

## AFRPロッドを埋設したRC部材の耐衝撃性に関する実験的研究

その他（別言語等） のタイトル	Experimental study on impact resistance of RC members strengthened with near surface mounted AFRP rods
著者	三上 浩, 岸 徳光, 藤田 学, 佐藤 昌志
雑誌名	構造工学論文集. A
巻	50
ページ	1349-1360
発行年	2004-03
URL	<a href="http://hdl.handle.net/10258/919">http://hdl.handle.net/10258/919</a>

## AFRP ロッドを埋設した RC 部材の耐衝撃性に関する実験的研究

Experimental study on impact resistance of RC members strengthened with near surface mounted AFRP rods

三上 浩\*, 岸 徳光\*\*, 藤田 学\*\*\*, 佐藤 昌志\*\*\*\*

Hiroshi Mikami, Norimitsu Kishi, Manabu Fujita and Masashi Sato

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

\*\*工博 室蘭工業大学教授 工学部 建設システム工学科(〒050-8585 室蘭市水元町 27-1)

\*\*\*博(工) 三井住友建設(株) 技術研究所 土木研究開発部長(〒270-0132 千葉県流山市駒木 518-1)

\*\*\*\*博(工) 国土交通省 北海道開発局建設部 道路維持課長(〒060-8511 札幌市中央区北 8 条西 2 丁目)

In order to investigate the impact resistance of RC beams and slabs strengthened with near surface mounted AFRP rods, falling weight impact test was conducted. Here, two impact loading methods (iterative and single) were applied by using 300 kg steel weight. The total 12 RC beams and 9 RC slabs were used for these experiments, in which tensile rigidity of AFRP rod is varied. The results obtained from this study are as follows: 1) impact resistance of RC members can be upgraded by strengthening with near surface mounted AFRP rods; 2) dynamic capacity ratio of strengthened RC beam with reference to non-strengthened one is almost same with its static capacity ratio; 3) dynamic capacity ratio of the RC slab is affected to the impact loading method, and strengthening effects in case of single loading are more remarkable than those in case of iterative one; 4) the effects are comparable to those in case increasing in slab thickness from 15 cm to 23 cm.

**Key Words:** AFRP rod, RC beam, RC slab, impact resistance

**キーワード:** AFRP ロッド, RC 梁, RC 版, 耐衝撃性

## 1. はじめに

近年, 既存鉄筋コンクリート (RC) 構造物の補強工法として, 連続繊維シート (以後, FRP シート) を用いる工法が盛んに採用されるようになった. FRP シート工法は一般的に, 1) 材料が軽量で施工が簡便であり重機が不要である, 2) 現場合わせで施工可能であり工期短縮が図れる, 3) 耐食性に優れており簡単な仕上工で済む, などの特徴を有している. しかし, 壁や版などの面部材を補強するためには, 1 方向強化 FRP シートを直交して貼り付けるか 2 方向強化 FRP シートを貼り付けるなど, 面部材全体をシートで補強する必要があった. そのため, FRP シート補強後には, 1) 既存 RC 構造物のひび割れ観測が不可能となり維持管理が困難となる, 2) 既存 RC 部材内部に滞水し, コンクリートの疲労耐久性が低下する, などの欠点も有していた.

そこで, 著者らはこれらの欠点を解消する補強法として, 部材のかぶりコンクリート部分に溝を切削し, FRP ロッドを埋設して補強する工法を提案し, その静的耐荷挙動に着目して実験的研究を進めてきた<sup>1),2)</sup>. その結果, FRP ロッドをかぶりコンクリートに埋設することで, 1) RC 梁の静的曲げ耐力は増大し, その耐力増分は引張剛性 (弾性係数 × 断面積) が同等のシートで補強した場合とほぼ同等であること, 2) RC 版の押

し抜きせん断耐力は補強材の引張剛性の増加に対応して増大するものの FRP シート補強と同様に上限があること, 3) 押し抜きせん断耐力は FRP シート補強と同様にかぶりコンクリート部分が押し抜きせん断に抵抗するものと仮定して土木学会コンクリート標準示方書<sup>3)</sup>に準拠して算定できること, などを明らかにしてきた.

一方, 耐衝撃用途構造物の面部材に対しては, 数 10 m/s 以上の比較的高速の衝突速度下での耐衝撃性が日本を始め諸外国の多くの機関で研究され, 実験結果に基づく設計式が種々提案されている<sup>4)</sup>. また, RC 版の耐衝撃補強方法として, 版裏面に鋼製のライナープレートを設置する方法が提案され, その耐衝撃性向上効果が実験的に検討・報告されている<sup>5),6)</sup>.

しかし, 耐衝撃構造物の中には, 道路落石防護施設のように比較的高速の衝突体の質量が大きい場合 10 m/s 程度以下の低速度の衝突でも壊滅的に破壊する構造物もあることから, 比較的低速の衝突速度下における RC 部材の耐衝撃性の検討も極めて重要であるものと考えられる. また, 耐衝撃補強法としてのライナープレート工法は裏面剥離を完全に抑制できる一方で, 衝突体衝突後における版裏面の状況が目視確認できないこと, 鋼製のため耐食性に劣ること, 部材内部に滞水して鉄筋などの鋼材腐食を早める可能性があることなど, 改善すべき課題も幾つか指摘されている.



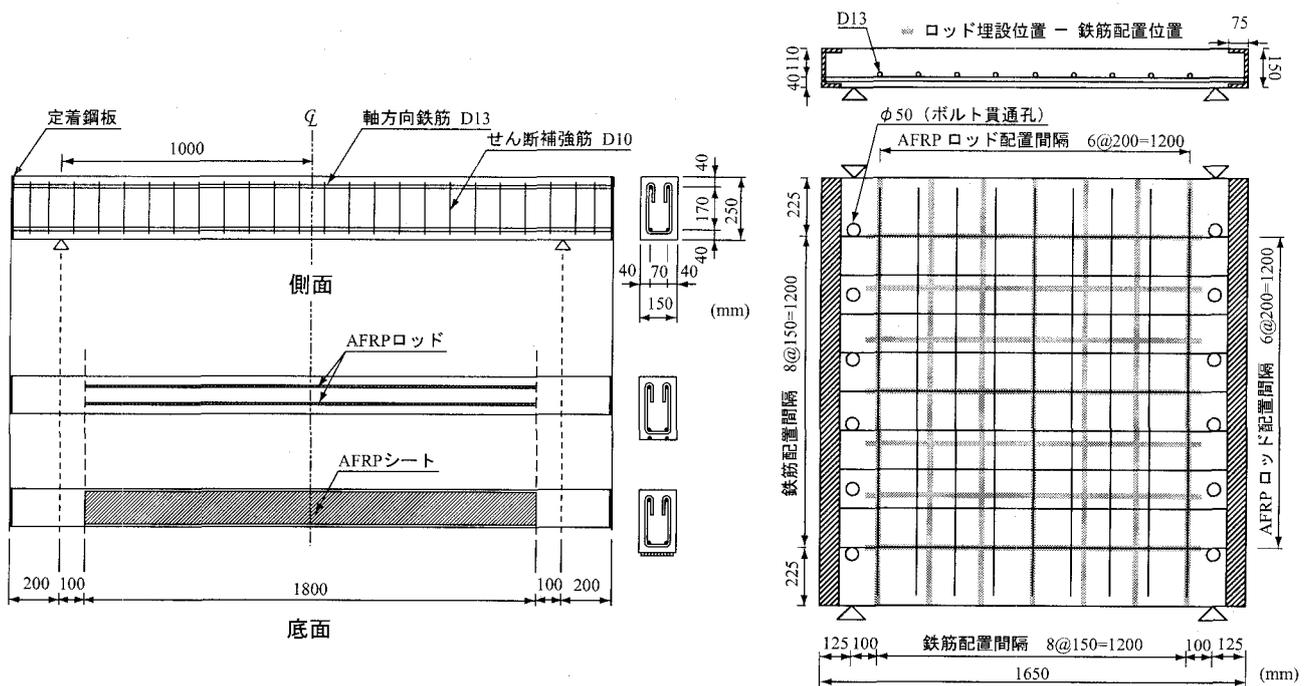


図-1 試験体概要図

表-2 材料の力学的特性値

(a) コンクリート

部材	材令 (日)	圧縮強度 $f'_c$ (MPa)	弾性係数 $E_c$ (GPa)	ポアソン比 $\nu_c$
RC 梁	120	31.0	26.8	0.22
RC 版	150	33.7		

(b) 鉄筋

鉄筋 名称	材質	降伏強度 $\sigma_y$ (MPa)	弾性係数 $E_s$ (GPa)	ポアソン比 $\nu_s$
D13	SD345	362	206	0.3
D10	SD295A	419		

(c) AFRP ロッド

補強 材料	ロッド径 (mm)	公称断面積 $A$ (mm <sup>2</sup> )	弾性係数 $E$ (GPa)	引張強度 (GPa)
RA5	5.0	19.6	62.5	1.45
RA9	9.0	63.0		

(d) AFRP シート

補強 材料	シート目付量 (g/m <sup>2</sup> )	シート厚さ $t$ (mm)	弾性係数 $E$ (GPa)	引張強度 (GPa)
A200	200	0.138	131	2.48
A415	415	0.286		

て累積残留変位が純スパン長の 2% (40mm) に達するかロッド又はシートが剥離した時点とし、RC 版では裏面剥離が生じた時点と破壊と見なした。なお、単一衝撃荷重は試験体名の末尾に示す衝突速度で 1 回のみ重錘を落下している。単一荷重時の衝突速度は、繰り返し荷重時の試験体の損傷程度を参考にして、繰り返し荷重時の最大衝突速度及び 1 m/s 増減させた速度とした。ここで、衝突速度とは重錘が試験体に衝突する直前での重錘の速度である。

図-1 に RC 梁、RC 版試験体の形状寸法、配筋及び補強概要を示す。RC 梁試験体は梁幅、梁高、純スパン長が各々 150, 250, 2,000 mm で、梁の上、下端に D13 を各 2 本配置し、スターラップには D10 を 100 mm 間隔で配置している。BR5, BR9 梁では各々直径が 5 mm または 9 mm の AFRP ロッド 2 本を主鉄筋に沿う形で配置した。ロッドの埋め込みは、まず、2 枚刃の切削機によって幅及び深さがロッドの直径を多少上回る程度の溝を切削し、溝の半分程度の深さにエポキシ樹脂パテ材を充填した。なお、パテ材を充填する前

に水で溝内の微小なコンクリート塊を洗い流したが、プライマーなどは塗布していない。その後、ロッドを溝の中に挿入し、再度、エポキシ樹脂パテ材を隙間なく充填した。なお、ロッドは比重が 1.3 程度と軽量であり浮き上がる傾向にあるため、押さえ治具をロッドに当てて浮き上がりを防止した。パテは十分な養生期間を確保して完全に硬化させた。また、補強範囲は梁中央部から両支点の 100 mm 手前までとしている。一方、BS9 梁では BR9 梁と引張剛性を対応させるため、幅 142 mm の AFRP シート 2 層 (目付量 415 g/m<sup>2</sup> 及び 200 g/m<sup>2</sup>) を BR9 梁と同範囲に接着している。なお、シートの接着に先立ち表面処理工として、シートの曲げ補強効果増大に有効であるショットブラスト処理を施し、かつプライマーを 2 度塗りしてシートの接着が良好に行われるようにした。

RC 版試験体の寸法は 1,650 × 1,650 × 150 mm であり、下端のみに鉄筋を配置した。下端主鉄筋、配力鉄筋には D13 を使い、150 mm 間隔で配置した。主鉄筋は両端に取り付けた溝型鋼に溶接し、定着長を縮減し

ている。なお、AFRP ロッド配置用の溝は RC 梁試験体と同様に、2 枚刃の切削機によって主鉄筋方向及び配力鉄筋方向に切削した。なお、本実験では主鉄筋方向のロッドを表面近くに配置させるため、配力鉄筋方向の溝は幅がロッド径、深さがロッド径の 2 倍を多少上回る程度とし、主鉄筋方向の溝は幅、深さともにロッド径を多少上回る程度とした。その後、溝の半分程度の深さにエポキシ樹脂パテ材を充填してロッドを溝の中に挿入した後、再度エポキシ樹脂パテ材を隙間なく充填した。なお、RC 版試験体でも刃型の押さえ治具を用いてロッドの浮き上がりを防止した。また、補強範囲は主鉄筋方向には版中央部から両支点の 100 mm 手前まで、配力鉄筋方向には全長とし、直径 5 mm または 9 mm の AFRP ロッドを、主鉄筋、配力鉄筋方向ともに版中央から 200 mm 間隔で配置している。

表-2 に使用した材料の力学的特性値を取りまとめた。コンクリートの圧縮強度は梁試験体で 31.0 MPa、版試験体で 33.7 MPa であった。なお、AFRP ロッド及びシートの材料特性はカタログ値を示した。

## 2.2 実験方法の概要

RC 梁試験体の衝撃載荷実験は、リバウンド防止用治具付きの支点治具上に試験体を設置して行った。支点治具全体は RC 梁の回転のみを許容するピン支持に近い構造となっている。衝撃荷重の載荷は RC 梁試験体のスパン中央部に重錘を所定の高さから自由落下させることにより行った。用いた重錘は質量が 300 kg、載荷点部の直径が 150 mm の鋼製円柱状重錘である。重錘底部は衝突時の片当たりを防止するため、曲率半径が 1,407 mm で高さが 2 mm の球面状となっている。なお、RC 梁の幅に比べて重錘の載荷点部直径が小さい場合には衝突部近傍の局部破壊が顕在化する可能性があるため、梁幅と等しい載荷点部直径を有する重錘を選定している。

一方、RC 版試験体の支持条件は、1 対辺が支持間隔 1,400 mm で、その支点部は支点反力測定用ロードセル付き支点治具を用いて試験体の浮き上がりを防止し、かつ回転のみを許容するピン支持に近い構造としている。なお、他対辺は自由である。用いた重錘は質量が 300 kg、載荷点部の直径が 60 mm で底部に高さ 2 mm のテーパーが付いた球面状の鋼製重錘である。なお、RC 版試験体の実験には、衝撃荷重の載荷によって生じる押し抜きせん断面が支点をよぎらないようにするため RC 梁試験体の実験に比べて直径の小さな重錘を選定している。

実験における測定項目は、重錘に内蔵された起歪柱型のロードセルによる重錘衝撃力  $P$ 、支点治具に取り付けられた起歪柱型のロードセルによる合支点反力  $R$  (以後、支点反力)、RC 梁側面及び RC 版下面に設置した非接触式レーザ変位計による変位  $\delta$  である。なお、

RC 版試験体では重錘の RC 版内部への貫入量もあわせて計測した。ここで、 $P$  の測定に用いたロードセルの容量及び応答周波数は、それぞれ 1,470 kN、DC ~ 4.0 kHz、 $R$  の測定に用いたロードセル 1 個の容量及び応答周波数は各々 490 kN、DC ~ 2.4 kHz である。また、変位計のストローク及び応答周波数はそれぞれ 200 mm、DC ~ 915 Hz である。各種の応答波形は広帯域用データレコーダ (応答周波数 : DC ~ 40 kHz) に一括収録し、0.1 ms/word で A/D 変換している。また、A/D 変換後、 $R$  及び  $\delta$  はノイズを除去するために 0.5 ms の矩形移動平均法によって数値的なフィルター処理を行い平滑化している。なお、実験中には RC 梁試験体の側面及び底面と RC 版試験体上、下面を観察し、終了後には RC 版を配力鉄筋方向の版中央で切断して破壊面を観察している。

## 3. 実験結果及び考察

### 3.1 各種応答波形

図-2 に RC 梁試験体の繰り返し衝撃載荷時における重錘衝撃力  $P$ 、支点反力  $R$  及び変位  $\delta$  の応答波形を衝突速度ごとに示す。なお、各波形は重錘衝突時を 0 ms として整理している。図より、重錘衝撃力波形の性状は、補強の有無や補強量にかかわらず大略同様であることがわかる。すなわち、波形は衝撃初期の振幅が大きく継続時間の短い第 1 波と後続の周期が数 ms の波形成分を含んだ継続時間が 10 ~ 20 ms と比較的長い第 2 波から成り立っている。なお、第 1 波の振幅は衝突速度  $V$  の増加とともに増大する傾向を示し、第 2 波目の立ち上がり時刻は  $V$  の増加とともに多少遅れ、かつ継続時間が長くなる傾向を示している。上記の傾向は、繰り返し衝撃載荷によって損傷が蓄積され、固有振動周期が長くなることに関連するものと考えられる。

支点反力波形は、衝突速度  $V$  が 1, 2 m/s と小さい場合は各梁で大略同様であり、5 ms 経過後にはほぼ最大値を示し、その後の主波動は継続時間が 20 ~ 25 ms 程度の正弦半波状を呈している。 $V$  が 3, 4 m/s と大きくなると、初期の振幅がより大きくなり、後続の主波動の継続時間が長くなる傾向にある。これは、重錘衝撃力波形と同様に、衝突速度  $V$  の増加に対応して劣化が進行し、固有振動周期が長くなるためと考えられる。なお、 $V = 4$  m/s における主波動の継続時間は BS9 梁が最も短く、BR9、BR5、BN 梁の順に延びていることがわかる。以上から、補強量が多いほどより健全であり、また、ロッド補強よりもシート補強でより劣化の程度が小さいことが推察される。

変位波形には、重錘衝撃力や支点反力波形にみられる高周波成分はみられず、補強の有無や補強量にかかわらずいずれも正弦半波状の分布を示していることがわかる。なお、最大応答変位や残留変位は衝突速度  $V$

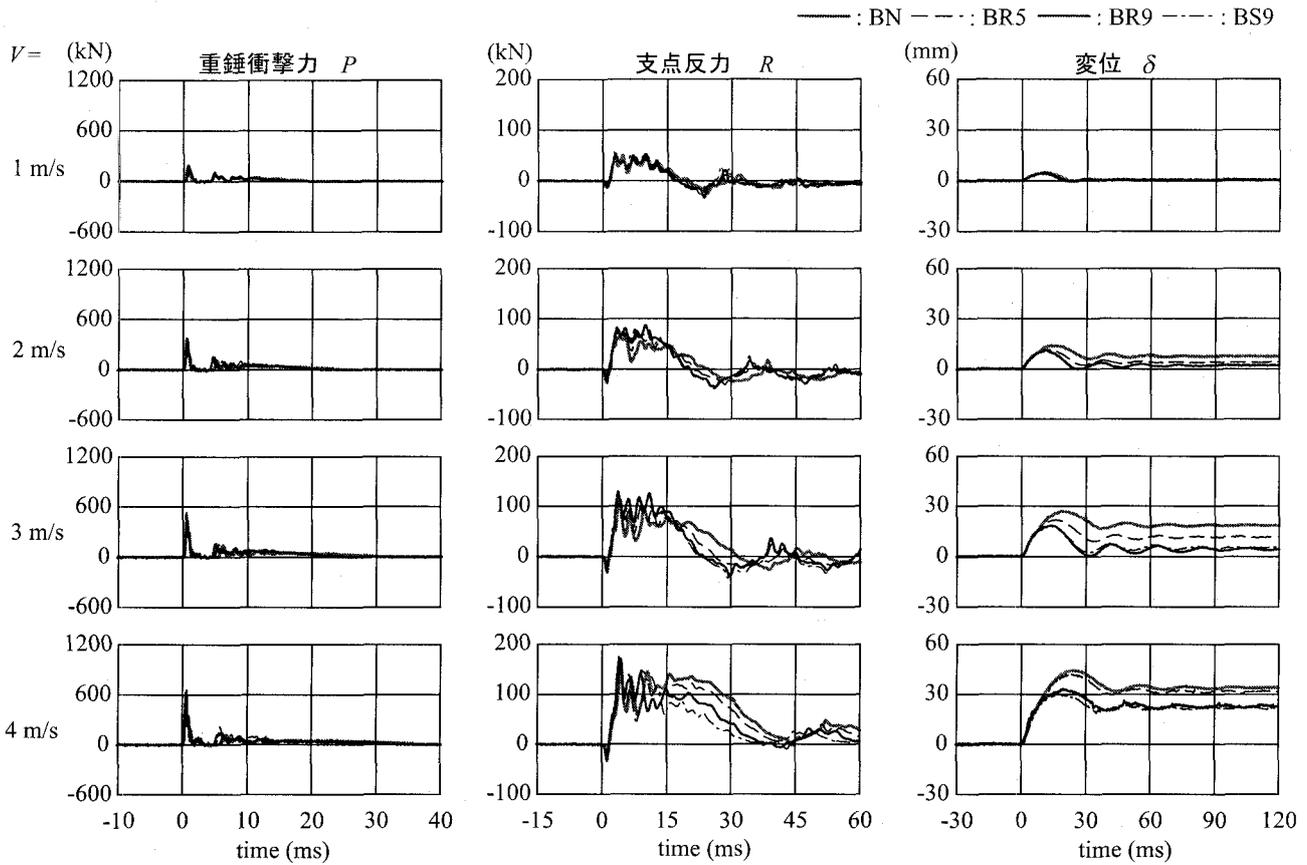


図-2 RC梁の各種応答波形 (繰り返し衝撃載荷)

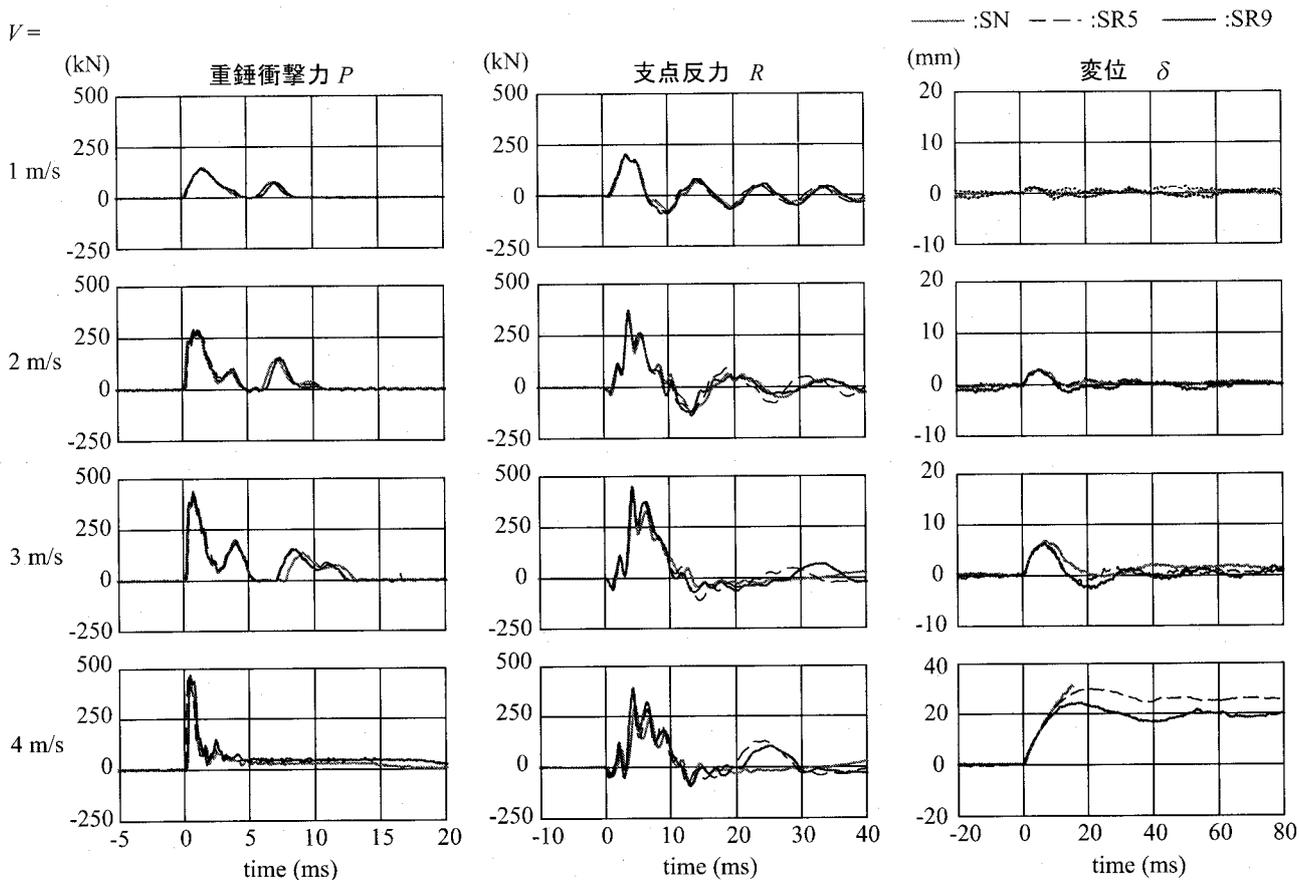
の増加に対応して増大する傾向にある。最大応答変位や残留変位の差異は、 $V \leq 3 \text{ m/s}$  までは補強の有無や補強量に対応して生じている。すなわち、応答変位と残留変位はBN梁で最も大きく、次いでBR5梁であり、補強量が同様のBR9とBS9梁は同程度であり最も小さい。しかし、 $V = 4 \text{ m/s}$  では、BNとBR5梁でほぼ同様の性状を示している。これは、BR5梁において $V = 3 \text{ m/s}$  終了時にロッドの剥離が生じたことから、 $V = 4 \text{ m/s}$  では補強効果が消失したためと考えられる。一方、BR9、BS9梁は、 $V = 3 \text{ m/s}$  終了後もロッドやシートの剥離傾向は見られず、 $4 \text{ m/s}$  においてBN、BR5梁に比べて小さな応答変位及び残留変位を示している。なお、応答変位及び残留変位は、多少であるがBS9梁で小さく示されている。これは、支点反力波形の主波の継続時間と同様に、BS9梁で最も劣化の程度が小さいことを示している。このBS9梁とBR9梁の若干の相違は、シート補強では底面全体が補強されるのに対してロッド補強は線状であり、非補強範囲で微少ひび割れが発生しやすいためと推察される。

なお、図示していないが単一衝撃載荷における重錘衝撃力及び変位の波形性状は、繰り返し衝撃載荷とほぼ同様であった。ただし、単一衝撃載荷の $V = 3, 4, 5 \text{ m/s}$  における支点反力波形には、繰り返し衝撃載荷の $V = 1, 2 \text{ m/s}$  でみられた支点反力除荷後に負の支点反力

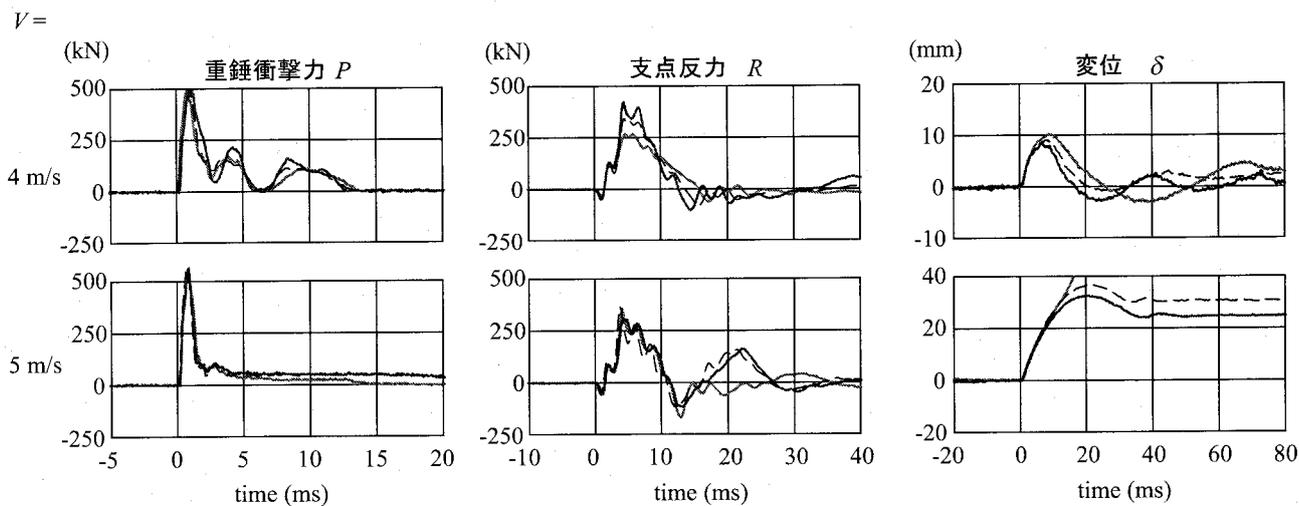
が励起される波形性状がみうけられた。これは、繰り返し衝撃載荷の $V = 1, 2 \text{ m/s}$  と同様に、単一衝撃載荷ではRC梁の弾性応答性状が出現し、変位の復元過程において負圧が励起されたためと考えられる。

図-3に、RC版試験体の $P, R$ 及び $\delta$ の応答波形を衝突速度 $V$ ごとに示す。上段は繰り返し衝撃載荷、下段は単一衝撃載荷の応答波形である。図より、重錘衝撃力波形の性状は各版でほぼ同様であることがわかる。衝突速度 $V$ が小さい場合は、波形の立ち上がりがゆるやかな正弦半波状を呈し、 $V$ が大きくなるに従って立ち上がりが急になり、また $V = 4 \text{ m/s}$  では、第1波に続く波形がほとんど消失していることがわかる。これは、 $V = 3 \text{ m/s}$  において押し抜きせん断面が形成され、 $V = 4 \text{ m/s}$  において塑性化が一気に進展したためと考えられる。一方、単一衝撃載荷の $V = 4 \text{ m/s}$  における波形は繰り返し載荷の $V = 3 \text{ m/s}$  とほぼ対応し、単一載荷の $V = 5 \text{ m/s}$  における波形は繰り返し載荷の $V = 4 \text{ m/s}$  と対応していることがわかる。以上より、RC版試験体の重錘衝撃力波形は載荷方法と衝突速度の影響を大きく受け、単一載荷の応答波形は繰り返し載荷における $V = 1 \text{ m/s}$  小さい衝突速度での応答性状と類似していることがわかる。

繰り返し衝撃載荷時の支点反力波形は、衝突速度 $V$ が小さい場合には載荷初期に正弦半波状を呈し、その



(a) 繰り返し衝撃載荷



(b) 単一衝撃載荷

図-3 RC版の各種応答波形

後減衰自由振動に移行していることがわかる。Vが大きくなるにつれて第1波目のみが卓越する傾向を示し、V=3 m/sでは後続の波形はほぼ完全に減衰している。なお、これらの傾向は補強の有無や補強量にかかわらず同様にみうけられる。しかし、V=4 m/sにおいて、第1波終了後に振幅の小さい正弦半波状の波形が再度生じていることがわかる。なお、この傾向はロッド補強したSR5, SR9版でみられるもののSN版では

みられない。これは、補強の有無にかかわらず、繰り返し載荷のV=3 m/sにおいて、RC版の有効高さ部分に押し抜きせん断面が形成され、塑性化が進行したためと考えられる。また、V=4 m/sでは、押し抜きせん断コーンの下方向へのずれをかぶり部に埋設したロッドが抑制するため、ロッド補強した試験体で第1波終了後に正弦半波状の波形が再度出現したものと考えられる。単一衝撃載荷のV=4, 5 m/sにおける支点反力波

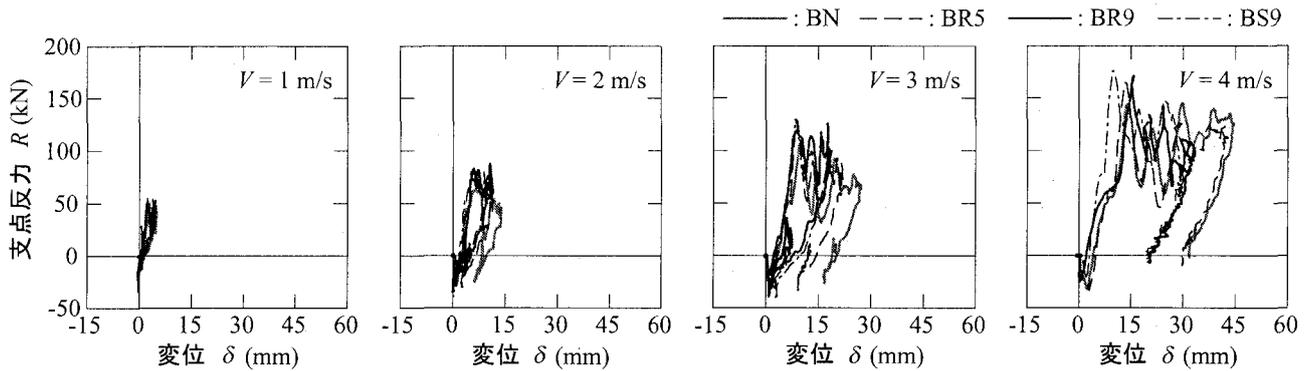


図-4 RC梁の支点反力-変位履歴曲線(繰り返し衝撃載荷)

形は、重錘衝撃力波形と同様に各々繰り返し載荷の  $V = 3, 4 \text{ m/s}$  における波形と大略同様である。ただし、単一載荷の  $V = 5 \text{ m/s}$  でみられる第1波目以降の支点反力の再増加傾向は、繰り返し載荷の  $V = 4 \text{ m/s}$  よりも顕著である。これは、繰り返し載荷の  $V = 3 \text{ m/s}$ 、単一載荷の  $V = 4 \text{ m/s}$  において押し抜きせん断面が形成されるものの、以後の衝突速度においてかぶりコンクリートがロッド補強によって押し抜きせん断により抵抗することに对应するものと推察される。

繰り返し衝撃載荷時の変位波形は、 $V = 3 \text{ m/s}$  までは載荷初期に正弦半波状の波形が生じ、以後減衰自由振動に移行している。また、この速度までは残留変位はわずかである。一方、 $V = 4 \text{ m/s}$  では何れの試験体も大きな変位が残留し、この載荷速度では、せん断コーンが完全に押し抜けていることがうかがわれる。単一衝撃載荷の  $V = 4 \text{ m/s}$  では、繰り返しによる損傷の蓄積がないため、繰り返し載荷の  $V = 3 \text{ m/s}$  と類似した波形性状を示している。ただし、衝突速度が大きいため応答変位は多少大きい。また、第1波目以降の振動性状がより明瞭にみうけられるが、補強の有無によって振動の周期は異なり、補強した方が周期が短くSR9版で最も短い。 $V = 5 \text{ m/s}$  では、繰り返し載荷の  $V = 4 \text{ m/s}$  と同様に各試験体で変位が大きく残留し、完全に押し抜けて破壊していることがわかる。

### 3.2 支点反力-変位履歴曲線

図-4に、繰り返し衝撃載荷時におけるRC梁試験体の支点反力-変位履歴曲線( $R-\delta$ 曲線)を衝突速度ごとに示す。図より、 $V = 1, 2 \text{ m/s}$  においては $R-\delta$ 曲線のループ内の面積で評価される吸収エネルギー量が小さく、各試験体ともに弾性的な挙動が卓越していることがわかる。 $V = 3 \text{ m/s}$  では、梁に多数の曲げひび割れが発生し残留変位も10 mm程度以上を示すことから、全体的により大きくエネルギーを吸収していることがわかる。なお、補強量が大きいほど吸収エネルギーは小さくなる傾向にあり、より健全であることがわかる。一方、 $V = 4 \text{ m/s}$  においては、BR5梁のロッドがそれ以前の載荷で剥離したため、BN梁と同様な $R-$

$\delta$ 曲線を示している。また、継続時間の短い支点反力波形成分の増減傾向が $R-\delta$ 曲線にもみうけられるものの、平均的にみれば平行四辺形状の $R-\delta$ 曲線が示されている。本実験におけるRC梁試験体は、せん断耐力が曲げ耐力に比べて十分に大きく、曲げ破壊で終局に至る。そのため、既往の研究<sup>7)</sup>で明かなように曲げ破壊型RC梁固有の平行四辺形状の $R-\delta$ 曲線を示したものと考えられる。

図-5に、RC版試験体の $R-\delta$ 曲線を衝突速度ごとに示す。上段は繰り返し衝撃載荷、下段は単一衝撃載荷での曲線である。繰り返し載荷の場合は、 $V = 3 \text{ m/s}$  までは $R-\delta$ 曲線のループ内の面積(吸収エネルギー)は極めて小さく、弾性的な挙動が支配的であることがわかる。一方、 $V = 4 \text{ m/s}$  においては、試験体の種類にかかわらず大略三角形形状の $R-\delta$ 曲線を示している。これは、 $V = 4 \text{ m/s}$  においてせん断コーンが押し抜かれて大きく変位が残留していることに对应し、典型的なせん断破壊型の $R-\delta$ 曲線<sup>8)</sup>である。単一載荷の $V = 4 \text{ m/s}$  における $R-\delta$ 曲線は、繰り返し載荷の $V = 3 \text{ m/s}$  におけるそれと大略同様である。ただし、衝突速度が大きいため応答変位が大きく、そのため吸収エネルギーは単一載荷の方が多少大きい。一方、 $V = 5 \text{ m/s}$  では繰り返し載荷の $V = 4 \text{ m/s}$  と同様、大略三角形形状の典型的なせん断破壊型 $R-\delta$ 曲線を示している。

### 3.3 各種応答値の比較

図-6にRC梁試験体の最大重錘衝撃力、最大支点反力、最大応答変位及び吸収エネルギー量( $R-\delta$ 曲線のループ内の面積)を衝突速度ごとに示す。最大重錘衝撃力は、繰り返し衝撃載荷の場合、衝突速度の増加とともに増分が多少低下する傾向にある。また、補強量や補強材の種類の影響は顕著でなく、各試験体でほぼ同様な性状を示している。一方、単一衝撃載荷では繰り返し載荷による損傷の蓄積がないため、衝突速度の増加に对应して重錘衝撃力も増加する傾向にあり、単一載荷の方が繰り返し載荷よりも最大重錘衝撃力は大きい。なお、単一載荷での最大重錘衝撃力はBR9梁で最も大きい。

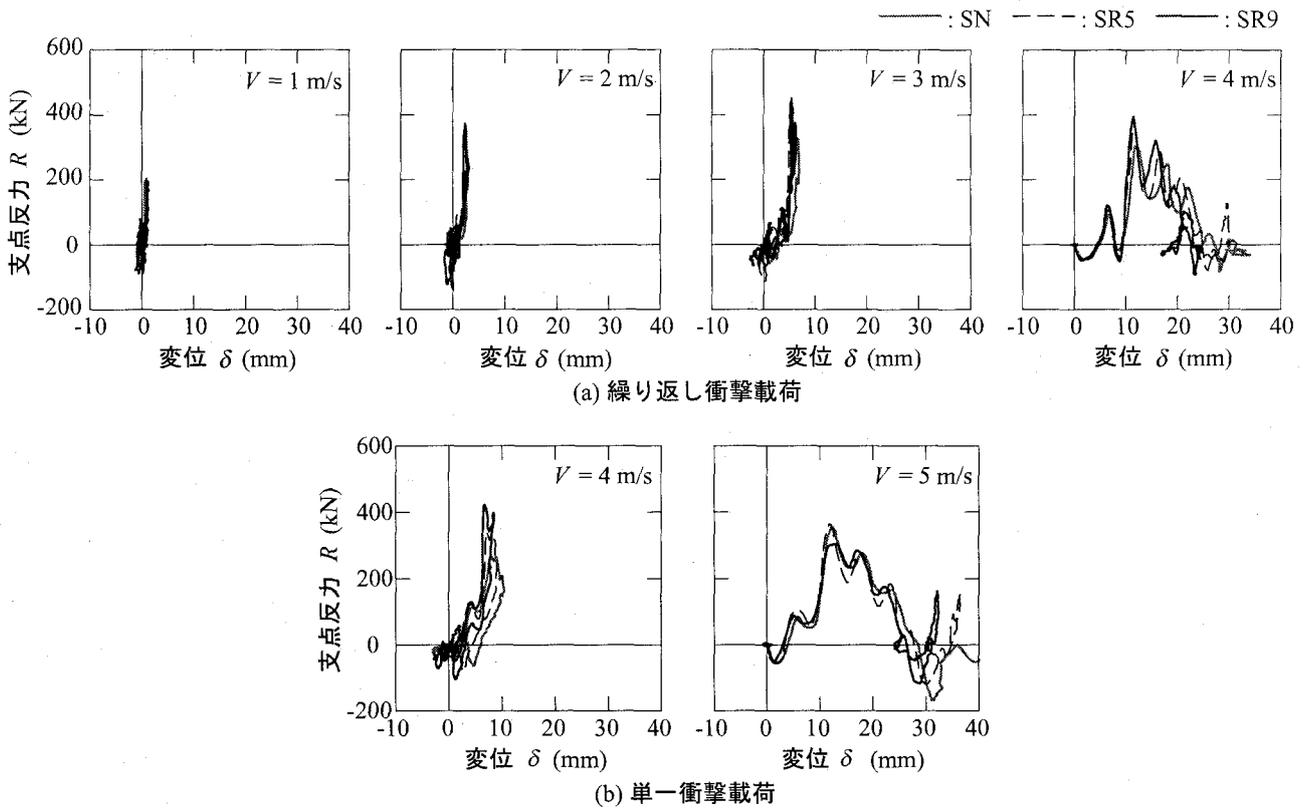


図-5 RC版の支点反力-変位履歴曲線

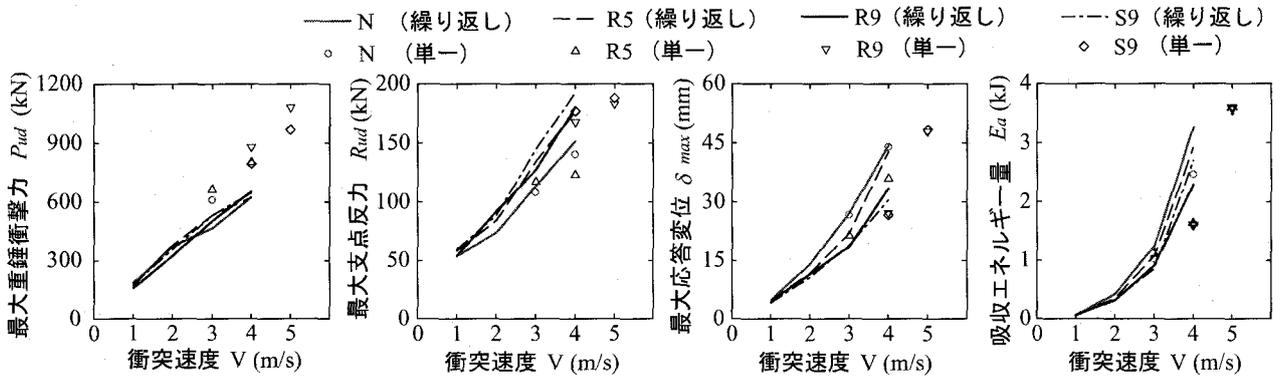


図-6 RC梁の各種応答値

繰り返し衝撃荷時の最大支点反力は、衝突速度の増加に対応してほぼ線形に増加している。また、支点反力はBS9梁で最も大きくBN梁で最も小さい。これは、シート補強したBS9梁の損傷が最も軽微であり、より健全であるのに対して、無補強のBN梁で最も損傷が激しいためと考えられる。なお、単一衝撃荷時の支点反力は繰り返し荷時のそれと大略同等か多少小さい程度である。BR5梁の $V = 4$  m/s、BR9、BS9梁の $V = 5$  m/sにおける支点反力はそれ以前の衝突速度における支点反力と大差がない。これは、各々ロッド剥離やシート破断が生じたためと考えられる。なお、単一荷時の最大支点反力も多少の差異であるがBS9梁で最も大きくなっている。繰り返し荷時の最大応答変位は、衝突速度の増加に対応して双曲線的に増大

する傾向にある。また、補強量の多いBR9、BS9梁で変位は全般的に小さい。なお、単一荷時の変位は同一衝突速度における繰り返し荷時の変位レベルと同等か多少小さい程度であり、繰り返しによる損傷は最大支点反力と同様、最大応答変位に与える影響は小さい。また、BR9とBS9梁の応答変位は良く対応していることから、引張剛性が同等の場合は同程度の応答変位レベルに抑制できることがわかる。

一方、繰り返し荷時の吸収エネルギー量は衝突速度の増加に対応して双曲線的に増大している。また、補強量が多いほど吸収エネルギー量は小さく梁がより健全であることがわかる。単一荷時の吸収エネルギー量は、支点反力や最大変位が繰り返し荷時と比べて多少小さいことから繰り返し荷時よりも小さく示さ

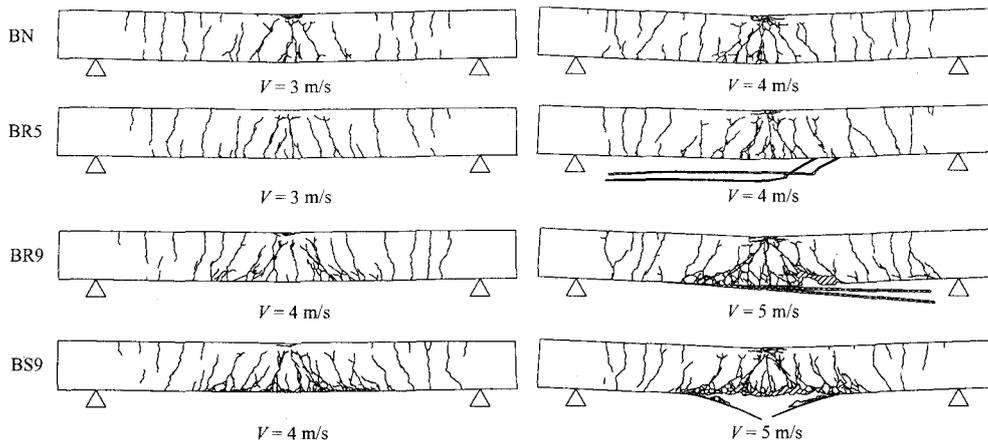


図-7 RC 梁のひび割れ性状 (単一衝撃载荷)

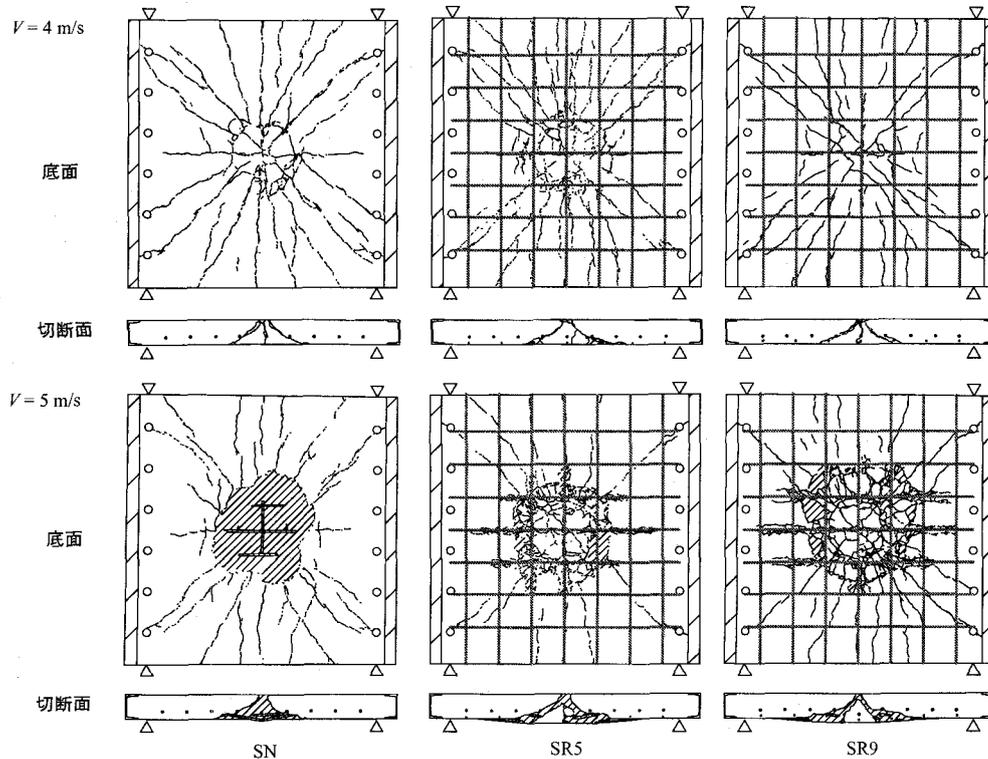


図-8 RC 版のひび割れ性状 (単一衝撃载荷)

れる傾向にある。なお、BR9 と BS9 梁の吸収エネルギー量はほぼ同等であり、引張剛性が同等であれば、ともに補強材とコンクリートとの付着によって補強効果が発揮される補強方法であることから、同程度の曲げ耐力・じん性向上効果が期待できることがわかる。

### 3.4 ひび割れ性状

図-7 に単一衝撃载荷した RC 梁のひび割れ性状を取りまとめた。V = 3 m/s においては、BN 梁に比べて BR5 梁で载荷点直下近傍のひび割れ本数が多く、ひび割れ幅が小さいことがわかる。また、载荷点部の局所的損傷も、BN 梁でより顕著である。V = 4 m/s では、BN 梁の载荷点部の損傷はより顕著となり、また微細なひび割れが梁中央下端近傍に生じ、角折れがより進行している。一方、BR5 梁ではロッド 2 本がともに剥

離している。なお、ひび割れ性状は BN 梁と大略同様である。BR9, BS9 梁では、ともに補強材の変状はみられず、ひび割れ本数が BN, BR5 梁に比べて多いことがわかる。特に梁下面のかぶり部には細かいひび割れが多数発生し、この傾向は特に BS9 梁で顕著である。V = 5 m/s では、BR9 梁で 2 本のロッドが剥離し、BS9 梁では梁中央でシートが破断している。ともに载荷点部には局所的損傷がみられ、また、RC 版でみられる押し抜きせん断状のひび割れが明瞭に形成されている。なお、ともに梁中央近傍の下縁かぶり部には細かいひび割れが多数発生している。

図-8 に単一衝撃载荷した RC 版の底面のひび割れ性状及び切断面の状況を取りまとめた。V = 4 m/s における SN 版の底面には、中央部に円形のひび割れがみられ、また放射状に多数のひび割れが進展しているこ

表-3 RC 梁繰り返し衝撃載荷実験結果

試験体名	静的耐力 (kN) (1)	静的耐力比	動的耐力 (kN) (2)	動的耐力比	動的倍率 (2)/(1)
BN-II-3	53.1	1.00	113.4	1.00	2.14
BR5-II-3	65.7	1.24	134.2	1.18	2.04
BR9-II-4	93.1	1.75	180.4	1.59	1.94
BS9-II-4	87.8	1.65	192.7	1.70	2.19

表-4 RC 梁単一衝撃載荷実験結果

試験体名	静的耐力 (kN) (1)	動的耐力 (kN) (2)	動的耐力比	動的倍率 (2)/(1)
BN-IS-3	53.1	108.6	1.00	2.03
BR5-IS-3	65.7	116.7	1.08	1.78
BR9-IS-4	93.1	167.9	1.55	1.80
BS9-IS-4	87.8	177.0	1.64	2.02

とがわかる。また、切断面の状況から押し抜きせん断面が明瞭に形成されており、中央には曲げひび割れが貫通している。SR5 版では、中央の円形のひび割れが SN 版よりも大きく形成され、また、放射状のひび割れの本数が SN 版よりも多い。切断面の状況から、押し抜きせん断面が形成され、この角度は SN 版よりもゆるく、このため円形状のひび割れが大きく形成されたことがわかる。これは、ロッドをかぶり部に埋設することによるせん断剛性の増加によって、垂直方向でのせん断面形成が抑制されてひび割れがより支点方向に向かって進展するためと考えられる。一方、補強量の多い SR9 版では、中央での円形状のひび割れはみられず、放射状のひび割れのみが確認できる。ただし、切断面の状況から、SR9 版でも明瞭に押し抜きせん断面が形成されていることがわかる。なお、いずれの試験体も  $V = 4 \text{ m/s}$  では裏面コンクリートがブロック化して離散する離面剥離の現象はみられない。

一方、 $V = 5 \text{ m/s}$  ではいずれの試験体も離面剥離していることがわかる。特に SN 版では載荷点部直下のコンクリートが完全に脱落し、一部で下端鉄筋が露出している。SR5 版も円形状の押し抜きせん断面形成によるひび割れが顕在化し、一部でコンクリートが脱落している。なお、放射状のひび割れ本数は SN 版よりも少ない。SR9 版も SR5 版と同様に円形状のひび割れが卓越し、一部でコンクリートが脱落している。また、円形状のひび割れの広がりや大きさは SN, SR5 版よりも大きい。切断面をみると有効高さ部分の押し抜きせん断面の形成角度は他の試験体と大差がないものの、かぶり部分のせん断面の角度はゆるやかとなっており、このため円形状のひび割れが大きく形成されたものと考えられる。

### 3.5 静的及び動的耐力と耐衝撃性

ここでは、RC 梁、RC 版の耐衝撃性を統一的に評価

するため動的耐力に着目することとした。表-3 に曲げ耐力の観点で RC 梁の静的単調載荷実験<sup>2)</sup>と繰り返し衝撃載荷実験の結果を取りまとめた。なお、動的耐力は既往の文献<sup>7), 8)</sup>を参考として最大支点反力とした。また、曲げ破壊型 RC 梁の最大支点反力は、衝突速度の増加とともに増大するが、ここでは累積残留変位が純スパン長の 2% (40 mm) に達した時点または補強材が剥離した時点を破壊とみなし、直前の衝突速度での最大支点反力を動的耐力とした。すなわち、BN, BR5 梁で  $V = 3 \text{ m/s}$ , BR9, BS9 梁で  $V = 4 \text{ m/s}$  における最大支点反力を動的耐力としている。表中、静的耐力比及び動的耐力比は各々 BN 梁を基準とした耐力比であり、動的倍率は動的耐力(最大支点反力)を静的耐力で除した値である。これから、静的単調載荷時には、1) ロッド又はシート補強することで 1.2 ~ 1.8 倍程度まで曲げ耐力が増大し、引張剛性を増加させることで耐力は増大する。2) 引張剛性が同等の場合、ロッド及びシート補強で同程度の曲げ耐力向上効果が期待できることがわかる。一方、繰り返し衝撃載荷時には、1) 静的単調載荷時と同様に動的耐力は 1.2 ~ 1.7 倍程度まで増大し、引張剛性を増加させることで動的耐力は増加する。2) 引張剛性が同等であれば、ロッドとシート補強で同程度の動的耐力向上効果が期待できることがわかる。なお、動的倍率は、補強の有無、補強量、補強材の種類にかかわらず大略 2.0 程度である。

表-4 に RC 梁の単一衝撃載荷実験の結果を曲げ耐力に着目して取りまとめた。なお、各試験体ともにロッド剥離やシート破断が生じる直前の衝突速度での最大支点反力を動的耐力とした。すなわち、BR5 梁は  $V = 4 \text{ m/s}$  でロッドが剥離したため、BN と BR5 梁は  $V = 3 \text{ m/s}$  での最大支点反力を動的耐力とした。また、BR9 と BS9 梁は  $V = 5 \text{ m/s}$  でロッド剥離及びシート破断したため、 $V = 4 \text{ m/s}$  での値を採用した。結果的に用いた衝突速度は繰り返し衝撃載荷時と同様となって

表-5 RC版繰り返し衝撃載荷実験結果

試験体名	静的耐力 (kN) (1)	静的耐力比	動的耐力 (kN) (2)	動的耐力比	動的倍率 (2)/(1)
SN-II-3	163.9	1.00	435.0	1.00	2.65
SR5-II-3	194.6	1.19	465.4	1.07	2.39
SR9-II-3	209.4	1.28	472.6	1.09	2.26

表-6 RC版単一衝撃載荷実験結果

試験体名	静的耐力 (kN) (1)	動的耐力 (kN) (2)	動的耐力比	動的倍率 (2)/(1)
SN-IS-4	163.9	268.7	1.00	1.64
SR5-IS-4	194.6	347.0	1.29	1.78
SR9-IS-4	209.4	436.4	1.62	2.08

いる。表から、1) 単一衝撃載荷時の動的耐力は補強によって1.1~1.6倍に増大し、引張剛性を増加させることで動的耐力は増加する。2) 動的倍率は補強の有無などにかかわらず、1.8~2.0程度であることがわかる。このように、RC梁においては載荷方法の違いによる動的耐力比や動的倍率の差異は少なく、1) 補強によって静的耐力比とほぼ同等の動的耐力比の増加が期待でき、耐力比は引張剛性が大きいほど高い。2) 動的倍率は大略2程度である、ことがわかる。

表-5に押し抜きせん断耐力の観点でRC版の静的単調載荷実験<sup>2)</sup>と繰り返し衝撃載荷実験の結果を取りまとめた。なお、動的耐力は累積重錘貫入量が5mm程度以下で裏面剥離が生じない限界での最大支点反力とし、全ての試験体でV=3m/sにおける値である。これから、1) 静的押し抜きせん断耐力は補強量の増加とともに増大し1.2~1.3倍になる、2) 動的耐力比も補強量の増加とともに増大する傾向にあるが1.1倍以下であり静的耐力比ほどは増大しない、3) 動的倍率は無補強で最も大きく、補強量が大きいほど小さくなるが最低でも2.3程度である、ことがわかる。

一方、表-6に単一衝撃載荷実験の結果を取りまとめた。なお、いずれも裏面剥離していないV=4m/s載荷での最大支点反力を動的耐力としている。これより、1) 単一衝撃載荷時の動的耐力比は補強量に対応して増大し、1.3~1.6程度と静的耐力比以上を示す、2) 動的応答倍率は補強量に対応して増大し、無補強で1.6、補強量最大で2.1程度であることがわかる。このように、RC版の動的耐力比や動的応答倍率は載荷方法によって大きく変化することがわかる。これは、RC梁と異なりRC版では押し抜きせん断面が形成される衝突速度と完全に押し抜けて裏面剥離する速度の差が小さいなど、耐荷機構が小さな衝突速度差で大きく変化し、動的耐力の評価値が変動しやすいためと考えられる。以上のように、RC版の衝撃耐荷機構は急激な変化をとともなうものの、1) 繰り返し損傷を受ける場合のRC版の動的補強効果は静的補強効果よりも小さい可能性があること、2) 補強材の動的補強効果は単一衝

撃載荷では静的補強効果を上回る可能性があること、がわかる。

### 3.6 局部破壊と耐衝撃性

ここでは、RC版でみられた局部破壊に着目して電中研の提案式<sup>4)</sup>を基に検討し、貫入量から補強後のRC版の耐衝撃性を定量化することを試みた。なお、提案式との整合性を計ることから実験結果には単一衝撃載荷時の結果を用いることとした。図-9に累積重錘貫入量(単一載荷の場合は1回での貫入量)と衝突速度の関係を示す。前述した様に単一載荷のV=4m/sでは裏面剥離しておらず、V=5m/sで裏面剥離に至っていることから、貫入量はV=4m/sでの値を採用した。貫入量は、SN,SR5版で3mm程度、SR9版で1.5mm程度である。提案式によれば、貫通限界板厚e及び裏面剥離限界板厚sは各々(1)、(2)式によって与えられる。

$$e = 0.90\beta \left(\frac{V_0}{V}\right)^{0.25} \left(\frac{MV^2}{df_c'}\right)^{0.5} \quad (1)$$

$$s = 1.75\alpha \left(\frac{V_0}{V}\right)^{0.13} \frac{(MV^2)^{0.4}}{d^{0.2} f_c'^{0.4}} \quad (2)$$

ここに、 $\beta$ :貫通に対して飛来物先端の形状により定まる係数(球状:1.15)、 $\alpha$ :裏面剥離に対して飛来物先端の形状により定まる係数(球状:1.13)、V:飛来物の衝突速度(cm/sec)、 $V_0$ :基準速度(=6096cm/sec)、M:飛来物の質量(kgf/cm<sup>2</sup>sec<sup>2</sup>)、d:飛来物の外径(cm)、 $f_c'$ :被衝突体のコンクリート強度(kgf/cm<sup>2</sup>)である。

V=5m/sとしてe,sを計算するとe=12.1cm、s=17.5cmとなる。すなわち、板厚15cmとe,sの関係は12.1<15<17.5となり、提案式では裏面剥離と予想され、実験でもV=5m/sでは裏面剥離したことから、本式の対応性は良いものと考えられる。一方、V=4m/sとしてe,sを計算するとe=10.2cm、s=15.1cmであり、板厚15cm≒s=15.1cmとなり貫入であることが予想され、実験でも1.5~3.0mm程度の貫入であったことから、本式は実験結果と良く整合していることが

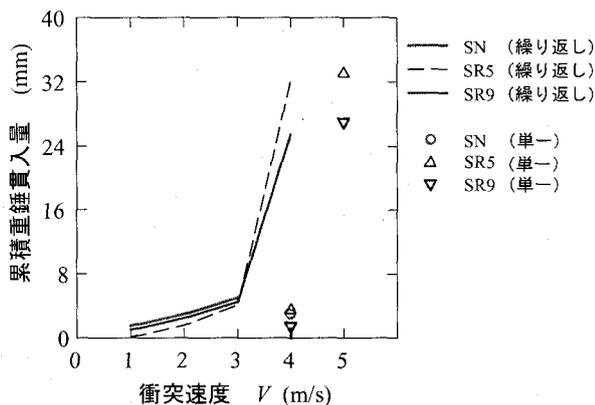


図-9 累積重錘貫入量

わかる。一方、貫入時の貫入深さ  $x$  を求める式として (3) 式が電中研により提案されている。

$$\frac{x}{d} = 0.49 N M d^{0.2} \frac{1}{f_c^{2/3}} (114 - 1.47 f_c^{2/3}) \times \left\{ \frac{(d + 1.25 t_0) t_0}{(d + 1.25 t) t} \right\} V^2 \times 10^{-6} \quad (3)$$

ここに、 $N$ ：飛来物の先端形状係数 (球状:0.84),  $t$ ：被衝突体の板厚 (cm),  $t_0$ ：被衝突体の基準板厚 (20 cm) である。

$V = 4 \text{ m/s}$  において、貫入深さ  $x$  を求めると  $x = 2.6 \text{ mm}$  であり、SN, SR5 版の実験結果である約 3.0 mm とほぼ合致していることがわかる。そこで、SR9 版の実験結果である 1.5 mm となるための板厚を (3) 式によって求めた。ただし、提案式と実験結果で多少の誤差があったため、貫入深さ  $x$  は 2.6 mm の半分の 1.3 mm とした。その結果、板厚  $t = 23 \text{ cm}$  となり、直径 9 mm のロッド補強によってみかけ上版厚が 15 cm から 23 cm 程度に増加したと評価することが可能と考えられる。

#### 4. まとめ

本研究では、比較的低速の衝突速度下における無補強 RC 梁及び RC 版と下面に AFRP ロッドを埋設して補強した RC 梁及び RC 版の耐衝撃性を繰返し衝撃载荷及び単一衝撃载荷実験によって比較検討した。なお、AFRP ロッドを埋設して補強した試験体ではロッドの直径を変化させ、補強材の引張剛性が耐衝撃性に与える影響を検討した。本研究の範囲内で得られた知見を要約すると以下の通りである。

- 1) 曲げ破壊型 RC 梁の衝撃耐荷性状に与える载荷方法 (繰返し又は単一载荷) の影響は顕著でない。また、AFRP ロッド埋め込みによる RC 梁の動的補強効果 (曲げ耐力向上効果) は静的補強効果と同等かつ耐力比は最大で 1.7 倍程度であり、その倍率は補強材の引張剛性に依存する。なお、動的倍率は補強の有無や補強量にかかわらず大略 2 程度

である。

- 2) RC 版の衝撃耐荷性状は裏面剥離の有無で大きく異なり、载荷方法と衝突速度の影響を強く受ける。そのため、AFRP ロッド埋め込みによる RC 版の動的補強効果 (押し抜きせん断耐力向上効果) は、繰返し衝撃载荷時には静的補強効果よりも小さく、単一衝撃载荷時にはより大きい。また、動的倍率は 1.6 ~ 2.7 程度と大きく変動する。電中研の提案式は裏面剥離しない RC 版の実験結果と整合性が良く、最も補強量の多い RC 版の換算版厚は無補強 (実) 版厚 15 cm に対して 23 cm 程度と考えられる。

謝辞：本研究を行うにあたり、室蘭工業大学大学院建設システム工学専攻構造力学研究室の澤田純之君、安藤宏君及び笠井和俊君に多大なるご支援を戴いた。ここに記して謝意を表します。

#### 参考文献

- 1) 岸徳光, 三上浩, 栗橋裕介, 田村富雄: AFRP ロッドを埋設した RC 梁の曲げ耐荷性状に関する実験的研究. コンクリート工学年次論文集, vol.25, No.2, pp.1983-1988, 2003
- 2) 三上浩, 岸徳光, 今野久志, 田村富雄: AFRP ロッドを下面埋設して補強した RC 版の押し抜きせん断性状, コンクリート工学年次論文集, vol.25, No.2, pp.1801-1806, 2003
- 3) 土木学会: コンクリート標準示方書 (構造性能照査編), 2002
- 4) 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, 1993
- 5) 大沼博志, 伊藤千浩, 白井孝治: 飛来物の衝突に対する鉄筋コンクリート構造物の耐衝撃補強工法, コンクリート工学年次論文集, vol.21, No.3, pp.1579-1584, 1999
- 6) 森川博司, 河西良幸, 坪田張二, 内田孝, 大野友則, 木暮幹太: 飛来物の高速衝突を受ける鋼梁ライナー付き鉄筋コンクリート板の耐衝撃性に関する実験と解析, 日本建築学会構造系論文集, 第 477 号, pp.107-114, 1995
- 7) 岸徳光, 三上浩, 松岡健一, 安藤智啓: 静载荷時に曲げ破壊が卓越する RC 梁の耐衝撃設計法に関する一提案, 土木学会論文集, No.647 / I-51, pp.177-190, 2000
- 8) 安藤智啓, 岸徳光, 三上浩, 松岡健一, 蟹江俊仁: スターラップを有しないせん断破壊型 RC 梁の単一载荷衝撃実験, 構造工学論文集, vol.46A, pp.1809-1818, 2000

(2003 年 9 月 12 日受付)