

論文 鋼繊維補強無孔性コンクリートを用いたはり部材のせん断挙動

若山 大幹*1・柳田 龍平*2・河野 克哉*3・二羽 淳一郎*4

要旨: せん断スパン比 a/d , 有効高さ d , および引張鋼材比 p_w が無孔性コンクリート (PFC) はりのせん断挙動に与える影響を明らかにするため, 鋼繊維補強 PFC はりを用いて 4 点荷重試験を行った。その結果, せん断スパン比あるいは有効高さが増大するにつれて, せん断強度が低下する傾向を確認でき, そのせん断強度に与える影響は普通強度 RC はりと同程度となることが示唆された。また, 大きな鋼材比を有する逆 T 形 PFC はりのせん断破壊は, 荷重点近傍の圧縮破壊に影響されることを確認した。さらに, その様子をデジタル画像相関法に基づいた画像解析による最大主ひずみ分布からも確認した。

キーワード: 鋼繊維補強無孔性コンクリート, せん断破壊, せん断スパン比, 有効高さ, 画像解析

1. はじめに

超高強度コンクリートは, 土木構造物の長大化や高耐久化を可能にする材料である。その設計の合理化のため, 特に超高強度繊維補強コンクリート (以下, UFC) はりのせん断挙動を確かめるために多くの実験がなされ, UFC のせん断耐力に対してせん断スパン比, 有効高さおよび引張鋼材比等の構造的因子が影響を与えることが示されている。さらに, 2015 年には 400N/mm^2 以上の極めて高い圧縮強度を有する無孔性コンクリート (以下, PFC) が開発され²⁾, その構造部材への適用を想定して鋼繊維補強 PFC の圧縮・引張に対する力学特性が実験的に明らかにされている³⁾。これを用いた構造部材の設計法を確立するためには, UFC と同様に PFC はりの構造的因子がせん断特性に及ぼす影響を明確にすることが必要となる。そこで, プレストレスを導入した PFC はりのせん断挙動に対して, プレストレス量や引張鋼材比が与える影響について実験的に検討が行われている⁴⁾。しかしながら, 有効高さやせん断スパン比といった部材形状による影響については明確にされていない。

そこで本研究では, 鋼繊維補強 PFC はりの 4 点曲げ試験を行い, せん断スパン比, 有効高さおよび引張鋼材比が PFC はりのせん断挙動に及ぼす影響を検討することとした。

2. 実験概要

2.1 使用材料および配合

PFC の使用材料および配合を表-1, 表-2 にそれぞれ示す。使用材料は, PFC 専用プレミックス結合材 (B), 高強度砂 (S), 鋼繊維 (F), 高性能減水剤 (SP) および消泡剤 (DF) である。練混ぜは容量 0.15m^3 のオムニキ

表-1 使用材料の物性等

| 名称 | 記号 | 物性等 |
|-----------|----|---|
| プレミックス結合材 | B | 密度 2.82g/cm^3 |
| 高強度砂 | S | 密度 2.63g/cm^3 |
| 鋼繊維 | F | 直径 0.2mm , 長さ 15mm , 密度 7.84g/cm^3 |
| 高性能減水剤 | SP | ポリカルボン酸系 |
| 消泡剤 | DF | ポリグリコール系 |

表-2 配合

| W/B (%) | 単位量 (kg/m^3) | | | 繊維 | 混和剤 | |
|---------|-------------------------|------|-----|---------|--------|--------|
| | W | B | S | F | SP | DF |
| 15 | 199 | 1328 | 934 | 2 vol.% | B×1.6% | B×1.6% |

サを使用し, 打込み後に 40°C の一次蒸気養生を 12 時間, 脱型後に試験体内部に水を供給する煮沸吸水処理を 30 分, その後に 90°C の二次蒸気養生を 48 時間, 続いて 180°C の加熱養生を 48 時間行った。

2.2 供試体概要

表-3 に各供試体の寸法ならびに材料試験値として圧縮強度 f_c と割裂引張強度 f_{cr} を, 図-1 に供試体形状図を, 表-4 に使用した鋼材の物性値として断面積 A_s と降伏強度 f_y 等をそれぞれ示す。なお, 供試体 4.0-11.7-210 は既往の文献⁴⁾のデータを用いた。試験のパラメータは, せん断スパン比 a/d ($3.0\sim 6.0$), 有効高さ d ($180\sim 360\text{mm}$), 引張鋼材比 p_w ($6.03\sim 11.7\%$) とした。断面は逆 T 形 (A-A'断面) とし, 主鉄筋にはネジ節の異形 PC 鋼棒を, 圧縮側の鋼材には PC 鋼棒 (丸鋼棒) を使用し, とともにシース内に配置しグラウト材を充填した。シースの材料は亜鉛メッキ鋼板, グラウト材は超低粘性 PC グラウト材とした。既往の文献⁴⁾と同条件にすること, ならびに異形 PC 鋼棒を埋設すると打込み後の PFC の収縮が異形 PC 鋼棒によって拘束されてひび割れが発生する可能性があ

*1 東京工業大学 環境・社会理工学院 土木・環境工学系 土木工学コース (学生会員)

*2 金沢大学 理工研究域 地球社会基盤学系 助教 Ph.D. (正会員)

*3 太平洋セメント (株) 中央研究所 第 2 研究部 チームリーダー 博 (工) (正会員)

*4 東京工業大学 環境・社会理工学院 土木・環境工学系 教授 工博 (フェロー)

表-3 供試体諸元

| 供試体名称 | 供試体寸法 | | | | | | | | | | | | 材料試験値 | | | |
|----------------------------|-------|------|-----|----|----------------|----------------|-----|-----|----------------|----|-------|-----|-------------------|----------------|-----------------|-----------------|
| | a/d | a | d | d' | b _w | b _f | c | h | h _f | e | シース内径 | | 断面形状 | p _w | f' _c | f _{cr} |
| | | | | | | | | | | | 引張側 | 圧縮側 | | | | |
| mm | | | | | | | | | | | | % | N/mm ² | | | |
| 3.0-11.7-210 | 3.0 | 630 | 210 | 35 | 60 | 250 | 150 | 250 | 75 | 75 | 35 | 20 | (A) | 11.7 | 296 | 9.80 |
| 3.5-11.7-210 | 3.5 | 735 | 210 | 35 | 60 | 250 | 150 | 250 | 75 | 75 | 35 | 20 | (A) | 11.7 | 320 | 9.07 |
| 4.0-11.7-210 ⁴⁾ | 4.0 | 840 | 210 | 35 | 60 | 250 | 150 | 250 | 75 | 75 | 35 | 20 | (A) | 11.7 | 313 | 11.4 |
| 4.5-11.7-210 | 4.5 | 945 | 210 | 35 | 60 | 250 | 150 | 250 | 75 | 75 | 35 | 20 | (A) | 11.7 | 320 | 9.07 |
| 5.0-11.7-210 | 5.0 | 1050 | 210 | 35 | 60 | 250 | 150 | 250 | 75 | 75 | 35 | 20 | (A) | 11.7 | 331 | 11.1 |
| 6.0-11.7-210 | 6.0 | 1260 | 210 | 35 | 60 | 250 | 150 | 250 | 75 | 75 | 35 | 20 | (A) | 11.7 | 325 | 9.63 |
| 3.0-10-180 | 3.0 | 540 | 180 | 30 | 60 | 215 | 150 | 215 | 70 | 63 | 35 | 20 | (A) | 10.6 | 325 | 9.63 |
| 3.0-10-270 | 3.0 | 810 | 270 | 45 | 90 | 323 | 225 | 323 | 105 | 92 | 42 | 26 | (A) | 9.93 | 320 | 9.07 |
| 3.0-10-360 | 3.0 | 1080 | 360 | 60 | 120 | 430 | 300 | 430 | 140 | 97 | 50 | 30 | (C) | 9.42 | 304 | 9.90 |
| 4.0-6.03-210 | 4.0 | 840 | 210 | 35 | 60 | 250 | 150 | 250 | 75 | 90 | 35 | 20 | (B) | 6.03 | 315 | 9.73 |
| 4.0-9.05-210 | 4.0 | 840 | 210 | 35 | 60 | 250 | 150 | 250 | 75 | 75 | 35 | 20 | (A) | 9.05 | 325 | 9.63 |

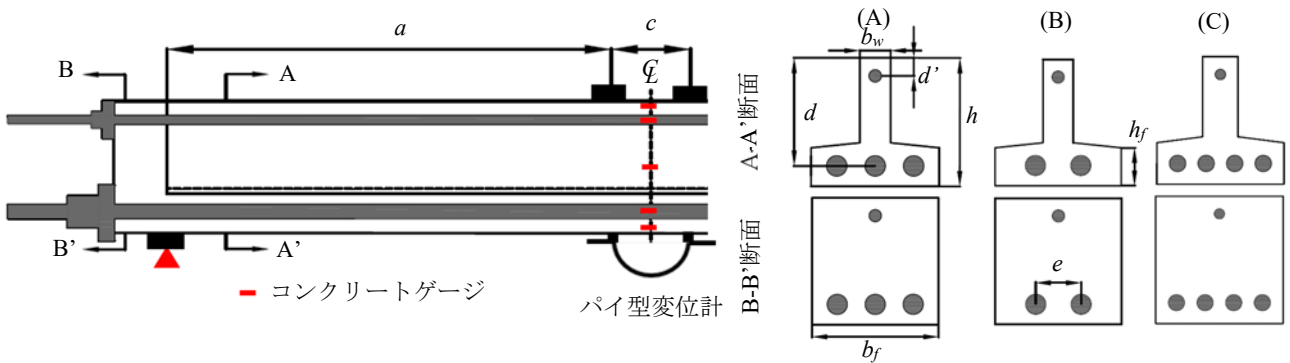


図-1 供試体形状図

表-4 補強鋼材物性値

| 供試体名称 | 圧縮鋼材 | | | 引張鋼材 | | |
|----------------------------|------|-----------------|-------------------|------|-----------------|-------------------|
| | 鋼材径 | A _s | f _y | 鋼材径 | A _s | f _y |
| | | mm ² | N/mm ² | | mm ² | N/mm ² |
| 3.0-11.7-210 | φ13 | 133 | 1235 | D25 | 1473 | 1179 |
| 3.5-11.7-210 | | | | | | |
| 4.0-11.7-210 ⁴⁾ | | | | | | |
| 4.5-11.7-210 | | | | | | |
| 5.0-11.7-210 | | | | | | |
| 6.0-11.7-210 | | | | | | |
| 3.0-10-180 | φ11 | 95.0 | 1220 | D22 | 1140 | 1178 |
| 3.0-10-270 | φ17 | 227 | 1180 | D32 | 2413 | 1207 |
| 3.0-10-360 | φ23 | 415 | 1186 | D36 | 3054 | 1159 |
| 4.0-6.03-210 | φ13 | 133 | 1235 | D22 | 1140 | 1178 |
| 4.0-9.05-210 | | | | | | |



図-2 供試体表面のランダムパターン

るため、シースを使用した。なお、PC 鋼材には緊張力を与えず、アンカプレートとナットを用いて供試体の端部に定着した。

2.3 載荷方法および測定項目

載荷は、油圧ジャッキを用いた静的 4 点曲げとした。載荷板の部材軸方向の幅は 65mm とし、供試体 3.0-10-360 では支点支圧板の部材軸方向の幅を 150mm、その他の供試体では 70mm とした。支点の支圧板と供試体の間にはシリコングリスを 2 枚のテフロンシートで挟んだ減摩パッドを挿入して水平方向の摩擦を低減した。測定項目は、荷重、スパン中央と支点における鉛直変位、はり側面のコンクリートひずみとした。また、曲げひび割れ発生荷重を確認するためにパイ型変位計を設置した。

2.4 画像解析概要

載荷中のウェブ側面のひずみ分布やひび割れの進展、

せん断破壊性状を確認することを目的に、デジタル画像相関法⁹⁾(以下、DIC)に基づく画像解析を行った。対象は、供試体 3.0-11.7-210、4.0-11.7-210 および 5.0-11.7-210 を除いた供試体とした。供試体のウェブ側面を白色のスプレーで塗装後に、黒色のスプレーを用いて図-2 のようにランダムパターンを作成し、4 台のデジタルカメラを用いてスパン全体を撮影した。

3. 実験結果と考察

3.1 荷重—変位関係

各供試体の荷重 P より得られた平均せん断応力 ($v=P/2b_wd$) と変位の関係を図-3 に、試験結果を表-5 にそれぞれ示す。なお、後述する最大荷重の実験値と計算値の比較についても表-5 に併記している。また、斜めひび割れ発生荷重は、斜めひび割れが上縁から $d/2$ の高さに達したときの荷重とした。図-3(a)より、せん断スパン比が増加すると、斜めひび割れ発生荷重時の平

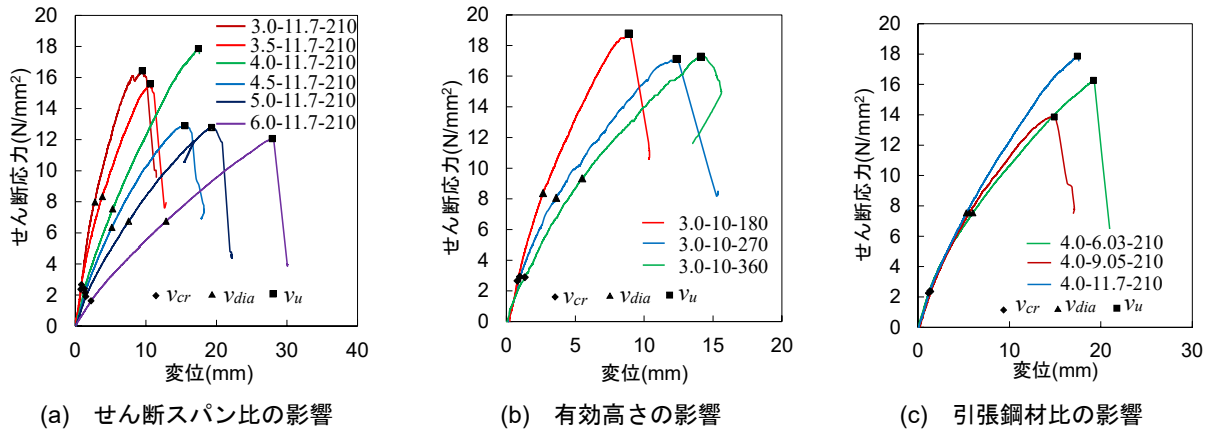


図-3 平均せん断応力と変位関係

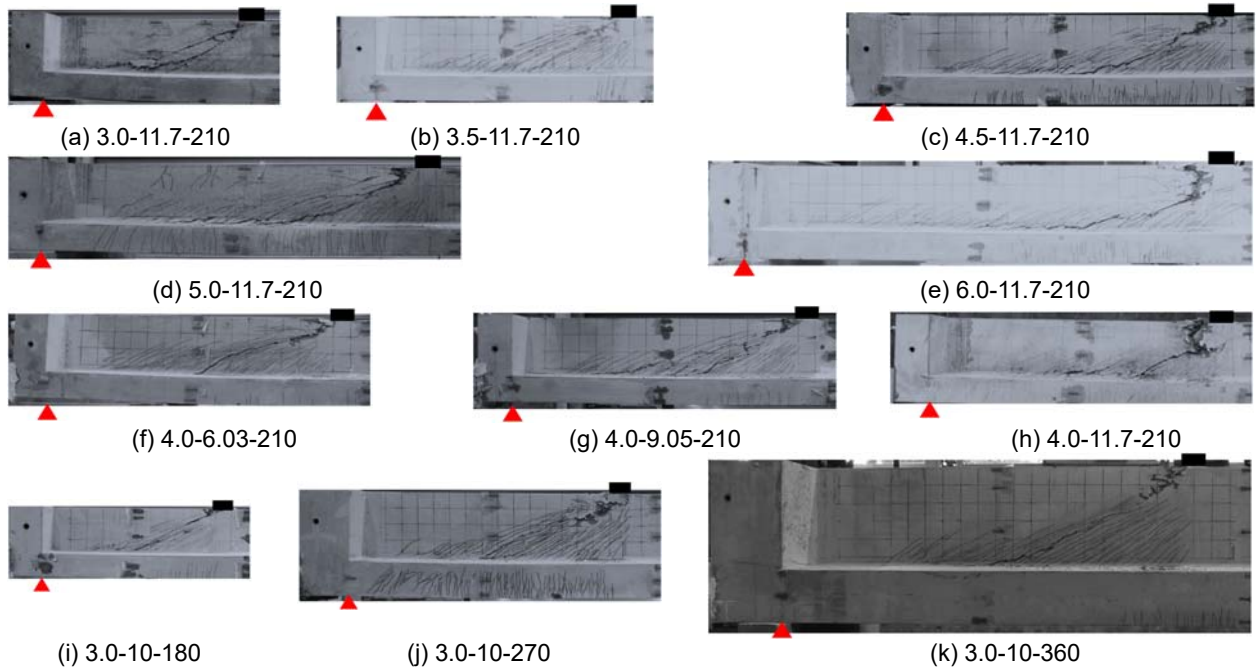


図-4 破壊後の写真

表-5 試験結果

| 供試体名称 | P_u | $P_{u, cal}$ | v_{cr} | v_{dia} | v_u | $\frac{P_u}{P_{u, cal}}$ |
|--------------|-------|--------------|-------------------|-----------|-------|--------------------------|
| | kN | | N/mm ² | | | |
| 3.0-11.7-210 | 414 | 283 | 2.67 | 7.98 | 16.4 | 1.46 |
| 3.5-11.7-210 | 393 | 286 | 2.37 | 8.33 | 15.6 | 1.37 |
| 4.0-11.7-210 | 450 | 285 | 2.40 | 7.54 | 17.9 | 1.58 |
| 4.5-11.7-210 | 325 | 286 | 2.15 | 6.35 | 12.9 | 1.14 |
| 5.0-11.7-210 | 322 | 287 | 1.90 | 6.75 | 12.8 | 1.12 |
| 6.0-11.7-210 | 304 | 287 | 1.62 | 6.75 | 12.1 | 1.06 |
| 3.0-10-180 | 406 | 245 | 2.66 | 8.38 | 18.8 | 1.66 |
| 3.0-10-270 | 832 | 551 | 2.92 | 8.07 | 17.1 | 1.51 |
| 3.0-10-360 | 1492 | 980 | 2.89 | 9.33 | 17.3 | 1.52 |
| 4.0-6.03-210 | 410 | 285 | 2.24 | 7.54 | 16.3 | 1.44 |
| 4.0-9.05-210 | 349 | 287 | 2.36 | 7.54 | 13.9 | 1.22 |

記号 P_u : 最大荷重, $P_{u, cal}$: 最大荷重の計算値, v_{cr} : 曲げひび割れ発生荷重時の平均せん断応力, v_{dia} : 斜めひび割れ発生荷重時の平均せん断応力, v_u : せん断強度

均せん断応力と最大荷重時の平均せん断応力(以下, せん断強度)は減少する傾向となった。ただし, 供試体 4.0-11.7-210 のせん断強度は他の供試体と比較して特異的な値となった。これについては次節で説明する。また, 図-3(b)より, 有効高さが増加すると, せん断強度が減少する傾向となった。さらに, 図-3(c)より, 引張

鋼材比が増加すると, 斜めひび割れ発生荷重時の平均せん断応力以降の剛性が増加した。しかし, 引張鋼材比を増加させた場合にせん断強度が明確に増加するような傾向は確認されなかった。この影響は林ら⁴⁾が報告した, PFC を用いた PC はりのせん断耐力に対する引張鋼材比の影響と同様であった。

3.2 破壊形態

図-4 に, 破壊後の供試体の写真を示す。曲げひび割れ発生後, フランジ上縁とウェブの境界を起点として, ウェブ部に伸びる斜めひび割れが目視で確認された。これらの斜めひび割れは微細かつ高密度に分散しており, 破壊直前まで特定の斜めひび割れが開口する様子は確認されなかった。さらに, 多数の斜めひび割れが発生した後も荷重は増加を続け, せん断スパン内の載荷点近傍のコンクリートが圧縮破壊すると同時に最大荷重に到達し, それと同時にあるいは直後に, 圧壊部分に向かって一つの斜めひび割れが急激に開口・進展することで供試体が耐

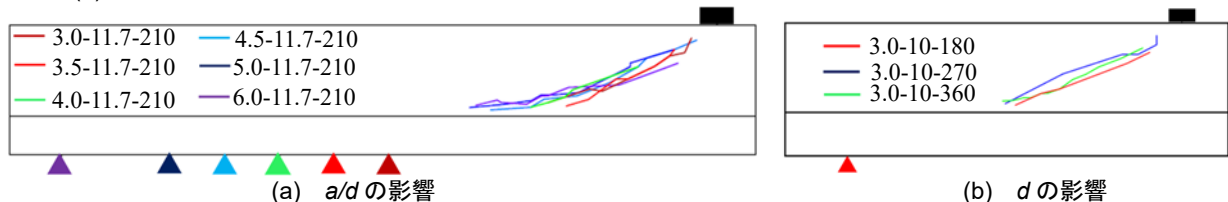
力を失う脆性的な破壊が確認された。これらの傾向は林ら⁴⁾が述べたような PFC を用いた PC はりの破壊形態と同様で、プレストレスを導入しない場合も同様の破壊形態となることを確認できた。

全ての供試体で、下フランジに微細なひび割れは確認できるものの、ひび割れ幅の大きい、破壊に支配的なひび割れは下フランジには観察されなかった。本研究で用いた供試体は高い引張鋼材比を有し、かつウェブ幅の約 4.2 倍と大きなフランジ幅を有する逆 T 形の部材であるため、下フランジ部分が強固となり、ウェブでの破壊が支配的となったと考えられる。したがって、引張鋼材比を変化させた場合においても最大荷重への影響が明確に確認されなかったと考える。ただし、本研究では、はりせん断破壊させる目的で比較的大きな引張鋼材比としているが、より小さなフランジや引張鋼材比となった場合には、引張鋼材比の変化がせん断挙動ならびにその耐力に影響を与えると考えられる。なお、先述のようにせん断強度が特異的に大きくなった供試体 4.0-11.7-210 では圧縮破壊領域が大きくなっており、破壊形態が特徴的であった。このため、この供試体のせん断耐荷機構が他の供試体と著しく異なっていた可能性が考えられる。

3.3 せん断スパン比 a/d が斜めひび割れに与える影響

図-5(a)に部材上縁から $d/2$ の高さで測定した支配的な斜めひび割れ角度とせん断スパン比の関係を、図-5(b)に破壊直前のスパン中央における中立軸位置とせん断スパン比の関係をそれぞれ示す。なお、本研究では、最大荷重時に最も開口していた斜めひび割れを支配的な斜めひび割れとした。図-5(a)には全 11 体の、図-5(b)にはせん断スパン比をパラメータとした 6 体の結果を示した。また、中立軸位置は部材上縁からの距離で示しており、上縁から 10mm、35mm および 105mm の位置で測定したコンクリートひずみの値を用いて線形近似して中立軸位置を算出している。

図-5(a)より、本研究の供試体はプレストレスを導入



していないものの、その斜めひび割れが 30° 以下と小さくなることが確認できた。これは、UFC はり部材の実験において軸圧縮力がない場合に斜めひび割れ角度が 45° 以下となるという既往の知見と同様である⁶⁾。一方で、斜めひび割れ角度の顕著な変化が認められなかった UFC の結果とは異なり、PFC を用いた本研究では、せん断スパン比が増加すると、斜めひび割れ角度はやや低下する傾向にあることが認められる。ただし、せん断スパン比が比較的大きな $a/d = 4.0 \sim 6.0$ ではほぼ一定となる傾向にあった。

図-6(a)に、せん断スパン比を試験パラメータとした 6 体の供試体のウェブに生じた支配的な斜めひび割れを示す。なお、部材高さが等しいため、荷重点位置を揃えて 6 体の結果を重ね、各供試体の支点に対応する位置に支点を表す三角形を表記している。図-6(a)より、ウェブ上の支配的な斜めひび割れは荷重点近傍に集中しており、供試体 3.0-11.7-210 を除いた 5 つの供試体では、ウェブ上の支配的な斜めひび割れがせん断スパン中央より荷重点側に生じていることが確認された。なお、せん断スパン比が 3.5 以上の全ての供試体において、これらの支配的な斜めひび割れはウェブとフランジの境界に沿うように支点に向かって進展していた。

図-7 に、画像解析によって得た供試体 3.5-11.7-210、4.5-11.7-210 および 6.0-11.7-210 の最大主ひずみ分布を示

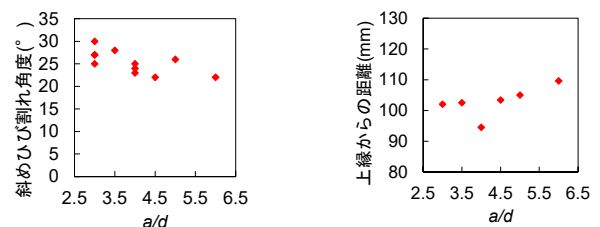


図-5 支配的な斜めひび割れ角度とスパン中央の中立軸位置に対する a/d の影響

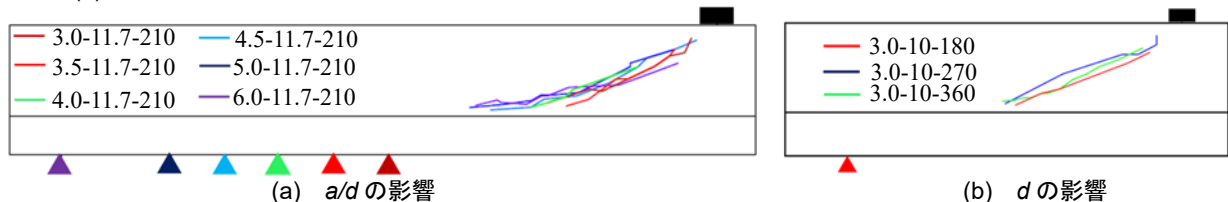


図-6 支配的な斜めひび割れ

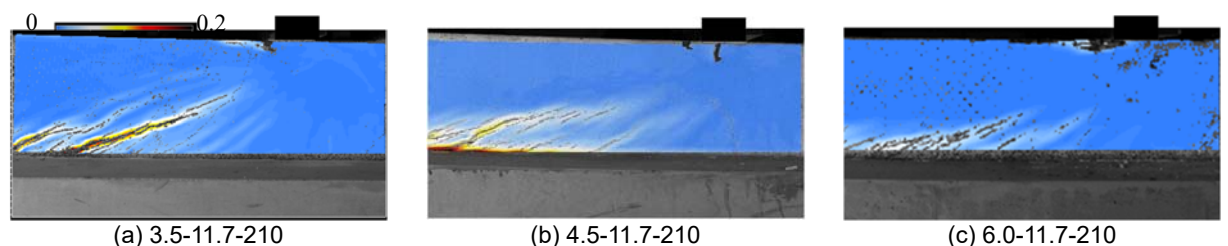


図-7 最大荷重直前の最大主ひずみ分布

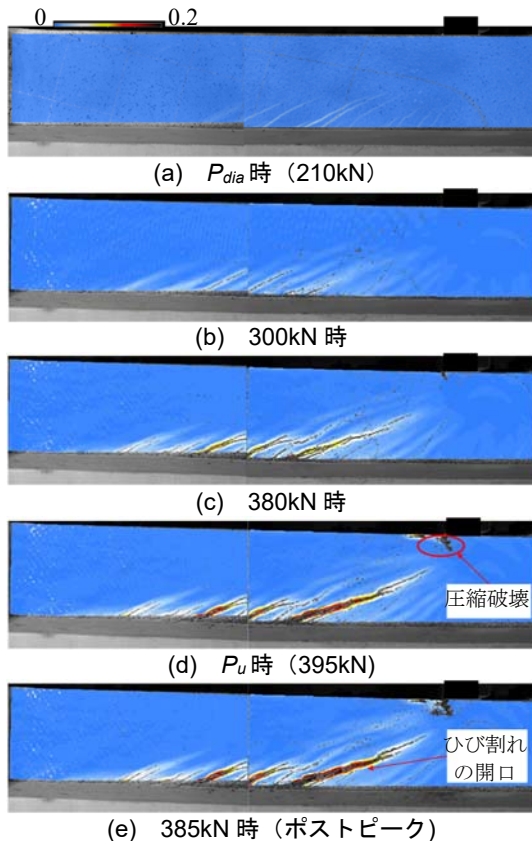


図-8 最大主ひずみ分布の変化 (3.5-11.7-210)

す。なお、せん断破壊直前の支配的な斜めひび割れの進展がせん断耐力に与えた影響について検討するため、最大荷重の10kN前の荷重段階における荷重点近傍の様子を示している。図-7より、せん断スパン比が3.5から6.0まで増加すると、部材上縁から支配的な斜めひび割れの上端までの距離が大きくなる傾向が確認された。その値は、 $a/d=3.5$ で54mm、 $a/d=4.5$ で65mmならびに $a/d=6.0$ で93mmとなり、 $a/d=6.0$ では $a/d=3.5$ の約1.7倍であった。さらに、図-5(b)に示した破壊直前のスパン中央における中立軸位置についても、せん断スパン比が増加すると、部材上縁からの距離が大きくなる傾向が確認された。以上のことから、せん断スパン比が増加すると、荷重点付近の圧縮領域が広がることを実験的に確認できたといえる。この領域の大小は、まだひび割れていない圧縮部コンクリートの直接的なせん断抵抗に影響するため、せん断スパン比の増加によってせん断耐荷機構が変化し、それがせん断耐力の変化に影響を与えている可能性があると考えられる。

3.4 有効高さ d が斜めひび割れに与える影響

図-6(b)に、有効高さを試験パラメータとした3体の供試体のウェブに生じた支配的な斜めひび割れを示す。なお、3体の形状は幾何学的に相似であることから、大きさが同一となるように縮尺を変更して重ねて示した。図-6(b)より、有効高さが変化しても、支配的な斜めひ

び割れの位置や形状がほとんど変化しないことが明らかとなった。このことから、有効高さの増加に伴うせん断強度の低下は、その他の因子の影響を受けたと考えられる。例えば、これら3供試体の形状は幾何学的に相似であるため、斜めひび割れの形状と位置が同等であれば、その開口幅は有効高さの増加に伴い大きくなると推測される。斜めひび割れ幅の違いやそれがせん断挙動に与える影響の評価については、Pitchaら⁷が述べた画像解析を用いたせん断耐力の繊維貢献分の算出といった定量的な分析を今後進めていきたい。

3.5 最大主ひずみの変化

図-8に、画像解析によって得た荷重の増加に伴う最大主ひずみ分布の変化を、供試体3.5-11.7-210の結果を代表例として示す。図-8には、 P_{dia} (210kN)、300kN、380kN、 P_u (395kN) および385kN (ポストピーク)の結果を示した。図-8(a), (b), (c)より、前述した通り、斜めひび割れが微細かつ高密度に分散する様子を捉えることができた。また、図-8(d), (e)より、荷重点近傍のコンクリートが圧縮破壊すると同時に最大荷重に到達し、それから一つの斜めひび割れが開口していく様子を捉えていることが認められる。以上のように、本手法は、多数のひび割れが広域かつ高密度に分散するようなPFCはりの挙動を把握する上で有効な手段と言える。

3.6 実験値と計算値の比較

超高強度繊維補強コンクリートの設計・施工指針案⁶⁾(以下、UFC指針)を用いて、各供試体のせん断耐力を式(1)~(4)より計算した。

$$V_{y_cal} = V_{rpc_cal} + V_{f_cal} \quad (1)$$

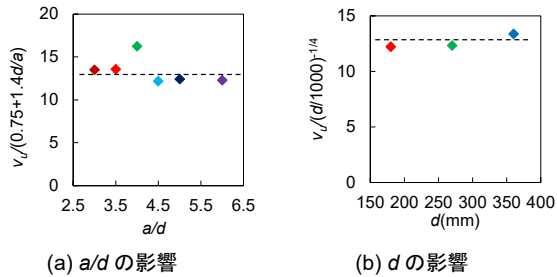
$$V_{rpc_cal} = 0.18 (f'_c)^{1/2} b_w d \quad (2)$$

$$V_{f_cal} = (f_v \tan \beta_u) b_w z \quad (3)$$

$$\beta_u = 0.5 \cdot \tan^{-1} \{ 2\tau / (\sigma'_{xu} - \sigma'_{yu}) \} - \beta_0 \quad (4)$$

ここで、 V_{y_cal} :せん断耐力の計算値(= $P_{u_cal}/2$)、 V_{rpc_cal} :せん断耐力の中のマトリクス貢献分、 V_{f_cal} :せん断耐力の中の繊維貢献分、 f_v :平均引張強度(= $7.84 \sqrt{f'_c}$ N/mm²)、 β_u :軸方向と斜めひび割れのなす角度($\beta_u \geq 30^\circ$)、 z :圧縮合力作用位置から引張鋼材の図心位置までの距離(= $d/1.15$)、 τ :せん断耐力の実験値に対応する平均せん断応力、 σ'_{xu} 、 σ'_{yu} :軸方向および軸直角方向の平均圧縮応力、 β_0 :軸力を受けない場合の斜めひび割れが部材軸から 45° 傾いた直線となす角度(= 5°)である。なお、本研究では供試体に軸圧縮力を与えていないことから、斜めひび割れ角度 β_u の計算値は常に 40° となる。

表-5より全ての供試体で P_u/P_{u_cal} が1.0以上の値になった。また、せん断スパン比が増加するにつれて、 P_u/P_{u_cal} が1.0に漸近する傾向となった。一方で、試験パラメータを有効高さとし引張鋼材比とした供試体3.0-10-180、3.0-10-270、3.0-10-360、4.0-6.03-210、4.0-9.05-210および4.0-



(a) a/d の影響 (b) d の影響
 図-9 せん断強度に対する a/d と d の影響

11.7-210 では、 $P_u/P_{u,cal}$ が 1.2 以上の値となった。前述した通り、本研究では軸圧縮力を導入していないものの、斜めひび割れ角度の実験値は全供試体で 30° を下回っており、この斜めひび割れ角度の実験値は計算値 ($=40^\circ$) より 10° 以上低い値となっている。すなわち、 β_u の計算値が実際よりも大きいために、斜めひび割れ部の繊維貢献分が小さく算出され、せん断耐力の算定値が実験値を下回る結果となった。今後 β_u の算出の高精度化に向けてより一層の検討が必要となる。

さらに、式(1)~(4)に示される UFC 指針では、せん断スパン比と有効高さがせん断耐力の中のマトリクス貢献分 $V_{rpc,cal}$ に与える影響について取り込まれていないことも、せん断耐力の計算値が安全側の値となった一因と考えられる。そこで、このせん断スパン比と有効高さの影響を次節で評価することとした。

3.7 普通強度 RC はりのせん断耐力評価式による検討

普通強度 RC はりにおいては、せん断スパン比と有効高さがせん断耐力に影響することが知られており、二羽ら⁸⁾が提案した式(5)において、それぞれ $(0.75+1.4d/a)$ 、 $(d/1000)^{-1/4}$ の項でその影響が評価されている。

$$V_c = 0.2(f_c' p_w)^{1/3} (d/1000)^{-1/4} (0.75+1.4d/a) b_w d \quad (5)$$

以下の検討では、本実験で得られたせん断強度 v_u をこれらの項で除すことにより、各パラメータがせん断強度に与える影響を、普通強度 RC の場合と比較した。

図-9(a)は縦軸に $v_u/(0.75+1.4d/a)$ 、横軸に a/d を、図-9(b)は縦軸に $v_u/(d/1000)^{-1/4}$ 、横軸に d の値を示したグラフである。点線は、各値の平均値を示している。ただし、パラメータがせん断スパン比の場合では、供試体 4.0-11.7-210 の結果が特異的であったため、その他の供試体の平均値とした。図-9 より、せん断スパン比と有効高さの変化によらずほぼ一定値を示しており、今回の供試体では、せん断スパン比の影響は式(5)の項 $(0.75+1.4d/a)$ によって、有効高さの影響は式(5)の項 $(d/1000)^{-1/4}$ によって評価可能と考えられる。

4. 結論

本研究では、PFC はりのせん断特性を評価することを目的に、PFC を用いた RC はりの 4 点載荷試験を行った。以下に得られた知見をまとめる。

- 1) せん断スパン比が増加するにつれて、せん断強度が減少する傾向が確認され、その影響は普通強度 RC はりにおける影響と同程度であった。
- 2) 有効高さが増加するにつれて、せん断強度が減少する傾向が確認され、その影響は普通強度 RC はりにおける影響と同程度であった。
- 3) 軸圧縮力を導入していないものの、斜めひび割れ角度の実験値は全供試体で 30° 以下となり、計算値より 10° 以上低い値であった。
- 4) 大きな鋼材比を有する逆 T 形 PFC はりのせん断破壊は、載荷点近傍の圧縮破壊に影響されることを確認した。また、その様子を DIC に基づいた画像解析による最大主ひずみ分布からも確認した。

参考文献

- 1) 掛井孝俊, 村田裕志, 二羽淳一郎, 兵頭彦次: 超高強度繊維補強セメント系複合材料を用いたはり部材のせん断特性, コンクリート工学年次論文集, Vol.26, No.2, pp.787-792, 2004
- 2) 河野克哉, 中山莉沙, 多田克彦, 田中敏嗣: 450N/mm² 以上の圧縮強度を発現するセメント系材料の製造方法と硬化組織の変化, コンクリート工学年次論文集, Vol.38, No.1, pp.1443-1448, 2016
- 3) 柳田龍平, 中村拓郎, 河野克哉, 二羽淳一郎: 鋼繊維で補強した無孔性コンクリートの圧縮・引張に対する力学モデル, 土木学会論文集(材料・コンクリート構造), Vol.74, No.1, pp.10-20, 2018.1
- 4) 林佑希子, 柳田龍平, 河野克哉, 二羽淳一郎: プレストレス量と鋼材比が異なる繊維補強 PFC はりのせん断挙動, コンクリート工学年次論文集, Vol.41, No.2, pp.1465-1470, 2019
- 5) 佐川康貴, 尾上幸造, 内野正和, 松下博通: 一軸圧縮力を受けるモルタル供試体のひずみ計測へのデジタル画像相関法の適用性に関する検討, 実験力学, Vol.7, No.2, pp.20-26, 2007.
- 6) 土木学会: 超高強度繊維補強コンクリートの設計・施工指針(案), コンクリートライブラリー, 113, 2004.9
- 7) Jongvivatsakul, P., Watanabe, K., Matsumoto, K. and Niwa, J.: Evaluation of Shear Carried by Steel Fibers of Reinforced Concrete Beams Using Tension Softening Curves, Journal of Japan Society of Civil Engineers, Ser. E2, Vol.67, No.4, 493-507, 2011
- 8) 二羽淳一郎, 山田一字, 横沢和夫, 岡村甫: せん断補強筋を用いない RC はりのせん断強度式の再評価, 土木学会論文集, No.372/V-5, pp.167-176, 1986.8