

AFRP ロッド下面埋設曲げ補強RC 梁の耐衝撃性向上効果に関する 実験的検討

Experimental study on upgrading of impact resistant capacity for RC beams strengthened with NSM-AFRP rods

岸徳光[†], 小室雅人^{*}, 栗橋祐介^{**}, 三上浩^{***}, 船木隆史^{****}

Norimitsu Kishi, Masato Komuro, Yusuke Kurihashi, Hiroshi Mikami, Takashi Funaki

[†]工博, (独)国立高専機構 釧路工業高等専門学校校長 (〒084-0916 釧路市大楽毛西2丁目32-1)

^{*}博(工), 室蘭工業大学准教授, 大学院工学研究科 暮らし環境系領域 (〒050-8585 室蘭市水元町27-1)

^{**}博(工), 室蘭工業大学講師, 大学院工学研究科 暮らし環境系領域 (〒050-8585 室蘭市水元町27-1)

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

^{****}室蘭工業大学 大学院工学研究科 環境創生工学系専攻 (〒050-8585 室蘭市水元町27-1)

In order to develop a rational strengthening method for upgrading of the impact resistant capacity for RC beams, proposing a near surface mounted (NSM) technique of Fiber Reinforced Polymer (FRP) rods, falling-weight impact tests for the RC beams strengthened applying NSM-FRP rods method and/or FRP sheet bonding method were carried out. Here, Aramid FRP rod/sheet as new materials were used. The results obtained from these experiments were as follows: (1) applying the NSM-AFRP rods method, impact resistant capacity of the RC beams can be upgraded; (2) the proposed NSM-AFRP rods method may be more rational technique than AFRP sheet bonding method for upgrading impact resistant capacity of the RC beams; and (3) the RC beams strengthened with NSM-AFRP rods may reach the ultimate state with rods debonded due to peeling action of the tip of diagonal shear crack.

Key Words: AFRP rod, RC beam, impact loading, impact resistant capacity

キーワード: AFRPロッド, RC梁, 衝撃荷重, 耐衝撃性

1. はじめに

阪神大震災を契機に, 橋脚等既設鉄筋コンクリート(RC)構造物に対する耐震補強が行われており, その補強法の一つとして, 連続繊維(FRP)シート接着工法が広く採用されるようになってきた¹⁾. 一方で, 耐衝撃用途土木構造物の一つであるロックシェッドの場合には, 地山の経年劣化によって落石規模が大型化する傾向にあり, 対応してシェッドの衝撃耐力の向上あるいは緩衝材の性能向上が求められる事例も発生している.

著者らは, このような状況を鑑み, 既設RC構造物の耐衝撃性向上法に着目して, 簡易に施工可能なFRPシート接着工法を提案し, 新設や損傷を受けた既設RC梁にアラミド繊維製FRP(AFRP)シートを接着した場合における重錘落下衝撃実験を実施している^{2), 3)}.

その結果, 新設RC梁の場合にはAFRPシートを下面接着することによって, 梁の変形量を抑制し耐衝撃性を向上可能であることを明らかにしている. また, 損傷を

受けた既設RC梁の場合においても, 新設の場合と同程度に梁の耐衝撃性を向上可能であることも明らかにしている. しかしながら, 入力エネルギーが大きい場合には, 梁は角折れの傾向を示し, 載荷点直下近傍下縁部に生じたひび割れが大きく開口し, 近傍シート部に応力集中が発生して, シート破断に至ることが明らかになっている.

その対策として, AFRPシートの目付量を増やすことや, 低弾性かつ高伸び特性を有するポリエチレンテレフタレート繊維製FRP(PFRP)シートを併用すること, あるいはAFRPシートを梁の下縁近傍側面に軸方向に接着する方法やU字型補強法を併用する場合についての妥当性検討も行っている^{4)~6)}.

その結果, 以下のことが明らかになっている. すなわち, (1) AFRPシートの目付量を増加させる場合には, 斜めひび割れの発生領域が広がることにより, シートの局所的なひずみの増大が抑制され, シート破断から剥離のモードに推移すること, (2) PFRPシートを併用する場合にはAFRPシートの部分破断を伴うものの完全破断を抑制可能であること, (3) AFRPシートを梁下縁近傍側面に軸方向に接着する場合には, ひび割れの開口を抑制すると共にシート破断も抑制可能であること, (4)

[†] 連絡著者 / Corresponding author

E-mail: kishi@kushiro-ct.ac.jp

表-1 試験体一覧

試験体名	補強材の種類	設定重錘落下高さ H (m)	実測重錘落下高さ H' (m)	補強材の軸剛性 $E_r A$ (MN)	コンクリート圧縮強度 f'_c (MPa)	主鉄筋降伏強度 f_y (MPa)	計算曲げ耐力 P_u (kN)	計算せん断耐力 V_u (kN)	補強材剥離/破断の有無
N-S	-	静的	-	-	32.4	381.7	55.0	329.0	-
N-I-H2.5	-	2.50	2.29	-	-	-	-	-	-
SA-S	AFRPシート	静的	-	13.5	35.4	381.7	102.1	331.6	剥離
SA-I-H1.0		1.00	1.12						無
SA-I-H2.0		2.00	2.19						
SA-I-H2.5		2.50	2.40						
SA-I-H3.0		3.00	3.24						剥離
RA-S	AFRPロッド	静的	-	13.0	35.7	406.7	101.0	315.9	剥離
RA-I-H0.5		0.50	0.52						無
RA-I-H1.0		1.00	1.08						
RA-I-H1.5		1.50	1.58						
RA-I-H2.0		2.00	2.19						
RA-I-H2.5		2.50	2.52						
RA-I-H3.0		3.00	3.24						
RA-I-H3.5		3.50	3.62						剥離

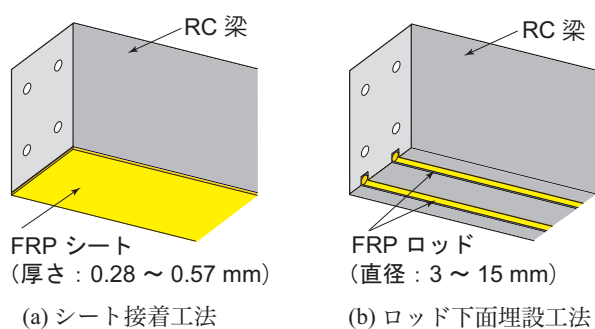


図-1 各補強工法の概念図

U字型補強法を併用する場合には、曲げ補強シートの剥離は抑制可能であるものの、シート破断は抑制できないこと等、を明らかにしている。

また、FRPシートに応力集中が発生してシートが破断することは、シートを梁幅方向に一様に接着して軸剛性を確保しているものの、シート厚が薄いことによりひび割れの開口に対する軸剛性が相対的に小さいことも要因の一つとして上げられる。

これに対して、図-1に示されるように、シートを全軸剛性が等しい数本のロッドに置き換えて下面埋設することにより、ロッドはその埋設近傍部のひび割れの開口に対して相対的に軸剛性も大きく十分抵抗できるため、ロッド破断を抑制しかつ梁の耐衝撃性も向上可能であるとして、著者らはFRPロッド下面埋設工法の適用も提案している⁷⁾。また、重錘落下衝撃実験を実施して、その概念的な妥当性も確認している。

しかしながら、シート接着工法との比較検討は数度に

渡る実験結果に基づいたもので、コンクリート強度が異なることや重錘の実測衝突速度が実験ケースで大きく異なっていたため、より詳細な考察は不可能な状況であった。

このような背景から、本研究ではコンクリート強度や鉄筋の材料特性をある程度揃え、軸剛性や引張耐力が類似しているAFRPシートあるいはロッド（以後、総称してAFRP補強材）を用いて曲げ補強したRC梁に関する重錘落下衝撃実験を実施し、梁の耐衝撃性向上に係る両工法の比較を行うと共に、AFRPロッド下面埋設RC梁の耐衝撃特性に関する詳細な検討を行った。

2. 実験概要

表-1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、AFRPシート接着/ロッド埋設曲げ補強の有無や、落下高さを変化させた全15体である。表中の試験体のうち、第一項目はアラミド繊維を用いた補強の有無(N：無補強，SA：シート接着工法，RA：ロッド下面埋設工法)を示し、第二項目は荷重方法(S：静荷重載荷，I：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さ(m)を示している。

なお、表中の実測落下高さ H' は実測衝突速度から換算した自由落下高さである。表より、実測落下高さ H' は、設定落下高さ H とは必ずしも一致していないことが分かる。これは、以下の理由による。すなわち、本実験では、重錘の衝突速度は、重錘部に取り付けた長さ30mmの白色マーカーが重錘ガイド塔に設置された光センサーを通過する時間を計測して評価している。また、重

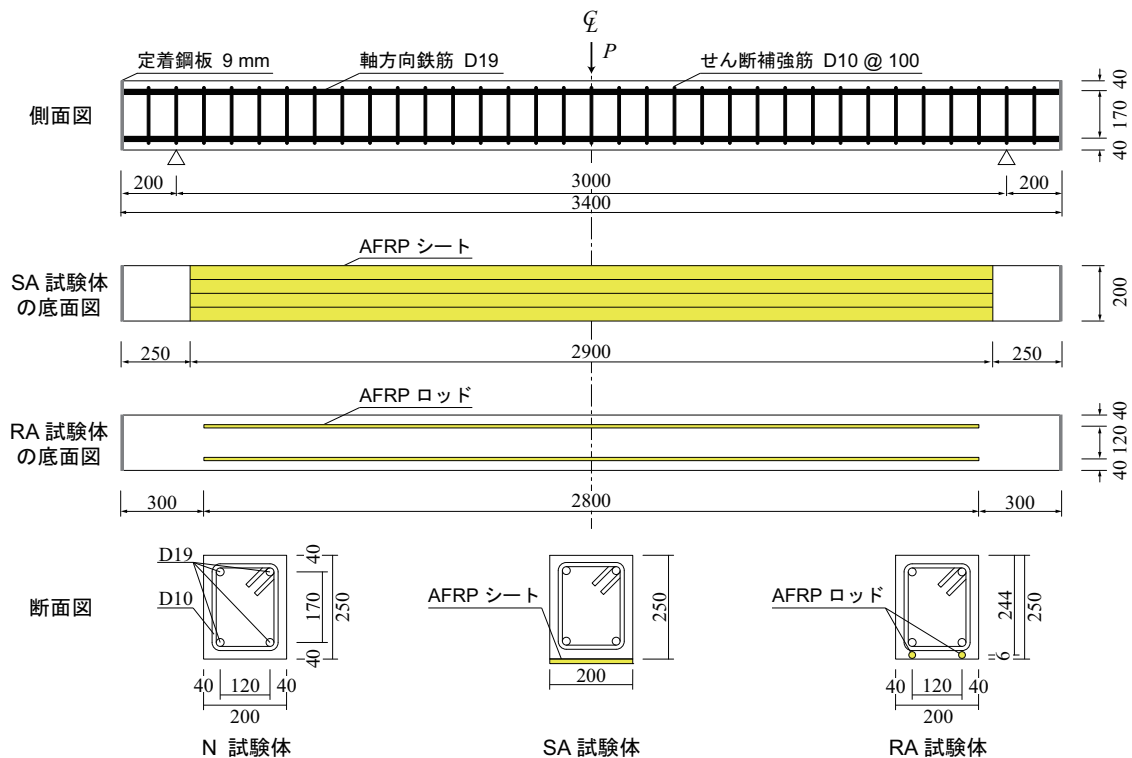


図-2 試験体の形状寸法、配筋および補強状況

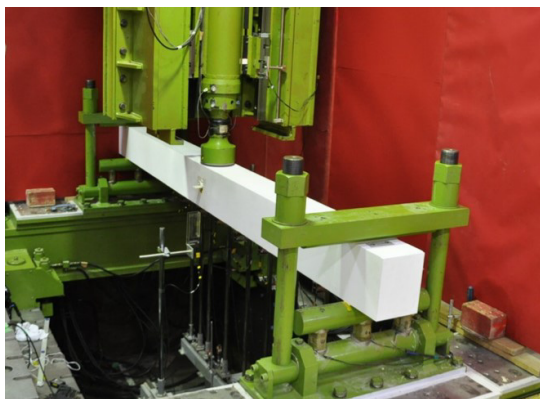


写真-1 衝撃荷重荷重時の実験装置と試験体の設置状況

錘はガイド塔に取り付けられたリニアウエイレール上をスライドユニットを介して落下することとなるが、多少の摩擦が有ることにより設定した通りの衝突速度が得られない。そのため、可能な限り設定衝突速度と同一の速度を得るために予備実験の下に較正曲線を求め、実験を行っている。しかしながら、その摩擦の程度もリニアウエイレールの乾湿状況によって異なるため、衝突速度も較正曲線から微妙に異なることとなる。

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および主鉄筋の降伏強度も併せて示している。また、表中の軸剛性は $E_r A$ (E_r :補強材の弾性係数、 A :全断面積)を意味している。表より、両者は概ね同程度の軸剛性を有しているが、シートの場合がロッドの場合よ

りも若干大きいことが分かる。

各補強試験体に関する重錘落下衝撃実験の実験ケースは、表に示されている通りであるが、無補強とAFRPシート接着/ロッド下面埋設した場合のRC梁の耐衝撃性に関する比較は、H2.5の場合で行うこととした。

また、AFRPシート接着とロッド下面埋設を施した場合のRC梁の耐衝撃性に関する比較は、最低重錘落下高さを1 mとし、増分落下高さを1 mとして行っている。なお、各補強材を用いた実験は、補強材が剥離し試験体が終局に至った時点での重錘落下高さで終了することとした。その他、AFRPロッド下面埋設の場合には、RC梁の耐衝撃性に関する詳細な検討を行うために、重錘落下高さを0.5 m刻みで終局に至る3.5 mまでのデータを取得するように上述の実験を補完している。

図-2には、試験体の形状寸法と配筋および各工法の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、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。

AFRPシート接着工法の場合には、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接着を行っている。一方、AFRPロッド下面埋設工法の場合には、以下のようにして施工を行っている。すなわち、1) 梁下面のロッド埋設位置に

表-2 AFRP補強材の力学的特性値(公称値)

種類	直径 D (mm)	幅 B (mm)	目付量 (g/m^2)	厚さ (mm)	弾性係数 E_r (GPa)	引張耐力 f_{ru} (kN)	破断ひずみ ϵ_{ru} (%)
シート	-	200	830	0.572	118.0	235.7	1.75
ロッド	11	-	-	-	68.6	112.0	1.72

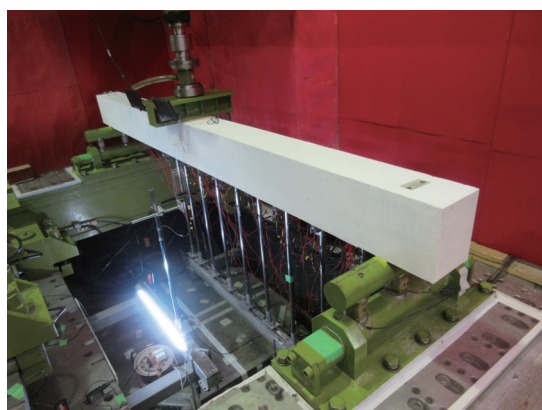


写真-2 静荷重載荷時の実験装置と試験体の設置状況

後述のように直径11 mmのロッドに対して、12×12 mmの矩形形状の溝を切り込む、2) 溝切部を清掃してシート接着の場合と同様に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する、3) その後、エポキシ系パテ状接着樹脂を溝切部に充填し、ロッドを埋設・接着している。なお、養生期間は、AFRPシート工法およびロッド下面埋設工法共に1週間程度である。

AFRP補強材の補強量に関しては、シート補強の場合には、目付量が830 g/m²のAFRPシートを1層接着することとした。また、ロッド下面埋設補強の場合には、シート補強の場合と同引張軸剛性や引張耐力が同程度(後述、表-2参照)になるように、直径11 mmのロッドを2本用いている。

衝撃荷重載荷実験は、質量300 kg、先端直径200 mmの鋼製重錘を所定の高さから一度だけ自由落下させる単一載荷法に基づいて行っている。なお、重錘落下位置は梁のスパン中央部に限定している。

また、試験体の両支点部は、回転を許容し、浮き上がりを拘束するピン支持に近い構造となっている。写真-1には、衝撃荷重載荷時における実験装置と試験体の設置状況を示している。

表-2には、本実験で用いたAFRPシートとロッドの力学的特性値を一覧にして示している。表より、ロッドの弾性係数 E_r はシートの60%程度であることが分かる。これは、ロッドの場合には全断面に占める含浸樹脂量がシートに比べて多く、繊維含有率がシートに対して単位面積当たり60%程度であることによるものと推察され

る。また、AFRP補強材の全引張耐力は、ロッド下面埋設の場合には2本のロッドを用いていることより224.0 kNとなり、シート接着の場合の235.7 kNと類似していることが分かる。

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補強材軸方向各点の軸方向ひずみ(以後、単にひずみ)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用いて計測している。また、変位はレーザ式非接触型変位計を用いて計測している。さらに、実験時にはひび割れ分布やAFRP補強材の剥離状況を高速度カメラを用いて撮影している。

3. 実験結果

3.1 静載荷実験

写真-2には、静荷重載荷時における載荷装置と試験体の設置状況を示している。静荷重載荷の場合には、梁幅方向に200 mm、梁長さ方向に100 mmの載荷板をスパン中央部に設置し、容量500 kNの油圧ジャッキを用いて荷重を作用させている。なお、N-S試験体の場合において、荷重は主鉄筋降伏後も鉄筋の塑性硬化によって漸増することより、本研究では梁が載荷点部で角折れし変位が90 mm前後に至るまで載荷している。一方、AFRP補強材で曲げ補強する場合には、いずれの場合においても最大荷重に到達し補強材が剥離して終局状態に至るまで載荷している。

(1) 荷重-変位関係

図-3には、AFRPシート接着/ロッド下面埋設補強RC梁と無補強RC梁の荷重-変位関係に関する実験結果を計算結果と比較して示している。なお、計算曲げ耐力は、土木学会コンクリート標準示方書⁸⁾に準拠して各材料の応力-ひずみ関係を設定し、平面保持およびコンクリートとAFRP補強材との完全付着を仮定して断面分割法により算出している。また、計算時における終局状態は、梁上縁コンクリートの圧縮ひずみが終局ひずみである3,500 μ に至った時点と定義した。なお、計算結果の荷重-変位曲線は、以下のようにして求めることができる。すなわち、1) 終局荷重までの各荷重レベルに対する梁軸方向の曲げモーメント分布を求め、2) それに対応する曲率分布を断面分割法を適用して算定する。3) 着目点の変位は、求められた曲率分布を弾性荷重として与

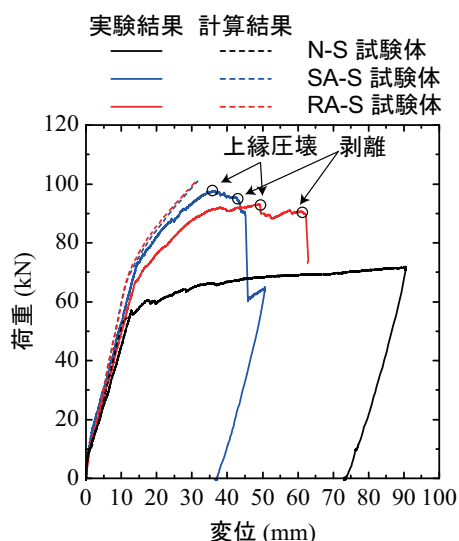


図-3 荷重-変位関係の比較

え、弾性荷重法を適用して着目点の曲げモーメントを求めることによって算定される。

図より、N-S試験体およびSA/RA-S試験体の各荷重レベルについて比較すると、N-S、SA-S、RA-S試験体に関する主鉄筋降伏荷重は、それぞれ57.0、73.6、66.8 kNであり、最大荷重は66.7、97.7、93.1 kNである。なお、N-S試験体の場合において、主鉄筋降伏後の荷重は、鉄筋の塑性硬化の影響によって単調増加の傾向を示すことが明らかになっている。このため、本論文では、SA/RA-S試験体が40 mm程度の変位時点で最大荷重を示していることに着目し、N-S試験体においても変位が40 mm時点の荷重を最大荷重として評価することとした。なお、この時のスパン長に対するたわみの割合は1.3%である。

これより、AFRPシート接着あるいはロッド下面埋設を施すことによって、主鉄筋降伏荷重は無補強の場合と比較して17～30%程度、最大荷重は40～45%程度増加していることが分かる。

また、実験結果と計算結果を比較すると、N-S試験体の場合には、主鉄筋降伏直後に上縁が圧壊の傾向を示し、計算結果は終局に至っていることが分かる。一方、SA-S試験体の場合には、実験結果は主鉄筋降伏点近傍までは計算結果とほぼ対応していることが分かる。その後、実験結果は計算結果よりも若干過小な値を取って、計算終局点に到達後上縁圧壊と共にシート剥離により除荷状態に至っている。これより、AFRPシートとコンクリートの付着は計算終局時まで十分確保されているものと推察される。

それに対して、RA-S試験体の場合における荷重分布は、ひび割れ発生後主鉄筋降伏点近傍までは線形に増加するものの、主鉄筋降伏荷重は計算結果より小さい値を示している。荷重は、その後も主鉄筋降伏前の剛性勾配より小さい勾配で単調に増加し、最大値に到達後上縁圧壊とロッドの剥離によって除荷状態に至っていることが

分かる。主鉄筋降伏後の荷重分布は、計算結果よりは最大10 kN程度小さい値を示している。これは、3点曲げ載荷であるために軸方向に均等な曲げひび割れの発生が期待できないことや、ロッドが2本配置されているだけであるため、有効幅の考え方と同様にロッドから離れた部分ではロッドの補強効果が低下し、荷重の増大と共に幅方向に一樣に挙動しないことによるものと推察される。

また、載荷荷重は、上述のように主鉄筋降伏後も最大荷重近傍まではほぼ線形に増加し、除荷状態には至っていないことより、少なくとも計算終局時近傍まではロッドとコンクリートの付着は十分確保されているものと推察される。

(2) ひずみ分布性状

図-4には、AFRP補強材で曲げ補強したRC梁(SA/RA-S試験体)に対して、計算終局時における補強材の軸方向ひずみ分布に関する実験結果を計算結果と比較して示している。なお、計算結果はAFRP補強材とコンクリートの完全付着を仮定した断面分割法の結果に基づいて算出している。両図において、計算結果における載荷点を含む中央部三角形の部分は、主鉄筋降伏領域であり、曲げモーメントの増加に対応して中央に向かって線形に増加して分布していることが分かる。

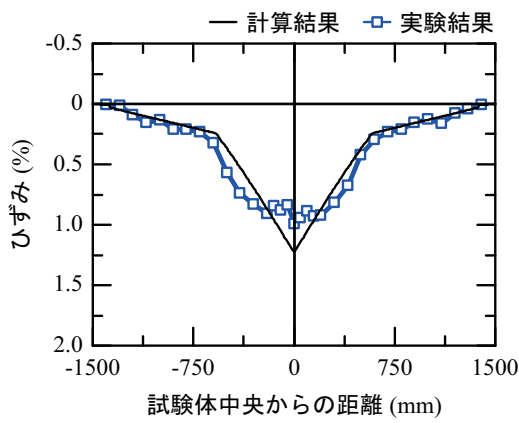
図より、SA-S試験体の場合には、載荷点近傍部ではほぼ一様なひずみ分布を示しており、シートが剥離傾向にあることが分かる。その他の主鉄筋降伏領域では、実験結果のひずみ分布が計算結果よりも若干大きい傾向を示しているが、均一な分布を示していないことより、未だ剥離には至っていないものと判断される。

一方、RA-S試験体の場合においても、SA-S試験体の場合よりは領域が小さいが、載荷点部ではほぼ一様な分布を示している。これは、ロッドが剥離傾向にあるか等分布荷重載荷と類似した状態にあることによるものと推察される。その他の主鉄筋降伏領域では、数カ所で隣り合うひずみが類似の値を示しているが、ほぼ計算結果の分布性状に対応しており、剥離には至っていないものと判断される。隣り合うひずみが類似の値を示しているのは、本研究で用いているAFRPロッドが組紐状の構造になっていることより、同一断面内で同一のひずみが生じないことと、ひずみを計測している繊維も位置によって異なるため、特にひずみ変動が大きい領域では追従性が多少鈍化したためと推察される。

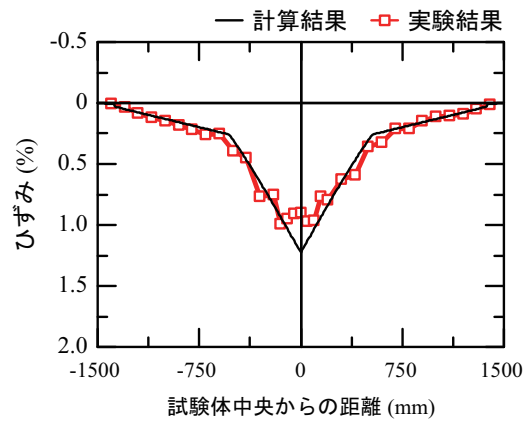
(3) ひび割れ分布性状

図-5には、静荷重載荷実験終了後における各RC梁側面のひび割れ分布を示している。図より、いずれの試験体も載荷点部を中心に下縁から曲げひび割れが発生し、載荷点に向かって上方に進展していることが分かる。

N-S試験体の場合には載荷点部近傍に曲げひび割れが集中して発生しており、載荷点近傍上縁部が著しく圧壊し、角折れ状態にあることが分かる。また、SA-S試験体の場合には、曲げひび割れがN-S試験体に比べて梁全



(a) SA-S 試験体



(b) RA-S 試験体

図-4 計算終局時における補強材の軸方向ひずみ分布に関する実験結果と計算結果の比較

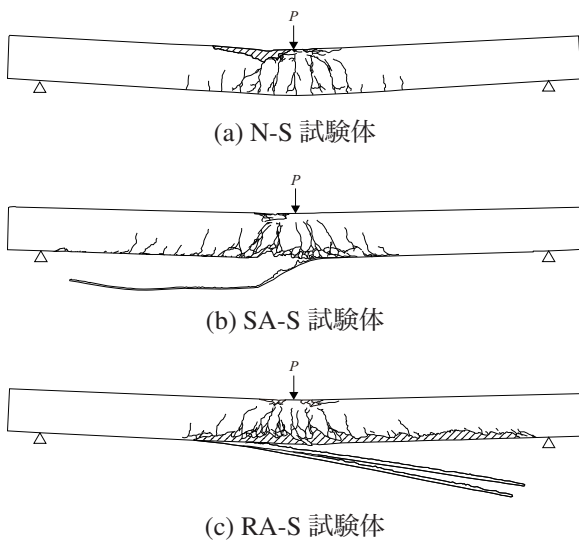


図-5 実験終了後のひび割れ分布

体に広く分布しており、シートが剥離している。荷重点近傍の下縁かぶりコンクリートは、シートに接着した状態で剥離していることが確認できる。一方、RA-S試験体の場合には、ロッド剥離側にひび割れが広く分布しており、ロッド剥離側の下縁かぶりが広く剥落していることが確認できる。

これより、AFRPシート接着およびロッド下面埋設補強のいずれの場合も、AFRP補強材とコンクリートの付着は良好だったものと判断される。

3.2 衝撃荷重載荷実験

(1) 各種時刻歴応答波形

図-6には、設定重錘落下高さが $H = 1.0, 2.0, 2.5, 3.0, 3.5$ mの場合における試験体の重錘衝撃力波形、支点反力波形、荷重点変位波形を比較して示している。

図-6(a)において、重錘衝撃力波形は衝撃初期から20 ms間の変動状況を示しているが、試験体の種類や設定落下高さ H によらず、振幅が大きく継続時間が1 ms程

度の第1波に振幅が小さい第2波目が後続する性状を示していることが分かる。

設定落下高さ $H = 2.5$ mの場合における3試験体の波形分布を比較すると、12 ms前後までは3試験体とも類似の波形性状を示しており、曲げ剛性の影響が小さいことが分かる。これは、いずれの梁も圧縮強度が同程度のコンクリートであることより、衝撃初期の重錘衝撃力波形が衝突部コンクリートの材料物性に依存していることを暗示している。

また、設定落下高さ $H = 3.0$ mの場合には、SA試験体がシート剥離によって終局に至っているが、RA試験体と類似な波形を示していることより、衝撃初期には未だ剥離が進行していないことが窺われる。

図-6(b)において、支点反力波形は衝撃初期から80 ms間の変動状況を示しているが、継続時間が30~50 ms程度の主波動に高周波成分が合成された分布性状を示していることが分かる。全体を見ると、入力エネルギーの増加と共に継続時間も長くなる傾向にあることが分かる。これは、入力エネルギーの増加に対応してひび割れ等による損傷も大きくなり、梁の曲げ剛性も低下することによるものと推察される。

設定落下高さ $H = 2.5$ mの場合における3試験体の波形分布を比較すると、補強試験体の場合には両者類似の波形性状を示しているが、無補強試験体の場合には補強試験体の場合より波動継続時間が10 ms程度長いことが分かる。これは、損傷が大きくなり曲げ剛性が著しく低下したことによるものと推察される。また、補強試験体の場合に類似の波形分布を示していることは、補強材の軸剛性が類似していることから、両者が剥離傾向も示さず、同程度に補強効果が発揮されていることによるものと推察される。

設定落下高さ $H = 3.0$ mにおいて、SA試験体はシート剥離により終局に至っているが、支点反力波形では継続時間が数ms程度伸びている程度であり、その影響は未だ小さいことが分かる。

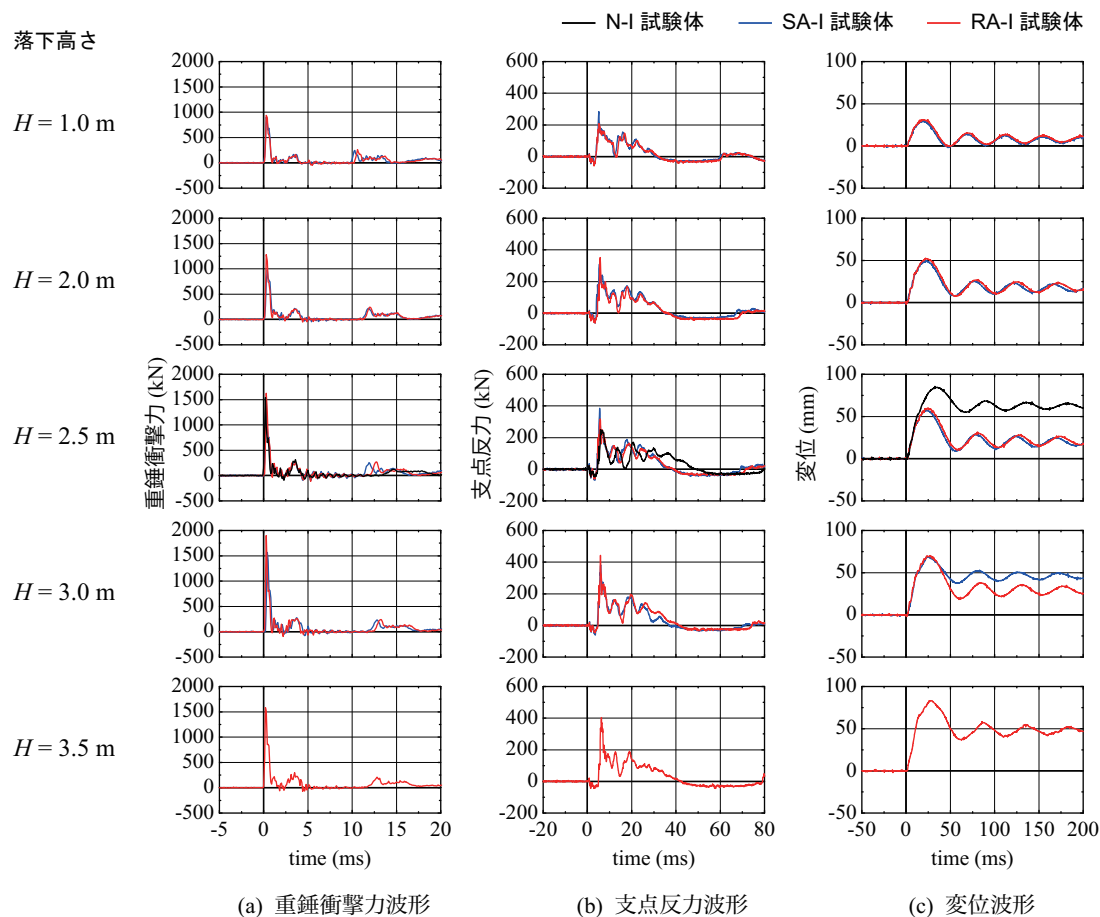


図-6 重錘衝撃力、支点反力および载荷点変位に関する時刻歴応答波形

図-6(c)において、载荷点変位波形は、衝撃初期から200 ms 間の変動状況を示している。いずれの試験体においても最大振幅を示す第1波が励起した後、減衰自由振動状態に至っていることが分かる。また、入力エネルギーの増加と共に残留変位も増加していることが分かる。

設定落下高さ $H = 2.5$ m の場合における3試験体の波形分布を比較すると、支点反力波形と同様に補強試験体の場合には両者類似の波形性状を示している。無補強試験体の場合には補強試験体の場合に比較して、最大変位と残留変位が大きく示されており、減衰自由振動状態における固有振動周期も延びていることが分かる。これより、AFRP補強材で曲げ補強を施すことにより、効率的に最大変位及び残留変位を抑制可能であることが分かる。また、補強試験体間で固有振動周期が類似していることより、AFRP補強材の軸剛性が両者で同程度であることが実験的にも確認された。

設定落下高さ $H = 3.0$ m の場合において、衝撃初期から40 ms程度までは補強試験体で類似の波形を示している。しかしながら、その後、RA試験体の場合には変位が25~30 mm程度まで復元し減衰自由振動状態に移行しているのに対して、SA試験体の場合には変位が45 mm程度で減衰自由振動状態に移行しており、シートが

剥離に至ったことが窺われる。

但し、設定落下高さ $H = 2.5$ m の場合の無補強RC梁の変位波形と比較すると、最大変位及び残留変位ともに抑制されている。これは、AFRPシートが最大応答変位発生時点では剥離に至らず、補強効果を発揮していることによるものと推察される。その後、シートが剥離すると共に除荷状態に至ることより、残留変位は抑制されるものの、減衰自由振動状態における固有振動周期は、設定落下高さ $H = 2.5$ m の場合における無補強試験体と類似している。

設定落下高さ $H = 3.5$ m の場合は、RA試験体においてロッドが剥離して終局に至る実験ケースであるが、除荷後の変位波形は設定落下高さ $H = 3.0$ m の場合におけるSA試験体の応答性状に類似しており、ロッドの剥離は最大変位発生後であることが窺われる。

また、ロッドが剥離していることより、除荷後の減衰自由振動状態における固有振動周期は、設定落下高さ $H = 2.5$ m の場合における無補強試験体と類似していることが分かる。

以上のことから、AFRPシート接着あるいはロッド下面埋設曲げ補強RC梁の耐衝撃性は、入力エネルギーがそれ程大きくない場合には両者同程度であることが明ら

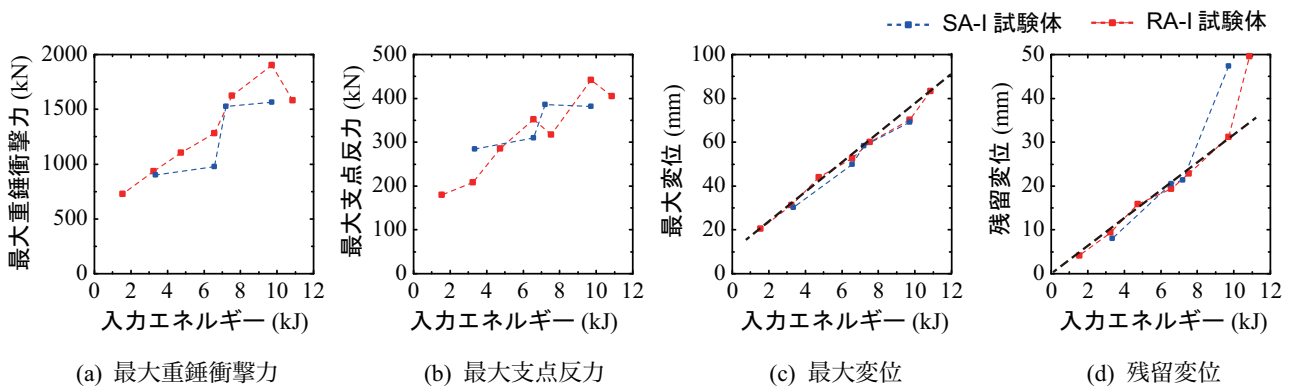


図-7 入力エネルギーと各種最大応答値の関係

かになった。一方、入力エネルギーが大きく梁が終局に近い状態の場合には、ロッド下面埋設曲げ補強を施す場合がシート接着を施す場合よりも、耐衝撃性に優れていることが分かった。

(2) 入力エネルギーと各種最大応答値の関係

図-7は、図-6で得られた補強試験体(RA-I-H0.5/1.5 - 入力エネルギーが $E = 1.53/4.65$ kJ- 試験体の結果も含む)に関する実験結果の最大重錘重錘衝撃力、最大支点反力、最大変位、残留変位を入力エネルギーを横軸にとって整理したものである。

図-7(a)には、最大重錘衝撃力分布を示している。図より、シート補強を施したSA試験体で若干ばらつきがあるものの、ロッド補強を施したRA試験体の場合には、設定落下高さ $H = 3.5$ m落下時($E = 10.64$ kJ)における結果を除き、入力エネルギーに対してほぼ線形に増加していることが分かる。設定落下高さ $H = 3.5$ m落下時($E = 10.64$ kJ)には小さな値を示しているが、これは、衝撃初期にはロッドの剥離現象は現れていないことが推察されることより、かぶりコンクリートの剥落等他の要因によるものと判断される。

図-7(b)には、最大支点反力分布を示している。両補強試験体共に多少ばらつきがあるものの、入力エネルギーに対してほぼ線形に増加する傾向を示していることが分かる。また、最大重錘衝撃力値と比較すると、最大支点反力値は最大重錘衝撃力値の1/4程度であることが分かる。

図-7(c)には、最大変位分布を示している。図より、両補強試験体共に最大重錘衝撃力や最大支点反力よりもばらつきが少なく、またAFRP補強材の軸剛性が類似していることにより、両者同様でかつ入力エネルギーに対して線形な分布性状を示していることが分かる。但し、図中には黒破線を挿入して分布の傾向を示しているが、原点を通る直線状態には至っていない。一般的には、入力エネルギーが零の場合には変位は零になることから、入力エネルギーに対して最大変位は原点を通る分布を示すものと考えられる。しかしながら、RC梁試験体は主鉄筋の降伏前後で変形曲率が大きく異なることから、特に入力エネルギーの小さい領域で、単純に原点からの線

形分布に至らないことも示唆される。

また、AFRPシートやロッドが剥離した設定落下高さ $H = 3.0$ mや 3.5 m落下時($E = 9.53$ kJや $E = 10.64$ kJ)の場合における値も線形分布上に推移していることより、前述のように剥離は最大応答時以降に生じていることが窺われる。

図-7(d)には、残留変位分布を示している。図より、シートあるいはロッドが剥離に至った設定落下高さ $H = 3.0$ mや 3.5 m落下時($E = 9.53$ kJや $E = 10.64$ kJ)の場合における値を除くと、全ての値は、ほぼ原点からの線形分布を示すことが分かる。この傾向は、無補強RC梁に関する著者等の研究成果⁹⁾と同様の特性を示しており、入力エネルギーと残留変位、補強後の梁の静的耐力を用いた耐衝撃設計法の定式化の可能性を示唆している。

(3) 実験終了後におけるひび割れ分布

図-8には、図-6に示された各試験体の実験終了後における梁側面のひび割れ分布を示している。まず、図-5の静荷重載荷時におけるひび割れ分布と比較すると、静載荷時には上述のように載荷点近傍を中心に曲げひび割れが下縁部から上端に向かって発生し、やがて載荷点方向に向かって進展している。一方、重錘落下衝撃荷重載荷の場合には、補強の有無にかかわらずいずれの梁においても、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おり、ひび割れ分布性状は静載荷時と大きく異なっていることが分かる。衝撃荷重載荷時における上縁からのひび割れの進展は、衝撃初期に曲げ波が見かけ上両端固定梁のような状態で支点側に伝播することにより発生し、下縁からのひび割れは主曲げの伝搬によって発生したものと推察される。また、載荷点近傍部の著しい斜めひび割れは静載荷時には発生せず、衝撃荷重載荷によってせん断破壊型のひび割れが顕在化することが分かる。

図-8の(b)図と(c)図のAFRPシート接着とロッド下面埋設補強した場合について比較すると、載荷点近傍部を除いた領域では、両者類似のひび割れ分布を示していることが分かる。しかしながら、載荷点近傍部では、シー

設定落下高さ

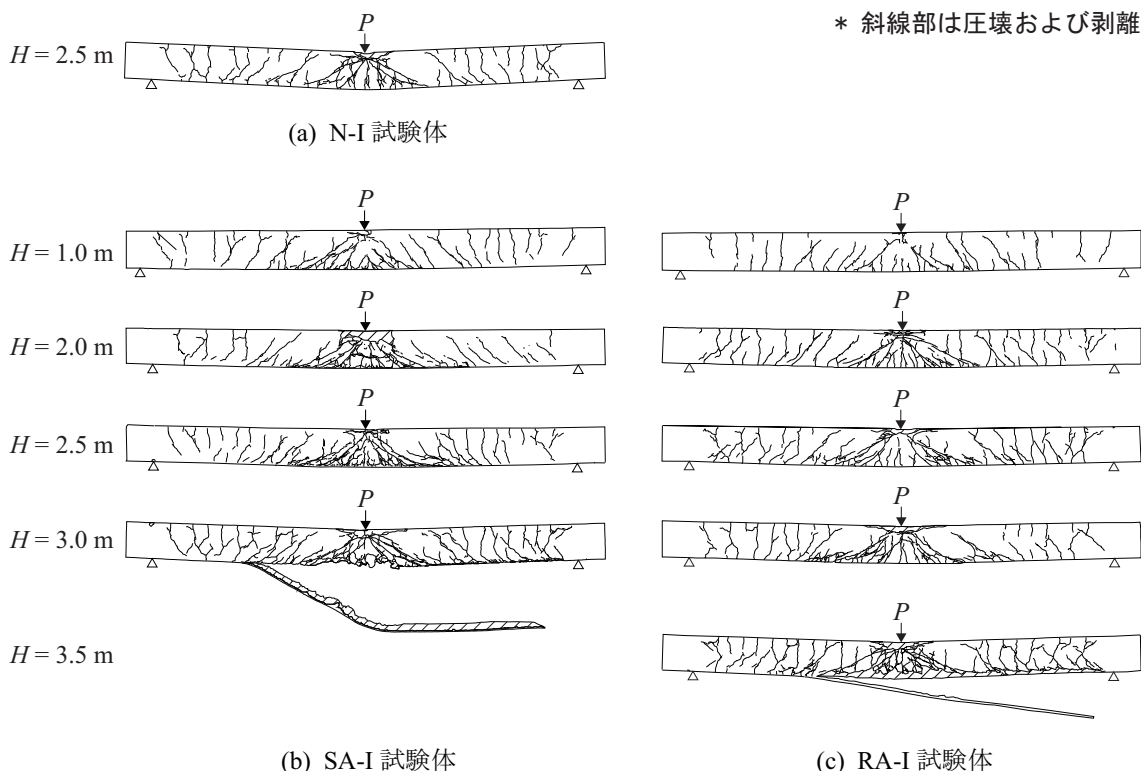


図-8 衝撃実験後のひび割れ分布性状

ト接着補強した場合の斜めひび割れと垂直に進展する曲げひび割れはロッド補強を施した場合に比して密に発生していることが分かる。これは、シート接着補強の場合にはシートを下面の梁幅全面に接着していることにより、ひび割れが分散する傾向にあるためと推察される。一方で、ロッド下面埋設の場合には、下端側面かぶり部がロッドによって拘束されないことにより、ひび割れの分散性はシート下面接着の場合に比して低下するものと推察される。

設定落下高さ $H = 3.0\text{ m}$ の場合には、両補強試験体共に著しく上縁荷点近傍部が圧壊しているが、シート接着補強の場合にはシートが剥離し終局に至っている。シートにはかぶりコンクリートが付着しており、シートとコンクリートの付着は良好であったことが窺える。一方で、ロッド下面埋設補強の場合には、斜めひび割れ先端部のピーリング作用によって剥離の傾向を示しているが、未だ剥離には至っていない。

しかしながら、設定落下高さ $H = 3.5\text{ m}$ の場合には、ロッドが剥離し終局に至った。なお、下縁側面のかぶりコンクリートはロッド剥離部で大きく剥落していることが分かる。

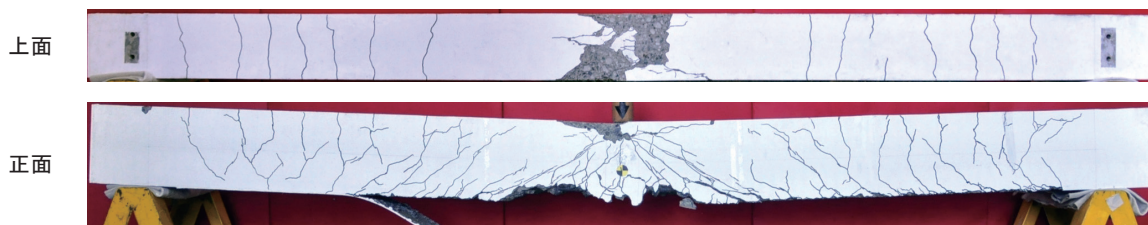
設定落下高さ $H = 2.5\text{ m}$ の場合において、補強試験体と(a)図の無補強試験体のひび割れ分布を比較すると、補強試験体の場合にはAFRP補強材の補強効果によっていずれの場合も顕著な残留変形は認められないが、無補強

試験体の場合には若干ひび割れも少なく荷点部を中心に大きく角折れ状態にあることが分かる。

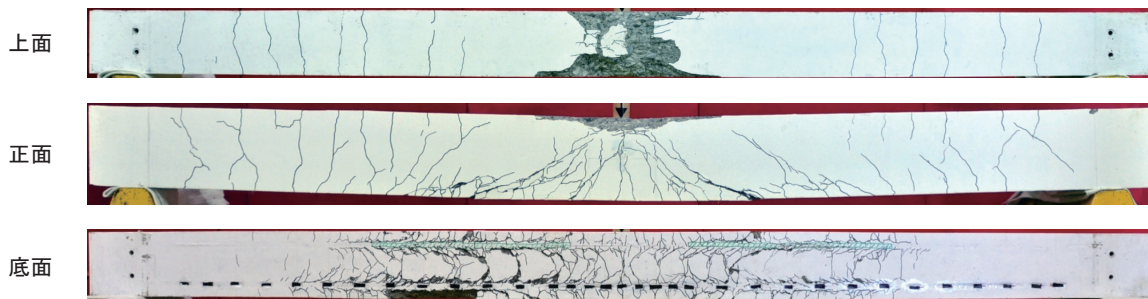
写真-3には、設定落下高さ $H = 3.0\text{ m}$ の場合における補強試験体の周面のひび割れ分布や損傷状況を示している。なお、SA試験体の場合には、シートが剥離していることより下面のひび割れ分布は示していない。写真より、いずれの試験体も荷点部では圧壊によって上縁かぶり部が層状に剥離の傾向を示していることが分かる。シート接着補強(SA試験体)の場合における側面のひび割れ分布から、中央部斜めひび割れ部が大きく開口して、シートは斜めひび割れ先端部のピーリング作用によって剥離に至ったことが窺える。

それに対して、ロッド下面埋設補強(RA試験体)の場合には、前述のように外側斜めひび割れ部からスパン中央部が一体となって下方に抜ける傾向を示し、ロッドはそのピーリング作用によって剥離の様相を呈しているが、未だ剥離には至っていないことが分かる。

また、底面のひび割れ分布において、平面保持仮定に基づけば下面に生じるひび割れは幅方向に様に分布しなければならない。しかしながら、実験結果では、ロッド埋設近傍部のひび割れが周辺部のそれよりも支点側に進展しており、2本のロッド間のひび割れはスパンセンターを中心にU字状に分布していることが分かる。これは、以下のように考察される。1) RC梁の場合には、通常スターラップが配置されていることより、幅方向に



(a) SA-I-H3.0 試験体



(b) RA-I-H3.0 試験体

写真－3 RA/SA-I-H3.0 試験体のひび割れ分布性状

配置された主鉄筋は一体として挙動し、従ってひび割れも一様に分布する。2) しかしながら、ロッド下面埋設を施す場合には、各ロッドが独立してかぶり部に配置されることから、断面内幅方向の単位幅当たりの曲げ剛性は、ロッド間中央部や梁側面近傍断面で最も小さく、ロッド配置部断面で最も大きい分布となっている。3) そのため、ロッド中間部や梁側面部では相対的に小さい荷重レベルで曲げひび割れが発生する。4) その後荷重の増加に対して、梁幅方向の曲げ剛性の分布に対応してひび割れ発生レベルの曲げモーメントが支点側に移動することより、ひび割れ分布はスパン中央点を中心に支点方向に向かってU字状に形成されることとなる。

このことは、梁はロッド埋設部を中心に補強強化されることになるため、梁下縁側面等周辺コンクリートの損傷が進行するものの致命的な損傷には至らず、逆にコンクリート片の剥落によるエネルギー吸収効果も期待でき、結果として耐衝撃性が向上するものと推察される。また、上述のひび割れがU字状に分布する現象は、静荷重載荷時における荷重-変位分布における実験結果と計算結果の差異に関する考察の妥当性を裏付けているものと推量される。

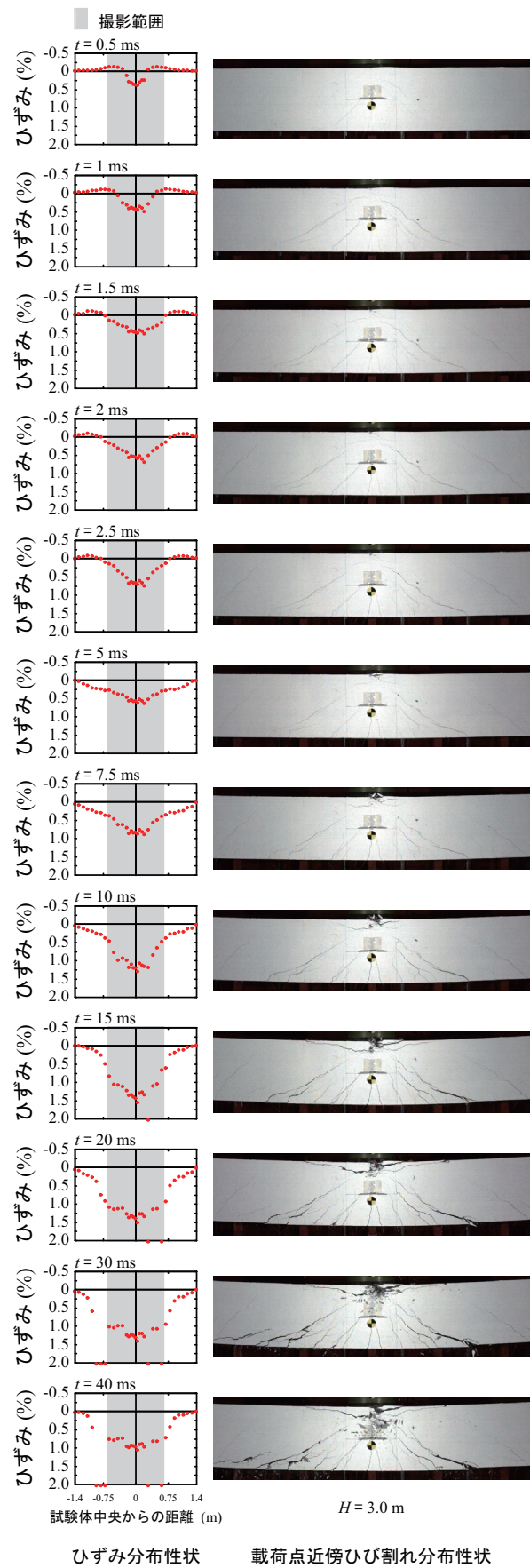
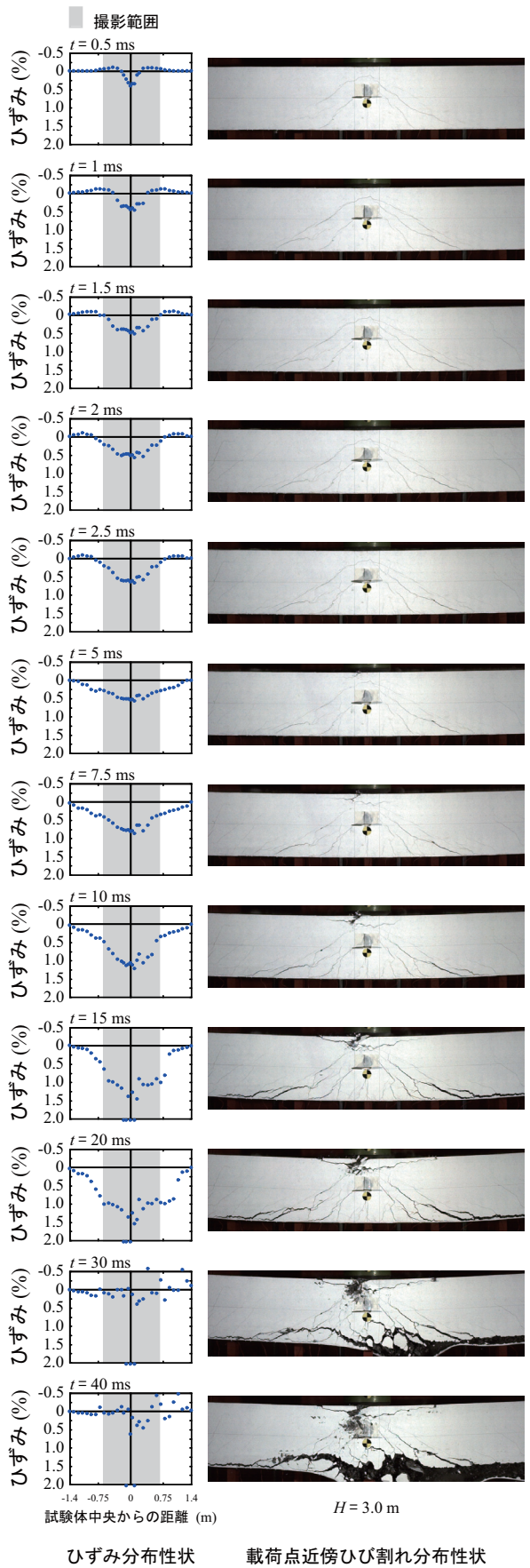
(4) AFRP 補強材のひずみおよび側面ひび割れ分布の時間的な推移状況

図-9には、設定落下高さ $H = 3.0$ mの場合の補強試験体に関するAFRP補強材の軸方向ひずみ分布と梁中央部側面に発生するひび割れ分布の時間的な推移状況を比較して示している。

図より、経過時間 $t = 0.5$ msにおいて、シート接着補強(SA-I試験体、以後単にシート補強)の場合には既に荷重点部を中心に上縁に達しない連続した2重の斜めひび割れが発生しており、内側のひび割れはキャップ状に分布している。しかしながら、ロッド下面埋設補強(RA-I試験体、以後単にロッド補強)の場合には、明確なひび割れ分布は確認できない。但し、補強材にはいずれの場合も荷重点中央部で0.25%以上の引張ひずみが発生しており、下縁にはひび割れが発生していることが窺える。また、その両支点側では圧縮ひずみが発生していることが分かる。圧縮ひずみの発生は、重錘衝突によって曲げ波が梁全体に伝播する過程において、前述の見かけ上の固定端が形成され両支点側に推移していることを裏付けている。

$t = 1.0$ msでは、シート補強の場合には $t = 0.5$ ms時点で形成された斜めひび割れの外側に1重の斜めひび割れが発生している。ロッド補強の場合には、荷重点部を中心に上縁に達しない連続した2重の斜めひび割れが確認できる。内側の斜めひび割れは、シート補強の場合と異なりキャップ状には分布していない。ひずみ分布を見ると、いずれの場合においても正曲げ部分と負曲げ部分が共に支点の方向に向かって進展している状況が示されている。また、荷重点部のひずみ分布は、シート補強の場合には平坦な分布となっており、局部的に剥離の傾向を示している。また、ロッド補強の場合には、丸みを帯びた分布となっており、等分布荷重載荷時の分布性状に類似している。最大ひずみは、0.5%程度まで増加している。

$t = 1.5 \sim 2.5$ msでは、シート補強の場合には、3重のひび割れの外側に対称な斜めひび割れが発生しているが、荷重点近傍部にはその他のひび割れは確認できない。しかしながら、初期に発生した2重のひび割れの外側のひび割れは時間と共に開口する傾向を示している。一方、ロッド補強の場合には、シート補強の場合と同様に2重の



(a) SA-I-H3.0

(b) RA-I-H3.0

図-9 SA/RA-I-H3.0 試験体の補強材のひずみ分布とひび割れ分布の時間的な推移状況比較

斜めひび割れの外側にもう一つの斜めひび割れが確認できる。また、荷点直下の斜めひび割れの内部に曲げひび割れが確認できる。ひび割れの開口幅は、シート補強の場合に比較して小さく示されている。ひずみ分布に着目すると、未だ両端固定梁に類似したひずみ分布を示しており、主曲げが支点部に到達していないことが窺える。最大ひずみ値はいずれの場合も0.5%を大きく越えており、ロッド補強の場合がシート補強の場合よりも大きい。

$t = 5.0$ ms では、いずれの梁も荷点部が圧壊の傾向を示し、外側の斜めひび割れは圧壊部まで進展している。ひずみ分布を見ると、両梁共にスパン全体に渡って正曲げの状態を示しており、低次の曲げ振動モードを呈していることが窺える。最大ひずみが0.5%を越えていることより、主鉄筋も降伏していることが推察される。しかしながら、ひずみ分布は全体的になめらかな分布性を示していることから、この時点では塑性化が大きく進展していないものと判断される。

$t = 7.5 \sim 10$ ms 時点では、両試験体とも荷点近傍上縁部の圧壊が進行していることが分かる。シート補強の場合には、荷初期に発生した斜めひび割れが下縁部近傍で大きく開口する傾向を示しており、斜めひび割れ内部に曲げひび割れの進展が確認できる。特に $t = 10$ ms 時点では、右側斜めひび割れ先端部でシートが剥離する傾向を示していることが分かる。ロッド補強の場合においても、荷点近傍に発生した斜めひび割れが開口する傾向を示している。ひずみ分布を見ると、いずれの場合も最大ひずみが1.0%を超過し、中央部でひずみ分布勾配が急変していることから、主鉄筋の塑性化が進行し梁の変形曲率が大きくなっていることが推察される。

さらに、 $t = 15 \sim 20$ ms 時点では、シート補強の場合には、中央部の斜めひび割れ部が大きく開口し、かつその先端部が梁を下方に押すピーリング作用によって、シート剥離が進展している状況を確認できる。このときのひずみ分布は、荷点中央で1.5%を超過しており、シート剥離部でほぼ均一な分布を示していることが分かる。一方、ロッド補強の場合には、斜めひび割れの開口が認められるものの、梁中央部でほぼ様なひずみ分布を示していることから、梁中央部はほぼ様な等曲げの変形曲率を呈しており、ピーリング作用による剥離が抑制されていることが確認できる。なお、2.0%のひずみ値を示している箇所があるが、これはロッド埋設・接着に用いたエポキシ系パテ状接着樹脂の割れに伴うひずみゲージの破断によるものと推察される。

$t = 30$ ms 時点では、シート補強の場合には、斜めひび割れ先端部のピーリング作用によるシート剥離が梁の右側で顕在化して支点部まで進展し、反動で中央部のシートもかぶりコンクリートを伴って剥離している状況を示している。一方、ロッド補強の場合には、 $t = 20$ ms 時点と類似の性状を示しており、ロッドの剥離は抑制されていることが分かる。

以上より、シート補強の場合には、シートを梁幅方向全体に接着してその軸剛性を確保しているため、梁幅方向単位幅当たりのシートの軸剛性や曲げ剛性が梁幅方向に均一でかつロッド埋設補強部のロッドの剛性に比較して相対的に小さい。これにより、斜めひび割れ先端部のピーリング作用も梁幅方向に様に作用し、早期にシート剥離の傾向を示すものと推察される。

本実験の場合には、シート破断に至らずシート剥離で終局に至っている。しかしながら、入力エネルギーが増加する場合には、いずれの場合も処女荷重であることにより荷重時間が大きく変化しないのに対して、重錘衝撃力が大きくなる傾向にある。そのため、斜めひび割れ先端部のピーリング作用による剥離現象よりも、荷点部の圧壊による角折れと共にシート破断が先行して発生するものと推察される。

一方、ロッド補強の場合には、アラミド繊維の軸剛性を集中させていることより、ロッドが配置されていない下縁側面かぶり部のひび割れや剥落が発生するものの、ロッド配置部近傍ではひび割れの開口や斜めひび割れ先端部におけるピーリング作用に対して十分に抵抗することができ、結果的にシート補強の場合に比較してより耐衝撃性が向上するものと判断される。また、過大な入力エネルギーに対しても、シート補強の場合に比較してロッドの破断抵抗性は高いものと推察される。

4. まとめ

本研究では、連続繊維 (FRP) を用いた既設コンクリート構造物の耐衝撃補強法に着目し、これまで提案してきたFRPシート接着曲げ補強法の弱点を克服することを目的に、FRPロッド下面埋設補強法の適用を提案した。両工法を適用した場合の耐衝撃性を比較検討するために、アラミド繊維製FRP (AFRP) 材料を用いた曲げ補強RC梁を製作して、単一荷重による重錘落下衝撃実験を行った。実験では、AFRPシートとロッドの軸剛性と引張耐力が両者でほぼ等しくなるように設定した。なお、基準試験体として、無補強試験体に関する実験も行っている。本研究の範囲で得られた結果を整理すると、以下のように示される。

- 1) 衝撃荷重実験と同様な3点曲げによる静荷重実験結果において、平面保持仮定の下断面分割法によって得られた計算荷重-変位分布を比較すると、シート接着補強の場合には計算結果と大略類似の性状を示すが、ロッド下面埋設補強の場合には、主鉄筋降伏荷重とそれ以降の荷重分布は計算結果よりも小さく示される。これは、AFRP補強材の軸剛性を2本のロッドに集約して配置したことにより、ロッドから離れた部分ではロッドの補強効果が低下し、荷重の増大と共に幅方向に様に挙動しないことによるものと推察される。

- 2) 衝撃荷重実験結果より、重錘衝撃力、支点反力、載荷点変位の波形分布は、補強の有無やAFRP補強材による影響は小さく、いずれも類似している。支点反力の主波動継続時間は、入力エネルギーの増加に対応して長くなる傾向を示す。変位波形に限定すると、AFRP補強材が剥離に至るまでは、補強試験体で両者類似の応答性状を示す。
- 3) 各種最大応答値と入力エネルギーの関係を調べると、最大重錘衝撃力と最大支点反力は、大略線形な傾向を示す。最大支点反力は最大重錘衝撃力の1/4程度である。最大変位は、AFRP補強材が剥離した場合も含め、ほぼ線形な関係を示す。残留変位は、AFRP補強材が剥離した場合を除き原点を通る線形な分布性状を示しており、無補強RC梁に関する過去の研究成果に対応している。
- 4) シート接着補強の場合には、設定落下高さが $H = 3$ m でシート剥離により終局に至った。一方、ロッド下面埋設補強の場合には、設定落下高さが $H = 3.5$ m でロッドが剥離して終局に至っている。この結果、ロッド下面埋設補強RC梁の耐衝撃性はシート接着補強の場合に比較して優れていることが分かった。
- 5) 高速度カメラの記録から、AFRP補強材の剥離は、いずれの場合も斜めひび割れ先端部が補強材を下方に押し出すピーリング作用によって生じることが明らかになった。
- 6) シート接着補強の場合には、梁幅方向に一樣に接着して軸剛性を確保しているため、梁幅方向単位幅当たりのシートの軸や曲げ剛性が梁幅方向に均一でかつロッド埋設補強部のロッドの剛性に比較して相対的に小さいことより、斜めひび割れ先端部のピーリング作用も梁幅方向に一樣に作用し、早期にシート剥離の傾向を示し終局に至るものと推察される。
- 7) ロッド下面埋設補強の場合には、アラミド繊維の軸剛性を集中させていることより、ロッドが配置されていない下縁側面かぶり部のひび割れや剥落が発生するものの、ロッド配置部近傍ではひび割れの開口やピーリング作用に対しても十分に抵抗することができ、結果的にシート接着補強の場合に比較してより耐衝撃性が向上するものと判断される。

謝辞

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

参考文献

- 1) 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, 2001.8
- 2) 栗橋祐介, 今野久志, 三上 浩, 岸 徳光: AFRPシート曲げ補強RC梁の耐衝撃性能に関する実験的検討, 構造工学論文集, Vol. 60A, pp. 953-962, 2014.3
- 3) 三上 浩, 栗橋祐介, 今野久志, 岸 徳光: 衝撃载荷によって損傷を受けた RC 梁の AFRP シート曲げ補強による耐衝撃性向上効果, 構造工学論文集, Vol. 61A, pp. 990-1001, 2015.3
- 4) 三上 浩, 今野久志, 栗橋祐介, 岸 徳光: AFRPシート曲げ補強RC梁の耐衝撃挙動に及ぼすシート目付量の影響, コンクリート工学年次論文集, Vol.36, pp. 523-528, 2014.7
- 5) 佐藤元彦, 栗橋祐介, 三上 浩, 岸 徳光: AFRP および PFRP シートで曲げ補強した RC 梁の重錘落下衝撃実験, コンクリート工学年次論文集, Vol. 37, No. 2, pp. 1153-1158, 2015.7
- 6) 栗橋祐介, 三上 浩, 今野久志, 佐藤元彦, 岸 徳光: AFRP シート曲げ補強したRC 梁のシート破断抑制法に関する実験的研究, 構造工学論文集, Vol. 62A, pp. 1043-1052, 2016.3
- 7) 岸 徳光, 栗橋祐介, 三上 浩, 佐藤元彦: AFRP ロッド下面埋設曲げ補強 RC 梁の重錘落下衝撃実験, コンクリート工学年次論文集, Vol. 38, No. 2, pp. 1375-1380, 2016.7
- 8) 土木学会: コンクリート標準示方書[設計編], 2012年制定
- 9) Kishi, N. and Mikami, H. "Empirical formulas for designing reinforced concrete beams under impact loading", *ACI Structural Journal*, Vol. 109, No. 4, pp. 509-519, 2012.

(2016年9月26日受付)

(2017年2月1日受理)