

# 論文 柱主筋を機械式定着した L 形柱梁接合部の破壊性状および定着耐力に関する分析

松永 知樹\*1・宇田 啓志\*2・尹 ロク現\*3・真田 靖士\*4

**要旨:** 本研究では柱主筋を機械式定着したL形柱梁接合部において定着破壊発生時における破壊性状の把握および既往の定着耐力式との整合性の検討を目的とする。機械式定着された鉄筋の定着耐力式として大きく2種類の実験式が提案されている。しかし、これらは主にト形柱梁接合部を対象とした実験式であるため、実験の範囲を超えて適用する際には検討が必要である。そこで、本研究では柱主筋本数および接合部横補強筋量を変数とした4体のL形柱梁接合部の試験体を製作し静的載荷実験を行った。実験の結果、特にコーン状破壊式は柱中段筋を拘束した試験体を除き実験値を精度よく評価した。

**キーワード:** 鉄筋コンクリート, 最上階外柱梁接合部, 機械式定着, 定着破壊, 定着耐力, 静的載荷実験

## 1. はじめに

近年、鉄筋コンクリート（以下、RC）建造物の高層化に伴い、高強度および太径の鉄筋が多用されており、折り曲げ作業の困難化、配筋の過密化などの施工上の問題が生じている。そこで、組立作業の合理化等を目的に、機械式定着工法の開発および利用が進んでいる。しかし、最上階L形柱梁接合部は一般的に柱主筋が梁主筋の外側に位置するため、柱主筋を機械式定着する場合、定着筋がはらみだす定着破壊が発生しやすいと考えられている。

現在、機械式定着の設計は各メーカーが認定機関で取得している設計方法に従って行われており、基本的には側面剥離破壊に対する定着耐力式（以下、側面剥離破壊式）およびコンクリートのコーン状破壊に対する定着耐力式（以下、コーン状破壊式）の二つの式が用いられているが、これらは主にト形柱梁接合部を対象とした実験式であり、実験の範囲を超えて適用する際には検討が必要である。

そこで、本研究では柱主筋を機械式定着したL形柱梁接合部において、定着破壊発生時の性状の把握および既往の定着耐力式との比較検討を目的として、柱主筋本数および接合部横補強筋量を変数とした計4体の試験体を計画した。そして、静的繰り越し載荷実験を行い、これらの変数が構造性能に与える影響および既往の定着耐力式との整合性について検討した。

## 2. 実験計画

### 2.1 試験体計画

表-1 に試験体諸元、図-1 に試験体形状および共通の配筋詳細図、図-2 に接合部配筋詳細図をそれぞれ示

表-1 試験体諸元

|         |              | L-3-ロ13                | L-2-ロ13 | L-3-ロ6 | L-3-ロ13 |
|---------|--------------|------------------------|---------|--------|---------|
| 接合部     | 接合部横補強筋      | 4-D13                  | 4-D13   | 4-D6   | 4-D13   |
|         | 中子筋          | —                      | —       | —      | 3-D13   |
| 部       | 接合部横補強筋比     | 0.49                   | 0.49    | 0.12   | 0.49    |
|         | $B \times D$ | 540 mm $\times$ 540 mm |         |        |         |
| 柱       | 主筋           | 6-D25                  | 4-D25   | 6-D25  | 6-D25   |
|         | 引張鉄筋比        | 0.60 %                 | 0.40 %  | 0.60 % | 0.60 %  |
|         | せん断補強筋       | D13@100                |         |        |         |
|         | せん断補強筋比      | 0.47 %                 |         |        |         |
|         | せん断スパン比      | 2.90                   |         |        |         |
| 梁       | $B \times D$ | 440 mm $\times$ 500 mm |         |        |         |
|         | 主筋           | 8-D25                  |         |        |         |
|         | 引張鉄筋比        | 1.05 %                 |         |        |         |
|         | せん断補強筋       | D13@150                |         |        |         |
|         | せん断補強筋比      | 0.38 %                 |         |        |         |
| 梁柱曲げ耐力比 | 正            | 1.21                   | 1.74    | 1.21   | 1.21    |
|         | 負            | 1.19                   | 1.73    | 1.19   | 1.19    |

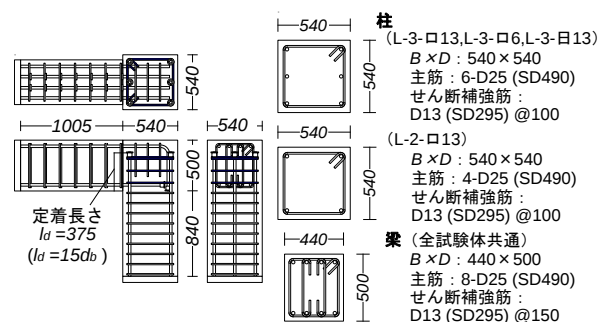


図-1 試験体形状および共通の配筋詳細図 (unit: mm)

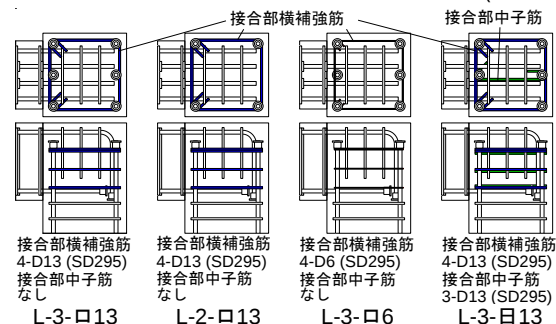


図-2 接合部配筋詳細図

\*1 大阪大学 工学部地球総合工学科 (学生会員)

\*2 大阪大学大学院 工学研究科地球総合工学専攻 (学生会員)

\*3 大阪大学大学院 工学研究科地球総合工学専攻 助教 博士(工学) (正会員)

\*4 大阪大学大学院 工学研究科地球総合工学専攻 教授 博士(工学) (正会員)

表-2 コンクリートの材料特性

| 試験体      | 圧縮強度 | ヤング係数              | 割裂強度 |
|----------|------|--------------------|------|
| L-3-ロ 13 | 38.2 | $3.28 \times 10^4$ | 2.48 |
| L-2-ロ 13 | 36.7 | $3.54 \times 10^4$ | 3.17 |
| L-3-ロ 6  | 38.2 | $3.46 \times 10^4$ | 2.62 |
| L-3-日 13 | 39.7 | $3.14 \times 10^4$ | 2.68 |

Unit: N/mm<sup>2</sup>

表-3 鉄筋の材料特性

| 鉄筋          | 降伏強度** | 降伏点ひずみ     | ヤング係数**            |
|-------------|--------|------------|--------------------|
| D25 (SD490) | 545.4  | 2908 $\mu$ | $1.88 \times 10^5$ |
| D13 (SD295) | 363.2  | 2008 $\mu$ | $1.81 \times 10^5$ |
| D6 (SD295)* | 446.4  | 4267 $\mu$ | $1.98 \times 10^5$ |

\*0.2% offset yield stress

\*\*Unit: N/mm<sup>2</sup>

す。試験体の共通事項として柱断面は幅 540mm×せい 540mm、梁断面は幅 440mm×せい 500mm とし、梁主筋は 8-D25 (SD490)、柱のせん断補強筋に D13 (SD295) @100、梁のせん断補強筋は D13 (SD295) @150 を用いた。また、コンクリートの設計基準強度は 24N/mm<sup>2</sup> である。本研究の変動因子 (表-1 の赤字) は柱主筋本数と接合部の補強筋量であり、基準試験体 L-3-ロ 13 は柱主筋が 6-D25 (SD490)、接合部横補強筋は 4-D13 (SD295) として製作した。さらに、基準試験体をもとに柱主筋本数を 4 本とした試験体 L-2-ロ 13、接合部横補強筋を D6 (SD295) の鉄筋とした試験体 L-3-ロ 6、接合部内の柱中段筋に中子筋 (以下、接合部中子筋) として 3-D13 (SD295) を設けた試験体 L-3-日 13 の計 4 体の L 形柱梁接合部試験体を製作した。また、コンクリートおよび鉄筋の材料特性は表-2 および 3 にそれぞれ示す。なお、D6 (SD295) の鉄筋については明確な上降伏点が確認されなかったため、0.2% オフセット値を用いた。

## 2.2 実験装置および载荷計画

図-3 に実験装置を示す。試験体は载荷フレームに対して柱端部をピン支持とし、南側梁端部を水平方向のローラー支持とした。また、梁に作用するせん断力を測定するため、ローラー支持内にロードセルを組み込んだ。実験は反力壁に設置したオイルジャッキ (500kN) を用いて梁端部に水平力を正負繰り返して作用させた。水平力载荷は変位制御とし、柱端部のピン中心位置に対する接合部中央位置の相対水平変位  $\delta$  を柱の節点距離高さ  $h$  ( $=1,370\text{mm}$ ) で除した層間変形角  $R$  ( $=\delta/h$ ) に基づき、 $R=\pm 0.125\%\text{rad}$ ,  $\pm 0.25\%\text{rad}$ ,  $\pm 0.5\%\text{rad}$ ,  $\pm 0.75\%\text{rad}$  および  $\pm 1.0\%\text{rad}$  を各 1 サイクル、 $\pm 1.25\%\text{rad}$ ,  $\pm 1.5\%\text{rad}$ ,  $\pm 2.0\%\text{rad}$ ,  $\pm 3.0\%\text{rad}$  および  $\pm 4.0\%\text{rad}$  を各 2 サイクルずつ与える計画とした。ただし、柱端部のピンの仕様上、载荷方向に微小な水平変位が生じるため、相対水平変位  $\delta$  は南側梁端部水平変位から柱端部のピン中心の水平変位を差し引いた値として定義した。

## 2.3 定着耐力の算定

表-4 に各試験体の定着耐力の計算結果を示す。本稿では L 形柱梁接合部において特に定着破壊が発生しやす

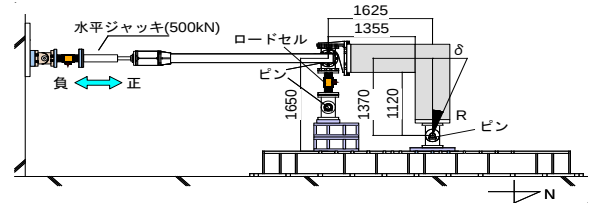


図-3 実験装置 (unit: mm)

表-4 定着耐力の計算結果

|                  | L-3-ロ 13 | L-2-ロ 13 | L-3-ロ 6 | L-3-日 13 |
|------------------|----------|----------|---------|----------|
| 側面剥離破壊式 $P_{au}$ | 748.6    | 489.6    | 749.0   | 763.8    |
| コーン状破壊式 $P_{cu}$ | 473.4    | 460.6    | 473.6   | 483.0    |

Unit: kN

い柱外側主筋を定着筋として、文献 1), 2) に示される側面剥離破壊式 (式(1)) およびコーン状破壊式 (式(2)) を用いて計算を行った。また、定着耐力の算定にあたり表-2 および 3 に示すコンクリートおよび鉄筋の材料試験値を用いた。ここで、側面剥離破壊式は外側柱梁 (ト形) 接合部に機械式定着工法を用いた梁主筋の引き抜き試験より導かれた式であり、窪田・村上ら<sup>3)-5)</sup>が提案した式を足立ら<sup>2)</sup>が梁主筋の定着長さの影響 (係数  $k_4$ ) が考慮できるように補正した式である。また、文献 1) では式(1)において  $k_3=1$ ,  $k_4=0.8$  とすることで、L 形柱梁接合部の定着設計に式(1)を用いることが認められている。なお、L 形柱梁接合部に対する  $k_4$  は試験体の定着長さが適用範囲外であったものの、既往の実験に基づいて安全側に定められた値と考えられるため、本稿では 0.8 とする方針とした。また、式(2)は文献 6) に示されるコーン状破壊の許容引張力に、文献 7) や文献 8) に示される掻き出し破壊式の横補強筋による耐力を加えたものである。本稿では、文献 1) に示される設計指針に則り、柱梁接合部全体としての定着耐力を評価することとし、表-4 には柱外側主筋の計算結果を合計した値を示している。

### (1) 側面剥離破壊式

$$P_{au} = k_1 \cdot k_2 \cdot k_3 \cdot k_4 \cdot A_s \cdot \sigma_{std} \quad (1)$$

ここで、

 $P_{au}$ : 機械式定着による定着筋1本あたりの定着耐力

(kN)

 $A_s$ : 鉄筋断面積 (mm<sup>2</sup>) $\sigma_{std}$ : 無補強時の定着破壊時鉄筋応力度 (N/mm<sup>2</sup>) で次式による。 ( $\sigma_B$ : コンクリートの圧縮強度 (N/mm<sup>2</sup>))

$$\sigma_{std} = 101\sqrt{\sigma_B}$$

 $k_1$ : 定着板の支圧面積比 (支圧面積/鉄筋断面積) による影響係数で  $k_1=1$  とする。 $k_2$ : コンクリートのかぶり厚さによる影響係数で次式による。 ( $C$ : かぶり厚さで、柱側面から鉄筋芯までの距離 (mm),  $d_b$ : 鉄筋の直径 (mm))

$$k_2 = 0.96 + 0.01 (C/d_b)$$

 $k_3$ : 補強筋による影響係数で次式による。 ( $P_{wjc}$ : 柱梁接合部外周補強筋のみで計算したせん断補強筋比で、柱頭

部柱主筋に対しては  $P_{wjc}=0$ 。本研究では  $k_3=1$  とする。)

$$k_3 = 62.5 P_{wjc} - 1.22 P_{wjc} (\sigma_B - 27.2) + 1 \quad (P_{wjc} \leq 0.004)$$

$$k_3 = 1.25 - 0.0051 (\sigma_B - 27.2) \quad (P_{wjc} > 0.004)$$

$k_4$ : 定着長さによる影響係数で、L 形柱梁接合部の柱外側主筋に対しては  $k_4=0.8$  とする。

$l_d$ : 鉄筋の定着長さ (mm)

(設計上の適用範囲は  $l_d \geq 16d_b$  である。ただし、本実験において柱主筋 (D25) の定着長さ  $l_d$  は文献 9) で報告されている機械式定着の評価式の適用範囲に準じて梁せいの  $3/4$  ( $=375\text{mm}$ ) として設計したため、 $l_d$  は  $15d_b$  であることを補足する。)

## (2) コーン状破壊式

$$P_p = \gamma \cdot \phi_c \cdot 0.313 \sqrt{\sigma_B} \cdot A_c + k_w \cdot a_w \cdot \sigma_{wy}$$

(2)

ここで、

$\gamma$ : 柱梁接合部へ定着する場合はコーン状破壊面を横切る、柱の危険断面位置に曲げひび割れが発生するため、ひび割れによる低減係数として  $\gamma=0.6$  とする。ただし、小梁主筋を大梁に定着する場合等は曲げひび割れが発生しないため、 $\gamma=1.0$  とする。(本実験では想定する破壊面に曲げひび割れは発生しないため、 $\gamma=1.0$  とした。)

$\phi_c$ :  $\phi_c=1.0$  とする。

$A_c$ : コーン状破壊面の有効水平投影面積 ( $\text{mm}^2$ )

$k_w$ : セン断補強筋有効係数で  $0.7$  とする。

$a_w$ : 定着筋の直上直下に設置された 2 組のセン断補強筋の合計断面積 ( $\text{mm}^2$ ) (本実験では定着筋の引抜方向に抵抗する補強筋がないため、 $a_w=0$  とした。)

$\sigma_{wy}$ : 補強筋の降伏応力度 ( $\text{N/mm}^2$ )

## 3. 実験結果

図-4 に各試験体の柱せん断力  $Q_c$ -変形角  $R$  の関係を黒線で示す。同図中には本実験の基準試験体 L-3-ロ 13 の実験結果を灰色線で併せて示す。なお、試験体 L-3-ロ 13、L-2-ロ 13 および L-3-日 13 では  $R=+2.0\%$ rad 時に、試験体 L-3-ロ 6 では  $R=+1.0\%$ rad 時に最大耐力の  $80\%$ を下回ったため、当該サイクルで載荷終了とした。また、写真-1 に各試験体の最終破壊状況を示す。

### 3.1 L-3-ロ 13(柱主筋 6 本, 接合部横補強筋 D13 (SD295))

正載荷では、 $R=0.125\%$ rad のサイクルで柱と梁の危険断面に曲げひび割れが、 $R=0.5\%$ rad のサイクルで接合部せん断ひび割れが発生した。また、 $R=1.25\%$ rad のサイクルで最大耐力  $269\text{kN}$  に達し、接合部横補強筋の降伏が確認された。続く  $R=1.5\%$ rad のサイクルで柱主筋が降伏し、 $R=2.0\%$ rad で最大耐力の  $80\%$ を下回った。負載荷では、 $R=-0.125\%$ rad のサイクルで柱と梁の危険断面に曲げひび割れが発生し、 $R=-0.5\%$ rad のサイクルにおいて接合部せん断ひび割れが発生した。

定着部の破壊経過について着目すると、最大耐力に到達する  $R=1.25\%$ rad のサイクルまでは柱主筋定着端部から伸びる斜め  $45$  度方向のひび割れ (写真-1(a)中の A) が比較的顕著であった。その後、 $R=1.5\%$ rad のサイクルで耐力の低下とともに柱主筋に沿った縦方向のひび割れ (写真-1(a)中の B) が伸びて拡幅した。最終破壊状況では載荷直交方向の接合部においてカバーコンクリートが全体的に剝離するような破壊性状を示した。

### 3.2 L-2-ロ 13(柱主筋 4 本, 接合部横補強筋 D13 (SD295))

正載荷では、 $R=0.5\%$ rad のサイクルまで基準試験体 L-3-ロ 13 と同様の破壊経過を示した。その後、 $R=1.25\%$ rad のサイクルで接合部横補強筋の降伏を確認し、最大耐力  $245\text{kN}$  を記録した。基準試験体 L-3-ロ 13 と同様に、続く  $R=1.5\%$ rad のサイクルで柱主筋が降伏し、 $R=2.0\%$ rad で最大耐力の  $80\%$ を下回った。負載荷においても、 $R=-0.5\%$ rad のサイクルまで基準試験体 L-3-ロ 13 と同様の破壊経過を示した。その後、 $R=-1.25\%$ rad のサイクルで柱主筋の降伏を確認した。

定着部の破壊経過について着目すると、基準試験体 L-3-ロ 13 と同様に、最大耐力に到達する  $R=1.25\%$ rad のサイクルまでは柱主筋定着端部から伸びる斜め  $45$  度方向のひび割れ (写真-1(b)中の C) が比較的顕著であった。続く  $R=1.5\%$ rad のサイクルで耐力の低下とともに柱主筋に沿った縦方向のひび割れ (写真-1(b)中の D) の拡幅が確認され、最終的に隅角部柱主筋のカバーコンクリートが盛り上がるような破壊性状を示した。

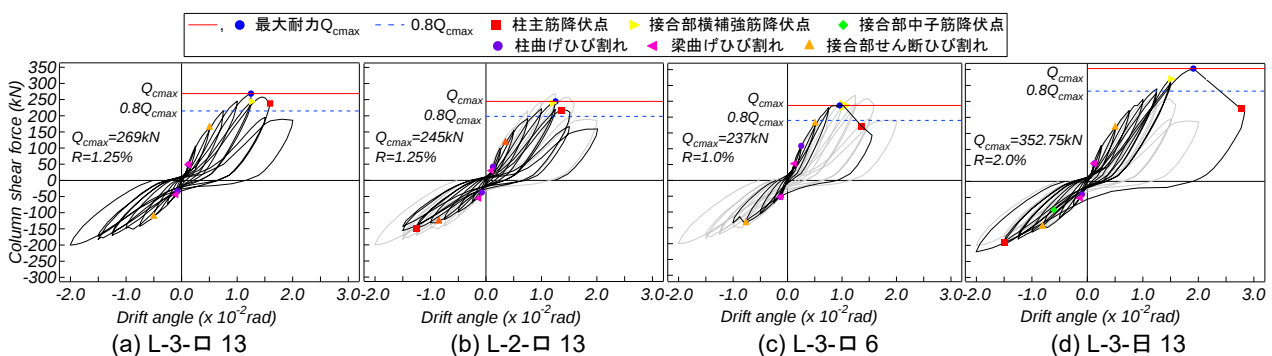
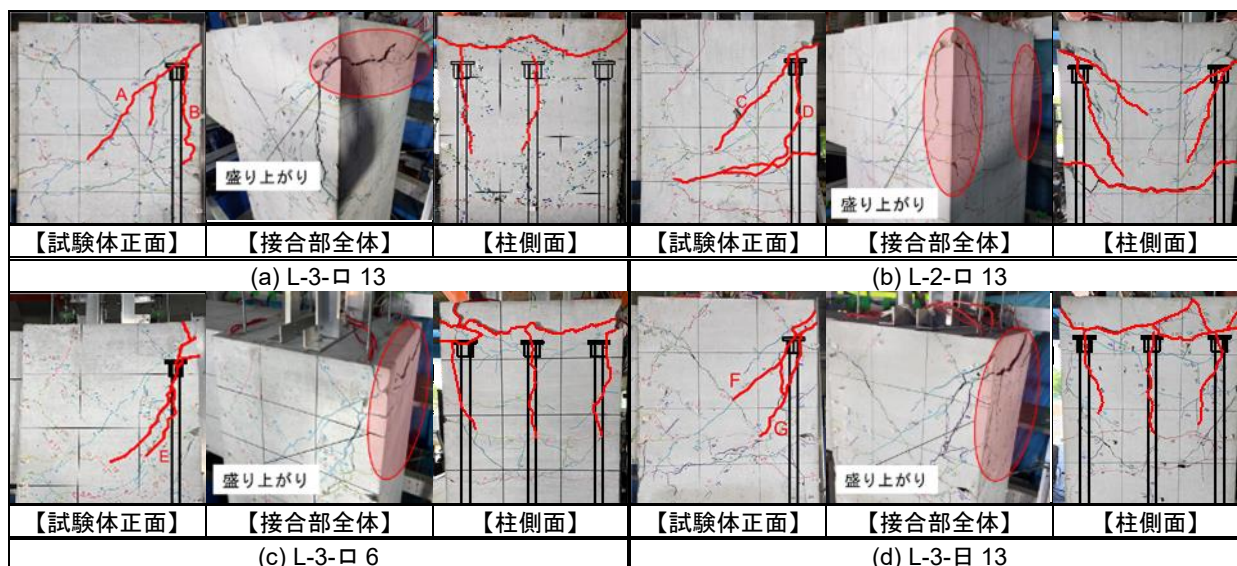


図-4 柱せん断力  $Q_c$ -変形角  $R$  関係



写真－1 最終破壊状況

### 3.3 L-3-口 6 (柱主筋 6 本, 接合部横補強筋 D6 (SD295))

正載荷では、 $R=0.125\%$ rad のサイクルで梁の危険断面に曲げひび割れが、 $R=0.25\%$ rad のサイクルで柱の危険断面に曲げひび割れが発生した。また、 $R=0.5\%$ rad のサイクルで接合部せん断ひび割れが発生した。その後、 $R=1.0\%$ rad のサイクルで最大耐力 237kN に達した直後に急激な耐力低下（最大耐力の 80%以下）を確認し、載荷を終了した。また、同サイクルで柱主筋および接合部横補強筋の降伏を確認した。基準試験体 L-3-口 13 と比較して接合部の補強筋量が少ないため、柱主筋に沿った縦方向のひび割れ（写真－1(c)中の E）が早期に拡幅し、より早く耐力低下が生じたと考えられる。負載荷では、 $R=-0.25\%$ rad のサイクルまで基準試験体 L-3-口 13 と同様の破壊経過を示し、その後、 $R=-0.75\%$ rad のサイクルで接合部せん断ひび割れが発生した。

定着部の破壊経過について着目すると、 $R=0.75\%$ rad のサイクルまでは柱主筋定着端部から伸びる 45 度方向のひび割れおよび柱主筋に沿った縦方向のひび割れは共に確認されなかったが、 $R=1.0\%$ rad のサイクルにおいて最大耐力に達する直前、その両方のひび割れが確認された。最大耐力到達後、急激な耐力低下とともに特に柱主筋に沿った縦方向のひび割れ（写真－1(c)中の E）の拡幅が顕著であった。最終破壊状況では載荷直交方向の接合部面においてカバークンクリートが全体的に剝離するような破壊性状を示した。

### 3.4 L-3-口 13 (柱主筋 6 本, 接合部横補強筋 D13 (SD295), 接合部中子筋あり)

正載荷では、 $R=1.0\%$ rad のサイクルまで基準試験体 L-3-口 13 と概ね同様の破壊経過を示した。続く  $R=1.5\%$ rad のサイクルで接合部横補強筋の降伏が確認され、その後の  $R=2.0\%$ rad で最大耐力 353kN を記録した。最大耐力到達直後、急激に耐力低下（最大耐力の 80%以下）し、同

サイクルで柱主筋の降伏を確認した。柱中段筋に接合部中子筋を設けることで、他の試験体と比べ最大耐力の増大と変形性能の向上が確認された。負載荷では、 $R=-0.25\%$ rad のサイクルまで基準試験体 L-3-口 13 と同様の破壊経過を示し、 $R=-0.75\%$ rad のサイクルで接合部せん断ひび割れが発生した。また、 $R=-1.5\%$ rad のサイクルで接合部中子筋の降伏を確認し、続く  $R=-2.0\%$ rad のサイクルで柱主筋の降伏を確認した。

定着部の破壊経過について着目すると、試験体 L-3-口 13 および L-2-口 13 と同様に最大耐力 ( $R=2.0\%$ rad) に至るまでは柱主筋端部から伸びる斜め 45 度方向のひび割れ（写真－1(d)中の F）が比較的顕著であった。また、最大耐力到達後の急激な耐力低下とともに柱主筋に沿った縦方向のひび割れ（写真－1(d)中の G）が大きく拡幅した。最終破壊状況では基準試験体 L-3-口 13 と同様に載荷直交方向の接合部面においてカバークンクリートが全体的に剝離するような破壊性状を示した。

## 4. 定着耐力の分析

### 4.1 曲げ解析による柱外側主筋引張力の検討

図－5 にひずみ測定位置および柱外側主筋引張力の算定式を示す。本実験は柱梁を模擬した部材実験であり、既往の引き抜き試験<sup>2)・5)・8)</sup>のように定着筋（本実験において柱外側主筋）の引抜き力を直接計測することはできないため、図－5 に示すように柱外側主筋の柱危険断面位置に貼付したひずみゲージの値にヤング係数と公称断面積を乗じた値  $T_s$  を柱外側主筋に作用する引抜き力として評価することを試みる。また、ひずみゲージから算出される柱外側主筋引張力の妥当性を検証するために、各試験体に対してファイバーモデルに基づく曲げ解析を実施した。本曲げ解析は柱の断面の平面保持を仮定し、曲率を漸増させて行った。図－1 に示す柱のコンクリート

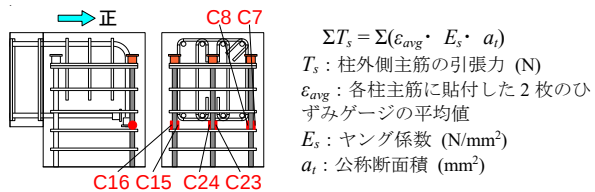


図-5 ひずみ測定位置および柱外側主筋引張力算定式

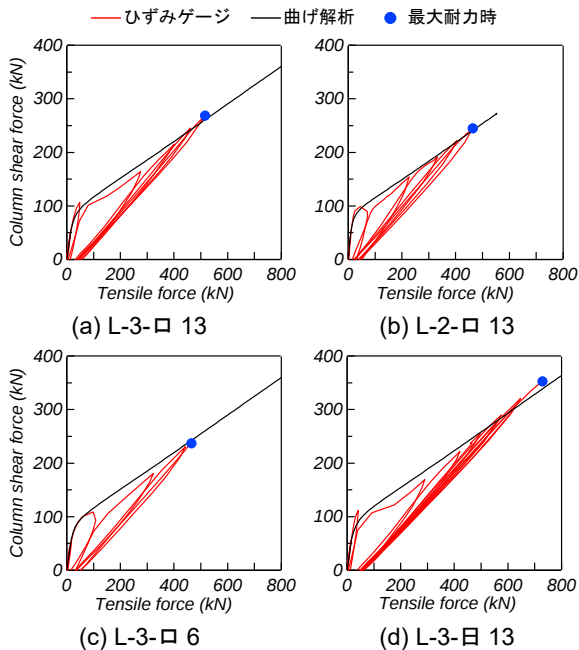


図-6 柱せん断力-柱外側主筋引張力関係

は部材せいに沿って 3mm 間隔で微小要素に分割し、鉄筋は配筋位置に要素置換した。また、本実験では正載荷時に柱に圧縮軸力が作用するため、本解析においても当該軸力を考慮した。コンクリート要素の圧縮側の応力-ひずみ関係は Hognestad モデル<sup>10)</sup>を適用し、引張側は出雲らのモデル<sup>11)</sup>を用いた ( $C=0.2$ )。また、鉄筋要素の応力-ひずみ関係は Bi-linear 型とした。なお、コンクリートおよび鉄筋の材料特性は表-2 および 3 に示す材料特性値を使用し、コンクリートの引張強度は文献 7) に示される  $\sigma_T = 0.33\sqrt{\sigma_B}$  ( $\sigma_B$ : コンクリートの圧縮強度 (N/mm<sup>2</sup>)) を用いた。

図-6 に柱せん断力-柱外側主筋引張力関係を示す。ここで縦軸の柱せん断力は、曲げ解析 (黒線) では各曲率で得られる断面のモーメントを柱危険断面までの高さ (=1,120mm) で除した値であり、ひずみゲージ (赤線) では実験において梁端部に取り付けたロードセルの値である (図-3 参照)。図-6 より、全ての試験体で曲げ解析による柱外側主筋引張力 (黒線) とひずみゲージから算出される引張力  $T_s$  (赤線) は最大耐力に至るまで概ね整合した。以上の結果より、ひずみゲージから算出した柱外側主筋引張力  $\Sigma T_s$  は柱外側主筋に作用する引抜き力を適切に表していると判断し、各試験体の最大耐力時の引張力  $\Sigma T_s$  を定着耐力の実験値とする方針とした。

表-5 定着耐力の実験値と計算値の比較

|                                             | L-3-口 13 | L-2-口 13 | L-3-口 6 | L-3-日 13 |
|---------------------------------------------|----------|----------|---------|----------|
| 実験値 $P_{ex}$ (kN)                           | 516.7    | 464.7    | 465.6   | 730.6    |
| 計算値 $P_{au}$ (kN)                           | 748.6    | 489.6    | 749.0   | 763.8    |
| 計算値 $P_{cu}$ (kN)                           | 473.4    | 460.6    | 473.6   | 483.0    |
| 定着耐力 $P_u$ (kN)<br>=Min( $P_{au}, P_{cu}$ ) | 473.4    | 460.6    | 473.6   | 483.0    |
| $P_{ex}/P_u$                                | 109%     | 101%     | 98%     | 151%     |

$P_{au}$ : 側面剥離破壊式,  $P_{cu}$ : コーン状破壊式

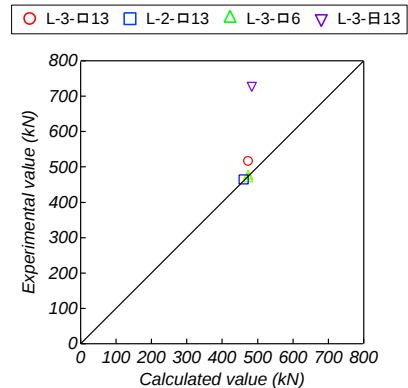


図-7 定着耐力の実験値と計算値の比較

#### 4.2 定着耐力の比較

表-5 および図-7 に定着耐力の実験値と計算値の比較を示す。一般的に複数の破壊形式が想定される場合、各破壊形式に対して算定された耐力のうち最小値を終局耐力とする。本実験の定着耐力についても同様に考え、全ての試験体で最小値となるコーン状破壊式の計算値を各試験体の定着耐力 (計算値) とした。

表-5 および図-7 に示すように、試験体 L-3-口 13, L-2-口 13 および L-3-口 6 の定着耐力の計算値は実験値を概ね精度よく評価した。これは、コーン状破壊式中の係数  $A_c$  により柱主筋本数 (重複するコーン状破壊面) の影響を評価したためと考えられる。一方、接合部中子筋を設けた試験体 L-3-日 13 において計算値は実験値を過小評価する結果となった。コーン状破壊式で補強筋の影響を表す係数  $a_w$  は定着筋の引抜方向に抵抗する補強筋の影響を表しており、本実験で対象とした L 形柱梁接合部では定着筋の引抜方向に抵抗する補強筋はなく、 $a_w=0$  として計算される。実験結果によると試験体 L-3-日 13 では基準試験体 L-3-口 13 に対して柱中段筋が拘束されたことによる定着耐力の増大が見られたが、この効果はコーン状破壊式では評価できず、定着筋の引抜方向とは直交する補強筋によっても定着耐力が影響を受けることを示唆している。

ここで、試験体 L-3-日 13 の実験値  $P_{ex}$  と側面剥離破壊式の計算値  $P_{au}$  を比較すると、 $P_{ex}/P_{au}=96\%$  となり、概ね整合している。側面剥離破壊式が導かれた実験<sup>3)-5)</sup>では主筋がコアコンクリートにより十分に拘束されており、

本研究における試験体 L-3-日 13 でも同様な拘束効果が得られたため実験値と概ね整合したとの解釈もあり得る。

各試験体の定着部における破壊経過に着目すると、3章で述べたように、接合部横補強筋が4-D13の試験体L-3-ロ 13, L-2-ロ13およびL-3-日13においては、最大耐力に至るまで斜め45度方向のひび割れが比較的顕著であり、最大耐力到達後は縦方向のひび割れの拡幅が進行した。一方、接合部横補強筋が4-D6の試験体L-3-ロ6では最大耐力に至るまで斜め45度方向のひび割れおよび縦方向のひび割れは共に確認されず、最大耐力に到達する直前、その両方のひび割れが確認された。また、最大耐力到達後は縦方向のひび割れの拡幅が顕著であり、接合部横補強筋が4-D13の試験体の破壊経過との差異がみられたが、本実験の範囲では各試験体の破壊形式の断定は困難であった。これらの結果は、接合部横補強筋および中子筋が定着耐力や定着部の破壊性状に影響を与えることを示唆している。L形柱梁接合部の配筋詳細や力学的な性状を考慮した定着耐力式の整備の必要性があり、今後の課題である。

## 5. まとめ

本研究で得られた知見を以下に示す。

- 1) 接合部横補強筋が 4-D13 の試験体 L-3-ロ 13, L-2-ロ 13 および L-3-日 13 においては、最大耐力に至るまで柱主筋定着端部から伸びる 45 度方向のひび割れが比較的顕著であった。最大耐力到達後は柱主筋に沿った縦方向のひび割れの拡幅が進行した。
- 2) 接合部横補強筋が 4-D6 の試験体 L-3-ロ 6 では最大耐力に至るまで斜め 45 度方向のひび割れおよび縦方向のひび割れは共に確認されなかった。また、他の試験体と比較して、最大耐力到達後の縦方向のひび割れの拡幅が顕著であった。
- 3) 定着耐力の評価では接合部中子筋により柱中段筋が拘束された試験体 L-3-日 13 を除き、概ね精度よく評価した。試験体 L-3-日 13 はコーン状破壊式において柱中段筋が拘束されたことによる定着耐力の増大が適切に評価されていないことが実験値を過小評価した一因と考えられる。
- 4) 実験結果から破壊形式を断定することは困難であったが、各試験体における定着部の破壊経過に着目すると接合部横補強筋量の影響により破壊性状に差異が生じた。

## 謝 辞

本研究は、(一社)ニューテック研究会に設置された研究委員会の活動の一部として行われたものである。実験の計画、実施にあたって豊橋技術科学大学松井智哉准教授、(株)堀江建築工学研究所の迫田丈志氏、清原俊彦氏、東京鉄鋼(株)の金有希氏、村山峻一朗氏ほか関係者の方々より貴重な助言と支援を頂いた。ここに記して感謝の意を表する。

## 参考文献

- 1) 東京鉄鋼株式会社：プレートナット工法設計施工指針（平成 21 年）
- 2) 足立智弘，窪田敏行，倉本洋：機械式定着工法を用いた梁主筋の定着耐力，日本建築学会大会学術講演梗概集，pp.59-60，2011.8
- 3) 宮崎史，村上雅英，窪田敏行：高強度電炉鉄筋の開発に関する研究（その 20）RC 外部はり柱接合部の梁主筋の機械式定着に関する実験概要，日本建築学会大会学術講演梗概集，C 構造 II，pp.125-126，1993.9
- 4) 村上雅英，宮崎史，窪田敏行：高強度電炉鉄筋の開発に関する研究（その 21）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，C 構造 II，pp.127-128，1993.9
- 5) 村上雅英，藤達也，窪田敏行：引き抜き試験によるはり主筋の機械式定着耐力の評価，コンクリート工学論文集，Vol.8，No.2，pp.1-10，1997.7
- 6) 日本建築学会：各種合成構造設計指針・同解説，2010
- 7) 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
- 8) 城攻，後藤康明，柴田拓二：RC 柱梁接合部の内に定着される 90 度折曲げ筋の破壊モードと定着性能，コンクリート工学年次論文報告集，Vol.15，No.2，pp.159-164，1993.6
- 9) (財)国土開発技術研究センター：New RC 研究開発概要報告書，pp.3-30，1993.3
- 10) Hognestad E., Hanson N.W. and McHenry D. : Concrete Stress Distribution in Ultimate Strength Design, ACI Journal, 52(12): 455 -480, 1955.12
- 11) 出雲淳一，島弘，岡村甫：面内力を受ける鉄筋コンクリート板要素の解析モデル，コンクリート工学論文，No.87. 9-1，pp.107-pp.120，1987.9