

PVA 短繊維を混入した RC 梁の重錘落下衝撃挙動 に関する数値シミュレーション

Numerical simulations on impact response behavior of RC beams mixed with PVA short-fibre
under falling-weight impact loading

岸 徳光*, 栗橋祐介**, 三上 浩***

Norimitsu Kishi, Yusuke Kurihashi, and Hiroshi Mikami

*工博 室蘭工業大学理事・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) 寒地土木研究所 研究員 耐寒材料チーム (〒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)

In this paper, in order to establish a simple impact response analysis method for the RC beams mixed with PolyVinyl Alcohol (PVA) short-fibre, the method replacing PVA short-fibre into some shell elements of PVA plates with an equivalent tensile strength to the post-peak residual tensile strength of the concrete was proposed. An applicability of the method was investigated conducting three-dimensional elasto-plastic finite element analysis using LS-DYNA code and comparing the results with the falling-weight impact test results for RC beams. From this study, it is confirmed that the crack distributions and failure mode of the RC beams mixed with PVA short-fibre can be better simulated, and upgrading effects of mixing PVA short-fibre on impact resistant capacity can be properly estimated by using the proposed numerical analysis method.

Key Words : RC beam, PVA short-fibre, bridge effects, impact response analysis

キーワード : RC 梁, PVA 短繊維, 架橋効果, 衝撃挙動解析

1. はじめに

落石防護構造物や砂防ダム, 原子力発電関連施設等の鉄筋コンクリート (RC) / プレストレストコンクリート (PC) 構造物は, 衝撃的な外力に対して高い安全性が要求される重要構造物である. この種の構造物の耐衝撃性を向上させる方法の 1 つとして, 種々の短繊維を混入したコンクリートを用い構造物の靱性能を向上させる方法が考えられる. 最近では, 特に耐食性に優れ, セメントマトリクスとの付着性が高いポリビニルアルコール (PVA) 短繊維を混入したモルタルやコンクリートに関する研究が盛んに行われている^{1)~3)}. 著者等もこれまで PVA 短繊維を混入した RC 梁や RC 版の静的および衝撃荷重実験を実施し, PVA 短繊維混入による耐荷性能および耐衝撃性向上効果を確認している^{4)~6)}.

また, 著者らはこれまで RC 部材の耐衝撃挙動を適切にシミュレート可能な数値解析手法の確立を目的に, 基本的な構造部材である普通コンクリート製 RC 梁を対象として三次元弾塑性衝撃応答解析を多数実施するとともに, 実験結果との比較により解析精度の向

上に向けた検討も行っている. その結果, RC 梁の耐衝撃挙動を精度良く予測可能な数値解析手法を提案するに至っている^{7),8)}. しかしながら, 短繊維を混入した RC 部材を対象とした数値解析的な検討は, 著者らを含め他の研究機関においてもほとんど行われていないのが現状である. 短繊維混入コンクリートを用いた RC 部材の耐衝撃設計法を確立するためには, 実験結果は勿論のこと精度の高い数値解析結果も併用して効率的に検討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, PVA 短繊維を混入した RC 梁の耐衝撃性を精度良く再現可能な数値解析手法の確立を目的に, 短繊維混入 RC 梁を対象とした三次元弾塑性衝撃応答解析を行い, 実験結果との比較によりその妥当性を検討した. 特に, PVA 短繊維混入コンクリートのモデル化においては, 短繊維混入によるコンクリートの引張靱性能向上効果を簡易かつ合理的に再現するため, コンクリート要素の分割境界面に PVA 短繊維の架橋効果を考慮したシェル要素を配置する方法を新たに提案している. なお, 本数値解析には, 陽解法に基づく非線形動的構造解析用汎用コード LS-DYNA (ver. 970)⁹⁾ を用いた.

表-1 試験体の一覧

試験体名	短繊維混入率 V_f (%)	衝突速度 V (m/s)	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 $\alpha (=V_{uc}/P_{uc})$
F0	0	4, 5	179.4	112.7	0.63
F1	1	5, 6	177.9	107.8	0.61
F2	2	6, 7	175.5	99.1	0.56
F3	3	8, 9	175.1	97.7	0.56

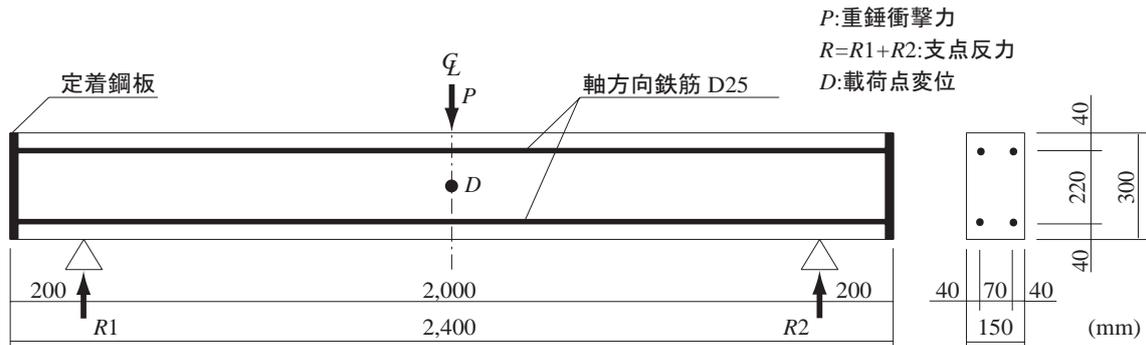


図-1 RC梁の形状寸法および配筋状況

表-2 コンクリートの配合一覧

V_f (%)	W/C (%)	単位量 (kg/m ³)				混和剤 (C × %)		スランプ (cm)	空気量 (%)
		W	C	S	G	AE 剤	高性能 AE 減水剤		
0	48	140	290	870	1065	0.002	0.5	10.0	6.5
1	49	162	330	1075	775	0.001	0.7	10.4	4.3
2	53	175	330	1085	725	0.0035	0.8	10.5	4.8
3	52	190	360	1307	436	0.003	0.8	10.3	5.6

2. 実験概要

2.1 試験体概要

表-1には、本研究において数値解析の対象とした実験ケースの一覧を示している。実験ケースは、RC梁の短繊維混入率 V_f を4種類 ($V_f = 0, 1, 2, 3\%$)、重錘衝突速度 (以後、単に衝突速度 V) を2種類に変化させた全8ケースである。衝突速度 V は、別途実施した漸増繰り返し載荷実験結果⁵⁾を参考に、各RC梁がせん断もしくは曲げ破壊に至る速度として設定したものである。試験体名は、英文字のFと短繊維混入率 V_f (%)の組み合わせとして示している。

表中の計算曲げ耐力 P_{uc} および計算せん断耐力 V_{uc} は、後述の材料特性値を用い、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を使用する場合と同様の方法で算出している。また、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} の比として算出している。表より、各試験体でコンクリートの圧縮強度が異なるため、 P_{uc} 、 V_{uc}

が若干異なるものの、せん断余裕度 α は0.6程度と1.0以下になっていることが分かる。従って、いずれの試験体も普通コンクリート使用時にはせん断破壊により終局に至ることが予想される。

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、全て断面寸法 (幅 × 高さ) が 150×300 mm、純スパン長が2 m、軸方向筋にD25 (SD345)を用いた複鉄筋RC梁である。なお、せん断補強筋は配置していない。また、載荷方法にかかわらず、載荷位置はスパン中央部としているため、せん断スパン比は3.85となっている。

表-2には、本実験に用いた各コンクリートの配合を示している。また、表-3には、実験時におけるコンクリートの力学特性値を示している。ここで、表中の残存引張強度 f_r は、短繊維混入コンクリートの一軸引張試験により得られるものであり、ひび割れ発生後に短繊維の架橋効果によって保持される引張応力である。なお、ここに示している残存引張強度 f_r は、著者の既往の試験結果^{11),12)}から引用したものである。

表-3 コンクリートの力学的特性

短繊維混入率 V_f (%)	圧縮強度 f'_c (MPa)	弾性係数 E_c (GPa)	引張強度 f_t (MPa)	残存引張強度* f_r (MPa)
0	60.3	39.0	3.66	-
1	52.7	33.1	4.11	0.66
2	41.0	28.3	4.82	1.32
3	39.3	26.3	4.99	1.69

*: 既往の文献^{11),12)}による試験値

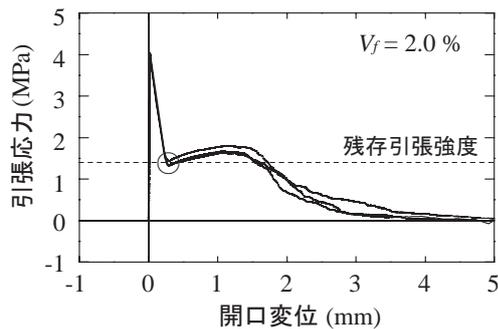


図-2 短繊維混入コンクリートの引張応力-開口変位関係の一例¹¹⁾

表-4 鉄筋の力学的特性

鉄筋名称	材質	降伏強度 σ_y (MPa)	弾性係数 E_s (GPa)	ポアソン比 ν_s
D25	SD345	390	206	0.3

表-5 PVA短繊維の力学的特性

長さ l (mm)	直径 d (mm)	アスペクト比 l/d	引張強度 σ_p (GPa)	弾性係数 E_p (GPa)	破断ひずみ (%)
30	0.66	45	0.88	29.4	7.0

そのため、本実験に用いたコンクリートとは配合や圧縮強度が多少異なるコンクリートの試験値となっている。ただし、既往の文献^{11),12)}のコンクリート配合は、本研究のものと水セメント比がほぼ同等 (W/C = 50%程度) であり、かつ混入した短繊維の種類や形状寸法も全く同様である。従って、セメントマトリクスと短繊維との付着性状もほぼ同様であるものと考え、ここでは既往の試験値を用いることとした。図-2には、短繊維混入コンクリートの一軸引張試験により得られた引張応力-開口変位関係の一例¹¹⁾を示している。

表-4には、鉄筋の力学特性値を示している。また、表-5には、PVA短繊維の寸法および力学特性値の公



写真-1 衝撃荷重実験の状況

称値を示している。

2.2 実験方法

衝撃荷重実験は、重錘を所定の高さからRC梁のスパン中央部に一度だけ自由落下させる単一荷重により実施した。用いた重錘は質量300kg、荷重点部直径 $\phi = 150$ mmの円柱状鋼製重錘である。なお、重錘底部は衝突時の片当たりを防止するために、半径1,407mm、高さ2mmのテーパを有する球形状となっている。写真-1には、衝撃荷重実験の実験状況を示している。試験体は跳ね上がり防止用治具付きのロードセル内蔵型支点治具上に設置している。また、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。

測定項目は、図-1に示されている重錘衝撃力 P 、合支点反力 R （以後、単に支点反力）および荷重点変位 D （以後、変位）に関する各応答値である。重錘衝撃力 P は、重錘に内蔵されている衝撃荷重測定用ロードセル（容量：1,470kN、応答周波数：DC～4.0kHz）を用いて測定した。支点反力 R は、両支点治具に3つずつ内蔵されている衝撃荷重測定用ロードセル（容量：1,000kN、応答周波数：DC～2.4kHz）を用いて測定し、全ての応答値を総和して合支点反力とした。変位 D は、非接触式レーザー変位計（容量：200mm、応答周波数：DC～915Hz）により測定した。なお、変位の測定は、梁側面に取り付けたプラスチックプレートに対

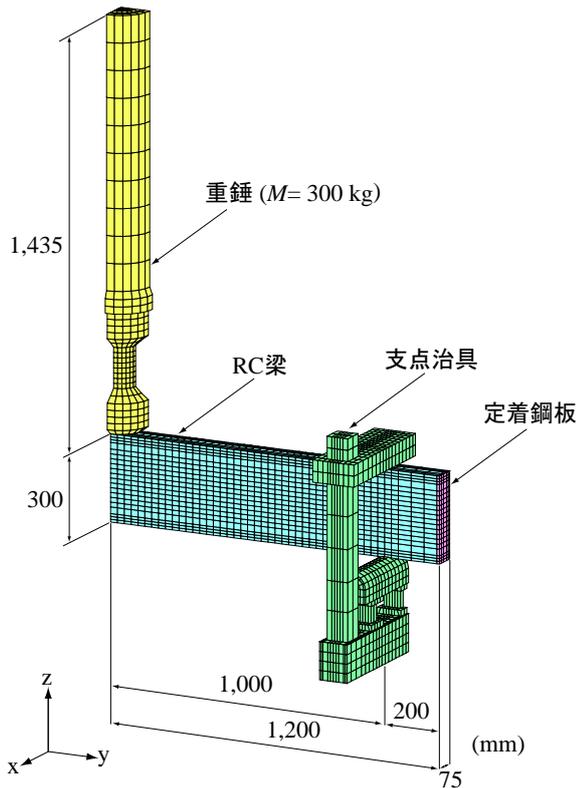


図-3 有限要素モデルの要素分割状況

し、変位計からのレーザー光を上向きに照射する方法で行った。

これらの応答波形は、増幅器を介して広帯域用データレコーダにより一括収録した後、 $100 \mu\text{s}/\text{word}$ のサンプリング間隔で A/D 変換を行い、数値解析結果との比較検討に供した。なお、重錘衝撃力波形の場合には、高周波成分が卓越していることより原波形を用いることとし、支点反力および変位波形の場合には、低周波成分が卓越していることよりノイズ処理のために 0.5 ms の矩形移動平均法により平滑化を施した。

3. 数値解析概要

3.1 数値解析モデル

図-3には、本数値解析に用いた有限要素モデルの要素分割状況を示している。本数値解析では RC 梁のみならず、重錘および支点治具も実形状を極力再現する形で詳細にモデル化している。また、有限要素モデルは、RC 梁の対称性を考慮して梁幅方向 (x 方向) およびスパン方向 (y 方向) にそれぞれ 2 等分した 1/4 モデルである。

図-4には、有限要素モデルにおける RC 梁の断面図を示している。ここで、短繊維混入コンクリートの引張特性は前述の図-2に示しているように、1) ひび割れ発生により応力が急激に低下した後、2) 短繊維の架橋効果により残存引張強度 f_r 程度の応力が保持さ

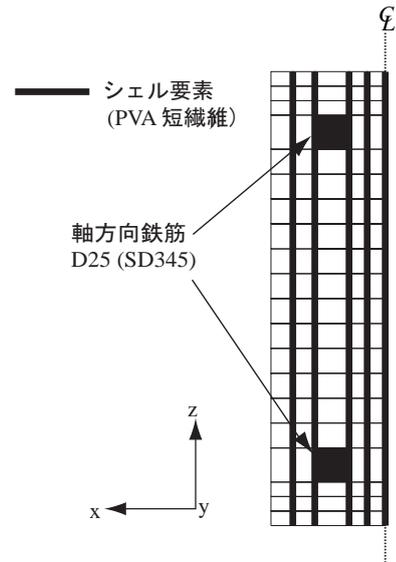


図-4 有限要素モデルにおける RC 梁の断面図

れ、3) 開口変位量の増加に伴って引張応力が徐々に低下する複雑な性状となっている。そのため、短繊維混入コンクリートのモデル化においては、短繊維の架橋効果を簡易かつ合理的に再現するため、コンクリート要素の分割境界面に PVA 短繊維の架橋効果を考慮したシェル要素を配置する複合要素を採用することとした。なお、PVA 短繊維の架橋効果は、後述するように、残存引張強度 f_r を降伏応力とする完全弾塑性型にモデル化した。また、断面方向に配置した各シェル要素は全て等厚と仮定した。その厚さ t は、梁幅 b において、各短繊維混入率 V_f に対応した厚さとなるように式 (1) により算出した。

$$t = \frac{b \times (V_f / 100)}{n} \quad (1)$$

ここで、 n は断面方向に配置したシェル要素の数である。上式により、シェル要素の厚さは、短繊維混入率 $V_f = 1, 2$ および 3% の場合において、それぞれ、 $0.167, 0.333$ および 0.500 mm となる。なお、シェル要素には、短繊維混入率 V_f に応じた厚さ t が設定されていることより、要素の物性値に対応した面外曲げ剛性も考慮されている。また、軸方向鉄筋は、図-4に示すように公称断面積と等価な正方形要素に簡略化して配置している。

重錘は、図-3に示されているように、直径 200 mm の円柱部とロードセル部から構成されるモデルとし、重錘底部の形状は扁平状に簡略化した。重錘の内部要素には全て鋼材の材料物性値を用い、重錘質量 300 kg を重錘モデルの体積で除した値を密度として入力することで数値解析の簡略化を図っている。支点治具部は、ロードセルやリバウンド防止用治具も含め、実構造に即してモデル化することとした。なお、支点の底部に

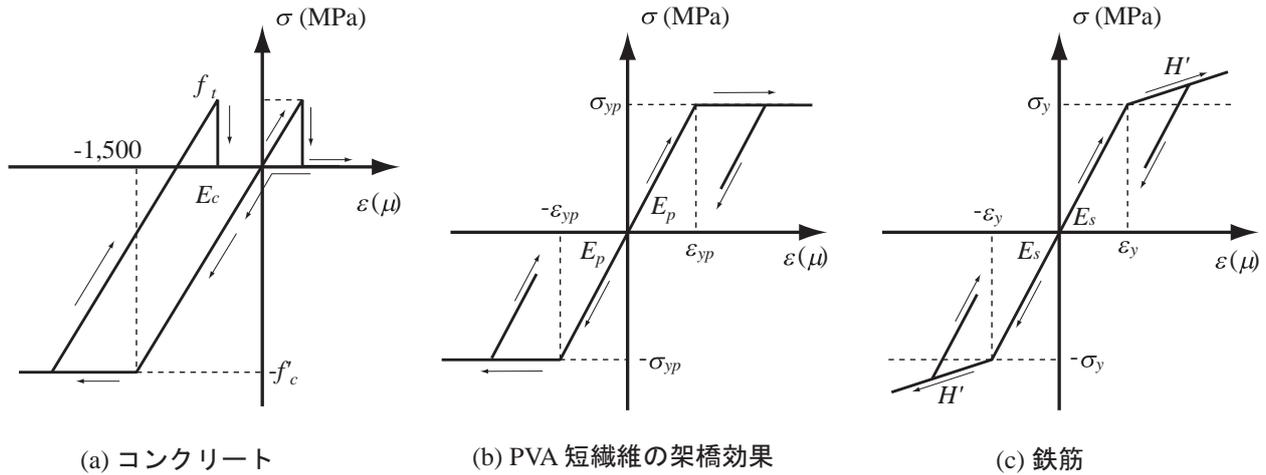


図-5 各材料の応力-ひずみ関係

は、実験時と同様に治具全体の x 軸回りの回転のみを許容するように境界条件を設定している。

要素の積分点数は、いずれの要素に対しても 1 点積分を基本としているが、主鉄筋要素に関しては断面方向に 1 要素でモデル化していることより、解析精度を考慮して 8 点で積分を行っている。RC 梁と重錘、および RC 梁と支点治具の要素間には、それぞれ面と面の接触・剥離を伴う滑りを考慮した接触面を定義している。また、コンクリート要素と軸方向鉄筋および PVA 短繊維の要素間には、完全付着を仮定している。

重錘衝突による衝撃荷重は、重錘が RC 梁に接触した状態で、重錘要素の全節点に実験時と同様の衝突速度を付加する形で作用させている。質量に比例する粘性減衰定数は、RC 梁の最低次固有振動数に対して 0.5 % を設定した。なお、本数値解析モデルにおける総接点数は 10,548、総要素数は 12,402 である。

3.2 材料物性モデル

図-5 には、本数値解析で用いたコンクリート、PVA 短繊維および軸方向鉄筋の応力-ひずみ関係を示している。以下に、各材料物性モデルの概要を述べる。

(1) コンクリート

図-5(a) に示すように、コンクリート要素には圧縮側に対しては折線近似による相当応力-相当ひずみ関係、引張側に対しては破壊圧力に達した段階で引張力を伝達しないとする弾塑性体モデルを適用した。特に圧縮領域に関しては、0.15 % ひずみに達した状態で降伏するものと仮定する完全弾塑性体のバイリニア型にモデル化した。圧縮側の降伏応力および引張側の破壊圧力には、それぞれ表-3 に示す圧縮強度、引張強度の試験値を採用している。なお、圧縮領域におけるコンクリートの降伏の判定には von Mises の降伏条件を採用した。

(2) PVA 短繊維の架橋効果

PVA 短繊維の架橋効果は、図-5(b) に示すように完全弾塑性型にモデル化した。これは、図-2 に示した短繊維混入コンクリートの引張応力-開口変位関係を参考に、降伏までは弾性係数 E_p を有する弾性体として挙動し、降伏後は降伏強度 σ_{yp} を保持する引張特性を有するものとしてモデル化したものである。また、圧縮側についても引張側と同様の特性を示すものとして簡略化した。ここで、降伏強度 σ_{yp} は、短繊維の架橋効果をモデル化したシェル要素の降伏強度であることから、短繊維混入コンクリートの残存引張強度 f_r を短繊維のみで負担するものと仮定し、式(2)により算出した。

$$\sigma_{yp} = \frac{f_r}{V_f} \times 100 \quad (2)$$

弾性係数 E_p および単位体積質量 ρ_p には、表-5 に示している PVA 短繊維の公称値を用いた。また、降伏の判定には von Mises の降伏条件を採用している。

(3) 軸方向鉄筋

軸方向鉄筋には、図-5(c) に示すように降伏後の塑性硬化係数 H' を考慮した等方弾塑性体モデルを採用した。弾性係数 E_s およびポアソン比 ν_s には表-4 に示されている公称値を、降伏応力 σ_y には引張試験結果を用いることとした。また、単位体積質量 ρ_s には公称値である $\rho_s = 7.85 \times 10^3 \text{ kg/m}^3$ を用いた。降伏の判定は von Mises の降伏条件に従うこととし、塑性硬化係数 H' は、弾性係数 E_s の 1 % と仮定している。

(4) 重錘、支点治具および定着鋼板

重錘、支点治具、および定着鋼板には弾性体モデルを適用している。また、弾性係数 E 、ポアソン比 ν はそれぞれ $E = 206 \text{ GPa}$ 、 $\nu = 0.3$ と仮定している。単位体積質量 ρ_s には公称値である $\rho_s = 7.85 \times 10^3 \text{ kg/m}^3$ を用いることとした。

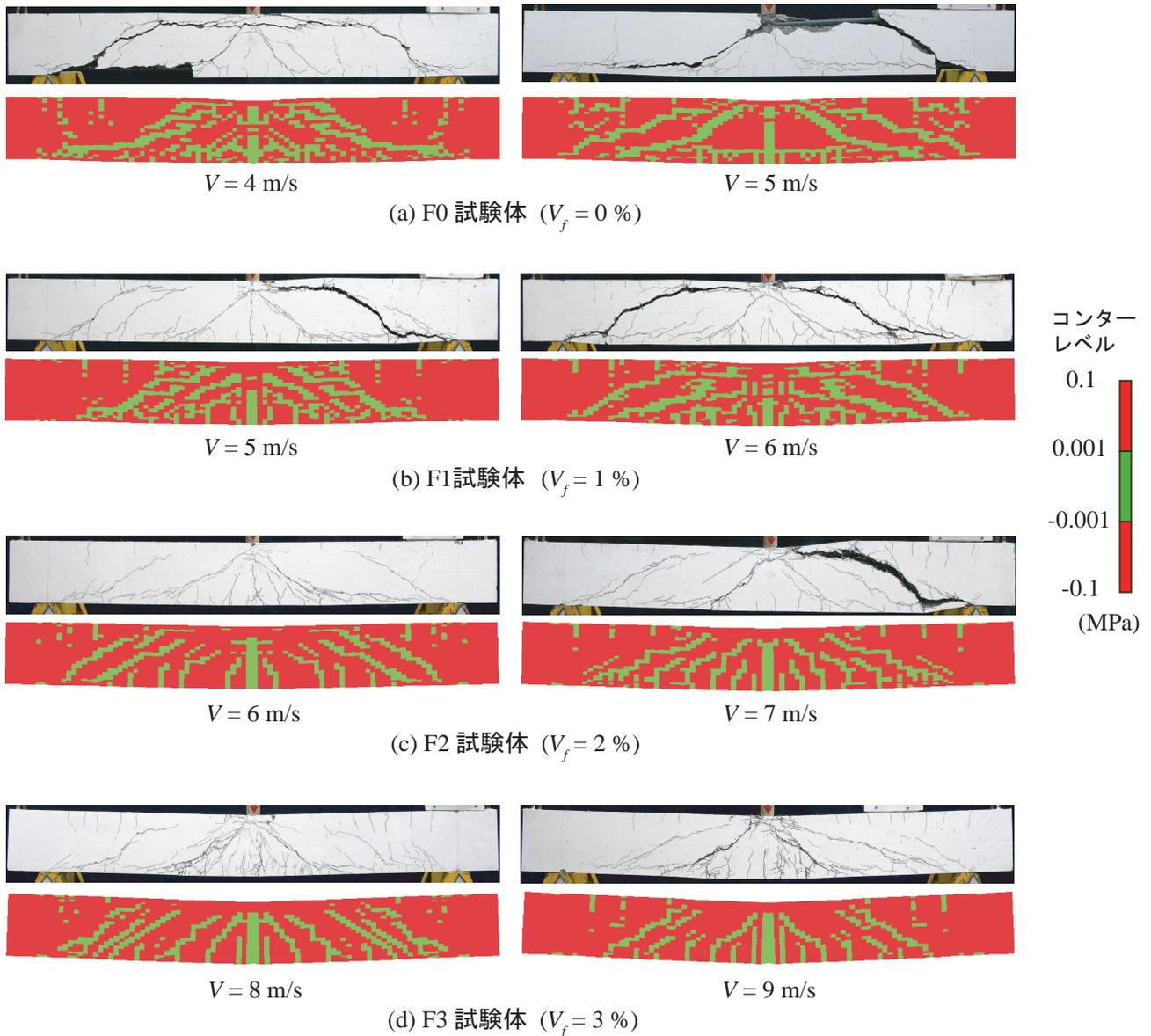


図-6 ひび割れ分布性状に関する実験および解析結果の比較

4. 実験および数値解析結果

4.1 ひび割れ図と第一主応力分布図

図-6には、実験終了後のひび割れ分布および数値解析結果の最大変位時における第一主応力分布図を示している。なお、数値解析結果においては、ひび割れ発生位置を特定できるようにするため、第一主応力が零程度 (± 0.001 MPa) となる要素を緑色で示している。

実験結果より、短繊維を混入していない F0 試験体の場合には、荷点から両支点側へ進展する斜めひび割れに加え、アーチ状ひび割れも発生していることがわかる。また、下縁および上縁かぶりコンクリートの剥落も生じており、衝突速度 V が大きい場合ほど損傷が著しい。一方、短繊維を混入した F1/2/3 試験体の場合

には、衝突速度 V が大きい場合ほど損傷が著しくなる傾向にあるものの、かぶりコンクリートの剥落は見られない。また、F1/2 試験体の場合には、アーチ状ひび割れが大きく開口してせん断破壊に至っているのに対し、F3 試験体の場合には、他の試験体に比較して衝突速度 V が大きいにもかかわらず、アーチ状ひび割れや斜めひび割れの大きな開口はみられず、曲げ変形が卓越する破壊形式に移行していることが分かる。

一方、解析結果を見ると、F0/1 試験体の場合には、荷点から支点側に向かって進展する斜めひび割れやアーチ状のひび割れの発生が多く見受けられ、せん断破壊のモードが強く現れていることが分かる。特に、F0 試験体の $V = 5$ m/s および F1 試験体の $V = 6$ m/s の場合には、斜めひび割れやアーチ状ひび割れの形状が

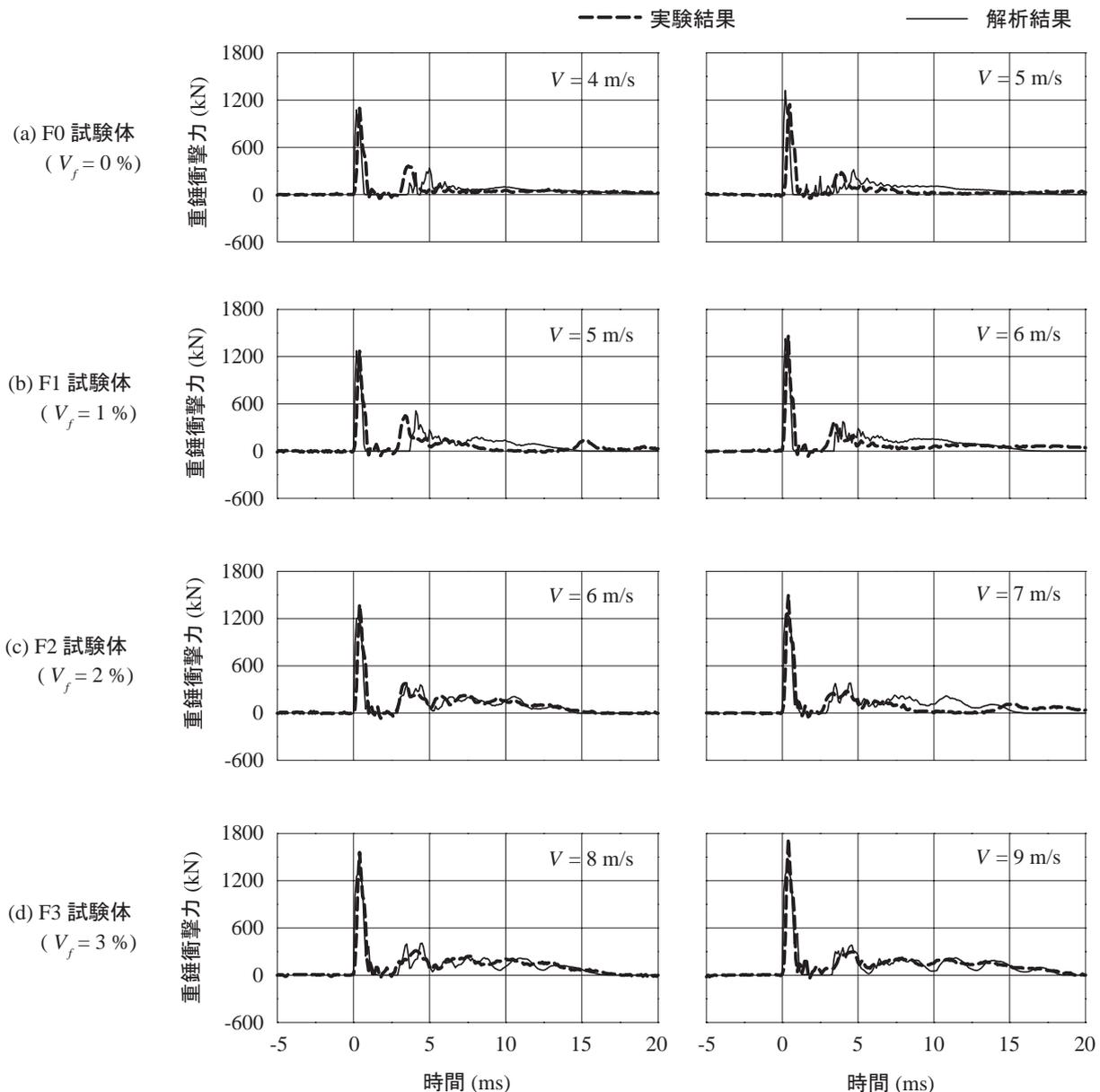


図-7 重錘衝撃力波形に関する実験および数値解析結果の比較図

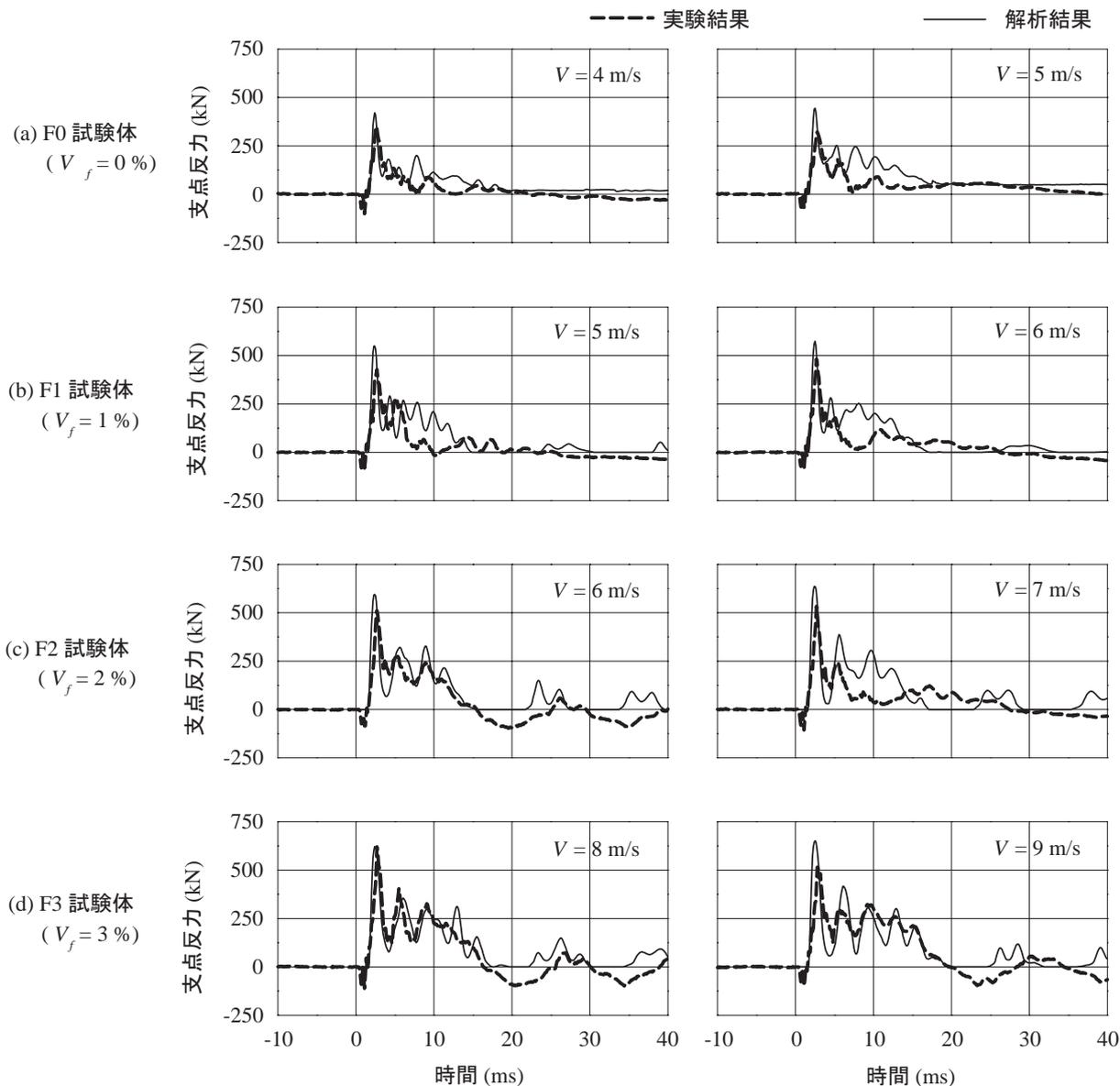
実験結果と良く対応している。これに対し、F2/3 試験体の解析結果では、アーチ状ひび割れその他、曲げひび割れや曲げせん断ひび割れの発生も多く見られる。特に、F3 試験体の場合には、ひび割れ分布性状が実験結果と良く対応しており、破壊モードが曲げ破壊型に移行していることが分かる。

これらのことより、本数値解析では実験結果に見られたかぶりコンクリートの剥落や大きなひび割れの開口は再現されていないものの、ひび割れ分布性状や破壊モードについては概ね良くシミュレートされていることが分かる。

4.2 重錘衝撃力

図-7には、重錘衝撃力波形に関する数値解析結果

を実験結果と比較して示している。図より、実験結果の重錘衝撃力波形は、短繊維混入率 V_f や衝突速度 V によらず、衝撃荷重初期に励起する高周波で振幅の大きい第1波とその後に励起する継続時間が長く振幅の小さい第2波で構成されていることが分かる。また、これらの波形の振幅および継続時間は、衝突速度が大きい場合ほど大きい。実験結果を解析結果と比較すると、F0-V4 および F1-V5 試験体の場合において、第2波目が励起する時刻に若干の差異が見られるものの、それ以外の波形性状については両者比較的良く対応していることが分かる。なお、F0/1 試験体の衝突速度 $V = 5 \text{ m/s}$ の場合における解析結果を比較すると、F1 試験体の第2波目の振幅がF0 試験体の場合よりも大きく示されており、短繊維混入による耐衝撃性向上



図－8 支点反力波形に関する実験および数値解析結果の比較図

効果が再現されていることが分かる。

4.3 支点反力

図－8には、支点反力波形に関する実験および数値解析結果を比較して示している。図より、実験結果において、F0/F1試験体およびF2試験体の $V = 7 \text{ m/s}$ 場合には、継続時間8 ms程度の主波動に周期3 ms程度の高周波成分が合成された波形性状を示している。これに対し、F2試験体の $V = 6 \text{ m/s}$ およびF3試験体の場合には、継続時間が15～20 ms程度の主波動に周期3 ms程度の高周波成分が合成された波形性状を示している。これは、前者の場合には、衝撃荷重の作用によりせん断ひび割れが大きく開口して、両支点到伝達される荷重が急激に零レベルに至ったのに対し、後者の場合には、短繊維の架橋効果によりせん断ひび割れの

開口が抑制されるため、曲げ変形モードが卓越し主波動継続時間の長い波形分布性状を示したことによるものと考えられる。

解析結果を見ると、F0/F1試験体およびF2試験体の $V = 7 \text{ m/s}$ 場合には、衝撃荷重初期の性状は実験結果とほぼ対応しているものの、その後は、解析結果が実験結果を上回っている。これは、解析結果では、荷重初期の耐衝撃挙動は再現されているものの、その後の著しいせん断破壊の性状までは再現できていないことを示している。なお、F0/F1試験体の $V = 5 \text{ m/s}$ の場合における解析結果を比較すると、F1試験体の最大支点反力がF0試験体の場合よりも大きく示されている。このことから、前述の重錘衝撃力の場合と同様、短繊維混入による耐衝撃性向上効果が再現されていることが分かる。

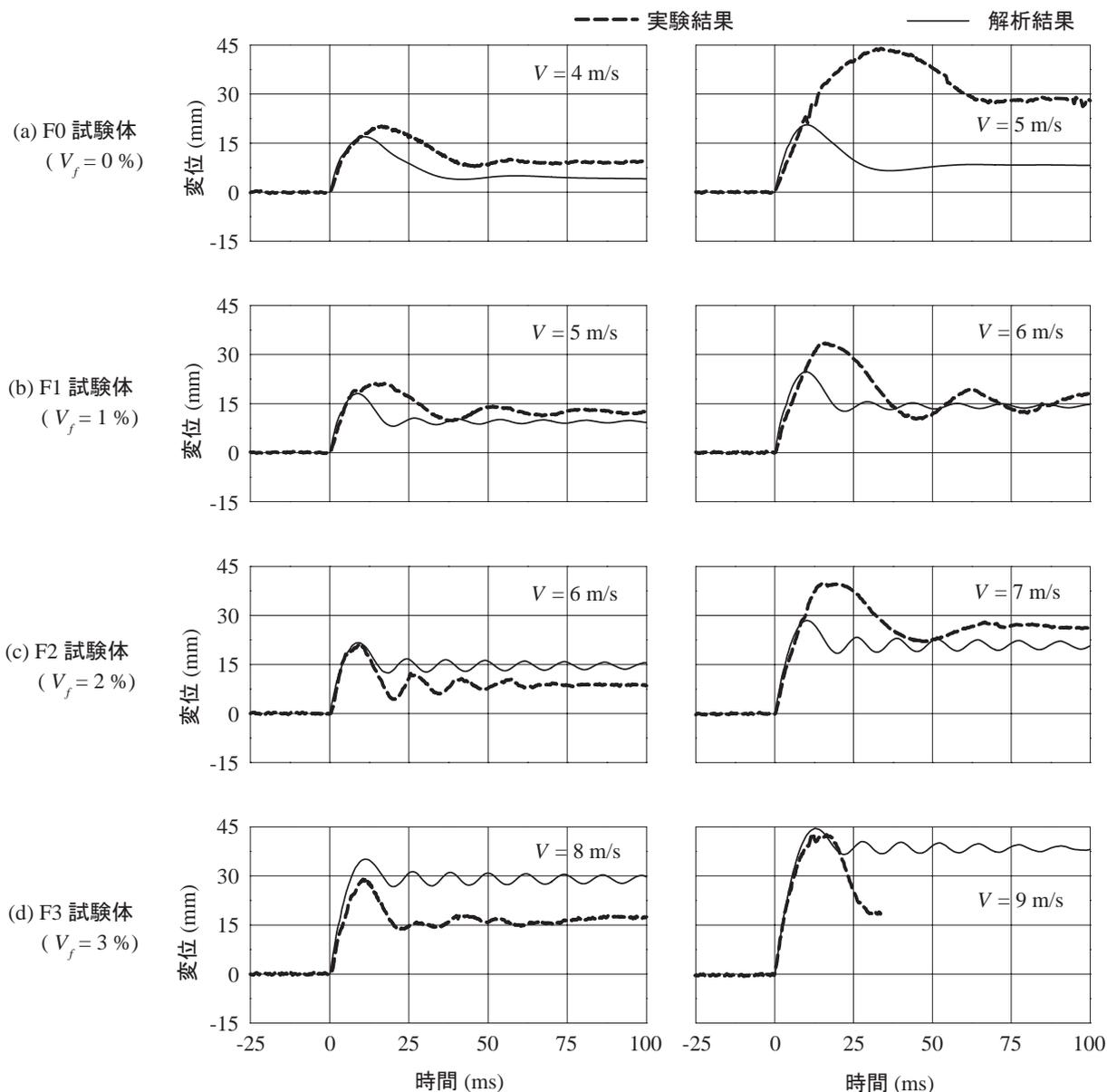


図-9 変位波形に関する実験および数値解析結果の比較図

一方、未だせん断破壊に至っていないF2試験体の $V = 6 \text{ m/s}$ およびF3試験体に関する解析結果の場合には、継続時間が $15 \sim 20 \text{ ms}$ 程度である主波動の波形分布がほぼ実験結果と対応している。これらのことより、本数値解析により得られた支点反力波形は、著しいせん断破壊を伴う場合を除き、実験結果を精度良く再現していることが明らかになった。

4.4 载荷点変位

図-9には、変位波形に関する実験および数値解析結果を比較して示している。なお、F3試験体の $V = 9 \text{ m/s}$ の場合には、 30 ms 程度以降において、試験体側面に取り付けている変位測定用プレートが脱落し測定不能となったため、 30 ms までの波形分布を示している。

図より、実験結果においては、いずれの試験体の場合も衝撃荷重初期に正弦半波状の第1波が励起した後、変位が正側にシフトした状態で減衰自由振動を示していることが分かる。ただし、短繊維を混入していないF0試験体の場合には、振動が過減衰的に減衰し、直流成分のみが励起している。また、第1波の継続時間は、F0/1試験体およびF2試験体の $V = 7 \text{ m/s}$ の場合よりも、F2試験体の $V = 6 \text{ m/s}$ およびF3試験体の場合が小さい。これは、前者の場合には斜めもしくはアーチ状ひび割れが大きく開口してせん断破壊に至っているのに対し、後者の場合には未だせん断破壊には至っていないため、梁が未だ復元力を保持していることを示しているものと考えられる。

解析結果と実験結果を比較すると、いずれの試験体

の場合も衝撃荷重初期における変位の急激な立ち上がりの性状が良く対応していることが分かる。しかしながら、F0/1 試験体および F2 試験体の $V = 7 \text{ m/s}$ の場合には、第 1 波の最大振幅や継続時間が対応せず、解析結果が小さく示されている。これは、前述の支点反力波形の場合と同様、解析結果は著しいせん断破壊の性状までは再現できないことによるものと考えられる。なお、F0/1 試験体の $V = 5 \text{ m/s}$ の場合の解析結果を比較すると、F1 試験体の最大変位が F0 試験体の場合よりも小さく示されており、短繊維の架橋効果によって変形が効果的に抑制されていることが分かる。

一方、せん断破壊に至っていない F2 試験体の $V = 6 \text{ m/s}$ および F3 試験体の場合には、第 1 波の性状が実験結果と良く対応している。ただし、第 1 波以降の波形性状は、実測の残留変位が大きい場合ほど解析結果が実験結果を大きく上回る傾向にある。これは、解析結果では、せん断ひび割れが大きく開口した後の短繊維の架橋効果特性や復元力特性を十分に再現できていないことに起因しているものと推察される。

以上のことより、本研究において提案した短繊維混入 RC 梁の耐衝撃挙動に関する数値解析手法は、せん断破壊や曲げ変形が顕在化するには実験結果と対応しない場合があるものの、実験結果の耐衝撃挙動を概ねシミュレート可能であることが明らかになった。

5. まとめ

本研究では、PVA 短繊維を混入した RC 梁の耐衝撃挙動を精度良く再現可能な数値解析手法の確立を目的に、PVA 短繊維混入 RC 梁の三次元弾塑性衝撃応答解析を行い、実験結果との比較によってその妥当性を検討した。特に、PVA 短繊維混入コンクリートのモデル化においては、短繊維混入によるコンクリートの引張性能向上効果を簡易かつ合理的に再現するため、コンクリート要素の分割境界面に短繊維の架橋効果をモデル化したシェル要素を配置する方法を提案した。PVA 短繊維の架橋効果は完全弾塑性型に簡易にモデル化し、その降伏応力は一軸引張試験による残存引張強度から算定することとした。本研究の範囲内で得られた結果をまとめると、以下の通りである。

- 1) 数値解析結果の第 1 主応力分布から推定評価されるひび割れ分布性状は、実験結果と比較的良好に対応しており、短繊維混入による破壊モードの変化も再現している。
- 2) 重錘衝撃力波形に関する数値解析結果は、短繊維混入率や衝突速度によらず、実験結果と良く対応している。
- 3) 支点反力および変位に関する数値解析結果は、短繊維混入率や衝突速度によらず、衝撃荷重初期

の性状を精度良くシミュレートしている。また、それ以降の波形性状は、せん断破壊が顕在化する場合や残留変位が大きくなる場合を除き、実験結果の応答波形を良く再現している。

- 4) 1) ~ 3) より、本研究で提案した数値解析手法は、短繊維混入 RC 梁の耐衝撃挙動を概ねシミュレート可能であるものと判断される。

今後は、実大規模の RC 梁に対する衝撃荷重初期実験結果との比較検討を行い、本数値解析手法の実構造物への適用性を検証したいと考えている。

謝辞：本研究を行うに当たり、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可知典久君や同研究室の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。

参考文献

- 1) 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.
- 2) 土木学会: 複数微細ひび割れ型繊維補強モルタルの評価と利用, コンクリート技術シリーズ 64, 2005.
- 3) 土木学会: 複数微細ひび割れ型繊維補強セメント複合材料設計・施工指針(案), コンクリートライブラリー 127, 2007.
- 4) 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, pp.1337-1348, 2004.
- 5) 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曲げ破壊型 RC 梁の耐衝撃挙動, 構造工学論文集, Vol.51A, pp.1675-1686, 2005.
- 6) 栗橋祐介, 岸 徳光, 三上 浩, 田口史雄: PVA 短繊維混入による 4 辺支持 RC 版の耐衝撃性向上効果に関する実験的研究, 構造工学論文集 Vol.52A, pp.1249-1260, 2006.
- 7) 岸 徳光, 三上 浩, 松岡健一, 安藤智啓: 静荷時に曲げ破壊が卓越する RC 梁の弾塑性衝撃応答解析, 土木学会論文集, No.619/I-47, pp.215-233, 1999.
- 8) 岸 徳光, 三上 浩, 松岡健一, 竹本伸一: 軽量コンクリートを用いたせん断補強筋のないせん断破壊型 RC 梁の重錘落下衝撃挙動解析, 構造工学論文集, Vol.50A, pp.1361-1372, 2004.
- 9) John O.Hallquist: LS-DYNA User's Manual, Livermore Software Technology Corporation, 2000.6.

- 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) 田口史雄，岸 徳光，三上 浩，栗橋祐介：PVA短繊維の架橋効果による RC 梁のせん断耐力向上効果，コンクリート工学年次論文集，Vol.27, No.1, pp.283-288, 2005.
- 12) 栗橋祐介，岸 徳光，三上 浩，田口史雄：PVA短繊維を混入した RC 柱の正負交番載荷実験，コンクリート工学年次論文集，Vol.29, No.3, pp.1435-1440, 2007.

(2007 年 9 月 18 日受付)