

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

An applicability of impact response analysis method for prototype RC girders
under falling-weight impact loading

岸 徳光*, Abdul Qadir Bhatti**, 今野 久志***, 岡田 慎哉****

Norimitsu Kishi, Abdul Qadir Bhatti, Hisashi Konno, 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) 北海道開発土木研究所 主任研究員 構造研究室(〒062-8602 札幌市豊平区平岸 1-3)
**** 修(工) 北海道開発土木研究所 研究員 構造研究室(〒062-8602 札幌市豊平区平岸 1-3)

In order to establish a rational impact resistant design procedure for prototype reinforced concrete (RC) structures, not only experimental study but also numerical analysis study should be conducted. However, numerical analysis method for impact response analysis of those structures has not been established yet. Here, in order to establish a rational numerical analysis method for prototype RC structures under impact loading, a falling-weight impact test was conducted for prototype RC girder with 8 m clear span. Referring to the experimental response wave, analytical precision was investigated. From this study, following results were obtained as; 1) fine mesh should be used near support girders; 2) Drucker-Prager yield criterion should be applied which gives better results than von Mises one and 3) appropriate system damping factor should be set as $h = 0.015$.

Key Words : *Prototype RC girder, Falling weight impact test,
Impact response analysis, Drucker-Prager yield criterion*

キーワード : 実規模 RC 桁, 重錘落下衝撃実験, 衝撃応答解析,
ドラッカー・プラッガーの降伏条件式

1. はじめに

我が国において、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、構造物の耐衝撃設計は依然として許容応力度設計法に基づいて実施されているのが実状である。

コンクリート製ロックシェッドを例にこの要因を検討すると、1) 施工現場における落石の規模やロックシェッドへの衝突速度、衝突角度が明確に特定できないこと、2) 想定外の荷重が作用した場合には、かぶりコンクリートの剥離・剥落が発生し、人命に関わる重大事故を引き起こす可能性があること、3) 梁等の基本構造部材に関する耐衝撃挙動に関する検討は小型の場合を中心として実験的・数値解析的に実施されているものの、終局状態の定義を初めとして、弾塑性挙動を考慮した合理的な耐衝撃設計法の確立には至っていない

こと、4) また、ラーメン構造やアーチ構造等に関する検討例が少なく、曲げと軸力が連成して作用する場合の弾塑性挙動特性を考慮した耐衝撃設計法は未だ確立されるに至っていないこと、等が挙げられる。

一方、土木学会の構造工学委員会に設置されている構造物の衝撃問題に関わる研究小委員会では、RC 梁の合理的な耐衝撃設計法を確立するための研究の一環として、各機関で実施している衝撃実験の妥当性や実験結果に関する機関間の差異の程度、各機関で採用している数値解析法の特徴や解析精度の現状把握を目的に、RC 梁を対象とした共通の重錘落下衝撃実験や重錘落下衝撃挙動に関するラウンドロビン・ポスト解析を実施している¹⁾。なお、実験的検討には 4 研究機関が、数値解析的検討には 6 機関が参加している。検討の結果、実験的には、1) 載荷条件が同一な場合においても全ての機関において全てが満足できるような類似の測定結果を得ることが困難であること、2) その

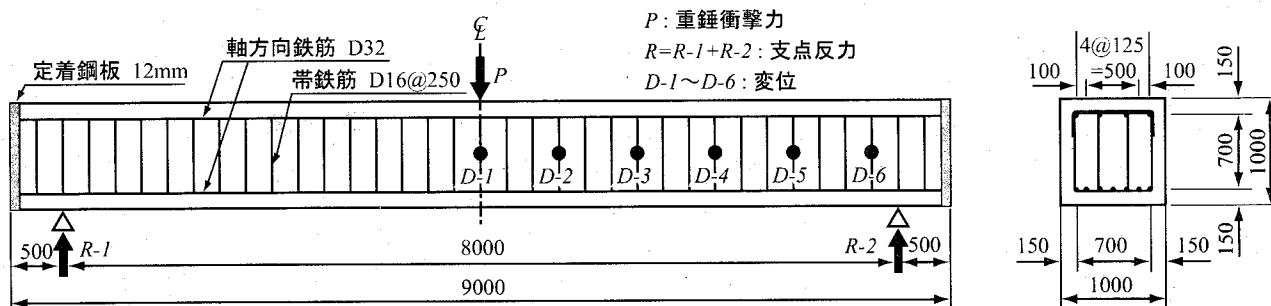


図-1 RC 桁の形状寸法および配筋状況図

中で、変位応答波形は、重錘衝撃力波形や支点反力波形に比べて実験装置の影響を受けにくいこと、等が明らかになっている。

また、数値解析的には、1)いづれの解析手法を用いる場合においても重錘衝撃力や支点反力波形には高周波成分が混在することにより、実験結果に対応するような波形を精度良く予測することが困難であること、2)これに対して、限界耐力や使用性能評価のための一つの指標として用いることが可能である載荷点変位波形に関する評価は、重錘衝撃力波形や支点反力波形に比べて比較的容易であるものと考えられる、等が明らかになっている。このように、小型のRC梁に関しては実験的にも数値解析的にも着々と研究が進展している。

一般に構造物の耐衝撃設計に関する基本的な考え方は、このような小型部材に関する研究成果の下に構築されるべきものである。また、その実構造への適用性や妥当性は実規模試験体を用いて精査することが肝要である。しかしながら、実規模試験体を用いる場合には、大型重機を用いなければならないこと等、経済的な面からもそれほど容易ではない。これに対して、数値解析的手法の場合には、昨今のコンピュータ技術の目覚ましい進歩により、大容量の数値解析もパソコンレベルでかつ大学等の研究機関においても可能になっている。

このような背景より、実構造物に対応した合理的な耐衝撃設計法を確立するためには、数値解析的手法を援用することが得策であるものと判断される。そのためには、実構造物の衝撃挙動を精度よく解析可能な数値解析手法の確立が重要となる。数値解析法の精度検討に関しては、小型RC梁を対象とした三次元弾塑性有限要素解析に関する検討が著者らによって既に実施されている^{1,2)}。しかしながら、実規模構造物を想定した検討は見当たらない。

このような観点から、本論文では実規模RC構造物に関するより精度の高い弾塑性衝撃応答解析を可能にすることを目的に、実規模RC桁に関する重錘落下衝撃実験結果を基本にして、各入力パラメータに関する精度検討を試みた。本研究では実規模ロックシェッド

表-1 静的設計値

主鉄筋比 p_t	せん断 スパン比 n/d	計算曲げ 耐力 $P_{usc}(kN)$	計算せん断 耐力 $V_{usc}(kN)$	計算せん断 余裕度 α
0.0065	4.71	785	2,671	3.40

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 ν_c
36	30.4	27.6	0.186

表-3 鉄筋の力学的特性値一覧

鉄筋名称	鋼材種	降伏強度 σ_y (MPa)	弾性係数 E_s (GPa)	ポアソン比 ν_s
D16	SD345	390	206	0.3
D32	SD345	375	206	0.3

の頂板部に関する設計断面を対象に検討を行うこととした。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コード LS-DYNA(ver. 970)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、実規模構造物としてRC製ロックシェッドを取り上げ、その頂版に関する設計断面を対象として実験を行うこととした。すなわち、断面は、桁幅を単位の道路軸方向長さである1m、桁高を実ロックシェッドの頂版厚として多く採用されている1mとする矩形断面とし、純スパン長を実ロックシェッドの幅と同程度である8mとした。

図-1には、実験に用いたRC桁の形状寸法と配筋図および各応答値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、引張側の軸方向鉄筋は主鉄筋比を0.65%としてD32を7本配置しており、圧縮側の軸方向鉄筋は主鉄筋量の50%を目安にD32を4本配置した。コンク

リートのかぶり厚は実ロックシェッドと同様 150 mm としている。また、帯鉄筋の配置間隔は、桁の有効高さの 1/2 以下となるようにすることとし、D16 を 250 mm 間隔に配置することとした。

なお、曲げ破壊先行型とするために、図-1 に示すように中間帯鉄筋を配置してせん断耐力を大きくしている。また、軸方向鉄筋の定着は、定着長を節約するために桁端面に厚さ 12 mm の鉄板を配置してそれに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³⁾(以後、示方書)に基づいて算定している。表より、本試験体はせん断余裕度が $\alpha (=V_{usc}/P_{usc}) > 1.0$ 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想定される。

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 入力エネルギー量の決定

通常 RC 製ロックシェッドの頂版上には 90 cm 厚の敷砂緩衝材が設置されている。これより、実ロックシェッドに対応した衝撃挙動を把握するためには、敷砂緩衝材を設置した実験を実施しなければならないこととなる。しかしながら、敷砂緩衝材を設置する場合には、RC 桁自体のモデル化に関する精度検討の他、敷砂緩衝材の構成則の妥当性検討も行わなければならないこととなり、数値解析に関する精度検討を一層複雑なものにする可能性が指摘される。なお、著者らは重錘落下時に対応した敷砂緩衝材の構成則に関する検討を行っているが⁴⁾、実験結果を完全に再現するまでには至っていない。このような背景により、本研究では、RC 桁上には緩衝材を設置せずに、重錘を直接 RC 桁上に落下衝突させることとした。

また、重錘による入力エネルギーは、緩衝材を設置していない状態で RC 桁が曲げ破壊により終局に至ることを前提に、著者らによって提案されている耐衝撃設計用静的曲げ耐力評価式⁵⁾を用いて、逆算的に決定することとする。提案の曲げ耐力評価式は、次式のよう示される。すなわち、

$$P_{usd} = \frac{E_{kd}}{3\delta_{rud}} \quad (1)$$

ここで、 P_{usd} : 耐衝撃設計用静的曲げ耐力 (kN)

δ_{rud} : RC 桁の終局残留変位 (m)

E_{kd} : 設計入力エネルギー (kJ)

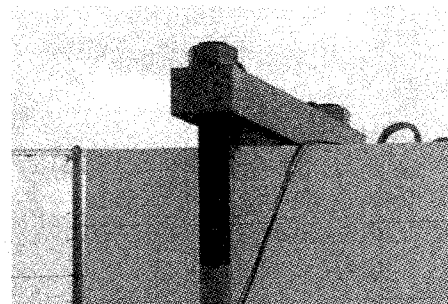
本研究では、まずコンクリートの設計用圧縮強度を $f'_{ck} = 24 \text{ MPa}$ 、主鉄筋の降伏強度を $f'_{sy} = 380 \text{ MPa}$ と



写真-1 重錘および重錘脱着装置



(a) 支点反力測定用ロードセル付き支点治具



(b) 支点部跳ね上がり防止用押さえ金具

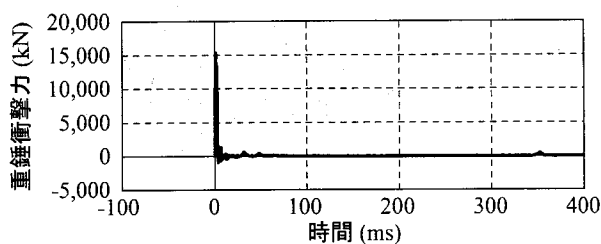
写真-2 支点治具

設定して、設計用静的曲げ耐力を、示方書に基づいて $P_{usd} = 892 \text{ kN}$ と決定した。また、本研究では、終局近傍における応答性状に着目した数値解析法の確立に関する検討を行うこととしていることより、終局時の残留変位を著者らによる過去の実験的検討結果^{5, 6)}を参考に、純スパン長の 2% である $\delta_{ud} = 160 \text{ mm}$ と設定した。その結果、終局時に対応する設計入力エネルギー E_{kd} は、式(1)より $E_{kd} = 428 \text{ kJ}$ として得られる。

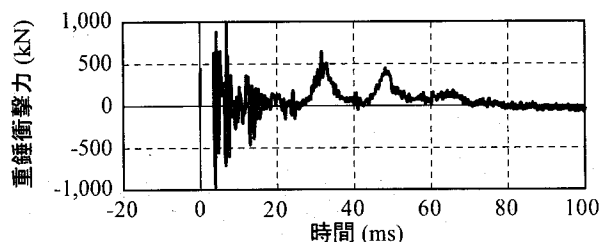
これより、本研究では 2,000 kg 重錘を 20 m の高さから自由落下させることにより衝撃荷重を載荷させることとした。

2.3 実験方法

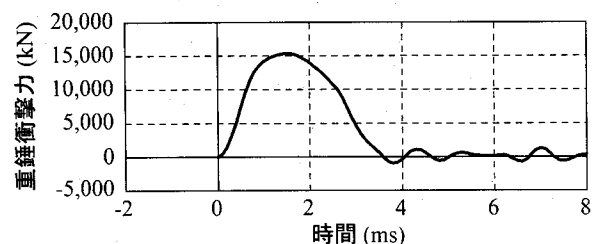
本実験では、2,000 kg 重錘をトラッククレーンを用いて所定の 20 m の高さまで吊り上げ、脱着装置を用いて RC 桁のスパン中央部に自由落下させることにより行っている。なお、重錘は、写真-1 に示すような



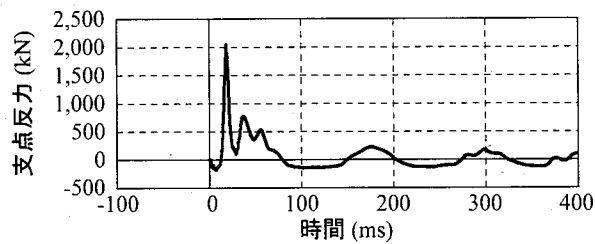
(a) 重錘衝撃力波形 (400 ms まで)



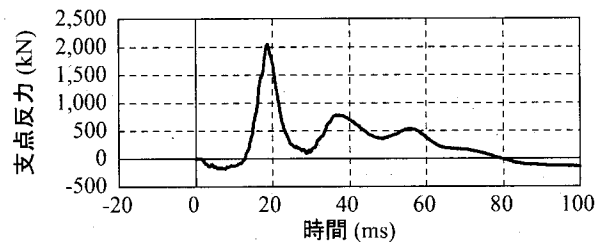
(b) 重錘衝撃力波形 (第2主波動部)



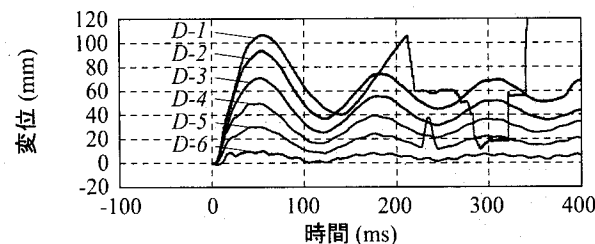
(c) 重錘衝撃力波形 (衝撃初期)



(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

直径 1 m, 高さ 97 cm で底部が半径 80 cm の球状であ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 桁は写真-2(a) に示すような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、写真-2(b) に示すような 50 mm の鋼棒と押さえ金具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、跳ね上がり防止用治具は支点と共に軸を中心に回転できるように工夫されている。したがって、支点部の境界条件はピン支持に近い状態と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、重錘衝撃力 P 、合支点反力 R (以後、支点反力)、および軸方向各点の変位 $D-i$ ($i=1\sim6$) 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底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度に重錘質量を乗じて評価している。

また、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 の起歪柱型の衝撃荷重測定用ロードセルを用いている。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 の非接触型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の場合には共にひずみゲージタイプ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、サンプリングタイプ 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、ノイズを含んだ高周波成分を除去するため、波形収録後に 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部、桁側面に生じたひび割れ分布やかぶりコンクリートの剥離・剥落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 主波動部に着目して、

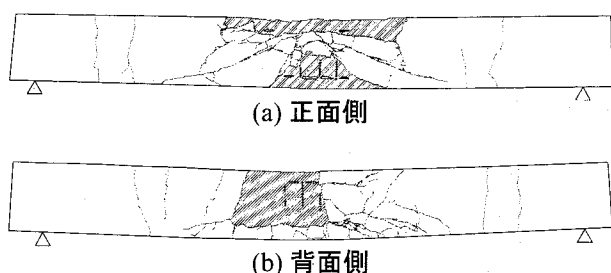


図-3 実験終了後の RC 桁側面におけるひび割れ分布

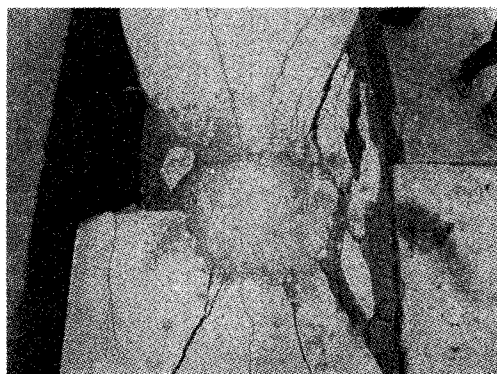


写真-3 重錘衝突部の RC 桁の損傷状況

さらに 8 ms 間を拡大して示している。特に (a),(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 15 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。したがって、重錘落下衝撃荷重載荷時には負の重錘衝撃力成分は発生しないこととなる。これより、(b) 図に示される高周波成分は、真の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と推察される。その後、重錘衝撃力波形は波動継続時間が 60 ms 程度の正弦半波波形と周期が約 20 ms の 3 波の正弦減衰波形が合成された波形分布を示し、70 ~ 80 ms 経過後に零レベルに至っている。(a) 図より、その後 350 ms 程度までは波形が零レベルで推移していることより、その間の重錘はリバウンド状態であるものと推察される。

図-2(d), (e) 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、衝撃荷重載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 程度でカットオフされた、周期が約 125 ms の正弦減衰波が励起している。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。なお、負荷荷状態において、支点反力がカットオフされるのは、跳ね上がりを防止するために RC 桁上に設置している鋼梁を締めつけた状態で支点反力測定用ロードセルの初期化を行っていることにより、RC 桁が支点から浮き上がるまでは負反力の測定が可能であるが、RC 桁が支点から浮き上がる場合には鋼梁を締めつけた以上の負反力が作用するものの、その超過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 経過後には負荷荷状態に移行していることが分かる。

図-2(f) は軸方向各点の変位波形を示している。図より、スパンセンター部 (D-1) の波形分布は、100 ms 経過以降において他 D-2 ~ D-6 の波形と異なっている。これは、図-3 あるいは写真-3 から明らかなように、重錘落下衝突により RC 桁の側面かぶり部が剥離し、それに伴ってレーザ式変位計の反射板も落下したことにより、桁の変位波形が正確に判定できなくなったことによるものである。衝撃初期から 100 ms 経過時点までの各波形分布を見ると、変位波形はスパンセンター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。支点反力波形 ((d) 図) と比較すると、変位波形の場合には初期の約 100 ms 間において支点反力波形に励起されている高周波成分が消失しているものの、低周波成分の周期は両者でほぼ対応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-3 には重錘衝突部の RC 桁の損傷状況を示している。写真より明らかなように、重錘衝突によって RC 桁の両側面かぶりコンクリートが剥離している。その範囲は、図-3 から明らかなように正面側の場合には桁の約 1/3 の領域に及んでいる。このような剥離は重錘先端形状が球形状であることや、入力エネルギーが大きいことにより載荷点近傍部が三次元的に弾塑性的な複雑な性状を示すことによって生じたものと推察される。

下縁近傍の損傷状況を見ると、正面側の場合は、ゆるやかな斜めひび割れの発生と共に載荷点直下で側面かぶりが剥落している。一方、背面側の場合には上縁からの側面かぶりの剥落が下縁近傍まで及んでおり、下縁には曲げと斜めひび割れが混在して発生しているようである。また、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、衝撃初期には曲げ波動が支点方向に向って伝播する際に、未だ曲げ波

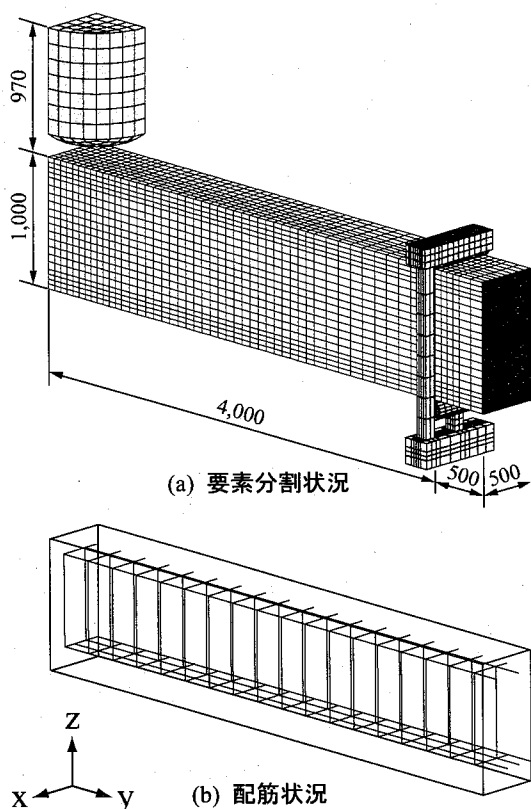


図-4 数値解析モデル

動の伝播していない領域では曲げ変形に関する情報がないことより、たわみとたわみ角が共に零の状態を保持していることより、支点近傍において固定支持と類似の挙動を示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程度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)⁷⁾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。その他の詳細は文献7)に譲る。

4.2 数値解析モデル

図-4(a)には、本研究において最も精度の高い数値解析結果が得られる場合における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3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13,963、12,360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、それらの要素は見かけ上体積や面積をもた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、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。

要素の積分点数に関しては、固体要素に対しては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は積分点数が解析時間に大きな影響を与えないことより精度を考慮して4点積分を行うこととしている。なお、固体要素の積分点数に関しては、コンクリートのひび割れの進展をある程度精度良く追跡するためには要素分割数を多くすることが必要であることを前提に、ひび割れの進展を精度良く追跡することが桁全体の解析精度の向上に繋がるものと判断し、要素分割数を増加させかつ数値解析時間を短縮させるために1点積分を採用することとした。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。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

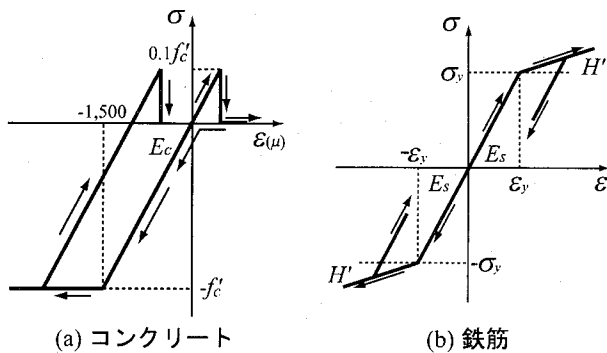


図-5 材料構成則モデル

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 $0.8 \mu s$ である。

4.3 RC 桁に関する基本的な要素分割

RC 桁の断面方向および軸方向の基本的な要素分割は、断面内に関しては、要素の 1 辺の長さが $40 \sim 60 \text{ mm}$ となるように、高さ方向にはかぶり部を 4 分割、上下端筋間は 12 分割している。また、幅方向に関しては、側面かぶり部を 3 分割とし、さらに 7 本配置されている各主鉄筋間を 2 等分するように分割している。一方、軸方向に関しては、スパン中央部から離れるに従い粗になるように 3 領域に区分けし、要素長を決定している。すなわち、スパンセンターから 75 cm の領域、 $75 \sim 275 \text{ cm}$ の領域、 275 cm から端部までの領域であり、それぞれせん断補強筋間隔 (250 mm) の $1/4$, $1/3$, $1/2$ としている。なお、支点近傍部に関しては跳ね上がり防止治具と桁との相互作用があることより、後述のように分割数による精度検討を行っている。

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 1 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た物性モデルは、LS-DYNA コード⁷⁾に組み込まれている弾塑性体モデルである。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。ここでは、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。したがって、引張破壊に至った後、要素は引張力を伝達することはできないが、圧縮力に対しては

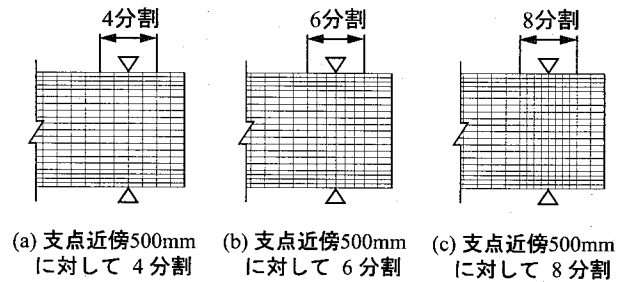


図-6 支点近傍におけるスパン方向分割数

図-5(a) に即して伝達するように挙動することとなる。降伏の判定には最終的には Drucker-Prager の降伏条件式を採用している。なお、引張強度は過去の小型 RC 梁に関する数値解析²⁾ の場合と同様に圧縮強度の $1/10$ と仮定している。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 1 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 σ_y 、弾性係数 E_s およびポアソン比 ν_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 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。降伏の判定は、von Mises の降伏条件に従うこととした。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 ν 、単位体積質量 ρ 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。

5. RC 桁のモデル化に関する解析精度の検討

本研究では、支点近傍部における軸方向の要素分割数、軸方向鉄筋要素のモデル化、コンクリート材料に関する降伏条件式、減衰定数が解析精度に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関しても行わなければならない。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、予備解析のもとに最終的に決定した RC 桁モデルを基本にして各検討項目単独のパラメータのみを変化させ、検討を行うこととした。

5.1 支点近傍における要素分割に関する検討

前述のように支点近傍部における要素の軸方向長さ

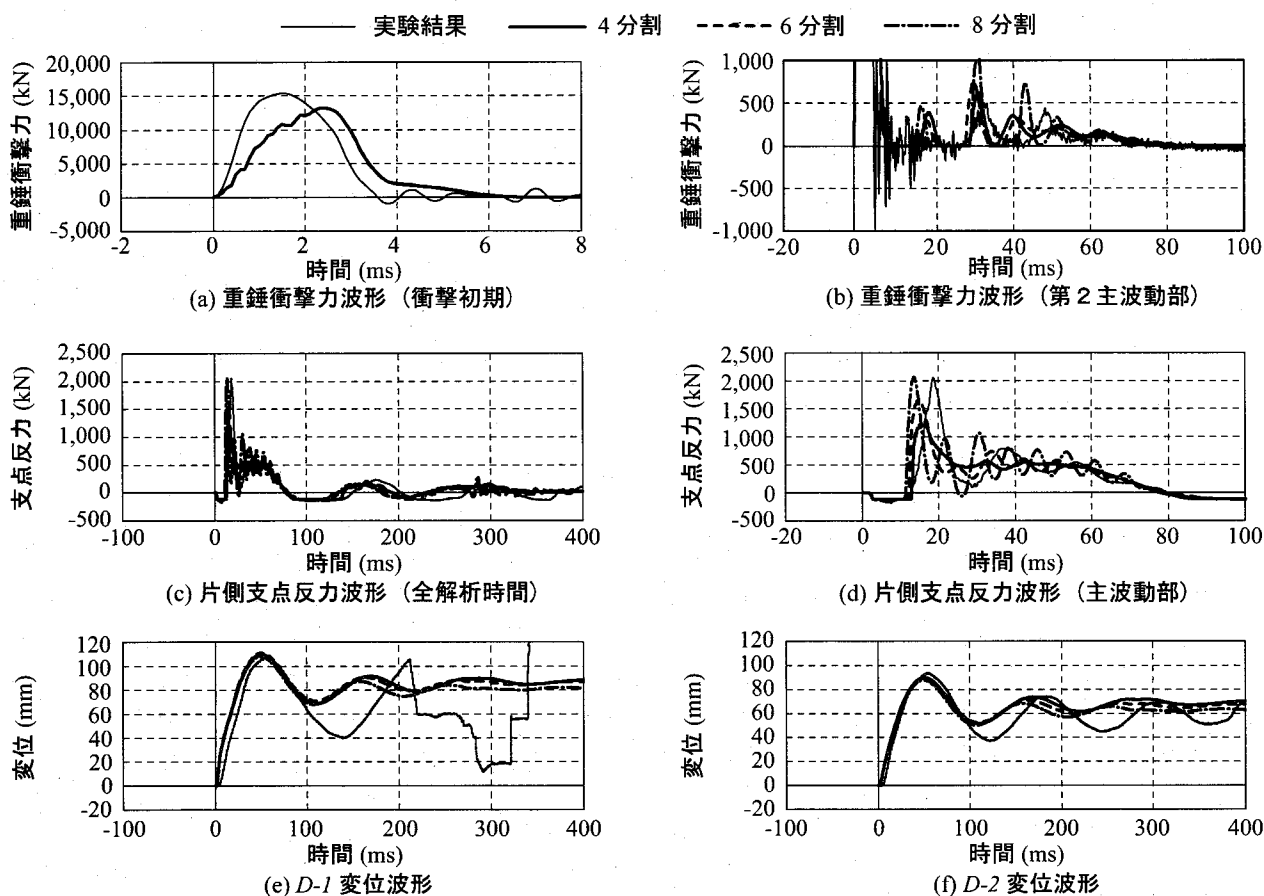


図-7 支点近傍における要素分割数を変化させた場合における各応答波形の比較図

表-4 支点近傍分割数に関する解析精度検討
における解析ケース一覧

支点近傍 分割数	軸方向鉄筋の モデル化	コンクリート材料の 降伏条件式	減衰 定数
4 分割	梁要素	Drucker-Prager	1.5 %
6 分割			
8 分割			

は、せん断補強筋間隔の 1/2 としている。しかしながら、RC 桁と跳ね上がり防止治具間の相互作用が桁の応答性状に影響を与えるものと推察されることより、支点を中心に 500 mm の領域に限定して要素分割に関する精度検討を行うものとする。ここでは、図-6 に示すように 3 種類の分割数を設定した。これらの分割の程度は、前述の軸方向の 3 領域の要素分割に対応している。すなわち、4 分割は最も粗な分割であり、6 分割は中間領域、8 分割はスパン中央部の分割に対応している。表-4 には、支点近傍要素分割数を変化させた場合における解析ケースの一覧を示している。

図-7 には各応答波形に関する各分割数による結果を比較して示している。(a), (b) 図より、重錘衝撃力波形に関しては、衝撃初期への分割数による影響はほとんど無いことが分かる。(b) 図の第 2 主波動部を見

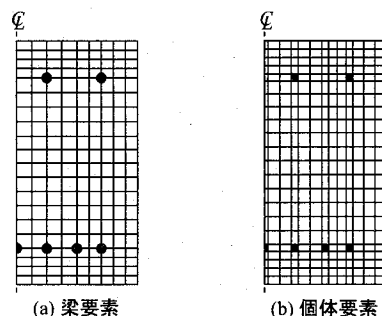


図-8 断面内の要素分割状況

ると 30 ms 以降において分割数が多いほど振幅が大きくなる傾向を示している。また、(c), (d) 図の支点反力波形に関しては、特に (d) 図より、分割数に対応して高周波成分の振幅が大きくなる傾向を示しており、8 分割の場合には最大振幅が実験結果とほぼ対応していることが分かる。

図-7(e), (f) の変位波形(D-1, D-2)より、衝撃荷重載荷時の波形性状は分割数に依存せずほぼ一様である。除荷後の自由振動状態に関しては、分割数の大きさに対応して周期がわずかながら小さくなる傾向を示している。しかしながら、これは実験結果の周期から離れる傾向となっている。

以上より、支点近傍部の要素分割は支点反力への影

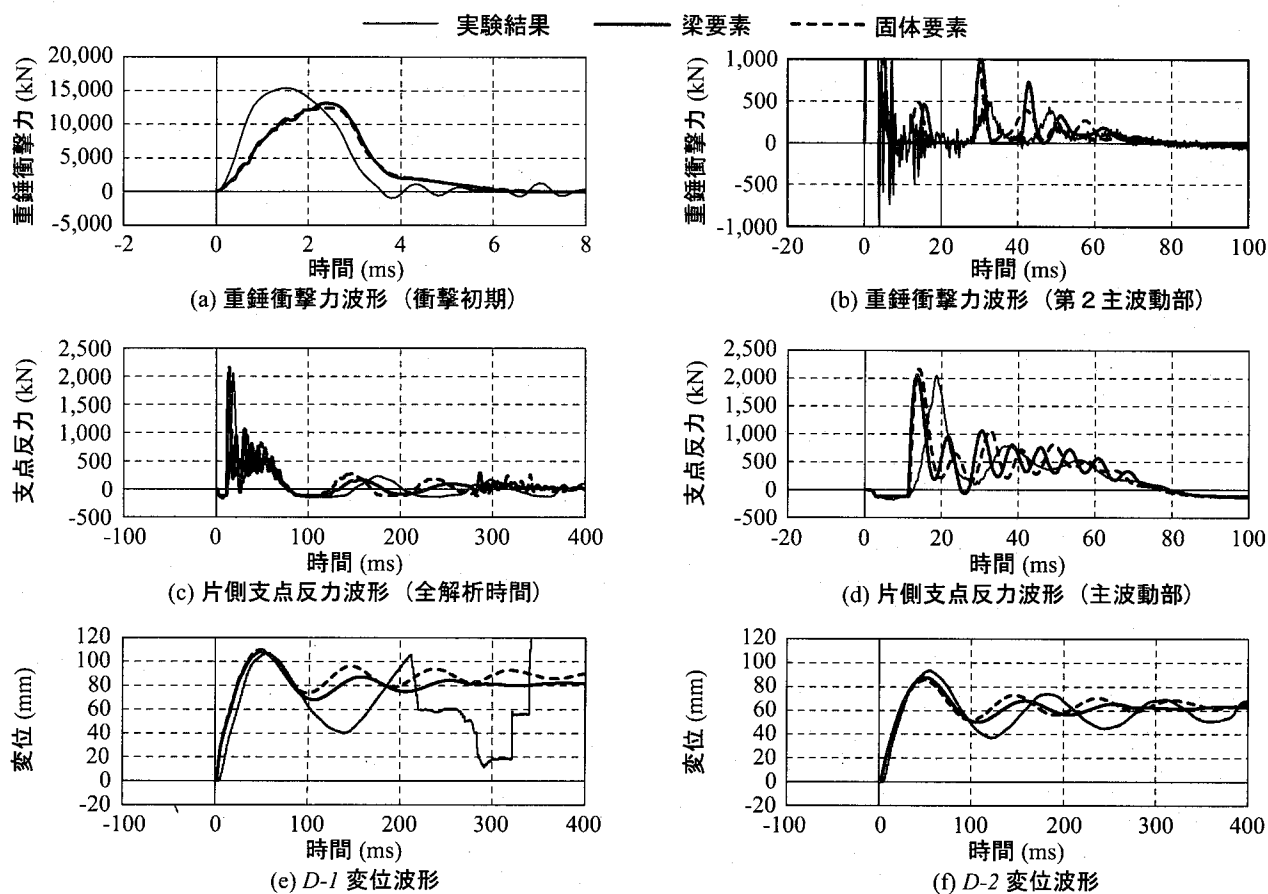


図-9 軸方向鉄筋のモデル化に関する各応答波形の比較図

表-5 軸方向鉄筋の要素モデルに関する解析精度検討における解析ケース一覧

軸方向鉄筋のモデル化	支点近傍分割数	コンクリート材料の降伏条件式	減衰定数
梁要素	8 分割	Drucker-Prager	1.5 %
固体要素			

響が最も大きく、8 分割（一要素の長さがせん断補強筋間隔の 1/4）とすることにより最大振幅値が実験結果にほぼ対応することが明らかになった。

5.2 軸方向鉄筋のモデル化に関する検討

RC 桁に関する数値解析では、数値解析時間を節約することを目的に、鉄筋を梁要素にモデル化する場合や、鉄筋と等価な断面積を有する矩形断面からなる 3 次元固体要素（以後、固体要素）とする場合、あるいは上下端筋を梁幅方向に断面積が等価な平板状の 3 次元固体要素としてモデル化する場合等が想定される。

ここでは、平板状にモデル化する場合には、要素の厚さが極端に薄くなるため解析時間が増加する懸念があることから、検討から除外し、表-5 に示すように梁要素モデルと固体要素モデルを適用する場合について検討を行うものとする。図-8 には 2 モデルを適用

する場合の桁断面内の要素分割状況を示している。鉄筋に固体要素を適用することにより、全要素数が格段に増加することが分かる。なお、固体要素を採用する場合には 8 点積分を行っている。

図-9 には、2 モデルを適用する場合の各応答解析結果と実験結果を比較して示している。重錘衝撃力波形に関しては、(a) 図の衝撃初期における比較図より、モデル化の影響はほとんどないことが分かる。一方、(b) 図の第 2 主波動を見ると、梁要素モデルを適用する場合には固体要素モデルを適用する場合に比して、より振幅が大きくなる傾向を示している。ただし、第 2 主波動の波動継続時間への影響はない。

図-9(c), (d) の片側支点反力波形に関しては、(c) 図より両モデルを適用する場合とも波形の概形は実験結果にほぼ対応していることが分かる。詳細に見ると、梁要素を適用する場合が実験結果の位相により近似している。(d) 図の主波動部について見ると、衝撃初期の最大振幅発生時に関しては、両モデルを適用する場合とも類似の分布性状を示し、かつ実験結果よりも早期に発生している。その後の波形を見ると、数値解析結果はいずれも実験結果よりも周波数の高い波形が励起している。ただし、主波動の継続時間は実験結果とよく対応している。

図-9(e), (f) 図の変位波形 (D-1, D-2) を見ると、衝

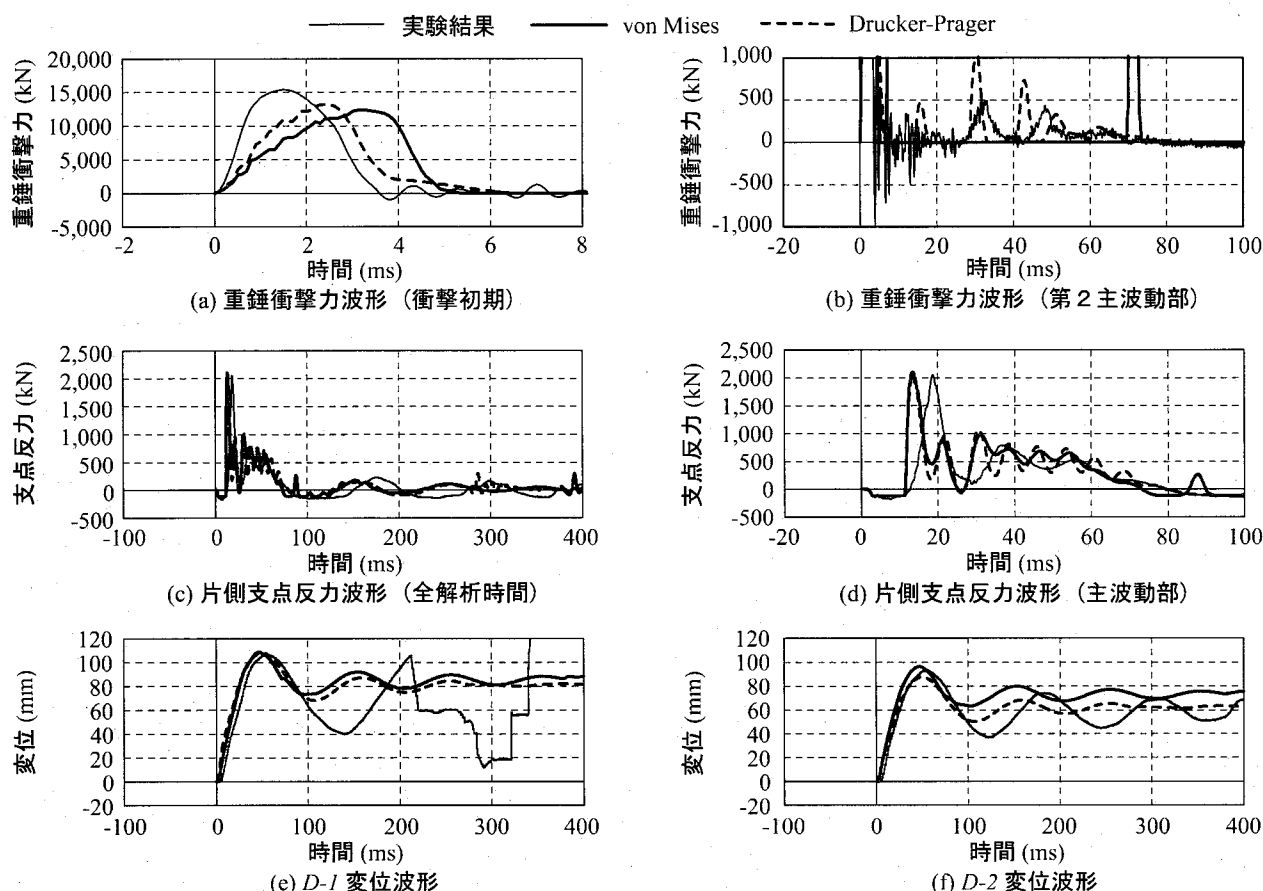


図-10 コンクリート材料の降伏条件式を変化させた場合における各応答波形の比較図

表-6 コンクリート材料の降伏条件式に関する
解析精度検討における解析ケース一覧

コンクリート材料の 降伏条件式	支点近傍 分割数	軸方向鉄筋の モデル化	減衰 定数
von Mises	8 分割	梁要素	1.5 %
Drucker-Prager			

撃荷重載荷時には両解析結果とも実験結果とよく対応している。しかしながら、除荷後の自由振動状態においては、いずれの解も実験時の振幅よりも小さくかつ周期も短い。2つのモデルを適用した場合を比較すると、梁要素モデルを適用する場合がより実験結果に近似する傾向を示している。

これより、要素分割数による効率および精度向上の観点からは、固体要素モデルを適用するよりも梁要素モデルを適用する場合の方がより合理的であるものと判断される。

5.3 コンクリート材料の降伏条件式に関する検討

コンクリート材料の場合には、拘束効果が明確に表れることにより、一般に Drucker-Prager の降伏条件式を適用するべきであることが指摘される。しかしながら、著者らによって試みられた小型 RC 梁を用いた重

錘落下衝撃実験結果に対する数値解析の精度検討の結果、特に Drucker-Prager の降伏条件式を用いる必要はなく von Mises のそれを用いて十分な解析精度が確保されることが明らかになっている。しかしながら、本研究では実規模の RC 桁を対象としていることより、von Mises と Drucker-Prager の降伏条件式を適用する場合の応答結果と実験結果との比較を行うことにより、各降伏条件式の適用性について検討を行うものとする。表-6 には、コンクリート材料の降伏条件式を変化させた場合における解析ケースの一覧を示している。なお、Drucker-Prager の降伏条件式は、次式のように与えられる。すなわち、

$$f(I_1, J_2) = \alpha I_1 + \sqrt{J_2} - k = 0 \quad (2)$$

ここで、 I_1 は応力の第 1 不変量であり、 J_2 は偏差応力の第 2 不変量、 α は材料定数、 k はせん断降伏応力である。 α, k は Chen⁸⁾ の著書を参考に、コンクリートの圧縮強度を $f'_c = 30.4 \text{ MPa}$ 、 $f_t = 3.04 \text{ MPa}$ として $\alpha = 0.472$ 、 $k = 3.19$ を代入している。

図-10 には、2つの降伏条件式を適用した場合の各応答波形に関する解析結果を実験結果と比較して示している。重錘衝撃力波形に関しては、(a) 図の衝撃初期の第 1 主波動を見ると、Drucker-Prager の降伏条件式を用いる場合が von Mises のそれを用いる場合に比

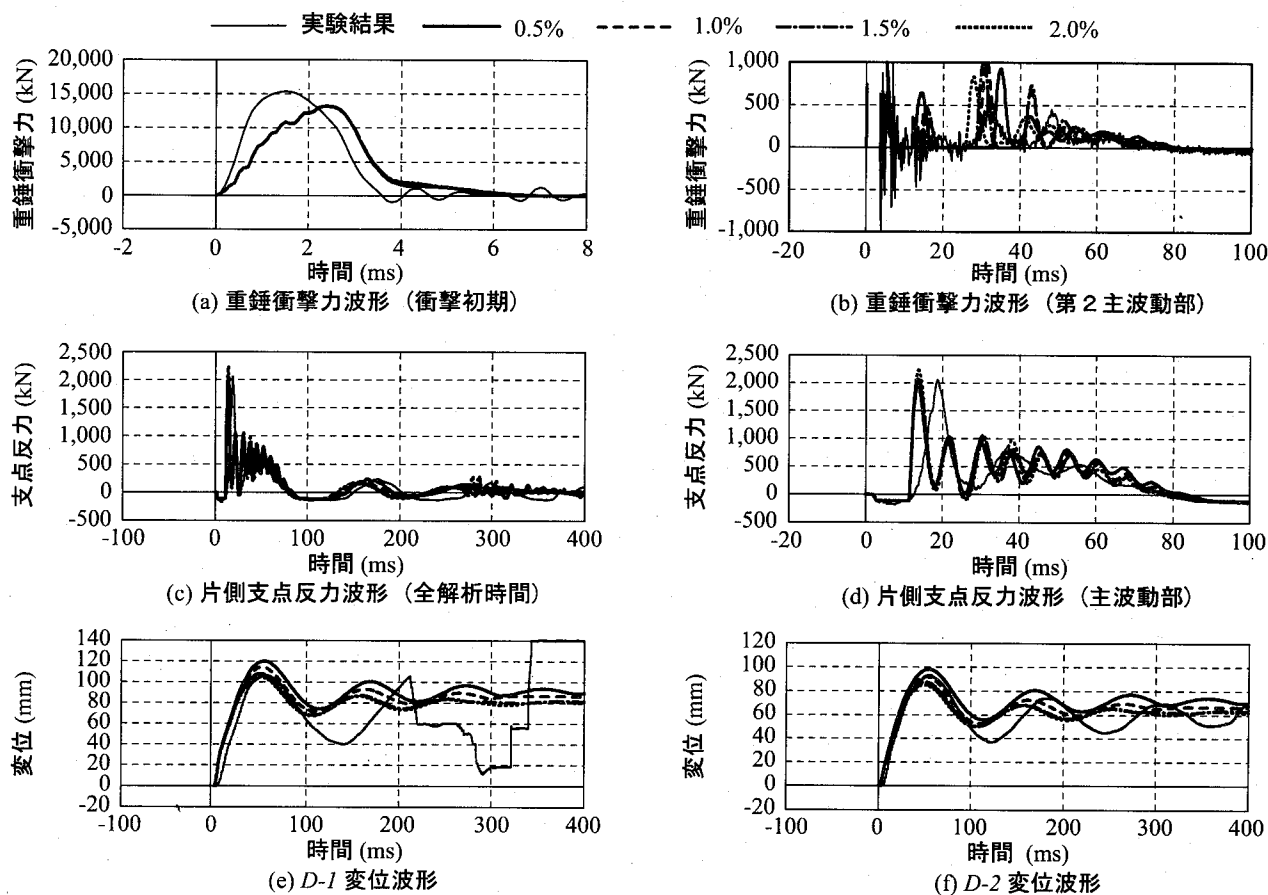


図-11 減衰定数を変化させた場合における各応答波形の比較図

表-7 減衰定数に関する解析精度検討における解析ケース一覧

減衰定数	支点近傍分割数	軸方向鉄筋のモデル化	コンクリート材料の降伏条件式
0.5 %	8 分割	梁要素	Drucker-Prager
1.0 %			
1.5 %			
2.0 %			

較して立ち上がりの時間勾配が大きく示されており、衝突部の局所的な3次元拘束効果によってコンクリートの降伏強度が向上していることが推察される。しかしながら、未だ実験結果の時間勾配程度には大きくなり、振幅も若干小さく示されている。(b)図の第2主波動部を見ると、von Misesの降伏条件式を用いる場合には、第1主波動の励起後65ms程度は無負荷状態となっており、その後急激に継続時間が数msの正弦半波状の波が励起し、実験結果とは大きく異なっている。一方、Drucker-Pragerの降伏条件式を用いる場合には、継続時間が5ms程度の正弦半波状の波が10～15ms間隔に3波ほど励起し、その後約45ms経過後からは類似の周期を有する正弦減衰波状となり75ms経過後に零レベルに至っている。約20ms経過後

から約70ms間における波形性状は実験結果と若干異なるものの、von Misesの降伏条件式を用いる場合に比べてより実験結果に近似しているものと判断される。

図-10(c), (d)の片側支点反力波形に関しては、(c)図より両降伏条件式を用いる場合とも大略類似の波形を示していることが分かる。衝撃荷重除荷後の自由振動周期はいずれの場合とも実験結果よりも短い。(d)図の衝撃荷重載荷時における拡大した波形分布を見ると、衝撃初期における第1波目の波形成分は2つの降伏条件式間で類似している。実験結果と比較すると、最大振幅はほぼ対応しているものの、時間勾配は重錘衝撃力波形の場合と異なり実験結果よりも大きく示されている。第1波目以降の波形に関しては、いずれの降伏条件式を用いる場合においても周期は類似している。しかしながら、振幅は異なり、Drucker-Pragerの降伏条件式を用いる場合が大きく示されている。また実験結果と比較すると、数値解析結果の周期は短い。なお、載荷状態から除荷に至る波形性状はDrucker-Pragerの降伏条件式を用いる方が実験結果とよく対応している。

図-10(e), (f)の変位波形(D-1, D-2)において、衝撃荷重載荷時の応答変位は降伏条件式によらずほぼ実験結果と類似している。(f)図より除荷後の自由振動状

態では、支点反力波形と同様、数値解析結果の振動周期が実験結果よりも短いことが分かる。また、残留変位成分に関しては、Drucker-Prager の降伏条件式を用いる場合が実験結果とほぼ対応しているが、von Mises のそれを用いる場合には残留変位成分が大きく評価されていることが分かる。

これより、本実験のように大型 RC 桁に先端形状が球状である重錘を落下衝突させるような場合には、Drucker-Prager の降伏条件式を用いることによって、実験結果により近似した解を得ることができることが明らかになった。

5.4 減衰定数 h の決定

RC 桁の衝撃応答解析において、コンクリート要素および軸方向鉄筋の塑性化に伴う材料の履歴減衰の他に、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、大型の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。なお、検討に用いた減衰定数は、弾性状態における最低次の固有振動状態に対して設定することとした。表-7 には減衰定数を変化させた場合における解析ケースの一覧を示している。

図-11 には、各種減衰定数を適用した場合の数値解析結果を実験結果と比較して示している。(a) ~ (d) 図の重錘衝撃力波形や片側支点反力波形に関する結果より、ここで考慮した減衰定数の各最大応答値への影響はほとんどないことが分かる。また、重錘衝撃力波形の第2主波動や衝撃荷重載荷時の片側支点反力波形に関しては、減衰定数の増加に対応して位相の遅れが確認できる。(e), (f) 図の変位波形(D-1, D-2)より、減衰定数を小さくすることにより、最大変位や残留変位は増加する傾向にあることが確認できる。実験結果の最大変位および残留変位成分と比較することにより、本解析では $h = 0.015$ 程度が適切であるものと判断される。

6. まとめ

実構造物に対応したコンクリート構造物に関する合理的な耐衝撃設計法を確立するためには、衝撃実験は勿論のこと、数値解析的検討を援用することが得策であると判断される。しかしながら、実規模コンクリート構造物を対象とした数値解析手法の妥当性検討が実施されていないことより、解析手法は未だ確立されるに至っていない。

このような観点から、本研究では 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、純スパン 8 m の RC 桁に関する重錘落下衝撃実験を実施した。実験は終局近傍の入力エネルギーを設定し、2,000 kg 重錘を 20 m の高さから自由落下させることによ

り行っている。このようにして得られた重錘衝撃力波形、支点反力波形、載荷点変位波形を基本にして、3次元弾塑性有限要素法による衝撃応答解析を実施し、より合理的な解析手法を確立するための各パラメータに関する精度検討を実施した。本研究で得られた事項を整理すると、

- 1) 要素分割は、載荷点近傍のみならず支点近傍部も同程度に密な要素分割とすべきである。本研究では、断面内の要素長を 40 ~ 60 mm とし、軸方向の要素長は密な場合で桁高の 1/8 としている。
- 2) 鉄筋要素は梁要素を用いることにより、固体要素を用いる場合よりも精度が向上する。
- 3) 実規模構造の場合のコンクリート材料に関しては、局所的な拘束効果が考慮できることより Drucker-Prager の降伏条件式を用いるべきである。
- 4) 本 RC 桁の場合における質量に比例する粘性減衰定数は $h = 0.015$ 程度が適切である。

謝辞：最後に、本研究を行うにあたり室蘭工業大学建設システム工学専攻構造力学研究室の名雪利典君に多大なるご支援を頂いたことを付記し、ここに感謝の意を表する。

参考文献

- 1) 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
- 2) 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
- 3) 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
- 4) 岸 徳光，岡田慎哉，今野久志，池田憲二：敷砂材の緩衝特性評価のための数値解析モデルに関する一考察，構造工学論文集，Vol.49A，pp.1323-1332，2003.3
- 5) 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提案，土木学会論文集，No.647/I-51，pp.171-190，2000.4
- 6) 岸 徳光，今野久志，西 弘明，三上 浩：衝撃荷重を受けた RC 梁のひび割れ補修前後における残存衝撃耐力，構造工学論文集，Vol.51A，pp.1695-1706，2005.3
- 7) John O.Hallquist：LS-DYNA User's Manual，Livermore Software Technology Corporation,2000.6.
- 8) Chen, W.F.: Plasticity in Reinforced Concrete, McGraw-Hill Book Company, 1982.

(2005 年 9 月 10 日受付)