

2 種類の RC 梁下面埋設 FRP ロッドの耐衝撃性向上効果に関する実験的研究

Experimental study on impact resistance effect of two kinds of NSM FRP rods on RC beams

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 investigate an impact resistant effect of two kinds of Near-Surface Mounted (NSM) Fiber Reinforced Polymer (FRP) rods for RC beams, static three-point loading test and falling-weight impact loading tests for the RC beams were carried out. Here, Aramid FRP (AFRP) and Carbon FRP (CFRP) materials were considered. The results obtained from these experiments were as follows: 1) the RC beams strengthened with both FRP rods statically reached an ultimate state due to FRP rods being debonded; 2) impact resistant effect of AFRP rod will be higher than that of CFRP rod; and 3) impact design formula for normal RC beams may be applicable for strengthening design for the RC beams with NSM-FRP rods.

Key Words: NSM FRP reinforcement, AFRP rod, CFRP rod, RC beam, impact resistant capacity

キーワード: 下面埋設FRP補強材, AFRPロッド, CFRPロッド, RC梁, 耐衝撃性

1. はじめに

近年, 鉄筋コンクリート (RC) 製橋脚に関する耐震補強や RC 製床版の補修・補強には, コンクリート増し厚工法や鋼板巻き付け等工法の他, 軽量かつ高強度で現場合わせが容易な連続繊維シート接着工法が多く採用されるようになってきた¹⁾。一方で, 耐衝撃用途 RC 構造物において, 特にロックシェッド等の場合には, 地山の経年変化によって落石規模が大型化し, 衝撃力のより一層の緩和あるいはシェッド自体の耐衝撃性向上が要求される事例も発生している。また, 近年テロリズムによるミサイルを用いた破壊活動が頻発しており, 重要構造物の耐衝撃性向上が叫ばれている。

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, 静載荷時と同様に簡易に施工可能な FRP シート接着工法を提案し, 新設や損傷を受けた既設 RC 梁を対象にアラミド繊維製 FRP (AFRP) シートを適用した場合における重錘落下衝撃実験を実施している^{2)~4)}。その結果, 新設や損傷を受けた既設 RC 梁においても, 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, AFRP シートと共に FRP 補強材料としてよく用いられている炭素繊維製 FRP (CFRP) シートを適用した場合についても重錘落下衝撃実験を行い, その耐衝撃向上性について検討を行っている⁵⁾。その結果, FRP シート接着工法の場合には, 脆性的な特性を有する CFRP 材を用いる場合においても, よりしなやかな材料である AFRP 材を用いる場合と同程度の耐衝撃向上性を期待できることが明らかになっている。

一方で, FRP シート下面接着の場合には, シート厚が薄いことにより単位幅当たりの軸剛性の増加率が小さい。そのため, 衝撃荷重載荷の場合には, ひび割れの開口に十分に抵抗できずに破断の傾向を示すことが想定される^{6), 7)}。

このようなシート下面接着工法の弱点を克服するために, 著者らは FRP 材をロッド状にして軸剛性を増加させ FRP 材配置近傍部におけるひび割れの開口に対して十分抵抗できるロッド下面埋設工法の適用を提案し, その妥当性についても検討を行っている⁸⁾。なお, 主構造の衝撃耐力に限定しかつコンクリート塊の剥落による 2 次被害のないことを前提にすれば, 本工法の場合には, このようなひび割れ開口に対する抑制効果の他に, ロッド埋設近傍部以外のかぶりコンクリートが部分的に剥離・

[†] 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_{usc} (kN)	計算せん断耐力 V_{usc} (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	-	-	-	-	-	-
RA-S	AFRP ロッド	静的	-	13.0	35.7	406.7	101.0	315.9	剥離
AR-I-H0.5		0.50	0.52						-
AR-I-H1.0		1.00	1.08						-
AR-I-H1.5		1.50	1.58						-
AR-I-H2.0		2.00	2.19						-
AR-I-H2.5		2.50	2.52						-
AR-I-H3.0		3.00	3.24						-
AR-I-H3.5		3.50	3.62						剥離
CR-S	CFRP ロッド	静的	-	16.0	32.8	402.6	105.6	328.9	剥離
CR-I-H1.0		1.00	0.99						-
CR-I-H2.0		2.00	2.01						-
CR-I-H2.5		2.50	2.40						破断
CR-I-H3.0		3.00	3.07						破断

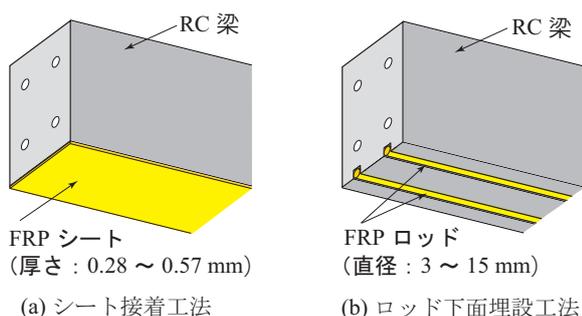


図-1 各補強工法の概念図

剥落して入力エネルギーの一部を吸収する効果も期待できる。図-1には、2つの工法を比較して示している。

実験結果、AFRP ロッドを用いて本工法を適用する場合には、AFRP シート下面接着工法を適用する場合に比較して、終局に至る入力エネルギーを向上できることが明らかになった。ただし、いずれの工法においても、RC 梁は斜めひび割れ先端部が FRP 材を下方に押し出すピーリング作用による補強材の剥離によって終局に至っている。このように、AFRP 材を用いる場合にはロッド下面埋設工法の優位性が明らかになった。

また、著者らは、RC 梁に対して CFRP ロッドを用いて下面埋設工法を適用した場合についても重錘落下衝撃実験を行い、その補強効果は無補強の場合と比較する形で検討を行っている⁹⁾。その結果、重錘質量 300 kg で設定落下高さが $H = 2.5$ m の場合には、最大変位を抑制可能であるものの、ロッド破断の傾向を示し顕著な補強効果を示すには至らないことが明らかになっている。このように、これまで各材料を用いた FRP ロッド下面

埋設補強 RC 梁に関する耐衝撃性の検討は行っているが、両材料を用いた場合の耐衝撃性に関する比較検討は行っていない。

このような観点から、本研究では衝撃荷重載荷時における RC 梁の耐衝撃性向上のための合理的な補強工法の確立に向けて、FRP ロッド下面埋設工法に着目し、AFRP 材と CFRP 材を対象に補強材料による耐衝撃性向上効果について実験的に比較検討を行うこととした。なお、前述のように、RC 梁に対してシート下面接着を施した場合には、全軸剛性が等しい条件下で両材料ともほぼ類似の耐衝撃性向上効果を示すことが明らかになっている。

本研究では、無補強試験体も含め、ロッドの全軸剛性をほぼ等しくした試験体に対して、静荷重載荷実験と共に質量 300 kg の重錘を用いた重錘落下衝撃荷重載荷実験を行うこととした。

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/CFRP ロッド下面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 FRP ロッド下面埋設補強の有無 (N: 無補強, AR: AFRP ロッド下面埋設補強, CR: CFRP ロッド下面埋設補強) を示し、第二項目は載荷方法 (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) である。

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

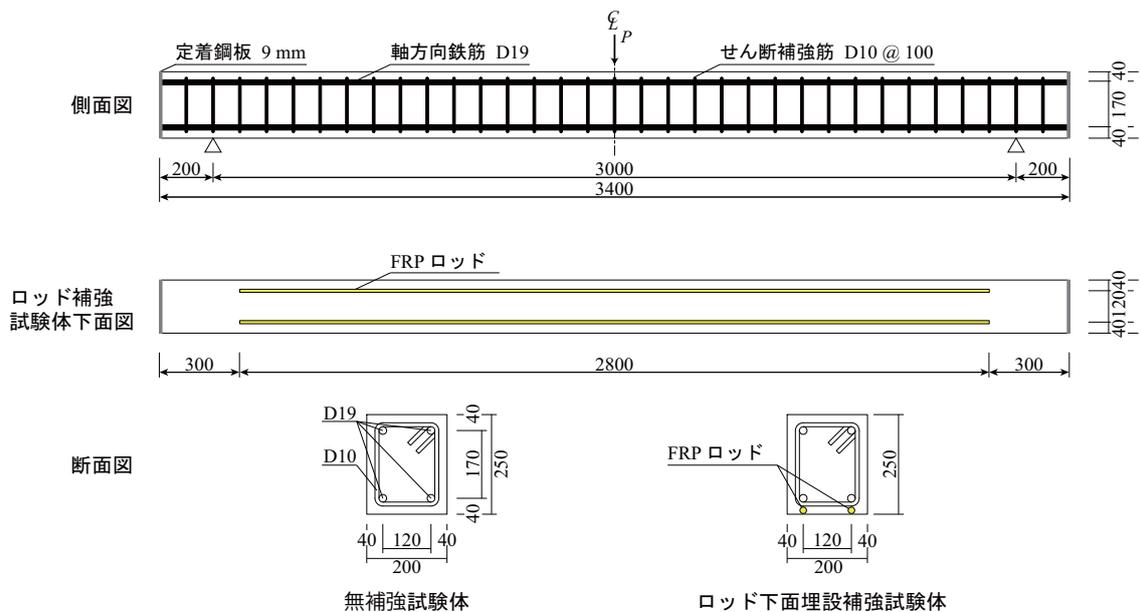


図-2 試験体の形状寸法、配筋および補強状況

分かる。これは、以下の理由による。すなわち、本実験では、重錘衝突速度は、重錘部に取り付けた長さ 30 mm の白色マーカーが重錘ガイド塔に設置し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、重錘はガイド塔に取り付けられたリニアウェ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、多少の摩擦を有す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校正曲線を求め実験を行っている。しかしながら、摩擦の程度もリニアウェイレールに塗布された潤滑油の状況によって異なるため、衝突速度も校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 f_c および主鉄筋の降伏強度 f_y も併せて示している。また、表中の軸剛性は $E_r A$ (E_r : FRP ロッドの公称値の弾性係数、 A : 公称値の全断面積) 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、CFRP ロッドの場合が AFRP 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、無補強試験体と FRP ロッド下面埋設補強を施した RC 梁の耐衝撃性に関する比較は、落下高さ $H = 2.5$ m の場合 (AR/CR-I-H2.5) で行うこととした。

また、FRP ロッドを下面埋設した場合における RC 梁の耐衝撃性に関する比較は、最低重錘落下高さを 1.0 m とし、増分落下高さを 1.0 m として行っている。なお、AFRP ロッド下面埋設を施した場合には、補強材が剝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。一方、CFRP ロッド下面埋設を施した場合には、重錘落下高さが $H = 2.5$ m 落下時におい

て既にロッド破断に至っているが、無補強試験体に比較して変位の抑制効果を示されたことより、 $H = 3.0$ m 落下に対しても実験を行っている。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 $H = 3.5$ 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。

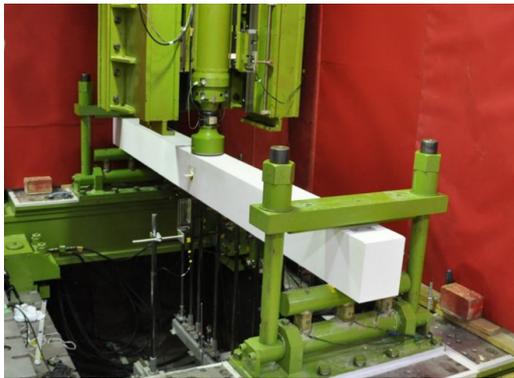
図-2 には、試験体の形状寸法と配筋および FRP ロッドの配置状況を示している。本実験に用いた試験体の形状寸法 (梁幅 × 梁高 × スパン長) は、200 × 250 × 3,000 mm である。また、軸方向鉄筋は上下端に D19 を各 2 本配置し、梁軸方向端面に設置した厚さ 9 mm の定着鋼板に溶接固定している。さらに、せん断補強筋には D10 を用い、100 mm 間隔で配筋している。

ロッド下面埋設は、以下の手順で施工した。すなわち、1) 梁を反転させ、梁下面のロッド埋設位置に後述のように AFRP ロッド (直径 11 mm) と CFRP ロッド (直径 8.5 mm) で、それぞれ 12 × 12 mm, 9.5 × 9.5 mm の矩形状の溝を切り込む。2) 溝切部を清掃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・接着する。4) 接着時には、ロッドが溝部から浮き出す傾向にあることより、RC 梁下面に当て板をして養生を行っている。養生期間は、いずれの場合も 1 週間程度である。なお、実構造物の場合には、上向き施工を行わなければならないことは勿論である。

FRP 材の補強量に関しては、補強材の引張軸剛性 $E_r A$ を過去に実施した AFRP シート下面接着補強時 (目付量が 830 g/m² のシートを 1 層接着) と同程度にすることとし、AFRP ロッドと CFRP ロッド下面埋設の場合で、それぞれ直径が 11 mm, 8.5 mm のロッドを 2 本

表－2 FRP 材の力学的特性値 (公称値)

種類	直径 D (mm)	幅 B (mm)	本数 (本)	目付量 (g/m^2)	弾性係数 E_r (GPa)	全引張耐力 f_{ru} (kN)	破断ひずみ ϵ_{ru} (%)
AFRP ロッド	11.0	-	2	-	68.6	224.0	1.72
CFRP ロッド	8.5	-	2	-	141.0	227.9	1.50
AFRP シート	-	200	-	830	118.0	235.7	1.75
CFRP シート	-	200	-	600	245.0	264.4	1.39



写真－1 衝撃荷重試験時の実験装置と試験体の設置状況



写真－2 静荷重試験時の実験装置と試験体の設置状況

用いることとした(後述、表－2参照)。

衝撃荷重試験は、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、衝撃荷重試験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 / CFRP ロッドの静的力学特性値を一覧にして示している。なお、表には参考のために目付量が $830 g/m^2$ の AFRP シート及び $600 g/m^2$ の CFRP シートの特性値も示している。表より、ロッドの弾性係数 E_r は共にシートの 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。ロッド間で弾性係数 E_r を比較すると、CFRP ロッドの場合が AFRP ロッドの場合に比して 2 倍以上大きいことが分かる。ただし、FRP ロッドの全引張耐力 f_{ru} は、両者類似している。

本実験の測定項目は、重錘衝撃力 P 、合支点反力 R (以後、単に支点反力)、スパン中央点変位 D (以後、単に変位) およびロッド各点の軸方向ひずみ ϵ (以後、単にひずみ) である。なお、重錘衝撃力 P と支点反力 R 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 D 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ロッドの剥離状況を高速カメラを用いて撮影している。

3. 実験結果

3.1 静荷重試験

写真－2には、静荷重試験時における載荷装置と試験体の設置状況を示している。静荷重試験の場合には、梁幅方向に 400 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、主鉄筋降伏後載荷点近傍部上縁に圧壊が生じるが、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、FRP ロッドを下面埋設して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た後ロッド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、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 P_{usc} は、土木学会コンクリート標準示方書¹⁰⁾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 FRP 材との完全付着を仮定して断面分割法により算出

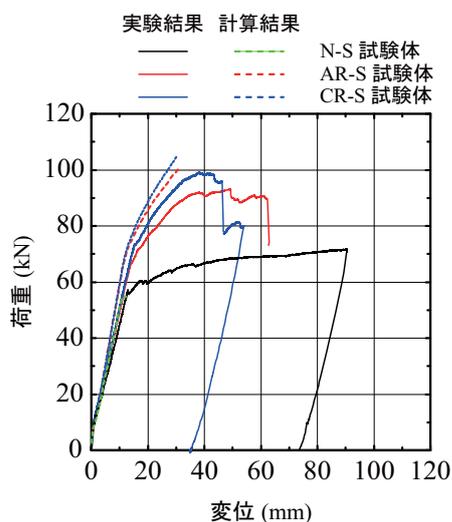


図-3 荷重-変位関係の比較

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 $3,500 \mu$ 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。なお、本研究では、断面分割法における梁の分割数を、断面方向には 50、軸方向には半スパン当たり 150 としている。

図より、N-S 試験体および AR/CR-S 試験体の各荷重レベルについて比較すると、主鉄筋降伏荷重は、N, AR, CR 試験体に対して、それぞれ 57.0, 66.8, 73.5 kN であり、最大荷重は 66.7, 93.1, 99.1 kN であった。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、CR-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 % 程度である。

これより、FRP 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に比較して 17~29 % 程度、最大荷重は 40~49 % 程度増加しており、CFRP ロッド埋設の場合が AFRP ロッド埋設の場合より増加率が大きいことが分かる。これは、CFRP ロッドの引張軸剛性 $E_p A$ が AFRP ロッドのそれよりも若干大きいことに起因しているものと推察される。

実験結果の荷重-変位分布を見ると、いずれのロッド埋設補強試験体も載荷荷重はひび割れ発生後から主鉄筋降伏点近傍まではほぼ線形に増加していることが分かる。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。

また、実験結果と計算結果を比較すると、N-S 試験体の場合における計算結果は、主鉄筋降伏直後に上縁が圧壊の傾向を示し、終局に至っていることが分かる。

一方、AR/CR-S 試験体の場合には、ひび割れ発生後から主鉄筋降伏荷重近傍までにおいて、実験結果の載荷荷重は計算結果よりも若干過小な値をしている。その後も、実験結果の載荷荷重は計算結果よりも過小な値を取り、かつ計算終局点(たわみが 30 mm 程度)よりも大きく変形(たわみが 40 mm)して最大荷重に到達後、シート剥離により除荷状態に至っている。

実験結果の荷重-変位曲線が計算結果のそれを下回ることは、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、荷重の増大と共に梁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。

いずれの補強試験体においても、載荷荷重が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、ロッドとコンクリート間の付着は少なくとも計算終局時近傍まではある程度確保されているものと推察される。

しかしながら、計算結果に対する載荷荷重の低減の程度を見ると、主鉄筋降伏後には AFRP ロッド下面埋設の場合が CFRP ロッド下面埋設の場合よりも大きく、計算結果との差が 10 kN 程度に達することが分かる。これより、AFRP ロッド下面埋設の場合におけるロッドとコンクリート間の付着特性は、CFRP ロッド下面埋設の場合に比して多少低下していることが窺える。これは、両ロッドの軸剛性 $E_p A$ に大差がないことから、ロッド径の違いが要因になっていることも否定できない。

(2) ひずみ分布性状

図-4 には、ロッドを下面埋設して曲げ補強した RC 梁に対して、計算終局時におけるロッド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 FRP ロッド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には、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いることが分かる。

図より、AR-S 試験体の場合には、載荷点近傍部ではほぼ一樣なひずみ分布を示しているものの、その他の領域では計算結果のひずみ分布とほぼ対応していることが分かる。載荷点部近傍部の一樣なひずみの分布は、等曲げに類似した状態にあることが推量される。

一方、CR-S 試験体の場合には、載荷点を中心に左右 300 mm 程度の領域で 2 % のひずみを呈している。こ

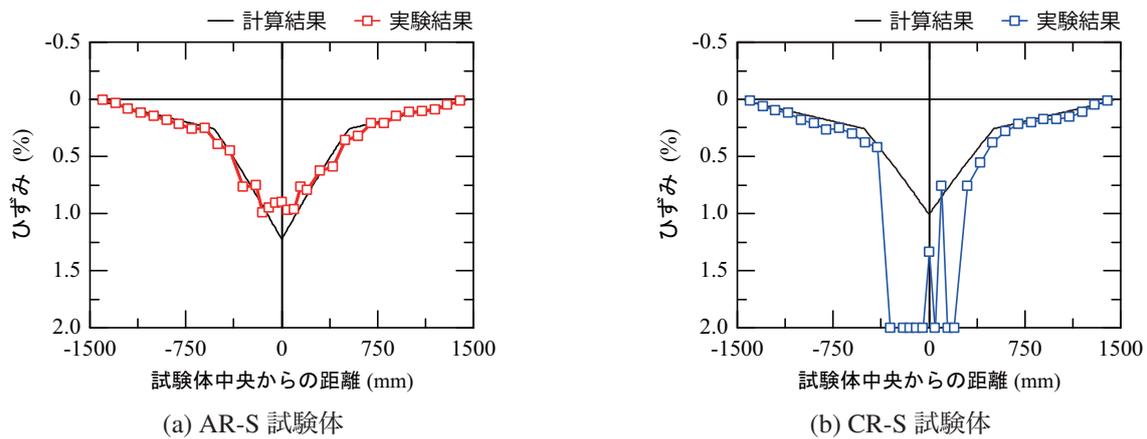


図-4 計算終局時における補強材の軸方向ひずみ分布に関する実験結果と計算結果の比較

これは、図-3からも明らかなように、計算終局点では載荷荷重が未だ増加傾向にあるため、ロッドが剥離あるいは破断の状況下でないことから、ひずみゲージが荷重の増大と共に剥離したか、あるいはロッド埋設・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。それ以外の領域では、AR-S試験体と同様に計算結果の分布によく対応していることが分かる。

(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試験体側面と下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近傍部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。

一方、ロッド下面埋設補強を施したAR-S試験体の場合には、ロッド剥離が生じた半スパン側にひび割れが広く分布し、かつ下縁かぶりが広く剥落していることが確認できる。CR-S試験体の場合にも、側面には広く下縁からの曲げひび割れが発生していることが分かる。いずれの試験体においても、下面のひび割れ分布を見ると、ロッド剥離部においてかぶりコンクリートが剥離しており、ロッドとコンクリートの付着状態は良好であることが推察される。

また、下面におけるロッド間のコンクリートのひび割れ分布は、載荷点に向かってU字状の分布を示していることが分かる。これは、ロッド埋設部断面における梁の曲げ剛性が、ロッドが埋設されていない断面(例えば、梁幅方向中心部)の単位幅当たりの曲げ剛性よりも大きいことにより、ひび割れ発生曲げモーメントが大きくなることによるものと推察される。この傾向は、ロッドと幅方向端部間においても確認できる。これは、梁が断面方向に一樣な挙動を示していないことを暗示しており、前述の荷重-変位関係における計算結果と実験結果に差

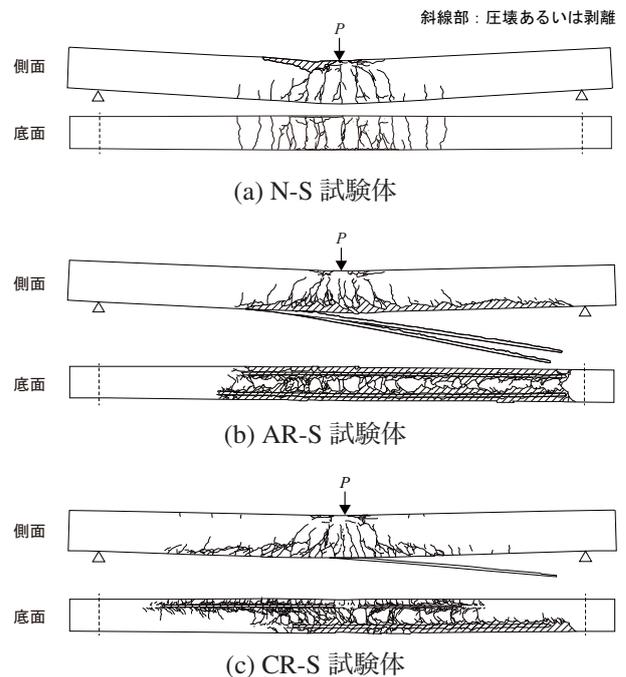


図-5 実験終了後のひび割れ分布

異が生じることを裏付けている。

さらに、下面におけるロッド周辺のひび割れ分布を見ると、CR-S試験体の場合がAR-S試験体の場合に比して細かいひび割れが密に発生している。これは、前述のようにCFRPロッドとコンクリートの付着特性がAFRPロッドの場合より良好で、ロッド埋設近傍部はロッドとコンクリートがより一体として挙動していることによるものと推察される。

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 P 、支点反力波形 R 、載荷点変位波形 D を比較して示している。

図-6(a)において、重錘衝撃力波形 P 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

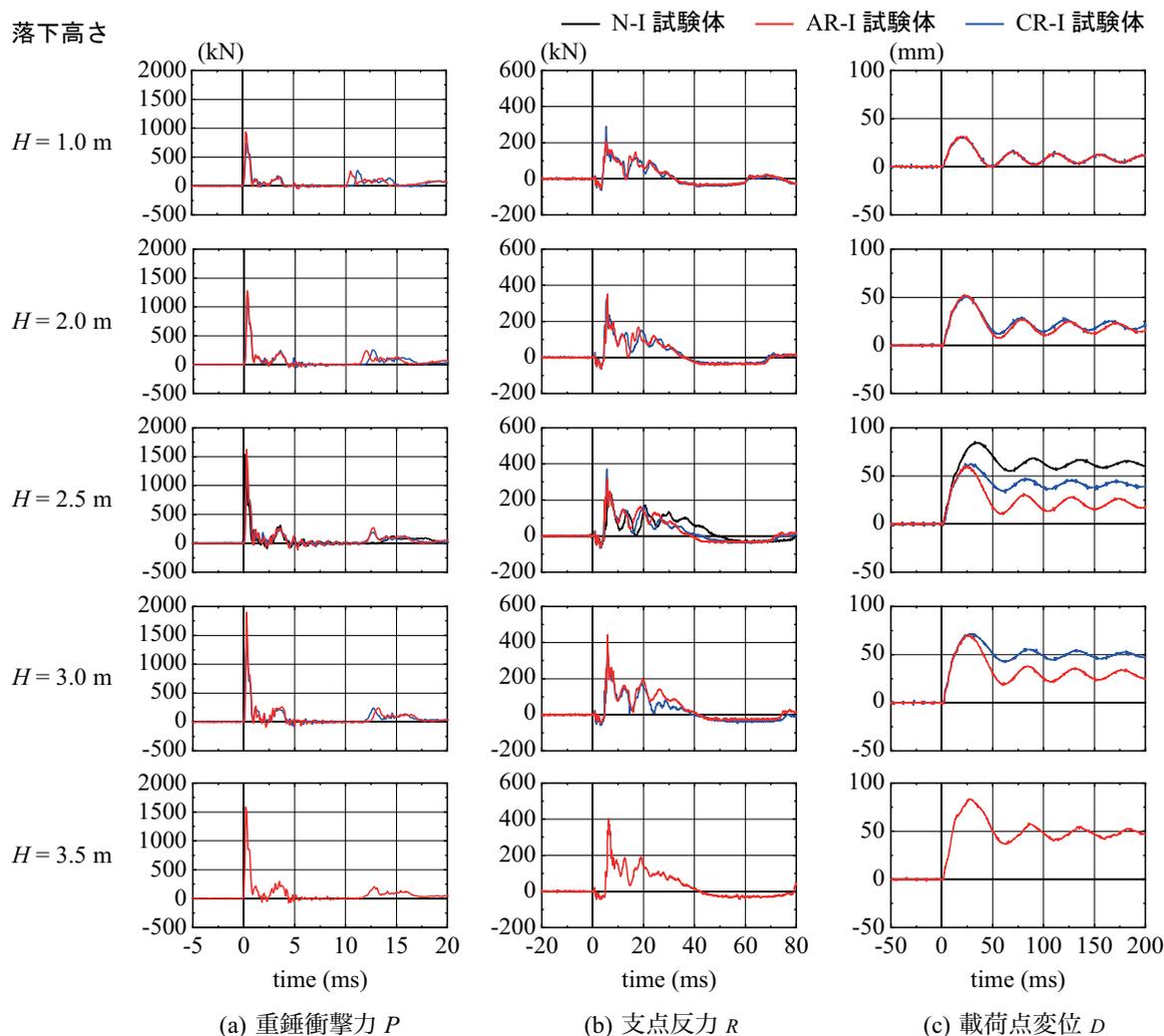


図-6 重錘衝撃力 P 、支点反力 R および載荷点変位 D に関する時刻歴応答波形

設定落下高さ H にかかわらず、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、ロッド下面埋設補強による曲げ剛性の影響が小さいことが分かる。これは、いずれの梁もコンクリートの圧縮強度 f_c が同程度であることより、衝撃初期の重錘衝撃力波形 P は衝突部コンクリートの材料特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 $H = 2.5$ m の場合には、CR-I 試験体がロッド破断によって終局に至っているが、重錘衝撃力波形 P ではその影響が現れず、他の試験体と類似な波形を示していることより、衝撃初期には未だロッド破断に至っていないことが窺われる。

図-6 (b) において、支点反力波形 R 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 E の増加と共に継続時間も長くなる傾向にある。これは、入力エネルギー E の増加に対応してひび割れ等による損傷も大きくなり、かつ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 CR-I 試験体でロッドが破断しているにもかかわらず両者ほぼ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、補強を施していないことによりひび割れの発生によって損傷が進み、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、CR-I 試験体の場合にはロッド破断に至っているが、この時点では支点反力波形 R に対する影響の小さいことが分かる。

設定落下高さ $H = 3.0$ m において、CR-I 試験体はロッド破断によって終局に至っているが、AR-I 試験体とは衝撃初期からの経過時間が 25 ~ 40 ms において振幅が小さく示されている以外は、両者類似の波形分布を示している。継続時間は設定落下高さが $H = 2.5$ m 時

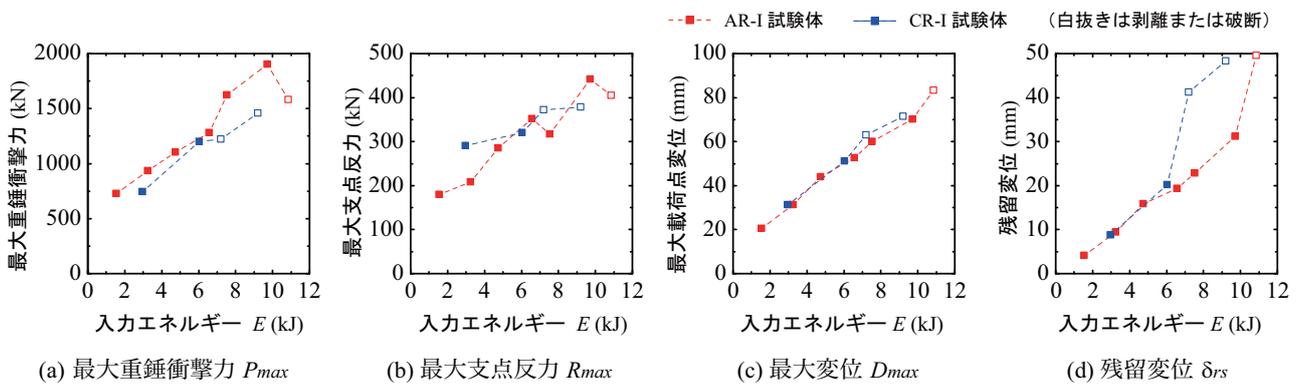


図-7 入力エネルギー E と各種最大応答値の関係

と類似している。

設定落下高さ $H = 3.5$ m の場合には、AR-I 試験体みの波形であるが、最大振幅が $H = 3.0$ m の場合より若干小さい以外は波形継続時間も含めて類似の性状を示していることが分かる。

図-6(c)において、載荷点変位波形 D 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 E の増加と共に残留変位 δ_{rs} が増加し、かつ減衰自由振動の固有振動周期も長くなっていることが分かる。

設定落下高さ $H = 1.0, 2.0$ m の場合において、ロッド下面埋設補強の場合における両波形分布を比較すると、ロッドの軸剛性 $E_r A$ が若干異なるものの残留変位 δ_{rs} も含め類似の波形分布を示していることが分かる。これより、ロッドの軸剛性 $E_r A$ が類似の条件下で、入力エネルギー E が小さく損傷の程度も小さい場合には、ロッド材料にかかわらず類似の変位波形性状を示すことが明らかになった。

$H = 2.5$ m において、CR-I 試験体の場合にはロッドが破断しているにもかかわらず無補強試験体の場合よりも最大変位 D_{max} 及び残留変位 δ_{rs} 共に小さく、未だCFRP ロッド下面埋設による補強効果が現れていることが分かる。その程度は、最大変位 D_{max} が剥離や破断に至っていないAR-I 試験体と同程度となっている。ただし、残留変位 δ_{rs} はAR-I 試験体よりも大きい。

$H = 3.0$ m において、CR-I 試験体の場合には $H = 2.5$ m と同様にロッドが破断して終局に至っているが、最大変位 D_{max} はロッドが未だ剥離や破断に至っていないAR-I 試験体の場合と同程度の値を示し、CFRP ロッド下面埋設による補強効果が現れていることが分かる。ただし、AR-I 試験体に比して除荷後の減衰自由振動の固有振動周期は若干長く、残留変位 δ_{rs} は大きい。これより、 $H = 2.5, 3.0$ m の場合には、共にCFRP ロッドは最大変位到達後に破断の傾向を示しているものと推察される。

$H = 3.5$ m の場合にはAR-I 試験体みの波形を示しているが、 $H = 3.0$ m の場合よりも最大変位 D_{max} 及び残

留変位 δ_{rs} が大きく示され、除荷後の減衰自由振動状態における固有振動周期も若干延びている。なお、この時点で試験体はAFRP ロッドが剥離し、終局に至っている。

以上のことから、FRP 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 E がそれ程大きくない場合にはロッドの軸剛性 $E_r A$ が類似であることを条件に、AFRP 材とCFRP 材とで同程度であることが明らかになった。一方、入力エネルギー E を増加させると、CFRP ロッドを下面埋設補強する場合には、早期にロッドが破断する傾向を示し、AFRP ロッドを用いる場合に比して耐衝撃性向上効果が低いことが明らかになった。これは、シート接着補強を施す場合には、両者同程度であることが明らかになっていることより、ロッド状に整形したことによって材料自体の脆性特性が顕在化したものと推察される。

(2) 入力エネルギーと各種最大応答値の関係

図-7は、全てのロッド下面埋設補強(AR/CR-I)試験体に関する実験結果の最大重錘衝撃力 P_{max} 、最大支点反力 R_{max} 、最大変位 D_{max} 、残留変位 δ_{rs} を入力エネルギー E 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 P_{max} 分布を示している。図より、AFRP ロッドで下面埋設を施したAR-I 試験体の設定落下高さ $H = 3.5$ m 落下時 ($E = 10.64$ kJ) における結果を除き、最大重錘衝撃力 P_{max} はAR/CR-I 試験体共に入力エネルギー E に対してほぼ線形に増加していることが分かる。ただし、CR-I 試験体の場合には、AR-I 試験体に比較して若干小さい分布となっている。これは、CR-I 試験体の場合におけるコンクリートの圧縮強度 f'_c がAR-I 試験体に比較して若干小さいことに起因している可能性もある。また、最大重錘衝撃力 P_{max} は、AR-I 試験体の設定落下高さ $H = 3.5$ m 落下時 ($E = 10.64$ kJ) には小さく、 $H = 2.5$ m 落下時 ($E = 7.41$ kJ) の場合と同程度の値を示している。これは、衝撃初期にはAFRP 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 R_{max} 分布を示してい

る。両補強試験体共に多少ばらついているものの、入力エネルギー E 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 P_{max} と比較すると小さく、その割合は AR-I 試験体で平均 1/4.2 程度、CR-I 試験体で 1/3.4 程度であり、CR-I 試験体の最大支点反力 R_{max} が若干大きい傾向を示している。

図-7(c)には、最大変位 D_{max} 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 P_{max} や最大支点反力 R_{max} よりもばらつきが少なく、またロッドの軸剛性 $E_r A$ 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 E に対して線形な分布性状を示していることが分かる。ただし、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 E が零の場合には変位 D は零になることから、入力エネルギー E に対して最大変位 D_{max} 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 梁試験体の場合には、ひび割れの発生や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 E の小さい領域では対応して最大変位分布 D_{max} の勾配も異なってくるものと判断され、単純に原点からの線形分布に至らないものと推察される。

また、CFRP ロッドが破断に至った設定落下高さ $H = 2.5, 3.0$ m の場合 ($E = 7.06, 9.03$ kJ) や、AFRP ロッドが剥離した $H = 3.5$ m の場合 ($E = 10.64$ kJ) における値も線形分布上に推移していることより、前述のようにロッド破断や剥離は最大応答変位発生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 δ_{rs} を示している。図より、CR-I 試験体でロッドが破断に至った設定落下高さ $H = 2.5, 3.0$ m 落下時 ($E = 7.06, 9.03$ kJ) の場合、および AR-I 試験体でロッドが剥離に至った $H = 3.5$ m 落下時 ($E = 10.64$ kJ) における値を除くと、両試験体で同一の勾配を有しほぼ原点からの線形分布を示していることが分かる。この傾向は、無補強 RC 梁に関する著者等の研究成果¹¹⁾と同様の特性を示しており、入力エネルギー E と残留変位 δ_{rs} 、補強後の梁の静的耐力 P_{usc} を用いた耐衝撃設計法に関する定式化の可能性を示唆している。

このことを具体的に説明すると、無補強 RC 梁の耐衝撃性に関する研究¹¹⁾において、入力エネルギー E と最大変位 D_{max} 及び残留変位 δ_{rs} には、梁の静的耐力 P_{usc} に対応した一定の勾配を有する線形関係が成立することを実験的に明らかにしている。この結果に基づき静的耐力 P_{usc} を変化させた重錘落下衝撃実験を実施することによって、最大変位 D_{max} あるいは残留変位 δ_{rs} と、入力エネルギー E 及び梁の静的耐力 P_{usc} からなる関係式を提案している。本実験結果においても、上述のように残留変位 δ_{rs} と入力エネルギー E 間には一定の勾配を有する線形関係にあることが明らかになっている。これより、ロッド補強 RC 梁の静的耐力 P_{usc} を変化させた重錘落下衝撃実験を実施することによって、無補強 RC 梁と類

似の関係式を導くことが可能になるものと判断される。

(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および下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進展している。一方、重錘落下衝撃荷重載荷の場合には、FRP ロッド下面埋設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、静荷重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播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荷重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AR-I試験体とCR-I試験体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。載荷点近傍部では、CR-I試験体の場合における斜めひび割れの角度がAR-I試験体に比して大きく、より局所的な分布を示している。これは、CFRPロッドの弾性係数 E_r がAFRPロッドに比較してより大きい等材料特性の違いによって、衝撃初期にはCR-I試験体の曲げ剛性が大きく評価されたことによるものと推察される。また、CR-I試験体の場合には、設定落下高さ $H = 2.5, 3.0$ m 落下時にCFRPロッドが斜めひび割れ先端部で破断に至っている。これは、斜めひび割れの角度が大きいことによって、押し抜きせん断コーンに作用する衝撃力が直接的にロッドに作用したことが大きな要因であるものと推察される。一方で、AR-I試験体の場合には、設定落下高さ $H = 3.5$ m において斜めひび割れ先端部がロッドを下方に押し出すピーリング作用によって剥離に至っている。これは、AFRP材料自体がしなやかであることやロッドとコンクリート間の付着性能もCR-I試験体ほど良好でないこと、斜めひび割れの勾配が緩やかで載荷点近傍部が等曲げの状態であること等によって、剥離の傾向を示したものと推察される。

また、重錘落下高さの増加に伴い、両試験体共にロッドによって拘束されない下端側面かぶり部が剥落していることが分かる。このような現象は、FRPシート下面接着した場合には現れないロッド下面埋設特有の性状であり、これによって入力エネルギー E の一部が吸収されているものと推察される。

なお、下面のひび割れ分布を見ると、いずれの試験体も2本のロッド間において静荷重載荷時と同様に載荷点

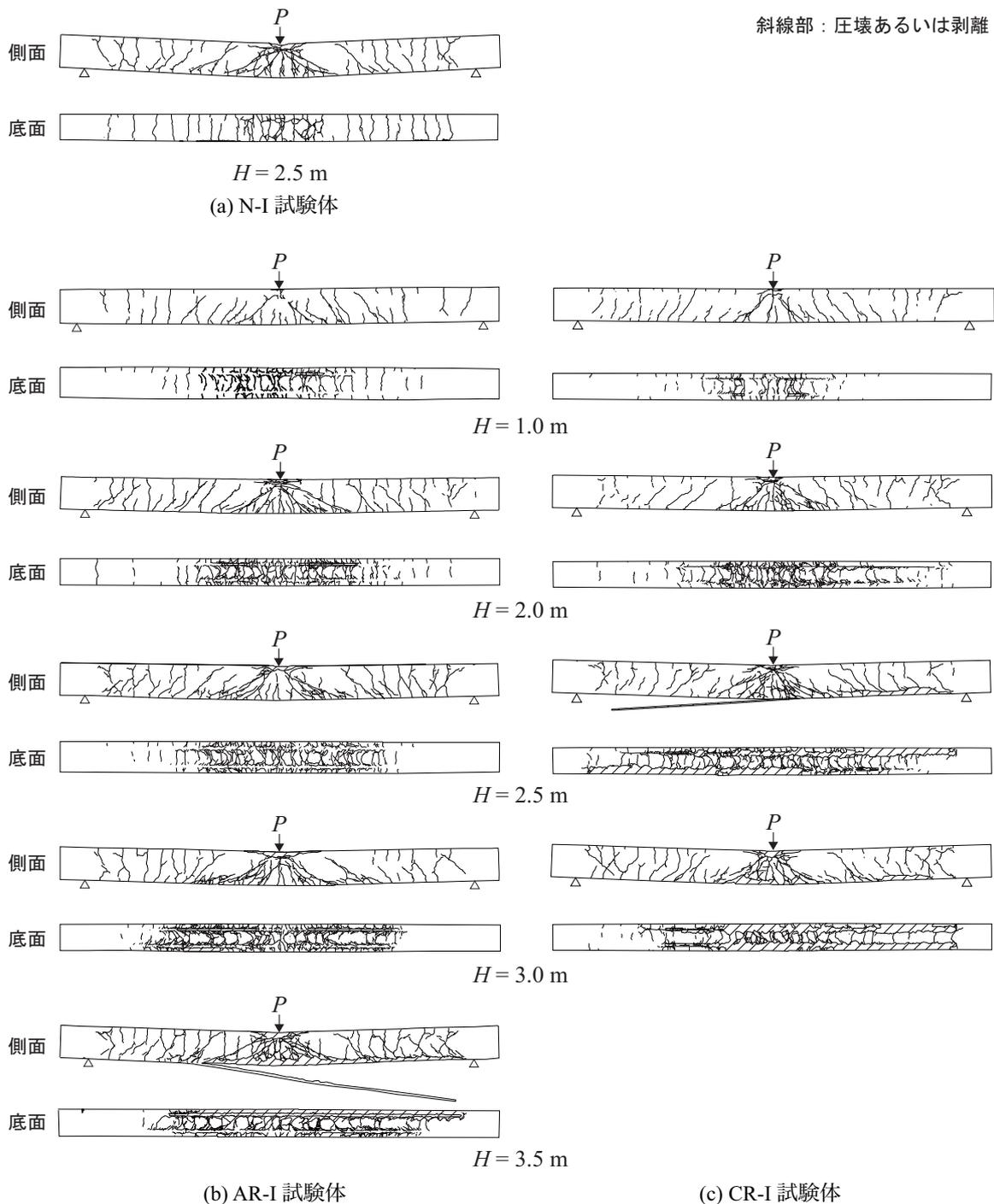


図-8 衝撃荷重実験終了後のひび割れ分布の比較

に対してU字状の分布性状を示しており、衝撃荷重実験においてもロッド埋設による補強効果が出現していることを確認できる。

設定落下高さ $H = 2.5 \text{ m}$ の場合において、(b)、(c) 図のロッド下面埋設補強試験体と (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ロッドが破断している CR-I 試験体も含め FRP ロッド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重点部を中心に大きく角折れの状態にあることが分かる。これより、CR-I 試験体の場合には実験終了後の

変形状態からも、前述のように最大応答値に到達後ロッド破断に至っていることが窺われる。

(4) 下面埋設されたロッドのひずみおよび梁側面のひび割れ分布に関する時間的な推移状況

図-9 には、設定落下高さ $H = 2.5 \text{ m}$ の場合における補強試験体に関する下面埋設された FRP ロッド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 $t = 0.5 \text{ ms}$ においては、いずれの試験体においても、明確なひび割れ分布は確認できない。ただし、ロッドのひずみ値はいずれの場合も荷重点中央

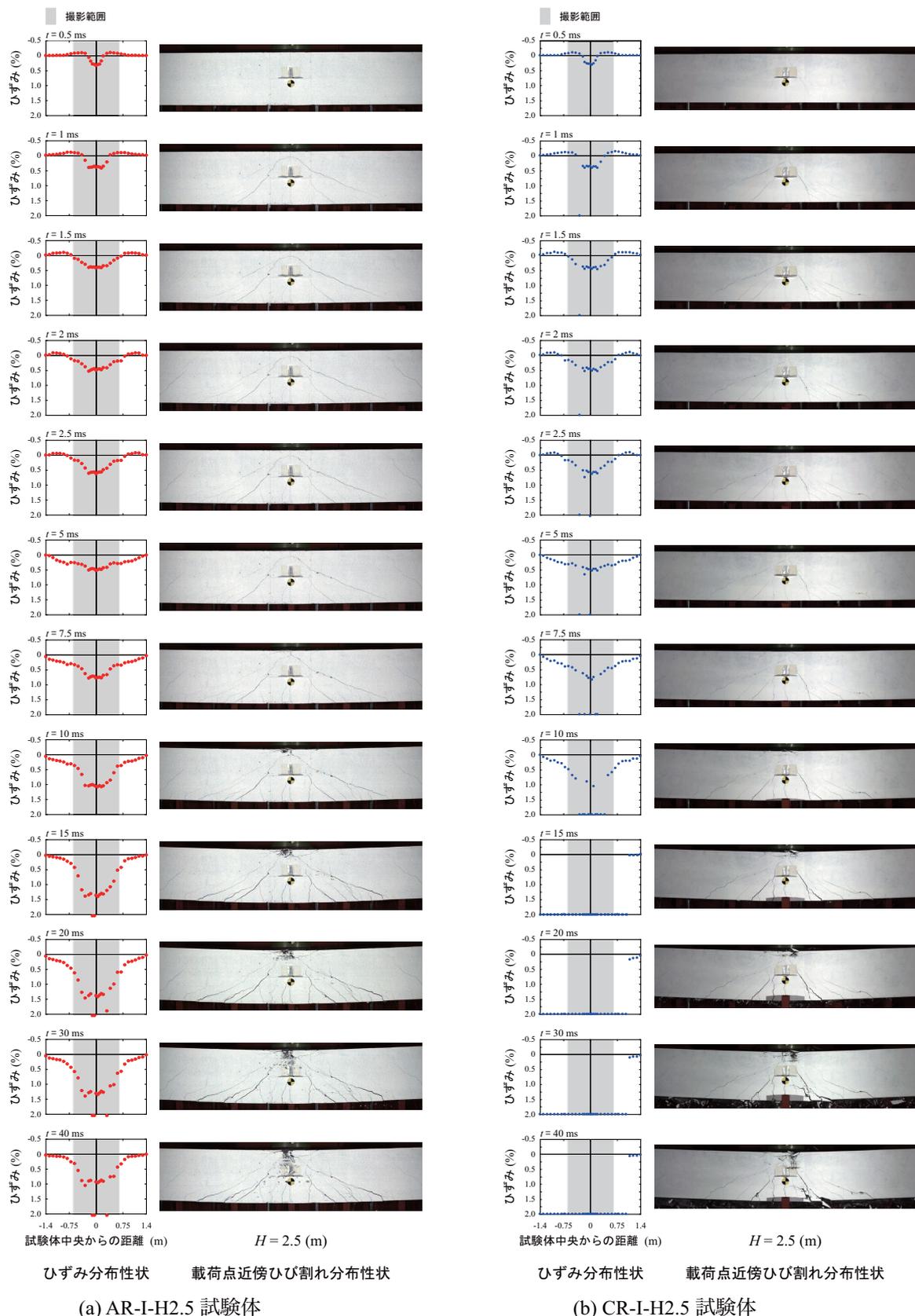


図-9 AR/CR-I-H2.5 試験体のロッドのひずみ分布と梁側面におけるひび割れ分布の時間的な推移状況

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、いずれの試験体においても載荷点部を中心に上縁に達しない連続したキャップ状の斜めひび

割れとその内側に連続しない斜めひび割れが確認できる。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に向かって進展しており、かつ載荷点部は等曲げのようなほぼ均等なひずみ分布を示していることが分かる。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、いずれの試験体も既存のひび割れの外側に数本の斜めひび割れと共に、内側には曲げひび割れの発生も確認できる。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、両試験体で同程度である。

$t = 5.0$ ms では、いずれの試験体も、ひび割れに大きな進展は見られないが、ロッドのひずみ分布を見ると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ものと推察されるが、ひずみ分布は全体的になめらかな分布性状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 では、両試験体で載荷点近傍上縁部の圧壊が確認できるが、CR-I 試験体の場合にはAR-I 試験体の場合よりも顕在化していない。特に、 $t = 10$ ms 時点では、いずれの場合も斜めひび割れが開口する傾向を示している。ロッドの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。CR-I 試験体では、中央部で2.0%のひずみ値を示している箇所が確認できる。これは、急激なひび割れの開口による影響やロッド径が小さいこと等によってひずみゲージがロッドから剥離したか、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。

さらに、 $t = 15 \sim 20$ ms 時点では、AR-I 試験体の場合には、斜めひび割れの開口が認められるものの、梁中央部では未だほぼ様なひずみ分布を示していることから等曲げの変形曲率を呈しているものと推察され、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。一方、CR-I 試験体の場合には、右側の一部を残してほぼ全域に渡ってひずみゲージが2.0%のひずみ値を示していることや、左右に進展する1本の斜めひび割れが大きく開口していることより、この時点でロッドは右側斜めひび割れ先端部のピーリング作用によって左側に向かって剥離すると共にその先端部近傍で破断する傾向を示しているものと推察される。

$t = 30 \sim 40$ ms 時点では、AR-I 試験体の場合には、スパン中央部におけるほぼ様なひずみ分布の領域が広がる（対応して等曲げ区間が広がる）傾向を示してい

る。また、 $t = 40$ ms 時点のスパン中央部におけるひずみ値は $t = 30$ ms 時点に比較して減少しており、この時点では除荷状態に至っていることが推察される。このことは、図-6(c)より確認できる。

一方、CR-I 試験体の場合には、ひずみ分布は $t = 20$ ms の時点と同様である。ひび割れ分布図を見ると、右側斜めひび割れ先端部の損傷が時間の経過に伴い進行している状況が確認できる。特に、 $t = 40$ ms 時点では、右側斜めひび割れ先端部が下方に落ち込んでいる状況が示され、ピーリング作用によるロッド剥離と破断が進行していることを再確認できる。

以上より、衝撃初期には、FRP シート下面接着時と同様に両端固定梁状の曲げ波がスパン長を広げる形で支点方向に伝播し、支点に到達後単純支持梁状の曲げモーメント分布を示し、低次の固有振動状態に移行することが明らかになった。CFRP ロッド下面埋設補強の場合には、載荷点近傍部のより小さな領域に斜めひび割れが形成されることによりその傾斜角度が大きくなるため、ひび割れ先端部がロッドを下方に押し出す力もより強く、ロッド剥離と共に破断の傾向を示すことが明らかになった。それに対して、AFRP ロッド下面埋設補強の場合には、CFRP ロッド下面埋設補強の場合よりも広い領域に斜めひび割れが発生し、かつその部分は等曲げに類似した変形状態を示すことによって、ひび割れ先端部が下方に押し出すピーリング力も小さく、CFRP ロッド下面埋設補強の場合よりも耐衝撃向上性が大きいことが明らかになった。

(5) CR 試験体におけるロッド破断の状況

図-10には、設定落下高さ $H = 3.0$ m におけるCR-I 試験体の実験終了後におけるCFRP ロッドの破断状況を示している。図より、ロッドは斜めひび割れ先端部で破断に至っていることや、その破面はCFRP 材特有の脆性的な状態ではなく、繊維がばらけた状態で破断に至っていることが分かる。これは、以下のように推察される。すなわち、1) CFRP ロッドは繊維を組紐状に編みかつエポキシ樹脂を含浸させて一体化させているが、2) ロッドとコンクリート間の付着が良好な状態で斜めひび割れ先端部のピーリング作用によって、載荷点側のロッドが下方に押し下げられて一部剥離の傾向を示すと共に、3) 除荷状態になった時点で組紐状に編んで一体化された繊維がばらばらに解かれ、4) そのような状態下で、さらに斜めひび割れ先端部が下方に押し出すことによって、各繊維が純せん断的に破断に至った。

このような結果は、FRP ロッドにおいて一体化された繊維が解かれるような場合には、CFRP 材のように高弾性で脆性的な材料は破断の傾向にあることを暗示している。

以上より、FRP 材をロッド状にしてRC 梁に下面埋設補強を施す場合には、基本的に軸剛性 $E_r A$ を等価にすることにより、類似の耐衝撃向上効果が期待できる。しかしながら、入力エネルギー E が大きく斜めひび割



(a) 左側スパン下面の状況



(b) CFRP ロッド破断部の状況

図-10 CFRP ロッドの破断状況 (CR-I-H3.0 試験体)

れによるピーリング作用が顕在化する場合には、ロッドを構成している繊維が解かれる可能性もあることから、高弾性で脆性的な材料は早期に破断に至る可能性のあることが明らかになった。

4. まとめ

本研究では、連続繊維 (FRP) 製ロッドを既設コンクリート構造物の引張部に下面埋設することによって耐衝撃を向上させる工法に着目し、補強材料の効果について実験的に検討を行った。本研究では、無補強試験体と共に、補強材料としてアラミド繊維 (AFRP) と炭素繊維 (CFRP) に着目し、RC 梁の下面に埋設補強を施して静荷重実験と質量 300 kg の重錘を用いた重錘落下衝撃荷重実験を実施した。衝撃荷重実験は、重錘落下高さを変化させた単一載荷法に基づいて実施した。なお、補強量は両者の軸剛性がほぼ等しくなるように決定している。

本研究の範囲で得られた結果を整理すると、以下のよう示される。

- 1) 衝撃荷重実験と同様 3 点曲げによる静荷重実験結果では、いずれの試験体もロッドの剥離によって終局に至る。平面保持仮定の下に断面分割法によって得られる計算結果の荷重-変位分布と実験結果を比較すると、いずれの場合も実験結果は計算結果よりも小さく評価される。これは、FRP 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一様に挙動しないことによるものと推察される。ロッドとコンクリート間の付着は良好であるが、計算結果との差は CFRP ロッドを下面埋設する場合が AFRP ロッドの場合より小さく、より付着性に富んでいるものと推察される。
- 2) 衝撃荷重実験結果より、AFRP ロッド下面埋設の場合には、設定落下高さが $H = 3.0 \text{ m}$ で斜めひび割れのピーリング作用によってロッド剥離で終局に至る。一方、CFRP ロッド下面埋設の場合には、設定落下高さが $H = 2.5 \text{ m}$ で斜めひび割れ先端部でロッド

破断により終局に至る。従って、AFRP ロッド下面埋設補強の場合が CFRP ロッド下面埋設の場合よりも RC 梁の耐衝撃性向上効果が大きい。

- 3) 重錘衝撃力、支点反力、載荷点変位の波形分布は、補強の有無やロッド材料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、ロッドの軸剛性が類似の場合において、入力エネルギーが小さく損傷が小さい場合には両者類似の波形性状を示す。CFRP ロッド下面埋設の場合において、ロッド破断は最大応答変位発生後に発生している。
- 4) 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 $1/4.2 \sim 1/3.4$ 程度である。最大変位は、FRP ロッドが破断した場合も含め、ほぼ線形な関係を示す。残留変位は、FRP ロッドが剥離あるいは破断した場合を除き、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。
- 5) 設定落下高さ $H = 2.5 \text{ m}$ の場合におけるロッドのひずみ分布の時間的な推移状況から、衝撃初期には補強材料にかかわらず、スパン長の短い両端固梁の性状を示し、時間の経過と共にスパン長が支点に向かって拡大するように推移し、やがて両端単純支持梁の分布性状に移行する。
- 6) また、梁側面のひび割れ分布の推移状況から、AFRP ロッド下面埋設補強の場合には、載荷点部の斜めひび割れの角度が緩く広く分布し、ひずみ分布から等曲げの性状を示すことが分かる。一方、CFRP ロッドの場合には、斜めひび割れが狭い領域に分布し角度も大きいことから、斜めひび割れのピーリング力も大きく、ロッド剥離破断の要因になっている。
- 7) CFRP ロッドの破断は、斜めひび割れのピーリング作用によって載荷点側のロッドが下方に押し下げられて一部剥離の傾向を示すと共に、梁が除荷状態で組紐状に編んで一体化されたロッドの繊維が解かれ、さらに下方に押し出されることにより、純せん

断的に生じたものと推察される。従って、入力エネルギーが大きく斜めひび割れによるピーリングが顕在化する場合には、高弾性で脆性的な材料は早期に破断に至る可能性のあることが明らかになった。

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) 土木学会：連続繊維シートを用いたコンクリート構造物の補修補強指針，コンクリートライブラリー 101 号，2000.7
- 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，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，No. 2，pp. 523-528，2014.7
- 4) 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
- 5) 船木隆史，岸 徳光，栗橋祐介，三上 浩：CFRP シート接着工法を用いて曲げ補強した RC 梁の衝撃
- 6) 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
- 7) 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
- 8) 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
- 9) 岸 徳光，栗橋祐介，三上 浩，船木隆史：CFRP ロッドを用いて下面埋設曲げ補強を施した 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. 39，No. 2，pp. 1147-1152，2017.7
- 10) 土木学会：コンクリート標準示方書[設計編]，2012 年制定
- 11) 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.

(2017年9月25日受付)

(2018年2月1日受理)