

高靱性繊維補強セメント複合材料を用いた制震ダンパの開発

Development of a Damper with Polyvinyl Alcohol-Engineered Cementitious Composites

永井 覚 金子 貴司
閑田 徹志 丸田 誠

要 約

当社のオリジナル技術として開発された高靱性 FRC は、高靱性能と微小ひび割れの分散による自己損傷低減性を兼ね備えており、構造部材に適用することにより構造性能や耐久性の向上が期待される。筆者らは、これまでの高靱性 FRC の適用性検討結果を踏まえ、高靱性 FRC を用いた制震ダンパの開発を目的に、構造実験を実施した。

試験体は、加力スタブを有する縮尺 1/2 試験体 7 体で、クリアスパンは 1200mm で共通である。主な実験因子は、断面寸法、横補強筋比、軸力比などである。試験体は全て曲げ破壊が先行するように設計し、高靱性ダンパの変形性能、エネルギー吸収性能を把握することに主眼を置いた。その結果、全ての試験体が曲げ破壊に至り、高靱性 FRC の引張性能を考慮した曲げ終局強度評価法およびせん断終局強度評価式によりせん断指標を確保すれば、部材変形角 1/25rad.を上回る大変形性能を有し、エネルギー吸収能に優れた制震ダンパが実現可能であることが示された。また、部材変形角 1/100rad.程度では、微小ひび割れが多数発生するが、最大ひび割れ幅は十分に小さいことが示された。

目 次

- はじめに
- 実験概要
- 実験結果
- 考察
- まとめ

はじめに

近年開発された高靱性繊維補強セメント複合材料(HPFRCC, High Performance Fiber Reinforced Cementitious Composites)は、Fig.1 に示すように、引張ひび割れ発生後に引張応力が增大する「ひずみ硬化」や、初期ひび割れ発生後も複数のひび割れが継続的に形成される「マルチブルクラック効果」などの特性を有している¹⁾。筆者らは、HPFRCC の 1 種類であるビニロン繊維を用いたセメント系複合材料(PVA-ECC, Engineered Cementitious Composite with Poly Vinyl Alcohol, 以下「高靱性 FRC」)を開発した²⁾。高靱性 FRC は、破壊時のひずみが約 2% という高い引張靱性を有しているため、Photo 1 に高靱性 FRC の曲げ試験例を示すような高靱性能が得られ、構造部材に適用した場合に終局限界時の強度上昇や使用限界時のひび割れ幅抑制効果等が確認されている³⁾等。筆者らは、高靱性 FRC の特性を有効に利用した構造部材として、制震ダンパの開発を行っている。このダンパには、ひび割れ幅抑制効果により、中小地震時には大きなひび割れが発生しないため、地震終了後も継続使用が可能である、終局限界時の強度補強効果により、大地震時に強度や変形性能を確保できるという優れた性能を期待している。本論文では、高靱性 FRC ダンパの開発の一環として行った曲げせん断実験について報告する。

実験概要

Table 1 に試験体一覧を、Fig. 2 に形状及び配筋を示す。試験体は、想定建物の約 1/2 縮尺の試験体 7 体である。全試験体とも試験区間の両端に加力用スタブを有しており、試験区間長さ(クリアスパン)

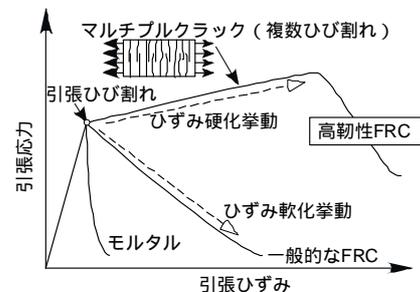


Fig.1 HPRCC の引張応力 - ひずみ関係例
(Definition of Tensile Characteristics of HPRCC)

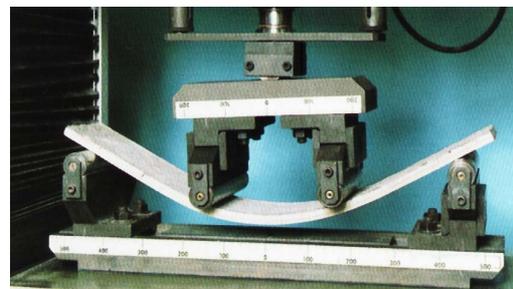


Photo 1 高靱性 FRC の曲げ性状例
(Example of Bending Test of PVA-ECC)

キーワード: 高靱性繊維補強セメント複合材料, 高引張靱性, 損傷低減性, 曲げ降伏先行部材

Table 1 試験体諸元

(List of Specimens)

| 試験体名 | 断面 (B×D) | 主筋 | 横補強筋 | 補強筋比 $p_w(\%)$ | 軸力比 (bDFc) | せん断指標 ¹⁾ |
|------|----------|-----------------|----------------|----------------|------------|---------------------|
| DB1 | 200×300 | 12-D16 | 2-D10 SD390 | @50 | 1.42 | 0 |
| DB2 | 300 | SD390 | | @40 | 1.78 | 0.2 |
| DB3 | 150×400 | 12-D16 | 2-D10 SD390 | @67 | 1.42 | 0 |
| DB3D | | SD295 | | @100 | 0 | 0.1 |
| DB4 | | SD295 | | @40 | 0 | 0.78 |
| DB5 | 150×400 | 12-D16 SD295 | | @40 | 2.37 | 0.2 |
| DB6 | 100×600 | 12-D13 SD390 | 2-D6 SD345 | @40 | 1.60 | 0 |

1) せん断指標 = せん断強度 / 曲げ終局強度

Table 2 鉄筋の機械的性質

(Properties of Bars)

| 鉄筋種類 | 降伏強度 $\sigma_y(N/mm^2)$ | ヤング係数 $E_s(N/mm^2)$ | 引張強さ $\sigma_u(N/mm^2)$ | 備考 |
|-----------|-------------------------|---------------------|-------------------------|-------------|
| D16-SD390 | 436 | 189100 | 601 | DB1,2 主筋 |
| D16-SD295 | 377 | 188500 | 533 | DB3,4,3D 主筋 |
| D16-SD295 | 394 | 190000 | 574 | DB5 主筋 |
| D13-SD295 | 452 | 194900 | 611 | DB6 主筋 |
| D10-SD390 | 440 | 185000 | 590 | 横補強筋 |
| D6-SD345 | 378 | 199700 | 529 | |

Table 3 高靱性 FRC の機械的性質

(Properties of PVA-ECC)

| 試験体名 | 圧縮特性 | | 引張特性 ¹⁾ | |
|------|-------------------------|---------------------|----------------------------|-------------------------|
| | 圧縮強度 $\sigma_B(N/mm^2)$ | ヤング係数 $E_s(N/mm^2)$ | 降伏強度 $\sigma_{ty}(N/mm^2)$ | 引張強度 $\sigma_u(N/mm^2)$ |
| DB1 | 40.0 | 16280 | 2.99 | 4.98 |
| DB2 | 37.7 | 16050 | | |
| DB3 | 40.9 | 17880 | 3.16 | 4.78 |
| DB3D | 40.9 | 17880 | | |
| DB4 | 42.4 | 18220 | | |
| DB5 | 41.9 | 17860 | | |
| DB6 | 40.8 | 18030 | 2.99 | 4.98 |

1)高靱性 FRC の引張特性はダンベル型の試験片²⁾による。

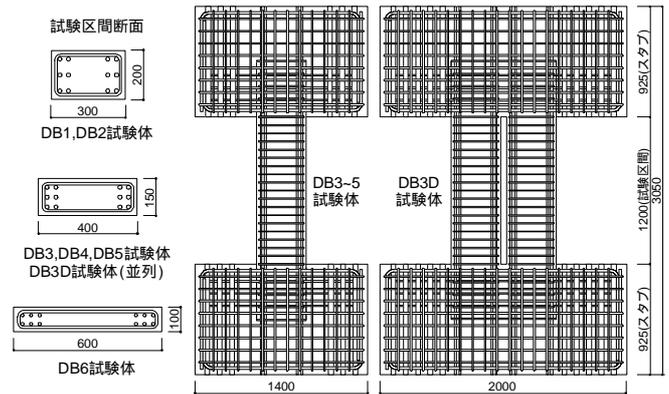
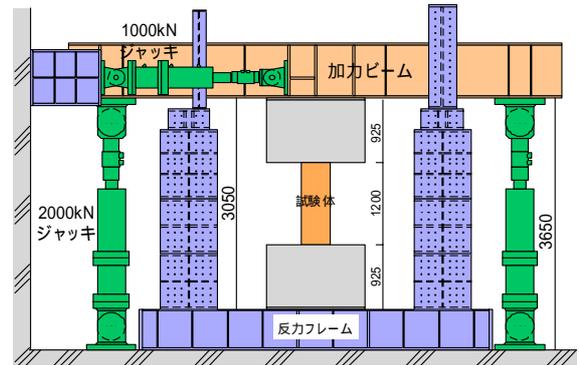
1200mm は共通で、試験区間には高靱性 FRC が、加力スタブには普通コンクリートが用いられている。実験因子は、断面形状 (100×600mm ~ 200×300mm)、横補強筋比、軸力比である。DB3D 試験体は Fig.2 のように、DB3 試験体と同一部材を 2 本並列させたものである。

Table 2 および Table 3 に鉄筋および高靱性 FRC の機械的性質を示す。高靱性 FRC は、モルタルにピニロン繊維 (繊維長 12mm、径 0.04mm) を体積比で 1.9% 混入した圧縮強度 $\sigma_B=40N/mm^2$ 程度のセメント複合材料である。なお、スタブに用いた普通コンクリートの 28 日圧縮強度は $40.2N/mm^2$ であった。

加力装置を Fig.3 に示す。建研式加力方法に準じて、試験体上部の鉄骨製加力ビーム両端の鉛直ジャッキにより加力ビームが常に水平になるように加力した。載荷履歴は、正負交番逆対称載荷とし、部材角 $R=1/800, 1/400, 1/200, 1/100, 1/50, 1/25rad$ を各 2 サイクル、 $1/10rad$ を半サイクル行うことを原則とした。

実験結果

Table 4 に実験結果の一覧を示す。曲げ終局強度計算値 cQ_{fu} は、ファイバーモデルによる曲げ解析により得られる最大強度として算

Fig.2 試験体形状・配筋例
(Outline of Specimens)Fig.3 加力方法
(Loading Method)

定した。曲げ解析では、鉄筋および高靱性 FRC の圧縮特性は材料試験結果、鉄筋モデルは完全弾塑性モデル、圧縮コンクリートモデルは Fafitis-Shah モデル、高靱性 FRC の引張モデルは台形モデル³⁾、高靱性 FRC の引張降伏強度は材料試験結果による引張降伏強度の 1/2 倍とした。一方、せん断終局強度については、同一強度の普通コンクリートとみなして終局強度指針せん断 A 法⁵⁾ (有効圧縮強度は $1.7 \sigma_B^{-0.333}$) より RC 部材と同様に算定した計算値 cQ_{su} 、および、高靱性 FRC によるせん断補強効果を終局強度指針 A 法によるせん断強度に累加した下式³⁾による計算値 cQ_{su-ECC} の二通りを算定した。

$$cQ_{su-ECC} = b \cdot j_t (p_w \cdot \sigma_{wy} + \sigma) \cot \phi + \tan \theta (1 - \beta) \cdot D \cdot v \sigma_B / 2$$

$$\text{ここに、} \quad \beta = \left\{ \left(1 + \cot^2 \phi \right) p_w \cdot \sigma_{wy} + \cot^2 \phi \cdot \sigma \right\} / v \sigma_B$$

$$\tan \theta = \sqrt{(L/D)^2 + 1} - L/D$$

σ : 高靱性 FRC の引張強度 (= $\sigma_y/2$ と仮定), b, D : 部材幅・せい, j_t : 応力中心間距離, p_w : 横補強筋比, σ_{wy} : 横補強筋降伏強度, v : 高靱性 FRC の有効圧縮強度 ($v = 1.7 \sigma_B^{-0.333}$), L : クリアスパン, D : 断面せい, $(p_w \cdot \sigma_{wy} + \sigma) \leq v \sigma_B / 2$

なお、 $\cot \phi = 1.0$ 、および、塑性回転角に伴う圧縮強度等の低減はコンクリートと同様と仮定した。また、塑性変形角 $R_p = 0.02$ として算定した。

Table 4 実験結果一覧

(List of Test Result)

| 試験体 | ひび割れ | | 最大強度 | | 終局強度計算値 | | | eQ max / cQfu | cQsu / cQfu | cQsu - ECC / cQfu | 破壊形式 ⁴⁾ |
|------|------------|-------------|------------|-------|---------------------------|----------------------------|--------------------------------|---------------|-------------|-------------------|--------------------|
| | 曲げ Qfc(kN) | せん断 Qsc(kN) | eQmax (kN) | 部材角 R | 曲げ ¹⁾ cQfu(kN) | せん断 ²⁾ cQsu(kN) | せん断 ³⁾ cQsu-ECC(kN) | | | | |
| DB1 | 52 | 111 | 265 | 1/10 | 208 | 287 | 355 | 1.28 | 1.38 | 1.71 | F |
| DB2 | 101 | 191 | 312 | 1/17 | 265 | 308 | 342 | 1.18 | 1.16 | 1.29 | F |
| DB3 | 90 | 161 | 331 | 1/10 | 262 | 309 | 388 | 1.26 | 1.18 | 1.48 | F |
| DB3D | 135 | 293 | 687 | 1/26 | 624 | 618 | 775 | 1.10 | 0.99 | 1.24 | F |
| DB4 | 84 | 161 | 303 | 1/25 | 263 | 206 | 307 | 1.15 | 0.78 | 1.17 | F |
| DB5 | 92 | 254 | 441 | 1/29 | 369 | 356 | 395 | 1.19 | 0.96 | 1.07 | F |
| DB6 | 61 | 152 | 316 | 1/100 | 326 | 326 | 411 | 0.97 | 1.00 | 1.26 | F |

- 1) 高靱性 FRC の応力-ひずみ関係をモデルに取り入れたファイバー解析による精算解³⁾
- 2) 終局強度型設計指針⁴⁾A 法によるせん断強度 (圧縮強度が等しい RC 部材と仮定, $R_p=0.02rad.$)
- 3) 高靱性 FRC によるせん断補強効果を考慮した終局強度型設計指針⁴⁾A 法によるせん断強度 (圧縮強度が等しい RC 部材と仮定, $R_p=0.02rad.$)
- 4) F: 曲げ破壊 (破壊形式は, 部材角 1/25rad. のサイクル載荷後で判断)

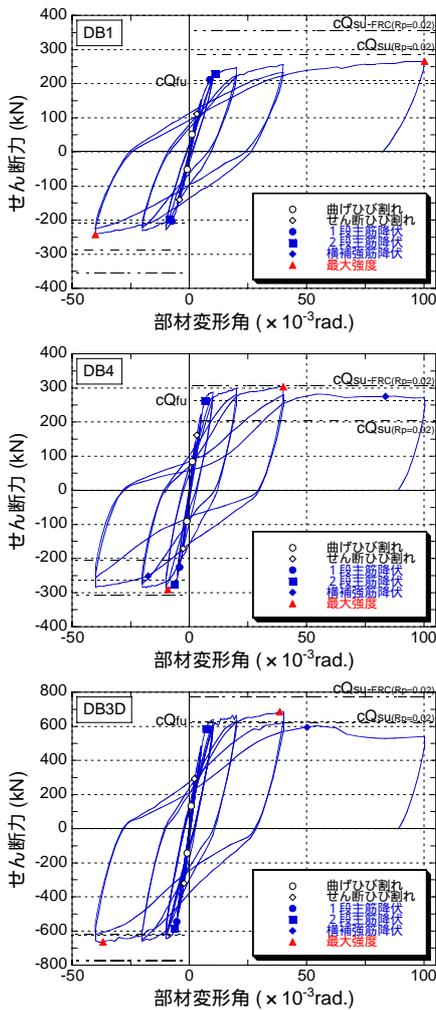


Fig.4 荷重 - 変形関係

(Shear Force - Rotation Angle Relationship)

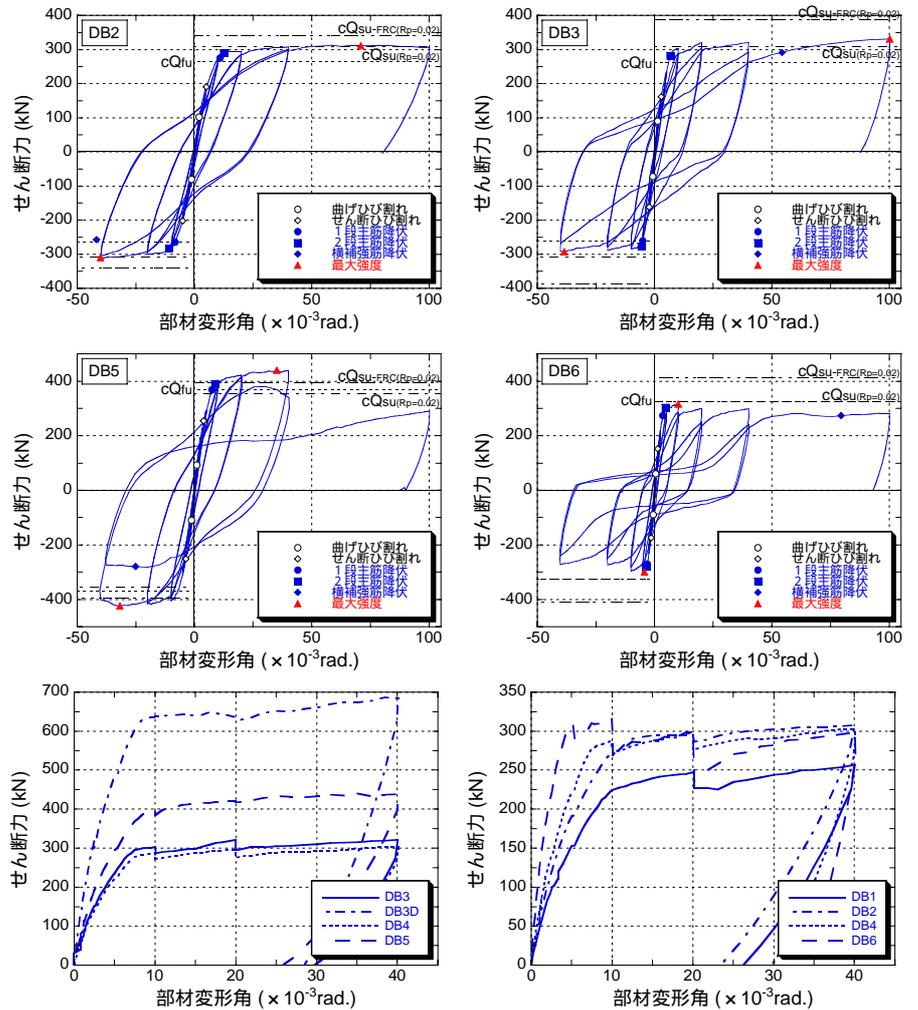


Fig.5 荷重 - 変形関係包絡線関係

(Envelope Curve of Shear Force - Rotation Angle Relationship)

1. 実験経過

Fig.4 に各試験体の荷重 - 変形関係を、Photo 2 に DB3 および DB3D のひび割れ発生状況を示す。

DB1~DB3 試験体はほぼ同様な実験経過を示した。部材角 1/800rad. (=1.25/1000rad.) の載荷で曲げひび割れが、1/200rad. (=5/1000rad.) の載荷でせん断ひび割れが、1/100rad. (=10/1000rad.) の載荷で危

険断面位置において主筋が降伏した。その後の載荷で、ヒンジゾーンに微細な曲げひび割れが多数発生し、1/10rad. (=100/1000rad.) の載荷で最大強度を示した。この時点では既に端部の被り部分の高靱性 FRC の圧壊が観察されていた。DB4 試験体は、1/25rad. (=40/1000rad.) の載荷までは DB1~DB3 試験体と同様な性状を示したが、1/10rad. の載荷において、顕著な強度低下は見られなかつ

たものの、危険断面の曲げひび割れが材軸直交方向に試験体を貫通し、せん断スリップ性状が観察された。DB6 試験体は、1/50rad.まで DB1~DB3 と同様な性状を示した。1/25rad.の繰り返し載荷で危険断面位置にせん断スリップ性状が観察されたが、1/10rad.まで顕著な強度低下は観察されなかった。DB5 試験体は、1/25rad.の第1 サイクルまで DB1~DB3 と同様な性状を示したが、1/25rad.の繰り返し載荷において加力ビームが加力面外方向に移動し、端部のかぶり部分の高靱性 FRC が偏って圧壊して強度が低下してしまった。その後、加力ビームに面外方向変位を拘束する治具を設置して再加力したが、強度は回復しなかった。この加力装置の不具合がなければ更なる変形性能を示したものと考えられる。DB3D 試験体は、1/25rad.の載荷までは DB1~DB3 試験体とほぼ同様な性状を示したが、1/10rad.の載荷において、端部のかぶり部分の高靱性 FRC の圧壊が観察されて強度が若干低下した。

最終的な破壊性状は試験体により異なるが、1/25rad.の載荷終了時では全試験体とも強度を維持したため、試験体の破壊形式は曲げ破壊と判断した。

2. 荷重変形関係

全試験体の 1/25rad.までの荷重 - 変形関係包絡線を Fig.5 に示す。

全試験体ともに、1/25rad.まで強度低下を示さない荷重変形関係包絡線を示す。特に、DB4~DB6 および DB3D は、RC 部材と仮定した時のせん断指標は 1.0 以下であるが、1/25rad.まで強度を維持した。これは、高靱性 FRC のせん断補強効果によりせん断強度が上昇したためと考えられる。そこで、Table 2 に高靱性 FRC の補強効果分を考慮したせん断指標を示したが、全試験体とも 1.0 を上回っていた。これより、このせん断指標が 1.0 以上であれば 1/25rad.以上の変形性能が得られると考えられる。

一方、Fig.4 に示すように、全試験体ともにせん断ひび割れ発生後もループ面積が大きな紡錘形の履歴を示すが、軸力が作用しない方が、また、せん断スパン比が小さい方が大変形時のピンチング性状が顕著となる傾向が見られる。

3. ひび割れ状況

各サイクルにおけるピーク時および除荷時の最大せん断ひび割れ幅と部材変形角関係を Fig.6 に示す。

1/400rad.又は 1/200rad.以降、Photo 2 に見られるような微細なひび割れが多数発生したが、1/25rad.の載荷においても最大せん断ひび割れ幅は 0.08mm 程度と小さく、除荷後はひび割れがほぼ閉じること

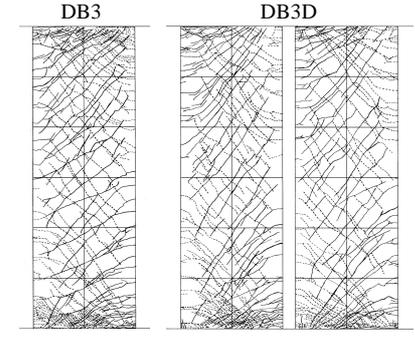


Photo 2 ひび割れ状況 (部材角 1/50rad.) (Crack Patterns of DB3 and DB3D at 1/50rad.)

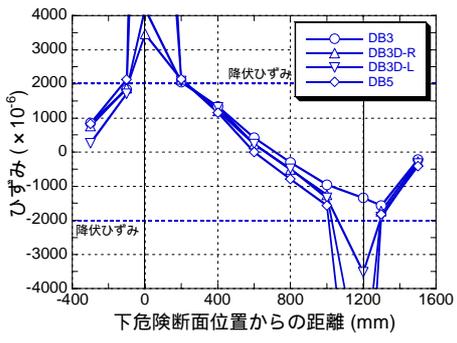


Fig.7 主筋のひずみ分布 (R=1/50rad.) (Strain Distribution of Main bars)

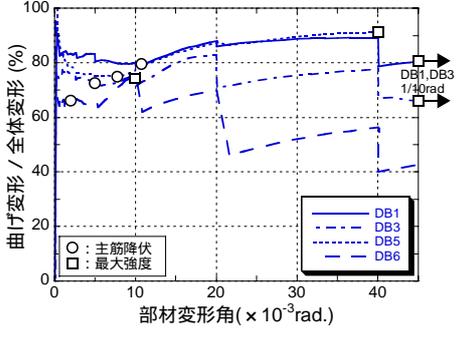


Fig.9 曲げ変形割合の推移 (Percentage of Flexural Deformation)

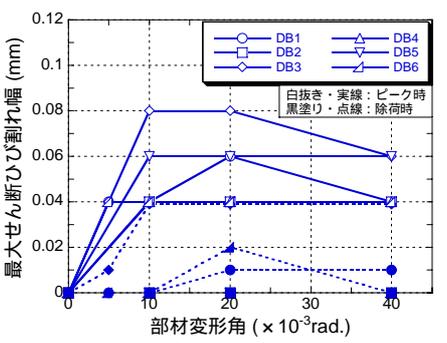


Fig.6 せん断ひび割れ幅の推移状況 (Change of Shear Crack Width)

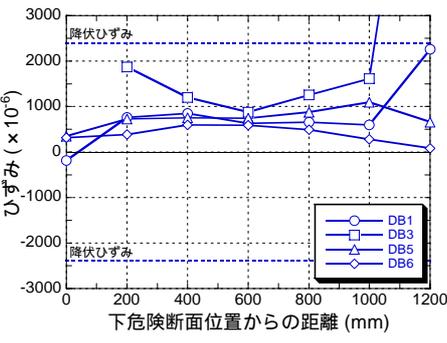


Fig.8 横補強筋ひずみ分布 (Strain Distribution of Lateral Bars)

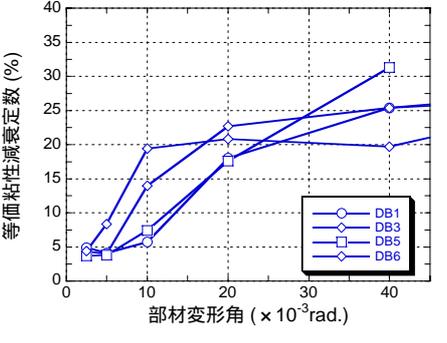


Fig.10 等価粘性減衰定数の推移 (Change of Equivalent Viscous Damping Factor)

が観察された。これは、高靱性 FRC のひび割れ幅抑制効果に起因するものであり、耐久性の点で有利となることが期待される。

4. 主筋および横補強筋ひずみ分布

材軸方向の主筋ひずみ度分布は、各試験体ともほぼ同様な性状を示した。そこで、DB3, DB3D, DB5 試験体の部材角 1/50rad.ピーク時のひずみ分布を Fig.7 に示す。DB3D では、並列する高靱性 FRC 部材で主筋ひずみ分布はほぼ同様な性状を示した。また、DB3 は軸力なし、DB3D は軸力比 0.1、DB5 は軸力比 0.2 であるが、この程度の軸力であれば、通常の RC 部材と同様に危険断面位置の引張側鉄筋が先に降伏した。また、軸力が作用する DB3D, DB5 試験体では圧縮側鉄筋も降伏した。一方、DB1, DB3, DB5, DB6 試験体の最大強度時における横補強筋のひずみ分布を Fig.8 に示す。最大強度時の横補強筋は、DB3 の危険断面位置で降伏ひずみに達しているものの、

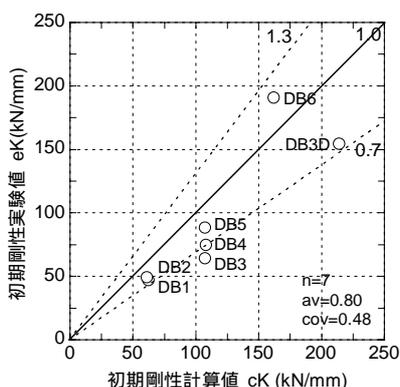


Fig.11 初期剛性実験値 - 計算値関係
(Relationship between Observed and Calculated Initial Stiffness)

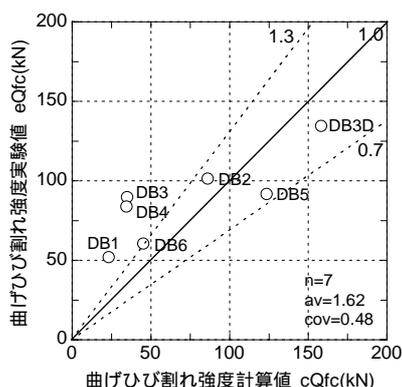


Fig.12 曲げひび割れ実験値 - 計算値関係
(Relationship between Observed and Calculated Flexural Cracking Strength)

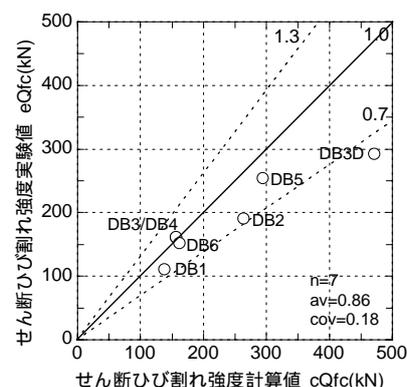


Fig.13 せん断ひび割れ実験値 - 計算値関係
(Relationship between Observed and Calculated Shear Cracking Strength)

その他の試験体では降伏ひずみの半分程度であった。一方、DB3では、最大強度時変形がDB5やDB6に比べて非常に大きかったこと、また、DB1に比べてせん断スパン比が小さく、せん断指標も小さいことから、相対的に大きなひび割れとなったものと思われる。

5. 曲げ変形割合

Fig.9にDB1, DB3, DB5, DB6試験体の曲げ変形の全体変形に対する割合と部材変形角の関係を示す。曲げ変形は、部材軸方向に計測した区間平均曲率より算出した。

曲げ変形の割合は、1/100rad.程度までは試験体ごとにほぼ一定な値を示すが、それ以降は試験体ごとに傾向が異なる。DB1,

DB3, DB6試験体の結果より、曲げ変形割合は、せん断スパン比が小さい方が、また、DB3, DB5試験体の結果より軸力が小さい方が低くなる傾向が窺える。

6. 等価粘性減衰定数

DB1, DB3, DB5, DB6試験体について、同一振幅における2サイクル目のループから求めた等価粘性減衰定数 - 部材変形角関係をFig.10に示す。各試験体とも部材角の増大に伴い等価粘性減衰定数は増大する。1/50rad.時では各試験体とも減衰定数は約20%程度となる。一方、1/100rad.時には、せん断スパン比が小さい試験体の方が小さい変形で部材降伏が生じるため減衰定数は高くなること、DB1, DB3, DB6試験体の結果より分かる。また、軸力無しのDB3の方が軸力を作用させたDB5より減衰定数は高くなった。

考察

1. 初期剛性

Fig.11に初期剛性実験値 - 計算値関係を示す。初期剛性計算値は、主筋を考慮した曲げ剛性とせん断剛性より弾性論に基づき算出した。高靱性FRCのヤング係数およびポアソン比には材料試験結果を用いた。初期剛性実験値は計算値より低く、実験値 / 計算値は平均値0.80、変動係数0.23であった。初期剛性実験値が計算値より低い原

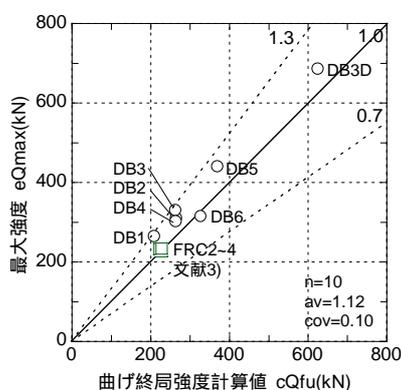


Fig.14 曲げ終局強度実験値 - 計算値関係
(Relationship between Maximum and Calculated Flexural Ultimate Strength)

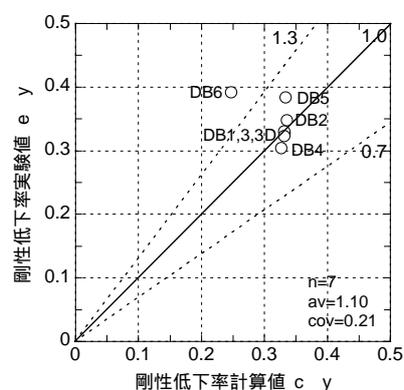


Fig.15 降伏時剛性低下率実験値 - 計算値関係
(Relationship between Observed and Calculated Yielding Stiffness Ratio)

因として、高靱性FRCの初期乾燥収縮ひび割れなどによる影響などが考えられる。

2. 曲げひび割れ

Fig.12に曲げひび割れ強度の実験値 - 計算値関係を示す。曲げひび割れ強度計算値は弾性論に基づいて算出し、引張強度には高靱性FRCの材料試験結果の降伏強度を用いた。曲げひび割れ強度実験値 / 計算値は、平均値1.67、変動係数0.48であり、実験値は計算値より高い傾向となり、また、ばらつきも大きい。これは、高靱性FRC部材における初期の曲げひび割れが非常に微細であり、かつ、部材付根に発生するため、目視によるひび割れ発生確認が非常に困難であったことから、ひび割れの発見が、実際の曲げひび割れ発生時より遅れたことが一因として考えられる。

3. せん断ひび割れ

Fig.13にせん断ひび割れ強度の実験値 - 計算値関係を示す。せん断ひび割れ計算値は、高靱性FRCを普通コンクリートとみなして主応力度式により算出した。引張強度は高靱性FRCの材料試験結果の降伏強度を用いた。せん断ひび割れ実験値 / 計算値は平均値0.86、変動係数0.18となり、計算値は実験値を若干高く評価している。せん断ひび割れは、曲げひび割れの様に部材付根でなく部材側面に生じるため、目視によるひび割れ発生確認が比較的容易であったこと

から、実験値の観測誤差は小さいものと考えられる。今後、高靱性FRC部材への主応力度式の適用性を進める必要がある。

4. 曲げ終局強度

Fig.14 に実験時最大強度と曲げ終局強度計算値の関係を示す。本検討には、本実験結果および筆者らが実施した曲げ降伏後せん断破壊した高靱性FRC部材の実験結果³⁾を用いている。曲げ終局強度計算値は前述した高靱性FRCの引張応力負担を考慮した方法で求めた。実験時最大強度/曲げ終局強度計算値は平均値1.12, 変動係数0.10であり, 計算値は実験値を安全側に精度良く評価できている。

5. 降伏時剛性低下率

Fig.15 に降伏時剛性低下率実験値 - 計算値関係を示す。降伏時剛性低下率実験値は, 前述した初期剛性計算値に対する1段目引張主筋降伏時の割線剛性の比として算定した。一方, 初期剛性計算値は菅野式で算定した。降伏時割線剛性実験値/計算値は, 平均値1.10, 変動係数0.21とおおむね良い対応を示した。せん断スパン比1.0のDB6試験体のみ実験値と計算値の対応が悪いのは, せん断スパン比が菅野式の適用範囲外であるためと考えられる。ただし, 菅野式は普通コンクリートを用いた鉄筋コンクリート部材を対象にした評価式であり, 予測精度は良好であったが, その適用性について更なる検討が必要である。

6. 最大強度と破壊モード

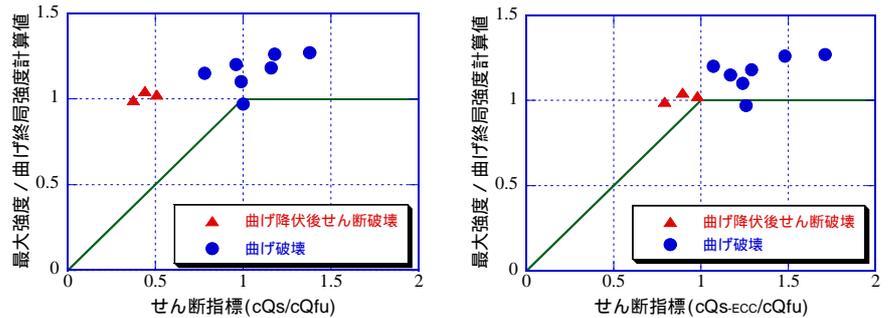
Fig.16 にせん断指標と(最大強度実験値/曲げ終局強度計算値)の関係を示す。同図には, 本実験結果および筆者等が実施した曲げ降伏後せん断破壊した高靱性FRC部材の実験結果³⁾を用いている。

RC部材とみなして算定したせん断強度計算値は最大強度を下回る場合もあり, せん断指標が0.8以上ならば曲げ破壊した。一方, 高靱性FRCの特性を考慮したせん断強度計算値は最大強度を上回っており, せん断指標が1.0以上であれば, 曲げ破壊に至っている。したがって, 高靱性FRCの特性を考慮したせん断強度を用いた方が破壊モードを精度よく予測できる。

まとめ

高靱性繊維補強セメント複合材料を用いた曲げ降伏部材の実験を実施し, 以下の結論を得た。

- 全試験体とも, 部材角1/25rad.の大変形時に至るまで最大強度を保持し, 紡錘形の荷重 - 変形関係となった。
- 高靱性FRCのマルチプルクラック効果により, せん断ひび割れは多数発生するが, 個々のひび割れ幅の拡大は抑制される。



(a) RC部材と仮定したせん断強度の場合 (b) PVA-ECCを考慮したせん断強度の場合

Fig.16 せん断指標 - 最大強度 / 曲げ終局強度計算値関係

(Relationship between Shear Ratio and Bending Ratio)

- 等価粘性減衰定数は, 全試験体で1/50rad.時に20%程度となるが, 1/100rad.時には5~20%とばらつき, 断面が扁平なほど高くなる。
- 高靱性FRCの応力 - ひずみ関係をモデルに取り入れたファイバー解析により, 高靱性FRC部材の曲げ強度を精度良く推定できる。
- 高靱性FRCを考慮したせん断強度を用いたせん断指標を1.0以上とすれば曲げ破壊型となる。

以上の結果より, 高いエネルギー吸収能力と耐久性を有する高靱性FRCダンバを, 精度よく設計できることが明らかとなった。

参考文献

- 日本コンクリート工学協会; 高靱性セメント複合材料を知る・作る・使う 高靱性セメント複合材料の性能評価と構造利用研究委員会報告書, 2002.
- 閑田徹志; 高靱性繊維補強セメント材料の設計技術の現状, コンクリート工学, Vol.38, No.6, (2000), pp.9-16.
- 永井覚, 高稻宜和, 宮下丘, 閑田徹志, 丸田誠; 高靱性繊維補強セメント複合材料を用いた梁部材の曲げせん断性状, 日本建築学会大会学術講演梗概集, (2001.9), pp.311-316.
- 日本建築学会; 鉄筋コンクリート造建物の終局強度型設計指針・同解説, 1999.
- 永井覚, 閑田徹志, 丸田誠; 高靱性繊維補強セメント複合材料の基礎力学性状に関する研究, 日本建築学会大会学術講演梗概集, (2002), pp.143-146.