

# 連続繊維シート補強コンクリート部材のせん断耐力の評価法に関する研究

上原子晶久<sup>1</sup>・下村 匠<sup>2</sup>・丸山久一<sup>3</sup>

<sup>1</sup>学生会員 工修 長岡技術科学大学大学院 材料工学専攻 (〒940-2188 新潟県長岡市上富岡町 1603-1)  
<sup>2</sup>正会員 工博 長岡技術科学大学助教授 工学部環境・建設系 (同上)  
<sup>3</sup>フェロー会員 Ph. D. 長岡技術科学大学教授 工学部環境・建設系 (同上)

本研究は、連続繊維シートで補強されたコンクリート部材のせん断耐力を評価するための手法を提案するものである。提案した手法は、一軸引張付着試験より導出したシートとコンクリート間の付着構成モデルを用いて、せん断ひび割れを跨ぐシートの剥離過程を評価することにより終局時にシートが負担するせん断力を算定する方法である。本法は、従来の方で用いられていたシートの種類による修正係数を用いる必要がないこと、「せん断圧縮破壊モード」と「シート破断モード」を合理的に区別してせん断耐力の評価を行えることが特長である。既往の実験データを用いて提案手法の検証を行い、その適用性について論じた。

**Key Words :** CF sheet, retrofit, RC member, shear capacity, shear contribution, bonding, debonding

## 1. はじめに

現在までに、連続繊維シート (Continuous Fiber Sheet : 以下 CF シート) による既設 RC 構造物の補修・補強を目的とした設計規準・指針がいくつか提案されている。既往の設計指針では、補強後に CF シートが負担するせん断力  $V_{cf}$  を以下の式により評価している<sup>1),2)</sup>。

$$V_{cf} = k \cdot \{A_{cf} \cdot f_{cf} \cdot (\sin \theta + \cos \theta) / s_{cf}\} \cdot z \quad (1)$$

ここに、 $k$  : CF シートの引張強度を修正するための係数で、炭素繊維の場合  $k = 0.8$ 、アラミド繊維の場合  $k = 0.4$ 、 $A_{cf}$  : 単位幅当りの CF シートの断面積、 $f_{cf}$  : CF シートの引張強度、 $s_{cf}$  : 角度  $\theta$  で配置される CF シートの単位幅である。部材のせん断耐力はトラス理論に基づき、CF シート以外の構造が負担するせん断力との加算によって評価する。現在、我が国で刊行されている指針の殆どは、このようにシートの種類に応じた修正係数を用いて、シートが負担するせん断力を評価している<sup>3),4)</sup>。以上の方法は簡便で、実際の補強設計に適用しやすいという長所を有する。反面、修正係数は実験定数であるため、シートの種類、物性値、補強量に関して一般化されていない。これらの要因が変化した場合は、その都度、スケールモデルを用いた載荷試験によって修正係数を決定しなければならない。よって、修正係数に依存することなく、シートの物性値や部材の幾何学的条件に基づき、シート補強後の RC 部材のせん断耐力を合理的に評価する方法が求められている。この

ような方法を実現するためには、実際に部材内で生じる現象を考慮することが必要となる。

宇治<sup>5)</sup>、および Triantafillou<sup>6)</sup>の研究によれば、CF シート補強後のせん断耐力を適切に評価するためには、CF シートの剥離過程を評価して終局時に CF シートに生じる引張力を算定する必要性が指摘されている。著者らは別報で CF シートとコンクリートとの付着構成モデルと、コンクリートに接着した CF シートの付着・剥離性状を予測するための数値計算手法を提案した<sup>7)</sup>。本研究は、以上を応用して CF シート補強コンクリート部材のせん断耐力を評価する手法を提案するものである。

なお、著者らは既報で本研究の基礎となる手法を提案した<sup>8)</sup>。本研究では、その手法を発展させ、付着構成モデルの材料パラメータを材料試験に基づき決定し、さらに部材終局時の「せん断圧縮破壊モード」と「シート破断モード」の破壊モードを区別できるせん断耐力評価法を開発した。

## 2. 提案手法の基本概念

シート補強された部材では、主せん断ひび割れ発生後の部材の大変形、すなわち主せん断ひび割れの開口によって、これを横断する CF シートの剥離が進展する。CF シートの引張力はシートの剥離長さ、剥離領域に含まれるひび割れ幅に依存する。

本論文ではこれら 2 つの現象、すなわち主せん断ひび割れの開口と、これに伴うコンクリート表面からの CF シートの剥離長さを力学モデルによって定量化した上で、終局時に CF シートが負担するせん断力を評価する。

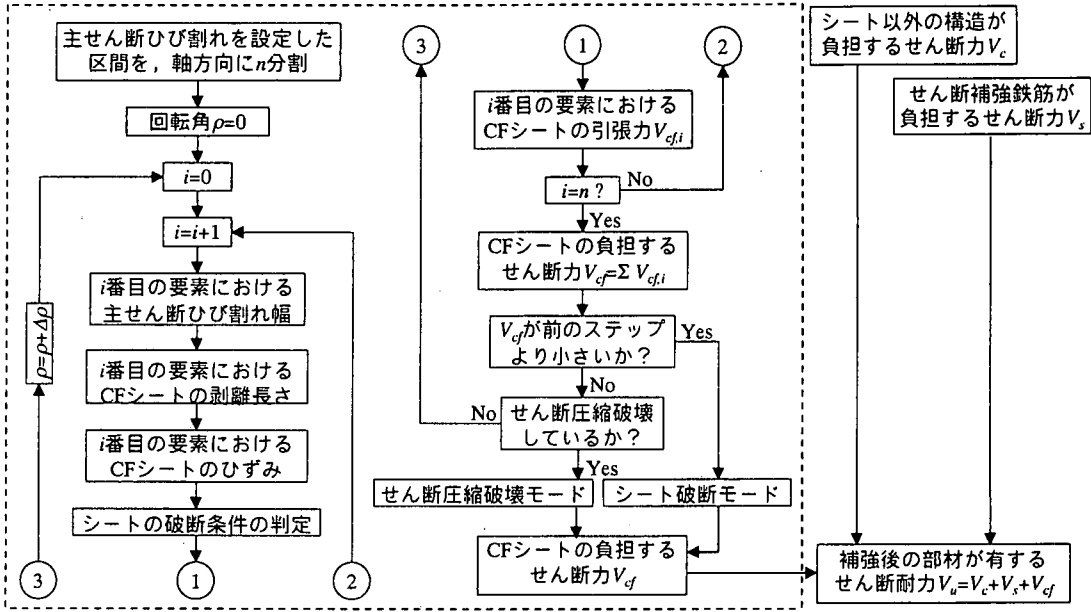


図-1 せん断耐力算定フロー

図-1 にせん断耐力の計算フローを示す。せん断耐力算定の基本はトラス理論である。コンクリートの負担するせん断力、ならびにせん断補強鉄筋の負担するせん断力は、既往の方法により算定する<sup>9),10)</sup>。CF シートの負担するせん断力の計算は以下の方法による。すなわち、はりを軸方向に等分割して各要素におけるシートの剥離過程を解析し、得られた終局時のシートひずみに基づき CF シートの負担するせん断力を算定する。なお、図-2 に示すように、帯状の CF シートを等間隔に接着している場合は、幅と接着間隔を適宜与えて分割数を決定する。主せん断ひび割れの開口と CF シートの剥離過程は、それぞれの現象をモデル化した剛体モデルと付着構成モデルに基づき評価する。部材の破壊モードは主せん断ひび割れの回転角を漸増させながら、以上の計算を行う過程で自然と判定される。

次章に各ステップの計算について詳説する。

### 3. 計算方法

(1) CF シート以外の構造が負担するせん断力  
斜めせん断ひび割れ発生以降、コンクリートの負担するせん断力 $V_c$ は、以下の式により算定する<sup>9)</sup>。

$$V_c = 0.2(f'_c \cdot p_t)^{1/3} \cdot (d/1000)^{-1/4} \times [(0.75 + 1.4/(a/d)) \times b_w \cdot d] \quad (2)$$

ここに、 $f'_c$  : コンクリートの圧縮強度(MPa),  $p_t$  : 軸方向鉄筋比(%),  $d$  : 有効高さ(mm),  $a$  : せん断スパン(mm),  $b_w$  : 腹部の幅(mm)である。

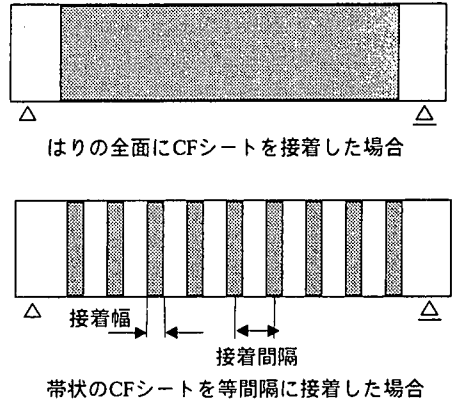


図-2 CFシートの接着方法

本研究では、 $p_t$ にはせん断補強を目的として接着した CF シートの影響を考慮しない。これは、せん断補強用に接着したシートが $V_c$ に寄与するメカニズムを本研究では明らかにできないこと、また、軸方向に接着したシートの補強量を $p_t$ に加算するだけでその効果を説明できないことによる。

終局時にはせん断補強鉄筋が降伏しているものとし、せん断補強鉄筋が負担するせん断力 $V_s$ は、次式により計算する<sup>10)</sup>。

$$V_s = A_w f_{wy} (\sin \alpha_s + \cos \alpha_s) \cdot (z/s_s) \quad (3)$$

ここに、 $A_w$  : 区間 $s_s$ におけるせん断補強鉄筋の総断面積,  $f_{wy}$  : せん断補強鉄筋の降伏強度,  $\alpha_s$  : セ

せん断補強鉄筋が部材軸となす角度、 $z$  : 応力中心間距離 (一般に  $d/1.15$ )、 $s_s$  : せん断補強鉄筋の配置間隔である。

シート補強後の部材において、CFシートおよび軸方向鉄筋の補強量によっては、終局時にせん断補強鉄筋が降伏しないことが予想される。しかしながら、本研究の手法では斜めひび割れの開口を伴う部材の大変形領域を対象としているため、終局時にせん断補強鉄筋が降伏していると仮定して支障無いものと解釈している。

## (2) CFシートの負担するせん断力

### a) 剛体モデル

コンクリート部材に発生した主せん断ひび割れ幅を、完成された理論によって算定することは困難である。既往の設計法では、せん断補強鉄筋に生じるひずみの関数として、主せん断ひび割れ幅を算定している<sup>11)</sup>。しかしながら、この方法は部材の終局せん断耐力が既知である場合を対象とし、かつひび割れ幅の制御を目的とした算定式である。よって、せん断耐力を予測するための方法に適用することは妥当でない。

本研究では、Waltherの提案したせん断圧縮破壊耐力理論<sup>12),13)</sup>を応用したモデルを用いて、終局時の主せん断ひび割れ幅の分布を評価することにした。このモデルは主せん断ひび割れ発生後の部材の変形を、せん断ひび割れ先端を回転中心とした剛体回転でモデル化したものである(図-3)。

まず、はり上縁のコンクリート集中変位 $S_0$ を以下のように表わす<sup>11)</sup>。

$$S_0 = y_e \cdot \rho = \varepsilon_b \cdot d \sqrt{y_e} / d \quad (4)$$

ここに、 $y_e$  : 回転中心からはり上縁までの鉛直距離、 $\rho$  : 主せん断ひび割れの回転角、 $\varepsilon_b$  : コンクリートの圧縮縁ひずみ、 $d$  : 有効高さである。 $i$ 番目の分割要素でのひび割れ幅の分布 $w_i$ と回転角 $\rho$ との関係は以下ようになる。

$$w_i = \frac{\rho \cdot L_{xi}}{\cos \theta} \quad (5)$$

ここに、 $L_{xi}$  : 主せん断ひび割れの先端から $i$ 番目における分割要素の中心までの水平距離、 $\theta$  : 部材軸と主せん断ひび割れが成す角度である。

終局時における主せん断ひび割れ幅の $y$ 方向成分の分布 $w_{yi}$ は、式(5)の余弦成分として以下の式で求められる。

$$w_{yi} = \rho \cdot L_{xi} \quad (6)$$

著者らが連続繊維補強材をせん断補強筋に用いて行った実験結果<sup>14)</sup>では、斜めひび割れの角度は平均

約 $35^\circ$ であった。この結果を参考に、本研究では $\theta = 35^\circ$ とする。既往の研究におけるパラメータスタディの結果<sup>8)</sup>に基づき、 $y_e$ は $0.1d$ とした。これらのパラメータの値は、部材の形状、配筋状況によって本来変化すると考えられるが、簡単のため本研究では一定値として扱うことにする。今後の研究において検討を進めたい。

なお、後に述べる検証では集中荷重を受けるはり部材を対象としているので、斜めひび割れ位置について特定する必要がない。提案手法を分布荷重を受ける部材に適用する場合には、斜めひび割れ位置を特定する必要があるが、これは今後の検討課題とする。

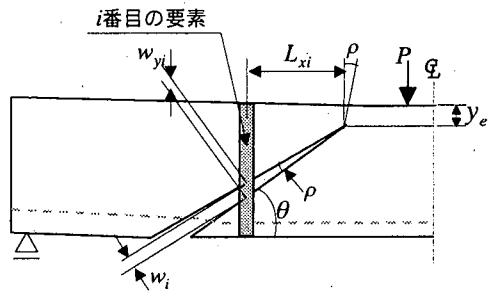


図-3 剛体モデル

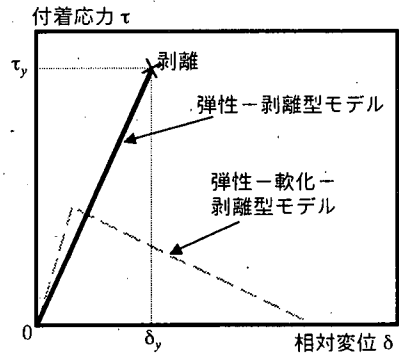


図-4 弾性-剥離型モデルと弾性-軟化-剥離型モデル

### b) シート-コンクリート間の付着構成モデル

既往の研究において、著者らはシートとコンクリート間のせん断応力 $\tau$ と相対変位 $\delta$ の関係を、弾性-軟化-剥離型モデル、並びに弾性-剥離型モデルにより表し、それらの適用性を検討した<sup>7)</sup>。前者は、一軸引張付着試験より得られた $\tau$ - $\delta$ 関係を忠実に2直線でモデル化したものであり、後者は、数値計算の簡便を考慮して弾性-軟化-剥離型モデルと破壊エネルギーが等価な線形でモデル化したものである。これらを図-4に示す。感度解析の結果、弾性-剥離型モデルを用いても、剥離開始後のCFシートの挙動を、耐力算定上十分な精度で評価でき

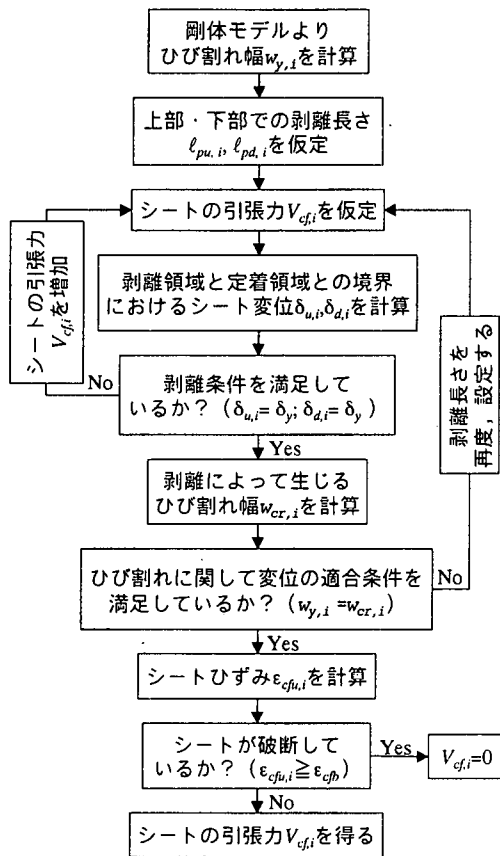


図-5 各分割要素の応力解析フロー

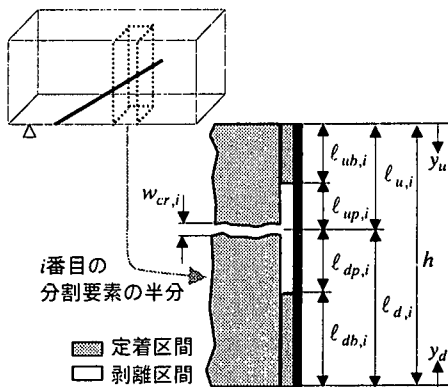


図-6  $i$ 番目の分割要素における定着・剥離状態

される。

$$l_{u,i} = l_{ub,i} + l_{up,i} \quad (8)$$

$$l_{d,i} = l_{db,i} + l_{dp,i} \quad (9)$$

$$h = l_{u,i} + l_{d,i} \quad (10)$$

ここに、 $l_{u,i}, l_{d,i}$ ：それぞれ、主せん断ひび割れより上部・下部の要素長さ、 $l_{ub,i}, l_{db,i}$ ：それぞれ、主せん断ひび割れより上部・下部の定着長さ、 $l_{up,i}, l_{dp,i}$ ：それぞれ、主せん断ひび割れより上部・下部の剥離長さ、 $h$ ：はりの高さである。

コンクリートは剛体、CFシートは弾性体とする。本解析において、コンクリートを剛体と仮定しても十分な精度の解が得られることは既報で確認してある<sup>7)</sup>。以上の仮定に基づけば、CFシートとコンクリート間の力の釣り合いより、シートの変位に関する以下の基礎方程式が得られる。

$$E_{cf} \cdot t_{cf} \frac{d^2 u_{cf}(y_u)}{dy_u^2} - \frac{\tau_y}{\delta_y} u_{cf}(y_u) = 0 \quad (0 \leq y_u \leq l_{ub,i}) \quad (11)$$

$$E_{cf} \cdot t_{cf} \frac{d^2 u_{cf}(y_d)}{dy_d^2} - \frac{\tau_y}{\delta_y} u_{cf}(y_d) = 0 \quad (0 \leq y_d \leq l_{db,i}) \quad (12)$$

ここに、 $E_{cf}$ ：CFシートの弾性係数、 $t_{cf}$ ：CFシートの厚さ、 $u_{cf}(y_u), u_{cf}(y_d)$ ：それぞれ、主せん断ひび割れより上部・下部のCFシートの変位である。

既往の研究では、はりの上・下端においてCFシートに定着が充分に施されていない、あるいはCFシートが部材断面の全周にわたり閉鎖型に巻き立てなければ十分な補強効果が発揮されないことが指摘されている<sup>4)</sup>。本研究では、以上を考慮して定着が十分である、あるいは閉鎖型に補強された部材を対象として境界条件を以下のように与える。

ことを確認している。(この詳細は付録を参照のこと)本研究では、弾性-剥離型モデルを採用する。

図-4より、弾性-剥離型モデルは以下のように定式化される。

$$\tau = \frac{\tau_y}{\delta_y} \delta \quad (0 \leq \delta \leq \delta_y) \quad (7)$$

ここに、 $\tau_y, \delta_y$ ： $\tau$ - $\delta$ モデルの材料パラメータである。既報<sup>7)</sup>において、 $\tau$ - $\delta$ 関係に及ぼす影響要因について検討を加えた結果、CFシートおよびコンクリートの物性の影響は小さく、主として接着樹脂の物性に依存することが明らかとなった。これを踏まえ本研究では、標準的な接着樹脂を用い一般的な接着方法により補強された場合、CFシートおよびコンクリートの物性によらず  $\tau_y = 7.5$  (MPa)、 $\delta_y = 0.2$  (mm)の値を用いることにする。

c) CFシートの剥離・破断を考慮した各要素の応力解析

計算フローを図-5に、 $i$ 番目の分割要素を図-6にそれぞれ示す。 $i$ 番目の分割要素における幾何学的条件、および剥離・定着状態は以下のように表わ

表-1 計算条件

	シートの物性値				部材諸元		
	弾性係数 (GPa)	引張強度 (MPa)	厚さ (mm)	破断ひずみ (μ)	有効高さ (mm)	けた高 (mm)	せん断 スパン比
case1	245	3670	0.0556	14900	300	350	3
case2	245	3670	0.1086	14900			
case3	433	2510	0.0556	5790			
case4	433	2510	0.1086	5790			

$$\begin{aligned}
 y_u &= 0; u_{cf}(y_u) = 0 \\
 y_d &= 0; u_{cf}(y_d) = 0 \\
 y_u &= \ell_{ub,i}; \sigma_{cf}(y_u) = V_{cf,i} / A_{cf,i} \\
 y_d &= \ell_{db,i}; \sigma_{cf}(y_d) = V_{cf,i} / A_{cf,i}
 \end{aligned} \quad (13)$$

ここに、 $V_{cf,i}$  : 剥離部分におけるシートの引張力、  
 $A_{cf,i}$  :  $i$  番目の分割要素における CF シートの断面積、  
 $\sigma_{cf}$  : CF シートの応力である。シートの引張力、および剥離長さを与えて、式(11)、(12)を境界条件式(13)の下で解くことによって、各位置における CF シートの変位が計算される。

$i$  番目の分割要素において、CF シートの伸びと剥離区間と定着区間の境界における相対変位に起因するひび割れ幅  $w_{cr,i}$  は以下のように計算される。

$$\begin{aligned}
 w_{cr,i} &= \frac{V_{cf,i}}{E_{cf} \cdot A_{cf,i}} (\ell_{up,i} + \ell_{dp,i}) + u_{cf}(\ell_{ub,i}) \\
 &\quad + u_{cf}(\ell_{db,i})
 \end{aligned} \quad (14)$$

ここに、 $u_{cf}(\ell_{ub,i}), u_{cf}(\ell_{db,i})$  は主せん断ひび割れの上部・下部での付着領域と剥離領域の境界点における相対変位である。

式(14)で計算されるひび割れ幅が、剛体モデルより定まる要素のひび割れ幅  $w_{y,i}$  に一致するまで、剥離長さの仮定と修正を繰り返す。ひび割れに関する変位の適合条件を満足すれば、 $i$  番目の分割要素における剥離長さとしてシートの引張力の正解が得られる。

d) CF シートが負担するせん断力

各要素における CF シートの剥離長さとして主せん断ひび割れ幅より、剥離部分におけるシートのひずみ  $\varepsilon_{cfu,i}$  は以下の式で与えられる。

$$\varepsilon_{cfu,i} = \frac{w_{y,i} - \delta_b}{(\ell_{up,i} - \ell_{dp,i})} \quad (\text{ただし } 0 \leq \varepsilon_{cfu,i} < \varepsilon_{cfb}) \quad (15)$$

ここに、 $\varepsilon_{cfb}$  : CF シートの破断ひずみである。計算されるシートひずみ  $\varepsilon_{cfu,i}$  が破断ひずみ以上となった場合には、その要素ではシートが破断していると

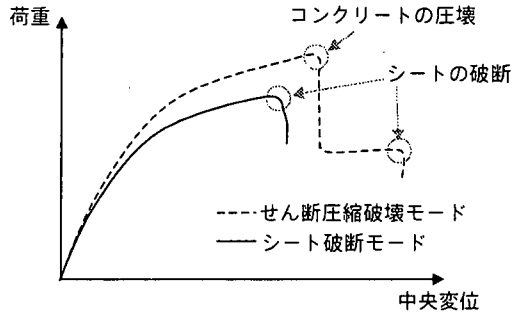


図-7 実験における破壊モード

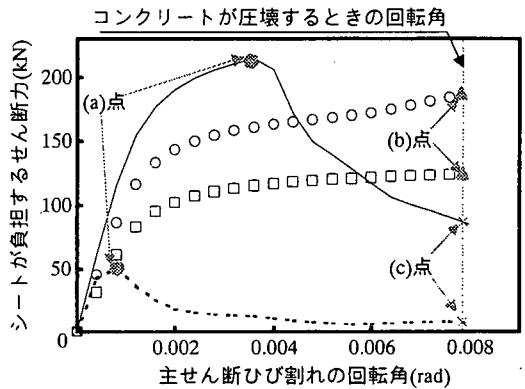
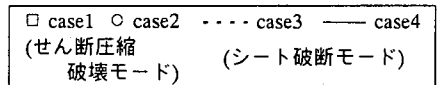


図-8 主せん断ひび割れの回転角と CF シートが負担するせん断力との関係

判断されるので、シートの引張力  $V_{cf,i}$  をゼロとする。  
 部材中で CF シートが負担するせん断力  $V_{cf}$  は以下の式で評価する。

$$V_{cf} = \sum_{i=1}^n V_{cf,i} \quad (16)$$

e) 破壊モードの判定

CF シートを閉鎖型に巻き立てたコンクリート部材のせん断破壊には、図-7 に示したように以下の破壊モードがある。

- シート破断モード：主せん断ひび割れの開口に伴い CF シートの破断が生じ、シートの負担す

表-2 検証データ<sup>15)~20)</sup>

出典	はり部材					CFシート				破壊モード*		終局耐力	
	有効高さ (mm)	せん断 スパン 比	軸方向 鉄筋比 (%)	コンクリート 圧縮強度	せん断補 強鉄筋の 有無	種類	弾性 係数 (GPa)	引張 強度 (MPa)	厚さ (mm)	実験	計算	実験	計算**
加藤ら <sup>15)</sup>	200	1.5	1.98	38.2	有	炭素	227	3870	0.056	不明	圧壊	149	128
	200	1.5	1.98	38.2	有	炭素	227	3870	0.056	不明	圧壊	146	128
	200	1.5	1.98	38.2	有	炭素	227	3870	0.056	不明	破断	129	126
加藤ら <sup>16)</sup>	200	2	2.76	30.4	無	炭素	433	2510	0.054	破断	圧壊	75	61
	200	2	2.76	30.4	無	炭素	433	2510	0.054	破断	圧壊	86	87
	200	2	2.76	30.4	有	炭素	433	2510	0.054	破断	圧壊	92	84
	200	2	2.76	30.4	無	炭素	433	2510	0.109	破断	圧壊	93	91
	200	2	2.76	30.4	無	炭素	245	3670	0.109	圧壊	圧壊	285	243
	200	2	2.76	30.4	無	炭素	245	3670	0.056	圧壊	圧壊	236	213
	200	2	2.76	30.4	有	炭素	433	2510	0.056	破断	圧壊	569	416
	200	2	2.76	30.4	無	炭素	433	2510	0.109	圧壊	圧壊	530	370
宮内ら <sup>17)</sup>	165	3	4.91	35.8	無	炭素	230	3480	0.111	不明	圧壊	166	140
	165	3	4.91	35.8	無	炭素	230	3480	0.111	不明	破断	156	88
	165	2.7	4.91	35.8	有	炭素	230	3480	0.111	不明	破断	162	196
	165	2	3.75	35.8	無	炭素	230	3480	0.111	不明	圧壊	202	184
Umezue et al. <sup>18)</sup>	253	3	2.19	42	無	アラミド	73	2700	0.044	不明	圧壊	146	140
	253	3	2.19	42	無	アラミド	73	2700	0.044	不明	破断	180	196
	253	3	2.19	42	無	アラミド	73	2700	0.088	圧壊	圧壊	110	110
	253	3	2.19	42	無	アラミド	73	2700	0.088	圧壊	圧壊	173	169
	253	3	2.19	42	無	アラミド	73	2700	0.144	圧壊	圧壊	209	190
	253	3	2.19	42	無	アラミド	73	2700	0.144	圧壊	圧壊	224	190
	399	3	2.24	42	無	アラミド	73	2700	0.144	圧壊	圧壊	254	210
	499	3	2.05	42	無	アラミド	73	2700	0.144	圧壊	圧壊	424	328
499	3	2.05	42	無	アラミド	73	2700	0.288	圧壊	圧壊	379	391	
高田ら <sup>19)</sup>	400	2.5	2.28	34	無	炭素	240	3480	0.111	破断	圧壊	569	524
	400	2.5	2.28	34	無	アラミド	90	2700	0.169	圧壊	圧壊	662	604
	600	2.5	1.43	34	無	炭素	240	3480	0.111	不明	圧壊	145	119
	600	2.5	1.43	34	無	アラミド	90	2700	0.169	不明	圧壊	140	108
東野ら <sup>20)</sup>	200	2	2.76	32	無	アラミド	108	2060	0.069	不明	圧壊	177	146
	200	2	2.76	32	無	アラミド	72	2060	0.069	不明	圧壊	176	129
	200	2	2.76	32	無	アラミド	108	2060	0.138	不明	圧壊	179	144
	200	2	2.76	32	無	アラミド	72	2060	0.139	不明	圧壊	176	133
	200	2	2.76	32	有	アラミド	108	2060	0.069	不明	圧壊	203	171
	200	2	2.76	32	有	アラミド	72	2060	0.069	不明	圧壊	200	154
	200	2	2.76	32	有	アラミド	108	2060	0.138	不明	破断	202	222
	200	2	2.76	32	有	アラミド	72	2060	0.139	不明	破断	166	114
200	2	2.76	32	有	炭素	433	2510	0.109	不明	破断	166	114	

\*: 圧壊=コンクリート圧壊モード, 破断=シート破断モード, 不明=引用文献における破壊モードが不明

\*\* : はりの全面にCFシートを接着した場合には, 分割数を20で計算した.

るせん断力 $V_{cf}$ が低下する場合.

- せん断圧縮破壊モード: シートが破断せずに部材の変形が進行し, 圧縮縁のコンクリートが破壊基準に達する場合.

シート破断モードの場合は, これまで述べた仮定に基づき計算可能である. せん断圧縮破壊モードの場合は, 以下の方法により圧縮縁コンクリートの破壊を判定する. 式(4)より, 圧縮縁コンクリートのひずみ $\epsilon_b$ と主せん断ひび割れの回転角 $\rho$ との関係は以下ようになる.

$$\epsilon_b = \frac{y_e \cdot \rho}{d \sqrt{y_e / d}} = \rho \sqrt{y_e / d} \quad (17)$$

せん断圧縮破壊時のコンクリート圧縮縁ひずみは, パラメータスタディの結果<sup>8)</sup>を基に $\epsilon_b = 0.0025$ とする.

提案手法で計算した主せん断ひび割れの回転角とシートが負担するせん断力との関係を図-8に示す. 計算は表-1に示す条件に基づいて行った. シートが破断する場合は, シートの負担するせん断力が減少する(case3, 4). この場合は, シート破断モードと判定され,  $V_{cf}$ の最大値より部材の終局せん断力を評価する(図-8(a)点). 一方, せん断圧縮破壊モードの場合は,  $\epsilon_b = 0.0025$ となりコンクリートが圧縮破壊したときの $V_{cf}$ より部材の終局せん断力を評価する(図-8(b)点).

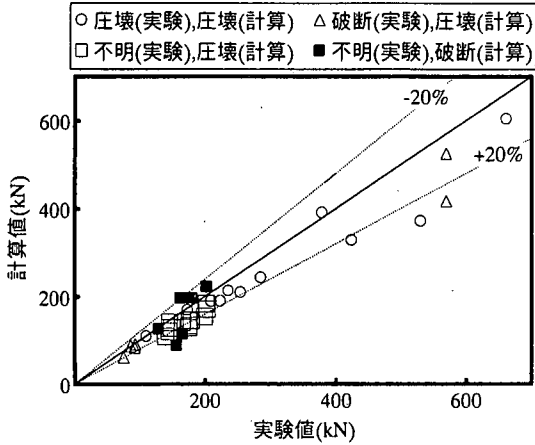


図-9 提案手法による計算結果

(3) 部材の終局せん断耐力

CF シート補強後の終局せん断耐力  $V_u$  は、前節で求めた  $v_{cf}$  の最大値を用いて以下の式で評価する。

$$V_u = V_c + V_s + V_{cf} \quad (18)$$

4. せん断耐力評価システムの検証

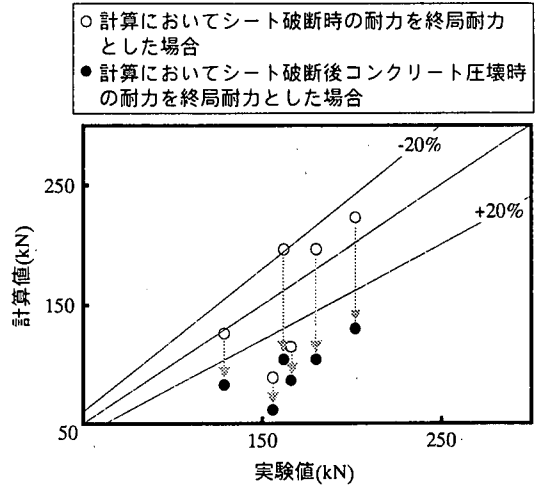
(1) 検証データ

表-2 に検証に用いたデータ<sup>15)-20)</sup>の実験水準を示す。なお、すべてのデータは、はりの全周に渡ってCF シートが接着されている閉鎖型の試験体となっている。よって、部材の上下端では定着が十分施されていると考え、計算では固定端として境界条件を与えている。なお、引用した論文に荷重-変形曲線や最大せん断力時の破壊形態が明記されていないものは、破壊モードを「不明」とした。

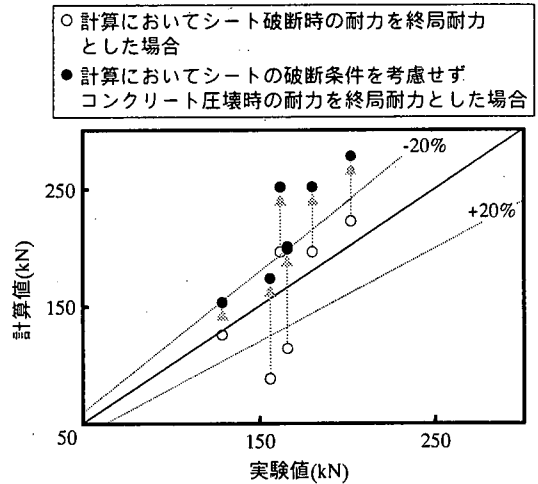
(2) 算定精度に関する検討

図-9 に提案した評価法でせん断耐力を計算した結果と実験値との比較を示す。提案した評価法は、破壊モードの判定を含めて十分な精度でせん断耐力を予測し得ることが分かる。しかしながら、計算における破壊モードが実験と一致しない場合であっても算定精度は低下していない。本来ならば、予測した破壊モードが実験と一致しない場合には、予測精度が低下するはずである。この原因は、CF シートが負担するせん断力、シート以外の構造が負担するせん断力の双方の算定精度に問題があるためと考えられるが、現段階では原因を特定することができない。

計算において、破壊モードを判別することの有効性を示すため、シートが破断する場合を対象にして以下の検討を行った。図-10(a)に、シート破断後、コンクリートの圧縮破壊時(図-8, (c)点)でせん断耐力を評価した結果を示す。比較のため、図-1



(a) 検討例1



(b) 検討例2

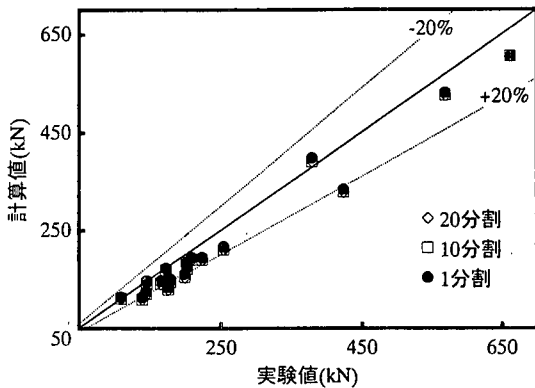
図-10 破壊モードを判別することの有効性の検討

に示した方法に従い破壊モードを判別して耐力評価を行った結果を付記した(図-10 内の○印)。図-10(a)より、コンクリートの圧壊時で耐力評価を行った場合は、シートの破断に伴い、シートの負担するせん断力が低下して、耐力を過小に評価することがわかる。

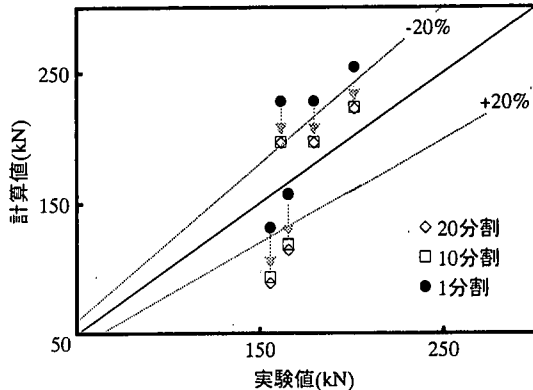
さらに、図-10(b)には、シートの破断が起こらなと仮定し、コンクリートの圧壊時で耐力評価を行った場合を示す。この場合は、先のケースとは逆に破断条件を考慮しないことによって、シートの応力が増加して耐力を過大に評価する。以上より、計算において破壊モードを考慮することは耐力算定精度に大きく影響することが明らかとなった。

(3) 算定精度および分割数に関する検討

図-11(a),(b)は、提案手法において分割数を変化させたときの計算値と実験値との比較である。図



(a) せん断圧縮破壊モード



(b) シート破断モード

図-11 提案手法による分割数を変化させた場合の計算結果

図-11(a)は、計算における破壊モードが「せん断圧縮破壊モード」の場合を、同様に図-11(b)は、破壊モードが「シート破断モード」の場合をそれぞれ示す。図には、はり軸方向の分割数  $n$  を  $n=1,10,20$  として計算した結果をプロットした。計算は図-2に示したような、はりの全面にシートを接着した試験体を対象としている。図-11(b)より、計算における破壊モードがシート破断となっている場合には、分割数による影響を受ける。これは、分割数を減ずることによって、分割要素でのシートの剥離状況の予測精度が低下するためである。

10分割と20分割した結果を比較すると両者はほぼ同様の算定結果を示している。よって、分割数は10以上とすれば、いずれの破壊モードに対しても安定した算定精度が得られると言える。

#### (4) 既往の設計式との比較

1章で述べたように、既往の設計式ではCFシートの引張強度に修正係数を乗じて減じることによって、終局時にCFシートが負担するせん断力を評価している。

図-12に、式(1)による終局せん断耐力の計算値と実験値との比較を示す。著者らの提案した方法との算定精度を比較するため、表-3に耐力比(実験値を計算値で除したもの)と変動係数を記した。提案手法は、既往の設計式と同等、またはそれ以上の算定精度で、CFシート補強後のせん断耐力を評価していることが分かる。ここで改めて提案手法はCFシートの物性値に基づき、合理的に耐力算定を行っていることを強調したい。

#### (5) 各種要因の感度に関する検討

図-13(a)~(d)に、せん断耐力の評価に影響を及ぼすと考えられる各種要因(CFシートの弾性係数・破断ひずみ・補強材比、有効高さ)と提案手法による耐力比との関係を示す。CFシートの補強量  $\rho_{cf}$  については、以下の式で計算した。

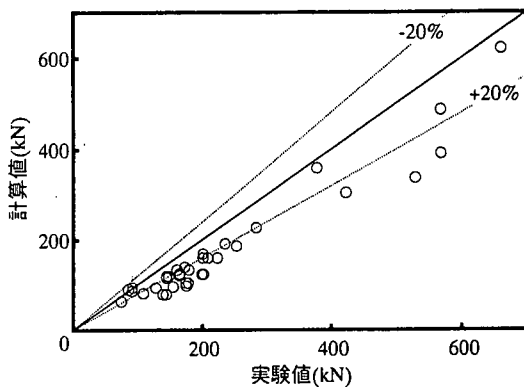


図-12 設計指針による計算結果

表-3 算定精度の比較

	耐力比平均	変動係数 (%)
提案手法	1.18	15.3
既往の設計式(式(1))	1.38	17.2

(はりの全面にシートを接着した場合)

$$\rho_{cf} = \frac{2t_{cf}}{b_w} \quad (19)$$

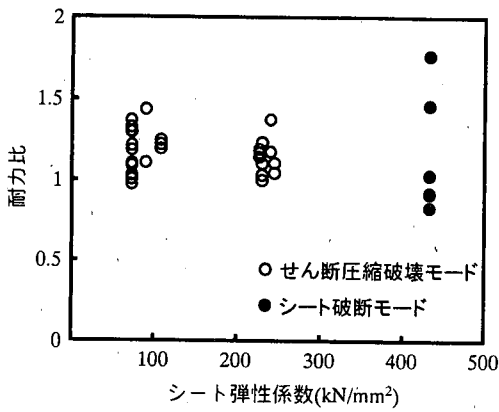
(帯状のシートを接着した場合)

$$\rho_{cf} = \frac{2t_{cf} \cdot b_{cf}}{b_w \cdot s} \quad (20)$$

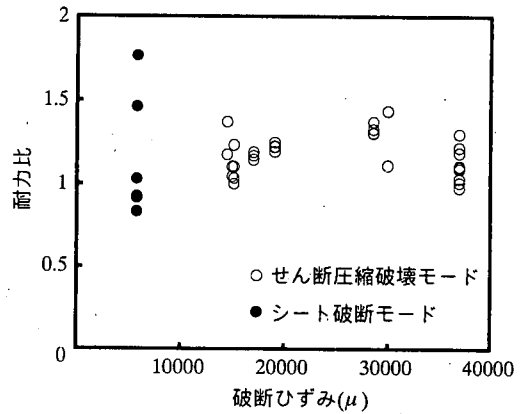
ここに、 $b_{cf}$ :シート1本の幅、 $s$ :シートの接着間隔である。

図-13より、計算において破壊モードがシート破断と判定される場合には、計算値が過小に評価される場合があるものの、それぞれの要因に対して耐力比は大きな傾きを持っていないことがわかる。

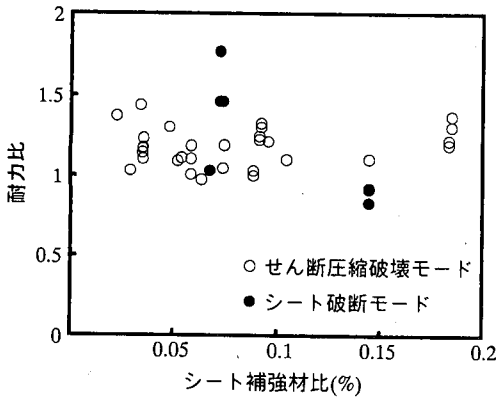




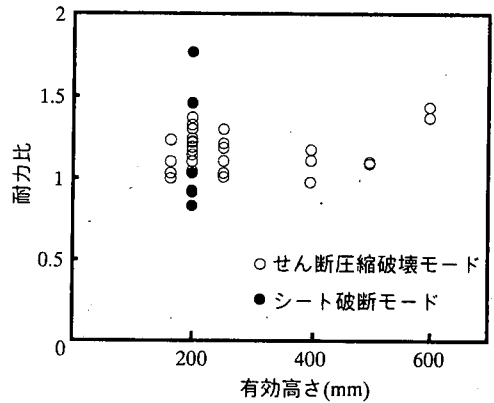
(a) CFシートの弾性係数



(b) CFシートの破断ひずみ



(c) CFシートの補強材比



(d) 部材の有効高さ

図-13 各種要因と耐力比(実験値/計算値)との関係

## 5. まとめ

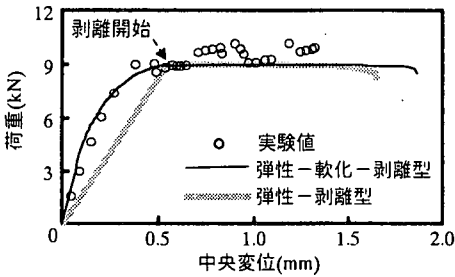
本研究では、CFシートとコンクリートの付着構成則に基づくシート補強されたRC部材のせん断耐力評価法を提案した。得られた知見を以下にまとめる。

- (1) 斜めひび割れ発生の開口と、ひび割れを跨ぐCFシートの剥離過程を力学モデルに基づき評価することにより、CFシートを用いて巻き立てせん断補強を行ったコンクリート部材の「せん断圧縮破壊」と「シート破断型せん断破壊」を统一的に耐力算定できることを示した。
- (2) 提案手法は要素分割数が10以上であれば、精度の高い計算結果が得られる。10以下とした場合には、「シート破断モード」の場合の計算結果に精度の低下が見られた。
- (3) 提案手法は、修正係数を用いた既往の設計式と、同等、またはそれ以上の算定精度を与えることが明らかとなった。

以上より、提案したせん断耐力評価法は、十分な精度と適用範囲を有し、合理的な耐力評価を行えることが明らかとなった。本手法は、実際の構造物の性能評価に適用できるものと考えている。

## 付録

本研究において、付着構成モデルとして弾性-剥離型モデルを採用した理由は以下による。なお、以下の詳細については別報<sup>7)</sup>にて論じた。こちらを参照されたい。付図-1は、CFシートを接着したコンクリートの一軸引張付着試験を、弾性-軟化-剥離型モデルと弾性-剥離型モデルを用いて数値シミュレーションした結果である。これより剥離発生荷重、および剥離発生後のシート変位については弾性-剥離型モデルを用いた場合でも弾性-軟化-剥離型モデルによる場合とほぼ同等の計算結果が得られることがわかる。また、弾性-軟化-剥離型モデルを用いた応力解析では収束計算が必要となり、弾性-剥離型モデルを用いた場合と比較して数値計算が煩雑になる。本研究では、剥離発生後の挙動が応力解析において重要であり、さらには数値計算の簡便性を考慮することは不可欠と考えられる。よって、本手法でCFシートの応力解析には弾性-剥離型モデルを採用した。



付図-1 弾性-軟化-剥離型モデルと弾性-剥離型モデルをそれぞれ適用した場合の計算結果の比較

参考文献

- 1) (財)鉄道総合技術研究所:炭素繊維シートによる鉄道高架橋の耐震補強工法設計・施工指針, 1997.7.
- 2) (財)鉄道総合技術研究所:アラミド繊維シートによる鉄道高架橋の耐震補強工法設計・施工指針, 1997.7.
- 3) 日本コンクリート工学協会:連続繊維補強コンクリート委員会報告書, 1997.7.
- 4) 日本コンクリート工学協会:連続繊維補強コンクリート委員会報告書(II), 1998.5.
- 5) 宇治公隆:シート状連続炭素繊維補強材を用いた既設鉄筋コンクリート部材のせん断耐力向上効果に関する研究, コンクリート工学論文集, 第3巻第2号, pp.37-47, 1992.7.
- 6) Triantafyllou, T. C.: Shear Strengthening of Reinforced Concrete Beams Using Epoxy-Bonded FRP Composites, *ACI Structural Journal*, Vol.95, No.2, pp.107-115, Mar. 1998.
- 7) 上原子晶久, 下村 匠, 丸山久一, 西田浩之:連続繊維シートとコンクリートの付着・剥離挙動の解析, 土木学会論文集, No.634/V-45, pp.197-208, 1999.11.
- 8) 上原子晶久, 丸山久一, 下村 匠, 西田浩之:連続繊維シートの付着性状を考慮したRCはりのせん断耐力評価, コンクリート工学年次論文報告集, Vol. 20, No.1, pp. 497-502, 1998.7.
- 9) 二羽淳一郎, 山田一字, 横沢和夫, 岡村 甫:せん断補強筋を用いない RC はりのせん断強度式の再評価,

土木学会論文集, No.375/V-5, pp.167-176, 1986.8.

- 10) 土木学会:コンクリート標準示方書 設計編「平成8年度制定」, 1996.3.
- 11) 土木学会:コンクリート構造の限界状態設計法, コンクリートライブラリー第48号, 1981.4.
- 12) Walther, R.: Über die Berechnung der Schtragfähigkeit von Stahl-und Spanbetonbalken, *B. Unt. Bst.*, Oct. 1962.
- 13) 渡辺史夫:鉄筋コンクリートのせん断性状と付着, RC構造のせん断問題に対する解析的研究に関するコロキウム論文集, pp.123-134, 1982.6.
- 14) 趙 唯堅:コンクリート部材の曲げせん断耐荷機構の解明及びその設計法に関する研究, 長岡技術科学大学博士論文, 1996.3.
- 15) 加藤博文, 児島孝之, 高木宣章:炭素繊維シートによる鉄筋コンクリートはりのせん断補強, 土木学会第50回年次学術講演会講演概要集, 第5部, pp.398-399, 1995.9.
- 16) 加藤博文, 児島孝之, 高木宣章, 濱田 譲:炭素繊維シートによる鉄筋コンクリートはりのせん断補強に関する実験的研究, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.18, No.2, pp.101-106, 1996.7.
- 17) 宮内克之, 井上正一, 西林新蔵, 田中良典:CFRシートでせん断補強した鉄筋コンクリートはりのせん断挙動, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.19, No.2, pp.1605-1610, 1997.7.
- 18) 高田賢司, 丸山久一, 石崎匡臣, 上原子晶久:連続繊維シートで補強された鉄筋コンクリートはりのせん断性状, 土木学会第52回年次学術講演会講演概要集, 第5部, pp.614-615, 1997.9.
- 19) Umezu, K., Fujita, M., Nakai, H. and Tamaki, K.: Shear Behavior of RC Beams with Aramid Fiber Sheet, *Non-Metallic(FRP) Reinforcement for Concrete Structures Proceedings of the Third International Symposium*, Vol.1, pp.491-498, Oct. 1997.
- 20) 東野幸史, 濱田 譲, 高木宣章, 児島孝之:連続繊維シートによる RC はりのせん断補強, コンクリート工学年次論文報告集, Vol. 20, No. 1, pp.443-448, 1998.6.

(1999.9.9 受付)

A STUDY ON EVALUATION METHOD FOR SHEAR CAPACITY OF RC MEMBER RETROFITTED WITH EXTERNALLY-BONDED CONTINUOUS FIBER SHEET

Akihisa KAMIHARAKO, Takumi SHIMOMURA and Kyuichi MARUYAMA

This paper presents an evaluation method for shear capacity of RC members retrofitted with externally-bonded Continuous Fiber (CF) sheets. The proposed method is on the basis of coupled mechanical models. Opening of diagonal shear crack is calculated by the simplified rigid rotational model. Bonding and debonding behavior of CF sheet is calculated by the constitutive model for the interface between CF sheet and concrete. Since it is based on the realistic mechanical assumptions, the method can automatically distinguish the failure mode of members, which are "compression shear failure" and "rupture of CF sheet".

The accuracy and applicability of the proposed method were verified through analysis of number of experimental data in the literature. It was proved that the proposed method can predict shear capacity of members with higher accuracy than the equation used in the current design.