

論文 機械式定着した梁主筋の定着性状に関する研究

川勝 康志郎*¹・田才 晃*²・清原 俊彦*³

要旨: 梁主筋を機械式定着した鉄筋コンクリート造外部柱・梁接合部の構造実験を行った結果から、定着部支圧力と付着力の負担割合について分析し、既往の設計指針の妥当性について検討した。また、機械式定着した梁主筋の定着耐力を既往の耐力評価式を準用し、評価することについて実験データに基づいて検討した。その結果、定着破壊した可能性が強い試験体において、支圧力と付着力の負担割合は7:3であり、設計指針とよく対応していることを示した。また、機械式定着では、等価な折り曲げ半径を仮想的に定めることで、既往の定着耐力評価式を準用でき、定着耐力を評価できる可能性があることを示した。

キーワード: 柱梁接合部, 機械式定着, 支圧力, 付着力, 定着耐力, 支圧面積

1. はじめに

近年、鉄筋コンクリート造建築物の高層化に伴い、外部柱梁接合部における定着方法として、折り曲げ加工の不要な機械式定着工法が用いられる頻度が増えてきている。

著者らは、前年度、実験結果に基づき、梁主筋を機械式定着した外部柱梁接合部のせん断性状、定着破壊の検討および既往の接合部せん断耐力式による評価について報告¹⁾した。また、定着耐力は、折り曲げ半径を鉄筋径の3倍として既往の定着耐力式により評価した。折り曲げ半径を鉄筋径の3倍とすることで、試験体の定着耐力を安全側に評価できたが、その仮定の妥当性についての検討が不十分であった。

本報では、機械式定着した梁主筋の定着部支圧力と付着力の負担割合について実験結果を分析することで、梁主筋の定着性状を把握し、機械式定着工法に関する設計指針²⁾の妥当性について検討した。また、機械式定着した梁主筋の定着耐力を評価するにあたって、折り曲げ定着を対象とした既往の定着耐力式を準用することおよび評価する際に必要な支圧面積について検討した。

2. 実験概要

本報で検討対象とする実験¹⁾および試験体の概要を以下に示す。定着要素である定着板の形状を図-1に、梁主筋定着長の定義を図-2に示す。本報における定着金物は、支圧面積比5.55と比較的大きいものを全ての試験体に用いた。ここで、支圧面積は図-1に示したRを直径とする定着板の

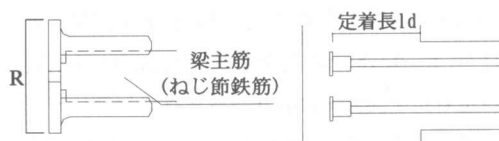


図-1 定着金物形状 図-2 定着長の定義

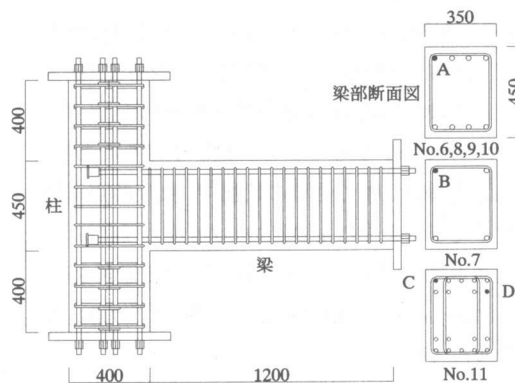


図-3 試験体図

*1 (有)松村構造計画 工修 (正会員)

*2 横浜国立大学大学院工学研究院・建築学 助教授 工博 (正会員)

*3 (株)堀江建築工学研究所 (正会員)

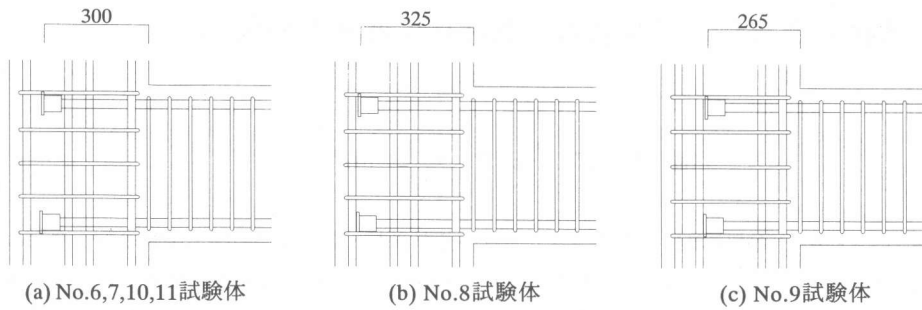


図-4 各試験体定着長

表-1 試験体パラメータ

名称	$F_c(N/mm^2)$	$\sigma_B(N/mm^2)$	梁主筋	$p_t(\%)$	支圧面積比	定着長(mm)	せん断余裕度
No.6	42	49.1	4-D25(USD685)	1.47	5.55	300(=0.75D)	0.66
No.7	42	49.1	2-D25(USD685)	0.73	5.55	300(=0.75D)	1.31
No.8	42	49.1	4-D25(USD685)	1.47	5.55	325(=0.81D)	0.71
No.9	42	49.1	4-D25(USD685)	1.47	5.55	265(=0.66D)	0.58
No.10	60	57.4	4-D25(USD685)	1.47	5.55	300(=0.75D)	0.73
No.11	42	49.1	5+4-D19(SD490)	1.99	5.55	300(=0.75D)	0.67

面積と鉄筋断面積の差である。また、支圧面積比は支圧面積を鉄筋断面積で除した値である。試験体を図-3, 4に、試験体パラメータを表-1に示す。No.6試験体を基準試験体とし、試験体のコンクリートの設計基準強度は $F_c=42N/mm^2$ 、せん断破壊を先行させるために p_t を1.47%とし、高強度鉄筋(USD685)を用いた。梁主筋定着長は300mmである。No.7試験体は基準試験体に対し梁主筋量を半分にし、No.8試験体は定着長を325mm、No.9試験体は定着長を265mm、No.10試験体はコンクリートの設計基準強度を $F_c=60N/mm^2$ とした。No.11試験体は、基準試験体の p_t, σ_y と等しくなるように梁主筋を2段配筋とし、SD490を用いた。梁曲げ降伏を想定したNo.7試験体以外は、せん断余裕度(接合部せん断破壊時耐力/梁曲げ降伏耐力)が1以下である。また、コンクリートの打設は横打ちである。

加力方法は、軸力ゼロの状態、梁反曲点位置をオイルジャッキにより加力した。加力履歴は、正負交番漸増繰り返し載荷とし、層間変形角 $R=1/400, 1/200, 1/100, 1/50, 1/25rad$ まで各2回ずつ計10サイクル行った。

No.6,8,9,10,11試験体は、ほぼ同様の破壊経過を示し、層間変形角 $R=1/25rad$ のサイクルで梁フェースと柱フェースの交差部から梁主筋の定着部を結ぶ接合部斜めひび割れが大きく開口し、接合部の

コンクリートが剥落した。最大耐力はこのせん断による接合部破壊によって決まった。定着長が325(0.81D)mmであるNo.8試験体では、定着長が長いために起こる柱背面を押し抜くコーン状の損傷はなかった。また、定着長が265(0.66D)mmと短いNo.9試験体においても定着破壊(かき出し破壊)とみられる損傷はなかった。いずれの試験体も梁主筋による定着破壊は起こらなかった。

No.7試験体は、他の試験体と違い接合部に斜めひび割れは発生したが、ひび割れ幅が大きくなることはなく、接合部のコンクリートの剥落はほとんどなかった。層間変形角 $R=1/25rad$ のサイクルでは、梁危険断面の曲げひび割れが大きく開口した。また、No.7試験体は、層間変形角 $R=1/25rad$ のサイクルで定着破壊を生じたか、または開始した可能性が強い。

3. 支圧および付着の許容応力度

機械式定着に関する設計指針²⁾では、許容定着力の設計は、鉄筋の引張力に対し、支圧力(P_c)が7割、付着力(P_b)が3割の割合で分担するとし、許容支圧力($P_{c,a}$)、許容付着力($P_{b,a}$)以下であることを確認することになっている。

$$P_{c,a} \geq 0.7 \times T \quad (1)$$

$$P_{b,a} \geq 0.3 \times T \quad (2)$$

$$P_{c,a} = m \times F_c \times A_p \quad (3)$$

$$P_{b,a} = f_a \times \psi \times l_s \quad (4)$$

ここで、 T : 定着筋の引張力

m : 長期1.5, 短期2.0

A_p : 特殊定着金物の支圧面積

f_a : 許容付着応力度

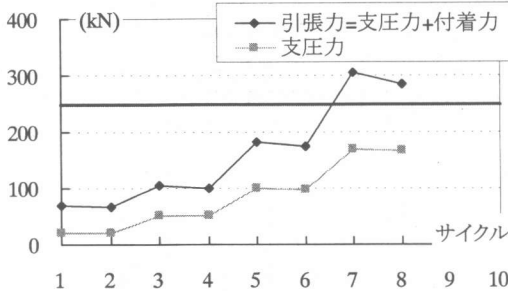
ψ : 定着筋の周長

l_s : 定着筋の定着長さ

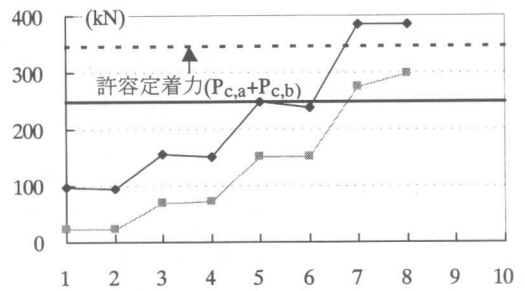
しかしながら、梁主筋を機械式定着した場合の引張力に対する支圧力と付着力の負担割合についての報告は少ない。そこで、実験データに基づき、梁主筋の引張力に対する支圧力と付着力の負担する

割合を分析し、設計指針の妥当性を検討する。なお、本実験ではUSD685を用いているが、設計指針の適用範囲はSD490までであるため、実験での鉄筋応力度がSD490の短期許容引張応力度レベル(sT)までの実験結果に対し検討した。

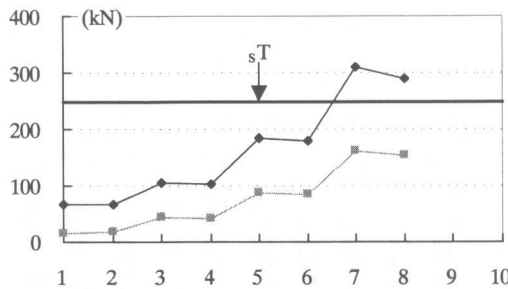
各サイクルにおける引張力 T と支圧力 P_c の推移を図-5に、各サイクルでの引張力に対する支圧力と付着力の占める割合の推移を図-6に示す。各グラフは図-3にA,B,C,Dとして示した梁主筋で計測した結果である。支圧力は定着板近傍のひずみゲージにより、また、付着力は梁危険断面と定着板近傍のひずみゲージの値より算出した。図の sT



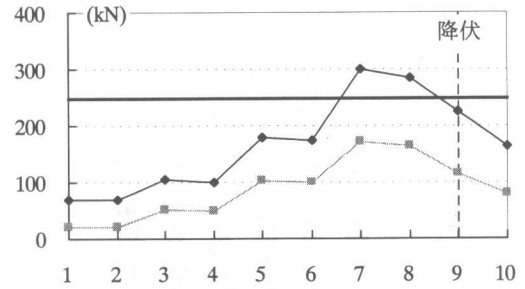
(a) No.6試験体



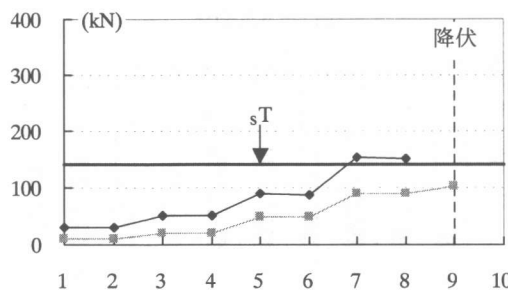
(b) No.7試験体



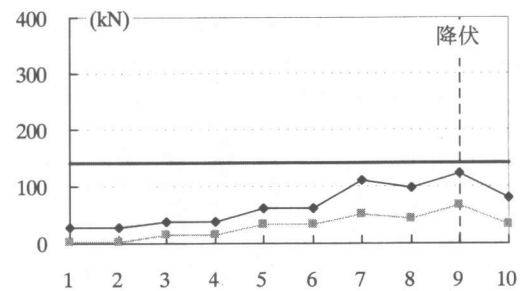
(c) No.8試験体



(d) No.9試験体



(e) No.11試験体 (1段筋)



(f) No.11試験体 (2段筋)

図-5 各サイクルにおける梁主筋の支圧力と付着力の推移

は、SD490の短期許容引張応力度に鉄筋断面積を乗じ、また、許容定着力 ($P_{c,a}+P_{b,a}$) は式(3),(4)からそれぞれ算出した。各試験体について、SD490の短期許容引張応力度レベルにおける梁主筋の引張力Tに対する支圧力 P_c の割合 P_c/T を表-2に示す。また、定着破壊した可能性の強いNo.7試験体においては、引張力Tに対して短期許容支圧力 $P_{c,a}$ と短期許容付着応力度 $P_{b,a}$ を加えた許容定着力でも評価した。そのときの引張力Tに対する支圧力 P_c の割合 P_c/T を表-3に示す。

全ての試験体において、層間変形が増加すると P_c/T が大きくなる傾向にある。接合部破壊で耐力の決まった試験体のSD490の短期許容引張応力度レベルにおける P_c/T は、50%~60%である。一方、許容定着力 ($P_{c,a}+P_{b,a}$) 時では、梁曲げ降伏で耐力が決まったNo.7試験体の P_c/T は、71%である。こ

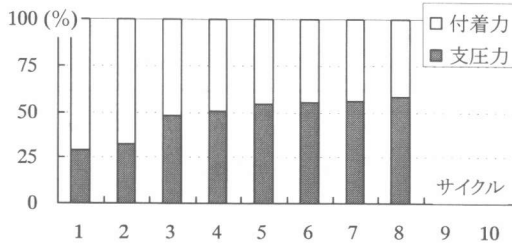
れは、設計指針の規定とよく対応している。つまり、定着状況が厳しくなる梁曲げ降伏が先行する場合において、設計指針の引張力に対する支圧力と付着力の分担の妥当性が示された。また、No.7

表-2 SD490の短期許容応力度レベルにおける引張力に対する支圧力の割合

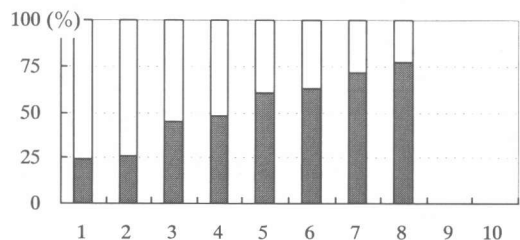
試験体名	サイクル	R($\times 10^{-2}$ rad.)	$P_c/T(\%)$
No.6	7	-1.4	56
No.7	5	-1.0	61
No.8	7	-1.4	52
No.9	7	-1.4	56
No.10	7	-1.4	48
No.11(1段筋)	7	-1.8	61

表-3 許容定着力 ($P_{c,a}+P_{b,a}$) 時における引張力に対する支圧力の負担割合

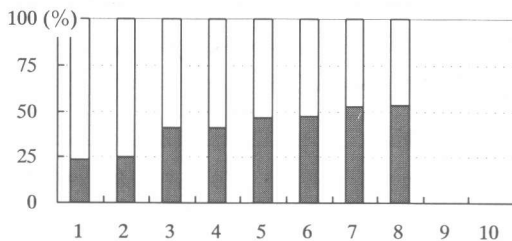
試験体名	サイクル	R($\times 10^{-2}$ rad.)	$P_c/T(\%)$
No.7	7	-1.4	71



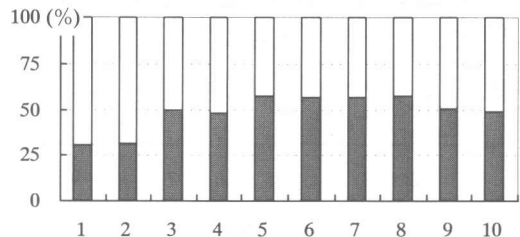
(a) No.6試験体



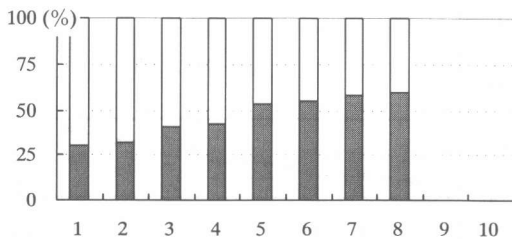
(b) No.7試験体



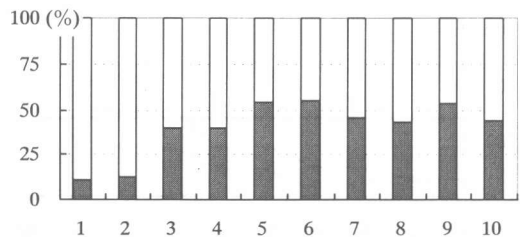
(c) No.8試験体



(d) No.9試験体



(e) No.11試験体 (1段筋)



(f) No.11試験体 (2段筋)

図-6 各サイクルにおける引張力に対する支圧力と付着力の分担

試験体において、層間変形角 $R=1/50\text{rad}$ 。(7, 8 サイクル)では引張力に対する支圧力の割合が75%にも達している。これは、層間変形の増加に伴い梁主筋の降伏が梁危険断面から柱梁接合部内に進展したことで付着性状が劣化し、支圧力の負担割合が増加したためである。

定着長が長い No.8 試験体は、層間変形角 $R=1/50\text{rad}$ においても、 P_c/T は約 50% であった。全てのサイクルで P_c/T は、基準試験体である No.6 試験体の P_c/T を下回った。

定着長の短い No.9 試験体は、層間変形角 $R=1/50\text{rad}$ までは基準試験体とほぼ同様の P_c/T の経過を示した。

No.11 試験体においては、加力初期段階では平面保持が成立しており、2 段筋の負担引張力が 1 段筋よりも小さい。そのため、2 段筋の引張力は殆ど付着力で負担でき、支圧力の負担割合が少ない。3, 4 サイクルになると曲げひび割れが進展するため 2 段筋も 1 段筋と同様に引張力を負担し、 P_c/T も同等になる。

4. 機械式定着における定着耐力の評価

ここでは、外部柱梁接合部での梁主筋を 90° 折り曲げ定着した試験体の実験結果を基に提案された定着耐力式である森田・藤井式³⁾により定着耐力を評価した。この森田・藤井式を準用するにあ

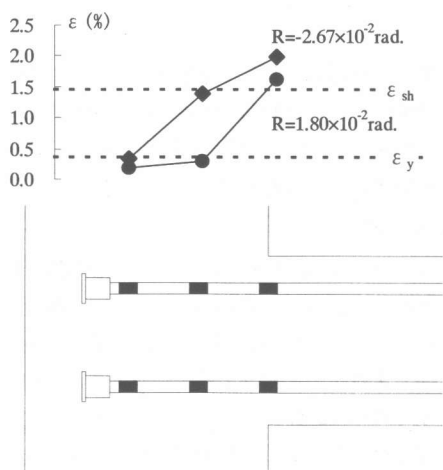


図-7 梁主筋ひずみ分布

たり、支圧面積の影響について検討する。森田・藤井式を以下に示す。支圧強度を f_b 、支圧面積を $r \cdot d_b$ とすると定着耐力 P_u は、

$$P_u = f_b (d_b \cdot r) \quad (5)$$

$$f_b = k_0 \cdot k_1 \cdot k_2 \cdot k_3 \cdot k_4 \cdot k_5 \cdot f_{b0}$$

d_b は鉄筋径, r は折り曲げ半径

$$k_0 = (\sigma_B / 40)^{1/2} \quad (\sigma_B < 40 \text{ N/mm}^2)$$

$$k_0 = (\sigma_B / 40)^{1/3} \quad (40 \leq \sigma_B \leq 120 \text{ N/mm}^2)$$

$$k_1 = (r / 3d_b)^{-0.72}$$

$$k_2 = k_{2s} \cdot k_{2c}$$

$$k_{2s} = 0.7 + 0.11S_0 / d_b, \quad k_{2s} \leq 1.0$$

$$k_{2c} = 0.38 + 0.1C_0 / d_b, \quad k_{2c} \leq 1.0$$

S_0 は梁主筋ピッチ

C_0 は側面かぶり

$$k_3 = k_{3a} \cdot k_{3b}$$

$$k_{3a} = 1.2(1 - a / l_{dh})^2 + 1 \quad (a / l_{dh} \leq 1.0)$$

$$k_{3a} = 1.0 \quad (a / l_{dh} > 1.0 \text{ 以外})$$

$2a = j$ よって、 $a = j / 2$ である。

l_{dh} は水平投影長さ (定着長)

$$k_{3b} = 1.0 \quad (l_{dh} / D > 0.5)$$

$$k_{3b} = 0.85 \quad (l_{dh} / D \leq 0.5)$$

$$k_4 = 0.038l_{dh} / d_b + 0.544, \quad k_4 \leq 1.15$$

$$k_5 = 1 + 0.0007(a_w \cdot \sigma_{wy} / s), \quad k_5 \leq 1.4$$

a_w は 1 組の横補強筋の断面積

s は横補強筋ピッチ

$$f_{b0} = 191 \text{ (N/mm}^2)$$

この森田・藤井式は、コンクリート支圧強度を基準定着強度としており、その基準定着強度に各々の影響係数を乗じたものである。 k_0, k_2, k_3, k_4, k_5 の各影響係数に関しては、梁主筋を機械式定着しても折り曲げ定着と抵抗機構は同じであると仮定し、同様に評価できるものとする。森田・藤井式では、支圧に有効な面積が $r \cdot d_b$ として定義されている。機械式定着の場合は、定着金物の支圧面積全てが支圧に対して有効に働くと仮定し、機械式定着の定着耐力を森田・藤井式で評価するにあたり、 $A_p = r_c \cdot d_b$ (A_p は定着金物の支圧面積, d_b は鉄筋径) として、仮想的に等価な折り曲げ半径 r_c を定義する。

そこで、 $R = \pm 1/25\text{rad}$ のサイクルで定着破壊が始まった可能性が強い No.7 試験体の梁主筋のひずみから引張力を算出し、機械式定着に森田・藤井式

を準用した定着耐力と比較することで支圧面積の検討を行う。No.7試験体の梁主筋ひずみの分布を図-7に示す。図中の ε_{sh} は、梁主筋のひずみ硬化開始で、 ε_y は、降伏ひずみである。図に示したひずみ分布は、ひずみゲージによって計測できた値の中で最大のものである。上端筋のひずみ分布が $R=-2.67 \times 10^{-2} \text{rad.}$ 、下端筋のひずみ分布が $R=1.80 \times 10^{-2} \text{rad.}$ のときのものである。実際には、定着破壊を開始したときは、この図に示した値よりも大きなひずみであると考えられるが、計測できた値がすでにひずみ硬化域に入っていることから、引張力には大きな差はないとみなし、 $R=-2.67 \times 10^{-2} \text{rad.}$ 時のひずみから求めた引張力を定着破壊時の引張力とした。

実験結果から得られる引張力 $_{exp}P_u$ は、 $R=-2.67 \times 10^{-2} \text{rad.}$ 時のひずみを材料試験結果を用い応力度に変換し、鉄筋の断面積を乗じることで算出した。 $R=-2.67 \times 10^{-2} \text{rad.}$ 時の梁主筋応力度 σ は、 $771(\text{N}/\text{mm}^2)$ である。このときの梁主筋の引張力 $_{exp}P_u$ は、 $391(\text{kN})$ となる。

森田・藤井式における支圧強度に対する影響係数 k_0, k_2, k_3, k_4, k_5 は、材料試験結果および試験体形状から定まる値、 $\sigma_B=50(\text{N}/\text{mm}^2)$ 、 $d_b=25(\text{mm})$ 、 $S_0=250(\text{mm})$ 、 $C_0=75(\text{mm})$ 、 $j=345.6(\text{mm})$ 、 $I_{dn}=300(\text{mm})$ 、 $D=450(\text{mm})$ 、 $a_w=142(\text{mm}^2)$ 、 $\sigma_{wy}=349(\text{N}/\text{mm}^2)$ 、 $s=113.3(\text{mm})$ を代入し決定した。また、今回の実験で用いた梁主筋はD25、定着金物の支圧面積は $2814(\text{mm}^2)$ であるので、 $Ap=r_e \cdot d_b$ から $r_e=112.6(\text{mm})$ を得る。この仮想の折り曲げ半径 r_e により k_1 は決定し、 $k_0=1.08$ 、 $k_1=0.75$ 、 $k_2=k_{2S} \cdot k_{2C}=0.81 \cdot 0.68=0.55$ 、 $k_3=k_{3a} \cdot k_{3b}=1.22 \cdot 1.0=1.22$ 、 $k_4=1.0$ 、 $k_5=1.31$ を得る。

この算出した影響係数を式(5)に代入すると、 $P_u=383(\text{kN})$ である。

したがって、実験値 $_{exp}P_u$ に対する計算値 P_u の比 $_{exp}P_u/P_u$ は1.02であり、今回の実験結果については、機械式定着における定着耐力は、等価な折り曲げ半径を仮想的に定めることで森田・藤井式を準用し評価でき、良好な整合性を有することを示した。

また、 $r_e=112.6(\text{mm})$ から仮想の折り曲げ半径は $r_e=4.50d_b$ である。前年度の報告では、 $r=3d_b$ として

定着耐力を評価した。森田・藤井式は、折り曲げ半径 r が大きくなると定着耐力が高くなることを考慮すると、 $r=3d_b$ とすることで安全側に評価できると考える。

しかしながら、機械式定着工法は定着筋(梁主筋)の径に関わらず支圧面積を大きく変動させることが可能な工法である一方、森田・藤井式は支圧面積が定着筋径の関数として定義されるため、森田・藤井式の機械式定着への適用範囲は有限のものとなると考えられる。森田・藤井式の機械式定着への適用限界を知るためにはより多くの実験結果を収集、検討することが必要であり、今後の課題である。

5. まとめ

梁主筋を機械式定着した外部柱・梁接合部の構造実験を行った結果を検討し、以下のような知見が得られた。

(1)梁曲げ降伏で耐力が決まり、定着破壊の可能性が強い試験体では、許容定着力時における引張力に対して支圧力と付着力の負担割合は7:3であり、機械式定着に関する設計指針とよく対応していることを示した。

(2)今回の実験結果について、機械式定着した梁主筋の定着耐力は、等価な折り曲げ半径を仮想的に定めることで森田・藤井式を準用でき、評価できる可能性を示した。

謝辞：本研究は、(財)日本建築防災協会に設置された機械式定着工法研究会(委員長 岡田恒男芝浦工業大学教授)の研究プロジェクトの一環として行った。関係各位に記して謝意を表す。

参考文献

- (1)川勝康志郎, 田才晃, 清原俊彦, 窪田敏行: 梁主筋を機械式定着した外部柱・梁接合部のせん断性状, コンクリート工学年次論文集, vol.22, pp.703-708, 2000
- (2)東京鐵鋼株式会社: プレートナット工法の設計施工指針, BCJ-C2280, 1999
- (3)藤井栄, 森田司郎, 川上修司, 山田稔明: 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, pp.65-75, 1991