ハイブリッド・ファイバー・コンクリートの拘束収縮力学特性

RESEARCH ON PROPERTY OF RESTRAINED SHRINKAGE MECHANICS OF HYBRID FIBER CONCRETE

小島 一樹*, 中村 成春**
Kazuki KOJIMA and Shigeharu NAKAMURA

This paper investigated the property of restrained shrinkage mechanics of Hybrid Fiber Concrete (HFC). HFC made up a mortar matrix, a micro fiber, a short fiber and a coarse aggregate. As a result, the following two points were shown.

1. The effect of hybrid fiber reinforcement for HFC could be quantified based on the composite model of shear lag, excess matrix, parallel and series.
2. The proposed method was analyzed parametric for the property of shrinkage mechanics. Shrinkage strain changed greatly by changing of Young's modulus for fiber. And restrained stress changed greatly by changing of Young's modulus for mortar matrix. These results are useful for a material design.

Keywords: Hybrid Fiber Concrete, restraint, shrinkage, fiber reinforcement, shear lag model

ハイブリッド・ファイバー・コンクリート, 拘束, 収縮, 繊維補強, シアラグモデル

1. はじめに

鉄筋コンクリート造建築物は, 乾燥収縮に伴って持続的な拘束作用に起因したひび割れが生じやすく, 収縮ひび割れ制御への社会的関心が高い。そのひび割れ低減の方法として, 繊維補強手法があるが, 拘束収縮ひび割れに対して繊維補強効果を理論的に検討した事例は少なく, 不明な点が多い。すなわち, 繊維補強時の架橋効果によるひび割れ幅の拡大抑制は古くから知られているが, ひび割れ発生以前の収縮変形挙動に対する繊維補強時の変形抑制効果は, 様々な報告があり, その根拠や機構があいまいである。

コンクリートの引張破壊は, 拘束収縮の有無に関わらず, まず, 微細ひび割れが発生し, それが累積・連結成長して, 結合応力 0 の巨視ひび割れに至る破壊進行領域を形成する。微細ひび割れ発生を積極的に抑制することで, 破壊局所化を防ぎ, 巨視ひび割れ発生を制御することを考えた。そして, 収縮ひび割れ抵抗性向上のため, 微細ひび割れを長さ 10mm 未満の微小繊維で, 巨視ひび割れをそれ以上の長さの繊維でそれぞれ抑制するハイブリッド・ファイバー・コンクリート (HFC) を開発してきた^{1),2)}。

本研究は, 微小繊維と短繊維を組み合わせた HFC の完全拘束時の収縮力学特性を評価するため, 既往の複合則モデルの 1 つであるシアラグモデルを拡張し, そのハイブリッド・ファイバー補強効果について, 定量評価手法を開発したものである。

2. HFC の完全拘束時の収縮力学挙動の定量化

2.1 完全拘束実験に対する収縮力学挙動のモデル化

図 1 に完全拘束実験の収縮力学挙動の概要を示す。完全拘束実験は, 恒温恒湿環境下で, 拘束引張応力 σ_r を測定する完全拘束試験体と自由収縮至 ε_{free} を測定する別置きの収縮モニタ試験体から構成される。注水時からの材齢 t より, 拘束開始までの時間を t_0 とすると, 拘束材齢 t_r は $t - t_0$ となる。 ε_{free} は完全拘束時の拘束引張歪となり, ヤング率 E の発現と拘束に伴う引張クリープ作用によって, 若材齢時の収縮力学特性が影響を受ける。クリープ係数を考慮しない弾性

図1 完全拘束時の収縮力学挙動の概要

* 宇都宮大学大学院工学研究科 工修
** 宇都宮大学大学院工学研究科地球環境デザイン学専攻
建築環境デザイン学コース 准教授・博士(工学)

Graduate School of Engineering, Utsunomiya Univ., M. Eng.
Assoc. Prof., Architecture Course, Dept. of Design and Engineering for the Global Environment, Graduate School of Engineering, Utsunomiya Univ., Dr. Eng.

解析では、完全拘束時の拘束引張応力を多大に見積もることになる。経時変化 t_r の時間関数とし、引張クリープ作用をクリープ係数 ϕ で考えると、土木学会コンクリート示方書にある最も単純なモデルを参照³⁾して、クリープを考慮した有効弾性率 E' を式(1)として、 σ_r は式(2)で示される。

$$E'(t_r) = \frac{E(t_r)}{1 + \phi(t_r)} \quad (1)$$

$$\sigma_r(t_r) = \varepsilon_{free}(t_r) \cdot E'(t_r) \quad (2)$$

2.2 HFC の構成材料のモデル化

図2(a)にHFCの構成を示す。モルタルに繊維を混入したものをHFCm、コンクリートに混入したものをHFCcとし、粗骨材をg、微小繊維をfa、短繊維をfb、モルタルをmとした。以下、本論文においては、モルタルをマトリクスとする。

一方、図2(b)に示すように、繊維のみを充填すると、繊維の間には空隙が出来る。そこに、マトリクスを混入し、空隙に充填されたマトリクスを拘束マトリクスとし、充填分から余ったマトリクスを余剰マトリクスとする。この余剰マトリクスモデルによる各繊維に対する余剰マトリクスをmeaとmeb、拘束マトリクスをmc、各繊維の複合状態セルをそれぞれcellaとcellbとし、式(3)の体積率Vで定義した。

$$\left. \begin{aligned} V_{cella} &= V_{mea} + V_{fa} ; V_{cellb} = V_{meb} + V_{fb} \\ V_{HFCm} &= V_{cella} + V_{cellb} + V_{mc} ; V_{HFCc} = V_{HFCm} + V_g \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

2.3 繊維間分散距離に基づく円柱体による単位セルのモデル化

図3に単位セル複合モデルを示す。繊維1本を円柱体と考え、その繊維が、ハイブリッド・ファイバー補強時に余剰マトリクスによって包み込まれた円柱体による単位セルでモデル化した。モデル化に伴い、厳密な繊維1本を包み込んだ単位セルを構成した寸法を導出するために、円柱膜厚tcによる円柱体セルを検討・評価した。また、複数の繊維を混ぜたハイブリッドモデルを考えるため、繊維はfaとfbの2種類とした。

HFCmの余剰マトリクス容積 V_{me} は式(3)を用いて、式(4)で表すことができる。 $V_{HFCm}=1$ で単位量計算になる。下付添字 m: マトリクス, f: 繊維, a,b: 繊維種類, me: 余剰マトリクス, mc: 拘束マトリクスとする。

$$V_{me} = V_{HFCm} - (V_{mc} + V_{fa} + V_{fb}) = V_{mea} + V_{meb} \quad (4)$$

ハイブリッド時の繊維実積率 $G_{fab}(\%)$ が既知のとき、繊維量と拘束マトリクス量は式(5)の関係にある。なお、現状では、繊維実積率の試験方法は無く、骨材の実積率試験方法を準用した。

$$(V_{mc} + V_{fa} + V_{fb}) \cdot \frac{G_{fab}}{100} = V_{fa} + V_{fb} \quad (5)$$

繊維量 V_{fa} と V_{fb} は、式(6)、式(7)、式(8)のように、 V_{HFCm} に対する繊維混入率 $v_{far}(\text{vol}\% \cdot \text{HFC})$ 、 $v_{fbr}(\text{vol}\% \cdot \text{HFC})$ および、繊維本数 $N_{fa}(\text{本})$ 、 $N_{fb}(\text{本})$ で規定できる。また、単位セル1個の容量 $v_{ua}(\text{mm}^3)$ と $v_{ub}(\text{mm}^3)$ は、1本の繊維容積 $v_{fa}(\text{mm}^3)$ と $v_{fb}(\text{mm}^3)$ 、円柱膜厚tcに応じた単位セル当たりの余剰マトリクス量 $v_{mea}(\text{mm}^3)$ と $v_{meb}(\text{mm}^3)$ で表すことができる。

$$V_{fa} = V_{HFCm} \cdot v_{far} = v_{fa} \cdot N_{fa} ; V_{fb} = V_{HFCm} \cdot v_{fbr} = v_{fb} \cdot N_{fb} \quad (6)$$

$$v_{ua} = v_{mea} + v_{fa} ; v_{ub} = v_{meb} + v_{fb} \quad (7)$$

$$V_{mea} = v_{mea} \cdot N_{fa} ; V_{meb} = v_{meb} \cdot N_{fb} \quad (8)$$

このため、式(9)、式(10)の単位セル全体の余剰マトリクス量 V_{mea} と V_{meb} が、 V_{HFCm} の構成から得た V_{mea} と V_{meb} に釣り合うように、単位セルを構成する円柱膜厚tcを決めることで、厳密な余剰マトリクスモデルによる円柱体単位セルの繊維間分散距離が評価できる。ここで、繊維1本を円柱とし、繊維長 l_{fa} と l_{fb} 、繊維断面半径 r_{fa} と r_{fb} を式(11)に代入してtcで整理し、式(12)のtcに関する3次方程式を得て、tcが求まる。

$$V_{mea} = \left\{ \frac{(r_{fa}^2 + tc)^2 \cdot (l_{fa} + 2tc)}{r_{fa}^2 \cdot l_{fa}} - 1 \right\} \cdot v_{far} \cdot V_{HFCm} \quad (9)$$

$$V_{meb} = \left\{ \frac{(r_{fb}^2 + tc)^2 \cdot (l_{fb} + 2tc)}{r_{fb}^2 \cdot l_{fb}} - 1 \right\} \cdot v_{fbr} \cdot V_{HFCm} \quad (10)$$

$$V_{me} = \left\{ 1 - (v_{far} + v_{fbr}) \frac{100}{G_{fab}} \right\} \cdot V_{HFCm} \quad (11)$$

$$\begin{aligned} & (2r_{fa}^2 \cdot l_{fa} \cdot v_{fbr} + 2r_{fb}^2 \cdot l_{fb} \cdot v_{far}) tc^3 \\ & + \left(l_{fa} \cdot r_{fb}^2 \cdot l_{fb} \cdot v_{far} + 4r_{fa} \cdot r_{fb}^2 \cdot l_{fb} \cdot v_{far} \right) tc^2 \\ & + \left(l_{fb} \cdot r_{fa}^2 \cdot l_{fa} \cdot v_{fbr} + 4r_{fb} \cdot r_{fa}^2 \cdot l_{fa} \cdot v_{fbr} \right) tc \\ & + \left(2r_{fa}^2 \cdot l_{fa} \cdot r_{fb}^2 \cdot l_{fb} \cdot v_{far} + 2r_{fa}^2 \cdot r_{fb}^2 \cdot l_{fb} \cdot v_{far} \right) tc \\ & + \left(2r_{fb}^2 \cdot l_{fb} \cdot r_{fa}^2 \cdot l_{fa} \cdot v_{fbr} + 2r_{fb}^2 \cdot l_{fa} \cdot r_{fa}^2 \cdot v_{fbr} \right) tc \\ & + r_{fa}^2 \cdot l_{fa} \cdot r_{fb}^2 \cdot l_{fb} \left\{ (v_{far} + v_{fbr}) \frac{100}{G_{fab}} - 1 \right\} = 0 \end{aligned} \quad (12)$$

2.4 単位セルの収縮力学挙動のモデル化

図4に単位セルの伸縮変形力学モデルを示す。以下、繊維faとfbの種類違いのみの時は、i=a,bと表示する。単位セル中の繊維拘束に

伴う伸縮挙動を、繊維拘束ゾーンに作用するシアラグモデルから得る平均マトリクス応力 $\langle\sigma_m\rangle_{fi}$ でモデル化した。すなわち、繊維とマトリクスの複合領域を繊維拘束ゾーンとする。繊維補強の拘束効果によって、マトリクスの収縮変形を抑制する場合、円柱体単位セルモデルでは、マトリクスが一樣に収縮した状態を基準にして、繊維拘束ゾーンが、マトリクスの収縮に伴って作用する拘束引張力で、マトリクス全体を引き伸ばしていると考える。

繊維がハイブリッド状態の HFCm の自由収縮歪 ε_{HFCm} は、各繊維による単位セル歪 ε_{cella} および ε_{cellb} とマトリクスの自由収縮歪 ε_m の体積率を考慮した和と考える。ここで、各繊維による単位セル歪は、式(13)のように、各繊維分の余剰マトリクスが構成する単位セルの全体長 $l_{fa}+2tc$ や $l_{fb}+2tc$ および繊維拘束ゾーンのマトリクスに作用する平均引張応力 $\langle\sigma_m\rangle_{fa}$ や $\langle\sigma_m\rangle_{fb}$ から導出できる。また、 $\langle\sigma_m\rangle_{fa}$ や $\langle\sigma_m\rangle_{fb}$ は、単位セル寸法に応じたシアラグモデルの解となる繊維に作用する引張応力 σ_{fa} や σ_{fb} から導出できる。

なお、 ν_m をマトリクスのポアソン比とし、 $\nu_m=0.2$ とした。また、マトリクスが繊維より持続拘束される観点から、マトリクスのヤング率 E_m をクリープ係数 ϕ で表した有効弾性率 E_m' で対応する。

$$\varepsilon_{celli} = \varepsilon_m - \frac{1}{l_{fi} + 2tc} \int_0^{k_i l_{fi}} \frac{\langle\sigma_m\rangle_{fi}}{E_m'} dx \quad (13)$$

ここに、 $E_m' = E_m / (1 + \phi)$

円柱体セルの繊維内部の力学状態は、微小空間 dx に関する力の釣り合いから、界面せん断応力 τ_0 として、式(14)、式(15)になる。

$$(\sigma_{fi} + d\sigma_{fi})\pi r_{fi}^2 - \sigma_{fi}\pi r_{fi}^2 = -\tau_0\pi(2r_{fi})dx \quad (14)$$

$$\frac{d\sigma_{fi}}{dx} + \frac{2}{r_{fi}}\tau_0 = 0 \quad ; \quad \frac{\partial^2\sigma_{fi}}{\partial x^2} + \frac{2}{r_{fi}}\frac{\partial\tau_0}{\partial x} = 0 \quad (15)$$

円柱体セル中心から外周部までの断面半径を式(16)で表し、図 3 中に示した円柱体単位セル外周部変位場 $v(x) \rightarrow R_{fi}$ と界面変位場 $u(x) \rightarrow r_{fi}$ とした時の作用位置で、微小区間 dx の界面せん断応力 $\partial\tau_0$ は、式(17)になる。

$$R_{fi} = r_{fi} + tc \quad (16)$$

$$\left. \begin{aligned} \tau_0 &= \frac{E_m}{2(1+\nu_m)} \frac{v-u}{r_{fi} \ln\left(\frac{R_{fi}}{r_{fi}}\right)} \quad ; \quad v \rightarrow R_{fi}, u \rightarrow r_{fi} \\ \frac{\partial\tau_0}{\partial x} &= \frac{E_m}{2(1+\nu_m)} \frac{1}{r_{fi} \ln\left(\frac{R_{fi}}{r_{fi}}\right)} \left(\varepsilon_m - \frac{\sigma_{fi}}{E_{fi}} \right) \end{aligned} \right\} \quad (17)$$

式(15)に式(17)を代入し、 $x=0$ かつ $x=k_i l_{fi}$ で $\sigma_{fi}=0$ の境界条件から、 σ_{fi} を解くと式(18)になる。なお、 E_{fi} は各繊維のヤング率とした。

$$\sigma_{fi} = E_{fi} \cdot \varepsilon_m \left\{ 1 - \frac{\cosh\left(\beta_i \left(\frac{k_i l_{fi}}{2r_{fi}} - 2x\right)\right)}{\cosh\left(\beta_i \frac{k_i l_{fi}}{2r_{fi}}\right)} \right\} \quad (18)$$

ここに、

$$\beta_i = \sqrt{\frac{E_m}{(1+\nu_m)E_{fi} \cdot \ln\left(\frac{R_{fi}}{r_{fi}}\right)}}$$

図4 単位セルの伸縮変形力学モデル

自由ゾーンの軸力が0とすると、繊維断面で受ける力とマトリクス断面全体で受ける力が釣り合うので式(19)となる。ここで、繊維拘束ゾーンのマトリクス断面全体で受ける力を、式(20)のマトリクス平均引張応力 $\langle\sigma_m\rangle_{fi}$ で定義すると、 $\langle\sigma_m\rangle_{fi}$ は σ_{fi} で表される。収縮変形モデルでは、クリープを考慮し、 E_m を E_m' に置き換えた式(18)を代入すると式(21)を得る。

$$\sigma_{fi} A_{fi} + 2\pi \int_{r_{fi}}^{R_{fi}} \sigma_m r dr = 0 \quad (19)$$

$$\langle\sigma_m\rangle_{fi} A_{mi} = 2\pi \int_{r_{fi}}^{R_{fi}} \sigma_m r dr \quad ; \quad \langle\sigma_m\rangle_{fi} = \frac{-A_{fi}}{A_{mi}} \sigma_{fi} \quad (20)$$

$$\langle\sigma_m\rangle_{fi} = \frac{A_{fi}}{A_{mi}} E_{fi} \varepsilon_m \left\{ 1 - \frac{\cosh\left(\beta_i \left(\frac{k_i l_{fi}}{2r_{fi}} - 2x\right)\right)}{\cosh\left(\beta_i \frac{k_i l_{fi}}{2r_{fi}}\right)} \right\} \quad (21)$$

$$\text{ここに、} \frac{A_{fi}}{A_{mi}} = \frac{\pi r_{fi}^2}{\pi (r_{fi} + tc)^2 - \pi r_{fi}^2} = \frac{r_{fi}^2}{tc(tc + 2r_{fi})}$$

各繊維について、式(21)を式(13)に代入し、積分を実行すると式(22)を得て、単位セル歪 ε_{cella} と ε_{cellb} が求まる。

$$\varepsilon_{celli} = \varepsilon_m - \varepsilon_m \cdot \frac{1}{(l_{fi} + 2tc)} \frac{E_{fi}}{E_m'} \frac{A_{fi}}{A_{mi}} \cdot k_i \cdot l_{fi} \times \left\{ 1 - \frac{2r_{fi}}{k_i \cdot l_{fi} \cdot \beta_i} \tanh\left(\beta_i \frac{k_i \cdot l_{fi}}{2r_{fi}}\right) \right\} \quad (22)$$

この繊維補強単位セルの力学挙動は、繊維配向を考慮した繊維拘束ゾーンと単位セル全体で考えた。まず、力や変形を負担する繊維拘束ゾーンの有効長さは、繊維がランダム配向されていた場合、実際の繊維長よりも短くなる。今回の余剰マトリクスによる円柱体セルモデルでは、単位セルの全体長は変化せず、繊維拘束ゾーンが短くなった分、自由ゾーンが長くなると考える。そのため、力学モデルに対する繊維配向の影響は、繊維長 l_{fi} に配向係数 k_i を掛けた $k_i \cdot l_{fi}$ で対応する。ここでは、 k_i を既往文献⁴⁾に習って1次元配向を1、2次元ランダム配向を $2/\pi$ 、3次元ランダム配向を0.5と考える。そして、繊維拘束ゾーン cellr を繊維と余剰マトリクスの2相並列モデル化して、各構成材の体積率を式(23)で、弾性率を構成式(24)で定量した。

$$V_{cellrfi} = \pi r_{fi}^2 k_i l_{fi} \quad ; \quad V_{cellri} = \pi (r_{fi} + tc)^2 k_i l_{fi} \quad (23)$$

$$V_{cellrmi} = V_{cellri} - V_{cellrfi}$$

$$E_{cellri} = E_{fi} \frac{V_{cellrfi}}{V_{cellri}} + E_m' \frac{V_{cellrmi}}{V_{cellri}} \quad (24)$$

単位セル全体は、自由ゾーンと繊維拘束ゾーンを2相直列モデル化し、各構成材の体積率を式(25)で、弾性率を構成式(26)で定量した。

$$V_{cellui} = \pi(r_{fi} + tc)^2(l_{fi} + 2tc) \quad ; \quad V_{cellmi} = V_{cellui} - V_{cellri} \quad (25)$$

$$E_{celli} = \left(\frac{1}{E_{cellri}} \frac{V_{cellri}}{V_{cellui}} + \frac{1}{E'_m} \frac{V_{cellmi}}{V_{cellui}} \right)^{-1} \quad (26)$$

2.5 HFCc および HFCm の力学挙動の複合則モデル化

図5にHFCcの複合則モデルを示す。力学挙動は、Hashin-HansenモデルによるHFCmと粗骨材gの2相複合則モデル⁵⁾によって、各相の体積率から、歪構成式(27)とHFCcの弾性率構成式(28)を得て、拘束応力を式(29)で定量した。

$$\varepsilon_{HFCc} = \varepsilon_{HFCm} \frac{\left\{ 1 - (1 - m_g n_g) \frac{V_g}{V_{HFCc}} \right\} \left\{ n_g + 1 - (n_g - 1) \frac{V_g}{V_{HFCc}} \right\}}{n_g + 1 + (n_g - 1) \frac{V_g}{V_{HFCc}}} \quad (27)$$

$$E_{HFCc} = E_{HFCm} \frac{n_g + 1 + (n_g - 1) \frac{V_g}{V_{HFCc}}}{n_g + 1 - (n_g - 1) \frac{V_g}{V_{HFCc}}} \quad (28)$$

$$\sigma_{rHFCc} = \varepsilon_{HFCc} \cdot E_{HFCc} \quad (29)$$

ここに、 $n_g = E_g / E_{HFCm}$, $m_g = \varepsilon_g / \varepsilon_{HFCm}$

ここで、粗骨材gの自由収縮歪 ε_g とヤング率 E_g は、寺西らの既往の研究から式(30)を引用した⁶⁾。

$$\varepsilon_g(t) = \frac{t}{R_a R_s (0.322 \cdot W/C + 4.77) + t} \varepsilon_{g\infty} \quad (30)$$

ここに、 $t: 20^\circ\text{C} 60\% \text{RH}$ 乾燥期間(日), $E_g = 60 \text{GPa}$, $\varepsilon_{g\infty} = 180 \times 10^{-6}$,

$$R_a = 0.22, \quad R_s = 3.29 \log \left(\frac{V}{S} \right) + 1.17, \quad \frac{V}{S} = \frac{10 \cdot 10 \cdot 40}{40 \cdot 40} = 2.5 \text{cm}$$

また、図6にHFCmの複合則モデルを示す。力学挙動は、繊維複合状態をマトリクスと等価なセル集合体として考え、寺西らの3相複合則モデルによって、歪構成式(31)とHFCmの弾性率構成式(32)を得て、拘束応力を式(33)で定量した。

$$\varepsilon_{HFCm} = \varepsilon_m \frac{1 - (1 - m_a n_a) \left(\frac{V_{mea} + V_{fa}}{V_{HFCm}} \right) - (1 - m_b n_b) \left(\frac{V_{meb} + V_{fb}}{V_{HFCm}} \right)}{n_{HFCm}} \quad (31)$$

$$n_{HFCm} = ER \frac{E_{HFCm}(t)}{E'_m(t)} \left(1 + \frac{2(n_a - 1) \frac{V_{mea} + V_{fa}}{V_{HFCm}}}{n_a + 1 - (n_a - 1) \left(\frac{V_{mea} + V_{fa}}{V_{HFCm}} + \frac{V_{meb} + V_{fb}}{V_{HFCm}} \right)} + \frac{2(n_b - 1) \frac{V_{meb} + V_{fb}}{V_{HFCm}}}{n_b + 1 - (n_b - 1) \left(\frac{V_{mea} + V_{fa}}{V_{HFCm}} + \frac{V_{meb} + V_{fb}}{V_{HFCm}} \right)} \right) \quad (32)$$

$$\sigma_{rHFCm} = \varepsilon_{HFCm} \cdot ER \cdot E_{HFCm} \quad (33)$$

ここに、 $n_a = E_{cella}(t) / E'_m(t)$, $n_b = E_{cellb}(t) / E'_m(t)$

$$m_a = \varepsilon_{cella}(t) / \varepsilon_m(t), \quad m_b = \varepsilon_{cellb}(t) / \varepsilon_m(t)$$

ここで、式(32)中のパラメータERは、各相の構成材の体積を考慮した複合則モデル適用に対して、不整合な場合のパラメータとして設定した。例えば、各相の構成材を練り混ぜて製造したとき、連行空気等の影響で弾性率の低下が予想されるが、この空気相を複合時の構成材として反映していないと複合則モデル解析の精度が低下することもある。複合則モデルが適切な状況では、通常ER=1とすればよい。

図5 HFCcの2相複合則モデル

図6 HFCmの3相複合則モデル

図7 HFCの若材齢からの収縮特性のモデル

表1 完全拘束実験の使用材料および調査条件

(a) 使用材料の品質							
セメントc	普通ポルトランドセメント, 3.16g/cm ³						
シリカフュームsf	2.2g/cm ³						
細骨材s	鬼怒川産川砂, 表乾密度2.58g/cm ³ , f.m.=2.6						
粗骨材g	硬質砂岩碎石, 表乾密度2.66g/cm ³ , 最大寸法20mm						
化学混和剤sp	ポリカルボン酸系高性能減水剤, 1.1g/cm ³						
(b) PVA繊維の品質							
PVA繊維種類	長さmm	直径mm	密度g/cm ³	引張強度GPa	繊維ヤング率GPa	特性表面積mm ² /mm ³	繊維実積率%
fa	3	0.2	1.3	0.91	29.4	20.67	33.05
fd	30	0.4	1.3	0.9	29	10.07	9.20
ハ(7リット)時の繊維実積率Gfab(%)							
vfdr/vfar<0.7 ; Gfad=-17.971(vfbr/vfar)+34.08 vfdr/vfar>=0.7 ; Gfad=8.6034(vfbr/vfar)+9.19							
(c) 調査条件							
共通条件		w/c=0.2, w/(c+sf)=0.18, s置換率=10wt%*c, sp置換率=3wt%*c, 設計空気量=1vol%*conc					
調査種類	細骨材率s/a	細骨材モル容積比s/mor	細骨材混入率vol%*conc	粗骨材混入率vol%*conc	繊維混入率vol%*hfcc		
					vfbr	vfar	
HFCm	m60	100	40	40	0	0	
HFCm	hfc60	100	40	40	0	1.5	
HFCc	matrix-c	41.6	35.1	23.5	33	0	
HFCc	hfc-c	41.6	35.1	23.5	33	0.3	

2.6 HFCの若材齢からの収縮特性のモデル化

図7に各モデルの歪を t_r の時間関数で表示した。これで、繊維の寸法やヤング率や混合条件を反映したHFCの若材齢からの完全拘束時の収縮力学挙動が定量評価できる。

3. HFCの完全拘束時の収縮力学挙動の検討

3.1 HFCの完全拘束実験の概要

新たに提案したHFC収縮力学モデルの解析結果を、実際の完全拘束実験結果と比較検証する。表1に完全拘束実験の使用材料および調査条件を示す。繊維は繊維長さ3mmおよび30mmのPVA(ポリビニルアルコール)繊維を使用した。

図8 完全拘束実験の概要
(a) 試験機全体写真
(b) 拘束試験機概要図

図9 ヤング率におけるERの対応

実験は図8に示す拘束試験機により行った。この実験で用いている試験機は筆者らが独自に開発した⁷⁾もので、既存の収縮ひび割れ試験機を参考に、ACサーボを介したボールスクリュージャッキ載荷の拘束変形試験機である。これは、モニタ試験体により、自由収縮を計測し、その自由収縮量に応じた変形量を、コントローラーに入力し、ACサーボ制御によって、拘束試験体の拘束に対応する伸長変形量を与え、その時の作用応力をロードセルで直接計測する方法を採用している。ここで、モニタ試験体の自由収縮量そのものを、拘束試験体の伸長変形量とした場合、完全拘束となる。また、温湿度制御装置を導入し、設定値から、試験条件を温度については約 $\pm 1^{\circ}\text{C}$ 、湿度については約 $\pm 5\%\text{RH}$ で推移させることが可能である。

実験は、 $20^{\circ}\text{C}60\%\text{RH}$ 条件下において行い、注水から24時間後に載荷を開始した。完全拘束試験および自由収縮モニタに各1本ずつ試験体を提供し、拘束引張応力ならびに自由収縮歪（拘束引張歪）を測定した。実験時の計測変位は、試験体両脇に取り付けた変位計を用い、取付け基準長240mmから歪に換算した。比較用の実験値については、HFCmは文献¹⁾のm60とhfc60を、HFCcは文献²⁾のmatrix-cとhfc-cの結果を用いた。HFCcのモルタルは、HFCmのモルタルより細骨材混入量が若干少ないが、同等とみなし、m60の結果を解析に反映させた。

3.2 HFCの完全拘束時の解析条件の概要

解析条件について、HFCmとHFCc共通のモルタルのヤング率とクリープ係数の経時変化は、拘束材齢 t_r により、文献^{1),8)}のモルタルのヤング率と拘束引張応力の実測値に対応するよう回帰し、式(34)および式(35)で定量化した。

$$E_m(t_r) = 41000 \sqrt{\exp\left\{0.4\left(1 - \sqrt{\frac{28}{t_r/24}}\right)\right\}} \quad (34)$$

$$\phi_m(t_r) = \frac{1.8}{0.5 \ln(t_r/24)} \quad (35)$$

また、式(9)中の調整パラメータERの設定を次のように考えた。

図10 HFCmの完全拘束挙動の実験結果と解析結果の比較

図11 HFCcの完全拘束挙動の実験結果と解析結果の比較

PVA短繊維を混入した繊維補強セメント系複合体の実測ヤング率について、繊維混入率の増加とともに低下し、また、曲げ剛性も低下している⁹⁾。PVA繊維のヤング率は、若材齢モルタルより高く、複合則が成り立つ場合、低下は考えられない。文献¹⁰⁾で様々な短繊維補強セメント系複合体の製造時の連行空気量を調査した結果、繊維混入率の増加とともに、空気量も増加する結果を得た。そこで、文献^{9),10)}の結果を、ERのモデル化に適用し、式(36)を得た。図9にヤング率におけるERの対応結果を示す。繊維混入によって、ヤング率が低減する状態が得られた。

$$ER = \frac{E_{HFCm}(t_r)}{E_m(t_r)} = \frac{1}{23921} \left\{ -52168(v_{far} + v_{fbr}) + 23921 \right\} \quad (36)$$

さらに、モルタルの自由収縮歪の経時変化は、m60に対応するよう、回帰式(37)を得た。

$$\epsilon_m(t_r) = \frac{440 \cdot t_r}{49 + t_r} \cdot 10^{-6} \quad (37)$$

3.3 HFCの完全拘束時の収縮力学挙動の実測値と解析値の比較

図10にHFCmの完全拘束時の収縮力学挙動の解析結果を実験結果とともに示す。ER=1のハイブリッド・ファイバー補強時の自由収縮歪と拘束引張応力は、実験結果と若干乖離している。適切なERの設定（ここでは式(36)より0.9）により、歪と応力とも実験結果とほぼ同じ状況を得た。ER=1の時は、歪と応力とも経時変化がモルタルとあまり変わらなかったが、モルタルの破壊強度（約3~3.5MPa）よりも、少し破壊強度が向上（約3.5~4MPa）していることから、微小繊維による微細ひび割れ損傷蓄積の抑制によって、破壊材齢の遅延が説明できる。ERが絡むと、収縮抑制が強まる分、拘束応力の発現がより小さくなり、巻き込み空気量などの混入に伴う複合体組織構造の弱体化よりも、拘束応力低下の影響が強く現れ、破壊材齢が遅延すると考えられる。

図11にHFCcの完全拘束挙動の解析結果を、実験結果とともに示す。収縮歪は、繊維補強有無に関わらず実験値とほぼ同じになった。モルタルマトリックスのER考慮は、HFCcの収縮歪よりも拘束応力に

表2 HFCの完全拘束挙動のパラメトリック解析条件

(a) 繊維条件

基準は、	繊維種類	fa	fb	fc	fd
PVA繊維	長さmm	3	3	6	30
を対象	直径mm	0.2	0.4	0.04	0.4
ハイブリッド繊維実積率Gf(%)					
fa+fd	表-1(b)参照				
fb+fd	vfd _r /vf _{br} <0.55 ; Gfbd=-48.636(vfd _r /vf _{br})+49.75 vfd _r /vf _{br} ≥0.55 ; Gfbd=7.5879(vf _{br} /vfd _r)+9.19				
fc+fd	vfd _r /vf _{cr} <1 ; Gfcd=-3.1471(vfd _r /vf _{cr})+7.8978 vfd _r /vf _{cr} ≥1 ; Gfcd=-1.9229(vf _{cr} /vfd _r)+6.7709				

(b) 解析条件

解析種類	繊維混入率 vol%*HFC	繊維ヤング率 GPa	繊維寸法 組み合わせ	モルタル有効弾性率 の比率
解析1	0+0, 3+0.5, 6+0.5	29	fa+fd	1
解析2	3+0.5	2.9, 29, 290	fa+fd	1
解析3	3+0.5	29	fa+fd, fb+fd, fc+fd	1
解析4	3+0.5	29	fa+fd	0.9, 1, 1.1

影響することがわかった。また、粗骨材混合時の HFCc の収縮歪と拘束応力の経時変化は定量評価できた。

3.4 HFCの完全拘束時の収縮力学挙動のパラメトリック解析結果

表2にHFCの完全拘束時の収縮力学挙動のパラメトリック解析の条件を示す。解析は全部で4条件とした。解析1は繊維混入率、解析2は繊維ヤング率、解析3は繊維寸法、解析4はモルタル有効弾性率(ERに対応)をそれぞれ変化させた。解析結果を図12に示す。

解析1で繊維混入率を変化させたところ、拘束引張応力、自由収縮歪の挙動ともに大きな違いは見られなかった。解析2で繊維ヤング率のみ変化させると、拘束引張応力よりも自由収縮歪の挙動が大きく変化した。解析3で繊維寸法を変化させたが、拘束引張応力、自由収縮歪の挙動に大きな変化は見られなかった。解析4でマトリクスとなるモルタルヤング率のみ変えたところ、自由収縮歪よりも拘束引張応力の挙動が大きく変化した。

これらの解析結果より、例えば、タイル等の建築仕上材を貼り付けるために、左官材料にHFCを利用することを考えると、下地の収縮挙動によってタイル等が剥落しないように、HFC中の繊維ヤング率をパラメータとして、収縮歪を制御するHFCの材料設計を施すと良いことがわかる。このことは、文献¹¹⁾の変形追従試験結果からも読み取れる。また、構造躯体に収縮ひび割れを発生させないようにするには、HFC中のマトリクスのヤング率をパラメータとして、拘束応力を制御するHFCの材料設計を施すと良いことがわかる。

以上より、収縮ひび割れ抵抗性を向上させるハイブリッド・ファイバー補強の状況を把握できた。また、様々な繊維補強条件(繊維ヤング率、繊維長、繊維径、繊維混入率)や粗骨材混入による多種のHFCの拘束収縮力学特性が定量評価可能となり、収縮ひび割れ抵抗性に優れたHFCの開発に有用なツールを提案できた。今後、破壊基準のモデル化や実験による実証を行いたい。

4. 結論

本研究は、微小繊維と短繊維と粗骨材を混合したハイブリッド・ファイバー・コンクリートについて、新たに収縮力学モデルを考案し、若材齢からの完全拘束による収縮力学挙動を検討した。その結果、以下のことが示された。

図12 HFC拘束挙動のパラメトリック解析結果

(1) モルタルをマトリクスとしたハイブリッド・ファイバー補強効果を、モルタルのクリープを考慮した有効弾性率発現に基づき、繊維寸法と余剰マトリクスモデルとシアラグモデルの2相並列・直列の混合モデルによる単位セルで定量化できた。

(2) 提案手法による収縮力学挙動のパラメトリック解析結果から、繊維ヤング率のみ変えると、拘束応力よりも収縮歪が大きく変化し、モルタルヤング率のみ変えると、収縮歪よりも拘束応力が大きく変化していることが明らかになった。これらの知見は、各種の材料設計に有益である。

謝辞

本研究の一部は、平成17・18年度文部科学省科学研究費補助金、若手研究B(課題番号:17760448,研究代表者:中村成春)、並びに財団法人トステム建材産業振興財団平成17年度(第14回)研究助成金の助成を受けました。また、実験計測技術について宇都宮大学

工学部技術部技術専門職員の金子和人氏に有益な助言を頂きました。
ここに記して、深く謝意を表します。

参考文献

- 1) 小島一樹, 中村成春, 野俣善則, 佐藤豊, 金子和人: ハイブリッド・ファイバー・コンクリートの拘束収縮変形特性 ―完全拘束実験と収縮変形力学モデル化の検討―, 日本建築学会大会学術講演梗概集 (関東), A-1, pp.311-312, 2006.9
- 2) 小島一樹, 中村成春: 拘束収縮下におけるハイブリッド・ファイバー・コンクリートの若材齢引張力学特性, コンクリート工学年次論文集, Vol.29, No.1, pp.627-632, 2007.7
- 3) 土木学会: 2002 年制定 コンクリート標準示方書 [施工編], p.53, 2002
- 4) 真島光保, 幸左賢二, 大野定俊: 繊維補強セメント/コンクリート複合材料, 技報堂出版, pp.83-87, 1994.5
- 5) 江口清, 寺西浩司: 複合モデルを基盤としたコンクリートの乾燥収縮予測式, 日本建築学会構造系論文集, No.557, pp.15-22, 2002.7
- 6) 寺西浩司, 佐藤嘉昭: 複合モデルを基盤としたコンクリートの乾燥収縮予測式 ―3 相モデルへの展開および外的要因影響の考慮―, 日本建築学会構造系論文集, No.602, pp.21-28, 2006.4
- 7) 中村成春, 有馬文昭, 高瀬憲克, 榊田佳寛, 小西敏正: セメント系複合材料に対する多機能型拘束試験機の開発, 日本建築学会大会学術講演梗概集 (北海道), A-1, pp.291-292, 2004.8
- 8) 中野麻子, 中村成春, 榊田佳寛, 小西敏正, Shayda ALSHARIF: PVA 繊維を使用したハイブリッド・ファイバー・コンクリートの拘束収縮ひび割れ特性 ―その 2 繊維補強効果とひび割れ特性―, 日本建築学会大会学術講演梗概集 (近畿), A-1, pp.63-64, 2005.9
- 9) 中村成春: 多様な組み合わせの PVA 繊維を使用したハイブリッド・ファイバー・コンクリートの曲げ破壊時の破壊進行領域に関する一考察, 日本建築学会大会学術講演梗概集 (関東), A-1, pp.291-292, 2006.9
- 10) 中村成春, 榊田佳寛, 小西敏正, 郡公子: 等価介在物理論に基づくセメント系複合材料の熱伝導解析, 日本建築学会構造系論文集, No.552, pp.23-30, 2002.2
- 11) 名知博司, 小野正: タイル直張り仕上げのひずみ追従性に及ぼすスタイル要因の影響, 日本建築学会構造系論文集, No.563, pp.15-22, 2003.1

(2007年10月10日原稿受理, 2008年1月23日採用決定)