

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

岸 徳光¹・三上 浩²・松岡健一³・安藤智啓⁴

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

² フェロー会員 工博 三井建設(株)技術研究所 主任研究員 (〒270-0132 流山市駒木 518-1)

³ フェロー会員 工博 室蘭工業大学教授 建設システム工学科 (〒050-8585 室蘭市水元町 27 番 1 号)

⁴ 正会員 工修 室蘭工業大学大学院 建設工学専攻 (〒050-8585 室蘭市水元町 27 番 1 号)

鉄筋コンクリート (RC) 構造物の合理的な耐衝撃設計法を確立するためには、実験的研究のみならず実験結果を補間する意味からも数値解析的研究を推進することが必要不可欠である。本論文では、単純な材料構成則を用いた RC 梁の弾塑性衝撃応答解析法を確立することを目的として、断面寸法や主鉄筋比が異なり、かつ静載荷時に曲げ破壊が卓越する計 13 体の RC 梁に対して有限要素法による三次元弾塑性衝撃応答解析を行い、本解析手法の適用性について検討を試みた。適用性検討は、既往の重錘落下衝撃荷重実験結果と比較する形で行った。その結果、本解析手法は応答変位、支点反力および重錘衝撃力に関して、実験結果を比較的精度よくシミュレートできることが明らかとなった。

Key Words : impact, elasto-plastic impact analysis, statically bending failure mode, RC beams

1. はじめに

道路落石防護施設、砂防ダム、原子力発電関連施設および危険物貯蔵施設などは、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。近年、これらの構造物の衝撃に対する安全性を向上させる目的で、鉄筋コンクリート (RC) やプレストレストコンクリート (PC) 製梁、柱、板の耐衝撃問題に関する基礎的研究が盛んに行われている。これらの背景には、平成元年の福井県越前海岸での落石事故、平成 3 年の長崎県雲仙普賢岳麓の土石流災害や平成 4 年の北海道南部様似町の岩塊崩落などにみられるように、大規模な自然災害が比較的頻繁に発生し、人命や社会生活に多大な被害を与えている実状がある。そのため、災害により強い RC、PC 構造物の建設および既存構造物の補強が望まれている。しかしながら、構造物の衝撃挙動を把握するためには、実験的には衝撃実験装置、高応答性を有するセンサーや計測器が必要であること、また解析的には応力波の波動伝播問題や大変形問題、接触問題などを考慮する必要があることより、未だ研究事例が少なく

合理的な耐衝撃設計法が確立されていないのが現状である。

RC 梁の耐衝撃性に関する研究について言及すると、実験的には高橋¹⁾が急速載荷実験により RC 梁のせん断補強筋比や載荷速度が終局限界変形に与える影響について検討を行っている。また、井元ら²⁾はコンクリート強度、主鉄筋比、せん断補強筋比および重錘の衝突速度が耐衝撃性におよぼす影響について検討している。著者らも静載荷時に曲げ破壊が卓越する RC 梁に関して、断面寸法や主鉄筋比およびスパン長の異なる RC 梁の耐衝撃性について検討を行っている^{3),4)}。その結果、静載荷時に曲げ破壊が卓越する RC 梁については、静的曲げ耐力に基づいた設計が可能であることを明らかにしている。

一方、解析的研究については、有限要素法に基づく藤井ら⁵⁾、井元ら²⁾の研究や個別要素法に基づく中田ら⁶⁾の研究がある。また、著者ら⁷⁾も市販の汎用コードに組み込まれている比較的単純な材料構成則を用いて、主鉄筋比の異なる RC 梁に対して弾塑性衝撃応答解析を試みている。いずれの研究も、実験結果との比較により数値解析手法の適用性を検討し

表 - 1 試験体の一覧

試験体名	主鉄筋		静的曲げ耐力 P_{us} (kN)	静的せん断耐力 V_{us} (kN)	せん断余裕度 V_{us}/P_{us}	衝突速度 v (m/sec)	
	径	本数					主鉄筋比 P_t (%)
A-10-1	D10	1	0.23	9.53	90.8	9.53	3
A-10-2	D10	2	0.47	18.0	98.8	5.49	4
A-10-3	D10	3	0.69	24.8	104.4	4.21	4
A-13-2	D13	2	0.83	31.0	113.0	3.65	4
A-16-2	D16	2	1.31	44.1	120.8	2.74	5
A-19-2	D19	2	1.88	64.6	126.9	1.96	6
A-22-2	D22	2	2.55	83.3	130.9	1.57	6
B-10-2	D10	2	0.42	16.9	98.9	5.85	4
B-13-2	D13	2	0.75	26.9	106.6	3.96	5
B-19-2	D19	2	1.69	58.8	125.4	2.13	6
C-10-2	D10	2	0.74	11.4	68.8	6.04	3
C-13-2	D13	2	1.32	17.0	74.1	4.36	4
C-19-2	D19	2	2.98	37.9	87.0	2.30	5

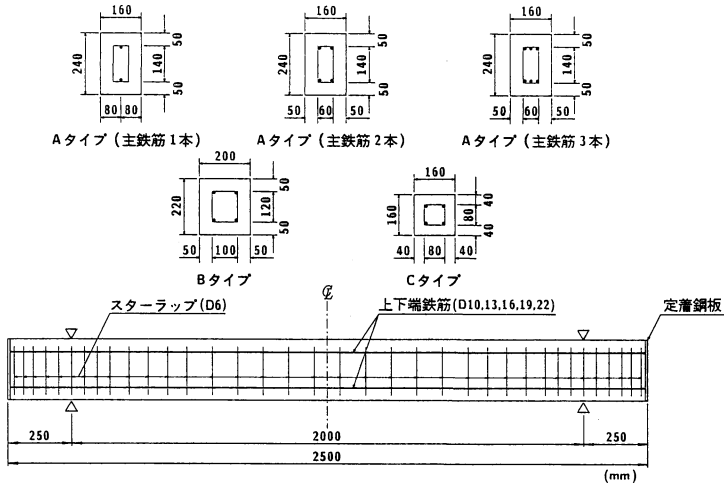


図 - 1 試験体の形状寸法および配筋状況

たものであり、比較的良好な結果を得ている。しかしながら、それらの数値解析結果は井元らの研究を除くと数少ない実験データを用いた比較から得られたものである。また、井元らの研究においても、境界条件や要素分割等のモデル化に関する検討は行っていない。従って、より信頼性のある数値解析手法を確立するためには、断面寸法や主鉄筋比の異なる RC 梁を対象とした数値解析を行い、かつ材料構成則のみならず境界条件や要素分割等のモデル化の影響についても詳細に検討することが肝要であるものと判断される。

本研究では、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の妥当性を検討することを目的として、断面寸法および主鉄筋比が異なり、かつ静載荷時に曲げ破壊が卓越する RC 梁に対して有限要素法による三次元弾塑性衝撃応答解析を試みた。なお、本数値解析の妥当性に関する検討は、過去に行われた著者

らの数値解析結果⁷⁾も含め、RC 梁の応答変位、上下端鉄筋（以下、上下筋）の応答ひずみ、支点反力および重錘衝撃力波形に着目して、過去に著者らによって行われた実験結果^{3),8)}と比較する形で行った。また、本研究では支点部の境界条件や上下筋要素のモデル化、要素分割等に対する解析精度を確認した後、各種応答性状に関して検討を行っている。

2. 実験の概要

(1) 試験体

数値解析結果の妥当性検討に用いた試験体の一覧を表 - 1 に示す。RC 梁の試験体数は断面寸法、主鉄筋径および主鉄筋本数が異なり、せん断余裕度が 1.0 以上で静載荷時に曲げ破壊が卓越する 13 体である。すなわち、各 RC 梁は、断面タイプ 3 種類 (A, B, C タイプ)、主鉄筋径 5 種類 (D10, 13, 16, 19, 22)、主鉄筋本数 3 種類 (1, 2, 3 本) を組み合わせ

表 - 3 上下筋の力学的特性

補強筋名称	D10	D13	D16	D19	D22
材質	SD295A			SD345	
公称直径 (mm)	9.5	12.7	15.9	19.1	22.2
公称断面積 (cm ²)	0.71	1.27	1.99	2.87	3.87
引張耐力 (kN)	31.4 ~ 43.1	55.9 ~ 76.4	87.3 ~ 120	140 以上	189 以上
降伏耐力 (kN)	20.6 以上	37.3 以上	58.8 以上	99.0 ~ 126.5	133 ~ 171
弾性係数 (GPa)	206				
ポアソン比	0.3				

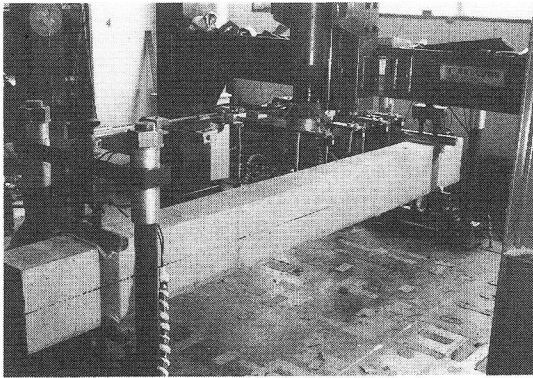


写真 - 1 RC 梁の重錘落下衝撃荷重実験の状況

表 - 2 コンクリートの力学的特性

試験体名	実験時材令 (日)	圧縮強度 (MPa)	弾性係数 (GPa)	ポアソン比
A-10,1,2,3	29~32	24.6	22.8	0.207
A-13,16	27~29	37.1	26.6	0.190
B-10,C-10	84	27.1	19.1	0.190
A-22,B-13,C-13	85	24.7	11.8	0.200
A-19,B-19,C-19	86	27.9	19.3	0.190

で断面を決定し製作している。表中の試験体名は、これら試験体の断面タイプ、主鉄筋径および主鉄筋本数の種類を組み合わせて示している。すなわち、第1項は断面タイプ、第2項は主鉄筋径、第3項は主鉄筋本数を表している。なお、参考のために各 RC 梁の主鉄筋比 P_t 、静的曲げ耐力 P_{us} 、静的せん断耐力 V_{us} 、せん断余裕度 V_{us}/P_{us} および衝突速度 v も表中に合わせて示している。ここで、せん断余裕度は静的せん断耐力 V_{us} を静的曲げ耐力 P_{us} で除した値と定義している。すなわち、静載荷時の RC 梁の破壊形態は、せん断余裕度 V_{us}/P_{us} が 1.0 以上の場合には曲げ破壊が、また 1.0 以下の場合にはせん断破壊が卓越することを意味している。

図 - 1 に試験体の形状寸法および配筋状況を示す。各試験体はいずれも純スパン 200 cm の複鉄筋矩形梁であり、A, B および C タイプの断面寸法 (梁幅 × 梁高) は、それぞれ 16×24 cm, 20×22 cm および 16×16 cm である。なお、各軸方向筋は端部で厚さ 9 mm の鋼定着板に溶接されている。

(2) 重錘落下衝撃荷重実験

実験は RC 梁のスパン中央部に重量 1.96 kN、直径 15 cm の円柱状で底部が高さ 2 mm の球形状となっている鋼製重錘を所定の高さより自由落下させることにより行っている。なお、RC 梁への重錘落下は、

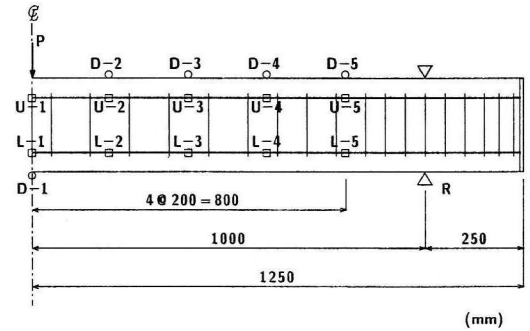
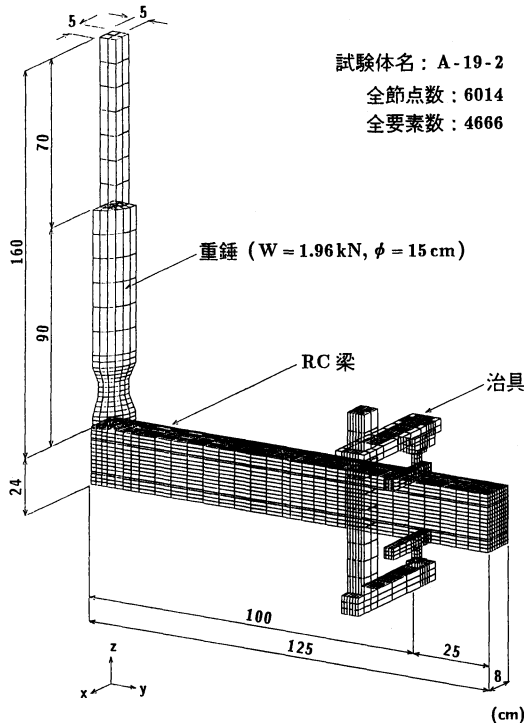


図 - 2 測点名および測定位置

著者らの漸増繰り返し載荷実験^{3),8)}において RC 梁が破壊に至る衝突速度と同一速度で単一行うこととした。ここで漸増繰り返し載荷実験とは、衝突速度を 1 m/sec から 1 m/sec 刻みに増加させ RC 梁が破壊に至るまで繰り返し載荷を行う実験を意味している。また、その時の RC 梁の破壊は RC 梁中央部の累積残留変形量が純スパンの 1/50 (本実験の場合は 4 cm) 程度に達した状態と定義している。なお、本実験では支点部のリバウンドを防止するために、RC 梁の両端から 25 cm の位置で鋼製の治具により梁の上下を固定している。また、治具全体は RC 梁の回転を許容し、ピン支持に近い境界条件となっている。写真 - 1 に RC 梁の重錘落下衝撃荷重実験の状況を示している。

(3) 材料の力学的特性

表 - 2 および表 - 3 に各 RC 梁のコンクリートおよび上下筋の力学的特性を示している。コンクリートの設計基準強度は、断面が A タイプの鉄筋径 D10, 13 および 16 の試験体では $f_{ck} = 25.0$ MPa であり、それ以外は全て $f_{ck} = 23.5$ MPa である。しかしながら、コンクリートを数回に分けて打設したため、それぞれ力学的特性が異なっている。異形鉄筋は鉄筋径 D10, 13, 16 には SD 295 A を、D 19, 22 には SD 345 を用いている。なお、表 - 1 に示した静的曲げ耐力



試験体名: A-19-2
 全節点数: 6014
 全要素数: 4666

図-3 有限要素モデルの一例 (A-19-2)

P_{us} は、これらコンクリートおよび上下筋の力学的特性値を用いて断面分割法により算出している。また、このときの上下筋の降伏耐力には規格値の下限値を採用している。

(4) 測定項目

実験における測定項目は、図-2 に示しているように RC 梁の上縁あるいは下縁の変位 (D-1~D-5)、上下端鉄筋ひずみ (U-1~U-5, L-1~L-5)、支点反力 (R) および重錘衝撃力 (P) である。ここで、応答変位の測定には容量 80 mm の非接触式レーザ変位計 (応答周波数 DC ~ 700 Hz) を用いている。支点反力および重錘衝撃力の測定には、著者らが独自に開発した起歪柱型ロードセル (容量それぞれ 200 kN, 1470 kN および応答周波数 DC ~ 1.5 kHz, DC ~ 4.0 kHz) を使用し、これらを治具および重錘に組み込んで測定を行っている。また、これらセンサーからの出力はデータレコーダ (応答周波数 DC ~ 40 kHz) に一括収録した後、100 μ sec/word のサンプリング間隔で A/D 変換している。さらに、重錘衝撃力、支点反力およびひずみに関しては、高周波成分を取り除くため 2.5 msec の矩形移動平均法により数値的なフィルター処理を行っている。なお、本フィルター処理方法を用いた理由は、後章 5 (3) で述

べることとする。

3. 数値解析の概要

(1) 非線形衝撃応答解析コード

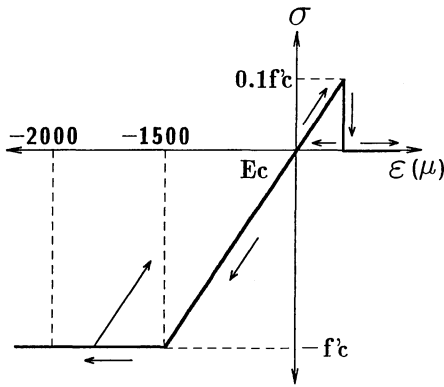
本数値解析に用いた構造解析プログラムは、解析手法に有限要素法を用いた非線形衝撃応答解析汎用コード LS-DYNA (ver. 940) である。LS-DYNA は、構造物の大変形問題、衝突体と非衝突体との接触問題および予め組み込まれている材料物性モデルを用いることにより非線形問題を解析することが可能なコードである。なお本解析コードでは、運動方程式が中心差分に基づく陽解法により時間積分され、その時間間隔は Courant の条件を満足するようにコード内で決定されている。その他の LS-DYNA の詳細は文献 9), 10) に譲る。

(2) RC 梁のモデル化

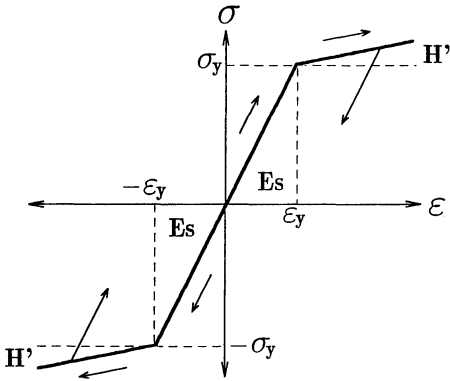
図-3 は、支点部の境界条件や要素分割等による解析精度を確認した後、最終的に本数値解析に用いた RC 梁、重錘および治具の有限要素モデルの一例 (A-19-2) である。図に示すように、対象とした数値解析モデルは、RC 梁のスパン方向および断面方向に 2 等分した 1/4 モデルである。支点部のモデル化に関しては、数値解析結果への材料構成則以外の影響をできる限り取り除くために、リバウンド防止用の治具を忠実に再現するよう配慮した。また、治具の底部境界条件は、実験時と同様治具全体の x 軸回りの回転を拘束しないように、回転中心に相当する梁軸方向中心線上の節点のみをピン支持とした。

重錘 (重量 1.96 kN) は全長 160 cm で、上部を断面 5 x 5 cm の直方体、下部を直径 15 cm の円柱体にモデル化し、底部を高さ 2 mm の球形状から偏平状に簡略化している。なお、RC 梁に作用する衝撃荷重は、この重錘要素に所定の速度を付加することにより載荷している。

本数値解析で用いた要素モデルは、コンクリート、上下筋、重錘および治具に対しては 6 節点あるいは 8 節点固体要素である。しかしながら、スターラップ (D6) に対しては、その断面積が他の要素に比較して小さく解析所要時間に大きな影響を与えることが予想されるため、剛性、断面積、重量が等価な梁要素とした。総節点数および総要素数は各 RC 梁で多少異なるが、概ね図-3 に示す試験体 A-19-2 の場合 (総節点数 6014, 総要素数 4666) と同程度である。なお、要素の積分点は解析所要時間の短縮を図るため 1 点積分を基本としている。しかしながら、上下筋要素に関しては断面方向に一要素でモデル化



(a) コンクリート



(b) 上下筋

図-4 数値解析に用いた応力-ひずみ特性

しているため、解析精度を考慮して8点積分を用いることとした。

要素間の接触に関しては、重錘とコンクリートおよび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、上下筋とコンクリートおよびスターラップとコンクリートの要素間は完全付着と仮定した。この仮定は、1) 実験では上下筋をRC梁端部の鋼定着板に溶接していることより、定着部における上下筋の抜け出しは生じないものと考えられること、2) スターラップは主に圧縮領域となる桁上縁側において定着されていることより、十分な定着が期待できると考えられること、3) 実験後の曲げひびわれが比較的広範囲に分散して発生していることより、鉄筋の滑りがほとんど生じていないと判断されること、4) 解析モデルを単純化して解析所要時間をできるだけ短縮したいこと、等の根拠に基づいている。また、解析時間は重錘がRC梁に衝突した時刻からRC梁の応答変位が十分定常状態に至るまでの160 msec間とした。1ケース当たりの解析所要時間は、図-3に示されている程度の要素分割に対して約4時間(HP

9000/C240使用)である。なお、数値解析の時間間隔は約0.7 μsecであるが、本論文では重錘衝撃力、支点反力およびひずみに関する各応答波形は、主波動に関する実験結果との比較を目的としていることより、実験データと同様に2.5 msecの矩形移動平均法を用いて数値的にフィルター処理を行っている。

(3) 材料物性モデル

本数値解析では、単純な構成則を用いた場合の弾塑性衝撃応答解析法の適用性について検討することを目的としているため、コンクリートや上下筋にはLS-DYNAに予め組み込まれている材料物性モデルを用いることとした。従って、コンクリートおよび上下筋のひずみ速度効果やひずみ軟化現象等は考慮していない。

コンクリート要素に用いたモデルは、圧縮側に対しては多折線近似による応力-ひずみ関係、引張側には破壊圧力に達した段階で引張力が伝達されないとする構成則から成る弾塑性体モデルである。ここでは、表-2に示す力学的特性に基づき、0.2%ひずみ時の応力を降伏応力とし、0.15%ひずみに達した状態で降伏するものと仮定してバイリニア型にモデル化した。なお、降伏応力には圧縮強度を仮定し、また引張側の破壊圧力は降伏応力の1/10とした。

一方、上下筋要素に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を採用した。実験結果の上下端鉄筋歪は、後述の5(2)に示されているように降伏後に交番状態を示さず、主に引張領域における変動状態を示すことが明らかになっている。これより、鉄筋の降伏後の挙動は等方硬化を仮定しパウシガー効果を考慮しないものとした。また、上下筋には、公称の材料定数(弾性係数Es=206 GPa, ポアソン比νs=0.3, 降伏応力σyはSD295A, SD345に対してそれぞれ295 MPa, 345 MPa)を用いることとした。その他の要素(重錘, 治具およびスターラップ)に関しては弾性体モデルを適用し、弾性係数およびポアソン比をそれぞれEs=206 GPa, νs=0.3とした。図-4には本数値解析に用いたコンクリートおよび上下筋の応力-ひずみ特性を図化して示している。

4. RC梁のモデル化による解析精度の検討

ここでは、支点境界条件の処理、スターラップの有無、上下筋のモデル化および要素分割の程度が解析精度へ与える影響について検討を行うものとする。なお、これらの精度検討は、各項目単独の影響のみならず、各項目間の影響度合いについても行わ

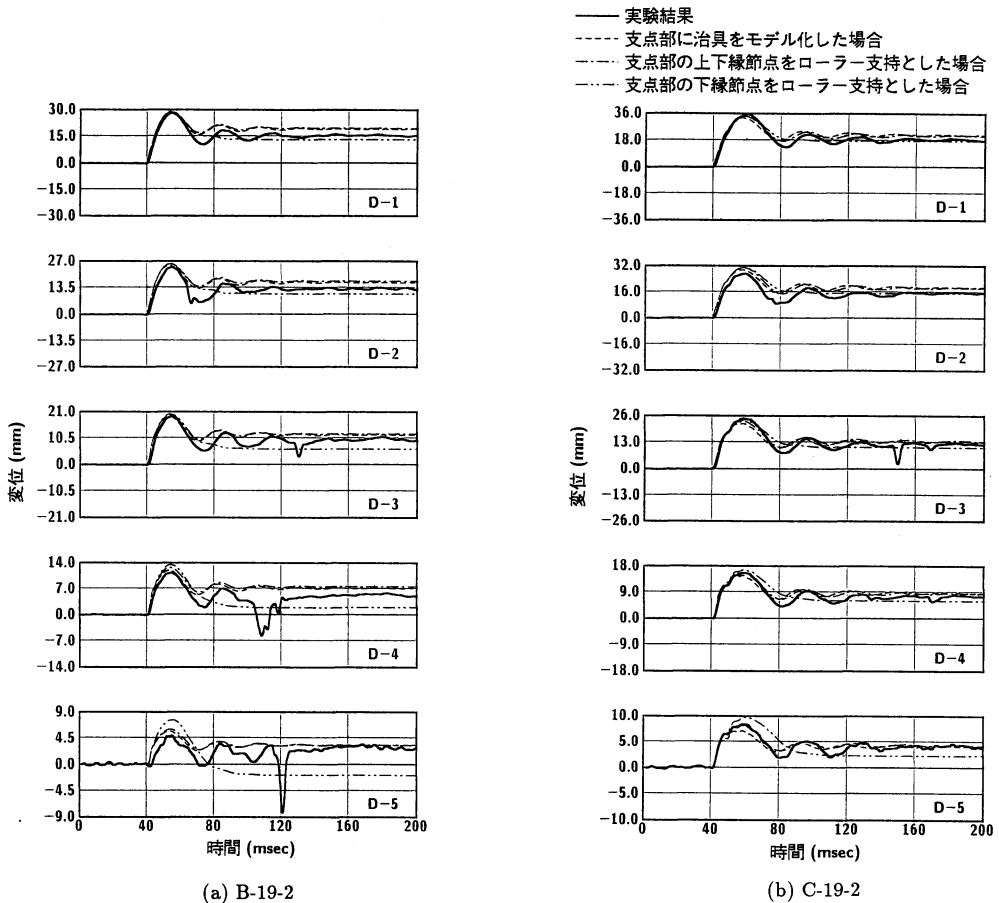


図-5 支点部境界条件のモデル化の影響 (応答変位波形の比較)
 $(H^i = E_s/100, h = 0.05)$

なければならぬものと考えられる。しかしながら、これらの検討には膨大な計算量を要することより、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、その影響を調べることにした。

(1) 支点部境界条件のモデル化に関する検討

支点部境界条件のモデル化に関する精度検討には、以下の 3 ケースを設定した。すなわち、1) 実際の実験に即して治具をモデル化した場合、2) ローラー支持を想定して支点となる上下縁の節点を上下方向に拘束した場合、3) 支点部の下縁節点のみを上下方向に拘束した場合、である。なお、対象とした試験体は B-19-2 と C-19-2 の 2 体であり、応答変位波形と片側支点反力波形のみに着目して検討を試みた。図-5 および 図-6 に、応答変位波形および片側支点反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。図は重錘が RC 梁に衝突する時刻の 40

msec 前の時間を 0 msec とし 200 msec までの時間軸に対して整理している。本論文では、以降の応答波形に関する整理を重錘衝撃力波形を除き、全てこの方法により行うものとする。また、図のタイトルに示されている h は、4 (5) で述べる RC 梁の系の振動に伴う粘性減衰定数を意味している。

なお、図-5 における試験体 B-19-2 の測定点 D-3、D-4、D-5 および試験体 C-19-2 の測定点 D-3 の実験結果の波形には、急激な負方向への高周波成分を含む応答が示されている。これは、衝撃力を受けることにより RC 梁が損傷し飛散したコンクリート小片が変位計のレーザー光線を遮ったことによるものと考えられる。従って、本論文ではこのような応答は真の RC 梁の応答とは異なるものと判断し無視することとした。また、以降の実験結果の応答変位波形にみられるこれと同様な応答についても、同じく無視することとした。

まず、最大応答変位に着目すると、治具をモデル

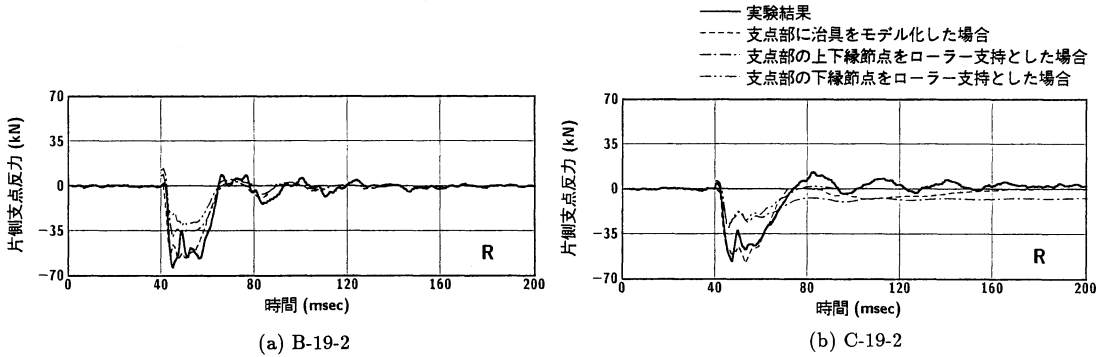


図 - 6 支点部境界条件のモデル化の影響 (片側支点反力波形の比較)
 ($H' = E_s/100$, $h = 0.05$)

化した場合および上下縁節点をローラー支持とした場合の数値解析結果は、両試験体とも実験結果と比較的よく対応していることがわかる。一方、下縁節点のみをローラー支持とした場合の数値解析結果は、測定点 D-4, D-5 において、両試験体とも最大応答時に実験結果より大きな値を示していることがわかる。また、残留変位に関しても、治具をモデル化した場合および上下縁節点をローラー支持とした場合の数値解析結果は、各測定点の実験結果と比較的よく対応していることがわかる。一方、下縁節点のみローラー支持とした場合の数値解析結果は、実験結果より小さくかつ支点部に近づくほど実験結果との差が大きく示されていることがわかる。この傾向は特に試験体 B-19-2 の場合に顕著であり、測定点 D-5 の場合には異符号の値を示している。また、下縁節点のみローラー支持とした場合には、最大応答値発生以降において振動状態を呈していない。

次に、図 - 6 の片側支点反力波形に着目して検討を行う。なお、本論文では支点反力に関する考察を、片側のみに作用する支点反力を対象に行っている。また、実験より得られた各支点部の反力波形は、両者良く一致した応答を示すことを事前に確認している。図より、治具をモデル化した場合の波形は実験結果と良好に対応していることがわかる。しかしながら、ローラー支持とした他の 2 ケースに関しては、片側支点反力の最大値が実験結果に比較して 1/2 ~ 2/3 程度と小さく示されていることがわかる。

以上より、支点部境界条件のモデル化の影響は、RC 梁の衝突点近傍の応答に関しては小さく、支点近傍部の応答に関しては大きいものと判断される。特に支点反力波形への影響は大きいことが明らかになった。これより、本論文では、支点部は実験に即して治具をモデル化し要素分割することとした。

(2) スターラップの有無に関する検討

本研究では、スターラップ (D6) の要素モデルとして、解析所要時間の短縮を考慮して、剛性、断面積、重量が等価な梁要素にモデル化することを前提としている。しかしながら、通常せん断スパン比が十分大きい場合には、上下筋のみを考慮しスターラップを無視して数値解析を行うことも多い。ここでは、スターラップを考慮した場合と考慮しない場合の 2 ケースを対象として数値解析を行い、スターラップの有無の影響について検討を行った。対象とした試験体は、せん断余裕度 V_{us}/P_{us} の比較的大きい試験体 B-10-2 ($V_{us}/P_{us} = 5.85$) と小さい試験体 A-19-2 ($V_{us}/P_{us} = 1.96$) である。なお、ここでは応答変位波形のみに着目して検討を行うこととした。

図 - 7 は、応答変位波形の数値解析結果と実験結果を比較して示したものである。図より、せん断余裕度の比較的大きい試験体 B-10-2 の場合には、各測定点におけるいずれの数値解析結果も波形の立ち上がりから残留変位まで実験値とよく対応していることがわかる。一方、せん断余裕度の比較的小さい試験体 A-19-2 に着目すると、スターラップを考慮した場合の数値解析結果は、全測定点に渡って最大応答変位、残留変位および振動性状とも実験値をほぼ近似している。それに対して、スターラップを無視した場合の数値解析結果は、最大応答変位に関しては測定点 D-1 ~ D-3 において実験結果より多少大きく、D-5 においては実験結果の 1/2 程度と小さく示されている。また、応答変位波形は衝撃荷重除荷後振動を示さず徐々に残留変位値に漸近している。さらに、その残留変位値は、実験値に対して過小評価の傾向にあることがわかる。

以上より、スターラップの有無が数値解析結果に与える影響は、せん断余裕度が大きく曲げひびわれが卓越する RC 梁に対しては小さいが、せん断余裕

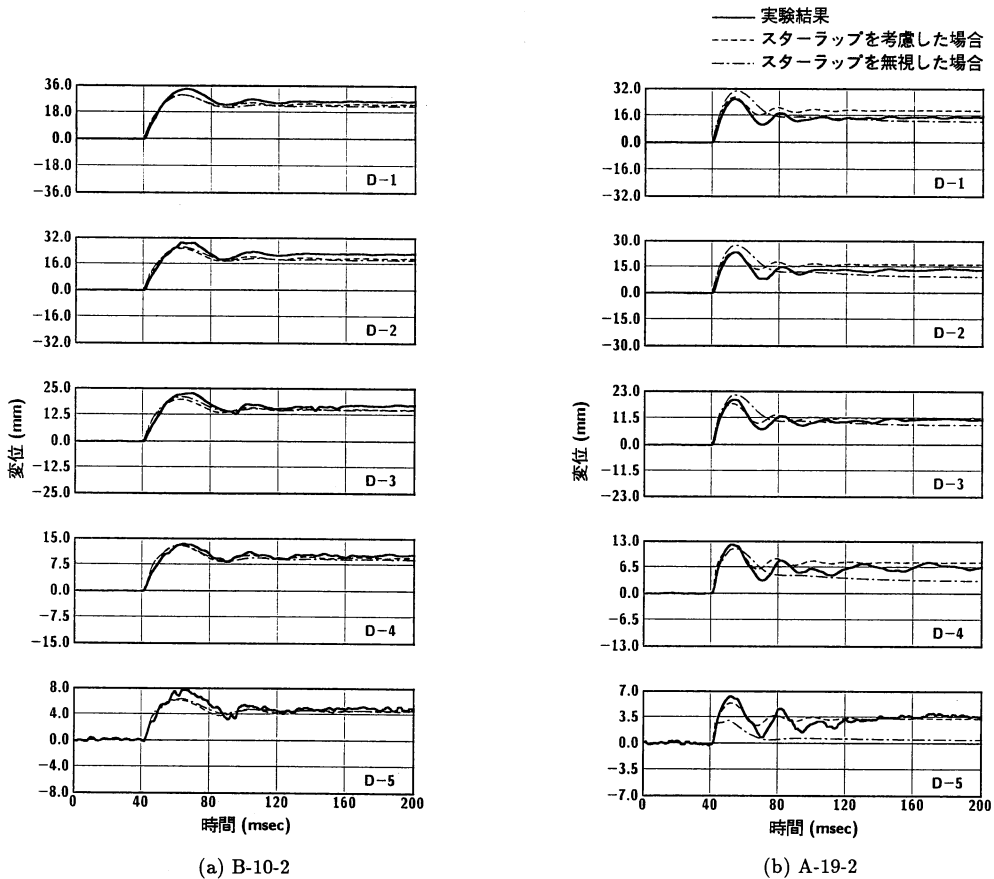


図-7 スターラップの有無の影響 (応答変位波形の比較)

$$(H' = E_s/100, h = 0.05)$$

度が小さく曲げひびわれとせん断ひびわれが混在してくるようなRC梁に対しては大きいことが明らかになった。ここでは、せん断ひびわれが混在してくるようなせん断余裕度の小さいRC梁に対しても適切な評価が可能となるように、スターラップを考慮して解析することとした。

(3) 要素分割およびモデル化に関する検討

a) 要素分割数に関する検討

数値解析を行う場合には、一般に要素分割数が少なくかつ精度の高い数値解析が望まれる。しかしながら、要素分割は解析精度および解析所要時間に大きく影響するため、予め要素分割数と解析精度の関係について十分検討しておくことが重要である。ここでは、RC梁断面の分割数が数値解析結果に与える影響について検討することを目的として、せん断余裕度 (V_{us}/P_{us}) が比較的小さい試験体C-19-2 ($V_{us}/P_{us} = 2.30$) の応答変位波形に着目して検討を行った。

図-8に、RC梁断面の要素分割ケースを示す。こ

こで設定した要素分割数は、断面方向に対して 7×10 分割、 5×9 分割および 3×6 分割の3ケースである。 7×10 分割および 3×6 分割の場合における鉄筋要素を除いた一要素の梁高さ方向の大きさは、それぞれ梁高さの $1/8$, $1/4$ 程度である。なお、スパン方向の分割数は半スパンに対し各ケースで同一の32分割としている。

図-9より、各ケースの応答変位波形はいずれの測定点においてもそれぞれ同様の応答性状を示しており、かつ実験結果ともよく対応していることがわかる。これより、応答変位波形に関しては、鉄筋要素を除いた一要素の梁高さ方向の大きさが梁高さの $1/4$ 程度で、断面の分割数が 3×6 分割と極端に粗い場合においても、工学的に十分な精度を有していることが明らかになった。しかしながら、ここではRC梁のひびわれ位置をより正確に推定評価するため、 7×10 分割程度とした。

b) 上下筋のモデル化に関する検討

RC梁の耐衝撃挙動に関する数値解析では、解析

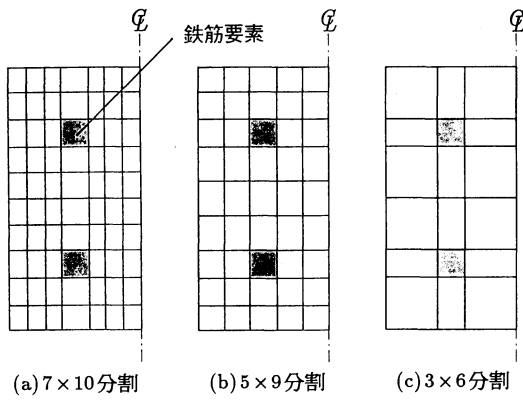


図-8 断面の要素分割ケース (C-19-2)

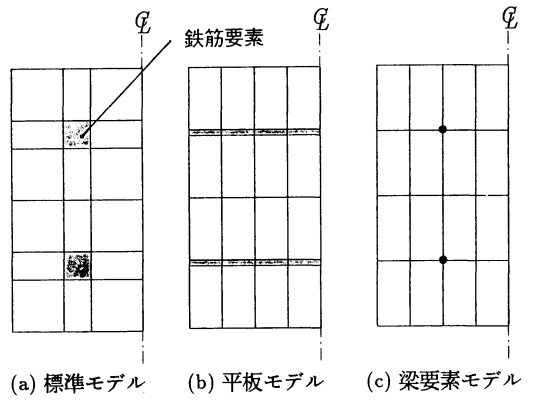


図-10 上下筋のモデル化 (C-19-2)

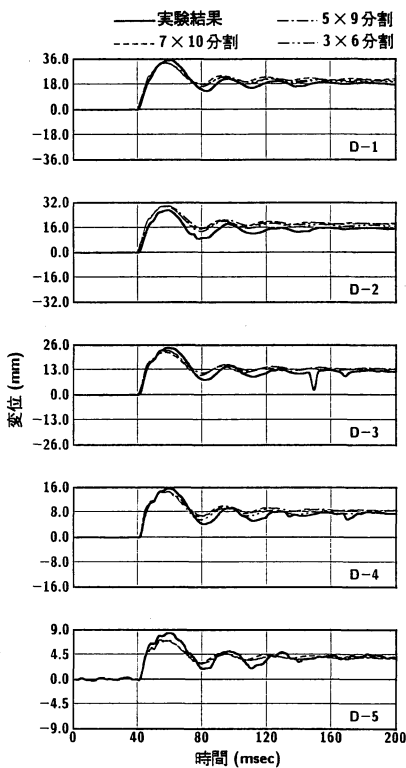


図-9 断面の要素分割数の影響 (C-19-2)
($H' = E_s/100$, $h = 0.05$)

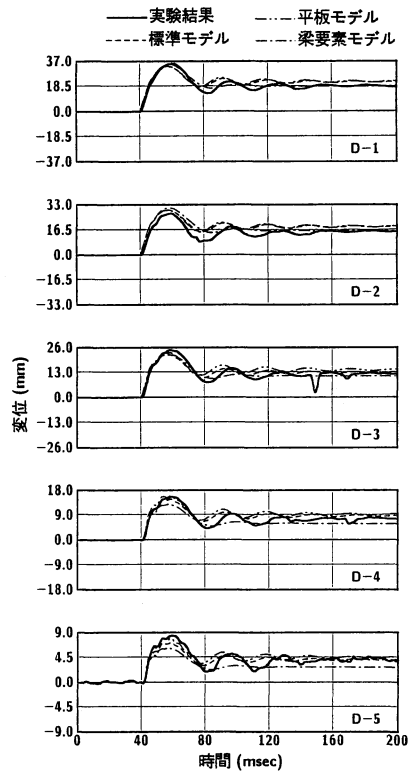


図-11 上下筋のモデル化の影響 (C-19-2)
($H' = E_s/100$, $h = 0.05$)

所要時間の短縮を考慮して、上下筋を梁幅方向に断面積の等価な平板状の三次元固体要素としてモデル化する場合（以下、平板モデル）や、上下筋を剛性、断面積、重量の等価な梁要素としてモデル化する場合（以下、梁要素モデル）が考えられる。ここでは、上下筋要素のモデル化が数値解析結果におよぼす影響を検討するために、上下筋断面を忠実にモデル化

した場合（以下、標準モデル）も含め、図-10に示す3モデルに関して、要素分割の精度検討の場合と同様試験体C-19-2を用いて検討を行った。なお、RC梁断面方向の要素分割は、各ケースとも前項の検討で良好な精度が得られた 3×6 分割程度としている。また、平板モデルおよび梁要素モデルも標準モデルと同様に、スターラップ(D6)を梁要素として

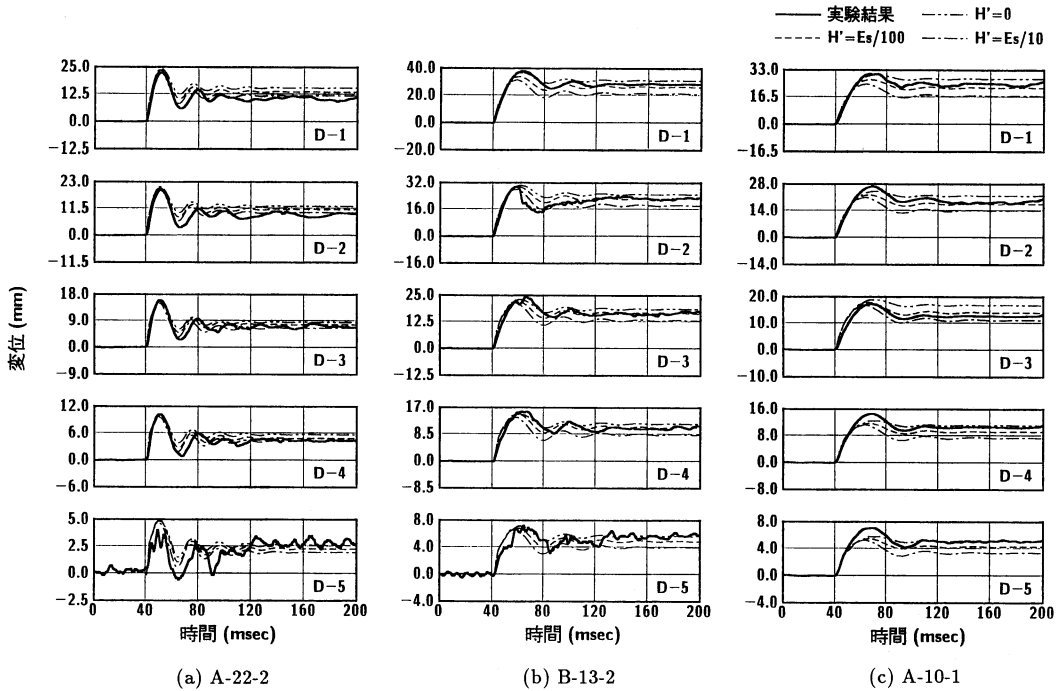


図 - 12 硬化係数 H' を変化させた場合の応答変位波形の比較 ($h = 0.05$)

配置している。

図 - 11 より、梁要素モデルの場合には測定点 D-4, D-5 の最大応答変位および残留変位が、他の解析結果および実験結果に比べて小さく示されている。また、梁要素モデルの場合には全ての波形において荷重除荷後に振動状態が示されていないことがわかる。一方、標準モデルと平板モデルの場合の数値解析結果は比較的良好に一致しており、かつ実験結果ともよく対応していることがわかる。

以上より、上下筋を梁要素としてモデル化する場合には、解析精度が保障されない可能性があることより、その適用性にあたっては十分な検討が必要であることが明らかになった。また、断面積の等価な平板状の三次元固体要素としてモデル化する場合には、最大応答変位や残留変位の算定に対しては十分な精度を有しているものと判断される。ここでは、前項の検討と同様にひびわれ位置をより正確に推定評価するため、上下筋を忠実にモデル化する標準モデルを採用することとした。

(4) 上下筋要素の硬化係数 H' の決定

本研究では、コンクリート要素および上下筋要素には図 - 4 で示した単純なバイリニア型の応力-ひずみモデルを用いることとしている。これは、コンクリートや鉄筋が塑性域に達するような場合には、

降伏棚域を越える状態や RC 梁の動的応答性状に少なからず影響をおよぼすものと考えられているひずみ速度効果などの不確定な効果に対処するためである。ここでは、特に硬化係数 H' の中に真の塑性硬化の他ひずみ速度効果などの不確定な効果を全て含むものと仮定し、数値解析結果と実験結果を比較することにより最適な H' 値を決定することとした。対象とした試験体は、表 - 1 に示す試験体のうち、せん断余裕度 V_{us}/P_{us} が最小、最大およびその中間値を示す試験体 A-22-2, A-10-1 および B-13-2 である。また設定した硬化係数は $H' = 0, E_s/100, E_s/10$ の 3 ケースであり、各応答変位波形に着目して検討を行うこととした。

図 - 12 に硬化係数 H' を変化させた場合の数値解析結果と実験結果の応答変位波形を比較して示している。図より、せん断余裕度の小さい試験体 A-22-2 における最大応答変位はいずれも実験結果と同程度に示されている。残留変位は測定点 D-1 および D-2 においては $H' = E_s/10$ を用いた場合が、その他においては $H' = E_s/100$ を用いた場合が実験結果と比較的良好に一致している。また、せん断余裕度の大きい試験体 A-10-1 に関しては、最大応答変位は測定点 D-3 を除いていずれも実験結果より若干小さく評価されている。残留変位は測定点 D-1, D-2 および D-3 において $H' = E_s/100$ を用いた場合が、その他にお

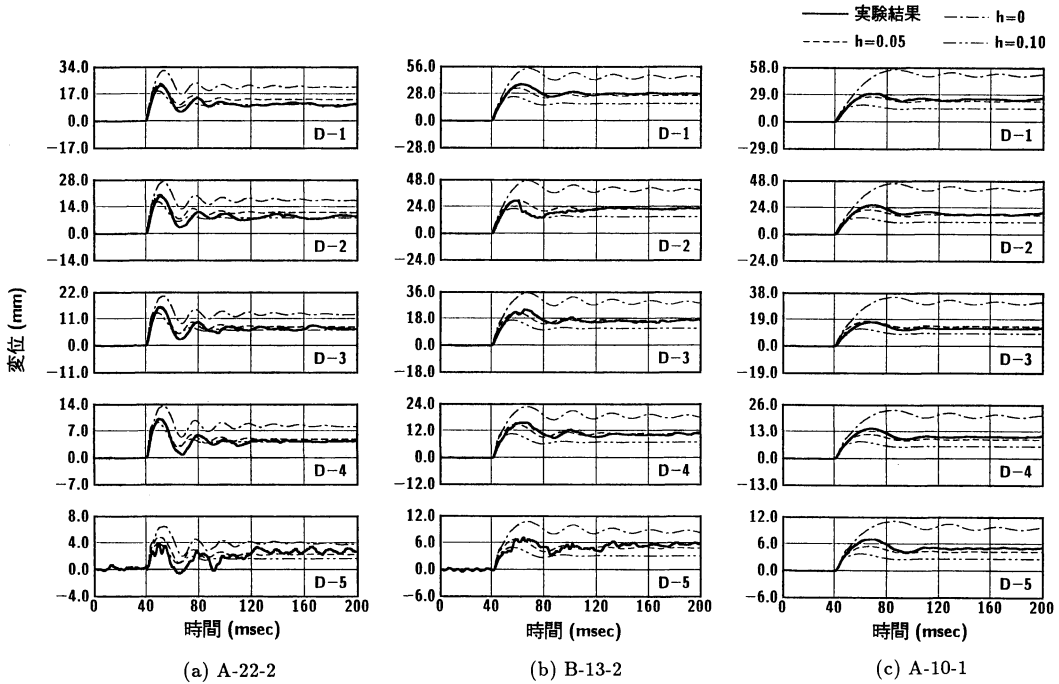


図 - 13 減衰定数 h を変化させた場合の応答変位波形の比較 ($H' = E_s/100$)

いては $H' = 0$ を用いた場合が実験結果をよく近似している。せん断余裕度が中間的な試験体 B-13-2 に関しては、最大応答変位はいずれも実験結果と同程度か若干小さく示されている。また、残留変位は $H' = E_s/100$ の場合が実験結果を最もよくシミュレートしていることがわかる。

以上より、主鉄筋のひずみ速度が最大でも 7 程度 (後述の 図 - 16 参照) である本重錘落下衝撃に対しては、硬化係数 H' に $E_s/100$ を用いた場合の数値解析結果が実験結果と最もよく対応していることが明らかになった。従って、以後の数値解析は全て $H' = E_s/100$ を用いて行うこととする。

(5) 減衰定数 h の決定

RC 梁の衝撃応答問題において、コンクリート要素および上下筋要素の塑性化に伴う減衰作用の他に、RC 梁の系の振動に伴う質量に依存した粘性減衰作用がある。ここでは、実験結果に対応した系の振動に伴う粘性減衰定数 (以下、単に減衰定数 h) を決定するための数値解析を試みた。比較検討は硬化係数 H' の検討と同様に、試験体 A-22-2, B-13-2 および A-10-1 の応答変位波形に着目して行った。なお、検討に用いた減衰定数は、 $h = 0.0, 0.05, 0.10$ の 3 ケースである。

図 - 13 に減衰定数 h を変化させた場合の数値解析

結果と実験結果の応答変位波形を比較して示している。図より、せん断余裕度 V_{us}/P_{us} の大小に関わらず $h = 0.10$ の場合における数値解析結果は実験結果に比較して小さな応答を、 $h = 0.0$ の場合には実験結果より大きな応答を示していることがわかる。減衰定数 $h = 0.05$ とした場合が実験値と最もよく対応していることより、以後の数値解析では、全て $h = 0.05$ を用いることとする。

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法を確立することを目的として、前述の各種精度の検討を基にせん断余裕度 V_{us}/P_{us} の異なる合計 13 体の RC 梁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、各項目ごとに検討を行う。

(1) 応答変位に関する比較

図 - 14 に、RC 梁の応答変位波形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、せん断余裕度 V_{us}/P_{us} が 2.7 ~ 6.0 程度である試験体 A-10-3, A-13-2, A-16-2, B-13-2, C-10-2 および C-13-2 に着目して検討を行うこととする。図より、最大応答変位に関しては数値解析結果が実験結果よ

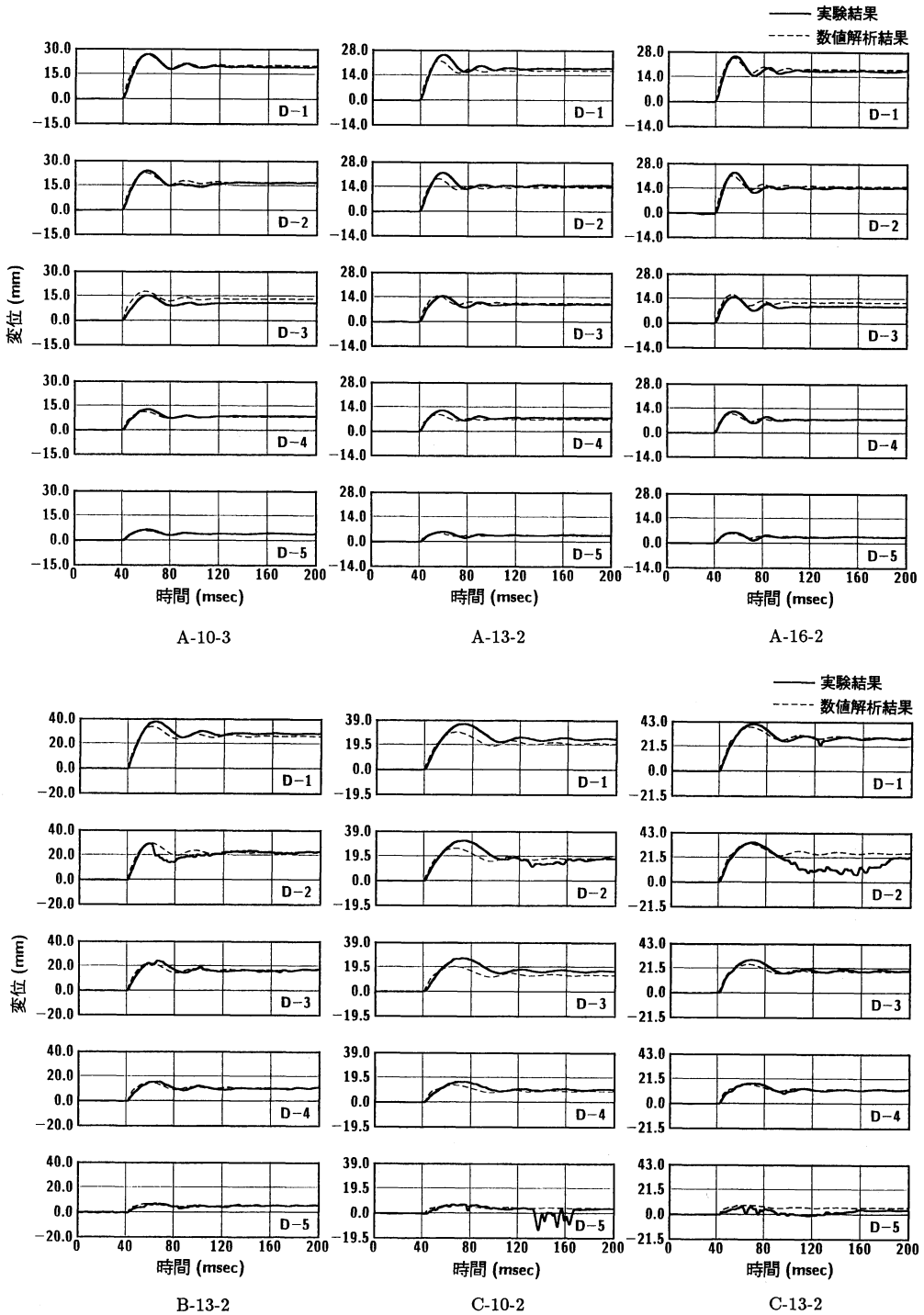
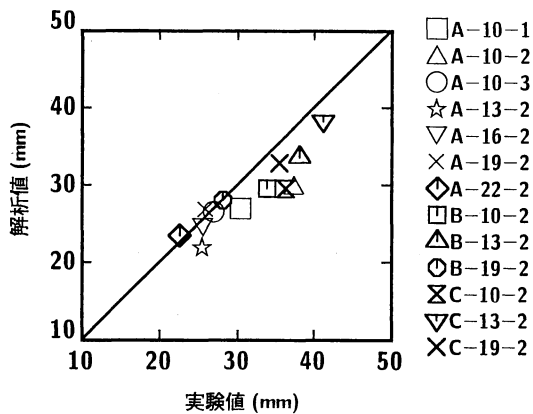


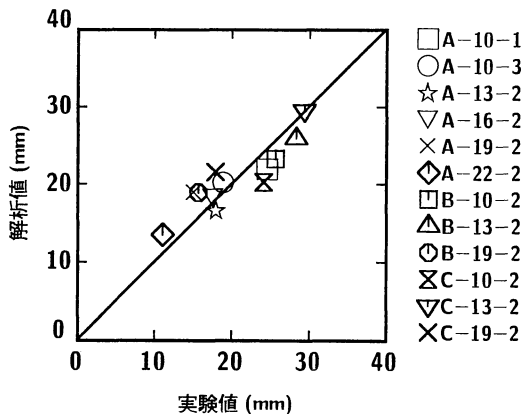
図 - 14 応答変位波形に関する数値解析結果と実験結果との比較 ($H' = E_s/100$, $h = 0.05$)

り若干小さく示されているケースがみられるものの、その差は最大でも試験体 C-10-2 の測定点D-3で 20% 程度である。また、残留変位に関しては、数値解析結果が実験結果を比較的良好にシミュレートし

ていることがわかる。一方、応答性状に関しては、せん断余裕度が図中最も小さい試験体 A-16-2 ($V_{us}/P_{us} = 2.74$) および最も大きい試験体 C-10-2 ($V_{us}/P_{us} = 6.04$) とともに、波動の立ち上がり勾配や振動性



(a) 最大応答変位



(b) 残留変位

図 - 15 最大応答変位および残留変位に関する数値解析結果と実験結果の比較

状が、数値解析結果と実験結果で比較的良好に対応していることがわかる。

図 - 15 は各 RC 梁の最大応答変位と残留変位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。図中 45° の勾配を持つ直線は数値解析結果と実験結果が一致していることを意味している。すなわち、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。なお、試験体 A-10-2 の残留変位については、その値が第 1 波の最大値より大きく示され、明らかに変位測定用器具に不具合が発生したと考えられるため、比較検討より除外した。

(a) 図より、最大応答変位に関しては、実験結果が数値解析結果より若干大きな値を示す傾向がみられる。しかしながら、全数値解析結果と全実験結果の各平均値の差は 2.8 mm と小さいことより、両者は比較的良好に対応しているものと判断される。一方、(b) 図より、残留変位に関しても数値解析結果と実験結果は良好に対応していることがわかる。ここでは全数値解析結果の平均値が全実験結果のそれより約 0.14 mm とわずかに大きく示されるにとどまっている。これより、静載荷時に曲げ破壊が卓越する RC 梁に関しては、本解析手法を用いることにより、RC 梁の耐衝撃設計において重要な指標である最大変位量および残留変位量を精度良く推定可能であることが明らかになった。

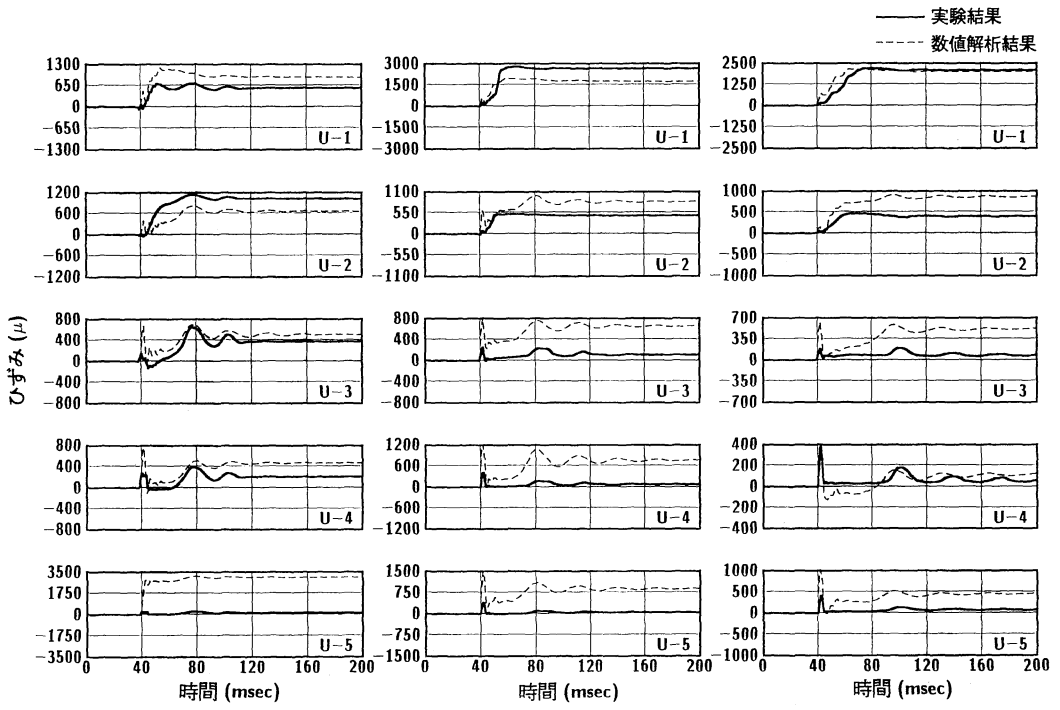
(2) 応答ひずみに関する比較

図 - 16 は、RC 梁の応答ひずみ波形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、せん断余裕度 V_{us}/P_{us} が 4.0 ~ 6.0 程度である試験体 A-10-3、B-13-2 および C-10-2 に着目して検

討を行うこととした。なお、ひずみ波形には衝撃初期に解析値、実験値ともに 500 Hz 以上の高周波成分が含まれている。しかしながら、図 - 14 より応答変位波形が 25 Hz 以下の比較的的低周波であることより、それらは工学的に重要ではないものと判断し、いずれの波形も 2.5 msec の矩形移動平均法による数値的なフィルター処理を行い整理することとした。

まず、(a) 図の上端鉄筋ひずみについて考察する。図より、実験結果においてはいずれの試験体においても載荷点直下である測定点 U-1 のひずみ分布は圧縮ひずみを示さず、衝撃初期から引張ひずみを示し、波動の立ち上がりから 20 ~ 40 msec 程度でほぼ一定値となっている。測定点 U-2 ~ U-4 に関しては、載荷点から離れるにしたがい波動の立ち上がりが遅くなる傾向を示している。数値解析結果と実験結果を比較すると、試験体 A-10-3 に関しては、測定点 U-5 を除き、数値解析結果は実験結果と比較的良好に対応している。他の試験体 B-13-2、C-10-2 に関しても、測定点 U-1、U-2 に関する数値解析結果は、振動性状を含め実験結果の分布性状を比較的良好に再現しているものと考えられる。しかしながら、全ての RC 梁における測定点 U-5 や、試験体 B-13-2 の U-3、U-4 および C-10-2 の U-3 では両者の差が大きい。

次に、(b) 図の下端鉄筋ひずみに関する考察を行う。下端鉄筋ひずみの場合には、コンクリートにひびわれが発生することより、そのひびわれ発生位置によって鉄筋ひずみの値は大きく異なってくる。従って、実験結果と数値解析結果のひびわれ発生位置が等しくならない限り、両者の鉄筋ひずみ分布は合致したものにならない。本論文では、定性的な特性評価の可能性を検討するため、敢えてこのような条件下で比較を行うこととした。図より、いずれの試

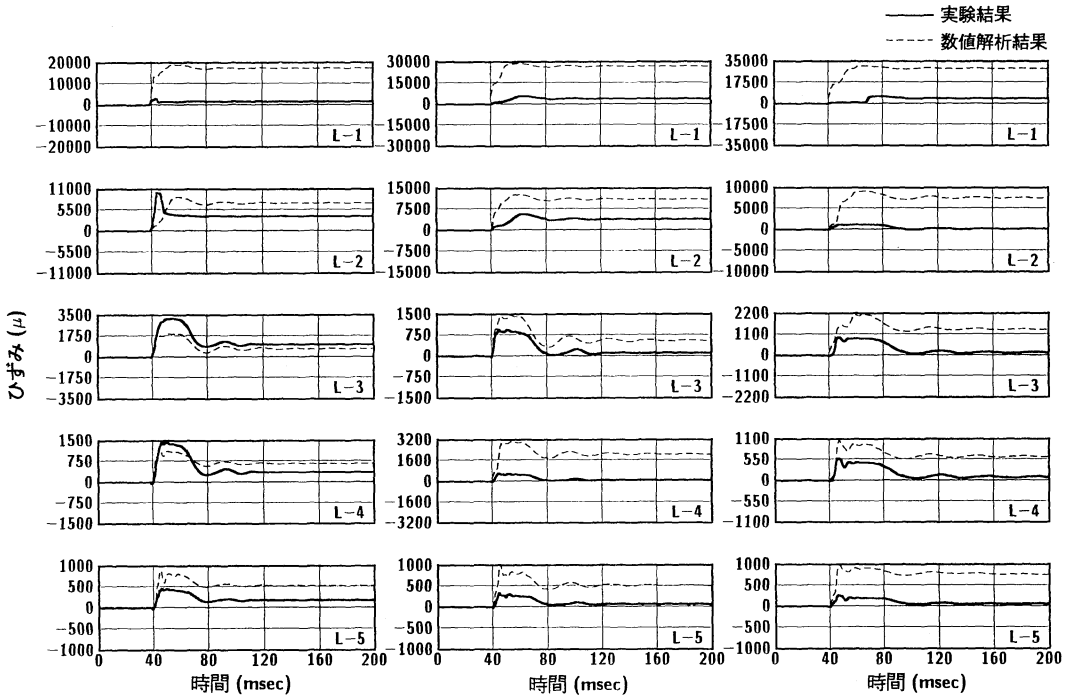


A-10-3

B-13-2

C-10-2

(a) 上端鉄筋ひずみ



A-10-3

B-13-2

C-10-2

(b) 下端鉄筋ひずみ

図 - 16 応答ひずみ波形に関する数値解析結果と実験結果との比較

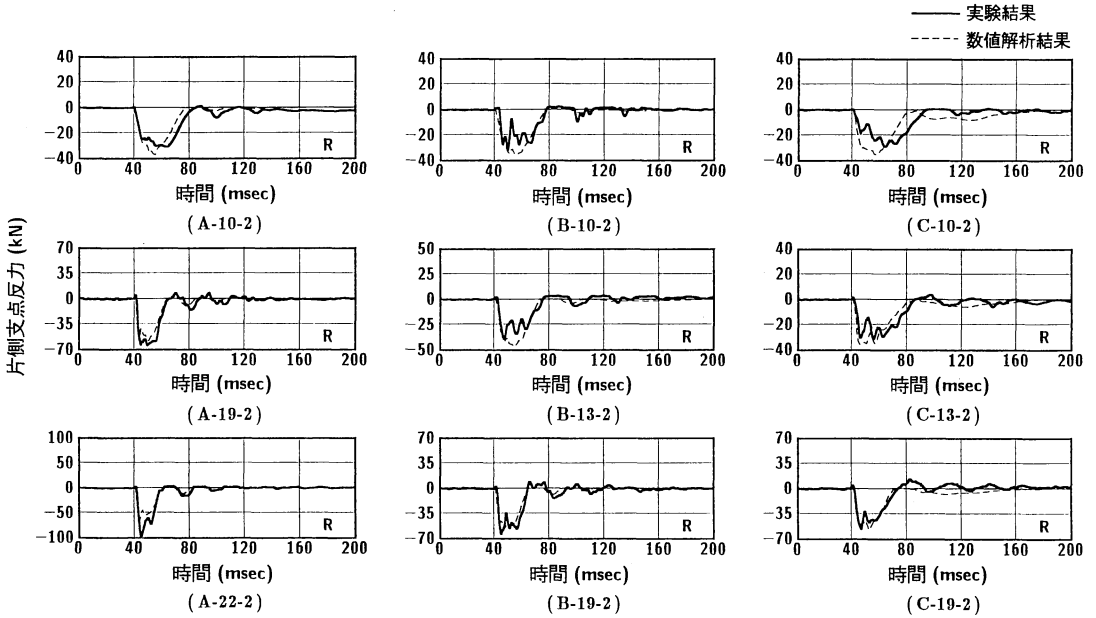


図 - 17 片側支点反力波形に関する数値解析結果と実験結果の比較

験体においても測定点 L-1 における数値解析結果は、最大値が 20,000 ~ 30,000 μ ひずみを示している。それに対して、実験結果は 10,000 μ 以下の相対的に小さな引張ひずみを示しており、両者で大きく異なっていることがわかる。この差は、上述のように数値解析結果と実験結果におけるコンクリートのひびわれ位置が異なることに起因しているものと推察される。測定点 L-2 におけるひずみ分布に関しては、試験体 A-10-3 の場合には初期の波動の立ち上がり性状が実験結果と数値解析結果で異なっている。試験体 B-13-2 の場合には、数値解析結果は実験結果の 2 倍程度の値となっている。しかしながら、振動性状は両者よく対応している。測定点 L-3 ~ L-5 のひずみ分布に関しては、いずれの試験体においても絶対的には数値解析結果と実験結果には 2 倍以上の差があるものの、振動性状は両者よく対応していることがわかる。

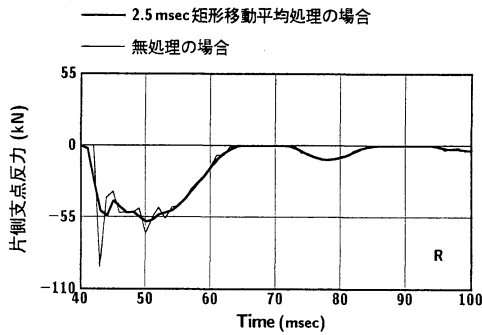
以上より、本解析手法を用いることにより、鉄筋ひずみの最大応答値等を定量的に算定評価することは不可能であるが、動的応答に関する定性的な挙動を把握することは可能であるものと判断される。

(3) 片側支点反力および重錘衝撃力に関する比較

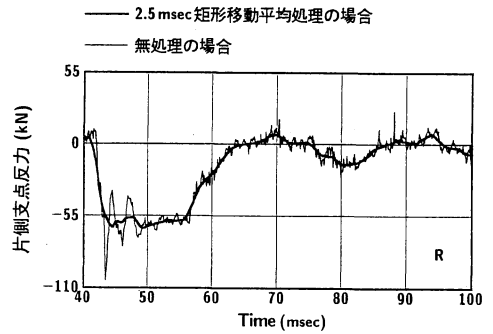
図 - 17 は、RC 梁の片側支点反力波形に関する数値解析結果と実験結果との比較図である。ここでは特に試験体 A-10-2, A-19-2, A-22-2 および B, C タイプ各 3 試験体の計 9 体に着目して検討を行うこととした。なお、数値解析における支点反力は支点ロー

ドセル腹部要素に発生する全軸方向応力を集積することにより算定評価したものである。また、その波形はひずみ波形と同様に、解析値および実験値ともに 2.5 msec の矩形移動平均法による数値的なフィルター処理を行って整理することとした。この数値的フィルター処理とは、図 - 18 に示した本矩形移動平均処理の影響に関する検討例より、1) 実験および数値解析結果の原波形に示されている 500 Hz 以上の高周波成分は、これまで述べてきた応答周波数が 25 Hz 以下である変位波形に照らして工学的に重要でないものと判断されること、2) 工学的に重要と判断される低周波成分波形を強調した状態に対して比較検討するべきであること、に基づいている。

図 - 17 より、実験結果の支点反力波形には数値解析結果に比べてより高周波成分が含まれていることが確認される。そのため、試験体 B-10-2 および B-13-2 の場合における実験結果の最大応答値は若干小さく示されている。支点反力の作用時間に関しては、試験体 C-10-2 を除くと数値解析結果は極めて良好に実験結果と対応していることがわかる。また、せん断余裕度 V_{us}/P_{us} が概ね等しい試験体 A-19-2, B-19-2 と A-10-2, B-10-2 に着目すると、第 1 波の作用時間はそれぞれ約 25 msec, 40 msec と数値解析結果、実験結果ともほぼ等しいことがわかる。さらに、全波形についても、せん断余裕度が小さい試験体ほど応答周期は短くなる傾向を示していることがわかる。なお、図 - 19 には、全試験体の最大片側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



(a) 解析結果



(b) 実験結果

図 - 18 フィルター処理の影響 (A-19-2)

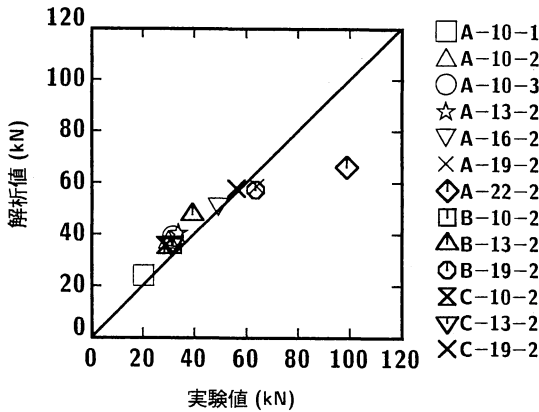


図 - 19 最大片側支点反力の比較

ている。図より、両者はA-22-2を除き比較的良好に一致していることがわかる。

図 - 20 は、RC梁の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。なお、数値解析における重錘衝撃力は、重錘底部要素に発生する全軸方向応力を集積して算定評価したものである。対象とした試験体は、A、B、Cタイプ各2試験体ずつの計6体である。これは、A-19-2、A-22-2以外のAタイプRC梁の実験時には重錘衝撃力測定用ロードセルが試作段階中であり、重錘衝撃力の測定を行っていないためである。また、紙面の都合によりB、Cタイプは2体ずつとした。重錘衝撃力に関しても支点反力波形同様2.5 msecの矩形移動平均法による数値的なフィルター処理を行っている。なお、比較図は応答変位や支点反力波形に比べてより高周波成分を含んでいることより、時間軸を2倍に拡大して図示している。

図より、実験結果はいずれの試験体においても、初期の立ち上がりが急激で継続時間が2.5 msec程度の衝撃力が作用し、その後振幅が第1波目の1/2

程度で継続時間が15 msec以上と長い波動が示されている。これに対して、数値解析結果は、実験結果のような初期の大きな衝撃力波形は示されていない。特に試験体A-19-2、A-22-2、B-19-2のようにせん断余裕度 V_{us}/P_{us} の比較的小さいRC梁の場合には、初期の衝撃力が引張力となっている。これは、重錘底部形状が扁平の場合には初期衝撃力が常に圧縮になるものと判断されることより、RC梁と重錘が相互に複雑に連成しているためと推察される。

また、RC梁の応答変位波形や片側支点反力波形は、図 - 14 および 図 - 17 より明らかなように、衝撃初期の波動の立ち上がりゆるやかで波動の半周期が50 msec前後である。従って、重錘衝撃力は継続時間の短い第1波目よりも、継続時間の比較的に長い第2波目がRC梁の衝撃応答に大きく影響しているものと判断される。このような考え方にに基づき、重錘衝撃力の第2波目に注目して数値解析結果と実験結果を比較すると、試験体B-13-2を除き両者は比較的良好に対応していることがわかる。

(4) コンクリートのひびわれ分布と第1主応力分布

図 - 21 には、RC梁の最大応答変位発生時近傍(重錘の衝突後約20 msec)における梁側面第1主応力の等色分布を、実験終了後のRC梁側面に発生したひびわれ図と重ねて示している。図は、各要素の応力を重心点応力で代表させ、かつ零応力(ひびわれが発生しコンクリート要素の応力が解放された状態)を強調し、ひびわ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描かれたものである。なお、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。

せん断余裕度 V_{us}/P_{us} の比較的大きい試験体(A-10-1、B-10-2、C-10-2)の等色分布図より、中心から支点部に至るまで、上縁から下縁までにおよぶ明瞭

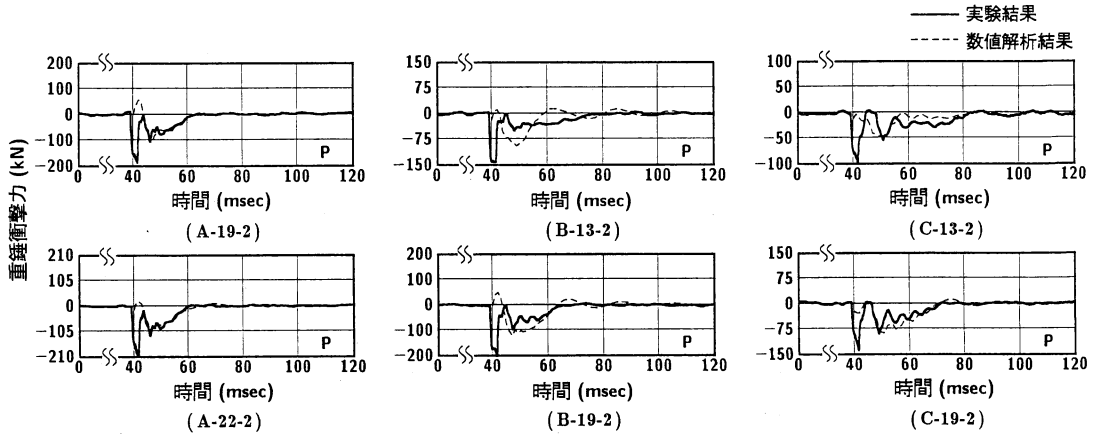


図 - 20 重錘衝撃力波形に関する数値解析結果と実験結果の比較

な曲げひびわれ (図中, 緑色の等色線) が発生していることが推察される。これは, 実験終了時のひびわれ分布によく対応している。また, このとき中心部近傍には上縁部から下縁部にかけて引張応力 (図中, 赤色の等色分布) が生じている。

一方, せん断余裕度の比較的小さい試験体 (A-19-2, A-22-2, B-19-2) の等色分布図には, 支点部近傍に曲げひびわれが示されていない。また, 載荷点部の上縁部から斜め方向へのひびわれ (図中, 緑色の等色線) が明瞭に示されている。この状態も実験終了時のひびわれ分布に非常によく対応している。さらに, 中心部の下縁には引張応力が発生せず, 中心部上縁から支点部にかけて斜め方向に引張応力 (図中, 赤色の等色分布) が分布していることがわかる。

以上より, 本数値解析手法を用いることにより, 静載荷時に曲げ破壊が卓越する RC 梁の重錘落下衝撃荷重載荷時のひびわれ分布や変形分布の定性的な特性がほぼ推定できることが明らかになった。

6. まとめ

本研究では, 市販されている汎用コードに組み込まれている比較的単純な材料構成則を用いた場合の RC 梁の弾塑性衝撃応答解析法を確立することを目的として, 断面寸法および主鉄筋比が異なり, かつ静載荷時に曲げ破壊が卓越する RC 梁に対して有限要素法による三次元弾塑性応答解析を行い, 各種精度検討の後, 既往の実験結果と比較する形で, 本解析手法の適用性について検討を行った。また, 本解析は重量 1.96 kN の円柱状重錘が 6m/sec 以下で RC 梁のスパン中央部に衝突する場合に関して行っている。本研究で得られた結論を要約すると,

- 1) 支点部境界条件は, 実験に即して治具をモデル化する場合には, RC 梁の応答変位および支点反力を良好にシミュレートするが, 単純化して支点となる節点に拘束条件を与える場合には, 支点部近傍の応答を十分に評価できない可能性がある。
- 2) スターラップは, せん断余裕度 V_{us}/P_{us} が小さくせん断ひびわれが混在してくる場合にはこれを考慮する必要がある。
- 3) RC 梁断面の要素分割において, 応答変位波形に関しては, 鉄筋要素を除いた一要素の梁高さ方向の大きさが梁高さの 1/4 程度の分割数でも工学的に十分な解析精度を得ることが可能である。
- 4) 上下筋を梁要素を用いてモデル化する場合には, 解析精度が保障されない場合がある。一方, 上下筋を三次元固体要素を用いて忠実にモデル化する場合や, 梁幅方向に断面積の等価な平板状の三次元固体要素としてモデル化する場合には, 工学的には十分な解析精度で最大応答変位や残留変位が算定可能である。
- 5) 本解析手法を用い, 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, 静的なせん断余裕度が 2.0 以上の RC 梁に関する重錘落下衝撃荷重載荷時におけるひびわれの定性的な分布特性がほぼ推定可能である。
- 6) 重錘落下衝撃荷重載荷時の RC 梁の変位, 片側支点反力および重錘衝撃力に関する弾塑性応答性状は, 静的なせん断余裕度が 2.0 以上で静載荷時に曲げ破壊が卓越する RC 梁の場合には, 上下筋の塑性硬化係数 H' および減衰定数 h を適切に同定することで, 本数値解析手法により十分評価可能である。本数値解析では検討結果, $H' = E_s / 100$ (E_s : 上下筋の弾性係数), $h = 0.05$ とした。

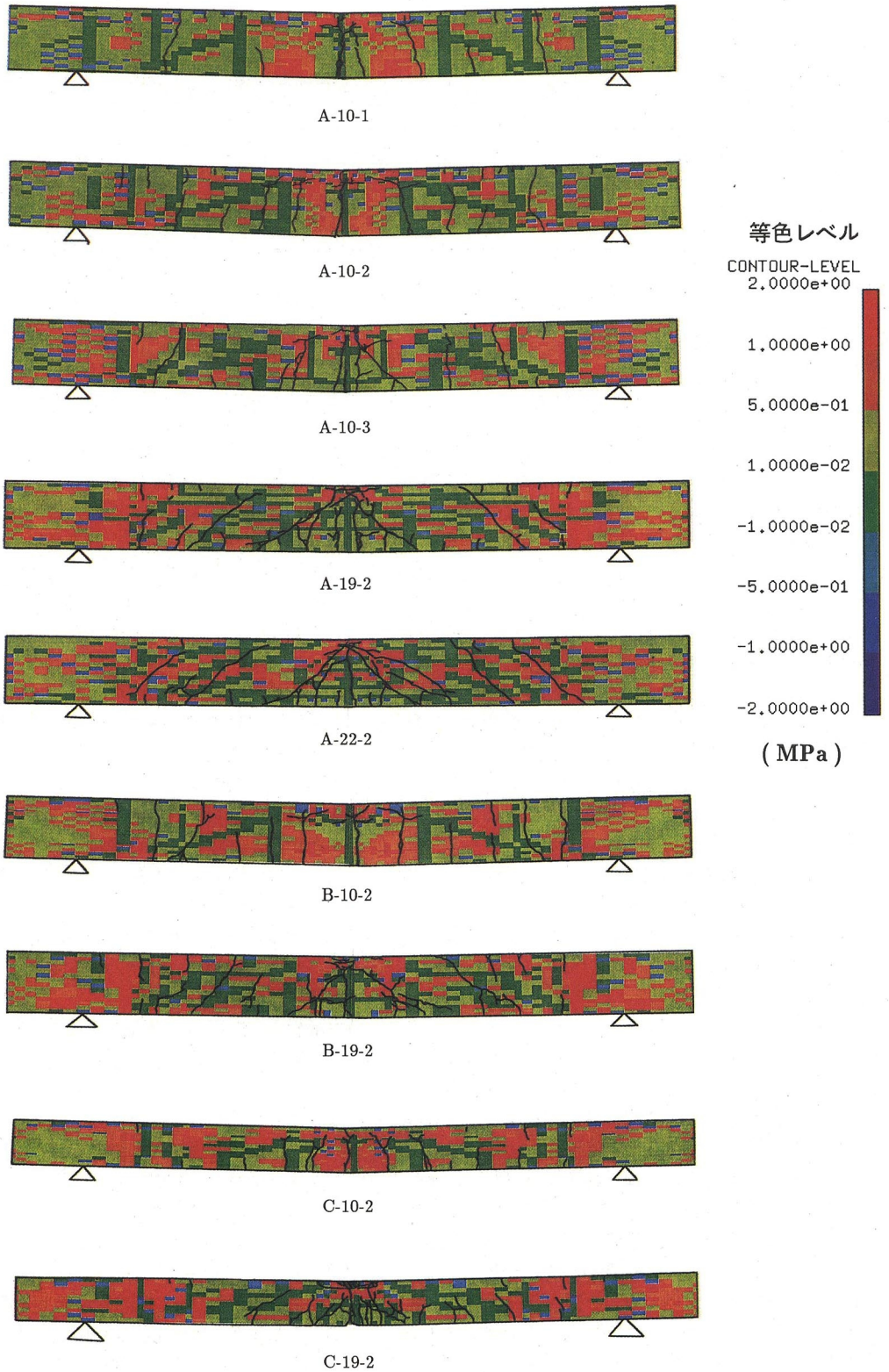


図 - 21 実験後のコンクリートひびわれ分布と最大応答変位発生時近傍の第1主応力分布

謝辞：最後に、本研究を行うにあたり、当時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長谷川康司君（現千葉県庁）、山内昌昭君（現西松建設株式会社）および同上大学院構造力学研究室在学中の小林竜太君に多大なる御支援を戴いたことを付記し、ここに感謝の意を表する。

参考文献

- 1) 高橋芳彦：高速載荷試験による鉄筋コンクリートはりおよび鋼板コンクリート合成はりの耐衝撃性評価に関する基礎的研究，九州大学工学部，学位論文，1990.
- 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) 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.
- 4) 松岡健一，岸 徳光，三上 浩，安藤智啓：スパン長の異なる RC 梁の重錘落下衝撃実験，コンクリート工学年次論文報告集，Vol.20，No.3，pp.1069-1074，1998.
- 5) 藤井 学，宮本文穂，森川英典：衝撃荷重を受ける鉄筋コンクリートはりの力学的挙動に関する基礎的研究，土木学会論文集，第 360 号，pp.51-60，1985.
- 6) 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，構造工学論文報告集，Vol.44A，pp.1761-1771，1998.
- 7) 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.
- 8) 岸 徳光，安藤智啓，三上 浩，松岡健一：RC 梁の耐衝撃性に及ぼす断面寸法の影響，第 4 回構造物の衝撃問題に関するシンポジウム講演論文集，pp.165-170，1998.
- 9) Hallquist, J.O.: LS-DYNA User's Manual, Livermore Software Technology Corporation, 1997.
- 10) 構造工学シリーズ 6，構造物の衝撃挙動と設計法，土木学会，1993.

(1998.6.5 受付)

ELASTO-PLASTIC IMPACT ANALYSIS ON RC BEAMS WITH STATICALLY BENDING FAILURE MODE

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

In order to establish a rational elasto-plastic impact analysis method on reinforced concrete (RC) beams with statically bending failure mode, an applicability of three-dimensional finite element method (FEM) with a simple constitutive law is discussed. The applicability is confirmed by comparing with the experimental results on thirteen RC beams obtained from a steel weight freely dropping impact test. From this study, it is seen that the dynamic responses of displacement of RC beam, reaction force and impact force occurred in a steel weight can be estimated with good accuracy by using the proposed method.