

## せん断補強筋を有しないせん断破壊型 RC 梁の弾塑性衝撃応答解析

Elasto-Plastic Impact Response Analysis of Shear-Failure Type RC Beams without Shear Rebars

岸 徳光\* 三上 浩\*\* 松岡健一\* 安藤智啓\*\*\*

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

\* 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)

\*\* 工博 三井建設(株) 技術研究所 主席研究員 (〒270-0132 流山市駒木 518-1)

\*\*\* 工修 室蘭工業大学大学院 工学研究科建設工学専攻 (〒050-8585 室蘭市水元町 27-1)

In this paper, in order to establish a simple and rational impact response analysis method on shear-failure type Reinforced Concrete (RC) beams, elasto-plastic impact response analyses on simply supported RC beams are conducted by means of Finite Element Method (FEM). Ten various kinds of RC beams are prepared for this study, in which rebar ratio, shear-span ratio, cross sectional dimensions, and impacted speed of steel weight are taken as variables. To investigate an applicability of the proposed analysis method, these numerical analysis results are compared with the corresponding experimental ones obtained from weight falling impact tests. Here, time histories of weight impact force, reaction force, and mid-span displacement are used for the comparison. From this study, it is seen that the impact behavior of shear-failure type RC beams can be simulated by applying the proposed analysis method with a good accuracy.

*Key Words:* shear-failure type RC beam, impact response analysis, impact force, reaction force

キーワード: せん断破壊型 RC 梁, 衝撃応答解析, 重錘衝撃力, 支点反力

## 1. はじめに

鉄筋コンクリート (RC) 部材の耐衝撃挙動に関する数値解析的研究は, 主に曲げ破壊型 RC 梁に着目して各研究機関で実施されてきた<sup>1)~5)</sup>. これは, 耐衝撃用途構造部材が静載荷時に曲げ破壊先行型に断面設計されているため<sup>6),7)</sup> や, 梁部材が構造部材のうちで最も単純で基本的な構造であるためである. 著者らもこれまで曲げ破壊型 RC 梁に着目し, 主鉄筋比やせん断スパン比および断面寸法が異なる場合の耐衝撃挙動に関する三次元有限要素法による数値解析を試みてきた<sup>8),9)</sup>. その結果, 曲げ破壊型 RC 梁の耐衝撃挙動を精度良くシミュレート可能である簡易かつ合理的な数値解析手法を提案するまでに至っている.

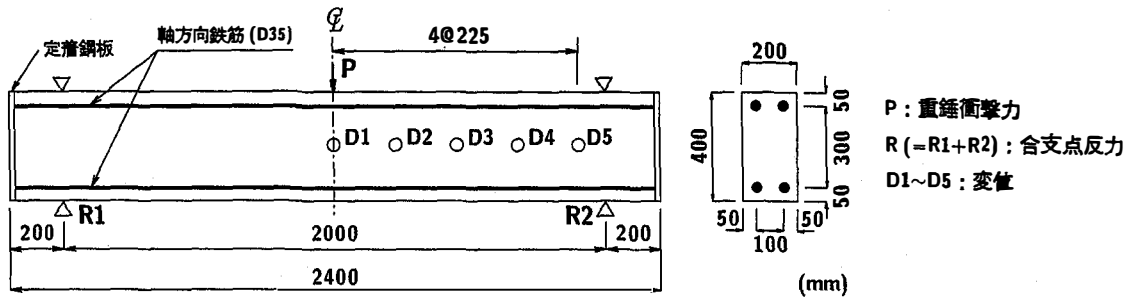
一方, 平成4年に北海道日高支庁のルランベツ覆道において発生した岩塊崩落では, 海側柱部にせん断ひび割れが発生し RC 柱が致命的な損傷を受けた<sup>10)</sup>. これは, 静載荷時には曲げ破壊型となる構造部材も, 衝撃荷重載荷時にはせん断破壊に至る危険性のあること, また, 構造部材は衝撃荷重載荷時においても, 常に曲げ耐力以上のせん断耐力を確保しなければならないことを再認識させる災害であった. 従って, より耐衝撃安全性の高い設計法を確立するためには, RC 梁の場合においても曲げ耐力のみならずせん断耐力に関する耐衝撃設計法を確立することが重要である. また, その確立に向けての検討には, 実験的方法は勿論のこと数値解析的方法の援用の下に効率的に実施されなければならない.

このような観点より, 本研究では, せん断破壊型 RC 梁の耐衝撃挙動を精度良く評価可能な簡易かつ合理的な数値解析手法の確立を目的として, 設計的に静載荷時にせん断破壊で終局に至る RC 梁に対する三次元有限要素法による弾塑性衝撃応答解析を試み, 本数値解析手法の妥当性について検討した. 妥当性検討は, 数値解析結果を別途実施した重錘落下衝撃実験の結果<sup>11),12)</sup> と比較することにより行った. また, 本数値解析には, 基本的に著者らが曲げ破壊型 RC 梁の場合に提案した数値解析手法<sup>8)</sup> と同様の手法を採用している. しかしながら, せん断破壊型 RC 梁の場合には, 曲げ破壊型 RC 梁の場合と異なるひび割れ分布性状を示すことが予想されることより, 梁の断面方向およびスパン方向の要素分割の程度に関しては再検討を行っている. なお, 土木学会のコンクリート標準示方書<sup>13)</sup> によれば, RC 梁の静的せん断耐力はコンクリートの耐力分担とせん断補強筋の耐力分担との加算則から成り立つことが明らかになっている. 従って, 本研究でも第一段階としてコンクリートが分担するせん断耐力のみに着目し, せん断補強筋を有しない RC 梁に関する数値解析を試みた. また, 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. 950)<sup>14)</sup> を用いている.

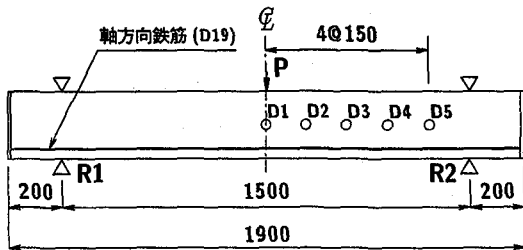
## 2. 実験の概要

## 2.1 試験体の概要

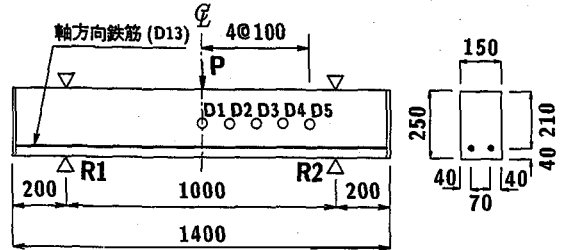
図-1には, 本数値解析で対象とした RC 梁試験体



(a) A-Type



(b) B-Type



(c) C-Type

図-1 試験体の形状寸法

表-1 各試験体の静的設計値一覧

形状 タイプ	主鉄筋 径 (主鉄筋 比 $p_t$ )	純スパン 長 $L$ (せん断 スパン 比 $a/d$ )	静的せん 断耐力 $V_{usc}$ (kN)	静的曲 げ耐力 $P_{usc}$ (kN)	静的せん 断余裕度 $\alpha$
A-Type	D35 (0.0273)	2.0 (2.86)	151.1	443.7	0.34
B-Type	D19 (0.0182)	1.5 (3.57)	68.8	108.7	0.63
C-Type	D13 (0.0080)	1.0 (2.38)	52.3	78.4	0.67

表-2 コンクリートの力学的特性

形状 タイプ	実験時材令 (日)	圧縮強度 $f'_c$ (MPa)	弾性係数 $E_c$ (GPa)	ポアソン比 $\nu_c$
A-Type	21	40.2	26.8	0.23
B, C-Type	29	31.7	24.0	0.22

表-3 軸方向鉄筋の力学的特性

主鉄筋 名称	材質	降伏応力 $\sigma_y$ (MPa)	弾性係数 $E_s$ (GPa)	ポアソン比 $\nu_s$
D35	SD345	375	206	0.3
D19		390		
D13		394		

の形状寸法を測定項目と合わせて示している。図に示すように、対象としたRC梁は形状寸法の異なる3種類のA-, B-, C-Type試験体である。各試験体の形状寸法(梁幅×梁高×純スパン長)は、A-Typeの場合で200×400×2,000 mm, B-Typeの場合で150×250×1,500 mm, C-Typeの場合で150×250×1,000 mmである。用いた軸方向鉄筋はA-, B-, C-Type試験体の場合でそれぞれSD345-D35, -D19, -D13である。これら軸方向鉄筋をA-Type試験体の場合には上下端に2本ずつ配置し、B-, C-Type試験体の場合には下端のみに2本配置している。また、軸方向鉄筋は梁端面でA-Type試験体の場合には厚さ22 mmの定着鋼板に、B-, C-Type試験体の場合には厚さ9 mmの定着鋼板に溶接している。

表-1には、A-, B-, C-Type試験体の静的設計値を一覧にして示している。表中には、主鉄筋比  $p_t$ 、せん断スパン比  $a/d$  の他、コンクリート標準示方書に準拠して算出した静的せん断耐力  $V_{usc}$ 、静的曲げ耐力  $P_{usc}$  および静的せん断余裕度  $\alpha$  (以下、せん断余裕度)を示し

ている。ここで、各耐力は、表-2および表-3に示しているコンクリートおよび軸方向鉄筋の力学的特性を用いて算定している。このうち、 $P_{usc}$ の算定には断面分割法を適用している。また、部材係数には  $\gamma_b = 1.0$  を用いている。せん断余裕度  $\alpha$  はこの  $V_{usc}$  を  $P_{usc}$  で除した値であり、 $\alpha < 1.0$  は設計的に静載荷時にRC梁がせん断破壊で終局に至ることを意味している。

## 2.2 重錘落下衝撃実験の概要

写真-1には、A-Type試験体の場合を例に本重錘落下衝撃実験の状況を示している。写真に示すように、試験体は反力測定用のロードセルおよび跳ね上がり防止用治具が取り付けられている支点治具上に設置している。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。このような設置状態の下、実験は

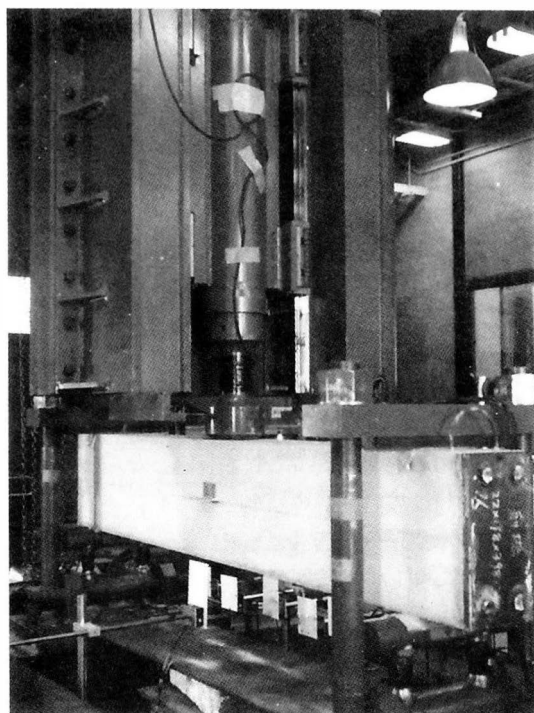


写真-1 重錘落下衝撃実験の状況 (A-Type 試験体)

質量  $M = 300$  kg, 直径  $\phi = 200$  mm ( 載荷点部直径は 150 mm ) の円柱状鋼製重錘を, 所定の高さから RC 梁のスパン中央部へ一度だけ自由落下させることにより行っている. 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 1,407 mm で高さ 2 mm のテーパを有する球形形状となっている.

実験における測定項目は, 図-1 に示すように, 重錘衝撃力  $P$ , 合支点反力  $R$  ( 以後, 単に支点反力 ) および梁側面における変位  $D1 \sim D5$  に関する各応答波形である. ここで,  $P$  の測定には容量および応答周波数がそれぞれ 1,470 kN, DC ~ 4.0 kHz の起歪柱型ロードセルを,  $R$  の測定には容量 980 kN, 応答周波数 DC ~ 2.4 kHz の同型ロードセルを用いている. また,  $D1 \sim D5$  の測定にはストローク 200 mm, 応答周波数 DC ~ 915 Hz のレーザ式変位計を用いている. なお, 重錘衝撃力波形  $P$  および支点反力波形  $R$  に関しては, 高周波成分を除去するために A/D 変換後 2.5 ms の矩形移動平均法により数値的なフィルター処理を施している<sup>8)</sup>. このフィルター処理法は, 後述する数値解析より得られる  $P, R$  の波形に対しても同様に適用している.

### 3. 数値解析の概要

#### 3.1 数値解析ケース

表-4 には, 本数値解析ケースの一覧を示している. 表中には, 試験体名, 梁の形状タイプ, 重錘の衝突速度  $V$  の他, 比較対象とした実験より得られた載荷点部の実測残留変位  $\delta_r$  および  $\delta_r$  の純スパン長  $L$  に対する比

表-4 解析ケースの一覧

試験体名	梁の形状タイプ	重錘の衝突速度 $V$ (m/s)	実測残留変位 $\delta_r$ (mm)	実測残留変位の純スパン長に対する比 $\delta_r / L$ (%)
A-1	A-Type	1	0.1	0.01
A-4		4	1.7	0.09
A-5		5	4.1	0.21
A-6		6	6.7	0.34
B-1	B-Type	1	1.0	0.07
B-3		3	10.0	0.67
B-4		4	25.6	1.70
C-1	C-Type	1	0.3	0.03
C-2		2	4.8	0.48
C-3		3	13.7	1.37

$\delta_r / L$  も合わせて示している. ここで, 試験体名は, 梁の形状タイプと重錘の衝突速度を組み合わせるにより示している. 形状タイプは, 図-1 に示すように断面寸法および純スパン長の異なる 3 種類を設定している. 重錘の衝突速度  $V$  は, 著者らが過去に行った実験結果から, 真にせん断破壊を起こす時の RC 梁の残留変位量  $\delta_r$  が, 主鉄筋比, せん断スパン比や断面寸法に関わらず純スパン長の 1 ~ 2 % 程度であることが明らかになっていることより<sup>11)</sup>, 実験時に  $\delta_r$  が 2 % を超えないケースを対象として表に示すとおり設定している. また, 本数値解析では, 特に RC 梁の弾塑性域の耐衝撃挙動に対する妥当性検討を目的としている. しかしながら, 弾性範囲内における本解析手法の妥当性も合わせて検討するため,  $V = 1$  m/s の場合の数値計算も行っている. 以上より, 本解析ケースは, 表-4 に示す全 10 ケースである.

#### 3.2 数値解析モデル

図-2 には, RC 梁の要素分割が解析精度に与える影響を確認した後, 最終的に本数値解析に用いた RC 梁, 重錘および支点治具の有限要素モデルの一例 ( A-Type 試験体 ) 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. また, 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-2 に示す有限要素モデルの場合で, それぞれ 5,475 および 4,102 である.

有限要素モデルに関して詳細に見ると, RC 梁モデルの場合には, 実験で用いた梁の形状寸法に従っ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要素として簡略化している. なお, A-Type 試験体の場合には, RC 梁の要素分割に関する解析精度の検討を行うため, 梁の断面方向およびスパン方向に関する要素分割数をそれぞれ 3 種類ほど変化させて有限要

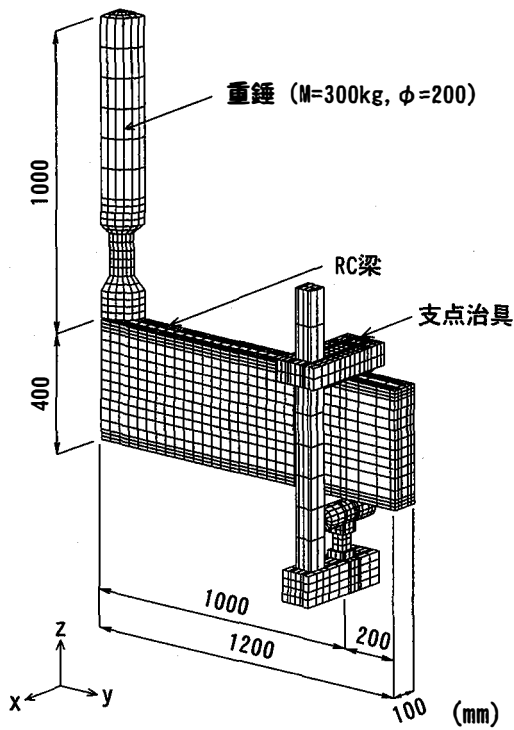


図-2 有限要素モデルの一例 (A-Type 試験体)

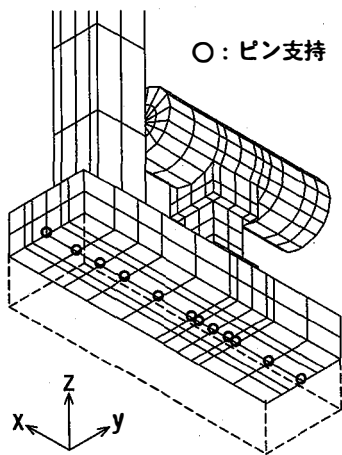


図-3 支点治具底部における境界条件

素モデルを作成している。一方、重錘の有限要素モデルは、全長 1.0 m がかつ直径 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 に絞り込んでモデル化し、底部を高さ 2 mm の球形状から扁平状に簡略化している。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。支点治具モデルに関しては、過去の曲げ破壊型 RC 梁に関する検討結果、支点治具をなるべく実際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<sup>8)</sup>、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、支点治具の底部には、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-3に示すように、回転中心に相当する軸中心

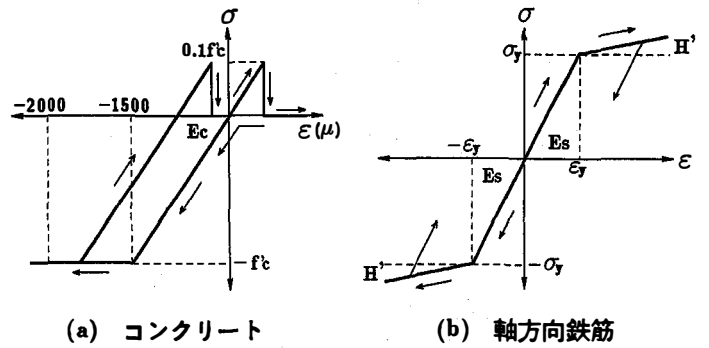


図-4 応力-歪特性

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、主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面と面の接触・剝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確認されなかったことや、解析所要時間をなるべく短縮したいことより、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 40 ms 間としている。1 ケース当たりの解析所要時間は、図-2 に示されている程度の要素分割に対して約 2 時間 (HP9000/C240 使用時) である。

### 3.3 材料物性モデル

コンクリート要素に用いた物性モデルは、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である。ここで、コンクリートは 0.15 % 歪に達した状態で降伏するものと仮定して完全弾塑性体のバイリニア型にモデル化した。降伏応力には表-2に示す圧縮強度  $f_c$  を仮定し、引張側の破壊圧力には降伏応力の 1/10 を仮定した。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ている。

一方、軸方向鉄筋要素に用いた物性モデルは、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である。材料定数には、表-3に示しているように、弾性係数  $E$ 、およびポアソン比  $\nu$  には公称値を、降伏応力  $\sigma_y$  には引張試験結果を採用することとした。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  $H'$  は過去の研究成果と同様に弾性係数  $E$  の 1 % と仮定した<sup>8)</sup>。その他の要素 (重錘、支点治具および定着鋼板) に関しては弾性体

モデルを適用し、弾性係数  $E$ 、ポアソン比  $\nu$  をそれぞれ  $E = 206 \text{ GPa}$ 、 $\nu = 0.3$  と仮定している。図-4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-歪特性を图示している。なお、本研究では、質量に比例する粘性減衰定数には、最低次固有振動数に対して5%を設定している。また、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手法の確立を目的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. RC梁のモデル化による解析精度の検討

要素分割数が解析精度におよぼす影響は、過去に著者らによって曲げ破壊型RC梁を対象として検討されている<sup>8)</sup>。しかしながら、RC梁がせん断型で破壊する場合には、曲げ破壊型の場合と異なり、梁には斜めひび割れが顕在化することが予想される。このようにひび割れ分布性状が全く異なる場合の数値解析を行うに際しては、要素分割数と解析精度の関係を再度確認しておく必要があるものと判断される。そのため、ここではRC梁の断面方向（梁高および梁幅方向）およびスパン方向の要素分割数の程度が解析精度におよぼす影響に関して検討を行うこととした。なお、各項目間の影響度合いを検討する場合には膨大な計算を要することより、ここでは最終的に採用したRC梁モデル3.2を基本として、各検討項目単独のパラメータのみを変化させ、その影響度合いを検討することとした。

##### 4.1 断面方向の要素分割数に関する検討

図-5には、A-Type試験体に関する断面方向の要素分割ケースを示している。図に示すように、ここで設定した要素分割数は、 $3 \times 8$ 分割、 $5 \times 12$ 分割および $5 \times 16$ 分割の3ケースである。各上下端鉄筋間のコンクリート要素の高さはそれぞれ梁高の $1/6$ 、 $1/9$ 、 $1/12$ 程度である。また、かぶり部分は、上下端鉄筋間のコンクリート要素分割数に応じて1~3分割と変化させている。なお、スパン方向の分割数に関しては、各ケースとも載荷点と支点間を27分割と同一にしている。

図-6には、図-5に示した3ケースの数値解析結果を実験結果と比較して示している。ここでは重錘衝撃力波形  $P$ 、支点反力波形  $R$  および載荷点変位波形  $D1$  の3項目に着目して検討することとした。また、各波形は重錘の衝突時より10ms前に時間軸を仮定して整理することとした。なお、数値解析結果の重錘衝撃力および支点反力値は、それぞれ重錘とコンクリート要素および支点治具とコンクリート要素間に定義した接触面に生じる鉛直方向接触反力を集積することにより評価している。

図より、衝突速度  $V = 1 \text{ m/s}$  の場合における結果を見ると、重錘衝撃力波形  $P$  は、いずれの解析ケースも

実験結果と大略類似した正弦半波の分布性状を示していることが分かる。支点反力  $R$  および載荷点変位  $D1$  の場合には、各解析ケースの波動は重錘衝撃力の作用後、実験結果と同様に自由振動状態を示している。しかしながら、その振動周期は各解析ケースで異なっており、ここでは $5 \times 16$ 分割の場合が実験結果を最も良く再現していることが分かる。なお、自由振動状態において、実験結果では負の反力の発生していることが確認される。これは、1) 実験時に支点部のRC梁の浮き上がり防止するために、写真-1に示される跳ね上がり防止用治具にボルトを介して事前に締め付け力を導入していること、2) この締め付け力は支点反力測定用ロードセルに感知されているが、この状態を初期値として実験を実施することにより、締め付け力以内の負反力が測定可能になる、ことによるものである。しかしながら、数値解析では簡略化のためにボルトによる事前締め付け力の導入処理を施していないことより、負反力発生時は零応力として評価されることとなる。

次に、梁が塑性域に達する  $V \geq 4 \text{ m/s}$  における結果を見ると、重錘衝撃力波形  $P$  はいずれの解析ケースにおいても、継続時間が短く振幅の大きい波形成分と継続時間が比較的長く振幅の小さい波形成分の二波から成る分布性状を示している。また、これらの分布性状は実験結果に比較的良く対応している。しかしながら、第二波目の波動の立ち上がりに関しては、 $3 \times 8$ 分割と $5 \times 12$ 分割の場合が若干遅く示されている。

一方、支点反力波形  $R$  の場合にも、全ての解析ケースにおいて、波動は継続時間や振幅の異なる二波が合成されたような分布性状を示している。これらの分布性状も実験結果に比較的良く対応している。さらに、載荷点変位波形  $D1$  について見ると、 $V = 4, 5 \text{ m/s}$  の場合には、いずれの解析ケースの波動も立ち上がりから最大応答値程度までは実験結果を大略再現しているものと考えられる。最大応答値以降の波動に関しては、その振動特性や残留変位量等に解析結果と実験結果で差異が生じている。これは、RC梁に発生する斜めひび割れの程度や発生場所等が、両結果で完全には一致しないことによるものと推察される。 $V = 6 \text{ m/s}$  の場合には、いずれの解析結果も実験結果に比べて振幅が小さい。これは、後述するひび割れ分布からも明らかのように、実験では支点部近傍のかぶりコンクリートが剝落するような著しい損傷を受けていることより、本数値解析に用いた単純な構成則ではこのような状態に対処することが難しいためと考えられる。

以上より、要素分割が $3 \times 8$ 程度と比較的小さい場合にも、実験結果より得られる重錘衝撃力、支点反力および載荷点変位波形を大略再現できることが明らかになった。これは、曲げ破壊型RC梁の場合に $3 \times 6$ 分割程度でも各応答波形に関する実験結果を良くシミュレートしている結果に類似している<sup>8)</sup>。しかしながら、 $5 \times$

16分割の場合には、弾性域における振動周期や弾塑性域における重錘衝撃力波形の第二波目の立ち上がりをより精度良くシミュレートしていることより、ここでは上下端鉄筋間のコンクリート要素の高さが梁高の約1/12である5×16分割のモデルを採用することとした。

#### 4.2 スパン方向の要素分割数に関する検討

図-7には、A-Type 試験体に関するスパン方向の要素分割ケースを示している。ここでは、載荷点から支点までを7分割、14分割および27分割した3ケースを設定している。張出し部の要素分割数に関しては、この部分の要素分割数が梁全体の耐衝撃挙動へ与える影響が少ないものと判断されることより、全てのケースに対して同様に4分割とした。なお、実験時にはひび割れが張出し部にほとんど生じていないことを確認している。

図-8には、各数値解析結果を実験結果と比較して示している。ここでも、重錘衝撃力波形  $P$ 、支点反力波形  $R$  および載荷点変位波形  $D1$  の3項目に着目している。図より、衝突速度  $V = 1 \text{ m/s}$  の場合における結果を見ると、重錘衝撃力波形  $P$  に関する各解析ケースの波動は、実験結果に類似した正弦半波状となっていることが分かる。支点反力波形  $R$  および載荷点変位波形  $D1$  に関しては、各解析ケースの波動が重錘衝撃力波形  $P$  に対応して正弦半波状を呈した後、実験結果と同様に自由振動状態に至っている。この振動状態は解析ケースによって異なっており、7分割の場合には明確な振動状態が示されていないが、14分割の場合には周期が短

く振幅の大きい振動状態を呈している。ここでは、27分割の場合が実験結果の周期や振幅の大きさを最も良く再現しているようである。

$V \geq 4 \text{ m/s}$  の場合には、重錘衝撃力波形  $P$  はいずれの解析ケースにおいても継続時間や振幅の異なる二波から成り、実験結果と類似した分布性状を示している。しかしながら、7分割の場合の波動継続時間は実験結果より短く、また14分割の場合の振幅は実験結果より大きく示され、いずれの場合も実験結果の分布と若干異なった性状を示している。一方、支点反力波形  $R$  について見ると、7分割の場合の最大支点反力が実験結果に比べて小さく、波動も最大支点反力値到達後直線的に減少し

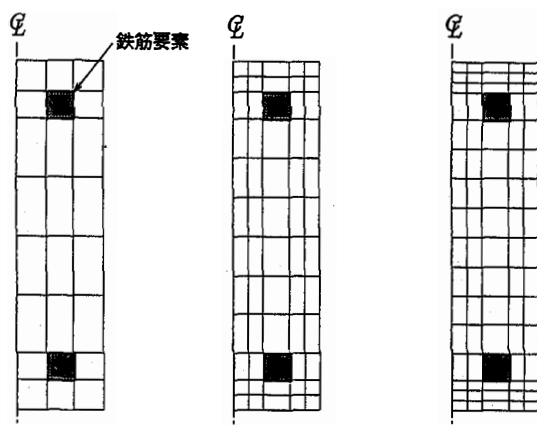


図-5 断面方向の要素分割ケース (A-Type 試験体)

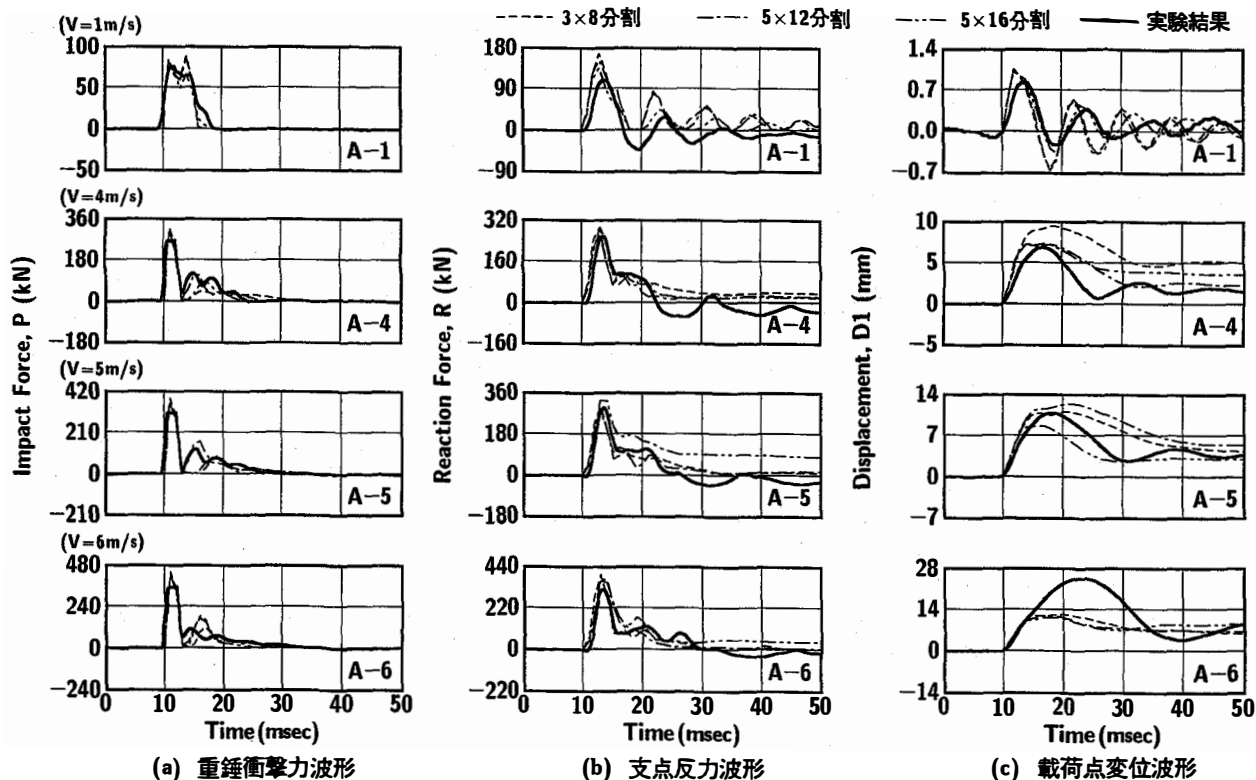


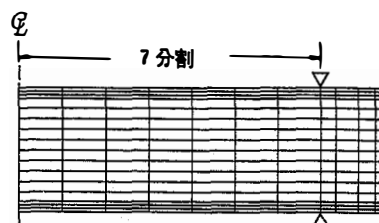
図-6 断面方向の要素分割数の影響 (A-Type 試験体)

ている。また、14分割の場合の最大支点反力は実験結果より大きく、波動も正弦半波に近い分布性状を示している。ここでも27分割の場合が、二波が合成されたような分布性状を示す実験結果に最も良く対応している。さらに、載荷点変位波形 D1 の場合について見ると、 $V = 4, 5 \text{ m/s}$  の場合には、各解析ケースの波動は立ち上がりから最大変位値程度までは実験結果の波動と比較的良く対応している。 $V = 6 \text{ m/s}$  の場合には、前節の考察と同様に全解析ケースの振幅が実験結果に比べて小さく示されている。また、最大変位値以降の波動に関しては、7分割の場合には振動状態が示されず、最大値程度の振幅で残留している。14分割の場合には振動状態を示すものの実験結果に比べて振動周期は短い。27分割の場合には、波動の振幅が完全には実験結果と合致しないものの、その周期は  $V = 6 \text{ m/s}$  の場合を除き類似している。

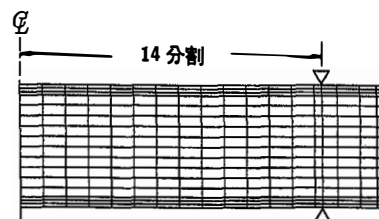
以上より、分割数を7, 14, 27分割と変化させた場合の各波形には、1) 7分割の場合には分割数が極端に少ないため、支点反力波形や載荷点変位波形の分布性状が実験結果と大きく異なる、2) 分割数を14分割に増加させる場合には、各波形の分布性状は実験結果に類似しているものの、未だ最大重錘衝撃力や最大支点反力は実験結果より大きく、かつ変位波形の振動周期も短く示される傾向にある、3) 27分割とする場合には、各波形の分布性状のみならず最大応答値や振動周期も実験結果と比較的良く対応する傾向にあることが明らかになった。

従って、以降の数値解析には、実験時にコンクリート

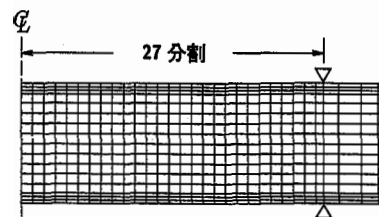
が剥落するような著しい損傷状態に至る場合を除いて、弾性域および弾塑性域における実験結果の重錘衝撃力、支点反力および載荷点変位波形を平均的に良くシミュレ



(a) 7 分割

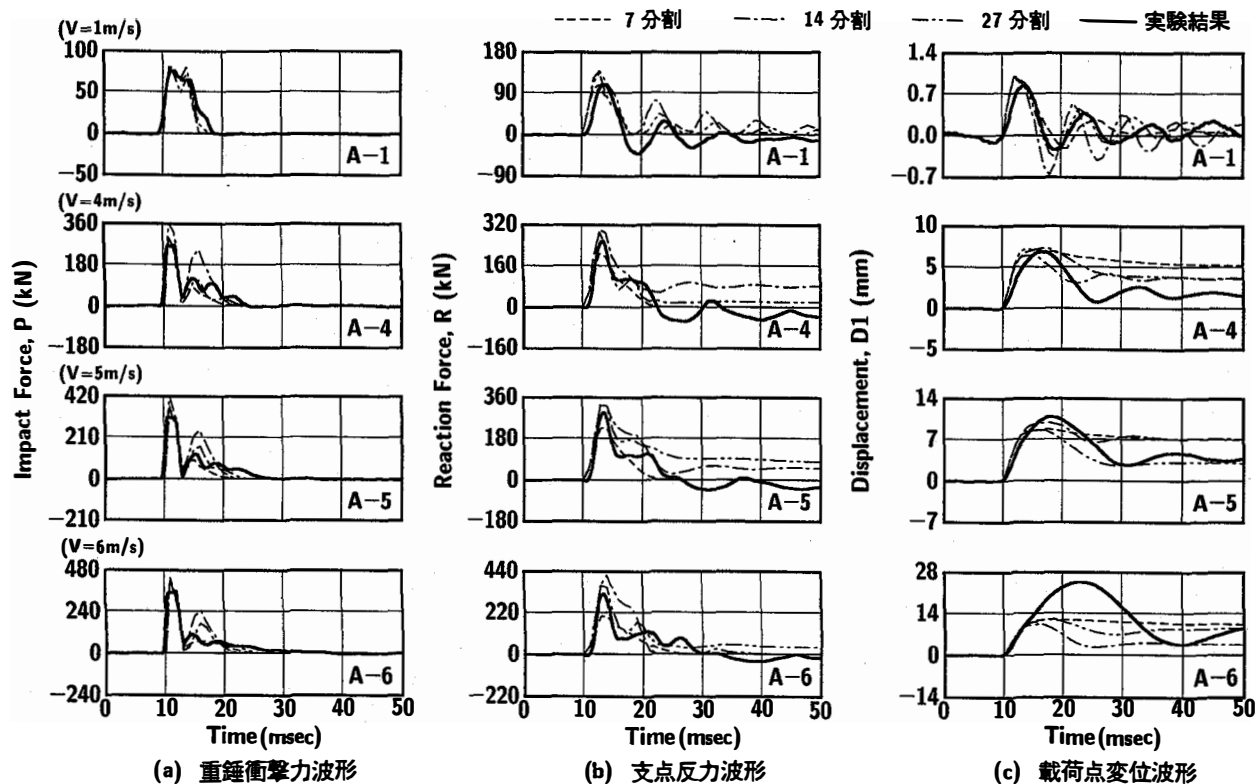


(b) 14 分割



(c) 27 分割

図-7 スパン方向の要素分割ケース (A-Type 試験体)



(a) 重錘衝撃力波形

(b) 支点反力波形

(c) 載荷点変位波形

図-8 スパン方向の要素分割数の影響 (A-Type 試験体)



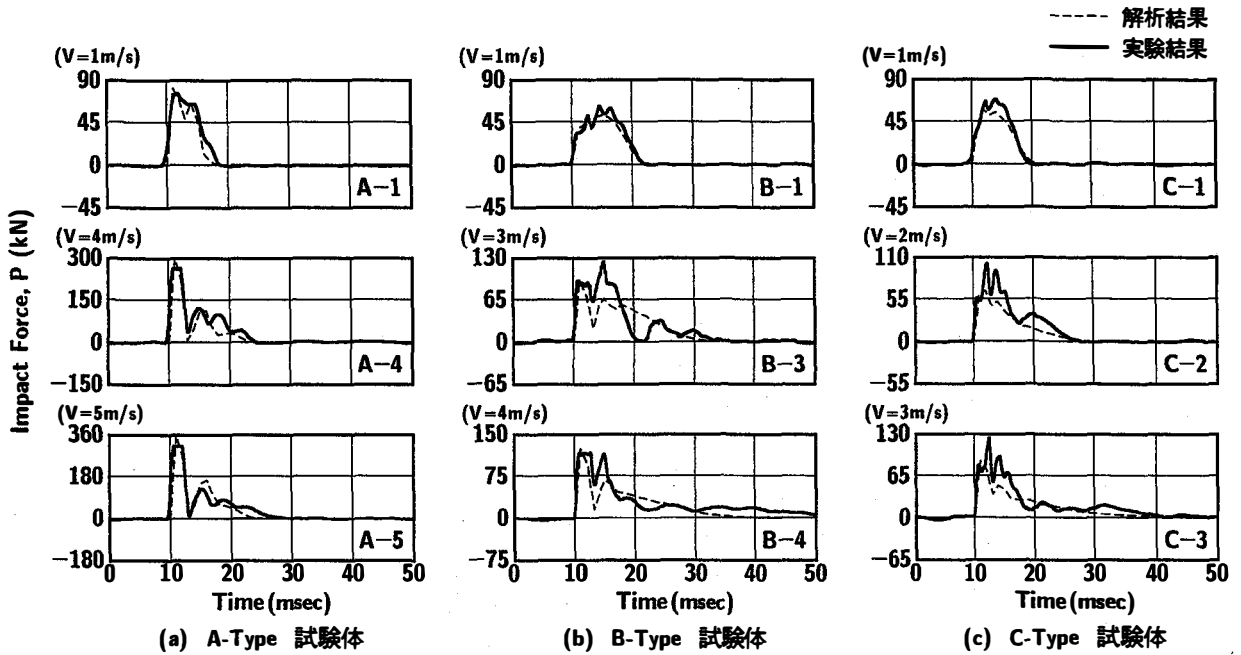


図-9 重錘衝撃力波形に関する比較

ートしている 27 分割を採用することとした。なお、このスパン方向の分割数は、曲げ破壊型 RC 梁の場合に設定した分割数と同程度である<sup>8)</sup>。

### 5. 数値解析結果と実験結果の比較

単純な構成則を用いたせん断破壊型 RC 梁の弾塑性衝撃応答解析を確立することを目的として、前章の解析精度に関する検討結果を基に、表-4 に示した全 10 体に対する弾塑性衝撃応答解析を行い、実験結果との比較を試みた。以下、各項目ごとに考察を行う。

#### 5.1 重錘衝撃力波形に関する比較

図-9 には、A-, B-, C-Type 試験体の重錘衝撃力波形  $P$  に関する数値解析結果と実験結果を比較して示している。ここでは、紙面の都合により A-Type 試験体の衝突速度  $V = 6 \text{ m/s}$  の結果は省略している。なお、以降の検討もこれと同様の方法により行っている。

図より、各梁が弾性的な応答性状を示すと考えられる  $V = 1 \text{ m/s}$  の場合に関する結果を見ると、いずれの試験体の波動も数値解析結果と実験結果で良く対応した正弦半波状を呈していることが分かる。 $V > 1 \text{ m/s}$  の場合について見ると、A-Type 試験体の場合には、完全に分離した二波から成る分布特性を示しているが、解析結果は実験結果を良くシミュレートしている。B-Type および C-Type 試験体の場合には、実験結果は継続時間が 10 ms 程度で高周波成分を有する第一波とその後の振幅の小さい第二波が合成されたような分布性状を示している。また、波動の継続時間は衝突速度  $V$  の増加に伴い増大している。これに対して、数値解析結果は高周波成

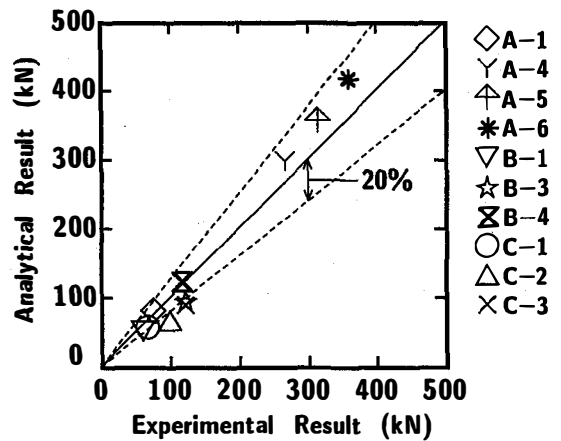


図-10 最大重錘衝撃力に関する比較

分の振幅の大きさを精度良くシミュレートするには至っていないものの、初期の波動の立ち上がり勾配や継続時間を含め実験結果の分布性状を大略再現していることが分かる。

図-10 には、全試験体の最大重錘衝撃力に関する数値解析結果と実験結果を比較して示している。図中の 45° 勾配を有する実直線は、数値解析結果と実験結果が一致していることを、破線はそれに対して 20% の誤差幅を意味している。すなわち、この実直線より下側の領域は実験結果が大きいことを、上側の領域は数値解析結果が大きいことを表している。図より、C-2 および C-3 試験体を除くと、解析値と実験値との誤差は 20% 程度以下であり、本数値解析手法を用いることにより、ほぼ最大重錘衝撃力値を推定可能であることが分かる。なお、C-2, C-3 試験体の場合に差異が大きく生じる理由は、図-9 の重錘衝撃力波形に示されるように、実験時の高周



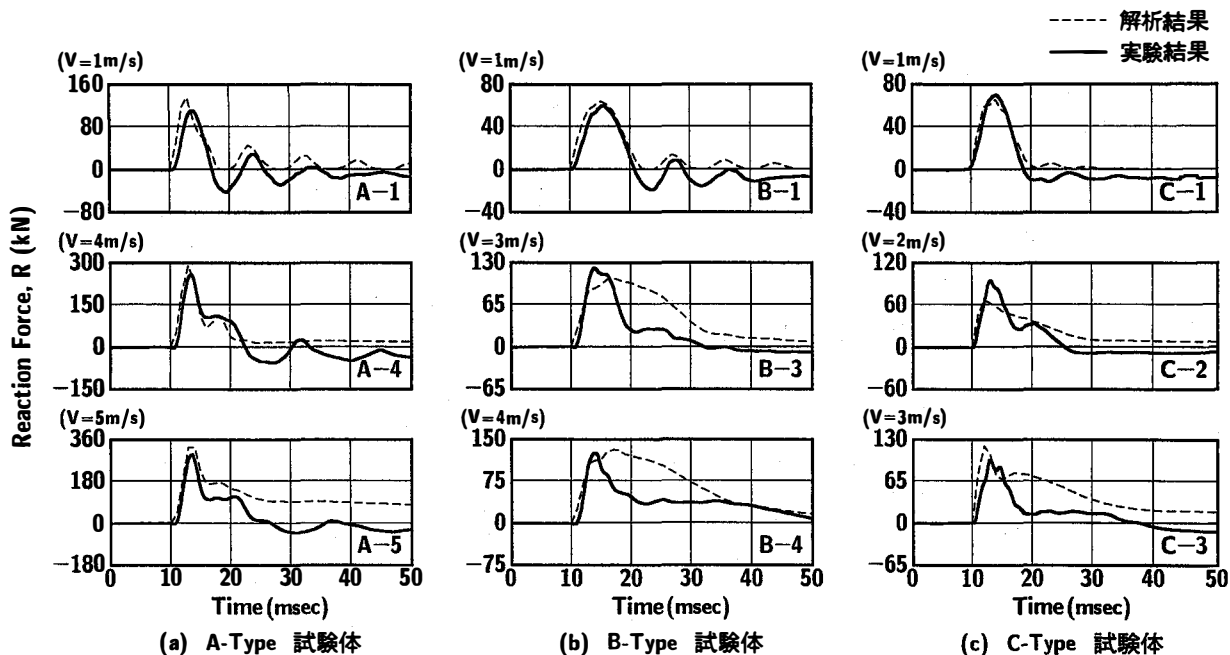


図-1 1 支点反力波形に関する比較

波成分が本解析において精度良く再現できていないためである。

### 5.2 支点反力波形に関する比較

図-1 1には、A-, B-, C-Type 試験体の支点反力波形  $R$  に関する数値解析結果と実験結果を比較して示している。衝突速度  $V = 1 \text{ m/s}$  の場合に関する結果を見ると、実験結果は重錘衝撃力波形  $P$  の正弦半波の入力波に対応した応答分布を示し、除荷後減衰自由振動が励起されている。本数値解析の場合には、負荷状態時に零応答を示している以外、ほぼ実験結果の分布性状を再現していることが分かる。

一方、 $V > 1 \text{ m/s}$  の場合には、波動の立ち上がりから最大支点反力値程度までは、解析結果と実験結果で比較的良く対応している。しかしながら、最大支点反力値以降に関しては、数値解析結果の波動の振幅が実験結果より大きく示される傾向にあることが分かる。これは、実験結果の場合には、斜めひび割れの発生によってコンクリートと主鉄筋によるせん断抵抗力が減少し、その後の余剰入力エネルギーに対して斜めひび割れ部の主鉄筋のみがせん断力に抵抗している状態を表している<sup>11)</sup> のに対して、本数値解析の場合には、A-Type 試験体を除きこのような分布性状が再現されていないためである。この点に関しては、今後さらに詳細に検討を行う予定である。

図-1 2には、図-1 0と類似の全試験体の最大支点反力に関する数値解析結果と実験結果を比較して示している。図より、解析結果と実験結果との誤差は、C-2 試験体を除くと 15% 程度以下であり、両者の値が比較的良く対応していることが分かる。これより、最大支点反

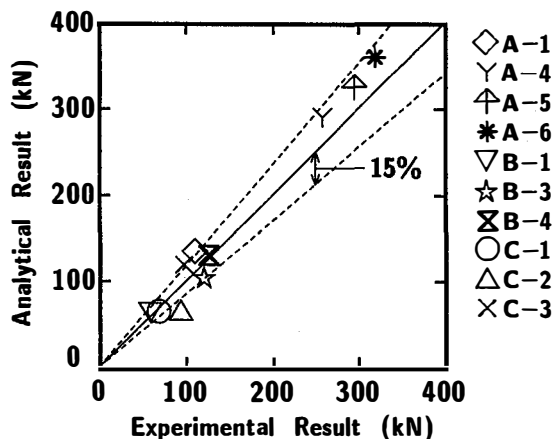


図-1 2 最大支点反力に関する比較

力は単純な構成則に基づく本数値解析手法を用いることにより、十分精度良く評価できることが明らかになった。

### 5.3 載荷点変位波形に関する比較

図-1 3には、A-, B-, C-Type 試験体の載荷点変位波形  $D1$  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、衝突速度  $V = 1 \text{ m/s}$  の場合には、重錘衝撃力波形  $P$  や支点反力波形  $R$  と同様に、試験体の種類に関わらず波動の立ち上がりから自由振動状態に至るまで、解析結果は実験結果を精度良く再現していることが分かる。さらに、斜めひび割れが発生するような衝突速度の大きい場合においても、立ち上がりより最大応答値程度までの波動は、B-4, C-3 試験体の場合を除き、両者で良く対応している。しかしながら、最大応答値以降の波動は適切に再現できていない。なお、B-4, C-3 試験体の場合には、実験における最大応答値の 1/2 程度の

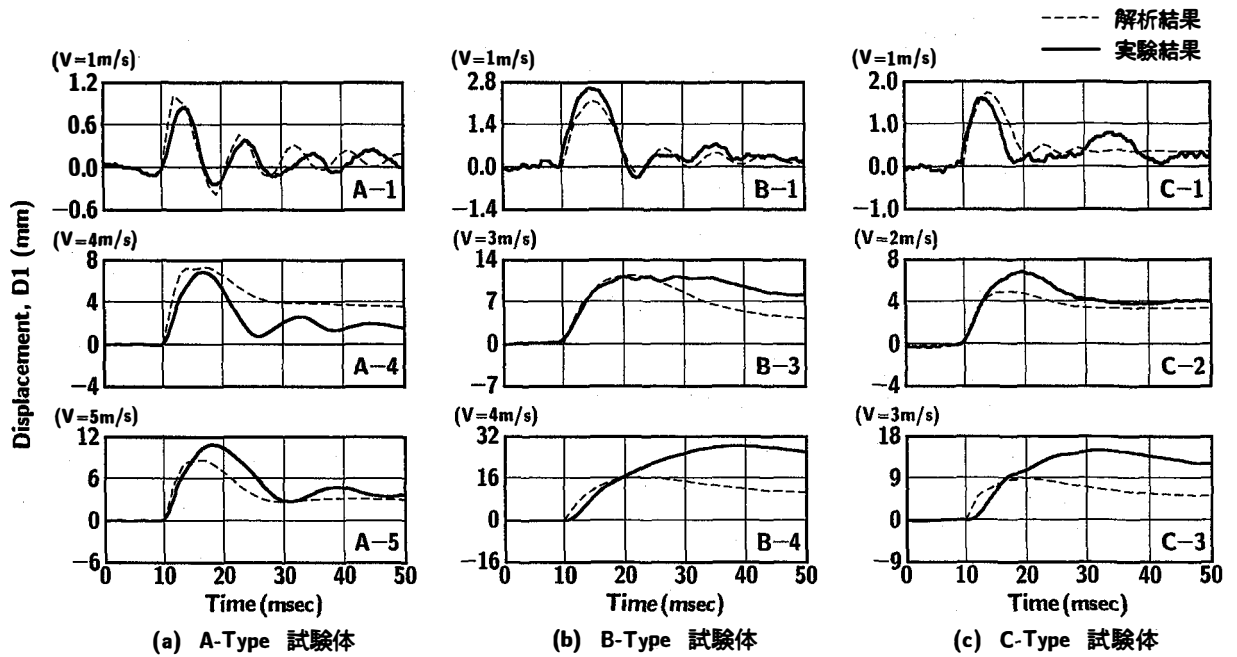


図-1 3 載荷点変位波形に関する比較

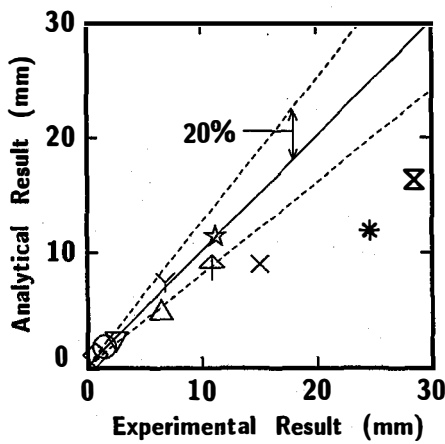


図-1 4 最大載荷点変位に関する比較

変位量に達した時点より両者の波動に差異が生じている。このような場合、実験では後節の図-1 6 のひび割れ分布に示すように、支点部近傍の主鉄筋は大きく塑性変形し、梁下縁のコンクリートは剝落した状態になっている。

図-1 4 には、図-1 0、-1 2 と同様に全試験体の最大載荷点変位に関する数値解析結果と実験結果を比較して示している。図より、損傷が著しい各形状タイプの最終速度に用いた A-6、B-4、C-3 試験体の場合には、解析結果は実験結果を適切に評価することが不可能であることが分かる。しかしながら、その他の試験体に関しては、両者の最大応答変位は良く対応していることが分かる。図-1 5 には、複鉄筋および単鉄筋梁のうち、A-4 および B-3 試験体に着目した場合の最大応答変位発生時近傍までの軸方向変位分布を解析結果と実験結果で比較して示している。ここでは、重錘の衝突時を 0 ms として整理している。図より、いずれの試験体においても、

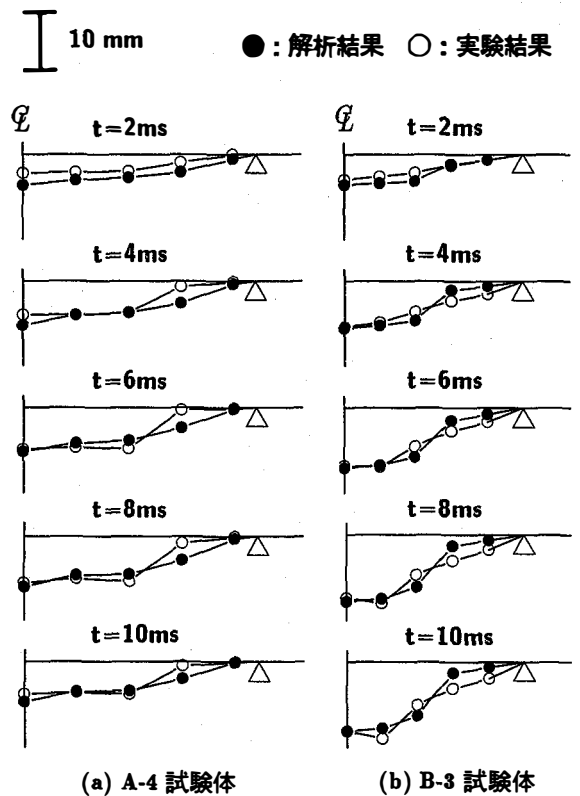


図-1 5 軸方向変位分布に関する比較

各時間ごとの変位分布は解析結果と実験結果で大略類似していることが分かる。

これより、梁下面のコンクリートが剝落するよう著しい破壊に至る場合を除き、本数値解析手法を用いることにより最大応答変位までの挙動を精度良くシミュレート可能であることが明らかになった。

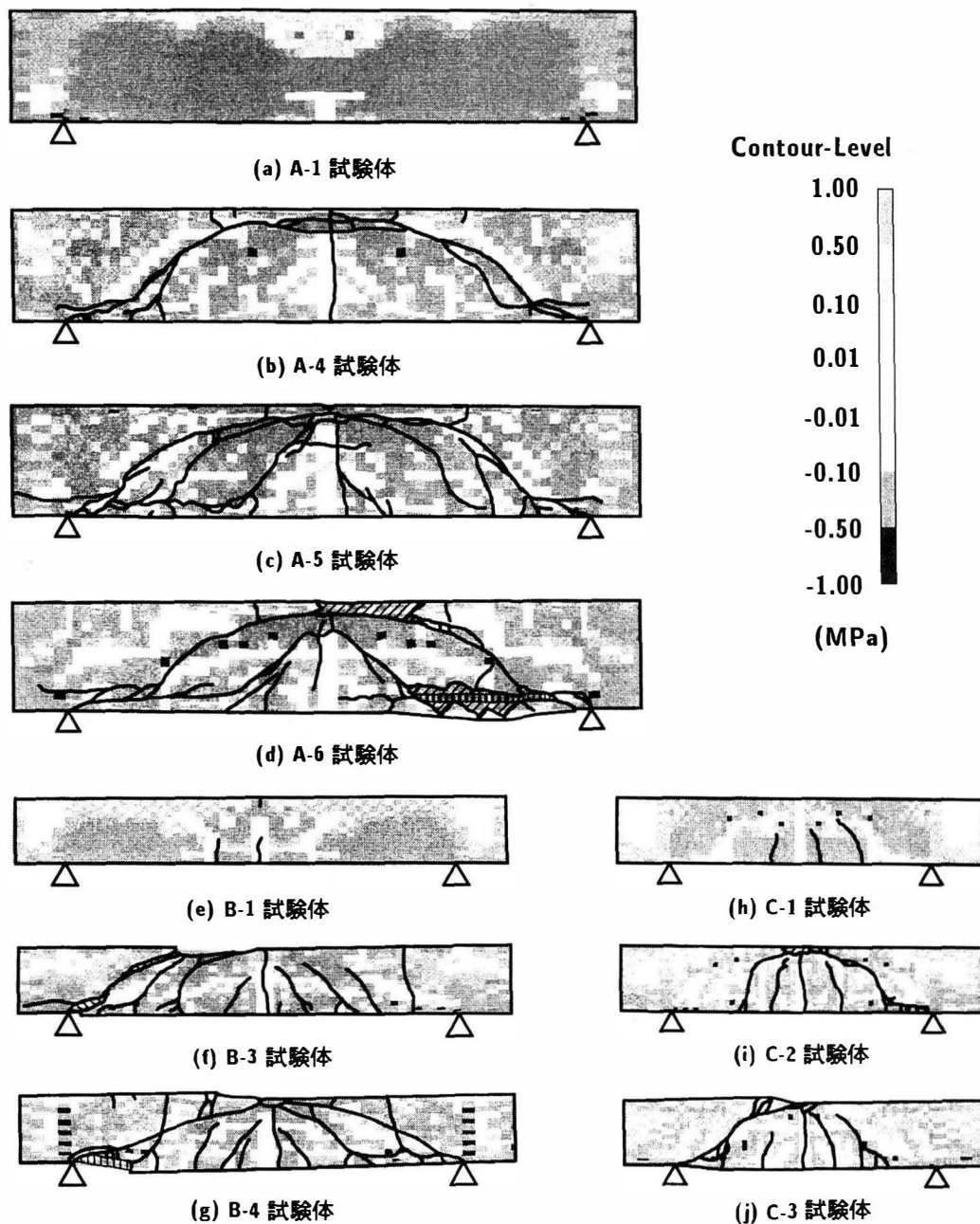


図-16 実験終了後のコンクリートのひび割れ分布と最大変位発生時近傍の第1主応力分布

#### 5.4 実験終了後のコンクリートのひび割れ分布と第1主応力分布の関係

比較的大きな引張応力が発生する領域において、最大応答時近傍における第1主応力が零応力を示している場合には、仮定した構成則よりコンクリート要素にひび割れが発生しているものと推察される。ここでは、このような考え方に基づいて実施した、数値解析結果のひび割れ分布予測と実験結果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うこととする。

図-16には、RC梁の最大応答変位発生時近傍における梁側面の第1主応力分布を実験終了後のRC梁側面に発生したひび割れ分布（図中、黒色実線）と重ねて示している。数値解析結果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。なお、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。また、図中実験結果のひび割れ分布に見られる斜線部分は、コンクリートが剝離したことを示している。特に、A-6試験体の上縁斜線部では重錘直径より外側のコンクリートが梁幅方向にも剝落していることを確認している。

図より、衝突速度が  $V = 1 \text{ m/s}$  である A-1, B-1, C-1 試験体の場合には、梁下縁から白色分布が進展していることが分かる。この白色分布は第1主応力が零応力であることを表している。C-1試験体の場合には純スパンの1/4点より発生した白色分布が載荷点部に向かって進展している。これらの分布性状は、A-1試験体の場合を除

くと実験終了後のひび割れ性状に大略対応している。

一方、 $V > 1 \text{ m/s}$  であり塑性域に達するような試験体の場合には、梁の形状タイプに関わらず、載荷点部下縁から上縁に垂直に進展する白色分布の他、載荷点部から支点部に至るアーチ状に進展する白色分布や載荷点部から  $45^\circ$  程度の角度で梁下縁に進展する白色分布が見られる。これらの数値解析結果より予測されるひび割れ分布は、実験時に載荷点部および梁下縁のコンクリートが著しく剝落している A-6 試験体の場合を除き、実験終了後のひび割れ分布を非常に良く再現しているものと判断される。

## 6. まとめ

本研究では、せん断破壊型 RC 梁の耐衝撃挙動を精度良く評価可能な簡易かつ合理的な数値解析手法の確立を目的として、せん断補強筋を有しないせん断破壊型 RC 梁に対する三次元有限要素法による弾塑性衝撃応答解析を試みた。また、本数値解析結果を別途実施した重錘落下衝撃実験の結果と比較することにより、本解析手法の妥当性について検討を行った。本研究より得られた結果を要約すると、以下のとおりである。

- 1) RC 梁の断面の要素分割において、一要素の梁高方向の大きさが梁高の  $1/6$  程度でも工学的に十分な解析精度を得ることができる。
- 2) RC 梁のスパン方向の要素分割において、分割数が少ない場合には最大重錘衝撃力や最大支点反力が精度良く評価されない可能性がある。載荷点と支点間を 27 分割程度とすることにより、工学的には十分な解析精度を得ることができる。
- 3) 重錘衝撃力波形や支点反力波形は、それぞれ高周波成分、最大応答以降の振幅の大小を除き大略再現できる。また、最大重錘衝撃力、最大支点反力はそれぞれ 20 % および 15 % 程度以下の誤差で評価可能である。
- 4) 梁下端コンクリートが剝落するような著しい破壊に至る場合を除き、最大応答変位近傍までの変位波形および軸方向変位分布は精度良く再現できる。
- 5) 最大応答変位発生時近傍における第 1 主応力分布を算定することにより、発生するせん断ひび割れ分布が推定可能である。
- 6) 1)~5) より、曲げ破壊型 RC 梁の場合に提案した数値解析手法を用い、かつ適切な要素分割を施すことで、せん断補強筋を有しないせん断破壊型 RC 梁の耐衝撃挙動が大略評価可能である。

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佐井拓磨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) 山口弘, 藤本一男, 野村設郎: 高速荷重を受ける鉄筋コンクリート梁の動的応答解析, 構造工学論文集, Vol. 32B, pp.189-199, 1986.
- 2) 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.
- 3) 中田吉彦, 梶谷 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.1761-1772, 1998.
- 4) 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.
- 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・プレナリシ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) 構造工学シリーズ 8, ロックシェットの耐衝撃設計, 土木学会, 1998.
- 7) 日本道路協会: 道路橋示方書 (V 耐震設計編)・同解説, 1996.
- 8) 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.
- 9) 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.
- 10) 佐藤昌志, 熊谷守晃, 西 弘明, 松岡健一: ルランベツ覆道の落石災害時における衝撃挙動の解析, 構造工学論文集, Vol.41A, pp.1193-1200, 1995.
- 11) 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 梁の単一載荷衝撃実験, 構造工学論文集, Vol.46A, pp.1809-1818, 2000.
- 12) 安藤智啓, 岸 徳光, 三上 浩, 松岡健一: 繰り返し衝撃荷重を受けるせん断破壊型 RC 梁の耐衝撃性におよぼすせん断補強筋量の影響, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.22, No.3, pp.535-540, 2000.
- 13) 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.
- 14) John O Hallquist: LS-DYNA User's Manual, Livermore Software Technology Corporation, 1999.

(2000 年 9 月 14 日受付)