

# 重錘落下を受ける AFRP ロッド下面埋設曲げ補強 RC 梁の数値シミュレーション

Numerical simulation for NSM RC beams with AFRP rod under drop-weight impact loading

瓦井智貴\*, 小室雅人\*\*, 岸徳光\*\*\*, 三上浩\*\*\*\*

Tomoki Kawarai, Masato Komuro, Norimitsu Kishi, Hiroshi Mikami

\*修(工), 室蘭工業大学大学院, 工学研究科博士後期課程 (〒050-8585 室蘭市水元町 27-1)

\*\*博(工), 室蘭工業大学大学院准教授, もの創造系領域 (〒050-8585 室蘭市水元町 27-1)

\*\*\*工博, 室蘭工業大学大学院特任教授, もの創造系領域 (〒050-8585 室蘭市水元町 27-1)

\*\*\*\*博(工), 三井住友建設(株), 技術研究所上席研究員 (〒270-0132 千葉県流山市駒木 518-1)

*Key Words: AFRP rod, RC beam, fracture energy, finite element analysis*

キーワード: AFRP ロッド, RC 梁, 破壊エネルギー, 有限要素法

## 1. はじめに

著者らは, 耐衝撃用途 RC 構造物の耐衝撃性向上法として FRP シート接着工法や FRP ロッド埋設工法に着目し, 種々の衝撃荷重実験<sup>1)~3)</sup>を実施してきた。その結果, 1) FRP シートで RC 梁を曲げ補強することにより, 変形量やひび割れ幅を低減可能であること, 2) シート接着工法と同様に, 新素材繊維を組紐状に成形した FRP ロッドを用いて曲げ補強を施した場合においても RC 梁の応答変位を抑制可能であること, 3) ロッドの場合には炭素繊維(CFRP)ロッドよりもアラミド繊維 (AFRP) ロッドの方が補強材料の破断抵抗性が高く, 耐衝撃性向上効果に優れていることなどが明らかになっている。一方, 合理的な補強設計法を効率的に確立するためには, 実験的研究と並行して数値解析的研究も実施することが肝要である。

このような観点から, 本研究では, FRP ロッドを下面埋設して曲げ補強を施した RC 梁の耐衝撃挙動を適切に評価可能な解析手法の確立を目的として, 別途実施した AFRP ロッド下面埋設補強 RC 梁 (以後, ロッド補強 RC 梁) の重錘落下衝撃実験結果<sup>3)</sup>を対象に, 三次元弾塑性衝撃応答解析を試みた。ここでは, ひび割れ分布を適切に再現するために, 既往の研究<sup>4)</sup>より提案されている引張破壊エネルギー等価の概念を適用して, 要素長を変化させた場合について検討を行った。

## 2. 実験概要

表-1 には, 本研究で対象とした試験体一覧を示している。本研究では重錘落下高さを  $H = 2.5 \text{ m}$  と設定

した, 無補強 (N) 試験体およびロッド補強 (R) 試験体の 2 体に関して衝撃応答解析を実施した。

表中の試験体名のうち, 第 1 項目は補強の有無 (N: 無補強, R: AFRP ロッド補強) を, 第 2 項目の H に付随する数値は設定重錘落下高さを示している。なお, 表中の実測重錘落下高さ  $H'$  は実測衝突速度から換算した自由落下高さである。また, コンクリートの圧縮強度  $f'_c$  および軸方向鉄筋及びせん断補強鉄筋の降伏強度  $f_{ya}$ ,  $f_{ys}$  は, 別途実施した材料試験結果から得られた値である。

図-1 には, N 試験体および R 試験体の形状寸法, 配筋および補強状況を示している。試験体の形状寸法 (梁幅 × 梁高 × スパン長) は,  $200 \times 250 \times 3,000 \text{ mm}$  である。また, 軸方向鉄筋は上下端に SD345 の D19 を各 2 本配置し, 梁端面に設置した厚さ 9 mm の定着鋼板に溶接固定している。さらに, せん断補強筋には SD345 の D10 を用い, 100 mm 間隔で配筋している。ロッド補強の場合には, 図に示すように 2 本の AFRP ロッド ( $\phi 11 \text{ mm}$ ) を RC 梁の下面に支点の 100 mm 手前まで埋設した。表-2 には, 本実験で用いた AFRP ロッドの力学的特性値を一覧にして示している。

重錘落下衝撃荷重実験は, 質量 300 kg, 先端直径 200 mm の鋼製重錘を所定の高さから一度だけ梁のスパン中央部に自由落下させる単一載荷法に基づいて実施した。試験体の支点治具下端部は, 写真-1 に示すように回転を許容するピン支持に近い形になっている。また, その上端部は, 試験体設置後に鋼製矩形梁を治具に定着することにより, 浮き上がりを防止する構造になっている。

本実験の測定項目は, (1) 重錘衝撃力, (2) 合支点反

表-1 試験体一覧

試験体名	補強材種類	設定落下高さ $H$ (m)	実測落下高さ $H'$ (m)	コンクリート圧縮強度 $f'_c$ (MPa)	軸方向鉄筋降伏強度 $f_{ya}$ (MPa)	せん断筋降伏強度 $f_{ys}$ (MPa)
N-H2.5	-	2.5	2.29	32.4	381.7	461.9
R-H2.5	AFRP ロッド		2.52	35.4		

表-2 AFRP ロッドの力学的特性値 (公称値)

直径 $D$ (mm)	断面積 $A$ (mm <sup>2</sup> )	密度 $\rho_a$ (g/cm <sup>3</sup> )	弾性係数 $E_a$ (GPa)	破断強度 $f_{ru}$ (MPa)	破断ひずみ $\epsilon_{ru}$ (%)
11	95	1.204	69	1178.9	1.72

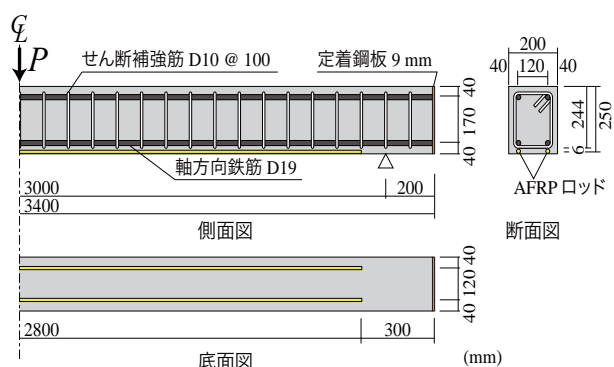


図-1 R 試験体の形状寸法, 配筋および補強状況



写真-1 実験装置と試験体の設置状況

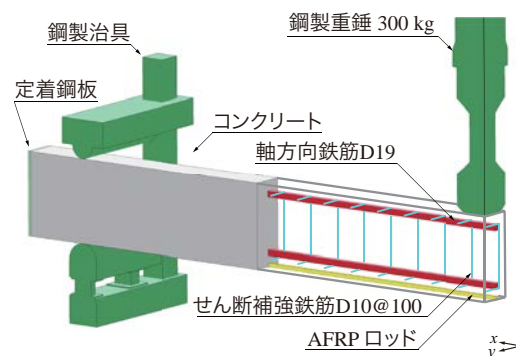


図-2 有限要素モデル

力 (以後, 支点反力), (3) 荷重点変位 (以後, 変位), および (4) AFRP ロッドの軸方向ひずみである。また, 実験終了後には, RC 梁のひび割れや AFRP ロッドの剥離状況を撮影している。

### 3. 数値解析概要

#### 3.1 有限要素モデル

図-2 には, 本研究で用いた数値解析モデルを示している。ここでは, RC 梁の対称性を考慮して梁幅方向およびスパン方向にそれぞれ 2 等分した 1/4 モデルを採用した。また, 境界条件は対称切断面において法線方向変位成分を, 支点下部では実験時と同様にピン支持条件となるように鉛直方向変位成分を拘束した。

適用した要素タイプは, せん断補強筋には 2 節点梁要素, それ以外には全て 8 節点固体要素を用いた。なお, 軸方向鉄筋および AFRP ロッドは公称断面積と等価な正方形断面に簡略化している。要素の積分点数は, 8 節点固体要素に対しては 1 点積分, 2 節点梁要素に対しては 4 点積分とした。コンクリートと重錘間およびコンクリートと支点治具間には, 面と面との接触・剥離を伴う滑りを考慮した接触面を定義し, 接

触反力の算定にはペナルティ法を適用している。ただし, 摩擦は考慮していない。

コンクリートと鉄筋間の付着特性に関しては, 簡略化のために両者間の滑りを考慮せずに完全付着と仮定した。また, コンクリートとロッド間の付着特性に関しても, 実験結果<sup>3)</sup>より, ロッドとかぶりコンクリートの付着が保持された状態で剥離していることから, 完全付着と仮定した。

衝撃荷重は, 重錘要素を RC 梁に接触する形で配置し, その全節点に表-1 に示す実測重錘落下高さ  $H'$  に相当する衝突速度を付加することで作用させている。また, 減衰定数  $h$  は, 質量比例分のみを考慮するものとし, N 試験体および R 試験体ともに予備解析結果を基に, 鉛直方向最低次固有振動数に対して 0.5% とした。なお, 本解析には衝撃・構造解析用汎用ソフト LS-DYNA<sup>5)</sup>を使用している。

#### 3.2 材料構成則

##### (1) コンクリート

図-3 (a) には, コンクリートの応力-ひずみ関係

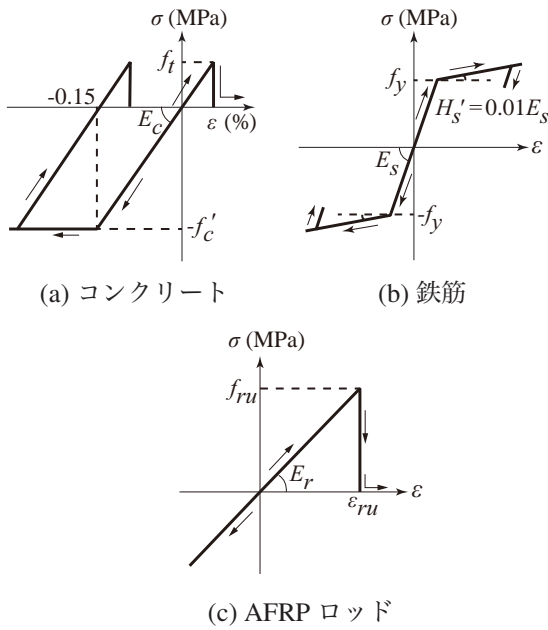


図-3 材料構成則

を示している。圧縮側は、相当ひずみが0.15%に達した段階で完全降伏するものと仮定した。降伏の判定には Drucker-Prager の降伏条件式を採用し、圧縮強度  $f_c'$  に関しては別途実施した材料試験から得られた表-1 に示す値を入力している。一方、引張側に対しては、後述のように要素分割長による影響を考慮して、既往の研究<sup>4)</sup>より提案されている引張破壊エネルギー等価 ( $G_f$ ) の概念に基づいた仮定の換算引張強度  $f_t$  を導入し、引張応力とその値に到達した時点でカットオフされるモデルとした。なお、単位体積質量  $\rho_c$  およびポアソン比  $\nu_c$  は、それぞれ  $\rho_c = 2.35 \times 10^3 \text{ kg/m}^3$ ,  $\nu_c = 0.167$  とした。

### (2) 軸方向鉄筋およびせん断補強筋

図-3 (b)には、軸方向鉄筋およびせん断補強筋に関する応力-ひずみ関係を示している。本研究では、降伏後の塑性硬化を考慮したバイリニア型の構成則モデルを仮定している。降伏応力  $f_y$  は表-1 に示す値を用いた。また、単位体積質量  $\rho_s$ 、弾性係数  $E_s$  およびポアソン比  $\nu_s$  は公称値を用いることとし、それぞれ  $\rho_s = 7.85 \times 10^3 \text{ kg/m}^3$ ,  $E_s = 206 \text{ GPa}$ ,  $\nu_s = 0.3$  とした。降伏の判定は、von Mises の降伏条件を適用し、塑性硬化係数  $H_s'$  は弾性係数  $E_s$  の1%と仮定している。

### (3) AFRP ロッド

図-3 (c) に示すように弾性体と仮定し、破断ひずみ  $\epsilon_{ru} = 1.72\%$  に達した時点でカットオフされるものとした。また、断面積  $A$ 、密度  $\rho_a$ 、弾性係数  $E_a$  には、表-2 に示す公称値を用いている。

### (4) 重錘、支点治具および定着鋼板

支点治具、定着鋼板および重錘の全要素に関しては、実験時に塑性変形が確認されていないことより、弾性体モデルを適用している。要素の弾性係数  $E_s$  お

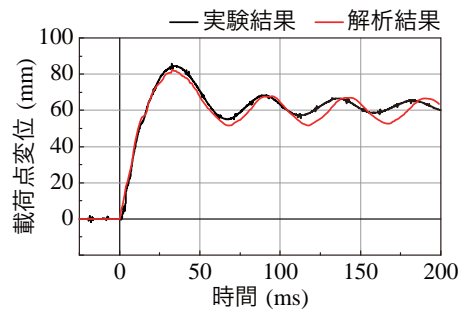


図-4 荷点変位波形 (N 試験体)

よびポアソン比  $\nu_s$  には公称値を用いることとし、それぞれ  $E_s = 206 \text{ GPa}$ ,  $\nu_s = 0.3$  と仮定した。なお、単位体積質量  $\rho_s$  に関しては、支点治具および定着鋼板は公称値である  $\rho_s = 7.85 \times 10^3 \text{ kg/m}^3$  を用いているが、重錘に関しては質量  $300 \text{ kg}$  を解析モデルの体積で除した値を入力している。

### 3.3 引張破壊エネルギー等価の概念と要素分割長

図-4には、N 試験体における荷点変位波形について、実験結果と数値解析結果を比較して示している。また、数値解析結果において、梁軸方向要素長は  $y_0 = 25 \text{ mm}$  とし、引張強度は  $f_{t0} = f_c'/10$  と設定した。図より、数値解析結果は実験結果を適切に再現していることが分かる。

一方で、ロッド補強 RC 梁を対象に要素長を  $25 \text{ mm}$  とする場合には、数値解析結果は後述のようにロッドの補強効果を適切に評価できず、実験結果を過大に評価していることが分かる。これは、1) 後述の図-7 に示すように、コンクリート要素には分散ひび割れを仮定しているため、引張強度に達してコンクリート要素にひび割れが発生すると、要素内の引張応力が開放され、2) その要素と連続しているロッド材要素にも引張応力が伝達されなくなるため、3) ロッド材要素には剥離時と類似した均一の引張力が作用することとなる、4) コンクリート要素が軸方向に長い場合にはその影響が益々大きくなり、対応してロッドの曲げ補強効果も小さくなること、によるものと考えられる。従って、ロッドの補強効果を数値解析的に適切に再現するためには、ひび割れの発生によってコンクリート要素が開放する引張応力を実現象に即して適切に評価される程度の要素長に決定することが必要となる。

このような観点から、本論文ではコンクリート要素の軸方向長を小さくすることを前提に、既往の研究<sup>4)</sup>で提案されているコンクリート要素の  $G_f$  等価の概念を適用することを提案し、実験結果と比較する形でその妥当性について検討を行うこととした。以下に  $G_f$  等価の概念について示す。

ここでは、下縁あるいは上縁から曲げひび割れのみが発生するものと仮定し、図-3(a) に示すようにコンクリートの引張破壊領域にカットオフモデルを適用す

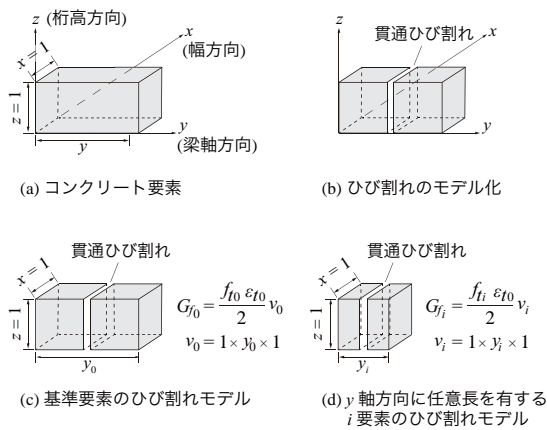


図-5 引張破壊エネルギー等価の概念

表-3  $G_f$  の有無による換算引張強度

要素分割長 $y$ (mm)	換算引張強度 $f_i$ (MPa)	
	$G_f$ を考慮しない	$G_f$ を考慮する
25 <sup>#1</sup>	3.54	3.54
12.5		5.01
6.25		7.08

<sup>#1</sup> 基準要素長

ることを前提に定式化を行うこととした。

いま、図-5(a)に示すように、 $x$ 軸と $z$ 軸方向に単位長さ、 $y$ 軸方向に一定の長さ $y$ を有する基準のコンクリート要素において、分散ひび割れモデルを適用する前段階として、図-5(b)に示すように要素内に幅方向と高さ方向に貫通する梁軸方向に1本の曲げひび割れが発生する状況を想定する。その状況下で、要素長を変化させた場合においても、等しい引張破壊エネルギー( $G_f$ )の下で分布ひび割れが発生するものと仮定する。

図-5(c)に示す基準要素の引張破壊エネルギー $G_{f0}$ は、図-5(a)に示す引張強度 $f_{t0}$ 、その時の引張ひずみ $\epsilon_{t0}$ および要素の体積 $v_0$ を用いて、次式で定義される。すなわち、

$$G_{f0} = \frac{f_{t0} \epsilon_{t0}}{2} v_0 \quad (1)$$

図-5(c), (d)に示すように、基準要素の要素長を $y_0$ とし、梁軸方向に任意の長さを有する $i$ 要素の要素長を $y_i$ とすると、上述の仮定より基準要素の破壊エネルギー $G_{f0}$ と $i$ 要素の破壊エネルギー $G_{fi}$ は等しいことになる。この関係より、任意の要素長を有する $i$ 要素の仮定の換算引張強度(見かけ上の引張強度) $f_{ii}$ は、次式で与えられる。

$$f_{ii} = f_{t0} \cdot \sqrt{\frac{y_0}{y_i}} \quad (2)$$

ここで、基準要素の引張強度 $f_{t0}$ および要素長 $y_0$ は、それぞれ $f_{t0} = f'_c / 10$ 、 $y_0 = 25$  mmと設定した。

なお、本解析では、梁軸方向の要素長を基準要素長である25 mmの他、12.5 mmおよび6.25 mmの3種

類について解析を実施した。表-3には、設定した各要素長 $y$ と $G_f$ の有無による換算引張強度 $f_i$ の関係を示している。

## 4. 数値解析結果および考察

### 4.1 各種応答波形

図-6には、R試験体に関して要素長 $y$ を変化させた各種時刻歴応答波形について、実験結果と解析結果を比較して示している。また、解析結果には、 $G_f$ 等価の概念を考慮する場合(赤線)と考慮しない場合(青線)について示している。なお、基準要素長である $y_0 = 25$  mmの場合には、 $G_f$ 等価の概念に関わらず同一結果であるため、青線のみを示している。

まず、図-6(a)の重錘衝撃力波形に着目すると、実験結果の場合には、振幅が大きく継続時間が1 ms程度の第1波と振幅が小さい第2波が後続していることが分かる。数値解析結果に着目すると、 $G_f$ 等価の概念の有無や要素長に関わらず第1波、第2波をよく再現できていることが分かる。これは、重錘衝撃力波形が重錘とコンクリートの局所的な剛性に依存することによるものと推察される。

図-6(b)には、支点反力波形を比較して示している。図より、実験結果は継続時間が40 ms程度の主波動に高周波成分が合成された分布性状を示していることが分かる。数値解析結果に着目すると、基準要素長 $y_0 = 25$  mmの場合には、衝突直後の波形の立ち上がりが実験結果と一致しているものの、最大値は実験結果よりも100 kN程度小さな値を示し、かつ継続時間は20 ms程度長い。 $G_f$ を考慮した場合には、 $y = 12.5$  mmの場合において、最大反力が実験結果よりも大きく示されている。また、 $y = 6.25$  mmの場合を見ると、最大支点反力や継続時間を含めた波形性状が実験結果と非常によく対応していることが分かる。一方、 $G_f$ を考慮しない場合には、いずれの要素長においても支点反力の継続時間が実験結果と比較して長いことが確認できる。

図-6(c)には載荷点変位波形を比較して示している。図より、実験結果は最大振幅を示す第1波が励起した後、減衰自由振動状態に至っていることが分かる。数値解析結果を見ると、 $G_f$ 等価の概念を考慮しない場合には、要素長が小さいほど最大変位を過大に評価する傾向にあることが分かる。一方、 $G_f$ を考慮する場合には、要素長 $y = 6.25$  mmにおいて、最大変位や残留変位をほぼ適切に評価していることが分かる。

### 4.2 ひび割れ状況

図-7には、実験終了後のR試験体上面、側面および底面のひび割れ分布と各解析結果から評価される

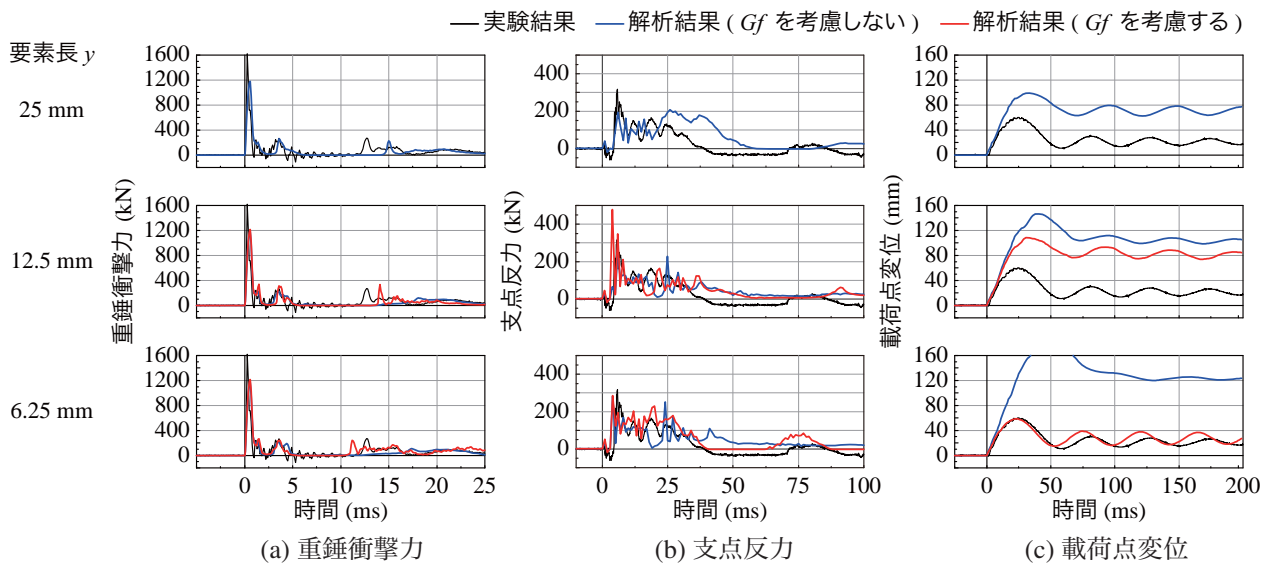


図-6 要素分割長  $y$  と  $G_f$  の有無による各種応答波形比較 (R 試験体)

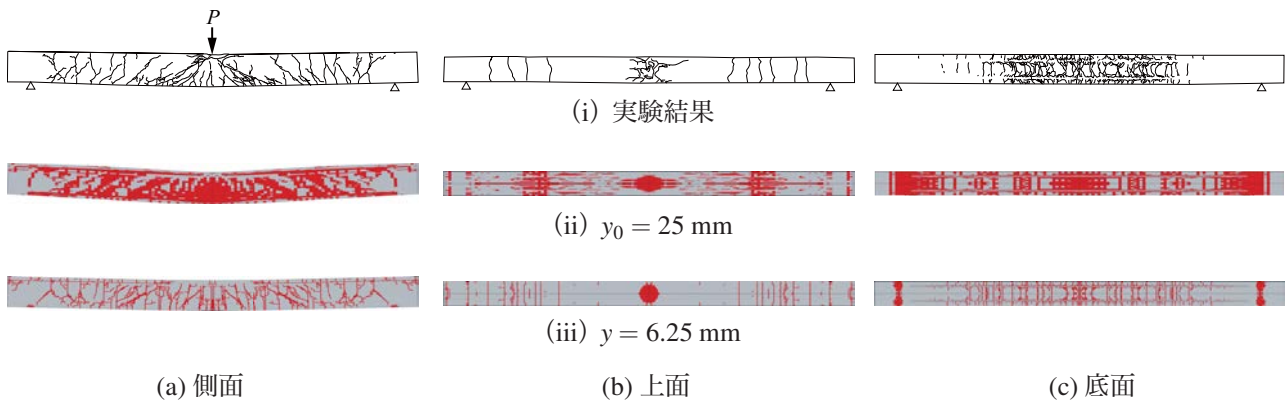


図-7 ひび割れ分布の比較

ひび割れ分布を比較して示している。ここでは、要素長を  $y_0 = 25 \text{ mm}$  とした場合と、 $G_f$  を考慮し  $y = 6.25 \text{ mm}$  とした場合について示している。数値解析結果のひび割れ分布は、ひび割れ発生位置を特定するために、図-3 (a) で仮定したコンクリートの材料構成則に基づき、第 1 主応力が零近傍応力 ( $\pm 0.001 \text{ MPa}$ ) 状態を示す要素を赤色で示している。

図-7 (a) より、実験結果の側面のひび割れ分布に着目すると、梁下縁から鉛直方向に進展する曲げひび割れや、荷点近傍から梁下縁に向かって進展する斜めひび割れが発生していることが分かる。図-7 (b) の梁上面では、重錘衝突部に圧壊によるひび割れが確認されるとともに、支点近傍にもひび割れが発生している。これは、重錘衝突初期に両端固定梁のような状態で曲げ波動が支点に向かって伝播することによるものと推察される。また、図-7 (c) の梁底面のひび割れ分布より、曲げひび割れは荷点直下から支点に向かって発生していることが分かる。

数値解析結果を見ると、基準要素長  $y_0 = 25 \text{ mm}$  の場合には、ひび割れを示す赤色領域が梁側面に幅広く

分布し、かつロッドに沿うように水平のひび割れが発生しており、実験結果と大きく異なっている。すなわち、基準要素長の場合には、ロッド要素周辺のコンクリート要素にひび割れが発生しかつその要素長が大きいことによりロッドが剥離と類似した状態になるため、ロッドに作用する引張力が均一化され、ロッドによる曲げ補強効果が適切に表現できないことが分かる。また、上面や底面に関しても、実験結果のひび割れの再現性は低いことが確認される。

一方、 $G_f$  を考慮した  $y = 6.25 \text{ mm}$  の場合には、 $y_0 = 25 \text{ mm}$  で見られたロッドに沿うひび割れは発生せず、実験結果に見られる曲げひび割れや荷点近傍から梁下縁に向かう斜めひび割れを適切に再現していることが分かる。さらに、上面の支点部近傍に発生しているひび割れ分布や底面のひび割れ性状等、実験結果を適切に再現可能であることが分かる。なお、支点部の要素は赤色分布を示しているが、これは支点部に接している要素の第一主応力値が零付近の値であることによるものであり、ひび割れが発生したことによるものではないものと推察される。

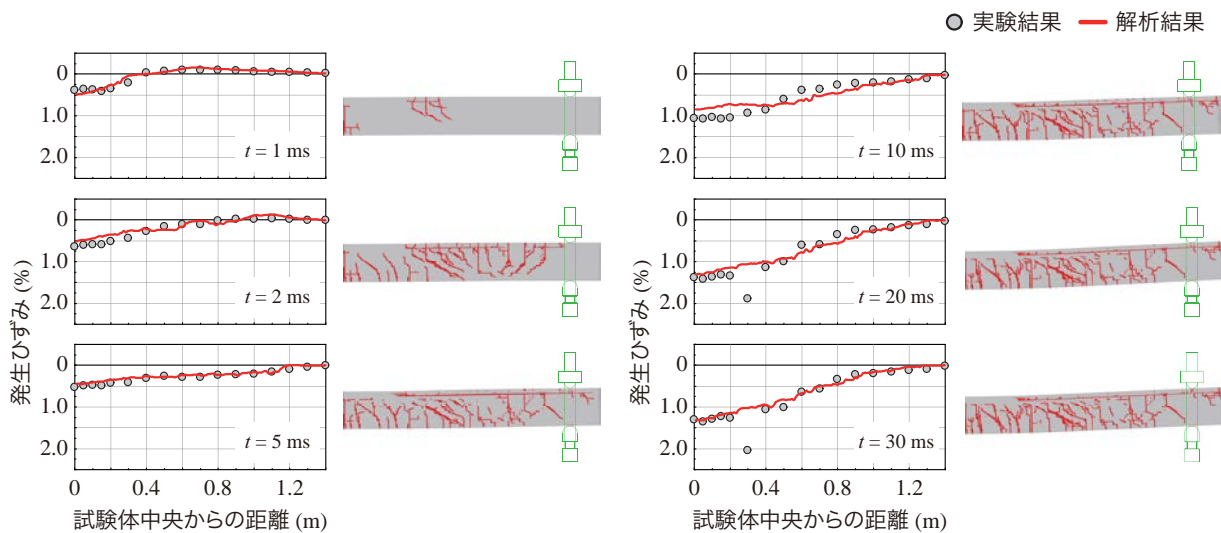


図-8 ロッドの軸方向ひずみ分布 ( $y = 6.25 \text{ mm}$ )

### 4.3 AFRP ロッドの軸方向ひずみ分布

図-8には、要素長  $y = 6.25 \text{ mm}$  の場合におけるロッドの軸方向ひずみ分布について、数値解析結果と実験結果を時系列的に比較して示している。また、各時刻のひび割れ分布の経時変化についても併せて示している。

図より、実験結果は、重錘衝突直後 ( $t = 1 \text{ ms}$ ) の時点では、試験体中央部に引張ひずみが、また  $0.4 \sim 1.4 \text{ m}$  の範囲には圧縮ひずみが生じていることが分かる。このような分布性状は前述のひび割れ分布と対応しており、重錘衝突初期には両端固定梁のような状態で曲げ波が支点に向かって伝播することが確認できる。その後、時間の経過とともにスパン中央部から支点に向かって引張ひずみが広がっていく様子が窺える。

数値解析結果を見ると、いずれの時刻においても実験結果のひずみ分布を非常によく再現していることが分かる。なお、 $t = 20 \text{ ms}$  以降で実験結果の一部に  $2\%$  を超える大きなひずみが発生しているが、これはパテ状接着樹脂の割れによってひずみゲージ箔が破断されたことによるものであり、ロッドが破断したものではないことを確認している。

## 5. まとめ

本論文では、アラミド製連続繊維棒材 (AFRP ロッド) を下面に埋設補強した RC 梁に関する重錘落下衝撃実験を対象に、三次元弾塑性有限要素解析を実施した。ここでは、コンクリート要素に対して引張破壊エネルギー ( $G_f$ ) 等価の概念を適用して要素長を小さくする手法を提案し、実験結果と比較することによってその妥当性を検討した。

その結果、 $G_f$  等価の概念を適用しない場合には、AFRP ロッド補強 RC 梁の耐衝撃挙動を適切に評価す

ることは困難であるものの、コンクリート要素の梁軸方向要素長を小さくし、 $G_f$  等価の概念を適用することでロッド補強 RC 梁の耐衝撃応答特性や、ひび割れ分布をほぼ適切に再現可能であることが明らかになった。

## 謝辞

本研究は JSPS 科研費 JP15K06199 の助成により行われたものである。ここに記して感謝の意を表す。

## 参考文献

- 1) 今野久志, 西 弘明, 栗橋祐介, 岸 徳光: AFRP シート接着補強による損傷 RC 梁の耐衝撃挙動, コンクリート工学年次論文集, Vol.35, pp.721-726, 2013.7
- 2) 三上 浩, 今野久志, 栗橋祐介, 岸 徳光: AFRP シート曲げ補強 RC 梁の耐衝撃挙動に及ぼすシート目付量の影響, コンクリート工学年次論文集, Vol.36, pp. 523-528, 2014.7
- 3) 岸 徳光, 小室雅人, 栗橋祐介, 三上 浩, 船木隆史: AFRP ロッド下面埋設曲げ補強 RC 梁の耐衝撃性向上効果に関する実験的検討, 構造工学論文集, Vol. 63A, pp. 1188-1200, 2017.3
- 4) Kishi, N, and A. Q. Bhatti: An equivalent fracture energy concept for nonlinear dynamic response analysis of prototype RC girders subjected to falling-weight impact loading, *International Journal of Impact Engineering*, 37(1), pp. 103-113, 2010.1
- 5) Hallquist, J. O., LS-DYNA Version R9 User's Manual, Livermore Software Technology Corporation, 2016.