

論文 ビニロン繊維を用いた高靱性 FRC の材料設計と開発

関田徹志¹⁾ Li, Victor C.²⁾ 浜田敏裕³⁾

要旨：本研究では、マイクロメカニクス材料設計手法を用いて汎用ビニロン繊維による高靱性 FRC が実現できることを示すため、異なるビニロン繊維による 3 種類の FRC を対象とした引張試験を行い、実験結果を解析的に検討した。引張試験では、2 種類の FRC でマルチクラックが観察され、2 % を越えるような高い終局引張ひずみを得ることができた。これらビニロン FRC の挙動は、ここで用いた設計手法により推定することができることが検討の結果から確かめられ、この手法を用いて高靱性 FRC を実現できることが明らかとなった。

Keyword: 短繊維補強セメント複合材料, マイクロメカニクス, 高靱性

1 はじめに

近年、短繊維補強セメント複合材料（以下、FRC）の研究の進歩により、引張ひずみが数パーセントに達するような極めて靱性に富む FRC（高靱性 FRC）が開発され、新しい構造材料として注目を集めている[1]。この高靱性 FRC の引張応力—ひずみ関係は、鋼材に類似の挙動となることから、Pseudo-Strain-Hardening Behavior と呼ばれ（以下、疑似ひずみ硬化性挙動と称する）、初期ひび割れ点以降のひずみは、载荷軸に垂直に発生する多数の微細クラック（マルチクラック）によってもたらされる。

この高靱性 FRC は、ECC (Engineered Cementitious Composite) と呼ばれ、マイクロメカニクスを用いた実験的・理論的な研究の継続によって、靱性に富む引張挙動のメカニズムが明らかにされてきた[2,3,4]。その結果、用いられる原材料（例えば繊維）の特性をもとに高靱性 FRC を“設計”することが可能となった[5]。例えば、Liらは、高性能ポリエチレン(PE)繊維による FRC を対象とした研究を行って、同繊維を体積比で 2 % 混入した ECC により 5 % を越える引張ひずみを実現するとともに、

提案したマイクロメカニクス設計理論により実験結果を予測することができると報告している[6]。

しかし、ECC に使用可能な繊維種類を高性能 PE 以外にも拡張するためには、1) 繊維/マトリクス界面における化学結合付着、および 2) 繊維がマトリクスのクラックを架橋する際の破断の 2 点について明らかにする必要がある。筆者らは、最近の研究で、既存の理論をもとに、上記の 2 つの現象を考慮できる新しい設計手法を提案した[7,8]。

本研究は、この設計式をもとに、代表的な汎用繊維である PVA (Polyvinyl Alcohol, 以後、“ビニロン”と称する) 繊維を用いた高靱性 FRC を実現することを目的として、実験および解析を行った結果について報告するものである。

2 マイクロメカニクスによる材料設計手法

マルチクラック生成の必要条件は、Steady State Cracking (以下 SSC) と呼ばれる現象が起こることであり、その際には次の式が成り立つ[1]。

$$J_{tip} = \sigma_a \delta_a - \int_0^{\delta_c} \sigma_c(\delta) d\delta \quad (1)$$

ここに、 J_{tip} はマトリクスの破壊靱性、 σ_a は

¹⁾ 鹿島技術研究所 主任研究員 (正会員)

²⁾ ミシガン大学土木工学科 先端建設材料研究所 所長・教授 Ph.D

³⁾ クラレ(株) 産資開発部 主管 (正会員)

SSC が起こるときの作用応力、 δ_c はそのときのクラック中央の開口変位、 σ_c は繊維による架橋応力である。 σ_c と開口変位 δ の関係である $\sigma_c(\delta)$ は架橋則(Bridging Law)と一般に呼ばれ、FRC の機械的性質を規定する最も重要な性能である。FRC の架橋則は、開口変位だけでなく、構成材料である繊維、マトリクス、さらに繊維/マトリクス界面の性質を表すパラメータの関数として Liら[4]により提案された。

$$\sigma_c = (\delta; \text{繊維の性質, マトリクスの性質, 界面の性質}) \quad (2)$$

さらに、マルチクラックが起こるためには、次の条件を満たさなければならない[5]。

$$\sigma_a < \sigma_{peak} \quad (3)$$

ここに、 σ_{peak} は最大架橋応力である。(1)および(3)式より、次の条件が最終的に導き出される[5]。

$$J'_b/J'_{tip} > 1 \quad (4)$$

$$\text{ここに、} J'_b = \sigma_{peak} \delta_{peak} - \int_0^{\delta_{peak}} \sigma_c(\delta) d\delta$$

δ_{peak} は σ_{peak} に対応する開口変位、 J'_b は $\sigma_c(\delta)$ 曲線のコンプリメンタリエネルギーである。

(1)-(4)式により、高靱性 FRC の設計条件が明らかとなるが、本研究で対象とするピニロン FRC の場合には、先に述べた化学結合付着および繊維破断を(2)式の架橋則において考慮する必要がある。これらの現象について、筆者らは実験的および解析的検討を行い[9]、その結果に基づき Li、Maalejらの式[3, 4]を拡張して新しい架橋則を提案した[7]。本研究ではこの架橋則を用いて実験結果の検討を実施する。付録 Iにはこの架橋則の詳細を示す。

3 実験計画

本実験では、3種類の異なるピニロン繊維を用いて FRC を調合し、一軸引張試験を行う。これら

3種類の FRC では、マトリクスの調合を同一とし、繊維の特性の違いが引張挙動へ与える影響を明らかにすることができるよう計画した。表-1 に、使用するピニロン繊維の物性をまとめて示す。マトリクスは、水セメント比 45%および砂率 40%のモルタルで、繊維の分散を促進するために増粘剤を加えた。

表-1 ピニロン繊維の物性および FRC の解析パラメータ

構成要素	パラメータ	複合材料		
		14 μ m-PVA	40 μ m-PVA	37 μ m-HPVA
繊維	繊維長 L_f (mm)	4	12	12
	繊維径 d_f (mm)	0.014	0.040	0.037
	繊維弾性係数 E_f (GPa)	36.3	21.8	40.2
	見かけの繊維強度 σ_{fu}^n (MPa)	987	806	1343
	繊維混入量 V_f (%)	1.25	2	1.5
マトリクス	マトリクス弾性係数 E_m (GPa)	15.9	15.9	15.9
	マトリクス破壊靱性 K_m (MPa m ^{0.5})	0.221	0.221	0.221
繊維/マトリクス界面	摩擦付着強度 τ_1 (MPa)	3.95	2.01	2.01
	化学付着強度 τ_c (MPa)	30.2	31.3	31.3
	スナッピング係数 f	0.5	0.5	0.5
	見かけの繊維強度低減係数 ρ	0.3	0.3	0.3

表-1のパラメータのうち、見かけの繊維強度 σ_{fu}^n は実際の複合材料中で繊維が破断する強度で、繊維メーカーのカatalog値より小さくなるという実験上の知見に基づいている[9]。さらに、この破断強度は、繊維配向角度が大きくなるほど減少することが分かっており[9]、 f はこの強度低減効果を現す係数である。また、付着強度 τ_1 および τ_c は、マトリクスに埋め込んだ単繊維の引き抜き試験をもとに算出した[9]。スナッピング係数 f は、繊維の付着強度が繊維の配向角度により見かけ上高くなる効果を表した係数である[4]。

実験に用いた3種類の FRC は、混入した繊維種類で区別し、14 μ m-PVA、40 μ m-PVA、および

37 μ m-HPVA と記す。14 μ m-PVA は実際にカーテンウォール製品に用いられている調査にほぼ同一で、繊維径 14 μ m の極細径ピニロン繊維を体積比で 1.25%混入し、比較用として試験する。40 μ m-PVA には繊維径 40 μ m の太径のピニロン繊維を体積比で 2%混入した。この繊維は、太径であるが、繊維強度および弾性係数が 14 μ m 径のものより低くなっている。3番目の 37 μ m-HPVA には太径の高強度繊維を体積比で 1.5%用いた。この繊維は太径ではあるが、高い繊維強度と弾性係数を持ち、引張強度では前述の高性能 PE 繊維に匹敵する。

引張試験は文献[10]の方法に準拠して行う。引張試験体は、30 x 13 mm の断面を有し、試験区間は 80 mm である。ひずみの測定には試験体の両側に治具を介して取り付けられたひずみゲージ式変位計を用いた。試験は材令 28 日で最低 3 体の試験体を用いて行った。

4 実験結果

3種類のFRCの引張試験では異なるひび割れ性状が観察された。14 μ m-PVAの試験体では、1-2本のクラックしか発生しなかった。しかし、40 μ m-PVAおよび37 μ m-HPVAの試験体では、試験体表面全面にわたって多数のクラックが発生した。このクラックの様子を図-1に示す(37 μ m-HPVA)。

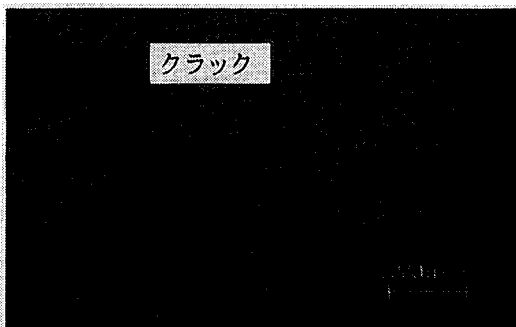


図-1 引張試験後の試験体表面のひび割れ (37 μ m-HPVA)

このようなひび割れ性状を反映して、実験で得られた3種類のFRCの引張応力-ひずみ曲線(図-2)は互いに異なるものとなった。図-2から、

14 μ m-PVAでは最大ひずみが0.5%以下であるのに対して、40 μ m-PVAでは1.5%程度、また、37 μ m-HPVAでは2.5%程度のひずみが観察されたことがわかる。また、図-2の応力-ひずみ曲線で、応力の上昇と下降の鋭い繰り返しは、クラックの発生に対応しており、この応力の上下動の繰り返しの数がクラックの発生数を示している。14 μ m-PVAと他の2つのFRCでは、明らかにこの応力の上下動の起こった数に大きな違いがあり、先に述べたクラックの発生数に関する観察の結果と対応している。

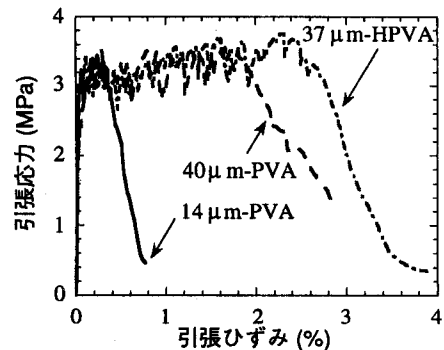


図-2 引張試験で得られた応力-ひずみ曲線

5 実験結果の考察

ここでは実験結果を、2節で述べた設計式により検討し、式の有用性を検証する。(2)式の架橋則の計算には、繊維の物性だけでなく、表-1に示す全てのパラメータを知る必要がある。本研究では、既往の文献を参考にして表-1に示すようにこれらの値を決定した[7, 8, 12]。

表-1のパラメータの値を(2)式に代入することにより、図-3に示すような σ_c - δ 曲線が計算される。図-3には、本研究で対象とする3種類のFRCを比較して示したが、 σ_c - δ 曲線はそれぞれのFRCで大きく異なることが分かる。最大架橋応力の比較では、37 μ m-HPVAが最も大きく14 μ m-PVAが最も小さい。また、両者のコンプリメンタリエネルギーをそれぞれ塗りつぶし部分と斜線部分の面積で図中に示したが、その違いも非常に大きいことが分

かる。このような架橋性能の大きな相違が図-2に示すような引張挙動の違いとなって現れていると考えられる。

次に、この架橋性能の解析値をもとに、実験したFRCの引張強度と終局引張ひずみについて解析的に検討する。まず、引張強度の検討を行うため、図-3に示した架橋応力曲線のピーク値 σ_{peak} を(2)式によって数値的に求める。この最大架橋応力 σ_{peak} は、マルチクラックを生じる高靱性FRCでは、引張強度と対応することになるが、通常のFRCの場合には必ずしもそうではない。これは次の理由による。即ち、通常のFRCの場合、引張強度がマトリクスの初期き裂強度で決定されることが多く、この初期き裂強度は内包する初期欠陥の大きさに大きく依存する。したがって、初期欠陥が小さければ引張強度は大きくなる。一方、高靱性FRCの場合には初期き裂強度は初期欠陥の大きさには鈍感となり、引張強度は架橋応力の最大値によって決定される[4]。図-4には算定された σ_{peak} と引張強度の比較を示したが、マルチクラックを生じた40 μ m-PVAおよび37 μ m-HPVAでは、 σ_{peak} と引張強度はよい対応を示しているのに対して、生じなかった14 μ m-PVAの場合 σ_{peak} は引張強度を過小評価している。

次に終局引張ひずみについて以下の手順で間接的に評価することを試みる。(4)式を満足することによりマルクラックが生じて疑似ひずみ硬化型の

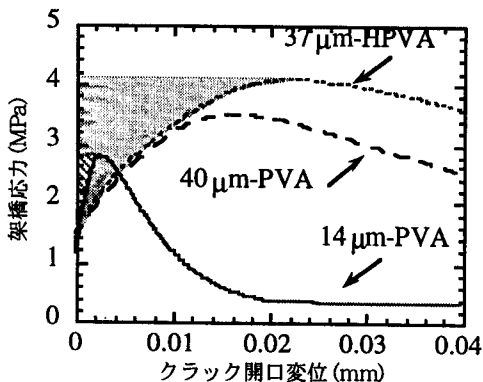


図-3 解析による架橋応力-開口変位曲線の比較

引張挙動をするようになることは既に説明したが、 J_b/J_{ip} はエネルギー指標として定義され、高靱性FRCの終局ひずみと相関があることが分かっている[13]。すなわち、 J_b/J_{ip} が1を越えて大きくなるほどマルチクラックの密度が大きくなり、終局ひずみが増加することになる。また、 J_b/J_{ip} が3程度の値を越えるとマルチクラックの密度はほぼ飽和することが報告されている[13]。本研究でも、実験を行った3種類のFRCについて J_b/J_{ip} を算定し、終局ひずみとの関係を図-5に示した。この図から、14 μ m-PVAは $J_b/J_{ip} < 1$ であり、(4)式を満たしていないことが分かる。これは、実験でマルチクラックが観察されなかったことと対応しており、(4)式の妥当性を表している。また、このFRCでは、マルチクラックが観察されなかったことを反映して終局ひずみが0.5%以下と小さくなっている。一方、40 μ m-PVAでは $J_b/J_{ip} > 3$ を満たしており、数多くのクラックが実験で観察されたことと一致している。また、これらのクラックによってひずみが2%近くに達しており、14 μ m-PVAと比較して急増している。 J_b/J_{ip} がさらに大きな37 μ m-HPVAでは40 μ m-PVAよりもひずみが伸びて3%に近づいている。しかし、14 μ m-PVAから40 μ m-PVAへの変化に比べるとこのひずみの伸びは小さく、マルチクラックの生成が飽和に近いことを示していると考えられる。

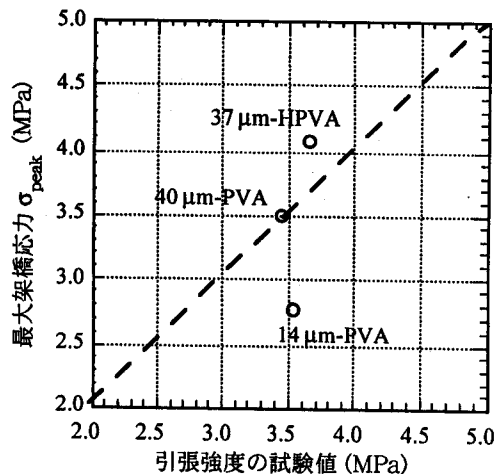


図-4 引張強度の実験値と最大架橋応力の対応

これらの結果から、ここで用いた設計手法によって高靱性FRCを実現するような材料の組み合わせを評価し、さらには引張挙動を推定できることが分かった。

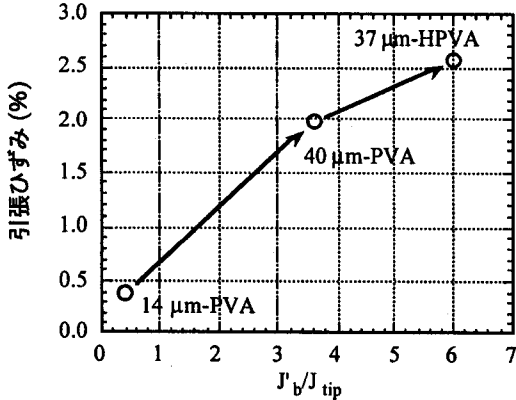


図-5 エネルギー指標による終局ひずみの評価

6 結論

本研究では、汎用のビニロン繊維を用いた高靱性FRCがマイクロメカニクスに基づいた設計手法を用いて実現できることを示すため、3種類の異なるビニロン繊維によるFRCを対象とした引張試験を行い、その結果を解析的に検討した。実験では、2種類のFRCでマルチクラックが観察され、疑似ひずみ硬化性の応力—ひずみ関係と2%を越えるような終局ひずみを得ることができた。これら3種類のFRCの挙動は、ここで用いた設計手法により推定することができることが検討の結果分かった。したがって、この設計手法によればビニロン繊維を用いて高靱性FRCを実現できることが明らかとなった。

付録 I 架橋則モデル

本研究で用いた架橋則を以下に示す。下式で、(i)は、繊維長 L_f が短い場合破断する繊維の割合が比較的小さい場合、また、(ii)は L_f が長い場合多くの繊維で破断が起こる場合を表す。さらに、(i)および(ii)の両条件で、 σ_{c1} は繊維破断が始まる開口変位 δ に達する以前、 σ_{c2} はそれ以降の複合材料架橋

応力を示す。したがって、 σ_{c2} は表-1に示したパラメータ全ての関数として表現されるが、 σ_{c1} は繊維破断に関わるパラメータ (σ_{ni}^* , f) に無関係である。下式と既存式である Maalej ら[3]の架橋則が大きく異なる点の一つは σ_{c2} の表現である。この違いは、化学結合付着強度 τ_c の考慮、および見かけの繊維強度 σ_{ni}^* の考え方の導入により、繊維破断の条件をより実際に則した形に修正したことによる。即ち、これらの修正を行わないと、1) 破断する繊維の割合の過小評価、および2) 繊維破断強度の過大評価が生じ、架橋性能を正確に表現できないことになる[7]。

(i) For $\hat{L}_r < 2$ and $1 < \hat{L}_c$

$$\sigma_c = \begin{cases} \sigma_{c1} = \sigma_{0i} d C_A G\left(\frac{\pi}{2}, f\right) & \text{for } 0 \leq \delta / \delta_u \left(\phi = \frac{\pi}{2}\right) \leq 1 \\ \sigma_{c2} = \sigma_{0i} \left\{ \begin{aligned} & d C_A G(\phi_c, f) + d C_{B2} A(\phi_c, -f - 2f) \\ & + d C_{B3} A(\phi_c, -f) + d C_{B4} A(\phi_c, f) \end{aligned} \right\} & \text{for } 1 < \delta / \delta_u \left(\phi = \frac{\pi}{2}\right) \end{cases}$$

(ii) For $\hat{L}_c < 1$

$$\sigma_c = \begin{cases} \sigma_{c1} = \sigma_{0i} d C_A G\left(\frac{\pi}{2}, f\right) & \text{for } 0 \leq \delta / \delta_u \left(\phi = \frac{\pi}{2}\right) \leq 1 \\ \sigma_{c2} = \sigma_{0i} \left\{ \begin{aligned} & d C_A G(\phi_c, f) + d C_{B2} A(\phi_c, -f - 2f) \\ & + d C_{B3} A(\phi_c, -f) + d C_{B4} A(\phi_c, f) \end{aligned} \right\} & \text{for } 1 < \delta / \delta_u \left(\phi = \frac{\pi}{2}\right) \end{cases}$$

ここに、

$$\begin{aligned} \sigma_{ni}^* &= \frac{V_f \tau_c}{2} \left(\frac{L_f}{d_f} \right), \quad C_A = -\gamma + 2\gamma^{\frac{1}{2}} + \left(\frac{\sigma_{ni}^*}{\lambda} \right)^2 \\ C_{B1} &= \left(\frac{\sigma_{ni}^*}{\lambda} \right)^2, \quad C_{B2} = -2\xi \left(\frac{\sigma_{ni}^*}{\lambda} \right)^2, \quad C_{B3} = \left[\xi \left(\frac{\sigma_{ni}^*}{\lambda} \right)^2 \right], \quad C_{B4} = 1 \\ \gamma &= \left(\frac{E_f}{\lambda} \right) (1 + \eta) \hat{\delta} + \left(\frac{\sigma_{ni}^*}{\lambda} \right)^2, \quad \xi = \left(\frac{\sigma_{ni}^*}{\lambda} \right) / \left(\frac{\sigma_{ni}^*}{\lambda} \right), \quad \hat{\delta} = 2\delta / L_f, \quad \lambda = 2\tau_c \left(\frac{L_f}{d_f} \right) \\ \sigma_{ni} &= 2(1 + \eta) \left(\frac{\tau_c}{\rho} \right), \quad \rho^2 = 2G_c E_c \sqrt{\left[(1 - V_f) E_m E_f \log \left(\frac{2R^*}{d_f} \right) \right]}, \quad \eta = \frac{V_f E_f}{(1 - V_f) E_m} \end{aligned}$$

$$\phi_c(\hat{\delta}) = \begin{cases} \frac{\pi}{2} & \text{for } 0 \leq \frac{\delta}{\delta_u} \left(\phi = \frac{\pi}{2}\right) \leq 1 \\ -\frac{1}{2(f+f)} \ln \left[\left(\frac{E_f}{\lambda} \right) \hat{\delta} / \left(\frac{\sigma_{ni}^*}{\lambda} \right)^2 + \xi^2 \right] & \text{for } 1 < \frac{\delta}{\delta_u} \left(\phi = \frac{\pi}{2}\right) \end{cases}$$

$$\frac{\delta}{\delta_u} \left(\phi = \frac{\pi}{2}\right) = \frac{\left(\frac{E_f}{\lambda} \right) \hat{\delta}}{\left(\frac{\sigma_{ni}^*}{\lambda} \right)^2 \left[e^{-(f+f)\lambda} - \xi^2 \right]}$$

$$\hat{L}_r = \left(\frac{\sigma_m}{\lambda} \right) (1 - \xi), \quad \hat{L}_t = 2 \left(\frac{\sigma_m}{\lambda} \right) \left[e^{-\left(\frac{r}{R^*} \right)^2} - \xi \right]$$

$$G(\phi, \alpha) = \frac{1}{\alpha^2 + 4} \left\{ e^{\alpha} [\alpha \sin 2\phi - 2 \cos 2\phi] + 2 \right\}$$

$$A(\phi, \alpha) = \frac{1}{\alpha^2 + 4} \left\{ e^{\alpha} [2 \cos 2\phi - \alpha \sin 2\phi] + 2e^{\frac{\alpha}{2}} \right\}$$

$$B(\phi_1, \phi_2, \alpha) = \frac{1}{\alpha^2 + 4} \left\{ e^{\alpha} [\alpha \sin 2\phi_1 - 2 \cos 2\phi_1] + e^{\alpha} [2 \cos 2\phi_2 - \alpha \sin 2\phi_2] \right\}$$

E_c = 複合材料の弾性係数

G_c = 複合材料のせん断弾性係数

R^* = マトリクス有効半径, ϕ = 繊維の配向角度

参考文献

- [1] High Performance Fiber Reinforced Cement Composites (HPFRCC 2), A. E. Naaman and H. W. Reinhardt Ed., RILEM Proceedings 31, 1995
- [2] Marshall, D. B. and Cox, B. N. : A J-Integral Method for Calculating Steady-State Matrix Cracking Stresses in Composites, *Mechanics of Materials* Vol. 7, pp. 127-133, 1988
- [3] Maalej, M.; Li, V. C.; Hashida, T.: Effect of Fiber Rupture on Tensile Properties of Short Fiber Composites, *Journal of Engineering Mechanics, ASCE*, Vol. 121, No. 8, pp. 903-913, 1995
- [4] Li, V. C. and Leung, K. Y.: Steady-state and Multiple Cracking of Short Random Fiber Composites, *Journal of Engineering Mechanics, ASCE*, Vol. 118, No. 11, Nov., 1992
- [5] Li, V. C.: From Micromechanics to Structural Engineering—The Design of Cementitious Composites for Civil Engineering Applications, *J. Struct. Mech. Earthquake Eng.*, Japan Society of Civil Engineers, Vol. 10, No. 2, pp. 37-48, July, 1993
- [6] Li, V. C.; Mishra, D. K.; Wu, H. C. : Matrix Design for Pseudo-Strain-Hardening Fiber Reinforced Cementitious Composites, *Materials and Structures, RILEM*, Vol. 28, pp. 586-595, 1995
- [7] Kanda, T. and Li, V. C. : Effect of Apparent Fiber Strength and Fiber-Matrix Interface Properties on Crack Bridging in Cementitious Composites, *Journal of Engineering Mechanics, ASCE*, 1998 (under review)

[8] Kanda, T. and Li, V. C. : A New Micromechanics Design Theory for Pseudo Strain Hardening Cementitious Composite, *Journal of Engineering Mechanics, ASCE*, 1998 (under review)

[9] Kanda, T. and Li, V. C. (1997a): Interface Property and Apparent Strength of a High Strength Hydrophilic Fiber in Cement Matrix, *Journal of Materials in Civil Engineering, ASCE*, Vol. 10, No. 1, pp. 5-13, Feb., 1998

[10] 秋浜繁幸, 末永龍夫他 : ビニロン繊維補強コンクリート(VFRC)の実験的研究(その1) — ビニロン短繊維で補強したVFRCの力学的性能について, *鹿島技術研究所年報*, Vol. 33, pp. 123-128

[11] Li, V. C.; Mishra, D. K.; Wu, H. C. : Matrix Design for Pseudo-Strain-Hardening Fiber Reinforced Cementitious Composites, *Materials and Structures, RILEM*, Vol. 28, pp. 586-595, 1995

[12] 大岸佐吉, 小野博宣 : セメントペースト, モルタルの破壊靱性の及ぼす試験要因効果, *コンクリート工学*, 論文, Vol. 25, No. 2, pp. 113-125, Feb., 1997

[13] Kanda, T. and Li, V. C.: Multiple Cracking and Saturation in Fiber Reinforced Cementitious Composites, *Concrete Research and Technology (コンクリート工学論文集)*, JCI, 1998 (accepted for publication)