大型 RC 梁の性能照査型耐衝撃設計法に関する一提案

A proposal of performance based impact resistant design method for large scale RC girders

岸 徳光^{*}, 今野 久志^{**}, 三上 浩^{***}, 岡田 慎哉^{****} Norimitsu Kishi, Hisashi Konno, Hiroshi Mikami and Shin-ya Okada

*工博 室蘭工業大学理事・教授 工学部 建設システム工学科(〒050-8585 室蘭市水元町 27-1) ** 博(工) 寒地土木研究所 主任研究員 寒地構造チーム(〒062-8602 札幌市豊平区平岸 1-3) *** 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 this paper, in order to establish a performance based impact resistant design method for large scale RC girders, numerical simulation of 120 cases using nine large scale RC girders with different static load-carrying capacity were performed by varying input impact energy and mass ratio between RC girder and falling-weight. Using those numerical results, relationships among residual displacement, input impact energy, and static load-carrying capacity of the RC girder were formulated. From this study, design formula following performance based impact resistant design concept can be proposed which is applicable for wide range of ultimate state of large scale RC girders.

Key Words: large scale RC beam, impact loading test, numerical analysis, Performance-based impact resistant design キーワード: 大型 RC 梁, 重錘落下衝撃実験,数値解析,性能照査型耐衝撃

1. はじめに

落石防護施設等の衝撃作用を受ける鉄筋コンクリー ト (RC) 製やプレストレストコンクリート (PC) 製構造 物の断面設計は、現在のところ作用衝撃荷重の最大値 をその構造物を設計するための基準等に示されている 衝撃力算定式により静荷重値として求め、これを外力 として部材の断面力を算定し,許容応力度法の下に設 計が行われている¹⁾.落石防護施設の一つであるロッ クシェッドを例に取れば、過去の被災事例等からも許 容応力度法により設計された構造物では、設計荷重に 対応する入力エネルギーは構造物が大変形を起こすよ うな耐力終局状態に至らしめる入力エネルギーに対し て非常に大きな安全余裕度を有していることが明らか になってきている²⁾.また、これまでに数多く建設さ れてきたこれら落石防護施設を今後維持管理していく 中で,斜面状況等の変化により当初の設計荷重が見直 され、より大きな落石荷重に対応しなければならない 場合も想定される。このような場合において、各性能 規定に対する断面設計を可能とする性能照査型の耐衝 撃設計法を確立することによって、上記のような落石 荷重の増大に対する柔軟な対応や新設構造物の、より 合理的な耐衝撃設計が可能になるものと推察される.

設計

しかしながら、構造物の主要な構成要素である梁部材 でさえも、十分に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³⁾.

以上の背景により、筆者らは RC 部材の性能照査型 耐衝撃設計法を確立するための研究を進めてきてお り、曲げ破壊が卓越する RC 梁に限定し、耐衝撃設計 法を提案している⁴⁾. 既報の提案式は, 主に RC 梁の 終局限界状態を規定した上で繰り返し衝撃荷重載荷実 験を実施し、その結果を統一的に取りまとめて構築さ れたものである. すなわち, RC 梁の限界状態を残留 変位量が純スパン長の2%に達した状態と規定し,実 験によって得られた最大支点反力と静的曲げ耐力の比 (耐力比と称する)および吸収エネルギーの入力エネ ルギーに対する比(エネルギー比と称する)に基づき, 支点反力と載荷点変位の関係が模式的に台形状で表わ せるとの仮定を用いて耐衝撃設計法の提案が行われて いる。しかしながら、上記の耐衝撃設計法は合理的な 設計法ではあるものの,以下のような課題も有してい た. すなわち、1) 基本となる実験結果は繰り返し衝撃 荷重載荷実験によるものであり、実現象と合致してい ない側面があること、2)終局限界状態を規定した上で の実験結果に基づく提案式であり、多様な限界状態に は対応できない可能性があること,が挙げられる.以



図-1 試験体の形状寸法および配筋状況

上の課題点を考慮し, RC 梁の性能照査型耐衝撃設計 法の確立に資するため,筆者らが過去に実施した断面 寸法,主鉄筋量,純スパン長を変化させた 36 体の RC 梁の単一衝撃荷重載荷実験結果を統一的に整理した. その結果,1)耐衝撃性を評価する観点において,支点 反力の最大値は,損傷程度にかかわらず統一的に適用 可能な指標ではないこと,2)入力エネルギーと残留 変位は線形関係にあり,高い相関が認められ,その直 線勾配は静的曲げ耐力の逆数と高い相関関係にあるこ と,が明らかになっている⁵⁾.上記関係を基に,既報 の提案式⁴⁾と同様に,静的曲げ耐力を P_u (kN),入力 エネルギーを E (kN·m),残留変位を δ (m)とすると, 提案式は以下のように示される.

$$Pu = 0.42 \cdot E/\delta \tag{1}$$

上記提案式は、純スパン長が2~3m程度の多様な 小型 RC 梁の比較的広範囲な入力エネルギーに対応可 能であり、性能照査型耐衝撃設計法の確立に資する設 計式と考えられる.今後は、実 RC 製落石防護構造物 等への応用を考える場合には、純スパン長の大きい大 型 RC 梁への適用性も検討し、さらなる適用範囲の拡 大に努めることが肝要である.提案式の適用範囲を大 型 RC 梁まで拡大するためには、小型 RC 梁における 検討手法と同様に静的曲げ耐力の異なる各種大型 RC 梁に対する衝撃荷重載荷実験を実施する方法が考えら れる.しかしながら、大型 RC 梁の衝撃荷重載荷実験 を数多く実施するためには莫大な実験費用が必要とな り現実的ではない.一方、近年数値解析技術が向上し RC 構造物等の耐衝撃挙動を精度よくシミュレート可 能となっている.

そこで、本研究では、大型 RC 梁まで適用可能な性 能照査型耐衝撃設計法を提案することを目的に、筆者 らが過去に実施した静的曲げ耐力が異なる2種類の大 型 RC 梁に対する衝撃荷重載荷実験結果⁶⁾を数値解 析によりシミュレートし、解析結果の妥当性を検証し た上で、数値解析によるパラメータスタディを実施し た.本論文では、数値解析結果による各種大型 RC 梁 の重錘衝撃力、支点反力、載荷点変位の各種応答波形 性状や,各種応答値と入力エネルギーの関係について 考察を行っている.

また、大型 RC 梁を用いた実験結果では、小型 RC 梁における実験結果と同様に残留変位が入力エネル ギーに比例することが明らかとなっている⁷⁾.このこ とから、大型 RC 梁の数値解析によるパラメータスタ ディにおいても解析結果の残留変位に着目し、この結 果を統一的に整理することにより、大型 RC 梁の比較 的広範囲な限界状態に対応可能な性能照査型耐衝撃設 計法に資する設計式を提案したので報告する.

2. 数値解析による実験結果の検証

2.1 大型 RC 梁の重錘落下衝撃実験概要

(1) 試験体概要

図-1には、実験に使用した2種類の大型 RC 梁試 験体 PB-880 および PC-620 の形状寸法および配筋状 況を示している。なお、試験体名は後述する数値解析 断面と統一して示しており、Pの後ろに断面の種類、 ハイフンの後にコンクリート標準示方書(以後,示方 書)に基づいて算定した静的曲げ耐力の概略値 (kN) を表示している。実験に使用する試験体は、実 RC 製 覆工頂版の設計断面緒元を基に決定した。PB-880 試 験体の断面は、梁幅を道路軸方向単位長さである 100 cm, 梁高を実覆工の頂版厚と同程度の 100 cm とする 矩形断面とし、純スパン長を実覆工の内空幅と同程度 である8mとした。軸方向鉄筋およびコンクリート のかぶりは実覆工と同格とした。すなわち、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、 圧縮側の軸方向鉄筋は引張側鉄筋比の 50% を 目安に D32 を 4 本配置した. また, コンクリートの かぶりは 150 mm としている。帯鉄筋の配置間隔は, 梁の有効高さの 1/2 以下となるようにすることとし, D16を250mm間隔で配置した。なお、試験体は曲げ 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向上させることとした。 PC-620 試験体については、梁幅および純スパン長を PB-880 試験体と同一とし、示方書に基づいて算定し

試験体名	静的曲げ耐力	静的せん断耐力	せん断余裕度
	P_{usc} (kN)	V _{usc} (kN)	$\alpha_{sc}(=V_{usc}/P_{usc})$
PB-880	881	2,882	3.27
PC-620	621	1,794	2.89

表-1 RC 梁の静的設計値一覧

表-2 コンクリートの力学的特性値

封除休夕	圧縮強度	弾性係数	ポアソン比
时间火件一口	f_c' (MPa)	E_c (GPa)	v_c
PB-880	33.3	26.0	0.192
PC-620	31.2	25.4	0.177

表-3 鉄筋の力学的特性値

試験体名	鉄筋名称	降伏強度	弾性係数	ポアソン比
		$\sigma_y(MPa)$	$E_s(GPa)$	v_s
PB-880	D32	382		
	D16	403	206	0.3
PC-620	D29	400	200	0.5
	D13	390		

た静的曲げ耐力が PB-880 試験体の 70% 程度となる ように梁高および軸方向鉄筋を決定している.すなわ ち,引張側の軸方向鉄筋として D29を7本配置し(主 鉄筋比 0.64%), 圧縮側の軸方向鉄筋は引張側鉄筋比 の 50%を目安に D29を4本配置した.また,軸方向 鉄筋の定着は,いずれの試験体も定着長を節約するた めに梁両端面に厚さ 12 mm の鉄板を配置して溶接定 着している.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 $\alpha_{sc}(=V_{usc}/P_{usc}) > 1.0$ であることより,設計的には静載荷時に曲げ破壊型で 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) 実験方法

写真-1には、重錘落下衝撃実験の状況を示している。本実験では、質量2,000kgの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、着脱装置を用いて大型RC梁のスパン中央部に緩衝材を敷設しない状態で直接自由落下させることにより行っている。 実験は、1試験体に対して一度だけ重錘を衝突させる単一載荷実験としており、実験ケースはPB-880試験体が落下高さ5、10、15、20mの4ケース、PC-620 試験体が5、10mの2ケースである。なお、重錘は、 図-2に示すような直径1m、高さ97cmで底部が半径80cm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たものである。また、 大型RC梁は、図-2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



写真-1 実験状況写真 (PB-880,H=10m)





衝突時における梁端部の跳ね上がりを防止するための 鋼製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ひずみゲージ型加速 度計(応答周波数1kHz以上,容量1,000 G)から得 られる負の加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起歪柱型衝撃 荷重測定用ロードセル(応答周波数1kHz以上,容量 1,500 G)を用いている.各点の変位測定には,非接触 型レーザ式変位計(応答周波数特性 915 Hz,計測範囲 200 mm)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,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.

2.2 数值解析概要

(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用汎用 コード LS-DYNA (ver.970)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.

(2) 数値解析モデル

図-3(a)には、PB-880 試験体における要素分割状況を示している。解析対象は、大型 RC 梁の対称性を 考慮してスパン方向および断面の梁幅方向にそれぞれ 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-3(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 32,978 および 29,333 である.

各構成要素に関するモデル化の詳細を述べると、大 型 RC 梁部は重錘落下衝撃実験に用いた梁の形状寸法 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持たない 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鋼の 材料物性を用い, 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、ひび割れ進展を精度良 く追跡することが梁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、なお、ペナルティ係数は 0.1 としている。また、コンクリートと軸方向鉄筋要



図-3 有限要素モデルの要素分割状況 (PB-880)



図-4 材料構成則モデル

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,重錘要素を大型 RC 梁に 接触する形で配置し,その全節点に設定した衝突速度 を初速度として付加することにより作用させることと した.なお,全解析時間は,重錘が大型 RC 梁に衝突 した時点から RC 梁がほぼ定常状態に至るまでの 400 ms 間としている.また,減衰定数は質量比例分のみ を考慮するものとし,鉛直方向最低次固有振動数に対 して 1.5%と設定している.



図-5 各応答波形に関する実験および数値解析結果

(3) 材料物性モデル

図-4には、本数値解析に用いたコンクリートおよび鉄筋の材料構成則モデルを示している.

コンクリート要素に用いた物性モデルは、LS-DYNA コード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カー 相当ひずみ関係,引張側に対しては線形の相当応カー 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-4**(a)のように相当ひずみが 1,500 μ 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**-4(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 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.

図-4(b)には、軸方向鉄筋およびせん断補強筋に関 する材料構成則モデルを示している。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 v_s には、表-3に示され ている値を採用している。また、単位体積重量 ρ_s に は公称値である $\rho_s = 7.85 \times 10^3$ kg/m³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。

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*_s,ポアソン比 v_s,単位体積質量 ρ_sには公称値を用い



図-6 大型 RC 梁の数値解析断面

ることとし、全部材で等しく、それぞれ $E_s = 206$ GPa、 $v_s = 0.3$, $\rho_s = 7.85 \times 10^3$ kg/m³ と仮定している.

2.3 実験結果と数値解析結果の比較検討

(1) 各種応答値

図-5には、PB-880 試験体における落下高さ*H*= 5,10,15,20m,PC-620 試験体における落下高さ*H*= 5,10mの実験結果および解析結果の重錘衝撃力, 支点反力,載荷点変位の各応答波形を示している.

重錘衝撃力波形は,何れの実験ケースにおいても実 験結果,解析結果ともに大略同様な波形性状を示して おり,衝撃初期の立ち上がりが急で振幅が大きく継続 時間の短い正弦半波より構成されている.立ち上がり の勾配は実験結果の方が急でありピーク値が鋭く示さ れる波形性状であるのに対して,解析結果では立ち上 がりの勾配が実験結果に比較して緩やかであり最大値 が若干小さくピーク値の発生時刻も遅れている.この ため波形の継続時間も若干長くなっている. 支点反力波形は、実験結果、解析結果ともに重錘衝 突時点より遅れて励起されており、振幅が大きく周期 の短い正弦半波とその後の周波数の高い振動波形から なっている.波形の立ち上がり時刻は解析結果のほう が早く、また初期勾配およびピーク値が大きくなる傾 向が示されている.また主波動の継続時間は両者とも よく整合している.

載荷点変位波形は、PB-880のH=20mにおいて実 験結果が解析結果よりピーク値および周期ともに大き く示されている.これは実験結果の波形が第1波目以 降乱れていることからも分かるように、コンクリート が大きく剥落し RC 梁が局所的に激しく損傷したため と考えられる.このような状態に至るまでの解析結果 は、重錘衝突後に最大変位を示す第1波目の正弦半波 から除荷後の自由振動波形に至るまでピーク値から残 留変位量、周期ともに実験結果とほぼ対応している.

以上より、本数値解析手法は大型 RC 梁の耐衝撃挙 動を精度よくシミュレートしているものと判断した.

4 74	主鉄筋比	静的曲げ耐力	静的せん断耐力	せん断余裕度	重錘質量	梁質量	質量比	入力エネルギー	
7 71	P_t (%)	P_{usc} (kN)	V_{usc} (kN)	α_{sc}	$W(\times 10^3 kg)$	$B(\times 10^3 kg)$	W/B	E (kJ)	
PA 1270 0.75	1 260	2 264	2.57	2	23	0.09	98, 147, 196		
1A-1270	PA-1270 0.75 1,209			3,204		28.7	1.25	245 ,294	
		881	2,882	3 27	2		0.1		
PB-880	0.65				5	20	0.25	49, 98, 147	
1 D 000	0.05	001		5.27	20		1.0	196, 245	
					25		1.25		
PC-620	0.64	621	1,794	2.89	2	17	0.12	49, 98, 147	
				,	21.25		1.25	196, 245	
PD-610 0.42		613	2,002	3.27	2	20	0.1	49, 98, 147 196, 245	
	0.40				5		0.25		
	0.42				10		0.5		
					20		1.0		
					25		1.25	40, 00, 147	
PE-560	1.01	556	2,032	3.65		14	0.14	49, 98, 147	
					17.5		1.25	196, 245	
PF-400	0.64	397	1,880	4.74	17.5	14	0.14	19.0, 39.2, 38.8	
					17.5		0.14	10 (20 2 50 9	
PG-320	0.49	320	1,821	5.69	17.5	14	0.14	19.0, 39.2, 38.8	
					17.5	17.5		10 6 20 2 59 9	
PH-290 0.68	0.68	.68 292	2,348	8.04	15.0	12	0.17	19.0, 39.2, 38.8	
					13.0		0.17	10.6 20.2 59.8	
PI-230	0.68	234	2,104	8.89	13.7	11	1.25	19.0, 39.2, 30.8	
\$ 270	3 18	272	530	2.0	0.5	0.405	1.23	10.4,90	
3-270	5.10	212	559	2.0	0.5	0.403	1.234	4.2, 2.0, 14.7, 19.0, 24.3	

表-4 解析ケース一覧

表-5 各解析ケースのコンクリートおよび鉄筋の物性値一覧

ケース名	材質	強度 (MPa)	弾性係数 (GPa)	ケース名	材質	強度 (MPa)	弾性係数 (GPa)
PA-1270	コンクリート	30	20		コンクリート	31.2	20.8
	D25	400	206	PF-400	D32	382	206
	D16	390	206		D16	390	206
PB-880	コンクリート	33.3	22.2		コンクリート	31.2	20.8
	D32	382	206	PG-320	D22	400	206
	D16	403	206		D16	390	206
PC-620	コンクリート	31.2	20.8	PH-290	コンクリート	30	20
	D29	400	206		D25	400	206
	D13	390	206		D19	390	206
PD-610	コンクリート	31.2	20.8		コンクリート	30	20
	D25	400	206	PI-230	D22	400	206
	D13	390	206		D19	390	206
PE-560	コンクリート	31.2	20.8		コンクリート	24	16
	D32	382	206	S-270	D22	380	206
	D16	403	206		D13	380	206

3. 数値解析による大型 RC 梁のパラメータスタディ

前節 2.3 において,大型 RC 梁の実験結果と解析結 果の残留変位が非常によく整合していることが確認さ れている.そこで,ここでは性能照査型耐衝撃設計法 に適用可能な設計式を誘導するために必要となる大型 RC 梁の衝撃荷重作用時の応答値データを数多く取得 することを目的として,静的曲げ耐力が異なる各種大 型 RC 梁に対する数値解析を実施することとした.

3.1 解析ケース

図-6には,解析を実施した RC 梁の断面図および配筋状況を示している.解析を実施した大型 RC

梁は,過去に重錘落下衝撃実験を実施した PB-880, PC-620の2種類を含む全9種類である.また,S-270 については過去に実施した各種小型 RC 梁に関する 重錘落下衝撃実験で採用した標準的断面である.9種 類の大型 RC 梁は過去に実施した大型 RC 梁 PB-880, PC-620の形状寸法を参考に,梁幅を1.0 m,梁長9.0 m,純スパン長8.0 mを固定とし,静的曲げ耐力が異 なるように梁高および軸方向鉄筋量を調整している. ここで,PD-610は基本断面であるPC-620とほぼ同程 度の静的曲げ耐力で梁高が異なるように鉄筋径等を調 整した断面ケースである.

表-4には,解析ケースの一覧を示している.表中 には解析用 RC 梁の種類,主鉄筋比 P,静的曲げ耐力



図-7 PD-610 試験体に関する各応答波形 (E=245 kJ)

 P_{usc} ,静的せん断耐力 V_{usc} ,せん断余裕度 α_{sc} (= V_{usc} / Pusc), 重錘質量 W, 支点間の梁質量 B, 質量比 W / B, 落下高さ H, 入力エネルギー E を示している. な お,静的曲げ耐力 P_{usc} および静的せん断耐力 V_{usc} は 示方書に基づいて算定している.表より,本解析断面 のせん断余裕度はいずれも $\alpha_{sc} > 1.0$ であり,設計的 には静載荷時に曲げ破壊型で終局に至る. 大型 RC 梁 に関しては過去に実施した PB-880, PC-620 の重錘落 下衝撃実験と同様に質量 2,000 kg の重錘を衝突させ る解析ケースを基本とし、入力エネルギーについて は実験時の大型 RC 梁の損傷状況等を考慮し 49 kJ か ら 245 kJ まで 49 kJ ピッチで 5 段階を設定した.た だし,静的曲げ耐力が最も大きい PA-1270 については 98 kJ から 294 kJ までの 5 段階,静的曲げ耐力が小さ い PF-400 から PH-290 までの 4 種類については 19.6 kJ から 98 kJ までの 5 段階とし静的曲げ耐力の大小 によって入力エネルギーを調整している.小型 RC 梁 である S-270 については、実験時の条件に合わせて重 錘質量を 500 kg,入力エネルギーを 4.9 kJ から 24.5kJ までの5段階とした.また、このときの質量比W/B が1.234となっており、今回の解析結果を用いた検討 が過去の小型実験結果より求められた性能照査型耐衝 撃設計用の設計式の拡張を目的としていることより, 大型 RC 梁の解析においても質量比 W / B がほぼ同様

となる解析ケースとして W/B = 1.25 となるような重 錘質量を設定し、入力エネルギーが重錘質量 2,000 kg の解析ケースと同一となるようにしている. さらに、 PB-880 および PD-610 では、質量比W/Bの影響を検 討するための解析ケースを設定した. 以上のような考 えに基づいて設定した解析ケース数は全 120 ケースで ある.

3.2 数值解析概要

本数値解析に用いた構造解析プログラムは,前述の 2.2 と同じく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) である.

数値解析モデルおよび材料物性モデルについても前述の 2.2 と同じであることから、ここでの記述は省略する.ただし、重錘形状について、重錘質量が 10,000kg 未満の場合については 図-2 と同一とし、密度を調節することにより所定の重錘質量としている.また、重錘質量が 10,000kg 以上の場合には、筆者らが実験時に使用している鋼製重錘の形状寸法と同一とし密度を調整することにより異なる質量の重錘に対する数値解析を実施している.なお、10,000kg 重錘の直径は 1.25 m、高さ 95 cm、底部 30 cm が半径 1.0 mの球状となっている.表-5 には、各解析 RC 梁のコンクリートおよび鉄筋の強度および弾性係数を示してい



図-8 入力エネルギーと最大重錘衝撃力の関係 (W/B=1.25の場合)

る. コンクリートの強度および弾性係数については, 実験を実施した PB-880, PC-620 および S-270 につい ては実験時の値を使用している.また, PC-620 の断 面を参考に設計した PD-610, PE-560, PF-400, PG-320 については PC-620 と同じ物性値, PA-1270, PI-230, PH-290 については一般的な物性値を採用した.鉄筋 の強度および弾性係数については,実験を実施した PB-880, PC-620 および S-270 については実験時の値 を使用し,それ以外の大型 RC 梁については PB-880 および PC-620 の物性値を参考に決定している.

3.3 数值解析結果

(1) 重錘衝擊力, 支点反力, 載荷点変位波形

図-7には、入力エネルギーを E = 245 kJ とし、質量比 W / B を 0.1 から 1.25 まで 5 段階に変化させた PD-610 に対する数値解析結果の重錘衝撃力、支点反力、載荷点変位の各応答波形を示している。

重錘衝撃力についてみると、いずれの質量比におい ても正弦半波状の波形性状を示しているものの、質量 比が大きくなるに従って振幅が小さくなるとともに、 ピーク値発生までの時間や波形の継続時間が長くなる 傾向が示されている.

一方,載荷点変位については質量比の増加とともに 最大変位と残留変位および周期が増加する傾向が示さ れている.このことは,入力エネルギーが等しい場合 には,重錘質量が大きく重錘落下高さの小さい場合の 最大変位および残留変位は重錘質量が小さく重錘落下 高さの大きい場合よりも大きくなる傾向を示すことを 意味している.

支点反力波形は,重錘衝突初期の周期が短く振幅の 大きい正弦半波とその後に続く周期が長く振幅の小さ い正弦半波が合成されたような波形性状を示してい る. PD-610の場合には,質量比の増加とともに支点 反力のピーク値が減少するとともに波形の継続時間が



図-9 入力エネルギーと最大重錘衝撃力の関係 (PD-610,W/B=0.1~1.25)

長くなる傾向が示されている.

他の数値解析ケースにおける各応答波形についても 支点反力波形の波形性状が若干異なっている場合があ るものの,重錘衝撃力および載荷点変位波形はほぼ同 様の性状を示している.

(2) 最大重錘衝撃力と入力エネルギーの関係

図-8には、質量比W/B=1.25における全RC梁の入力エネルギーと最大重錘衝撃力の関係を示している。最大重錘衝撃力は、何れの解析ケースにおいても入力エネルギーが大きくなるに従って増加する傾向を示している。同一の入力エネルギーに対しては、静的曲げ耐力の大きい方が最大重錘衝撃力も大きい。また、静的曲げ耐力がほぼ等しいPC-620とPD-610を比較すると、PD-610の重錘衝撃力が大きくなっていることから、類似の静的曲げ耐力を有する場合には、梁高の大きい場合が、重錘衝撃力も大きくなる傾向にある。

図-9には、質量比W/Bを0.1から1.25まで変化させた場合のPD-610における入力エネルギーと最大重錘衝撃力の関係を示している。前述の結果と同様に、最大重錘衝撃力は、何れの解析ケースにおいても入力エネルギーが大きくなるに従って増加する傾向が示されている。また、同一の入力エネルギーに対しては、質量比が大きくなるに従って重錘衝撃力は減少する傾向にある。これは、後述する入力エネルギーと載荷点変位の関係において、質量比が大きい重錘が衝突した場合には、載荷点変位が大きくなるため、梁の変形によって重錘衝撃力が小さくなるものと推察される。なお、PB-880の解析結果からも上記と同様の傾向が示されていることを確認している。

(3) 最大支点反力と入力エネルギーの関係

図-10には, 質量比 W / B = 1.25 における全 RC 梁の入力エネルギーと最大支点反力の関係を示している. 全般的には静的曲げ耐力が大きい RC 梁ほど最大



図-12 入力エネルギーと残留変位の関係 (W/B=1.25の場合)

支点反力も大きくなる傾向にある.また,図-11に は PD-610 に関して質量比を 0.1 から 1.25 まで変化さ せた場合の入力エネルギーと最大支点反力の関係を 示しているが,明らかな相関関係は見られない.以上 のことから,静的曲げ耐力の異なる大型 RC 梁に対し て,入力エネルギーや質量比と最大支点反力の関係か ら, RC 梁の耐衝撃性を統一的に評価することはでき ないものと判断される.

(4) 残留変位と入力エネルギーの関係

図-12には、質量比W/B=1.25における全RC 梁の入力エネルギーと残留変位の関係を示している. 全RC梁において、残留変位は入力エネルギーの増加 に対して、ほぼ線形に増大する傾向を示している.ま た、同一の入力エネルギーに対しては静的曲げ耐力の 大きいRC梁ほど残留変位が小さくなる傾向が示され ている.これらの傾向は質量比が0.1程度と小さい場 合においても同様である.また、入力エネルギーと最 大載荷点変位の関係においても同様の傾向にあること を確認している.



図-11 入力エネルギーと最大支点反力の関係 (PD-610,W/B=0.1~1.25)



図-13 入力エネルギーと残留変位の関係 (PD-610,W/B=0.1~1.25)

図-13には質量比を 0.1 から 1.25 まで変化させた 場合の PD-610における入力エネルギーと残留変位の 関係を示している.図より,異なる RC 梁において静 的曲げ耐力および入力エネルギーが等しい場合には, 質量比が大きい場合 (すなわち,重錘重量が大きい場 合)には残留変位も大きくなることが分かる.また, 残留変位に対する質量比の影響は質量比の小さい領域 ほど大きく示されており,質量比が 1.0以上では残留 変位に対する質量比の影響は認められない.

以上のように、入力エネルギーと残留変位の関係に は極めて高い相関があり、RC 梁の種類や入力エネル ギーの大小、言い換えれば損傷の状況や損傷程度に関 わらず、極めて普遍性の高い関係であることが大型 RC 梁に関する数値解析結果からも明らかとなった。

なお, 図-12, および図-13の図中に示されて いる直線は, 原点を通る直線で最小二乗法により近 似した結果である. 厳密には, 残留変位が零, つまり 各 RC 梁が弾性応答する入力エネルギー範囲が存在す る. しかしながら, 弾性応答の入力エネルギー範囲が



図-16 質量比と相対残留変位の関係

本解析結果や過去に実施された実験結果からも非常に 小さいことが明らかであることより,入力エネルギー と残留変位の関係をより単純な形で整理するために直 線近似したものである.

4. 性能照査型耐衝撃設計法に適用可能な設計式の提案

筆者らは、過去に実施した 36 体の小型 RC 梁の単 一衝撃載荷実験結果を統一的に整理し、 図-12 と同 様に入力エネルギーと残留変位の関係を整理してい る.残留変位 δ は近似直線の勾配を α とし、入力エ ネルギーを E とすると式 (2) で与えられる.

$$\delta = \alpha \cdot E \tag{2}$$

ここで、 δ :残留変位 (mm)、E:入力エネルギー (kN・m) であり、勾配 α は単位エネルギー当たりの 残留変位に関与する N⁻¹ の単位を有する指標となっ ている.また、直線勾配 α は全般的に静的曲げ耐力 の大きな試験体ほど小さい傾向にあることが実験結果



図-15 各種 RC 梁の静的曲げ耐力とαの関係



図-17 質量比を考慮した大型 RC 梁の 静的曲げ耐力とαの関係

から示される. 図-14 には,静的曲げ耐力と単位エ ネルギー当りの残留変位 α (以後,残留変位係数) に ついて整理している.静的曲げ耐力と残留変位係数 α には高い相関が認められ,その近似曲線を求めると α は静的曲げ耐力の逆数に比例し,その係数を最小二乗 法により求めると,以下のように表すことができる.

$$\alpha = 420/P_u \tag{3}$$

ここで, *P*_u:静的曲げ耐力 (kN)

図-15は、大型 RC 梁の数値解析結果より求めた 図-12の残留変位係数 α を図-14の図中に合わせ て示したものである。図より、近似曲線は質量比 W / B が 1.25の大型 RC 梁の α と非常に整合がよいこと がわかる。これは小型 RC 梁に対する実験での質量比 が平均で 1.23 と大きい場合を対象として整理された ためと考えられる。

次に, 質量比が異なる場合の大型 RC 梁の静的曲げ 耐力と α の関係を表す近似曲線を求めるために質量 比 W / B に関する補正係数の算出を試みる.

図-16は、PD-610に対する数値解析結果の質量比 W/Bと各解析結果による残留変位 δ に対して、質量 比 W / B =1.25 の場合の残留変位を 1.0 としたときの 相対残留変位との関係を示している. これらの値より 最小二乗法を適用して近似曲線を求めると,以下のよ うに示される.

$$\beta = 0.288 ln(W/B) + 0.9605 \tag{4}$$

ここで, β: 質量比に対する残留変位の補正係数
 W/B: 質量比

- W:重錘質量(kg)
- B:梁質量(kg)

式(3)に対して質量比による残留変位の補正係数を 考慮すると,式(5)が得られる.

$$\alpha = 420\beta/P_u \tag{5}$$

図-17には,式(5)より質量比を0.1から1.25ま での間で変化させた場合の静的曲げ耐力とαに関す る近似曲線を示している.質量比に関して補正した近 似曲線は,数値解析結果とよく整合していることがわ かる.

以上の結果より,式(2)と式(5)を用いて整理すると,式(6)が得られる.

$$P_u = 0.42 \cdot \beta E / \delta \tag{6}$$

ここで、 P_u :静的曲げ耐力 (kN)、 β :質量比に関す る補正係数、E:入力エネルギー (kN・m)、 δ :残留変 位 (m) である.すなわち、想定する入力エネルギーに 対して、残留変位を各種の限界状態に対応して規定す ると、その規定値を満足する RC 梁は式 (6) より得ら れる静的曲げ耐力を有する RC 梁を断面設計すること で設計可能となる.

5. まとめ

衝撃載荷時に曲げ破壊が卓越する大型 RC 梁の性能 照査型耐衝撃設計法を提案することを目的に,筆者ら が過去に実施した静的曲げ耐力が異なる 2 種類の大型 RC 梁に対する衝撃荷重載荷実験結果を数値解析によ りシミュレートし,解析結果の妥当性を検証した上で 数値解析によるパラメータスタディを実施した.数値 解析では純スパン長が 8 m,せん断余裕度 α_{sc} が 2.0 以上で,静的曲げ耐力が 230 kN から 1,300 kN 程度ま での 9 断面の大型 RC 梁と 1 断面の小型 RC 梁に対 して,入力エネルギーや質量比をパラメータとする全 120 ケースの数値解析を実施し,残留変位に着目して 統一的な整理を行った.本研究により得られた結果を 整理すると,以下の通りである.

 大型 RC 梁の衝撃荷重載荷実験における残留変位 は、LS-DYNA による数値解析結果と非常によく 整合している。

- (2) 重錘質量 W と大型 RC 梁の支点間質量 B との比である質量比 W / B が重錘衝撃力や残留変位等に 影響を及ぼすことが数値解析結果により明らかとなった。
- 3) 全解析ケースで入力エネルギーと残留変位は小型 RC 梁に対する実験結果と同様に線形関係にあり、高い相関が認められた.また、直線の勾配は静的曲げ耐力の逆数と高い相関関係にあることが確認できた。
- 4)上記関係を基に、入力エネルギーと残留変位を規定し、その規定値に対応した静的曲げ耐力を有するRC梁を設計することで、耐衝撃設計が可能となる設計式を提案した。
- 5) 提案式は、静的曲げ耐力を P_u (kN)、質量比に関す る補正係数を β、入力エネルギーを E (kN・m)、 残留変位を δ (m) とすると、以下のように示さ れる.

$$P_u = 0.42 \cdot \beta E / \delta$$

本提案式は,重錘と梁の質量比の異なる条件下において,大型 RC 梁の比較的広範囲な入力エネルギーに 対応可能であり,性能照査型耐衝撃設計法の確立に資 する設計式と考えられる.

謝辞:本研究を遂行するにあたり,室蘭工業大学修士 研究員可知典久君には膨大なケースの数値解析を実施 して頂きました.また,構造力学研究室の諸君にはご 支援を頂きました.記して感謝の意を表します.

参考文献

- 1)(社)日本道路協会:落石対策便覧,2000.6
- 2) 熊谷守晃:ルランベツ覆道における落石災害に関する報告,第2回落石等による衝撃問題に関するシンポジウム講演論文集,pp.286-290, 1993.6
- 3) 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
- 4)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.177-190,2000.4
- 5) 岸 徳光, 三上 浩: 衝撃荷重載荷時に曲げ破壊 が卓越する RC 梁の性能照査型耐衝撃設計法に関 する一提案,構造工学論文集, Vol.53A, pp.1251-1260, 2007.3
- 6)岸 徳光, Abdul Qadir Bhatti, 三上 浩, 岡田 慎哉: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, 構造工学論文集, Vol.53A, pp.1227-1238, 2007.3
- 7) 今野 久志,岸 徳光,石川博之,三上 浩:敷 砂を設置した大型 RC 梁の重錘落下衝撃実験,コ ンクリート工学年次論文集, Vol.28, No.2, 2006.6

(2007年9月18日受付)