

論文 短鋼繊維混入によるセメント系複合材料の高強度高靱性化とその力学的特性

阿部 孝仁^{*1}・金子 佳生^{*2}・三橋 博三^{*3}・桐越 一紀^{*4}

要旨：本研究は、短繊維を高い割合で混入することにより、セメント系複合材料の高強度高靱性を図ることを目的とし、水結合材比をパラメータとして練混ぜ、打ち込みの施工性を確認し、圧縮応力-ひずみ関係、割裂強度、引張軟化特性の力学的特性を評価した。また、材料実験に基づいて、その力学特性が比較的単純な構成モデルおよび構成則パラメータ評価式で表すことができることを明らかにした。

キーワード：セメント系複合材料、高強度、高靱性、短鋼繊維、構成モデル、引張軟化特性

1. はじめに

近年、鋼繊維補強コンクリートの高い靱性能に着目し、鋼繊維を鉄筋コンクリート構造物の構造部材あるいは非構造部材へ適用した事例が多くなってきた。しかしながら、材料の不均一性やワーカビリティの確保の問題から繊維混入率1%程度の低い混入率のものが用いられており、その高い靱性能が持つ潜在的な応用性が十分に活用されているとは言い難い。一方、コンクリートの強度の増加は構造部材の断面寸法の縮小、スパンや耐久性の増加などをもたらす反面、脆性化の問題を伴うが、鋼繊維補強はその解決方法のひとつであり、鋼繊維の混入率をさらに高めると共に、その材料特性を把握することで、その応用範囲は広がると考えられる¹⁾。

筆者ら^{2) 3)}は短鋼繊維混入率をより高い割合まで混入し、鋼繊維補強高強度高靱性セメント系複合材料の高強度高靱性化を図ることを目的として、結合材にDensitセメント⁴⁾を使用したモルタルについて、繊維混入率（以下 V_f と呼ぶ）および水結合材比をパラメータとした材料実験を行い、その結果に基づき、比較的単純な構成モデルを構築した。

本論文では、これまでの研究を拡張するため結合材に早強ポルトランドセメント、シリカフューム、および高性能AE減水剤を用いた材料実験によりその材料特性を評価し、Densitセメントを使用したモルタルに対し構築した一軸構成モデル³⁾への適用性を検討した。

2. 実験概要

2.1 使用材料および割合

使用材料は、セメントには早強ポルトランドセメント（比重3.14）、混和材にはシリカフューム（比重2.26）、細骨材には阿武隈川産川砂（密度 $\rho = 2.77\text{g/cm}^3$ ；表乾、吸水率 $Q = 1.95\%$ ）、混和剤には高性能AE減水剤（ナフタリン系）、鋼繊維（直径 $0.4\phi \times$ 長さ 12mm のストレートファイバ、引張強度 $\sigma_t = 1350\text{MPa}$ 、密度 $\rho = 7.85\text{g/cm}^3$ ）を用いた。割合を表-1に示す。水

表-1 割合表

W/B	セメント (g/l)	シリカ フューム (g/l)	細骨材 (g/l)	混和剤 (g/l)	鋼繊維 (g/l)
0.24	809	166	1246	39.0	518
0.20	809	166	1246	39.0	518

*1 東北大学大学院 工学研究科 都市・建築学専攻（正会員）

*2 東北大学助教授 工学研究科 都市・建築学専攻 Ph. D.（正会員）

*3 東北大学教授 工学研究科 都市・建築学専攻 工博（正会員）

*4 東北大学教務職員 工学部建築学科（正会員）

結合材比(W/B)は結合材にDensitセメントを用いた実験²⁾(W/B=0.16, $V_f=6\%$, 以下Densit実験と呼ぶ)と同じ0.16では練混ぜが不可能だったため、施工性を考え、0.24, 0.20とし、 V_f は靱性能が大きく向上した²⁾6%とした。

2.2 試験体製作

練混ぜには容量50のオムニミキサーを用いた。初めに絶乾状態の細骨材にその吸水率分の水を加えて均一な状態にしたあと、早強ポルトランドセメント、シリカフュームおよび細骨材の空練りを1分30秒間、水と高性能AE減水剤を加えて5分間、鋼繊維を加えて2分間の練混ぜを行った。供試体は、直径50φ×高さ100mmの円柱供試体と40×40×長さ160mmの角柱供試体とし、各シリーズ3体作成した。締固めにはテーブルパイプレータを用い、30～60秒間締固めた。突き棒を使用することで繊維の配向や分散に偏りが生ずると考えて、振動成型中に表面を押さえる程度にとどめた。脱型し、その後材齢まで標準養生した。

2.3 試験方法

円柱供試体の圧縮強度試験は、JIS A 1108に基づき材齢1週および4週に行った。載荷は圧縮軟化応答を安定に保つため最大荷重近傍以降手動により載荷速度を緩めながら制御した。さらにJIS原案に基づきコンプレッソメータ(変位測定区間50mm)を用いて縦方向の変形量を測定し、最大応力度の1/3応力度を示す点とひずみ度が 50×10^{-6} を示す点とを結ぶ割線の勾配を静弾性係数 E_c とした。動弾性係数 E_0 は、JIS A

1127に基づく共振試験によって測定した。さらに材齢1週および4週に、JIS A 1113に基づく割裂試験法により引張強度 f_{st} の測定、および、破壊靱性試験として40×40×160mmの角柱供試体中央にコンクリートカットで梁せいの1/2(深さ20mm, 幅1mm)の切欠きを入れ、スパン150mmで載荷速度を0.1mm/minに制御して3点曲げ試験を行った。

3. 実験結果および考察

3.1 練り混ぜおよび打設状況

表-2に全試験結果を示す。実施したすべての調合においてファイバーボールが出来ることはなかった。W/B=0.20ではかなり固いモルタルとなった。そのため、供試体の角部でモルタルが充填されていない部分が若干生じた。また、W/B=0.24, 0.20どちらにおいてもDensit実験に比べ粘りが少なかった。

3.2 圧縮強度試験および割裂強度試験結果

図-1にDensit実験および本実験の圧縮応力-ひずみ関係を示す。これは各調合ごとの3つの試験体の平均曲線である。最大応力時のひずみはDensit実験と同様に大きな値となり、0.004～0.005となった。また、すべての試験体において最大荷重後も急激に破壊することはなく、緩やかに荷重が低下していった。圧縮強度 f_c は材齢4週のDensit実験に比べ、材齢1週強度ではW/B=0.20で0.67倍、W/B=0.24で0.64倍となり、材齢4週強度ではW/B=0.20で0.80倍、W/B=0.24で0.78倍と低い値を示した。ま

表-2 試験結果

試験体	フロー値 (mm)	密度 ρ (g/cm ³)	動弾性 係数 E_d (GPa)	静弾性 係数 E_c (GPa)	圧縮 強度 f_c (MPa)	最大応力時 のひずみ ϵ_{co}	割裂強度 f_{st} (MPa)	引張軟化 開始応力 f_t^* (MPa)	破壊エネルギー G_F^* (N/mm)	
Densit実験 ²⁾ (4週)	104×104	2.70	51.3	42.0	145.1	0.0053	16.3	21.1	7.52	
W/B=0.20	(1週) (4週)	100×100	2.64	43.9	38.0	97.7	0.0043	14.9	14.1	9.01
			2.66	46.3	41.3	116.7	0.0053	17.8	14.5	7.69
W/B=0.24	(1週) (4週)	145×145	2.66	41.8	34.6	92.7	0.0046	15.9	17.5	8.42
			2.65	44.2	37.7	113.2	0.0051	17.0	12.5	9.49

* f_t , G_F は多直線近似法に基づく逆解析により算出、 G_F は限界開口変位を1mmとして算出

た、材齢1週強度と材齢4週強度を比べると、 $W/B=0.20$ は1.20倍、 $W/B=0.24$ は1.13倍となった。動弾性係数 E_0 および静弾性係数 E_c はともにDensit実験に比べ若干小さい値となった。

割裂強度 f_{st} は圧縮強度 f_c とは異なり、材齢4週のDensit実験に比べ、 $W/B=0.20$ の場合、材齢1週で0.91倍、材齢4週で1.09倍、 $W/B=0.24$ の場合、材齢1週で0.98倍、材齢4週で1.04倍となり、Densit実験と同等以上の性能を得ることができた。また、材齢による強度差はあまりなかった。

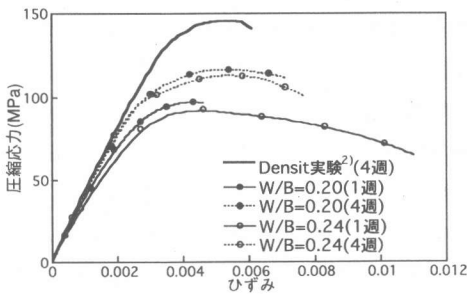


図-1 圧縮応力-ひずみ関係

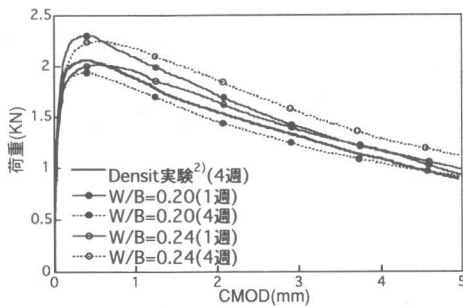


図-2 荷重-CMOD曲線

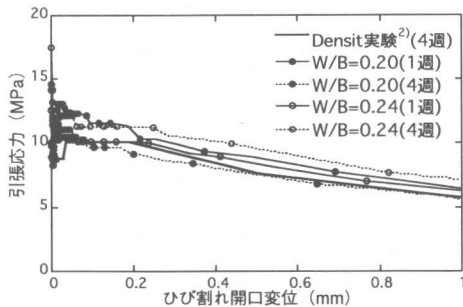


図-3 引張軟化曲線

3.3 破壊靱性試験結果

Densit実験および本実験から得られた荷重-ひびわれ開口変位(CMOD)曲線を図-2に示す。これは各 W/B ごとにそれぞれ3本の荷重-CMOD曲線を平均化したものである。 $W/B=0.20$ 、 0.24 いずれにおいても材齢1週で、最大荷重および最大荷重以後の靱性能がDensit実験と同等以上の性能を得ることができた。また、 $W/B=0.20$ では3試験体のばらつきが大きいため、材齢4週の最大荷重が材齢1週の最大荷重よりも低い値となった。

次に図-2の荷重-CMOD曲線から多直線近似法に基づいた逆解析⁵⁾によって求めた引張軟化曲線を図-3に示す。なお、表-2に示す引張軟化開始応力 f_t とは図中のひびわれ幅0mmに対応した結合応力を示す。逆解析結果は全てにおいて、引張軟化開始応力 f_t から一度結合応力が低下し、特に軟化開始近傍で非常に複雑に変動する形状を示した。限界開口変位を1mmとして算出した破壊エネルギー G_F は材齢4週のDensit実験と比較して材齢1週で $W/B=0.20$ で1.20倍、 $W/B=0.24$ で1.12倍、材齢4週で $W/B=0.20$ で1.02倍、 $W/B=0.24$ で1.26倍と高い値を示した。

4. 一軸構成モデルへの適用

Densit実験において構築した引張および圧縮構成モデル³⁾を図-4、図-5に示す。

引張構成モデルは引張強度に達するまでのひび割れ発生前は、応力-ひずみ関係($\sigma_t - \epsilon_t$)で定式化し、圧縮構成モデルと同じ初期弾性係数 E_0 を使った線形関係としている。またひび割れ発生後は、応力-ひび割れ開口変位関係($\sigma_t - w_t$)で定式化し、パイリニア型引張軟化モデルとしている。図中 $\epsilon_{cr}(=f_t/E_0)$ は引張強度に対応した規準ひずみ、 G_F はひび割れ開口変位 $w_t cr$ までの破壊エネルギー(図中のハッチ部分の面積)、 α と β は強度低下係数、 $w_t cr^2$ は限界ひび割れ開口変位をそれぞれ示している。なお $w_t cr$ は変形性能の高い鋼繊維補強複合材料が完全な

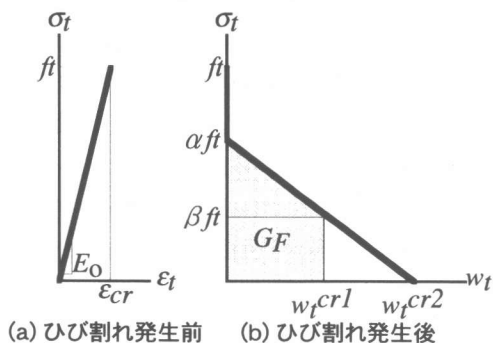


図-4 引張構成モデル³⁾

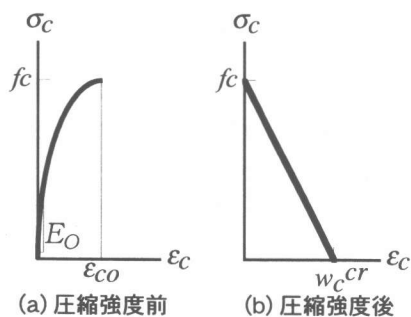


図-5 圧縮構成モデル³⁾

破断に至らず、破壊エネルギーの評価が困難なため設けたパラメータである。Densit実験では、モデルを単純化するため $\beta=0.5\alpha$ 、 $w_t^{cr1}=1.0\text{mm}$ としており、本実験においても同じ値を採用した。

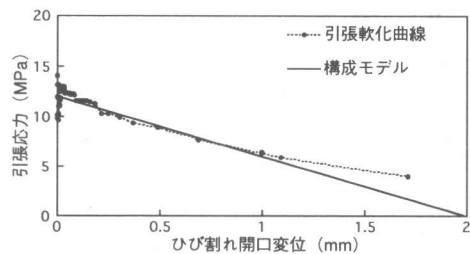
圧縮構成モデルは圧縮強度に達するまでは、応力-ひずみ曲線 ($\sigma_c-\epsilon_c$) で定式化し、パラボラ近似としている。また圧縮強度以後は、van Mier⁶⁾のコンクリートの圧縮実験で指摘された、寸法効果の影響が少ない応力-圧縮変位関係 (σ_c-w_c) で線形関係としている。図中 $\epsilon_{c0}(=2f_c/E_0)$ は、圧縮強度に対応した規準ひずみ、 w_c^{cr} は限界圧縮変位を示す。Densit実験ではピーク後の変位がうまく測定できなかったため、van Mier⁶⁾のコンクリートの圧縮実験で測定された値 $w_c^{cr}=0.5\text{mm}$ を安全側として採用したが、本実験では全実験結果に基づいて $w_c^{cr}=2\text{mm}$ とした。

モデル化においては、初期弾性係数 E_0 に対して動弾性係数 E_d を採用している。

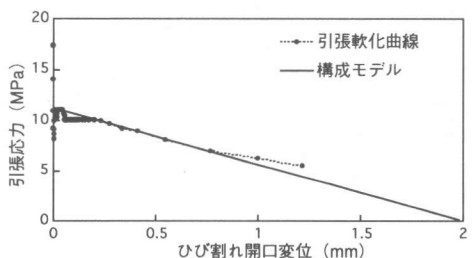
5. 構成モデルと実験結果の比較

図-6に表-2の特性値を使って構築した引張構成モデルと3点曲げ試験から逆解析により得た引張軟化曲線の比較を示す。引張構成モデルは、ひび割れ開口変位1.0mmまで概ね引張軟化曲線と一致しており、また1.0mm以上のひび割れ開口変位に対しては引張軟化曲線が得られていない部分もあるが安全側に評価している。また、材齢4週の場合も同様の結果となり、概ね引張軟化曲線と一致した。

次に3点曲げ破壊靱性試験に対し構築した引張構成モデルを組み込んだ非線形有限要素法解析を行い実験結果と比較し検証する。解析コード⁵⁾は、梁中央に離散ひび割れモデルを組み込んだ有限要素法で、逆解析による引張軟化曲線の評価と同様に、引張に対してのみ非線形構成則を適用している。また、低い圧縮応力レベルの解析のため圧縮に対しては初期弾性係数 E_0 を使用した線形弾性モデルとしている。図-7に実験結果と解析結果の比較を示す。図より、比較的単純な構成則を使用したことを考慮すると、概ね良く再現できていると考えられる。

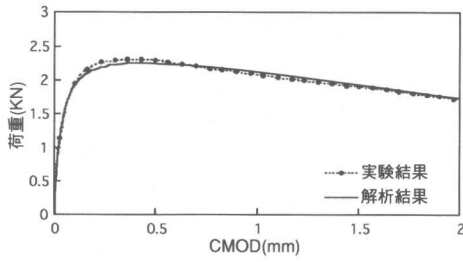


(a) W/B=0.20(1週)

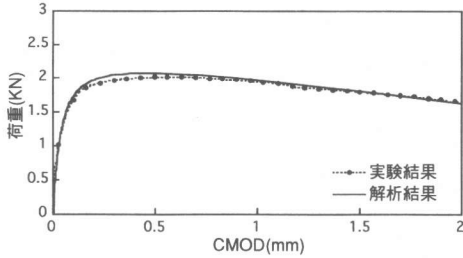


(b) W/B=0.24(1週)

図-6 引張構成モデルと引張軟化曲線(材齢1週)



(a) W/B=0.20(1週)

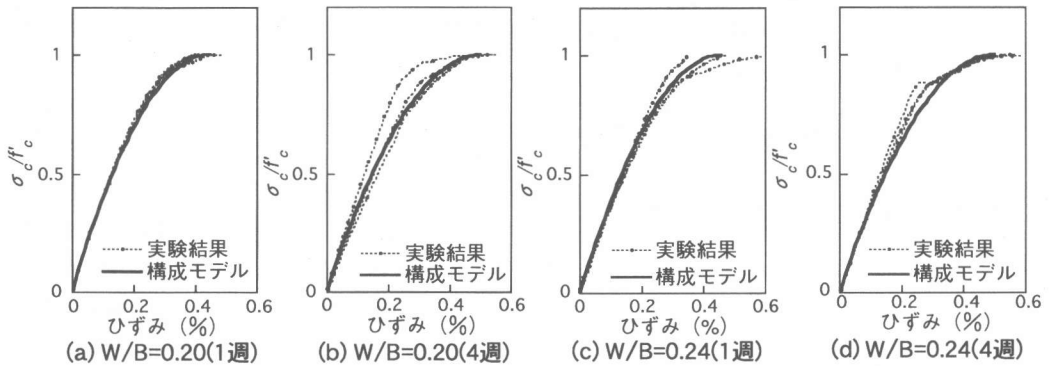


(b) W/B=0.24(1週)

図-7 解析と実験の比較(材齢1週)

図-8に圧縮構成モデルと実験の比較をそれぞれ示す。図中、実験結果は全試験結果を示し、構成モデルの圧縮強度 f_c と初期弾性係数 E_0 は各シリーズ3試験体の平均値を用いて計算した。図より圧縮強度後、急激に破壊したため、データがあまり取れていない試験体もあるが、単純化したモデルとしては概ね一致していると考えられる。

Densit実験では、構成モデルのパラメータである初期弾性係数 E_0 、引張強度 f_t 、破壊エネルギー G_F の簡単な定式化を行った³⁾。ここでは本実験結果が適用可能かどうかを検討する。図-9に関係式および全実験結果をプロットした。なお図-9(a)の初期弾性係数は $\rho^{1.5}\sqrt{f_c}$ との相関性が低かったためばらつきが小さい平均値としている。図よりDensit実験における各パラメータの評価式は本実験で用いた材料でも概ね適用可能と考える。

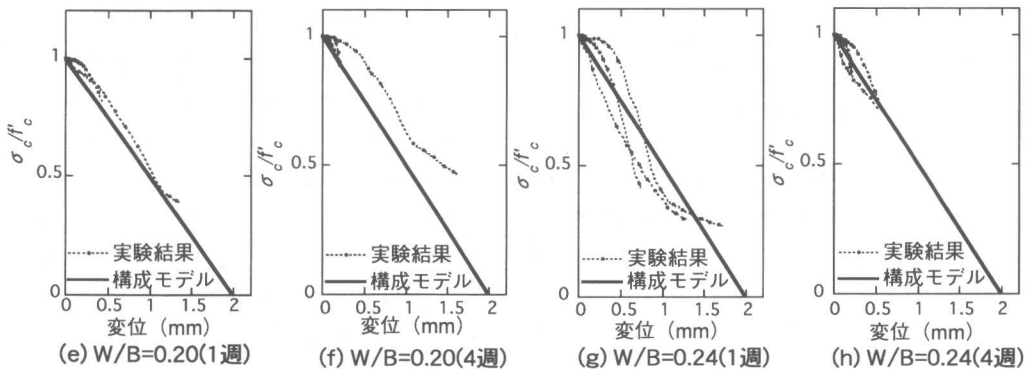


(a) W/B=0.20(1週)

(b) W/B=0.20(4週)

(c) W/B=0.24(1週)

(d) W/B=0.24(4週)



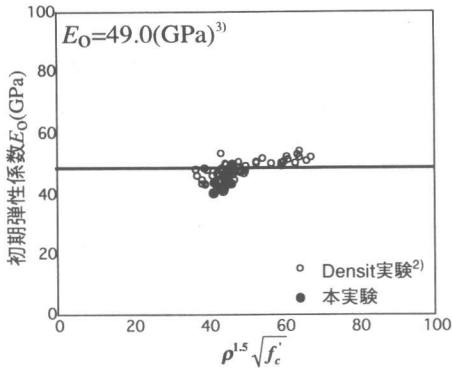
(e) W/B=0.20(1週)

(f) W/B=0.20(4週)

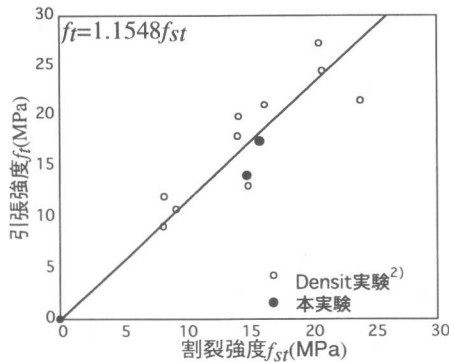
(g) W/B=0.24(1週)

(h) W/B=0.24(4週)

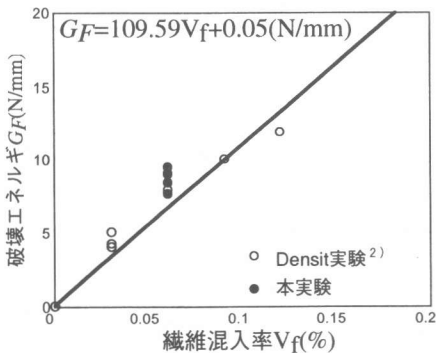
図-8 圧縮構成モデルと実験値の比較：(a)~(d);圧縮強度前，(e)~(h);圧縮強度後



(a) 初期弾性係数



(b) 引張強度



(c) 破壊エネルギー

図-9 構成モデルのパラメータの実験値と評価式の比較

7. まとめ

本研究は、高い混入率で短鋼繊維を混入することにより、セメント系複合材料の高強度高靱

性を図り、その力学的特性を材料実験により確認した。さらに、材料実験結果を単純化した一軸構成モデルで表すことを試みた。本実験の範囲で得られた知見を以下にまとめる。

- 1) 早強セメント、シリカフューム、高性能AE減水剤および通常の川砂を用いて、 $V_f=6\%$ 、 $W/B=0.20$ まで、特別な方法を必要とせず、オムニミキサーで練り混ぜ可能であり、振動締め固めを行うことで打設も可能であった。
- 2) 早強セメントを用いたモルタルは結合材にDensitセメントを用いたモルタルに比べ圧縮強度は若干低い値となったが、靱性能は同等以上の性能を示した。
- 3) Densitセメントを用いたモルタルに対し構築した単純な構成モデル、および構成則パラメータ評価式は早強セメントを用いたモルタルに対しても適用可能であった。

参考文献

- 1) 林秀彦, 橘大介, 金子佳生, 稲田泰夫: 短鋼繊維高混入モルタルの諸性状, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.16, No.1, 1994.
- 2) 桐越一紀, 金子佳生, 三橋博三, 阿部孝仁: 高強度高靱性を有する鋼繊維補強セメント系複合材料の材料特性, 日本建築学会技術報告集, Vol.115, No.1464, pp.1-4, 2000.12.
- 3) 金子佳生, 三橋博三, 桐越一紀, 阿部孝仁: 鋼繊維補強セメント系複合材料の単純化した一軸構成モデル, 日本建築学会技術報告集, Vol.115, No.1464, pp.5-8, 2000.12.
- 4) H.H. Beche: Densified Cement/Ultrafine Particle-Based Materials, Presented at Second International Conference on Superplasticizers in Concrete, Ottawa, Canada, June 1981.
- 5) 土木学会: コンクリート技術シリーズ, コンクリートの寸法効果と引張軟化曲線, 3章: 引張軟化曲線の求め方, 1998.
- 6) van Mier J.G.M.: Multiaxial Strain-softening of Concrete, Part I: fracture, Materials and Structures, RILEM, Vol. 19, No.111, 1986.