

## 高性能繊維補強モルタルのテンションスティフニングのモデル化

## Modeling of Tension Stiffening Effect on High Performance Fiber Reinforced Mortar

塩 永 亮 介\*, 佐 藤 靖 彦\*\*,  
Ryosuke Shionaga, Yasuhiko Sato

\*工修, 株式会社 IHI 技術開発本部・基盤技術研究所 (〒235-8501 神奈川県横浜市磯子区新中原町 1 番地)

\*工博, 北海道大学大学院准教授, 工学研究科・環境創生工学専攻 (〒001-0004 札幌市北区北 13 条西 8 丁目)

This paper represents a tension stiffening effect on a High Performance Fiber Reinforced Mortar (HPFRM), which has a compressive strength of  $130 \text{ N/mm}^2$  and high tensile ductility by the addition of short steel fibers. Uni-axial tensile tests on the reinforced HPFRM with various fiber content and fiber orientation were conducted. On basis of the experimental results and the analytical simulations using Rigid Body Spring Model (RBSM), a simplified equation to determine the tension stiffening effect on the HPFRM was proposed. The accuracy of the model was verified through simulations with non-linear FEM analyses on reinforced HPFRM members.

*Key Words: tension stiffening, HPFRM, axial tensile test, RBSM, non-linear FEM*

キーワード: テンションスティフニング, HPFRM, 両引き試験, RBSM, 非線形 FEM

## 1. はじめに

本研究で対象とする高性能繊維補強モルタル (High Performance Fiber Reinforced Mortar :以下, HPFRM と略記) は, 材齢 28 日の圧縮強度が  $130 \text{ N/mm}^2$  程度を有し, さらに鋼製の短繊維を最大で 1.6vol.% 混入することで, 引張力に対する靱性を大幅に改善させた高強度・高靱性セメント系複合材である. この種の材料は, 欧州をはじめ国内でも開発が進んでおり, 圧縮強度が  $150 \text{ N/mm}^2$  以上のいわゆる超高強度繊維補強コンクリートについては設計基準が整備され<sup>1)</sup>, 実用化も図られている. しかし, 特殊な製造設備や熱養生の必要性から, その多くは工場製作の PC 部材への適用が主となっている<sup>2,3)</sup>. これに対し本材料は, 通常の練り混ぜ設備および標準湿潤養生で, 所定の性能を発揮することをコンセプトとしており, PC 構造のみでなく, 現場打ちの RC 構造へも適用も可能とする材料として扱える.

このような高強度かつ高靱性な材料の RC 構造への適用を検討する場合, 圧縮や引張に対する特性を積極的に活用すれば, 従来構造と比較して断面の縮小化や必要鋼材量の削減が図れる. 特に, 性能規定型設計法への移行が求められる現代の流れの中では, 終局耐力の把握のみでなく, 使用状態における変形特性やひび割れ幅の把握が重要であり, ひび割れの分散性に優れ

る本材料の特性が十分に活かせる. その際, 著者らは HPFRM よりなる部材・構造物の力学性能の評価手法として, 分散鉄筋・分散ひび割れモデル<sup>4,5)</sup>を採用した非線形有限要素 (以下, 非線形 FEM) 解析を, 大いに活用したいと考えている. そのためには, 種々の材料構成モデルの開発が必要不可欠であり, その一つとして, テンションスティフニングのモデル化がある.

これまで著者らは, 独自に開発した HPFRM のテンションスティフニング効果の把握を目的に, 鋼繊維の混入率や配向性を主立つ実験変数として, 異形鉄筋を埋め込んだ HPFRM 部材の一軸引張試験 (以下, 両引き試験) ならび薄肉 RC 部材の曲げ試験 (以下, 曲げ試験) を行い, その基本的な特性を明らかにした<sup>6,7)</sup>.

本論文では, 両引き試験結果に加え, 不連続体力学に基づく剛体バネモデル (Rigid Body Spring Model : 以下, RBSM と略記) 解析を用いて, テンションスティフニングのモデル化を図る. さらに, 提案したモデルを, 分散鉄筋・分散ひび割れモデルを用いた 2 次元非線形 FEM 解析に適用し, 両引き試験の荷重-変位関係および曲げ試験における荷重-たわみ関係との比較からその妥当性を検証する. すなわち, 両引き試験の概要を 2 章で示した上で, 3 章において, 両引き試験および RBSM 解析結果に基づき, 鉄筋と HPFRM の平均応力-平均ひずみ関係のモデル化を図り, 4 章において, それら平均応力-平均ひずみ関係を導入した非

線形 FEM 解析による両引き試験および曲げ試験結果の再現を通じて、提案したモデルの妥当性を検証する。

## 2. 両引き試験の概要<sup>6)</sup>

### 2.1 試験方法

両引き試験の供試体と試験方法を図-1 に示す。試験体寸法は、 $700 \times 50 \times 50 \text{ mm}$  であり、断面中心に直径 10mm の異形鉄筋を埋め込んだ（鉄筋比は 3.14%）。また両端部 75mm 区間には降伏防止の目的で、直径 6mm の棒鋼を埋め込んで補強しているため、測定長はその間の 550mm とした。試験体の変位は、測定区間の相対する 2 つの表面に、長尺の変位計を取り付け、その平均で整理した。端部の鉄筋を油圧ジャッキで引っ張ることで、試験体に様な引張荷重を与えた。

### 2.2 材料特性

本実験に用いた HPFRM の特性を表-1 に示す。高性能減水剤の添加およびシリカ系微粉末の添加により低水粉体比を達成し、標準湿潤養生で材齢 28 日の目標強度を  $130 \text{ N/mm}^2$ （ただし、EN12390 で規定する 100mmCube 供試体強度）とした配合である。

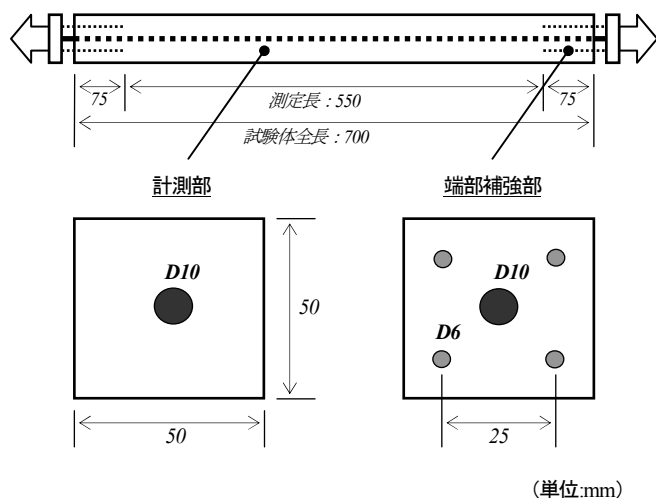


図-1 両引き試験の供試体

表-1 HPFRM の特性値

| 項目      | 特性値                    | 備考             |
|---------|------------------------|----------------|
| 目標強度    | $130 \text{ N/mm}^2$   | 材齢 28 日（湿潤養生）  |
| 骨材の最大寸法 | 2.0 mm                 | 粒度調整砂          |
| 水粉体比    | 22.0 %                 |                |
| 鋼繊維混入率  | 1.60 vol.%             | 長さ/径=13/0.16mm |
| スランプフロー | $60 \pm 10 \text{ cm}$ | 自己充填性          |

鋼繊維には、長さ 13mm、直径 0.16mm の高強度の短繊維（引張強度  $2000 \text{ N/mm}^2$  以上）を用いており、容積混入率 1.6 vol.% を基準とした。練り上がり時に十分な自己充填性を有し、かつ鋼繊維や骨材が分離なく均一に分散するように単位骨材容積および高性能減水剤の添加量で調整している。

鉄筋は、一般構造用の異形棒鋼（EN10050 で規定される Class A 区分）であり、降伏強度が  $500 \text{ N/mm}^2$  以上となるものを用いた。

### 2.3 試験ケース

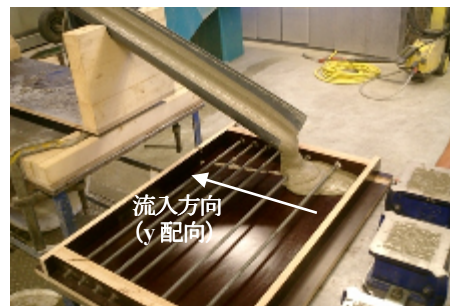
試験ケースの一覧を表-2 に示す。実験パラメータは、鋼繊維の混入率と配向性とし、混入率は 0, 0.8, 1.6 vol.% の 3 種類、また配向性は x 配向および y 配向の 2 種類の計 5 ケースとした。同一条件の試験体はそれぞれ 3 体製作し、3 体の平均で評価した。

表-2 試験ケースと強度試験結果

| ケース名   | 実験パラメータ           |                  | 強度試験結果                       |                              |                                |
|--------|-------------------|------------------|------------------------------|------------------------------|--------------------------------|
|        | 鋼繊維混入率<br>[vol.%] | 鋼繊維の配向<br>x or y | 圧縮強度<br>[N/mm <sup>2</sup> ] | 割裂強度<br>[N/mm <sup>2</sup> ] | 静弾性係数<br>[kN/mm <sup>2</sup> ] |
| TS00   | 0                 | -                | 128                          | 9.7                          | 45.8                           |
| TS08-x | 0.8               | x                | 134                          | 14.8                         | 45.9                           |
| TS08-y |                   | y                |                              |                              |                                |
| TS16-x | 1.6               | x                | 141                          | 17.2                         | 47.0                           |
| TS16-y |                   | y                |                              |                              |                                |



x 配向（鉄筋の方向）の打設方法



y 配向（鉄筋と直交方向）の打設方法

図-2 HPFRM の打設方法と配向性

鋼繊維の配向性の調整に関しては、図-2 に示すように、試験体の打設時に、半円状のパイプを用いて HPFRM の流し込む方向をコントロールし、鉄筋方向に流し込むケース (x 配向) と鉄筋と直交方向に流し込むケース (y 配向) とに分類した。型枠の存置による配向性の阻害を防止するため、大きな平板として打設した後に試験体寸法に切り出す製作法とした。

なお表-2 に示した管理供試体の強度試験の結果によれば、鋼繊維混入率の増加によって、圧縮強度および割裂強度とも増加した一方、静弾性係数は鋼繊維混入率によらず  $46.0\text{kN/mm}^2$  程度でほぼ一定であった。

## 2.4 評価手法

一般に RC 部材の両引き試験で得られる試験体の荷重-平均ひずみ関係は、図-3 のようにまとめられる。コンクリートが引張強度に達する限界ひずみ ( $\epsilon_{cr}$ ) までは試験体は弾性体として挙動する。ひび割れ以降、剛性が低下するものの、コンクリートが分担する力 ( $N_{cm}$ ) は急激には低下せず、部材の降伏にかけて徐々に減少していく。これは、ひび割れとひび割れの間のコンクリートと鉄筋の付着による応力伝達による影響で、この効果を加味したコンクリートの平均応力 ( $\sigma_{cm}$ ) をテンションステイフニングとして扱う。これは力の釣り合いより、以下の式(1)のように求められる。

$$\sigma_{cm} = (N - N_{sm}) / A_c = (N - \sigma_{sm} \cdot A_s) / A_c \quad (1)$$

ここに、 $N$  : 部材がうける引張荷重、 $\sigma_{sm}$  : 鉄筋の平均応力、 $A_s, A_c$  : 鉄筋およびコンクリートの断面積

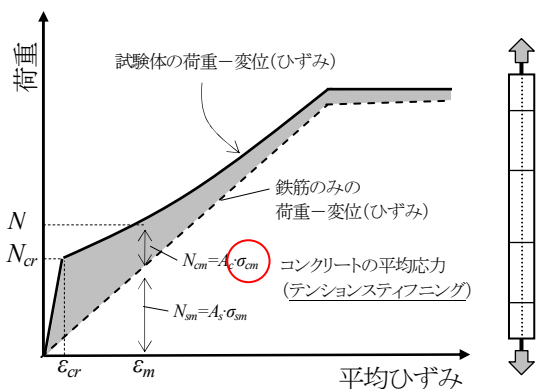


図-3 テンションステイフニングの評価

## 2.5 試験結果と考察

図-4 に両引き試験で得られた引張荷重と試験体の変位の計測結果を、図-5 に上記の評価手法に基づき整理した HPFRM の平均応力-平均ひずみ関係を示す。なお、図-4 では、載荷試験時(材齢 28 日)までに HPFRM 自体の自由収縮ひずみが、別途計測した試験で  $300 \sim 400 \times 10^{-6}$  であったことから、その平均値  $350$

$\times 10^{-6}$  を用いて、鉄筋拘束を考慮した収縮ひずみ  $310 \times 10^{-6}$  分の初期変位の補正 (0.20mm) を行った。

この結果から、鋼繊維混入率の増加に伴い、ひび割れ荷重および最大荷重とも増加すること、また同混入率でも配向性の違いによりそれらが低下することを確認した。特に、図-5 の平均応力-平均ひずみ関係では、鋼繊維未混入の TS00 は、平均ひずみの増加とともに平均応力は徐々に低下していく一方、鋼繊維を混入した残りのケースの平均応力は、いずれも初期の最大応力から大きな低下をせずに、部材の降伏ひずみ(約 0.28%) まで維持していた。

このことは、従来の鉄筋との付着を加味したテンションステイフニング効果に加え、ひび割れ間にある鋼繊維の架橋作用による応力伝達による効果が存在するものと考えられる。そのため、分散鉄筋モデルを用いた非線形 FEM 解析を想定した場合、HPFRM の材料構成則にこの平均応力-平均ひずみ関係を考慮することで、鉄筋や鋼繊維を梁要素などで個々にモデル化することなく、HPFRM の特性を反映した挙動評価が可能となる。

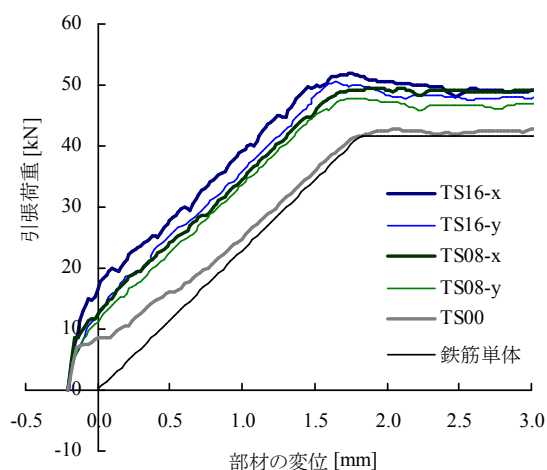


図-4 両引き試験での荷重-変位

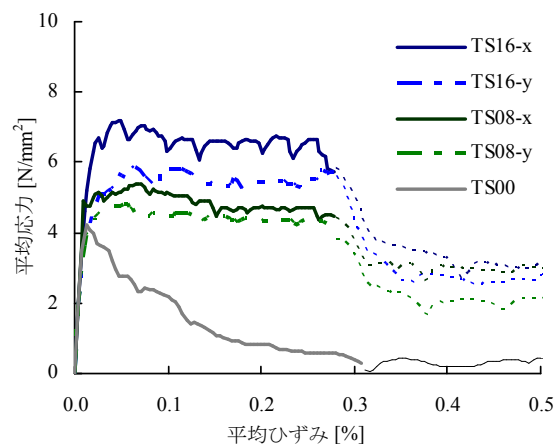


図-5 HPFRM の平均ひずみ-平均ひずみ

ただ図-5 において、降伏ひずみ以降の挙動の評価では、内部の鉄筋の平均応力-平均ひずみを実験では直接計測していないことから、暫定的に図-4 に示した鉄筋単体の応力とひずみの関係を HPFRM の平均応力と平均ひずみ関係を導く上で用いた(図-5 の点線)。本来コンクリートに埋め込まれた鉄筋のひずみは、ひび割れとの距離により大きく異なり、平均化した場合の鉄筋の降伏点は見かけ上低下する。本研究では、その降伏応力を RBSM 解析により見出す。

### 3. テンションスティフニング効果のモデル化

#### 3.1 解析手法

RBSM は、Kawai ら<sup>8)</sup>によって開発された不連続体力学に基づく離散型解析手法であり、Bolander and Saito らの研究<sup>9)</sup>によってコンクリート構造への有用性および発展性が示された。各要素を連続体として扱う FEM と異なり、RBSM は任意に分割され剛体要素を、その要素間の境界面に定義した非線形バネで連結し、連結が切れればひび割れを表現するようにしている。また、ひび割れの進展は要素の寸法や形状に依存することから、Voronoi 多角形分割法にて要素形状にランダム性を与えることで、要素依存性を低減している。また鉄筋は、連続した梁要素の集合としてモデル化し、各梁要素の両端で、長さゼロのリンク要素を介してコンクリート剛体要素と結合している。

図-6 に、両引き試験の試験体を対象とした解析モデルを示す。要素数は 700 であり、D10 の鉄筋を梁要素で中心に配置した。鉄筋は梁要素の集合としてモデル化しており、各梁要素の両端に長さゼロのリンク要素でコンクリート剛体要素と結合している。

解析プログラムは、Kahlid ら<sup>10)</sup>によって開発されたシート補強した引張部材用の 2 次元 RBSM 解析プログラムをベースに、HPFRM 用に改良したものである。引張領域の材料構成則に、繊維混入の影響を加味した引張軟化曲線(引張応力-ひび割れ幅関係)を設定するようにした。

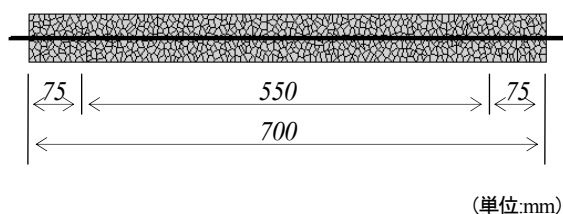


図-6 両引き試験体の解析モデル

#### 3.2 解析条件

本解析では、鉄筋を離散化してモデル化することから、剛体要素(HPFRM)の材料構成則には、鋼繊維混

入の影響も含んだ引張軟化特性を与える必要がある。前章に示した両引き試験では、実験のパラメータは鋼繊維の混入率(0, 0.8, 1.6vol.%)および鋼繊維の配向性(x, y 配向)であり、それぞれの条件に応じて、各々の引張軟化モデルを用いなければならない。そのため、鋼繊維の混入率をパラメータとした軟化曲線のモデル化には、Pansuk ら<sup>11)</sup>によって実施された同 HPFRM によるダンベル型供試体を用いた直接引張試験結果をもとに、図-7 に示すモデルを用いた。また、鋼繊維の配向性をパラメータとした軟化曲線のモデル化には、山崎ら<sup>12)</sup>によって実施された同 HPFRM の直接引張試験結果をもとに、図-8 に示すモデルを用いた。いずれのモデルも、ひび割れ発生強度( $f_{cr}$ )到達以降の構成則を引張応力-ひび割れ幅関係で扱い、ひび割れ発生から  $w_d$  までの線形的に応力増加もしくは低下を示す領域と、 $w_{cl}$  から  $w_u$  までの軟化領域とに区分するものとし、以下の式(2)および式(3)のように定式化した。なお、ひび割れ発生強度( $f_{cr}$ )は、直接引張試験で得られた初期ひび割れ観察時の強度とし、最大ひび割れ幅( $w_u$ )は 1/2 繊維長とした。軟化領域のモデルの定式化には、Hordijk<sup>13)</sup>が提案する軟化曲線式を引用し、各係数には表-3 に示す値を用いた。

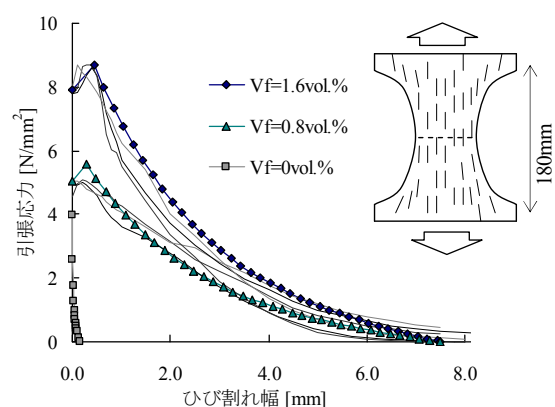


図-7 鋼繊維の混入率の違いによる引張軟化モデル

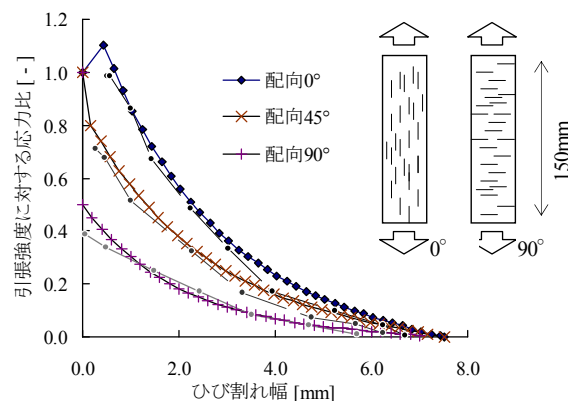


図-8 鋼繊維の配向性の違いによる引張軟化モデル



$$0 < w < w_{cl}$$

$$\sigma_i = f_{cr} \left\{ 1 + \frac{(\alpha - 1)w}{w_{cl}} \right\} \quad (2)$$

$$w_{cl} \leq w \leq w_u$$

$$\sigma_i = \alpha \cdot f_{cr} \left\{ \left[ 1 + \left( c_1 \frac{w - w_{cl}}{w_{c2}} \right)^3 \right] \exp \left( -c_2 \frac{w - w_{cl}}{w_{c2}} \right) - \frac{w - w_{cl}}{w_{c2}} (1 + c_1^3) \exp(-c_2) \right\} \quad (3)$$

ここに、 $\sigma_i$ : HPFRMの引張応力[N/mm<sup>2</sup>],  $f_{cr}$ : HPFRMのひび割れ発生強度[N/mm<sup>2</sup>],  $\alpha$ : ひび割れ強度に対する増減比,  $w$ : ひび割れ幅[mm],  $w_{cl}$ : 軟化開始時のひび割れ幅[mm],  $w_u$ : 最大ひび割れ幅[mm],  $w_{c2} = w_u - w_{cl}$ [mm],  $c_1, c_2$ : 軟化曲線式における係数

表-3 引張材料構成則における物性値と定数

| ケース       | $f_{cr}$ | $\alpha$ | $w_{cl}$ | $w_u$ | $c_1$ | $c_2$ |
|-----------|----------|----------|----------|-------|-------|-------|
| TS00      | 3.99     | -        | -        | 0.16  | 3.0   | 6.93  |
| TS08(0°)  | 5.05     | 1.10     | 0.28     | 7.50  | 1.10  | 2.80  |
| TS16(0°)  | 7.91     | 1.10     | 0.44     | 7.50  | 1.10  | 2.80  |
| TS16(45°) | 7.91     | 0.80     | 0.17     | 7.50  | 1.10  | 2.80  |
| TS16(90°) | 7.91     | 0.50     | 0        | 7.50  | 1.15  | 3.70  |

また、圧縮領域における材料構成モデルに関しては、一軸引張を対象とした本解析では大きく影響しないと考えられることから、普通コンクリート用の構成モデル<sup>14)</sup>を用いた。HPFRMの圧縮強度は、表-2に示した鋼繊維の混入率ごと異なる実験値を用い、弾性係数は平均値の46.0kN/mm<sup>2</sup>を用いた。鉄筋の材料構成側はバイリニア型の応力-ひずみ関係とし、両引き試験に用いた鉄筋と同ロッドの鉄筋単体での引張試験結果から、降伏強度530N/mm<sup>2</sup>およびヤング係数190kN/mm<sup>2</sup>を用いた。鉄筋とHPFRMとの付着モデルは、島ら<sup>15)</sup>が提案する鉄筋ひずみと付着すべりによる付着せん断応力モデルを適用した。また、実験では鋼繊維による補強効果で、鉄筋方向のひび割れは確認されなかったことから、割裂ひび割れの発生に伴う付着力の低下は無視している。

### 3.3 解析結果（鉄筋の平均応力の把握）

RBSMでは、まず鋼繊維の混入率をパラメータとした図-7に示す引張材料モデルを用いた3ケースで評価した。図-9に、解析で得られた鉄筋の平均応力-平均ひずみ関係を、鉄筋要素の応力-ひずみ関係（バイリニア型、降伏強度530N/mm<sup>2</sup>）と併せて示す。鉄筋降伏時の平均応力は、前章での考察通り、鉄筋単体の降伏点よりも小さくなった。これは、図-9に同時に示した鉄筋の長さ方向の応力分布（TS00の解析結

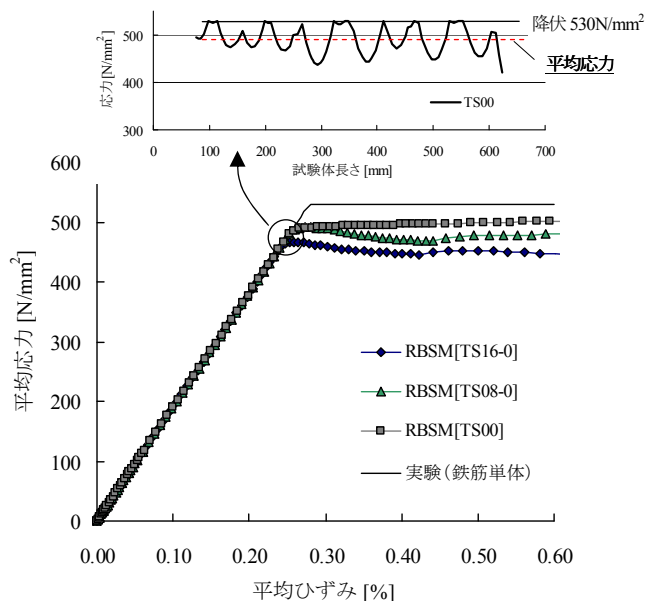


図-9 鉄筋の平均応力-平均ひずみ関係

果)で示される通り、鉄筋のある位置が降伏強度に達した際、ひび割れのない位置での鉄筋応力は降伏強度にいたっていないため、鉄筋全長で平均した見かけ上の降伏応力は、降伏強度よりも小さくなるからである。従来の非線形FEMでは、この応力（ひずみ）分布を正確に把握することは困難であったが、RBSMでは長さ方向の応力分布を把握することが可能であり、その精度もKahlidら<sup>10)</sup>によって検証されている。

本解析結果では、鋼繊維の混入率の増加によって、ひび割れ分散性が変化すること、またひび割れ間での応力伝達を鉄筋と鋼繊維が果たすことから、鉄筋長さ方向の応力（ひずみ）分布にもそれぞれ差が生じた。これより本研究の場合、鉄筋の見かけの降伏強度はTS00:495N/mm<sup>2</sup>, TS08-0:490N/mm<sup>2</sup>, TS16-0:470N/mm<sup>2</sup>となった。なお、鋼繊維が混入しているケースでは、降伏以降に平均応力は一度やや低下し、その後上昇する挙動を示しているが、本論文のモデル化においては、降伏応力以降の平均応力は、降伏応力で一定とした。

### 3.4 モデル化

図-9に示した鉄筋の平均応力-平均ひずみ関係を用いて、図-4の荷重-変位関係から、再度HPFRMの平均応力-平均ひずみ関係を整理した。さらに、RBSMで直接算出されたHPFRMの平均応力-平均ひずみ関係を重ねて図-10に示す。

この結果より、TS00およびTS08のケースでRBSMは、ひび割れ発生から部材の降伏、またそれ以降の平均応力-平均ひずみ関係を概ね実験値に近い状態で表すことができています。一方、TS16のケースでは、初期のひび割れ発生時の応力で、RBSMと実験値でやや

差がみられた。この理由としては、実験における両引き試験体のひび割れ発生強度が、解析で与えたひび割れ発生強度（7.91N/mm<sup>2</sup>）より低かったことが考えられる。

図-10のHPFRMの平均応力-平均ひずみ関係から、平均応力を各ケースのひび割れ発生強度( $f_{cr}$ :表-3より)で除して正規化することで、テンションステイフニング効果のモデル化を図った。図-11にその結果を示す。

鋼繊維を混入していないTS00のケースは、Collins & Mitchell ら<sup>15)</sup>によって提案されている、一般的なコンクリートのテンションステイフニングモデル（以下の式(4)、 $\alpha_1$ 、 $\alpha_2$ は1.0）に非常に近い挙動を示している。

$$\sigma_t / f_{cr} = \alpha_1 \cdot \alpha_2 \cdot 1 / (1 + \sqrt{500(\varepsilon_t - \varepsilon_{cr})}) \quad (4)$$

ここに、 $\varepsilon_t$ : 引張ひずみ、 $\varepsilon_{cr}$ : ひび割れ発生時のひずみ、 $\alpha_1$ : 付着特性による係数（異形鉄筋は1.0、丸鋼

は0.7）、 $\alpha_2$ : 荷重条件による係数（短期荷重は1.0、長期又は疲労荷重は0.7）

一方、鋼繊維を混入しているTS08-0、TS16-0は正規化した結果、ほぼ同様な挙動をたどった。このことから、鋼繊維混入率の影響は、ひび割れ発生強度に差を与えるものの、平均引張応力の低下性状はほぼ同等のものになると考えられる。そこで、HPFRMのテンションステイフニングのモデル化に関しては、Collins & Mitchell らの提案式（式(4)）をベースに式(5)、(6)により表現することとした。

$$\varepsilon_{cr} < \varepsilon_t < \varepsilon_{cl}$$

$$\frac{\sigma_t}{f_{cr}} = 1 + (\beta - 1) \frac{\varepsilon_t - \varepsilon_{cr}}{\varepsilon_{cl} - \varepsilon_{cr}} \quad (5)$$

$$\varepsilon_{cl} \leq \varepsilon_t$$

$$\frac{\sigma_t}{f_{cr}} = \beta \frac{1}{1 + \sqrt{\gamma \cdot (\varepsilon_t - \varepsilon_{cl})}} \quad (6)$$

ここに、 $\beta$ : ひび割れ強度に対する比（ここでは1.1）、 $\gamma$ : 軟化の程度を表す係数（ここでは50）、 $\varepsilon_t$ : HPFRMの引張ひずみ、 $\varepsilon_{cr}$ : HPFRMのひび割れ発生時のひずみ、 $\varepsilon_{cl}$ : 軟化開始時のひずみ

### 3.5 鋼繊維の配向性の影響

前節で、提案したモデル式(5)および(6)は、鋼繊維の配向性が引張力の作用軸方向に並列にならぶ、理想的な配向性の場合を想定している。しかし、両引き試験の結果（図-5）でも確認されたように、配向性の違いによって、テンションステイフニング効果も変化することが予想される。

そこで、図-8に示した配向性の影響を考慮したHPFRMの引張軟化モデルを用いて、RBSMによる同様の解析手法でテンションステイフニングに関する検討を実施した。

図-12にRBSMにより計算されたHPFRMの平均応力-平均ひずみ関係を示す。解析結果によれば配向性が90°の場合、0°のケースに対して平均応力で3.0 N/mm<sup>2</sup>程度の低下が生じた。両引き試験から得られた平均応力は、x配向とy配向で約1.5 N/mm<sup>2</sup>程度の差があるものの、実験における配向性の調整のバラツキを考慮すると、解析で求めた0°および90°のケースは、配向性が影響する範囲の最大と最小を捉えていると考えられる。

これらの考察をもとに、鋼繊維の配向性の影響を、前節で提案したテンションステイフニングの推定式(5)および(6)に考慮させた。図-11と同様に、HPFRM（鋼繊維混入率1.6vol.%）のひび割れ発生強度で、平均応力を正規化したものを図-13に示す。提案式中の $\varepsilon_{cl}$ 、 $\beta$ および $\gamma$ を変化させることで、RBSMで得られ

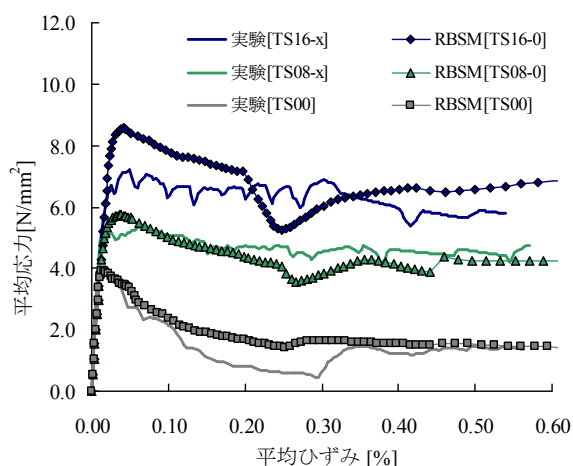


図-10 HPFRMの平均応力-平均ひずみ関係

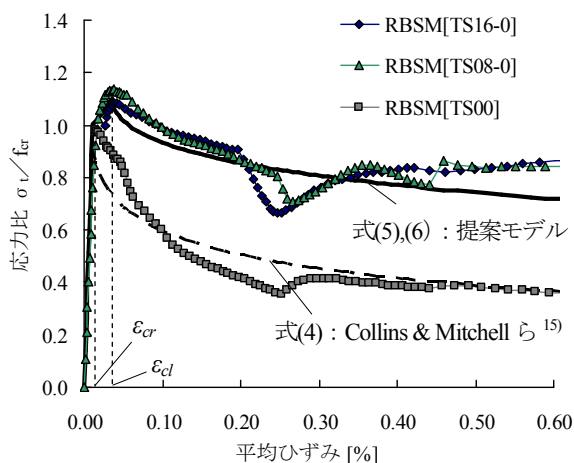


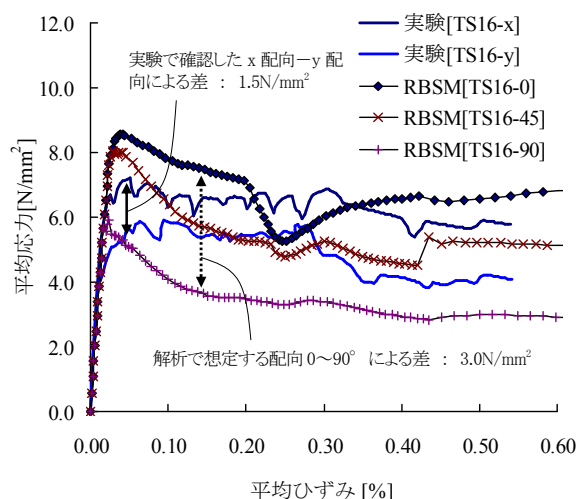
図-11 テンションステイフニングの評価

た各々の挙動に近いテンションスティフニング効果をモデル化した。配向性ごとに設定した係数を、表－4に示す。

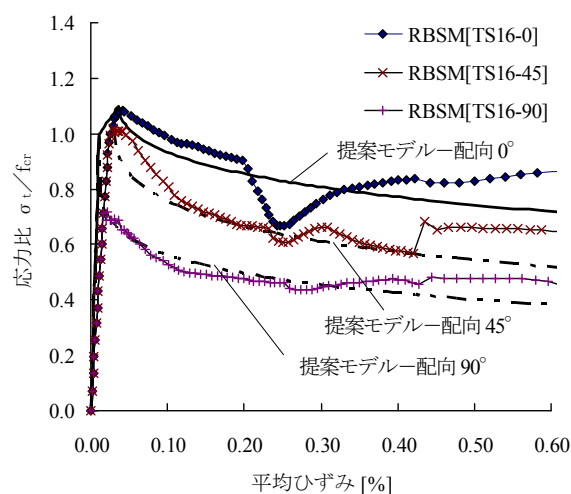
表－4 鋼繊維の配向性を考慮した推定式(5), (6)における定数の扱い

| 配向性 | $\varepsilon_{cl}$<br>[%] | $\beta$<br>- | $\gamma$<br>- |
|-----|---------------------------|--------------|---------------|
| 0°  | 0.036                     | 1.10         | 50            |
| 45° | 0.031                     | 1.00         | 150           |
| 90° | 0.011                     | 0.80         | 200           |

以上より、本章では、両引き試験の結果に基づき RBSM による解析的検証を導入し、異形鉄筋と HPFRM とのテンションスティフニング効果のモデル



図－12 HPFRM の平均応力-平均ひずみ関係 (鋼繊維の配向性をパラメータ)



図－13 テンションスティフニングの評価 (鋼繊維の配向性をパラメータ)

化を行った。ただし、ここで提案した推定式の適用は、本試験で扱った鋼繊維の種類（長さ/径=13/0.16mm）および混入率 0.8～1.6vol.%での範囲であり、その範囲に外れる条件においては、別途検討の必要があることを注記しておく。

## 4. 提案モデルの妥当性の検証

### 4.1 検証方法の概要

前章で提案した HPFRM のテンションスティフニングモデルの妥当性を検証するため、非線形 FEM 解析における引張材料構成則に反映し、RC 部材の挙動シミュレーションを実施した。解析プログラムには、汎用の非線形解析ソフト ATENA 2D を用いた。解析対象は、2 章で概説した両引き試験と、さらに同配合の HPFRM を適用した薄肉 RC 部材の曲げ試験<sup>7)</sup>とし、両実験の荷重－変位（たわみ）曲線の比較によってモデルの妥当性を検証した。

非線形 FEM における材料のモデル化に関しては、鉄筋は分散鉄筋として要素内に鉄筋比として考慮させ、図－9 を参考に鋼繊維の混入率に応じた平均応力－平均ひずみ関係を導入した。また、HPFRM 要素の材料構成則は、圧縮域・引張域とも応力－ひずみ関係で扱うものとし、引張領域のモデルに式(5), (6)および表－4 で定式化した鋼繊維の混入率および配向性の影響を考慮したテンションスティフニングモデルを適用した。解析ケースは、鋼繊維混入率が 0.8 および 1.6vol.%とし、それぞれに対し鋼繊維の配向性が 0°、90° となる計 4 ケースを実施した。

### 4.2 両引き試験による検証

両引き試験に対して FEM 解析結果で算出した試験体の荷重－変位曲線を、図－14（鋼繊維混入率が (a)0.8vol.%, (b)1.6 vol.%）に示す。配向性の違いによるひび割れ時発生荷重、最大荷重への影響が、FEM でも十分評価できた。実験値（x 配向, y 配向）は、解析値（0°、90°）の中間に位置しており、鋼繊維の配向性の違いが RC 部材の荷重－変位曲線に与える影響を、本解析手法で十分評価できていると考えられる。最大荷重では、同じ鋼繊維混入率でも、配向性の違いで 10～15%低下することが解析的に推測でき、鋼繊維の配向性が部材の引張挙動に及ぼす影響が大きいことがわかった。

### 4.3 曲げ試験<sup>7)</sup>による検証

曲げ試験に用いた試験体寸法および载荷概要を図－15 に示す。試験体断面は 200×50mm であり、D10 の鉄筋を厚さ中心位置に 100mm 間隔で 2 本埋め込んでおり、鉄筋比が 1.57%となっている。

上記の曲げ試験における荷重－載荷点変位の関係に

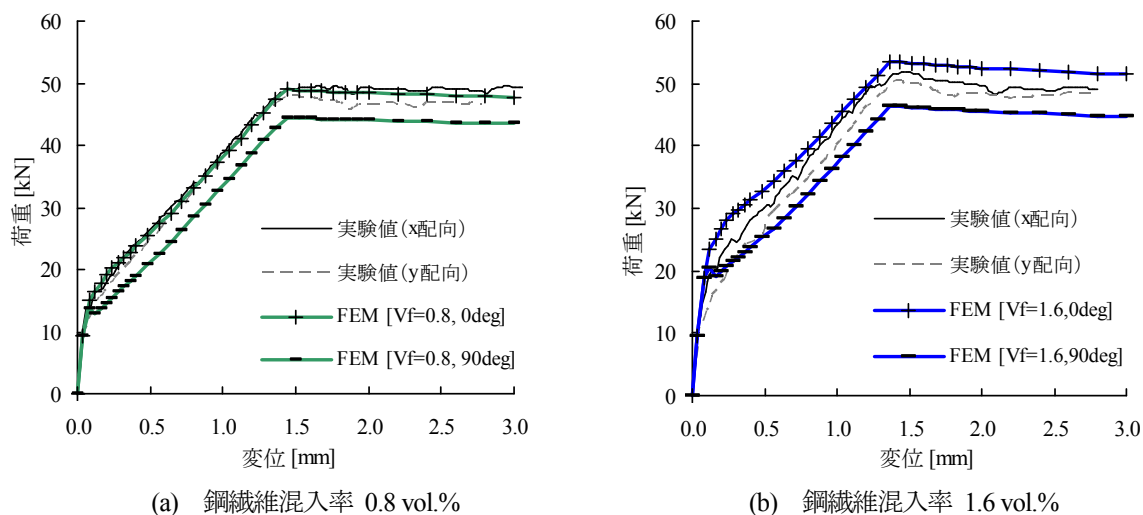


図-14 両引き試験に対する実験値と FEM 解析値の比較

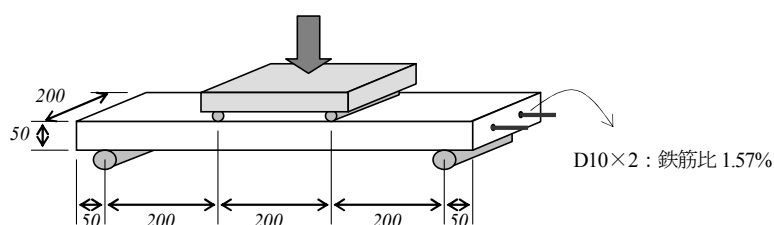


図-15 HPFRM を適用した薄肉 RC 部材の曲げ試験の概要<sup>7)</sup>

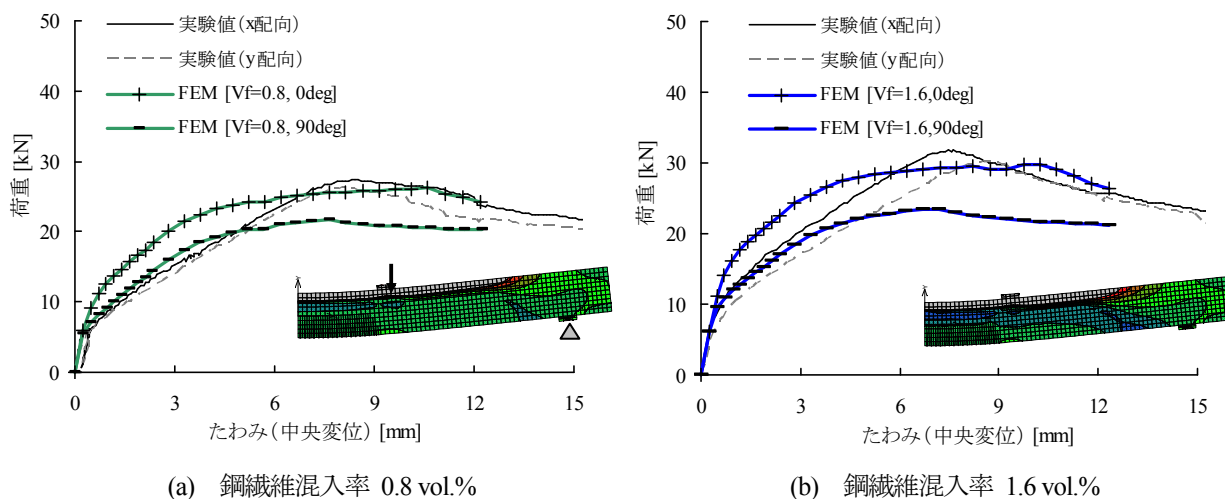


図-16 曲げ試験に対する実験値と FEM 解析値の比較

対して、両引き試験の際の検証と同様に、鋼繊維の混入率および配向性を変えた 4 ケースの解析結果と実験値との比較を図-16（鋼繊維混入率が(a)0.8vol.%, (b)1.6 vol.%）に示す。

図-16 より、曲げ試験のシミュレーションにおいても、鋼繊維混入率の違いや配向性の違いを考慮した部材の曲げ挙動を概ね評価できたと言える。しかし、ひ

び割れ後の部材剛性において解析値が実験値よりもやや高く、また部材の降伏荷重は解析値が実験値より小さく計算される傾向となった。この要因としては、解析でのモデル化の上で、圧縮領域も含めた薄肉試験体の全断面に対して、鉄筋を分散鉄筋としてモデル化しているため、断面一様な RC 部材の曲げ変形をマクロ的にとらえた解析評価となったことが考えられる。



今後の課題として、本研究で提案したテンションスティフニングモデルのさらなる有効性の検証には、梁部材や柱部材などで引張断面内に複鉄筋を有し、分散鉄筋モデルの適用メリットがある部位や部材に対して同様の解析評価を実施していく必要がある。

## 5. 結論

本研究では、圧縮強度  $130\text{N/mm}^2$  程度、かつ鋼繊維を最大で 1.6vol.% 混入した HPFRM を RC 部材に適用した場合のテンションスティフニング効果について、両引き試験およびそれに対する RBSM を活用した解析的評価より以下の知見を得た。

- (1) 両引き試験および RBSM 解析に基づきの鉄筋の平均応力ー平均ひずみ関係を把握し、鉄筋降伏以降の挙動も含んだ HPFRM のテンションスティフニングモデルを定式化した。この提案式では、鋼繊維の配向性の影響を考慮できる。
- (2) 提案した HPFRM のテンションスティフニングモデルを導入した非線形 FEM 解析は、鉄筋を有する HPFRM 部材の一軸引張挙動を精度よく再現できることを確認した。また曲げ挙動については、分散鉄筋モデルの使用に適した部材の実験結果との比較を追加して、さらなる精度検証を進めていく。

## 謝辞

本研究における一連の構造実験は、(財) 国際石油交流センター (JCCP) 殿の専門家養成事業の一環で、著者がデルフト工科大学 (オランダ) 滞在中に実施した成果の一部である。本業務を助成していただいた JCCP 関係各位、研究全般のご指導をいただいた Walraven 教授、各種実験に協力いただいた大学職員、テクニカルスタッフ、学生各位には、本紙面を借りて厚く謝辞を申し上げる。

## 参考文献

- 1) 土木学会編：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 No.113, 2004.11
- 2) 田中良弘, 武者浩透ら：超高強度繊維補強コンクリートと用いた PC 橋梁の長スパン化に関する研究開発, コンクリート工学, Vol.42, No.8, pp30-36, 2004.8
- 3) 武者浩透, 大島邦裕ら：UFCを用いたPC歩道橋の事例とその特徴, プレストレストコンクリート, Vol.49, No.6, pp48-56, 2007.11
- 4) 岡村甫, 前川宏一：鉄筋コンクリートにおける非線形有限要素解析, 土木学会論文集 No.360/V-3, pp.1-10, 1985.8

- 5) Vecchio N.J. & Collins M.P. : The modified compression field theory for reinforced concrete elements subjected to shear, ACI journal, pp219-231, 1986.3/4
- 6) 塩永亮介, 佐藤靖彦ら：鉄筋を有する高強度繊維補強モルタル部材の引張挙動, コンクリート工学年次論文集, Vol.29, No.3, pp1459-1464, 2007.7
- 7) 塩永亮介, 佐藤靖彦ら：鉄筋を有する高強度繊維補強モルタル部材の曲げ挙動, コンクリート工学年次論文集, Vol.30, No.1, pp309-314, 2008.7
- 8) Kawai T. : New discrete models and their application to seismic response analysis of structure, Nuclear Engineering and Design, Vol.48, pp.207-229, 1978
- 9) Bolander J.E. and Saito S. : Fracture analysis using spring network with random geometry, Engineering Fracture Mechanics, Vol.61, No.5-6, pp569-591, 1998
- 10) Khalid F. and Sato Y. : Numerical Investigation of Tension Behavior of Reinforced Concrete Members Strengthened with FRP Sheets, Journal of Structural Engineering (JSCE), Vol.55A, 2009.3
- 11) Pansuk W., Sato Y. et.al. : Tensile Behaviors and Fiber Orientation of UHPC, Proceeding of 2nd International Symposium on Ultra High Performance Concrete, pp161-168, 2008.3
- 12) 山崎大輔, Pansuk W.ら：繊維の配向性が自己充填型鋼繊維補強モルタルの引張軟化特性に与える影響, 土木学会第 63 回年次学術講演会論文集, 5-261, pp521-522, 2008.9
- 13) Hordijk D.A. : “Local approach to fatigue of Concrete”, PhDs thesis, Delft University and Technology, 1991
- 14) 島弘, 周礼良, 岡村甫：マッシュパなコンクリートに埋め込まれた異形鉄筋の付着応力ーすべりーひずみ関係, 土木学会論文集, No.378/V-6, pp.165-174, 1987.2
- 15) Collins, M.P. and Mitchell, D., 1991, Prestressed Concrete Structures, Prentice-Hall, Inc., Englewood Cliffs, N.J., pp766, 1991

(2009 年 9 月 24 日受付)