

## (64) 接合部に高強度コンクリートを打ち分けた 柱 R C 梁 S 接合部の構造性能に関する研究

福原 武史<sup>1</sup>・宮内 靖昌<sup>2</sup>

<sup>1</sup>正会員 株式会社竹中工務店 技術研究所 (〒270-1352 千葉県印西市大塚1-5-1)  
E-mail: fukuhara.takeshi@takenaka.co.jp

<sup>2</sup>正会員 大阪工業大学 工学部 (〒535-8585 大阪市 旭区 大宮 5丁目16-1)  
E-mail: miyauchi.y@archi.oit.ac.jp

柱貫通形式の柱 R C 梁 S 架構を合理的に設計する際には、接合部耐力がボトルネックになることがあり、接合部耐力をシンプルに改善する工法が必要である。

本論では、特に鉄骨のてこ作用から生ずる接合部の支圧破壊モードの耐力を改善するため、柱梁接合部のコンクリートを高強度に打ち分けることを試みた。十字形架構による接合部実験によりその効果を確認した。試験体は計3体で、柱のコンクリート強度はFc30と共通であり、接合部のコンクリート強度 (Fc30, Fc60, Fc90) を実験変数とした。

構造実験の結果、接合部のコンクリートを高強度化することで、接合部の支圧耐力は改善した。これは、接合部内のねじり応力を伝達する機構の耐力が向上したためと考えられる。また、既往の研究による評価式を参考に接合部ねじり耐力の評価式を提案し、実験結果を評価したところ、実験結果を適切に評価することが可能であった。

**Key Words :** steel beam- concrete column , high strength concrete, pass through type joint

### 1. はじめに

柱 R C 梁 S 架構は、材料特徴が有効に活用されるように、主に軸力を負担する柱には鉄筋コンクリートが、曲げ応力を負担する梁には鉄骨が用いられた、合理的な架構である。このうち、図1に示すような柱貫通形式の柱 R C 梁 S 架構は特にシンプルな接合部形状でコストパフォーマンスに優れる。しかしながら、この架構では、柱の耐力が十分であっても、鉄骨の回転によるてこ作用から生ずる接合部の支圧破壊モードの耐力（接合部の支圧耐力）が不足すると、柱断面サイズを大きくせざるを得ず、結果的に非効率な設計となるケースがある。

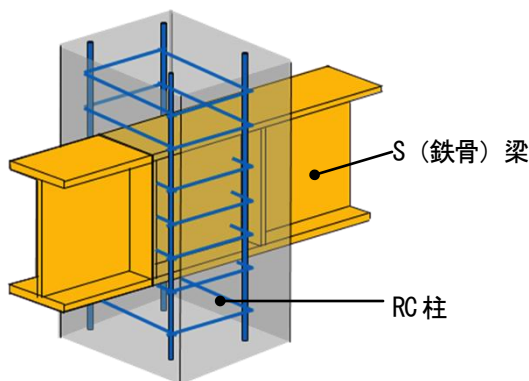


図1 柱貫通型の柱 RC 梁 S 架構接合部

本論では、柱を同断面のまま、且つシンプルに接合部の支圧耐力を改善する方法として、接合部に高強度コンクリートを打ち分けることを試み、その効果を実験的に検証した。次いで、柱と接合部のコンクリート強度が異なる場合の接合部の支圧耐力の評価手法を提案した。なお、接合部のコンクリート強度を高くすることは、接合部側の梁フランジから局所的に力を受けるコンクリートの支圧耐力と、その応力を柱に伝達するためのねじり耐力を向上させることで、接合部の支圧耐力を大きくすることが目的である。このうち、局所応力を受けるコンクリートの支圧耐力に関しては、要素試験を実施してコンクリート強度による影響を確認した。

### 2. 要素試験

接合部の支圧耐力は、S梁のフランジとRC柱側のコンクリートの接触面における局所圧縮応力に対する耐力（柱側の支圧耐力）と、S梁のフランジと接合部側の局所圧縮応力に対する耐力（接合部側の支圧耐力）およびその際に生ずるねじり応力に対する耐力（ねじり耐力）のうち小さい方の耐力を累加して得られると考えられる。本章は、特に柱側および接合部側の支圧耐力を確認するため、要素試験を実施した。

図2に試験体概要を示す。試験体は計4体で、コンクリート強度 ( $F_c30$ および $F_c90$ ) と帯筋比 $p_w$ (0.28%および0.96%)を実験変数とした。帯筋比のうち、 $p_w=0.28\%$ は主に接合部、 $p_w=0.96\%$ は主に柱の帯筋量を意図して設定した。表1に鋼材の機械的性質を示す。

図3には、加力方法を示す。図に示すように、加力装置と試験体の間に125mm×70mmの鋼板を挟み、その上から軸力を加えることで、鉄骨フランジからコンクリートに局所的に加わる支圧応力を模擬した。鋼板のサイズは、3章に示す十字形架構試験体の鉄骨フランジ幅とRC柱の断面幅の比率に近い値を設定した。

写真1には、代表的な試験体の破壊状況を示す。いずれの試験体も写真に示した試験体と同様に、プレート端部を起点とした斜めひび割れが生ずる支圧破壊となった。

試験結果を表2に示す。表より分かるように、支圧耐力はコンクリートの圧縮強度が高い方が大きく、コンクリートの圧縮強度が $109\text{N/mm}^2$ の試験体No2およびNo4では、 $30.5\text{N/mm}^2$ の試験体No1およびNo3比べて、2.4~2.5倍耐力が高くなる結果であった。一方で、支圧耐力をコンクリート強度および支圧面積で除した支圧係数 $\alpha$ は、コンクリート圧縮強度が高いほどその値は小さくなっており、コンクリート圧縮強度に対して一定値ではないことも分かる。また、支圧耐力には帯筋比 $p_w$ も影響し、コンクリート強度が $30.5\text{N/mm}^2$ の試験体では $p_w$ が0.28%(No1)から0.96%(No3)になると61kN支圧耐力が高くなり、支圧係数 $\alpha$ は12%大きくなった。一方で、コンクリート強度が $109\text{N/mm}^2$ の試験体では、 $p_w$ が0.28%(No2)から0.96%(No4)になると90kN支圧耐力が高くなり、 $30.5\text{N/mm}^2$ の試験体よりも支圧耐力は大きくなったが、支圧係数 $\alpha$ は6.9%しか高くならず、比率としては高強度のコンクリートの方が帯筋比の影響が小さいことが分かる。

表1 鋼材の機械的性質

| 種類      | $f_y$<br>( $\text{N/mm}^2$ ) | $E_s$<br>( $\text{N/mm}^2$ ) | $f_{su}$<br>( $\text{N/mm}^2$ ) | $\phi$<br>(%) |
|---------|------------------------------|------------------------------|---------------------------------|---------------|
| D6(帯筋)  | 361                          | 195000                       | 517                             | 18.8          |
| D10(主筋) | 330                          | 183000                       | 493                             | 19.3          |

$f_y$ : 降伏強度,  $E_s$ : ヤング係数,  $f_{su}$ : 引張強度,  $\phi$ : 伸び率

表2 試験体一覧と試験結果

| Specimen | $f_c$<br>( $\text{N/mm}^2$ ) | $p_w$<br>(%) | $N$<br>(kN) | $\alpha$ |
|----------|------------------------------|--------------|-------------|----------|
| No1      | 30.5                         | 0.28         | 488.1       | 1.83     |
| No2      | 109                          |              | 1237        | 1.30     |
| No3      | 30.5                         | 0.96         | 549.4       | 2.06     |
| No4      | 109                          |              | 1327        | 1.39     |

$f_c$ : コンクリート強度,  $p_w$ : 帯筋比,  $N$ : 軸耐力 (支圧耐力),  $\alpha$ : 支圧係数

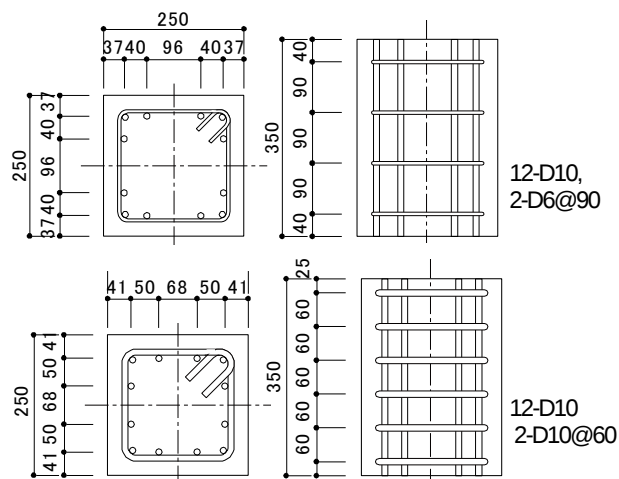


図2 試験体

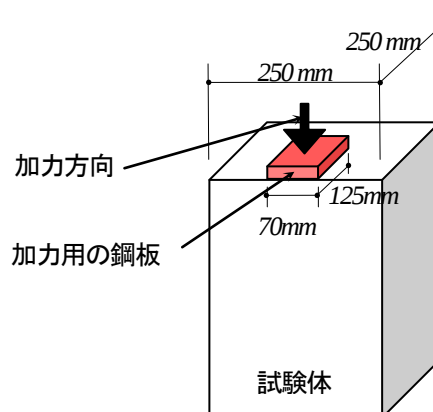


図3 加力方法

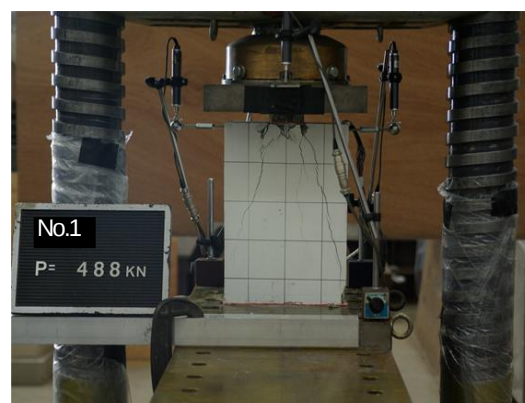


写真1 試験体破壊状況

### 3. 十字形接合部実験

本章では、接合部に高い強度のコンクリートを打ち分けた場合の架構の性能を検討するため、本論で対象とする接合部形式を模擬した十字形接合部試験体を作成し、構造実験を実施した。

表3には使用した鋼材の機械的性質を、図4には試験体形状を、表4には試験体一覧を示す。試験体は、柱RC梁S架構の接合部を抜き出した十字形架構で、約1/3スケールモデルとした。接合部の支圧破壊となるように設計した。柱のコンクリート強度はFc30で共通とし、接合部に打ち分けるコンクリート強度をFc30、Fc60およびFc90とすることで、打ち分けたコンクリート強度が接合部の支圧

表3 鋼材の機械的性質

| 種類        | $f_y$<br>(N/mm <sup>2</sup> ) | $E_s$<br>(N/mm <sup>2</sup> ) | $f_{su}$<br>(N/mm <sup>2</sup> ) | $\phi$<br>(%) |
|-----------|-------------------------------|-------------------------------|----------------------------------|---------------|
| D6(帯筋)    | 361                           | 195                           | 517                              | 18.8          |
| D16-1(主筋) | 375                           | 187                           | 582                              | 16.0          |
| D16-2(主筋) | 362                           | 188                           | 565                              | 16.9          |
| PL-19-1   | 380                           | 208                           | 531                              | 28.6          |
| PL-19-2   | 382                           | 204                           | 512                              | 29.2          |
| PL-6-1    | 391                           | 206                           | 551                              | 24.8          |
| PL-6-2    | 379                           | 202                           | 529                              | 25.5          |

$f_y$  : 降伏強度,  $E_s$  : ヤング係数,  $f_{su}$  : 引張強度,  $\phi$  : 伸び率

耐力に及ぼす影響を検証する。

図5には、加力装置および加力方法を示す。加力は、柱上下をピン支持で固定し、一定軸力を与えた状態で梁端部にピンで取り付けられた油圧ジャッキにて上下繰り返し載加を実施し、梁にせん断力を加えることで地震力を模擬した。なお、本加力装置は柱上下の水平移動が拘束されており、P- $\Delta$ 効果の影響は反映されない。

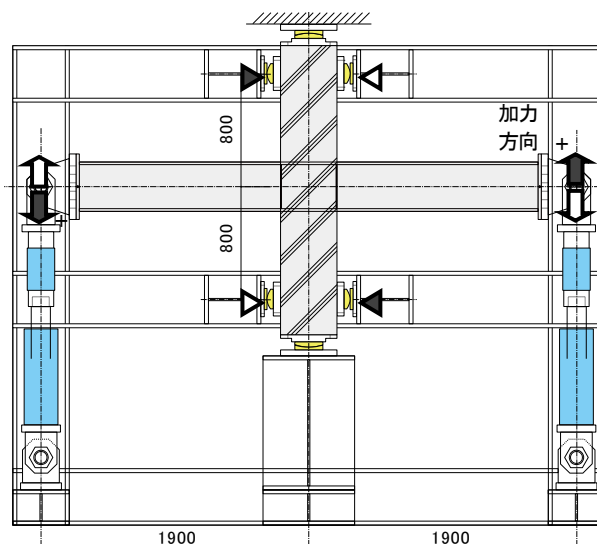


図5 加力方法

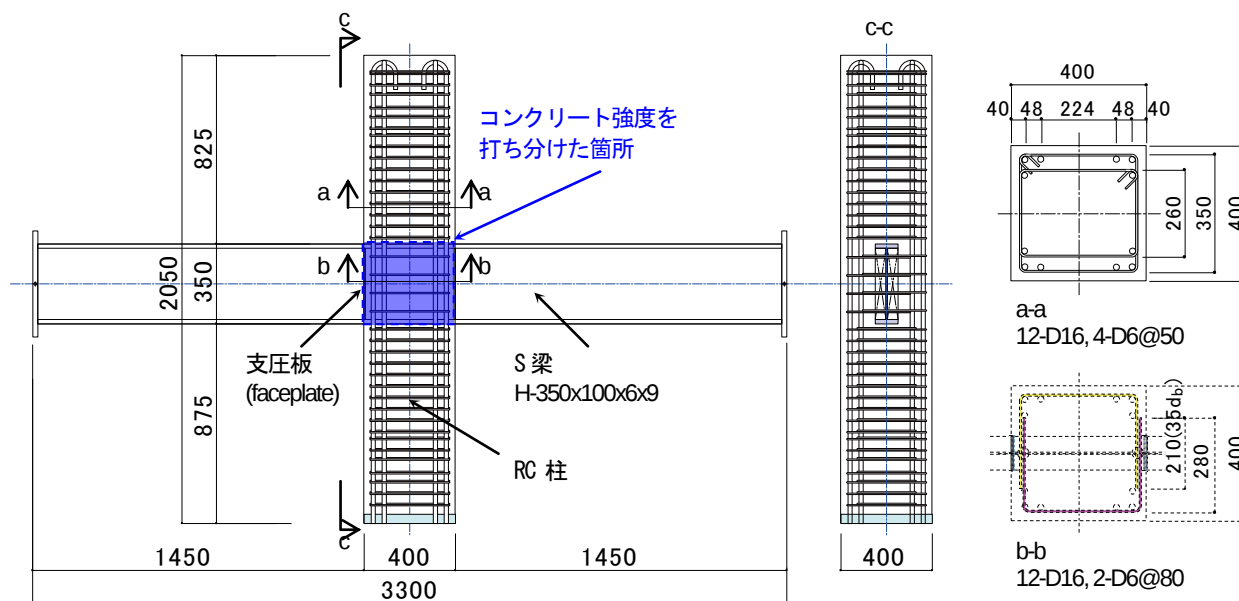


図4 試験体詳細

表4 試験体一覧

| Notation | $f_{cc}$<br>(MPa) | $f_{cj}$<br>(MPa) | $p_{wc}$<br>(%) | $p_{wj}$<br>(%) | $D_b$<br>(mm) | $B_{bf}$<br>(mm) | $t_w$<br>(mm) | $t_f$<br>(mm) |
|----------|-------------------|-------------------|-----------------|-----------------|---------------|------------------|---------------|---------------|
| J30      | 33.6              |                   | 0.64            | 0.20            | 350           | 100              | 6             | 19            |
| J60      | 35.1              | 77.8              |                 |                 |               |                  |               |               |
| J100     | 29.2              | 108               |                 |                 |               |                  |               |               |

$f_{cc}$ ,  $f_{cj}$  : それぞれ柱および接合部のコンクリート圧縮強度,  $p_{wc}$ ,  $p_{wj}$  : それぞれ柱および接合部の帯筋比  
 $D_b$ ,  $B_{bf}$ ,  $t_w$ ,  $t_f$  : それぞれ使用した鉄骨のせい、幅、ウェブ厚およびフランジ厚

写真2には1/50rad時の試験体状況を、写真3には最終破壊状況を示す。写真に示すように、いずれの試験体も、柱側は鉄骨フランジを起点とする支圧破壊が生じ、さらに接合部側は支圧ひび割れが生ずるとともにこれが途中でつながったねじり破壊のような破壊が生じた。また、接合部パネルにはせん断ひび割れが生じたが、せん断破壊には至っておらず、最終破壊メカニズムは接合部の支圧破壊と判断できる。

図6には、実験結果を示す。最大耐力は、接合部に  $Fc30(f_g=33.6\text{N/mm}^2)$  のコンクリートを用いたJ30試験体と比較すると、 $Fc60(f_g=77.8\text{N/mm}^2)$  および  $Fc90(f_g=108\text{N/mm}^2)$  のコンクリートを用いたJ60およびJ90試験体のほうが高い結果であった。このことから、接合部に高い圧縮強度のコンクリートを打ち分けることで、接合部の支圧耐力が向上することが分かる。なお、試験体J60とJ90の耐力の差が小さい結果であったが、これはJ60試験体の柱のコンクリート強度が高く、柱側の支圧耐力が大きくなったことが主因であると考えられる。次に、変形性能に着目すると、試験体J60およびJ90は、J30に比べて初期剛性が高くなるとともに、最大耐力時の変形角も小さい。

一方、最大耐力では、コンクリート強度が高い試験体ほど耐力低下が大きい結果であった。以上より、接合部に打ち分けたコンクリート強度が高いほど、接合部の支圧耐力は大きくなり、剛性も高くなるが、ポストピーク後の変形性能は低下することが明らかになった。

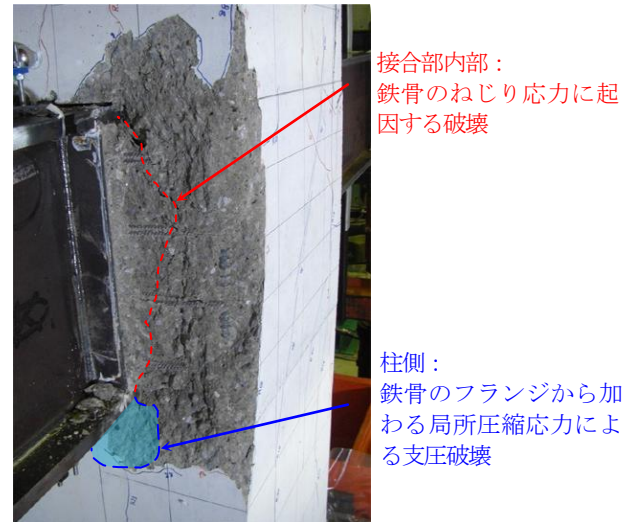


写真3 試験体最終破壊状況(J90)

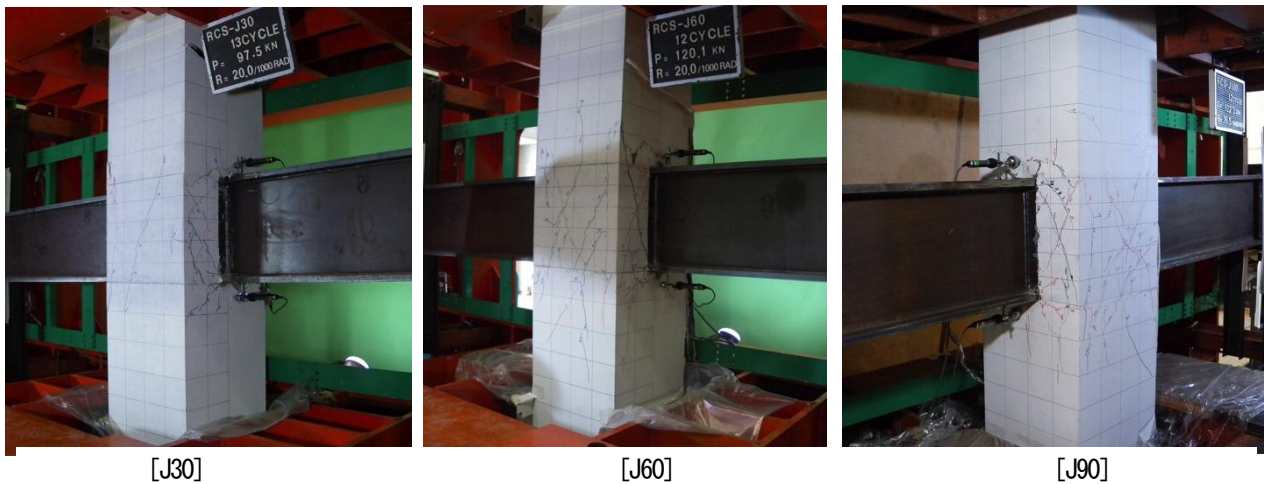


写真2 1/50rad時の試験体状況

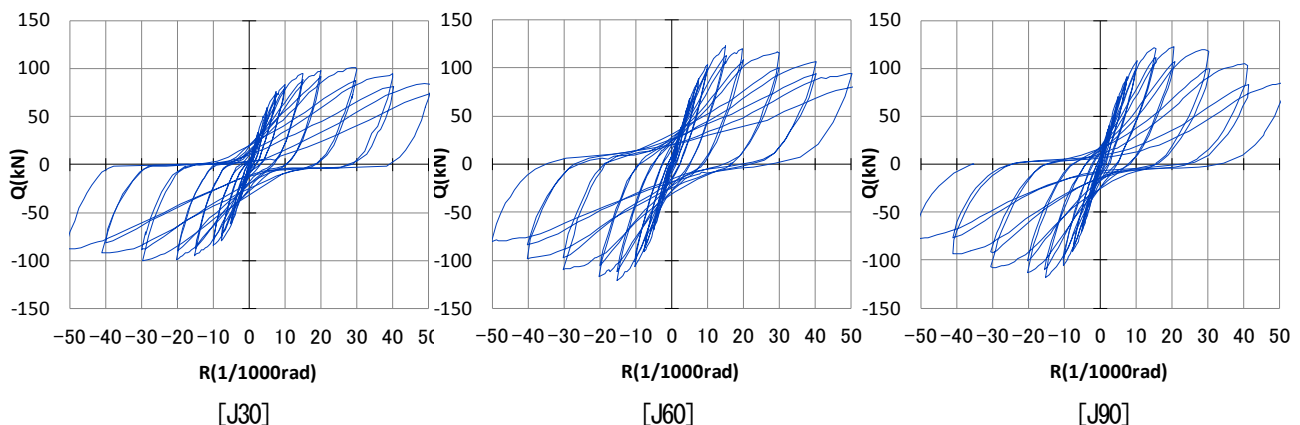


図6 荷重（梁せん断力） - 十字形架構の層間変形角関係

#### 4. 接合部支圧耐力の評価式の提案

##### (1)式の提案

柱貫通形式の柱RC梁S接合部の支圧耐力は、柱側の支圧耐力（鉄骨フランジから局所的な圧縮応力を受ける柱側の支圧耐力 $M_{pc}$ ）と、接合部側の耐力（鉄骨フランジから局所的な圧縮応力を受ける接合部側の支圧耐力 $M_{pj}$ と接合部側の支圧応力を接合部外側に応力伝達するねじり耐力 $M_T$ のうちいずれか小さいもの）の累加として計算することができ、既往の研究<sup>1)</sup>においても提案されている。これは、式(1)で表現される。

$${}_jM_u = {}_cM_p + \min({}_jM_p, {}_jM_T) \quad (1)$$

なお、接合部に高強度コンクリートを打ち分けた場合の効果は、高強度コンクリートが用いられた接合部側の耐力 $M_{pj}$ および $M_T$ に反映されることになる。

柱側の支圧耐力 $M_{pc}$ は、図7に示すような矩形の応力ブロックを仮定すると、式(2)で計算できる。

$${}_cM_{fp} = 0.85 \cdot \alpha_c \cdot f_{cc} \cdot b_f \cdot (D_c/2)^2 \quad (2)$$

ここで、

$\alpha_c$  : 柱側の支圧係数

$D_c$  : RC柱のせい

なお、 $\alpha_c \cdot f_{cc} \cdot b_f \cdot (D_c/2)$ は柱側の支圧耐力で、支圧係数 $\alpha_c$ は3章の実験結果のコンクリート圧縮強度および帯筋比の関係（図8参照）を線形補間することで、式(3)で与えられる。なお、3章の実験では矩形の応力分布で加

力を実施されているが、実際の接合部における応力分布は一定ではない。このため、式(2)では柱の曲げ耐力を算出する際の等価応力ブロックを参考に、支圧耐力に0.85を乗じている。

$$\alpha_c = (-0.25p_{wc} - 0.0061) \cdot f_{cc} + 41.2p_{wc} + 1.92 \quad (3)$$

ここで、

$\sigma_{yc}$  : 柱の帯筋の降伏強度

接合部側の支圧耐力 $M_{pj}$ は、 $M_p$ の計算と同様に鉄骨のフランジおよび支圧板からの局所応力による支圧耐力の累加と考えると、式(4)にて計算される。

$${}_jM_p = 0.85 \cdot \alpha_j \cdot f_{cj} \cdot b_f \cdot (D_c/2)^2 + 0.85 \cdot \alpha_j \cdot f_{cj} \cdot b_{fp} \cdot (d/2)^2 \quad (4)$$

$$\alpha_c = (-0.25p_{wj} - 0.0061) \cdot f_{cj} + 41.2p_{wj} + 1.92 \quad (5)$$

ここで、

$\alpha_j$  : 接合部側の支圧係数で、式(5)で与えられる

$d$  : 鉄骨梁の断面せい

$\sigma_{yc}$  : 接合部の帯筋の降伏強度

式(4)で計算される $M_{pj}$ は、図9に示すねじり応力により、接合部の鉄骨フランジ幅の内側から外側に応力伝達される必要がある。ここで、ねじり耐力 $M_T$ は、図10に示すように、コンクリートを4つの要素に分割して略算的な全塑性のねじり耐力を求め、これに帯筋の効果を加える

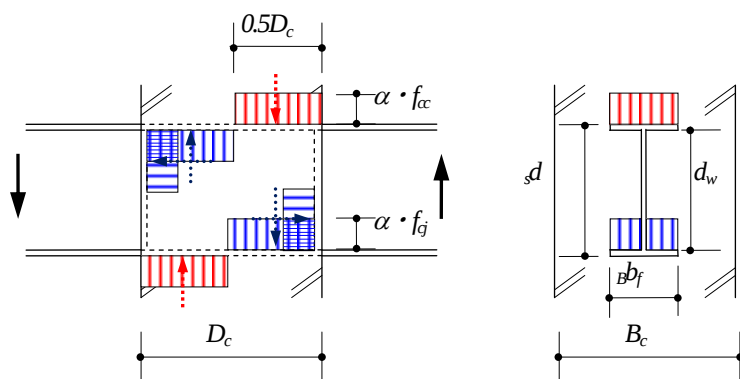


図7 荷重-変形関係

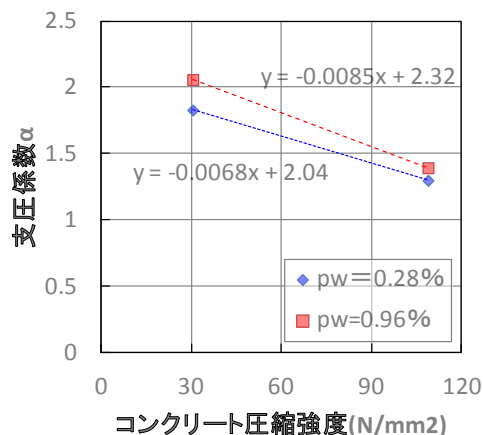


図8 支圧係数 $\alpha$ の実験結果

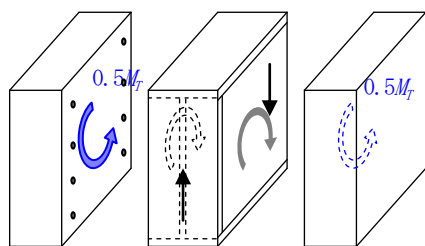


図9 ねじり耐力 $M_T$ のメカニズム

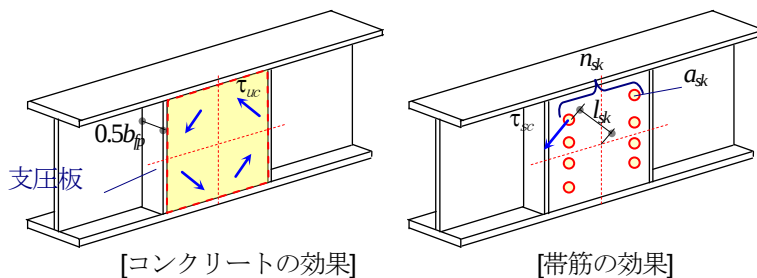


図10 ねじり耐力 $M_T$ の算定

ことで、式(6)にて算定する。

$${}_jM_T = 2 \cdot (\tau_{uc} \cdot \frac{D_c \cdot d_w \cdot \sqrt{D_c^2 + d_w^2}}{4} + \tau_{us} \cdot \sum_{k=1}^n a_{sk} \cdot n_k \cdot l_{sk}) \quad (6)$$

ここで、

$\tau_{uc}$  : コンクリートのねじりせん断応力度

$d_w$  : 鉄骨フランジの内法距離

$\tau_{us}$  : 帯筋のせん断強度

$a_{sk}$  :  $k$ 段目の帯筋断面積

$n_k$  :  $k$ 段目の帯筋の本数

$l_{sk}$  :  $k$ 段目の帯筋から接合部中心までの距離

コンクリートのねじりせん断応力度  $\tau_{uc}$  は、コンクリートの圧縮強度に比例する式(7a)およびコンクリートの引張強度（圧縮強度の平方根）に比例する式(7b)とした。

$$\tau_{uc} = 0.15 \cdot f_{cj} \quad (7a)$$

$$\tau_{uc} = 0.83 \cdot \sqrt{f_{cj}} \quad (7b)$$

なお、式(7a)および式(7b)に示すコンクリートのねじりせん断応力度  $\tau_{uc}$  の式は、既往の研究1)のTR-0試験体の実験結果を式(6)で逆算して得られたものである。TR-0試験体は、S梁フランジの柱側にスリットが設けられることでねじり耐力が直接的に得られており、また接合部には帯筋が用いられていないため、式(6)における帯筋の項の影響が入らないことから、コンクリートのねじりせん断応力度  $\tau_{uc}$  を推定するのに最も適していると考えた。

また、接合部のせん断破壊の検討にあたっては、SRC規準<sup>3)</sup>に示される式が準用できると考えられる。このため、本実験の試験体は、このせん断耐力が前述した接合部の支圧耐力を下回らないように設計をしている。

## (2)試験結果との比較

表5には、前述した接合部の支圧耐力の評価式の計算結果を示す。表より分かるように、ねじり耐力をコンクリート圧縮強度に比例した式(7a)を用いた場合、計算値はJ30試験体の実験結果を精度良く評価できたが、接合部に高い圧縮強度のコンクリートを用いたJ60およびJ90

試験体では実験結果が23~35%の過大評価された。一方で、コンクリートの引張強度のように、コンクリート圧縮強度の平方根に比例する式(7b)を用いた場合、計算結果は実験値を精度よく評価できた。

図11には、本実験結果に、既往の研究1)および2)のうち、接合部の支圧破壊にて最大耐力が決定したと報告されている実験結果を加えて計算値と実験結果を比較したものを示す。図より分かるように、ねじり耐力をコンク

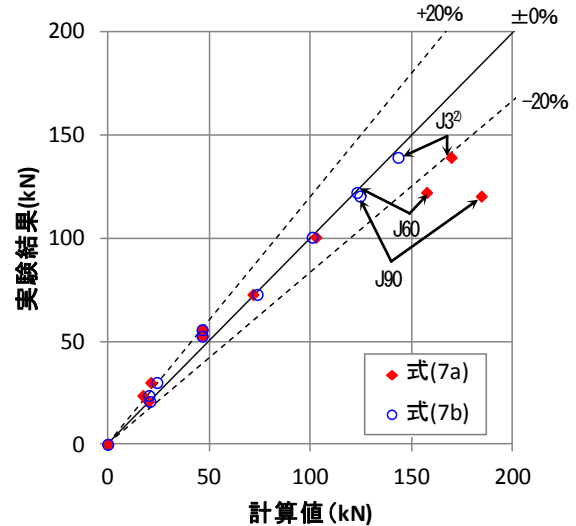


図 11 本実験および既往の実験の実験結果と4章の計算結果との比較

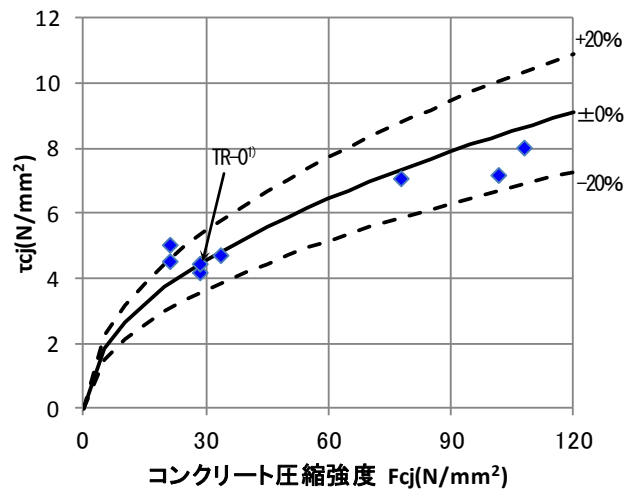


図 12 本実験および既往の実験の実験結果からの  $\tau_{uc}$  の逆算

表 5 十字形接合部試験の実験結果および計算結果一覧

| 試験体 | $Q_{Bexp}$<br>(kN) | $M_p$<br>(kN-m) | $M_p$<br>(kN-m) | $M_T$<br>(kN-m) | $M_T$<br>(kN-m) | $Q_{Bcal1}$<br>(kN) | $Q_{Bcal2}$<br>(kN) | $Q_{Bexp}/Q_{Bcal1}$ | $Q_{Bexp}/Q_{Bcal2}$ |
|-----|--------------------|-----------------|-----------------|-----------------|-----------------|---------------------|---------------------|----------------------|----------------------|
| J30 | 100                | 220             | 296             | 171             | 164             | 101                 | 103                 | 0.97                 | 0.99                 |
| J60 | 122                | 228             | 528             | 371             | 240             | 123                 | 158                 | 0.77                 | 0.99                 |
| J90 | 120                | 194             | 635             | 508             | 279             | 125                 | 185                 | 0.65                 | 0.96                 |

$Q_{Bexp}$  : 実験結果（最大耐力時の梁せん断力）

$M_T$  : それぞれ、式(7a)および式(7b)で計算された接合部ねじり耐力  $M_T$

$Q_{Bcal1}$ ,  $Q_{Bcal2}$  : それぞれ、式(7a)および式(7b)を用いて計算された接合部の支圧耐力（梁せん断力に換算）

リートの圧縮強度に比例するとして式(7a)で計算した場合、本実験のJ60およびJ90試験体に加えて、文献2)のJ3 (Fc100の高強度コンクリートが用いられた)試験体において、計算値は実験結果を過大評価する結果であった。しかしながら、コンクリートの圧縮強度の平方根に比例するとして式(7b)で計算したところ、いずれも精度よく接合部の支圧耐力が評価された。

図12には、各試験体の接合部のねじり応力度のばらつきを検証するため、実験結果と本章の提案式から逆算した接合部のねじり応力度とコンクリート圧縮強度の関係を示す。図より分かるように、逆算されたねじり応力度は式(7b)によってその傾向が適切に評価されており、そのばらつきは±20%程度に概ね納まっている。

以上の検討より、接合部の支圧耐力を算定する際の接合部内部のねじり耐力は、コンクリートの圧縮強度の平方根に比例する形で評価式を用いることが妥当であると判断される。また、式(7b)を用いて接合部の支圧耐力を計算すると、本研究のように接合部に高強度コンクリートを打ち分けた場合のみならず、コンクリートを打ち分けないケースにおいても、 $21\text{N/mm}^2 \sim 105\text{N/mm}^2$ の普通強度コンクリートから高強度コンクリートの範囲において、接合部の支圧耐力を評価できることが確認された。

## 5. まとめ

柱梁接合部に高強度コンクリートを用いた柱貫通形式の柱RC梁S架構の接合部に関して、構造性能を検証するため、十字形接合部実験を実施し、以下の結論を得た。

- ・接合部に高強度コンクリートを用いると、接合部の支圧耐力を向上することができる。
- ・接合部に高い圧縮強度のコンクリートを打ち分けるほど、接合部の剛性は高くなるが、最大耐力後の変形性能は低下した。

柱梁接合部に高強度コンクリートを用いた柱貫通形式の柱RC梁S架構の接合部に関して、接合部支圧耐力を評価する式を提案し、その計算値と実験結果を検証したところ、以下の結論を得た。

- ・普通コンクリートが用いられた既往の接合部のねじり破壊試験体（文献1のTR-0試験体）の実験結果を基準にし、ねじり応力度を推定するとともに、接合部のねじり応力度をコンクリートの圧縮強度の平方根に比例する形で高強度コンクリートの評価に用いたところ、本実験結果をいずれも適切に評価することが可能であった。一方で、コンクリートの圧縮強度に比例する形で用いると、計算値は実験結果を過大評価した。
- ・本提案式を用いると、本実験のみならず、接合部のコンクリートを打ち分けていない試験体においても、普通強度から高強度コンクリート（ $21\text{N/mm}^2 \sim 105\text{N/mm}^2$ ）の範囲において実験結果を精度良く評価することができた。

## 参考文献

- 1) 馬場望，鳥居拓三，西村泰志：柱 RC・はり S とするはり貫通形式内部柱はり接合部の内部パネルから外部パネルへの応力伝達，日本建築学会構造系論文集 第 513 号，pp173-180，1998.11
- 2) 久保田淳，永井寛，岡安隆史，高稲宜和：超高強度繊維補強コンクリートを用いた鉄筋コンクリート柱・鉄骨梁接合部の構造性能，コンクリート工学年次論文集，Vol.31，No.2，pp1141-1146，2009
- 3) 日本建築学会：鉄骨鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説，2001.1

## Seismic Tests of Steel Beam- Concrete Column Composite Assemblies with Joints-Bodies of High Strength Concrete

Takeshi FUKUHARA and Yasuyoshi MIYAUCHI

To improve the ultimate capacity of RC columns - S beams frame systems in which the S beams pass through the RC columns, high strength concrete was used to construct the joint-body. Three composite frames were constructed and tested under reversed cyclic lateral loading while subjected to a constant axial compression loading. While the concrete strength of columns (30 MPa) was kept unchanged, three different concrete strengths (30 MPa, 60 MPa 90 MPa) were used for the joint-bodies. Using high strength concrete in the joint-body improved the ultimate load capacity of the tested composed assembly. Finally, a calculation method of the seismic capacity of such joints was proposed.