



AFRPロッド下面埋設補強RC梁に関する衝撃応答解析手法の妥当性検討

メタデータ	<p>言語: Japanese</p> <p>出版者: 土木学会</p> <p>公開日: 2020-07-20</p> <p>キーワード (Ja):</p> <p>キーワード (En): Impact loading, AFRP rod, RC beam, near-surface mounted (NSM), FE analysis, fracture energy</p> <p>作成者: 小室, 雅人, 瓦井, 智貴, 岸, 徳光, 栗橋, 祐介</p> <p>メールアドレス:</p> <p>所属:</p>
URL	<p>http://hdl.handle.net/10258/00010247</p>

AFRP ロッド下面埋設補強 RC 梁に関する 衝撃応答解析手法の妥当性検討

小室雅人¹・瓦井智貴²・岸徳光³・栗橋祐介⁴

¹正会員 博(工) 室蘭工業大学大学院准教授 ぐらし環境系領域 (〒 050-8585 室蘭市水元町 27-1)
E-mail: komuro@mmm.muroran-it.ac.jp

²学生会員 修(工) 室蘭工業大学 大学院工学研究科 工学専攻 (〒 050-8585 室蘭市水元町 27-1)

³フェロー 工博 室蘭工業大学大学院特任教授 ぐらし環境系領域 (〒 050-8585 室蘭市水元町 27-1)

⁴正会員 博(工) 室蘭工業大学大学院講師 ぐらし環境系領域 (〒 050-8585 室蘭市水元町 27-1)

衝撃荷重載荷時におけるアラミド繊維製棒材 (AFRP ロッド) を下面埋設して曲げ補強された RC 梁の動的挙動特性を適切に評価可能な数値解析手法を確立することを目的に、分布ひび割れモデルを適用することを条件にコンクリート要素の軸方向要素長を可能な限り小さくし、簡易な引張破壊エネルギー等価の概念を適用する三次元弾塑性有限要素法を提案し、その妥当性を別途実施した重錘落下衝撃荷重載荷実験結果と比較することによって検討を行った。その結果、提案の解析手法を適用することによって、1) 入力エネルギーが大きい場合を除き、AFRP ロッド補強 RC 梁の重錘衝撃力、支点反力および載荷点変位波形をほぼ適切に再現可能であること、2) ひび割れ分布やロッドのひずみ分布に関してもほぼ適切に再現できること、などが明らかになった。

Key Words: Impact loading, AFRP rod, RC beam, near-surface mounted (NSM), FE analysis, fracture energy

1. はじめに

近年、落石防護覆道や落石防護柵等の耐衝撃用途土木構造物は、地山の経年劣化あるいは異常気象等による衝撃的外力(設計荷重)の見直しによって、耐力不足と判断される場合が増えつつある。従って、この種の構造物を安全に供するためには、耐衝撃性向上法の確立が急務となっている。

このような状況下、著者らは耐衝撃用途 RC 構造物の耐衝撃性向上法として既設 RC 構造物の静的耐力向上法の 1 つである FRP シート接着工法^{1),2),3)}に着目し、種々の重錘落下衝撃荷重載荷実験を実施してきた。その結果、アラミド繊維製 FRP (AFRP) シートをを用いて曲げ補強した RC 梁は、無補強 RC 梁の場合と比較して、変形量を抑制できること、またシートの目付量を増加させることによって耐衝撃性がより向上すること、等を明らかにしている^{4),5)}。しかしながら、入力エネルギーが大きい場合には、梁が角折れの傾向を示し AFRP シートが破断し終局に至る傾向にあることも確認している。

また、AFRP シートの破断を防ぐ方法として、連続繊維を組紐状に成形した FRP ロッドを下面に埋設する工法 (near-surface mounting method, NSM)^{6),7)}の適用を提案し、実験的な検討を行ってきた。その結果、AFRP ロッドを下面埋設した場合には、載荷点直下近

傍部のひび割れ開口に対してロッドが有効に抵抗することで、AFRP シートを下面に接着した場合と比較して耐衝撃性に優れることを確認している⁸⁾。一方で、同工法の汎用性や合理的な設計手法の確立を効率的に推進するためには、実験的検討のみならず数値解析的検討も併用して検討することが肝要である。

AFRP ロッド下面埋設 RC 梁 (以後、ロッド補強 RC 梁) における FRP 材の補強効果は、実験的検討から斜めひび割れの開口・進展に伴う剥離によって消失することが明らかになっている⁸⁾。従って、数値解析によって AFRP ロッドの補強効果を適切に評価するためには、梁全体に生じる曲げおよび斜めひび割れの再現が重要となる。そのため、著者らは、大型コンクリート構造物の衝撃応答解析を簡易に効率よく行うために、既往の研究で提案したコンクリート要素の引張破壊エネルギー (G_f) 等価の概念⁹⁾を要素長が小さい場合に適用することを提案し、その妥当性について検討を行っている¹⁰⁾。しかしながら、それらの検討は、衝撃荷重載荷用重錘の落下高さが $H = 2.5\text{m}$ の場合に限定したものであった。これより、提案の解析手法の妥当性や汎用性、信頼性を保証するためには、異なる条件下での検証が必要であるものと判断される。

このような観点から、本研究ではロッド補強 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、有限要素法に基づいた三次元弾塑性衝撃応

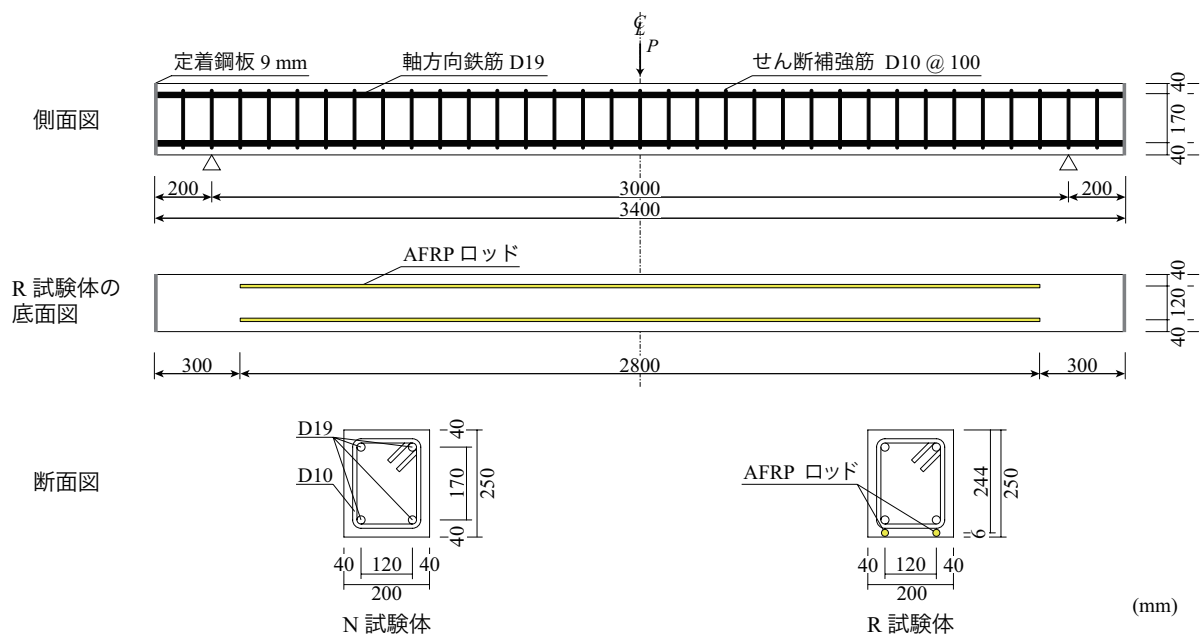


図-1 試験体の形状寸法，配筋および補強状況

表-1 AFRP ロッドの力学的特性値（公称値）

直径 D (mm)	断面積 A (mm ²)	弾性係数 E_r (GPa)	引張耐力 f_{ru} (kN)	破断ひずみ ε_{ru} (%)
11	95	68.6	112.0	1.72

答解析を実施し，別途実施した重錘落下衝撃荷重載荷実験結果⁸⁾と比較することによって，その妥当性について検討を行った．ここでは，まず初めに無補強試験体を対象に提案の解析手法の適用性について検討を行い，その後ロッド補強 RC 梁を対象に重錘落下高さを $H = 0.5, 1.0, 1.5, 2.0, 2.5, 3.0, 3.5$ m の 7 種類に変化させ，実験結果と比較する形で検討を行うこととした．なお，本研究には構造解析用汎用プログラム LS-DYNA (Ver. R9)¹¹⁾を使用した．

2. 実験概要

(1) 試験体概要

図-1 には，無補強 (N) 試験体およびロッド補強 (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 × 250 × 3,000 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 を使い，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 ($\phi 11$ mm) を RC 梁の下面に支点の 100 mm 手前まで埋設した．AFRP ロッドは，

梁下面のロッド埋設位置にディスクカッターを用いて 12 × 12 mm の矩形状の溝を切り，溝切部を清掃後，プライマーを塗布し指触乾燥状態であることを確認した．その後，エポキシ系パテ状接着樹脂を溝切部に塗布して埋設・接着を行っている．養生期間は 1 週間程度である．表-1 には，本実験で使用した AFRP ロッドの力学的特性値（公称値）を一覧にして示している．

(2) 実験方法および測定項目

重錘落下衝撃荷重載荷実験は，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，図-2 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状治具を載せナットで締め付けることにより，浮き上がりを防止する構造になっている．

表-2 には，本研究で対象とした試験体の一覧を示している．N 試験体は落下高さ $H = 2.5$ m のみの 1 体であり，R 試験体に関しては落下高さが $H = 0.5$ m から 3.5 m までの全 7 体である．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り，以下では設定落下高さ H で示すものとする．また，コンクリートの圧縮強度 f'_c および各鉄筋の降伏強度 f_{ya} ， f_{ys} は，別途実施した材料試験結果（それぞれ，JIS A1108 および JIS Z2241 に準拠して実施）から得られた値で

表-2 試験体一覧

試験体名	補強材の種類	設定重錘 落下高さ H (m)	実測重錘 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)	せん断補強筋 降伏強度 f_{ys} (MPa)	補強材 剥離/破断 の有無
N-H2.5	-	2.50	2.29	32.4	381.7	461.9	-
R-H0.5	AFRP ロッド	0.50	0.52	35.7	406.7	431.3	無
R-H1.0		1.00	1.08	35.4	381.7	461.9	
R-H1.5		1.50	1.58	35.7	406.7	431.3	
R-H2.0		2.00	2.19	35.4	381.7	461.9	
R-H2.5		2.50	2.52				
R-H3.0		3.00	3.24				
R-H3.5		3.50	3.62				剥離

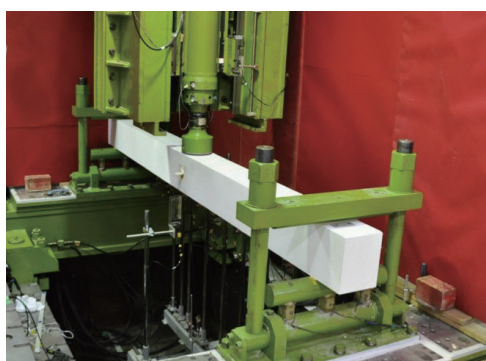
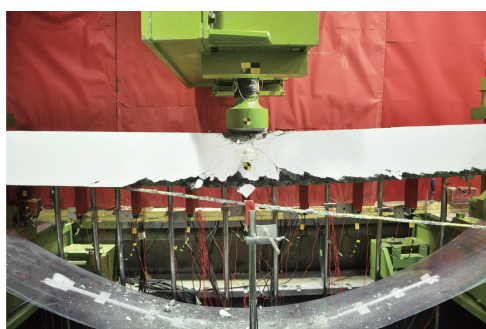


図-2 実験装置と試験体の設置状況

図-3 AFRP ロッドの剥離状況 ($H = 3.5$ m, R-H3.5 試験体)

ように斜めひび割れ先端部が AFRP ロッドを下方に押し下げるピーリング作用によって、AFRP ロッドが剥離し終局に至っている。なお、実験結果の詳細については文献 8) を参照されたい。

3. 数値解析手法の概要

(1) 有限要素モデル

図-4 には、本研究で用いた R 試験体に関する有限要素モデルを示している。解析モデルは、対称性を考慮し梁軸方向および桁幅方向にそれぞれ 2 等分した 1/4 モデルである。

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。

コンクリートと軸方向鉄筋間等の付着特性に関しては、静的荷重載荷の場合にはせん断応力とすべり量の関係を設定する場合^{12),13)}がある。しかしながら、本研究の場合には、簡略化のために既往の研究⁹⁾と同様に両者間の滑りを考慮せずに完全付着を仮定している。また、コンクリートと FRP 材の付着特性に関しても、Tran ら¹⁴⁾によって両者間の付着特性をモデル化した検討も行われているものの、本実験の場合には、図-3 に示されるようにロッドにかぶりコンクリートが付着して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

ある。

本実験の測定項目は、(1) 重錘に内蔵されたロードセルによる重錘衝撃力、(2) 支点治具に設置されたロードセルによる支点反力の合計値(以後、単に支点反力)、(3) レーザ式非接触型変位計によるスパン中央点変位(以後、载荷点変位)、および(4) AFRP ロッドに貼付したひずみゲージによる軸方向ひずみである。重錘衝撃力と支点反力は、起歪柱型の衝撃荷重測定用ロードセルを用いて計測し、実験終了後には RC 梁の 3 面(側面、上面および底面)についてひび割れ分布を記録した。なお、落下高さ $H = 3.5$ m の場合には、図-3 に示される

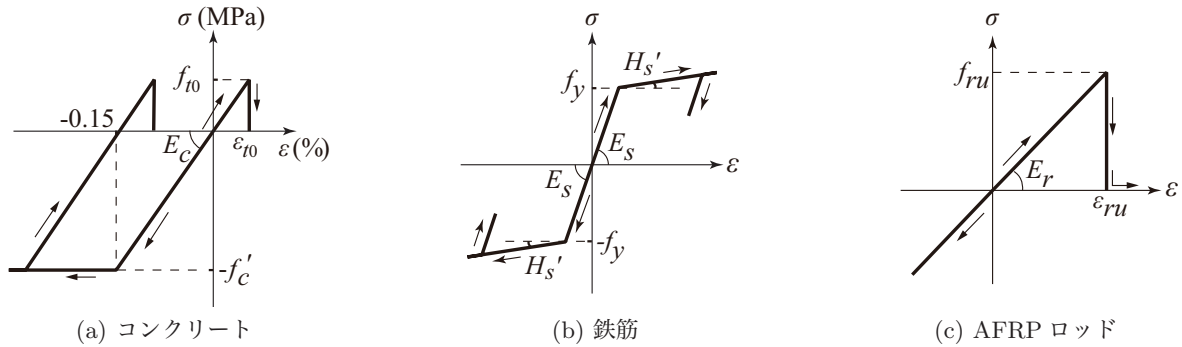


図-5 材料構成則

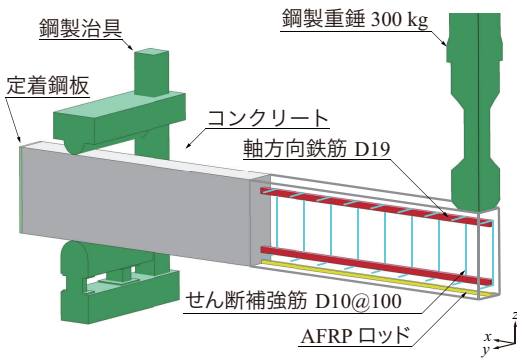


図-4 有限要素モデル (R 試験体)

し、その全節点に表-2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、本研究の場合には上述のように汎用コード LS-DYNA を用いていることより、有限要素法に基づく空間の離散化と中心差分に基づく陽的時間積分法に基づいて数値解析を行っている。また、時間増分に関しては、クーランの条件を満足するように決定されており、本研究の場合における時間増分 Δt は $\Delta t = 1.8 \times 10^{-7}$ s 程度である。

(2) 材料構成則

図-5には、本数値解析で用いたコンクリート、鉄筋および AFRP ロッドの応力-ひずみ関係を示している。以下に、各材料物性モデルの概要を述べる。

a) コンクリート

(a) 図には、コンクリートの応力-ひずみ関係を示している。圧縮側は、低速度衝撃問題であることを前提に、相当ひずみが 0.15% に達した段階で完全降伏に至るバイリニア型に簡略化している。一方、引張側に対しては、線形の相当応力-相当ひずみ関係を仮定し、破壊圧力に到達した段階で引張力を伝達しないモデル (カッ

トオフモデル) を採用している。なお、引張破壊に到達した要素はその後引張力を伝達できないものの、ひずみが圧縮域に到達した場合には再度圧縮応力に抵抗することができる。本研究で適用した引張破壊領域の取扱に関する詳細については、次節を参照されたい。

また、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-2に示す値を入力している。弾性係数 E_c は、上述のように表-2に示す各圧縮強度に対して相当ひずみが 0.15% に到達した段階で完全降伏に至るバイリニア型に簡略化していることより、 $E_c = 21 \sim 23$ GPa 程度となっている。また、単位体積質量 ρ_c およびポアソン比 ν_c は、それぞれ $\rho_c = 2.35 \times 10^3$ kg/m³、 $\nu_c = 0.167$ とした。

なお、ひずみ速度効果に関しては国内外において研究成果が公表されており、特にコンクリート材料に関しては、 10^1 1/s 以上の領域においてその効果が顕著であることが明らかになっている^{15),16)}。本研究においても、重錘衝突近傍部等局所的にはひずみ速度効果が発揮されていることは勿論である。しかしながら、1) 本研究では、AFRP ロッド埋設工法を適用することによる耐衝撃性向上を含めた試験体全体の動的応答特性に着目していること、2) 本研究で対象とした重錘衝突速度が 3 ~ 8 m/s と低速度域であること¹⁷⁾、3) 実験結果からもロッドのひずみ速度が落下高さ $H = 3.5$ m の場合において最大で 10^1 1/s 程度であること、4) 著者らの既往の研究^{9),18),19)}において、同程度の衝突速度の場合には、ひずみ速度効果を考慮せずとも実験結果の動的応答性状を大略再現可能であることが明らかになっていることより、本解析においても、ひずみ速度効果を考慮しない状態で提案手法の妥当性を検討することとした。

b) 鉄筋

(b) 図には、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適用

することとした。降伏応力 f_y は表-2 に示す値を用い、単位体積質量 ρ_s 、弾性係数 E_s およびポアソン比 ν_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。また、降伏の判定は、von Mises の降伏条件に従うこととし、塑性硬化係数 H_s' は弾性係数 E_s の 1% と仮定している。

c) AFRP ロッド

AFRP ロッドは、(c) 図に示すように弾性体と仮定し、破断ひずみ ε_{ru} に達した時点でカットオフされるものとした。単位体積質量 ρ_r は公称値である $\rho_r = 1.204 \times 10^3 \text{ kg/m}^3$ を用い、弾性係数 E_r および破断ひずみ ε_{ru} は表-1 に示す値を用いた。

d) 支点治具、定着鋼板および重錘

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

(3) コンクリート要素の引張破壊モデル

一般に有限要素解析等において、RC 構造のひび割れ進展をモデル化する場合には、離散ひび割れ (discrete crack) あるいは分布ひび割れ (smeared crack) モデルが用いられる。斜めひび割れの開口に伴う FRP 材の剥離現象を再現するためには、ひび割れによる変位の不連続性を考慮可能な離散ひび割れモデルを適用することが望ましい。しかしながら、この場合にはひび割れの進展経路が既知である必要があることや、離散ひび割れの構成則を適切に設定しなければならない、容易ではない。そのため、本論文では離散ひび割れモデルを導入せずに、簡略化して分布ひび割れモデルを採用することとした。

なお、本研究では上述のように FRP ロッドとコンクリート要素は完全付着を仮定していることより、コンクリート要素にひび割れが発生した場合には、付着しているロッドは局所的に部分剥離の状態に至る。そのため、コンクリート要素の要素長は、実現現象に即してできるだけ小さくしなければならない。

また、近年では、コンクリートの引張軟化挙動に着目した研究例が数多く報告され、コンクリート標準示方書¹³⁾にも軟化曲線が規定されている。FRP 材を用いて補強した RC 梁に関しては、Amorn²⁰⁾や Jankowiak²¹⁾が引張軟化挙動を考慮した検討を行っているものの、いずれも静的載荷を対象とした研究である。引張軟化モ

デルを適用する場合には、コンクリートの圧縮強度等から引張破壊エネルギー G_f を算定し、かつ適切な要素長を設定しなければならない¹³⁾。また、上述のように本研究等に対応してひび割れ分布を高精度化するためには、要素長を設定された要素長よりも小さくする場合には、軟化曲線のパラメータを含め詳細な検討が必要になる。しかしながら、このような研究事例は著者らの知る限りでは見当たらない。さらに、衝撃荷重載荷時におけるコンクリートの引張軟化挙動そのものに着目した研究事例も見当たらない。

一方で、コンクリートダメージモデル²²⁾や連続曲面キャップモデル²³⁾あるいは RHT モデル²⁴⁾など、数多くのモデルが提案されている。例えば、ひび割れによる損傷をダメージインデックスで評価する場合²³⁾においても、入力パラメータを変えずに要素を限りなく小さくできるかの課題と、ひび割れの発生を明確に評価できかつ FRP ロッドの部分剥離を再現できるかの課題の克服が必要になる。しかしながら、FRP 材で曲げ補強を施した場合等における RC 梁の耐衝撃挙動解析への適用性に関する検討例は著者らの知る限りでは見当たらない。

一方、著者らのこれまでの数値解析的検討において、衝撃荷重載荷時であることを前提に簡略化して引張軟化を考慮せずに、引張強度到達後に引張力を伝達しないカットオフモデル (図-5 a) を適用することによって、重錘落下衝撃荷重載荷時における小型から大型の RC 梁の変位挙動を精度よく評価可能であることを明らかにしている^{9),18),19)}。特に、大型 RC 梁の場合には、軸方向要素長 (以後、単に要素長) をスターラップ間隔程度に大きくして大幅に要素数を低減した場合においても、応答変位を精度よく求めることが可能になっている。本手法に従えば、コンクリート要素の要素長をできる限り小さくする場合においても、ひび割れの条件が明確になりかつ FRP ロッドの部分剥離が再現できることや、後述のように仮想的な換算引張強度を導入しなければならないものの、軟化モデルの場合のようなパラメータに関する設定の必要がない。このようなことから、本研究でもこれまでの大型梁を対象とした解析手法を踏襲することとし、重錘落下衝撃荷重載荷時における FRP ロッド下面埋設 RC 梁の数値解析手法の確立について、検討を行うこととした。

a) ひび割れ分布と梁軸方向要素長

既往の研究成果⁹⁾より、曲げ破壊型 RC 梁の場合には、要素長 L は 25 ~ 35 mm 程度が適切であることが明らかになっている。一方で、本解析対象であるロッド補強 RC 梁のひび割れ分布は、無補強 RC 梁と比較して曲げひび割れや斜めひび割れが数多く発生する傾向にあることが実験的に明らかになっている⁸⁾。従って、

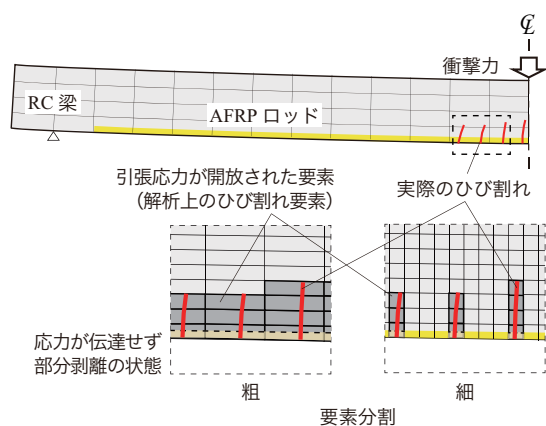


図-6 ひび割れ分布に関する要素分割の影響

ロッドの曲げ補強効果を数値解析的に適切に再現するためには、ひび割れ分布の再現が極めて重要となる。

図-6には、要素長が異なる場合におけるRC梁に生じる曲げひび割れとFRPロッドの補強効果に関するイメージ図を示している。図より、ロッド近傍のコンクリート要素が引張強度に達しひび割れが発生すると、要素内の引張応力は開放される。その結果、本解析ではコンクリートとロッド間には完全付着を仮定していることから、FRPロッド要素には力が伝達されず部分剥離の状態となり、特に要素長が大きい場合にはその補強効果を適切に再現できない。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対応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。

b) 引張破壊エネルギー (G_f) 等価の概念⁹⁾

衝撃荷重載荷時には、静的には曲げ破壊型であるRC梁においても、曲げひび割れとともに斜めひび割れが発生する。しかしながら、ここでは、簡略化のために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-5(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ることを前提に定式化を行うこととした。ただし、梁高さ方向の要素分割数を多くすることによって、斜めひび割れの性状を多少なりとも再現可能であることは勿論である。

いま、図-7(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、分布ひび割れモデルを適用する前段階として、図-7(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。この段階で分布ひび割れモデルを適用し、1本の曲げひび割れによる破壊エネルギーを要素全体で評価するものとする。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

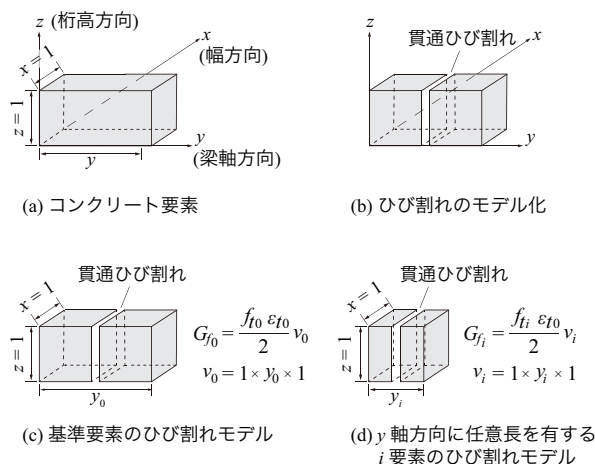


図-7 引張破壊エネルギー (G_f) 等価の概念図

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-7(c)に示す基準となる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 ϵ_{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-7(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_{ti} は、次式で与えられる。

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

ここで、基準要素の引張強度 f_{t0} は、本研究では $f_{t0} = f'_c/10$ と設定した。

これより、要素長が基準の要素長よりも小さい要素を適用する場合には、式(2)から得られるコンクリートの仮定の換算引張強度 f_{ti} を用いることによって、同概念を適用した数値解析が可能となる。

本研究では、同概念の適用性について、まず無補強(N)試験体を対象に、基準要素長 L_0 を25mmとし、図-8に示すように要素長 L をせん断補強筋の配筋間隔である100mmから6.25mmまで変化させた5ケースについて比較検討を行う。その後、ロッド補強(R)試験体を対象に、既往の研究で確認されている要素長 $L = 6.25$ mmの場合¹⁰⁾について、異なる落下高さを対象に数値解析を実施し検討を行うこととした。

なお、梁幅方向と梁高さ方向の要素長に関しては、ロッドの有無によってN試験体とR試験体とで若干異なり、以下のように決定している。すなわち、N試験体の場

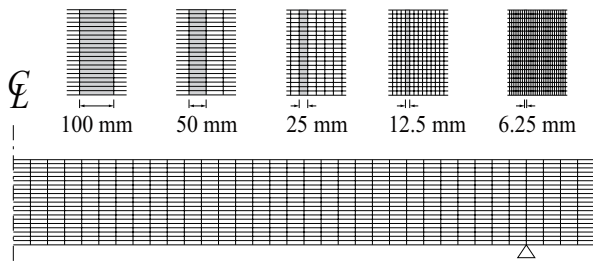


図-8 要素長

合には、梁高さ方向に対しては、上下かぶり部、上下端軸方向鉄筋間でそれぞれ約 6 mm, 10 mm とした。また、梁幅方向に対しては、側面かぶり部、梁対称切断面から軸方向鉄筋までをそれぞれ約 18 mm, 17 mm としている。一方、R 試験体の場合には、梁高さ方向に対しては、上下かぶり部、上下端軸方向鉄筋間でそれぞれ約 3 mm, 5 mm とした。また、梁幅方向に対しては、側面かぶり部と梁対称切断面から軸方向鉄筋までをともに約 4 mm としている。なお、軸方向鉄筋は梁高さ方向と梁幅方向に 2 分割しており、ロッド要素は梁高さ方向に 4 分割、梁幅方向に 2 分割としている。

4. 数値解析結果及び考察

(1) G_f 等価の概念に関する適用性検討

本節では、前述の G_f 等価の概念について、N および R 試験体を対象に数値解析を実施し、実験結果と比較することでその適用性を検討する。以下、それぞれの試験体について述べる。

a) 無補強試験体 (N 試験体)

図-9 には、落下高さ $H = 2.5$ m における N 試験体の荷重点変位波形について、数値解析結果と実験結果を比較して示している。ここでは、要素長 L を 5 種類に変化させ、 G_f 考慮の有無の場合について比較検討を行っている。なお、表-3 には、N 試験体に関するコンクリート要素の要素長 L と仮想的な換算引張強度 f_{ti} の関係を示している。表中、上述により基準要素長は $L_0 = 25$ mm と設定していることから、 $L = 25$ mm の場合には G_f 考慮の有無に関わらず引張強度は等しく、圧縮強度の 1/10 となる。

まず、 G_f を考慮しない場合における数値解析結果に着目する。図より、要素長 L が小さくなるほど、数値解析結果の最大変位は実験結果よりも大きく示される傾向にあることが分かる。これは、 G_f を考慮していないことにより、要素長が基準要素長よりも小さくなるほど、コンクリート要素の破壊エネルギーは基準要素長の場合よりもより小さく評価され、早期にひび割れが発生し損傷を過大に評価する傾向にあるためと考えられる。

表-3 要素長 L とコンクリートの仮想的な換算引張強度 f_{ti} の関係

要素長 L (mm)	換算引張強度 f_{ti} (MPa)	
	G_f を考慮しない	G_f を考慮する
100	3.24	1.62
50		2.29
25 ^{#1}		3.24
12.5		4.58
6.25		6.48

^{#1} 基準要素長 L_0

次に、 G_f を考慮した場合における数値解析結果に着目すると、最大変位到達後の減衰自由振動における周期に関して要素長によって実験結果と若干の差異が確認されるものの、変位の立ち上がりから最大変位に至るまでの波形性状は、要素長にかかわらず実験結果を概ね再現できていることが分かる。また、最大変位と残留変位値について詳細に比較検討を行うと、数値解析結果と実験結果との誤差が 10% 以内であることから、 G_f 等価の概念は要素長が小さくなる場合においても適用可能であるものと判断される。

b) ロッド補強試験体 (R 試験体)

図-10 には、R 試験体 ($H = 2.5$ m) において、要素長を $L = 6.25, 25$ mm と変化させた場合の荷重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¹⁰⁾。

図より、実験結果は N 試験体と同様な波形性状を示し、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。なお、実験結果における最大変位は約 60 mm、残留変位は 25 mm 程度となっており、ロッドの補強効果によって N 試験体と比較して最大変位は約 30%、残留変位は約 60% 程度小さな値を示している。

数値解析結果を見ると、 G_f 等価の概念を考慮せず、要素長が小さい $L = 6.25$ mm の場合には、N 試験体と同様に実験結果の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 等価の概念を考慮する場合には、実験結果の最大変位や残留変位をほぼ適切に評価している。

なお、N 試験体の場合において、 $L = 25$ mm の解析結果は前述のように実験結果とよい一致を示している。これに対して、R 試験体の場合には、図のように実験結果を過大に評価していることが分かる。これは、1) 本研究ではひび割れ進展に分布ひび割れモデルを適用していることと、2) ひび割れ発生要素に接合されているロッド要素においてはその要素からの応力が解放され、かつ要素長が大きい場合には図-6 に示されるようにその影響が大きく部分剥離と類似した挙動を示すた

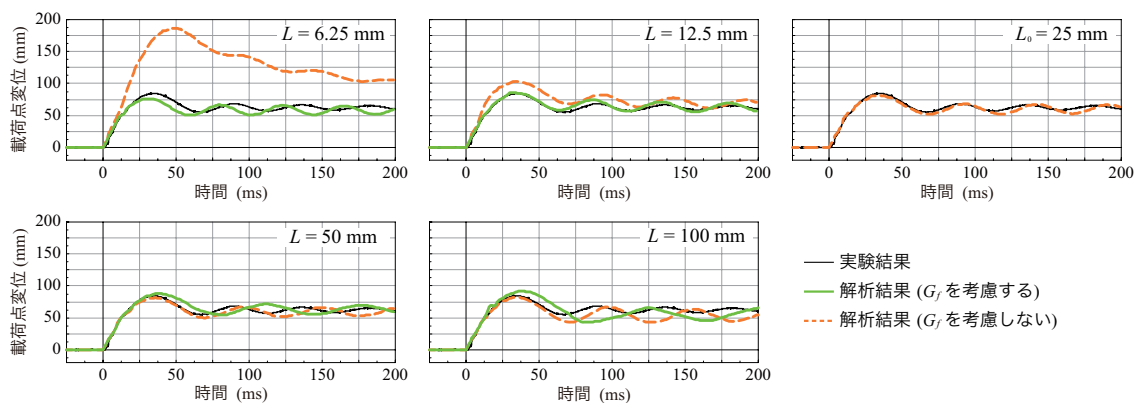


図-9 N 試験体に関する G_f 考慮の有無による荷重点変位波形 ($H = 2.5$ m)

め、と推察される。

これより、以後の R 試験体に関しては、 G_f 等価の概念を考慮しかつ要素長を $L = 6.25$ mm とする場合について、実験結果との比較を行うこととする。

(2) G_f を考慮した場合のロード補強試験体に関する検討

a) 各種応答波形

図-11 には、上述の検討結果を基に、R 試験体の落下高さ $H = 0.5 \sim 3.5$ m を対象に、 G_f 等価の概念を考慮し要素長を $L = 6.25$ mm とした場合における数値解析結果の各種時刻歴応答波形を実験結果と比較して示している。なお、横軸は重錘が梁上面に衝突した時刻を原点に取って整理している。

まず、図-11 (a) の重錘衝撃力波形に着目すると、実験結果では、いずれの落下高さ H においても振幅が大きく継続時間が 1 ms 程度の第 1 波に、振幅が小さい第 2 波目が後続する性状を示していることが分かる。一方、数値解析結果は、落下高さ $H = 2.5, 3.0$ m の 2 ケースを除き、それら以外の落下高さ H に関しては実験結果をほぼ再現可能であることが分かる。

次に、図-11 (b) の支点反力波形に着目する。実験結果の支点反力波形は、継続時間が 30 ～ 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。数値解析結果に着目すると、最大支点反力は $H = 0.5$ m の場合を除き、落下高さにかかわらず実験結果を概ね評価可能であることが分かる。また、最大値以降の波形性状に関しては、入力エネルギーが大きい $H = 3.0, 3.5$ m の場合において、 $t = 25$ ms 以降の反力が実験結果よりも大きく示されていることが確認できる。これは、入力エネルギーが大きい場合には、数値解析的にリバウンド防止用鋼製矩形梁状治具を含む支点治具と RC 梁との相互作用を適切に評価できずに、ロードセル部に過大な力が作用したことによるものと推察される。

なお、既往の研究⁸⁾より、静的荷重時には最大変位が

実験結果 ———

要素長 L	解析結果	
	G_f を考慮しない	G_f を考慮する
25 mm	— — —	— — —
6.25 mm	— — —	— — —

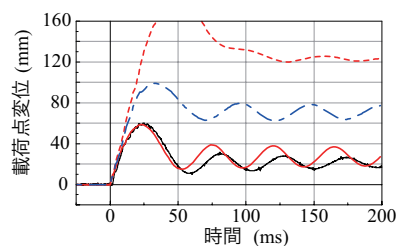


図-10 要素長 L と G_f 考慮の有無による荷重点変位波形 (R-H2.5 試験体)¹⁰⁾

60 mm 程度で FRP 材の剥離が発生し終局に至ることを確認している。本実験における落下高さ $H = 3.0, 3.5$ m の場合には、最大荷重点変位が 60 mm 以上であることより、いずれのケースも終局に近い状態であるものと推察される。従って、静的荷重時の終局変位を超えるような入力エネルギーが大きい場合には、支点近傍部における梁と支点治具部の相互作用を適切に評価可能な解析手法の更なる検討が必要であるものと推察される。

図-11 (c) の荷重点変位波形に着目すると、落下高さ $H = 0.5 \sim 2.5$ m の場合における数値解析結果は、実験結果をほぼ適切に再現可能であることが分かる。しかしながら、落下高さの大きい $H = 3.0, 3.5$ m に関しては、数値解析結果の最大変位および残留変位は、支点反力波形の場合と同様に実験結果よりも過大に評価されていることが分かる。なお、 $H = 3.5$ m の場合における実験結果において、波形が一部不連続となっている。これは、重錘衝突後に梁下縁かぶり部から剥落したコンクリート片が変位計のレーザー光を遮ったことにより、データを適切に取得できなかったためと推察される。

b) ひび割れ分布

図-12 には、実験終了後の R 試験体上面、側面およ

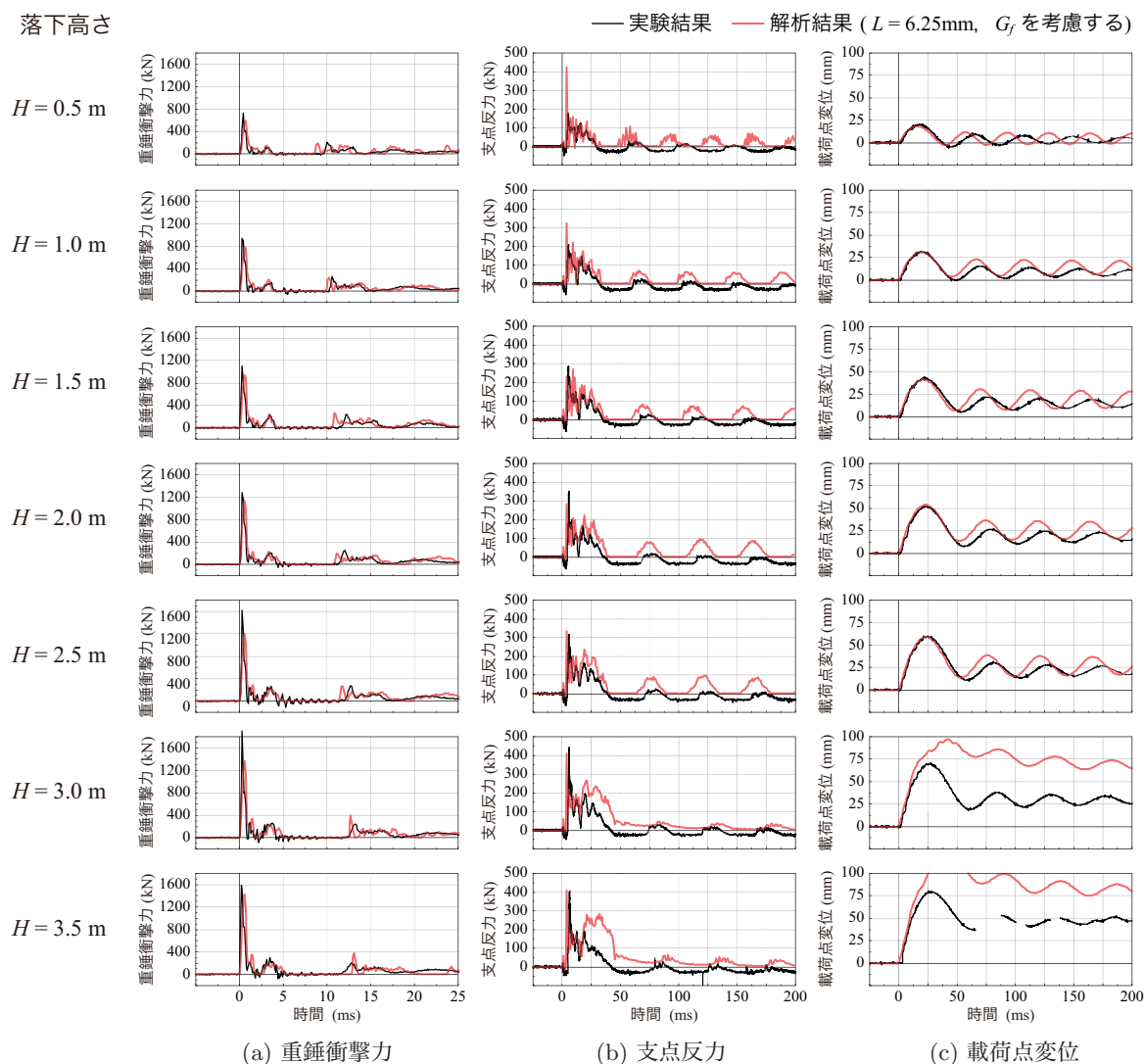


図-11 G_f を考慮した要素長 $L = 6.25\text{ mm}$ における各種応答波形 (R 試験体)

び底面のひび割れ分布を解析結果から評価されるひび割れ分布と比較して示している。ここでは、落下高さ $H = 1.0, 2.0, 3.0\text{ m}$ の 3 ケースについて示している。なお、数値解析結果では、図-5 (a) に示す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 ($\leq \pm 0.001\text{ MPa}$) 状態を示す要素を数値解析上のひび割れと判断し、その要素を赤色で示している。

図より、落下高さ $H = 1.0\text{ m}$ における実験結果の側面のひび割れ分布に着目すると、梁上下縁から鉛直方向に進展する曲げひび割れや載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。梁上面では、重錘衝突部に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。梁上下縁から鉛直方向に進展する曲げひび割れの進展は、梁が重錘衝突初期にスパン長の短い両端固定梁と類似した性状を示し、そのスパン長が時間とともに支点に向かって拡大し、やがて単純支持梁の挙動を示すことに起因しているものと推察される。また、梁底面

のひび割れは載荷点直下から支点に向かって発生している。このようなひび割れの傾向は、いずれの落下高さ H においてもほぼ同様であり、落下高さ H が大きくなるに従って、ひび割れが増大するとともに損傷も大きくなっていることが分かる。

数値解析結果を見ると、落下高さ $H = 1.0, 2.0\text{ m}$ に関しては、側面の実験結果に見られる曲げひび割れや載荷点近傍から梁下縁に向かう斜めひび割れをほぼ適切に再現していることが分かる。さらに、上面の支点近傍部に発生しているひび割れや底面のひび割れ性状等、数値解析結果は実験結果のひび割れ分布を適切に再現可能であることが分かる。しかしながら、落下高さ $H = 3.0\text{ m}$ の場合には、側面において実験結果で確認されていない AFRP ロッドに沿うひび割れが確認できる。前述のように、ロッドに沿うようなひび割れが発生する場合には、そのコンクリート要素の引張応力が開放されることから、ロッドには引張力が伝達されず、ロッドの補強効果は適切に再現できない。これは、載

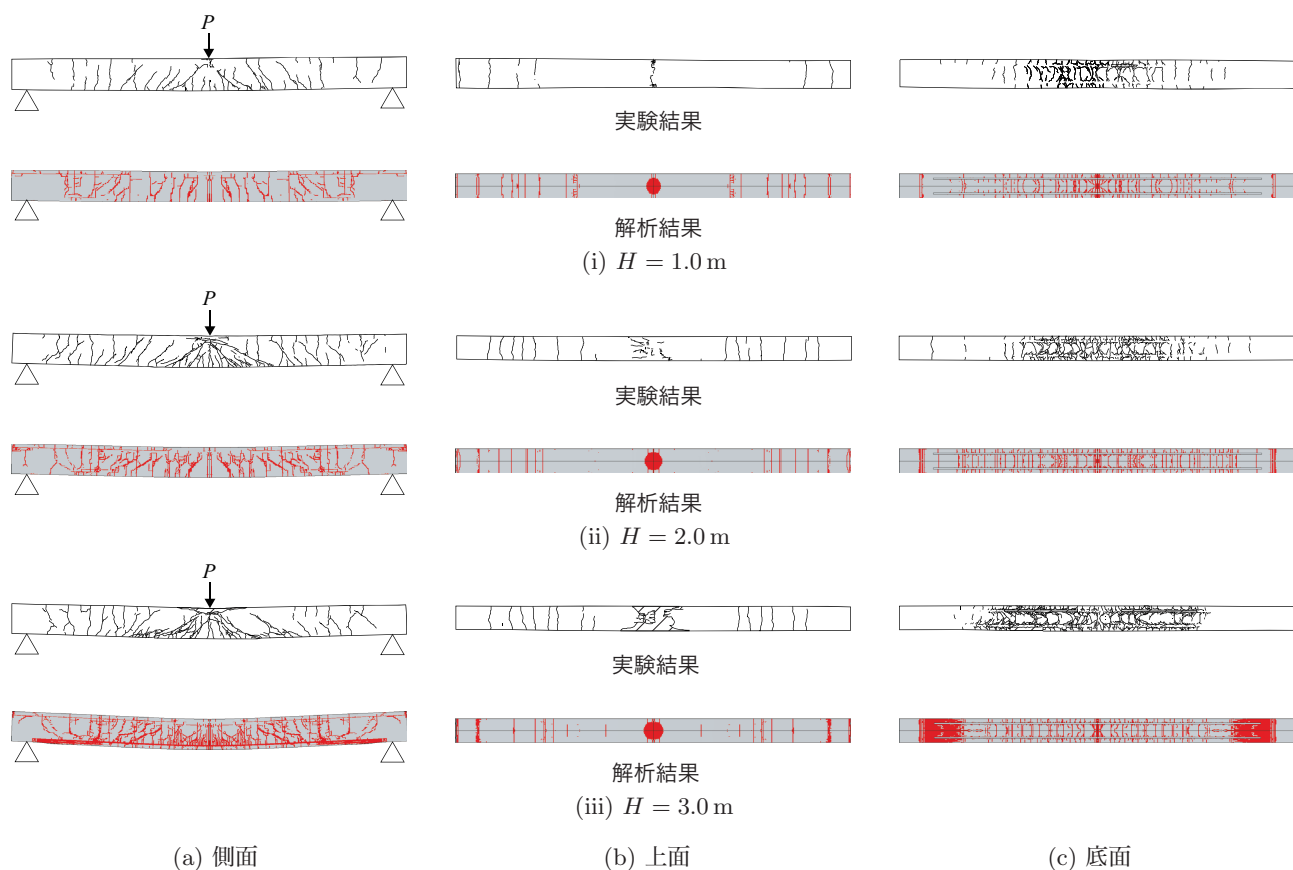


図-12 実験終了後のひび割れ分布と第1主応力分布の比較 ($H = 1.0, 2.0, 3.0$ m, R 試験体)

荷点変位波形が実験結果と比較して過大に評価されていることから確認される。また、底面に関しても支点近傍部のひび割れが実験結果よりも過大に評価されている。これは、支点治具と梁の相互作用が数値解析的に適切に評価できていないことを暗示しており、今後の更なる検討が必要であるものと判断される。

c) AFRP ロッドの軸方向ひずみ分布

図-13 には、落下高さ $H = 1.0, 2.0, 3.0$ m に関する AFRP ロッドの軸方向ひずみ分布について、解析結果と実験結果を時系列的に比較して示している。

図より、実験結果に関しては、いずれの落下高さ H においても、重錘衝突直後 ($t = 1$ ms) の時点では、試験体中央部に引張ひずみが、また $0.4 \sim 1.4$ m の範囲には圧縮ひずみが発生し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における下縁や上縁から進展する曲げひび割れとほぼ対応しており、重錘衝突初期には両端固定梁のような性状を示し、その固定部が支点に向かって伝播しやがて単純支持状態を形成していることが確認できる。その後、最大変位到達時刻 ($t = 25$ ms 付近) に至るまで、時間の経過とともに载荷点 (スパン中央部) から支点に向かって引張りひずみが広がっていく様子が見られる。なお、落下高さ $H = 3.0$ m において、 $t = 15$ 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。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。

次に数値解析結果に着目すると、落下高さ $H = 1.0, 2.0$ m に関しては、重錘衝突直後から最大変位到達時刻 ($t = 25$ ms 付近) に至るまで、実験結果のひずみ分布をよく再現していることが分かる。一方、落下高さ $H = 3.0$ m の場合において、重錘衝突直後から $t = 5$ ms までは、数値解析結果は実験結果をほぼ適切に再現している。しかしながら、 $t = 5$ ms 以降における数値解析結果は、スパン中央から支点近傍に至るまでほぼ一様な分布を示している。これは、前述 (図-12) のひび割れ分布からも明らかなように、数値解析結果では支点近傍部においてロッドに沿うひび割れが発生していることから、ロッドには引張力が伝達されず、ロッドが部分的に剥離した場合と同様に、一様なひずみ分布に至るためと推察される。

5. まとめ

本論文では、AFRP ロッド下面埋設補強 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

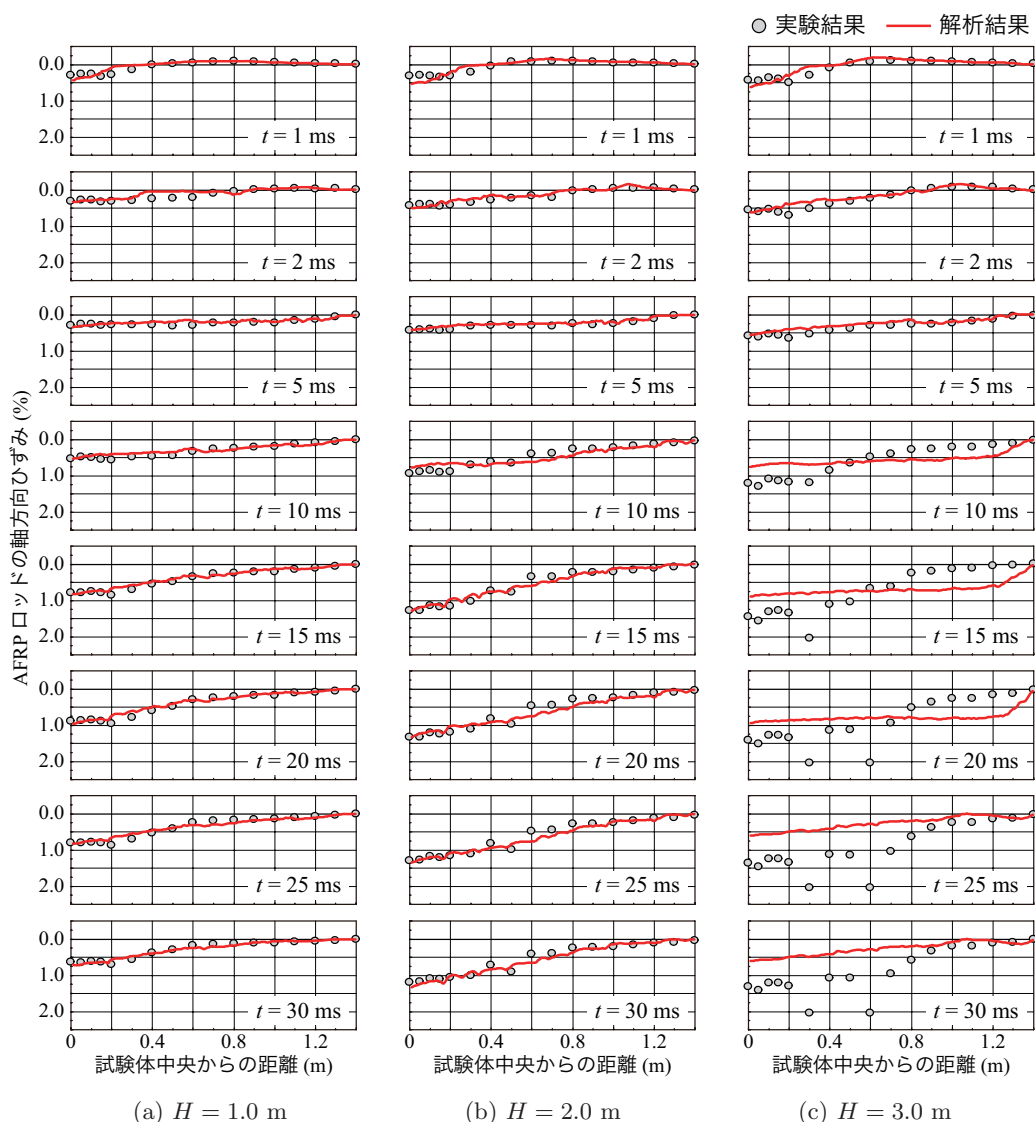


図-13 ロッド軸方向ひずみ分布の比較 ($H = 1.0, 2.0, 3.0$ m)

て、別途実施した重錘落下衝撃荷重実験結果⁸⁾を対象に、三次元弾塑性衝撃応答解析を実施した。ここでは、最初は無補強試験体を対象にコンクリート要素の引張破壊エネルギー (G_f) 等価の概念の適用性について検討を行い、その後落下高さ H を7種類 ($H = 0.5 \sim 3.5$ m) に変化した AFRP ロッド補強 RC 梁について、同解析手法の妥当性について検討を行った。本研究で得られた事項を整理すると、以下のように示される。

- 1) 重錘落下衝撃を受ける無補強 RC 梁に関して、 G_f 等価の概念は要素長が基準要素長よりも小さい場合に対しても適用可能であり、実験結果の最大変位や残留変位を 10% 以内の誤差で再現可能である。
- 2) また、同概念は AFRP ロッド下面埋設補強 RC 梁に対しても適用可能であり、要素長を $L = 6.25$ mm 程度にすることで、重錘衝撃力、支点反力および荷重点変位波形をほぼ適切に再現可能である。ま

た、ひび割れ分布や AFRP ロッドの軸方向ひずみ分布も概ね再現可能である。

- 3) ただし、静的荷重時にロッドが剥離し終局に至る変位よりも大きな応答変位が生じる過大なエネルギー入力下でのひび割れ分布の再現は難しく、さらなる検討が必要である。
- 4) なお、本研究では研究対象が低速度衝撃現象であることや、AFRP ロッド下面埋設補強による耐衝撃性向上効果を含めた RC 梁全体の動的応答特性に着目していることにより、各材料のひずみ速度効果を考慮せずに検討を行った。その結果、本研究の範囲内ではひずみ速度効果を考慮せずとも、この種の RC 梁に関する動的応答特性を適切に評価可能であることが明らかになった。

今後は、入力エネルギーが大きい場合に関しても、ひび割れ分布を適切に再現可能な解析手法の確立に向け

て更なる検討を行う予定である。

謝辞: 本研究は、JSPS 科研費 JP15K06199 および JP17K06527 の助成を受けたものである。

参考文献

- 1) International Federation for Structural Concrete (fib): Externally bonded FRP reinforcement for RC structures, Bulletin 14, 2001.
- 2) American Concrete Institute: 440.2R-17 Guide for the Design and Construction of Externally Bonded FRP Systems for Strengthening Concrete Structures, 2017.
- 3) 土木学会, 複合構造レポート 12, FRP によるコンクリート構造の補強設計の現状と課題, 土木学会複合構造委員会 FRP によるコンクリート構造の補強設計研究小委員会, 2014.
- 4) 栗橋祐介, 今野久志, 三上 浩, 岸 徳光: AFRP シート曲げ補強 RC 梁の耐衝撃性能に関する実験的検討, 構造工学論文集, Vol. 60A, pp. 953-962, 2014.
- 5) 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.
- 6) Nanni, A, Ludovico, M.D., and Parretti, R.: Shear strengthening of a PC bridge girder with NSM CFRP rectangular bars, *Advances in Structural Engineering*, Vol. 7, pp. 97-109, 2004.
- 7) El-Hacha, R, and Rizkalla, S.H.: Near-surface-mounted fiber-reinforced polymer reinforcements for flexural strengthening of concrete structures, *ACI Structural Journal*, Vol. 101, No. 5, pp. 717-726, 2004.
- 8) 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.
- 9) Kishi, N. and Bhatti, A.Q.: 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*, Vol. 37, pp. 103-113, 2010.
- 10) 瓦井智貴, 岸 徳光, 小室雅人, 栗橋祐介: AFRP ロッドで曲げ補強した RC 梁の衝撃応答解析, コンクリート工学年次論文集, Vol. 39, pp. 583-588, 2017.
- 11) Hallquist, J. O., LS-DYNA Version R9 User's Manual, Livermore Software Technology Corporation, 2016.
- 12) 菅 満宣, 中村 光, 檜貝 勇, 斉藤成彦: RC はりの力学的挙動に及ぼす付着特性の影響, コンクリート工学年次論文集, Vol. 23(3), pp. 295-300, 2001.
- 13) 土木学会: コンクリート標準示方書設計編, 2012.
- 14) Tran Le Hoang Trung, Hiroshi Masuya, Hiroshi Yokoyama, Akira Kobayashi, Kazuki Ohshita: Study on performance of reinforced concrete beams strengthened with carbon fiber strands under impact, *Journal of Structural Engineering*, Vol.64A, pp. 865-874, 2018.
- 15) 藤掛一典, 篠崎敬一, 大野友則, 水野淳, 鈴木篤: 急速一軸圧縮荷を受けるコンクリートのポストピーク挙動に関する実験的研究, 土木学会論文集, No. 627/V-44, pp. 37-54, 1998.
- 16) D.L. Grote, S.W. Park, M. Zhou: Dynamic behavior of concrete at high strain rates and pressures: I. experimental characterization, *International Journal of Impact Engineering*, Vol. 25, pp. 869-886, 2001.
- 17) 土木学会構造工学委員会: 衝撃実験・解析の基礎と応用, 2004.
- 18) 瓦井智貴, 小室雅人, 岸 徳光, 栗橋祐介: AFRP シート下面接着曲げ補強 RC 梁の衝撃応答解析, コンクリート工学年次論文集, Vol. 40, 2018.
- 19) 岸 徳光, 今野久志, 三上 浩: RC 梁の繰返し重錘落下衝撃挙動に関する数値シミュレーション, 構造工学論文集, Vol. 55A, pp. 1225-1237, 2009.
- 20) Amorn Pimanmas: Strengthening R/C beams with opening by externally installed FRP rods: Behavior and analysis, *Composite Structures*, Vol. 92, pp. 1957-1976, 2010.
- 21) I.Jankowiak: Analysis of RC beams strengthened by CFRP strips - Experimental and FEA study, *Archives Of Civil and Mechanical Engineering*, Vol. 12, pp. 376-388, 2012.
- 22) Natalia Markovich, Eytan Kochavi, Gabi Ben-Dor: An improved calibration of the concrete damage model, *Finite Elements in Analysis and Design*, Vol. 47, pp. 1280-1290, 2011.
- 23) De-Bo Zhao, Wei-Jian Yi, Sashi K. Kunnath: Numerical simulation and shear resistance of reinforced concrete beams under impact, *Engineering Structures*, Vol. 166, pp. 387-401, 2018.
- 24) A.Pavlovic, C.Fragassa, A.Disic: Comparative numerical and experimental study of projectile impact on reinforced concrete, *Composites Part B*, Vol. 108, pp. 122-130, 2017.

(2018. 6. 22 受付)

APPLICABILITY OF PROPOSED IMPACT RESPONSE ANALYSIS METHOD FOR RC BEAMS STRENGTHENED WITH NSM-AFRP RODS

Masato KOMURO, Tomoki KAWARAI, Norimitsu KISHI, and Yusuke
KURIHASHI

In order to establish a numerical analysis method for the RC beams strengthened with near-surface mounted (NSM) Aramid FRP (AFRP) rods under impact loading, proposing a 3D elasto-plastic FE analysis method assuming fictitious tensile strength based on an equivalent tensile fracture energy (G_f) concept for concrete element under the condition applying a smeared crack model, an applicability of the method was investigated comparing with the experimental results. From this study, it was seen that the RC beams can be better simulated by using fine meshes following proposed G_f concept excluding the case of bigger input impact energy.