

論文 静的に剥離破壊型で終局に至る静的耐力を変化させた AFRP シート 下面接着曲げ補強 RC 梁の衝撃荷重載荷実験

瓦井 智貴^{*1}・小室 雅人^{*2}・浅井 翔^{*3}・岸 徳光^{*4}

要旨: 本研究では、静的耐力を変化させた AFRP シート下面接着曲げ補強 RC 梁に関する耐衝撃挙動およびその破壊形式の検討を目的として、断面寸法と配筋およびシート補強の有無を変化させた 4 種類の RC 梁を対象に、重錘落下衝撃荷重載荷実験を実施した。本研究では、特にシートの目付量が大きく静的に剥離破壊型で終局に至る場合に着目し、検討を行った。その結果、梁高が大きく静的耐力が既往の研究の 2 倍程度の FRP シート補強 RC 梁に関しても、既往の研究と同様に静的な破壊形式が剥離破壊型の場合には、衝撃荷重載荷時においてシート剥離によって終局に至ることなどが明らかとなった。

キーワード: RC 梁, AFRP シート, 衝撃荷重, 剥離破壊型

1. はじめに

阪神淡路大震災を契機に、既設 RC 建造物の静的曲げ耐力向上法の 1 つとして、軽量で高強度である連続繊維 (FRP) シートを用いた接着工法が多く採用されるようになった。また、本工法に着目し、シート接着を施した RC 梁の耐荷性能の向上効果およびその破壊性状に関して、数多くの実験も実施されている。岸ら¹⁾は、写真-1 に示すアラミド繊維 FRP (AFRP) シートを RC 梁の下面に接着し、それらを対象に 4 点曲げ静荷重載荷実験を実施している。その結果、1) 断面分割法による計算主鉄筋降伏荷重 P_y および計算終局荷重 P_u の比 P_y/P_u によって、その値が 0.7 以上となる場合には「曲げ圧壊型」、0.65 以下の場合には「剥離破壊型」として、2 つの破壊形式に分類できること、2) 「曲げ圧壊型」の場合には、計算終局時まで FRP シートとコンクリートの付着が保たれ、載荷点部の圧壊が先行し、実験時の終局荷重は計算耐力を保証すること、3) 「剥離破壊型」の場合には、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 FRP シートの剥離が先行するため、実験時の終局荷重は計算耐力を下回ること、などが明らかとなっている。

一方で、近年では、斜面の経年劣化や異常気象に伴う落石規模の大型化が問題視されており、設計時の落石荷重を上回る外力が建造物に作用する事例が多数確認されている。このような状況を鑑み、著者らは建造物の静的耐荷性能の向上のみならず耐衝撃性向上法の一つとしてシート接着工法に着目し、FRP シート下面接着曲げ補強を施した RC 梁に関する耐衝撃挙動について検討を行ってきた。その結果、1) シート接着曲げ補強を施すことによって RC 梁の耐衝撃性が向上すること、2) 比較的目付



写真-1 AFRP シート

表-1 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_{au} (GPa)	弾性 係数 E_a (GPa)	破断 ひずみ ϵ_{au} (%)
830	1,176	0.572	2.06	118	1.75

量が小さく静的に「曲げ圧壊型」で終局に至る梁の場合には、衝撃荷重載荷時には「シート破断型」によって終局に至ること、3) 比較的目付量が大きく静的に「剥離破壊型」で終局に至る場合には、静荷重載荷時と同様に「剥離破壊型」によって終局に至ること、などが明らかになっている^{2),3)}。

しかしながら、これら一連の検討は、いずれも同一断面形状(梁幅×梁高×スパン長: 200×250×3,000 mm)を有する RC 梁の場合に留まっている。一方で、FRP シートを用いた合理的な耐衝撃設計法の確立を見据えた場合には、様々な断面形状を有する RC 梁の耐衝撃挙動に関する検討およびデータの収集が肝要である。

このような観点から、本研究では、静的耐力を変化させた AFRP シート下面接着曲げ補強 RC 梁に関する耐衝撃挙動およびその破壊形式の検討を目的として、既往の RC 梁の断面形状^{2),3)}を基に梁高を 250 あるいは 350 mm と変

*1 室蘭工業大学 大学院工学研究科 もの創造系領域 土木工学ユニット 助教 博(工) (正会員)

*2 室蘭工業大学 大学院工学研究科 もの創造系領域 土木工学ユニット 教授 博(工) (正会員)

*3 室蘭工業大学 大学院工学研究科 博士前期課程 環境創生工学系専攻 (学生会員)

*4 室蘭工業大学 大学院工学研究科 もの創造系領域 土木工学ユニット 特任教授 工博 (正会員)

表-2 試験体一覧

試験体名	梁高 (mm)	シート 目付量 (g/m ²)	荷重方法	設定重錘 重錘落下 H (m)	設定重錘 衝突速度 V (m/s)	実測重錘 衝突速度 V' (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)	計算降伏 耐力 P_y (kN)	計算曲げ 耐力 P_u (kN)	計算せん断 耐力 V_u (kN)	シートの 破壊 性状						
H2-N-S	250*	1,660	静的	-	-	-	-	29.5	397.1	387.9	55	57	288	-						
H2-N-E7.4			衝撃	2.5	7.00	6.83	7.4							-						
H2-A-S			静的	-	-	-	-							33.7	371.0	401.9	69	126	299	シート剥離
H2-A-E5.8			衝撃	2	6.26	6.24	5.8													-
H2-A-E8.9				3	7.67	7.72	8.9													-
H3-N-S	350	1,660	静的	-	-	-	-	28.6	368.8	374.7	128	132	398	-						
H3-N-E14.9			衝撃	3	7.67	7.72	14.9							-						
H3-A-S			静的	-	-	-	-							152	244	398	シート剥離			
H3-A-E9.6			衝撃	2	6.26	6.19	9.6										-			
H3-A-E14.5				3	7.67	7.63	14.5										-			

* H2-N-S/-E7.4 は文献 3) 内の N-S/-CI-H2.5 と、H2-A-S/-E5.8/-E8.9 は同文献内の AS-S/-CI-H2.2/-CI-H3 と同一の試験体

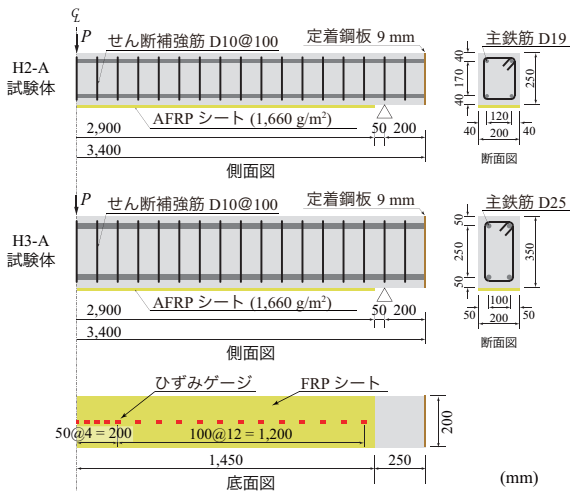


図-1 試験体概要

化させるとともに、合わせて主鉄筋の径も変化させ、静的曲げ耐力を既往の研究³⁾よりも2倍以上に向上させた梁を対象に重錘落下衝撃荷重実験を実施した。本研究では、特にシートが目付量が大きく静的に剥離破壊型で終局に至る場合に注目することとし、表-1に示す力学的特性を有する目付量が830 g/m²のAFRPシートを2層下面接着したRC梁を対象に実験を実施した。なお、比較のため無補強RC梁に関しても同様に検討を行った。

2. 実験概要

2.1 試験体概要

図-1には、試験体の形状寸法、配筋およびシート接着補強の状況を示している。本実験に用いた試験体の形状寸法(梁幅×スパン長)は、200×3,000 mmである。梁高に関しては、既往の研究^{2),3)}と同様に250 mmとする場合(以後、H2試験体)と、350 mm(以後、H3試験体)とする場合の2種類について検討を行うこととした。主鉄筋は上下端にSD345の普通鉄筋を各2本配置し、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。また、鉄筋径については、H2, H3試験体でそれぞれD19, D25と変化した。せん断補強筋には、いずれの試験体に関してもD10を用い、100 mm間隔で配筋した。

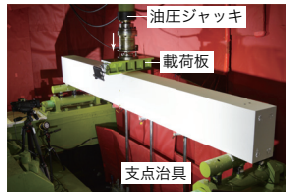
AFRPシートは、梁底面に支点の50 mm手前まで接着

している。なお、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。養生期間は1週間程度である。

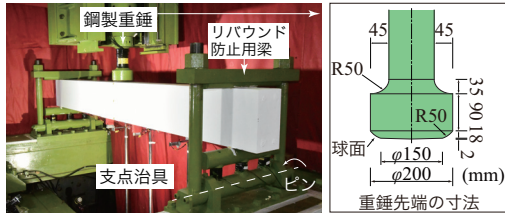
表-2には、本実験に用いた試験体の一覧を示している。試験体は、梁高、AFRPシート接着補強の有無および荷重方法を変化させた全10体である。表中の試験体名のうち、第一項目は梁高(H2: 250 mm, H3: 350 mm)を、第二項目はAFRPシート接着補強の有無(N: 無補強, A: AFRPシート接着補強)を表している。また、第三項目は荷重方法(S: 静荷重載荷, En: 衝撃荷重載荷)を表している。なお、後続する数値nは、重錘衝突時における実測入力エネルギー(kJ)を表している。ここで、入力エネルギーは表-2に示す実測重錘衝突速度V'を用い、運動エネルギーの式 $MV'^2/2$ ($M=300$ あるいは 500 kg)より評価した。

いずれの試験体も静荷重載荷実験を実施するとともに、重錘を一度だけ自由落下させる重錘落下衝撃荷重載荷実験も実施している。基準となる無補強のN試験体は、既往の実験結果^{2),3)}を参考に、単一の衝撃荷重載荷時における残留変位が純スパン長の2% (= 60 mm)程度に至る場合を終局時の重錘落下高(以後、単に落下高)と設定した。AFRPシート接着補強を施したA試験体に関しては、シート接着による耐衝撃性向上効果を検討するため、シートが剥離に至るような落下高に加えて、試験体が終局に至らない落下高についても検討を行った。

なお、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。また、計算主鉄筋降伏および曲げ耐力に関しては、これらの値およびAFRPシートの物性値(表-1参照)を用い、土木学会コンクリート標準示方書⁴⁾に準拠して各材料の応力-ひずみ関係を設定し、断面の平面保持仮定およびコンクリートとAFRP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0.35%に達した時点とした。表より、計算曲げ耐力に着目すると、既往の研究^{2),3)}と同様の断面寸法を有する



(a) 静荷重載荷実験



(b) 衝撃荷重載荷実験

写真-2 試験体の設置状況

H2 試験体に対して、梁高の大きい H3 試験体の場合には 2 倍程度の耐力を有することが確認できる。計算せん断耐力についても同コンクリート標準示方書⁴⁾に準拠して算定している。断面分割法の詳細は文献 5) を参照されたい。

2.2 実験方法および測定項目

写真-2には、静荷重載荷および衝撃荷重載荷実験の状況を示している。写真-2(a)より、静荷重載荷の場合には、梁幅方向に 400 mm、梁軸方向に 100 mm の載荷板をスパン中央部に設置し、油圧ジャッキを用いて荷重を作用させている。また、N 試験体の場合には、鉄筋降伏後、塑性硬化によって徐々に荷重が増大していくことより、除荷後の残留変位が純スパン長の 2% 程度となるような段階で実験を終了した。一方で、A 試験体の場合には最大荷重到達後、シートが剥離し荷重が低下した段階を終局とし、実験を終了することとした。

写真-2(b)より、衝撃荷重載荷実験は、鋼製重錘（円柱部直径が 200 mm であり、載荷点部を円形状に絞り込んで直径を 150 mm とし、先端部の高さ 2 mm 部が半径 1,407 mm の球形状である）を、所定の落下高さからスパン中央部に 1 度だけ自由落下させる形で行った。重錘の質量に関しては、梁の静的耐力が異なることより、H2 試験体の場合には 300 kg、H3 試験体の場合には 500 kg のものを用いている。両端支点部は、試験体の跳ね上がりを防止するために鋼製の矩形梁状治具を用いて締め付けており、回転を許容するピン支持に近い構造となっている。

本実験の測定項目は、重錘衝撃力、合支点反力（以後、単に支点反力）、スパン中央点変位（以後、単に変位）、および AFRP シートの軸方向ひずみ、である。なお、重錘衝撃力と支点反力は、起歪柱型の衝撃荷重測定用ロードセルを、変位はレーザ式非接触型変位計を用いて計測した。さらに、実験時には、ひび割れ分布や AFRP シートの破壊状況の他、変位計のバックアップとして 2,000 fps の高速度カメラ撮影も行っている。

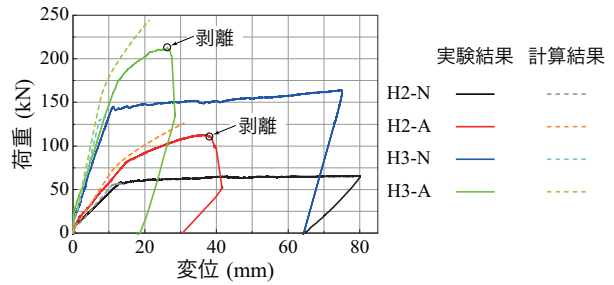


図-2 静荷重載荷時における荷重-変位曲線

表-3 各荷重値と到達時変位

試験体名	降伏		最大		
	荷重 (kN)	変位 (mm)	荷重 (kN)	時変位 (mm)	
実験結果	H2-N	58 (1.00)	13 (1.00)	65 (1.00)	60 (1.00)
	H2-A	85 (1.46)	16 (1.23)	113 (1.74)	37 (0.61)
	H3-N	145 (2.49)	11 (0.84)	158 (2.43)	60 (1.00)
	H3-A	176 (3.01)	13 (0.96)	213 (3.29)	26 (0.44)
計算結果	H2-N	55 (1.00)	11 (1.00)	57 (1.00)	13 (1.00)
	H2-A	69 (1.27)	10 (0.97)	126 (2.22)	31 (2.30)
	H3-N	128 (2.34)	7 (0.67)	132 (2.33)	9 (0.67)
	H3-A	152 (2.78)	8 (0.70)	244 (4.30)	21 (1.57)

() は H2-N 試験体の値に対する比

3. 実験結果

3.1 静荷重載荷実験の荷重-変位曲線

図-2には、H2 および H3 試験体に関するシート接着補強の有無を変化させた合計 4 体の静荷重載荷実験より得られた荷重-変位曲線を実線で、前述の断面分割法より得られた荷重-変位曲線を点線で示している。また、表-3には、各実験から得られた主鉄筋降伏時（以後、単に降伏時）および最大荷重時における値と変位を一覧にして示している。降伏荷重および変位は、荷重-変位関係より初期のひび割れ発生に伴う剛性低下の後に、再度傾きが変化した箇所に着目して評価した。また、表中、実験結果の無補強である N 試験体において、最大荷重値は鉄筋の塑性硬化によって増加傾向を示すことより、シート補強を施した A 試験体の最大荷重到達時変位を考慮して H2/H3-N 試験体ともに変位が 60 mm 時点における荷重を最大荷重とした。なお、H2-N 試験体を基準とした場合の各試験体に対する比も合わせて示している。

図-2より、H2-N 試験体に着目すると、10 kN 程度でひび割れの発生に伴う勾配の変化が確認でき、その後荷重が一定の勾配で増加し、58 kN 時に主鉄筋が降伏していることが分かる。主鉄筋降伏後は、勾配がほぼ横ばいになるものの鉄筋の塑性硬化によって荷重が徐々に増加する傾向が確認できる。また、H3-N 試験体に着目すると、その性状は H2-N 試験体と類似していることが見て取れる。しかしながら、荷重勾配や降伏荷重、最大荷重は H2-N 試験体よりも大きい。ここで、表-3に示す最大荷重に着目すると、H2/H3-N 試験体の場合にはそれぞれ 65, 158 kN を示し、H3-N 試験体の場合には既往の研究^{2), 3)}と同断面形状を有する H2-N 試験体に対して 2.4 倍程度の静的耐力

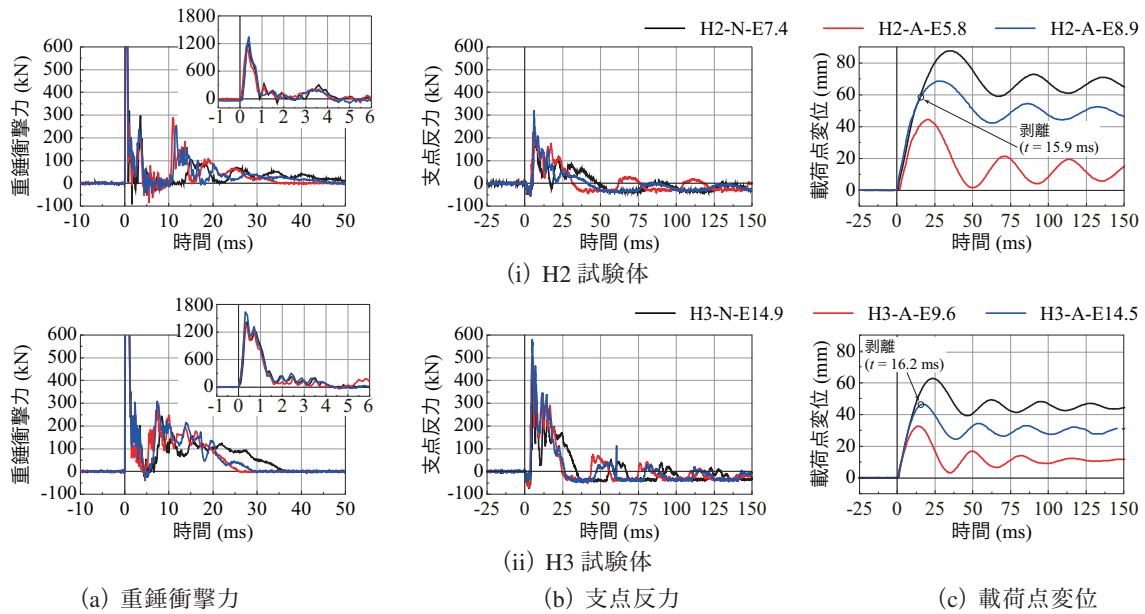


図-3 各載荷時に関する各種時刻歴応答波形

を有することが分かる。

次に、H2-A 試験体に着目すると、シートの補強効果によって H2-N 試験体と比較して降伏荷重および最大荷重は 45～75% 程度増加していることが分かる。ここで、断面分割法による計算結果と実験結果を比較すると、後述のように実験結果は早期にシート剥離の傾向を示すことより、実験結果の最大荷重値は計算結果よりも小さく示されている。すなわち、実験結果は計算終局耐力を確保していないことが分かる。さらに、計算降伏荷重および最大荷重はそれぞれ 69, 126 kN であることより、計算降伏荷重/計算最大荷重 (以後、計算荷重比) が $69/126 = 0.55 \leq 0.65$ として示され、静的な破壊形式は既往の研究¹⁾より「剥離破壊型」として分類されることも確認できる。

最後に、H3-A 試験体に着目すると、H2-A 試験体と同様に、シートの補強効果によって H3-N 試験体よりも各荷重値が 20～30% 程度増大する傾向を示している。なお、H2-A 試験体と比較して、その補強効果が小さく示されている。これは、表-2からも明らかなように、両試験体共に同量のシート補強を施していることにより H3-A 試験体に関する補強効果が相対的に小さくなったことによるものと考えられる。ここで、計算荷重比を求めると $152/244 = 0.62 \leq 0.65$ となり、H2-A 試験体と同様に破壊形式は「剥離破壊型」として分類されることが確認できる。

以上より、H3 試験体の静的耐力は H2 試験体と比較して 2 倍程度であり、シート補強を施した A 試験体に関しては、いずれも静的な破壊形式が「剥離破壊型」であることが明らかとなった。

3.2 衝撃荷重載荷実験結果

(1) 各種時刻歴応答波形

図-3 には、衝撃荷重載荷実験を実施した全ケースに関

する重錘衝撃力、支点反力、載荷点変位の各種時刻歴応答波形を H2/H3 試験体毎に比較して示している。なお、図中の横軸は、重錘が試験体に衝突した時点を中心としている。

まず、図-3 (a) の重錘衝撃力波形に着目すると、H2 試験体の場合には FRP シート接着補強の有無によらず、いずれの試験体もほぼ同様な波形性状を示していることが分かる。すなわち、重錘衝突直後に最大値を示す継続時間が 1 ms 程度の衝撃力が励起し、その後瞬間的に除荷状態となり荷重が零になるものの、数 ms 後に再載荷され継続時間が長い第二波、第三波が励起する性状を示している。なお、青線で示す H2-A-E8.9 試験体の場合には落下高が大きいことより、対応して最大衝撃力も大きく示される傾向が確認できる。次に、H3 試験体の場合には、H2 試験体と比較すると、最大値や波形性状に差異が確認できる。すなわち、載荷初期に最大値を示す第一波の継続時間が 2 ms に延び、かつその最大値は大きい。その後、継続時間が 20～30 ms 程度と長い第二波が後続していることが見て取れる。これは、静的耐力に対応して、落下高が異なる点に加え、重錘質量も大きいことにより試験体との質量比も変化したことが一因と考えられる。また、H3 試験体間で比較すると、青線で示す H3-A-E14.5 試験体が落下高に対応して、最大衝撃力も大きいことが分かる。なお、いずれの試験体に関しても、シート補強の有無によってその概形に大きな差異は確認できない。これは、衝撃力が衝突部近傍の材料特性に依存することを示唆している。

次に、図-3 (b) の支点反力波形に着目すると、H2 試験体の場合には、いずれの試験体に関しても衝突初期に負の反力を示し、その後正側に移行し高周波成分を伴った正弦半波状の波形性状を呈していることが確認できる。

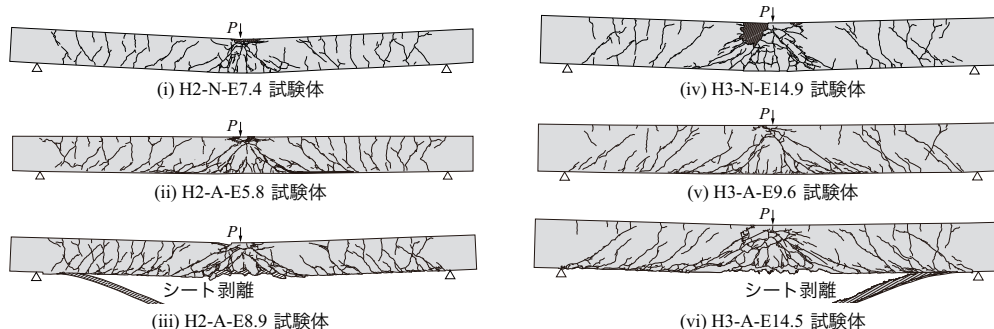


図-4 衝撃荷重実験終了後の各試験体側面におけるひび割れ分布

50 ms 程度以降には、減衰自由振動状態に移行している様子も見て取れる。なお、荷重初期の負反力は、実験開始前にリバウンド防止用の梁を締め付けた状態で支点反力測定用ロードセルの零バランスを取ったことにより、上向きのリバウンド力の作用に対応して計測されたものである。一方で、H3 試験体に着目すると、最大値は、衝撃力波形に対応して H2 試験体の場合よりも大きく、継続時間が短い波形性状を示していることが確認できる。これは、シート補強の有無によらず、H3 試験体の場合における梁の剛性が H2 試験体よりも大きいと推察される。

最後に、図-3 (c) の荷重点変位波形に着目すると、H2 および H3 試験体共に最大変位到達後、残留変位を示しながら減衰自由振動状態を呈していることが確認できる。また、最大変位到達時における荷重初期からの経過時間（以後、単に経過時間） t に着目すると、H3 試験体の場合が H2 試験体よりも短いことが分かる。残留変位に関しては、無補強の H3-N 試験体の場合には 45 mm であるが、同程度の入力エネルギーでシート補強を施した H3-A-E14.5 試験体の場合（青線）には 29 mm を示している。これより、H3 試験体は、シート補強を施すことによって 36% 程度残留変位が減少していることが分かる。また、シート補強を施した入力エネルギーの大きい H2/H3-A 試験体（青線）に着目すると、いずれも経過時間が $t = 16$ ms 程度でシート剥離に至っていることから、入力エネルギーの増大とシート剥離に伴う梁の剛性低下によって最大変位および残留変位は大きく示されていることが分かる。

(2) ひび割れ分布性状

図-4 には、衝撃荷重実験終了後の各試験体側面におけるひび割れ分布を示している。なお、斜線部はコンクリートの圧壊あるいは剥落による損傷領域を表している。

図より、H2 試験体に着目すると、H2-N 試験体の場合には、荷重点近傍下縁部に曲げひび割れに加えて多数の斜めひび割れが発生していることが分かる。また、その斜めひび割れはほぼ左右対称に生じていることが見て取れる。さらに、支点近傍部における上縁から下縁に進展する曲げひび割れも確認できる。これは、重錘衝突直後に曲げ波がスパン長の短い両端固定梁のような状態で支点方

向に伝播していくことを示唆している。また、H2-A-E5.8 試験体に着目すると、曲げひび割れや斜めひび割れに関しては N 試験体と概ね同様な分布性状を呈しているものの、梁下縁近傍には FRP シートを接着していることにより、N 試験体よりも微細なひび割れが多数生じていることも見て取れる。次に、入力エネルギーを大きくした H2-A-E8.9 試験体に着目すると、H2-A-E5.8 試験体と比較して、入力エネルギーの増大に対応してひび割れの進展およびその本数が増加していることが分かる。また、前述のピーリング作用の影響でシート剥離に至っていることも見て取れる。

一方で、H3 試験体に着目すると、シート補強の有無に関わらず、いずれの試験体に関しても H2 試験体と類似の損傷傾向が確認できる。詳細に見ると、H3 試験体の場合には H2 試験体よりも梁高が大きいことにより、斜めひび割れの発生角度が若干大きい様子も確認できる。また、H3-A-E14.5 試験体に着目すると H2-A-E8.9 試験体と同様にシート剥離によって終局に至っていることが分かる。なお、H2/H3 試験体において重錘質量および落下高が異なる点に留意が必要であるものの、終局エネルギーに着目すると、H3 試験体は H2 試験体の 1.5 倍程度の入力エネルギーで終局に至っている。

以上より、静的耐力を 2 倍程度以上に大きくした FRP シート補強 RC 梁に関しても、シートの相対的な補強率や重錘と試験体の質量比によって応答波形の応答値等に差異があるものの、既往の研究²⁾と同様に、静的に「剥離破壊型」に分類される場合には衝撃荷重作用下においても「シート剥離型」によって終局に至ることが明らかとなった。

(3) シートの軸方向ひずみ分布およびひび割れ進展状況に関する時間的推移状況

図-5 には、H2/H3-A 試験体において、それぞれ終局に至ったケースに関する AFRP シートの軸方向ひずみ分布および高速度カメラ画像による経時変化を比較して示している。なお、ひずみ分布は H2/H3 試験体に関して、それぞれ赤線、青線で表している。さらに、各経過時間における試験体のひび割れ分布や損傷状況も合わせて示して

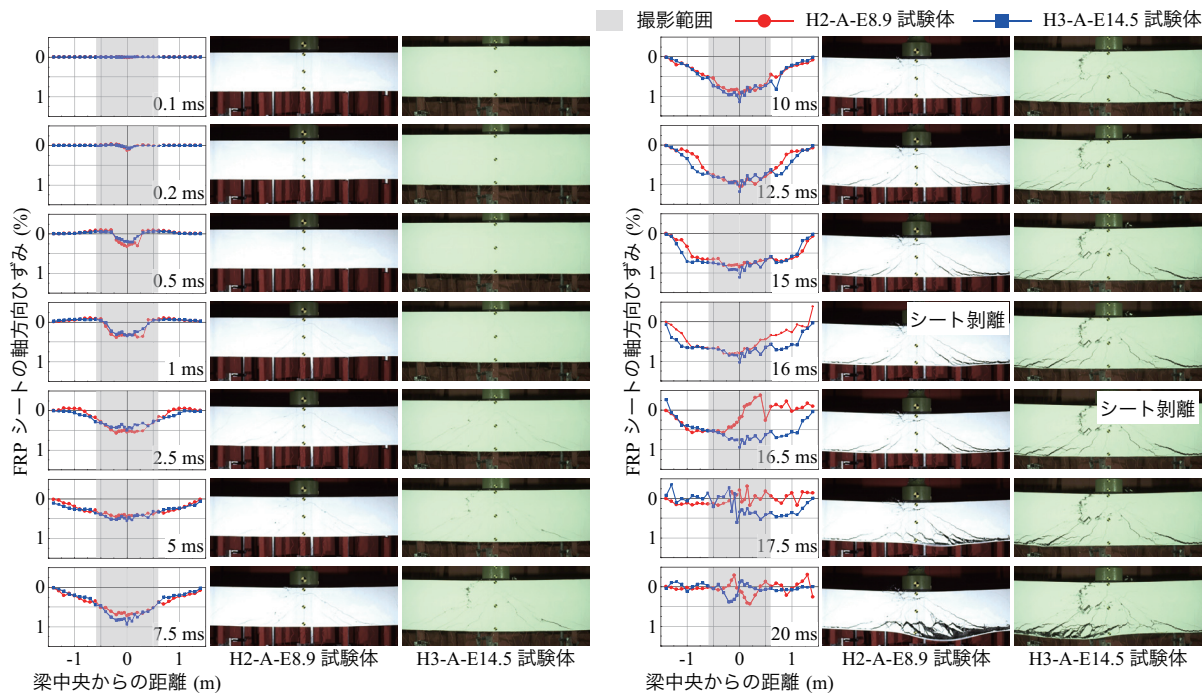


図-5 H2-A-E8.9/H3-A-E14.5 試験体におけるAFRPシートの軸方向ひずみ分布および高速カメラ画像の経時変化

いる。図中、高速カメラによる撮影画像はスパン中央部から左右0.6 mの範囲であり、ひずみ分布図の着色部がその領域を示している。

経過時間 $t = 0.1$ ms 時点に着目すると、H2/H3 試験体共に未だひずみは励起していない。 $t = 0.2 \sim 2.5$ ms 時点では、H2/H3 試験体共に荷重点近傍では引張ひずみが、その周辺では圧縮ひずみが生じており、引張ひずみの領域は時間とともに支点に向かって進展している状況が見取れる。 $t = 5$ ms 時点では、H2/H3 試験体共に引張ひずみの波頭が支点に到達し、単純支持梁の状態に至っていることが分かる。また、 $t = 15$ ms 時点までは H2/H3 試験体共に類似したひずみ分布性状を示していることが見て取れる。 $t = 16$ ms 時点においては H2 試験体の右側支点部近傍のひずみが、 $t = 16.5$ ms 時点では H3 試験体の左側支点部近傍のひずみが低下し乱れている。これは、高速カメラ画像からも分かるように、それぞれシート剥離が発生したことによるものと推察される。その後、 $t = 17.5 \sim 20.0$ ms 時点において、H2/H3 試験体は共にひずみの低下がスパン全体に広がっていることから、シート剥離が端部まで進展し、終局に至っていることが分かる。

4. まとめ

本研究では、既往の RC 梁の断面形状を基に静的曲げ耐力を既往の研究^{2),3)}よりも2倍以上に向上させた静的に剥離破壊型で終局に至る AFRP シート下面接着曲げ補強 RC 梁を対象に重錘落下衝撃荷重実験を実施した。本研究の範囲内で得られた結果は、以下の通りである。

- 1) 断面寸法および配筋を変化させた H3 試験体は、既往

- の研究^{2),3)}と同断面寸法を有する H2 試験体と比較して、無補強の場合には静的耐力が2.5倍程度以上を有することを確認した。また、シート補強を施した場合には、両試験体は共に剥離破壊型に分類される。
- 2) 静的耐力を2倍以上に大きくしたFRPシート接着曲げ補強RC梁に関しても、静的な破壊形式が剥離破壊型に分類される場合には、衝撃荷重載荷時にシート剥離によって終局に至る。

謝辞

本研究で用いた AFRP シートはファイベックス (株)、接着剤等は住友ゴム工業 (株) からご提供頂いた。また、本研究は、JSPS 科研費 23K13391 の助成の下に実施されたものである。ここに記して、感謝の意を表する。

参考文献

- 1) 岸徳光, 三上浩, 栗橋祐介: AFRP シートで曲げ補強した RC 梁の曲げ耐力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, 2001.8
- 2) 瓦井智貴, 小室雅人, 岸徳光, 三上浩, S. L. Huy: 衝撃荷重載荷時における AFRP シート接着曲げ補強 RC 梁の破壊形式に関する実験的検討, 構造工学論文集, 土木学会, Vol. 65A, pp.901-911, 2019.3
- 3) Le Huy, S., Komuro, M., Kishi, N., and Kawarai, T.: Experimental study on dynamic behaviors of flexural strengthened RC beams with AFRP sheet having 1660 g/m^2 mass under consecutive impact loading, 16th East Asia-Pacific Conference on Structural Engineering & Construction, Vol. 75, A-33, 2019
- 4) 土木学会: 2022 年制定コンクリート標準示方書 [設計編], 2023.
- 5) 岸 徳光, 三上 浩, 栗橋祐介: AFRP シート緊張接着曲げ補強 RC 梁の曲げ耐力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, 2016.6