

# 論文 CFRP ロッドで補強したコンクリート梁の圧縮軟化挙動を考慮した曲げ終局強度の算定手法

矢幡 悠\*1・田嶋 和樹\*2

**要旨:** CFRP ロッドで補強したコンクリート梁の曲げ終局強度の算定手法について、村上が提案する算定手法にコンクリートの圧縮破壊エネルギーを組み込んだ新たな算定手法を提案した。本手法では、コンクリートの圧縮破壊エネルギーを圧縮応力度-ひずみ度曲線に反映させるため、FEM 解析結果に基づいて局所化領域を特定し、圧縮破壊領域長さを算定した。その結果、筆者らが提案した算定手法は、FEM 解析による曲げ終局強度を精度よく評価できた。また、圧縮補強筋の抵抗は、圧縮破壊領域長さの評価に影響を及ぼした。

**キーワード:** CFRP ロッド, コンクリート梁, 曲げ終局強度, 圧縮破壊エネルギー, FEM 解析

## 1. はじめに

鉄筋コンクリート (以下, RC) 構造物は、鉄筋の腐食により耐久性が低下する。そのため、鉄筋の代替材料として、耐食性を有する繊維強化プラスチック (以下, FRP) ロッドを用いたコンクリート構造物の研究が国内外で行われてきた。破断まで弾性挙動を示す FRP ロッドを引張補強筋として用いた梁においては、FRP ロッドの破断あるいは圧縮側コンクリートの圧壊によって最大耐力に至る。国内外の基準や指針<sup>1)4)</sup>では、FRP ロッドを用いたコンクリート部材の設計に際し、圧縮側コンクリートの圧壊を先行させることを推奨している。これに対し、金久保ら<sup>5)</sup>は、コンクリート圧壊後の脆性的な破壊を避けるため、FRP ロッドによる補強と繊維補強セメント複合材料 (以下, FRCC) の組み合わせを提案している。そして、梁の実験を通じて FRCC 圧壊後に繊維の架橋効果による靱性が発揮されたことを確認している。

本研究では、将来的に FRP ロッドと FRCC を組み合わせた梁の設計に適用可能な曲げ終局強度の算定手法の確立を目的とする。現状、FRP ロッドで補強したコンクリート梁の曲げ終局強度の算定については、国内外の基準や指針<sup>1)4)</sup>において、コンクリートの終局ひずみを仮定し、等価ストレスブロック法を適用している。一方、村上<sup>6)</sup>は、これらの手法では圧縮側コンクリートの圧壊が保証されず、また、配筋量が少ない場合には FRP ロッドの破断が生じる算定結果となることを指摘している。さらに、炭素繊維強化プラスチック (以下, CFRP) ロッドで補強したコンクリート梁を対象に、平面保持を仮定した断面解析法を適用し、コンクリートの終局ひずみを変数とした逐次解析によって曲げ終局強度を算定する手法を提案している。

本報では、村上の算定手法 (以下、村上手法) の妥当性を確認し、それにコンクリートの圧縮破壊エネルギー

を組み込むことにより、コンクリートの圧縮軟化挙動を考慮可能な曲げ終局強度の算定手法を提案する。

## 2. 既往の曲げ終局強度算定手法

表-1 に国内外の基準や指針における FRP ロッドを用いたコンクリート梁の曲げ終局強度算定手法の概要を示す。これらの共通点は、コンクリートの引張強度および FRP ロッドの圧縮強度を考慮しないこと、また、等価ストレスブロック法 (図-1) を適用し、ひずみ度分布に平面保持を仮定することである。一方、コンクリートの終局ひずみとストレスブロック係数には違いが見られる。

図-2 に従来手法と村上手法のフローチャートを示す。表-1 に示した共通事項は村上手法でも採用されるが、村上手法の特徴は、コンクリートの圧縮応力度-ひずみ度曲線に圧縮軟化領域まで表現可能な Popovics 式<sup>7)</sup> (図-3) を採用していることである。そのため、従来手法と異なり、終局ひずみ  $\epsilon_{cu}$  を変数として取り扱う。

表-1 既往の曲げ終局強度算定手法

		JSCE <sup>1)</sup>	CSA <sup>2)</sup>	ACI <sup>3)</sup> , AIJ <sup>4)</sup>
共通事項		<ul style="list-style-type: none"> <li>コンクリートの引張強度: 考慮しない</li> <li>FRP ロッドの圧縮強度: 考慮しない</li> <li>等価ストレスブロック法を適用</li> <li>平面保持を仮定</li> </ul>		
終局ひずみ $\epsilon_{cu}$		$\frac{155-F_c}{30000}$ $0.0025 \leq \epsilon_{cu} \leq 0.0035$	0.0035	0.003
ストレスブロック係数	$k_1$	$0.52+80\epsilon_{cu}$	$0.97-0.0025F_c \leq 0.67$	0.85 ( $F_c \leq 28\text{MPa}$ ) 0.85-0.05 ( $28 \leq F_c \leq 56$ ) 0.65 ( $56\text{MPa} \leq F_c$ )
	$k_3$	$1-0.003F_c \leq 0.85$	$0.85-0.0015F_c \leq 0.67$	0.85

※ $F_c$ : コンクリート設計基準強度(MPa)

\*1 日本大学大学院 理工学研究科建築学専攻 (学生会員)

\*2 日本大学 理工学部建築学科教授 博士 (工学) (正会員)

村上手法では、平面保持を仮定した断面解析法を用いて終局ひずみ  $\epsilon_{cu}$  が 0.003 を超える範囲まで検討するため、 $\epsilon_{cu}$  を 0.0001 刻みで変化させた変数とし、その値ごとに逐次解析を行っている。逐次解析では、式(1)および式(2)に示すコンクリートの圧縮合力  $C_c$  および中立軸に関する圧縮合力のモーメント  $M_c$  の算定式に Popovics 式<sup>7)</sup> (図-3) と  $x_{cu} = \epsilon_{cu}/\epsilon_{co}$  を代入して求めた式(3)および式(4)を利用する。まず、設定した  $\epsilon_{cu}$  から  $x_{cu}$  を求め、式(3)および式(4)からストレスブロック係数  $k_1$ ,  $k_3$  を求める。

$$C_c = k_1 k_3 b F_c x_n = \frac{b}{\Phi} \int_0^{\epsilon_{cu}} \sigma d\epsilon \quad (1)$$

$$M_c = k_1 k_3 b F_c x_n \left(1 - \frac{k_1}{2}\right) x_n = \frac{b}{\Phi^2} \int_0^{\epsilon_{cu}} \sigma \epsilon d\epsilon \quad (2)$$

$$k_1 k_3 = \frac{1}{x_{cu}} \int_0^{x_{cu}} \frac{nx}{n-1+x^n} dx \quad (3)$$

$$k_1 k_3 \left(1 - \frac{k_1}{2}\right) = \frac{1}{x_{cu}^2} \int_0^{x_{cu}} \frac{nx^2}{n-1+x^n} dx \quad (4)$$

ここで、 $b$  : 梁幅 (mm),  $x_n$  : 中立軸距離 (mm),  $\Phi$  : 曲率,  $n$  : 実験定数である。

次に、従来手法と同様に、 $k_1$  および  $k_3$  を用いて式(1)から算定されるコンクリートの圧縮合力  $C_c$  と式(5)から算定される引張補強筋合力  $T$  が一致するような中立軸距離  $x_n$  を求める。

$$T = a_f E_f \epsilon_f = a_f E_f \phi (d - x_n) = a_f E_f \epsilon_{cu} \frac{d - x_n}{x_n} \quad (5)$$

ここで、 $a_f$  : 引張補強筋断面積 (mm<sup>2</sup>),  $E_f$  : 引張補強筋の弾性係数 (GPa),  $\epsilon_f$  : 引張補強筋ひずみ度,  $d$  : 有効せい (mm) である。最後に、式(6)を利用して終局時曲げモーメント  $M$  を求める。

$$M = C_c \left(1 - \frac{k_1}{2}\right) x_n + T(d - x_n) \quad (6)$$

これらの計算を設定した  $\epsilon_{cu}$  毎に逐次行い、最終的に得られた  $M$  の最大値を曲げ終局強度時モーメントとする。

### 3. CFRP ロッドで補強したコンクリート梁の FEM 解析

#### 3.1 解析対象試験体とそのモデル化

図-4 に解析対象試験体<sup>8)</sup>の概要を示す。主筋に CFRP ロッド (D10 相当) を用いており、付着を確保するため表面形状はシングルスパイラル型となっている。圧縮側は 2 本とし、引張側は 2~4 本としている。なお、せん断破壊が先行しないようにせん断補強筋比を 1.4% としている。

図-5 に要素分割図を示す。コンクリートは平面応力要素でモデル化した。CFRP ロッドはトラス要素とし、付着すべり挙動を考慮するためにインターフェイス要素を設けた。あばら筋は埋め込み鉄筋でモデル化した。なお、解析には DIANA10.6 を用いた。

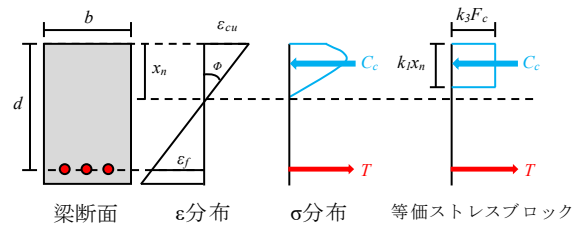


図-1 等価ストレスブロック法

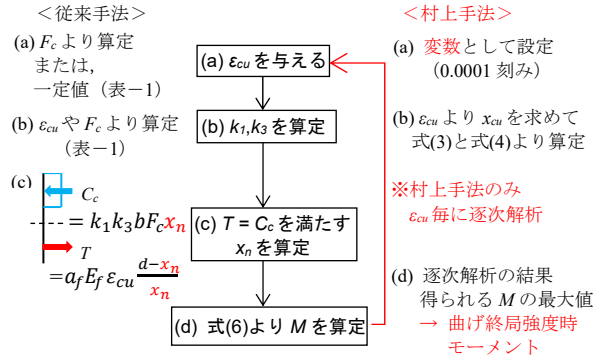


図-2 従来手法と村上手法<sup>6)</sup>のフローチャート

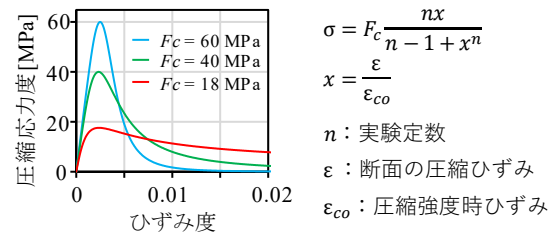


図-3 圧縮応力度-ひずみ度関係 (Popovics 式<sup>7)</sup>)

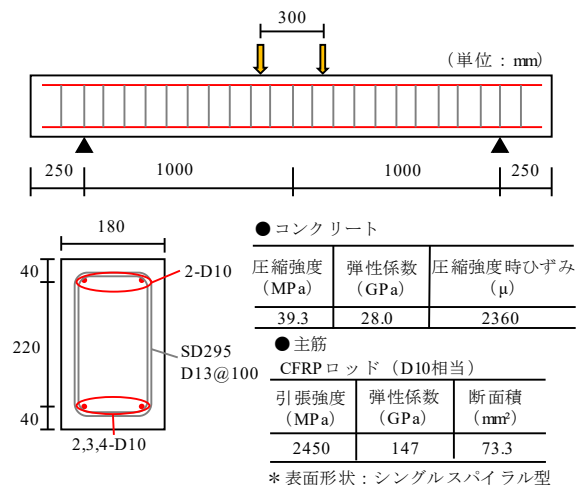


図-4 解析対象試験体<sup>8)</sup>の概要

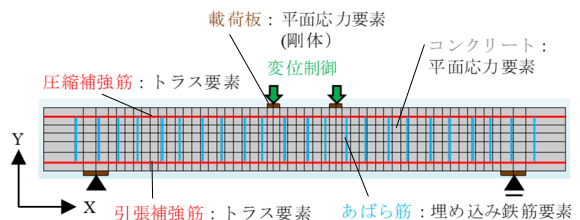


図-5 要素分割図

図-6 に材料構成則を示す。コンクリートの圧縮特性には Parabolic モデル<sup>9)</sup>、引張特性には Hordijk モデルを適用し、破壊エネルギーを考慮した。圧縮破壊エネルギー $G_{fc}$ は中村式<sup>10)</sup>から、引張破壊エネルギー $G_f$ は土木学会式<sup>11)</sup>から算定した。特性長さ $L_c$ は要素面積の1/2乗とした。コンクリートのひび割れ後のせん断伝達特性には Al-Mahaidi モデル<sup>12)</sup>を適用した。あばら筋は bi-linear 型とし、降伏後の二次勾配は初期剛性の1/100とした。CFRP ロッドは線形弾性モデルとし、ACI 基準<sup>3)</sup>を参考にして圧縮剛性を引張剛性の85%とした。CFRP ロッド-コンクリート間の付着応力-付着すべり関係には島らのモデル<sup>13)</sup>を適用し、Al-Mahmoud ら<sup>14)</sup>の付着試験を参考にし、付着強度 $t_{max}$ を異形鉄筋の場合の60%に低減した。

### 3.2 FEM 解析結果

図-7 に引張補強筋が 3-D10 の場合の荷重-たわみ関係を示す。図中には、実験定数  $n = 2.47$  を適用した Popovics 式<sup>7)</sup>を用いて、村上手法および  $\epsilon_{cu} = 0.003$  を仮定した土木学会による手法により算定した曲げ終局強度を併せて示す。なお、図中に示した曲げ終局強度点は、かぶりコンクリートの圧縮軟化と共に荷重低下した地点とした。FEM 解析による曲げ終局強度は、実験結果と良好に対応した。一方、村上手法による曲げ終局強度は実験結果の85%程度を評価した。ただし、図-8 に示す荷重-引張補強筋ひずみ度関係より、村上手法による曲げ終局強度時の引張補強筋ひずみ度の算定結果は実験結果および FEM 解析結果と同等であった。ここで、圧縮補強筋を考慮しない村上手法の妥当性を確認するため、解析対象試験体から圧縮補強筋を除去して FEM 解析を実施した。図-9 に圧縮補強筋を除去した場合の FEM 解析結果と村上手法の比較を示す。村上手法による曲げ終局強度の算定結果は、FEM 解析結果の95%程度となり良好な関係を示した。これより、村上手法は圧縮補強筋の影響を考慮しないため、低めの曲げ終局強度を算定すると考えられる。ただし、設計における曲げ終局強度算定手法としては、十分な精度を有していると考えられる。

### 4. コンクリート強度が村上手法に及ぼす影響

村上手法は、前章で対象とした実験に対してのみ妥当性が確認されている。本研究では、村上手法に基づいて圧縮破壊エネルギー $G_{fc}$ を考慮可能な算定手法を検討するにあたり、コンクリート強度 $F_c$ を変化させた FEM 解析結果との比較を通じて、その適用範囲を確認する。ここでは、前述した FEM 解析モデルを用い、 $F_c$ を18~60 MPa まで変化させたパラメトリック解析を実施する。また、村上手法を用い、 $\epsilon_{cu}$ を0.0001~0.03 まで0.0001 刻みで変化させて曲げ終局強度を算定した。なお、Popovics 式<sup>7)</sup>に適用する実験定数 $n$ は、村上手法<sup>9)</sup>同様に式(7)に

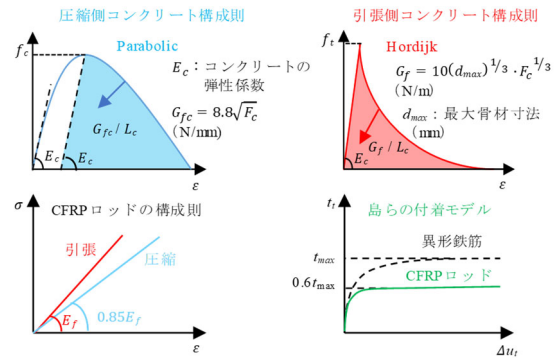


図-6 材料構成則

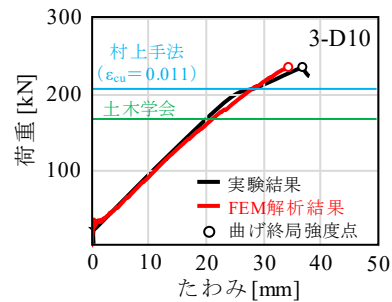


図-7 荷重-たわみ関係

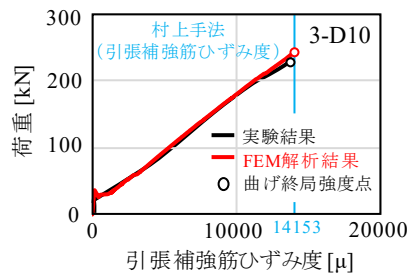


図-8 荷重-引張補強筋ひずみ度関係

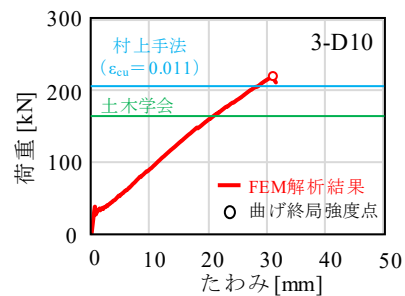


図-9 荷重-たわみ関係 (圧縮補強筋除去)

よって求めた。

$$n = e^{0.0256F_c} \quad (7)$$

図-10 に曲げ終局強度-コンクリート強度関係を示す。図中には村上手法の算定結果と FEM 解析結果の比を併せて示す。全体的に村上手法は FEM 解析結果を15%程度下回る傾向が確認できる。ただし、低強度領域では FEM 解析結果との差が大きくなっている。図-11 に前章と同様に圧縮補強筋を除去した場合の FEM 解析結果に対する村上手法の算定結果の比を示す。圧縮補強筋を

除去した場合、低強度領域においても村上手法の算定結果はFEM解析結果と良好な関係を示した。したがって、低強度領域における曲げ終局強度の過小評価の原因は、圧縮補強筋の影響であると考えられる。

## 5. 圧縮軟化挙動を考慮可能な曲げ終局強度の算定手法

### 5.1 提案手法の概要

提案手法では、コンクリートの圧縮応力度-ひずみ度曲線において圧縮破壊エネルギー $G_{fc}$ を考慮可能な形式に村上手法を拡張する。なお、村上手法と同様に $\epsilon_{cu}$ を0.0001~0.03まで0.0001刻みとする。

図-12に村上手法と本手法のコンクリートの圧縮応力度-ひずみ度曲線の違いを示す。村上手法ではコンクリートの圧縮軟化領域を表現可能なPopovics式<sup>7)</sup>を採用するが、 $F_c$ と $\epsilon_{co}$ によって曲線の形状が決まり、圧縮破壊エネルギー $G_{fc}$ を考慮することは難しい。なお、Popovics式<sup>7)</sup>に含まれる実験定数 $n$ を用いて圧縮破壊エネルギー $G_{fc}$ を考慮した事例<sup>15)</sup>はあるが、断面解析に適用するのは簡便ではない。本手法では、FEM解析で採用しているParabolicモデル<sup>9)</sup>を用いることにして、ストレスブロック係数 $k_1$ 、 $k_3$ は式(8)および式(9)により算定する。

$$k_1 k_3 = \frac{1}{\epsilon_c} \int_0^{\epsilon_c} \sigma d\epsilon \quad (8)$$

$$k_1 k_3 \left(1 - \frac{k_1}{2}\right) = \frac{1}{\epsilon_c^2} \int_0^{\epsilon_c} \sigma \epsilon d\epsilon \quad (9)$$

### 5.2 圧縮破壊領域長さ $L_p$

圧縮応力度-塑性変形関係に定義づけられる圧縮破壊エネルギー $G_{fc}$ をコンクリートの圧縮応力度-ひずみ度曲線に適用するため、FEM解析では要素寸法に関連付けた特性長さ $L_c$ を用いている(図-6)。一方、断面解析を用いる提案手法によって梁の曲げ終局強度を算定する場合、断面に仮定するコンクリートの圧縮応力度-ひずみ度曲線に圧縮破壊エネルギー $G_{fc}$ を適用するには、塑性変形をひずみに変換するための圧縮破壊領域長さ $L_p$ を求める必要がある。ただし、圧縮力作用下のコンクリートは破壊が局所化することが知られているため、局所化領域と除荷領域を区別し、局所化領域長さを $L_p$ とする必要がある。中村ら<sup>10)</sup>は、ひずみゲージを貼ったアクリル棒を内部に埋め込んだコンクリートの円柱供試体の一軸圧縮試験を行い、ひずみの挙動から局所化領域と除荷領域を判定し、 $L_p$ を評価している。一方、RC梁に対しては、実験的に $L_p$ の算定式を求めた研究<sup>16)</sup>はあるものの、適用範囲は対象実験のみに限られている。そこで、本研究では、圧縮破壊エネルギー $G_{fc}$ を考慮した非線形FEM解析結果から、梁における $L_p$ の算定を試みる。

図-13に本手法における $L_p$ の算定方法を示す。梁において局所化領域を特定するために、はじめに、曲げ終

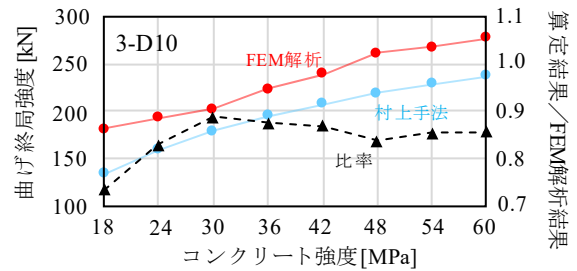


図-10 曲げ終局強度-コンクリート強度関係

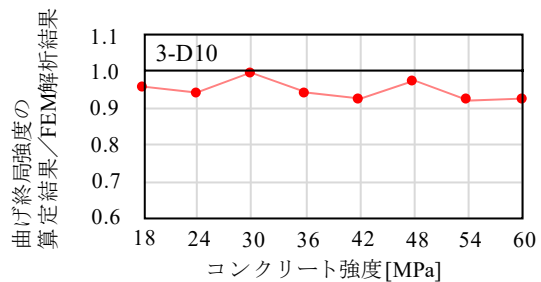


図-11 曲げ終局強度の比(圧縮補強筋除去)

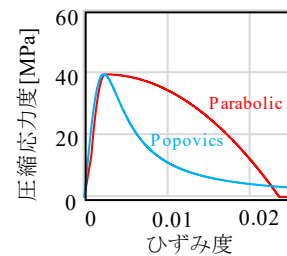
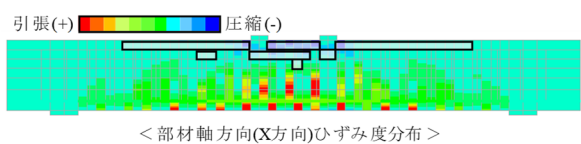
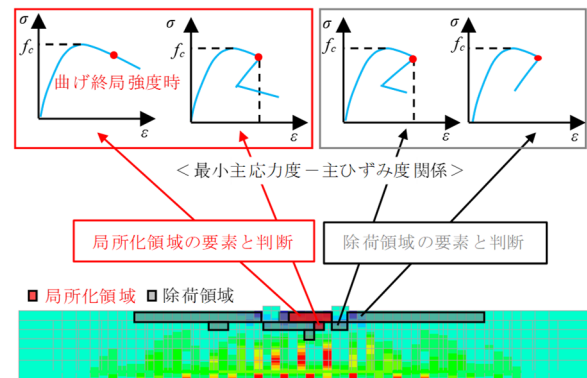


図-12 圧縮応力度-ひずみ度曲線の比較

#### ● ステップ1: 主軸角 $\theta \leq 10^\circ$ の要素をスクリーニング



#### ● ステップ2: 局所化領域を特定



#### ● ステップ3: 圧縮破壊領域長さ $L_p$ の算定

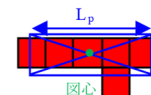


図-13  $L_p$ の算定方法

局強度到達以後の主軸角が 10 度以下の一軸圧縮応力状態に近い要素をスクリーニングする。なお、主軸角 10 度の場合、局所座標系の応力度は、最小主応力度の 95%程度となる。次に、スクリーニングした要素から局所化領域を特定するために、a. 曲げ終局強度時に圧縮強度に達している、b. 曲げ終局強度以後、継続して圧縮軟化挙動を示している、c. 除荷を経験している場合には、除荷時のひずみを超えているという条件を設定し、最小主応力度－主ひずみ度関係から局所化領域を特定する。最後に、特定した局所化領域から  $L_p$  を求めるため、局所化領域の形状を等積変形し、長方形に置き換える。その際、等積変形後の長方形と局所化領域形状の図心を一致させ、局所化領域形状の各方向の面積減少量を等しくした。その結果、得られた長方形の部材軸方向の長さを  $L_p$  とした。

### 5.3 $L_p$ の算定結果

本手法では村上手法と同様に圧縮補強筋を考慮しないため、圧縮補強筋の有無をパラメータとして FEM 解析を行い、 $L_p$  を算定する。図-14 に引張補強筋が 3-D10 の場合における  $L_p$  の算定結果を示す。圧縮補強筋が無い場合、コンクリート強度が高いほど、 $L_p$  が大きくなる傾向を示した。図-15 に圧縮補強筋が無い場合の部材軸方向 (X 方向) ひずみ度分布を示す。ここでは、 $F_c = 24\text{MPa}$  および  $60\text{MPa}$  の場合を示す。また、図中には局所化領域を併せて示す。 $F_c = 24\text{MPa}$  の場合は試験体内部に局所化領域が広がっているのに対して、 $F_c = 60\text{MPa}$  の場合は局所化領域が部材軸方向に広がっていることが確認できる。これにより、コンクリート強度が高いほど  $L_p$  が大きく算定されたと考えられる。

次に、圧縮補強筋が有る場合、 $F_c = 36\text{MPa}$  以下では、圧縮補強筋が無い場合よりも大きな  $L_p$  を算定した。図-15 に圧縮補強筋が有る場合の部材軸方向ひずみ度分布および局所化領域を示す。 $F_c = 24\text{MPa}$  の場合、圧縮補強筋が無い場合に比べて、圧縮補強筋が有る場合、曲げ終局強度後に局所化領域が部材軸方向に広がっている。これは、圧縮補強筋の抵抗によってコンクリート内部への破壊が抑制されたことにより、圧縮補強筋の有無による  $L_p$  の算定結果に差が生じたと考えられる。一方、 $F_c = 60\text{MPa}$  においては、圧縮補強筋の抵抗によって部材軸方向への破壊が抑制され、局所的な破壊が生じたことにより、圧縮補強筋の有無による  $L_p$  の算定結果に差が生じたと考えられる。

### 5.4 提案手法による曲げ終局強度の算定結果

前節で求めた  $L_p$  を用いて、曲げ終局強度を算定する。図-16 に圧縮補強筋が無い場合について、提案手法および村上手法による曲げ終局強度の算定結果と FEM 解析結果の比を示す。提案手法は村上手法と同様に FEM 解析結果の比が 1.0 に近い値となった。図-17 に圧縮補強

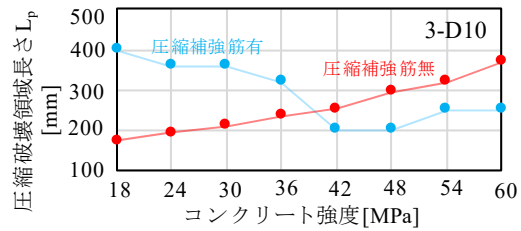


図-14  $L_p$  の算定結果

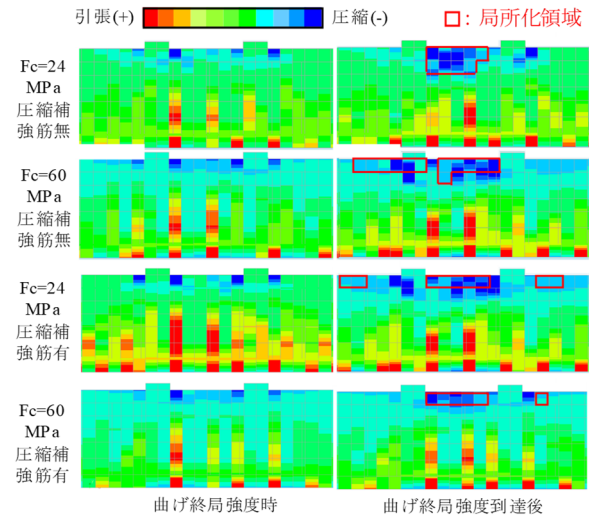


図-15 部材軸方向ひずみ度分布

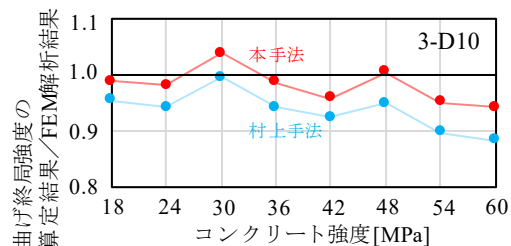
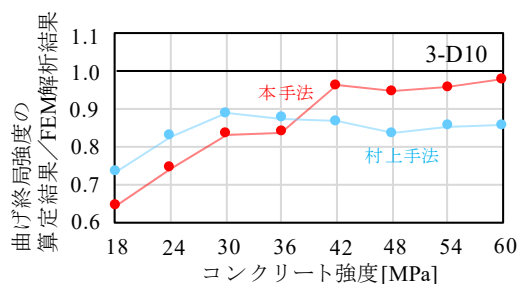


図-16 曲げ終局強度の算定結果と FEM 解析結果の比 (圧縮補強筋無し)

筋が有る場合について、両手法による曲げ終局強度の算定結果と FEM 解析結果の比を示す。提案手法では  $F_c = 36\text{MPa}$  を超える範囲において 1.0 に近い値を示しており、村上手法よりも良い結果が得られた。一方、 $F_c = 36\text{MPa}$  以下の範囲においては、比の値が小さくなった。これは、図-14 に示したように、圧縮補強筋の抵抗が  $L_p$  に影響を及ぼすためである。つまり、 $L_p$  が相対的に小さく評価された  $F_c = 36\text{MPa}$  を超える範囲では、塑性変形を  $L_p$  で除して求まるひずみ値が大きくなるため、コンクリートの圧縮応力度－ひずみ度曲線の軟化勾配が緩やかとなり、算定される曲げ終局強度も大きくなる。一方、 $L_p$  が大きく評価された  $F_c = 36\text{MPa}$  以下の範囲では、コンクリートの圧縮軟化挙動が脆性的になり、算定される曲げ終局強度も小さくなる。したがって、本提案手法を  $F_c = 36\text{MPa}$  以下の範囲に適用する場合には、 $L_p$  の算定手法について圧縮補強筋の影響に着目した更なる検討が必要である。



図一七 曲げ終局強度の算定結果と FEM 解析結果の比 (圧縮補強筋有り)

## 7. まとめ

CFRP ロッドで補強したコンクリート梁を対象として、圧縮破壊エネルギーを考慮可能な曲げ終局強度の算定手法を提案し、FEM 解析結果との比較を通じてその妥当性について検討した。その結果、以下の知見を得た。

- (1) 圧縮補強筋の有無をパラメータとした FEM 解析を行い、局所化領域を特定して圧縮破壊領域長さ  $L_p$  を算定した。その結果、 $F_c = 36\text{MPa}$  以下の場合、圧縮補強筋の抵抗により、圧縮補強筋が無い場合よりも圧縮補強筋が有る場合の  $L_p$  が大きくなった。
- (2) 圧縮補強筋が無い場合、本手法における曲げ終局強度の算定結果は、FEM 解析結果と同等な結果を示した。また、圧縮補強筋が有る場合は、 $F_c = 36\text{MPa}$  を超える範囲において、本手法は FEM 解析結果と同等な結果を示した。
- (3) 圧縮補強筋が有る場合、 $F_c = 36\text{MPa}$  以下では圧縮補強筋が  $L_p$  に及ぼす影響が大きく、本手法を用いた曲げ終局強度の算定結果は FEM 解析結果よりも低い値となった。本手法を  $F_c = 36\text{MPa}$  以下の場合に適用するためには、 $L_p$  に及ぼす圧縮補強筋の影響について検討が必要である。

今後の課題として、本報では FEM 解析から  $L_p$  を求めたが、実験および FEM 解析の両面から検討を重ね、 $L_p$  を定量的に評価可能な算定式を構築する必要がある。

## 謝辞

本研究は JSPS 科学研究費補助金 (基盤研究 (C) 24K07757) の助成を受けて行われたものである。

## 参考文献

- 1) 土木学会：コンクリートライブラリー第 88 号「連続繊維補強材を用いたコンクリート構造物の設計・施工指針 (案)」, 1996
- 2) CSA Canadian Standards Association: S806-02 Design and Construction of Building Components with Fibre Reinforced Polymers, 2002
- 3) ACI American Concrete Institute : ACI440.1R-15 Guide for the Design and Construction of Structural Concrete

Reinforced with Fiber-Reinforced Polymer (FRP) Bars, ACI Committee 440,2015

- 4) 日本建築学会：連続繊維補強コンクリート系構造設計施工指針案, 2002
- 5) Takasago, S., Kanakubo, T., Kobayashi, H., Sasaki, H.: Bond and Cracking Characteristics of PVA-Fiber-Reinforced Cementitious Composite Reinforced with Braided AFRP Bars, *Fibers*, 2023.11
- 6) 村上聖：連続繊維補強コンクリート梁の曲げ終局境界点の算定, 日本建築学会技術報告集, Vol. 30, No.75, pp.791-796, 2024
- 7) Popovics, S.: A Numerical Approach to the Complete Stress-Strain Curve of Concrete, *Cement and Concrete Research*, No. 5, Vol. 3, pp. 583-599, 1973
- 8) 村上聖, 村上由祐, 武田浩二, 久部修弘：CFRP ロッドを主筋に用いた RC 梁の終局曲げ強度に関する研究, セメント・コンクリート論文集, Vol.71, pp.517-524, 2017
- 9) Freenstra, P. H.: Computational Aspects of Biaxial Stress in Plain and reinforced Concrete PhD thesis, Delft University of Technology, 1933
- 10) Nakamura, H. and Higai, T.: Compressive Fracture Energy and Fracture Zone Length of Concrete, *Seminar on Post-Peak Behavior of RC Structures Subjected to Seismic Loads*, Japan Concrete Institute, Vol.2, pp.259-272, 1999
- 11) 土木学会 コンクリート委員会：2017 年制定コンクリート標準示方書 設計編, 土木学会, pp.484, 2017
- 12) Al-Mahaidi, R.S.H.: Nonlinear Finite Element Analysis of Reinforced Concrete Deep Members, Report 79-1, Dep. of Structural Engineering, Cornell Univ., Jan.1979
- 13) 島 弘, 周 礼良, 岡村 甫：マッシュなコンクリートに埋め込まれた異形鉄筋の付着応力-すべり関係, 土木学会論文集, 第 378/V-6 号, pp.165-174, 1987.2
- 14) Al-Mahmoud, F., et al.: Effect of surface pre-conditioning on bond of carbon fibre reinforced polymer rods to concrete, *Cement Concrete Composites*, pp.677-689, 2007
- 15) 渡辺 健, 二羽 淳一郎, 横田 弘, 岩波 光保：圧縮破壊の局所化を考慮したコンクリートの応力-ひずみ関係の定式化, 土木学会論文集, No.725/V-58 号, pp.197-211, 2003.2
- 16) マリア リッチー カイバル ほか：鉄筋コンクリート造梁の力学的性能に及ぼす寸法効果に関する研究, 日本建築学会構造系論文集 Vol.73, No.626, pp.625-632, 2008.4