

# 破壊エネルギー等価の概念を用いた大型 RC 桁に関する衝撃応答解析手法の妥当性検討

An applicability of impact response analysis method for prototype RC girders  
by using an equivalent fracture energy concept for concrete elements

岸 徳光\*, Abdul Qadir Bhatti\*\*, 三上 浩\*\*\*, 岡田 慎哉\*\*\*\*

Norimitsu KISHI, Abdul Qadir BHATTI, Hiroshi MIKAMI, and Shin-ya OKADA

\* 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)  
\*\* 修(工) 室蘭工業大学大学院博士後期課程 工学研究科 建設工学専攻(〒050-8585 室蘭市水元町 27-1)  
\*\*\* 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)  
\*\*\*\* 修(工) 寒地土木研究所 研究員 寒地構造チーム (〒062-8602 札幌市豊平区平岸 1-3)

In order to establish a rational verification method for each limit state for impact resistant RC structures, not only experimental study but also numerical analysis study should be conducted. However, it is not easy to numerically analyze large scale RC structures under impact loading. Here, in order to establish a modification method for material properties of concrete so as to rationally analyze using coarse mesh, an equivalent fracture energy concept for concrete elements was proposed and the applicability was conducted comparing numerical analysis results and experimental results. From this study, it was confirmed that even though coarse mesh was used for prototype RC girder, similar results with those obtained using fine mesh can be assured and those results were in good agreements with the experimental ones.

**Key Words** : *prototype RC girder, impact response analysis, fracture energy, falling-weight impact test*

キーワード: 実規模 RC 桁, 衝撃応答解析, 破壊エネルギー, 重錘落下衝撃実験

## 1. はじめに

我が国における土木構造物に関する設計法は、許容応力度設計法から限界状態設計法を経て、現在性能照査型設計法に移行しつつある。このような状況下において、静荷重を主にして設計を行う鋼構造物あるいはコンクリート構造物のみならず、衝撃荷重载荷に対して設計を行う場合（以後、耐衝撃設計）に関しても性能照査型設計法に移行すべく、土木学会構造工学委員会では小委員会を設置し検討に着手している。構造物の耐衝撃問題に関する性能照査型設計法に即した基準策定時の重要な課題の一つに、設定された各種限界状態に関する力学的な指標の決定と、その指標に対応する断面力照査法の確立が挙げられる。

鉄筋コンクリート (RC) 製ロックシェッドを例に考えると、各限界状態として、使用限界状態、修復限界状態、終局限界状態等が想定される。設計上では、これらの各限界状態に対する主に力学的な指標を規定しなければならない。たとえば、使用限界状態に対して

は、水密性やひび割れの程度、圧縮側表面の損傷程度、残留変位等の指標が考えられる。また、修復限界状態に対しては、ひび割れの程度、裏面剥離の程度、残留変位等が挙げられ、終局限界状態に対しては、修復限界状態時の項目に加えさらに空間確保の観点から倒壊の程度に関する指標が考えられる。断面設計的には、これらの各限界状態に対する力学的な指標によって規定された要求性能を照査可能な断面設計手法の確立が必須である。

上述の各限界状態およびそれらの指標は、構造物の社会的あるいは人命尊重の観点から合意形成の上、設定されることが望ましい。一方、衝撃荷重载荷時の各性能の力学的な指標に対する照査法に関しては、部材の材料非線形特性や動的効果を考慮しなければならないことより、基本的には実験結果に基づいて検討されなければならない。しかしながら、現実的には構造部材の基本である RC 梁に限定しても、小型梁に対しては多少実験データが蓄積されているものの、実規模桁に関しては極端に少ないと言わざるを得ない。特に、

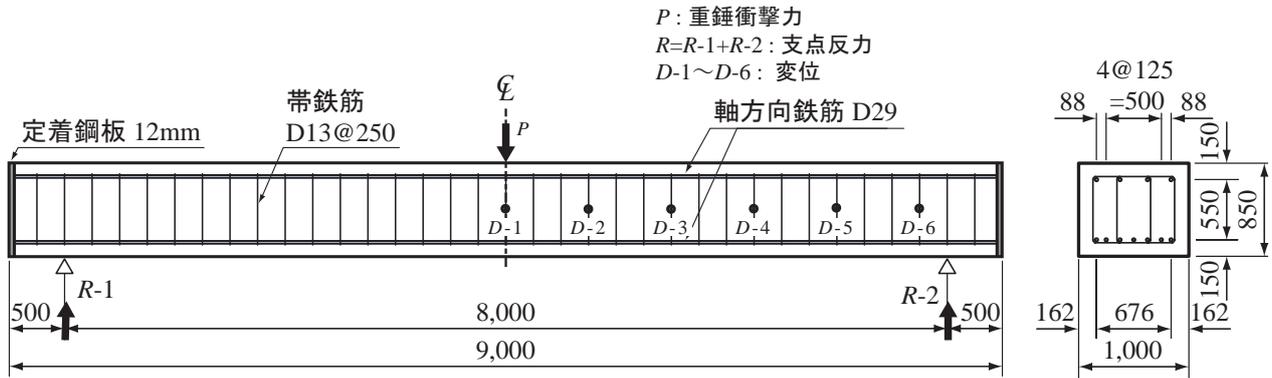


図-1 RC桁の形状寸法および配筋状況図

実規模部材を対象とした衝撃荷重実験に関しては、試験体製作から実験装置に至るまで全てに渡って経費が嵩むことや、実験装置もそれほど汎用的でないこと、実験を実施するための知識と経験が必要であることより、事実上限定された研究機関以外での実施は不可能である。従って、実規模部材を対象とした検討は、小型部材に関する実験結果の基に構築された照査法の概念を検証する位置付けにすることが、より現実的であるものと判断される。また、照査法の妥当性を検証する場合においても、必ずしも単純な構造形式ばかりではないことを想定すると、実験法のみならず、数値解析的な手法を確立しておくことが重要であるものと判断される。

このような背景より、著者らは、まず重錘落下衝撃実験結果を基に小型RC梁を対象とした三次元弾塑性有限要素解析<sup>1),2)</sup>を試み、その適用性に関する検討を行っている。さらに、小型RC梁に関する解析手法を踏襲した場合の実規模RC桁への適用性に関する検討<sup>3)</sup>を行い、(1)一要素の軸方向要素長は特に支点近傍領域において小型梁の場合と同程度に細分化しなければならないことや、(2)コンクリートの圧縮領域における降伏基準は von Mises の降伏基準よりは Drucker-Prager の降伏基準が適切であること、また、(3)減衰定数を適切に設定すること等により、小型RC梁に関する解析手法に準拠して解析が可能であることを明らかにしている。しかしながら、このような検討結果に従えば、構造物が大きくなるに従い要素分割数も3次関数的に増加することとなり、現実的に解析不可能になることも想定され、分割数を低減しても解析精度を著しく損なわない解析手法の確立が望まれる。

このような観点から、本論文では三次元弾塑性応答解析法に基づいた実規模RC部材に関する簡易で合理的な衝撃挙動解析法の確立を目的に、要素分割数を低減した場合においても工学的に妥当な数値解析結果を得るための方策として、曲げ破壊型RC桁を対象にコンクリート要素の軸方向要素長が基準の要素長よりも大きい場合に対して破壊エネルギー等価の概念を導入

し、換算引張強度を評価する手法を提案した。また、実規模単純支持RC桁に関する重錘落下衝撃実験結果を対象に数値解析を実施し、実験結果と比較することにより提案した手法の妥当性に関する検討を行ったので報告する。前述のように、著者らは衝撃応答解析法の実規模RC桁への適用性検討<sup>3)</sup>において、軸方向の要素分割数、軸方向鉄筋のモデル化、コンクリート材料に関する降伏条件式、減衰定数の解析精度への影響に関する検討を行い、ある程度方向性を提示している。本研究では、これらの検討結果を基本にして、軸方向の要素分割数のみを変化させた場合に対してコンクリートの破壊エネルギー等価の概念を導入し検討を行うこととする。なお、本研究では、三次元有限要素法に基づいた衝撃応答解析用汎用プログラム LS-DYNA (ver.970)<sup>4)</sup>を用いて検討を行っている。

## 2. 実規模RC桁を用いた重錘落下衝撃実験の概要

### 2.1 試験体の概要

本研究では、実RC製ロックシェッドの頂版に関する設計断面を対象として実施した実験結果を用いることとした。すなわち、断面は、桁幅を単位の道路軸方向長さである1m、桁高は実ロックシェッドで多く採用されている桁高よりも若干低い85cmとする矩形断面とし、純スパン長は実ロックシェッドの幅と同程度の8mである。

図-1にRC桁の形状寸法と配筋状況図および各応答波形の測定番号を示している。軸方向鉄筋およびかぶり厚に関しては、実ロックシェッドに対応させるように決定している。すなわち、軸方向鉄筋において、主鉄筋は鉄筋比を0.64%としD29を7本配置している。圧縮側の軸方向鉄筋量は主鉄筋量の50%を目安にD29を4本設置している。コンクリートのかぶり厚は実ロックシェッドと同様150mmである。帯鉄筋は桁の有効高さの1/2以下となるようにすることとし、D13を250mm間隔に配置している。

なお、曲げ破壊先行型とするために、図-1に示

表-1 静的設計値

主鉄筋比	せん断 スパン比	計算曲げ 耐力	計算せん断 耐力	計算せん断 余裕度
$p_t$	$a/d$	$P_{usc}(kN)$	$V_{usc}(kN)$	$\alpha$
0.0064	5.71	621	1,794	2.89

表-2 コンクリートの力学的特性値

材齢 (日)	圧縮強度 (MPa)	弾性係数 (GPa)	ポアソン比 $\nu_c$
43	31.2	25.4	0.177

表-3 鉄筋の力学的特性値一覧

鉄筋名称	鋼材種	降伏強度 $\sigma_y$ (MPa)	弾性係数 $E_s$ (GPa)	ポアソン比 $\nu_s$
D13	SD345	390	206	0.3
D29		401		

すように中間帯鉄筋を配置してせん断耐力を向上させている。軸方向鉄筋の定着は、その定着長を節約するために桁端面に厚さ 12 mm の鉄板を配置して溶接定着することとした。後述のように重錘衝撃力を  $P$ 、両支点反力の合計（以後、支点反力）を  $R$ 、スパンセンターの鉛直方向変位（以後、変位）を  $D-1$  とし、支点方向に向って 750 mm ピッチに  $D-2 \sim D-6$  としている。

表-1 には RC 梁の静的設計値の一覧を示している。表中、静的曲げ耐力  $P_{usc}$  および静的せん断耐力  $V_{usc}$  はコンクリート標準示方書<sup>5)</sup>（以後、示方書）に基づいて算定している。試験体のせん断余裕度が  $\alpha (= V_{usc} / P_{usc}) > 1.0$  であることより、静載荷時には設計的に曲げ破壊型で終局に至ることが推察される。

表-2, 3 には、実験時におけるコンクリートおよび鉄筋の力学的特性値を示している。

## 2.2 実験方法

本実験では、2,000 kg 重錘をトラッククレーンを用いて所定の高さまで吊り上げ、脱着装置を用いて RC 桁のスパン中央部に自由落下させることにより行っている。落下高さは、桁高 1 m、落下高さを 20 m とする場合に、スパン長の 1% 弱程度の残留変位で桁側面かぶりコンクリートが大きく剥落して終局に至っていることより<sup>3)</sup>、残留変位をスパン長の 0.75% と設定し、かつ耐衝撃設計用静的曲げ耐力算定式の定数を実験結果に基づき逆算的に 0.33 から 0.68 に再評価して、10 m に設定した。なお、重錘は直径 1 m、高さ 97 cm で底部が半径 80 cm の球状になっている鋼製円筒の内部に鋼塊とコンクリートを充填して質量を調整している。

RC 桁は支点反力測定用ロードセル付きの支点治具上に設置し、かつ重錘落下衝突時における桁端部の跳

ね上がりを防止するために、直径 50 mm の鋼棒と押しえ用鋼梁からなる跳ね上がり防止用治具を用いて固定している。なお、治具は支点と共に回転できるように工夫されている。従って、支点部の境界条件はピン支持に近い状態になっているものと推察される。

本実験における測定項目は、前述のように重錘衝撃力  $P$ 、支点反力  $R$ 、および軸方向各点の変位  $D-i$  ( $i = 1 \sim 6$ ) の各応答波形である。これらの測定において、重錘衝撃力に関しては重錘頂部に設置した応答周波数特性 1 kHz 以上の容量 1,000 G のひずみゲージ型加速度計から得られる減速加速度に重錘質量を乗じて評価している。支点反力は支点治具に取り付けた周波数特性が 1 kHz 以上、容量 1,500 kN の起歪柱型衝撃荷重測定用ロードセルを用いて測定している。各点の変位測定には、周波数特性 915 Hz、最大ストローク 200 mm の非接触式レーザ式変位計を用いている。

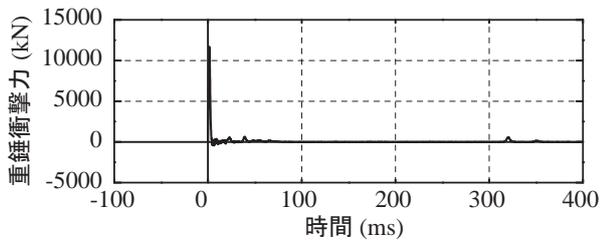
各センサーからの出力波形は、加速度計およびロードセルはひずみゲージ型であることより直流増幅器を、またレーザ式変位計の場合には専用のアンプユニットを介して増幅した後、サンプリングタイム 0.1 ms でデジタルデータレコーダにて一括収録を行っている。なお、重錘衝撃力波形に関しては加速度波形であることより波形の平滑化処理は施していないが、支点反力波形と変位波形に関してはノイズを含んだ高周波成分を除去するため、0.5 ms の矩形移動平均法により数値的なフィルター処理を施している。

また、実験終了後には載荷点部、桁側面に生じたひび割れ分布や載荷点部の損傷状況に関する記録写真を撮っている。さらに、側面に生じたひび割れ分布もスケッチしている。

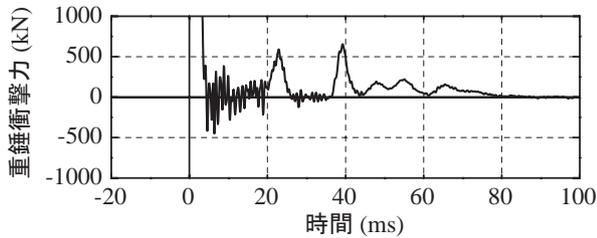
## 3. 実験結果の概要

図-2 には、実験結果の重錘衝撃力波形、支点反力波形および変位波形を示している。図中、継続時間は重錘衝突時を基準に取って整理している。また、各波形とも正載荷時の値を正としている。

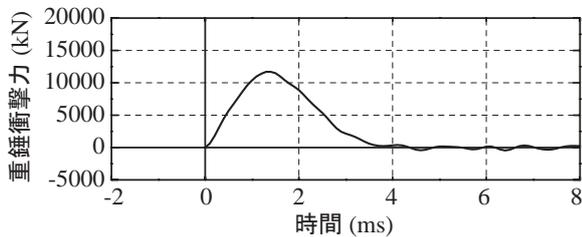
図-2 (a) ~ (c) には重錘衝撃力波形を示している。(a) 図には 400 ms 間を示しており、(b) 図には最大振幅を 1 MN とし、100 ms 間を拡大して示している。また、(c) 図には衝撃初期の第 1 主波動部に着目し、8 ms 間を拡大して示している。特に (b)、(c) 図に着目すると、衝撃初期には継続時間が 3.5 ms 前後で振幅が 12 MN 程度の正弦半波状の主波動が励起している。その後、約 20 ms 間において振幅の大きい高周波成分が励起している。重錘衝撃力は、重錘が RC 桁に衝突することにより被衝突体である RC 桁に作用する衝撃力の反作用力として励起されるものである。従って、衝撃荷重作用時には負の重錘衝撃力成分は発生しない。これより、(b) 図に示される高周波成分は、真の



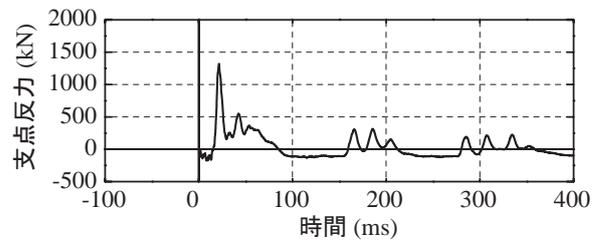
(a) 重錘衝撃力波形(400 ms まで)



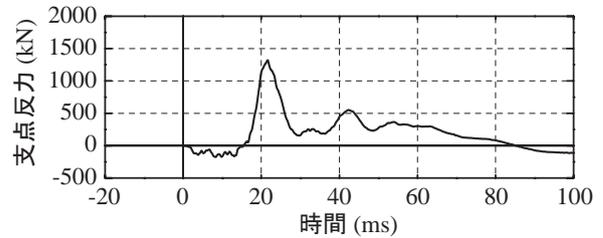
(b) 重錘衝撃力波形(第2主波動部)



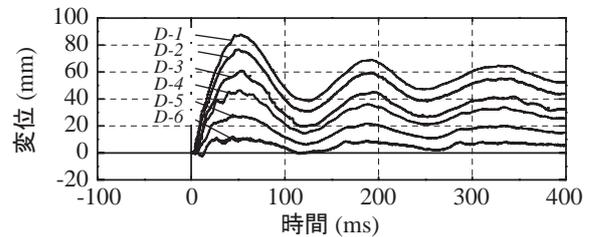
(c) 重錘衝撃力波形(衝撃初期)



(d) 片側支点反力波形(全解析時間)



(e) 片側支点反力波形(主波動部)



(f) 変位波形

図-2 実験結果の波形

重錘衝撃力成分ではなく、加速度計自体の固有振動あるいは重錘内を伝播する弾性波によって励起されたものであると推察される。その後、重錘衝撃力波形は波動継続時間が 10 ms 程度の正弦半波波形が 2 波励起した後、35 ms 程度の波動継続時間を有する正弦半端波形と周期が 8 ~ 10 ms 程度の正弦減衰波形が合成された波形分布を示し、80 ms 経過後には零レベルに至っている。

(d), (e) 図には片側支点反力波形を示している。(d) 図より、衝撃初期から約 80 ms 間に大きな波動が励起している。これは、上述の重錘衝撃力波形の場合とほぼ対応していることより、衝撃荷重除荷によって励起された波形であるものと推察される。その後、負反力側が 125 kN 程度で周期的にカットオフされた波形分布を示している。これは、RC 桁が衝撃荷重除荷後に自由振動状態に至っていることを示唆している。負荷状態において、支点反力がカットオフされるのは以下の理由による。すなわち、(1) 支点反力測定用ロードセルの初期化を、跳ね上がり防止用治具である鋼梁を締めつけた状態で行っていること、従って、(2) RC 桁が支点から浮き上がるまでは締めつけ力に相当する負反力の測定が可能である。しかしながら、(3) 支点から浮き上がる場合には、締めつけ力以上の浮き上がり力(負反力)が作用するものの締めつけ力を超過する

負反力分は測定不能となり、あたかも一定の負反力が作用しているように測定されるためである。また (e) 図より、波形は重錘衝撃力波形と類似して、波動継続時間が 70 ms 程度の正弦半波波形と周期が 20 ms 程度の正弦減衰波が合成された波形性状を示し、80 ms 経過後には負荷状態に移行していることがわかる。

(f) 図には軸方向各点の変位波形を示している。図より、変位波形は載荷点から支点方向に離れるに従い、その振幅も減少している。また、各波形も時間の経過とともに減衰の傾向を示しているが、零レベルまでは低減せず変位が残留していることが分かる。

図-3 には、実験終了後の RC 桁側面に発生したひび割れ分布図、写真-1 には重錘衝突部の RC 桁の損傷状況を示している。写真からは、(1) 重錘はほぼ RC 桁の中央部に落下していること；(2) 載荷点近傍表面には、圧縮破壊の傾向が示されていること；さらに、(3) 載荷点部を中心にほぼ対角線上にひび割れが進展しており、載荷点近傍部は三次元的な挙動を示していることが分かる。

また、図-3 のひび割れ図より、スパン中央上縁部に割裂ひび割れが発生しており、写真-1 に示されている載荷点近傍部に圧縮破壊が生じていることを裏付けている。また、載荷点近傍部には、下縁から進展する 1 本の斜めひび割れが発生しているものの、基本

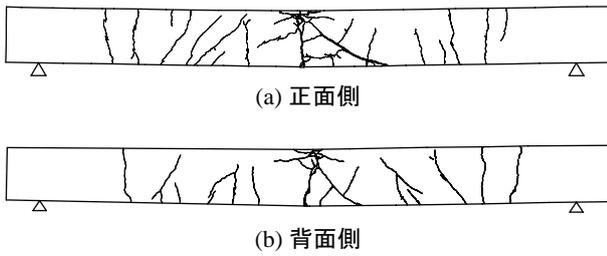


図-3 実験終了後の RC 桁側面におけるひび割れ分布



写真-1 重錘衝突部の RC 桁の損傷状況

的には下縁から上方に進展する曲げひび割れが卓越して発生していることが確認できる。さらに、いずれの側面においても、支点近傍に下縁あるいは上縁から鉛直に進展するひび割れが発生している。このようなひび割れが発生する原因には2つの現象が想定される。1つは衝撃初期に曲げ波動が支点方向に向って伝播する際に支点近傍が固定端的に挙動した可能性があること、他の1つは両支点部が跳ね上がり防止用治具によって固定され、回転は許容されるものの水平方向の移動が拘束されることにより、曲げ変形時にひび割れが発生するほどの軸引張力が作用した可能性があることである。

#### 4. 数値解析概要

##### 4.1 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、前述のように解析手法に有限要素法を用いた非線形衝撃応答解析用汎用コード LS-DYNA (ver.970)<sup>4)</sup> である。LS-DYNA は、構造物の大変形問題、衝突体と被衝突体との接触問題等の非線形問題を解析することが可能なコードである。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 4) に譲る。

##### 4.2 数値解析モデル

図-4(a)において、RC 桁に関しては後述の基準解

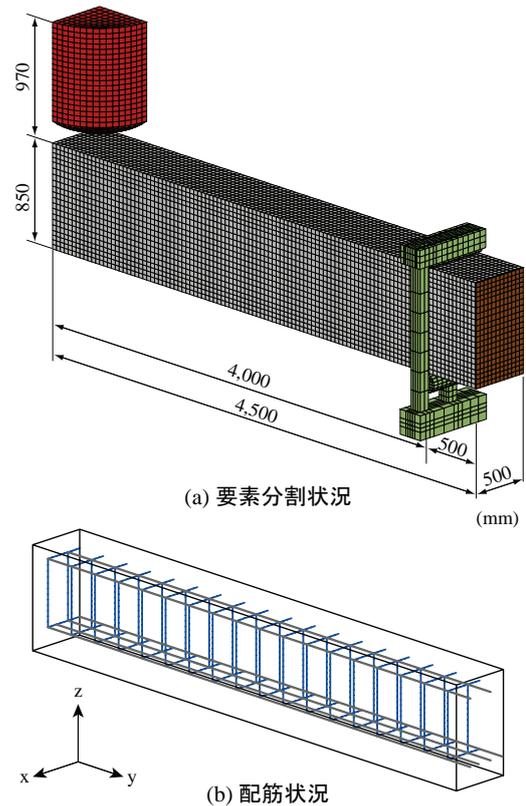


図-4 数値解析モデル

析モデルとなる解析用の要素分割状況を示している。解析対象は実験装置の設置精度や試験体の形状寸法および物性上の均一さに多少の誤差が含まれているものと考えられるが、ここでは理想状態を仮定して簡略化し、RC 桁の対称性を考慮してスパン方向および断面の桁幅方向にそれぞれ2等分した1/4モデルとした。

適用した要素タイプは、軸方向鉄筋および帯鉄筋要素には剛性、断面積、重量を等価とした梁要素を用い、その他の要素は全て8節点の三次元固体要素とした。図-4(b)には、軸方向鉄筋および帯鉄筋に関する有限要素モデルを示している。なお、総節点数および総要素数はそれぞれ38,875、34,832である。

各構成要素に関するモデル化の詳細を述べると、RC 桁部は重錘落下衝撃実験に用いた桁の形状寸法に基づいて忠実にモデル化している。ただし、軸方向鉄筋および帯鉄筋のモデル化には梁要素を用いているため、要素は見かけ上は体積や面積を有しない直線要素で表示される。また、重錘部は、実形状に即してモデル化している。重錘の内部要素には密度を除き全て鉄の材料物性値を用い、重錘質量2,000 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。なお、予備解析を行い、重錘モデルの簡略化による数値解析への影響のないことを確認している。支点治具部は、前述の解析結果に即してロードセルや跳ね上がり防止用治具も含め実構造に即

して忠実にモデル化することとした。なお、支点の底部には、実験時と同様に治具全体の  $x$  軸周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。

要素の積点数数に関しては、固体要素に対して1点積分を、鉄筋のモデル化に用いている梁要素に対して4点積分を行うこととしている。コンクリートと重錘および支点治具の要素間には、面と面との接触・剥離を伴う滑りを考慮した接触面を定義している。ここで定義している接触面は、2面間の接触と分離に伴う解析が可能であり、ペナルティ法を適用して接触反力が算定可能となっている。ただし、摩擦は考慮していない。また、コンクリートと軸方向鉄筋要素間、コンクリートと帯鉄筋要素間には、完全付着を仮定している。衝撃荷重は、重錘要素をRC桁に接触する形で配置し、その全節点に設定した衝突速度を付加することにより発生させることとした。また、減衰定数  $h$  は系の振動に伴う質量に依存した粘弾性減衰項のみを考慮するものとし、過去の実規模RC桁に関する研究成果<sup>3)</sup>の下に  $h = 1.5\%$  と設定した。なお、全解析時間は重錘がRC桁に衝突した時点からRC桁がほぼ定常状態に至るまでの400 ms間としている。また、数値解析の時間間隔は、Courantの安定条件を満足するようにコード内で決定されており、全解析ケースにおいてほぼ等しく  $0.8 \mu\text{s}$  である。

### 4.3 基準解析モデルの要素分割

まえがきでも述べているように、本研究の目的は実規模RC桁を対象とする場合のコンクリート要素の軸方向要素長を大きくした場合における要素の換算引張強度を破壊エネルギー等価の考え方に基づいて決定する方法を提案し、その妥当性を検討することである。従って、その検討のためには基準となる要素分割およびその数値解析結果が必要となる。本研究では、基準解析モデルを過去の実規模RC桁に関する検討結果<sup>3)</sup>に即して、以下のようにして決定した。すなわち、RC桁の要素を全て直方体要素とし、その一辺の長さを40~50 mmになるように設定した。具体的には、桁高さ方向にはかぶり部を4分割(要素長:37.5 mm)、上下端鉄筋間を12分割(要素長:48.75 mm)としている。また、幅方向に関しては、側面かぶり部を4分割(要素長:40.5 mm)とし、7本配置されている各主鉄筋間を間隔の大きさに対応して2~3分割(最大要素長:41.7 mm)としている。一方、軸方向において、支点近傍部に関しては跳ね上がり防止用治具と桁間の相互作用を適切に評価できるようにするために、中央部の要素分割の程度にかかわらず支点を起点にして内外部の一せん断補強筋間隔分(250 mm)に対して7分割(要素長:35.7 mm)することとした。中央部に関しては、支点近傍部と同様にせん断補強筋間隔を7分割(要素長:35.7 mm)とした。

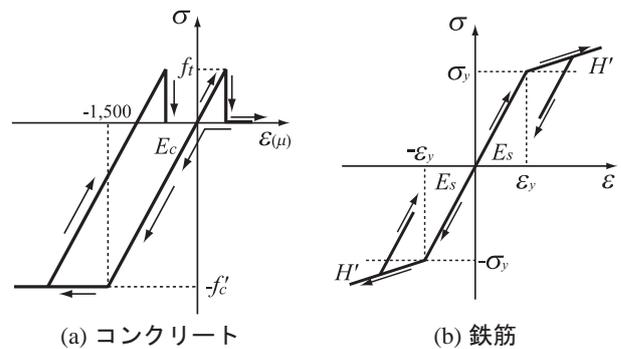


図-5 材料構成則モデル

### 4.4 材料物性モデル

図-5には、本数値解析で最終的に決定したコンクリートおよび鉄筋の等価一軸応力-ひずみ特性を示している。以下に、コンクリートと鉄筋等に関する材料物性モデルの概要を述べる。

#### (1) コンクリート

コンクリート要素に用いる物性モデルに関しては、静載荷時の場合には引張軟化挙動を考慮したモデルが多用されているが、ここでは著者らの研究成果<sup>1),3)</sup>を踏まえ、LS-DYNAコード<sup>4)</sup>に組み込まれている弾塑性体モデルを用いることとした。すなわち、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、引張側に対しては線形の相当応力-相当ひずみ関係を仮定し、破壊圧力に達した段階で引張力を伝達しないとするモデルである。圧縮側に関しては、図-5(a)のように相当ひずみが  $1,500 \mu$  に達した状態でコンクリートが降伏するものと仮定し、完全弾塑性体のバイリニア型にモデル化した。降伏の判定にはDrucker-Pragerの降伏条件式<sup>6)</sup>を採用している。なお、引張強度は後述のように要素の軸方向長さに依存して決定される換算引張強度  $f_t$  を仮定する。また、引張側の圧力は、要素内に生じる3方向の直応力の平均値として評価している。

#### (2) 鉄筋

図-5(b)には、軸方向鉄筋およびせん断補強筋に関する等価一軸応力-ひずみ特性を示している。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。降伏応力  $\sigma_y$ 、弾性係数  $E_s$  およびポアソン比  $\nu_s$  には、表-3に示されている値を採用している。また、単位体積質量  $\rho_s$  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。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。

#### (3) 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関する全要素に関しては、実験時に塑性変形が確認されていないこと

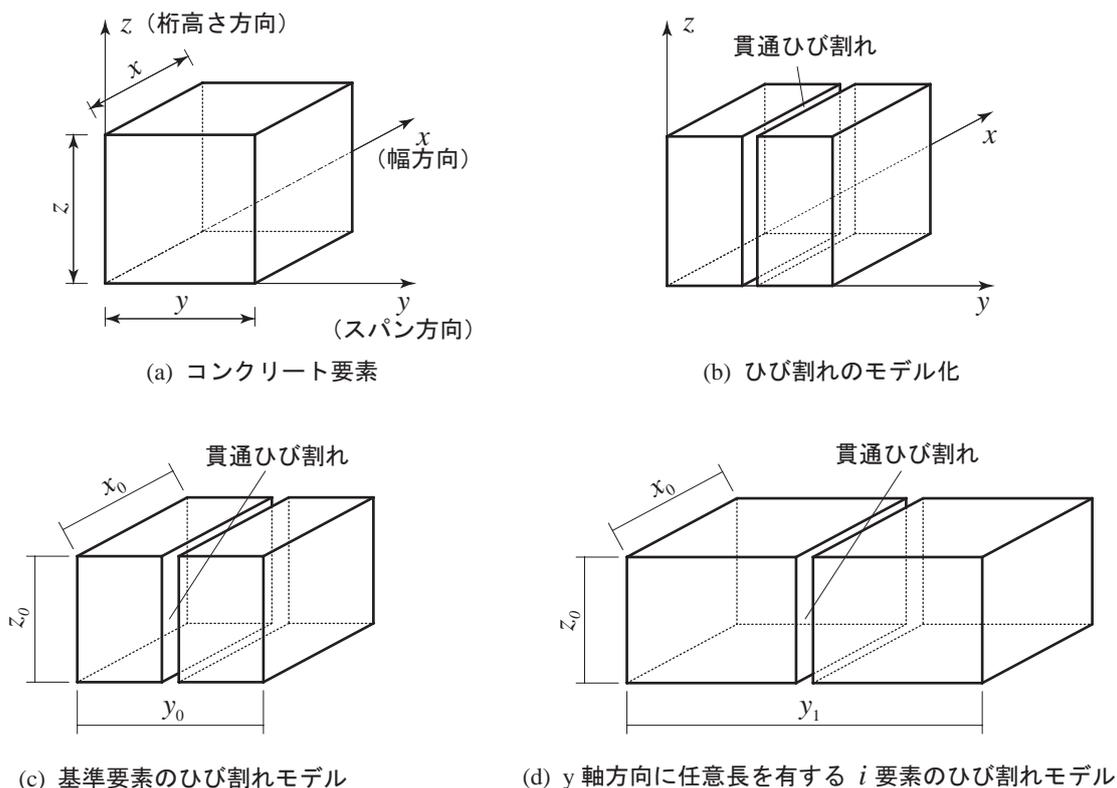


図-6 コンクリート要素に1個の貫通ひび割れが発生する場合の破壊エネルギー等価の概念図

より、弾性体モデルを適用している。要素の弾性係数  $E$ 、ポアソン比  $\nu$ 、単位体積質量  $\rho$  には公称値を用いることとし、全部材で等しく、それぞれ  $E = 206 \text{ GPa}$ 、 $\nu = 0.3$ 、 $\rho = 7.85 \times 10^3 \text{ kg/m}^3$  と仮定している。

#### 4.5 コンクリート要素の引張破壊モデル

##### (1) 概要

曲げ破壊型 RC 桁に対して重錘落下等による衝撃荷重が載荷する場合には、一般的には振動を伴いながら載荷点近傍下縁部を中心に下縁から鉛直上方あるいは斜め上方にひび割れが進展する。入力エネルギーが大きい場合にはそれに対応してひび割れの開口を伴い残留変位も生じる。このような衝撃荷重載荷時の RC 桁に関する数値解析手法の妥当性検討<sup>3)</sup>において、著者らは三次元弾塑性有限要素法を対象として、桁の大小にかかわらず要素分割、鉄筋要素、各材料構成則、支点治具のモデル化、減衰定数等の数値解析精度への影響について検討を行っている。

ここで、コンクリート要素の要素分割に着目すると、ひび割れの発生は前述の構成則を適用して想定はしているものの、要素の大きさにかかわらず常に一定の材料定数を設定して検討を行ってきた。しかしながら、分散ひび割れを仮定しているために、コンクリート要素の形状寸法が大きい場合には、(1) それに対応して要素の破壊エネルギーも大きくなるため、ひび割れの発生荷重が大きくなること、(2) また、応力分布

が平滑化されるため、要素のひずみエネルギーも過小評価の傾向を示し、結果として損傷の程度が現実よりも過小に評価される傾向にあるものと推察される。

このような問題点を解決する1つの方法として、ひび割れ発生箇所においては要素の大きさにかかわらず数値解析的にひずみエネルギーが破壊エネルギーに至るように工夫することが考えられる。以下に、このような考え方に基づいたコンクリート要素の具体的な引張破壊モデルについて述べる。

##### (2) 破壊エネルギー等価の概念

RC 桁を対象とした衝撃応答解析を前提にすると、桁幅方向へのひび割れの発生はほぼ同様であると仮定できることより、直面する課題はスパン方向へのひび割れの分散分布を現実的に即して評価可能にすることである。これより、本論文では、図-6(a)に示されるようなコンクリート要素において、図-6(b)に示されるように桁幅方向と桁高さ方向に貫通する1個のひび割れが発生する状況を想定し、そのひび割れはスパン方向の要素長にかかわらず同一の引張破壊エネルギーのもとに発生するものと仮定する。また、そのエネルギーは要素のひずみエネルギーを用いて評価するものとする。本研究では離散ひび割れを仮定していないことより、数値解析的には要素のひずみエネルギーが引張破壊のレベルに達すると、要素に分散ひび割れが発生し引張力が伝達されない状態に至ることは勿論である。今、図-6(c),(d)に示されるように、基準要素の

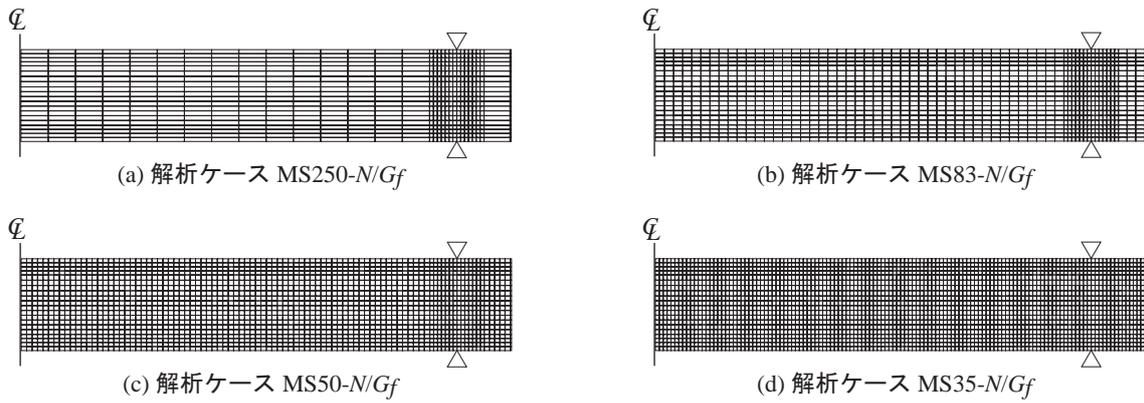


図-7 設定した各解析ケースの要素分割状況

表-4 解析ケースの一覧

解析ケース	スパン方向要素長 (mm)	総接点数	総要素数
MS250-N/ $G_f$	250.0	12,757	11,234
MS83-N/ $G_f$	83.3	21,493	18,914
MS50-N/ $G_f$	50.0	29,593	26,456
MS35-N/ $G_f$	35.7	38,875	34,832

各軸方向の要素長を  $x_0, y_0, z_0$  とし、 $y$  軸方向（スパン方向）に任意の長さを有する  $i$  要素の各軸方向要素長を  $x_0, y_1, z_0$  とする。また、図-6(c) に示されるように基準要素に対して一次元的なひび割れを想定し、 $y$  軸方向（スパン方向）の相当応力によってひび割れが発生するものとする。コンクリートの引張強度を  $f_{t0}$ 、引張破壊時のひずみ成分を  $\epsilon_{t0}$ 、要素の体積を  $V_0$  とすると、要素の破壊エネルギー  $G_f$  は以下のように示される。

$$G_f = \frac{f_{t0}\epsilon_{t0}}{2}V_0 \quad (1)$$

また、図-5(a) において仮定したコンクリート要素の相当応力-相当ひずみ関係より、引張強度と引張破壊時ひずみとの関係は、弾性係数を  $E_c$  として、以下のように示される。すなわち、

$$\epsilon_{t0} = \frac{f_{t0}}{E_c} \quad (2)$$

また、要素の体積  $V_0$  は、直方体要素を仮定していることより、以下のように示され、

$$V_0 = x_0y_0z_0 \quad (3)$$

式(1)は最終的に以下のように示される。すなわち、

$$G_f = \frac{f_{t0}^2}{2E_c}x_0y_0z_0 \quad (4)$$

ここで、 $y$  軸方向（スパン方向）の要素長が異なる  $i$  要素の場合においても、1 個の貫通ひび割れが発生す

表-5 引張換算強度の一覧

解析名	換算引張強度 (MPa)	備考
MS250-N	3.12	破壊エネルギー等価の概念を適用せず
MS83-N		
MS50-N		
MS35-N		
MS250- $G_f$	1.18	破壊エネルギー等価の概念を適用する
MS83- $G_f$	2.04	
MS50- $G_f$	2.64	
MS35- $G_f$	3.12	

るものと仮定すると、要素の破壊エネルギーは基準要素のそれと等価でなければならない。従って、 $i$  要素の換算引張強度を  $f_{ii}$  とすると、式(4)を用いて、

$$\frac{f_{t0}^2}{2E_c}x_0y_0z_0 = \frac{f_{ii}^2}{2E_c}x_0y_iz_0 \quad (5)$$

これより、図-6(d) に示される  $i$  要素の換算引張強度  $f_{ii}$  は、

$$f_{ii} = f_{t0}\sqrt{\frac{y_0}{y_i}} \quad (6)$$

すなわち、スパン方向の要素長が  $y_i$  である  $i$  要素の場合には、式(6) から得られるコンクリートの換算引張強度  $f_{ii}$  を用いることにより、基準要素を用いる場合と同程度のひずみエネルギー値に達した段階でひび割れが発生するように評価可能となる。

## 5. 提案の概念を用いた有限要素モデルの妥当性検討

### 5.1 解析ケース一覧

本研究では、実規模 RC 桁の衝撃応答解析において、スパン方向の要素分割長が基準要素のそれと異なる場合に対して、提案の破壊エネルギー等価の概念を導入して換算引張強度を設定し数値解析を行う場合の妥当

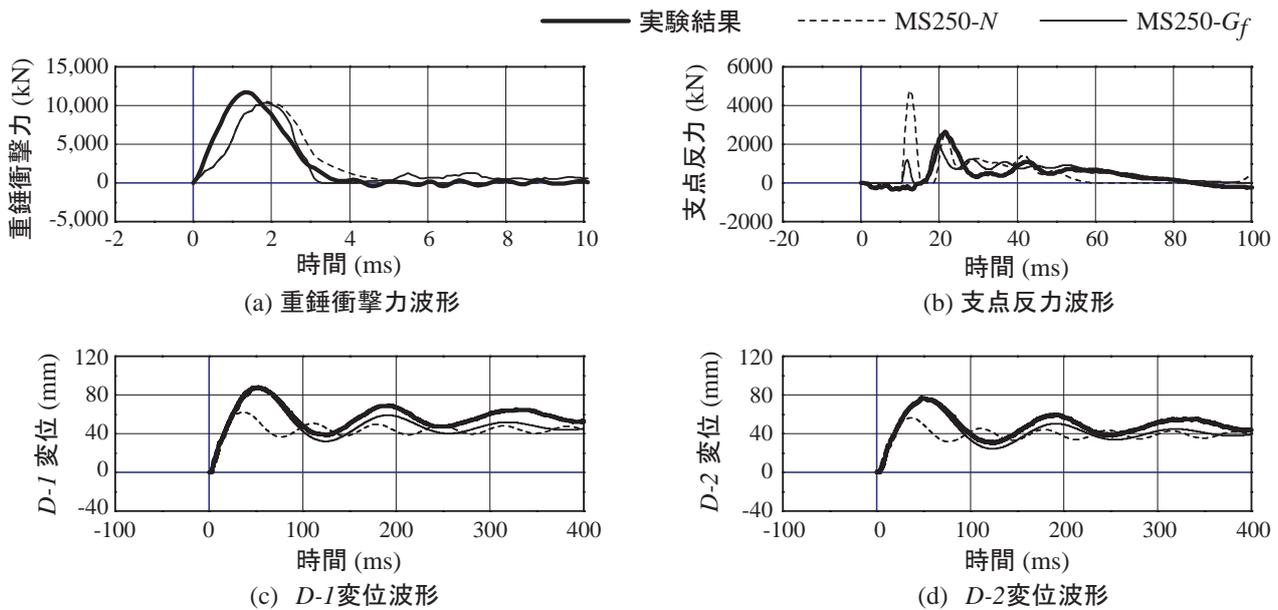


図-8 MS250に関する各応答波形の比較図

性を、実験結果と比較することにより検討を行うものである。まず最初に、設定した各分割数に対して、破壊エネルギー等価の概念を適用する場合と適用しない場合に関する解析を行い、その概念を適用する場合の妥当性を実験結果と比較することにより検討を行う。また、分割数を種々変化させた場合の数値解析も実施し、その精度について同様に実験結果と比較検討を行うものとする。

スパン方向の要素分割はせん断補強筋間隔 (250 mm) に対して、1, 3, 5, 7 分割する場合について設定するものとする。なお、前述のように基準要素のスパン方向要素長は、上述の 7 分割時の要素長 35.7 mm である。表-4 には、本研究で実施した解析ケースの一覧を示している。表中、記号“MS”に続く数字は各要素のスパン方向要素長の概略値 (mm) を意味している。また、ハイフンで繋がれている“N”は正規のコンクリートとして処理し、破壊エネルギー等価の概念を適用しない場合であり、“ $G_f$ ”は破壊エネルギー等価の概念を適用し換算引張強度を設定入力する場合である。表より、MS250 と MS35 では、総節点数と総要素数共に 3 倍以上の差があることが分かる。表-5 には、各解析ケースに関する換算引張強度の一覧が示されている。表より、MS250- $G_f$  と MS50- $G_f$  および MS35- $G_f$  では、換算引張強度が 2.2 倍、2.6 倍以上異なることが分かる。図-7 には、参考のために RC 桁に対して設定した各解析ケースの要素分割状況を示している。

## 5.2 各要素長に対する $G_f$ 考慮の妥当性検討

前項で設定したスパン方向要素長の異なる 4 種類の有限要素モデルに関して、破壊エネルギー等価の考

方を適用する場合と適用しない場合（以後、簡略化して  $G_f$  考慮の有無）に関する数値解析を行い、実験結果と比較検討を行った。

図-8 ~ 図-11 には、MS250-N/ $G_f$  ~ MS35-N/ $G_f$  に関する衝撃力波形、支点反力波形、変位波形 (D-1/2) 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、衝撃力波形は衝撃初期の 10 ms 間について、また支点反力波形と変位波形に関しては立ち上がりからそれぞれ 100 ms, 400 ms までの時間に関して示している。

図-8 には M250 の場合に関する解析結果を示している。図より重錘衝撃力波形に関する  $G_f$  考慮の有無による差は小さい。支点反力波形に関しては、-N の場合には衝撃初期に継続時間が短く振幅の大きい波形が生じており、かつ主波動の継続時間が 55 ms 程度と実験結果や - $G_f$  の場合より小さいことが分かる。一方、 $G_f$  を考慮する場合には、実験結果と比較して衝撃初期に多少の差が生じているものの、主波動の振幅や継続時間は実験結果と大略対応している。変位波形を見ると、-N の場合には D-1/2 共に最大応答変位は実験結果より 25% 程度小さくかつ除荷後の自由振動状態における振動周期は実験結果の約 1/2 程度と小さいことより、損傷の程度が過小に評価されているものと推察される。それに対して、- $G_f$  の場合には D-1/2 共に実験結果の最大応答変位や除荷後の自由振動状態における振動周期が大略類似していることが分かる。ただし、最終的な残留変位は、実験結果と比較して若干過小に評価する傾向にあることが分かる。

図-9 には MS83 の場合に関する解析結果を示している。重錘衝撃力波形に関しては、 $G_f$  考慮の有無にかかわらず大略類似した波形分布を示しているが、実

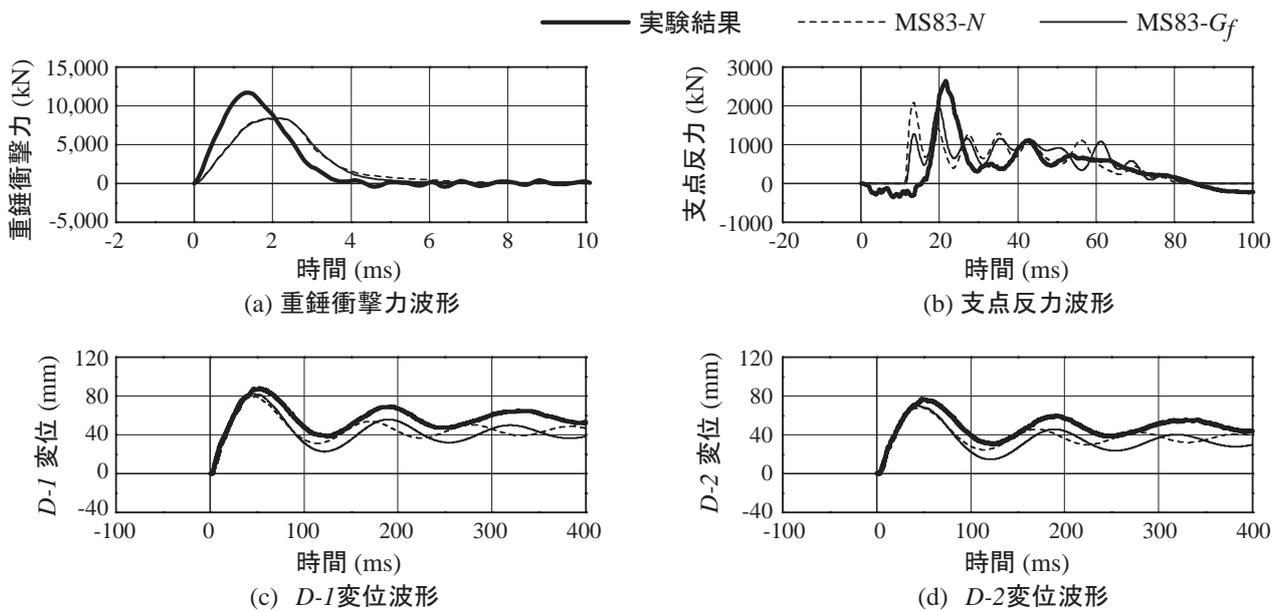


図-9 MS83に関する各応答波形の比較図

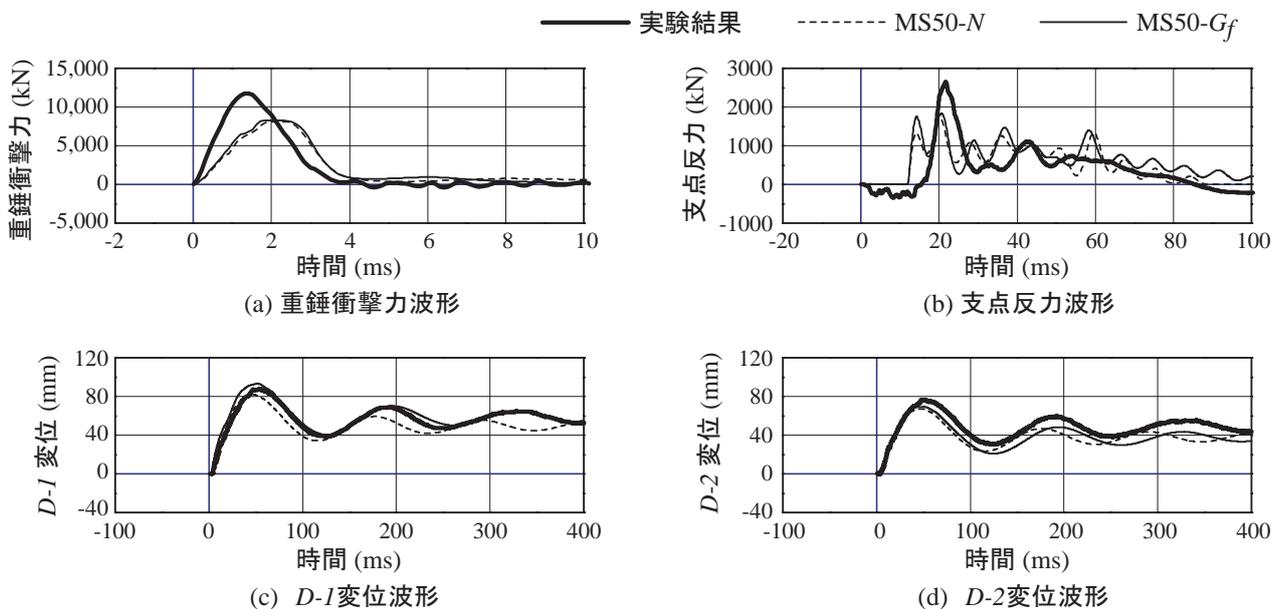


図-10 MS50に関する各応答波形の比較図

験結果を過小に評価する傾向にある。支点反力波形に関しても、 $G_f$  考慮の有無にかかわらず類似の応答性状を示している。これは、要素長がMS250の場合に比較して小さいことにより、 $-N$  の場合においても解析精度が向上したことによるものと推察される。なお、数値解析結果から得られる主波動継続時間は実験結果と大略対応している。変位波形に関しては、 $-N$  の場合における最大応答変位は $-G_f$  の場合の結果にほぼ対応している。しかしながら、自由振動状態における振動周期は未だ対応するまでには至っていない。一方、 $-G_f$  の結果を見ると、最大応答値はMS250の場合の方が実験結果により対応しており、精度的に若干劣る結果を示している。

図-10にはMS50の場合に関する解析結果を示している。特に変位波形に関する結果に限定して着目すると、 $-G_f$  の場合における結果は実験結果によく対応していることが分かる。 $-N$  の場合における解析結果もMS83の場合に比較して、精度的に向上していることが確認できる。

図-11にはMS35の場合に関する解析結果を示している。MS35は基準要素を用いる場合の解析結果である。衝撃力波形に関しては、要素長を小さくしたことによる顕著な精度の向上は見られない。また、支点反力波形に関しては、MS83/50の場合における解析結果と類似している。変位波形に関しては、特にD-1点において、ほぼ忠実に実験結果を再現していることが

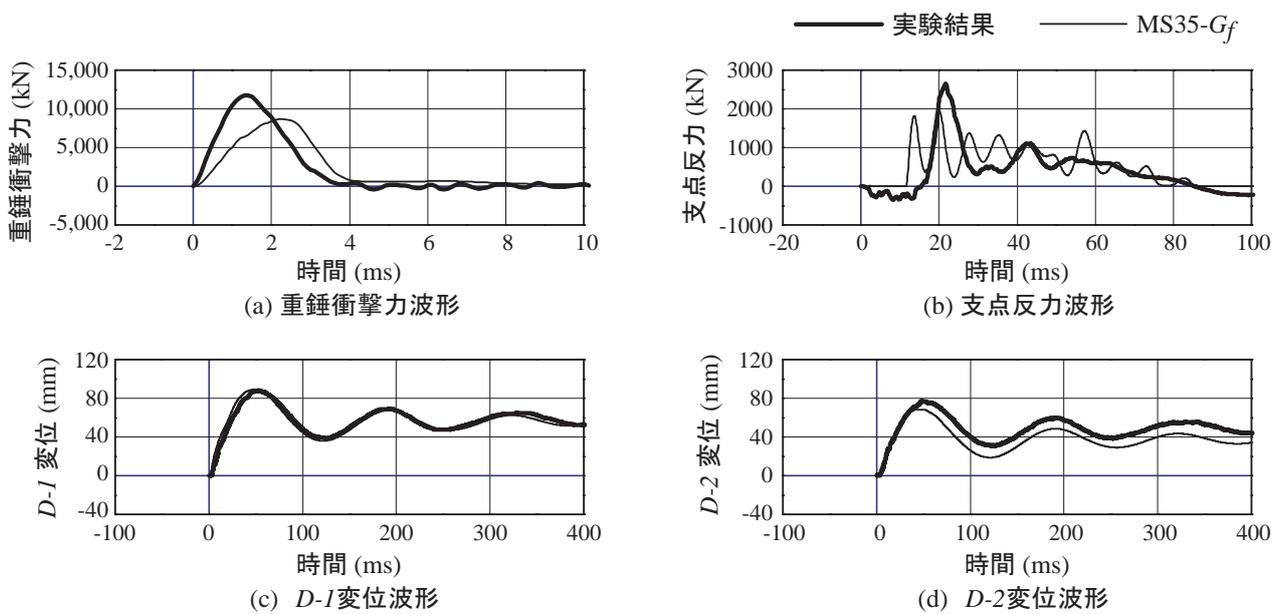


図-11 MS35に関する各応答波形の比較図

分かる。このような解析結果は、MS35における要素を基準要素として設定したことが妥当であることを示唆している。

以上より、スパン方向要素長がせん断補強筋間隔に等しいMS250の場合においても、破壊エネルギー等価の概念を適用して、換算引張強度をコンクリートの引張強度として入力することにより、支点反力波形に関しては最大振幅および波動継続時間、変位波形に関しては最大変位値や除荷後の自由振動性状および残留変位等を、実験結果と比較して大略評価可能であることが明らかになった。なお、衝撃力波形に関しては、波動の立ち上がり勾配や最大衝撃力値等に依然として若干の差異が確認できる。これより、スパン方向に多少大きな要素長を有する場合においても、本提案の破壊エネルギー等価の概念を適用してコンクリートの引張強度を換算し三次元弾塑性有限要素解析を行うことによって、支点反力波形や変位波形に関しては密な要素分割を行う場合と同程度の精度を有する解析結果を得ることができるものと判断される。

### 5.3 $G_f$ を考慮する場合の要素長による精度検討

前項では設定した各要素長に対して  $G_f$  考慮の妥当性検討を行っている。ここでは、設定した要素長に対して  $G_f$  を考慮する場合のみを取り出し、実験結果と比較することにより要素長による解析精度への影響について検討を行う。図-12には、 $G_f$  を考慮する場合の要素長の異なる全てのケースに関する解析結果を実験結果と比較して示している。衝撃力波形に関しては、要素長の大きさにかかわらず大略実験結果と類似しているが、前述のように波形の立ち上がり勾配は実験結果より小さい。最大衝撃力値は、MS250の場合が

実験値に最も近い値を示している。支点反力波形に関しても、衝撃力波形の場合と同様に要素長の大きさにかかわらず大略類似の応答性状を示していることが分かる。実験結果と比較すると、解析結果はいずれの場合も正載荷側の波動の立ち上がり時間が5ms程度実験結果よりも早いものの、主波動の振幅や波動継続時間は大略類似の性状を示しているものと判断される。

変位波形に関しては、要素長の大きさにかかわらずD-1/2共に最大変位や除荷後の自由振動状態における振幅や周期および残留変位成分等いずれも実験結果と大略対応していることが分かる。詳細に見ると、誤差の程度は大きくないものの4ケースの中で実験結果を最も過小に評価しているケースは、MS83の場合である。要素長の最も大きいMS250の解析結果はMS35の場合と同程度の分布性状を示しており、要素分割が粗い場合においても解析精度が十分確保されていることが確認できる。このことは、スパン方向要素長が基準要素と異なる場合においても、基準要素長の7倍程度までは、破壊エネルギー等価の考え方に基づいて換算し評価した引張強度を用いることにより、基準要素を用いる場合と同程度の精度を有する解析が可能であることを意味している。

以上より、スパン方向の要素分割を粗にする場合においても、破壊エネルギー等価の概念を適用してコンクリート要素の引張強度を換算評価することによって、基準要素を適用する場合と同等の解析精度を保持した解析が可能であることが明らかになった。

## 6. まとめ

衝撃荷重が載荷する構造物に対して性能照査型設計

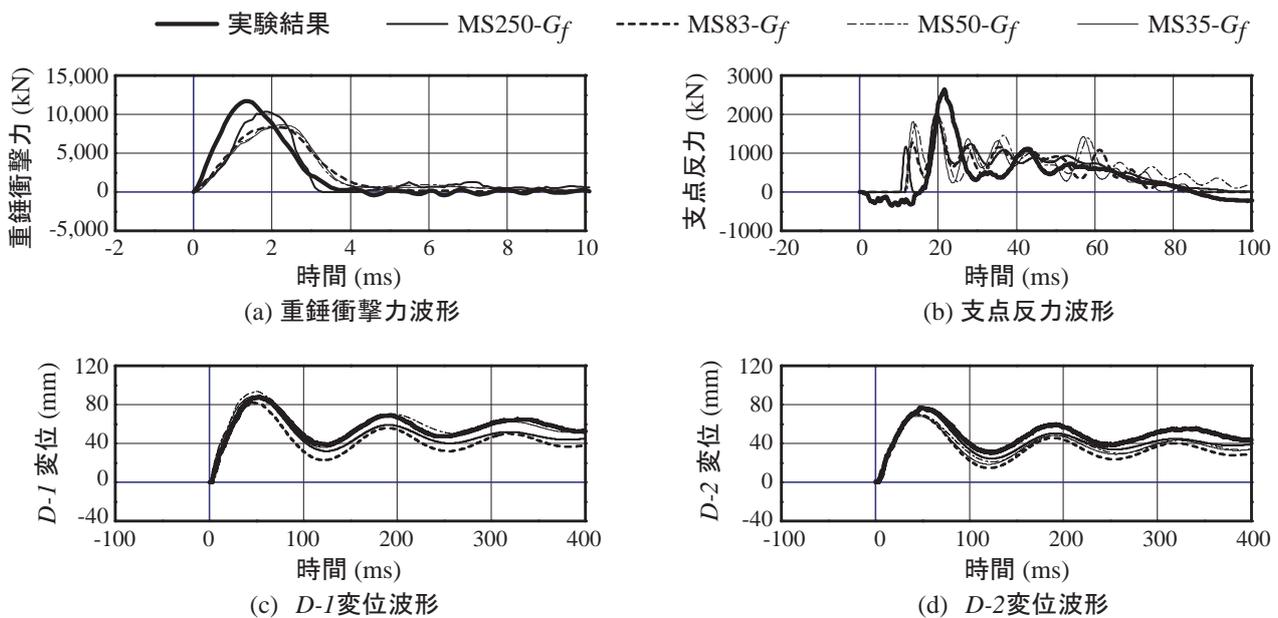


図-12  $G_f$  を考慮した各解析モデルによる応答波形の比較図

法に即した設計を可能にするためには、各限界状態に対する簡易で合理的な照査法を確立しなければならない。そのためには、小型のみならず実規模構造部材を用いた実験的な検討が必須である。しかしながら、実規模構造部材に関する実験的検討は試験体製作、実験装置、実験手法のいずれの観点からも容易ではないことより、簡易で合理的な数値解析手法を確立し数値実験的に検討を行うことが得策であるものと判断される。このような観点より、本論文では実規模 RC 桁の三次元弾塑性応答解析を対象に、粗な要素分割状態に対しても精度的に妥当な解析結果を保証する方策として、破壊エネルギー等価の概念を導入した換算引張強度算定法を提案し、スパン方向要素長を変化させた数値解析を行い、実験結果と比較することによりその妥当性を検討した。数値解析は、過去の研究成果<sup>3)</sup>の下に、3方向の要素長が40～50 mmとなる直方体要素を基準要素として、曲げひび割れの発生を前提にスパン方向要素長を変化させ、破壊エネルギー等価の概念を適用してコンクリート要素の引張強度を換算評価し、実施した。なお、コンクリート材料にはDrucker-Pragerの降伏条件式を適用し、かつ粘性減衰定数を $h = 0.015$ と仮定している。本研究の範囲で得られた結果を整理すると、以下の通りである。

- 1) RC 桁の実挙動において、基準要素とスパン方向要素長の異なる要素に対して、いずれも桁幅方向、桁高さ方向に貫通する1個のひび割れが発生するものと仮定し、破壊エネルギー等価の概念を導入して任意要素の換算引張強度を算定する手法を提案した。
- 2) スパン方向要素長をせん断補強筋間隔と等しくす

る場合に対して、提案の手法を適用することにより基準要素を用いる場合と同程度の精度を有する数値解析が可能である。

- 3) それらの解析結果より、実験結果の支点反力波形に関しては主波動の振幅と波動継続時間、載荷点変位波形に関しては最大変位と除荷後の自由振動状態における振幅・周期および残留変位を適切に評価可能であることが明らかになった。
- 4) 衝撃荷重に関しては、波動の立ち上がり勾配と最大衝撃力に若干過小評価の傾向がある。

#### 参考文献

- 1) 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, 1999.4
- 2) 土木学会: 構造工学シリーズ 15 衝撃実験・解析の基礎と応用, 2004.1
- 3) 岸 徳光, A.Q. Bhatti, 今野久志, 岡田慎哉: 重錘落下衝撃荷重載荷時の大型 RC 桁に関する衝撃応答解析法の適用性検討, 構造工学論文集, 土木学会, Vol. 52A, pp. 1261-1272, 2006.3
- 4) John O.Hallquist: LS-DYNA User's Manual, Livermore Software Technology Corporation, 2000.6.
- 5) コンクリート標準示方書 (2002 年制定) 構造性能照査編, 土木学会, 2002
- 6) Chen, W.F.: Plasticity in Reinforced Concrete, McGraw-Hill Book Company, 1982

(2006 年 9 月 11 日受付)