

破壊エネルギー解析法による炭素繊維シート補強をした
RC構成材の引張特性に関する研究Fracture Energy Approach for Predicting Fracture Response
of RC Tensile Members Strengthened with CFRP Sheet.

吉澤弘之*、呉 智深**

Hiroyuki Yoshizawa and Wu Zhishen

*工修 トウシート事業室 東燃株式会社 (〒100 東京都千代田区一ツ橋一の一の一)

**工博 茨城大学助教授 工学部都市システム工学科 (〒316 茨城県日立市中成沢町 4-12-1)

A fracture energy approach is developed to predict fracture response of RC members under tensile loading which are strengthened with epoxy bonded carbon fiber reinforced plastic (CFRP) sheet. This procedure is based on the concept of fracture mechanics, and the strain energy release rate during cracking is considered to be equal to the sum of the rates of debonding energy, sliding energy between steel bars and concrete, debonding energy between a carbon fiber sheet and concrete, and the fracture resistance of concrete, in view of energy equilibrium. The debonding energy on the debonding interface of carbon fiber sheet and concrete is considered as the critical strain rate for the interface, G_{IIC} , which was calibrated using double-shear specimens pulled in tension⁵⁾. It is found that the analytical method can be used directly to predict crack width, crack spacing, and the reinforcement effect and the crack restraint effect of carbon fiber sheet. Some numerical examples are tested to demonstrate the effectiveness and versatility of the proposed analytical method.

Key Words: Carbon Fiber Sheet, Fracture Energy Approach, RC members, Fracturing, Debonding

1. 前書き

近年、RC構造物の梁やスラブ、橋梁の補修、補強に炭素繊維シートが用いられている。炭素繊維シートの補強効果は、RC構造物の耐力と靱性の向上、剛性の向上、及びひび割れの拘束効果等が考えられる。炭素繊維シートは鋼の十倍以上の引張強度を持ち、主にRC部材の引張荷重作用部の補強に用いられている。例えばコンクリートのひび割れ部の炭素繊維シートには大きな緊張力が発生し、それによりひび割れの開口が抑制される。この炭素繊維シートで補強したRC部材のひび割れ拘束効果に関する実験的な報告¹⁾²⁾³⁾はなされているが、ひび割れ幅、負荷応力、炭素繊維シートの剥離長さ等に関する定量的な報告はほとんど行われていないのが現状である。

RC部材に引張荷重が作用し、RC部材にひび割れが生じると、ひび割れ近傍の炭素繊維シートはコンクリートの界面で剥離破壊を起こす。このひび割れ近傍の炭素繊維シートの剥離端部にはせん断応力が作用する⁴⁾。炭素繊維シートとコンクリートのせん断剥離破壊に関しては、通常平均せん断応力で整理し設計を行っている。しかし、実際の剥離挙動は脆性的なモードII型の剥離進展であり、定量的な評価には破壊力学的な取扱いが必要と

考えられる。最近著者らは炭素繊維シートとコンクリート界面のモードIIにおける剥離破壊エネルギーを実験的に算出している⁵⁾。本研究ではこれを用いて引張荷重を受けるRC部材の、炭素繊維シートによるひび割れ拘束効果、及び剛性の向上効果を直接的に算定することを主目的とし、破壊力学に基づいた解析手法の開発を試みた。定式化においてコンクリートのひずみエネルギー、鉄筋の剥離エネルギー、鉄筋の付着すべりエネルギー、及びコンクリートのひび割れ進展抵抗との破壊エネルギーの釣合いをを用いて検討を行った。

2. 解析の手法

Ouyang 等⁶⁾は破壊力学に基づいた破壊エネルギー法を用いて、引張応力負荷時のRC構成材のひび割れ挙動を鉄筋降伏前まで解析し応力ひずみの関係を求め、実験と比較し良い一致を示している。更にひび割れの平均間隔の算出、最小鉄筋補強量に対する寸法効果の算定を可能としている。

本論文ではOuyang等の手法を発展させ炭素繊維シートで補強したRC構成材の引張特性に関する解析モデルの構築を試みた。この際に炭素繊維シートとコンクリート

間の界面剥離破壊エネルギーと、炭素繊維シートによるひび割れの拘束効果及び剛性補強効果を考慮した。

炭素繊維シートとコンクリートの剥離破壊エネルギーは、福沢、及び著者等が実験的に算出した炭素繊維シートとコンクリートのモード II のせん断剥離エネルギー G_{IIc} を使用した。

2.1 エネルギーのバランス、構成材のひずみ

図 1 に示す炭素繊維シート補強を行った RC 構成材に引張応力 σ を負荷し、 N 個のひび割れを生じた構造体のコンクリート、鉄筋、炭素繊維シートの平均ひずみを ε_c 、 ε_s 、 ε_{cf} とする。ひび割れ数が N の時、ひび割れの開口幅を w_o とすると各構成材に生じるひずみの平均値は以下の通りとなる。この時、 E_s : 鉄筋の弾性率、 E_c : コンクリートの弾性率、 E_{cf} : 炭素繊維シートの弾性率、 V_s : 鉄筋の体積比、 V_f : 炭素繊維シートの体積比とする。

$$\varepsilon_s = \varepsilon_{cf} = \varepsilon_c + \frac{Nw_o}{L} \quad (1)$$

ここでコンクリートの平均ひずみ ε_c はひび割れ幅 w_o の影響を受けず、鉄筋、及び炭素繊維シートのひずみはひび割れ幅 w_o が考慮されている。ここで図 1 において各記号は以下を表す。

L : 構成材の長さ t : 部材高さ
 b : 部材幅 S : ひび割れの平均間隔

ひび割れの平均間隔 S は

$$S = \frac{L}{N+1} \quad (2)$$

引張荷重を受け、ひび割れの生じた炭素繊維シート補強 RC 構成材では、ひび割れ部分で鉄筋の剥離破壊、鉄筋とコンクリート界面の付着すべり、炭素繊維シートとコンクリート界面の剥離破壊が生じるとともに、ひび割れの本数と幅が徐々に増加していく。

破壊力学的観点から、ひび割れ進展時に解放されるひずみエネルギーは (3) 式に示すように、鉄筋とコンクリートの界面の剥離破壊エネルギー及びすべりエネルギー、炭素繊維シートとコンクリートの剥離破壊エネルギー、コンクリートのひび割れ進展抵抗と等しくなる。

$$-\frac{1}{bt} \frac{\partial \phi_c}{\partial N} = R_{icf} + \frac{1}{bt} \frac{\partial (\phi_s + \phi_{ds} + \phi_{dcf})}{\partial N} \quad (3)$$

ここで

ϕ_c : 鉄筋の剥離及び付着すべり、炭素繊維シートの剥離を考慮しない N 個のひび割れを有するコンクリートのひずみエネルギー
 ϕ_s : N 個のひび割れを有する部材の剥離した鉄筋とコンクリートの界面での摩擦エネルギー

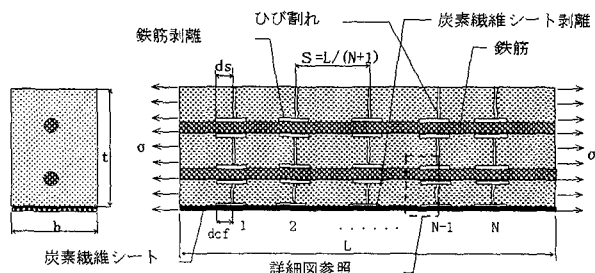


図 1 炭素繊維シート補強 RC 構成材形状図

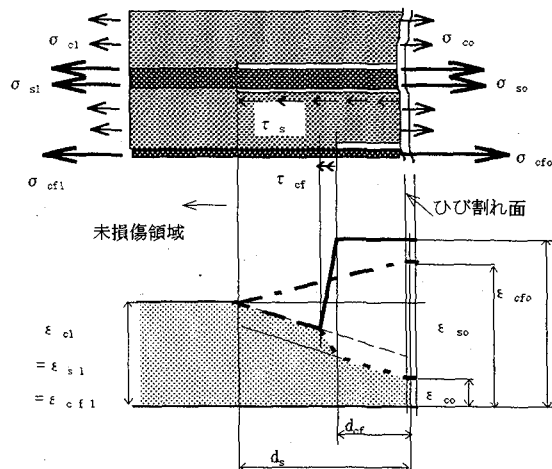


図 2 ひび割れ近傍詳細図、及びひずみ分布

一の総和

ϕ_{ds} : N 個のひび割れを有する部材の鉄筋の剥離エネルギーの総和

ϕ_{dcf} : N 個のひび割れを有する部材の炭素繊維シートとコンクリートの破壊エネルギーの総和

R_{icf} : 無補強コンクリートのひび割れ進展抵抗値

ひび割れ付近及び未損傷部分のひずみ及び応力分布を図 2 に示す。コンクリートのひび割れ面上の引張ひずみ、及び応力は通常無いものとして解析されているが、本検討においてコンクリートのひび割れが進展している場合のひび割れ先端部ではひび割れ内面に働く結合力 (Dugdale-Barenbaltt モデル等) が働くという研究報告⁷⁾⁸⁾⁹⁾を考慮に入れ ε_{co} 、 σ_{co} として扱った。図 2 において記号の意味は次のようである。

ε_{co} 、 σ_{co} : ひび割れ断面のコンクリートひずみ、応力

ε_{so} 、 σ_{so} : ひび割れ断面の鉄筋ひずみ、応力

ε_{cfo} 、 σ_{cfo} : ひび割れ断面の炭素繊維シートひずみ、応力

ε_{cl} 、 σ_{cl} : 未損傷断面のコンクリートひずみ、応力

ε_{sl} 、 σ_{sl} : 未損傷断面の鉄筋ひずみ、応力

ε_{cfl} 、 σ_{cfl} : 未損傷断面の炭素繊維シートひずみ、応力

d_s : 鉄筋の剥離長さ
 d_{cf} : 炭素繊維シートの剥離長さ
 τ_s : 鉄筋とコンクリート界面に働くせん断応力
 τ_{cf} : 炭素繊維シートの剥離端部に生じるせん断応力

2.2 コンクリートのひずみエネルギー

ひび割れ数が N の時の、鉄筋の剥離破壊エネルギー及び付着滑りひずみエネルギー、炭素繊維シートの剥離を考慮に入れないコンクリートのひずみエネルギーは下式で表される

$$\varphi_c = \frac{Lbt(1-V_s-V_f)\sigma_c\varepsilon_c}{2} = \frac{Lbt(1-V_s-V_f)\varepsilon_c^2}{2M_c} \quad (4)$$

この時、コンクリートのコンプライアンス M_c は Ouyang 等の求めた以下の式を使用した。

$$M_c = \frac{e^{2N}}{E_c} \quad (5)$$

$$\xi = \frac{2}{Lb} \left[\int_0^{a_c} aF^2(a)da + (b-a_c)a_cF^2(a) \right] \quad (6)$$

$F(a)$ はひび割れ長さ a の片ひび割れ部材に引張荷重を負荷した際の応力拡大係数算出時に用いる形状補正係数で、 b は部材幅、 a_c は補強材のない片ひび割れコンクリート部材に引張荷重を負荷した際に、安定ひび割れが進展できる限界ひび割れ長さである。

$$F(a) = \sqrt{\pi} \left[1.12 - 0.231\frac{a}{b} + 10.55\left(\frac{a}{b}\right)^2 - 21.72\left(\frac{a}{b}\right)^3 + 30.39\left(\frac{a}{b}\right)^4 \right] \quad (7)$$

2.3 炭素繊維シートの剥離破壊エネルギー

ひび割れ数が N 個であるときの炭素繊維シートの剥離破壊エネルギー φ_{dcf} は以下の式で算出した。

$$\varphi_{dcf} = 2Nbd_{cf}\gamma_{cf} \quad (8)$$

ここで γ_{cf} は炭素繊維シートの単位面積当たりの剥離破壊エネルギーであり、 d_{cf} は炭素繊維シートの剥離長さである。

鉄筋降伏前の炭素繊維シートの剥離長さは非常に小さいことが報告されているため²⁾ 今回の解析では $d_{cf} \leq d_s$ (鉄筋の剥離長さ) の条件とした。

炭素繊維シートのモード II での剥離破壊エネルギー G_{IIc} は図 3 および表 1 に示す形状寸法の試験片¹⁰⁾ 用いて福沢、及び著者らが実験及び (9) 式より算出した約

6.0N/mm=0.006N/mm の値を使用した。ここで F_d は最大剥離荷重、 G_c はコンクリートのせん断弾性率、 $2a_0$ は予亀裂長さ、 h_1 、 h_2 、 h_3 は試験片コンクリート部の幅、厚さ、長さである。

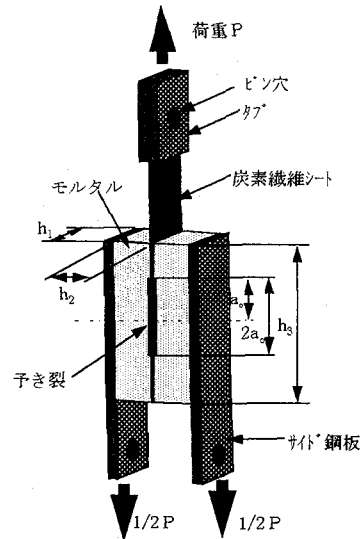


図 3 ダブルせん断試験片

表 1 ダブルせん断試験片寸法 単位 mm

	h_1	h_2	h_3	$2a_0$
標準試験体	50	25	150	62.5
				75
				100
2倍試験体	100	50	300	125
				150
				200

$$G_{IIc} = \frac{F_d^2 h_2}{4G_c h_1^2 (h_3 - 2a_0)^2} \quad (9)$$

下式のように炭素繊維シートの剥離破壊エネルギーを仮定する。

$$G_{IIc} = \gamma_{cf} \quad (10)$$

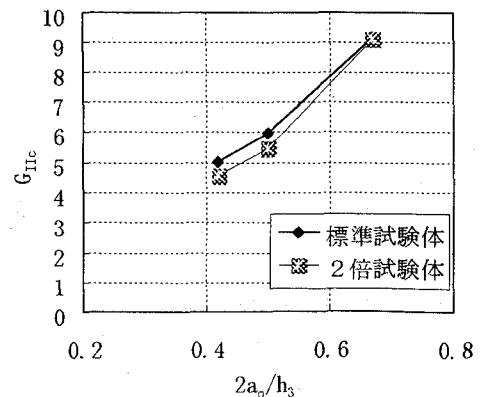


図 4 予亀裂長さ比と G_{IIc} の関係

2.4 鉄筋の剥離破壊エネルギー

鉄筋一本あたりの一つのひび割れあたりの剥離面積は $2 \times 2 \pi r d_s$ であり、鉄筋の本数は $V_s b t / (\pi r^2)$ である。鉄筋の単位面積当たりの剥離破壊エネルギーを γ_s とすると鉄筋の剥離破壊エネルギー ϕ_{ds} は

$$\phi_{ds} = \frac{4 N V_s d_s \gamma_s b t}{r} \quad (11)$$

r は鉄筋の半径、 d_s は鉄筋の剥離長さである。この剥離長さは炭素繊維シートで補強を行わない場合は、さまざまな研究が行われているが、炭素繊維シート補強を行った際の研究はほとんど行われていない。今回この剥離長さとしては炭素繊維シートで補強していない RC 構材材より Gilbert⁽¹¹⁾ 等が算出した以下の式を用いた。

$$d_s = \frac{r}{20 V_s} \quad (12)$$

この式では鉄筋の剥離長さは鉄筋の応力に関係なく固定値となっている。

炭素繊維シート補強を行った際には、鉄筋の剥離長さ d_s は当然炭素繊維シートの体積含有率 V_f に影響を受けることが考えられる。また、本検討モデルではひび割れ数 N 及びひび割れの平均間隔 S は最終的にこの剥離長さ d_s により決まるが、炭素繊維シート補強を行った際には、ひび割れの平均間隔が補強が無い場合に比較してかなり小さくなる報告⁽¹²⁾ もあるため、今後実験により確認する予定である。

2.5 鉄筋の剥離界面における付着すべりエネルギー

ひび割れ幅 w_o は図5に示すように鉄筋の変位 U_{so} とコンクリートのすべり量 U_{co} の合計で下式のように書ける。

$$w_o = 2(U_{co} + U_{so}) \approx d_s(\varepsilon_{so} - \varepsilon_{co}) = d_s\left(\frac{\sigma_{so}}{E_s} - \frac{\sigma_{co}}{E_c}\right) \quad (13)$$

ひび割れ部の応力は

$$\sigma = \sigma_{so} V_s + \sigma_{co}(1 - V_s - V_f) + \sigma_{cf} V_f \quad (14)$$

ひび割れ面上のコンクリート部の応力は Hilsdorf⁽¹³⁾ 等の式により

$$\sigma_{co} = k f_t \left(1 - \frac{w_o}{w_c}\right) \quad (15)$$

この式で w_c は限界ひび割れ幅で、ひび割れ幅 w_o がこの幅と以上になると、ひび割れ近傍のコンクリート応力度が 0 になる。 f_t はコンクリートの引張強度、 k は 1 以下の定数である。今回 k は 0.25 の値を使用した。ひび割れ近傍のコンクリートの弾性率 E_c^* 及び炭素繊維

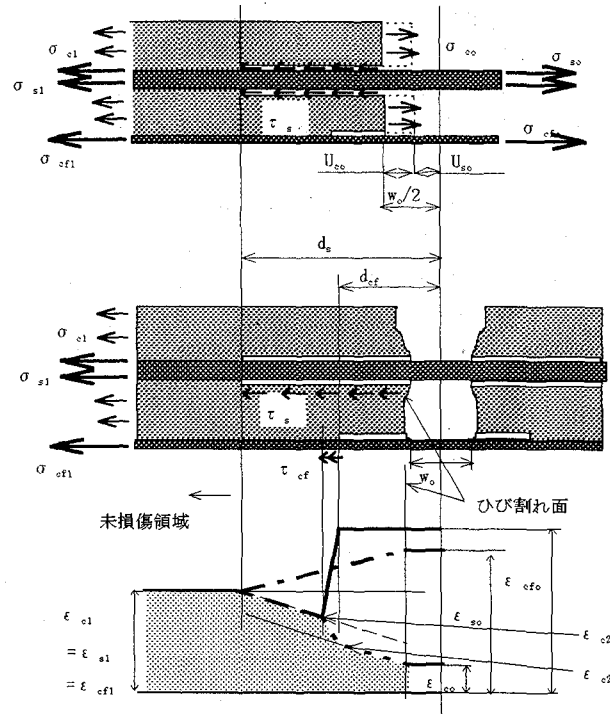


図5 鉄筋の滑り量及びひび割れ近傍詳細図

シートとコンクリートの界面き裂先端部に生じるコンクリートのひずみ ε_{c2}' は

$$\varepsilon_{c2}' = \varepsilon_{c1} - \frac{\tau_s(d_s - d_{cf})2\pi r}{E_{cf} b t V_f + E_c^* b t (1 - V_s - V_f)} \frac{V_s b t}{\pi r^2} \quad (16)$$

ひび割れ部の炭素繊維シートのひずみ ε_{cf0} は

$$\varepsilon_{cf0} = \frac{w_o}{2d_{cf}} + \varepsilon_{c2}' \quad (17)$$

炭素繊維シートの剥離先端付近に働くせん断力 τ_{cf} の分布が無くなる場所のコンクリート部のひずみ ε_{c2} をここで $\varepsilon_{c2} \approx \varepsilon_{c2}'$ とすると

$$\varepsilon_{cf0} = \frac{w_o}{2d_{cf}} + \varepsilon_{c1} - \frac{\tau_s(d_s - d_{cf})2\pi r}{E_{cf} b t V_f + E_c^* b t (1 - V_s - V_f)} \frac{V_s b t}{\pi r^2} \quad (18)$$

ε_{c1} は未損傷部分のコンクリートのひずみで

$$\varepsilon_{c1} = \frac{\sigma}{E_s V_s + E_{cf} V_f + E_c(1 - V_s - V_f)} \quad (19)$$

(18)式に示すひび割れ部の炭素繊維シートのひずみ式の第三項において $E_c^* = E_c$ を仮定すると、第三項は他二項に比べて微小であるため今回は省略した。

$$\frac{\tau_s(d_s - d_{cf})2\pi r}{E_{cf} b t V_f + E_c^* b t (1 - V_s - V_f)} \frac{V_s b t}{\pi r^2} \approx 0 \quad (20)$$

ひび割れ部の炭素繊維シートの応力は

$$\sigma_{cf0} = \left(\frac{w_o}{2d_{cf}} + \varepsilon_{c1}\right) E_{cf} \quad (21)$$

平均応力は

$$\sigma = \sigma_s V_s + \sigma_c (1 - V_s - V_f) + \frac{E_{cf}}{E_s} \sigma_s V_f \quad (22)$$

(14) ~ (22) 式よりから σ_{so} 及び σ_{∞} を算出し (13) 式に代入する。(23) ~ (24)、(14) 式のコンクリート、鉄筋の平均応力 σ_c 、 σ_s 及びひび割れ部のコンクリート応力 σ_{so} を代入し w_o を算出する。

$$\sigma_c = \frac{\varepsilon_c}{M_c} \quad (23)$$

$$\sigma_s = E_s (\varepsilon_c + \frac{N w_o}{L}) \quad (24)$$

$$w_o = \frac{C_5 + \frac{C_6}{M_c}}{C_3 N + C_4} \quad (25)$$

ここで

$$C_1 = E_s V_s + E_{cf} V_f + E_c (1 - V_s - V_f) \quad (26)$$

$$C_2 = E_s V_s \quad (27)$$

$$C_3 = \frac{1}{C_1 C_2 L} (-E_s E_{cf} V_s V_f + E_{cf}^2 V_f^2 - E_{cf} V_f C_1 - E_s V_s C_1) \quad (28)$$

$$C_4 = \frac{1}{d} - \frac{k f_t}{C_2 w_c} (1 - V_s - V_f + \frac{C_2}{E_c}) + \frac{E_c V_f}{2 C_2 d_{cf}} \quad (29)$$

$$C_5 = \frac{1}{C_2} \left[\varepsilon_c (E_s V_s + E_{cf} V_f - \frac{E_s E_{cf} V_s V_f}{C_1} - \frac{E_{cf}^2 V_f^2}{C_1}) + K f_t (V_f + V_s - 1 - \frac{E_s V_s}{E_c}) \right] \quad (30)$$

$$C_6 = \frac{\varepsilon_c}{C_1 C_2} (E_{cf} V_s V_f - E_{cf} V_f - C_1 V_s + C_1) \quad (31)$$

$$\varphi_s = \frac{4 N V_s b t}{r} \int_0^d \tau_s (u_s - u_c) dx \quad (32)$$

$$= \frac{4 N V_s b t d_s^2 (\varepsilon_{so} - \varepsilon_o)}{r 6} \quad (33)$$

鉄筋とコンクリート界面のすべりエネルギーは(11)式及び w_o の値を用いて次式のようになる。

$$\varphi_s = \frac{2}{3r} V_s \tau_s N b t d_s \frac{(C_5 + \frac{C_6}{e^{2N}} E_c)}{C_3 N + C_4} \quad (34)$$

$$\frac{d}{dN} \varphi_s = \frac{2}{3r} V_s \tau_s b t d_s \left[\frac{(C_5 + \frac{C_6}{e^{2N}} E_c)}{C_3 N + C_4} - \frac{C_6 N E_c \xi}{(C_3 N + C_4) e^{2N}} - C_3 N \frac{(C_5 + \frac{C_6}{e^{2N}} E_c)}{(C_3 N + C_4)^2} \right] \quad (35)$$

2.6 コンクリートの破壊抵抗値

Ouyang、Shah 等はコンクリートを準脆性的な材料として求めたエネルギー解放率 G と、ひび割れ進展抵抗の R 曲線より、 a_o の大きさの粗骨材が入った図 6 に示す有限寸法のコンクリート部材のひび割れ進展抵抗値 R_{Icf} の値を算出し、実験とよい一致を得ている。今回の解析では Ouyang、Shah 等¹⁴⁾ の算出した表の値を用いた。

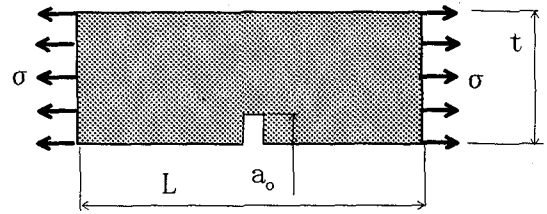


図 6 有限片ひび割れ試験体

表 2 コンクリートのひび割れ進展抵抗値 R_{Icf}

部材幅 b (mm)	部材高さ t (mm)	粗骨材径 a_o (mm)	コンクリート引張 強度 f_t (MPa)	R_{Icf} (N/mm)
76	76	10.9	2.18	0.0078
102	102	12.1	2.30	0.009

3. 構成部材の応力、ひび割れ幅の算出

(4)、(8)、(11)、(34) 式を N で微分し (3) 式に代入したものを (36) 式に示す。

$$\frac{L \xi (1 - V_s - V_{cf}) E_c \varepsilon_c^2}{2 e^{2N}} - \frac{2}{3r} V_s \tau_s b t d_s \left[\frac{(C_5 + \frac{C_6}{e^{2N}} E_c)}{C_3 N + C_4} - \frac{C_6 N E_c \xi}{(C_3 N + C_4) e^{2N}} - C_3 N \frac{(C_5 + \frac{C_6}{e^{2N}} E_c)}{(C_3 N + C_4)^2} \right] - \frac{4 V_s d_s \gamma_s b t}{r} - 2 \frac{b}{t} d_{cf} \gamma_{cf} - R_{Icf} = 0 \quad (36)$$

(36)式の成立条件は以下に示す3式である

$$w_o \leq w_c \quad (37)$$

$$2d_s \leq S \quad (38)$$

$$C_3N + C_4 \neq 0 \quad (39)$$

(36)、(25)式から求めた ε_c 、 w_o を用いてひび割れ個数が N の際のコンクリート、鉄筋、炭素繊維シートの応力、及び平均応力を算出する。

$$\sigma_c = \frac{\varepsilon_c}{M_c} = E_c \varepsilon_c e^{-\varepsilon_c} \quad (40)$$

$$\sigma_s = E_s \varepsilon_s = E_s \left(\varepsilon_c + \frac{Nw_o}{L} \right) \quad (41)$$

$$\sigma_{cf} = E_{cf} \varepsilon_{cf} = E_{cf} \left(\varepsilon_c + \frac{Nw_o}{L} \right) \quad (42)$$

$$\sigma = \sigma_s V_s + \sigma_c (1 - V_s - V_f) + \sigma_{cf} V_f \quad (43)$$

以上の検討より炭素繊維シート補強RC部材の引張特性を算出する解析のフロー図を図7に示す。

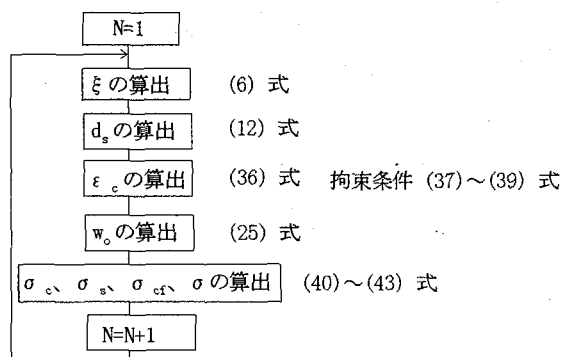


図7 解析フロー図

4. 解析結果

検討した破壊エネルギー解析法の有用性及びその安定性を検証するためいくつかの炭素繊維シート補強をしたRC引張構造モデルを用いて数値解析を行った。検討に使用した炭素繊維シートは一般的な2種類のものを使用し、その物性を表3に示す。炭素繊維シートの1層当たりの厚さは、炭素繊維量が100%であると仮定した値を用い、炭素繊維シートと樹脂の複合材であるFRP (Fiber Reinforced Plastic)の樹脂剛性は寄与分が非常に小さいことから今回の解析では除いている。

今回の解析では $E_c=33$ GPa、 $E_s=210$ GPaとし、 $\tau_s=2.5$ MPa、 $r=9.4$ mm、 $w_c=0.12$ mmとした。解析に使用した部材は正方形断面であり部材長さ L は470 mmとしている。

図8では高強度炭素繊維シート2層で補強を行った場合と炭素繊維シート補強の無い場合を比較した解析結果を示している。炭素繊維シート補強を行った場合は無補

表3 炭素繊維シートの物性

		高強度タイプ ^a	高弾性タイプ ^a
弾性率	GPa	230	380
設計強度	MPa	3500	3000
厚さ	cm	0.0111	0.0165

強のものに比較して、ひび割れが生じた後の剛性が無補強のものより向上しており炭素繊維シートの剛性向上効果が確認できる。

一方、炭素繊維シートの剥離長さ d_{cf} の違いが、ひび割れ後の剛性におよぼす影響はほとんど無いが、剥離長さが短い方がひび割れ拘束効果が強いいため、ひび割れ後の部材のコンプライアンスは剥離長さが長いものに比べ若干小さくなっている。

図9は高弾性炭素繊維シートを2層補強したケースである。炭素繊維シート以外の条件図8と同様であるが、炭素繊維シートの剛性、及び炭素繊維シートの厚みが厚い分だけ補強の効果が高いことを示している。

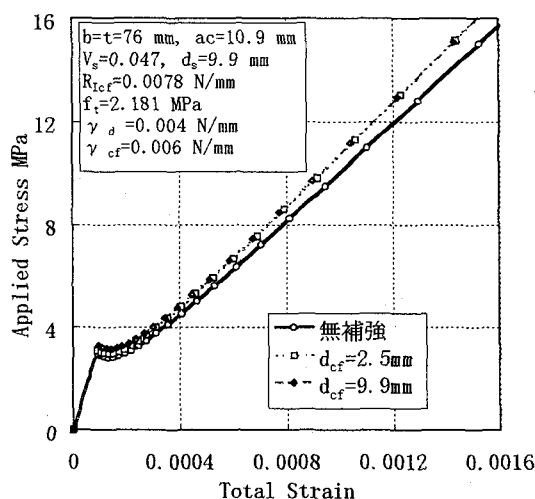


図8 応力-ひずみ関係-高強度炭素繊維シート2層補強 ($V_s=0.047$)

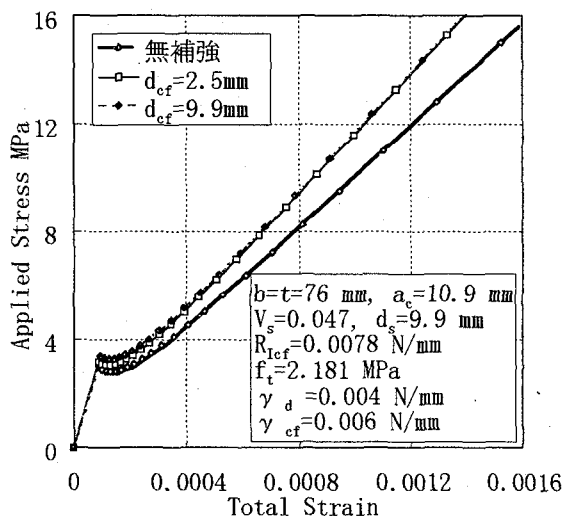


図9 応力-ひずみ関係 高弾性炭素繊維シート2層補強 ($V_s=0.047$)

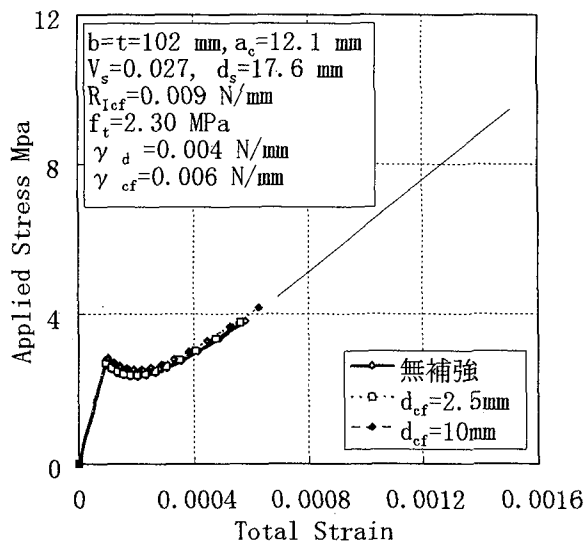


図10 応力-ひずみの関係 高弾性炭素繊維シート 2層補強 ($V_s=0.027$)

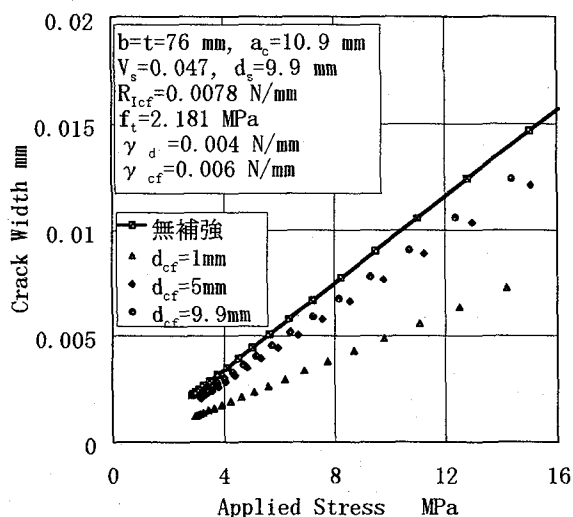


図11 ひび割れ幅と負荷応力の関係 高弾性炭素繊維シート 2層補強 ($V_s=0.047$)

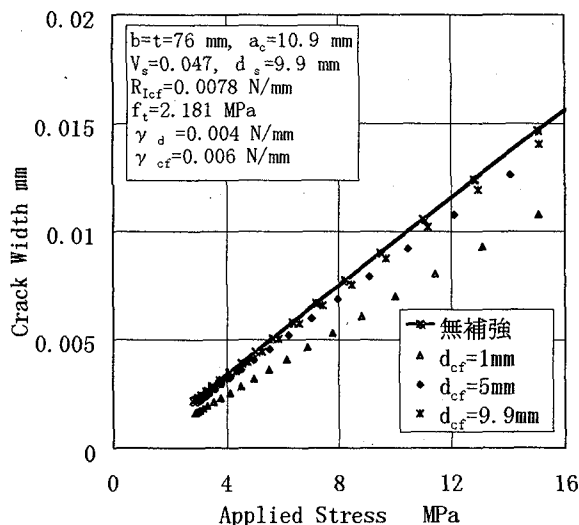


図12 ひび割れ幅と負荷応力の関係 高強度炭素繊維シート 2層補強 ($V_s=0.047$)

図10は鉄筋の体積比 V_s を図8、9のものより約半分に減少させた場合の応力-ひずみの関係である。 V_s が小さいため鉄筋の剥離長さ d_s の値が大きくなるので、ひび割れ数 N が小さい数で飽和してしまう(2)式、(38)式参照)。実際には鉄筋比が下れば、炭素繊維シートの寄与分が大きくなり、炭素繊維シートの剛性補強効果も大きくなることが予想されるが、この解析では炭素繊維シートの補強効果が無補強のものに比べて余り発揮されていない。これは d_s の算出式(12)において、炭素繊維シートの体積比 V_s 及び炭素繊維シートの剥離長さ d_{cf} を考慮する必要があることを示唆している。このため、今回の結果を実験と比較し、(12)式を修正することが必要であると考えられる。

図11及び図12はひび割れの開口幅と負荷応力の関係を示している。図11は高弾性炭素繊維シートを2層積層したケース、図12は高強度炭素繊維シートを2層積層したケースである。炭素繊維シートによるひび割れ拘束効果は炭素繊維シートの剥離長さ d_{cf} によって大きく変化し、剥離長さが短い方が拘束効果は高い。また、シート剛性の高い高弾性炭素繊維シートの方がひび割れ拘束効果が高くなっている。

図13は高弾性炭素繊維シートを2層積層した場合のひび割れ断面部の炭素繊維シートの応力と負荷応力との関係を示している。この図よりひび割れ先端部の炭素繊維シートの応力は非常に高くなることが判明する。今回の解析で仮定した高弾性炭素繊維シートは、表3に示すように非常に強度も高いため破断しないが、ひび割れ先端部の応力が炭素繊維シートの強度を超えた場合、炭素繊維補強RC部材の最終破壊は炭素繊維シート剥離破壊ではなく、炭素繊維シートの破断により生じることになる。

したがって、もっとも脆性的であると考えられる炭素繊維シートの破断によるRC部材の最終破壊を避けるためには、強度の高い炭素繊維シートを使用する必要がある。また、強度の低い炭素繊維シートを使用する場合には、ひび割れ部の炭素繊維シート剥離長さをある程度長くするように意図的に界面の接着強度をコントロールする必要があると考えられる。

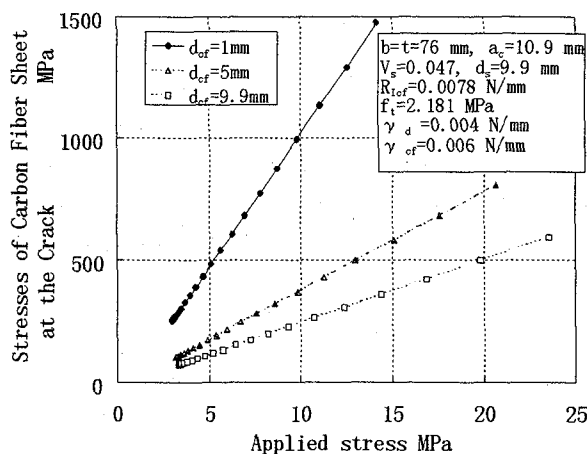


図13 ひび割れ部の炭素繊維シート応力と負荷応力の関係 高弾性炭素繊維シート 2層補強 ($V_s=0.047$)

5. 結論

炭素繊維シート補強を行った引張荷重が作用するRC部材の破壊挙動を、破壊エネルギー解析法によって算出する手法に関して検討した。また構築した手法を用いてその有効性を確認するため、数種の炭素繊維シート補強をしたRC引張部材の数値解析を行った結果以下の結論を得た。

- 1) 本手法により炭素繊維シート補強をしたRC引張部材の炭素繊維シートのひび割れ拘束効果、剛性の向上効果を算出することができた。
- 2) 炭素繊維シートの剥離長さ d_{cf} がひび割れの拘束効果、及びひび割れ面状の炭素繊維シート応力に大きな影響を与えることが確認された。

6. 今後の方針

本検討により引張荷重が作用する炭素繊維シート補強RC部材の挙動が明らかになってきた。しかし、今後以下に示すような手法を用いて、更に精度の良い詳細な挙動に関して検討したいと考えている。

- 1) 今回の解析結果と実験との比較を行い炭素繊維シート補強時の鉄筋の剥離長さ d_s を決定する。また d_s をひび割れ部の鉄筋の応力により変化させる。
- 2) 炭素繊維シートの剥離長さ d_{cf} を実験により決定する。また、 d_{cf} をひび割れ部の炭素繊維シートの応力により変化させる。
- 3) 鉄筋の降伏後の終局限界状態まで引張挙動に関し検討する。
- 4) ひび割れ部の張力により炭素繊維シートが破断しない場合、炭素繊維シートの最終剥離破壊進展についての検討を行う。

参考文献

- 1) 森、若下、松井、西川 “炭素繊維シートによる床版下面補強効果に関する研究” 橋梁と基礎 1995. 3、PP. 25-32
- 2) 宇治、横田、池田、”シート状炭素繊維による既設構造物の耐荷性能向上機構” コンクリート工学年次論文報告集、vol. 14、1992、PP. 695-700
- 3) 岩永、後藤、星、小林、井上 “炭素繊維シート接着工法によるRCホーロスラブの補強” 土木学会第50回年次学術講演会、vol. 5、PP. 464-465
- 4) 佐藤、木村、小畠 “CFRPシートとコンクリートの付着性状に関する一考察” 日本建築学会学術講演梗概集、1995. 8、PP. 225-226
- 5) 福沢、呉、田名部、吉沢 “炭素繊維シートとコンクリートの界面剥離破壊エネルギー” 第51回土木学会年次学術講演会、vol. 5、1996. 8、PP. 1094-1095
- 6) C. Ouyang, S. P. Shah, “Fracture Energy Approach for Predicting Cracking of Reinforced Concrete Tensile Members” ACI Structural Journal, vol. 91, No. 1, Jan. /Feb. 1994, PP. 69-78
- 7) S. J. Yeou, P. S. Surendra, “Fractures of Mechanics of Quasi-Brittle Crack Propagation in Concrete” International Journal of Fracture 51, 1991, PP. 103-120
- 8) S. P. Shah, C. Ouyang, “Toughening Mechanisms in Quasi-brittle Materials” Journal of Eng. Materials and Technology, vol. 115, Jul. 1993, PP. 300-307.
- 9) R. A. Mailer, A. C. Montero, S. P. Shah, “Cohesive Crack Models for Cement Mortar Examined Using Finite Element Analysis and Laser Holographic Measurement” Journal of American Ceramic Society, 74, 1991, PP. 130-138
- 10) T. C. Triantafillou, L. J. Gibson, “Debonding in Form-Core Sandwich Panels.” Materials and Structures, vol. 22, 1989, PP. 64-69
- 11) R. I. Gilbert, “Shrinkage Cracking in Fully Restrained Concrete Members” ACI Structural Journal, vol. 89, No. 2, Mar. /Apr. 1992, PP. 141-149
- 12) 緒方、前田、安藤 “炭素繊維による桁補強の検討” 第20回日本道路会議論文集
- 13) H. K. Hiks Dorf, W. Bramehuber, “Code-type Formulation of Fracture Mechanics Concepts for Concrete” International Journal of Fracture 51, 1991, PP. 61-72
- 14) C. Ouyang, S. P. Shah, “Geometry-Dependent R-Curve for Quasi-Brittle Materials” Journal of the American Ceramic Society, vol. 74, Nov. 1991, PP. 2831-2836
- 15) 酒井、岡本、小松, “炭素繊維シートで補強したRC梁の曲げ性能” 土木学会第47回年次学術講演会 vol. 6、PP. 654-655

(1997年1月23日受付)