# 論文 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

林 佑希子\*1・柳田 龍平\*2・河野 克哉\*3・二羽 淳一郎\*4

要旨: プレストレス量,および引張鋼材比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,極めて高いプレストレスを導入した PFC はりを用いて4点曲げ試験を行った。その結果, 鋼材比の影響は小さいものの,プレストレス量の増大にともない,PFC はりの斜めひび割れ発生荷重は著し く増大し,特に断面下縁プレストレス量を48N/mm<sup>2</sup>とした供試体ではせん断耐力も著しく増大することを明 らかにした。さらに, *a/d=4.0*のスレンダービームであるにもかかわらず,圧縮部コンクリートの圧縮破壊で せん断破壊に至り,その耐力は既往のせん断耐力算定式により安全側に評価できる可能性が示唆された。 **キーワード**: 繊維補強無孔性コンクリート(PFC),プレストレス量,引張鋼材比,せん断破壊

#### 1. はじめに

近年、コンクリート構造物に利用するセメント系材料 の超高強度化により、部材の薄肉化や断面縮小が可能と なり、構造物の長大化や高層化のほか、高耐久化が実現 している。このようにコンクリートの超高強度化が進む なか、圧縮強度が 400N/mm<sup>2</sup>を超える無孔性コンクリー ト(以下, PFC)が開発された<sup>1)</sup>。PFCの超高強度を活用し て、プレストレスを多く導入することにより、従来より も長大なスパンの橋梁など、新しいコンクリート構造物 が期待できる。その実現に向けて、鋼繊維補強された PFC の基礎的な力学特性が検討されており、圧縮破壊に至る まで圧縮応力に対して弾性的なひずみ挙動を示すこと, ひび割れ発生強度および引張軟化特性が超高強度繊維補 強コンクリート(以下, UFC)と同程度であることなどが 報告されている<sup>2)</sup>。また、現在までに、UFCのせん断挙 動に関して多くの研究がなされており 3)、それらのなか で、プレストレス量や引張鋼材比が、構造部材の合理的 な設計を行う上で重要となる UFC のせん断挙動に影響 を与えることが示されてきた。コンクリート材料の圧縮 強度の飛躍的な向上やプレストレス量の増大が部材のせ ん断挙動に影響すると考えられるものの, PFC に関して はそのせん断挙動に着目した研究は限られている。

本研究では、プレストレス量、および引張鋼材比が PFC はりのせん断挙動に与える影響を明らかにすることを目 的に、鋼繊維補強 PFC を用いたはり部材に対して4点曲 げ載荷試験を行った。

#### 2. 実験概要

#### 2.1 供試体概要

表-1 に供試体諸元を,図-1 に供試体概要を示す。

全ての供試体で,はりの有効高さ*d*を210mm,ウェブ幅 *bw*を60mm,せん断スパン*a*を840mmとし,断面形状は 引張側にフランジ部を有する逆T形とした。また引張側 のPC 鋼材として2本または3本の総ねじPC 鋼棒を, 圧縮側のPC 鋼材として1本のPC 鋼棒(丸鋼棒)をシース 内に配置した。なお,せん断補強筋は配置していない。 目標プレストレス量 *octd*(はり断面下縁における圧縮応 力)は20,40N/mm<sup>2</sup>の2水準とし,ポストテンション方 式によってプレストレスの導入およびグラウト材の充填 を行った。RC 供試体の pw11.7-4.0-s0 では PC 鋼材を配 置し,緊張は行わずにグラウト材を充填した。プレスト レス量は,プレストレス導入時のPC 鋼材のひずみによ って制御した。なお,実際に導入したプレストレス量は 後述の**表-4**に示している。

# 2.2 供試体作製

PFCの使用材料は、プレミックス結合材、細骨材、高 性能減水剤、消泡剤および鋼繊維である。使用材料の物 性等を表-2に、配合を表-3に示す。なお、プレミック ス結合材は、最大粒子の低熱ポルトランドセメント(比表 面積 3500m<sup>2</sup>/g)と最小粒子のシリカフューム(比表面積 20m<sup>2</sup>/g)に対し、中間粒子として加える SiO<sub>2</sub> 微粉末を鈴 木らの多成分粒子ランダム充填シミュレーション(鈴木 モデル式)<sup>4</sup>にて混合物の空間率を最小にできる粒度分布 に調整した上で、前述の鈴木モデル式で最密粒度となる 比率にて各粉体を混合したものである。練混ぜは容量 0.15m<sup>3</sup>のオムニミキサを使用し、打込み後は 40°C の 1 次 蒸気養生を行った。その後供試体内部に強制的に水を供 給する煮沸吸水処理を 30 分、90°C の 2 次蒸気養生を 48 時間、180°C の加熱養生を 48 時間ずつ順に行った<sup>1)</sup>。 引張側の緊張材には公称直径 22.0mm、公称断面積

\*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 東京工業大学 環境・社会理工学院 土木・環境工学系 特別研究員 博(学術) (正会員) \*3 太平洋セメント(株) 中央研究所 第2研究部 主席研究員 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)

| 供試体            | パターン | d<br>(mm) | $b_w$ (mm) | a<br>(mm) | $\sigma_{cLd}$ (N/mm <sup>2</sup> ) | 引張側<br>PC 鋼材   | E縮側<br>PC 鋼材  | $A_p$ (mm <sup>2</sup> ) | $p_w$ (%) |
|----------------|------|-----------|------------|-----------|-------------------------------------|----------------|---------------|--------------------------|-----------|
| pw11.7-4.0-s0  | (A)  |           |            |           | 0                                   |                |               |                          |           |
| pw11.7-4.0-s20 | (A)  |           |            |           | 20                                  | D25×3          |               | 1472.7                   | 11.7      |
| pw11.7-4.0-s40 | (A)  | 210       | 60         | 840       | 40                                  |                | <i>ϕ</i> 13×1 |                          |           |
| pw6.03-4.0-s20 | (B)  |           |            |           | 20                                  | D22×2          |               | 760.2                    | 6.03      |
| pw9.05-4.0-s20 | (A)  | ]         |            |           | 20                                  | $D22 \times 3$ |               | 1140.3                   | 9.05      |

表-1 供試体諸元

d:有効高さ、 $b_w:$ ウェブ幅、a:せん断スパン、 $\sigma_{cLd}:$ 供試体下縁における設計プレストレス量、 $A_p:$ 引張側 PC 鋼材 の総断面積、 $p_w:$ 引張鋼材比、



表-2 使用材料の物性等

| 材料  | 名称        | 記号 | 物性等   |
|-----|-----------|----|---|
| 結合材 | プレミックス結合材 | В  | 密度 2.82g/cm <sup>3</sup>  |
| 細骨材 | 高強度砂      | S  | 密度 2.63 g/cm <sup>3</sup> , F.M. 1.76   |
| 混和剤 | 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  |
| 短繊維 | 鋼繊維       | F  | 直径 0.2mm,長さ 15mm,密度 7.84 g/cm <sup>3</sup><br>引張強度 2800N/mm <sup>2</sup> ,引張弾性率 210kN/mm <sup>2</sup> |

表一3 配合

| W/B(%) |     | 単位量(kg/m <sup>3</sup> ) |     | 繊維      | 繊維 混和剤 |        |  |
|--------|-----|-------------------------|-----|---------|--------|--------|--|
|        | W   | В                       | S   | F       | SP     | DF     |  |
| 15     | 199 | 1328                    | 934 | 2 vol.% | B×1.6% | B×0.1% |  |

380.1mm<sup>2</sup>, 弾性係数 201kN/mm<sup>2</sup>, 降伏強度 1157 N/mm<sup>2</sup> (0.2%耐力)の総ねじPC鋼棒D22, または公称直径 25.0mm, 公称断面積 490.9mm<sup>2</sup>, 弾性係数 201kN/mm<sup>2</sup>, 降伏強度 1179 N/mm<sup>2</sup> (0.2%耐力)の総ねじPC鋼棒D25を使用した。 圧縮側の緊張材には公称直径 13.0mm, 公称断面積 132.7mm<sup>2</sup>, 弾性係数 201kN/mm<sup>2</sup>, 降伏強度 1250 N/mm<sup>2</sup> (0.2%耐力)の PC 鋼棒(丸鋼棒)を使用した。引張側のシー スは内径 35mm, 圧縮側のシースは内径 20mm のもので あり, グラウト材は超低粘性 PC グラウト材とした。

# 2.3 載荷方法と測定項目

載荷は、容量 3000kN の油圧ジャッキを用いた静的 4 点曲げとした。載荷板幅は 65mm とし、支点には回転支 承の上に幅 70mm の鋼板を設置した。支点の鋼板と供試 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, PC 鋼材のひずみ,はり側面のコンクリートひずみとした。荷重はロードセルを,PC 鋼材およびコンクリートの ひずみはゲージ長 2mm および 30mm のひずみゲージを それぞれ用い,データロガーで記録した。等曲げ区間下 縁の軸方向変形を測定するため,PI 型変位計を用いた。

### 3. 実験結果と考察

## 3.1 荷重一変位関係

試験結果一覧を表-4 に,各供試体の荷重と変位の関係を図-2 に示す。なお,表中には後述するせん断耐力の計算値も示している。

プレストレス量の増大にともない,曲げひび割れ発生

|                | 材料      | 材料試験            |               | 実験値             |       |       |           | 計算値            |              |              |                  | 実験値/計算値        |              |                  |
|----------------|---------|-----------------|---------------|-----------------|-------|-------|-----------|----------------|--------------|--------------|------------------|----------------|--------------|------------------|
| 供試体            | $f_c$ ' | $f_{cr}$        | $\sigma_{cL}$ | $\sigma_{cr}$   | $V_d$ | $V_u$ | $\beta_u$ | $V_{rpc\_cal}$ | $V_{f\_cal}$ | $V_{u\_cal}$ | $\beta_{u\_cal}$ | $V_d$          | $V_u$        | $\beta_u$        |
|                | N/n     | nm <sup>2</sup> | N/n           | nm <sup>2</sup> | k     | N     | deg.      |                | kN           |              | deg.             | $V_{rpc\_cal}$ | $V_{u\_cal}$ | $\beta_{u\_cal}$ |
| pw11.7-4.0-s0  | 313     | 11.4            | 0             | 14.8            | 95.5  | 225   | 25        | 40.1           | 102          | 142          | 40               | 2.38           | 1.58         | 0.62             |
| pw11.7-4.0-s20 | 300     | 11.0            | 24.6          | 21.5            | 141   | 226   | 21        | 39.3           | 146          | 185          | 31               | 3.59           | 1.22         | 0.68             |
| pw11.7-4.0-s40 | 296     | 9.80            | 48.1          | 25.7            | 189   | 261   | 17        | 39.0           | 149          | 188          | 25               | 4.84           | 1.40         | 0.67             |
| pw6.03-4.0-s20 | 300     | 11.0            | 23.0          | 19.7            | 143   | 222   | 17        | 39.3           | 143          | 182          | 31               | 3.64           | 1.22         | 0.56             |
| pw9.05-4.0-s20 | 331     | 11.1            | 23.6          | 17.6            | 121   | 187   | 21        | 41.3           | 149          | 190          | 29               | 2.93           | 0.98         | 0.73             |

表-4 計算値と実験値の比較

 $f_c$ : 圧縮強度,  $f_{cr}$ : 割裂引張強度,  $\sigma_{cL}$ : 有効下縁プレストレス量,  $\sigma_{cr}$ : 曲げひび割れ発生応力度,  $\beta_u$ : 斜めひび割れ角 度,  $V_d$ : 斜めひび割れ発生時せん断力,  $V_u$ : せん断耐力,  $V_{rpc\_cal}$ : せん断耐力のうちのマトリクス貢献分の計算値,  $V_{f\_cal}$ : せん断耐力のうちの繊維貢献分の計算値,  $V_u$  cal: せん断耐力の計算値,  $\beta_u$  cal: 斜めひび割れ角度の計算値

荷重および斜めひび割れ発生荷重の増大が認められ,下 縁プレストレス量が48N/mm<sup>2</sup>であった pw11.7-4.0-s40 で は,曲げひび割れ発生荷重は300kN であった。さらに pw11.7-4.0-s40 の最大荷重は,pw11.7-4.0-s0 および pw11.7-4.0-s20 の最大荷重と比較して70kN 程度大きい 522kN となった。最大荷重時の変位は,プレストレスが 導入されていないpw11.7-4.0-s0 が他2体と比較して大き くなった。いずれの供試体においても,曲げひび割れ発 生後の剛性(以下,二次剛性)の低下が確認されたが, pw11.7-4.0-s40 ではその二次剛性が他2体と比較して幾 分か大きくなっていた。また、プレストレスを導入して いない pw11.7-4.0-s0 に対して、プレストレスを導入した 場合は最大荷重時の変位が小さくなっており、プレスト レスによるはりの剛性の向上が確認された。

引張鋼材比の増大によって曲げひび割れ発生荷重は 変化せず,また,斜めひび割れ発生荷重まで3体とも同 程度の剛性であった。一般に,普通強度のコンクリート を用いた RC・PC 部材の場合,曲げひび割れ発生前後の 部材の剛性は引張鋼材比の影響を受ける。繊維補強され た PFC の曲げ剛性が普通強度コンクリートと比較して 高く,相対的に引張鋼材比の影響が小さいため,剛性が 変化しなかったと考えられる。一方,斜めひび割れ発生 後の剛性は異なり,その剛性が小さい供試体ほど最大荷 重が小さくなった。特に pw9.05-4.0-s20 では,他の供試 体と比較して最大荷重が著しく小さくなった。

#### 3.2 破壊モードとひび割れ性状

全ての供試体において,まず等曲げ区間に曲げひび割 れが発生した。この曲げひび割れの発生は,供試体下面 に設置した PI 型変位計の挙動から判定した。その後,フ ランジ上縁から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。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,それと同時あるいは直後に,圧壊部分に向かっ



てひと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形態が確認された。

各供試体の破壊後の破壊側せん断スパンの様子を図-3に示す。各供試体の最大荷重に差はあるものの,載荷 点近傍におけるコンクリートの圧縮破壊領域の位置およ び広さに明確な違いはなかった。

プレストレス量の増大にともなって、曲げひび割れお よび斜めひび割れの本数は減少し、ひび割れ発生領域も 狭くなった。また、図-3(a)(b)(c)中に点線位置で示す、 最終的に大きく開口した斜めひび割れのフランジ上縁か らの立ち上がり位置が、プレストレス量の増大にともな





い支点側に移動し,ひび割れ角度が小さくなる傾向が確認された。プレストレスが導入されていない pw11.7-4.0-s0においては,圧縮破壊領域よりさらに内側の等曲げ区間内の圧縮領域まで斜めひび割れが進展していたが,プレストレスを導入した pw11.7-4.0-s20 や pw11.7-4.0-s40においてそのようなひび割れは確認されなかった。

引張鋼材比が増大した際も,曲げひび割れおよび斜め ひび割れの本数は減少したが,斜めひび割れ角度につい てはわずかに大きくなる傾向であった。引張鋼材比を 6.03%としたpw6.03-4.0-s20では,他の供試体と比較して 曲げひび割れの発生が顕著であり,図-4に示すような, 下縁に発生した曲げひび割れがフランジ上縁表面を経由 してウェブ部まで進展している様子も確認された。なお, pw9.05-4.0-s20において,支点近傍から載荷点直下にかけ てフランジ上縁に沿ったひび割れ,および破壊側支点か らせん断スパン中央までの範囲においてウェブ上縁から 進展しているひび割れ等,図-3(e)内の黄色の枠内に示 す他の供試体では確認されなかったひび割れが確認され た。これら他とは異なるひび割れが pw9.05-4.0-s20 の耐



図-6 各荷重と各パラメータの関係

荷機構に影響を及ぼしたため, pw6.03-4.0-s20 や pw11.7-4.0-s20 と比較して斜めひび割れ発生荷重および最大荷 重が大幅に低下したものと考えられる。

# 3.3 PC 鋼材のひずみ

図-5 に破壊したせん断スパン側の支点直上における 引張側 PC 鋼材のひずみと荷重の関係を示す。ただし, pw11.7-4.0-s0 においては支点直上で測定された値ではな く,420mm 内側で測定された値のため,参考値として点 線で示している。いずれの供試体においても,ある荷重 を境に支点部の PC 鋼材のひずみが増加し始めることが 確認できる。また図-6 に,PC 鋼材のひずみが急増する 荷重,斜めひび割れ発生荷重および最大荷重と各パラメ ータとの関係を示す。全ての供試体において,支点部ひ ずみが急増する荷重は,斜めひび割れ発生荷重と同程度 の値となった。曲げモーメントが0となる支点部におい て,引張鋼材のひずみが急増していることから,斜めひ び割れの発生によって耐荷機構がアーチ的耐荷機構へ移 行したこと<sup>5</sup>が示唆される。

## 3.4 破壊直前の中立軸位置

図-7 に破壊直前の供試体スパン中央におけるコンク リートひずみ測定値の供試体高さ方向の分布を示す。ま た, それらの値のうち, 上縁から 10mm, 35mm および 105mm の位置に貼付したひずみゲージの測定値を線形 近似して中立軸の高さを求め, 各パラメータとの関係を 図-8 に示した。図より、プレストレス量の増加にとも ない,破壊時の中立軸の位置が低下していることが確認 できた。一方、引張鋼材比が増加した際は中立軸の顕著 な低下は確認されなかった。一般に、中立軸位置が低下 すると, 圧縮部のコンクリートの断面積が増加するため, 圧縮部のせん断抵抗が増加すると考えられる %。本実験 での供試体の破壊は圧縮部のコンクリートが圧縮破壊す ることより引き起こされたものであるため、圧縮部コン クリートの直接的なせん断抵抗が最大荷重に大きく影響 していることが予想される。しかしながら、プレストレ ス量の増大により中立軸位置が低下する線形関係にある 一方で, s0 と s20 はほとんど同等の最大荷重であること から、 $\sigma_{cL}$ <20N/mm<sup>2</sup>の範囲では、プレストレス量による 最大荷重への影響は認められなかった。これは、圧縮部 のせん断抵抗だけではなく、ひび割れ面の繊維の架橋に よるせん断抵抗など,他のせん断抵抗による寄与が大き かったためと考えられる。引張鋼材比が増加した場合, 中立軸の低下が確認されなかったのと同様に、最大荷重 の差異も確認されなかった。pw9.05-4.0-s20のみ最大荷重 が低くなっているのは、前述のひび割れ性状等が異なる ことが影響したためではないかと思われる。

#### 3.5 計算値と実験値の比較

本実験で用いた PFC の圧縮強度および割裂引張強度 と、それらを用いて求めたせん断耐力の計算値、実験に おける曲げひび割れ発生時の下縁応力度、斜めひび割れ 発生時せん断力およびせん断耐力を表-4 に示す。なお、 斜めひび割れ角度は 3.4 で示した中立軸高さからフラン ジ上縁高さにおける斜めひび割れ角度の平均とした。

# (1) 曲げひび割れ発生応力度

曲げひび割れ発生時の下縁応力度 σ<sub>cr</sub>は,実験から得られた曲げひび割れ発生モーメント *M<sub>cr</sub>*を用いて式(1)によって算出した。

$$\sigma_{cr} = \frac{M_{cr}}{I} y_c - \sum_i \frac{P_{ei}}{A} \left( 1 + \frac{e_{pi} \cdot y_c}{r_c^2} \right)$$
(1)

ここで、 $M_{cr}$ :曲げひび割れ発生モーメント、I:断面二次 モーメント、 $y_c$ :断面図心軸から下縁までの距離、 $P_{ei}$ : PC 鋼材のひずみの計測値から計算した i 本目の PC 鋼材 の有効プレストレス力、A:供試体断面積、 $e_{pi}$ :コンクリ ートの図心軸と i 本目の PC 鋼材図心間の偏心距離、 $r_c$ :



コンクリートの断面二次半径

載荷実験の結果,全ての供試体において曲げひび割れ 発生応力度は割裂引張強度を上回っていた。これはPFC の破壊エネルギーに依存する曲げひび割れ発生強度が割 裂引張強度を上回ることによるものであると考えられる。

# (2) 斜めひび割れ発生時せん断力, せん断耐力

超高強度繊維補強コンクリートの設計・施工指針 (案)(以下,UFC指針<sup>7)</sup>)のせん断耐力算定式のPFCへの 適用性検討のため,式(2)~(5)よりせん断耐力を算出し, マトリクス貢献分と繊維負担分それぞれについて考察を 行った。ここで,UFC指針<sup>7)</sup>ではマトリクス貢献分の検 討において,斜めひび割れ発生時せん断力との比較を行 っているため,本研究においても両者の比較を行った。

$$V_u \quad cal = V_{rpc} \quad cal + V_f \quad cal \tag{2}$$

$$T_{rpc}_{cal} = 0.18\sqrt{f_c'} \cdot b_w \cdot d \tag{3}$$

$$V_{f_{-}cal} = \frac{f_{v}}{tan\beta_{u}} \cdot b_{w} \cdot z \tag{4}$$

$$\beta_{u} = 0.5 \cdot tan^{-1} \left( \frac{2\tau}{\sigma_{xu'} - \sigma_{yu'}} \right) - \beta_{0}$$
(5)

ここで、 $V_{u_cal}$ : せん断耐力、 $V_{rpc_cal}$ : せん断耐力のうちの マトリクス貢献分、 $V_{f_cal}$ : せん断耐力のうちの繊維貢献 分、 $f_c'$ : 圧縮強度、 $b_w$ : ウェブ幅、d: 有効高さ、 $f_v$ : 平 均引張強度(=7.84N/mm<sup>2</sup>)、 $\beta_u$ : 軸方向と斜めひび割れのな す角度、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),  $\tau$ : せん断耐力の実験値に対応する平 均せん断応力,  $\sigma_{xu}$ ',  $\sigma_{yu}$ ': 軸方向および軸直角方向の平 均圧縮応力,  $\beta_0$ : 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°)。ただし計算 上  $\beta_u$  が下限値である 30° 以下となる場合は  $\beta_u$ =30° とし て計算した。各荷重を比較した値である  $V_d/V_{rpc_cal}$  と  $V_u/V_{u_cal}$ を表-4 に示した。

載荷試験の結果,全ての供試体において斜めひび割れ 発生時せん断力 V<sub>d</sub> はマトリクス貢献分の計算値 V<sub>rpc\_cal</sub> と比較して大きくなった。引張鋼材比が増大した際の V<sub>d</sub>/V<sub>rpc\_cal</sub>の増大は認められなかったが,プレストレス量 の増大にともない V<sub>d</sub>/V<sub>rpc\_cal</sub>が著しく増加していること から,V<sub>rpc</sub>の算定式にプレストレスの効果が考慮されて いなかったことが算定精度の低下の一因であったと考え られる。また式(3)は,V<sub>rpc</sub> に対する UFC の高い圧縮強度 の影響が,普通強度 RC はりのせん断耐力のうちのコン クリート貢献分 V<sub>c</sub> に対する圧縮強度の影響よりも大き くなると推察されることを考慮して規定されたものであ る。本研究で V<sub>rpc\_cal</sub> が著しく安全側の算定精度になっ たことを踏まえると,UFC よりもさらに圧縮強度の大き な PFC に対しては,圧縮強度の影響も精度低下の一因で はないかと考えられる。

さらに斜めひび割れ角度に注目すると、全ての供試体 で $\beta_u/\beta_{u_cal}$ が1を下回っており、最大で0.73であった。 この傾向はUFCを用いたPCはりにおいても指摘されて おり<sup>3)</sup>、このように斜めひび割れ角度が小さい場合、ひ び割れ面に架橋する繊維によるせん断抵抗 $V_f$ が増大す るため、 $\beta_u$ をより精度よく算定する必要がある。また図 -8に示したように、PFCはりの破壊時の中立軸位置が d/2程度の位置にあること、プレストレスの増大により 中立軸位置が低下する傾向であることを考慮すると、 $V_f$ の算定における z が小さくなることから、式(4)中の z の 値は仮定した d/1.15より小さく、そのこともせん断耐力 の算定の精度に影響していたと考えられる。最大荷重に ついては、計算値と比較して実験値が同等以上となる傾 向が確認された。

以上より、PFCを用いたはりのせん断耐力は、UFC指 針に記載されているせん断耐力算定式により安全側に評 価できる可能性が示唆された。しかしながら、Vrpcの算定 式では、圧縮強度が著しく大きなPFCの斜めひび割れ発 生せん断力を過小評価すること、斜めひび割れ発生以降 の耐荷力の増大にアーチ的耐荷機構の形成および鋼繊維 のせん断補強効果が相互に影響している可能性が示唆さ れたこと、斜めひび割れ角度の算定精度が低いことを踏 まえると、PFC部材のせん断耐力の算定精度を向上させ るためには、UFC指針における算定式の見直しが必要と なると思われる。

## 4. まとめ

本研究では、最大 48N/mm<sup>2</sup> もの高いプレストレスを導入した PFC はりに対して 4 点曲げ試験を実施し、PFC の せん断挙動に対するプレストレス量と引張鋼材比の影響 を実験的に検討した。得られた結論を以下に示す。

- プレストレス量の増大にともない、斜めひび割れ発 生荷重および最大荷重が大きくなり、特に断面下縁 プレストレス量を48N/mm<sup>2</sup>とした供試体でその増大 は顕著であった。
- 2) 引張鋼材比が増大した際は,最大荷重に有意な差異 は認められなかった。
- 3) 全ての供試体の破壊モードは、斜めひび割れ発生後 も荷重が増加し続け、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に至ることにより荷重が 急激に低下する脆性的なものであった。
- PFC はりのせん断耐力は、UFC 指針のせん断耐力算 定式で安全側に評価できる可能性が示唆された。

#### 謝辞

PFC 供試体の作製は、株式会社ナルックスの協力を得て実施しました。ここに記して深謝いたします。

### 参考文献

- 河野克哉,中山莉沙,多田克彦,田中敏嗣:450N/mm<sup>2</sup> 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
- 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 E2, Vol.74, No.1, pp.10-20, 2018
- 3) 例えば、掛井 孝俊、村田 裕志、二羽 淳一郎、兵 頭 彦次:超高強度繊維補強コンクリートを用いた PC はり部材の力学特性、コンクリート工学年次論文 集, Vol.27, No.2, 2005
- 4) 鈴木道隆,市場久貴,長谷川勇,大島敏男:粒度分布のある多成分系ランダム充填層の空間率,化学工学論文集,第11巻,第4号,pp.438-443,1985
- 5) 中村 麻美,中村 拓郎,二羽 淳一郎:せん断スパン比とせん断補強鉄筋比の異なる T型 RC はりのせん断耐荷機構,土木学会論文集 E2, Vol.73, No.3, pp.337-347, 2017
- 6) 田辺 忠顕, 檜貝 勇, 梅原 秀哲, 二羽 淳一郎:
   コンクリート構造, 朝倉書店, 1992
- 7) 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, p.31, 103,2004