

論文 AFRP シートで曲げ補強された RC 梁の衝撃応答解析

田土 大輔^{*1}・小室 雅人^{*2}・今野 久志^{*3}・三上 浩^{*4}

要旨: 本研究では, AFRP シートを接着した曲げ補強 RC 梁の, 耐衝撃挙動を適切に評価可能な数値解析モデルの構築を最終目的として, 衝突速度の異なる RC 梁を対象に三次元弾塑性衝撃応答解析を実施し, 別途実施した実験結果との比較により, 解析手法の妥当性を検討した。その結果, (1) 提案の解析手法を用いることにより, 最大変位およびひび割れ分布性状を概ね再現可能であること, (2) 一方, シート破断を生じた試験体の場合は, 最大変位を過小評価することが明らかになった。

キーワード: AFRP シート, RC 梁, 耐衝撃性, 弾塑性解析, 衝撃応答, 衝撃載荷実験

1. はじめに

近年, 劣化した既設鉄筋コンクリート (RC) 構造物の補修・補強工法として連続繊維シート (FRP シート) 接着工法が広く用いられている。一方, 落石防護覆道や壁高欄などの耐衝撃用途構造物に対する FRP シートの適用事例は少ない。これは, FRP シートを接着した部材の耐衝撃性に関する研究事例が少なく, その挙動特性に関して十分に明らかにされていないことが一つの要因であるものと考えられる。

このような背景より, 著者らはアラミド連続繊維 (AFRP) シートを RC 梁下面に接着補強した場合の耐衝撃性を検討するために, 重錘落下衝撃実験を実施した¹⁾。本研究では, この衝撃実験を対象に, 既往の無補強 RC 梁で確立された材料構成則や解析手法²⁾を適用した衝撃応答解析を実施した。ここでは, AFRP シートを固体要素でモデル化し, かつコンクリートとシートを完全付着と仮定した場合について, 数値解析結果と実験結果を比較することによりその妥当性に関する検討を行った。なお, 本解析には汎用プログラム LS-DYNA (Ver.971)³⁾を使用した。

2. 試験体概要

図-1 には, 本数値解析で対象とした試験体の形状寸法および配筋状況を示している。試験体の形状寸法 (梁幅 × 梁高 × 純スパン長) は 200 × 250 × 3,000 mm であり, 軸方向鉄筋は D19 を上下端に複鉄筋配置とし, せん断補強筋には D10 を 100 mm 間隔で配筋している。軸方向鉄筋は梁端部に設置した厚さ 9 mm の定着鋼板に配置している。梁底部には, 保証耐力 588 kN の AFRP シートをスパン中央から両端部に向かって 1,450 mm の領域に接着している。

実験は, RC 梁を専用の支点治具に設置し, スパン中央に鋼製重錘 (質量 300 kg) を所定の高さから落下させることにより実施した。支点治具は, 回転を許容し試験体の浮き上がりを拘束するピン支持に近い構造となっている。本実験の落下高さ H は 1.5, 2.0, 2.5 および 3.0 m の 4 種類であり, 全て単一載荷とした。

表-1 には実験時における各材料物性値を, 表-2 には本実験で用いた AFRP シートの力学的特性値をそれぞれ一覧にして示している。実験における測定項目は, 重錘衝撃力 P , 合支点反力 R (以後, 支点反力), 載荷点直

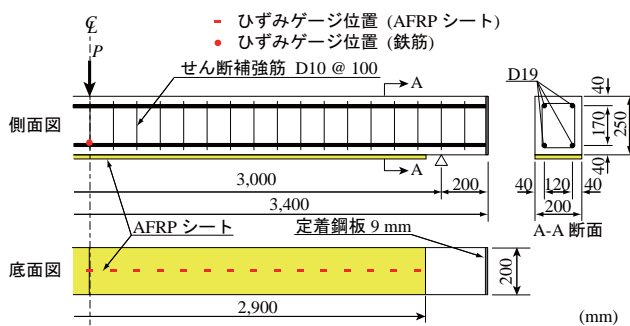


図-1 試験体の形状寸法および配筋状況

表-1 物性値一覧

材料	密度 ρ (t/m ³)	弾性係数 E (GPa)	強度 (MPa)	ポアソン比 ν
コンクリート	2.35	24.5	23	0.167
D19	7.85	206	355	0.3
D10	7.85	206	359	0.3

表-2 AFRP シートの力学的特性値 (公称値)

目付量 (g/m ²)	保証 耐力 (kN/m)	設計厚 (mm)	引張 強度 f_a (GPa)	弾性 係数 E_f (GPa)	破断 ひずみ ϵ_a (%)
415	588	0.286	2.06	118	1.75

*1 室蘭工業大学大学院 博士前期課程 建築社会基盤系専攻 (正会員)

*2 室蘭工業大学大学院教授 工学研究科 ぐらら環境系領域 博(工) (正会員)

*3 (独)寒地土木研究所 寒地構造チーム 総括主任研究員 博(工) (正会員)

*4 三井住友建設(株) 技術研究開発本部 技術開発センター 副センター長 博(工) (正会員)

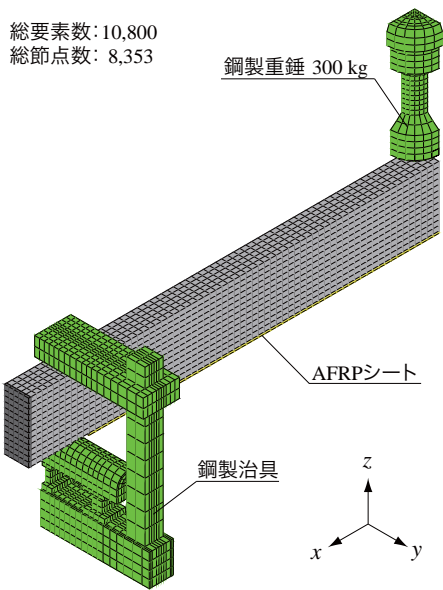


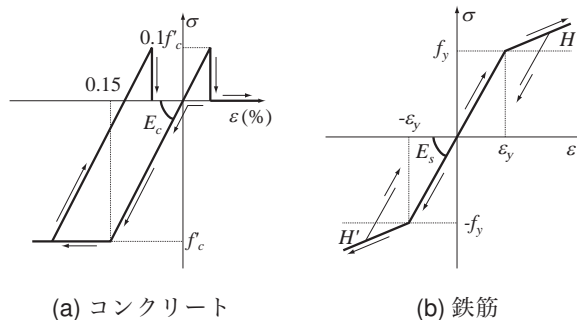
図-2 要素分割状況

下の鉛直変位 δ (以後、荷重点変位) および AFRP シートの軸方向ひずみである。また、実験終了後には、RC 梁の側面を撮影し、ひび割れ性状を観察している。

3. 解析概要

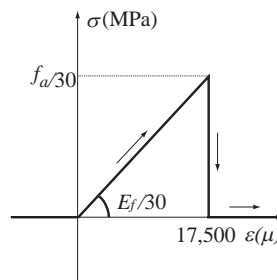
3.1 解析モデルおよび境界条件

図-2には、本数値解析に用いた RC 梁の要素分割状況を示している。解析モデルは、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 モデルとした。本数値解析では、重錘および支点治具に関しても実形状を極力再現する形で詳細にモデル化を行っている。また、コンクリートの要素長に関しては、既往の研究³⁾を参考に、コンクリートのひび割れを適切に評価可能である 25~30 mm 程度と設定した。使用した要素タイプは、鉄筋には 2 節点梁要素、その他の要素には全て 8 節点固体要素を用いてモデル化を行っている。なお、AFRP シートに関しては、その厚さが 0.286 mm と非常に薄いため、本数値解析で採用している陽解法では、計算時間が膨大に必要となることより、便宜的に厚さを 30 倍にし、8 節点固体要素を用いてモデル化を行っている。また、AFRP シートは引張材として衝撃荷重に抵抗するものと考え、軸剛性が等価となるように、弾性係数を 1/30 としている。固体要素の積分点数は 1 点積分を基本としているが、鉄筋に用いた梁要素に関しては 2x2 Gauss 積分とした。また、実験条件と同様となるように、コンクリートと重錘および支点治具の要素間には、面と面との接触・剥離を伴う滑りを考慮した接触面 (摩擦係数: 0) を定義している。なお、解析における重錘衝撃力は、ペナルティ法に基づき、自動的に算出される。コンクリートと鉄筋およびコンクリートと AFRP シートは完全付着



(a) コンクリート

(b) 鉄筋



(c) AFRP シート

図-3 材料構成則

と仮定した。境界条件は、対称切断面において法線方向変位成分を、支点部では鉛直方向変位成分を拘束した単純支持状態としている。

衝撃荷重の荷重方法に関しては、重錘の節点に落下高さから換算した衝突速度を初速度として付加することにより再現している。また、減衰に関しては質量比例分のみを考慮するものとし、鉛直方向の最低次固有振動数に対して 1.5% と設定した。なお、本数値解析で用いた数値解析モデルの総要素数および総節点数は 8,353 および 10,800 である。

3.2 材料物性モデル

図-3には、本数値解析で用いたコンクリート、鉄筋および AFRP シートの応力-ひずみ関係を示している。なお、全ての材料においてひずみ速度効果は考慮していない。

(1) コンクリート

図-3 (a)には、コンクリートの応力-ひずみ関係を示している。圧縮側に関しては、相当ひずみが 0.15% に達した段階でコンクリートが降伏するものとし、完全弾塑性体のバイリニア型にモデル化した。また、引張側に関しては引張強度に達した段階で応力を完全に解放するものとしている。引張強度は圧縮強度の 1/10 と仮定している。なお、降伏の判定には、Drucker-Prager の条件式を採用し、コンクリートの内部摩擦角を 30° としている。

(2) 鉄筋

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。鉄筋要素に用いた物性モデルは、降伏後の塑性硬化係数 H' を考慮した等方

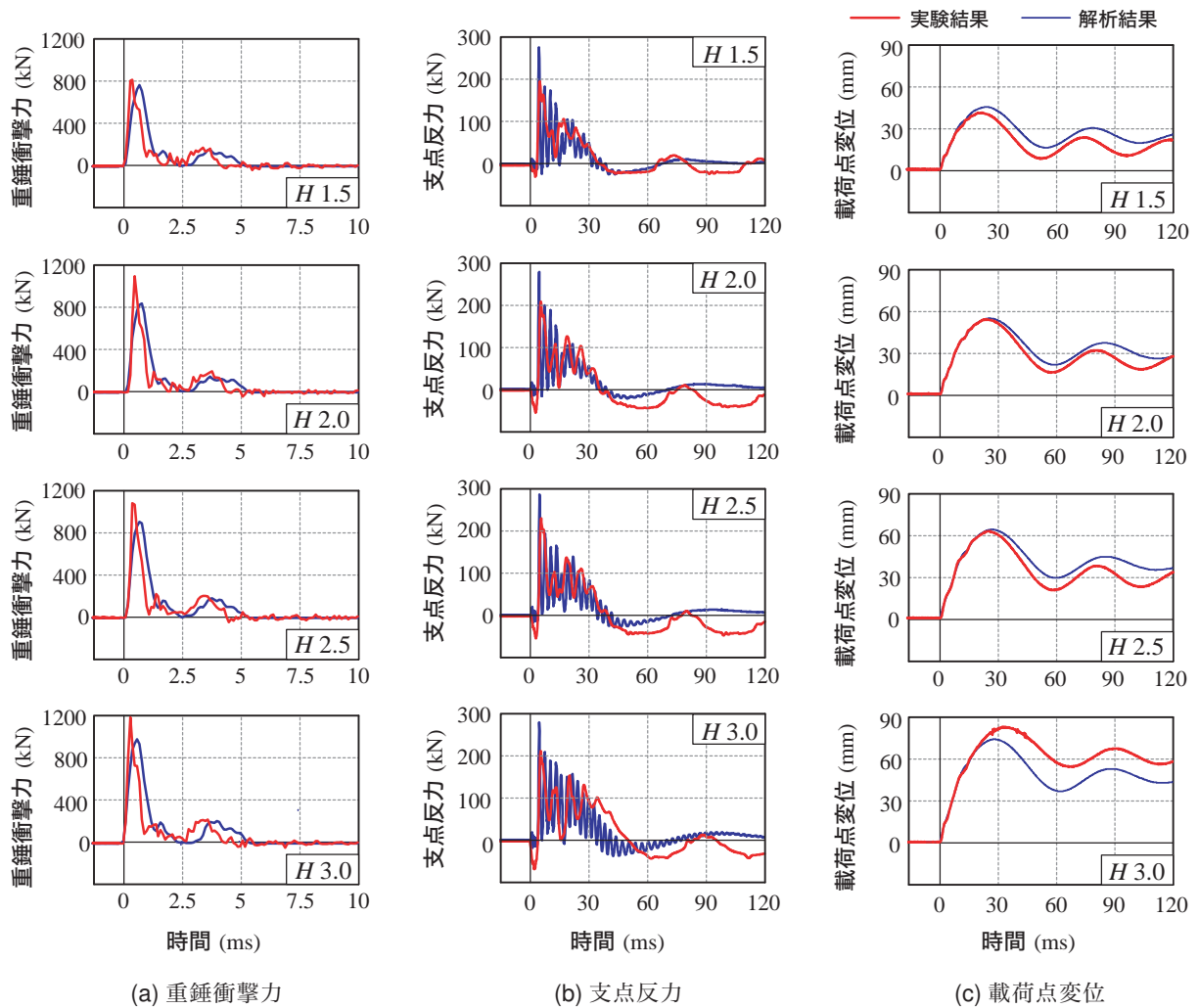


図-4 各種時刻歴応答波形

弾塑性体モデルである。降伏応力，弾性係数 E_s およびポアソン比 ν_s には，表-1 に示す材料試験結果の値を採用している。また，単位体積質量 ρ_s には公称値である $\rho_s = 7.85 \times 10^3 \text{ kg/m}^3$ を用いることとした。塑性硬化係数 H' は，弾性係数 E_s の 1% と仮定し，降伏の判定は von Mises の降伏条件に従うこととした。

(3) AFRP シート

AFRP シートは，表-2 に示すように破断ひずみ ($\epsilon_a = 1.75\%$) に至るまでは弾性的な挙動特性を有している。この特性を踏まえ，図-3 (c) に示すような応力-ひずみ関係を与えている。すなわち，圧縮側の剛性は無視し，引張側に関しては破断ひずみに達した時点でカットオフされるモデルとした。なお，本解析では便宜的にシート厚を 30 倍にしていることより，弾性係数および破断強度に関しては，表-2 に示す公称値の 1/30 の値を与えている。

(4) 重錘，支点治具および定着鋼板

重錘，支点治具および定着鋼板の要素に関しては，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 ，ポアソン比

ν_s には鋼材の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 に関しては，支点治具および定着鋼板には公称値である $\rho_s = 7.85 \times 10^3 \text{ kg/m}^3$ を用いることとし，重錘は質量をモデルの体積で除した値としている。

4. 数値解析結果および考察

4.1 時刻歴応答波形

図-4 には，全ての落下高さに対する重錘衝撃力，支点反力，載荷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。

図-4 (a) より，重錘衝撃力波形に関する実験結果に着目すると，いずれの衝突速度においても，衝突初期に振幅が大きく継続時間が 3 ms 程度の第 1 波と振幅の小さい第 2 波から構成されることが分かる。なお，第 2 波に関しては，初回，重錘衝突後に RC 梁から一旦離れて再度重錘が梁に衝突することによるものであることを実験用高速度カメラの映像および数値解析結果から確認している。解析結果を実験結果と比較すると，第一波の波形の

表-3 各種応答値一覧

落下高さ H (m)	実験結果				解析結果			
	最大重錘 衝撃力 P_{max} (kN)	最大支点 反力 R_{max} (kN)	最大載荷点 変位 δ_{max} (mm)	残留 変位 δ_{res} (mm)	最大重錘 衝撃力 P_{max} (kN)	最大支点 反力 R_{max} (kN)	最大載荷点 変位 δ_{max} (mm)	残留 変位 δ_{res} (mm)
1.5	821.2	238.2	40.7	17.8	773.5	282.9	45.1	23.7
2.0	1101.1	210.7	53.3	26.8	864.2	305.7	54.2	29.5
2.5	1084.5	231.9	62.2	31.8	918.8	282.9	63.5	38.2
3.0	1194.0	213.8	82.5	65.7	996.9	285.8	72.1	43.6

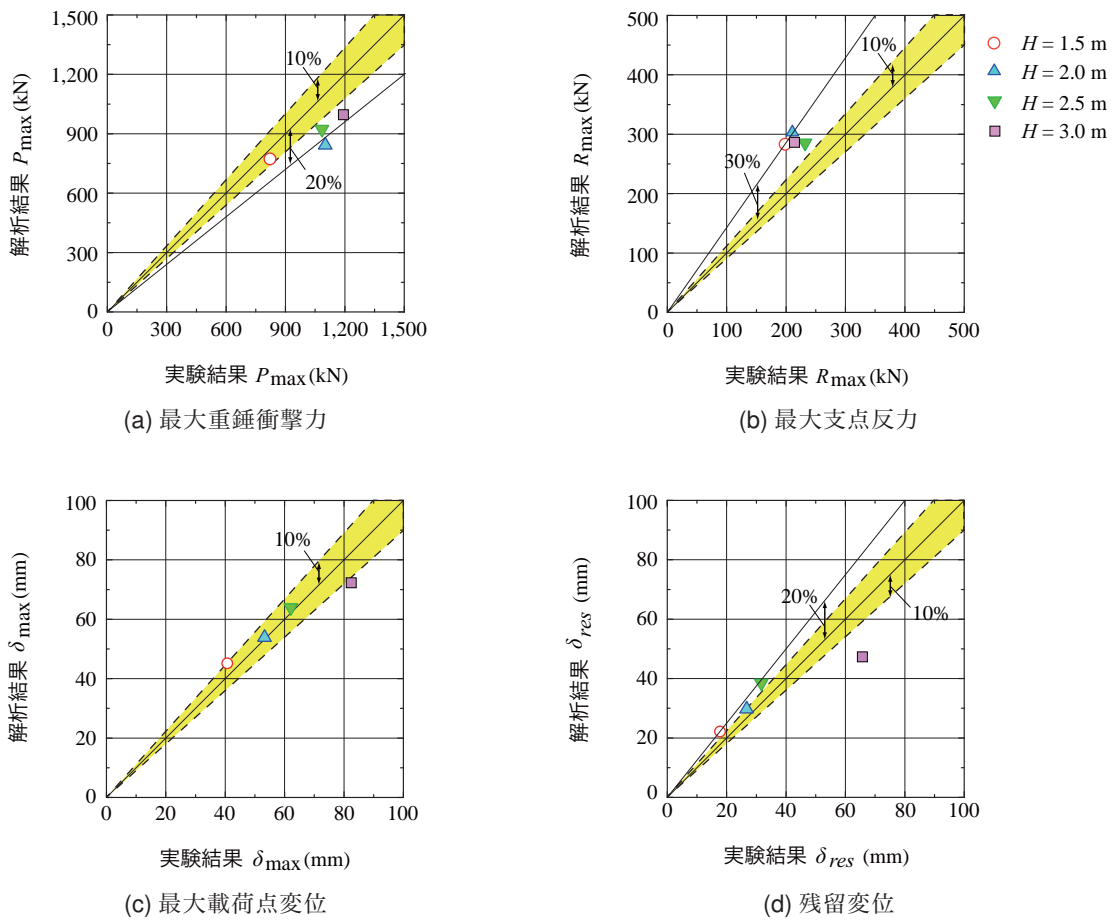


図-5 各応答値に関する実験結果と解析結果の比較

立ち上がり勾配が若干小さく、最大衝撃力を過小に評価しているものの、第二波目の振幅や衝撃力継続時間は大略一致しているものと判断される。

次に、図-4 (b) に示す支点反力に着目する。実験結果では、いずれの試験体も落下高さに関わらず、波形が重錘衝突時点より若干遅れて励起し、継続時間の長い三角形波と高周波成分が合成された波形性状を示している。一方、解析結果では、実験結果よりも高周波成分が大きく、かつ最大支点反力を過大に評価しているものの、全体的な波形性状は概ね一致している。

図-4 (c) より、実験結果における載荷点変位は、いずれの試験体も衝突荷重初期に正弦半波状の振幅の大

きな波形が励起した後、減衰自由振動状態に至り、最終的には変位が残留していることが分かる。数値解析結果をみると、 $H = 1.5, 2.0, 2.5$ m の場合は、波形の立ち上がりから最大値まで非常に良く一致している。一方、 $H = 3.0$ m の場合には、解析結果の最大値が実験結果のそれと比較して小さく示されていることが分かる。これは、実験では、スパン中央付近でシートが破断し、コンクリートを付着した状態で剥離したことによって変位が増大したものと考えられる。解析結果をみると、減衰自由振動の周期が実験結果とほぼ対応しており、シート破断で終局に至った $H = 3.0$ m の場合を除き、最大変位および残留変位をほぼ適切に再現していることがわかる。なお、 $H = 3.0$

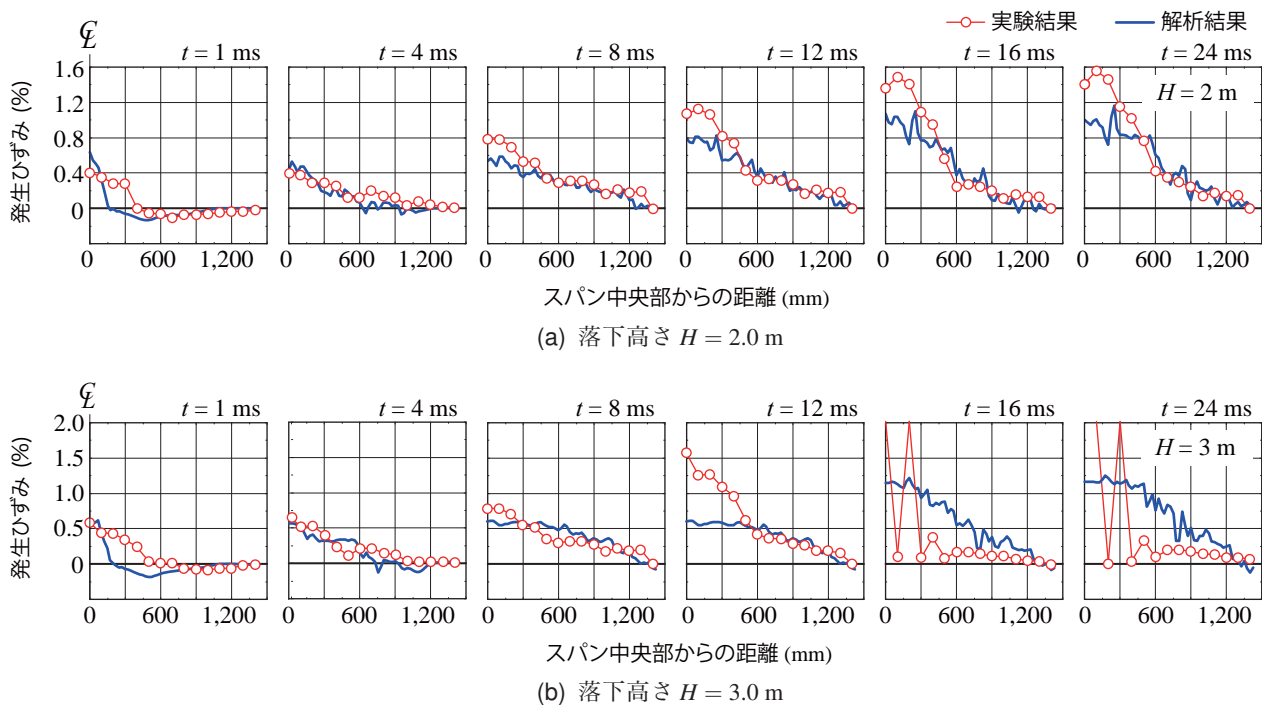


図-6 AFRP シートの軸方向ひずみ分布

mにおける両者の差異に関しては、実験結果ではシートが破断しているのに対して、数値解析ではシートの破断が生じていないことによるものと考えられる。

表-3には、全ての解析ケースにおける最大重錘衝撃力、最大支持反力、最大変位および残留変位について、実験結果と比較して一覧に示している。また、図-5には、表-3に示した各応答値について、実験結果と解析結果をそれぞれ横軸、縦軸に取って整理している。なお、図中の45°勾配を有する実直線は、解析結果と実験結果が一致していることを、網掛けの部分は、それに対する誤差幅が10%を意味している。

(a)図より、最大重錘衝撃力に着目すると、解析結果は実験結果よりも20%程度過少に評価していることが分かる。一方、(b)図に示す最大支持反力では、最大重錘衝撃力の場合と異なり、最大で30%程度過大に評価している。(c)図に示す最大変位に着目すると、いずれの場合も解析結果は実験結果との誤差幅10%以内に分布していることが分かる。(d)図に示す残留変位に関しては、シート破断に至った $H = 3.0$ mの場合において、解析結果は実験結果を過小評価していることが分かる。

4.2 AFRP シートの軸方向ひずみ分布

図-6には、AFRPシートに発生する軸方向ひずみ分布の一例として、 $H = 2, 3$ mの場合について解析結果と実験結果を比較して示している。図より、衝突初期の $t = 1$ msでは、スパン中央部近傍に大きなひずみが発生しているものの、シート端部にはひずみが発生せず局所的な分布を呈していることが分かる。また、実験結果と解析結

果を比較すると、スパン中央部では解析結果が実験結果よりも大きく示されている。 $t = 4$ msでは、スパン中央に発生したひずみが支点方向に伝達されていく様子が伺える。 $t = 8 \sim 24$ msになると、解析結果のシートひずみはシート端部からスパン中央に向かってほぼ線形的な分布を示しているのに対し、実験結果ではスパン中央部近傍のひずみが増大していることがわかる。これは、実験結果ではスパン中央部に発生したひび割れによって鉄筋が局所的に大きく塑性化しているのに対し、数値解析では鉄筋の局所的な降伏現象を適切にモデル化することが困難であることを示唆しているものと考えられる。なお、 $t = 16$ msでは $H = 3$ mの場合にはシート破断が生じたためシートのひずみが小さくなっていることが分かる。

4.3 ひび割れ分布性状

図-7には、衝撃载荷実験終了後における各RC梁側面のひび割れ分布性状および各解析ケースの最大変位時における最大主応力分布図を示している。

実験結果におけるひび割れ分布性状は、いずれの試験体もスパン全域にわたって梁の上下縁からまっすぐに進展する曲げひび割れや、荷重点部近傍から梁下縁に約45°の角度で進展する斜めひび割れが発生している。なお、上縁から曲げひび割れが進展するのは、衝撃初期に発生する曲げの主波動が支点に向かって伝播する場合において、支点近傍が固定端と類似の変形状態になることによるものと推察される。

次に、解析結果を見ると、シート破断に至った $H = 3.0$ mの場合を除き、実験結果に見られる梁上部からの曲げ

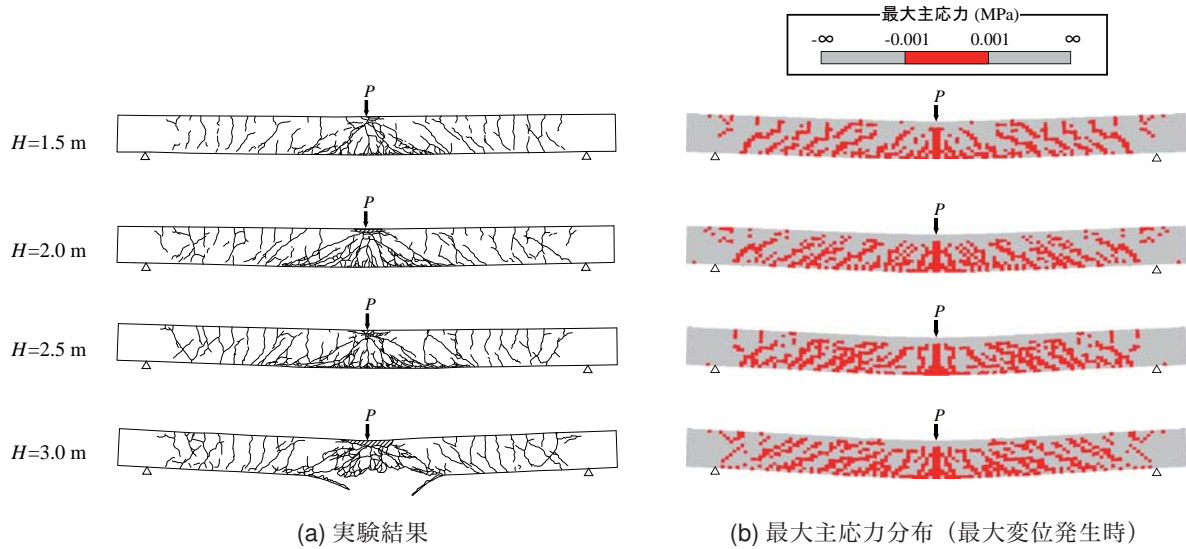


図-7 各試験体のひび割れ分布性状

ひび割れやスパン中央部の斜めひび割れなどをほぼ適切に再現している。また、落下高さが $H \geq 2.0$ m の場合にはスパン中央下縁部に水平方向のひび割れが確認される。これは、コンクリートとシートの部分剥離を意味しており、実際の実験結果においても、スパン中央近傍でシートとコンクリートが剥離していることを確認している。

なお、前述のように $H = 3.0$ m の数値解析結果では、シートに発生する軸ひずみが破断ひずみまで到達していない。これは、コンクリートと AFRP シート間の完全付着を仮定していることや、シートを 30 倍の厚さでモデル化したことなどによるものと推察される。今後はシートのモデル化やコンクリートと AFRP シート間の付着特性に関してさらなる検討を行う必要があるものと考えられる。

5. まとめ

- 1) 提案の解析手法を用いることにより、実験結果の重錘衝撃力や最大変位、ひび割れ分布などを大略再現可能である。
- 2) 一方、実験時にシート破断に至った試験体に関して

は最大変位を過小評価されることが明らかになった。これは、数値解析ではシートの破壊現象を適切に再現できていないことによるものと考えられる。

- 3) 今後は AFRP シートの材料構成則、モデル化およびコンクリートと AFRP シート間の付着特性の見直しを行い、耐衝撃挙動を適切に評価可能な数値解析モデルの構築を行う必要がある。

参考文献

- 1) 中野雄哉, 今野久志, 栗橋祐介, 三上 浩, 岸 徳光: AFRP シート接着による曲げ破壊型 RC 梁の耐衝撃性向上効果, 土木学会北海道支部論文, 2012.12.
- 2) 岸 徳光, A.B. Qadir, 三上 浩, 岡田慎哉: 破壊エネルギー等価の概念を用いた大型 RC 桁に関する衝撃応答解析手法の妥当性検討, 構造工学論文集, Vol. 53A, pp.1227-1238, 2007.3.
- 3) Hallquist, J. O., LS-DYNA Version 971 User's Manual, Livermore Software Technology Corporation, 2007.