

論文 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に及ぼす乾燥の影響

中村 成春^{*1}

要旨：本研究は、繊維長さがマイクロとマクロの PVA 繊維を使用したハイブリッド・ファイバー・コンクリートについて、収縮変形に対するハイブリッド・ファイバー補強効果を、理論及び乾燥条件を変えた完全拘束実験から検討した。理論検討結果より、繊維をハイブリッド状態として、余剰マトリクスモデルに基づく厳密な繊維間分散距離とシアラグ理論を応用した収縮変形力学モデルを新たに構築・提案し、ハイブリッド・ファイバー補強が及ぼす収縮抑制を定量化した。また、完全拘束実験結果より、今回のハイブリッド・ファイバー補強分の拘束効果自体はかなり強い拘束で、乾燥が及ぼす影響は少なかったことを示した。

キーワード：繊維補強, 拘束, 収縮, ひび割れ, 乾燥, 余剰マトリクス, シアラグ理論

1. はじめに

RC 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一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。本研究は、繊維長さが 10mm 未満のマイクロとそれ以上のマクロの PVA(ポリビニルアルコール)繊維を使用したハイブリッド・ファイバー・コンクリート(以下、HFC)^{1~3)}について、拘束時の拘束応力発生源となる収縮変形挙動に対するハイブリッド・ファイバー補強効果を、理論及び乾燥条件を変えた完全拘束実験⁴⁾から検討した。

2. 収縮変形に対するハイブリッド・ファイバー補強効果の定量化

2.1 収縮変形に対する繊維補強効果の検討状況

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⁵⁾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、高い場合^{5,6)}と低い場合⁷⁾等まちまちで、その根拠や機構があいまいである。まずコンクリート中の骨材について、複合則理論

からセメントペースト等のマトリクスの収縮変形を拘束する収縮抑制が検討されている⁸⁾が、骨材混入量が多いことによるマトリクスの相対的希釈に伴う変形低減の影響が大きく、骨材自体の変形抑制効果は小さい報告がある⁹⁾。繊維補強手法は、繊維混入量が骨材混入量と比べて格段に少ないながら、変形抑制効果が現れる場合が多々あり、その根拠や機構を明確にすることは重要である。複合材料の解説書^{10,11)}によれば、繊維とマトリクスの複合変形挙動はシアラグ理論が有名で、繊維補強コンクリートの収縮特性についても検討されている^{12,13)}が、そのモデル化にあたって、繊維間分散距離の定量等に問題があり、また複数種類の繊維によるハイブリッド・ファイバー補強の対応はなされていない。

2.2 繊維間分散距離のモデル化

シアラグ理論は、繊維 1 本をマトリクスで包み込んだ単位セルの微視的力学モデルで構成され、力学的つり合いの根拠となる単位セル寸法を規定するための繊維補強時の繊維間分散距離の定量が重要である。

Mangat ら¹²⁾は、繊維補強コンクリートについて、角柱体単位セルの集合体を考え、各角柱体セル寸法から繊維間分散距離を評価した。しか

*1 宇都宮大学 工学部建設学科建築学講座助教授 博(工) (正会員)

し、その繊維間分散距離を適用して繊維とマトリクスの複合変形挙動を力学モデル化した時、円柱体セルを定義し、モデル不整合がある。また界面せん断強度の力学モデル化ができておらず、収縮変形挙動の合理的な予測ができない。

Zhang ら¹³⁾は、Mangat らのモデル不整合を円柱体セルで統一して解消し、また微分を利用して界面せん断応力の項を消去し、繊維応力のみで取り扱うことで、収縮変形予測式を提案した。しかし、繊維分を除いて単位セル寸法となる繊維間分散距離を求めていたのに対して、力学モデル化では、単位セル寸法が繊維径を含めて規定されており、繊維径分のモデル不整合がある。

筆者は、HFC のフレッシュ時の流動特性を定量するため、繊維間分散距離と同義の余剰マトリクス膜厚 tm を評価した^{1,2,3)}。しかし、 tm は余剰マトリクス容量を繊維の総表面積で除した指標値のため、厳密に繊維 1 本を包み込んだ単位セルを構成した寸法ではない。そこで、余剰マトリクス膜厚 tm の考え方を踏まえた円柱膜厚 tc による円柱体セルを検討・評価した。図-1 に余剰マトリクスモデルを、図-2 に円柱膜厚 tc による円柱体単位セルモデルを示す。繊維 fa と繊維 fb のハイブリッド状態を考えている。

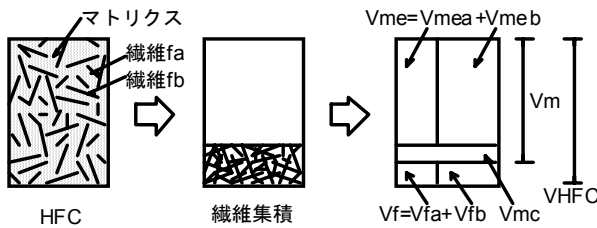


図-1 HFC の余剰マトリクスモデル

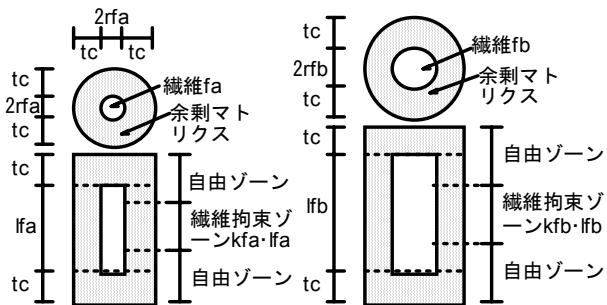


図-2 円柱膜厚 tc の円柱体単位セルモデル

HFC 容積 V_{HFC} は式(1)(2)の構成とし、 $V_{HFC}=1$ の時、単位量計算になる。下付添字 m : マトリクス, f : 繊維, a or b : 繊維種類, me : 余剰マトリクス, mc : 拘束マトリクスとする。

$$V_{HFC} = V_m + V_f ; V_m = V_{me} + V_{mc} ; V_f = V_{fa} + V_{fb} \quad (1)$$

$$V_{me} = V_{HFC} - (V_{mc} + V_{fa} + V_{fb}) = V_{mea} + V_{meb} \quad (2)$$

ハイブリッド時の繊維実積率 $G_{fab}(\%)$ が既知の時、繊維量と拘束マトリクス量は式(3)の関係にある。文献^{1,2,3)}では、この関係を誤記していたため、ここに訂正する。なお、現状では、繊維実積率の試験方法はなく、骨材の実積率試験方法を準用した。文献¹⁴⁾でも同様な状況にある。

$$(V_{mc} + V_{fa} + V_{fb}) \cdot \frac{G_{fab}}{100} = V_{fa} + V_{fb} \quad (3)$$

繊維量 V_{fa} と V_{fb} は、式(4)(5)(6)のように、 V_{HFC} に対する繊維混入率 v_{far} と v_{fbr} , 繊維本数 N_{fa} と N_{fb} で規定でき、単位セル1個の容量 v_{ua} と v_{ub} は、1本の繊維容積 v_{fa} と v_{fb} , 円柱膜厚 tc に応じた余剰マトリクス量 v_{mea} と v_{meb} で表される。

$$V_{fa} = V_{HFC} \cdot v_{far} = v_{fa} \cdot N_{fa} ; v_{ua} = v_{mea} + v_{fa} \quad (4)$$

$$V_{fb} = V_{HFC} \cdot v_{fbr} = v_{fb} \cdot N_{fb} ; v_{ub} = v_{meb} + v_{fb} \quad (5)$$

$$V_{mea} = v_{mea} \cdot N_{fa} ; V_{meb} = v_{meb} \cdot N_{fb} \quad (6)$$

このため、式(7)(8)の単位セル全体の余剰マトリクス量 V_{mea} と V_{meb} が、 V_{HFC} の構成から得た V_{mea} と V_{meb} につり合うよう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による繊維間分散距離が評価できる。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} から式(9)のつり合いをとって tc で整理し、式(10)の tc に関する3次方程式を得て、 tc が求まる。

$$V_{mea} = v_{mea} \cdot N_{fa} = (v_{ua} - v_{fa}) \cdot N_{fa} = \left\{ \frac{(r_{fa} + tc)^2 \cdot (l_{fa} + 2 \cdot tc)}{r_{fa}^2 \cdot l_{fa}} - 1 \right\} \cdot v_{far} \cdot V_{HFC} \quad (7)$$

$$V_{meb} = v_{meb} \cdot N_{fb} = (v_{ub} - v_{fb}) \cdot N_{fb} = \left\{ \frac{(r_{fb} + tc)^2 \cdot (l_{fb} + 2 \cdot tc)}{r_{fb}^2 \cdot l_{fb}} - 1 \right\} \cdot v_{fbr} \cdot V_{HFC} \quad (8)$$

$$V_{me} = V_{mea} + V_{meb} = V_{HFC} - (V_{mc} + V_{fa} + V_{fb}) = \left\{ 1 - (v_{far} + v_{fbr}) \cdot \frac{100}{G_{fab}} \right\} \cdot V_{HFC} \quad (9)$$

$$\begin{aligned}
& (2r_{fa}^2 l_{fa} v_{fbr} + 2r_{fb}^2 l_{fb} v_{far}) tc^3 \\
& + (l_{fa} r_{fb}^2 l_{fb} v_{far} + 4r_{fa} r_{fb}^2 l_{fb} v_{far} \\
& + l_{fb} r_{fa}^2 l_{fa} v_{fbr} + 4r_{fa}^2 l_{fa} v_{fbr} r_{fb}) tc^2 \\
& + (2r_{fa}^2 l_{fa} r_{fb}^2 l_{fb} v_{far} + 2r_{fa}^2 r_{fb}^2 l_{fb} v_{far} \\
& + 2r_{fa}^2 l_{fa} r_{fb}^2 l_{fb} v_{fbr} + 2r_{fa}^2 l_{fa} r_{fb}^2 v_{fbr}) tc \\
& - r_{fa}^2 l_{fa} r_{fb}^2 l_{fb} + r_{fa}^2 l_{fa} r_{fb}^2 l_{fb} (v_{far} + v_{fbr}) \frac{100}{G_{fab}} \\
& = 0
\end{aligned} \tag{10}$$

2.3 収縮変形に対するハイブリッド・ファイバー補強の力学モデル化

図-3 に円柱体単位セルによるハイブリッド・ファイバー補強の収縮変形力学モデルを示す。繊維とマトリクスと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、マトリクスが一様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られる。

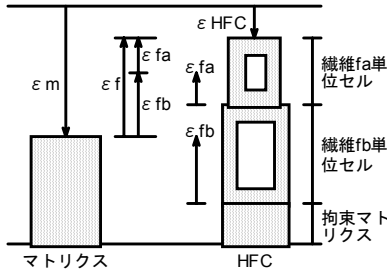


図-3 円柱体単位セルの収縮変形力学モデル

繊維がハイブリッド状態の HFC の自由収縮歪 ε_{HFC} は、式(11)のように、各繊維による伸び歪 ε_{fa} と ε_{fb} を、マトリクスの自由収縮歪 ε_m から差し引いた分と考える。ここで、各繊維による伸び歪は、式(12)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全体長 $l_{fa}+2tc$ と $l_{fb}+2tc$ から、繊維拘束ゾーンのマトリクスに作用する平均引張応力 $\langle \sigma_m \rangle_{fa}$ と $\langle \sigma_m \rangle_{fb}$ に対する伸び量から求められる。 $\langle \sigma_m \rangle_{fa}$ や $\langle \sigma_m \rangle_{fb}$ は、単位セル寸法に応じたシアラグ理論解^{例えは 10,11,13}となる繊維に作用する引張応力 σ_{fa} や σ_{fb} から、式(13)が導出できる(付録参照)。以下、繊維 fa と fb の種類違い

のみの時は、 $i = a$ or b と表示する。

また、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^{例えは 15}。今回の余剰マトリクスによる円柱体セルモデルでは、繊維拘束ゾーンが短くなった分、単位セル全体長はそのまま、自由ゾーンが長くなるを考える。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^{例えは 12,13,15}。ここでは k_i を、文献¹³) にならって 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。

なお、 E_{fi} は各繊維のヤング率、 E_m と ν_m はマトリクスのヤング率とポアソン比=0.2 とし、マトリクスが繊維より持続拘束される観点から、引張力学特性¹⁶) を勘案し、 E_m をマトリクスのクリープ係数 ϕ で表した有効ヤング率 E_m' で対応する。

$$\varepsilon_{HFC} = \varepsilon_m - \varepsilon_f = \varepsilon_m - \varepsilon_{fa} - \varepsilon_{fb} \tag{11}$$

$$\varepsilon_{fi} = \frac{V_{mei}}{V_{HFC}} \frac{1}{(l_{fi} + 2tc)} \int_0^{k_i l_{fi}} \frac{\langle \sigma_m \rangle_{fi}}{E_m'} dx; i = a \text{ or } b \tag{12}$$

$$\text{ここで、} E_m' = \frac{E_m}{(1 + \phi)}$$

$$\langle \sigma_m \rangle_{fi} = \frac{A_{fi}}{A_{mi}} E_{fi} \varepsilon_m \left\{ 1 - \frac{\cosh \left(\beta_i \left(\frac{k_i l_{fi} - 2x}{2r_{fi}} \right) \right)}{\cosh \left(\beta_i \frac{k_i l_{fi}}{2r_{fi}} \right)} \right\} \tag{13}$$

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

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

各繊維について、式(13)を式(12)に代入し、積分を実行すると式(14)を得、 ε_{fa} と ε_{fb} が求まる。

$$\begin{aligned}
\varepsilon_{fi} = & \frac{V_{mei}}{V_{HFC}} \cdot \varepsilon_m \cdot \frac{1}{(l_{fi} + 2tc)} \frac{E_{fi}}{E_m'} \frac{A_{fi}}{A_{mi}} \\
& \times k_i l_{fi} \cdot \left\{ 1 - \frac{2r_{fi}}{k_i l_{fi} \beta_i} \tanh \left(\beta_i \frac{k_i l_{fi}}{2r_{fi}} \right) \right\} \tag{14}
\end{aligned}$$

最後に、繊維 fa と fb に関する式(14)を、式(11)

に代入して解くと ε_{HFC} が求まる。なお、各繊維の ε_{fa} と ε_{fb} は ε_m の比率で表されるため、式(11)を踏まえて、式(15)の収縮比率 shr からハイブリッド・ファイバー補強の拘束効果が定量できる。

$$shr = \frac{\varepsilon_{HFC}}{\varepsilon_m} = 1 - \left(\frac{\varepsilon_{fa} + \varepsilon_{fb}}{\varepsilon_m} \right) \quad (15)$$

2.4 提案モデルと既往研究モデルの比較

文献⁴⁾の完全拘束実験時の条件をもとに、提案したHFC収縮変形力学モデルとZhangらの収縮変形力学モデル¹³⁾を比較した。完全拘束実験では、拘束引張応力の発生源は、自由収縮歪となる。ハイブリッド時の繊維実積率は文献³⁾の結果を適用した。表-1に円柱体単位セル半径 R_{fi} と収縮比率 shr の比較解析結果を示す。マトリクスのクリープを考慮した有効ヤング率を適用すると繊維補強の拘束効果が大きくなり、また、マイクロ繊維を多量混入すると shr が小さく、収縮がより抑制されることが示された。

表-1 収縮変形力学モデルによる円柱体単位セル半径 R_{fi} と収縮比率 shr の比較解析結果

a) 解析入力条件				
繊維種類	PVA繊維	fa	fa'	fb
繊維混入率	vfir	0.065	0.05	0.015
繊維長	lfi mm	3	3	30
繊維径	2rfi mm	0.4	0.4	0.4
繊維ヤング率	Efi MPa	29000	29000	29000
母材ヤング率	Em MPa	25000	25000	25000
母材クリープ係数	ϕ	2	2	2
母材有効ヤング率	Em' MPa	8333	8333	8333
母材ポアソン比	νm	0.2	0.2	0.2
繊維配向	ki 3Dランダム	0.5	0.5	0.5
繊維実積率	Gfi %	49.75	49.75	9.19
ハイブリッド時の繊維実積率Gfab(%)				
vfbr/vfar<0.55 ; Gfab=-48.636(vfbr/vfar)+49.75				
vfbr/vfar>=0.55 ; Gfab=7.5879(vfar/vfbr)+9.19				
b) Zhang & Liモデルの解析結果(母材ヤング率適用)				
単位セル半径	R mm	0.777	0.863	2.047
繊維拘束効果	$\varepsilon f / \varepsilon m$	0.026	0.019	0.008
収縮比率	shr	0.974	0.981	0.992
c) Zhang & Liモデルの解析結果(母材有効ヤング率適用)				
単位セル半径	R mm	0.777	0.863	2.047
繊維拘束効果	$\varepsilon f / \varepsilon m$	0.051	0.037	0.024
収縮比率	shr	0.949	0.963	0.976
d) 提案モデルの解析結果(母材有効ヤング率適用)				
繊維分散距離	tc mm	0.463	0.546	1.248
単位セル半径	Rfi=rfi+tc	0.663	0.746	1.448
繊維拘束効果	$\varepsilon fi / \varepsilon m$	0.051	0.038	0.024
収縮比率	shr	0.949	0.962	0.976
e) 繊維fa+fbのハイブリッド解析結果(母材有効ヤング率適用)				
繊維分散距離	tc mm	0.460		
各単位セル半径	Rfi=rfi+tc mm	0.660		
各繊維拘束効果	$(\varepsilon fa + \varepsilon fb) / \varepsilon m$	0.040		
収縮比率	shr	0.936		

この解析状況は、文献⁴⁾の完全拘束実験でマイクロ繊維が収縮ひび割れ発生を遅延させた状況と合致する。提案モデルとZhangモデルの比較では、単一繊維の場合、単位セル半径に差があるが、 shr はほぼ同じとなった。しかし、提案モデルは、Zhangモデルで評価不能なハイブリッド・ファイバー補強効果を定量でき、これは単位セル半径を余剰マトリクスで定量した結果といえ、Zhangモデルより合理的であることが示された。

3. 乾燥条件を変えた完全拘束実験の概要

実験は、HFCとモルタルマトリクスの2調査とし、実験時の周囲環境を、温湿度制御空調システムを導入し、約20℃一定で、湿度40%RH、60%RH、試験体を封緘した3条件として、ハイブリッド・ファイバー補強の効果を比較検討した。表-2に使用材料の品質及び調査・実験条件を示す。繊維はPVA繊維とし、繊維ヤング率29GPaで、直径0.2mmで長さ3mmのマイクロ繊維faと、直径0.4mmで長さ30mmのマクロ繊維fbの2種類を使用した。なお、HFCのフレッシュ状態は、自己充填状態³⁾を確認している。

実験の基本的事項は文献⁴⁾と同じで、完全拘束試験の前後で静的直接引張試験を行い、引張強度 f_t 、引張ヤング率 E_t 、引張強度時の歪 ε_t を計測した。試験体は、打設直後から打設面をラップした鋼製型枠内にて20℃60%RHの恒温恒湿室で、注水後材齢約23~25時間保管後、脱型した。

表-2 使用材料の品質及び調査・実験条件

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						
シリカフェューム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						
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							
種類	長さ	直径	密度	引張強度	繊維ヤング率	繊維特性	繊維実積率
fa	3	0.2	1.3	0.91	29	20.67	33.05
fb	30	0.4	1.3	0.9	29.4	10.07	9.20
c) 調査条件							
調査種類	W/C (W/B)	SF置換率 wt%+C	S混入率 vol%*m	SP置換率 wt%+C	設計空気量 vol%*m	繊維混入率	
マトリクス	0.2(0.18)	10	40	3	1	0	0
HFC	0.2(0.18)	10	40	3	1	3	1.5
d) 実験条件							
マトリクス	湿度40%RH:m40, 湿度60%RH:m60, 封緘:ms						
HFC	湿度40%RH:hfc40, 湿度60%RH:hfc60, 封緘:hfc5						

完全拘束試験は、所定の環境条件で、脱型直後の注水後材齢 23~25 時間の拘束開始直前に直接引張試験で 1 本を、注水後材齢約 24~28 時間の完全拘束試験時に拘束用 1 本と自由収縮モニタ用 1 本を、完全拘束試験終了後に自由収縮モニタ用 1 本を直接引張試験に供した。完全拘束試験の拘束制御用変形は、試験体ドックボーン部上下の偏断面外側に変位計を取り付け、取り付け基準長 240mm を用いて、歪に換算した。完全拘束及び自由収縮モニタの測定開始材齢は、注水後材齢約 24~28 時間となり、この完全拘束試験開始時点からの材齢を拘束材齢と呼ぶ。

4. 完全拘束実験結果及び考察

4.1 乾燥の影響を検討した直接引張

表-3 に直接引張試験結果を示す。注水材齢 1 日から、静的載荷時に 30~60 分程度を乾燥させただけで、マトリクスは f_t と ϵ_t が小さくなったが、HFC は f_t と ϵ_t にあまり差がなく、マトリクスの封緘状態とほぼ同じになった。注水材齢が長くなって、乾燥し続けた場合、マトリクスの f_t は注水材齢 1 日とほぼ同じか若干低下するが、HFC は同じか増加し、繊維補強に伴う強度低下の抑制が見られる。乾燥下では、試験体中心部と表面部の湿度勾配から表面部にダメージを受けやすく、その欠陥が起因して低荷重下で破壊発生したと考えられる。HFC は、文献⁴⁾の結果も踏まえて、マイクロ繊維が表面部のダメージを架橋効果で抑制し、封緘状態とほぼ同じ潜在的限界値まで耐えたと考えられる。

表-3 直接引張試験結果

実験条件	注水材齢 hr	載荷速度 *1 mm/min	引張強度 ft MPa	引張時の歪 ϵ_t		引張ヤング率 Et *2		備考
				変位計歪 μ	歪ゲージ μ	変位計歪 GPa	歪ゲージ GPa	
m40	24.0	0.001	2.45	131.7	147.9	20.3	15.2	
	71.3	0.001	2.33	113.3	104.0	27.2	19.8	
m60	23.1	0.001	3.15	195.4	194.4	20.2	17.1	
	119.6	0.001	3.27	116.7	136.7	31.0	25.1	
ms	24.0	0.001	3.88	265.8	227.3	14.6	17.9	
	336.9	0.001	3.88	143.3	99.6	24.0	36.5	
hfc40	25.3	0.001	4.04	193.8	179.4	16.8	20.6	
	134.9	0.111	4.26	178.3	135.9	26.3	31.0	*3
hfc60	23.1	0.002	4.16	207.1	195.2	22.0	19.5	
	191.0	0.002	3.77	147.5	102.4	31.8	33.9	
hfcs	25.3	0.002	4.10	202.9	197.3	20.9	21.1	
	458.8	0.002	6.16	193.3	160.3	32.7	38.3	

*1: ftまでの値 *2: 1/3割線法 *3: 載荷速度設定ミス

4.2 乾燥の影響を検討した完全拘束

図-4 に完全拘束試験結果を示す。乾燥条件が厳しいほど、低い拘束歪(=自由収縮歪)かつ拘束応力と短い拘束材齢で、ひび割れ発生しているが、ハイブリッド・ファイバー補強により、ひび割れ発生が遅延している。

そこで、HFC とマトリクスの同一材齢の自由収縮歪から、収縮比率 shr を評価した。図-5 にハイブリッド・ファイバー補強の拘束効果の分析結果を示す。 shr の実測評価値は、乾燥条件にかかわらず、拘束材齢の経過とともに 0.85 程度になり、繊維補強の拘束効果が大きい。提案モデルの解析結果は、材齢に伴う E_m の発現を考慮したが $shr=0.939$ となり、定性的には収縮抑制の拘束効果が評価できている。図-6 に繊維混入率と tc および shr のパラメトリック解析結果を示す。ハイブリッド・ファイバー補強により、収縮抑制性能が向上することを定量化できた。

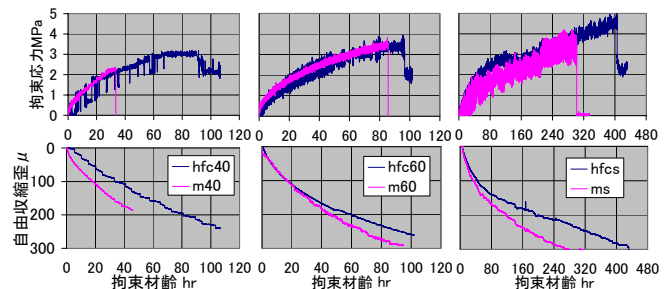


図-4 完全拘束試験の応力-歪・変形結果

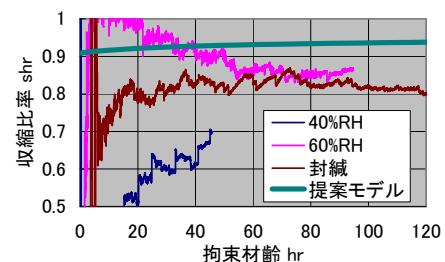


図-5 ハイブリッド・ファイバー補強の拘束効果

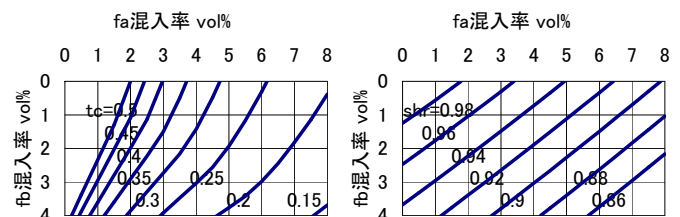


図-6 繊維混入率と tc および shr の関係

5. 結論

PVA 繊維を使用した HFC について、乾燥時の拘束収縮変形に対する繊維補強効果を検討した。理論検討より、余剰マトリクスに基づく厳密な繊維間分散距離とシアラグ理論を応用した収縮変形力学モデルを新規提案し、ハイブリッド・ファイバー補強が及ぼす収縮抑制を定量した。また完全拘束実験より、今回のハイブリッド・ファイバー補強の拘束効果はかなり強い拘束で、乾燥が及ぼす影響は少ないことを示した。

付録 シアラグ理論に基づく HFC の $\langle\sigma_m\rangle_{fi}$ 導出

文献^{10)~13)}を参考に、新たにハイブリッド・ファイバー補強のシアラグ理論解を導出した。図-2&3 の円柱体単位セルの繊維内部の力学状態は、微小区間 dx に関する力のつり合いから、界面せん断応力 τ_0 として、式(付1)(付2)になる。

$$(\sigma_{fi} + d\sigma_{fi})\pi r_{fi}^2 - \sigma_{fi}\pi r_{fi}^2 = -\tau_0\pi(2r_{fi})dx \quad (付1)$$

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

円柱体単位セル中心から外周部までの断面半径を $R_{fi}=r_{fi}+tc$ とし、界面変位場 $u(x)\rightarrow r_{fi}$ と単位セル外周部変位場 $v(x)\rightarrow R_{fi}$ の作用位置で、微小区間 dx の界面せん断応力 τ_0 は、式(付3)になる。

$$\tau_0 = \frac{E_m}{2(1+\nu_m)} \frac{v-u}{r_{fi} \ln\left(\frac{R_{fi}}{r_{fi}}\right)} ; v \rightarrow R_{fi}, u \rightarrow r_{fi} ; \quad (付3)$$

$$\frac{\partial\tau_0}{\partial x} = \frac{E_m}{2(1+\nu_m)} \frac{1}{r_{fi} \ln\left(\frac{R_{fi}}{r_{fi}}\right)} \left(\varepsilon_m - \frac{\sigma_{fi}}{E_{fi}} \right)$$

式(付2)に式(付3)を代入し、 $x=0$ & $x=k_i l_{fi}$ で $\sigma_{fi}=0$ の境界条件から、 σ_{fi} を解くと式(付4)になる。

$$\sigma_{fi} = E_{fi}\varepsilon_m \left\{ 1 - \frac{\cosh\left(\beta_i \left(\frac{k_i l_{fi} - 2x}{2r_{fi}}\right)\right)}{\cosh\left(\beta_i \frac{k_i l_{fi}}{2r_{fi}}\right)} \right\} \quad (付4)$$

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

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(付5)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(付6)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、マトリクスのクリープを考慮し、 E_m を E_m' に置き換えた式(付4)を代入すると式(13)を得る。

$$\sigma_{fi} A_{fi} + 2\pi \int_{r_{fi}}^{R_{fi}} \sigma_m r dr = 0 \quad (付5)$$

$$\langle\sigma_m\rangle_{fi} A_{mi} = 2\pi \int_{r_{fi}}^{R_{fi}} \sigma_m r dr ; \langle\sigma_m\rangle_{fi} = \frac{-A_{fi}}{A_{mi}} \sigma_{fi} \quad (付6)$$

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)、なら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、実験とデータ整理にて宇都宮大学大学院生の小島一樹君の協力を、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野俣善則氏、佐藤豊氏、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) Nakamura, S., Van Mier, J.G.M., Masuda, Y. : Self Compactibility of Hybrid Fiber Concrete Containing PVA Fibers, 6th International RILEM Symposium on Fibre Reinforced Concrete, BEFIB2004, Vol.1, pp.525-535, Varenna, Lake Como, Italy, Sept.2004
- 2) Nakamura, S., Van Mier, J.G.M., Masuda, Y. : Fluidity of Hybrid Fiber Concrete Containing PVA Fibers, セメント・コンクリート論文集, No.58, pp.419-426, 2004
- 3) Nakamura, S., Van Mier, J.G.M., Masuda, Y., Sato, S. : Fluidity of Hybrid Fiber Concrete Containing PVA Fibers of Multiple Combinations, セメント・コンクリート論文集, No.58, pp.427-434, 2004
- 4) 中村成春, 梶田佳寛 : 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, コンクリート工学年次論文集, Vol.27, No.1, pp.319-324, 2005.6
- 5) 小林一輔 : 繊維補強コンクリート一特性と応用一, オーム社, pp.78-79, pp.95-99, 1981.6
- 6) 宮澤伸吾, 黒井登起雄, 下村弥 : 繊維補強モルタルの自己収縮応力に関する研究, セメント・コンクリート論文集, No.51, pp.560-565, 1997
- 7) 内田裕市, 矢島秀治, 六郷恵哲 : 鋼繊維補強コンクリートの乾燥収縮特性と RC 部材の挙動, コンクリート工学年次論文集, Vol.26, No.2, pp.1519-1524, 2004.7
- 8) 馬場明生 : ワンポイント=建築技術-鉄筋コンクリート建物のひびわれと対策, 井上書院, pp.43-50, 1982.5
- 9) 小野秀晃, 下村匠 : コンクリートの収縮現象における骨材の役割, コンクリート工学年次論文集, Vol.27, No.1, pp.457-462, 2005.6
- 10) 村上陽太郎 : 複合材料-強靱化の理論と応用-, 丸善, pp.138-147, 1971.3
- 11) 東郷敬一郎 : 材料強度解析学-基礎から複合材料の強度解析学まで-, 内田老鶴圃, pp.199-203, 2004.4
- 12) Mangat, P.S., Azari, M.M. : Shrinkage of Steel Fiber Reinforced Cement Composites, Materials and Structures, Vol.21, pp.163-171, 1988
- 13) Zhang, J., Li, V.C. : Influences of Fibers on Drying Shrinkage of Fiber-Reinforced Cementitious Composite, ASCE Journal of Engineering Mechanics, Vol.127, pp.37-44, Jan.2001
- 14) Voigt, T., Bui, V.K., Shah, S.P. : Drying Shrinkage of Concrete Reinforced with Fibers and Welded-Wire Fabric, ACI Materials Journal, Vol.101, No.3, pp.233-241, May-June.2004
- 15) 真嶋光保, 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, pp.83-90, 1994.5
- 16) 中村成春 : 拘束収縮下の破壊進行領域の形成に基づく引張力学特性に関する一考察, JCI マスコンクリートのひび割れ制御方法とその効果に関するシンポジウム論文集, pp.21-26, 2005.8