

鋼繊維補強コンクリートの引張軟化曲線と その寸法効果則

村上 聖*1・浦野登志雄*2・三井 宜之*3・平居 孝之*4

概要 鋼繊維補強コンクリート (SFRC) の引張軟化曲線とその寸法効果を考慮した断面設計の確立を目的に、本論文では、SFRC の引張軟化曲線を曲げ試験による荷重-変位曲線の測定値と平面保持を仮定した断面解析による計算値の一致から逆推定する手法を提示し、推定された引張軟化曲線を結合力モデルの非線形解析に導入し、荷重-変位曲線の計算値と測定値の比較を行うことにより、本手法の妥当性について検討した。また、引張軟化曲線の寸法効果則を破壊力学概念により誘導し、その妥当性を寸法の異なる SFRC 梁の荷重-変位曲線の計算値と測定値との比較から実験的に検証した。

キーワード：鋼繊維補強コンクリート、断面解析、破壊力学、結合力モデル、引張軟化曲線、寸法効果

1. はじめに

コンクリートの引張強度は、鉄筋コンクリート構造物の断面設計では一般に無視されているために、コンクリートの引張軟化曲線とその寸法効果が設計で特に問題になることは少なかった。しかし、鉄筋コンクリート部材のひびわれ発生荷重の算定や、斜張力によるコンクリートの斜め引張ひびわれに起因するせん断耐力の算定では、コンクリートの引張強度の寸法効果が問題になり、従来の実験に基づく経験式に代わる、より合理的な理論式の確立が望まれている。この方面では、破壊力学に基づく設計規準式の導入が計られつつある¹⁾。また、鋼繊維補強コンクリート (SFRC) のように、その引張特性を設計に十分期待できるような材料の構造物への適用のためには、SFRC の引張軟化曲線とその寸法効果を考慮した断面設計の確立が重要な課題である。この方面でも、破壊力学に基づく方法論の展開がなされている¹⁾。しかし、鉄筋コンクリート部材の断面算定に常用されている平面保持を仮定した断面解析は、計算の簡便性やこれまでの実績など、従来の鉄筋コンクリート構造設計との整合性の点から、破壊力学よりも方法論としての一般性があるものと考えられる。

そこで、本研究では、SFRC の引張軟化曲線とその寸法効果を断面解析により定量化し、その妥当性を実験

的に検証することを目的とする。その方法論は、次のとおりである。

1) 実験的に求めることが難しい引張応力-ひずみ関係を、曲げ試験による荷重-変位曲線の測定値と断面解析による計算値の一致から逆推定する手法を提示する。

2) 引張軟化曲線の寸法効果則を破壊力学概念により誘導し、寸法の異なる SFRC 梁の荷重-変位曲線について、引張軟化曲線とその寸法効果を考慮した断面解析と結合力モデルの非線形解析による計算値と測定値の比較から、本手法の妥当性を実験的に検証する。

2. 解析方法

2.1 断面解析による引張応力-ひずみ関係の逆推定 以下に、本手法の概要を示す²⁾。

1) 解析の仮定

本解析では、次の仮定を設ける。

① 平面保持が成り立つ。

② SFRC の圧縮応力-ひずみ関係には、次の Popovics 式を用いる。

$$\frac{\sigma}{f_c} = \frac{n(\varepsilon/\varepsilon_{co})}{n-1+(\varepsilon/\varepsilon_{co})^n} \quad (1)$$

ここに、 σ ：圧縮応力、 f_c ：圧縮強度、 ε ：圧縮ひずみ、 ε_{co} ：強度時のひずみ、 n ：実験定数

ここで、実験定数 n は、圧縮応力-ひずみ関係の測定値を Popovics 式に当てはめて、非線形回帰により求めた。

③ SFRC の引張応力-ひずみ関係は、引張強度時まで線形弾性とみなす。ここで、引張強度には、割裂引

*1 熊本大学助教授 工学部 建築学科 (正会員)

*2 八代工業高等専門学校助手 土木建築工学科 (正会員)

*3 熊本大学教授 工学部 建築学科

*4 大分大学教授 工学部 (正会員)

張強度の測定値を次式³⁾により直接引張強度に換算した値を用いた。

$$f_t = 1.81 f_{st}^{0.794} \quad (2)$$

ここに、 f_t ：直接引張強度、 f_{st} ：割裂引張強度
 上式は、普通コンクリートの直接引張試験結果から得られた回帰式であるが、SFRCについても十分妥当な結果を与える²⁾。

④ 変位の計算は、曲げを受ける鉄筋コンクリート部材の変形計算で常用されている塑性ヒンジ域の仮定に準じる。

2) 解析方法

以下に、3点曲げを受ける梁について、解析方法の概要を示す。

① 中立軸位置の計算

中立軸高さ(x_n)は、軸方向の力のつり合いにより圧縮合力と引張合力が許容誤差の範囲内で一致するまで反復計算により求めた。ここで、圧縮及び引張合力は、それぞれ次式により与えられる。

$$C = \frac{b}{\phi} \int_0^{\epsilon_c} \sigma d\epsilon \quad (3)$$

$$T = \frac{b}{\phi} \int_0^{\epsilon_t} \sigma d\epsilon \quad (4)$$

ここに、 C ：圧縮合力、 T ：引張合力、 b ：梁幅、 ϕ ：曲率 $[\epsilon_t/(d-x_n)]$ 、 d ：梁せい、 ϵ_c ：圧縮縁ひずみ $[\phi \cdot x_n]$ 、 ϵ_t ：引張縁ひずみ

② 曲げモーメント及び荷重の計算

中立軸に関するモーメントのつり合いにより、曲げモーメント(M)は、次式により与えられる。

$$M = \frac{b}{\phi^2} \left(\int_0^{\epsilon_c} \sigma \cdot \epsilon d\epsilon + \int_0^{\epsilon_t} \sigma \cdot \epsilon d\epsilon \right) \quad (5)$$

また、3点曲げの場合、荷重(P)は、次式により与えられる。

$$P = (4/l) M \quad (6)$$

ここに、 l ：スパン長さ

③ 荷重点変位の計算

全曲率(ϕ)を図-1に示すように、弾性曲率(ϕ_e)と塑性曲率(ϕ_p)の和とみなし、 ϕ_p は、塑性ヒンジ域内部で一様に分布するものと仮定すれば、荷重点変位(δ)は、以下に示すように与えられる。

$$\delta = \delta_e + \delta_p \quad (7)$$

ここに、 δ_e ：弾性変位、 δ_p ：塑性変位

$$\delta_e = (l^2/12) \phi_e \quad (8)$$

ここに、 ϕ_e ：弾性曲率 $[(M/M_0)\phi_0]$ 、 M_0 ：弾性限界モーメント $[Z \cdot f_t]$ 、 Z ：断面係数 $[b \cdot d^2/6]$ 、 ϕ_0 ：弾性限界曲率 $[M_0/(E \cdot I)]$ 、 E ：ヤング係数、 I ：断面2次モーメント $[b \cdot d^3/12]$

$$\delta_p = (l/4) \theta_p \quad (9)$$

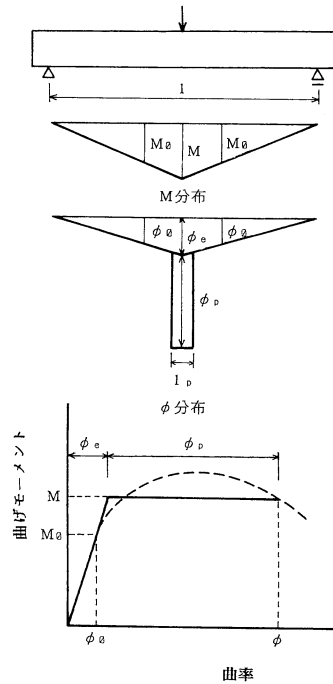


図-1 変位計算における塑性ヒンジ域の仮定

ここに、 θ_p ：塑性回転角 $[=l_p \cdot \phi_p]$ 、 ϕ_p ：塑性曲率 $[=\phi - \phi_e]$ 、 l_p ：塑性ヒンジ域の幅

以上の計算では、あらかじめ l_p を与える必要があるが、それを直接実験的に求めることは困難であるので、ここでは、圧縮縁からの距離が1 cmの位置に貼付けたワイヤーストレインゲージによるひずみの測定値がちょうど0になるとき（即ち、中立軸高さ、 x_n が1 cmとなるとき）に荷重点変位の測定値と計算値が一致するように l_p を選定した。図-2に、本解析のフローチャートを示す。

2.2 結合力モデルの非線形解析

1) 解析の定式化

結合力モデル解析は、仮想ひびわれ面での移動境界値問題として、線形弾性体に対する重ね合わせの原理により、その基礎方程式が得られる。仮想ひびわれの境界条件は、①仮想ひびわれ先端で応力の連続条件が満足されること、②仮想ひびわれ面に作用する結合応力は、与えられた結合応力-仮想ひびわれの開口変位 (crack opening displacement, COD) 関係を満足することの2点である。

以下に、曲げを受ける単位幅の梁について解析の定式化を示す。なお、記号の説明は図-3を参照。

条件①に関して、応力拡大係数の重ね合わせにより、次式が得られる。

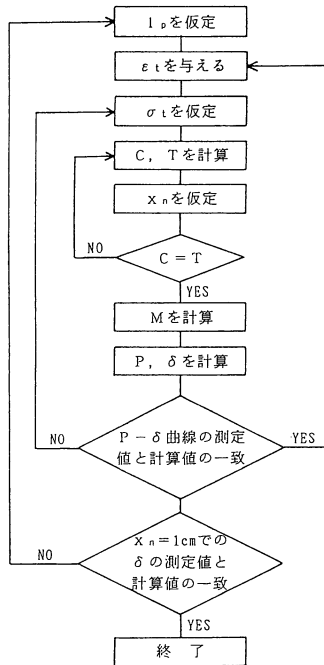
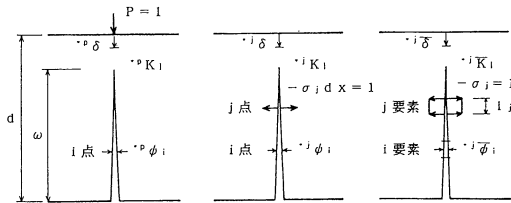


図-2 引張応力-ひずみ関係の逆推定手法



【記号説明】

P: 荷重, d: 梁せい, ω : 仮想ひびわれ長さ, σ_j : 仮想ひびわれ面の j 点に作用する結合応力, ϕ_j : 仮想ひびわれ面の i 点での COD, δ : 載荷点変位, ${}^*P K_I$, ${}^*P \phi_i$, ${}^*P \delta$: 単位の荷重が作用する ($P=1$) ときのそれぞれ応力拡大係数 (K_I), i 点での COD, 載荷点変位, ${}^*j K_I$, ${}^*j \phi_i$, ${}^*j \delta$: j 点に単位の結合力が逆向きに作用する ($-\sigma_j d x = 1$) ときのそれぞれ K_I , i 点での COD, 載荷点変位, ${}^*j K_I$, ${}^*j \phi_i$, ${}^*j \delta$: j 要素に単位の結合応力が逆向きに作用する ($-\sigma_j = 1$) ときのそれぞれ K_I , i 点での COD, 載荷点変位, l_j : j 要素長さ

図-3 結合力モデル解析の定式化

$${}^*P K_I \cdot P = \int_0^\omega {}^*j K_I \cdot \sigma_j dx \quad (10)$$

ここで、仮想ひびわれを線分要素に分割し、要素上で結合応力が等分布するものとして、(10) 式を離散化すると

$${}^*P K_I \cdot P = \sum_j \left(\int_{l_j} {}^*j K_I dx \right) \sigma_j$$

$${}^*P K_I \cdot P = \sum_j {}^*j \bar{K}_I \cdot \sigma_j \quad (11)$$

$$\therefore P = \sum_j ({}^*j \bar{K}_I / {}^*P K_I) \sigma_j$$

$$= \sum_j {}^*j k \cdot \sigma_j \quad (12)$$

ただし、 ${}^*j k = {}^*j \bar{K}_I / {}^*P K_I$ とおく。

また、変位の重ね合わせにより、次式が得られる。

$$\Psi_i = {}^*P \Psi_i \cdot P - \int_0^\omega {}^*j \Psi_i \cdot \sigma_j dx \quad (13)$$

$$\delta = {}^*P \delta \cdot P - \int_0^\omega {}^*j \delta \cdot \sigma_j dx \quad (14)$$

同様に、(13), (14) 式を離散化すると、

$$\Psi_i = {}^*P \Psi_i \cdot P - \sum_j {}^*j \bar{\Psi}_i \cdot \sigma_j \quad (15)$$

$$\delta = {}^*P \delta \cdot P - \sum_j {}^*j \bar{\delta} \cdot \sigma_j \quad (16)$$

また、条件②に関して、結合応力-COD 関係が区分的線形関数で与えられるものとする、

$$\Psi_i = \alpha \cdot \sigma_i + \beta \quad (17)$$

ここに、 α , β : 区分的定数

ここで、デルタ関数を導入して、(17) 式を書き換えると

$$\Psi_i = \alpha \int_0^\omega \delta_{ij} \cdot \sigma_j dx + \beta \quad (18)$$

ここに、 δ_{ij} : デルタ関数

同様に、(18) 式を離散化すると、

$$\Psi_i = \alpha \sum_j \delta_{ij} \cdot \sigma_j + \beta \quad (19)$$

(12), (15), (19) 式より、

$$\sum_j ({}^*P \Psi_i \cdot {}^*j k - {}^*j \bar{\Psi}_i - \alpha \cdot \delta_{ij}) \sigma_j = \beta \quad (20)$$

従って (20) 式で示される連立方程式の解を求めることによって、結合応力が得られ、(15), (16) 式より、荷重と載荷点変位が求められる。なお、(20) 式中の α , β は各要素の COD に応じて区分的に変化するもので、反復による収束計算が必要になるが、その操作は至って簡単である。また、左肩指標に * 印の付いた応力拡大係数及び変位の影響係数は、線形弾性解析により得られ、その計算には、ここでは間接境界要素法を利用した⁴⁾。

2) 解析精度の検討

影響係数の重ね合わせによる結合力モデルの非線形解析手法の解析精度を調べるために、文献1)に示されている無切欠き梁 (普通コンクリート) の3等分点曲げに関する共通解析結果との比較検討を行った。ここで、解析に利用された引張軟化曲線を図-4に示す。また、図-5に荷重-載荷点変位曲線の本解析結果と共通解析結果の比較を示す。図より、荷重-載荷点変位曲線や最大荷重について、本解析結果は、橋高らや内田らによる解析結果と良い一致を示している。図-6には、#3の梁について本解析により計算された仮想ひびわれ面の結合応力分布を示す。図より、荷重-変位曲線の tail 領域では、自由表面のひびわれが進展し、曲げ圧縮域の存在によ

り、破壊進行域が前方に圧縮されてゆく様子が観察される。

2.3 引張軟化曲線の寸法効果則⁵⁾

いま、結合力モデルを考える。そのモデルにおける引張軟化（結合応力-COD）曲線下の面積は、 J 積分を表

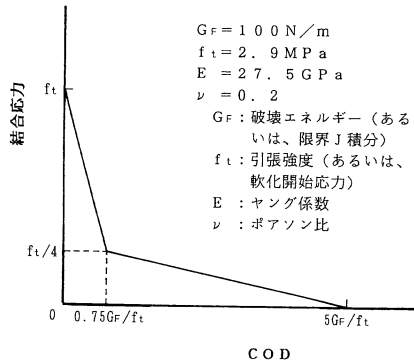


図-4 解析に使用した引張軟化曲線

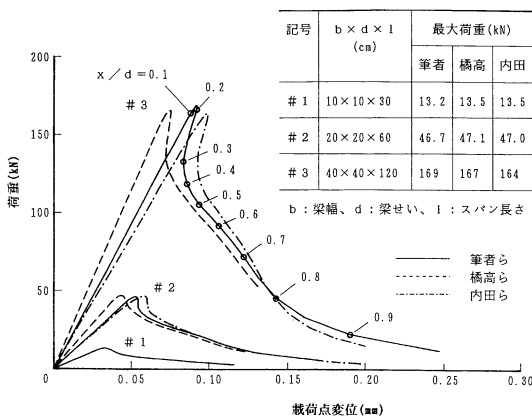


図-5 荷重-変位曲線の共通解析結果との比較

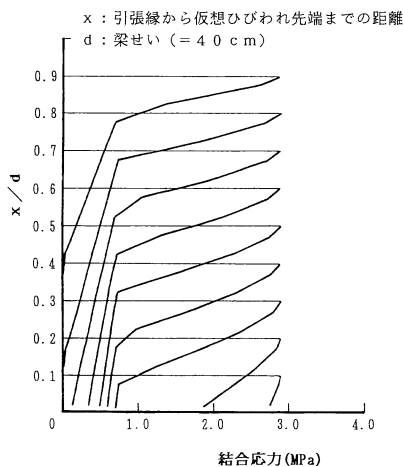


図-6 #3の梁の結合応力分布の計算結果

し、次式で与えられる。

$$J = \int_0^{\Psi} \sigma d\Psi \quad (21)$$

ここに、 J : J 積分, σ : 結合応力あるいは引張応力, Ψ : COD

ここで、ある基準梁に対する相対比（寸法効果を表す）を R を付して表示すると、(21) 式より、

$$RJ = R\sigma \cdot R\Psi \quad (22)$$

いま、 J 積分に寸法依存性がない、即ち $RJ=1$ とすると、

$$R\sigma \cdot R\Psi = 1 \quad (23)$$

∴ $R\Psi = 1/R\sigma$
 上式は、引張応力が寸法効果により小さくなると ($R\sigma < 1$)、COD は $R\sigma$ の逆数で増加することを意味している (図-7 参照)。

COD は、破壊進行域あるいは塑性ヒンジ域内部の幅方向のマイクロクラックの開口変位の総和とみなせるから、COD は、その領域の幅方向のマイクロクラックの発生量、ひいてはその領域の幅に比例するものと考えられる。これに関しては、Hu らも同様の見解を示している⁶⁾。また、個々のマイクロクラックの開口変位は、線形弾性破壊力学に従えば、応力拡大係数ひいては σ に比例するので、

$$\Psi \propto \sigma \cdot l_p \quad (24)$$

ここに、 l_p : 破壊進行域あるいは塑性ヒンジ域の幅従って、

$$R\Psi = R\sigma \cdot Rl_p \quad (25)$$

(23)、(25) 式より、

$$Rl_p = 1/(R\sigma)^2 \quad (26)$$

上式は、引張応力が寸法効果により小さくなると、塑性ヒンジ域の幅は、 $R\sigma$ の 2 乗の逆数で増加することを意味している。

また、

$$\Psi = l_p \cdot \epsilon_p \quad (27)$$

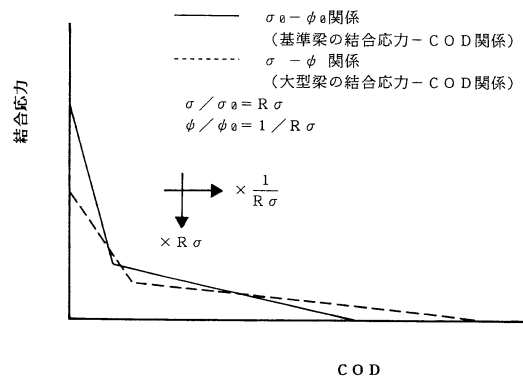


図-7 引張軟化曲線の寸法効果則

ここに、 ε_p ：マイクロクラックの開口に起因する非回復性のひずみあるいは塑性ひずみ

$$\therefore R\Psi = Rl_p \cdot R\varepsilon_p \quad (28)$$

(23), (26), (28) 式より、

$$R\varepsilon_p = R\sigma \quad (29)$$

ここで、ヤング係数の寸法効果が無視できるとすると、

$$RE = R\sigma / R\varepsilon_e = 1$$

$$\therefore R\varepsilon_e = R\sigma \quad (30)$$

ここに、 E ：ヤング係数、 ε_e ：弾性ひずみ

従って、弾性ひずみと塑性ひずみの寸法効果は、ともに引張応力の寸法効果に等しいので、全ひずみの寸法効果も引張応力の寸法効果に等しい。即ち、

$$R\varepsilon = R\sigma \quad (31)$$

ここに、 $\varepsilon = \varepsilon_e + \varepsilon_p$ ：全ひずみあるいは引張ひずみ

以上の結果より、 $R\sigma$ が定量化されれば、引張応力-ひずみ関係の寸法効果は、その関係を $R\sigma$ で相似縮小することにより考慮することができ、変位計算に必要な塑性ヒンチ域の幅の寸法効果も (26) 式により与えられる。そこで、ここでは、引張応力の寸法効果は引張強度の寸法効果に等しいとして、また、普通コンクリートについて、割裂引張強度と曲げ強度の寸法効果がほぼ等しいことが実験的に示されている¹⁾ので、基準梁に対する曲げ強度比の測定値により $R\sigma$ を定量化した。

3. 実験方法

3.1 SFRC の調査設計

SFRC の使用材料及び調査をそれぞれ表-1 及び表-2 に示す。鋼繊維には、繊維公称直径 (d_f) × 繊維長さ (l_f) が 0.6×30 mm の異形カットワイヤーを使用した。調査合は、繊維体積率 (V_f) を 2.0 %、水セメント比 (W/C)

表-1 使用材料

セメント	普通ポルトランドセメント	
骨材	川砂 表乾比重=2.53 吸水率=3.50 % 最大寸法=1.2 mm 粗粒率=1.70 実績率=60.7 %	川砂利 表乾比重=2.68 吸水率=1.42 % 最大寸法=20 mm 粗粒率=6.97 実績率=61.4 %
鋼繊維	異形カットワイヤー $d_f \times l_f = 0.6 \times 30$ mm 引張強度=12500 kgf/cm ²	

d_f ：繊維公称直径、 l_f ：繊維長さ

表-2 使用調査

V_f (%)	W/C (%)	s/a (%)	W (kg/m ³)	slump (cm)
2.0	50	60	274	17.4

V_f ：繊維体積率、 W/C ：水セメント比、

s/a ：最適細骨材率、 W ：単位水量

を 50 % 一定とし、スランプ 18 cm を目標に試し練りにより定めた。なお、混練には、容量 50 l の強制攪はん型ミキサーを使用した。

3.2 試験及び測定

圧縮試験には、直径×高さが 10×20 cm の円柱供試体を用いて、圧縮応力-ひずみ関係を測定し、圧縮強度、ヤング係数 (1/3 割線弾性係数)、強度時のひずみを求めた。なお、ひずみの測定には、コンプレッションメータを使用した。割裂引張試験には、圧縮試験と同一寸法の円柱供試体を用いて、最大荷重を測定し、割裂引張強度を求めた。

曲げ試験には、梁幅×梁せい×スパン長さが $10 \times 10 \times 30$ cm、 $10 \times 20 \times 60$ cm、 $10 \times 30 \times 90$ cm、 $10 \times 40 \times 120$ cm の梁を用いて、3点曲げ (スパン・高さ比=3) により、荷重-載荷点変位関係を測定した。なお、載荷点変位の計測は、変位測定用治具を直接試験体に取り付けて、支点及び載荷点のめり込み変位を除去した。また、 $10 \times 10 \times 30$ cm 梁 (基準梁) については、塑性ヒンチ域の幅を推定するために、圧縮縁から 1 cm の位置に貼付けたワイヤーストレインゲージ (ゲージ長 30 mm) によりひずみを測定した。

以上の試験体は、同一条件ごとに 3 個以上作製し、材齢 28 日 (湿潤養生) 後、試験時まで気中養生を行った。

4. 実験結果及び考察

4.1 実験結果

表-3 に、圧縮及び割裂引張試験結果を示す。また、

表-3 圧縮及び割裂引張試験結果

f_c (kgf/cm ²)	$E(\times 10^5)$ (kgf/cm ²)	ε_{co} ($\times 10^{-3}$)	n	f_{st} (kgf/cm ²)
490	2.67	2.70	3.67	66.2

f_c ：圧縮強度、 E ：ヤング係数 (1/3 割線弾性係数)、 ε_{co} ：強度時のひずみ、 n ：Popovics 式の実験定数、 f_{st} ：割裂引張強度

表-4 曲げ試験結果

梁寸法 $b \times d \times l$ (cm)	試験体個数	f_b (kgf/cm ²)	T_b (kgf·cm)	$\bar{\sigma}_b$ (kgf/cm ²)
$10 \times 10 \times 30$	8 体	91.8 (74.3-110)	313	70.4
$10 \times 20 \times 60$	4 体	77.9 (72.3-83.3)	805	45.3
$10 \times 30 \times 90$	3 体	70.2 (64.9-76.5)	1483	37.1
$10 \times 40 \times 120$	3 体	73.6 (54.7-83.5)	2046	28.8

b ：梁幅、 d ：梁せい、 l ：スパン長さ、 f_b ：曲げ強度、 T_b ：曲げタフネス (JCI に準拠)、 $\bar{\sigma}_b$ ：換算曲げ強度 (JCI 規準案に準拠)

* 測定値は、個々の荷重-変位曲線から得られた値の平均値。

* () 内の数値は、曲げ強度の測定値の最小及び最大値。

表-4には、曲げ試験結果を示す。曲げタフネス (T_b) は、基準変位に至るまでの荷重-変位曲線下の面積 (吸収エネルギー) であり、基準変位は、日本コンクリート工学協会 (JCI) の「繊維補強コンクリートに関する JCI 規準案」に準拠し⁷⁾、スパン長さの1/150とした。また、換算曲げ強度 ($\bar{\sigma}_b$) は、基準変位までの平均荷重 (曲げタフネス/基準変位) を曲げ強度に換算した値で、JCI 規準案で採用されている靱性指標である。なお、表中の数値は、個々の荷重-変位曲線から得られた測定値の平均を示している。同表から、曲げ強度以上に曲げ靱性の寸法効果が大きいことが分かる。

4.2 断面解析による引張軟化曲線の推定値

図-8に、10×10×30 cm 基準梁の荷重-変位曲線の測定値との一致から、断面解析により推定された引張応力-ひずみ関係を示す。なお、塑性ヒンチ域の幅 (l_p) は、 $x_n=1$ cm での載荷点変位の測定値と計算値の一致により、2.6 cm とした。図-9は、式 (27) の関係より、引張ひずみを COD に換算して得られた引張応力あるいは結合応力-COD 関係を示す。その特徴は、引張

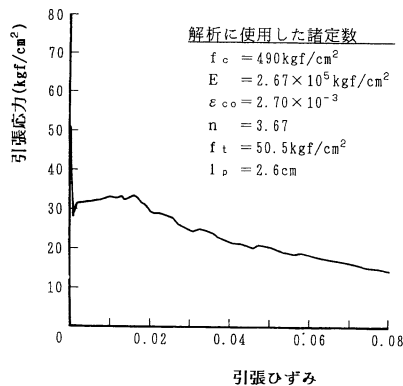


図-8 基準梁について推定された引張応力-ひずみ関係

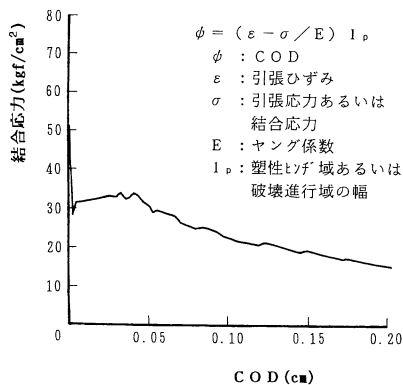


図-9 引張応力-ひずみ関係から換算された結合応力-COD 関係

強度以降一旦応力が急落した後、ひずみの増加とともに応力が増加するひずみ硬化に類似した現象を伴うが、ひずみの大きい範囲では、ひずみの増加とともに応力が減少するひずみ軟化特性が支配的となる。

4.3 荷重-変位曲線の測定値と計算値の比較

図-10, 11に、寸法の異なる SFRC 梁について荷重-変位曲線の測定値と断面解析及び結合力モデル解析による計算値の比較をそれぞれ示す。ここで、測定値は個々の荷重-変位曲線の測定値の範囲を薄墨で示している。また、断面解析による計算値は、基準梁について推定された引張軟化曲線 (図-8) と l_p をそのまま用いて寸法効果は無視した場合と、式 (31), (26) の関係により、引張軟化曲線と l_p の寸法効果を考慮した場合の両方の計算結果を示している。また、結合力モデル解析による計算値は、基準梁について推定された引張軟化曲線 (図-9) をそのまま用いて寸法効果は無視した場合と、式 (23) の関係により、引張軟化曲線の寸法効果を考慮した場合の両方の計算結果を示している。また、表-5には、曲げ強度の測定値と断面解析及び結合力モデル解析による計算値の比較を示す。なお、曲げ強度の測定値は、個々の荷重-変位関係の平均曲線の最大荷重から得られた値を示している。従って、個々の荷重-変位曲線の最大荷重から得られた曲げ強度の平均値を示す表-4の結果とは若干差異がある。これは、引張軟化曲線の推定が、個々の荷重-変位関係の平均曲線に基づいて行うのが妥当であると考えられるためである。なお、引張応力の寸法効果 ($R\sigma$) は、前述のように、基準梁に対する曲げ強度比 (Rf_b) に等しいとして、その値として表-4中の [] 内の数値を採用した。

図-12, 13に、最大荷重時における断面解析及び結合力モデル解析による軟化領域内部の引張応力あるいは結合応力分布の計算値を寸法効果は無視した場合と考慮した場合の両方についてそれぞれ示す。

以上の結果より、次のような考察が得られる。

① 10×10×30 cm 基準梁に対する断面解析及び結合力モデル解析による荷重-変位曲線及び曲げ強度の計算値の比較より、両者の間で比較的良い一致が得られ、簡便な断面解析により十分妥当な引張軟化曲線の推定が可能であるものと考えられる。また、両者における解析結果の差異は、断面解析における平面保持や塑性ヒンチ域の仮定及び結合力モデル解析における圧縮側コンクリートの線形弾性の仮定の近似性によるものと考えられる。

② 引張軟化曲線の寸法効果は無視した場合、断面解析では梁寸法によらず一定の曲げ強度を与え、梁寸法が大きくなるほど測定値に対して過大な計算結果を与え

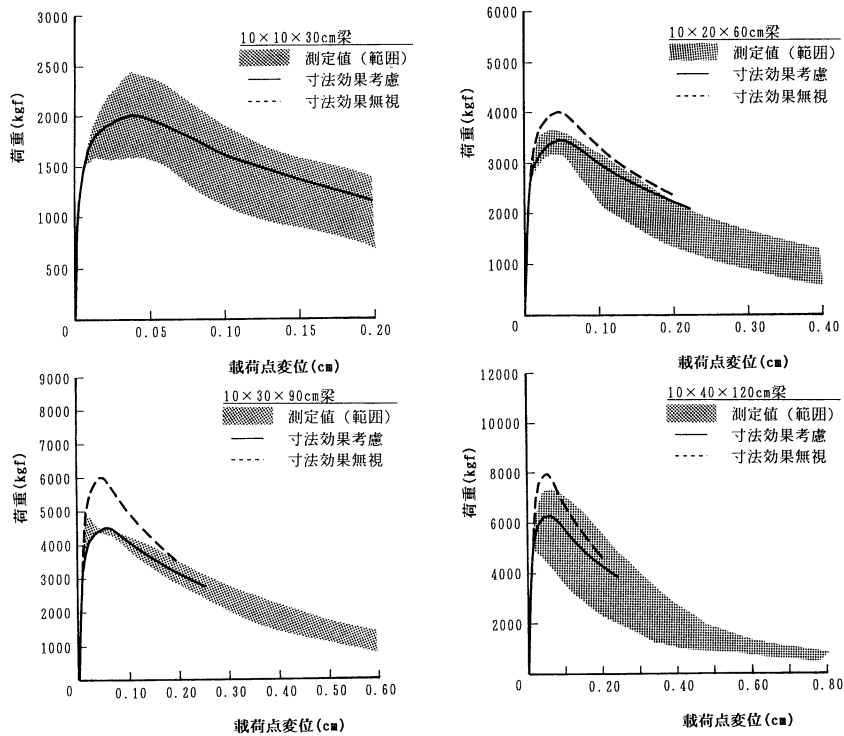


図-10 寸法の異なる SFRC 梁の荷重-変位曲線の測定値と断面解析による計算値の比較

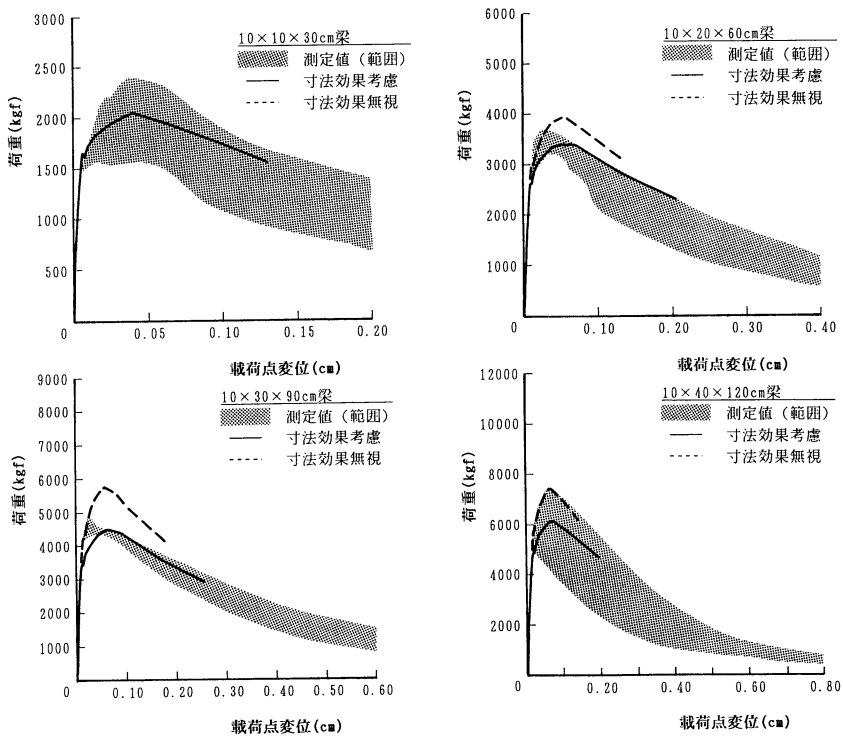


図-11 寸法の異なる SFRC 梁の荷重-変位曲線の測定値と結合力モデル解析による計算値の比較

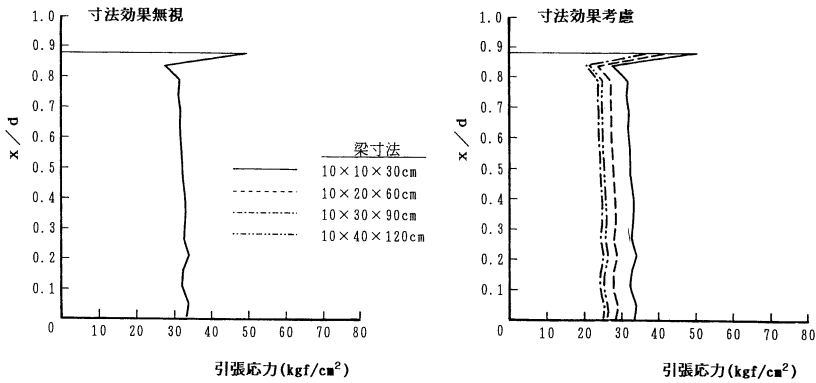


図-12 断面解析による引張応力分布の計算結果

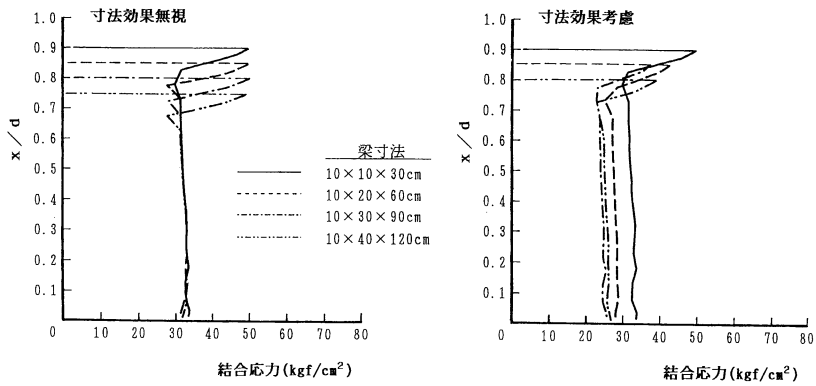


図-13 結合力モデル解析による結合応力分布の計算結果

表-5 曲げ強度の測定値と計算値の比較

梁寸法 $b \times d \times l$ (cm)	f_b (kgf/cm ²)				
	測定値	断面解析		結合力モデル解析	
		寸法効果無視	寸法効果考慮	寸法効果無視	寸法効果考慮
10×10×30	90.3 [1.0]	90.2 (1.00)		92.8 (1.03)	
10×20×60	77.5 [0.86]	90.2 (1.16)	77.6 (1.00)	89.2 (1.15)	77.0 (0.99)
10×30×90	68.0 [0.75]	90.2 (1.33)	68.1 (1.00)	86.4 (1.27)	67.7 (1.00)
10×40×120	71.0 [0.79]	90.2 (1.27)	71.1 (1.00)	83.9 (1.18)	68.3 (0.96)

- * 測定値は、荷重-変位関係の平均曲線の最大荷重から得られた値。
- * () 内の数値は、測定値に対する計算値の比。
- * [] 内の数値は、10×10×30 cm 基準梁に対する曲げ強度比の測定値。

る。これは、軟化領域の引張応力分布の計算値から分かるように、相似部材において相似的に対応する点の応力が等しいという材料力学の相似則に従うためである。一方、結合力モデル解析では、引張軟化曲線の寸法効果を見逃した場合でも曲げ強度の寸法効果がある程度再現することができる。これは、軟化領域の結合応力分布の計算値から分かるように、梁寸法が大きくなるほど軟化領域長さが相対的に小さくなるためであるが、依然として

曲げ強度は、計算値が測定値を上回り、その程度は梁寸法が大きくなるほど大きくなる。

③ 引張軟化曲線の寸法効果を考慮した場合、断面解析及び結合力モデル解析による荷重-変位曲線及び曲げ強度の計算値は、測定値とほぼ妥当な一致を示し、軟化領域内部の引張応力あるいは結合応力分布の計算値も引張軟化曲線の寸法効果を見逃した場合に比べて、両者の計算結果が漸近する傾向がみられる。このことより、破壊力学概念により誘導された両者における引張軟化曲線の寸法効果則の力学的等価性が解析的に、またその有効性が実験的に検証されたものと考えられる。

5. まとめ

本研究では、SFRC の引張軟化曲線を平面保持を仮定した断面解析による荷重-変位曲線の計算値と測定値の一致から定量化し、引張軟化曲線の寸法効果則を破壊力学概念により誘導した。また、その有効妥当性を結合力モデルの非線形解析と寸法の異なる SFRC 梁の曲げ試験結果との対応から検討した。その結果として、次のような知見が得られた。

- 1) 断面解析により推定された引張軟化曲線を引張り

ずみを COD に換算することにより結合力モデルの非線形解析に導入し、断面解析と結合力モデル解析の間に良い対応が得られた。なお、両者による解析結果の差異は、断面解析における平面保持や塑性ヒンジ域の仮定及び結合力モデル解析における領域幅のない仮想ひびわれや圧縮側コンクリートの線形弾性の仮定の近似性によるものと考えられる。

2) 引張軟化曲線の寸法効果を無視した場合、断面解析及び結合力モデル解析による荷重-変位曲線の計算値は、測定値を上回り、その程度は梁寸法が大きくなるほど大きくなる。そのとき、断面解析では、曲げ強度は梁寸法によらず一定となり、結合力モデル解析では、曲げ強度の寸法効果のある程度再現することができるが、測定値に比べて過小評価される。これは、前者では、材料力学の相似則により、相似的に対応する点の応力が等しいことに、また後者では、引張軟化領域長さが梁寸法の増加につれて相対的に小さくなることに起因している。

3) 引張軟化曲線の寸法効果を考慮した場合、断面解析及び結合力モデル解析による荷重-変位曲線の計算値と測定値の間に妥当な一致が得られる。また、軟化領域内部の応力分布も寸法効果を無視した場合に比べて、両者間で漸近する傾向がみられる。

〔謝 辞〕 本研究にあたっては、熊本大学工学部技官 甲斐定夫氏、当時熊本大学大学院生志垣隆浩氏（現在、

九州電力㈱）の協力をいただきました。また、平成6年度文部省科学研究費一般研究（C）〔研究代表者／熊本大学大津政康教授〕及び小川育英会研究助成金の援助を受けました。ここに記して感謝致します。

参 考 文 献

- 1) 日本コンクリート工学協会：破壊力学の応用研究委員会報告書，1993. 10
- 2) 浦野登志雄ほか：鋼繊維補強コンクリートの引張靱性とその寸法効果の評価に関する研究，日本建築学会構造系論文報告集，No. 442，pp. 1～12，1992. 12
- 3) 渡辺夏也ほか：コンクリートの引張強度に関する研究，セメント技術年報，Vol. 38，pp. 294～297，1984. 12
- 4) 村上 聖ほか：境界要素法の破壊力学問題への適用-J 積分法による応力拡大係数の解析-，日本建築学会構造系論文報告集，No. 404，pp. 25～31，1989. 10
- 5) 浦野登志雄ほか：鋼繊維補強コンクリートの引張軟化則とその寸法効果の曲げ解析への適用に関する研究，日本建築学会構造系論文報告集，No. 463，pp. 1～8，1994. 9
- 6) Hu, X. Z. and Wittmann, F. H. : Fracture Energy and Fracture Process Zone, Materials and Structures, RILEM, Vol. 25, No. 150, pp. 319-326, 1992. 7
- 7) 繊維補強コンクリート研究小委員会：繊維補強コンクリートに関する試験方法の JCI 規準案（その3）繊維補強コンクリートの曲げ強度及び曲げタフネス試験方法（案），コンクリート工学，Vol. 20, No. 10, pp. 4～7, 1982. 10

（原稿受理年月日：1994年11月14日）

Tension Softening Curve of Steel Fiber Reinforced Concrete and Its Size Effect Rule

By Kiyoshi Murakami, Toshio Urano, Yoshiyuki Mitsui and Takayuki Hirai

Concrete Research and Technology, Vol. 6, No. 2, July 1995

Synopsis The purpose of this study is to establish a sectional analysis of a beam considering a tension softening curve and its size effect of steel fiber reinforced concrete (SFRC). In this paper a method to estimate a tension softening curve of SFRC was proposed, which is based on an agreement between both load-deflection curves measured and calculated by the sectional analysis. Validity of the present method was investigated from a comparison between both load-deflection curves measured and calculated by the cohesive force model analysis into which the estimated tension softening curve was introduced. Furthermore a size effect rule of the tension softening curve was induced based on a fracture mechanics concept, and its applicability was experimentally verified using SFRC beams of various sizes from a comparison between both load-deflection curves measured and calculated.

Keywords : steel fiber reinforced concrete, sectional analysis, fracture mechanics, cohesive force model, tension softening curve, size effect