置を示す。変位の計測にはひずみゲージ式変位計を用い、梁端加力位置，柱上下のピン・ローラー位置，柱梁接合部の4隅の水平・鉛直変位と，柱梁接合部の対角方向の変位を計測した。ひずみの計測は，柱主筋および柱のせん断補強筋については図-5に示す位置，柱梁接合部内の梁主筋については図-2に示す位置に貼付したひずみゲージによって行った。

3. 実験結果および考察

(1) 破壊状況および荷重－変形曲線

図-6に柱のせん断力 Q と変形角 R との関係を示す。各試験体とも $R = 1/400$ rad までに梁に曲げひび割れが発生した。梁の曲げ降伏先行型のNo.1～3は，梁主筋が降伏するおよそ $R = 1/125$ rad までは同様な履歴形状を示した。降伏時荷重は，梁の曲げ耐力の計算値¹⁾（267kN）とほぼ一致している。

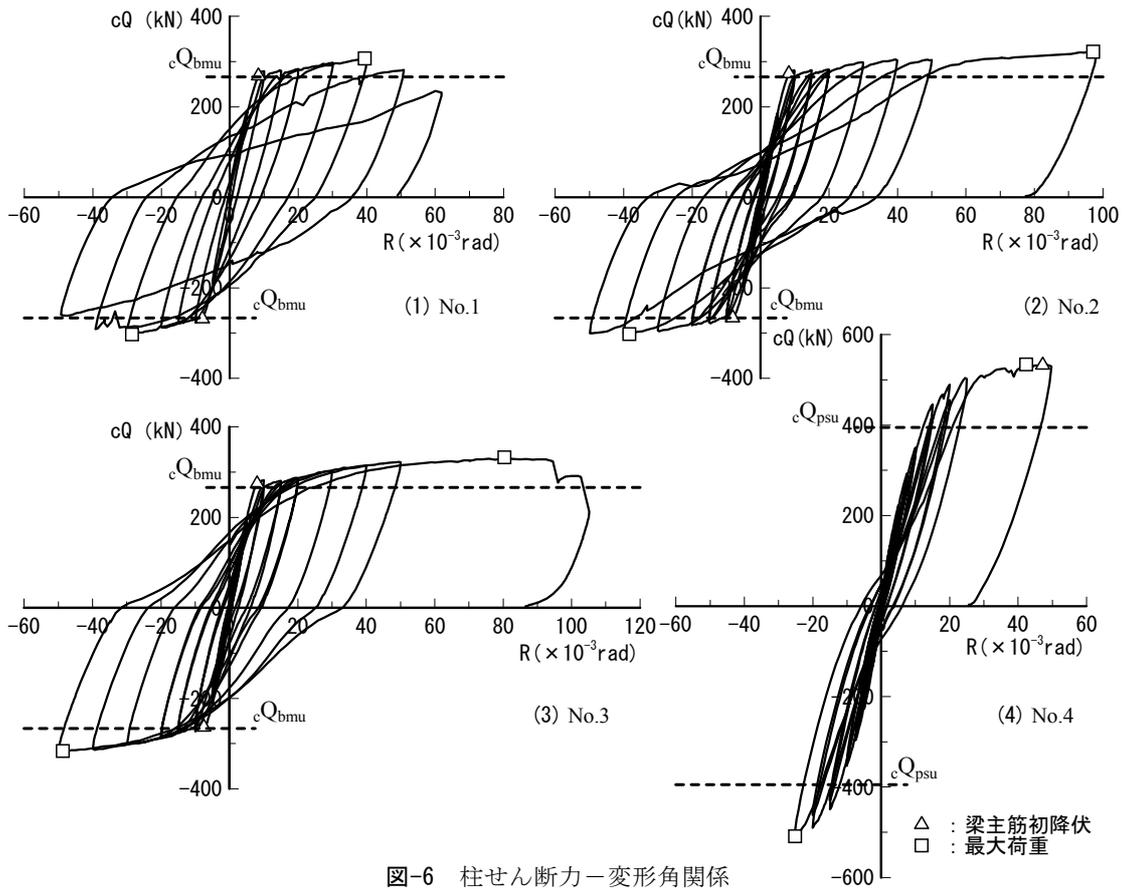


図-6 柱せん断力-変形角関係

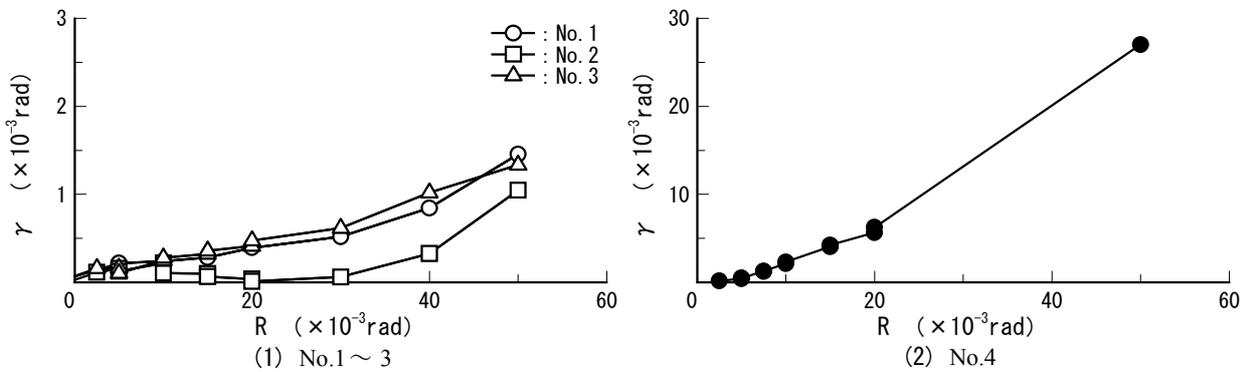


図-7 柱梁接合部せん断変形角の推移

梁主筋降伏後の履歴形状についてみると、継手を用いていないNo.1は、 $R=1/25$ rad で最大荷重（307kN）に達し、それ以降の加力で緩やかな荷重低下を起したが、紡錘型の履歴形状を示した。C継手（継手長/柱せい=0.40）を用いたNo.2は、 $R=1/50$ rad まではNo.1とほぼ同じ性状を示したものの、 $R=+1/33$ rad の除荷時において逆S字状の履歴形状を示し、 $R=1/20$ rad で顕著となった。しかし荷重（322kN）は最終変形 $R=1/10$ rad まで低下しなかった。S継手（継手長/柱せい=0.63）を用いたNo.3は、大変形領域においても紡錘形の履歴性状を示し、 $R=1/12$ rad で最大荷重（332kN）に至った。

接合部せん断破壊先行型のNo.4は接合部のせん断耐力

の計算値²⁾（395kN）を上回った後、 $R=1/50$ rad 以降の加力において接合部せん断ひび割れが拡大した。それとともに、荷重の上昇が小さくなり、 $R=1/25$ rad で最大荷重（534kN）に達し、直後に梁主筋が降伏して $R=1/20$ rad で加力を終了した。

図-7に柱梁接合部せん断変形角 γ の推移を示す。梁の曲げ降伏先行型のNo.1～3は、変形角 R の大部分を梁の変形が占めるため、柱梁接合部でのせん断変形は非常に小さい。3体とも梁主筋の降伏までは、ほぼ同じ傾向を示したが、No.2は主筋降伏後の $R=1/100$ rad以降に γ が一度小さくなり、 $R=1/50$ rad以降に再び大きくなった。

柱梁接合部のせん断破壊先行型のNo.4は、 R の増加と

ともに γ が増加し、 $R=1/20\text{rad}$ 時において $\gamma = 1/42\text{rad}$ と非常に大きくなっており、 $R=1/22\text{rad}$ 時に梁主筋の降伏はみられるものの、破壊形式としては柱梁接合部のせん断破壊とみなされる。

(2) 耐力の実験値と計算値

表-3に柱荷重に換算した耐力の実験値と計算値との対応を示す。No.1～3の最大荷重 cQ_{max} は、梁の曲げ耐力の計算値 $cQ_{\text{bmu}}^{(1)}$ に対する比率で1.15～1.25であり、よい対応を示している。また、No.4の cQ_{max} は、柱梁接合部のせん断耐力の計算値 $cQ_{\text{psu}}^{(2)}$ の1.35倍となった。

(3) 等価粘性減衰定数

図-8にNo.1～3の等価粘性減衰定数 h_{eq} を示す。同図には、復元力特性モデルにおける除荷時剛性を、降伏時剛性の $1/\sqrt{\mu}$ とした時の定常ループにおける h_{eq} である式(1)の関係も併せて記した。式(1)は、建設省告示第1457号の $m h_{\text{ei}}$ 式を0.8で除した関係に相当する。

$$h_{\text{eq}} = \frac{I}{\pi} \left(I - \frac{I}{\sqrt{\mu}} \right) \quad (1)$$

ここに、

μ : 梁主筋の降伏時変形角を基点とした塑性率

No.1とNo.3の h_{eq} は、各変形角でほぼ同程度の値である。No.2の h_{eq} は、 $R=1/50\text{rad}$ まではNo.1とNo.3とほぼ同程度で、それ以降の変形角では小さい。これは、柱梁接合部の梁主筋の付着劣化による逆S字状の履歴形状の発生状況と対応している。ただし、大変形時においても式(1)の関係を上回っている。

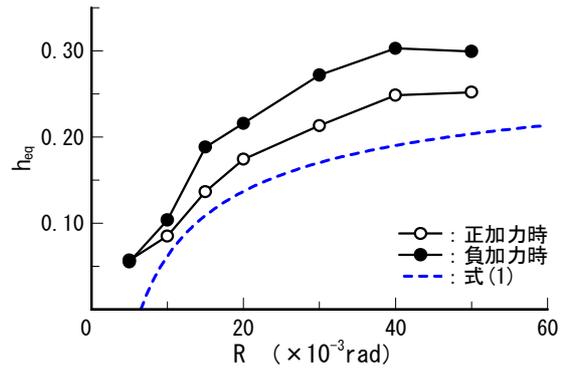
(4) 梁主筋のひずみ性状

図-9に正加力時の梁主筋（継手を含む）のひずみ分布を示す。継手を用いたNo.2、No.3の鉄筋部のひずみ分布は、主筋降伏までは通し配筋のNo.1とほぼ同じ傾向を示した。主筋降伏後No.2は、引張側鉄筋部分ではひずみの進展が大きくなり、圧縮側鉄筋部分の継手端位置では、負加力時の残留ひずみによって、ひずみが正值（引張）に移行している。これは、No.1では比較的大きな変形角においても梁主筋の付着力が柱梁接合部内全長にわたって作用しているのに対して、No.2では鉄筋部分にひずみが集中し、付着劣化が比較的早期に発生することによるものであると思われる。ただし先に述べたとおり、大変形時においても荷重低下が生じないのは、継手端部の支圧などによる抵抗によるものであると思われる。

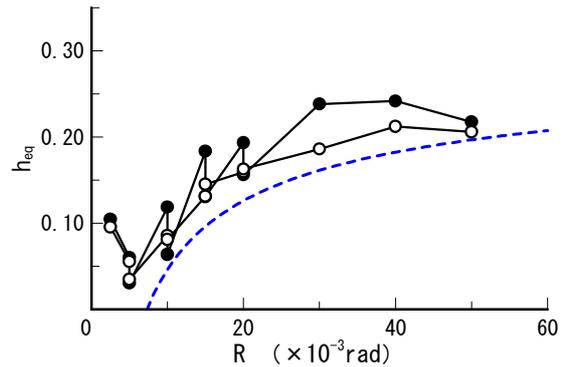
一方No.3は、No.2より継手部が長く鉄筋部分は短い

表-3 耐力の実験値と計算値

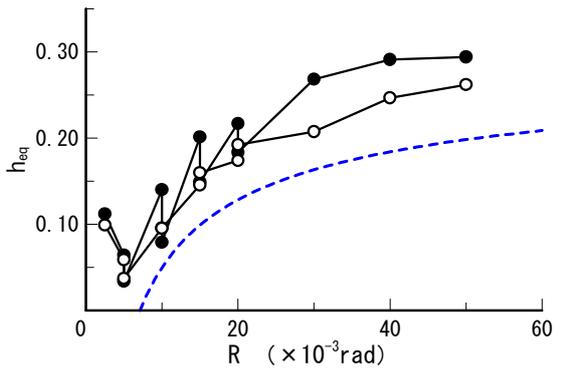
試験体名	実験値	計算値			
	最大荷重	梁曲げ耐力		柱梁接合部せん断耐力	
	cQ_{max} [kN]	cQ_{bmu} [kN]	$\frac{cQ_{\text{max}}}{cQ_{\text{bmu}}}$	cQ_{psu} [kN]	$\frac{cQ_{\text{max}}}{cQ_{\text{psu}}}$
No.1	307	267	1.15	594	—
No.2	322	267	1.21	597	—
No.3	332	267	1.25	603	—
No.4	534	658	—	395	1.35



(1) No.1



(2) No.2



(3) No.3

図-8 等価粘性減衰定数

梁端のひずみの進展はNo.2のように顕著ではない。これはNo.3のようなねじ部のないスリーブ継手の場合には、スリーブ内の鉄筋のひずみも進展し、No.2のような梁端にひずみが集中する状況が緩和されることによるものと考えられる。

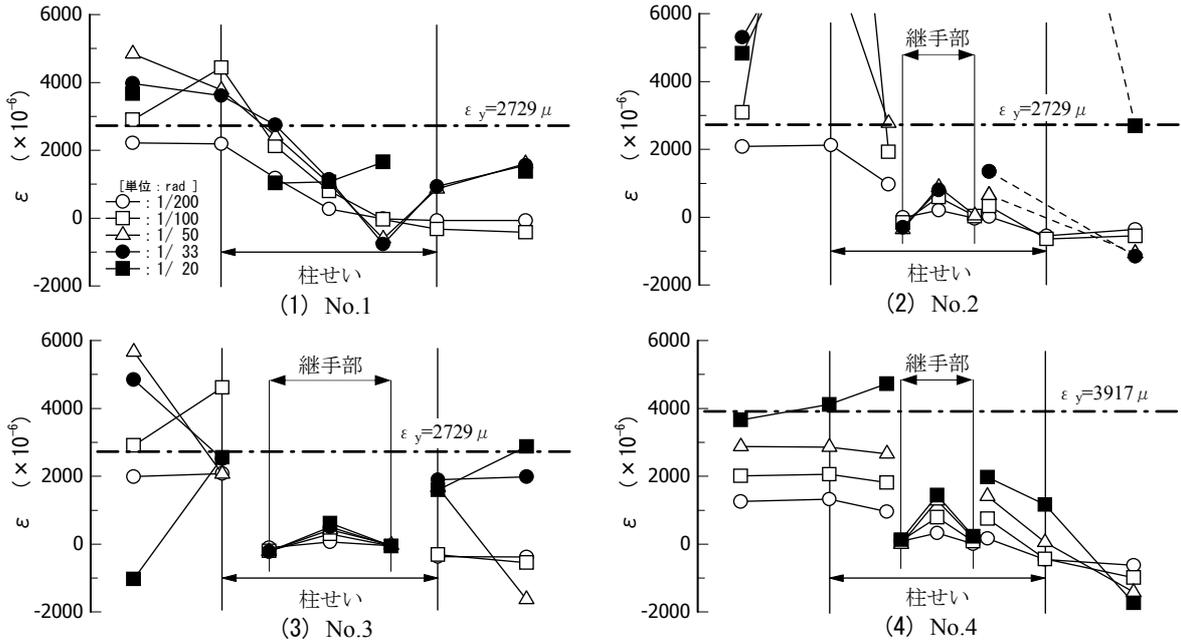


図-9 梁主筋のひずみ分布

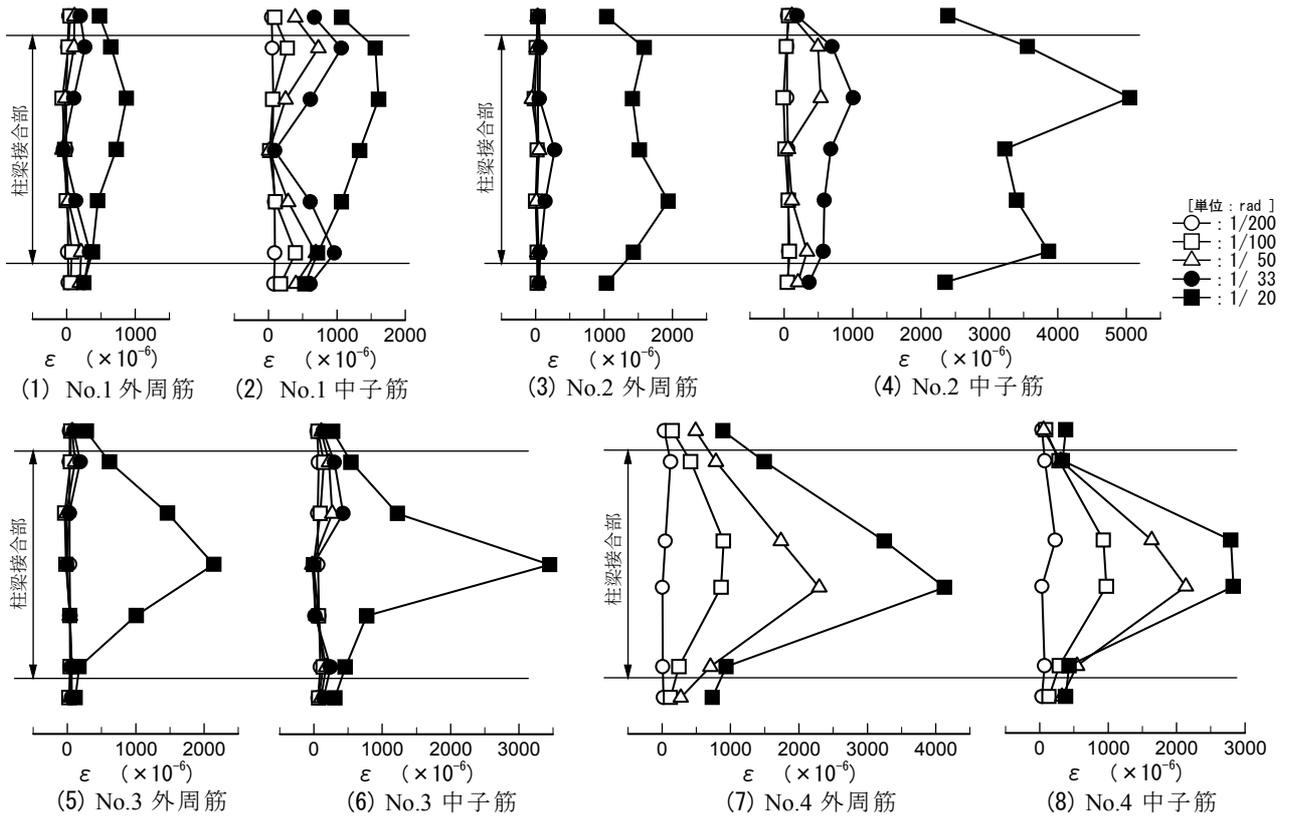


図-10 柱のせん断補強筋のひずみ分布

No.2～4の継手部分の引張側端部では、引張主筋の降伏後、ひずみが負（圧縮）となる現象がみられる。負の値が変形角とともに大きくなっていることから、これは継手端部の支圧抵抗に起因するものと思われる。

(5) 柱せん断補強筋のひずみ性状

図-10に正加力時の柱せん断補強筋のひずみ分布を示す。すべての試験体で、変形角Rが大きくなるとともにせん断補強筋のひずみが大きくなっていることがわかる。

梁降伏先行型のNo.1～3では、柱梁接合部のせん断余

の試験片の引張試験結果を示す。同図より得られた、継手端部のひずみ ε_1 に対する鉄筋の引張力 T の係数 α_{ms} を用いると ε_1 は (4) 式で表される。

$$\varepsilon_1 = P_1 / \alpha_{ms} \quad (4)$$

ε_1 が求めれば一方の ε_c は (3) 式より算出できる。この ε_c は F_1 によって生じる継手部のひずみであるから、継手の弾性係数を E_{ms} 、断面積を A_{ms} とすれば (5) 式の関係が成り立つ。

$$F_1 = (A_{ms} \cdot E_{ms}) \cdot \varepsilon_c \quad (5)$$

ここで、 $A_{ms} \cdot E_{ms}$ は、図-12に示すように、継手母材のみで全引張力を伝達している継手中央のひずみ ε_2 に対する T の勾配から得られる。

以上の一連の算定は、以下の仮定のもとに行っていることになる。

- ①引張試験時と同様の応力伝達が、架構実験時の継手内においても生じている。
- ②継手単体の圧縮時の弾性率は引張時と同じである。
- ③継手端部の面積は継手の断面積に等しい。

図-13は上記の算出法で求めたNo.2とNo.4の F_f 、 F_1 および F_2 を、コンクリート強度差による影響を取り除くために、付着耐力 F_u で基準化した指標値と変形角 R の関係を示したものである。ここで、付着耐力 F_u は梁主筋の柱梁接合部内での付着強度 τ_u の計算値²⁾から求めた。

$R=1/400\text{rad}$ 以下の小さな変形角においては、 F_f の大半は F_2 によるものであり、損傷が始まる $R=1/200\text{rad}$ 以降に、 F_1 が徐々に大きくなっている。 $R=1/100\text{rad}$ 以降で、 F_2 はほぼ一定値となり、 F_f に占める F_1 の割合が大きくなる。

No.4の F_f 、 F_1 は、正加力時の $R=1/50\text{rad}$ 以降において増加が緩やかになり、また負加力時の $R=1/100\text{rad}$ 以降において緩やかに減少している。これは柱梁接合部のせん断ひび割れが拡大した影響によるものと考えられ、継手の見かけの付着力は柱梁接合部の損傷度と関係があることが推測される。

上述の結果では、指標値 F_f/F_u は、 $R=+1/100\text{rad}$ において $F_f/F_u=0.59 \sim 0.65$ 、 $R=+1/50\text{rad}$ において $F_f/F_u=0.70 \sim 0.80$ となる。このとき、 F_2 を継手の周長と長さで除した継手表面の付着応力度 τ_2 と付着強度 τ_u の比は、 $R=+1/100\text{rad}$ において $\tau_2/\tau_u=0.27 \sim 0.30$ 、 $R=+1/50\text{rad}$ において $\tau_2/\tau_u=0.26 \sim 0.27$ となる。これは、既往の要素実験による結果⁴⁾と、ほぼ一致している。

また、 F_1 を継手端部での支圧面積で除した支圧応力度 σ_{br} とコンクリートの圧縮強度 σ_B の比は、 $R=+1/100\text{rad}$ において $\sigma_{br}/\sigma_B=0.64 \sim 0.99$ 、 $R=+1/50\text{rad}$ において $\sigma_{br}/\sigma_B=2.20 \sim 2.40$ となる。

ただし、No.2とNo.4では、鉄筋の降伏・非降伏、柱梁接合部の損傷度合いに違いがあるため、C継手の見かけ

の付着力については、引き続き検討する必要がある。

4. まとめ

柱梁接合部内に機械式継手を用いた工法の構造性能を確認することを目的として実施した、十字形架構の構造実験の結果を報告した。結果をまとめると、以下のとおりである。

- ①柱梁接合部内に機械式継手を用いた架構は、変形角 $R=1/33\text{rad}$ までは通し配筋の架構とほぼ同等の構造性能を有し、大変形領域においても通し配筋の架構にみられた荷重低下は生じなかった。また、耐力は既往の評価式によって評価可能である。
- ②外径、長さ等、形状の異なる機械式継手を用いた架構の構造性能は、変形角 $R=1/33\text{rad}$ 以上の大変形領域において差異がみられる。
- ③ねじピッチ合わせが不要なカプラーにグラウト材を注入する方式の継手部分が占める見かけの付着力は、異形鉄筋の付着耐力の計算値に対して、変形角 $R=1/100\text{rad}$ において60～65%程度、 $R=1/50\text{rad}$ において70～80%程度であった。ただし、見かけの付着力は、柱梁接合部の損傷度の影響を受ける。
- ④上述③の見かけの付着力を、継手表面の付着抵抗力と継手端部の支圧抵抗力に分離した結果、付着抵抗力は頭打ちとなるが、支圧抵抗力は変形角の増大とともに大きくなっていることが確認された。

謝辞：本実験を行うに当たり、筑波大学名誉教授園部泰寿博士より貴重なご意見をいただきました。記して感謝の意を表します。

参考文献

- 1) 日本建築学会：鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説1999, 1999
- 2) 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
- 3) 又刈克英, 阿瀬正明, 南 宏一：スプラインスリーブ継手を含んだ鉄筋の付着性状に関する実験的研究(その1), 日本建築学会大会講演学術梗概集(関東), pp.133-134, 2001
- 4) 山元雄亮, 杉崎一哉, 阿瀬正明, 杉山智昭, 中野克彦, 松崎育弘：鉄筋コンクリート部材に定着されたモルタル充填式継手金物の定着性能に関する実験的研究(その1, その2), 日本建築学会大会講演学術梗概集(北海道), pp.35-38, 2004