

ビニロン短繊維を混入した曲げ破壊型 RC 梁の耐衝撃挙動

Impact resistant behavior of bending failure type RC beams mixed with Vinylon short-fiber

岸 徳光*, 田口史雄**, 三上 浩***, 栗橋祐介****

Norimitsu Kishi, Fumio Taguchi, Hiroshi Mikami and Yusuke Kurihashi

*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)

**北海道開発土木研究所室長 材料研究室 (〒062-8602 札幌市豊平区平岸 1-3)

***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)

****博(工) 北海道開発土木研究所研究員 材料研究室 (〒062-8602 札幌市豊平区平岸 1-3)

In order to investigate the upgrading effects of static and impact resistant capacity for bending failure type RC beams due to mixing Vinylon short-fiber, static and falling-weight impact tests were conducted taking mixed fiber volume ratio V_f and rebar ratio p_t as variable. Here, in this experiment, iterative and single loading way were applied using 300 kg steel weight. The results obtained from this study are as follows; 1) mixing Vinylon short-fibers, static and impact load carrying capacity of RC beams are upgraded due to bridge effects of short fiber, 2) crack pattern of short-fiber mixed RC beam is significantly changed depending upon the incremental load from diagonal cracking load to maximum load of RC beam, 3) dynamic response ratio and absorption energy ratio are 2.2 ~ 3.5 and 0.7 ~ 1.0, respectively, and these correspond to those obtained from the impact loading tests for bending failure type RC beam mixed without Vinylon short-fiber.

Key Words : RC beam, Vinylon short-fiber, impact loading test, impact resistance, bending failure

キーワード : RC 梁, ビニロン短繊維, 衝撃荷重載荷実験, 耐衝撃性, 曲げ破壊

1. はじめに

一般的にコンクリートは、引張力に対して脆性的な破壊性状を示すことが知られている。そのため、コンクリートのひび割れ発生後における引張靱性能を向上させることを目的に、種々の短繊維を混入する方法が検討され、これまで数多くの研究が実施されてきた。短繊維材料の使用実績としては鋼繊維が最も多く、NATM 工法による山岳トンネルの1次ライニングやRC床版の上面増厚コンクリートへの適用事例等がある^{1)~3)}。しかしながら、鋼繊維を用いる場合には、1)練り混ぜ時においてミキサーに損傷を与える可能性があることや、2)構造物表面に錆が生じ美観を損ねる可能性があること等が、指摘されている。最近では、鋼繊維の代替として、耐食性に優れる合成繊維を用いた研究が実施されている。特に、ポリビニルアルコール(PVA、以後、ビニロンと呼ぶ)繊維は、親水性材料であるためモルタルとの付着性能に優れることから、モルタルやコンクリートに混入した場合の引張靱性能向上に着目した研究が盛んに行われている^{4),5)}。

著者らも、これまでビニロン短繊維(あるいは、単に短繊維)混入コンクリートの大型RC構造物への適用を目的に、せん断破壊型RC梁を対象とした静的およ

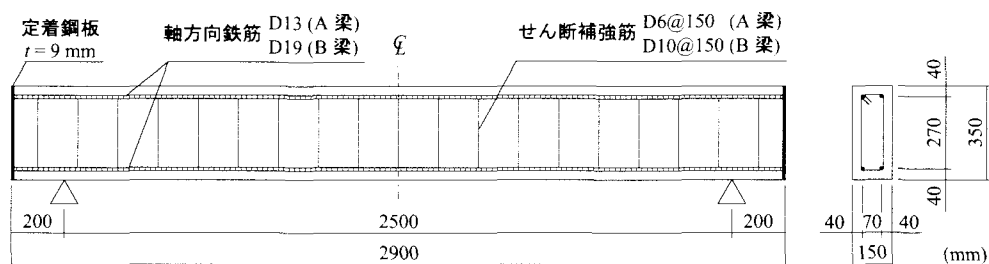
び衝撃荷重載荷実験を行ってきた^{6),7)}。その結果、短繊維の混入により、コンクリートのひび割れの発生・開口が抑制され、RC部材のせん断耐力が飛躍的に向上することを明らかにしている。特に、衝撃荷重載荷実験の結果から、短繊維の混入により吸収エネルギー量が最大で3倍程度まで向上することが明らかになっている。

一方、これまでの研究では、著者らの研究も含め、短繊維混入によるRC梁のせん断耐力向上効果に着目した検討^{8),9)}が比較的多く行われているものの、曲げ耐力の向上効果に着目した研究事例は少ないのが現状である。特に、耐衝撃挙動に着目した研究は皆無である。静的および衝撃的外力を受ける短繊維混入RC梁の合理的設計手法を確立するためには、せん断耐力のみならず、曲げ耐力の向上効果や曲げ破壊で終局に至る場合の耐衝撃挙動についても把握する必要があるものと考えられる。

このような観点より、本研究では、ビニロン短繊維を混入した曲げ破壊型RC梁の静的耐荷性状や耐衝撃挙動を明らかにすることを目的として、短繊維混入率や主鉄筋比が異なる曲げ破壊型RC梁を用いた静載荷実験および重錘落下による衝撃荷重載荷実験を実施した。本実験では各実験パラメータがRC梁の静的耐荷

表－1 試験体の一覧

試験体名	主鉄筋比 p_t (%)	短繊維混入率 V_f (vol. %)	載荷方法	衝突速度 V (m/s)
A-F0-S	0.55	0	静的	-
A-F1-S		1		
A-F2-S		2		
A-F0-II		0	衝撃 (繰り返し)	1, 2, 3, 4, 5
A-F1-II		1		1, 2, 3, 4, 5
A-F2-II		2		1, 2, 3, 4, 5
A-F0-IS-5		0	衝撃 (単一)	5
A-F0-IS-6				6
A-F1-IS-5				5
A-F1-IS-6				6
A-F2-IS-5				5
A-F2-IS-6		2		6
B-F0-S	1.23	0	静的	-
B-F1-S		1		
B-F2-S		2		
B-F0-II		0	衝撃 (繰り返し)	1, 2, 3, 4, 5, 6
B-F1-II		1		1, 2, 3, 4, 5, 6, 7
B-F2-II		2		1, 2, 3, 4, 5, 6, 7
B-F0-IS-6		0	衝撃 (単一)	6
B-F0-IS-7				7
B-F1-IS-7				7
B-F1-IS-8				8
B-F2-IS-7				7
B-F2-IS-8		2		8



図－1 試験体の概要

性状や耐衝撃性状に及ぼす影響について検討を行うとともに、各RC梁の動的応答倍率やエネルギー吸収性状に関する評価検討も行っている。

2. 実験概要

2.1 試験体の概要

表－1には、本実験に用いたRC梁の一覧を示している。実験は、主鉄筋比 p_t が異なる2種類の矩形断面RC梁を対象として、ビニロン短繊維の体積混入割合(以後、短繊維混入率 V_f (vol. %))や載荷方法を変化さ

せた全24体を用いて実施した。試験体名の第1項目の英文字は、梁の種類(A: $p_t = 0.55\%$, B: $p_t = 1.23\%$)を示し、第2項目のFに付随する数値は短繊維混入率 V_f (vol. %)を示している。また、第3項目は、載荷方法を示しており、Sは静載荷、IIおよびISはそれぞれ衝撃荷重の漸増繰返し載荷および単一載荷により実験を行ったことを示している。なお、単一載荷の場合には、試験体名の末尾に衝突速度 V (m/s)を付している。

図－1には、RC梁の形状寸法および配筋状況を示している。本実験に用いた試験体は、いずれも断面寸法(幅×高さ)が 150×350 mm、純スパン長が2.5 mの

表-2 各コンクリートの示方配合一覧

V_f (vol. %)	W/C (%)	単位量 (kg/m ³)				混和剤 (C × %)		スランプ (cm)
		W	C	S	G	AE 剤	高性能 AE 減水剤	
0	48	140	290	850	1060	-	0.8	13.0
1	52	170	330	1085	735	-	1.0	9.5
2	53	190	360	1210	530	0.005	0.7	8.5

表-3 各 RC 梁のコンクリート圧縮強度およびせん断余裕度の一覧

梁の種類	材齢 (日)	短繊維混入率 V_f (vol. %)	圧縮強度 (MPa)	計算曲げ耐力 P_{uc} (kN)	計算せん断耐力 V_{uc} (kN)	せん断余裕度 $\alpha (=V_{uc}/P_{uc})$
A-F0	36	0	59.7	47.2	155.8	3.30
A-F1		1	60.3	47.4	156.1	3.29
A-F2		2	52.3	46.7	152.4	3.26
B-F0		0	59.7	101.0	314.7	3.11
B-F1		1	60.3	101.1	315.0	3.11
B-F2		2	52.3	100.0	310.2	3.10

複鉄筋矩形 RC 梁である。A および B 梁には、軸方向鉄筋としてそれぞれ D13 および D19 を用い、せん断補強筋として D6 および D10 を 150 mm 間隔で配筋している。また、荷重方法にかかわらず、荷重位置はスパン中央部としているため、いずれもせん断スパン比は 4.0 となっている。表-2 には、各コンクリートの示方配合の一覧を示している。なお、粗骨材の最大寸法は 20 mm である。

表-3 には、各 RC 梁のコンクリート強度、計算曲げ耐力 P_{uc} 、計算せん断耐力 V_{uc} およびせん断余裕度 α の一覧を示している。ここで、表中のせん断余裕度 α は、計算曲げ耐力 P_{uc} に対する計算せん断耐力 V_{uc} の比として算出したものである。 P_{uc} および V_{uc} は、それぞれ各材料の力学的特性値を用いてコンクリート標準示方書〔構造性能照査編〕¹⁰⁾ に準拠して普通コンクリート使用時と同様の方法で算出している。表から分かるように、いずれの梁もせん断余裕度 α が 3 程度となるように設計されており、静荷重時には曲げ破壊が卓越する形で終局に至ることが予想される。

表-4 には、ビニロン短繊維の寸法および材料特性値の一覧を示している。ビニロン短繊維の長さは、1) コンクリート練り混ぜ時における繊維の分散性を考慮し、かつ 2) 短繊維のひび割れ架橋効果を効率的に発揮させるため、粗骨材の最大寸法 (20 mm) よりも長い 30 mm とした。表-5 には、鉄筋の力学的特性値を示している。

2.2 実験方法

静荷重実験は、容量 500 kN の油圧ジャッキを用い、単純支持状態の下、3 点曲げ荷重により行った。静荷重は、鋼製の荷重治具を用いて梁幅方向に全幅、スパン方向中央部に幅 100 mm で集中荷重が作用するよう

表-4 ビニロン短繊維の寸法と材料特性値

密度 (g/cm ³)	長さ l (mm)	直径 d (mm)	アスペクト比 l/d	弾性係数 (GPa)	引張強度 (GPa)	破断歪み (%)
1.30	30	0.66	45	29.4	0.88	7.0

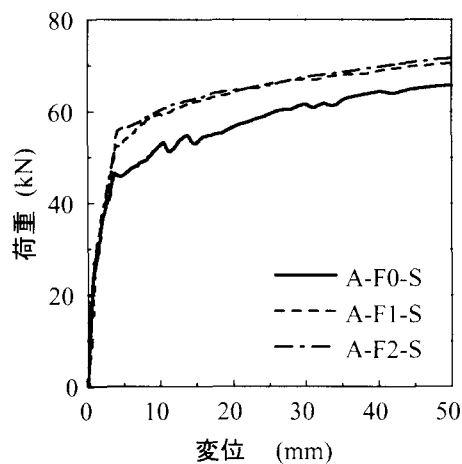
表-5 鉄筋の力学的特性値

鉄筋種類	材質	降伏強度 σ_y (MPa)	弾性係数 E_s (GPa)	ポアソン比 ν_s
D19	SD345	370	206	0.3
D13		361		
D10		410		
D6	SD295A	335		

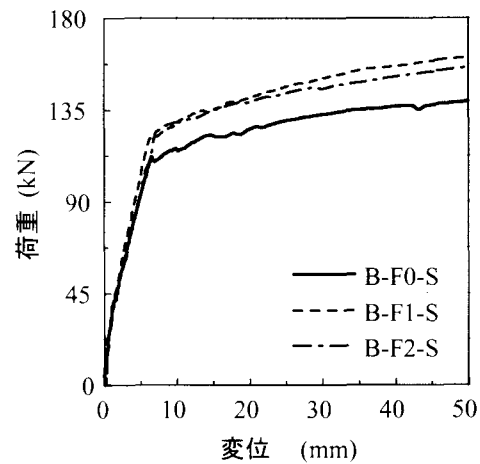
に荷重している。荷重は、主鉄筋降伏後変位が増大し、新たなひび割れの発生や荷重の増加がほぼ見られなくなった時点で終了している。なお、荷重終了時の変位量は、いずれの試験体においてもほぼ 75 mm 程度であった。

衝撃荷重実験は、支点反力測定用ロードセルと跳ね上がり防止治具付の支点治具上に RC 梁を設置し、そのスパン中央部に所定の高さから 300 kg の円柱状鋼製重錘を自由落下させることにより行っている。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。用いた重錘は荷重部直径が 150 mm であり、衝突時の片当たりを防止するため、底部は高さ 2 mm のテーパを有する球面状となっている。

衝撃荷重の荷重には、初速度および増分速度を 1 m/s と設定して、終局に至るまで繰り返し重錘を落下させる漸増繰り返し荷重法 (以後、繰り返し荷重) および



(a) A 梁



(b) B 梁

図-2 荷重-変位関係

所定の衝突速度で一度だけ載荷する単一載荷法を採用した。なお、単一載荷時の衝突速度は、繰り返し載荷時の最終衝突速度およびそれよりも 1 m/s 大きい速度として設定している。衝撃荷重載荷実験における RC 梁の終局は、既往の研究を参考にして累積残留変位が純スパン長の 2 %¹¹⁾ (50mm) に達した時点と定義している。

2.3 測定項目

本実験の測定項目は、荷重 P (以下、静載荷実験の場合には静荷重、衝撃荷重載荷実験の場合には重錘衝撃力と呼ぶ)、合支点反力 R (両支点反力の合算値、以後、単に支点反力と呼ぶ) および載荷点変位 δ (以後、単に変位と呼ぶ) の各応答波形である。また、実験時にはひび割れの進展状況を詳細に把握するため、重錘落下毎にデジタルカメラを用いて梁側面のひび割れ状況を撮影し、それを基にひび割れ分布図を作成している。

静荷重 P の測定は、容量 500 kN の静載荷用ロードセルを用いて行った。また、重錘衝撃力 P および支点反力 R の測定は、 P の場合には容量が 1,470 kN、応答周波数 DC ~ 4.0 kHz、 R の場合には容量が 980 kN、応答周波数が DC ~ 2.4 kHz のロードセルを用いて行っている。載荷点変位 δ の測定は、容量 200 mm、応答周波数 915 Hz の非接触式レーザ変位計を用いて行った。なお、衝撃荷重載荷実験の場合には、各応答波形を広帯域用データレコーダで一括収録し、ウェーブメモリーを用いて最大 200 ms まで 0.1 ms/word で A/D 変換処理を行っている。また、重錘衝撃力波形の場合には高周波成分が卓越するため原波形を用いることとし、支点反力波形および変位波形は低周波成分が卓越していることより、ノイズ処理のため矩形移動平均法により平滑化を施している。なお、移動平均の範囲は、原波形の性状をできる限り変化させずに効率よくノイズ処理をできるようにするため 0.5 ms (5 word) とした。

3. 静載荷実験結果

3.1 荷重-変位関係

図-2 には、A, B 梁に関する荷重-変位関係の比較図を示している。図より、いずれの試験体も主鉄筋が降伏した後、変位の増加に伴って荷重が緩やかに増加していることが分かる。また、A, B 梁ともに、短繊維を混入することにより主鉄筋降伏時荷重 (以後、降伏荷重) が大きくなっていることが分かる。これは、曲げひび割れ発生後、ビニロン短繊維が引張力を負担したためと考えられる。ただし、短繊維混入率 V_f を 1 % から 2 % に増加させたことによる影響は小さい。これは、 $V_f = 2 %$ におけるコンクリートの圧縮強度が $V_f = 1 %$ の場合の圧縮強度に比較して 10 MPa 程度小さいことに関連するものと考えられる。

各試験体の短繊維混入による降伏荷重の増加割合は、A 梁の方が B 梁よりも大きく示されている。これは、A 梁の場合には、B 梁に比較して主鉄筋比 ρ_l が小さいため、ビニロン短繊維が負担する引張力の影響が顕著に現れたためと考えられる。

3.2 ひび割れ分布性状

図-3 には、静載荷実験終了後における各試験体のひび割れ分布性状を示している。図より、A 梁において、短繊維を混入していない A-F0-S 試験体の場合には、スパン中央部近傍に曲げおよび曲げせん断ひび割れが発生していることが分かる。また、梁下縁ではかぶりコンクリートが剥落し、主鉄筋に沿った割裂ひび割れも発生している。短繊維を混入した A-F1/2-S 試験体の場合には、曲げせん断ひび割れはほとんど見られず、曲げひび割れがスパン中央部近傍に集中して発生する傾向を示している。また、A-F0-S 試験体の場合と異なり、下縁かぶり部のコンクリートの剥落は見られない。一方、B 梁の場合には、いずれの試験体にも

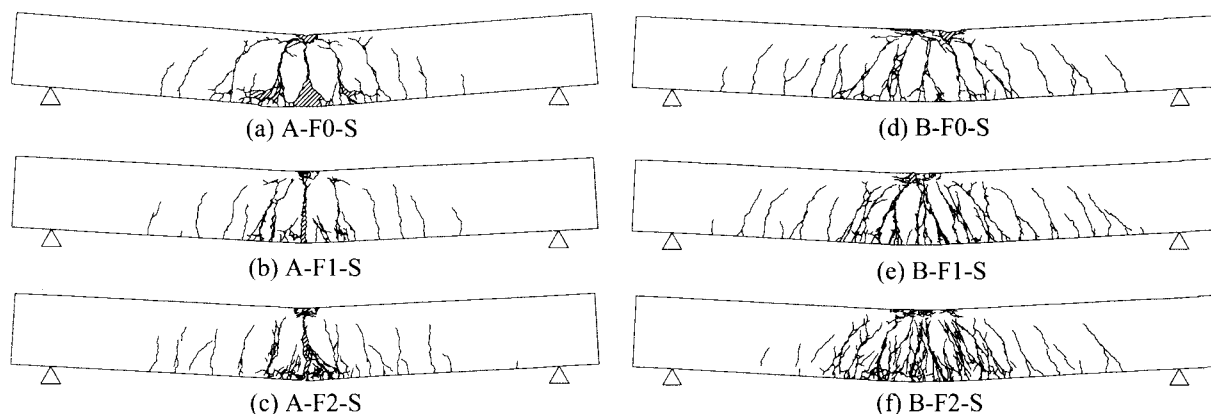


図-3 静荷重実験終了後におけるひび割れ分布性状

表-6 V_c および P_{ue} の一覧

試験 体名	斜めひび割れ発生 荷重の計算値 V_c (kN)	実測曲げ耐力 P_{ue} (kN)	V_c/P_{ue}
A-F0-S	79.6	68.4	1.16
A-F1-S	79.8	72.2	1.11
A-F2-S	76.1	72.8	1.05
B-F0-S	104.5	145.4	0.72
B-F1-S	104.8	167.3	0.63
B-F2-S	99.9	164.2	0.61

曲げおよび曲げせん断ひび割れが生じており、短繊維混入率 V_f が大きい場合ほどひび割れが分散して多数発生していることが分かる。

このように、ひび割れ分布性状に及ぼす短繊維混入率 V_f の影響は、A, B 梁で異なっていることが分かる。すなわち、A 梁の場合には V_f の増大に伴い、曲げひび割れがスパン中央部に集中する傾向にあるのに対し、B 梁の場合には V_f の増大に伴ってひび割れが分散して多数発生している。これは、後述するように、ひび割れ分布性状の変化が、斜めひび割れ発生荷重と実測曲げ耐力の大小関係に密接に関連しているためと推察される。

表-6 には、各試験体の斜めひび割れ発生荷重の計算値 V_c と実測曲げ耐力 P_{ue} およびそれらの比 V_c/P_{ue} の一覧を示している。ここで、 V_c は示方書に準拠してせん断耐力のコンクリート分担分としてピニロン短繊維の効果を無視して算出したものである。また、実測曲げ耐力 P_{ue} は、載荷終了時 ($\delta = 75$ mm 程度) の測定値である。

表より、A 梁の場合には、いずれの場合も V_c が P_{ue} よりも大きいことが分かる。これは、実験時において、著しい斜めひび割れが発生していないことと対応している。なお、著者らによる過去の研究⁹⁾では、ピニロン短繊維を 1～2% 混入することにより RC 梁のせん断耐力が 1.5 倍以上向上することが明らかになってい

る。従って、A-F1/2-S 試験体の場合には、曲げせん断ひび割れの発生がピニロン短繊維によって抑制されて曲げ変形が卓越し、結果的に角折れに近い破壊性状を示したものと推察される。

一方、B 梁の場合には、いずれも V_c が P_{ue} よりも小さく示されている。このことは、B 梁の実験結果において、終局時に斜めひび割れが多数発生していることと対応している。また、短繊維を混入した B-F1/2-S 試験体の場合には、ひび割れ発生後にその架橋効果が発揮されるため、斜めひび割れの開口が抑制されて微細なひび割れが多数分散して発生したものと考えられる。

以上のことより、ピニロン短繊維の混入により 1) RC 梁の降伏荷重および曲げ耐力が向上することや、2) 短繊維混入に伴うひび割れ分布性状の変化は斜めひび割れ発生荷重と曲げ耐力の大小関係により大きく異なることが明らかになった。

4. 衝撃荷重載荷実験結果

4.1 重錘衝撃力、支点反力および変位波形

図-4 には、(a) A 梁および (b) B 梁の繰返し載荷時における各種応答波形を示している。なお、ここでは、各試験体の耐衝撃挙動の相違が明瞭に現れる最終衝突速度近傍の波形性状について検討することとした。そのため、A 梁の場合には衝突速度 $V = 3 \sim 5$ m/s の結果を、B 梁の場合には $V = 5 \sim 7$ m/s の結果を示している。

図-4(a) の A 梁の結果より、重錘衝撃力 P はいずれの場合も載荷初期に継続時間の短い正弦半波が卓越する波形性状を示しており、衝突速度 V の増大とともに最大振幅が大きくなる傾向を示していることが分かる。なお、最終載荷時には A-F0-II 試験体の最大振幅が他よりも小さく示されている。これは、A-F0-II 試験体では繰返し衝撃載荷による損傷の蓄積が短繊維を混入した試験体よりも著しいためと推察される。

支点反力 R は、いずれの試験体も載荷初期の高周

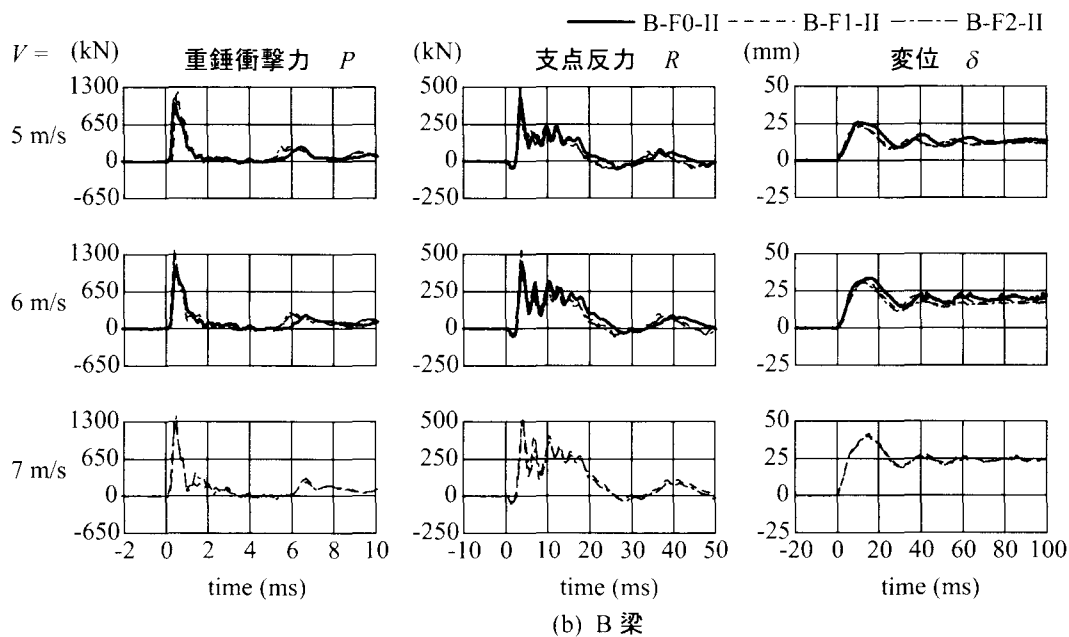
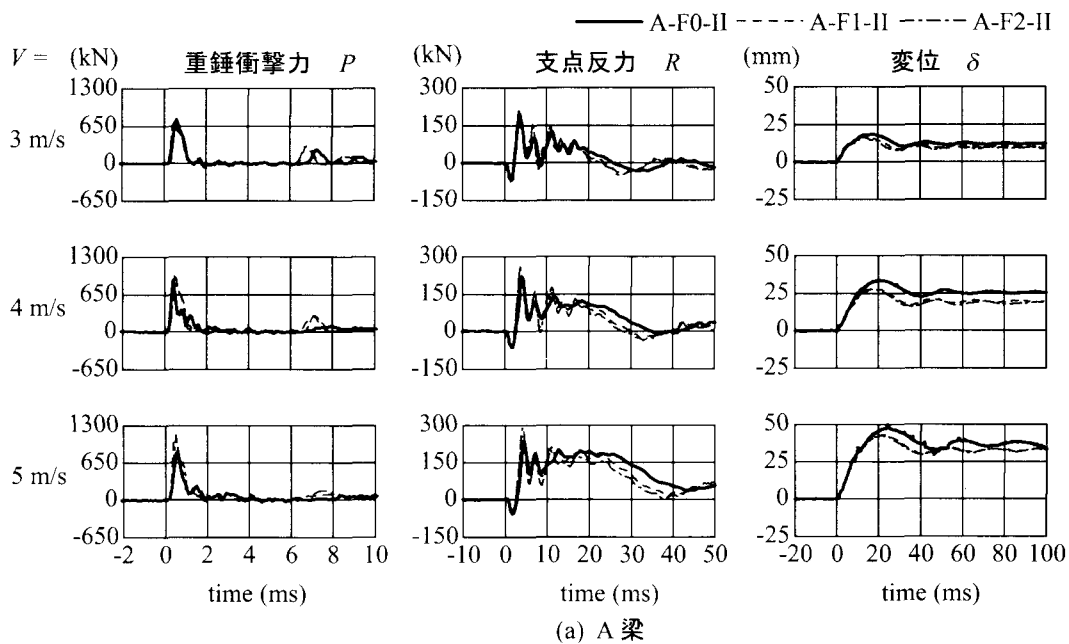


図-4 繰り返し载荷時における各種応答波形

波成分と継続時間の長い正弦半波で構成される波形性状を示しており、 V の増大に伴って最大振幅および主波動の継続時間が大きくなっていることが分かる。また、いずれの衝突速度 V においても短繊維の混入によって最大振幅が増大し、かつ主波動の継続時間が短くなっていることが分かる。これは、ひび割れ部における短繊維の架橋効果によって RC 梁の衝撃荷重に対する抵抗力が向上するとともに、曲げ剛性の低下が抑制されたためと推察される。

変位 δ の波形は、いずれの試験体も最大振幅を示す正弦波状の第 1 波目が励起された後、自由振動を呈している。最大振幅は、衝突速度 V の増大に伴って大きくなり、第 1 波目の継続時間も長くなる傾向にある。

また、短繊維を混入した場合には、最大振幅が小さくなるとともに、主波動継続時間も短くなっている。これは、短繊維の混入により RC 梁の損傷が抑制されて、衝撃荷重の作用による曲げ剛性の低下が緩和されたことによるものと考えられる。なお、各変位波形の第 1 波目の継続時間は、支点反力の主波動継続時間とほぼ対応している。

図-4(b) の B 梁の結果を見ると、重錘衝撃力 P は、A 梁の結果に類似して载荷初期に継続時間の短い波形が卓越する性状を示していることが分かる。また、最大振幅は $V = 5 \text{ m/s}$ で比較すると、A 梁とほぼ同等であることが分かる。支点反力 R の波形は、A 梁の場合と同様、载荷初期の高周波成分と継続時間の長い正弦

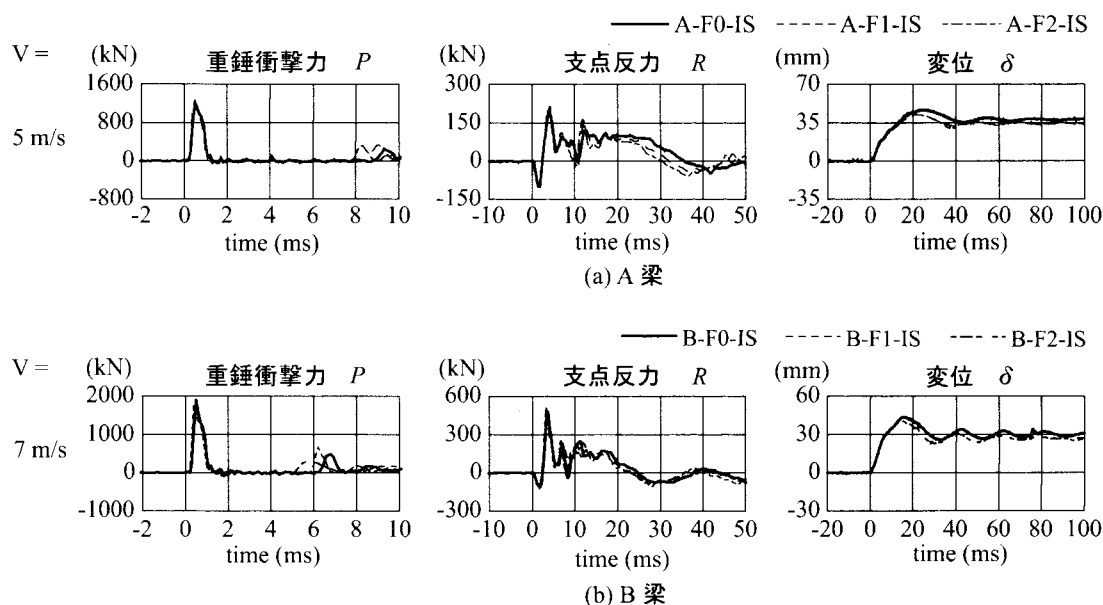


図-5 単一載荷時における各種応答波形

半波で構成され、 V の増大とともに最大振幅および主波動継続時間が大きくなっている。また、短繊維の混入により最大振幅が大きくなり、主波動の継続時間が短くなる傾向にある。しかしながら、このような傾向は、A 梁の場合よりも顕著ではない。これは、静載荷時と同様、B 梁の方が A 梁よりも主鉄筋比 p_t が大きく、短繊維の引張力分担の影響が小さいためと推察される。なお、 $V=5 \text{ m/s}$ における B 梁の支点反力 R の最大振幅は、同一衝突速度の A 梁の場合よりも大きく、主波動の継続時間が短い。これは、B 梁の方が A 梁よりも p_t が大きく、曲げ耐力および曲げ剛性が高いことと対応している。

以上のことより、支点反力 R の応答波形には、重錘衝撃力 P の場合と異なり、RC 梁の耐衝撃挙動に及ぼす短繊維混入率 V_f や主鉄筋比 p_t の影響が明確に現れていることが分かる。

変位 δ の波形性状は、衝突速度 V の増大に伴って最大振幅が大きく、第 1 波目の継続時間が長くなる傾向を示している。また、短繊維の混入により、最大振幅が小さくなるとともに第 1 波目の継続時間が短くなっている。さらに、各 RC 梁の第 1 波目の継続時間は、支点反力の主波動継続時間とほぼ対応している。このような性状は、A 梁の場合とほぼ同様である。

図-5 には、(a) A 梁および (b) B 梁の単一載荷時における各種応答波形を示している。ここでは、繰返し載荷時における最終衝突速度と同一速度で載荷した場合の結果について示している。図より、重錘衝撃力 P の最大振幅は、A、B 梁ともに繰返し載荷の最終載荷時よりも大きく示されているものの、その波形性状は繰返し載荷時と同様の正弦半波を示していることが分かる。ここで、単一載荷時の重錘衝撃力の最大振

幅が繰返し載荷時よりも大きいのは、繰返し載荷時による衝突部における損傷の蓄積が単一載荷ではないためと推察される。支点反力 R の波形性状は、繰返し載荷の場合と類似であるものの、主波動継続時間は全般的に繰返し載荷時よりも短くなっている。また、変位 δ の波形も、繰返し載荷の場合と類似の性状を示しているものの、支点反力 R の波形と同様、その継続時間は多少短くなっている。

このように、単一載荷の場合には、繰返し載荷の場合のように載荷履歴の影響を受けていないため、曲げ剛性の低下が小さく波形の継続時間が短くなる傾向にある。なお、各応答波形に及ぼす短繊維混入率 V_f や主鉄筋比 p_t の影響は繰返し載荷時の場合と同様である。

4.2 各種応答値と衝突速度との関係

図-6 には、短繊維の混入や衝突速度の増加に伴う各応答値の推移を詳細に検討するため、(a) 最大重錘衝撃力 P_{ud} 、(b) 最大支点反力 R_{ud} 、(c) 最大変位 δ_{ud} および (d) 累積残留変位 δ_{rd} と、衝突速度 V との関係性を A および B 梁について比較して示している。

図より、各試験体の最大重錘衝撃力 P_{ud} は、載荷方法にかかわらず衝突速度 V の増大に対応してほぼ線形に増加していることが分かる。なお、繰返し載荷実験の最終衝突速度近傍において、A-F0/I-II、B-F0/I-II 試験体の場合には、その増加割合が減少するかあるいは衝撃力そのものが減少している。これは、後述するひび割れ分布性状を参考にすると、重錘衝突面のコンクリートが損傷したことが要因の 1 つになっているものと推察される。なお、 $V_f=2\%$ の場合は、この現象は顕著でない。

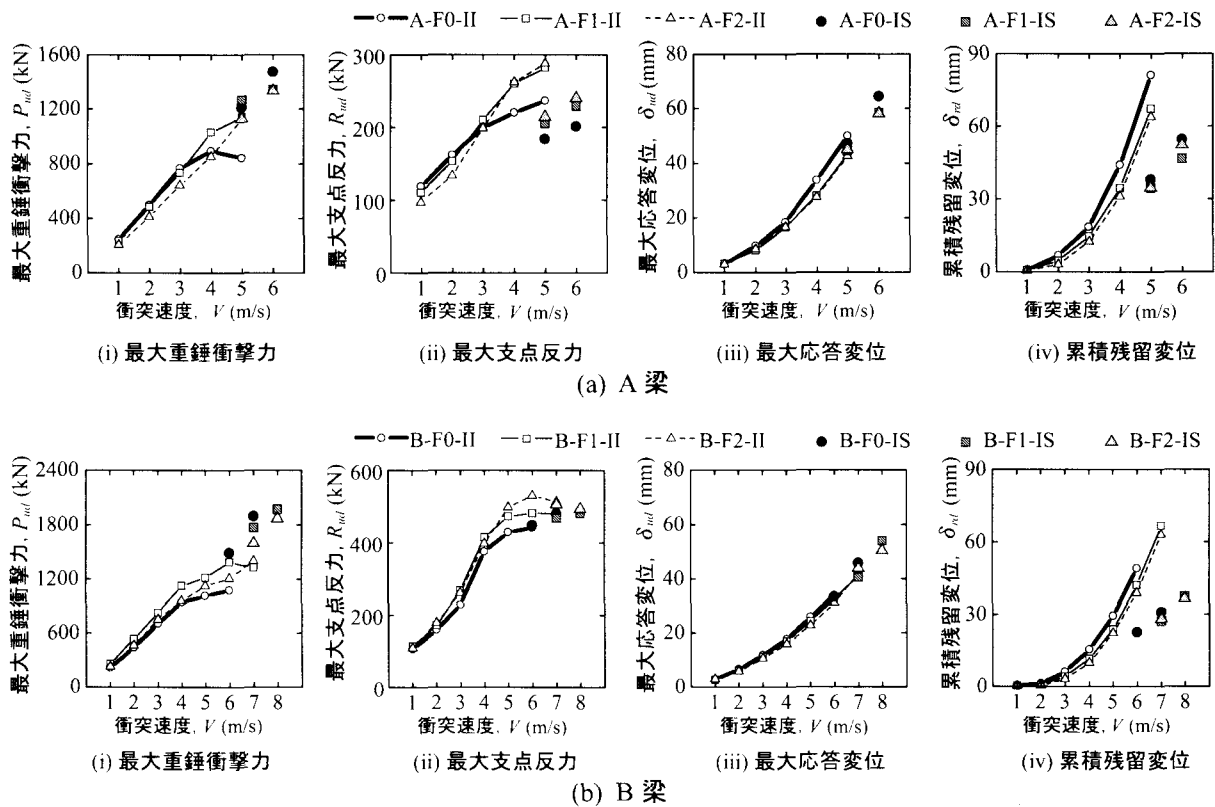


図-6 各種応答値の最大値と衝突速度との関係

以上のことより、 P_{ud} は衝突速度の増加や重錘衝突面の局所的な損傷に大きく依存する応答値であることより、 P_{ud} によって梁の耐衝撃性を評価することは困難であるものと考えられる。

最大支点反力 R_{ud} は、いずれの試験体の場合も、衝突速度 V の増大に伴って大きくなる傾向を示しているものの、最終衝突速度近傍ではその増加勾配が小さくなり、支点反力値そのものが減少に転じているケースも見受けられる。また、荷重方法によらず短繊維の混入により R_{ud} は大きく示される傾向にあり、その傾向は A 梁の場合に顕著に現れている。このように、最大支点反力 R_{ud} は、短繊維混入による耐衝撃性の向上効果や主鉄筋比 p_t の影響、および部材の終局を明確に示す物理量であることが分かる。

なお、B 梁の場合には、同一衝突速度における最大支点反力 R_{ud} は、荷重方法によらずほぼ同様であるのに対し、A 梁の場合には、繰返し荷重時の R_{ud} は単一荷重時のそれよりも大きく示されている。これは、1) A 梁に関する繰返し荷重時の累積残留変位と単一荷重時の残留変位の差が B 梁の場合よりも大きく、かつその絶対量が大きいため、跳ね上がり防止用治具付きの支点治具の繰返し荷重時における回転角度が単一荷重時よりも大きくなり、2) 同時に支点反力測定用ロードセルが回転するため、ロードセルから評価される支点反力の余弦成分が作用衝撃荷重に対応しなければならず、回転角の増大とともに測定結果の支点反力

も増大する傾向を示すため、と推察される。

最大応答変位 δ_{ud} および累積残留変位 δ_{rd} を見ると、短繊維を混入することにより変位量が抑制されていることが分かる。その割合は、A, B 梁の繰返し荷重実験の最終荷重時近傍においてそれぞれ 20～30%、10～20% 程度であり、主鉄筋比 p_t の小さい A 梁の場合において、その傾向が大きく現れていることが分かる。このように、短繊維混入による効果が p_t の小さい場合ほど顕著に現れる傾向は、静荷重時の場合と同様である。

以上より、短繊維混入による RC 梁の耐衝撃性向上効果は、支点反力や変位の応答値に明瞭に出現することが明らかになった。また、短繊維混入による耐衝撃性向上効果は、静荷重実験の場合と同様に、主鉄筋比 p_t の小さい A 梁の場合において顕著に現れる。

4.3 ひび割れ分布性状

図-7 には、繰返し荷重実験時における各試験体のひび割れ分布性状を示している。ここでは、図-4 と同様、A 梁の場合は $V=3\sim5$ m/s、B 梁の場合は $V=5\sim7$ m/s の結果を示している。

図より、A 梁において、A-F0-II 試験体の場合には、衝突速度 V の増加とともにスパン中央部の曲げひび割れの開口が顕著になり、最終荷重時にはスパン中央上部の斜めひび割れが開口し、梁下縁のかぶりコンクリートが剥落していることが分かる。これに対し、短

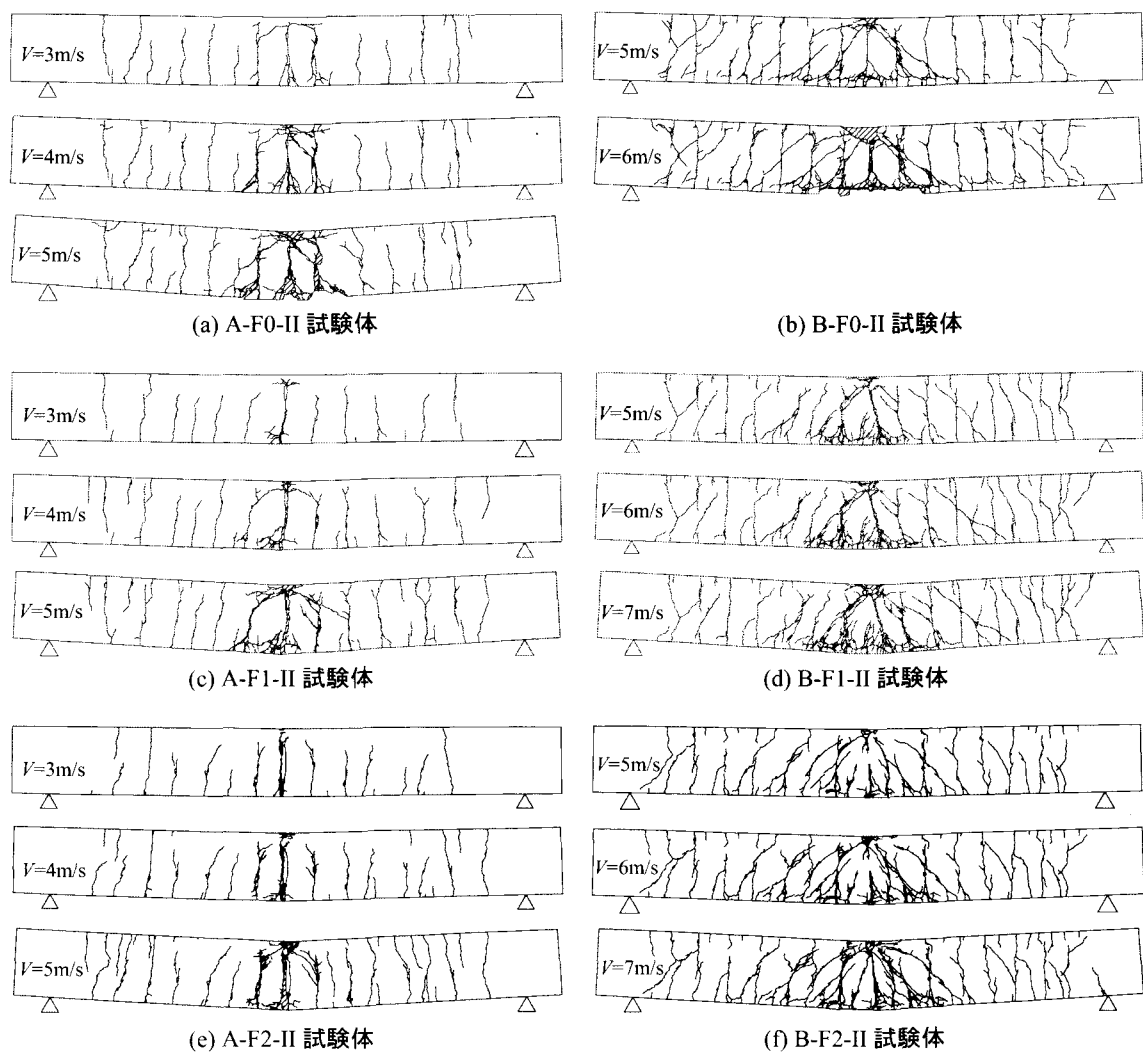


図-7 繰り返し衝撃荷重実験時のひび割れ分布性状

繊維を混入した A-F1/2-II 試験体の場合には、最終載荷時においても斜めひび割れの開口は顕著でなく、損傷がスパン中央部の曲げひび割れに集中し、角折れに近い破壊性状となっている。これは、前述の静載荷実験の結果と同様に、A 梁の場合には斜めひび割れが顕著には発生しない断面設計となっていることより、短繊維を混入した A-F1/2-II 試験体の場合にはさらにせん断耐力が増大することとなり、より曲げ変形が卓越したためと考えられる。

B 梁において、B-F0-II 試験体の場合には、 V の増加とともに曲げおよび斜めひび割れが大きく開口し、最終載荷時にはスパン中央部の上縁および下縁かぶりコンクリートが著しく剥落していることが分かる。一方、短繊維を混入した B-F1/2-II 試験体の場合には、B-F0-II 試験体に比べて微細なひび割れが多数分散して発生しており、この傾向は V_f が大きい場合に顕著である。また、短繊維の混入によりコンクリートの剥落が抑制されていることが分かる。

図-8 には、単一載荷実験時における各試験体のひ

び割れ分布性状を示している。ここでは、図-5の場合と同様、繰り返し載荷時の最終衝突速度と同一速度の結果を示している。図より、単一載荷の場合には繰り返し載荷の場合よりもひび割れが細密化していないものの、A, B 梁ともにひび割れ性状に及ぼす短繊維混入の影響は、繰り返し載荷時の結果とほぼ同様であることが分かる。

以上のことより、衝撃荷重載荷の場合には、支点部近傍において断面高さ方向に貫通するひび割れの発生が見受けられるものの、ひび割れ分布性状に及ぼす主鉄筋比や短繊維混入率 V_f の影響は、静載荷の場合と同様であることが明らかになった。

4.4 支点反力-変位履歴曲線

前述の 4.2 節では、RC 梁の耐衝撃性に及ぼす短繊維混入率 V_f や主鉄筋比 p_t の影響は、支点反力 R や変位 δ に関する応答値を用いることで適切に評価できることを明らかにしている。ここでは、各試験体の R と δ の履歴曲線 (以後、 R - δ 曲線) に着目して耐衝撃挙動や

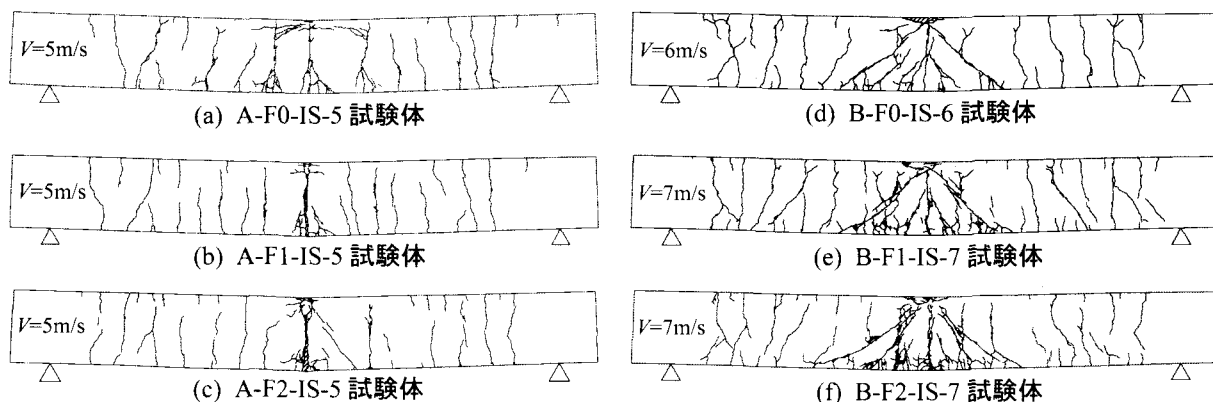


図-8 単一衝撃荷重載荷実験時のひび割れ分布性状

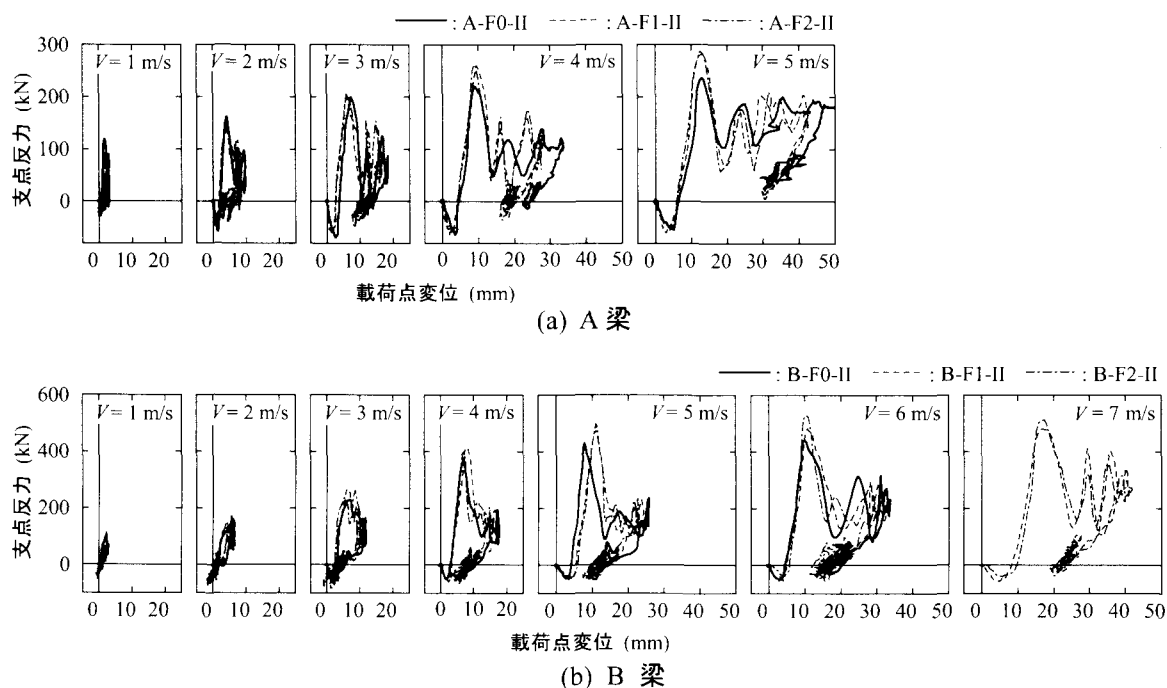


図-9 支点反力-変位履歴曲線

エネルギー吸収性能について検討することとする。

図-9には、繰り返し載荷時における $R-\delta$ 曲線の比較図を A, B 梁について示している。なお、ここでは衝突速度 $V = 1 \text{ m/s}$ から最終載荷時までの結果について示している。図-9(a)より、A 梁の場合において、 $V = 1 \text{ m/s}$ 時には短繊維混入率 V_f の大きさにかかわらず、支点反力が最大値に達した後、載荷時と同様の経路で除荷される弾力的な性状を示していることが分かる。また、 $V = 2 \text{ m/s}$ 時には、支点反力の最大値が $V = 1 \text{ m/s}$ の場合よりも増大し、その後支点反力の除荷とともに変位も増加する三角形の分布性状を示している。 $V = 3 \text{ m/s}$ 以降では、さらに支点反力の最大値が増大し、その後変位の増加を伴いながら支点反力の第2および第3ピークが出現している。最終載荷時 ($V = 5 \text{ m/s}$) には、これらのピーク値が最大支点反力と同程度にまで大きくなり、 $R-\delta$ 曲線の形状が平行四辺形に近いもの

となっている。なお、 $V = 4, 5 \text{ m/s}$ 時において、短繊維を混入していない A-F0-II 試験体の場合には、短繊維を混入した A-F1/2-II 試験体に比較して最大支点反力が小さく、かつ最大変位は大きくなっており、 $R-\delta$ 曲線の性状が多少異なっていることが分かる。

図-9(b)の B 梁の場合には、A 梁に比べて最大支点反力が大きく、かつ変位量が小さいことが分かる。これは、B 梁の場合には A 梁の場合よりも主鉄筋比 p_t が大きく、曲げ耐力および曲げ剛性が大きいためである。なお、短繊維を混入した場合には最大支点反力が大きく、最終載荷時には $R-\delta$ 曲線が平行四辺形に近い形状を示しているものの、A 梁よりも三角形の分布性状が卓越している。これは、B 梁の場合には A 梁の場合よりも表-5に示した V_c/p_{ue} が小さく、斜めひび割れの発生・開口する傾向が大きいと考えられる。

以上のことより、ビニロン短繊維を混入した RC 梁

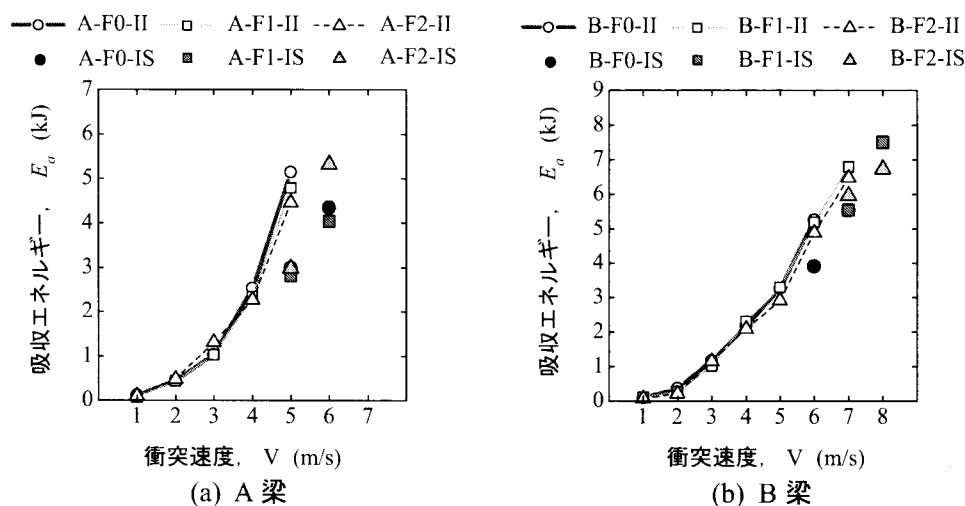


図-10 吸収エネルギー量と衝突速度との関係

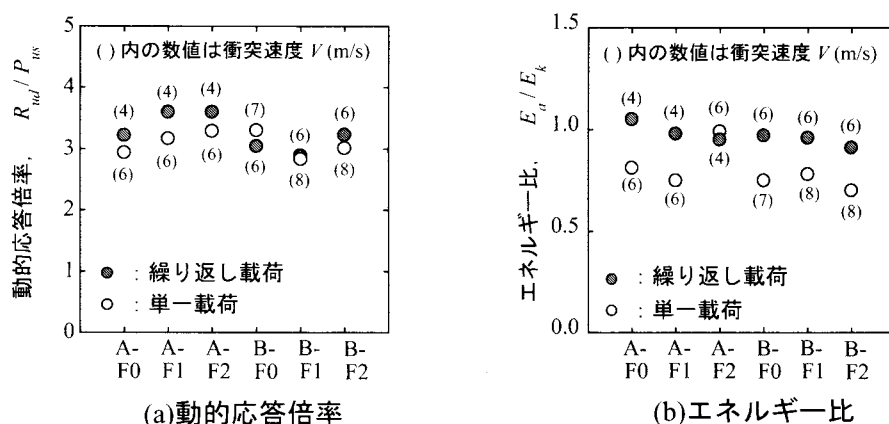


図-11 動的応答倍率とエネルギー比

の $R-\delta$ 曲線は、主鉄筋比の違いにより多少の相違はあるものの、過去の普通コンクリートを用いた曲げ破壊型 RC 梁の衝撃荷重実験の場合と同様に、終局時近傍に平行四辺形に近い性状を示すことが明らかになった。

図-10 には、衝突速度 V と吸収エネルギー E_a との関係を示している。ここで、吸収エネルギー E_a は、図-9 の $R-\delta$ 曲線のループで囲まれる面積として算出している。なお、荷重初期の負の支点反力が励起している部分に関しては、負の吸収エネルギーとして考慮している。

図より、A, B 梁ともに、 V の増加に伴って各試験体の吸収エネルギー E_a が 2 次関数的に増大していることが分かる。なお、A, B 梁ともに、同一衝突速度 V における E_a は、繰返し荷重の場合が単一荷重の場合に比べて大きい。この傾向は、A 梁の場合で顕著である。特に繰返し荷重の最終荷重時 ($V = 5 \text{ m/s}$) には、吸収エネルギーが見かけ上入力エネルギー (3.75 kJ) よりも 3 割程度大きく評価されている。これは、図-6(a) にも示されているように、支点回転角が大きくなり、測

定された見かけ上の支点反力が大きく評価されたことに起因するものと考えられる。

4.5 動的応答倍率とエネルギー比

ここでは、ビニロン短繊維を混入した RC 梁の耐衝撃設計法の確立に向けた検討を行うために、各試験体の動的応答倍率およびエネルギー比に着目して整理することとする。ここで、動的応答倍率は、最大支点反力 R_{ud} を動的耐力として評価することとし、静的耐力 P_{use} に対する動的耐力 R_{ud} の比として算出するものとする。また、エネルギー比は、重錘落下時の入力エネルギー E_k に対する前述の吸収エネルギー E_a の比として評価している。

図-11 には、それぞれ各試験体の動的応答倍率 R_{ud}/P_{use} およびエネルギー比 E_a/E_k を示している。なお、図-6 に示しているように、繰返し荷重時において A-F0/1/2-II および B-F1/2-II 試験体は、最終荷重時に変位が急増し、本研究で設定している破壊基準 ($\delta = 50 \text{ mm}$) を大きく越えている。これらの試験体に関しては、他の試験体と可能な限り同一の条件で評価する

ために、最終載荷時よりも一段低い衝突速度における実験結果を用いて検討することとした。図中には、用いた実験データに関する衝突速度 (m/s) を () を付して示している。

図より、動的応答倍率 R_{ud}/P_{use} は、載荷方法によらず 2.8 ～ 3.5 の範囲に分布していることが分かる。一方、エネルギー比 E_d/E_k は、0.7 ～ 1.0 の範囲に分布している。また、その値は A-F2 試験体を除き、繰り返しの載荷の場合が単一載荷の場合よりも大きい。なお、本実験に用いた RC 梁のせん断スパン比 a/d (a : せん断スパン長, d : 有効高さ) は 4 程度であり、動的応答倍率およびエネルギー比は、同程度のせん断スパン比を有する普通コンクリートを用いた曲げ破壊型 RC 梁に関する衝撃荷重載荷実験の結果¹²⁾ とほぼ対応している。

5. まとめ

本研究では、ビニロン短繊維混入コンクリートを用いた RC 構造物の合理的設計手法の確立を目的に、ビニロン短繊維を混入した曲げ破壊型 RC 梁の静的耐荷挙動および耐衝撃挙動に着目して実験的に検討を行った。本実験により得られた結果をまとめると、以下の通りである。

静載荷実験結果：

- 1) ビニロン短繊維を混入することにより、梁下縁に発生する曲げひび割れが架橋され、RC 梁の降伏荷重および最大荷重が増加する。
- 2) 短繊維の混入による主鉄筋降伏荷重の向上効果は、主鉄筋比が小さい場合ほど顕著である。
- 3) 短繊維を混入した RC 梁のひび割れ分布性状は、斜めひび割れ発生荷重と曲げ耐力の大小関係により大きく異なる。

衝撃荷重載荷実験結果：

- 1) 静載荷実験の場合と同様、短繊維を混入することにより、梁下縁に発生する曲げひび割れが架橋され、耐衝撃性能が向上する。
- 2) 短繊維を混入することにより、最大支点反力が大きくなるとともに、変位量は小さくなる。この傾向は、主鉄筋比が小さい場合に顕著に現れる。
- 3) 短繊維混入率 V_f の増大に伴うひび割れ分布性状の変化の傾向は、静載荷時とほぼ同様である。
- 4) 動的応答倍率およびエネルギー比は、それぞれ、2.8 ～ 3.5 および 0.7 ～ 1.0 の範囲にあり、同程度のせん断スパン比を有する普通コンクリートを用いた曲げ破壊型 RC 梁の衝撃荷重載荷実験の結果とほぼ対応している。

謝辞

本研究を行うに当たり、室蘭工業大学建設システム工学科松岡健一教授に適切な御指導を戴いた。また、同大学大学院建設システム工学専攻構造力学研究室在学中の宮川健太君をはじめとする大学院生に多大なる御支援を戴いた。ここに記して感謝の意を表する。

参考文献

- 1) 土木学会：鋼繊維補強コンクリート設計施工指針 (案)，コンクリートライブラリー 50，1983。
- 2) 社団法人鋼材倶楽部，SFRC 構造設計施工研究会：鋼繊維補強コンクリート設計施工マニュアル (道路舗装編)，技報堂出版，1992。
- 3) 土木学会：鋼繊維補強鉄筋コンクリート柱部材の設計指針 (案)，1999。
- 4) コンクリート工学協会：高靱性セメント複合材料を知る・作る・使う，2002.1。
- 5) 古田昌弘，金久保利之，関田徹志，永井 寛：高靱性セメント系複合材料の一軸引張モデル評価法，建築学会構造系論文集，第 568 号，pp.115-121，2003。
- 6) 田口史雄，三上 浩，栗橋祐介，岸 徳光：ビニロン短繊維混入 RC 梁の耐荷性状に及ぼす短繊維混入率の影響，コンクリート工学年次論文集，Vol.25，No.1，pp.287-292，2003。
- 7) 岸 徳光，田口史雄，三上 浩，栗橋祐介：ビニロン短繊維を混入した RC 梁の耐衝撃性に及ぼす短繊維混入率の影響，構造工学論文集，Vol.50A，2004。
- 8) 喜多俊介，小室文也，二羽淳一郎：短繊維補強された RC 部材の力学的性状，コンクリート工学年次論文集，Vol.25，No.2，pp.1717-1722，2003。
- 9) 伊藤 始，岩波光保，横田 弘：PVA 短繊維で補強した RC はりのせん断耐力評価に関する実験的研究，土木学会論文集，No.774/V-65，pp.123-138，2004。
- 10) 土木学会：コンクリート標準示方書 [構造性能照査編]，2002。
- 11) 三上 浩，岸 徳光，松岡健一，田村富雄：低速度衝撃を受ける RC 梁の耐衝撃設計法の一提案，構造工学論文集，Vol.42A，pp.1255-1260，1996。
- 12) 岸 徳光，三上 浩，松岡健一，安藤智啓：静載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.177-190，2000.4。

(2004 年 9 月 17 日受付)