

重錘先端形状が異なる場合の RC 梁の衝撃挙動に関する数値解析的検討

Numerical study on impact behavior of RC beams in cases taking nose-shape of steel-weight as variable

岸 徳光* 三上 浩** 安藤智啓*** 松岡健一*

Norimitsu KISHI, Hiroshi MIKAMI, Tomohiro ANDO and Ken-ichi MATSUOKA

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

** 博(工) 三井建設(株)主席研究員 技術研究所 (〒270-0132 流山市駒木 518-2)

*** 博(工) 防衛庁第4研究所研究員 施設構造研究室 (〒229-0006 相模原市淵野辺 2-9-54)

In this paper, to establish a simple and rational impact response analysis method of flexural-failure-type RC beams, elasto-plastic impact response analysis of simply supported RC beams were conducted by means of Finite Element Method (FEM). In this study, nose-shape of steel-weight and impact velocity were taken as variables. To investigate an applicability of proposed analysis method, these numerical results were compared with the corresponding experimental ones obtained from falling-weight impact tests. From this study, it was seen that applying the proposed analysis method, the impact behavior of flexural-failure-type RC beams can be numerically analyzed with good accuracy irrespective of nose-shape of steel-weight.

Key Words : *falling-weight impact test, nose-shape of steel-weight, RC beams, impact behavior*

キーワード : 重錘落下衝撃実験, 重錘先端形状, RC 梁, 衝撃挙動

1. はじめに

近年, 我が国では土木, 建築分野における耐衝撃用途鉄筋コンクリート (RC) 構造物の衝撃設計法を確立するため, 梁・柱・版等 RC 部材の耐衝撃性に関する研究が盛んに行われている^{1)~8)}.

著者らも, 静載荷時に曲げ破壊が卓越する場合やせん断破壊が卓越する場合の RC 梁に着目して, 主鉄筋比, 断面寸法, スパン長等を変化させた場合の耐衝撃性に関する重錘落下衝撃実験を行ってきた。その結果, 曲げ破壊型やせん断補強筋を有しないせん断破壊型 RC 梁を対象として, 想定する衝突エネルギーに耐え得る RC 梁を設計するための耐衝撃設計用曲げおよびせん断耐力算定式を提案するに至っている⁹⁾。また, 3次元弾塑性有限要素法を用いた数値解析手法による検討も行い, 重錘落下衝撃荷重載荷時の曲げ破壊型およびせん断破壊型 RC 梁の衝撃挙動を大略シミュレートできるまでに至っている。

しかしながら, これまでの著者らによる RC 梁に関する研究は, 重錘先端部形状が 2 mm のテーパを有する扁平な場合に限定して実施されていた。一方で, 落石や航空機等による衝突現象を考える場合には, 衝突部の形状が扁平な場合のみならず, 曲率半径が大きく鋭角な場合も想定されるため, 重錘先端形状が RC 梁の耐衝撃挙動に与える影響についても検討しておくことが重要であるものと判断される。

このような観点から, 本研究では重錘先端形状が RC 梁の衝撃挙動に与える影響を数値解析的に検討することを目的に, まず, 1) 著者らが過去に実施した先端曲率の異なる 3 種類の重錘を用いた場合の曲げ破壊型 RC 梁の重錘落下衝撃実験に関する数値解析を実施して, 数値解析手法の妥当性を検討し, 次に 2) その数値解析結果をよりどころに, 衝突速度あるいは重錘先端形状を変化させた場合における重錘落下時の RC 梁に関する詳細な数値解析の検討を行った。

なお, 本研究では静載荷時に曲げ破壊が卓越する RC 梁を対象として取り扱い, 単一載荷時の挙動に限定して検討することとした。なお, 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. 960)¹⁰⁾を用いている。

2. 実験の概要

2.1 試験体の概要

図-1 には, 実験に用いた RC 梁試験体の形状寸法および配筋状況を示している。用いた試験体は, 形状寸法 (梁幅 × 梁高 × 純スパン長) が各々 150 × 250 × 2,000 mm の複鉄筋矩形 RC 梁である。なお, 軸方向鉄筋 D13 は真かぶり 40 mm の位置に, またせん断補強筋 D6 は 100 mm ピッチに配置している。本実験では軸方向鉄筋を定着するための張出し部の影響を出来るだけ小さくするために, 梁端面に厚さ 9 mm の鋼板を設置して軸方向

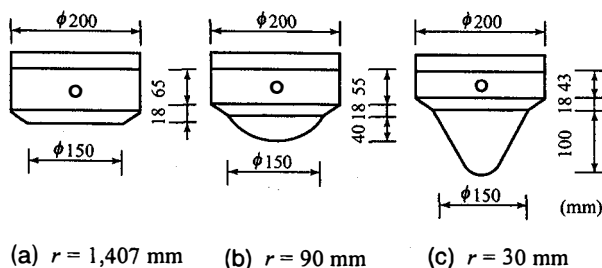


図-2 重錘先端形状一覧

表-4 実験ケース一覧

実験体名	重錘先端部の曲率半径 r (mm)	重錘の衝突速度 V (m/s)
R3-V4	30	4
R3-V5		5
R9-V4	90	4
R9-V5		5
R140-V4	1,407	4
R140-V5		5

壊に至ったため、いずれの先端形状に対しても衝突速度を $V = 4, 5$ m/s に設定している。したがって、実験ケースは重錘3種類と衝突速度2種類の計6ケースとなる。表-4には、本研究における実験ケースの一覧を示している。なお、試験体名の第一項目 R に続く整数は重錘先端部の曲率半径 (cm) を、第二項の V に続く整数値は重錘の衝突速度 (m/s) を表している。

測定項目は、重錘衝撃力 P 、合支点反力 R (以下、単に支点反力)、載荷点変位 D (以下、単に変位) の各応答波形である。 P 、 R の測定にはそれぞれ容量および応答周波数が 1,470 kN、DC ~ 4.0 kHz および 490 kN、DC ~ 2.4 kHz の起歪柱型のロードセルを、変位の測定にはストローク 200 mm、応答周波数 915 Hz のレーザ式変位計を用いている。なお、実験終了時には梁側面に生じたひび割れ性状も記録している。

3. 数値解析の概要

3.1 数値解析モデル

図-3には、重錘先端形状の異なる3試験体の数値解析モデルを示している。図に示すように、解析対象はRC梁の対称性を考慮して断面方向 (x 方向) およびスパン方向 (y 方向) に2等分した1/4モデルである。全ての要素は、8節点あるいは6節点の固体要素でモデル化している。総節点数および総要素数は、図-3に示す有限要素モデルの場合で、(a) 図は 9,957 および 8,064、(b) 図は 10,357 および 8,538、(c) 図は 10,263 および 8,395 である。

以下に、有限要素モデルに関して、その概要を述べる。RC梁の場合には、実験で用いた梁の形状寸法等に則して忠実にモデル化している。ただし、軸方向鉄筋は公称断面積と等価な正方形固体要素として簡略化している。

一方、重錘は、全長 1.0 m でかつ直径 200 mm の円柱体を基本とし、ロードセル部を実重錘と同様な直径 107 mm に絞り込み、かつ底部を実構造に則して先端形状が所定の曲率半径となるようモデル化している。なお、RC梁に作用する衝撃荷重は、この重錘要素の全節点に所定の速度を付加することにより与えている。

支点治具に関しては、過去に実施した曲げ破壊型 RC

梁に関する検討の結果、支点治具をできる限り実構造に即してモデル化することで、より精度の高い解析結果が得られることが明らかになっていることより⁸⁾、本研究においてもロードセルやリバウンド防止用治具を詳細にモデル化することとした。また、支点治具底部には、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。すなわち、図-4に示すように、回転中心に相当する軸中心線上の節点のみをピン支持としている。なお、要素の積分点数は解析所要時間の短縮を図るため、いずれの要素に対しても1点積分を基本としている。しかしながら、軸方向鉄筋要素に関しては断面方向に一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点積分としている。

要素間の接触に関しては、重錘とコンクリートおよび支点治具とコンクリートの要素間には、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、コンクリートと軸方向鉄筋の要素間には、実験時に定着部における軸方向鉄筋の抜け出しが生じなかったことや、解析所要時間をできるだけ短縮するために完全付着を仮定している。なお、全数値解析時間は、重錘が RC 梁に衝突した時間から RC 梁の応答変位がほぼ定常状態に至るまでの 160 ms としている。

3.2 材料物性モデル

図-5には、本数値解析に用いたコンクリートおよび軸方向鉄筋の応力-歪特性を示している。

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-相当歪関係、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 % 歪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。その降伏応力には表-2に示す圧縮強度 f_c' を仮定している。また、引張側の破壊圧力は降伏応力の 1/10 と仮定した。なお、引張側の圧力は、要素内に生じる3方向の応力の平均値 ($\{\sigma_x + \sigma_y + \sigma_z\}/3$) として評価している。また、降伏の判定は von Mises の降伏条件に従うこととした。一方、軸方向鉄筋およびせん断補強筋要素に関しては、図-5(b)に示すように降伏後の塑性硬化係

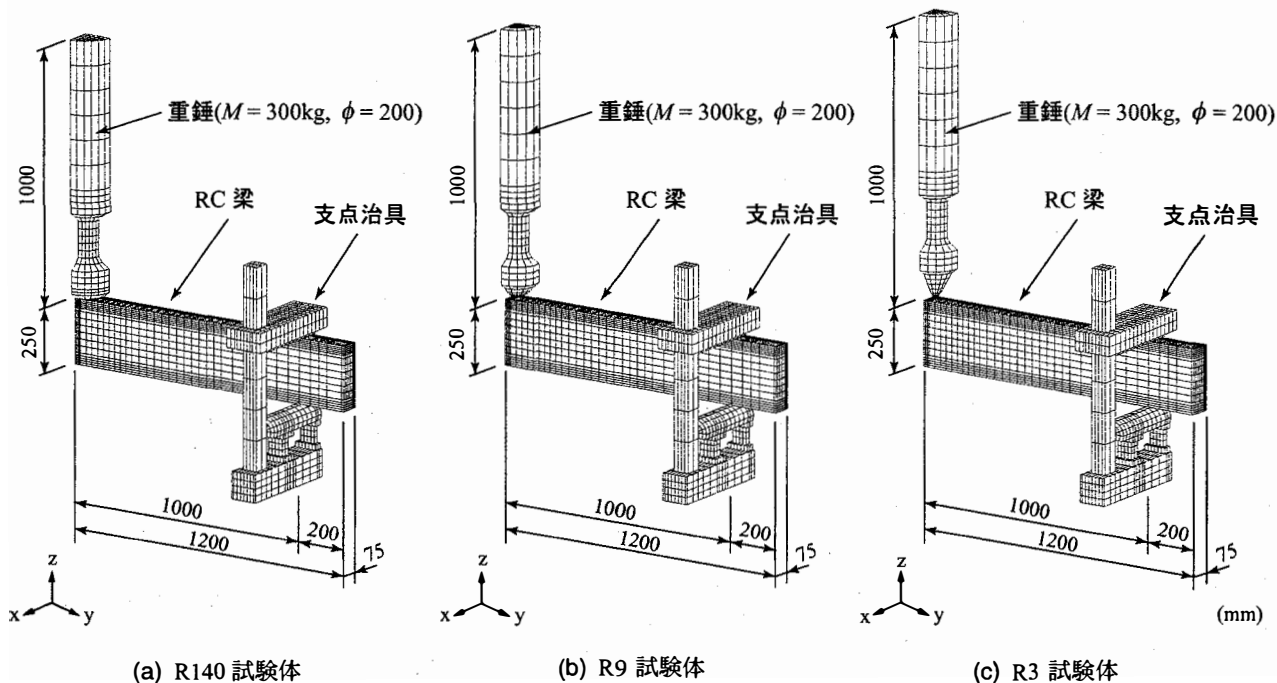


図-3 有限要素モデル

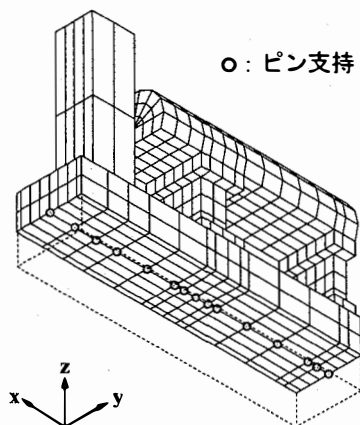


図-4 支点治具底部における境界条件

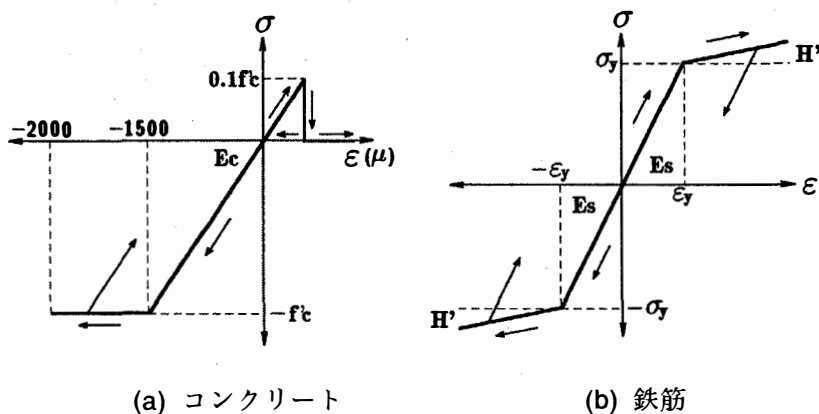


図-5 応力-歪特性

数 H' を考慮した等方弾塑性体モデルを採用した。材料定数は、表-3 に示しているように弾性係数 E_s およびポアソン比 ν_s には公称値を、降伏応力 σ_y には引張試験結果を用いることとした。降伏の判定は前述のコンクリートモデルと同様に von Mises の降伏条件に従うこととし、塑性硬化係数 H' は過去の研究成果⁶⁾ と同様に弾性係数 E_s の 1% と仮定している。

その他の要素 (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、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。なお、本研究では実験時の応答波形にフィルター処理を施さないこととし、質量に比例する粘性減衰定数は、最

低次固有振動数に対して 0.5% を設定することとした。また、本研究は市販の汎用コードに組み込まれている程度の単純な構成則を用いた RC 梁の弾塑性衝撃応答解析を行うことを基本としていることより、コンクリートおよび軸方向鉄筋の歪速度効果や、コンクリートの歪軟化現象は考慮していない。

4. 数値解析結果と実験結果の比較

4.1 各応答波形の比較

図-6 および 図-7 には、衝突速度 $V = 4, 5 \text{ m/s}$ における重錘衝撃力 P , 支点反力 R および変位 D の各応

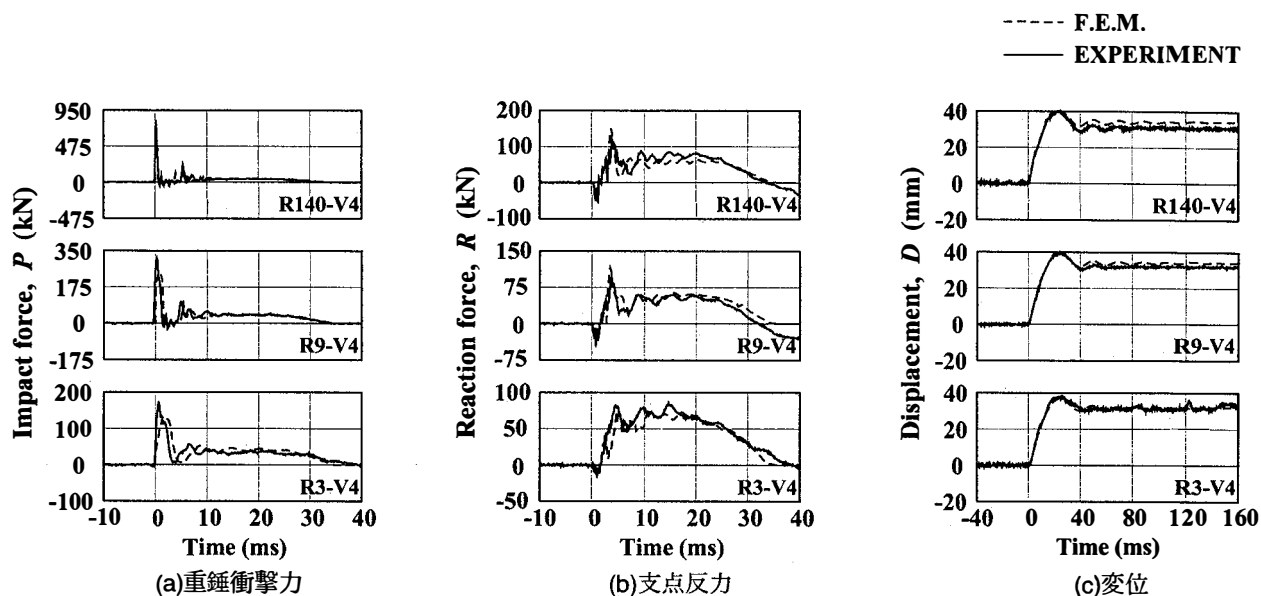


図-6 各応答波形に関する比較 ($V = 4 \text{ m/s}$)

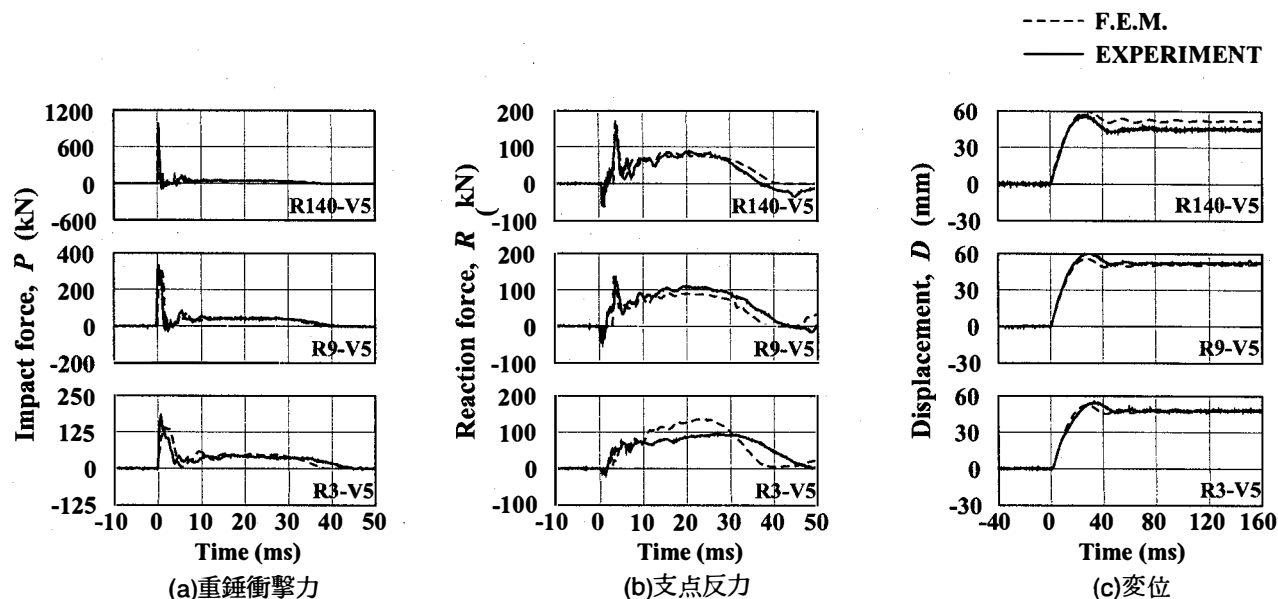
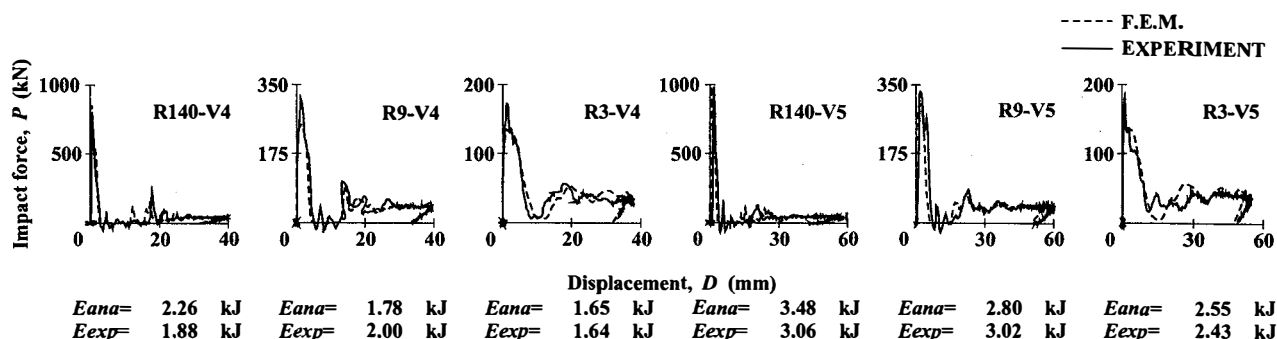


図-7 各応答波形に関する比較 ($V = 5 \text{ m/s}$)

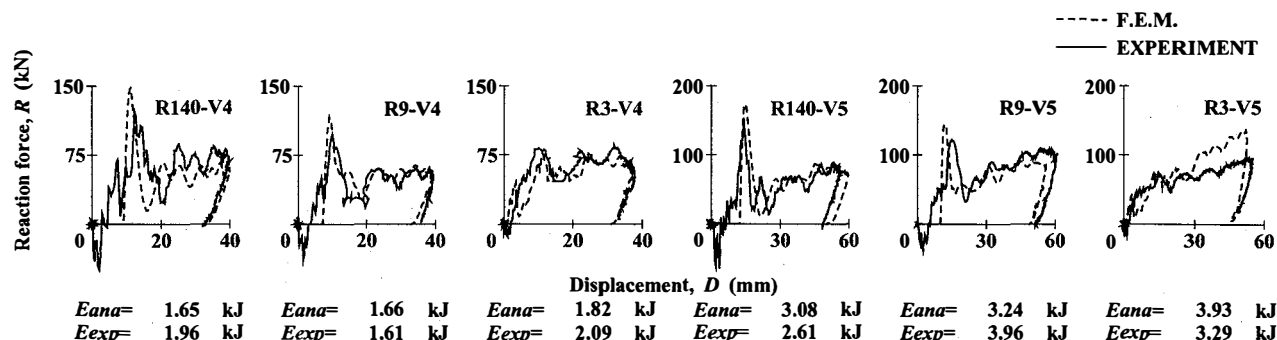
答波形に関する数値解析結果を実験結果と比較して示している。なお、数値解析における重錘衝撃力および支点反力は、重錘および支点治具とコンクリートの要素間に定義した接触面に生じる鉛直方向の接触反力を集積することにより算定している。

まず、図-6の衝突速度 $V = 4 \text{ m/s}$ の結果について検討を行う。(a)図の重錘衝撃力波形 P の比較から、数値解析結果と実験結果は、重錘の先端部曲率の大きさにかかわらず、最大振幅値に若干の差異が見られるものの、波動の立ち上がりから減衰に至るまで両者でよく対応した分布性状を示していることが分かる。すなわち、

両波動は衝撃初期の振幅が大きく継続時間の短い波形成分（第1波）と、その後の振幅が小さく継続時間の比較的長い波形成分（第2波）の2波から成る分布性状を示している。また、曲率の大きさの影響に着目すると、第1波目の最大振幅は曲率の増大に伴い大幅に減少していることが分かる。しかしながら、第2波目のピーク値は、曲率の大きさにかかわらずほぼ同様となっている。(b)図の支点反力波形 R の比較から、重錘衝撃力波形と同様に数値解析結果と実験結果は、曲率の大きさにかかわらず両者で大略類似した分布性状となっていることが分かる。すなわち、波動が最大応答値まで比較



(a) 重錘衝撃力-変位履歴曲線



(b) 支点反力-変位履歴曲線

図-8 重錘衝撃力/支点反力と変位履歴曲線に関する比較

的急勾配で増加した後一旦減少し、その後再度増加して第2ピーク値に達した後ほぼ同程度の振幅を持続し、やがて緩やかな勾配で零レベルに減少している。(c)図の変位波形 D に関しても、R140, R9, R3試験体ともに最大応答値まではその立ち上がり勾配や最大応答値が数値解析結果と実験結果で非常によく一致していることが分かる。また、最大応答値以降に関しても、その振動特性や残留変位は比較的良好に対応している。

次に、図-7の衝突速度 $V = 5$ m/sの結果について検討する。図より衝突速度 V が大きくなると梁の塑性化がより顕著になる場合においても、重錘衝撃力 P 、支点反力 R 、変位 D の各応答波形は、R3-V5試験体における R の分布性状を除いて、重錘の先端部曲率の大きさにかかわらず、数値解析結果と実験結果は比較的良好に対応していることが確認できる。なお、R3-V5試験体において R の分布性状が他と異なるのは、後述の図-9に示されているように、実験時には載荷点近傍部のコンクリートが著しく剥落したことに起因しているものと推察される。なお、衝突速度 $V = 4$ m/sにおける波形との差異に着目すると、 $V = 5$ m/sの場合には $V = 4$ m/sの場合に比べて P 、 R の最大振幅が大きく、かつ荷重の作用時間が延びていることが分かる。また、 D の最大振幅および振動周期も大きいことが分かる。しかしながら、

全体的な分布性状はいずれの波形に関しても $V = 4$ m/sの場合と類似である。

以上より、本数値解析手法を用いることにより、重錘落下衝撃を受けるRC梁の重錘衝撃力、支点反力および変位に関する応答波形が、重錘の先端部曲率の大きさにかかわらず、精度よく推定できることが明らかとなった。

4.2 各履歴曲線の比較

図-8には、全試験体の重錘衝撃力-変位履歴曲線($P-\delta$ 曲線)および支点反力-変位履歴曲線($R-\delta$ 曲線)の数値解析結果と実験結果を比較して示している。また、各図の下には、ループで囲まれる面積として評価される吸収エネルギー量を示している。ここで、 E_{ana} および E_{exp} は、それぞれ数値解析結果、実験結果に基づいて算出したエネルギー量である。

まず、図-8(a)の $P-\delta$ 曲線について検討する。いずれの試験体も衝撃初期に励起される第1ループとその後出現する第2ループから構成される分布性状を示しており、数値解析結果と実験結果はよく対応していることがわかる。すなわち、第1、第2ループの各ピーク値、周期および最大応答変位の大きさまでよく対応している。そのため、両結果の吸収エネルギー量に関してもほぼ同等の値が示されている。

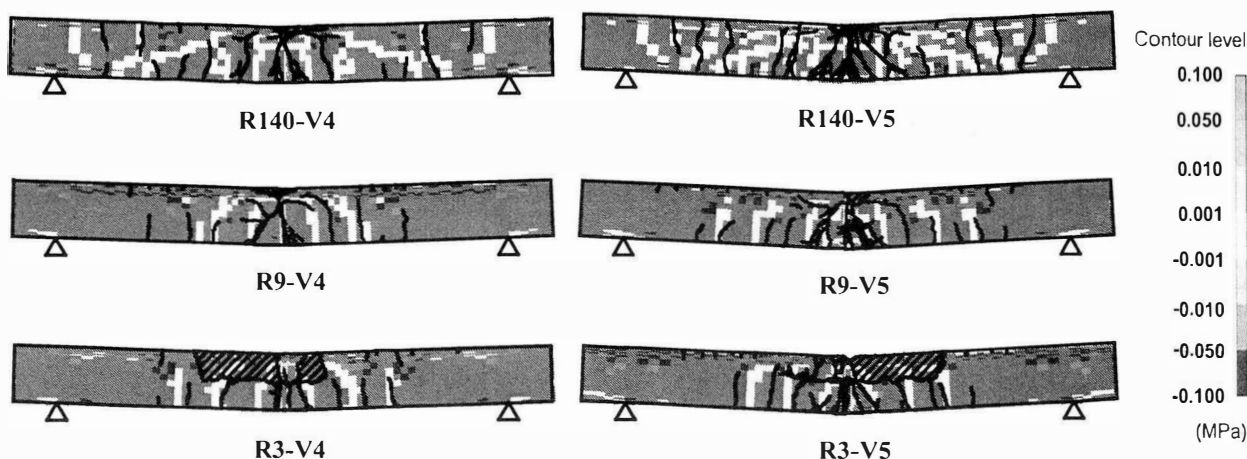


図-9 最大変位発生時近傍の第1主応力分布と実験終了後のコンクリートのひび割れ分布

次に、図-8(b)の $R - \delta$ 曲線について検討する。両波形とも、立ち上がり勾配から最大応答値を示すまでの分布性状に関してはよく対応していることがわかる。最大応答値発生以降では R3-V5 試験体を除いて、周期や振幅の大きさに多少の差異がみられるものの、ほぼ類似した分布性状を示している。そのため、最大応答変位や吸収エネルギー量は両結果で比較的良好に対応していることが分かる。

以上より、本数値解析手法を用いることにより得られる重錘衝撃力-変位曲線および支点反力-変位曲線は、実験結果と比較的精度よく対応することが明らかとなった。

4.3 第1主応力分布とひび割れ分布の比較

コンクリート要素に適用した材料構成則の考え方に基くと、最大応答変位発生時近傍においてコンクリート要素の第1主応力が零応力を示している場合は、その要素に発生する応力が微小であるか、ひび割れが発生していることと等価であることを意味している。ここでは、このようにして予測されるひび割れ分布と実験より得られたひび割れ分布を比較することにより、本評価方法の妥当性について検討を行った。図中のグレースケールの等色分布図はスパン中心軸に対して左右に展開して示している。ここでは零応力を強調し、ひび割れの発生領域が明瞭に示されるように等色レベルを設定している。白色分布は第1主応力が零応力であることを表しており、大きな応力の発生する領域においてはひび割れが発生していることを意味している。なお、黒色の実線は実験結果のひび割れを表しており、斜線部はコンクリートが剥離していることを表している。

図-9には、RC梁の最大変位発生時近傍におけるRC梁側面の第1主応力分布と実験終了後のひび割れ分布と

比較して示している。図より、R140試験体では、衝突速度 $V = 4 \text{ m/s}$ における実験終了後に曲げひび割れがスパン全体に渡って発生していることがわかる。解析結果は、载荷点部から梁下縁に向けて斜めに進展するひび割れを除いて、上述の曲げひび割れ分布を大略再現しているものと判断される。 $V = 5 \text{ m/s}$ においても、実験終了後の曲げひび割れの分布は $V = 4 \text{ m/s}$ の場合とほぼ同様であり、解析結果もこれらの分布を大略再現していることが分かる。

一方、R9試験体およびR3試験体の場合は、実験終了後の曲げひび割れが、衝突速度 V にかかわらず、R140試験体の場合に比べてスパン中央部に集中して発生していることが分かる。数値解析結果は、このような傾向をよくシミュレートしている。なお、R9、R3試験体の数値解析結果には、R140試験体に見られた斜めひび割れが見られず、実験結果と対応した傾向を示している。

以上のことより、最大変位発生時の第1主応力分布図を用いて、RC梁に発生するひび割れ分布を重錘の先端部形状にかかわらず比較的精度よく予測することができることが明らかとなった。

5. 数値解析的検討

5.1 先端部曲率が異なる場合の各最大応答値の比較

前述したように、著者らが提案している簡易な数値解析手法を用いることにより、衝突面が扁平の場合のみならず衝突面に曲率を有する場合でも曲げ破壊型RC梁の耐衝撃挙動を大略シミュレート可能であることが明らかとなった。そこで、3種類の先端形状を用いて実験を行った衝突速度 4 m/s および 5 m/s に、1, 2, 3, 6, 7 m/s を加えた計21ケースに関して数値解析を行い、衝突速度ごとに最大重錘衝撃力、最大支点反力、最大変位

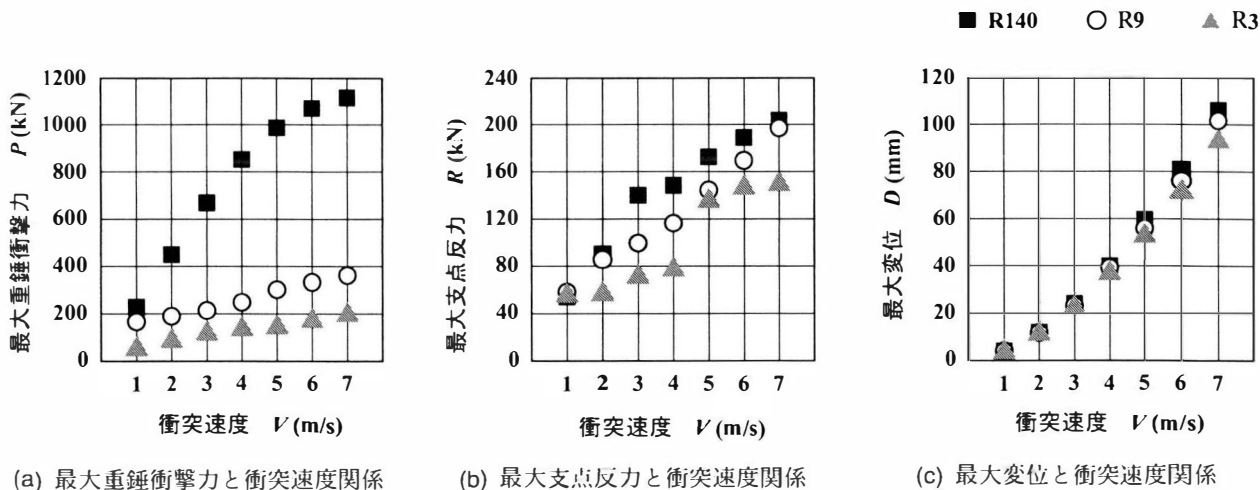


図-10 先端部曲率が異なる場合の各最大応答値に関する数値解析結果の比較

を整理して、先端部曲率の違いによる影響を検討した。なお、図中 ■ は先端部形状が R140、○ は R9、▲ は R3 の結果を示している。

図-10(a) は全解析ケースの最大重錘衝撃力 P と衝突速度 V の関係を示している。図より R140 に着目すると、衝突速度 V の増加にともない最大重錘衝撃力 P は放物線的に増加していくが、R9 および R3 に関してはほぼ線形的に増加していることがわかる。これは、曲率半径の大きい場合には、重錘先端部の荷重面積が大きいことより、衝突速度の小さい領域では荷重点部のコンクリートが弾性に近い状態で挙動するものの、衝突速度の増大とともに塑性化が進行し発生衝撃力の増加率が低下するためと推察される。一方、曲率半径の小さい場合には、重錘先端部の荷重面積が小さいことより、衝突速度の小さい段階から荷重点部のコンクリートに応力集中が生じ塑性化するため、発生衝撃力も小さく、衝突速度に対する増加率も小さくなるものと考えられる。

図-10(b) は全解析ケースの最大支点反力 R と衝突速度 V の関係を示している。図より、最大支点反力の場合には図-10(a) 図の最大重錘衝撃力と衝突速度の関係に比べて、先端部曲率の影響が小さく比較的類似した分布性状を示している。また、同一衝突速度の場合には、先端部曲率が大きくなるにつれて最大支点反力も小さくなる傾向は最大重錘衝撃力の場合と同様である。なお、R3 の 4 m/s から 5 m/s にかけて最大支点反力が急激に増加しているのは、この衝突速度近傍から耐荷機構が変化し、最大支点反力の励起される時間が異なってくることに関連しているものと考えられる。

図-10(c) は全解析ケースの最大変位 D と衝突速度 V の関係を示している。図より、衝突速度が大きくなるにつれて先端部曲率の影響が若干見られるが、最大変位は先端部曲率にかかわらずよく一致していることが分

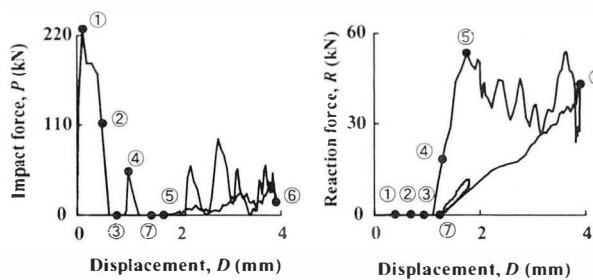
かる。このことより、衝突速度が同じ場合には先端部曲率の大きさにかかわらずほぼ同程度の最大変位を示すことが分かる。

5.2 第1主応力分布の推移状況の比較

図-11 には弾性状態に近い場合である R140-V1 試験体および R9-V1 試験体の場合、図-12 にはひび割れが発生して塑性化の進行が著しい R140-V5 および R9-V5 試験体の場合に、それぞれ着目して、重錘衝撃力-変位履歴曲線 ($P-\delta$ 曲線)、支点反力-変位履歴曲線 ($R-\delta$ 曲線) および第1主応力分布に関する数値解析結果を示している。図中、各第1主応力分布図は、 $P-\delta$ 曲線および $R-\delta$ 曲線中に付記されている番号 ①～⑦ の状態に対応した分布図である。いずれも、R140-V1 試験体の各応答状態の時点に対して整理してある。すなわち、図-11 の場合は、① R140-V1 試験体の最大重錘衝撃力 (P_{max}) 発生時 (0.2 ms)、② P_{max} が 1/2 の荷重レベルまで除荷された時点 (0.6 ms)、③ P が零レベルまで除荷された時点 (1 ms)、④ P の第2ピーク発生時 (1.7 ms)、⑤ P が零レベルまで再除荷された時点 (2.1 ms)、⑥ 最大応答変位到達時 (8.8 ms)、⑦ P が零レベルまで再々除荷された時点 (17 ms) である。

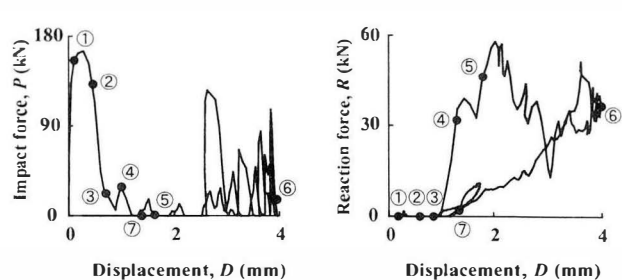
図-12 の場合も図-11 と同様に R140-V5 試験体の各応答状態の時点に対して整理してある。すなわち、① R140-V5 試験体の最大重錘衝撃力 (P_{max}) 発生時 (0.2 ms)、② P_{max} が 1/2 の荷重レベルまで除荷された時点 (0.55 ms)、③ P が零レベルまで除荷された時点 (0.8 ms)、④ P が零レベルの状態で再荷重直前の時点 (2.1 ms)、⑤ P の第2ピーク発生時 (4 ms)、⑥ 最大応答変位到達時 (28.3 ms)、⑦ P が零レベルまで再除荷された時点 (40 ms) である。

図-11 より衝撃挙動および第1主応力分布の推移状



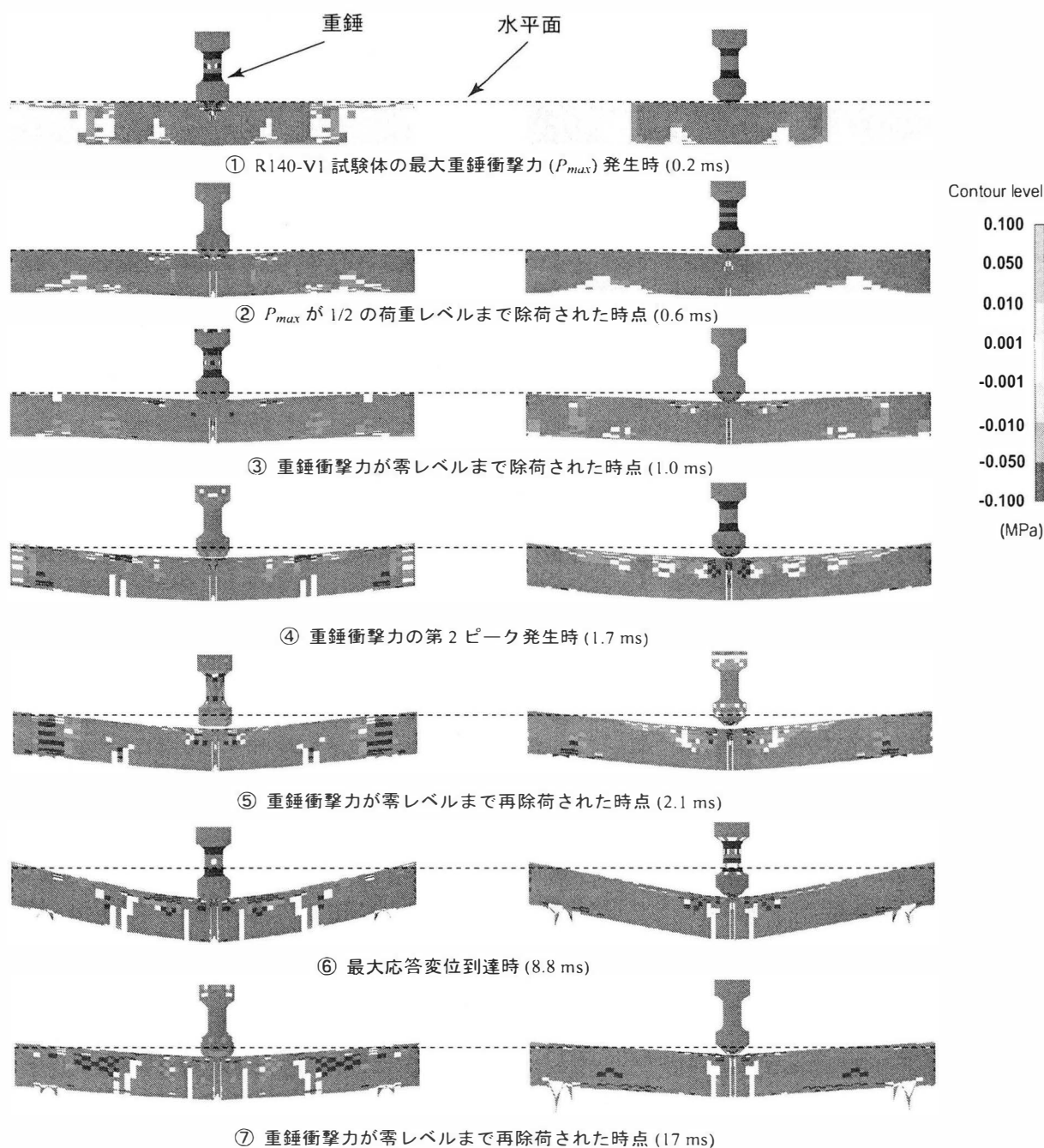
重錘衝撃力および支点反力ー変位履歴曲線

(a) R140-V1 試験体



重錘衝撃力および支点反力ー変位履歴曲線

(b) R9-V1 試験体

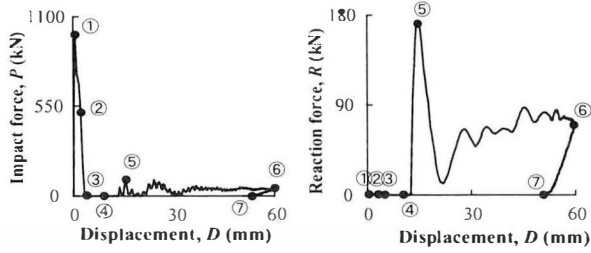


R140-V1 試験体

R9-V1 試験体

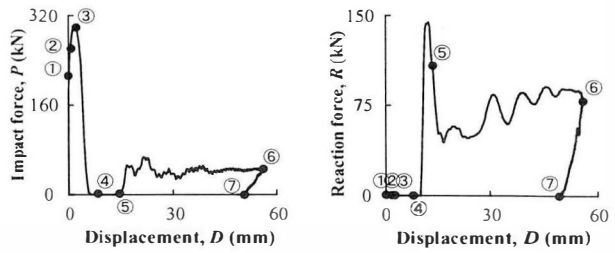
(c) 試験衝撃動および第 1 主応力分布の推移状況 (変形倍率 50 倍)

図-11 荷重ー変位曲線と第 1 主応力分布に関する数値解析結果の比較 ($V = 1 \text{ m/s}$)



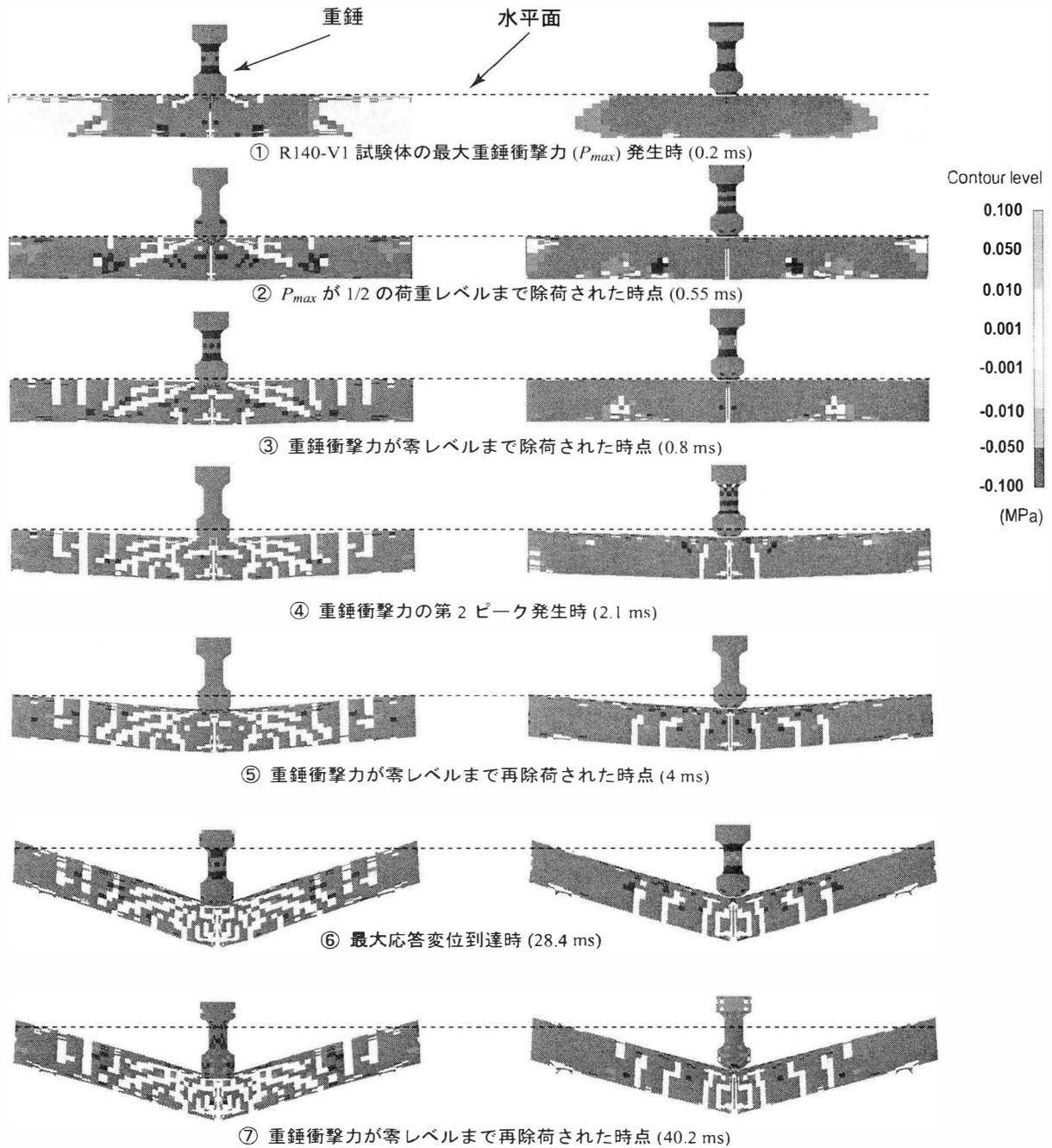
重錘衝撃力および支点反力ー変位履歴曲線

(a) R140-V5 試験体



重錘衝撃力および支点反力ー変位履歴曲線

(b) R9-V5 試験体



R140-V5 試験体

R9-V5 試験体

(c) 試衝撃挙動および第1主応力分布の推移状況 (変形倍率 5 倍)

図-12 荷重ー変位曲線と第1主応力分布に関する数値解析結果の比較 ($V = 5 \text{ m/s}$)

況について見ると、①では、R140-V1試験体の載荷点部にひび割れが発生している。R9-V1試験体には応力の伝播は見られるがひび割れは発生していない。②では、R140-V1試験体には載荷点直下下縁より曲げひび割れが発生している。R9-V1試験体は載荷点直下下縁に僅かに曲げひび割れが発生している。③では、R140-V1試験体にはひび割れの進展は見られない。R9-V1試験体には②で発生した曲げひび割れの進展が見られる。なお、①～③の時点でいずれの試験体にも支点反力は未だ励起されていない。④では、R140-V1試験体にはスパン中央と支点部の中間付近に曲げひび割れが発生している。R9-V1試験体はひび割れの進展は見られないが、支点反力は最大応答値の1/2程度まで励起されている。⑤では、R140-V1試験体には④で発生したひび割れの進展が見られる。このとき支点反力は最大応答値を示している。R9-V1試験体は未だひび割れの進展は見られない。このとき、支点反力は最大応答値の約3/4まで励起されている。なお、この時点で両試験体とも重錘が梁から離れていることが確認できる。⑥では、R140-V1試験体にはスパン中央部において新たな曲げひび割れが発生している。R9-V1試験体もスパン中央部に新たな曲げひび割れが発生している。⑦では、R140-V1試験体には⑥において確認されたひび割れと類似のひび割れが形成されている。R9-V1試験体においても、⑥において確認されたひび割れと類似のひび割れが形成されている。しかしながら、変位が減少し、重錘が再度試験体から離れた状態を示していることより、試験体が除荷状態から負荷状態に移行する傾向を示しているものと推察される。また、R9-V1試験体の場合には重錘が試験体より離れているのに対して、R140-V1試験体の場合には未だ重錘が試験体に接触状態であることから、衝突速度の比較的小さい場合には重錘の衝突部先端形状によってRC梁の時間的な応答特性が異なってくることが分かる。なお、R9-V1試験体の支点反力も重錘衝撃力に対応して除荷に至っている。

図-12より、ひび割れが発生し、塑性化の進行が著しい場合である衝突速度 $V=5\text{ m/s}$ の場合における各試験体の衝撃挙動および第1主応力分布の推移状況について見ると、①では、R140-V5試験体に曲げひび割れがスパン中心部の梁下縁から上縁に向かって進展していることが分かる。また、載荷点部から斜め下方に向かってひび割れが僅かに発生している。R9-V5試験体では衝撃力の伝播は見られるもののひび割れは発生していない。②では、R140-V5試験体において①の時点で発生した斜めひび割れがアーチ状にスパン中央と支点部間の中間付近に向けて進展している。R9-V5試験体は載荷点直下下縁に曲げひび割れが発生している。③では、R140-V5試験体のアーチ状のひび割れがほぼ梁下縁まで達しており、梁下縁や上縁に新たな曲げひび割れが発生している。上縁からの曲げひび割れの進展は、重錘先

端部の曲率が小さい場合には軸方向の載荷幅が広いためにコンクリートとの接触周辺部の拘束が大きく、かつその周辺部に応力が集中する傾向を示すため、載荷点近傍が固定端に類似した境界条件になるためと推察される。これに対してR9-V5試験体は②で発生した曲げひび割れの進展がみられる。これは、重錘先端部の曲率が大きい場合には、軸方向の載荷幅が小さく衝撃力が集中荷重的に作用するため、衝撃初期から静的な曲げ載荷と類似の挙動を示すためと判断される。④では、R140-V5試験体の③で発生したひび割れの進展に加え梁下縁に新たな曲げひび割れが発生している。R9-V5試験体は新たにスパン中央部分に2本の曲げひび割れが発生している。なお、①～④の時点では何れの試験体でも支点反力は未だ励起されていない。⑤ではR140-V5試験体の④で発生した曲げひび割れが進展している。R9-V5試験体も梁下縁より更に数本の曲げひび割れが発生している。この時点でR140-V5試験体の支点反力は最大値まで増加しているが、R9-V5試験体の支点反力は最大値から除荷に移行している。なお、両試験体とも支点反力は一旦減少し、再度増大する傾向を示している。⑥では、R140-V5試験体には斜めひび割れと曲げひび割れが混在したひび割れ分布が明瞭に形成されている。R9-V5試験体もスパン中央に集中する曲げひび割れが明瞭に形成されている。⑦では両試験体とも⑥で励起されたひび割れ分布と類似の分布性状を示している。なお、支点反力も重錘衝撃力に対応して除荷に至っている。

以上の数値解析結果より、弾性挙動に近い状態では、重錘の先端曲率の大小によって、RC梁の動的応答性状が異なってくることが明らかとなった。また、重錘の先端部曲率が異なる場合、同一質量の重錘が同一速度で衝突した場合でもひび割れ性状が異なることが明らかとなった。さらに、重錘先端曲率の増大とともにRC梁の破壊性状はより顕著な曲げ破壊型へ移行する傾向にあることが明らかとなった。

6. まとめ

本研究では、重錘先端形状がRC梁の衝撃挙動に与える影響を数値解析的に検討することを目的に、まず、著者らが過去に実施した先端曲率の異なる3種類の重錘を用いた場合の曲げ破壊型RC梁の実験結果に関する数値解析を実施して本数値解析手法の妥当性を検討した。また、その数値解析結果をよりどころに、衝突速度および重錘先端形状が異なる場合のRC梁の衝撃挙動に関する数値解析的な検討を行った。本研究より得られた結果を要約すると、以下の通りである。

- 1) 重錘衝撃力波形の場合には、重錘の先端部曲率の増大に対応して最大振幅は小さく、衝撃初期の波動の継続時間は長くなる。支点反力波形および変位波形は、重錘の先端部形状にかかわらずほぼ同様の分

布性状となる。

- 2) 本数値解析手法を用いることにより、重錘落下を受ける RC 梁の重錘衝撃力、支点反力、変位に関する応答波形を、重錘の先端部形状にかかわらず精度よくシミュレート可能である。
- 3) 最大変位発生時の第 1 主応力分布図を用いて、RC 梁に発生するひび割れ分布を重錘の先端部形状にかかわらず比較的精度よく予測することができる。
- 4) 同じ衝突速度の場合は重錘先端部曲率が大きくなるにつれて、最大重錘衝撃力および最大支点反力は小さくなる傾向を示す。最大変位は衝突速度が同一の場合は先端部曲率の大きさにかかわらず、ほぼ同程度の値を示す。
- 5) 弾性挙動に近い状態では、重錘の先端曲率の大小によって重錘と RC 梁との相互作用も含め RC 梁の動的応答性状が異なっていることが明らかとなった。
- 6) ひび割れが発生し、塑性化の進行が著しくなる場合には、重錘の先端部曲率の大きさによってひび割れ分布性状も異なってくることが明らかとなった。また、RC 梁の破壊性状は、重錘の先端部曲率の増大と共に顕著な曲げ破壊型へ移行する傾向にあることが明らかとなった。

謝辞：本研究を行うにあたり、室蘭工業大学大学院構造力学研究室の千葉潤一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) 井元勝慶，大野友則，佐々木晃，小暮幹太：重錘落下衝突を受ける RC はり部材の衝撃挙動と衝撃応答解析における材料の非線形特性，構造工学論文集，Vol.41A，pp.1201-1212，1995。
- 2) 岸 徳光，三上 浩，小室雅人，松岡健一：弾塑性衝撃応答解析法の RC 梁への適用性，構造工学論文

集，Vol.43A，pp.1579-1588，1997。

- 3) 中田吉彦，榎谷 浩，梶川康男，森嶋芳大：個別要素法による鉄筋コンクリートはりの衝撃挙動解析，構造工学論文集，Vol.44A，pp.1761-1722，1998。
- 4) 柴田俊文，三上 隆，須藤敦史，村井伸康：衝撃力が作用する RC 梁の一次元弾性応答特性，第 5 回構造物の衝撃問題に関するシンポジウム論文集，pp.13-16，2000。
- 5) 土木学会構造工学委員会，衝撃実験・解析法の標準化に関する研究小委員会：第 II 編委員会経過報告，5. ラウンドロビン・プレナリスの実施要領および経過報告，第 5 回構造物の衝撃問題に関するシンポジウム論文集，pp.82-111，2000。
- 6) 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 梁の弾塑性衝撃応答解析，土木学会論文集，No.619/I-47，pp.215-233，1999。
- 7) 岸 徳光，三上 浩，安藤智啓，小林竜太：重錘落下衝撃荷重を受ける RC 梁の弾塑性応答解析，土木学会北海道支部論文報告集，第 55 号 (A)，pp.30-35，1999。
- 8) 小室雅人，岸 徳光，三上浩，安藤智啓：先端形状の異なる重錘を用いた曲げ破壊型 RC 梁の重錘衝突実験とその解析，第 6 回構造物の衝撃問題に関するシンポジウム論文集，pp.203-208，2002。
- 9) 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考案，土木学会論文集，No.647/I-51，pp.177-190，2000。
- 10) John O Hallquist：LS-DYNA User's Manual，Livermore Software Technology Corporation，2001。
- 11) コンクリート標準示方書（平成 8 年制定）設計編，土木学会，1996。

（2002年9月13日受付）