室蘭工業大学
学術資源アーカイブ
Muroran Institute of Technology Academic Resources Archive

低速度衝撃を受けるFRPシート接着曲げ補強RC梁に関する弾塑性衝撃応答解析手法の開発研究

メタデータ	言語: Japanese 出版者: 公開日: 2021-06-23 キーワード (Ja): キーワード (En): 作成者: 瓦井, 智貴 メールアドレス: 所属: 室蘭工業大学
URL	https://doi.org/10.15118/00010391

低速度衝撃を受けるFRPシート接着曲げ補強RC梁に関する弾塑性衝撃応答解析手法の開発研究

２０２１年３月

瓦井　智貴

目 次

第 1 章　序論 1

1.1 研究背景および研究目的 1

1.2 本論文の構成 5

第 2 章　重錘落下衝撃荷重載荷実験および計測システム 7

2.1 概説 7

2.2 試験体概要 8

2.2.1 試験体一覧および材料特性値 8

2.2.2 試験体の寸法，配筋，および補強状況 11

2.3 実験施設 12

2.3.1 構造物耐衝撃耐荷力評価試験装置 12

2.3.2 衝撃荷重載荷用重錘 12

2.3.3 支点治具 12

2.4 重錘落下衝撃荷重載荷実験 15

2.4.1 実験概要 15

2.4.2 実験方法 15

2.5 測定方法 16

2.5.1 速度計 16

2.5.2 重錘および支点ロードセル 16

2.5.3 非接触式変位計 17

2.5.4 ひずみゲージ 19

2.5.5 高速度カメラ 20

2.6 計測システム 21

第 3 章　重錘落下衝撃荷重載荷実験の結果および考察 23

3.1 概要 23
3.2 FRP 材料の影響 23
3.2.1 各種時刻歴応答波形 23
3.2.2 実験終了後のひび割れ図 26
3.3 目付量や載荷方法の影響 27
3.3.1 目付量 830 g/m^2 の漸増繰り返し衝撃荷重載荷実験 27
3.3.2 目付量 415 g/m^2 の漸増繰り返し衝撃荷重載荷実験 33
3.3.3 目付量 830 g/m^2 の落下高一定繰り返し衝撃荷重載荷実験 38
3.3.4 目付量 415 g/m^2 の落下高一定繰り返し衝撃荷重載荷実験 42
3.4 まとめ 45

第 4 章 数値解析手法の概要 47

4.1 概説 47
4.2 数値解析手法 48
4.2.1 有限要素モデル 48
4.2.2 コンクリートの材料構成則 49
4.2.3 その他の材料構成則 52

第 5 章 単一衝撃荷重載荷時における各種コンクリート構成則の適用性検討 53

5.1 概説 53
5.2 数値解析概要 54
5.2.1 数値解析ケース 54
5.2.2 解析パラメータ 55
5.3 無補強 RC 梁に関する適用性検討 57
5.3.1 各種時刻歴応答波形 57
5.3.2 ひび割れ図 59
5.4 AFRP シート下面接着曲げ補強 RC 梁の損傷が軽微な場合 61
5.4.1 各種時刻歴応答波形 61
5.4.2 ひび割れ図 63
5.4.3 AFRP シートの軸方向ひずみ分布 65
5.5 AFRP シート下面接着曲げ補強 RC 梁の損傷が大きい場合 69
5.5.1 各種時刻歴応答波形 69

5.5.2 ひび割れ図 72
5.5.3 AFRP シートの軸方向ひずみ分布 75
5.6 AFRP シート下面接着曲げ補強 RC 梁がシート剥離に至る場合 82
5.6.1 各種時刻歴応答波形 82
5.6.2 ひび割れ図 84
5.6.3 AFRP シートの軸方向ひずみ分布 86
5.7 まとめ 90

第 6 章 提案の数値解析手法に関する汎用性検討 91

6.1 概説 91
6.2 数値解析ケース 92
6.3 漸増繰り返し衝撃荷重載荷時における適用性検討 93
6.3.1 目付量 830 g/m^2 の AFRP シートを用いた場合 93
6.3.2 目付量 415 g/m^2 の AFRP シートを用いた場合 97
6.3.3 漸増繰り返し衝撃荷重載荷時における終局状況の比較 100
6.4 落下高一定繰り返し衝撃荷重載荷時における適用性検討 101
6.4.1 目付量 830 g/m^2 の AFRP シートを用いた場合 101
6.4.2 目付量 415 g/m^2 の AFRP シートを用いた場合 104
6.4.3 落下高さ一定繰り返し衝撃荷重載荷時における終局状況の比較 . . . 106
6.5 まとめ 107

第 7 章 総括 109

参考文献 111

謝辞 115

第 1 章

序論

1.1　研究背景および研究目的

既設 RC 構造物の補修・補強工法は，従来まではコンクリート増し厚工法や鋼板巻き付けが主流であったが，近年は，高い強度重量比や高耐食性，および高施工性の観点から FRP 材料を用いた工法が多く用いられるようになってきた．また，日本では，1995 年に発生した阪神淡路大震災を契機に道路橋の耐震設計指針が改訂され，それに基づき全国的に実施された RC 橋脚の耐震補強工法の一つとして，飛躍的に利用が高まった．FRP 材料の補修補強工法への適用性に関しては，1990 年代後半における Garden ら[1)] , Saafi ら [2)], Triantafillou ら[3)], Toutanji ら[4)], Grace ら[5)]の研究以来多くの研究者によって継続的に検討が行われている．

現在では，静荷重を受ける場合に限定して，FRP 材料を用いた RC 構造部材の補修・補強設計に関する指針やガイドライン (ACI[6)], Standards Australia[7)], FIB Bulletin[8)]) が世界各国で出版され，RC 構造物の一般的な補強・補修工法として認知されている．

一方で，近年は RC 構造物に対する静荷重載荷時の補修・補強問題とともに，テロリズムに基づく破壊活動や異常気象による自然災害の激甚化，あるいは車両や船舶の RC 橋脚への衝突問題等，当初設計では考慮されていない衝撃荷重載荷にも対応しなければならなくなってきた．このような衝撃荷重載荷に対する RC 構造物の補修・補強工法に関しては，静荷重載荷時と同様に，コンクリート増し厚工法や鋼板巻き付け工法とともに FRP 材料を用いた工法が挙げられる．

構造物の設計は，性能照査型設計法に基づく場合には構造物や材料の動特性を考慮して終局耐力を把握して設計されなければならない．しかしながら現在のところ，衝撃荷重載荷の場合には，本設計法に基づいた指針は発展途上であり，従来からの許容応力度法的な考え方に基づき，衝撃荷重を静荷重に換算して行われているのが現状である．

コンクリート増し厚工法や鋼板巻き付け工法の場合には，施工例も多いことによりある程度信頼性も確保されているものと判断される．一方で，FRP 材料を用いた工法に関しては，静荷重載荷に対する適用に留まっており，衝撃荷重載荷に対する適用性検討は始まったばか

りである．

曲げ補強的には，RC 梁を対象とした Erki ら[9]による炭素繊維製 FRP（CFRP）ラミネート接着補強，Tang ら[10,11] による CFRP あるいは Kevlar FRP ラミネート接着, Kantar ら[12]による CFRP 帯接着補強に関する研究報告があり，いずれの場合も FRP 材接着による RC 梁の耐衝撃向上効果が示されている．せん断補強的には，Yilmaz ら[13]は RC 梁に対して CFRP 帯の U 型巻き付け接着を行い CFRP 帯のせん断補強効果を確認している．Pham ら[14]は CFRP 帯の U 形巻き付けと 45° 傾斜巻き付け接着による補強効果について実験的に検討を行い，45° 傾斜巻き付けの補強効果の大きいことを明らかにしている．Huo ら[15]は CFRP 帯の巻き付け配置を U, 45°, X 字状に変化させて各補強効果について検討を行い，45° 傾斜巻き付けの場合が最も補強効果の大きいことを示している．RC 版を対象とした実験研究には，CFRP 帯を接着補強した場合の Yilmaz ら[16]の研究や，バサルト繊維 FRP（BFRP）ストリップ接着を施した場合に関する Chen ら[17]の研究が公表されているだけである．Pham ら[18]も指摘しているように実験研究は未だ十分とは言えないのが現状である．

FRP 材料を用いた補修補強工法の実構造物への適用を実現するためには，更なる実験研究とともに数値解析的手法を援用して効率的に研究を推進することが肝要であるものと判断される．しかしながら，数値解析的な研究に関しても，Chen らによる上述の BFRP ストリップ接着を施した RC 版に関する重錘落下衝撃荷重載荷実験を対象とした三次元弾塑性衝撃応答解析に関する報告以外見当たらない．この研究では，コンクリートの構成則モデルに関しては引張および圧縮軟化を考慮可能な Karagozian & Case Concrete model（以後，KCC Model），BFRP シートは直交異方性複合材料としてモデル化を行い，コンクリートと BFRP シートの接着界面には作用する軸方向あるいはせん断応力が 7.5 MPa に到達すると剥離するように設定している．

検討の結果，提案の数値解析手法は，実験結果における RC 版の破壊モードを適切に評価可能であることを示している．しかしながら，設計法の確立に向けて重要な物理量である衝撃力や支点反力，載荷点変位波形やそれらの最大値，およびせん断破壊領域やシート剥離領域等の詳細な解析結果は示されていない．

FRP シートを用いて補強された RC 構造部材に関する数値解析において，鉄筋が降伏する程度の荷重レベルまではシート剥離や破断現象が現れないことにより，静的および衝撃荷重載荷を問わず比較的容易に解析は可能である．しかしながら，終局状態までを数値解析的に評価するためには，コンクリートの圧縮破壊やシートの剥離あるいは破断現象を精度良く解析しなければならないことより，それほど容易ではないと考えられる．

衝撃荷重載荷時における FRP シート補強 RC 部材に関する弾塑性有限要素解析を行うこ

とを前提に考えると，コンクリート要素に分布ひび割れモデルを適用する場合には，コンクリート要素の応力が引張側で解放されると，完全付着を仮定している隣接の FRP シートの要素は局所的に剥離状態に至り，シート内の応力は平均化される．従って，実現象に対応してシートの剥離や破断現象を適切に解析するためには，ひび割れ幅を実挙動に即して精度良く評価することが重要になる．

岸ら[19]は，CFRP シートあるいは AFRP シートで曲げ補強を施した RC 梁を対象に静荷重載荷時におけるシート剥離現象に着目した 3 次元弾塑性有限要素解析を実施している．そこでは，各コンクリート要素に分布ひび割れを考慮するとともに，さらに終局時を想定して載荷点から 45° 方向に進展する斜めひび割れと主鉄筋に沿う離散ひび割れを仮定することによって，シート剥離までの荷重－変位分布を再現可能であることを明らかにしている．しかしながら，衝撃荷重載荷時には静荷重載荷時とは異なり，梁全体に曲げひび割れが分散して発生するとともに多くの斜めひび割れが発生することより，汎用的で適切な離散ひび割れ分布の決定には，多くの数値シミュレーションが要求される．

一方で，岸ら[20]は，実規模の無補強 RC 桁の耐衝撃挙動に関する数値解析において，コンクリート要素に破壊エネルギー等価の概念を適用することによって，たわみ波形に関する精度を損なわずに主曲げ方向の要素長をスターラップ間隔程度まで広げることが可能であることを示している．この考え方に従えば，コンクリートの要素長を基準長よりも減少させた場合に対しても適用可能であることが示唆され，実ひび割れ分布に近似した評価や FRP シートの補強効果あるいは剥離や破断現象の解析が可能になるものと推察される．

このような観点から，本研究では FRP シート接着曲げ補強 RC 梁の耐衝撃挙動を適切に評価可能な解析手法の開発を目的として，コンクリート要素に分布ひび割れを仮定しかつ引張強度に達した段階で引張力を伝達しないカットオフモデルおよび破壊エネルギー等価の考え方を適用して，主曲げ方向の要素長をひび割れ幅程度に小さくする解析手法に基づいた三次元弾塑性衝撃応答解析手法を提案し，別途実施した FRP シート下面接着曲げ補強 RC 梁に関する低速度重錘落下衝撃実験結果と比較することによって，その妥当性検討を行った．なお，本研究では **表 1.1** に示すように，衝撃問題としては比較的低速度（$V \approx 10^0 \sim 10^2$ m/s）である落石災害を想定した構造部材を対象としている．

表 1.1　衝撃問題と衝突速度の関係 [21)]

載荷・衝突速度 (m/s)	0							10^0		10^2				10^3	10^5	
関連事象								波浪, 地震動 船舶の衝突 キャスク・重量物の落下 **落石** 車両の衝突 車両の速度		航空機（ジェット）の速度	小銃弾・砲弾の速度			危険物の爆発 (油, LNG, 火薬, ガス) 爆薬の爆速		
ひずみ速度 (1/s)	10^{-8}	10^{-7}	10^{-6}	10^{-5}	10^{-4}	10^{-3}	10^{-2}	10^{-1}	10^0	10^1	10^2	10^3	10^4	10^5	10^6	10^7
試験法	静的実験			準静的実験		高速載荷実験			**衝突・衝撃実験**							
	クリープ・静的			準静的				中間的 ひずみ速度			高ひずみ速度					
	一定荷重・ 一定応力 載荷試験機			油圧・ギヤ式高速載荷 試験機					・エアガン式 ・回転円盤式 ・火薬推進式 ・重錘落下式 ・バネ ・振子式 衝撃試験機		爆発による 衝撃		・ガスガン，爆発 により発射される 衝撃 ・レールガン			

1.2　本論文の構成

本研究では，FRP シート接着曲げ補強 RC 梁の耐衝撃挙動を適切に評価可能な数値解析手法の開発を目的として，シートの補強効果に直接影響を与えるひび割れ幅や分布特性を精度よく再現するために，コンクリートの軸方向要素長を数ミリ程度まで小さくし，かつ仮想引張強度を導入し弾性域のみを考慮した引張ひずみエネルギー等価の概念に基づく手法を提案した．また，提案手法を適用した三次元弾塑性衝撃応答解析を実施し，実験結果と比較することによってその適用性を検証した．本論文の構成は，以下の通りである．

第 1 章は本論文の序論であり，本研究の背景や既往の研究，および目的について述べている．

第 2 章では，本研究で対象とした試験体や重錘落下衝撃荷重載荷実験法の概要について述べている．

第 3 章では，本研究において実施した FRP シート接着曲げ補強 RC 梁に関する重錘落下衝撃荷重載荷実験について述べている．検討の結果，シート補強 RC 梁は，シート剥離，破断あるいは載荷点近傍上縁コンクリートの圧壊のいずれかによって終局に至ることを明らかにしている．

第 4 章では，本研究で適用した材料構成則の概要を述べるとともに，提案のコンクリート要素に関する引張ひずみエネルギー等価の概念について述べている．

第 5 章では，単一衝撃荷重載荷を受ける無補強および AFRP シート接着曲げ補強 RC 梁を対象に，提案手法および国内外で広く用いられている 2 つのモデルを用いた三次元弾塑性衝撃応答解析を実施し，各モデルの適用性について述べている．検討の結果，3 つのモデルの中で提案手法が最も精度よく実現象を再現可能であることを明らかにしている．

第 6 章では，本研究で開発した提案手法の汎用性に関する検討を行うために，AFRP シート接着曲げ補強 RC 梁に関する重錘の落下高さを漸増させる場合や一定落下高さでの繰り返し衝撃荷重載荷実験を対象に，再現解析を実施している．検討の結果，提案手法を用いることによって，FRP シートの目付量や載荷方法によらずシート剥離や破断現象も含めた RC 梁の耐衝撃挙動を適切に評価可能であることを明らかにしている．

第 7 章は本論文の結論であり，本研究で得られた知見を整理している。

第 2 章

重錘落下衝撃荷重載荷実験および計測システム

2.1　概説

FRP シート接着曲げ補強 RC 梁の耐衝撃挙動を適切に評価可能な数値解析手法を開発するためには，可能な限り正確な重錘落下衝撃荷重載荷実験を実施することが必要不可欠である．これを達成するためには，1）試験体の製作，2）FRP シートの接着，3）載荷実験，4）データ測定・収録および 5）データ処理・整理等の実験に関する全過程が精度良く実施されなければならない．また，実験時にひび割れの進展状況や FRP シートの剥離・破断性状などの破壊性状を詳細に捉えるためには，現象を逐次細部まで撮影可能な機材および環境を整えておく必要がある．

本研究では，これらの必要条件を踏まえて試験体を製作し，実験方法，測定システムおよび撮影環境を構築して，材質や目付量を変化させた FRP シート接着曲げ補強 RC 梁の重錘落下衝撃荷重載荷実験を行っている．

本章では，本研究において対象とした試験体の概要について説明したのちに，実験施設や装置，計測システムの概要についても合わせて記述する．

2.2　試験体概要

2.2.1　試験体一覧および材料特性値

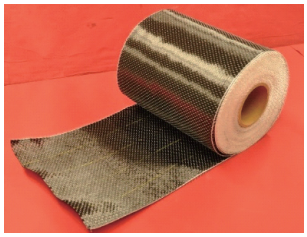
表 2.1 には，本実験に用いた試験体の一覧を示している．本研究では，数値解析手法の開発および適用性を確認するために，FRP 材料の種類（**図** 2.1）および目付量を変化させた全 21 体の FRP シート接着曲げ補強 RC 梁を対象として，載荷方法の異なる 3 種類の衝撃実験を実施している．

表中の試験体のうち，第一項目は FRP シートを用いた曲げ補強の有無（N：無補強，C：CFRP シート下面接着曲げ補強，A：AFRP シート下面接着曲げ補強）を示し，C あるいは A に付随する数値はシート目付量（g/m^2）を表している．第二項目は載荷方法（S：単一衝撃荷重載荷，G：落下高さ漸増繰り返し衝撃荷重載荷，C：落下高さ一定繰り返し衝撃荷重載荷），第三項目の H に付随する数値は設定落下高（m）を示している．なお，漸増繰り返し衝撃荷重載荷を受ける試験体に関しては 1 回目載荷時の落下高さを表している．

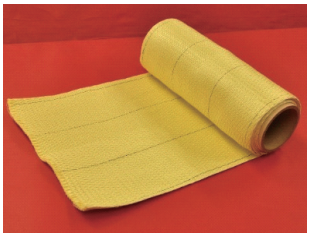
載荷方法に関して，単一衝撃荷重載荷は，一度のみ重錘を自由落下させることで載荷を実施している．落下高さ漸増繰り返し載荷に関しては，落下高さを $H = 1, 2, 2.5, 3$ m の 4 段階に設定し，1 回目載荷時に FRP シートが破断あるいは剥離に至らなかった場合において，落下高さを次の段階へと大きくし繰り返し載荷を実施した．これらの試験体名の第三項目は 1 回目載荷時の落下高さを表している．

落下高さ一定繰り返し衝撃荷重載荷の場合には，終局エネルギーの 1/6 ～ 1/3 程度の比較的小さい入力エネルギーが繰り返し作用する場合を想定し，設定落下高さを一定にし試験体が終局と判断されるまで繰り返し重錘を落下させている．なお，いずれもシート破断や剥離が発生せず，上縁圧壊で終局に至っている．また，本研究では RC 梁の基本的な特性を把握するために，無補強 RC 梁に関しても単一衝撃荷重載荷実験を実施している．

図 2.1 には，本研究において用いた CFRP および AFRP シートを示している．FRP シート



(a) CFRP シート



(b) AFRP シート

図 2.1　CFRP および AFRP シート

は製品として流通している一方向シートを用いることとし，力学的特性は **表** 2.2 に示している通りである．また，表には，本実験に用いた各試験体のコンクリートの圧縮強度 f'_c，主鉄筋およびせん断補強筋の降伏強度 f_y, f_{sy} も併せて示している．

表 2.1 に示されている計算曲げ耐力 P_{usc} は， **表** 2.2 に示す FRP シートの物性値を用い，土木学会コンクリート標準示方書 [22] に準拠して各材料の応力－ひずみ関係を設定し，平面保持仮定とコンクリートと FRP シート間の完全付着を仮定して断面分割法により算定した. なお，計算時の梁の終局状態は，上縁コンクリートの圧縮ひずみが 3,500 μ に達した時点とした．計算せん断耐力 V_{usc} は同コンクリート標準示方書 [22] に準拠して算定している．また，詳細については文献 23, 24) を参照されたい．

表 2.2　FRP シートの力学的特性値（公称値）

シート材料	目付量 (g/m^2)	設計厚 (mm)	引張強度 (GPa)	弾性係数 (GPa)	破断ひずみ (%)
CFRP	600	0.333	3.40	245	1.39
AFRP	415	0.286	2.06	118	1.75
	830	0.572			

表 2.1 試験体一覧

試験体名	シート材料	シート目付量 (g/m^2)	載荷方法	設定重錘落下高 H (m)	重錘落下回数 (回)	累積実測入力エネルギー E (kJ)	コンクリート圧縮強度 f'_c (MPa)	主鉄筋降伏強度 f_y (MPa)	せん断筋降伏強度 f_{sy} (MPa)	計算曲げ耐力 P_{usc} (kN)	計算せん断耐力 V_{usc} (kN)	終局状況
N-S-H2.5	-	-	単一載荷	2.5	1	6.74	32.4	381.7	461.9	55.0	329.0	上縁圧壊
C6-S-H1	CFRP	600	単一載荷	1	1	3.29	32.8	381.7	461.9	108.0	329.0	–
C6-S-H2				2	1	5.20						
C6-S-H2.5				2.5	1	6.73						
C6-S-H3				3	1	9.03						シート剥離
A8-S-H1	AFRP	830		1	1	3.29	35.4	381.7	461.9	102.2	331.6	–
A8-S-H2				2	1	6.44						
A8-S-H2.5				2.5	1	7.06						
A8-S-H3				3	1	9.53						シート剥離
A4-G-H1	AFRP	415	落下高漸増繰り返し載荷	1	2	8.57	33.7	371.0	401.9	81.0	298.8	シート破断
A4-G-H2				2	2	13.17						
A4-G-H2.5				2.5	2	16.27						シート剥離（縦割れ）
A4-G-H3				3	1	8.50						シート破断
A8-G-H1		830		1	3	15.90				99.3	298.8	シート剥離
A8-G-H2				2	2	13.17						
A8-G-H2.5				2.5	2	16.27						
A8-G-H3				3	1	8.95						シート部分剥離
A4-C-H0.5	AFRP	415	落下高一定繰り返し載荷	0.5	9	13.32	34.3	393.7	373.1	83.6	284.3	上縁圧壊
A4-C-H1				1.0	4	12.05						
A8-C-H0.5		830		0.5	9	13.29				102.2	284.3	
A8-C-H1				1.0	4	12.14						

2.2.2　試験体の寸法，配筋，および補強状況

図 2.2 には，試験体の形状寸法と配筋およびシート接着による補強状況を示している．本実験に用いた試験体の形状寸法（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 D19 を各 2 本配置し，定着長節約のため梁軸方向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 D10 を用い，100 mm 間隔で配筋している．

FRP シート接着は，梁底面の補強範囲にブラスト処理を施してエポキシ系プライマーを塗布し，指触乾燥状態であることを確認の後，エポキシ系含浸接着樹脂を用いて行っている．なお，養生期間は 1 週間程度である．

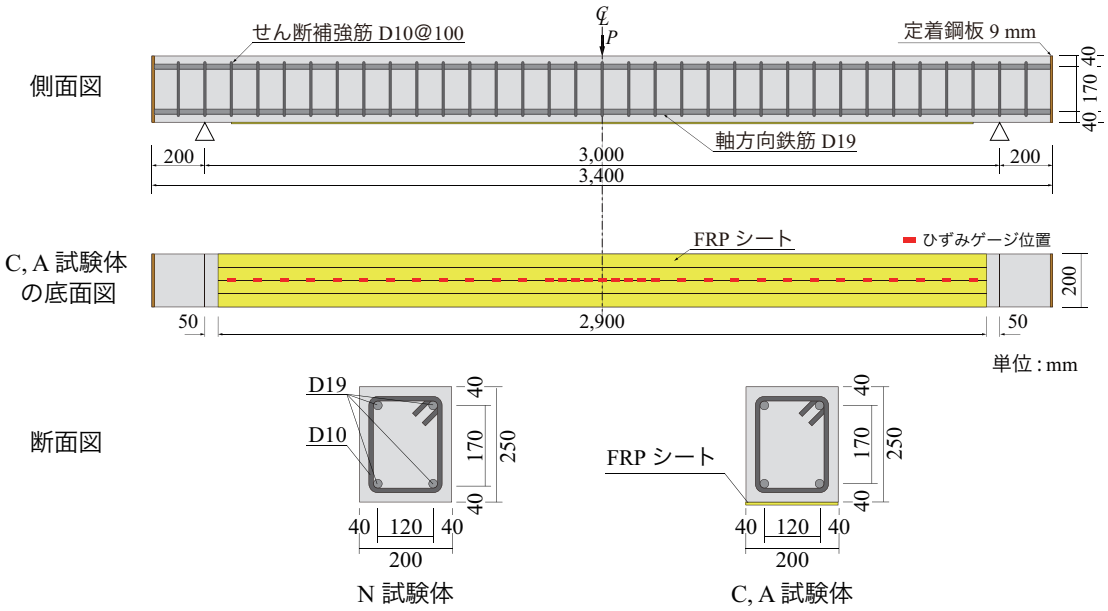


図 2.2　試験体の寸法，配筋，および補強状況

2.3　実験施設

2.3.1　構造物耐衝撃耐荷力評価試験装置

本研究では，**写真** 2.1 に示すように平成 7 年度に室蘭工業大学構内に設置された「構造物耐衝撃耐荷力評価試験棟」内の「衝撃荷重載荷試験装置」を用いて衝撃荷重載荷実験を行っている．

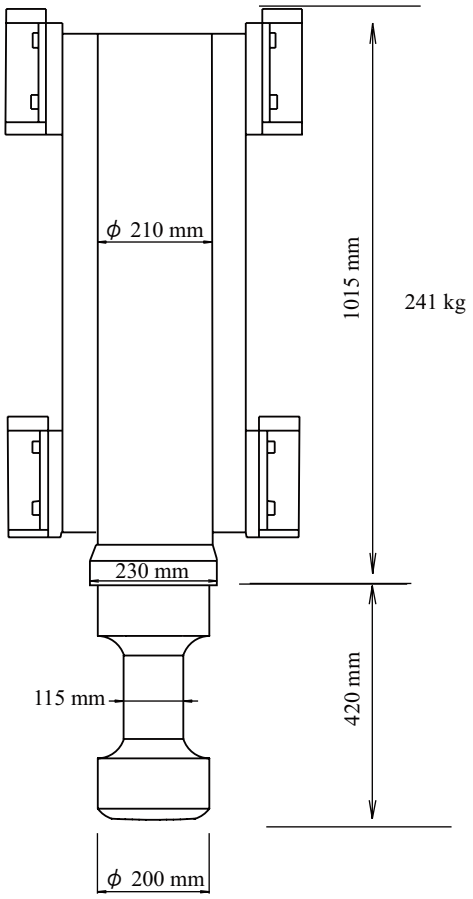
2.3.2　衝撃荷重載荷用重錘

図 2.3 には，本実験に用いた衝撃荷重載荷試験装置の鋼製重錘形状および寸法を示している．胴体部の長さは 1015 mm であり，ロードセル部は 420 mm となっている．また，ロードセル部は取り替えが可能となっており 300 kg, 400 kg, 500 kg が選択可能である．なお，図には，本実験で用いた質量 300 kg の重錘について示している．

2.3.3　支点治具

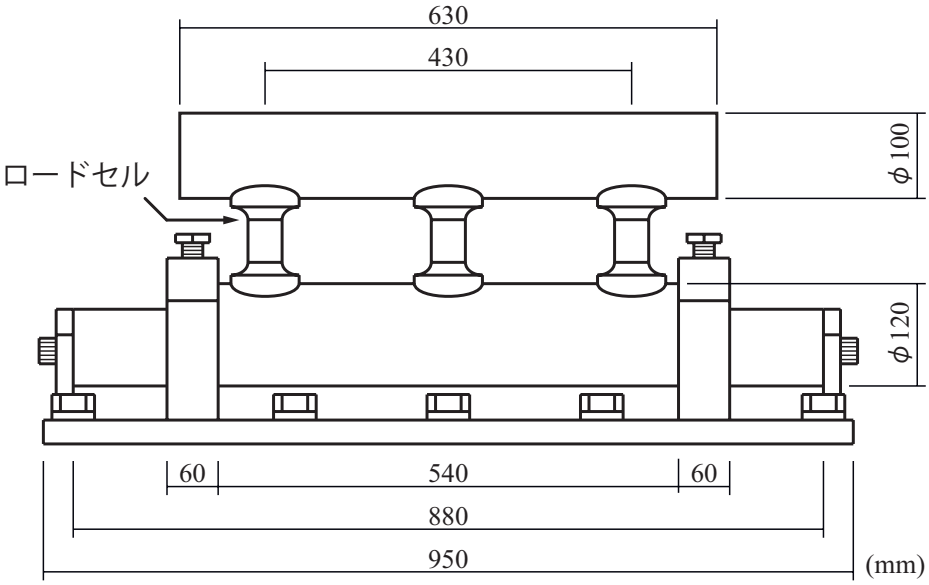
図 2.4 には，本実験で用いた支点部治具の形状および寸法について示している．支点治具にはロードセルが片側 3 個，計 6 個設置してあり，支点反力の測定が可能となっている．また，支点下部は回転を許容する構造となっている．

写真 2.1　構造物耐衝撃耐荷力評価試験棟

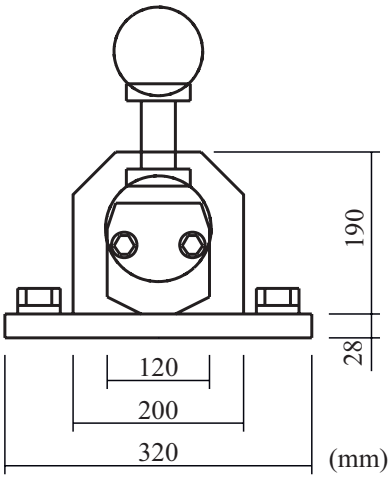


$M = 300$ kg

図 2.3　重錘装置の概要



(a) 正面図



(b) 側面図

図 2.4　支点部治具の概要

2.4　重錘落下衝撃荷重載荷実験

2.4.1　実験概要

重錘落下衝撃実験は，試験体スパン中央に所定の高さから鋼製重錘を自由落下させることで実施している．測定項目は重錘衝突速度，重錘衝撃力，支点反力，載荷点変位および各部分の鉛直方向変位（以後，単に変位），FRP 補強材の軸方向ひずみ分布である．また，梁の応答変位のバックアップおよび時々刻々と変化するひび割れの進展状況を記録するために高速度カメラを用いた撮影も実施している．なお，各実験終了後には試験体側面のひび割れ分布状況を撮影し，かつひび割れ図としてデジタル化し記録している．

2.4.2　実験方法

写真 2.2 には，本研究に用いた衝撃荷重載荷試験装置を示している．本実験装置には，リニアウェイユニットが取り付けられており，重錘はこのリニアウェイユニットを介して落下する構造となっている．重錘の軌道全体は上下に移動可能な構造となっており，試験体の設置および撤去が可能・容易になるように工夫が施されている．本実験装置の重錘落下高さは最大 7 m であり，衝突速度は最大約 12 m/s である．

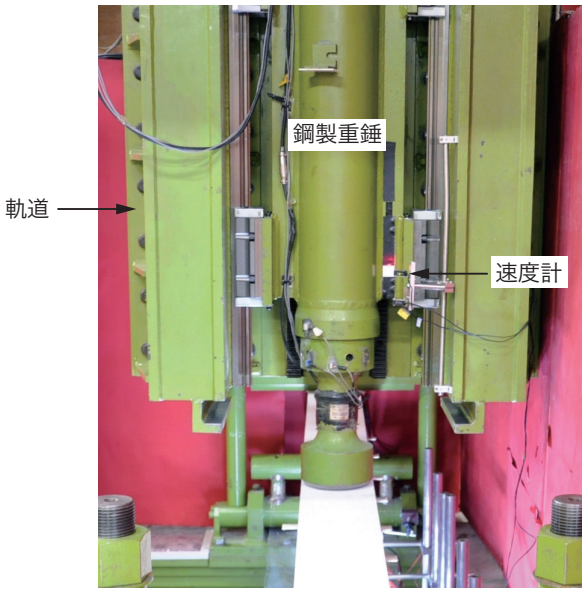


写真 2.2　衝撃荷重載荷試験装置

2.5　測定方法

2.5.1　速度計

衝撃実験では，重錘の落下高さは予め設定した衝突速度から求まる運動エネルギーと等しい位置エネルギーとなるように落下高さに換算・設定している．そのため，重錘が試験体に衝突する瞬間の衝突速度を精度良く測定するために，前述した構造物耐衝撃耐荷力試験装置の重錘落下軌道上に **図** 2.5 に示すような速度計（キーエンス社製センサヘッド：LV-H32，アンプ：LV-21A）を設置している．これにより，重錘横に貼付けた長さ約 3 cm プレートが試験体に衝突する直前に速度計を横切る時間を測定し，衝突速度を算出している．

2.5.2　重錘および支点ロードセル

図 2.6 には重錘ロードセル部の形状寸法を示している．ロードセル部には重錘衝突時の衝撃力を測定するために起歪柱型ロードセルが組み込まれている．また，重錘衝撃力が正確に測定できるように，重錘形状は全長が 1.4 m 程度と直径に比べて 20 倍程度長い円柱状となっている．

支点反力の測定には，前述の通り，**図** 2.4 に示す支点治具に内蔵されているロードセルを用いている．また，本研究では全 6 個のロードセルにより測定されたデータの合計値を支点反力として評価することとした．

図 2.5　速度計（LV-H32）

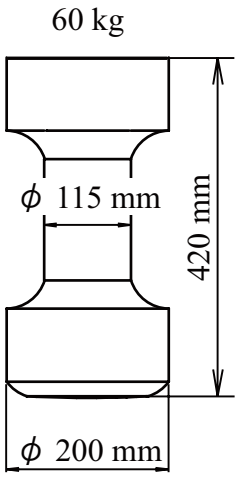


図 2.6　重錘ロードセル部

2.5.3　非接触式変位計

本研究の変位の測定には，実験時に生じる FRP シートの剥離・破断の現象が瞬間的であることを考慮して，高応答性（サンプリング周期 1 ms），測定範囲 160 ～ 450 mm の非接触式（レーザ式）変位計（IL-300）を使用している．非接触式変位計の外形および仕様をそれぞれ**図** 2.7，**表** 2.3 に示している．

図 2.7　非接触式変位計（IL-300）

表 2.3　非接触式変位計の仕様（IL-300）

型式 センサヘッド	IL-300
アンプユニット	IL-1000
基準距離	300 mm
測定距離	160 ～ 450 mm
光源	赤色半導体レーザ
波長	655 nm（可視光）
出力	560 μW
スポット径	約 ϕ 500 μm（基準距離にて）
直線性	± 0.25 % of F.S.（160 ～ 440 mm で使用時）
繰り返し精度	30 μm
サンプリング周期	0.33 / 1 / 2 / 5 ms（4 段階可変）
温度特性	0.08 % of F.S. / ℃
耐環境性　保護構造	IP 67
汚染度	3
使用周囲照度	白熱ランプ：5,000 lux
使用周囲温度	センサヘッド： - 10 ～ + 50 ℃（結露，氷結しないこと）
	アンプユニット： - 10 ～ + 50 ℃（結露，氷結しないこと）
使用周囲湿度	35～85 %（結露しないこと）
耐振動	10～55 Hz，複振幅 1.5 mm，X,Y,Z 各方向 2 時間
材質　センサヘッド	本体ケース：PBT，金属部：SUS 304，パッキン：NBR
	レンズカバー：ガラス，ケーブル：PVC
アンプユニット	本体ケース/前面シート：ポリカーボネイト
	キートップ：ポリアセタール，ケーブル：PVC
質量　センサヘッド	約 135 g
アンプユニット	約 150 g

2.5.4　ひずみゲージ

本研究では FRP シートの曲げ付着性状や剥離・破断現象を詳細に検討するため，ひずみゲージを用いて FRP シート各点のひずみを測定している．ひずみ測定に使用したゲージの種類は，検長 10 mm のゲージである．これは，FRP シートは強化繊維（縦糸）と繊維形成保持のためのナイロン繊維（横糸）により構成された織物であるため，強化繊維方向においても局所的には均一材料となっていないことを考慮し，補強材ひずみを軸方向 10 mm 区間の平均ひずみとして評価することとしたためである．また，ひずみゲージは，**図** 2.8 に示すように，エポキシ系接着樹脂を用いてゲージ接着位置の不陸修正を行った後，紙ヤスリで繊維の一部が露出するまで削り出し，アセトンで油分を除去した後に貼り付けている．接着後はゲージ保護のため，自己融着性テープを上から貼り付けている．**表** 2.4 に本実験に用いた各ひずみゲージの仕様を示している．

表 2.4　ひずみゲージの仕様

形式名	KFG-10-120-C1-11
ゲージ長	10 mm
ゲージ抵抗	$119.6 \pm 0.4\ \Omega$
ゲージ率	2.09 ± 1.0 %
適合線膨張係数	11.7×10^{-6}/ ℃
使用温度範囲	-195 ～ 150 ℃
自己温度補償範囲	10 ～ 100 ℃
室温におけるひずみ限界	約 5.0 %
室温における疲労寿命	1.2×10^{7}

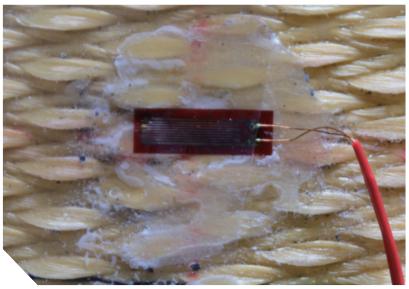


図 2.8　ひずみゲージの接着状況

2.5.5　高速度カメラ

本研究では，非接触式変位計のバックアップおよび衝撃荷重によるひび割れ，FRP シートの剥離・破断の損傷進行状況把握のために重錘衝突前後において高速度カメラによる試験体の撮影を実施している．**図** 2.9 には本研究に用いた高速度カメラを示しており，**表** 2.5 にはその仕様を示した．なお，シート補強試験体の場合には高速度カメラは 2 台用いて撮影しており，1 台は試験体側面のひび割れ進展状況を，1 台は下面の FRP シートの破断・剥離進行状況を，毎秒 2000 枚にて記録している．

図 2.9　高速度カメラ

表 2.5　高速度カメラの仕様

モデル名	Os8-S3
センサー解像度 (画素)	1,600 × 1,200
録画速度（fps）	8,000
記録枚数（枚）	8,275（オプション最大：33,100）
SSD ストリーミング速度（fps）	470
SSD 容量（GB）	固定内蔵 250
インターフェイス（オプション）	Gigabit-Ethernet/HDSDI
サイズ（約 mm）	69 × 63 × 87
重量（約 g）	690

2.6　計測システム

本研究における各実験に用いた計測機器は速度計，重錘ロードセル，支点ロードセル，非接触式変位計，FRP シートに添付したひずみゲージ，および高速度カメラである．速度計および非接触式変位計は付属のアンプユニットを介し，ひずみゲージはブリッジボックスを介し，その他の計測機器は直接デジタルメモリレコーダ / アナライザ EDX-2000A，EDX-3000B に一括収録し，PC によって実験結果を整理している．なお，高速度カメラに関しては同期用トリガーのみレコーダに収録し，撮影画像は別途ストレージに記録している．レコーダのサンプリング周波数は，瞬間的なシートの剥離挙動を逐次測定するため，10 kHz としている．本実験における測定システムに関するフローを **図** 2.10 に示す．また，**写真** 2.3 には，デジタルメモリレコーダ EDX-2000A，EDX-3000B を示している．

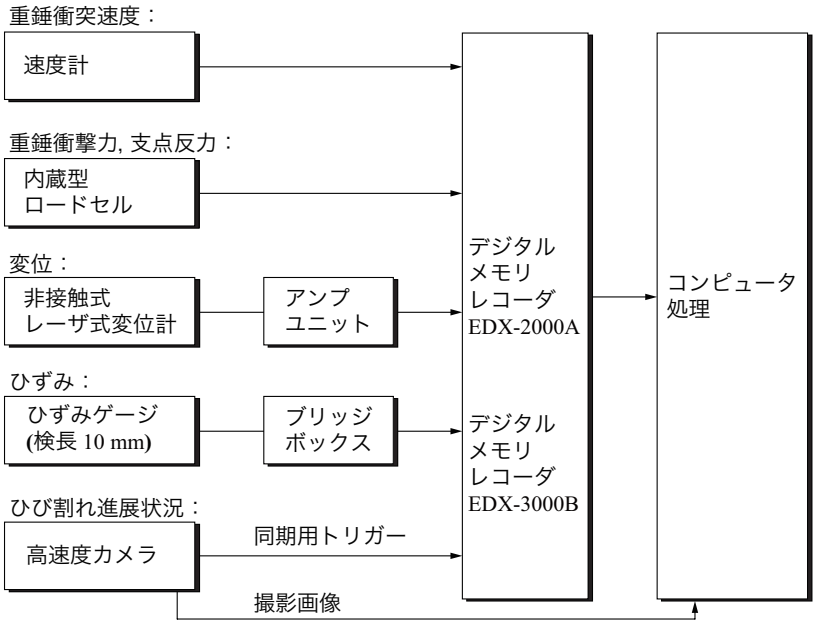
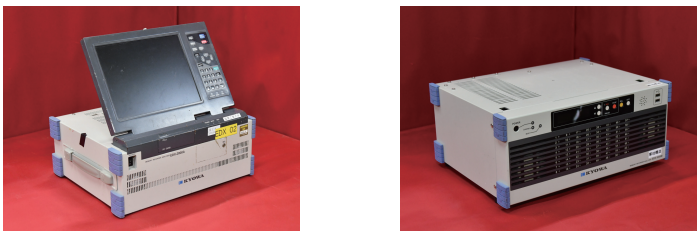


図 2.10　計測システム



（a）EDX-2000A　　（b）EDX-3000B

写真 2.3　デジタルメモリレコーダ

第 3 章

重錘落下衝撃荷重載荷実験の結果および考察

3.1　概要

本章では，FRP シート接着曲げ補強 RC 梁の耐衝撃挙動を適切に評価可能な解析手法の開発に必要不可欠である重錘落下衝撃荷重載荷実験結果について述べる．ここでは，まず軸剛性 EA が同一で FRP 材料が異なるシート補強試験体の耐衝撃挙動について考察を行った．その後，目付量や載荷方法が異なる場合に関して AFRP シート補強試験体の耐衝撃挙動についても同様に考察している．

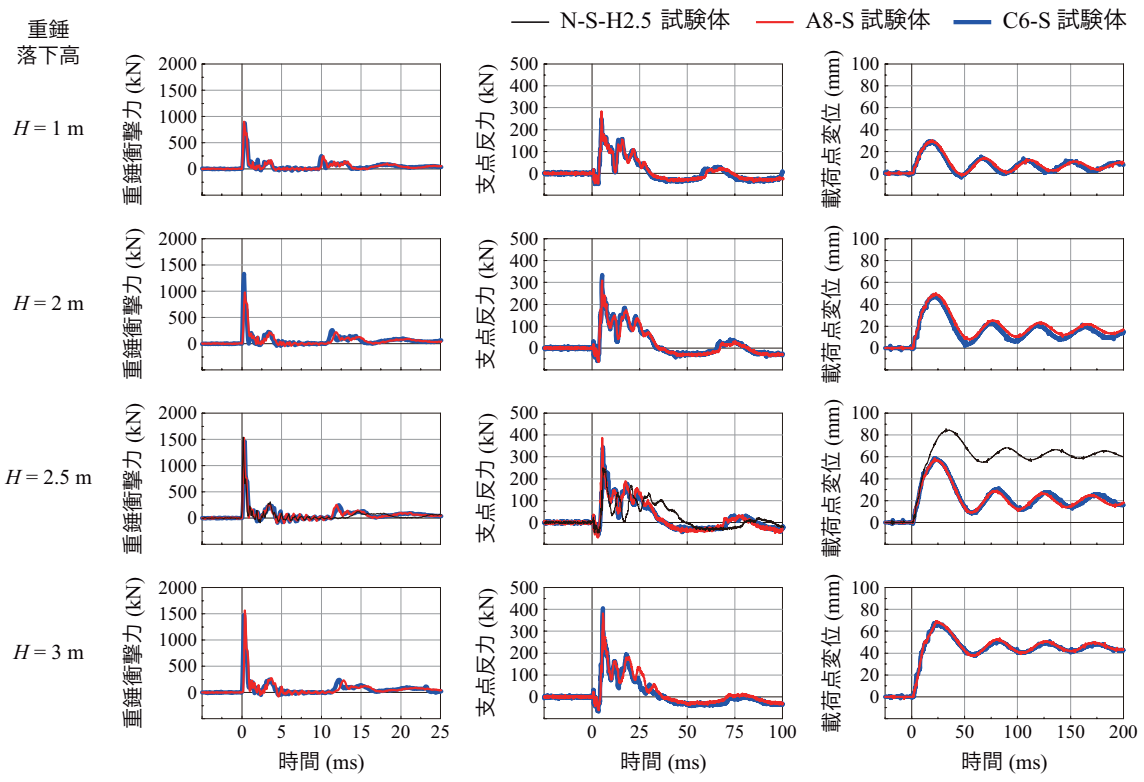
3.2　FRP 材料の影響

国内外において，耐震補強工法の一つとして広く CFRP シート接着工法が採用されている．しかしながら，FRP シート補強 RC 構造物の動的応答に関しては未だ十分な検討が行われていない．また，CFRP のみならず AFRP やガラス繊維製 FRP（GFRP）などの FRP 材料も開発・利用されているものの，材料の違いが RC 構造物の耐衝撃挙動に与える影響についても明らかになっていない点が多い．以上より，ここでは単一載荷時における CFRP および AFRP シート接着曲げ補強 RC 梁の耐衝撃挙動に関して比較・検討を行った．なお，両者の軸剛性 EA を可能な限り揃えることで，補強量を同程度としている．

表 2.1 に示す通り，試験体は落下高さを $H = 1 \sim 3$ m まで変化させた CFRP および AFRP シート補強試験体の計 8 体である．また，落下高 $H = 2.5$ m に関しては無補強試験体に関しても同様に衝撃実験を実施し，FRP シート補強の有無による影響についても検討した．

3.2.1　各種時刻歴応答波形

図 3.1 は，衝撃荷重を受けた全試験体の重錘衝撃力，支点反力，載荷点変位の時刻歴応答波形を示している．これらの図では，重錘が試験体に衝突した時刻を零とし，上方向の反力は正の値として整理している．



(a) 重錘衝撃力　　(b) 支点反力　　(c) 載荷点変位

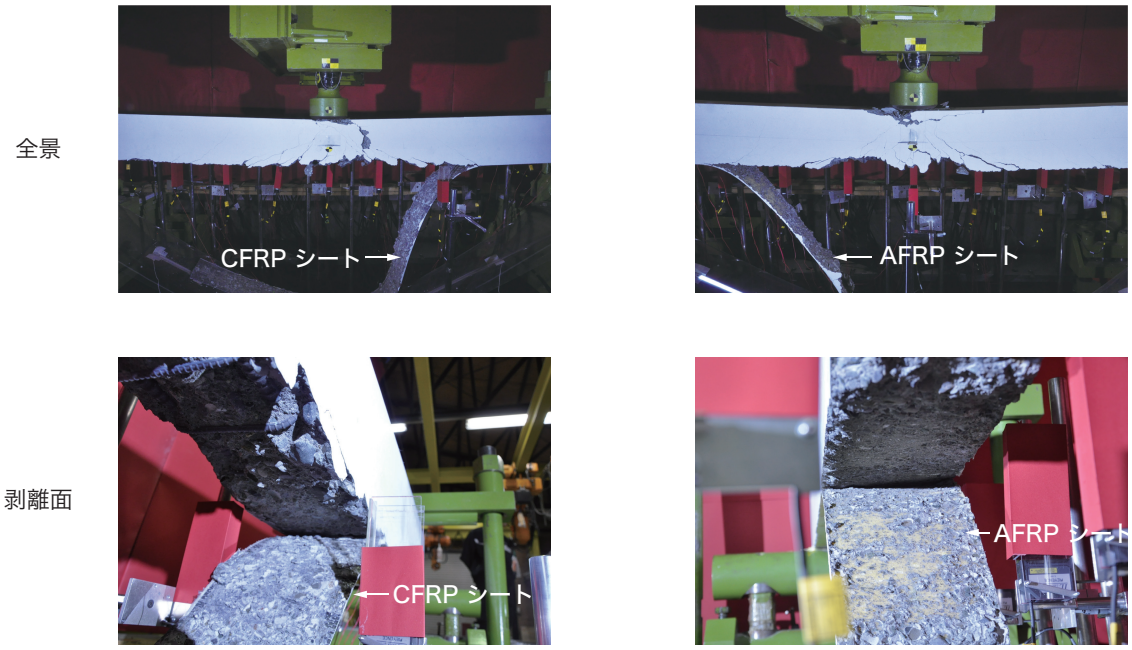
図 3.1　FRP 材料が異なる場合の各種時刻歴応答波形

図 3.1 (a) には，衝突時から 25 ms までの重錘衝撃力の応答波形を示している．図より，補強材料（あるいは補強材がない場合）や重錘の落下高さに関係なく，応答が類似した波形性状を示していることが分かる．また，これらの波形はいずれも，(1) 衝撃開始時には，短時間（1 ms 程度）に振幅が大きい三角形状の波形性状を示す，(2) その後，振幅が小さい高周波成分を伴った波が励起されている，ことが読み取れる．

落下高さ $H = 2.5$m の 3 体の試験体に関して，衝突開始から約 12 ms 後まで類似している．これは，各試験体の圧縮強度がほぼ同程度であることから，衝撃力の応答波形が載荷点部近傍のコンクリートの材料特性にのみ依存している可能性があることを示唆している．

図 3.1 (b) は，重錘衝突後から 100 ms までの支点反力の時刻歴応答波形を示している．図より，以下のような性状が確認できる．すなわち，(1) 衝突時に負の反力が励起されていること，(2) 主反応の持続時間が 30 ～ 50 ms の三角形状の成分と高周波成分で構成されていること，(3) 落下高さ H を大きくすることで主波動の継続時間が長くなる傾向にあること，である．

なお，負の反力が測定される要因としては以下のことが考えられる．すなわち，(1) 鋼製の矩形状梁を用いて試験体端部を締め付けた後，ロードセルを初期化したこと，(2) 作用し



(a) C6-S-H3 試験体　　(b) A8-S-H3 試験体

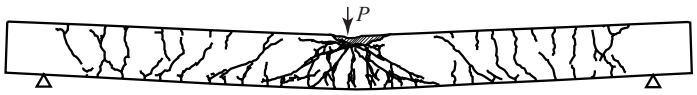
図 3.2　落下高さ $H = 3$ m における FRP シート補強試験体の終局状況

た衝撃力の反発により試験体端部が持ち上がる傾向にあったこと，(3) 締め付け力については約 50 kN の程度まで負の反力を測定したこと，などが挙げられる．

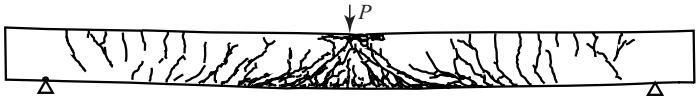
落下高さ $H = 2.5$ m における 3 本の梁に着目すると，CFRP および AFRP シート補強試験体の応答性状はほぼ同じであるにもかかわらず，無補強試験体の最大反力はシート補強試験体に比べて小さく，主波動の継続時間は約 10 ms 大きくなっている．これは，シート補強試験体と比較して，衝撃荷重が作用したことで剛性が大きく低下した可能性が要因と考えられる．

図 3.1 (c) には，衝突時から 200 ms までの載荷点変位の応答波形を示している．図から，第 1 波は半正弦波の形状をしており，最大変位到達後に残留変位を示しつつ，低周波で減衰が小さい振動を伴っているが分かる．また，残留変位量は，落下高さ H の増加に伴って大きくなる傾向にあることも読み取れる．

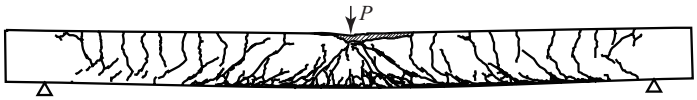
落下高さ $H = 2.5$ m における 3 体の試験体の応答波形から，(1) AFRP および CFRP シート補強試験体はほぼ同等の波形性状を示し，(2) 無補強試験体はシート補強試験体に比べて最大変位量および残留変位量が大きいことが分かる．このことから，梁の引張側面に FRP シートを接着することで，(1) 最大変位量と残留変位量を改善することができ，かつ軸剛性が同等の場合には，FRP シートの耐衝撃挙動に関する補強効果はほぼ同等であることが確認された．



(a) N-S-H2.5 試験体



(b) A8-S-H2.5 試験体



(c) C6-S-H2.5 試験体

図 3.3　落下高さ $H = 2.5$ m における各試験体の損傷状況

落下高さ $H = 3$ m の場合，**図 3.2** に示すように，いずれの試験体に関しても重錘衝突後から同程度の経過時間で FRP シートの剥離が発生し終局に至っている．また，シートの剥離面を着目すると，コンクリートの層が確認できることより，FRP シート－コンクリート間の接着状況は良好であったことが窺える．なお，両試験体とも同時刻（$t = 24$ ms）に最大変位量に到達しており，いずれもその波形性状はほぼ等しくなっている．

3.2.2　実験終了後のひび割れ図

図 3.3 には，落下高さ $H = 2.5$ m に関する実験終了後の 3 体の試験体のひび割れ状況を示している．

図から分かるように，曲げひび割れは全スパンに生じており，また，上・下縁コンクリート部からもひび割れが進展している様子が確認できる．また，FRP シートによる補強の有無にかかわらず，載荷部付近では斜めひび割れが発生している．このように支点部近傍の上縁から下に向かって進展するひび割れは，上述のように，重錘衝突時に曲げ波が両端固定梁のような状況で支点に向かって進行したことによるものと考えられる．このため，無補強試験体は曲げ－せん断破壊モードで終局状態に到達した．これに対して，CFRP/AFRP シート補強試験体は，曲げ－せん断破壊モードに伴う斜めひび割れの先端のピーリング作用によるシート剥離傾向が現れている．無補強およびシート補強試験体の変形量を比較すると，無補強の場合には載荷点付近での上縁圧壊が著しいものの，A/C 試験体は FRP シートの補強効果により，同様の変形は生じなかった．また，時刻歴応答波形と同様に AFRP と CFRP シート補強の違いによる大きな差異は確認できない．

3.3　目付量や載荷方法の影響

ここでは，目付量の大小や衝撃荷重の載荷方法がシート補強試験体に及ぼす影響について検討を行う．なお，前節より補強量（軸剛性）が同等の場合には，FRP 材料の違いが梁の動的応答に及ぼす影響が小さいことより，本節以降は AFRP シート接着曲げ補強のみに着目して検討を行うこととする．

本節では，**表 2.1** に示す通り AFRP シートの目付量を 415・830 g/m^2 の 2 種類と変化させて，漸増あるいは落下高さ一定繰り返し載荷を行った場合について検討を行う．

3.3.1　目付量 830 g/m^2 の漸増繰り返し衝撃荷重載荷実験

(1)　各種時刻歴応答波形

図 3.4 には，A8-G 試験体に関する繰り返し載荷時の重錘衝撃力，支点反力，載荷点変位波形を 1 回目載荷時の落下高さ毎に比較して示している．なお，波形は各実験毎の応答波形であり，繰り返しによる累積値は考慮されていない．

各実験ケースの波形性状を見ると，重錘衝撃力波形，支点反力波形，変位波形の概形は，主波動の最大振幅や継続時間，除荷後の減衰自由振動状態における固有周期を除き，繰り返し載荷によって著しい差のないことが分かる．

図 3.4（a）は 1 回目載荷時の設定落下高さが $H = 1$ m の場合である．図より，重錘衝撃力波形において，最大重錘衝撃力は $H = 1, 2, 2.5$ m でそれぞれ約 830, 1120, 790 kN 程度であり，$H = 2$ m 落下時の場合が最も大きく，$H = 2.5$ m 落下時の場合が最も小さい．これは，繰り返し載荷によって載荷点部が損傷し高周波成分が若干緩和されたことによるものと推察される．一方，支点反力波形の場合には，重錘衝撃力波形と類似した高周波成分が励起せず，最大値がそれぞれ 150, 230, 280 kN 程度であり，落下高さに対応して大きくなっている．主波動の継続時間を見ると，$H = 2.5$ m 落下時には 2 m 落下時に比較して 15 ms 程度延びており，載荷点部が大きく損傷していることが窺える．

変位波形を見ると，$H = 2.5$ m 落下時に波形が一部抜けている．これは，かぶりコンクリートの剥落によって非接触式変位計のレーザー光線が遮ぎられたことによるものである．

最大変位および残留変位は重錘落下高さに対応して大きくなっていることが確認できる．また，荷重除荷後の減衰自由振動状態における固有振動周期も落下高さに対応して延びている．落下高さ $H = 2.5$ m の時点で AFRP シートは剥離に至っているが，波形分布を見る限りではその傾向を確認できない．最大変位値は，落下高さ毎にそれぞれ約 30, 65, 90 mm 程度で

あり，残留変位は約 9, 20, 60 mm である．これより，落下高さが $H = 2.5$ m 時には，残留変位が $H = 2$ m 時の 3 倍の値を示しており，シートが剥離していることが示唆される．

図 3.4（b）は 1 回目載荷時の重錘落下高さが $H = 2$ m の場合である．この場合は，落下高さが $H = 2.5$ m で終局に至っている．また，$H = 2.5$ m 落下時における変位波形に抜けが生じているが，これも前述の 1 回目載荷が $H = 1$ m 落下時の場合と同様の要因であると推察される．最大重錘衝撃力は $H = 2$ m 落下の場合が $H = 2.5$ m 落下の場合よりも大きいが，最大支点反力は前述の 1 回目載荷が $H = 1$ m の場合と同様の傾向を示している．

最大変位および残留変位を調べると，最大変位はそれぞれ約 50, 90 mm，残留変位は約 20, 60 mm である．これらを前述の 1 回目載荷が $H = 1$ m の場合と比較すると，残留変位は両者で類似しているが，最大変位は 1 回目載荷が $H = 2$ m の場合が 15 mm 程度小さい値を示しており，シート補強を施す場合においても繰り返し載荷によって損傷が進行していることが窺える．また，$H = 2.5$ m の場合には，最大変位と残留変位は 1 回目載荷が $H = 1$ m の場合と等しい値を示しており，いずれの場合も最大変位到達前後にシート剥離に至っていることが推察される．

図 3.4（c）は 1 回目載荷時の重錘落下高さが $H = 2.5$ m の場合である．この場合は，$H = 2.5$ m 落下時にはシート剥離に至らず，$H = 3$ m でシート剥離により終局に至っている．重錘衝撃力波形を見ると，$H = 3$ m 落下時における最大衝撃力値は $H = 2.5$ m の場合の 1/2 程度に低下しており，1 回目載荷で大きな損傷を受けていることが窺われる．支点反力波形に関しては，前述同様に最大重錘衝撃力波形とは逆の傾向を示している．一方で，主波動継続時間は，$H = 2.5$ m の場合に比して 25 ms 程度延びており，1 回目載荷が $H = 1$ m の場合の $H = 2.5$ m 落下時よりも長い．変位波形を見ると，最大変位は $H = 2.5, 3$ m 落下時でそれぞれ約 65, 95 mm，残留変位は 26, 69 mm であり，$H = 2.5$ m 落下時の場合には未だシート剥離段階に達していないことより，最大変位と残留変位は上述の載荷履歴がある場合に比して格段に減少していることが分かる．但し，$H = 3$ m 落下の場合にはシート剥離に至っており，入力エネルギーも大きいことから，最大変位および残留変位ともに 1 回目載荷時の落下高さ $H = 1, 2$ m の $H = 2.5$ m 落下時よりも大きい値を示している．

図 3.4（d）は 1 回目載荷時の重錘落下高さが $H = 3$ m の場合である．1 回目載荷時の段階で載荷点近傍部を除いた広い領域でシートがほぼ剥離していることが確認されたことより，この時点で実験は終了した．重錘衝撃力波形において，最大重錘衝撃力は約 1300 kN に達している．一方で，最大支点反力は約 220 kN 程度で比較的小さく，1 回目載荷時の落下高さが $H = 2.5$ m 時における $H = 2.5$ m 落下時と同程度であることより，シート剥離の影響が窺われる．最大変位および残留変位は，約 77, 36 mm 程度であり， 1 回目載荷時の重錘落下高さ

が $H = 2.5$ m における $H = 2.5$ m 落下時より若干大きい程度の値を示している．

以上より，以下の事項が明らかになった．すなわち，(1) 繰り返し載荷の状態では重錘落下高さが $H = 2.5$ m の時点でシート剥離によって終局に至る．(2) 但し，単一載荷の状態では，未だ終局に至らず，$H = 3$ m で終局に至る．(3) また，1 回目載荷時の落下高さが $H = 3$ m の場合には，前節の A8-S-H3 試験体とは異なり部分剥離ではあるものの，1 回目載荷時に終局に至る．

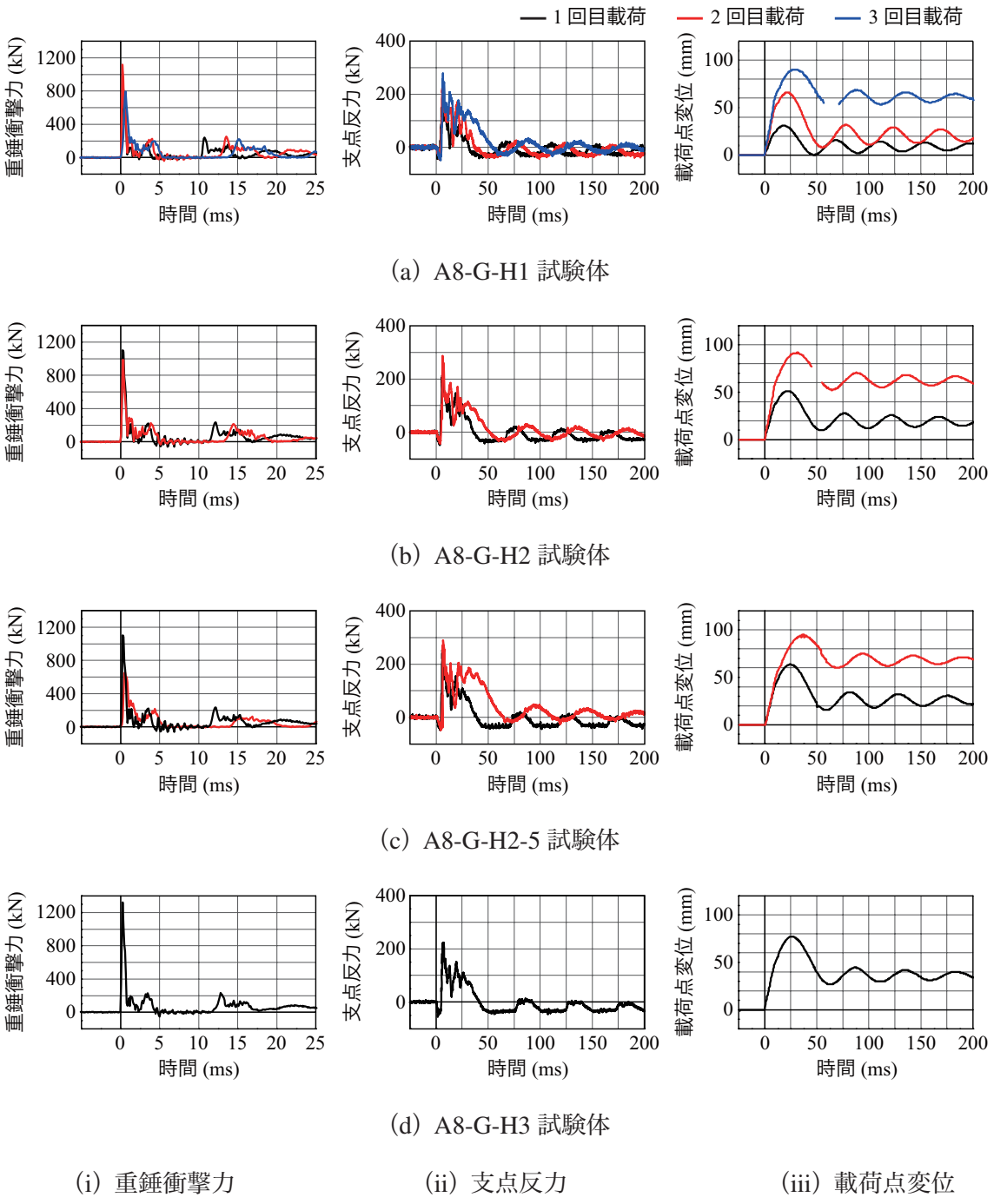


図 3.4　目付量 830 g/m^2，漸増繰り返し載荷時における各試験体の時刻歴応答波形

(2)　ひび割れ図

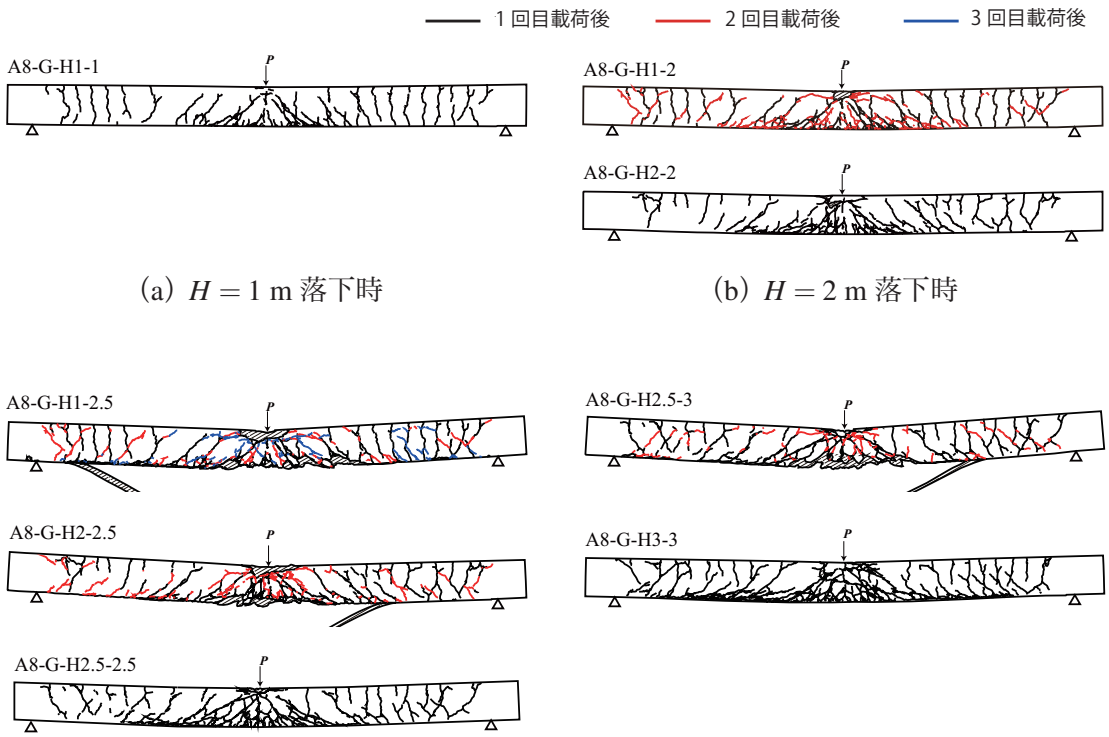
図 3.5 には，**図** 3.4 に示された各試験体の各載荷実験終了後における試験体側面のひび割れ分布を，各落下高さ毎に比較して示している．なお，繰り返し載荷におけるひび割れの進展が分かるように，1 回目載荷時から順に黒，赤，青線で示している．また，ここでは第 4 項目に実載荷時の設定落下高さ（m）を示した．

図 3.5 (a) の落下高さ $H = 1$ m の場合について，曲げひび割れは梁全体に，せん断ひび割れが載荷点部近傍において確認できる．

図 3.5 (b) の落下高さ $H = 2$ m の場合について比較すると，1 回目載荷時の落下高さにかかわらず未だ角折れの状態には至っていない．また，1 回目載荷時の落下高さが異なる場合について両者を比較すると，1 回目載荷時の落下高さが $H = 1$ m の場合 (A8-G-H1-2) にはほぼ左右対称なひび割れ分布を呈しているが，$H = 2$ m の場合 (A8-G-H2-2) には右辺部に多くの曲げひび割れが発生している．これは，試験体据え付け等による実験誤差であるものと推察される．しかしながら，中央部載荷点近傍部のひび割れによる損傷の程度は同程度に見受けられ，斜めひび割れが開口しピーリング現象が発生する傾向を示している．

図 3.5 (c) の落下高さ $H = 2.5$ m の場合について比較すると，1 回目載荷時の落下高さが $H = 1$ m と 2 m の場合で斜めひび割れのピーリング作用によってシートが剥離に至り，梁は若干角折れの傾向を示していることが分かる．1 回目載荷時の落下高さが $H = 1$ m の場合には左辺部，$H = 2$ m の場合には右辺部の斜めひび割れ先端部がシートを押し出すピーリング作用によって剥離したことを確認している．一方，1 回目載荷時の落下高さが $H = 2.5$ m の場合 (A8-G-H2.5-2.5) には，載荷履歴がないことより載荷点部の圧壊損傷の程度も少なく，未だシート剥離には至っていないことが分かる．

図 3.5 (d) 図の落下高さが $H = 3$ m の場合について比較すると，1 回目載荷時の落下高さが $H = 2.5$ m の場合 (A8-G-H2.5-3) には，右辺部斜めひび割れのピーリング作用によってシート剥離に至っている．著しい圧壊も生じており，梁は角折れの傾向を示している．一方，1 回目載荷時における落下高さが $H = 3$ m の場合 (A8-G-H3-3) には，載荷点を中心に両側の斜めひび割れ先端部がシートを押し下げるピーリング作用によって，シートは載荷点近傍を除いて剥離状態に至っており，この段階で終局と判断した．



(a) $H = 1$ m 落下時　(b) $H = 2$ m 落下時

(c) $H = 2.5$ m 落下時　(d) $H = 3$ m 落下時

図 3.5　実験終了後のひび割れ分布 (目付 830 g/m^2, 漸増繰り返し載荷時)

3.3.2　目付量 415 g/m^2 の漸増繰り返し衝撃荷重載荷実験

(1)　各種時刻歴応答波形

図 3.6 には，A4-G 試験体に関する繰り返し載荷時の重錘衝撃力波形，支点反力波形，変位波形を 1 回目載荷時の落下高さ毎に比較して示している．なお，波形は各実験毎の応答波形であり，繰り返しによる累積値は考慮していない．

各実験ケースの波形性状を見ると，各波形の概形は，主波動の最大振幅や継続時間，除荷後の減衰自由振動状態における固有周期を除き，シート破断に至る場合も含め繰り返し載荷によって著しい差のないことが分かる．

図 3.6 (a) は 1 回目載荷時の設定落下高さ(以後，単に落下高さ)が $H = 1$ m の場合である．図より，重錘衝撃力波形において，最大重錘衝撃力は $H = 1, 2$ m でそれぞれ約 770, 1040 kN 程度であり，落下高さに対応して増加傾向を示している．一方，支点反力波形の場合には，最大値がそれぞれ 160, 215 kN 程度であり，重錘衝撃力と同様に落下高さに対応して大きくなっている．主波動の継続時間を見ると，$H = 2$ m 落下時には 1 m 落下時に比較して 15 ms 程度延びており，載荷点部が大きく損傷していることが窺える．

変位波形を見ると，落下高さ $H = 2$ m の時点で最大変位および残留変位ともに大きくなっていることが確認できる．また，荷重除荷後の減衰自由振動状態における固有振動周期も落下高さとともに延びている．落下高さ $H = 2$ m の時点で AFRP シートは破断に至っているが，波形分布を見る限りではその傾向を確認できない．最大変位は，落下高さ毎にそれぞれ約 34, 64 mm 程度であり，残留変位は約 12.6, 42.4 mm 程度である．

図 3.6（b）は 1 回目載荷時の重錘落下高さが $H = 2$ m の場合である．この場合は，落下高さが $H = 2.5$ m でシート破断により終局に至っている．最大重錘衝撃力は $H = 2$ m の場合が $H = 2.5$ m の場合よりも大きいが，最大支点反力は前述の 1 回目載荷 $H = 1$ m の場合と同様の傾向を示し，かつ A4-G-H2-2.5 試験体の場合は A4-G-H1-2 試験体より約 60 kN 程度大きい値を示している．

最大変位および残留変位を調べると，最大変位はそれぞれ約 59, 79 mm，残留変位は約 26, 55 mm である．これらを前述の A4-G-H1-2 試験体と比較すると， 1 回目載荷時（A4-G-H2-2）の場合における最大変位は，繰り返し載荷時（A4-G-H1-2）の 90% 程度で履歴載荷の影響がそれほど大きくないことが分かる．一方，残留変位の場合には，繰り返し載荷時の 60% 程度となっている．これより， 1 回目載荷が $H = 1$ m の場合には，A4-G-H1-2 試験体において最大変位到達前後にシート破断に至っていることが示唆される．$H = 2.5$ m の場合（A4-G-H2-2.5）には，最大変位は静荷重載荷時と同程度になっており，$H = 2$ m 落下によって

部分剥離等による劣化が進行しつつも，最大変位発生時点では未だシートの補強効果が発揮されていることが分かる．これより，シート破断は，1 回目載荷が $H = 1$ m の場合と同様に最大変位到達前後に発生していることが示唆される．

図 3.6（c）は 1 回目載荷時の重錘落下高さが $H = 2.5$ m の場合である．この場合は，$H = 2.5$ m 落下時には幅方向に一様なシート破断には至らず，$H = 3$ m でシートが梁軸方向に縦に割れるとともに剥離し破断に近い性状を示して終局に至っている．重錘衝撃力波形を見ると，$H = 3$ m の場合における最大衝撃力値は $H = 2.5$ m の場合の 55% 程度に低下している．支点反力波形に関しては，前述同様に最大重錘衝撃力とは逆の傾向を示し，$H = 3$ m 落下の場合が大きい．一方で，$H = 3$ m の場合における主波動継続時間は，1 回目載荷である $H = 2.5$ m の場合に比して 25 ms 程度延びており，劣化が進行していることが推察される．

図より，最大変位は H =2.5, 3 m 載荷時でそれぞれ約 73, 91 mm，残留変位は 38, 64 mm である．最大変位に関しては，1 回目載荷時（A4-G-H2.5-2.5）には，前述の 1 回目載荷時の重錘落下高さが $H = 2$ m の場合における $H = 2.5$ m 落下時（A4-G-H2-2.5）試験体に比較して 6 mm 程度小さいのみである．一方で，残留変位に関してはシート破断の有無によって差異も大きく，1 回目載荷で破断のない A4-G-H2.5-2.5 試験体の場合がシート破断に至った A4-G-H2-2.5 試験体の場合の 69% 程度に留まっている．なお，$H = 3$ m の場合には繰り返し載荷による損傷劣化によって，最大変位は静荷重載荷時のそれよりも大きく約 91 mm に達しており，残留変位も最も大きく 64 mm に達していることが分かる．

図 3.6（d）は 1 回目載荷時の重錘落下高さが $H = 3$ m の場合である．1 回目載荷時の段階でシートが破断したことより，この時点で実験は終了した．重錘衝撃力波形において，最大重錘衝撃力は約 1390 kN に達している．一方で，最大支点反力は約 215 kN 程度で比較的小さく，A4-G-H2.5-2.5 試験体と同程度であることより，シート破断の影響が窺われる．最大変位および残留変位は，約 90, 67 mm 程度であり，A4-G-H2.5-3.0 試験体と同程度の値を示している．

以上より，目付量が 415 g/m^2 の漸増繰り返し載荷の状態では重錘落下高さが $H = 2$ m の時点でシート剥離ではなく，シート破断によって終局に至る．また，単一載荷の状態では，未だ終局に至らず，$H = 3$ m で終局に至ることが明らかとなった．

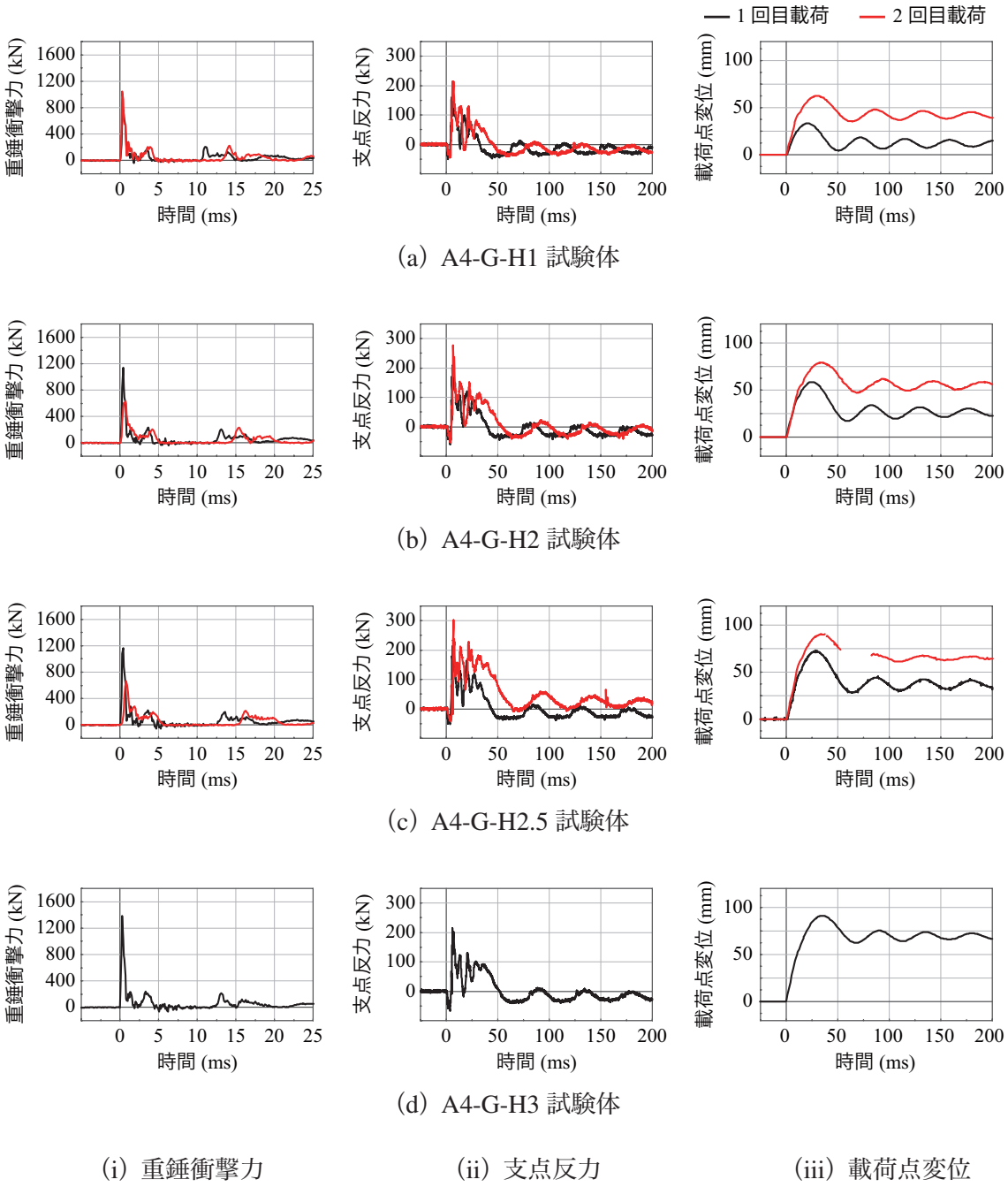


図 3.6　目付量 415 g/m^2，漸増繰り返し載荷時における各試験体の時刻歴応答波形

(2)　ひび割れ図

図 3.7 には，A4-G 試験体の載荷実験終了後における試験体側面のひび割れ分布を，各落下高さ毎に比較して示している．繰り返し載荷におけるひび割れの進展が分かるように，1 回目載荷時から順に黒，赤線で示している．

図 3.7 (a) の落下高さ $H = 1$ m の場合には，目付量 830 g/m^2 のシートを用いた場合とほぼ同様な結果となっている．

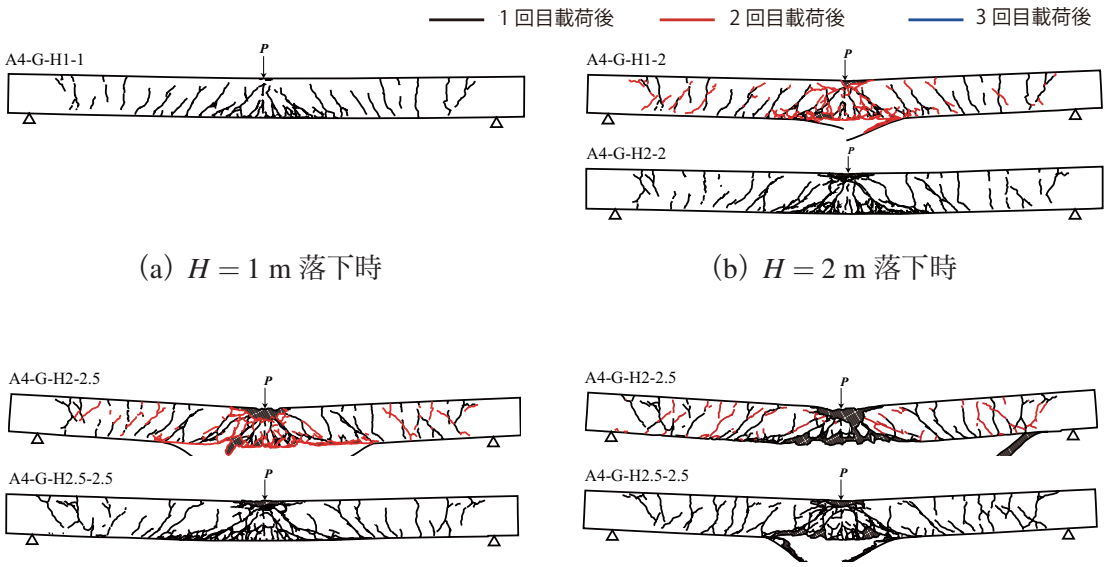
図 3.7 (b) 図の落下高さ $H = 2$ m の場合について比較すると，1 回目載荷時の落下高さにかかわらず載荷点部が圧壊に至っており，角折れの兆候が見て取れる．また，1 回目載荷の落下高さが異なる場合について両者を比較すると， 1 回目載荷時の落下高さが $H = 1$ m の場合 (A4-G-H1-2) には，載荷点部の圧壊領域が狭くシートは破断して終局に至っている．一方，$H = 2$ m の場合 (A4-G-H2-2) には，載荷点部の圧壊領域は前者よりもやや広く，斜めひび割れの角度も前者よりは緩やかであり，シートは未だ破断には至っていない．但し，両試験体ともに，載荷点近傍下縁部には，ひび割れが密に発生していることが分かる．

図 3.7 (c) の落下高さ $H = 2.5$ m の場合について比較すると，1 回目載荷の落下高さが $H = 2$ m の場合には載荷点部の圧壊が深さ方向に進展し角折れの傾向を示すとともに，シートは載荷点近傍下縁部で破断に至り周辺かぶりコンクリートが剥落している．一方，1 回目載荷の落下高さが $H = 2.5$ m の場合 (A4-G-H2.5-2.5) には，載荷履歴がないことより A4-G-H2 試験体と同様に載荷点部における圧壊が広く浅く分布し，角度が緩やかな斜めひび割れが発生していることが分かる．なお，未だ剥離あるいは破断には至っていない．

図 3.7 (d) の落下高さ $H = 3$ m の場合について比較すると，1 回目載荷の落下高さが $H = 2.5$ m の場合 (A4-G-H2.5-3) には，載荷点部の圧壊が深さ方向に進展するとともに下縁では斜めひび割れのピーリング作用によってシートが剥離するとともに，ここでは示されていないが梁軸方向に縦に引き裂かれた状態に至っている．（**図** 3.8 参照）また，下縁部のかぶりの剥離・剥落も著しい．梁は角折れの傾向を示している．

一方，1 回目載荷が $H = 3$ m の場合 (A4-G-H3-3) には，載荷点部が圧壊するとともに，斜めひび割れの進展角度が大きくシートが破断に至っている．この場合の損傷は，A4-G-H2.5 試験体の 2 回目載荷に比較して載荷点近傍のより狭い領域に集中している．

以上より，A8-G 試験体とは異なり，A4-G 試験体のようにシート破断に至る場合には，いずれの試験体においても載荷点部が圧壊するとともに斜めひび割れの進展角度も大きく，梁は角折れの傾向を示す．これに対して，シート破断に至っていない場合には，載荷点近傍部の圧壊域が広く浅く分布し，斜めひび割れの進展角度が緩やかであることが明らかになった．



(a) $H = 1$ m 落下時　(b) $H = 2$ m 落下時

(c) $H = 2.5$ m 落下時　(d) $H = 3$ m 落下時

図 3.7　実験終了後のひび割れ分布 (目付 415 g/m^2, 漸増繰り返し載荷時)

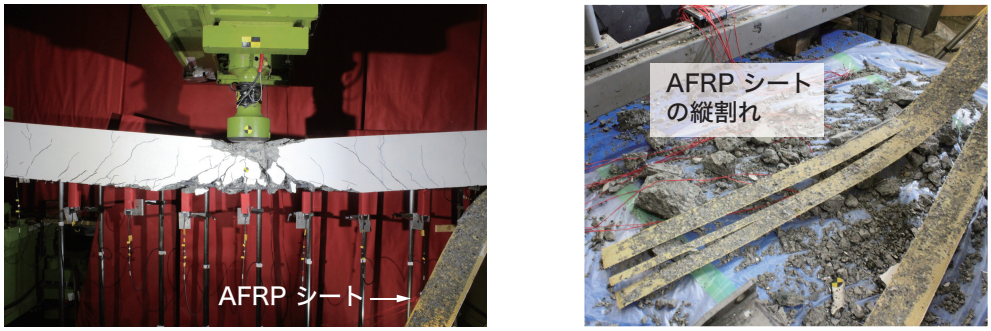


図 3.8　A4-G-H2.5 試験体に関する FRP シートの破壊状況

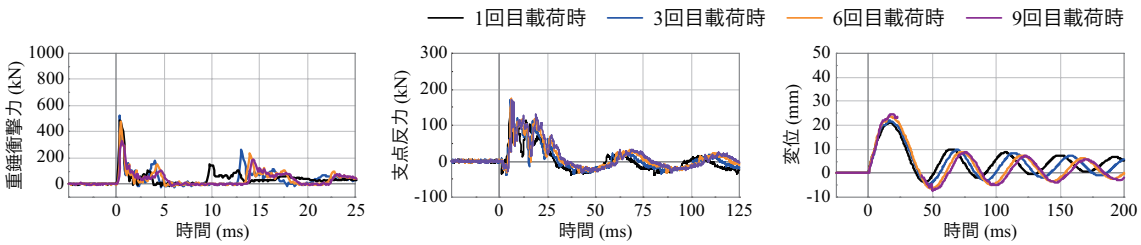
3.3.3　目付量 830 g/m^2 の落下高一定繰り返し衝撃荷重載荷実験

(1)　各種時刻歴応答波形

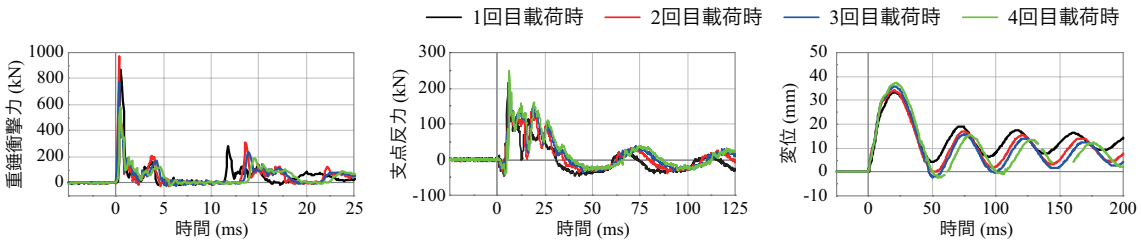
図 3.9 には，A8-C 試験体に関する重錘衝撃力，支点反力，載荷点変位の各時刻歴応答波形を示している．重錘落下高さ $H = 0.5, 1.0$ m における終局に至るまでの繰り返し載荷回数はそれぞれ，9，4 回である．ここでは，$H = 0.5$ m 落下の場合には 1, 3, 6, 9 回目，$H = 1$ m 落下の場合には全ての載荷時における結果について示している．なお，波形は実験毎に初期化しており，繰り返しによる累積値は考慮されていない．

図 3.9 (a) は，A8-C 試験体に関する落下高さ $H = 0.5$ m の一定繰り返し載荷時における結果を示している．重錘衝撃力波形を見ると，9 回目載荷時における最大重錘衝撃力は，1 回目と比較して 200 kN 程度小さい値を示していることから，繰り返し載荷回数が 9 回目に至るまでに載荷点部コンクリートが大きく損傷していることが窺われる．支点反力波形に関しては，最大値が繰り返し載荷回数毎でそれぞれ 130，170，175，170 kN 程度であり，繰り返し載荷回数に対応して大きくなっている．主波動の継続時間を見ると，9 回目載荷時には 1 回目載荷時と比較して 10 ms 程度延びている．これは，漸増繰り返し載荷と同様に，一定繰り返し載荷によって載荷点部の損傷が累積し，梁の剛性が低下したことを示唆している．変位波形を見ると，最大変位は繰り返し載荷回数毎にそれぞれ約 20，21，22，23 mm，残留変位は約 3，2，0.5，1 mm 程度である．なお，残留変位は，実験終了後に重錘を取り除いた状態での値である．最大変位は繰り返し載荷回数に対応して増加傾向にあるのに対して，残留変位に関しては繰り返し載荷回数の増加とともに，減少傾向にあることが分かる．

図 3.9 (b) は，A8-C 試験体に関する落下高さ $H = 1.0$ m の一定繰り返し載荷時の結果を示している．波形性状を落下高さ $H = 0.5$ m の場合と比較すると，重錘衝撃力波形，支点反力波形，変位波形の概形は，主波動の最大振幅や継続時間，除荷後の減衰自由振動状態における固有周期を除き，各ケースによって著しい差のないことが分かる．また，重錘衝撃力波形に着目すると，繰り返し載荷回数の増加に対応して，最大衝撃力は減少傾向にある．支点反力波形および載荷点変位波形に関しては，前述の落下高さ $H = 0.5$ m の場合と同様の傾向を示していることが分かる．なお，3，4 回目載荷時における残留変位に着目すると，ほぼ同様の値を示しているが，これは 4 回目載荷時においてもシートの補強効果が発揮されていることを示唆している．



（a）A8-C-H0.5 試験体



（b）A8-C-H1.0 試験体

（i）重錘衝撃力　（ii）支点反力　（iii）載荷点変位

図 3.9　目付量 830 g/m^2，落下高一定繰り返し載荷時における各試験体の時刻歴応答波形

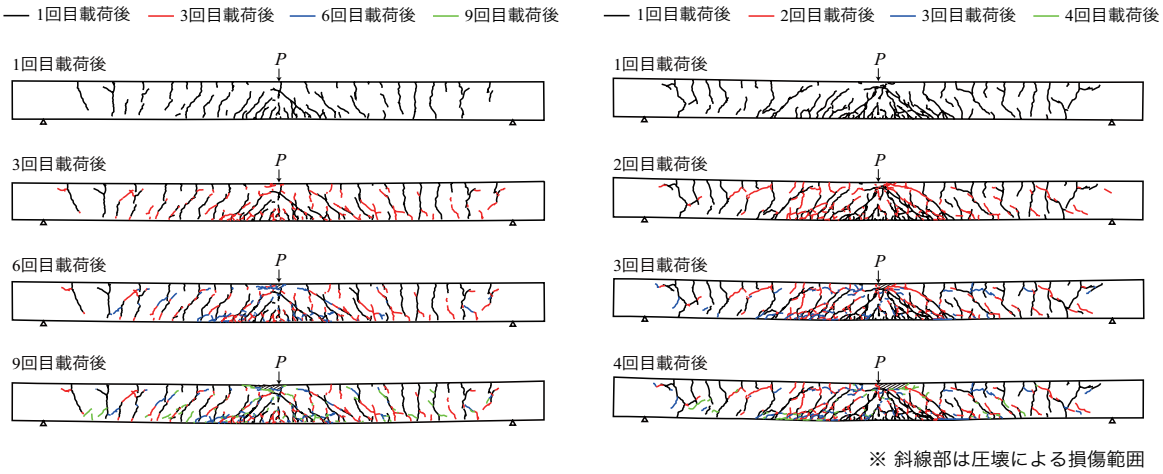
(2)　ひび割れ図

図 3.10 には，A8-C 試験体に関する一定繰り返し衝撃荷重載荷実験終了後の試験体側面におけるひび割れ分布を繰り返し載荷回数毎に比較して示している．なお，繰り返し載荷によるひび割れの進展が分かるように，第 1 回目載荷時から順にひび割れを色分けして示している．

いずれのケースにおいても，スパン全長に渡って下縁のみならず上縁からもひび割れが進展し，かつ載荷点近傍下縁部には斜めひび割れが発生している．また，衝撃荷重載荷によって載荷点近傍部にせん断破壊型のひび割れが顕在化していることが分かる．

図 3.10 (a) には，落下高さ $H = 0.5$ m の結果を示している．シート接着を施すことによりひび割れが分散する傾向を確認でき，載荷点近傍部に多くのひび割れが発生している．6 回目載荷後を見ると，梁は角折れの状態には至っていない．9 回目載荷後を見ると，載荷点上縁部に圧壊が生じているものの，シートが破断や剥離に至っていないことより，梁は未だ角折れの傾向は示していないことが分かる．なお，試験体には斜めひび割れが開口しピーリング現象が発生する傾向を示しているが，シート剥離には至らず載荷点部上縁コンクリートの圧壊が顕在化したことにより，終局と判断し実験は終了した．

図 3.10 (b) の落下高さ $H = 1.0$ m の場合に着目すると，ひび割れの発生領域やその分布性状は，落下高さを $H = 0.5$ m とする繰り返し衝撃荷重載荷時と大きな差異は見られず，梁は載荷点部上縁コンクリートの圧壊により終局に至っている．ただし，終局に至るまでの繰り返し載荷回数はほぼ 1/2 となっている．



(a) A8-C-H0.5 試験体　　(b) A8-C-H1.0 試験体

図 3.10　実験終了後のひび割れ分布（目付 830 g/m^2, 一定繰り返し載荷時）

3.3.4　目付量 415 g/m^2 の落下高一定繰り返し衝撃荷重載荷実験

(1)　各種時刻歴応答波形

図 3.11 には，A4-C 試験体の一定繰り返し衝撃荷重載荷実験結果に関する重錘衝撃力，支点反力，載荷点変位の各時刻歴応答波形を示している．重錘落下高 $H = 0.5$，1.0 m における終局に至るまでの繰り返し載荷回数は A8-C 試験体と同様にそれぞれ，9，4 回である．

図 3.11 (a) は，A4-C 試験体における落下高 $H = 0.5$ m の一定繰り返し載荷時における結果を示している．重錘衝撃力波形を見ると，9 回目載荷時における最大重錘衝撃力は，1 回目の場合の 1/2 程度に低下しており，繰り返し載荷回数が 9 回目に至るまでに載荷点部コンクリートが大きく損傷していることが窺われる．

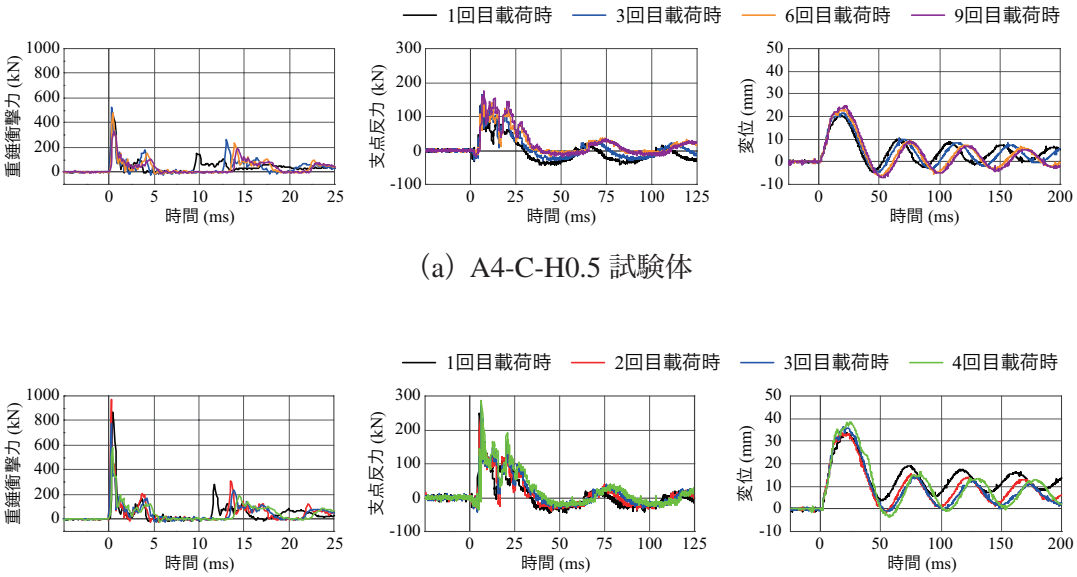
支点反力波形に関しては，前述の A8-C 試験体の場合と同様の傾向を示している．変位波形を見ると，最大変位は繰り返し載荷回数毎にそれぞれ約 21，22，23，25 mm，残留変位は約 5，4，3，2 mm 程度である．

載荷点変位波形を見ると，載荷回数の増加に対応して最大変位が増加の傾向を示すのに対して，残留変位が減少傾向を示すのは，載荷点近傍部の AFRP シートが徐々に剥離の傾向を示しひずみの平均化が進行していることによるものと推察される．

図 3.11 (b) は，A4-C 試験体における落下高 $H = 1.0$ m の一定繰り返し載荷時における結果を示している．重錘衝撃力波形に関して，A8-C 試験体と同様にいずれの落下高においても同様な波形性状を示しているが，繰り返し載荷回数の増加に対応して，最大衝撃力は減少傾向にある．

支点反力波形に関しては，前述と同様の傾向を示している．変位波形に関しても，最大変位および残留変位は前述と同様の傾向を示している．

また，3，4 回目載荷時における A415 試験体の残留変位に着目すると，ほぼ同様の値を示している．これは 4 回目載荷時においてもシートの補強効果が発揮されていることを示唆している．



（a）A4-C-H0.5 試験体

（b）A4-C-H1.0 試験体

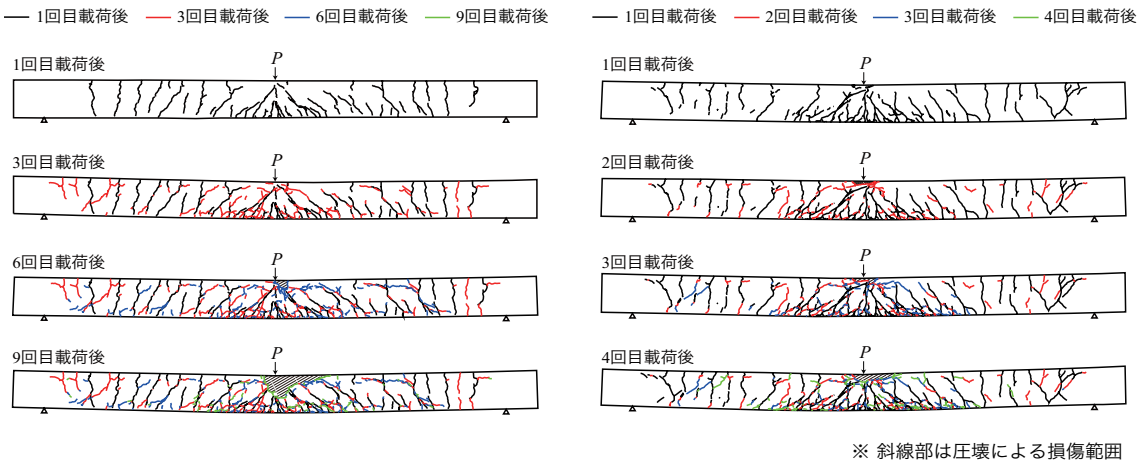
（i）重錘衝撃力　（ii）支点反力　（iii）載荷点変位

図 3.11　目付量 415 g/m^2，落下高一定繰り返し載荷時における各試験体の時刻歴応答波形

(2)　ひび割れ図

図 3.12 には，A4-C 試験体に関する落下高 $H = 0.5, 1$ m における一定繰り返し衝撃荷重載荷実験終了後の梁側面におけるひび割れ分布を繰り返し載荷回数毎（1 回目，3 回目，6 回目，9 回目載荷後）に比較して示している．

図より，目付量 830 g/m^2 の場合と比較してひび割れの発生領域やその分布に，顕著な差異は見られず，いずれも載荷点部上縁コンクリートの圧壊により終局に至っていることが確認できる．



(a) A4-C-H0.5 試験体　　(b) A4-C-H1.0 試験体

図 3.12　実験終了後のひび割れ分布（目付 415 g/m^2, 一定繰り返し載荷時）

3.4　まとめ

本章では，FRP シート接着曲げ補強 RC 梁の耐衝撃挙動に関して数値解析を実施する前段階として，その動的応答や終局状態を明らかにすることを目的として，FRP 材料が異なる場合や，目付量や載荷方法が異なる場合について重錘落下衝撃荷重載荷実験を実施し，各種応答波形および実験終了後の損傷状況について比較検討を実施した．本章で得られた知見を整理すると以下の通りである．

1）軸剛性 EA が等しい場合には，FRP 材料の違いが FRP シート接着曲げ補強 RC 梁の耐衝撃挙動に与える影響は小さい．

2）漸増繰り返しあるいは落下高一定繰り返し衝撃荷重載荷実験から，重錘衝撃力，支点反力，載荷点変位の各応答波形の概形は，主波動の最大振幅や継続時間，除荷後の減衰自由振動状態における固有振動周期を除き，繰り返し載荷によって著しい差がない．

3）漸増繰り返し衝撃荷重載荷時には，載荷回数に関係なく，目付量 830 g/m^2 の場合には斜めひび割れ先端部のピーリング作用によってシートが剥離し，目付量 415 g/m^2 の場合にはシートが破断して終局に至る．

4）一方で，単一あるいは漸増繰り返し載荷時にシート破断や剥離によって終局に至る FRP シート補強 RC 梁においても，その 1/6 ～ 1/3 程度の入力エネルギーが繰り返し作用する場合においては載荷点部上縁コンクリートの圧壊で終局に至る．

第 4 章

数値解析手法の概要

4.1　概説

一般的に，有限要素解析等を用いて 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．ひび割れによる変位の不連続性を再現するためには，離散ひび割れモデルを適用することが望ましいが，ひび割れ進展経路が既知である必要がある．従って，ひび割れ進展経路を含めて数値解析を行う場合には，ひび割れ進展後も連続体として扱う分布ひび割れモデルを採用することが多い．本研究においても同様に，分布ひび割れモデルを採用することを前提に，FRP シート下面接着曲げ補強 RC 梁の数値解析モデルの構築を行った．

また近年では，コンクリートのひび割れ発生後の挙動性状（引張軟化挙動）に着目した研究が数多く実施され，コンクリート標準示方書[22)]には引張軟化曲線が規定されている．しかしながら，これらの知見は静的あるいは準静的荷重下における研究成果をベースに決定されたものであり，衝撃荷重のような動的問題に対する詳細な検討は少ないものと考えられる．

このような背景のもと，本章においては，前章の結果を考慮しつつ，FRP シート下面接着曲げ補強 RC 梁の耐衝撃挙動を適切に評価可能な数値解析手法を提案するとともに，本研究で用いたその他の解析条件について述べる．なお，前章の結果より，軸剛性 *EA* が等しい場合においては FRP シート補強 RC 梁の耐衝撃挙動は材料種類の影響を受けないことより，本章以降は AFRP シート下面接着曲げ補強 RC 梁を対象に検討を行うこととした．

本研究には衝撃・構造解析用汎用コード LS-DYNA（Ver. R9）[25)]を使用している．

4.2　数値解析手法

4.2.1　有限要素モデル

図 4.1 には，本研究で用いた AFRP シート下面接着曲げ補強（A）試験体に関する有限要素モデルを示している．有限要素モデルは，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．各要素において，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ている．要素の積分点数は計算コストを考慮してデフォルト設定を用いることとし，固体要素に関しては 1 点積分を，梁要素に関しては 4 点積分とした．なお，軸方向鉄筋は公称断面積と等価な正方形断面に簡略化している．

AFRP シートの要素は，厚さを実シートの 10 倍とし，シートの軸剛性および質量が実シートと等価になるように **表** 2.2 に示される値の 1/10 にモデル化した．これは，以下の理由による．すなわち，1）アラミド繊維の弾性波速度は約 9,000 m/s で，コンクリートの約 3 倍の速さであること，2）陽解析法に基づく数値解析の時間増分 Δt は，Courant 条件に即して弾性波が要素内を伝わる時間よりも小さくなければならず，同一寸法のコンクリート要素に比較して約 3 倍の数値解析時間を要すること，3）シート厚が 0.6 mm 程度であることより，解析精度を向上させるためには要素の扁平度を改善すべきであること，による．

コンクリート－重錘間およびコンクリート－支点治具間の接触面には，実挙動に即して面と面との接触・剥離を伴う滑りを考慮した．ただし，摩擦は考慮していない．また，コンクリートと軸方向鉄筋およびせん断補強筋要素間には，滑りなどを考慮せずに完全付着を仮定した．コンクリートと AFRP シート要素間についても，前章の結果から，シートとコンクリートの付着は剥離時まで保たれていることが明らかになっていることから，鉄筋と同様に

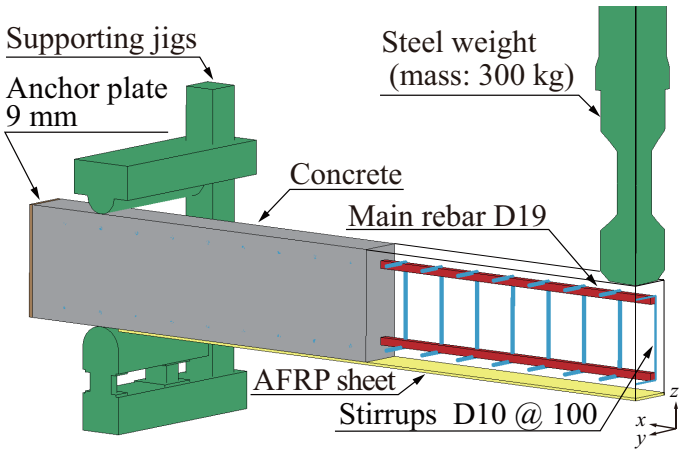


図 4.1　A 試験体の数値解析モデル

簡易に完全付着を仮定した．従って，コンクリートと FRP シートの接着界面には，Chen ら[17]が提案しているような破壊強度は設定していない．

重錘要素は RC 梁に接触する形で配置し，その全節点に実験時の実測重錘衝突速度 V' を付加することで衝撃力を発生させている．また，減衰定数 h は，質量比例分のみを考慮するものとし，いずれの解析ケースにおいても，予備解析より梁の鉛直方向最低次固有振動数に対して 0.5 % と設定した．

4.2.2　コンクリートの材料構成則

著者らの研究グループにおいては，無補強 RC 梁に関する重錘落下衝撃荷重載荷時の衝撃応答解析において，簡易な応力－ひずみ関係（LS-DYNA に用意されている MAT14）を用い，その妥当性を検証している．本研究においても，基本的に同一の構成則モデルを用いることとする．

すなわち，**図 4.2** に示しているように，圧縮領域に関しては相当ひずみが 0.15 % に達した段階で完全降伏に至るバイリニア型とし，降伏の判定には Drucker-Prager の降伏条件式を採用している．一方，引張領域に関して，静荷重載荷時におけるコンクリート構造物の解析においては，引張強度に達した後に軟化挙動を示すものとして，軟化曲線下のエネルギーを破壊エネルギー G_f と定義し，破壊エネルギー G_f 一定の下に各要素に対するひび割れ幅を決定して解析を行っている．一般に破壊エネルギー式には，コンクリートの最大骨材粒径と圧縮強度の関数として与えられる CEB のモデルコード式[8]が多く用いられている．

しかしながら，本研究では以下の理由により線形の相当応力－相当ひずみ関係を仮定し，引張強度に到達した後軟化せずに完全に引張力を伝達しないモデル（カットオフモデル）を採用することとした．すなわち，1）分布ひび割れを仮定する条件下においては，要素幅がひび

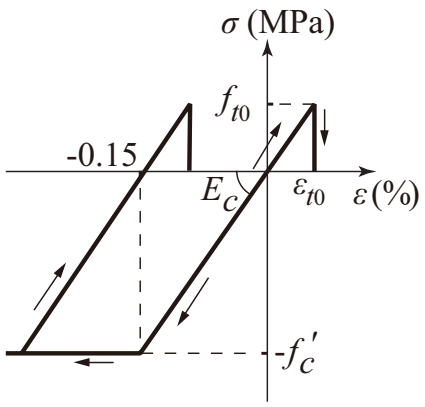


図 4.2　コンクリートの材料構成則

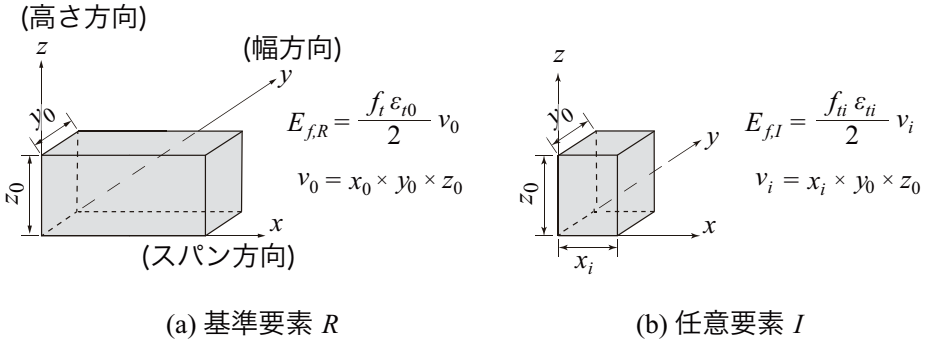
割れ幅に対応することから，FRP シート下面接着曲げ補強 RC 梁の場合には要素幅を工学的に可能な限り小さくすることが要求される，2）軟化を考慮する場合には，実ひび割れを想定して要素長を小さくすると対応して軟化域が拡大することから，ひび割れが完全に開口するまでに遅れが生じることより，妥当性に課題が指摘される，3）衝撃荷重載荷時における軟化挙動に関する破壊エネルギーは未だ明らかになっていないことより，単純化してその妥当性を検討することは工学的に意義があるものと判断されること，である．

本研究では軟化挙動を考慮しないことにより，上述で定義された破壊エネルギー G_f は常に零となる．そのため，本研究では破壊エネルギーとして，弾性域におけるひずみエネルギーのみを用いて評価することとし，これを弾性ひずみエネルギー E_f と定義する．E_f は，無補強 RC 梁に関する実引張強度 f_t を用いた数値解析結果と実験結果の比較によって適切な要素長を決定し評価するものとし，この要素を基準要素 R とする．要素長を基準要素よりも小さくする場合には，E_f が等価になるように仮想の引張強度 f_{ti} を導入し実引張強度 f_t と要素長を用いて決定するものとする．以下に，その概念を簡単に説明する．

今，**図** 4.3 に示すように直方体を有する基準要素 R の形状寸法を軸方向長さ x_0，幅方向長さ y_0，奥行き方向長さ z_0，体積を v_0，引張強度を f_t，その時のひずみを ε_{t0} とする．また，任意要素 I は，幅方向，奥行き方向の長さを基準要素 R と等しくし，軸方向長さのみを x_i，体積を v_i，仮想の換算引張強度を f_{ti}，その時のひずみを ε_{ti} とする．但し，弾性係数 E_c は一定であると仮定する．ここで，基準要素 R，任意要素 I のひび割れ開口に相当する弾性ひずみエネルギー $E_{f,R}, E_{f,I}$ は，それぞれ以下のように示される．すなわち，

$$E_{f,R} = \frac{f_t \varepsilon_{t0}}{2} v_0 \tag{4.1}$$

$$E_{f,I} = \frac{f_{ti} \varepsilon_{ti}}{2} v_i \tag{4.2}$$



(a) 基準要素 R　　(b) 任意要素 I

図 4.3　引張強度に達した時点の各要素の弾性ひずみエネルギー (E_f)

ここで，任意要素 I に対しても要素長にかかわらず，基準要素 R と等しい弾性ひずみエネルギー $E_{f,R}$ でひび割れが発生するものと仮定すると，任意要素 I の換算引張強度 f_{ti} は，次式のように示される．すなわち，

$$f_{ti} = f_t \cdot \sqrt{\frac{x_0}{x_i}} \tag{4.3}$$

である．なお，実引張強度 f_t は，既往の研究と同様に簡易に $f_t = f'_c/10$ と設定した．これより，任意の軸方向要素長を設定する場合においても，式(4.3)から得られるコンクリートの換算引張強度 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．

式(4.3)から明らかなように，軸方向要素長が基準要素長よりも小さい場合のコンクリートの換算引張強度 f_{ti} は，基準要素を用いる場合よりも大きくなることが分かる．なお，同概念を適用するには基準要素長 x_0 を同定する必要があることより，本研究では無補強 (N-S-H2.5) 試験体の載荷点変位波形を対象とした予備解析を実施した．

図 4.4 は，無補強試験体に関する時刻歴載荷点変位波形を示している．黒線が実験結果を表し，その他の色線は予備解析結果を示している．なお，予備解析は梁軸方向の要素長 x をせん断補強筋間隔 100 mm を基に，6 ～ 100 mm まで変化させた計 5 ケース実施しており，引張強度 f_t はいずれのケースにおいても簡易に $f_t = f'_c/10$ と設定している．図より，要素長 $x = 25$ mm とした場合において最も良く実験結果対応していることが分かる．以上より，本研究においては基準要素長 x_0 を 25 mm と定め数値解析を実施していくこととした．

なお，コンクリートのひずみ速度効果に関しては，本研究では低速度衝撃荷重載荷時を対象としていること，および簡易に数値解析を実施することを目的としていることより考慮しないこととした．また，ポアソン比 ν_c は 0.167 を，単位体積質量 ρ_c には $\rho_c = 2.35$ g/cm^3 を用いることとした．

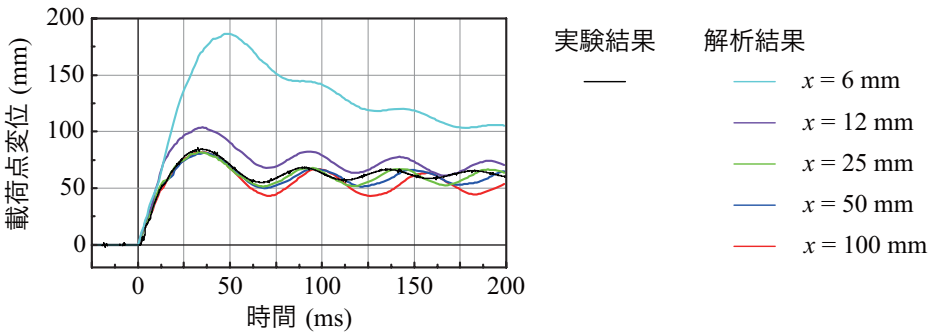


図 4.4　無補強（N-S-H2.5）試験体の載荷点変位波形に関する予備解析結果

4.2.3　その他の材料構成則

(1)　鉄筋

図 4.5 には，軸方向鉄筋およびせん断補強鉄筋に関する応力－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採用しており，塑性硬化係数 H_s' は，弾性係数 E_s の 1 % と仮定している．降伏の判定は，von Mises の降伏条件に従うこととした．降伏応力 f_y は **表** 2.1 に示す値を用いており，弾性係数 E_s，ポアソン比 ν_s および単位体積質量 ρ_s には公称値である $E_s = 206$ GPa，$\nu_s = 0.3$，$\rho_s = 7.85$ g/cm^3 を用いている．

(2)　AFRP シート

AFRP シートは，**図** 4.6 に示すように弾性体と仮定している．また，シート破断の再現を目的としてシート要素の第一主ひずみが破断ひずみ ε_{au}（=1.75 %）に到達した段階で要素が削除されるイロージョン機能を設定している．さらに，前述のようにシート厚を公称値の 10 倍に設定していることより，単位体積質量 ρ_a および弾性係数 E_a の入力値は，公称値である $\rho_a = 1.204 \times 10^3$ kg/m^3，$E_a = 118$ GPa の 1/10 の値を用いている．

(3)　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．支点治具および定着鋼板の弾性係数 E_s，ポアソン比 ν_s，単位体積質量 ρ_s には公称値を用いており，それぞれ $E_s = 206$ GPa，$\nu_s = 0.3$，$\rho_s = 7.85$ g/cm^3 と仮定している．重錘に関しては，弾性係数 E_s，ポアソン比 ν_s は同様の値を用い，単位体積質量 ρ_s は重錘質量 300 kg を解析モデルの体積で除した値を入力している．

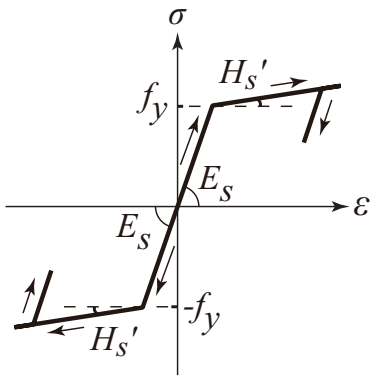


図 4.5　鉄筋の材料構成則

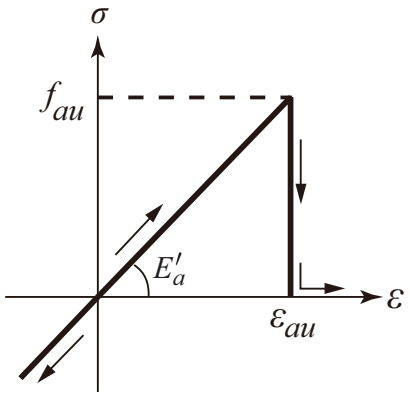


図 4.6　AFRP シートの材料構成則

第 5 章

単一衝撃荷重載荷時における各種コンクリート構成則の適用性検討

5.1 概説

本章以降は，重錘落下衝撃荷重載荷実験の結果を基に，FRP シート下面接着曲げ補強 RC 梁の耐衝撃挙動を適切に評価可能な数値解析手法の開発を目的として，三次元弾塑性衝撃応答解析を試みた．

衝撃荷重載荷実験結果からも分かるように，FRP シート補強を施すことで梁全体に多数のひび割れが発生する．また，入力エネルギーが大きい場合には斜めひび割れが卓越しピーリング作用によってシート剥離が発生する．すなわち，このひび割れの進展状況を実験結果と対応する形で数値解析においても評価することが最も重要であると判断される．

本章では，コンクリート構成則の違いがシート補強 RC 梁のひび割れ分布および梁全体の動的応答に与える影響を検討するために，前章で述べた提案の構成則の他，衝撃応答解析において国内外で広く用いられている 2 つのコンクリート構成則を用いた場合についても数値解析を実施した．また，衝撃応答解析の場合には衝撃荷重によるひび割れ進展経路の予測が困難なため，分布ひび割れモデルを用いることが一般的であるが，分布ひび割れモデルを適用する場合には 1 要素の大きさが精度良く数値解析を実施するための重要なファクターとなる．それを踏まえ，コンクリート構成則の他，梁軸方向要素長 $x_i = 3, 6, 12, 25$ mm と四段階に変化させた数値解析も合わせて実施するとともに，これらの数値解析結果と別途実施した衝撃荷重載荷実験結果を比較することで，数値解析手法の適用性について検討を行った．

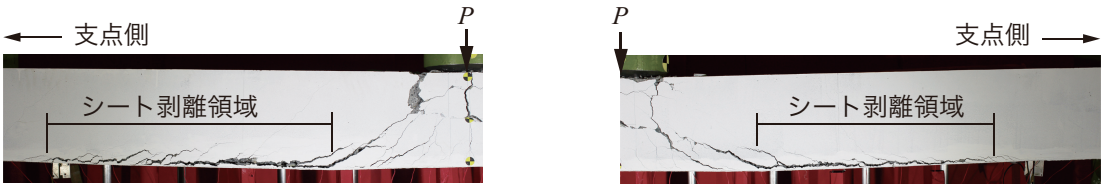
5.2　数値解析概要

5.2.1　数値解析ケース

表 5.1 には，本章で対象とした数値解析ケースの一覧を示している．ここでは単一載荷時における無補強試験体（N-S-H2.5 試験体）と目付量が 830 g/m^2 の AFRP シート補強試験体の落下高さ $H = 1, 2, 2.5, 3$ m と変化させた計 5 ケースの衝撃実験結果を対象に再現解析を実施することとした．なお，表に示している通り，漸増繰り返し載荷時における 1 回目載荷時を単一載荷とみなして検討を行っている点に留意されたい．その他表には，実測重錘衝突速度，コンクリート圧縮強度，および主鉄筋・せん断補強筋の降伏強度も合わせて示している．なお，対象とした AFRP シート補強試験体 4 体の内，**図** 5.1 に示すように落下高さ $H = 3$ m 落下時のみ AFRP シートの大部分が剥離し，終局に至っている．

表 5.1　数値解析ケース一覧

試験体名	シート材料	シート目付量 (g/m^2)	載荷方法	設定重錘落下高 H (m)	実測重錘衝突速度 (m/s)	実測入力エネルギー E (kJ)	コンクリート圧縮強度 f'_c (MPa)	主鉄筋降伏強度 f_y (MPa)	せん断筋降伏強度 f_{sy} (MPa)	1 回目載荷後の損傷状況
N-S-H2.5	-	-	単一載荷	2.5	6.70	6.74	32.4	381.7	461.9	上縁圧壊
A8-G-H1	AFRP	830	漸増	1	4.44	2.97	33.7	371.0	401.9	–
A8-G-H2			繰り返し	2	6.25	5.85				
A8-G-H2.5			載荷	2.5	6.99	7.33				
A8-G-H3			(1 回目載荷のみ対象)	3	7.72	8.95				シート部分剥離



(a) 左側面　　(b) 右側面

図 5.1　A8-G-H3 試験体に関する載荷後の損傷状況

5.2.2　解析パラメータ

(1)　コンクリートの構成則

ここでは，前章で述べた提案の構成則の他，LS-DYNA 内にインストールされている Karagozian & Case Concrete モデル（LS-DYNA の物性番号 MAT72R3，以後 KCC モデル）および，Continuous Surface Cap モデル（LS-DYNA の物性番号 MAT159，以後 CSC モデル）に関しても同様に検討を行い，試験体全体の損傷状況や動的応答の違いについて比較している．

図 5.2 には，KCC および CSC モデルの応力－ひずみ関係の一例を示している．両モデルの応力－ひずみ関係は，圧縮強度や密度，ポアソン比の主パラメータを入力することによってプログラム内部で自動で決定される，デフォルト設定が基本となっている．本研究では，コンクリートの単位体積質量を $\rho_c = 2.35 \times 10^3$ kg/m^3，ポアソン比を $\nu_c = 0.167$ とし，圧縮強度 f'_c は別途実施した材料試験（**表** 5.1）の値を用いることとした．

図 5.2 は，1,000 mm^3 の体積を有する 1 要素の圧縮あるいは引張解析から得られた両モデルの応力－ひずみ関係である．図より，圧縮強度および引張強度は両者類似の値を示しており，両モデルともに圧縮側と引張側に軟化を考慮したモデルとなっている．軟化曲線は各モデルとも要素の体積に依存するが，CSC モデルの場合が KCC モデルの場合よりも軟化勾配が緩やかであることが分かる．なお，提案モデルと同様に，いずれのモデルもひずみ速度効果を考慮していない．これは，本研究で対象としている衝撃問題は比較的低速度の領域であり，かつ，著者らの研究グループの既往の研究より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と概ね対応することが明らかとなっているためである．その他の KCC モデルの詳細については文献 26) を，CSC モデルの詳細については文献 27) を参照されたい．

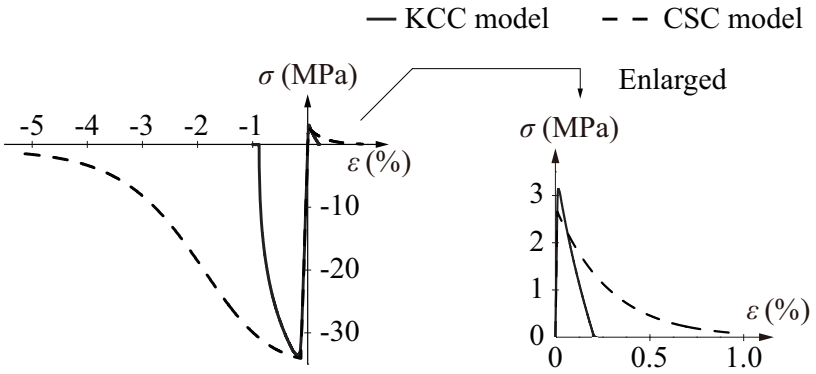


図 5.2　KCC および CSC モデルの応力－ひずみ関係

(2)　梁軸方向要素長

本研究で対象とした 3 種類のモデルではいずれも要素体積あるいは梁軸方向要素長をパラメータとして，破壊領域を修正している．ここでは，2 次元部材である RC 梁を対象としていることを基本に，前章でも述べたように梁軸方向要素長 x_0 を既往の研究 [20] と同程度とし，かつ，予備解析の結果から $x_0 = 25$ mm と設定した．また，各モデルの要素寸法依存性を検証するため，**図 5.3** に示すように，その 1/2, 1/4, 1/8 である $x_i = 12, 6, 3$ mm とした場合についても同様に数値解析を実施することとした．なお，ここではいずれも分布ひび割れモデルを適用していることより，要素長を小さくすることでひび割れ分布の高精度化が期待できるのはもちろんのことである．

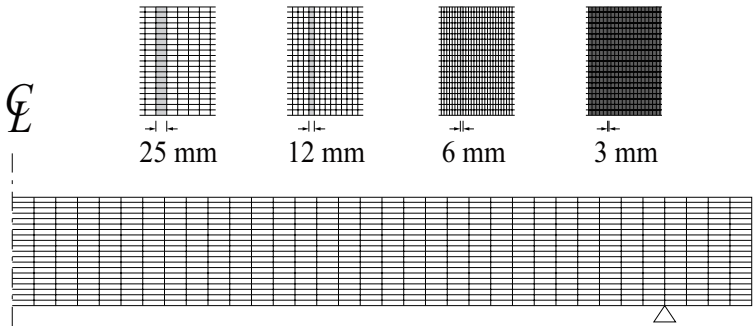


図 5.3　梁軸方向要素長

5.3　無補強 RC 梁に関する適用性検討

ここでは，単一衝撃荷重を受ける FRP シート補強 RC 梁の動的挙動に関する再現解析を試みる前段階として，無補強 RC 梁の衝撃荷重載荷実験の再現解析を実施した．以下にその結果を示す．

5.3.1　各種時刻歴応答波形

図 5.4 には，無補強 RC 梁に関する各種時刻歴応答波形に関して実験結果と解析結果を比較する形で整理している．黒線が実験結果，その他色線が要素長 $x_i = 3 \sim 25$ mm を変化させた解析結果であり，3 種類のコンクリート構成則に関してそれぞれ示している．

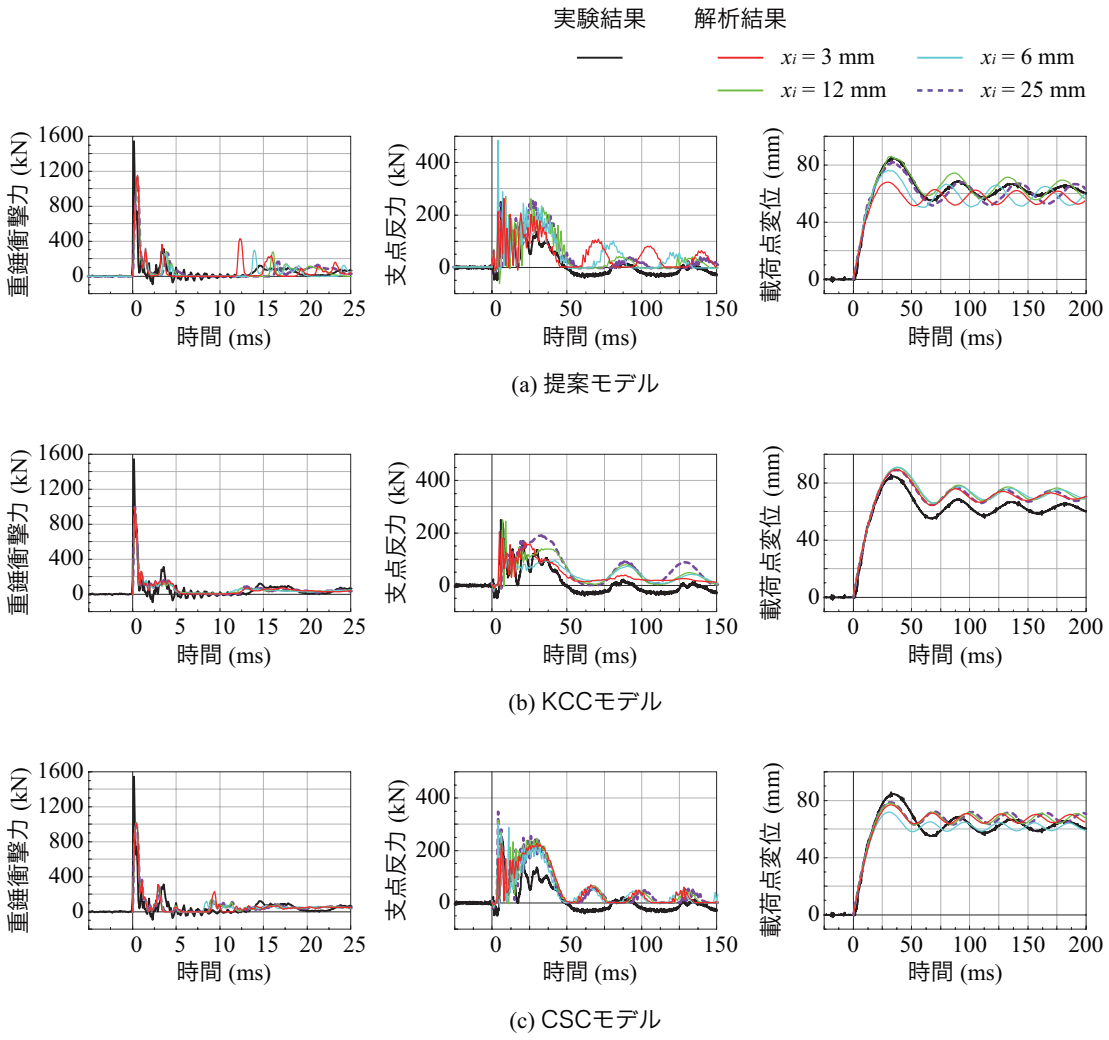
図 5.4 (i) に示す重錘衝撃力に着目すると，要素長およびコンクリート構成則によらず非常に類似した波形性状を示している．これは重錘衝撃力が衝突部近傍のコンクリートの材料特性値にのみ起因することを示唆している．すなわち，コンクリート構成則が異なっているものの，弾性係数に関してはいずれの構成則も同程度の値となっているためと考えられる．最大衝撃力到達以降に着目すると，実験結果においては重錘衝突後 10 ～ 20 ms 程度において継続時間が大きい第 2 波が後続しているが，いずれの構成則においても要素長により差異が確認できるものもあるが，いずれも入力荷重を実験時とほぼ対応する形で再現しているものと判断される．

次に，**図** 5.4 (ii) に示す支点反力波形に着目すると，提案モデルの場合には，いずれの要素長においても重錘衝突初期に高周波成分を伴っており，実験結果よりも支点反力が過大に評価される傾向にあるが，継続時間や主波動の形状をほぼ適切に再現していることが分かる．KCC モデルの場合には，最大支点反力を示す重錘衝突初期の立ち上がりまでは実験結果と良く対応しているものの，いずれの要素長においても主波動の継続時間が実験結果よりも大きい．これは実際の RC 梁よりも剛性を小さく評価していることを示唆している．CSC モデルの場合には主波動の継続時間は，良く実験結果と対応しているものの，提案モデルと同様に，25 ms 近傍において実験結果よりも支点反力を過大に評価する傾向にある．

次に，**図** 5.4 (iii) に示す載荷点変位波形に着目すると，提案モデルの場合には，要素長が小さくなるに伴い，最大変位が実験結果よりも過小に評価する傾向にある．ただし，残留変位に関しては，実験結果とほぼ同等である．KCC モデルの場合には，要素長によらずほぼ同等の数値解析結果となっており，ほぼ実験結果と対応しているものの，最大変位および残留変位は実験結果よりも大きく示されている．これは支点反力の主波動の継続時間からも読み

取れるように梁の剛性を小さく評価している可能性が考えられる．CSC モデルの場合には，要素長によって数値解析結果の若干のばらつきが確認される．また，最大変位は実験結果よりも小さく，残留変位は実験結果よりも大きくなる傾向があることが分かる．

しかしながら，コンクリート構成則や要素長によって数値解析結果が若干異なるものの，いずれの解析条件を用いても無補強 RC 梁の応答波形は概ね評価可能であることが明らかとなった．



（i）重錘衝撃力　　（ii）支点反力　　（iii）載荷点変位

図 5.4　無補強 RC 梁に関する各種時刻歴応答波形の比較

5.3.2　ひび割れ図

図 5.5 には，実験終了時の試験体側面のひび割れ分布性状および各構成則から評価されるひび割れ分布を比較する形で示している．数値解析結果において赤色領域がひび割れを示しており，提案モデルにおいては引張強度に到達以降，引張応力を伝えないカットオフモデルを採用していることより，第一主応力の零近傍をひび割れとして評価している．また，KCC, CSC モデルにおいてはプログラム内で自動計算されるダメージインデックス（損傷指標）をひび割れとして評価することとし，引張や圧縮軟化領域を超過したあるいは超過寸前の要素，すなわちひび割れがほぼ完全に開口していると評価される要素（KCC：1.9 ∼ 2，CSC：0.8 ∼ 1 の範囲 ）のみを赤色領域として表示することとした．

提案モデルに着目すると，要素長が小さくなるにつれて，ひび割れ分布が高精度化するとともに，実験結果と良く対応していく様子が分かる．ただし，要素長 $x_i = 3$ mm の場合には実験結果よりも損傷を過小に評価する傾向があり，これは **図** 5.4 の載荷点変位波形とも対応していることが確認できる．KCC モデルに着目すると，提案モデルと同様に，要素長を小さくすることで，損傷を示す赤色領域が明確化していく傾向が示されているものの，載荷点部近傍において曲げひび割れや斜めひび割れのような損傷傾向は見て取れない．CSC モデルに着目すると，軟化領域を超過し完全に損傷している要素が，他の 2 つのモデルと比較すると少なく，かつ，その要素は載荷点部近傍に集中している様子が確認できる．これは，**図** 5.2 に示す CSC モデルの応力－ひずみ関係からも分かるように軟化領域が大きいために，引張強度到達後も過大なひずみが生じない限りは応力が伝達される構成則となっており，ひび割れが完全に開口し引張応力が完全に伝達されなくなる傾向が現れにくいことを示唆している．なお，**図** 5.4 に示したように残留変位が実験結果と同程度生じていることより，塑性化していることはもちろんである．

以上より，無補強 RC 梁において実験結果の損傷状況を視認できる形でより適切に再現可能であるのは提案モデルを適用した場合であることが明らかとなった．

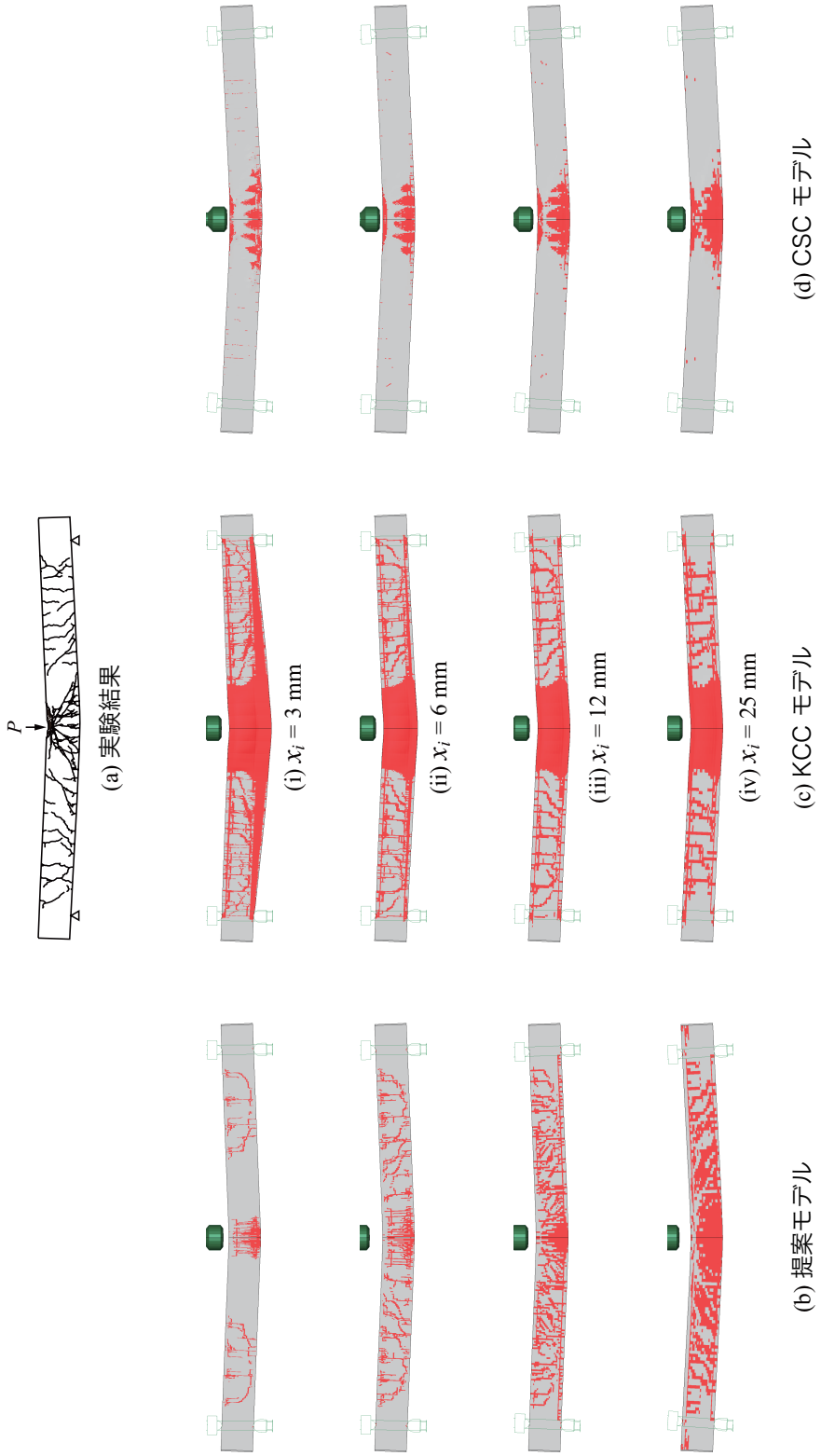


図 5.5　無補強 RC 梁に関するひび割れ図の比較

5.4　AFRP シート下面接着曲げ補強 RC 梁の損傷が軽微な場合

ここでは，まず AFRP シート接着曲げ補強 RC 梁の損傷が比較的軽微な場合について，各解析手法の影響を検討する．すなわち，落下高さ $H = 1$ m としたケースの再現解析について，以下にその結果を示す．

5.4.1　各種時刻歴応答波形

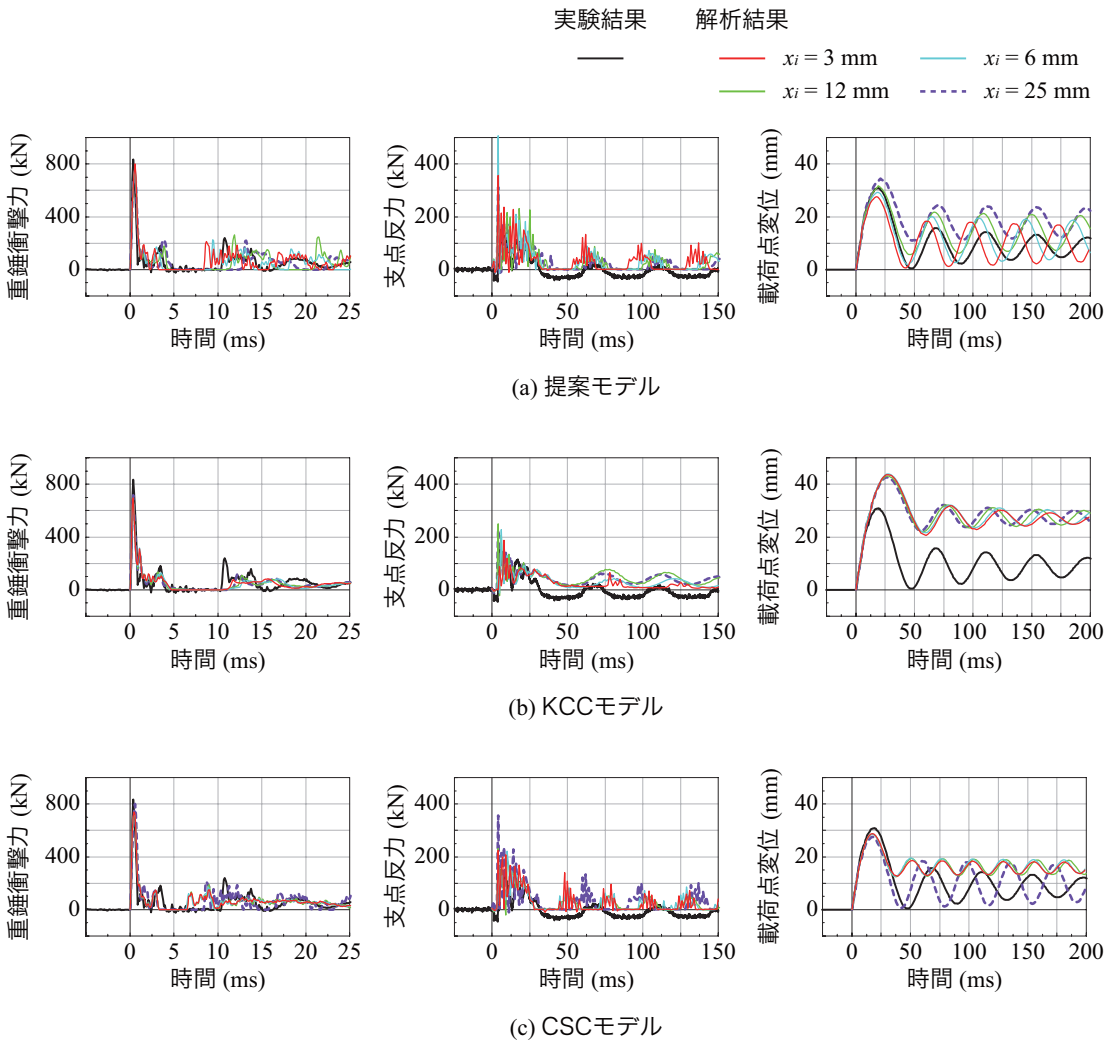
図 5.6 には，落下高さ $H = 1$ m における AFRP シート補強試験体に関する各種時刻歴応答波形に関して実験結果と解析結果を比較する形で整理している．

図 5.6 (i) に示す重錘衝撃力波形に着目すると，無補強試験体の場合と同様に要素長およびコンクリート構成則によらず，実験結果と非常に類似した波形性状を示している．

次に，**図** 5.6 (ii) に示す支点反力波形に着目すると，提案モデルおよび CSC モデルの場合には，高周波成分を伴うような波形性状をしており，実験結果とよく対応していることが窺える．KCC モデルの場合には，無補強 RC 梁の場合と同様に，いずれの要素長においても主波動の継続時間が実験結果よりも大きい．

次に，**図** 5.6 (iii) に示す載荷点変位波形に着目すると，提案モデルおよび CSC モデルの場合には，要素長によって多少のばらつきがあるものの，最大変位や残留変位に関してほぼ実験結果と同等であることが分かる．一方，KCC モデルの場合には，要素長によらず数値解析結果はほぼ同程度となっているものの，最大変位に関しては実験結果よりも 10 mm 以上，残留変位は 20 mm 程度過大に評価する傾向にある．

以上より，KCC モデルを用いる場合には FRP シート補強 RC 梁の耐衝撃挙動を適切に再現することは難しいことが明らかとなった．これは，CSC モデルと比較して KCC モデルの引張軟化領域が小さいことが一因として挙げられ，軟化領域のモデル化が必ずしも実現象と対応しない可能性を示唆している．



（i）重錘衝撃力　　（ii）支点反力　　（iii）載荷点変位

図 5.6　落下高さ $H = 1$ m の AFRP シート補強試験体に関する各種時刻歴応答波形の比較

5.4.2　ひび割れ図

図 5.7 には，落下高さ $H = 1$ m の AFRP シート補強試験体に関して実験終了時の梁側面のひび割れ分布性状および各構成則から評価されるひび割れ分布を比較する形で示している．

提案モデルに着目すると，無補強試験体と同様に要素長が小さくなるに伴い，ひび割れ分布がより詳細に再現されている様子が窺える．また，載荷点部直下の曲げひび割れは明確に視認できる．要素長 $x_i = 25$ mm の場合には，後述するように AFRP シートに沿うようにひび割れ相当の赤色領域が広がっている箇所があり，部分的に剥離している傾向が窺える．KCC モデルに着目すると，前述の載荷点変位からも明らかなように，損傷が過大に評価される傾向にある．CSC モデルに着目すると，軟化領域を超過し完全に損傷している要素が非常に少なく，損傷が軽微であることが窺える．一方で，実験時と残留変位が同程度であることより，提案モデルのように局所的にひび割れが開口するような形ではなく，梁全体で損傷が平均化されているものと考えられる．

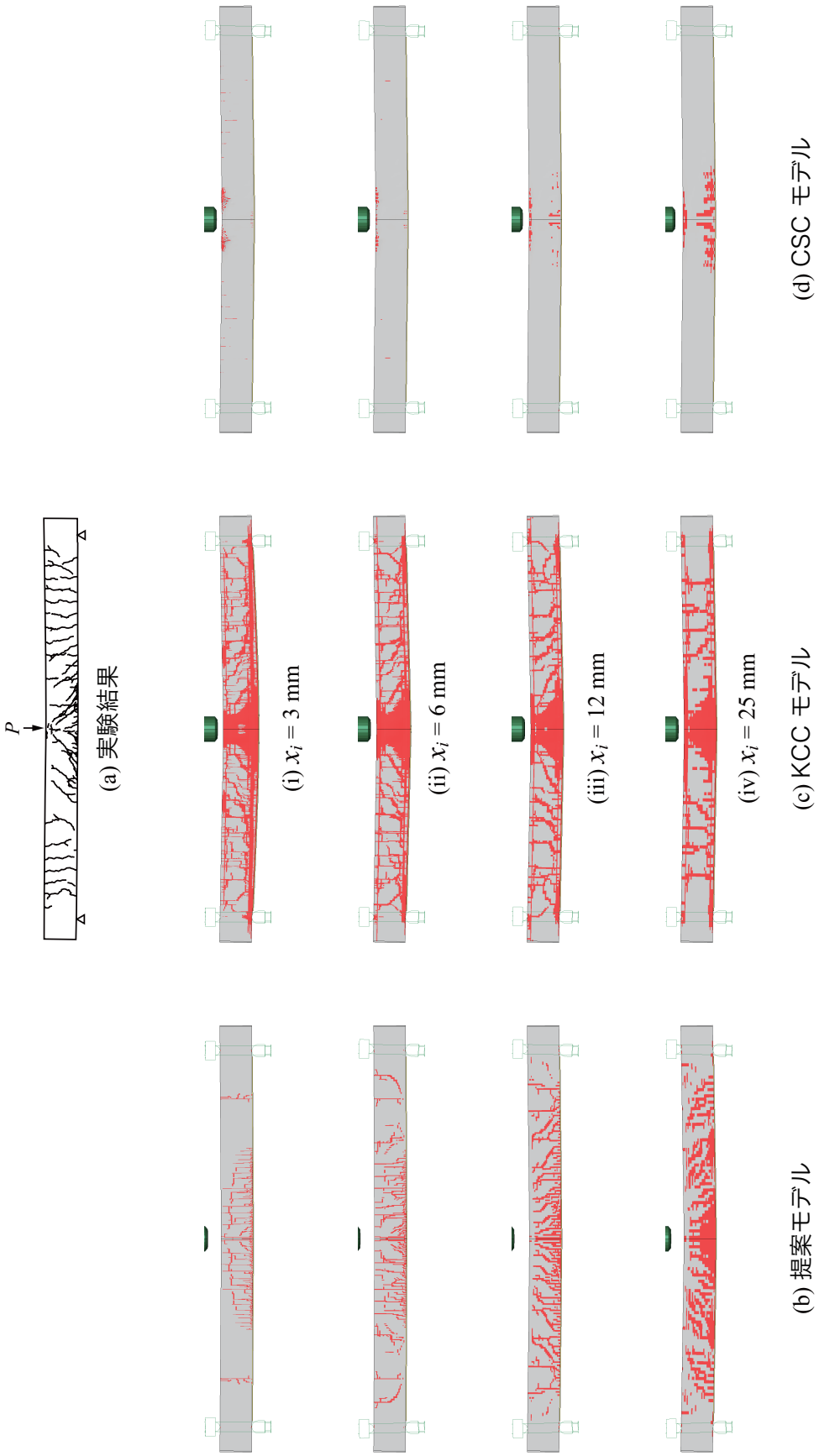


図 5.7　落下高さ $H = 1$ m の AFRP シート補強試験体に関するひび割れ図の比較

5.4.3　AFRP シートの軸方向ひずみ分布

図 5.8 ～ **図** 5.10 には，各材料構成則を適用した場合において $t = 1 \sim 100$ ms の AFRP シートの軸方向ひずみ分布について横軸に載荷点からの距離を取って時系列で整理したものである．黒丸が実験結果，その他の色線が各要素長の数値解析結果である．

図 5.8 に着目すると実験結果では重錘衝突初期に載荷点直下に引張ひずみ，支点側には圧縮ひずみ生じており，瞬間的には両端固定梁のような性状を示すことが窺える．また，時間経過とともに曲げ波が支点側へと伝搬し，5 ms 時においては全スパンにおいて引張ひずみが生じている．その後は，最大変位到達時近傍において載荷点直下が最大ひずみを示し，減衰自由振動状態へと以降するような性状を示している．

提案モデルの数値解析結果に着目すると，要素長 $x_i = 25$ mm の場合を除き，いずれの時刻においてもほぼ適切に実験結果と対応していることが確認できる．要素長 $x_i = 25$ mm の場合には，$t = 10$ ms 以降から載荷点周辺においてひずみがフラットになっており，前述のひび割れ分布と対応して部分的に剥離してる傾向が窺える．しかしながら，要素長を小さくするとその傾向が現れないことより，提案の数値解析手法の妥当性を裏付けている．

図 5.9 に示す KCC モデルの数値解析結果に着目すると，$t = 1$ ms においては要素長 によらず実験結果とおおよそ対応しているものの，2 ms 以降から全スパンにおいてひずみがフラットなっており，実験結果とは異なり AFRP シートの剥離傾向がすでに生じているものと判断される．

図 5.10 に示す CSC モデルの数値解析結果に着目すると，要素長の大小によるひずみの変化は非常に小さく，かつ，重錘衝突初期から $t = 30$ ms までは非常に良く実験結果と対応している．ただし，それ以降の減衰自由振動状態においては載荷点部近傍において実験結果との差異が確認される．

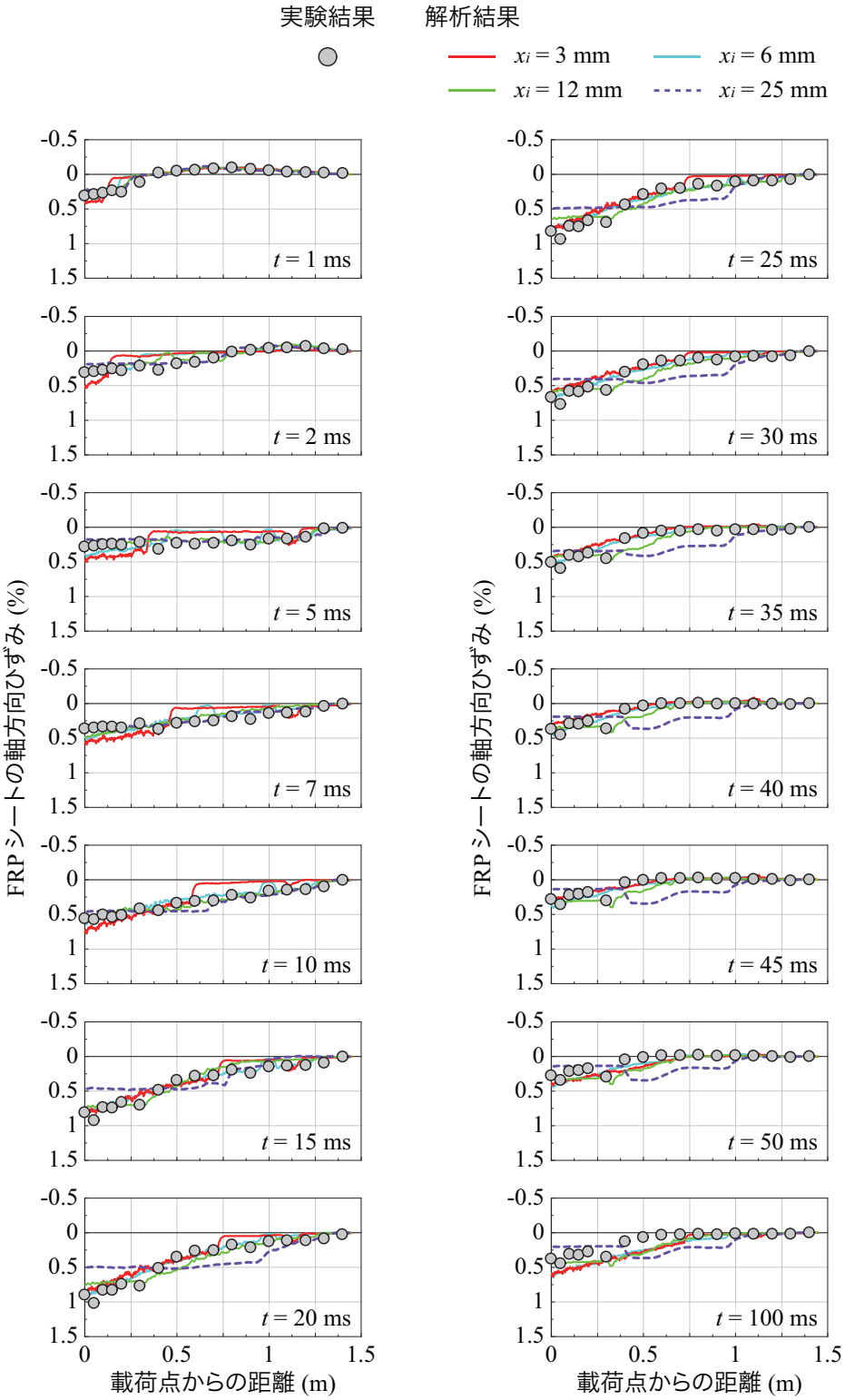


図 5.8　落下高さ $H = 1$ m の AFRP シート軸方向ひずみ分布の比較（提案モデル）

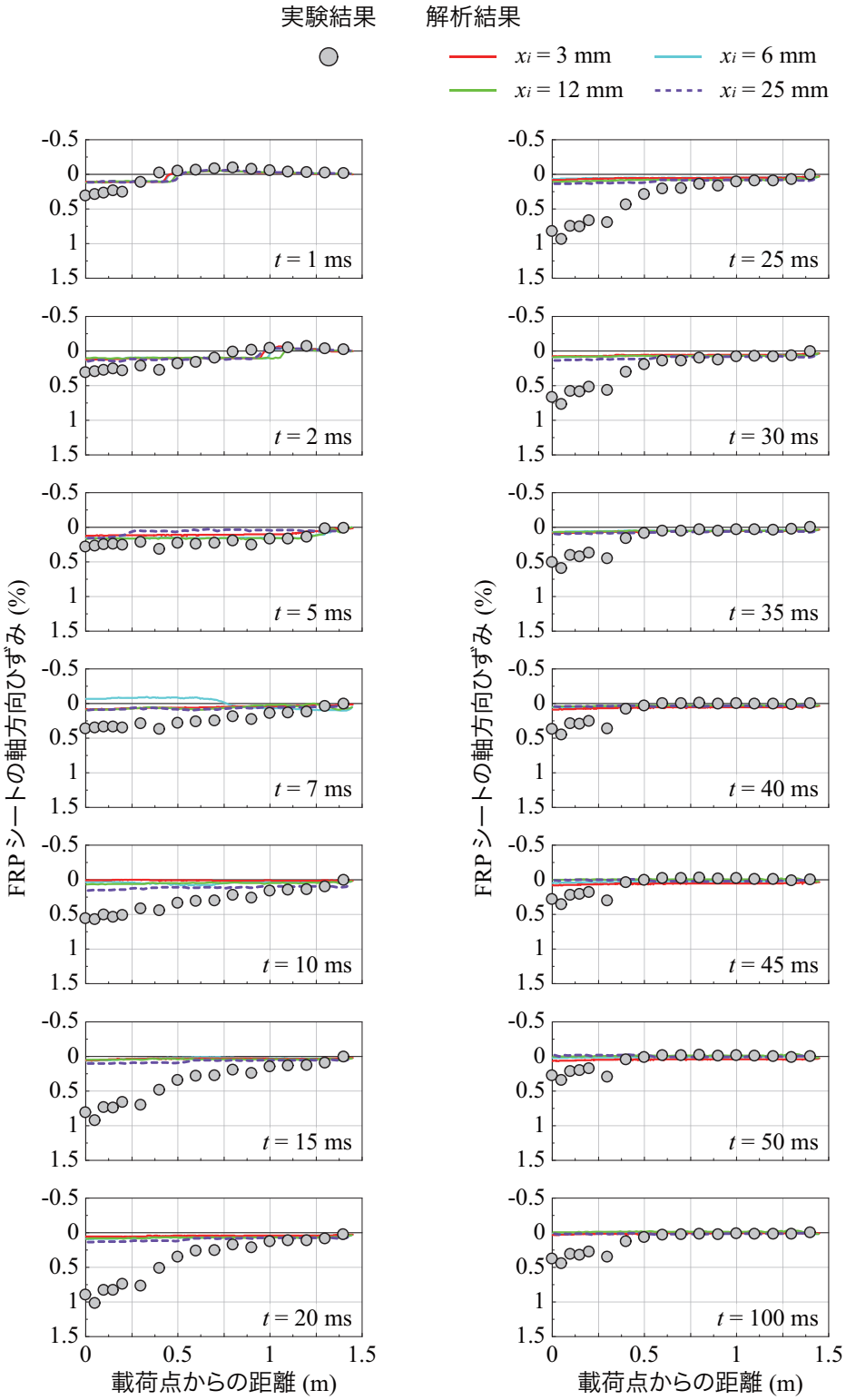


図 5.9　落下高さ $H = 1$ m の AFRP シート軸方向ひずみ分布の比較（KCC モデル）

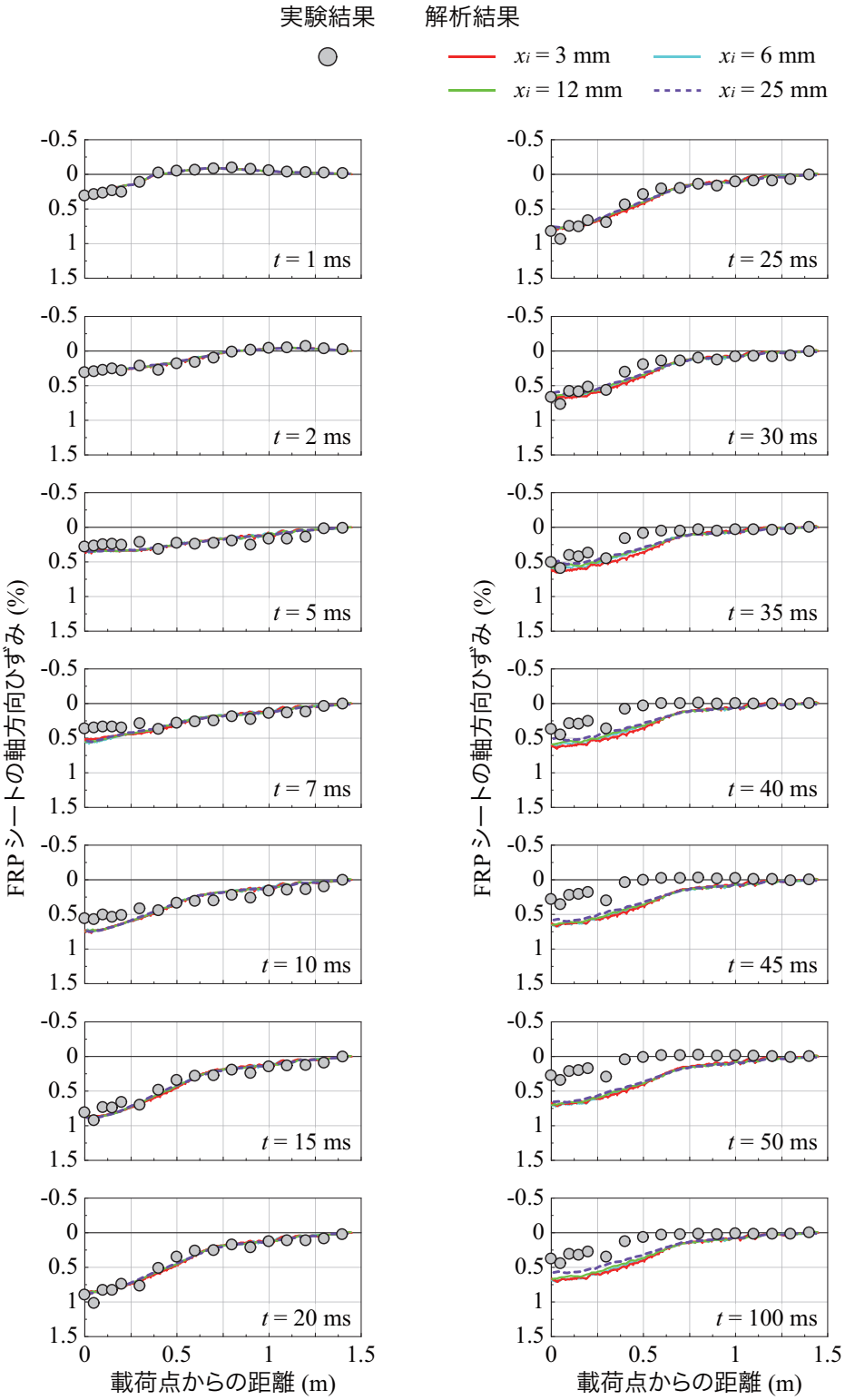


図 5.10　落下高さ $H = 1$ m の AFRP シート軸方向ひずみ分布の比較（CSC モデル）

5.5　AFRP シート下面接着曲げ補強 RC 梁の損傷が大きい場合

次に，AFRP シート接着曲げ補強 RC 梁について鉄筋が顕著に塑性化する段階の損傷レベルに関して，各解析手法の適用性を検討する．すなわち，落下高さ $H = 2, 2.5$ m としたケースの再現解析について，以下にその結果を示す．

5.5.1　各種時刻歴応答波形

図 5.11 には，落下高さ $H = 2$ m における AFRP シート補強試験体に関する各種時刻歴応答波形に関して実験結果と解析結果を比較する形で整理している．

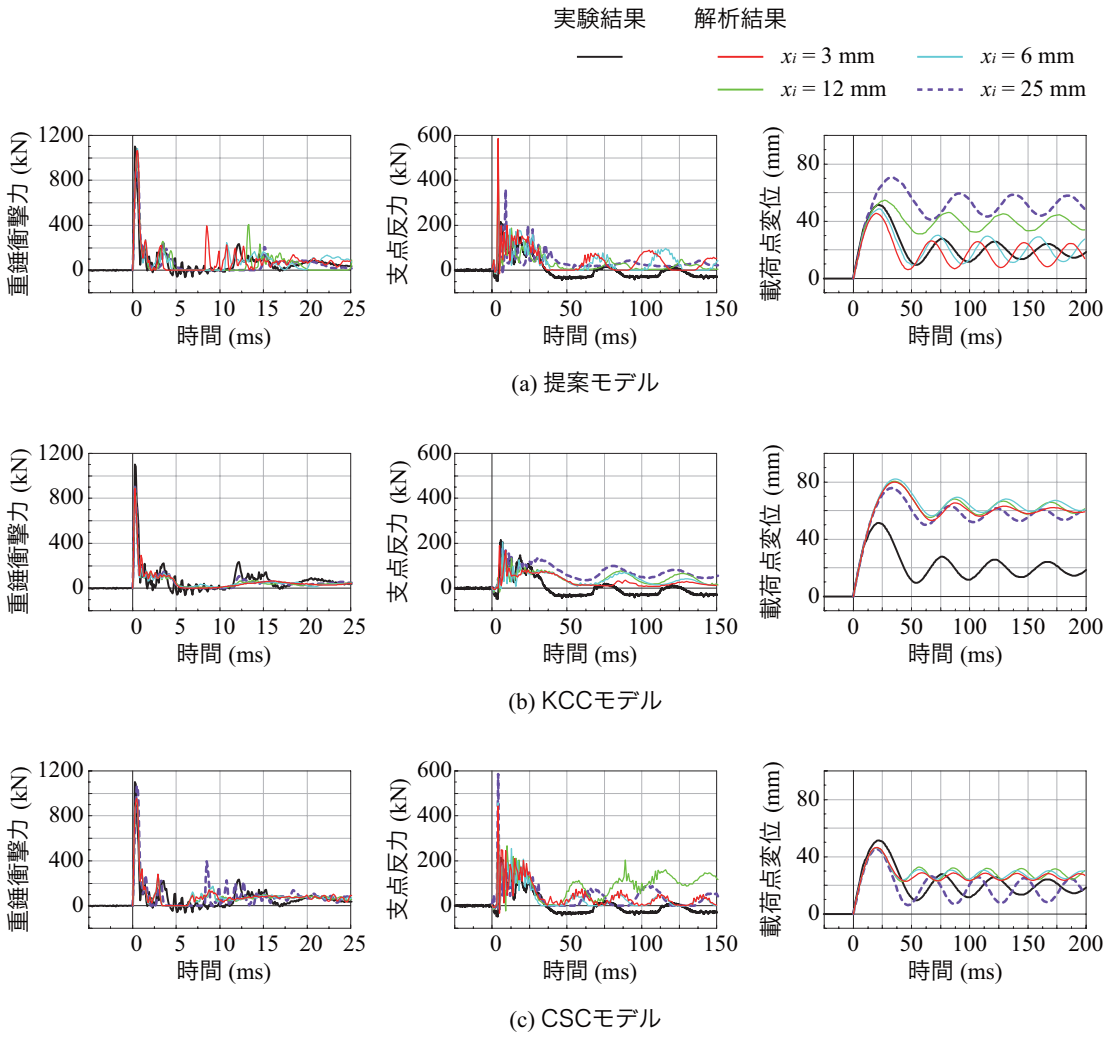
図 5.11 (i) に示す重錘衝撃力波形に着目すると，要素長およびコンクリート構成則によらず，実験結果と非常に類似した波形性状を示している．

次に，**図** 5.11 (ii) に示す支点反力波形に着目すると，提案モデルおよび CSC モデルの場合には，実験結果よりも過大な高周波成分を確認できるものの概形は実験結果とよく対応していることが窺える．

図 5.11 (iii) に示す載荷点変位波形に着目すると，提案モデルの場合には要素長 $x_i = 12, 25$ mm の場合には実験結果よりも過大に変形している傾向が確認できる．これは，カットオフモデルに分布ひび割れモデルを適用することを前提に考えると，要素長が大きいことにより FRP シート補強 RC 梁特有の梁全体に生じるひび割れ分布が再現が難しく，シート剥離のような傾向が生じていることを示唆している．なお，要素長が小さい場合には実験結果と非常に良く対応していることから，$H = 1$ m の場合と合わせて提案の数値解析手法の妥当性が示されているものと考えられる．

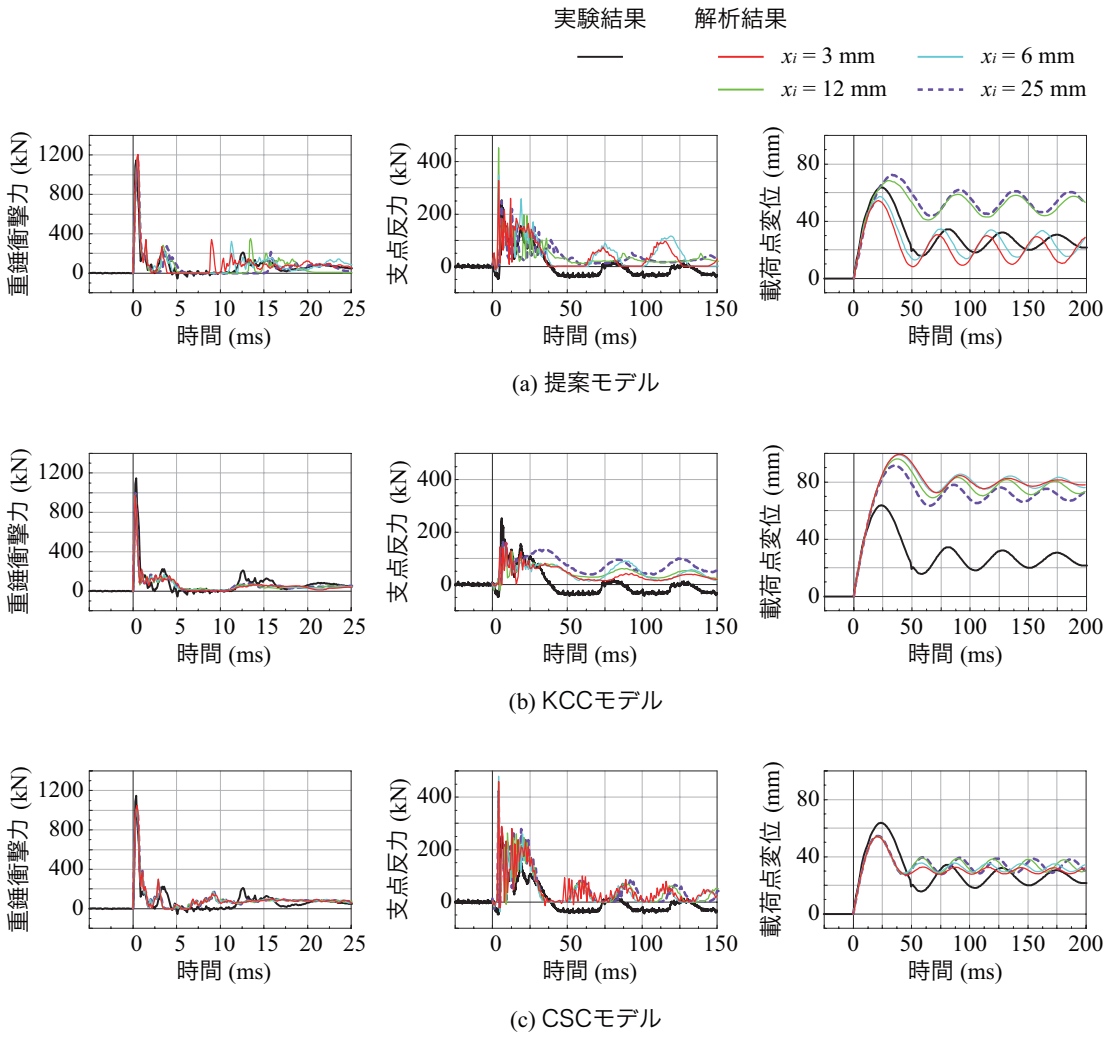
CSC モデルを適用する場合には，$H = 1$ m 落下時と同様に要素長によって多少のばらつきがあるものの，最大変位や残留変位に関してほぼ実験結果と同等であることが分かる．

図 5.12 に示す落下高さ $H = 2.5$ m の場合に関しても，変形が大きくなるものの落下高さ $H = 2$ m の場合と同様な傾向が確認できる．



(i) 重錘衝撃力　　(ii) 支点反力　　(iii) 載荷点変位

図 5.11　落下高さ $H = 2$ m の AFRP シート補強試験体に関する各種時刻歴応答波形の比較



（i）重錘衝撃力　　（ii）支点反力　　（iii）載荷点変位

図 5.12　落下高さ $H = 2.5$ m の AFRP シート補強試験体に関する各種時刻歴応答波形の比較

5.5.2　ひび割れ図

図 5.13 には，落下高さ $H = 2$ m の AFRP シート補強 RC 梁に関して実験終了時の梁側面のひび割れ分布性状および各構成則から評価されるひび割れ分布を比較する形で示している．

提案モデルに着目すると，要素長 $x_i = 12,25$ mm の場合には，実験結果と比較して変形が過大であったことからも明らかなように，梁下縁に AFRP シートに沿うようなひび割れ相当領域が広がっており，シート剥離の傾向が生じていることが分かる．一方で，要素長 $x_i = 3,6$ mm の場合にはシートに沿うようなひび割れ相当領域が確認できず，いずれの要素長においても実験結果と概ね対応している．一方で，CSC モデルに着目すると，落下高さ $H = 1$ m と同様に，軟化領域を超過し完全に損傷している要素が他の 2 つのモデルよりも少ない傾向が見て取れる．また，これらの傾向は **図** 5.14 に示す落下高さ $H = 2.5$ m の場合も同様である．

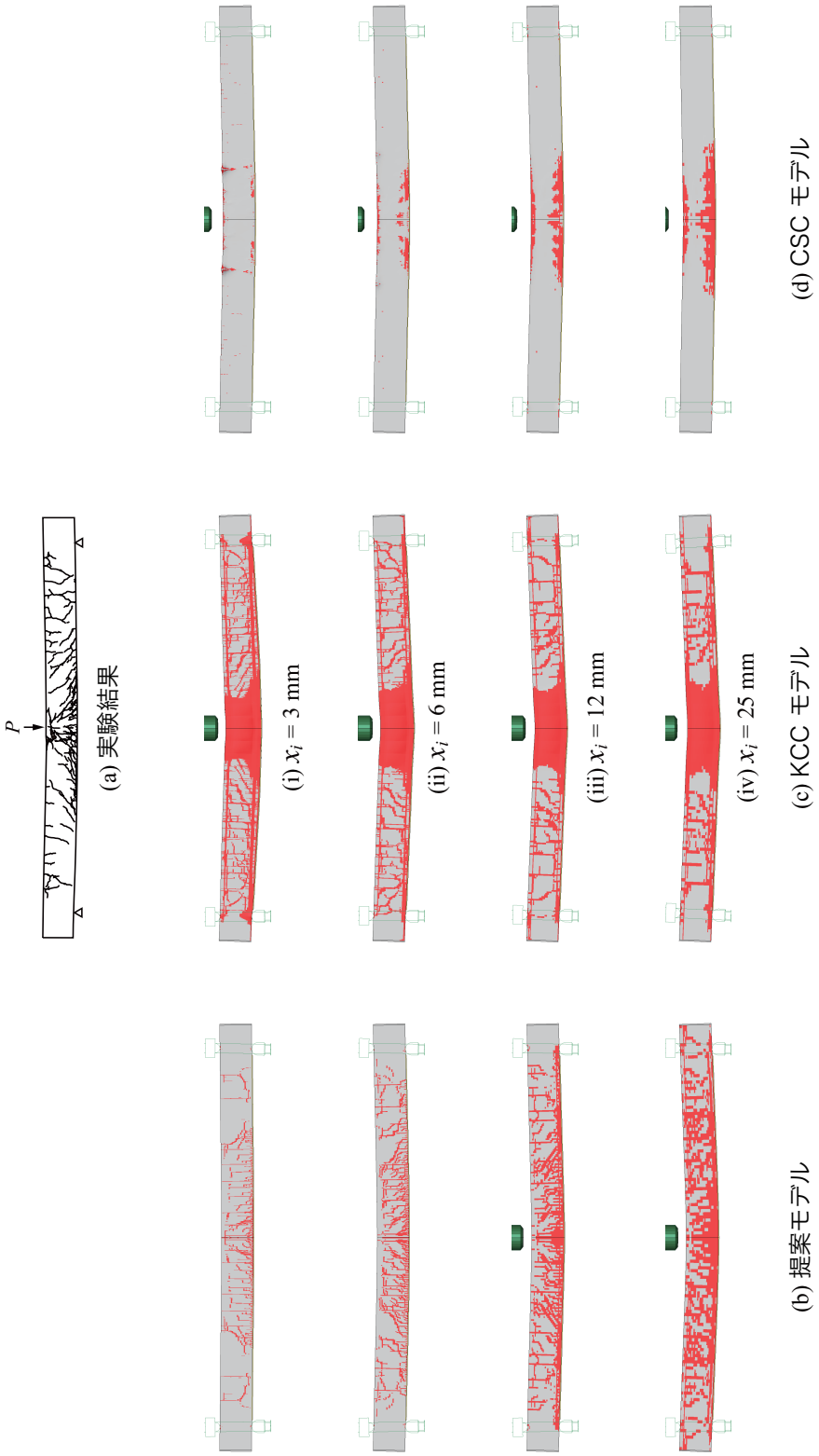


図 5.13　落下高さ $H = 2$ m の AFRP シート補強試験体に関するひび割れ図の比較

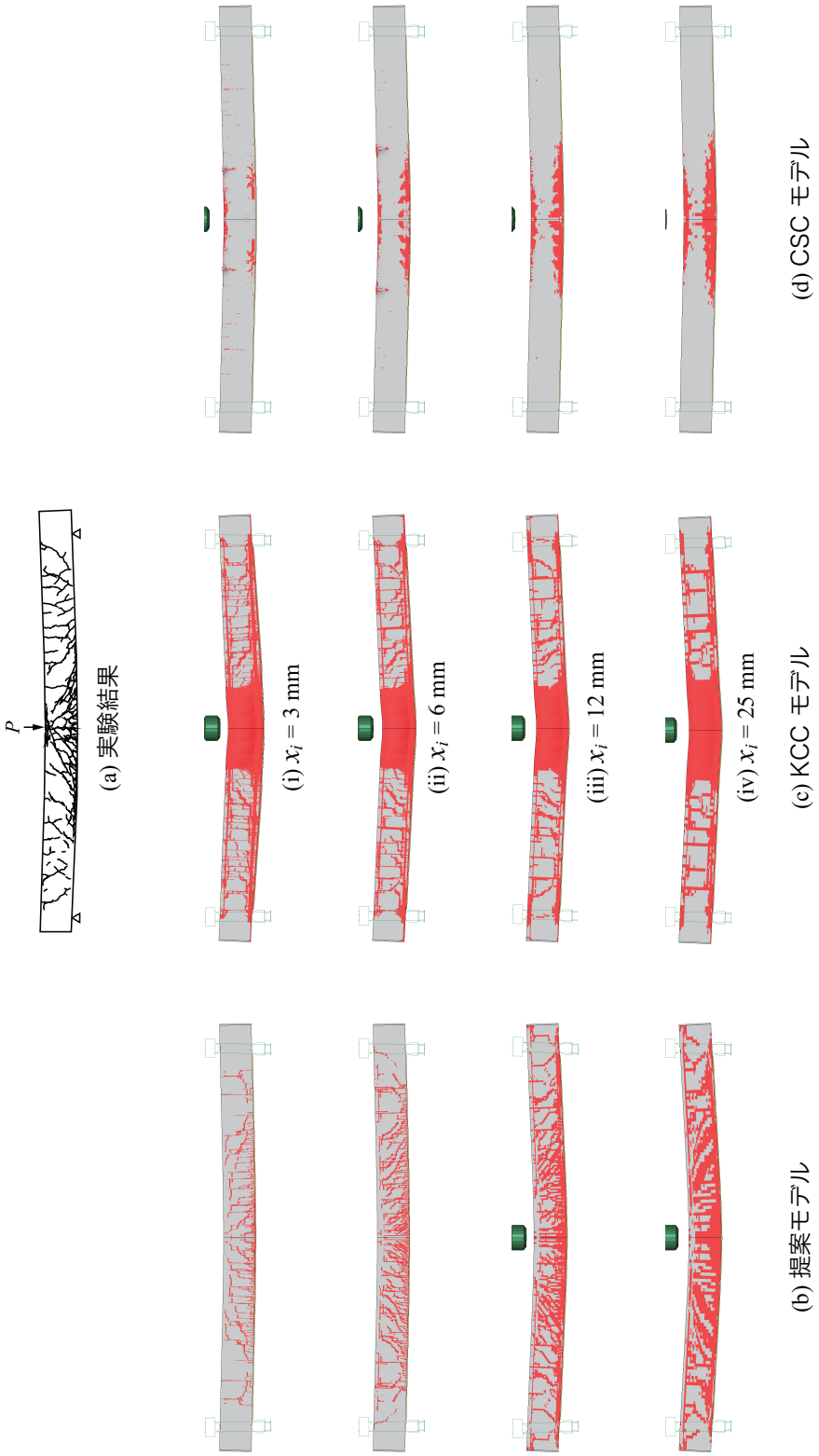


図 5.14　落下高さ H = 2.5 m の AFRP シート補強試験体に関するひび割れ図の比較

5.5.3　AFRP シートの軸方向ひずみ分布

図 5.15 ～ **図** 5.20 には，各材料構成則を適用した場合において $t = 1 \sim 100$ ms の AFRP シートの軸方向ひずみ分布について横軸に載荷点からの距離を取って時系列で整理したものである．

図 5.15 に示す提案モデルの数値解析結果に着目すると，前述のように要素長 $x_i = 12, 25$ mm の場合には，それぞれ 15 ms，5 ms 時において載荷点近傍部のひずみが均一化しており，実験結果とは異なりシート剥離の傾向が確認できる．一方で，要素長 $x_i = 3, 6$ mm の場合には重錘衝突初期から減衰自由振動状態に至るまで非常によく実験結果と対応していることが確認できる．

図 5.16 に示す KCC モデルの数値解析結果に着目すると，$H = 1$ m 落下と同様に，FRP シート補強 RC 梁の耐衝撃挙動を再現するのは困難である．

図 5.17 に示す CSC モデルの数値解析結果に着目すると，落下高さ $H = 1$ m の場合とほぼ同様な傾向が確認でき，要素長の大小によるひずみの変化は非常に小さく，かつ，重錘衝突初期から $t = 30$ ms までは非常に良く実験結果と対応している．ただし，それ以降の減衰自由振動状態においては載荷点部近傍において実験結果との差異が確認される．

また，**図** 5.18 ～ **図** 5.20 に示す落下高さ $H = 2.5$ m の場合にも，この傾向は同様であることが確認できる．

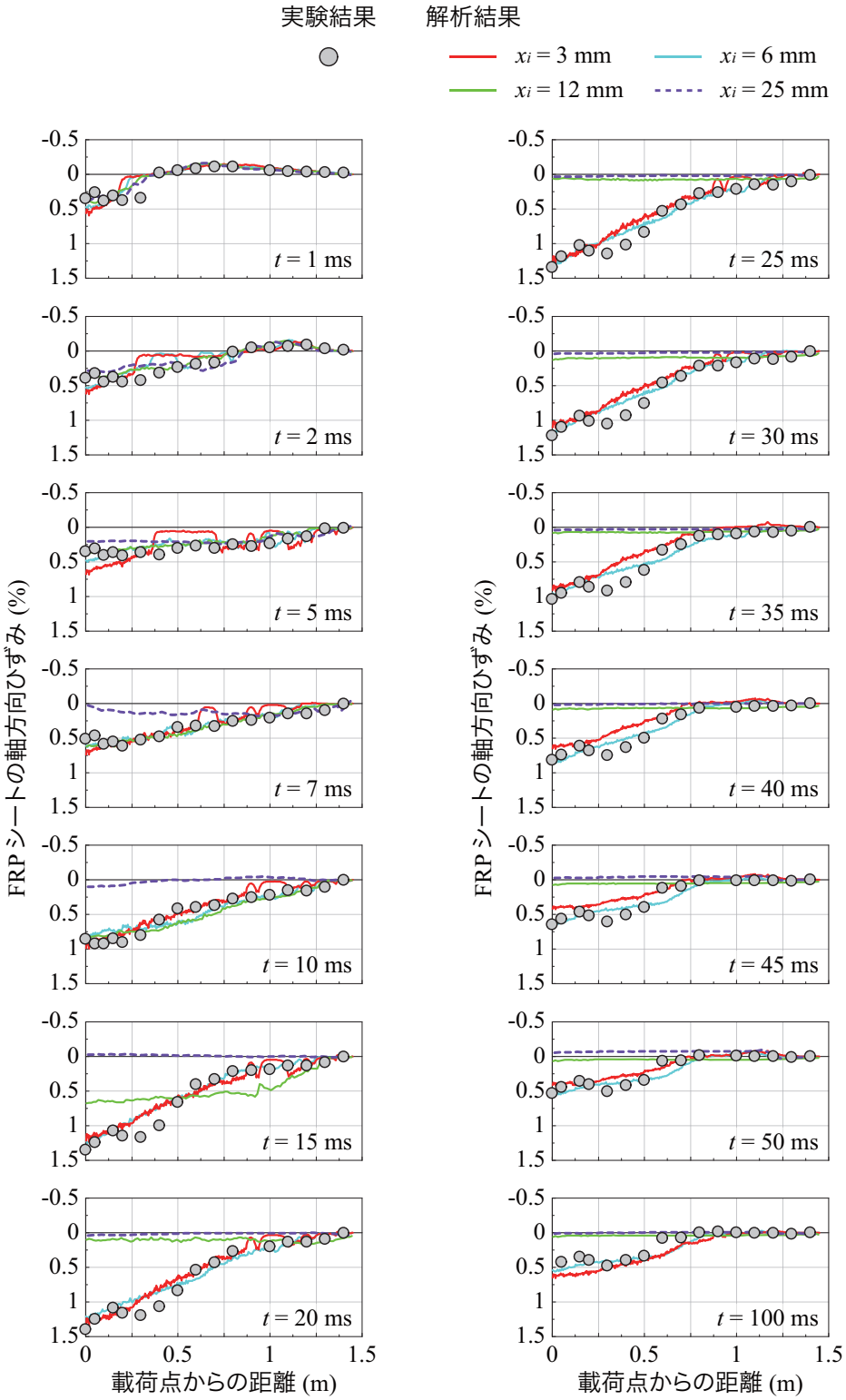


図 5.15　落下高さ $H = 2$ m の AFRP シート軸方向ひずみ分布の比較（提案モデル）

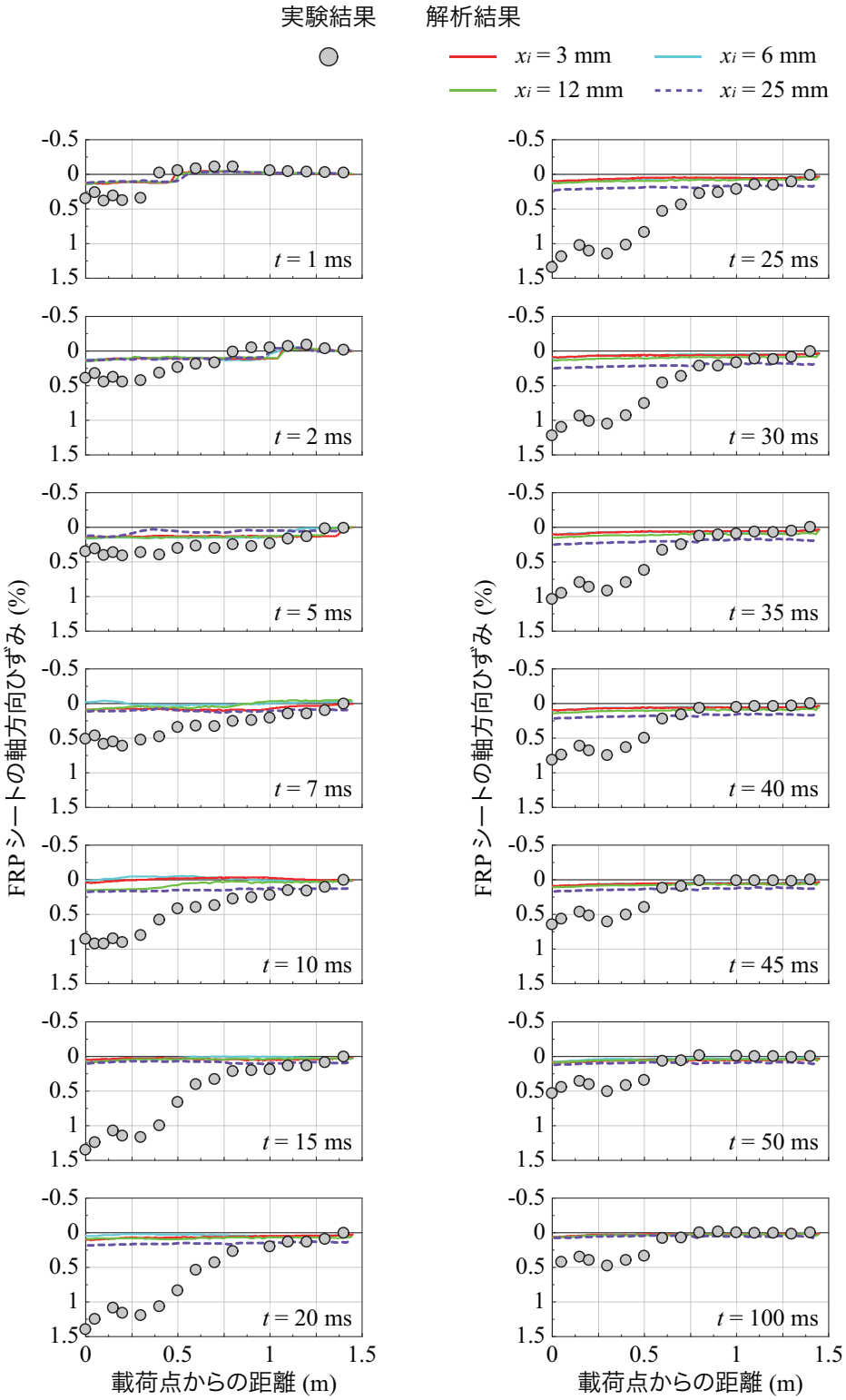


図 5.16　落下高さ $H = 2$ m の AFRP シート軸方向ひずみ分布の比較（KCC モデル）

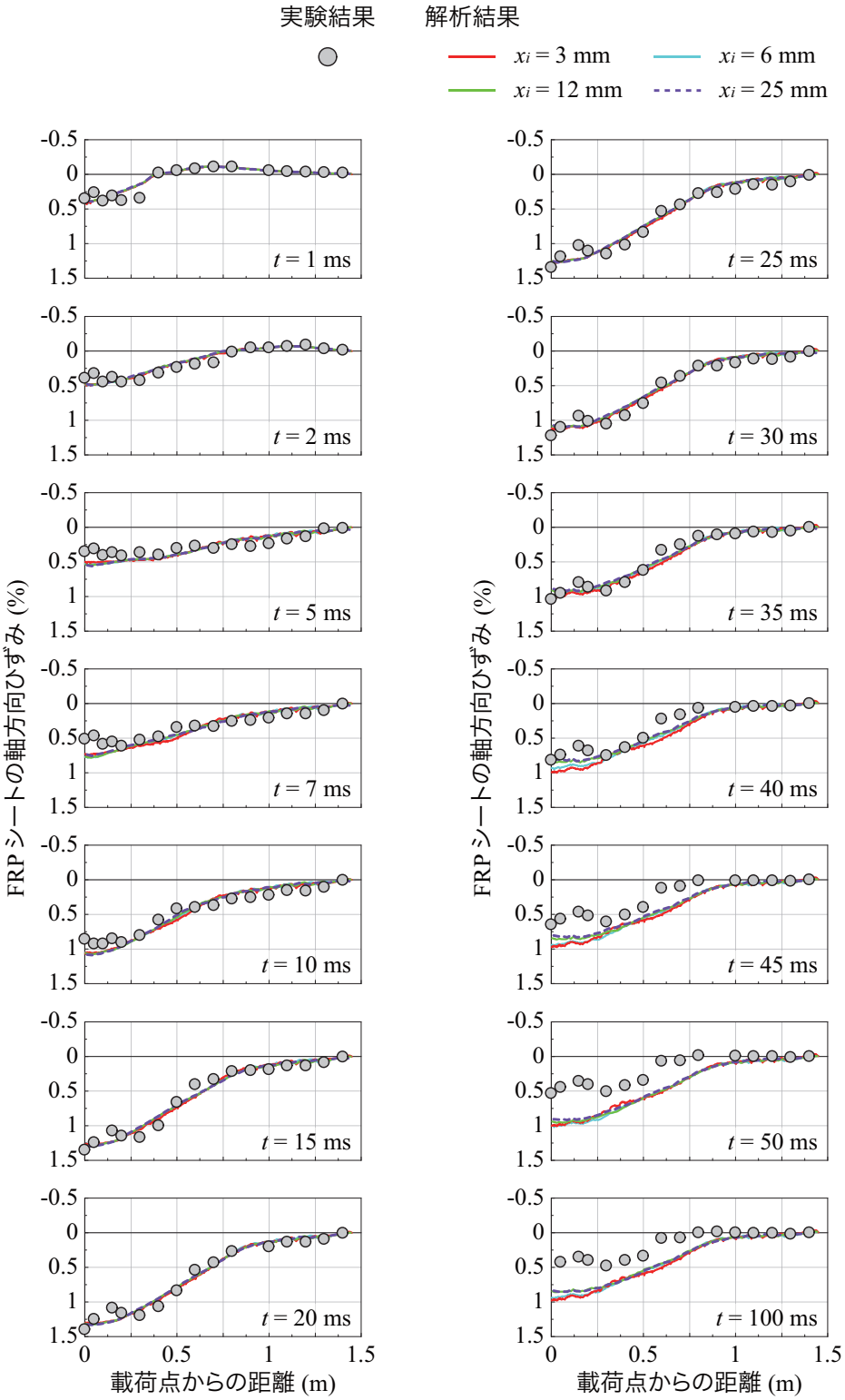


図 5.17　落下高さ $H = 2$ m の AFRP シート軸方向ひずみ分布の比較（CSC モデル）

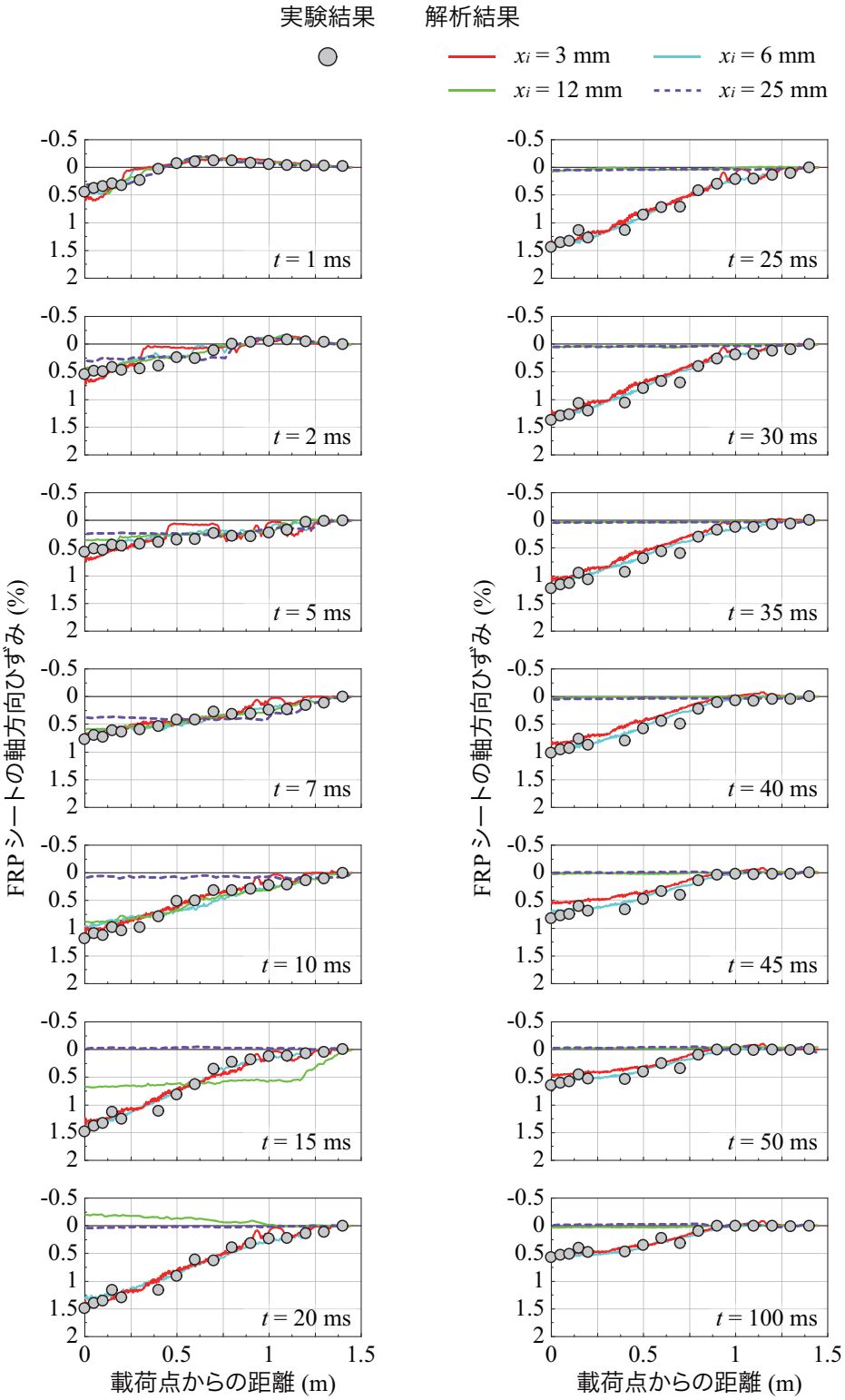


図 5.18　落下高さ $H = 2.5$ m の AFRP シート軸方向ひずみ分布の比較(提案モデル)

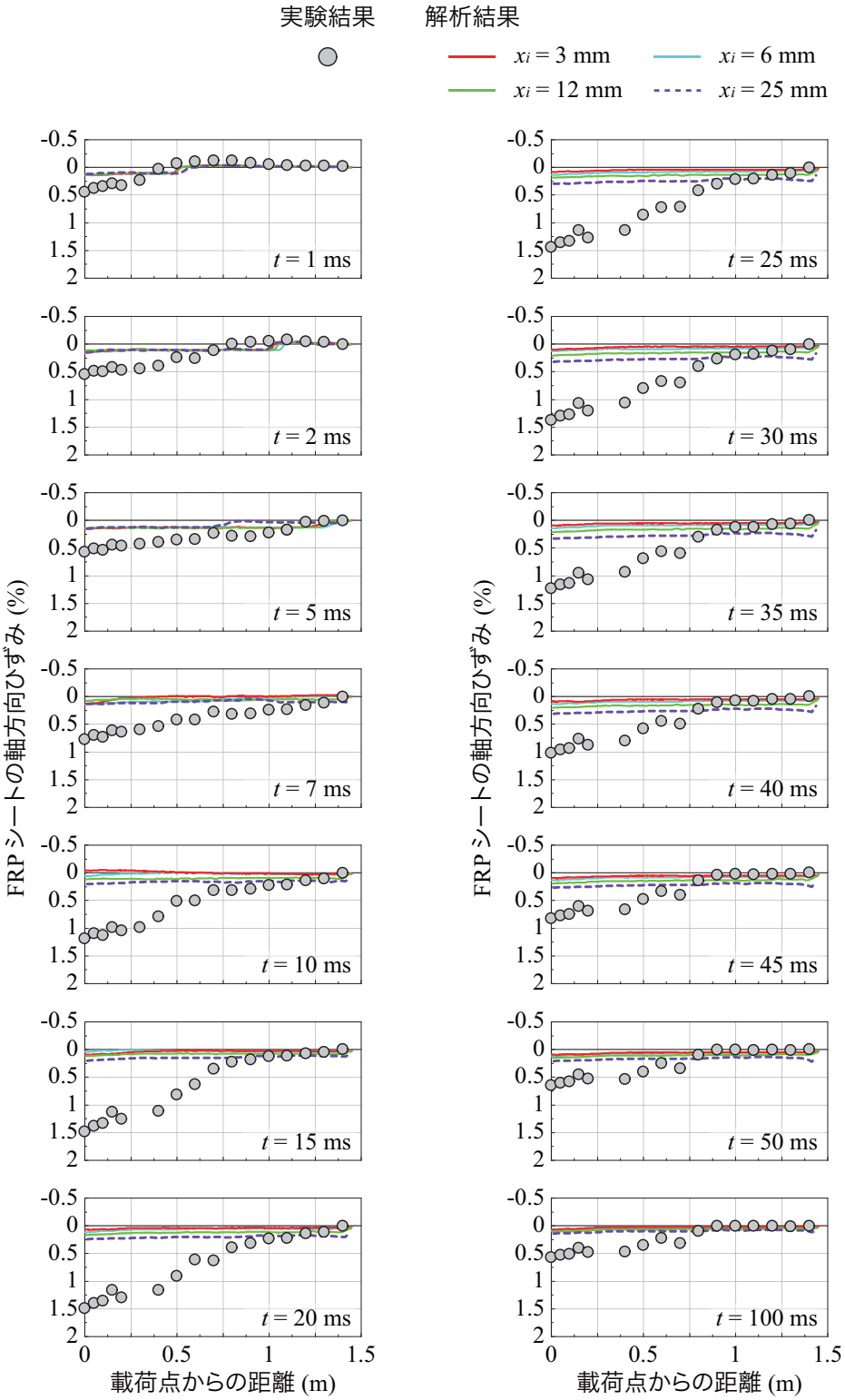


図 5.19　落下高さ $H = 2.5$ m の AFRP シート軸方向ひずみ分布の比較(KCC モデル)

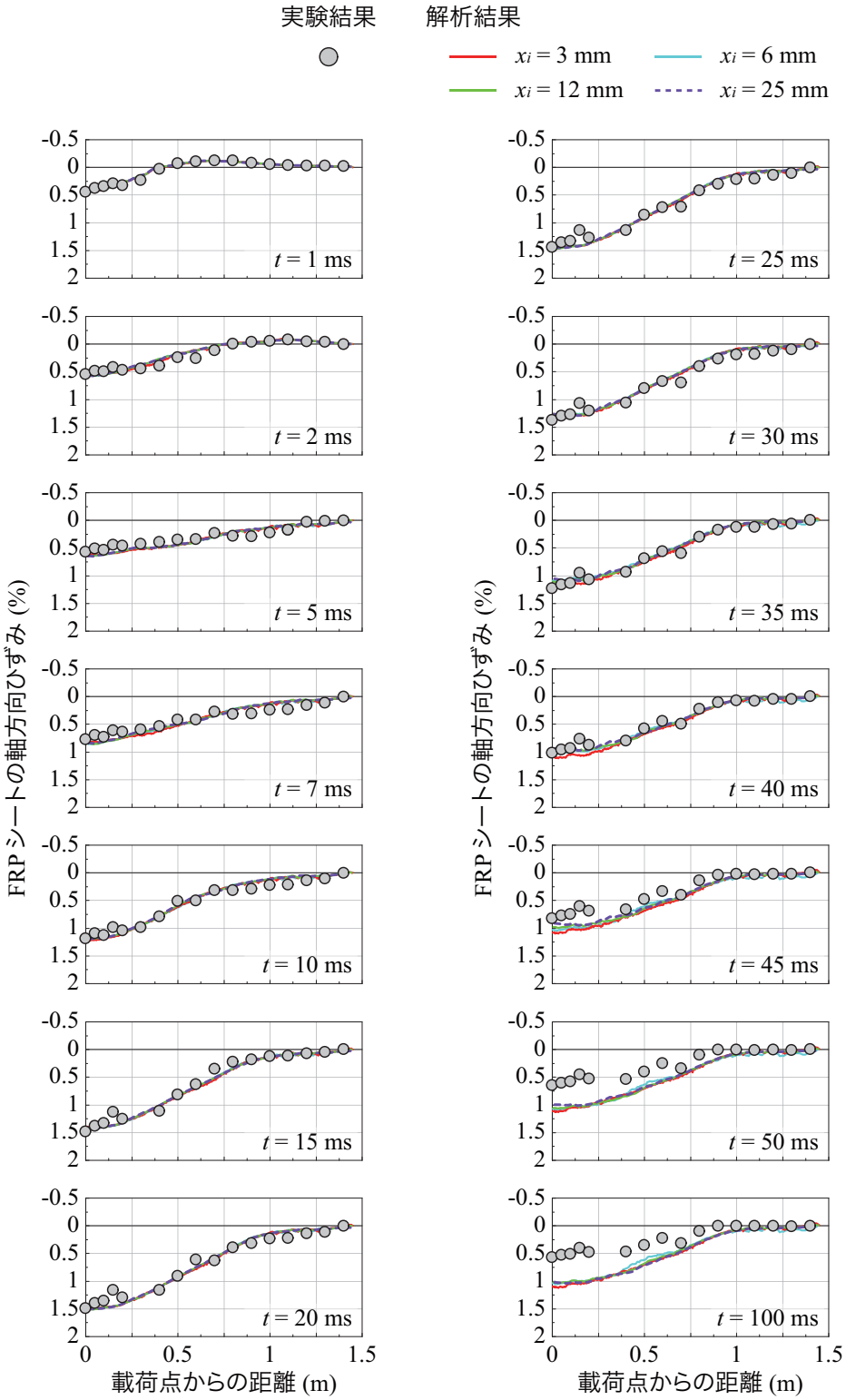


図 5.20　落下高さ $H = 2.5$ m の AFRP シート軸方向ひずみ分布の比較(CSC モデル)

5.6　AFRP シート下面接着曲げ補強 RC 梁がシート剥離に至る場合

最後に，AFRP シート接着曲げ補強 RC 梁についてシートの大部分が剥離になり終局に至った段階の損傷レベルに関して，各解析手法の影響を検討する．すなわち，落下高さ $H = 3$ m としたケースの再現解析について，以下にその結果を示す．

5.6.1　各種時刻歴応答波形

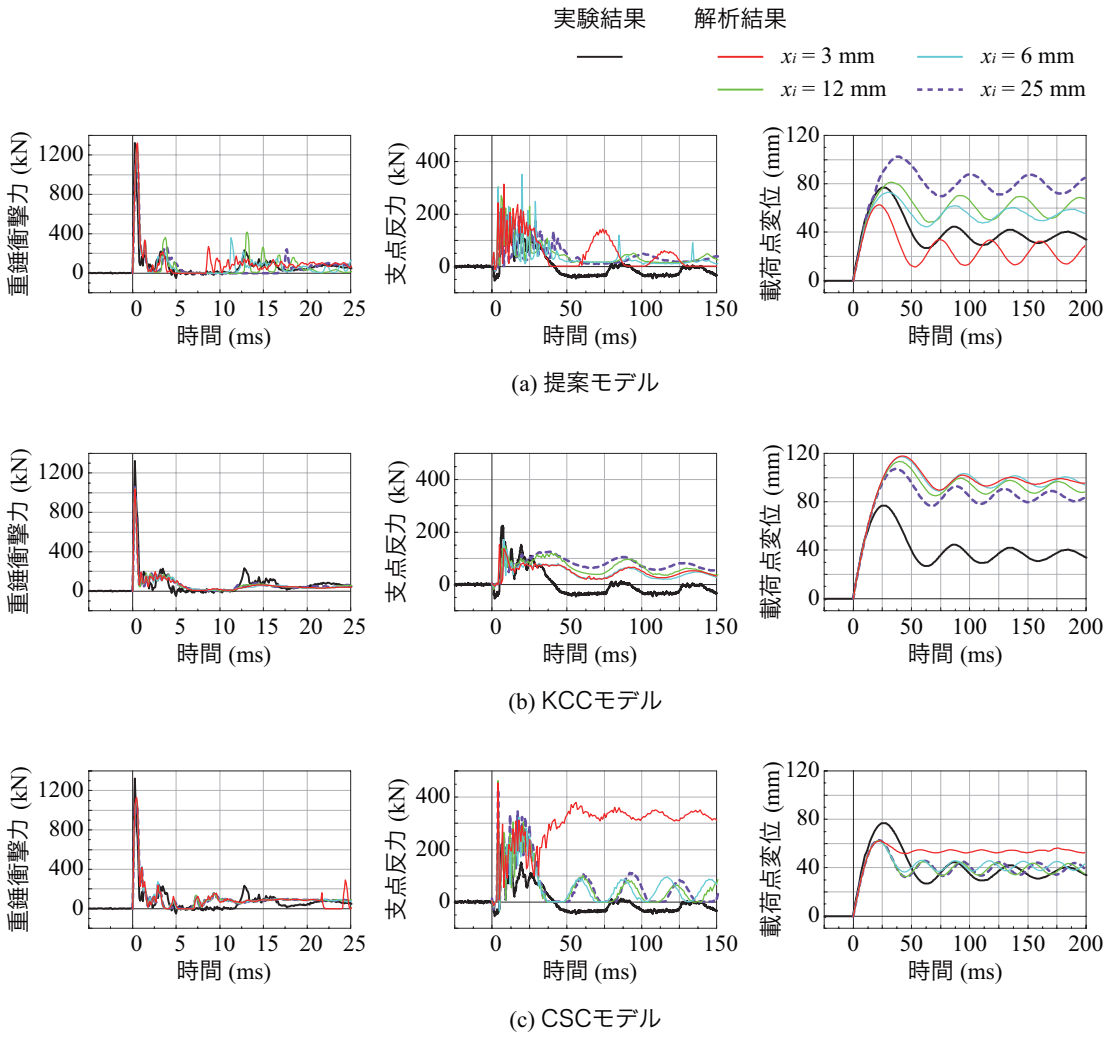
図 5.21 には，落下高さ $H = 3$ m における AFRP シート補強試験体に関する各種時刻歴応答波形に関して実験結果と解析結果を比較する形で整理している．

図 5.21 (i) に示す重錘衝撃力波形に着目すると，数値解析結果は要素長およびコンクリート構成則によらず，実験結果と概ね類似した波形性状を示している．しかしながら，最大衝撃力や第 2 波の立ち上がり時刻を確認すると，提案モデルが最も精度が良いことが分かる．

次に，**図** 5.21 (ii) に示す支点反力波形に着目すると，提案モデルは実験結果と良く対応している．一方で，CSC モデルの場合には，要素長 $x_i = 3$ mm の場合に実験結果と大きく異なる波形性状を示している．これは後述するように，要素長 $x_i = 3$ mm の場合に，実験結果では生じていないシート破断が生じたためである．また，支点反力が大きく残留しているのは，最大変位到達直後にシートが破断し，梁の変形が大きくなることで，支点を上方に押し上げるように作用したためと考えられる．

図 5.21 (iii) に示す載荷点変位波形に着目すると，提案モデルの場合には要素長 $x_i = 6$ mm の場合にはシート全面剥離の傾向が生じたため実験結果よりも残留変位が大きく示されている．また，要素長 $x_i = 3$ mm の場合にはシート剥離のような傾向が生じていないため実験結果と対応するような波形性状を示している．実験結果は部分剥離で終局に至っているため，要素長 $x_i = 3, 6$ mm の中間のような変形性状を示していることが考えられる．

CSC モデルを適用する場合には，要素長 $x_i = 3$ mm において残留変位と最大変位に大きな差異が確認できないが，これは載荷点直下のシート要素が破断ひずみ（1.75 %）に到達し要素が削除（破断）したためである．実験結果ではシート剥離で終局に至っているため CSC モデルを適用する場合には終局時の破壊性状を適切に評価できないことが示された．



(i) 重錘衝撃力　　(ii) 支点反力　　(iii) 載荷点変位

図 5.21　落下高さ $H = 3$ m の AFRP シート補強試験体に関する各種時刻歴応答波形の比較

5.6.2　ひび割れ図

図 5.22 には，落下高さ $H = 3$ m の AFRP シート補強 RC 梁に関して実験終了時の梁側面のひび割れ分布性状および各構成則から評価されるひび割れ分布を比較する形で示している．

提案モデルに着目すると，要素長 $x_i = 3$ mm の場合には，実験結果と比較して損傷が若干少ないことが確認できる．一方で，要素長 $x_i = 6$ mm の場合には AFRP シートに沿うようにひび割れ相当領域が広がっており，シート剥離の傾向が確認できる．実験結果では部分剥離で終局に至ってはいるが，要素長を小さくし提案の手法を用いることで梁の終局時の入力エネルギーが予測できる可能性が示された．

CSC モデルの場合にはいずれの要素長においても実験結果に見られるようなシート剥離の傾向は確認できない．また，要素長 $x_i = 3$ mm に場合には，載荷点直下において損傷が集中していることより，シート要素が削除され，実験結果と終局状況が異なる．

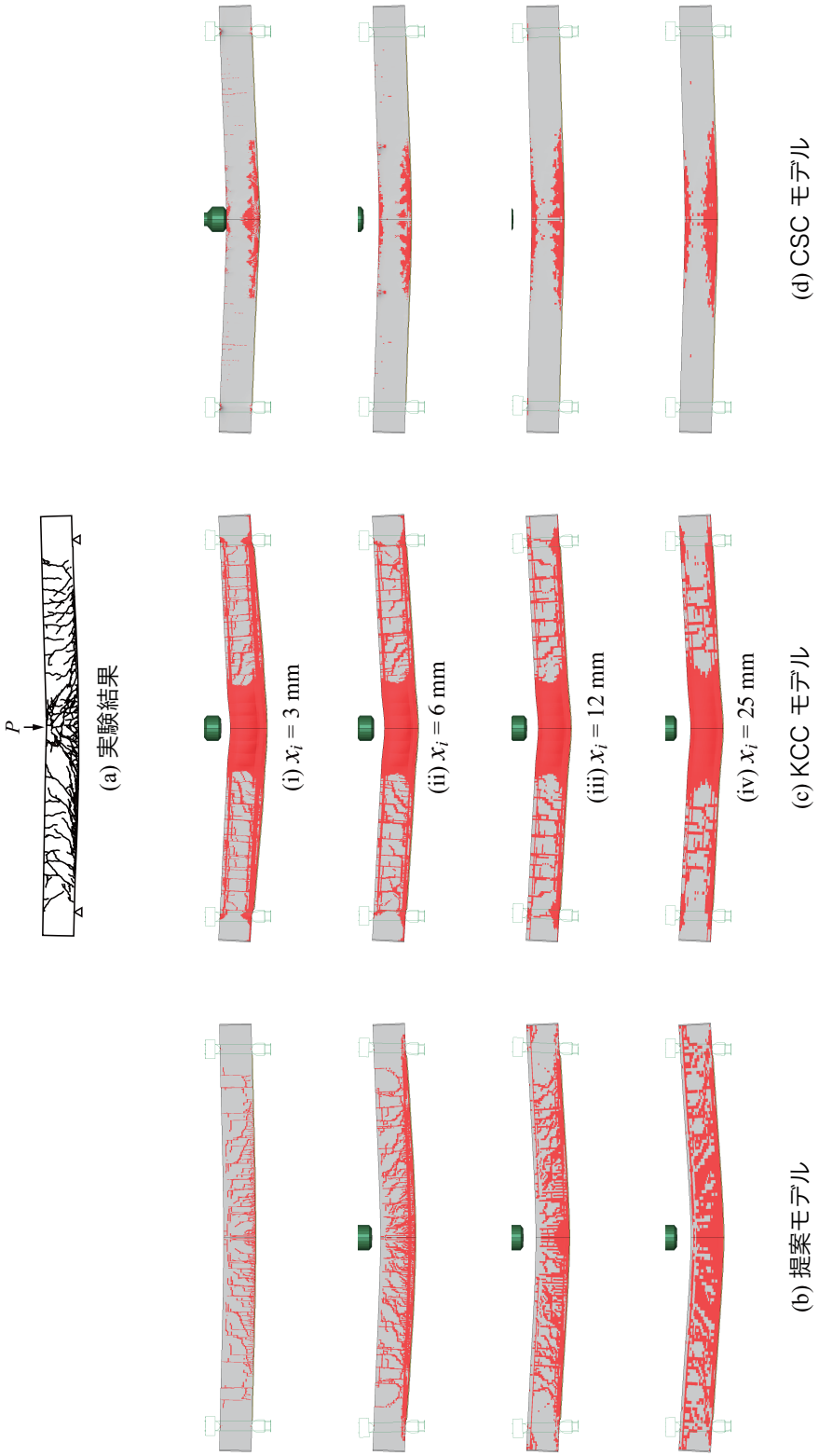


図 5.22　落下高さ $H = 3$ m の AFRP シート補強試験体に関するひび割れ図の比較

5.6.3　AFRP シートの軸方向ひずみ分布

図 5.23 ～ **図** 5.25 には，各材料構成則を適用した場合において $t = 1 \sim 100$ ms の AFRP シートの軸方向ひずみ分布について横軸に載荷点からの距離を取って時系列で整理したものである．

図 5.15 に示す提案モデルの数値解析結果に着目すると，要素長 $x_i = 3$ mm の場合には，各時刻において，載荷点からの距離が 0.5 ～ 1.0 m の範囲を除き概ね実験結果と対応している．実験結果では載荷点から 1 m までの範囲において，25 ms 時にひずみがフラットになっているがこれはシートの部分剥離を意味している．また，要素長 $x_i = 6$ mm の場合には実験結果よりも早期にシートの全面剥離に至っている．しかしながら，これは要素長 $x_i = 6$ mm として提案モデルを適用することでシート補強 RC 梁の耐衝撃挙動について合理的かつ安全側の評価が可能となることを示唆している．

図 5.16 に示す KCC モデルの数値解析結果より，いずれの落下高さにおいても KCC モデルを適用して FRP シート補強 RC 梁の動的応答を評価するのは困難である．

図 5.17 に示す CSC モデルの数値解析結果に着目すると，要素長 $x_i = 12,25$ mm の場合にはシート剥離のような傾向は確認できない．また，要素長 $x_i = 6$ mm の場合には 30 ms 以降においてひずみが一様になっているものの，載荷点変位波形やひび割れ状況からシート剥離が生じ終局であると判断することは難しい．さらに，要素長 $x_i = 3$ mm の場合には 25 ms 時に数値解析結果が実験結果と大きく異なる傾向を確認できる．これは，前述のように実験結果では生じていないシート破断が生じたためである．

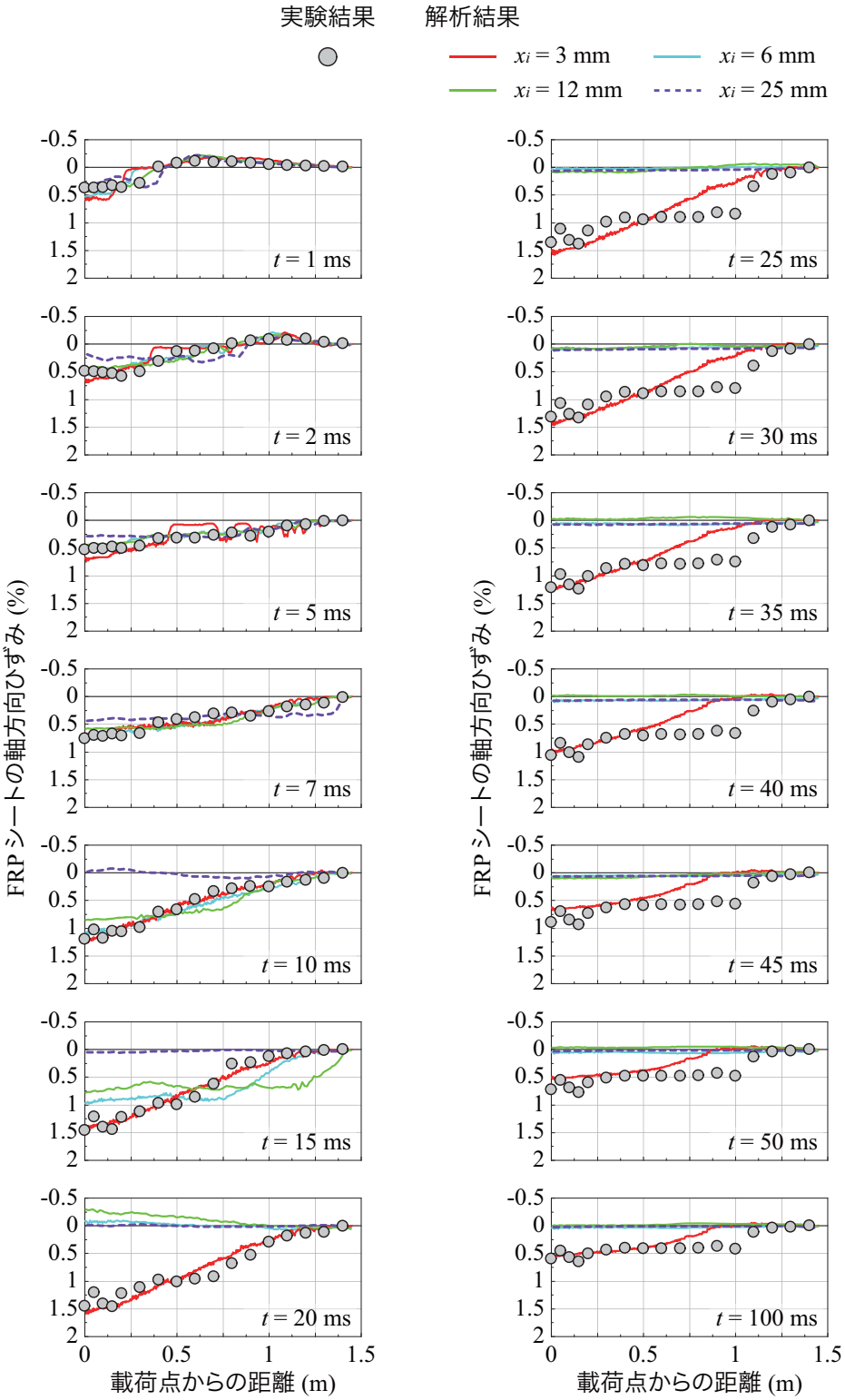


図 5.23　落下高さ $H = 3$ m の AFRP シート軸方向ひずみ分布の比較（提案モデル）

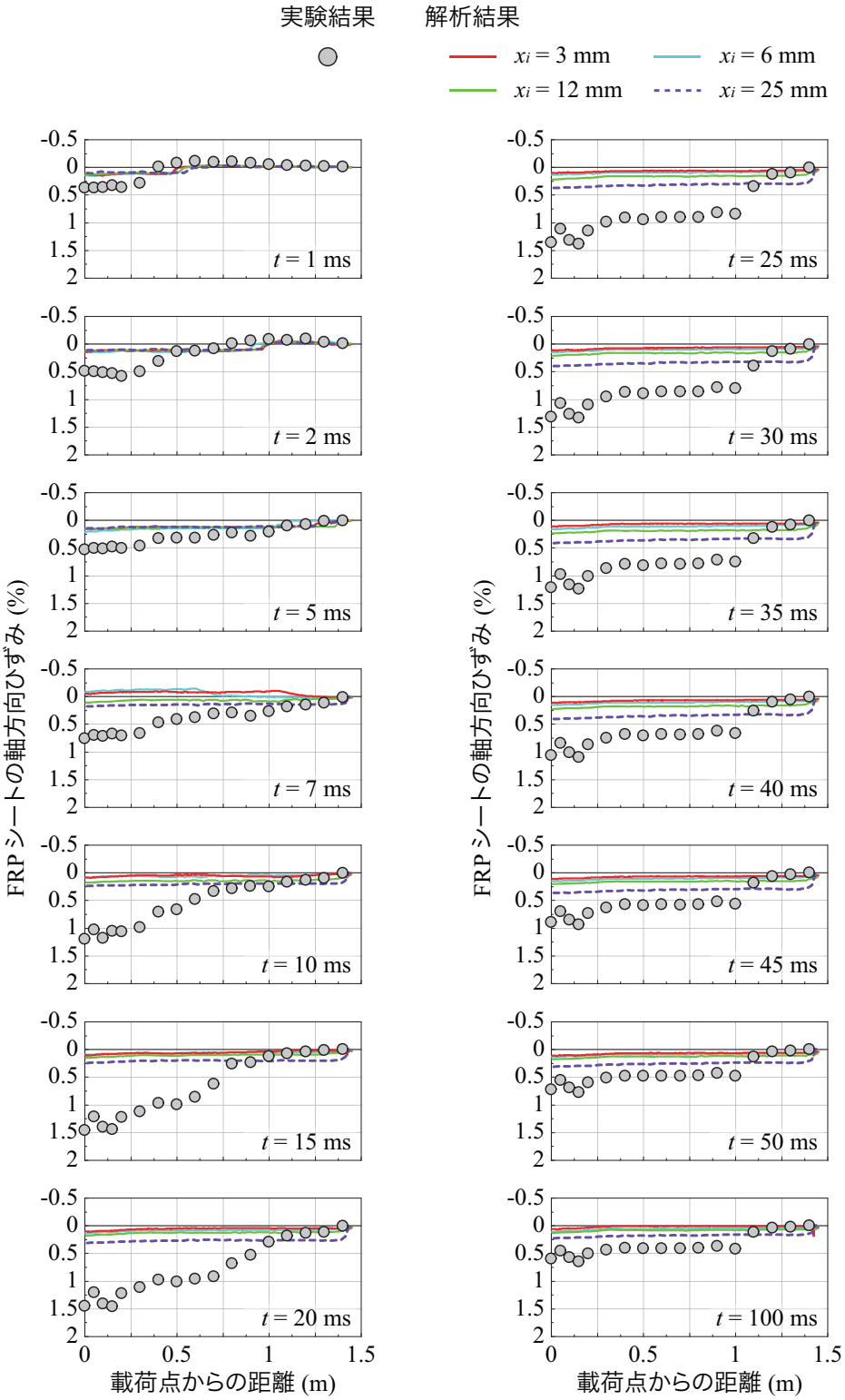


図 5.24　落下高さ $H = 3$ m の AFRP シート軸方向ひずみ分布の比較（KCC モデル）

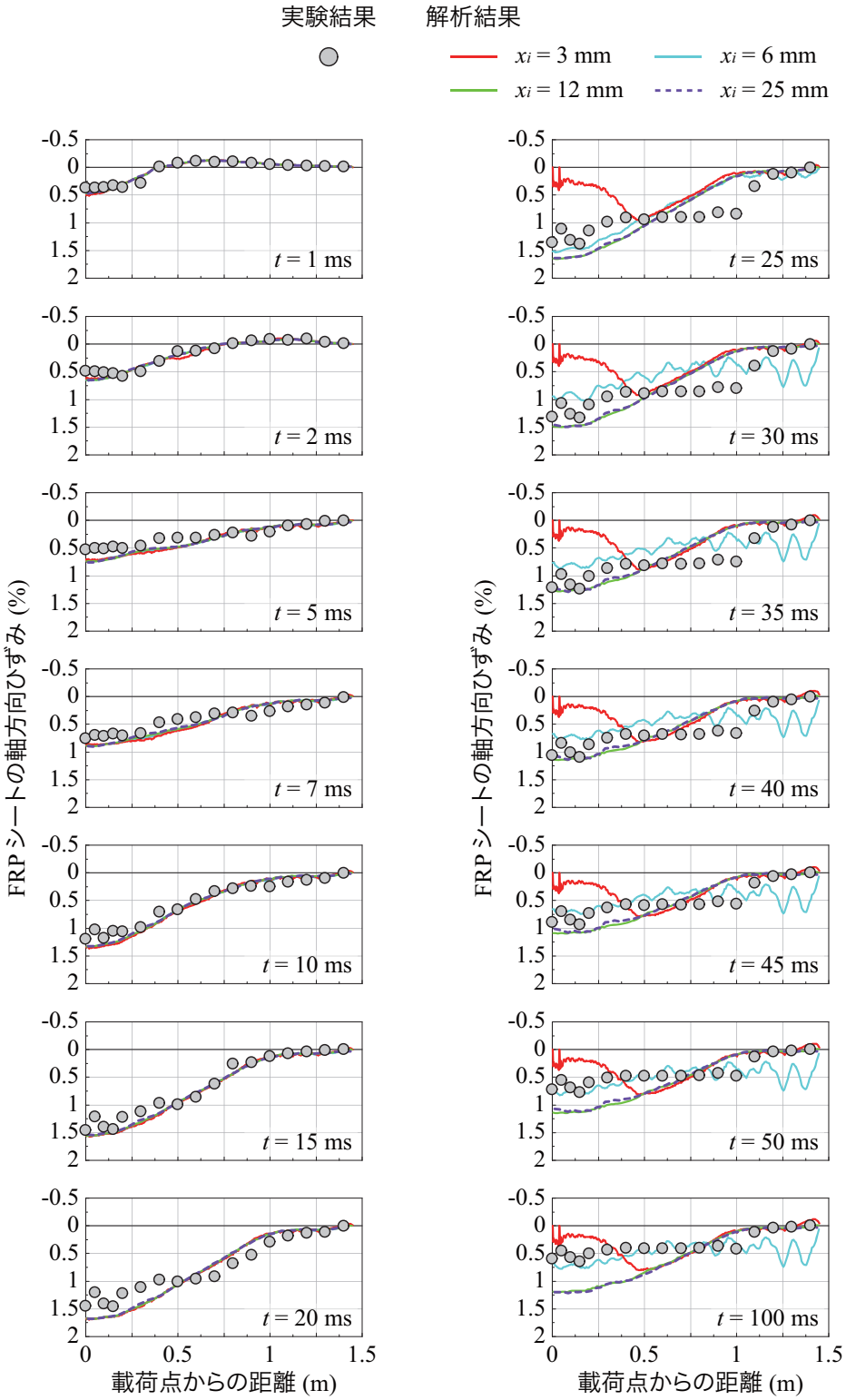


図 5.25　落下高さ $H = 3$ m の AFRP シート軸方向ひずみ分布の比較（CSC モデル）

5.7　まとめ

本章では，別途実施した重錘落下衝撃荷重載荷実験結果を基に，最適な数値解析手法の探索を目的として，コンクリート構成則および梁軸方向要素長を変化させた FRP シート下面接着曲げ補強 RC 梁の三次元弾塑性衝撃応答解析を実施した．本章で得られた知見を整理すると以下の通りである．

1）本研究の範囲内においては，無補強 RC 梁の時刻歴応答波形を適切に再現するためには，いずれの要素長やコンクリート構成則を用いてもほぼ適切に再現可能である．

2）AFRP シート補強 RC 梁に関して，KCC モデルを用いてその耐衝撃挙動を適切に再現することは困難である．

3）CSC モデルを用いる場合には，シート補強 RC 梁が終局に至らない範囲内においては，各種時刻歴応答波形および AFRP シートの軸方向ひずみ分布を適切に再現可能である．しかしながら，終局に至るような過大なエネルギーが作用する場合には，シートの剥離や破断といった終局状況を適切に評価することは難しい．

4）一方で，要素長を $x_i = 3 \sim 6$ mm 程度まで小さくして提案モデルを適用することで，FRP シート補強 RC 梁の損傷レベルが軽微な場合やシート剥離が生じるような終局時までを含めて，適切に耐衝撃挙動を評価できる可能性が示された．

第 6 章

提案の数値解析手法に関する汎用性検討

6.1　概説

前章の結果より，要素長 $x_i = 3 \sim 6$ mm 程度まで小さくし，コンクリート要素に提案モデルを適用することで，FRP シート接着曲げ補強 RC 梁の耐衝撃挙動を適切に評価できる可能性が示された．本章では提案の数値解析手法の汎用性検討することを目的として，別途実施した漸増繰り返しあるいは落下高さ一定繰り返し衝撃荷重載荷実験の再現解析を試みた．

まずは，漸増繰り返し載荷時における目付量の異なる FRP シート補強試験体を対象に耐衝撃挙動の比較検討を実施した．その後，落下高さ一定繰り返し衝撃荷重載荷についても同様に検討を実施し，最後に各試験体の終局状況について数値解析結果との比較を行った．

6.2　数値解析ケース

表 6.1 には，本章で対象とした数値解析ケースの一覧を示している．ここでは漸増繰り返し衝撃荷重載荷実験を実施した目付量の異なる全 8 体の AFRP シート補強試験体に加えて，落下高さ一定繰り返し衝撃荷重載荷実験を行った計 4 体の AFRP シート補強試験体を対象に再現解析を実施した．なお，目付量 830 g/m^2 に関する漸増繰り返し衝撃荷重載荷時の 1 回目載荷時の落下高さが $H = 3$ m のケースについては前章に考察を加えたケースと同様である．また，その他の目付量が 830 g/m^2 に関する漸増繰り返し衝撃荷重載荷実験のケースについて，ここでは終局に至るまでの繰り返し載荷も含めて数値解析的検討を実施している．さらに表には，終局に至るまでの重錘落下回数，累積実測入力エネルギー，コンクリート圧縮強度，および主鉄筋・せん断補強筋の降伏強度も合わせて示している．

表 6.1　数値解析ケース一覧

試験体名	シート材料	シート目付量 (g/m^2)	載荷方法	設定重錘落下高 H (m)	重錘落下回数 (回)	累積実測入力エネルギー E (kJ)	コンクリート圧縮強度 f'_c (MPa)	主鉄筋降伏強度 f_y (MPa)	せん断筋降伏強度 f_{sy} (MPa)	終局状況
A4-G-H1	AFRP	415	落下高漸増繰り返し載荷	1	2	8.57	33.7	371.0	401.9	シート破断
A4-G-H2				2	2	13.17				
A4-G-H2.5				2.5	2	16.27				シート剥離（縦割れ）
A4-G-H3				3	1	8.50				シート破断
A8-G-H1		830		1	3	15.90				シート剥離
A8-G-H2				2	2	13.17				
A8-G-H2.5				2.5	2	16.27				
A8-G-H3				3	1	8.95				シート部分剥離
A4-C-H0.5	AFRP	415	落下高一定繰り返し載荷	0.5	9	13.32	34.3	393.7	373.1	上縁圧壊
A4-C-H1				1.0	4	12.05				
A8-C-H0.5		830		0.5	9	13.29				
A8-C-H1				1.0	4	12.14				

6.3　漸増繰り返し衝撃荷重載荷時における適用性検討

ここでは，要素長を $x_i = 3,6$ mm と設定し，提案モデルを適用した場合について AFRP シート下面接着曲げ補強 RC 梁の動的応答や耐衝撃挙動，あるいは終局時の破壊性状の再現性や適用性ついて検討する．以下にその結果を示す．

6.3.1　目付量 830 g/m^2 の AFRP シートを用いた場合

図 6.1 には，A8-G-H1 試験体に関して各種時刻歴応答波形を実験結果と比較する形で整理している．なお，黒線が実験結果，赤線が要素長 $x_i = 3$ mm，青線が要素長 $x_i = 6$ mm の数値解析結果を示している．この試験体は全 3 回の載荷を実施しており，3 回目の 2.5 m 落下時にシート剥離によって終局に至っている．

図 6.1 (i) に示す重錘衝撃力に着目すると，載荷回数を重ねるに伴い，第 1 波の継続時間が長くなる特徴や，第 2 波の立ち上がりが遅れる現象などを，要素長にかかわらずほぼ適切に再現していることが確認できる．また，要素長の違いによる影響は小さいことも見て取れる．

図 6.1 (ii) に示す支点反力波形に着目すると，前章と同様に実験結果と比較して高周波成分を多く含んでいるものの，繰り返し載荷回数の増加に伴う主波動の継続時間の増大が実験結果と良く対応していることが分かる．これは，繰り返し載荷による梁の剛性低下の傾向を数値解析でも再現可能であることを示唆している．

図 6.1 (iii) に示す載荷点変位波形に着目すると，1・2 回目載荷に関しては最大変位および残留変位をほぼ実験結果と同程度に再現可能であることが分かる．実験時にシート剥離で終局に至った 3 回目載荷に関しては，数値解析結果においても同様にシート剥離の傾向が生じていることより，本試験体に関しては要素長による大きな差異は確認されず，いずれにおいても実験結果をほぼ適切に再現可能であった．

図 6.2 には，A8-G-H2 試験体に関して各種時刻歴応答波形を実験結果と比較する形で整理している．この試験体は全 2 回の載荷を実施しており，2 回目の 2.5 m 落下時にシート剥離によって終局に至っている．

図 6.2 (i) に示す重錘衝撃力に着目すると，前述と同様な傾向が確認できる．

図 6.2 (ii) に示す支点反力波形に着目すると，2 回目載荷時において要素長 3 mm とした場合に主波動の継続時間が実験結果と大きく異なる結果となっている．一方で，要素長を 6 mm とした場合には，実験結果と良く対応していることが窺える．

図 6.2 (iii) に示す載荷点変位波形に着目すると，2 回目載荷時において要素長 3 mm のケー

スが最大変位および残留変位が実験結果よりも小さく示されている．しかしながら，本試験体に関しては要素長 $x_i = 3{,}6$ mm のいずれのケースもシート剥離が発生していることを確認しており，実験結果と対応している．

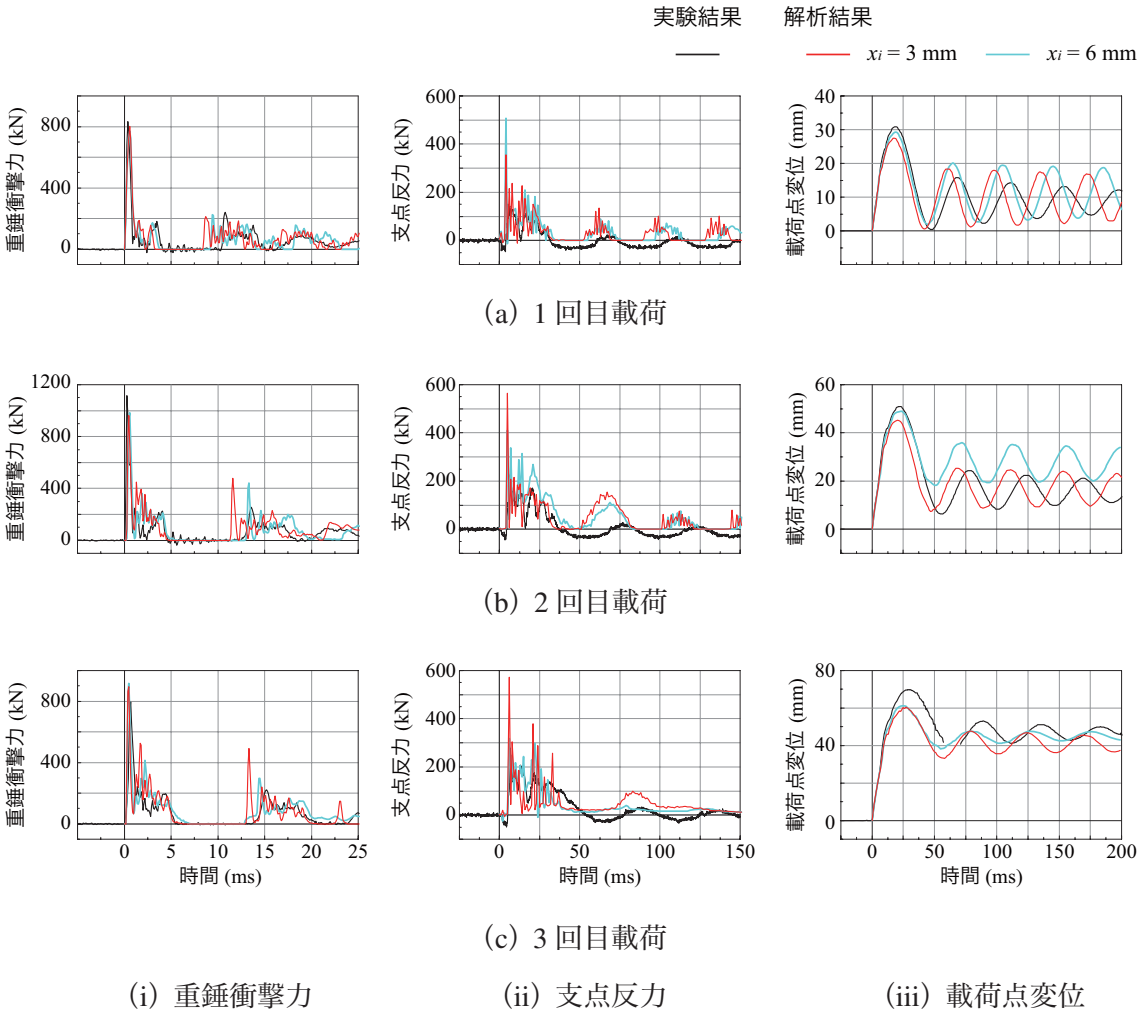
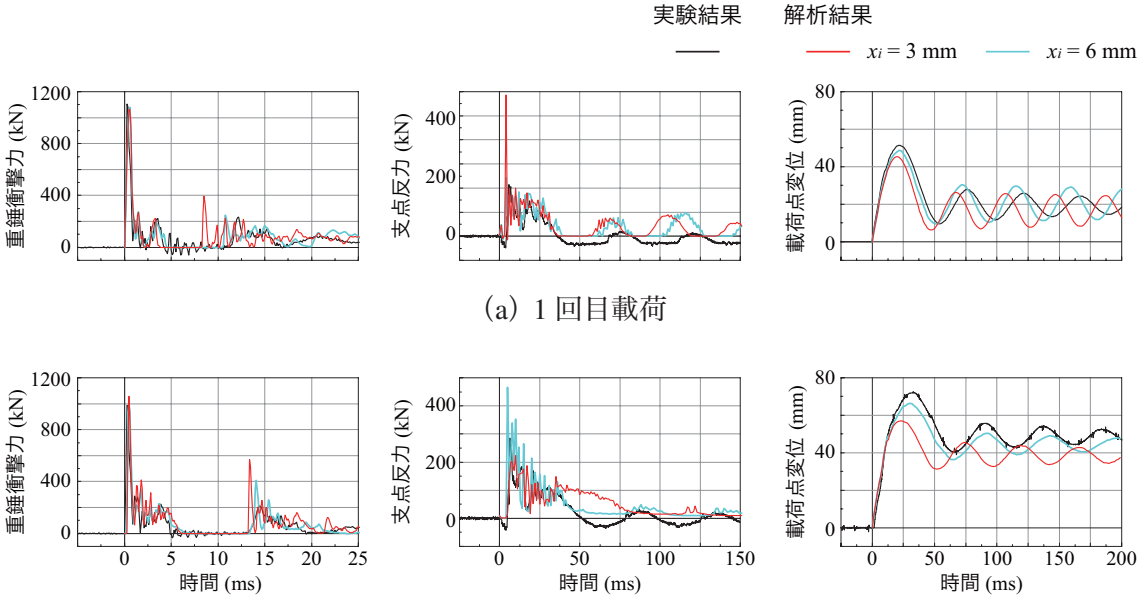


図 6.1　A8-G-H1 試験体に関する各種時刻歴応答波形



(a) 1 回目載荷

(b) 2 回目載荷

(i) 重錘衝撃力　(ii) 支点反力　(iii) 載荷点変位

図 6.2　A8-G-H2 試験体に関する各種時刻歴応答波形

図 6.3 には，A8-G-H2.5 試験体に関して各種時刻歴応答波形を実験結果と比較する形で整理している．この試験体は全 2 回の載荷を実施しており，2 回目の 3 m 落下時にシート剥離によって終局に至っている．

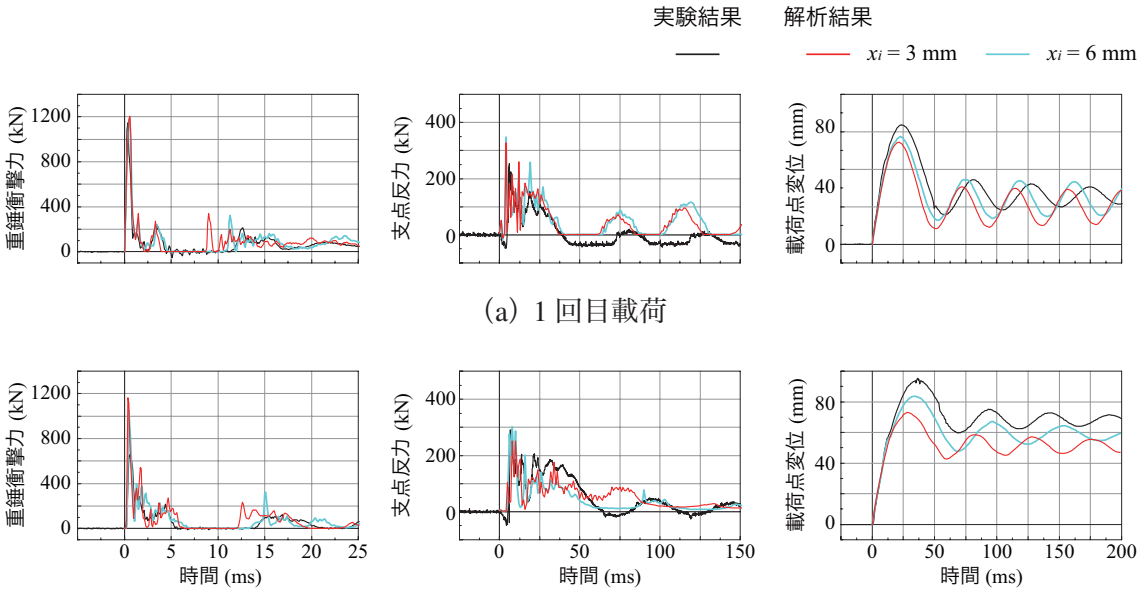
図 6.3 (i) に示す重錘衝撃力に着目すると，前述と同様な傾向が確認できる．

図 6.3 (ii) に示す支点反力波形に着目すると，1・2 回目載荷時ともに要素長によらず，実験結果を適切に再現していることが見て取れる．

図 6.3 (iii) に示す載荷点変位波形に着目すると，A8-G-H2 試験体と同様に 2 回目載荷時において要素長 3 mm のケースが最大変位および残留変位が実験結果よりも小さく示されている．しかしながら，本試験体に関しても，要素長 $x_i = 3, 6$ mm のいずれのケースにおいてシート剥離が発生しており，実験結果と対応していることを確認している．

一方で，前述の A8-G-H3 試験体に関しては，実験時に部分剥離に至っていたものの，要素長 $x_i = 3$ mm の場合にはシートが破壊に至らず，要素長を 6 mm とした場合にはシートの全面剥離に至っている．

以上より，目付量 830 g/m^2 の AFRP シートを用いた漸増繰り返し衝撃荷重載荷実験に関しては要素長 $x_i = 6$ mm とした場合に，各種時刻歴応答波形や終局時のタイミング，破壊形式を適切に評価可能であることが明らかとなった．



(a) 1 回目載荷

(b) 2 回目載荷

(i) 重錘衝撃力　　(ii) 支点反力　　(iii) 載荷点変位

図 6.3　A8-G-H2.5 試験体に関する各種時刻歴応答波形

6.3.2　目付量 415 g/m^2 の AFRP シートを用いた場合

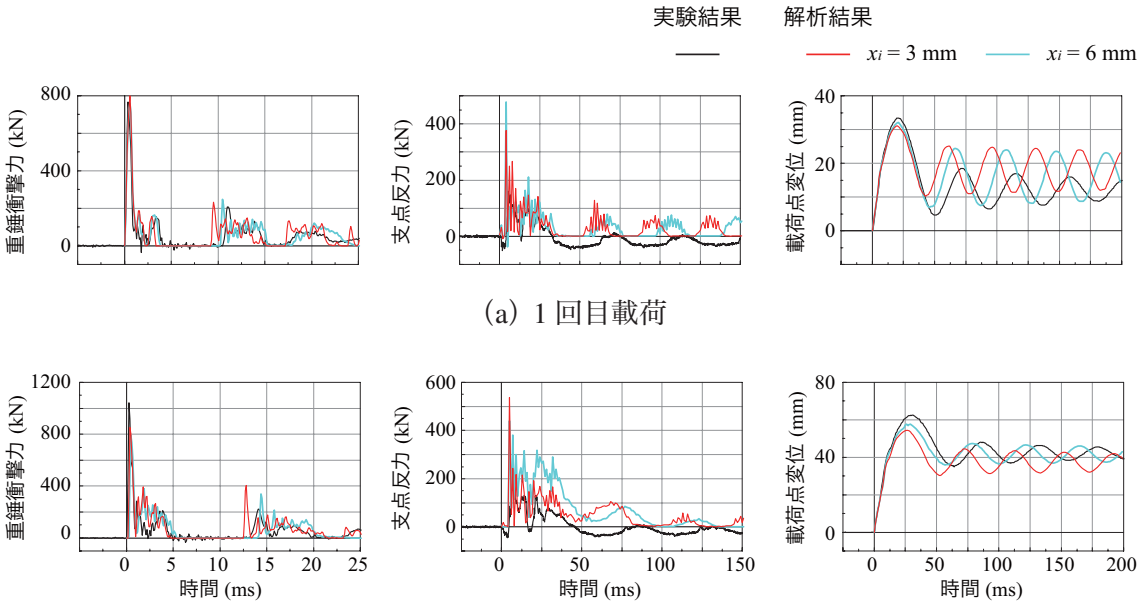
図 6.4 には，A4-G-H1 試験体に関して各種時刻歴応答波形を実験結果と比較する形で整理している．この試験体は全 2 回の載荷を実施しており，2 回目の 2 m 落下時にシート破断によって終局に至っている．

図 6.4 (i) に示す重錘衝撃力に着目すると，目付量 830 g/m^2 の場合と同様に，載荷回数を重ねるに伴い，第 1 波の継続時間が長くなる特徴や，第 2 波の立ち上がりが遅れる現象などを，要素長にかかわらずほぼ適切に再現していることが確認できる．要素長の違いによる影響は小さいことも窺える．

図 6.4 (ii) に示す支点反力波形に着目すると，目付量 830 g/m^2 と同様の傾向が確認でき，繰り返し載荷による梁の剛性低下に起因する主波動の継続時間が長くなる現象もほぼ適切に再現している．

図 6.4 (iii) に示す載荷点変位波形に着目すると，1・2 回目載荷時ともに要素長にかかわらず最大変位や残留変位を実験結果と同程度に評価している．また，本試験体に関してはどちらの要素長においても実験結果と同様にシート破断（シート要素の削除）が生じ，終局に至った．

図 6.5 には，A4-G-H2 試験体に関して各種時刻歴応答波形を実験結果と比較する形で整理している．この試験体は全 2 回の載荷を実施しており，2 回目の 2.5 m 落下時にシート破断に



(a) 1 回目載荷

(b) 2 回目載荷

(i) 重錘衝撃力　(ii) 支点反力　(iii) 載荷点変位

図 6.4　A4-G-H1 試験体に関する各種時刻歴応答波形

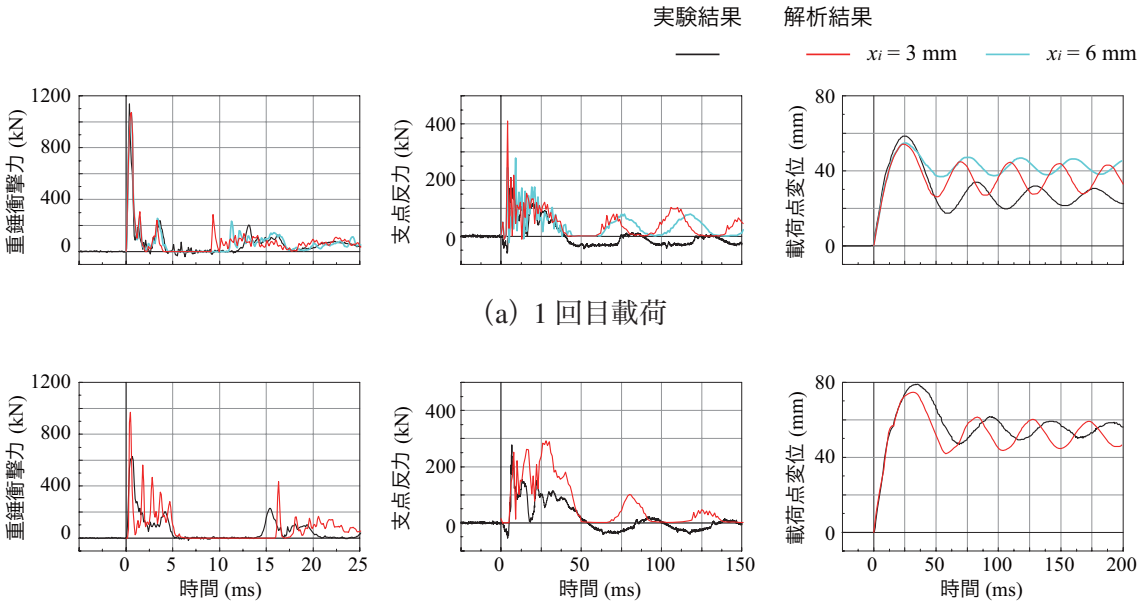
よって終局に至っている．一方で，要素長 6 mm とした場合には 1 回目載荷時においてシート破断が生じ終局に至った．

図 6.5 (i) および (ii) に示す重錘衝撃力，支点反力波形に着目すると，A4-G-H1 試験体と傾向は同様である．

図 6.5 (iii) に示す載荷点変位波形に着目すると，要素長 6 mm の場合には実験結果よりも残留変位が大きく示されている．これは前述のようにシート破断に至ったためである．一方で要素長 3 mm の場合には 1・2 回目載荷時ともに実験結果と良く対応しており，かつ 2 回目載荷時においては実験結果と同様にシート破断が発生し終局に至った．

図 6.6 には，A4-G-H2.5 試験体に関して各種時刻歴応答波形を実験結果と比較する形で整理している．この試験体は全 2 回の載荷を実施しており，2 回目の 3 m 落下時にシートの梁軸方向に生じる縦割れが生じ終局に至っている．本試験体に関しても A4-G-H2 試験体と同様に，要素長 6 mm の場合にシート破断が生じ，一方で要素長 3 mm の場合には 1・2 回目載荷時ともに実験結果と良く対応しており，かつ 2 回目載荷時においては梁軸方向の割れではないものの，実験結果と同様に終局に至った．

図 6.7 には，A4-G-H3 試験体に関して各種時刻歴応答波形を実験結果と比較する形で整理している．この試験体は 1 回目載荷時においてシート破断が生じ, 終局に至っている．本試験体の場合には，要素長によらずいずれもシート破断が発生し終局に至ったことを確認して



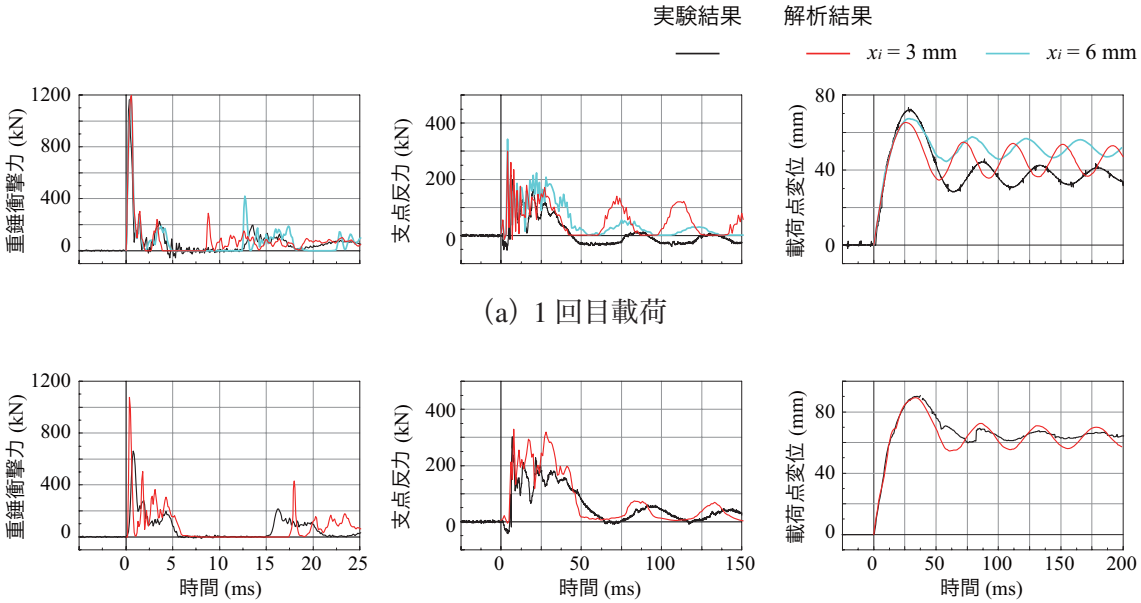
(a) 1 回目載荷

(b) 2 回目載荷

(i) 重錘衝撃力　　(ii) 支点反力　　(iii) 載荷点変位

図 6.5　A4-G-H2 試験体に関する各種時刻歴応答波形

いる．また，**図** 6.7 に示すように各種時刻歴応答波形はいずれも実験結果と概ね対応していることが見て取れる．

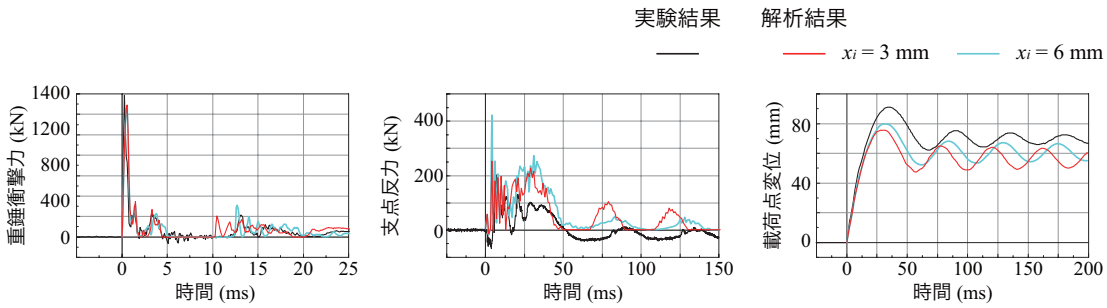


（a）1 回目載荷

（b）2 回目載荷

（i）重錘衝撃力　（ii）支点反力　（iii）載荷点変位

図 6.6　A4-G-H2.5 試験体に関する各種時刻歴応答波形



（a）重錘衝撃力　（b）支点反力　（c）載荷点変位

図 6.7　A4-G-H3 試験体に関する各種時刻歴応答波形

6.3.3　漸増繰り返し衝撃荷重載荷時における終局状況の比較

表 6.2 および **表** 6.3 には，前節までにおいて検討していた要素長 $x_i = 3,6$ mm としてコンクリート要素に提案モデルを適用した場合の数値解析結果と実験結果による AFRP シート補強試験体の終局状況を比較した表である．シートの剥離，破断の他，シートの破壊が生じなかった場合には健全としてそれぞれの状況を記号で示している．

表 6.2 より，目付量が 830 g/m^2 の場合には要素長 6 mm とした場合の方が実験結果と対応することが分かる．一方で，**表** 6.3 より，目付量 415 g/m^2 の漸増繰り返し載荷の場合には要素長 $x_i = 3$ mm とした場合のほうがより実験結果と対応することが明らかとなった．

しかしながら，要素長を 3 mm と設定した場合には目付量 830 g/m^2 に対する解析精度が若干低下することや，目付量 415 g/m^2 の場合には要素長 6 mm とした場合においてもシート破断の現象自体の再現は可能であり，かつ，いずれのケースにおいても実験結果よりも早期にシート破断に至っており安全側の評価を与えることより，これ以降の検討は要素長 6 mm を採用し検討を進めることとする．

表 6.2　終局状況一覧（目付量 830 g/m^2，漸増繰り返し衝撃荷重載荷）

実験ケース	G-H1			G-H2		G-H2.5		G-H3
落下高 (m)	1	2	2.5	2	2.5	2.5	3	3
実験結果	○	○	△	○	△	○	△	△
数値解析結果 ($x_i = 6$mm)	○	○	△	○	△	○	△	△
数値解析結果 ($x_i = 3$mm)	○	○	△	○	△	○	△	○

○ → 健全，△→シート剥離

表 6.3　終局状況一覧（目付量 415 g/m^2，漸増繰り返し衝撃荷重載荷）

実験ケース	G-H1		G-H2		G-H2.5		G-H3
落下高 (m)	1	2	2	2.5	2.5	3	3
実験結果	○	×	○	×	○	×	×
数値解析結果 ($x_i = 6$mm)	○	×	×	−	×	−	×
数値解析結果 ($x_i = 3$mm)	○	×	○	×	○	×	×

○ → 健全，×→シート破断

6.4　落下高一定繰り返し衝撃荷重載荷時における適用性検討

本節では，要素長 $x_i = 6$ mm とし，コンクリート要素に提案モデルを適用した場合において，比較的小さい入力エネルギーが繰り返し AFRP シート下面接着曲げ補強 RC 梁に作用する一定繰り返し衝撃荷重載荷実験を対象に，実験結果と解析結果を比較することで数値解析手法の適用性を検討した．

6.4.1　目付量 830 g/m^2 の AFRP シートを用いた場合

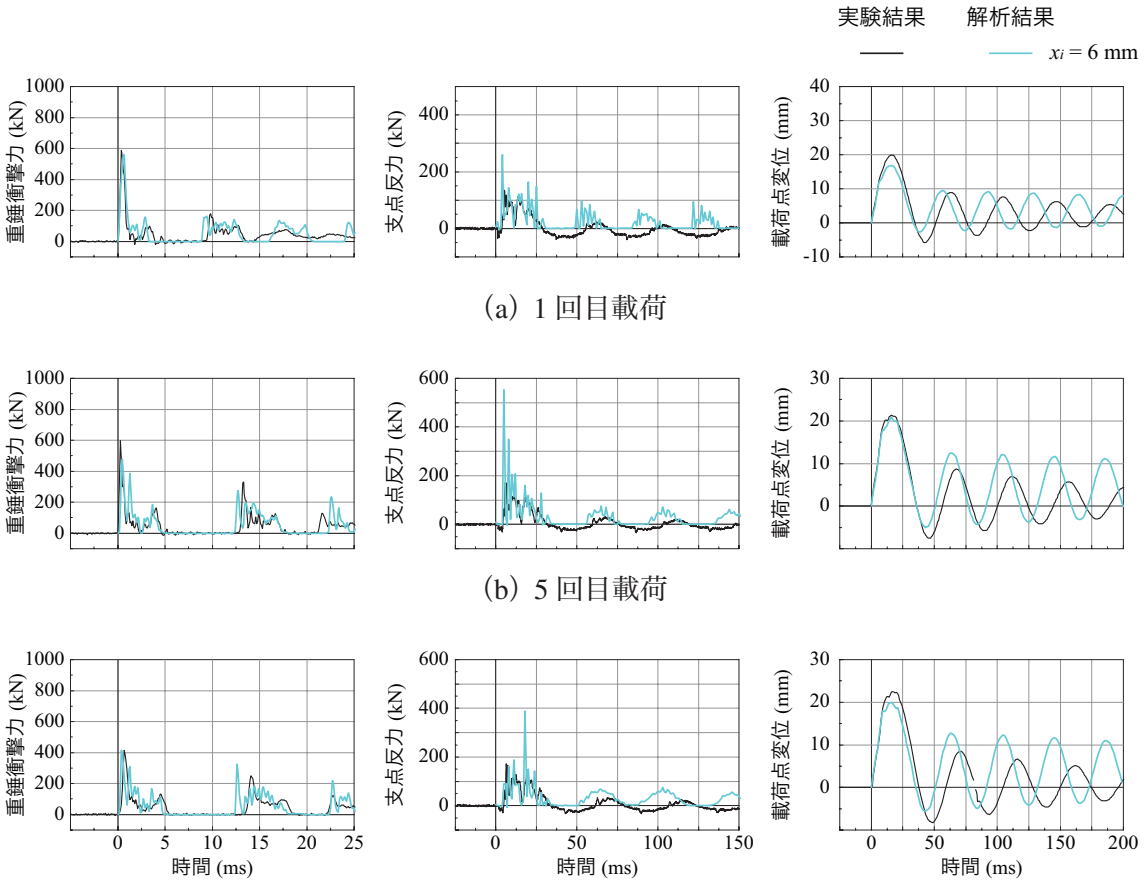
図 6.8 には，目付量 830 g/m^2 の AFRP シート補強試験体を対象に落下高さを 0.5 m と一定にし，終局に至るまで繰り返し重錘を衝突させた一定繰り返し衝撃荷重載荷実験結果に関して，数値解析結果と比較する形で示している．なお，A8-C-H0.5 試験体は 9 回目載荷の後に載荷点部の上縁圧壊により終局に至っている．また，図には 1・5・9 回目載荷時の結果のみ示した．

図より，漸増繰り返し衝撃荷重載荷時と同様に，繰り返し載荷により損傷が累積されていくことによる影響も数値解析結果では適切に再現できていることが分かる．載荷点変位に着目するといずれの載荷回数においても適切に実験結果と対応していることが分かる．また，実験結果と同様にシート破断や剥離といったシートの破壊は数値解析において発生していない．

図 6.9 には，目付量 830 g/m^2 の AFRP シート補強試験体を対象に落下高さを 1 m とした一定繰り返し衝撃荷重載荷実験結果に関して，数値解析結果と比較する形で示している．なお，A8-C-H1 試験体は 4 回目載荷の後に載荷点部の上縁圧壊により終局に至っている．また，図には 1・4 回目載荷時の結果のみ示した．

図より，実験結果は A8-C-H0.5 試験体と同様の傾向を示しており，数値解析結果は実験結果と良く対応している．また，数値解析においては実験時と同様にシート破断や剥離などの現象は生じていないことを確認している．

以上より，要素長 $x_i = 6$ mm とし提案モデルを適用することで，目付量 830 g/m^2 の AFRP シート補強 RC 梁に関する一定繰り返し衝撃荷重下の耐衝撃挙動を適切に再現可能であることが明らかとなった．



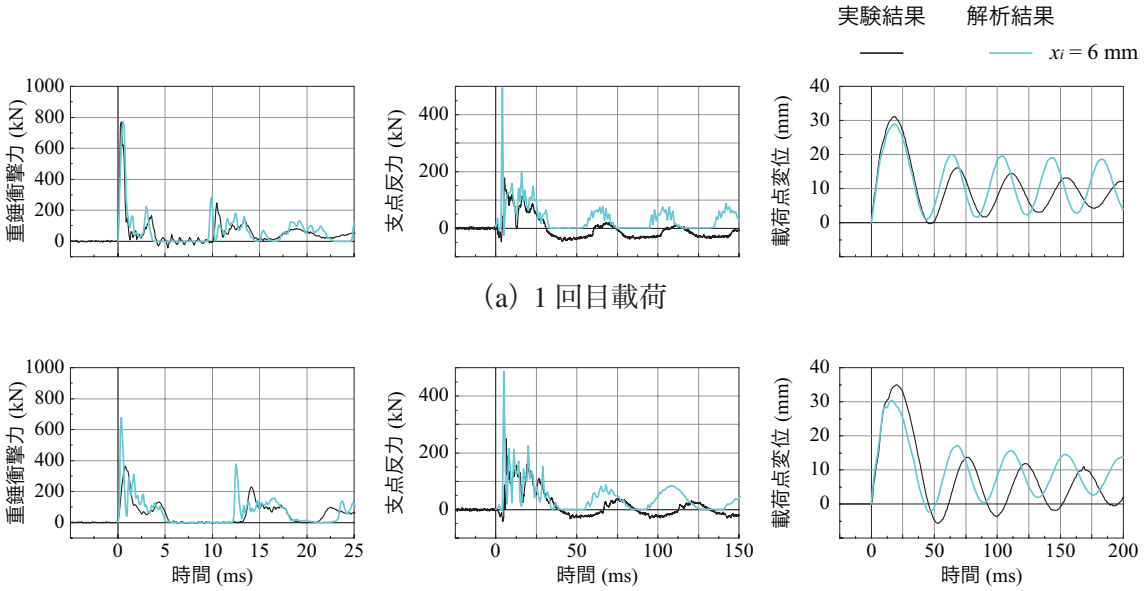
(a) 1 回目載荷

(b) 5 回目載荷

(c) 9 回目載荷

(i) 重錘衝撃力　　(ii) 支点反力　　(iii) 載荷点変位

図 6.8　A8-C-H0.5 試験体に関する各種時刻歴応答波形



(a) 1 回目載荷

(b) 4 回目載荷

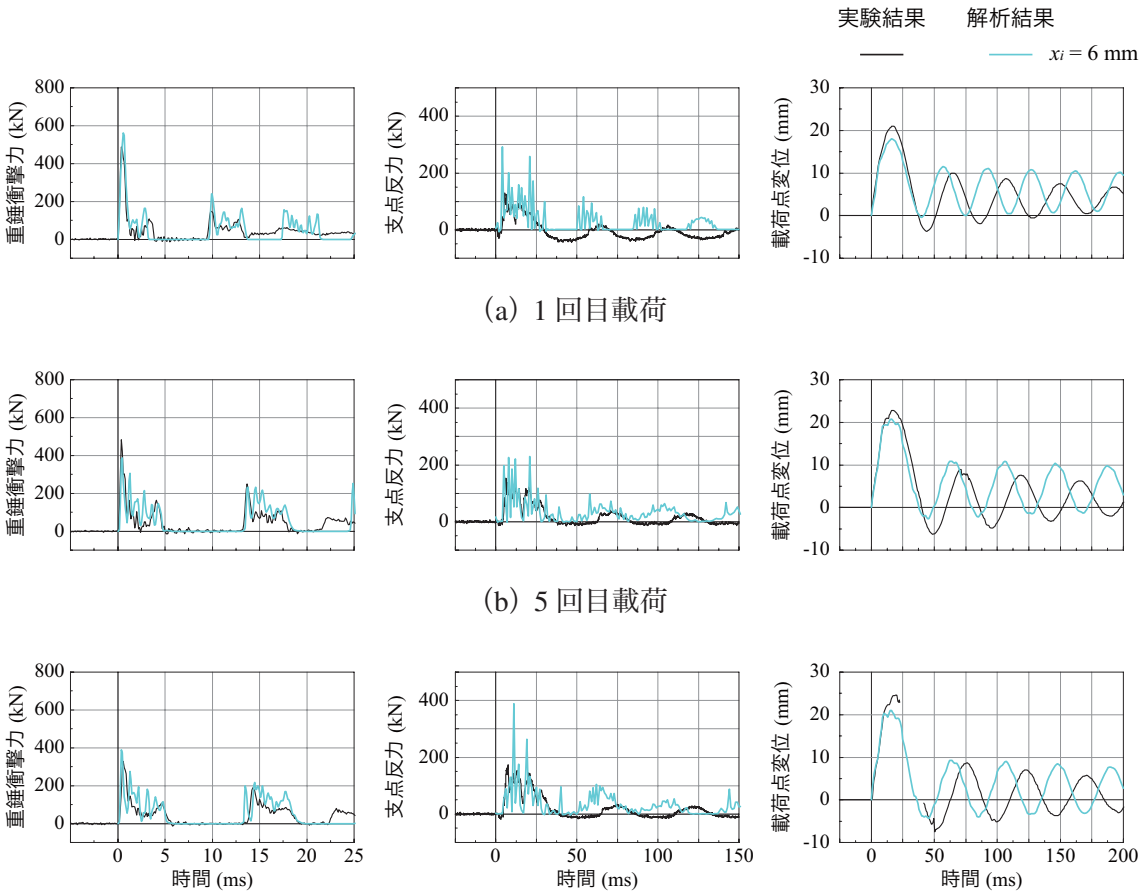
(i) 重錘衝撃力　(ii) 支点反力　(iii) 載荷点変位

図 6.9　A8-C-H1 試験体に関する各種時刻歴応答波形

6.4.2　目付量 415 g/m^2 の AFRP シートを用いた場合

図 6.10，**図** 6.11 には，目付量 415 g/m^2 の AFRP シート補強試験体を対象に落下高さを 0.5, 1 m とした場合の一定繰り返し衝撃荷重載荷実験結果に関して，数値解析結果と比較する形で示している．なお，実験結果においては A4-C-H0.5/H1 試験体は，載荷回数も含めて A8-C 試験体と同様の傾向を示しており，それぞれ 9・4 回目載荷の後に載荷点部の上縁圧壊により終局に至っている．

両図より，漸増繰り返し衝撃荷重載荷時と同様に，繰り返し載荷により損傷が累積されていく傾向や，その耐衝撃挙動に関して数値解析結果では適切に再現可能であることが確認できる．



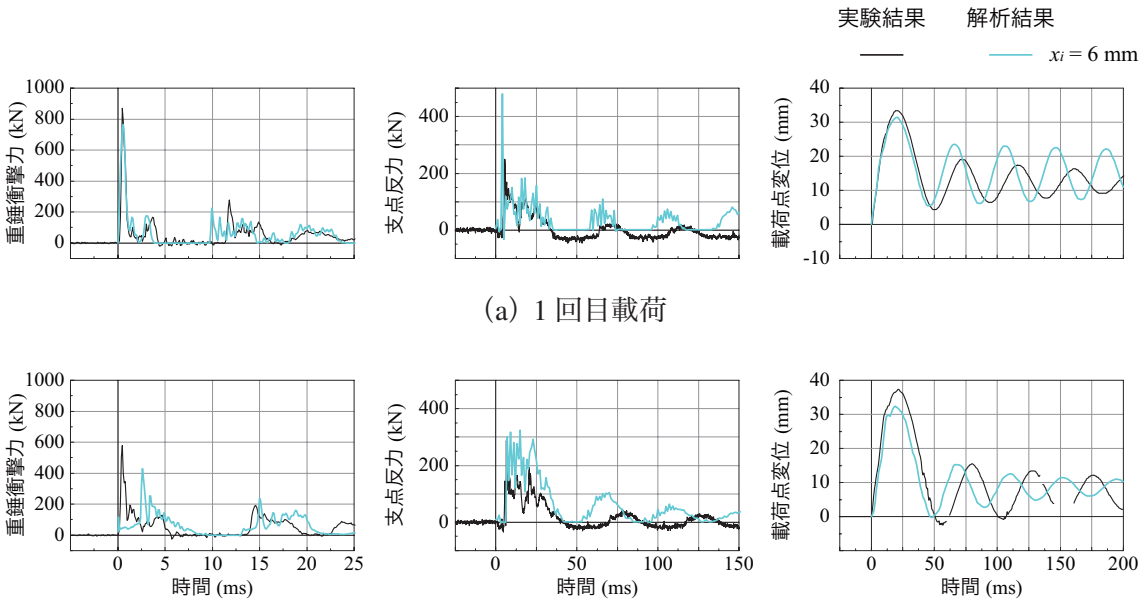
(a) 1 回目載荷

(b) 5 回目載荷

(c) 9 回目載荷

(i) 重錘衝撃力　　(ii) 支点反力　　(iii) 載荷点変位

図 6.10　A4-C-H0.5 試験体に関する各種時刻歴応答波形



(a) 1 回目載荷

(b) 4 回目載荷

(i) 重錘衝撃力　(ii) 支点反力　(iii) 載荷点変位

図 6.11　A4-C-H1 試験体に関する各種時刻歴応答波形

6.4.3　落下高さ一定繰り返し衝撃荷重載荷時における終局状況の比較

表 6.4 には，前節に至るまで検討していた要素長 $x_i = 6$ mm としてコンクリート要素に提案モデルを適用した場合の数値解析結果と一定繰り返し衝撃荷重載荷実験結果による AFRP シート補強試験体の終局状況を比較した表である．

表より，目付量や落下高さによらず，要素長 $x_i = 6$ mm とし提案モデルを適用することで，一定繰り返し衝撃荷重下の AFRP シート補強 RC 梁の耐衝撃挙動を適切に再現可能であることが明らかとなった．

表 6.4　終局状況一覧（落下高さ一定繰り返し衝撃荷重載荷）

目付量	載荷方法	C-H0.5									C-H1			
(g/m^2)	載荷回数	1	2	3	4	5	6	7	8	9	1	2	3	4
830	実験結果	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
	数値解析結果	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
415	実験結果	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
	数値解析結果	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○

○ → 健全，△→シート剥離

6.5　まとめ

本章では，要素長 $x_i = 3 \sim 6$ mm 程度まで小さくしコンクリート要素に提案モデルを適用した場合の数値解析手法に関して，その汎用性を検討することを目的として，別途実施した漸増繰り返しあるいは落下高さ一定繰り返し衝撃荷重載荷実験の再現解析を試みた．本章で得られた知見を整理すると以下の通りである．

1）漸増繰り返し衝撃荷重載荷を受けるシート剥離で終局に至る AFRP シート補強 RC 梁の衝撃応答解析を実施する場合には，要素長を 6 mm とすることで精度の良い数値解析が可能である．

2）一方で，漸増繰り返し衝撃荷重載荷を受けるシート破断で終局に至る AFRP シート補強 RC 梁の衝撃応答解析を実施する場合には，要素長を 3 mm と設定した場合においてより再現性の高い数値解析が可能である．

3）しかしながら，要素長を 3 mm と設定した場合にはシート剥離で終局に至る FRP シート補強 RC 梁に対する解析精度が若干低下することや，シート破断現象が生じる場合においても要素長 6 mm とした場合に現象自体の再現は可能であり，かつ，いずれのケースにおいても実験結果よりも早期にシート破断に至っており安全側の評価を与えることから，FRP シート補強 RC 梁の耐衝撃挙動に関する弾塑性衝撃応答解析を実施する際には要素長 6 mm が最適であると判断される．

4）また，本解析手法を適用することで，落下高さ一定衝撃荷重載荷実験に関しても，概ね適切に実験結果を再現可能である．

第 7 章

総括

本研究では，FRP シート下面接着曲げ補強を施した RC 梁を対象に，載荷方法や入力エネルギーによらず，その耐衝撃挙動を精度良く再現可能な解析手法の開発を目的に，三次元弾塑性衝撃応答解析を実施した．また，重錘落下衝撃荷重載荷実験も合わせて実施し，FRP シート補強 RC 梁の耐衝撃挙動を把握するとともに，数値解析手法の妥当性および汎用性検証も行った．本論文により得られた知見は，以下の通りである．

重錘落下衝撃荷重載荷実験の結果

1） 軸剛性 *EA* が等しい場合には，FRP 材料の違いが FRP シート下面接着曲げ補強 RC 梁の耐衝撃挙動に与える影響は小さい．
2） 漸増繰り返しあるいは落下高一定繰り返し衝撃荷重載荷実験から，重錘衝撃力，支点反力，載荷点変位の各応答波形の概形は，主波動の最大振幅や継続時間，除荷後の減衰自由振動状態における固有振動周期を除き，繰り返し載荷によって著しい差がない．
3） 漸増繰り返し衝撃荷重載荷時には，載荷回数に関係なく，目付量 830 g/m^2 の場合には斜めひび割れ先端部のピーリング作用によってシートが剥離し，目付量 415 g/m^2 の場合にはシートが破断して終局に至る．
4） 一方で，単一あるいは漸増繰り返し衝撃荷重載荷時にシート破断や剥離によって終局に至る FRP シート下面接着曲げ補強 RC 梁においても，その 1/6 ～ 1/3 程度の入力エネルギーが繰り返し作用する場合においては載荷点部上縁コンクリートの圧壊で終局に至る．

単一衝撃荷重載荷時における各種コンクリート構成則の適用性検討

1） 本研究の範囲内においては，無補強 RC 梁の時刻歴応答波形を適切に再現するためには，いずれの要素長やコンクリート構成則を用いてもほぼ適切に再現可能である．

2） FRP シート下面接着曲げ補強 RC 梁に関して，KCC モデルを用いて，その耐衝撃挙動を適切に再現することは困難である．

3） CSC モデルを用いる場合には，FRP シート下面接着曲げ補強 RC 梁が終局に至らない範囲内においては，各種時刻歴応答波形および AFRP シートの軸方向ひずみ分布を適切に再現可能である．しかしながら，終局に至るような過大なエネルギーが作用する場合には，シートの剥離や破断といった終局状況を適切に評価することは難しい．

4） 一方で，要素長を $x_i = 3 \sim 6$ mm 程度まで小さくして提案モデルを適用することで，FRP シート下面接着曲げ補強 RC 梁の損傷レベルが軽微な場合やシート剥離が生じるような終局時までを含めて，適切に耐衝撃挙動を評価できる可能性が示された．

提案の数値解析手法に関する汎用性検討

1） 漸増繰り返し衝撃荷重載荷を受ける目付量 830 g/m^2 の FRP シート下面接着曲げ補強 RC 梁の衝撃応答解析を実施する場合には，要素長を 6 mm とすることで精度の良い数値解析が可能である．

2） 一方で，漸増繰り返し衝撃荷重載荷を受ける目付量 415 g/m^2 の FRP シート下面接着曲げ補強 RC 梁の衝撃応答解析を実施する場合には，要素長を 3 mm と設定したほうがより信頼性の高い数値解析が可能である．

3） しかしながら，要素長を 3 mm と設定した場合には目付量 830 g/m^2 に対する解析精度が若干低下することや，目付量 415 g/m^2 においては要素長 6 mm とした場合にシート破断の現象自体の再現は可能であり，かつ，いずれのケースにおいても実験結果よりも早期にシート破断に至っており安全側の評価を与えることより，FRP シート下面接着曲げ補強 RC 梁の耐衝撃挙動に関する弾塑性衝撃応答解析を実施する際には要素長 6 mm が最適であると判断される．

4） 本解析手法を用いることで，重錘落下高さ一定衝撃荷重載荷実験に関しても，適切に実験結果を再現可能である．

参考文献

1) H.N. Garden, R.J. Quantrill, L.C. Hollaway, A.M. Throne, G.A.R. Parke: An experimental study of the anchorage length of carbon fibre composite plates used to strengthen reinforced concrete beams, *Construction and Building Materials*, Vol. 12, pp. 203-219, 1998.
2) M. Saafi, H. Toutanji: Flexural capacity of prestressed concrete beams reinforced with aramid fiber reinforced polymer (AFRP) rectangular tendons, *Construction and Building Materials*, Vol. 12, pp. 245-249, 1998.
3) T.C. Triantafillou: Shear strengthening of reinforced concrete beams using epoxy-bonded FRP composites, *ACI structural journal*, Vol. 95(2), pp. 107-115, 1998.
4) H. Toutanji, M. Saafi: Performance of concrete beams prestressed with aramid fiber-reinforced polymer tendons, *Composite Structures*, Vol. 44, pp. 63-70, 1999.
5) N.F. Grace, G.A. Sayed, A.K. Soliman, K.R. Saleh: Strengthening reinforced concrete beams using fiber reinforced polymer laminates, *ACI structural journal*, Vol. 96(5), pp. 865-875, 1999.
6) ACI (American Concrete Institute): Guide for the design and construction of externally bonded FRP systems for strengthening concrete structures, ACI 440.2R-17, 2017.
7) Standards Australia: Design handbook for RC structures retrofitted with FRP and metal plates: beams and slabs, 2008
8) FIB Bulletin No 90: Externally applied FRP reinforcement for concrete structures, 2019.
9) Erki, M.A. and Meier, U: Impact loading of concrete beams externally strengthened with CFRP laminates, *Journal of Composites for Construction*, ASCE, 3(3), pp. 117-124, 1999.
10) T. Tang, H. Saadatmanesh: Behavior of concrete beams strengthened with fiber-reinforced polymer laminates under impact loading, *Journal of Composites for Construction*, Vol. 7(3), pp. 209-218, 2003.
11) Tang, T. and Saadatmanesh, H.: Analytical and experimental studies of fiber-reinforced polymer-strengthened concrete beams under impact loading, *ACI structural journal*, 102(1), pp. 139-149, 2005.
12) Kantar, E. and Anil, O.: Low velocity impact behavior of concrete beam strengthened with

CFRP strip, *Steel and Composite Structures*, Techno Press, 12(3), pp. 207-230, 2012.

13) Yilmaz, T. and Anil, O.: Low velocity impact behavior of shear deficient RC beam strengthened with CFRP strips, *Steel and Composite Structures*, Techno press, 19(2), pp. 417-439, 2015.

14) Pham, T. M. and Hao, H.: Behavior of fiber-reinforced polymer-strengthened reinforced concrete beams under static and impact loads, *International Journal of Protective Structures*, 8(1), pp. 3-24, 2016.

15) Huo, J., Li, Z., Zhao, L., Liu, J. and Xiao, Y: Dynamic behavior of carbon fiber-reinforced polymer strengthened reinforced concrete beams without stirrups under impact loading, *ACI structural journal*, 115(3), pp. 775-787, 2018.

16) Yilmaz, T., Kirac, N., Anil, O., Erdem, R.T., and Sezer, C.: Low velocity impact behavior of RC two way slab strengthening with CFRP strips, *Construction and Building Materials*, Elsevier Science, 186, pp. 1046-1063, 2018.

17) W. Chen, T.M. Pham, M. Elchalakani, H. Li, H. Hao, L. Chen: Experimental and numerical study of basalt FRP strip strengthened RC slabs under impact loads, *International Journal of Structural Stability and Dynamics*, Vol.20, No. 6, 2040001, 2020.

18) Pham, T. M. and Hao, H.: Review of concrete structures strengthened with FRP against impact loading, *Structures*, Elsevier, 7, pp. 59-70, 2016.

19) N. Kishi, G. Zhang, H. Mikami: Numerical cracking and debonding analysis of RC beams reinforced with FRP sheet, *Journal of Composites for Construction*, Vol. 9, No. 6, pp. 507-514, 2005.

20) 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.

21) 土木学会：構造工学シリーズ 6 構造物の衝撃挙動と設計法, 1994.

22) 土木学会：2017 年制定 コンクリート標準示方書 [設計編], 2018.

23) 岸　徳光，三上　浩，栗橋祐介：AFRP シートで曲げ補強した RC 梁の曲げ耐荷性状に関する実験的研究，土木学会論文集, No. 683/V-52, pp. 47-64, 2001.

24) 岸　徳光，三上　浩，栗橋祐介：AFRP シート緊張接着曲げ補強 RC 梁の曲げ耐荷性状に関する実験的研究，土木学会論文集 E2, Vol. 72, No. 2, pp. 165-180, 2016.

25) Hallquist, J. O., LS-DYNA Version R9 User's Manual, Livermore Software Technology Corporation, 2016.

26) Malvar L. J., Crawford J. E.,Wesevich J. W., Simons D.: A plasticity concrete material model for DYNA3D, *International Journal of Impact Engineering*, Vol.19(9-10), pp. 847-873, 1997.

27) Murray Y. D.: Users manual for LS-DYNA concrete material model 159, Technical Report, 2007.

謝辞

本論文は，室蘭工業大学工学研究科教授 小室 雅人 博士の御指導のもとに同大学大学院に在籍した 5 年間の研究成果を博士論文としてまとめられたものであります．小室 雅人 博士には，研究に対するアプローチや考え方，実験・数値解析結果のデータ整理方法，論文の執筆方法，および学会における発表の仕方に至るまできめ細かなご指導を頂きました．また，時には夜遅くまで論文や学会発表用資料の修正をして頂きました．これまでの研究活動を通して，研究者としてのあるべき姿勢を多少なりとも認識したつもりでおります．博士後期課程に進学してからは，国際学会への論文投稿や講演発表の機会を多く与えて頂きました．心より感謝申し上げます．

同工学研究科特任教授 岸 徳光 博士には，本研究に関する数多くの貴重なご意見を頂いたばかりではなく，研究に対する妥協しない姿勢や研究者のあり方など多くのことを学ばさせて頂きました．私の健康面におきましても平素よりお心遣いも頂きました．本当に有難うございました．また，ご多忙にもかかわらず本論文の審査を御引き受け頂いた本学理事 溝口 光男 博士，准教授 菅田 紀之 博士に深く感謝の意を表す次第であります．

三井住友建設株式会社 R&D センター上席研究員 三上 浩 博士には，本論文の実験計画や試験体製作にあたり，御助言や多大なるご支援を頂きました．また，論文執筆に際しましても大変有益なご指導を頂きました．心より感謝申し上げます．

金沢大学准教授 栗橋 祐介 博士には，著者が研究室配属から博士前期課程修了までの 3 年間，多くの論文作成および数々の実験にあたり，適切な御助言と御指導を賜りました．また，日常生活においても様々なご意見や熱いお話を頂戴し，大変励まされました．ここに感謝の意を表すとともに御礼申し上げます．

当時同研究室事務員であった白井 みな子さん，松井 奈生子さん，現事務員の 市川 真菜美さんには，実験で使用する物品の発注などはもちろんのこと，業務中にもかかわらず日常生活のお話を色々とお聞き頂き，日頃のストレスが軽減されました．ここに深く感謝の意を表すとともに御礼申し上げます．

株式会社構研エンジニアリング 川瀬 良司 博士，牛渡 裕二 博士，鈴木 健太郎 氏，寒地土木研究所寒地基礎技術研究グループ長 西 弘明 博士，寒地構造チーム総括主任研究員 今野 久志 博士，主任研究員 中村 拓郎 博士，研究員 山澤 文雄 氏，寺澤 貴裕 氏には本論文の取りま

とめにあたり平素より励ましのお言葉を頂きました．ここに，深く感謝の意を表すとともに御礼申し上げます．今後共宜しくお願い致します．

本研究に関する実験業務や数値解析の実施，データ整理などに関しましては，当時本学大学院博士前期課程に在学していた本研究室所属の田野 順也氏（現 株式会社エイト日本技術開発），同工学部の田口 将大氏（現 東海旅客鉄道株式会社），石橋 和也氏（現 株式会社復建技術コンサルタント），および同大学院在学中の山越 壮之助氏，同学部在学中の久末 和弥氏をはじめとする本研究室歴代の数多くの大学院生および学部生の多大なるご協力を頂きました．本当に助かりました．有難うございました．

最後に，博士後期課程進学にあたり，やりたいことをやりなさいと優しく背中を押してくれた両親に心より感謝します．また，祖父母，兄，姉は元気にしているかとまめに連絡をくれ，研究生活において非常に励みになりました．有難うございました．今後も色々と心配をかけることと思いますが，これからも宜しくお願い致します．

2021 年 3 月

瓦井　智貴