

実規模 RC 桁の繰り返し重錘落下衝撃挙動解析に関する 破壊エネルギー等価概念の適用性検討

An applicability of equivalent failure energy concept on numerical analysis of
consecutive falling-weight impact loading for full-scale RC girders

岸 徳光*, 今野 久志**, 三上 浩***

Norimitsu Kishi, Hisashi Konno, Hiroshi Mikami

* 工博 室蘭工業大学大学院 教授 社会基盤ユニット くらし環境系領域(〒050-8585 室蘭市水元町 27-1)

** 博(工) 寒地土木研究所 総括主任研究員 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)

In order to rationally analyze an impact resistant behavior of the full-scale reinforced concrete (RC) girders under consecutive impact loading, it is proposed to apply an equivalent tensile fracture-energy concept for concrete elements. The applicability is investigated by conducting numerical simulations for full-scale RC girder with 8 m clear span under a 2,000 kg falling-weight consecutive impact loading. The numerical simulations are conducted taking an axial length of concrete elements and with/without considering the concept as the parameters, in which the reference length of concrete elements is 35.7 mm and the considered maximum length is 250 mm. From this study, it is confirmed that considering the equivalent fracture-energy concept, the model with coarse mesh can be practically applied with a proper accuracy for numerical analysis of the full-scale RC girders under consecutive impact loading.

Key Words : RC girder, consecutive impact loading, impact response analysis,
equivalent tensile fracture-energy, accumulated residual displacement

キーワード : RC 桁, 繰り返し衝撃載荷, 衝撃応答解析, 引張破壊エネルギー等価,
累積残留変位

1. はじめに

現在, 落石防護施設構造物等の耐衝撃用途鉄筋コンクリート構造物は, 許容応力度設計法に基づいて設計が行われている。一方, 構造物の設計法に関する世界の趨勢は許容応力度法から性能照査型設計法への移行にある。我が国においても, 国土交通省から土木・建築構造物に関する性能照査型設計法の考え方に基づいた設計への移行が望まれている。土木学会構造工学委員会では小委員会を設置して, 同設計法に基づいた耐衝撃設計法の研究に向けた検討^{1),2)}を行っている。性能照査型設計法の確立に当たっては, 一般に各限界状態に対応した断面設計を可能にすることが要求される。従って, 直近の課題は, 使用限界状態や終局限界状態の規定およびそれらに対応した照査法を確立することである。

このような状況下, 著者らは基本構造部材である RC 梁に着目して, スパン長, 断面寸法, 鉄筋比, 静的耐力の異なる小型から大型に至る数多くの重錘落下衝撃実験³⁾ および実験結果に裏打ちされた数値解析

4) を行っている。その結果, 緩衝材を設置しない場合においては, 一回のみの衝撃荷重載荷(以後, 単一載荷)に対する残留変位と入力エネルギー, 静的耐力に関する関係式を定式化するに至っている⁵⁾。また, 梁と重錘の各重量の関係式への影響度合いも明らかにしている。このことは, 単一載荷を条件に各限界状態を残留変位で規定する場合には, 性能照査型設計法に準拠した耐衝撃設計が可能であることを示唆している。

一方で, 実構造物の場合には, 載荷状態の如何に関わらず設定した各限界状態に対して, 設計を実施しなければならない。従って, 単一載荷のみならず繰り返し載荷が想定される場合には, 累積損傷や残存耐力の各限界状態に対する照査を実施しなければならない。しかしながら, 繰り返し載荷時の累積損傷や残存耐力評価に関する検討事例は少なく, 玉井らによる RC 梁を対象とした鉄筋やコンクリートに累積損傷モデルを適用した研究⁶⁾や, 白根ら⁷⁾や岩村ら⁸⁾の防波構造物を想定した RC 部材に関する繰り返し衝撃荷重載荷実験以外見あたらない。もし, 数値実験によって RC 部材の繰り返し衝撃荷重載荷に対する動的挙動を再現

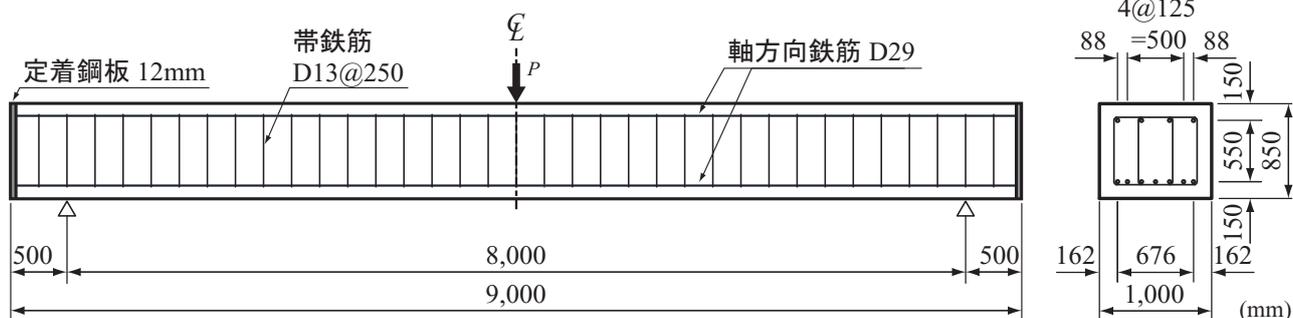


図-1 数値実験用実規模 RC 桁の形状寸法および配筋状況

することが可能になれば、合理的な性能照査型耐衝撃設計法の確立に向け、大きく前進することができる。

このような観点から、著者らは、小型 RC 梁を対象とした繰り返し衝撃荷重载荷に対する数値解析手法を提案し、その妥当性を実験結果との比較により検討を行った⁹⁾。その結果、最大応答変位や残留変位、および除荷後の応答振動特性等を適切に評価可能であることを明らかにしている。提案の解析手法は、単一载荷時の挙動解析結果から類推すれば、基本的には所要の要素長を確保することにより、小型の RC 梁から実規模の RC 桁に至るまで適用可能であるものと判断される。しかしながら、実規模桁に対して小型梁と同様の要素を際限なく確保することは現実的に不可能であり、一定の精度を保持した中での簡略化が望まれる。

これに対して、著者らは実規模 RC 桁に対する単一衝撃荷重载荷に対して粗な要素分割においても所要の精度を確保するために、コンクリート要素に引張破壊エネルギー等価（以後、単に破壊エネルギー等価）の概念を適用することを提案し、その妥当性を実験結果との比較により検討を行っている¹⁰⁾。その結果、最大変位や残留変位、除荷後の自由振動特性を大略評価可能であることを明らかにしている。本概念を適用することによって数値解析時間が大幅に短縮可能であることより、早期の耐衝撃設計法の確立に向け、繰り返し载荷時における挙動解析への適用が期待される場所である。

このような背景より、本研究では、実規模 RC 桁の繰り返し衝撃荷重载荷時における挙動解析をより効率的に実施することを目的に、コンクリート要素への破壊エネルギー等価概念の適用性に関する検討を行った。本研究では、単一载荷時の妥当性検討と同様に落石覆道を対象とした純スパン長が 8 m の実規模 RC 桁を対象に三次元弾塑性有限要素法による数値実験を行うこととした。本数値実験では、類似の実規模 RC 桁に関する重錘落下衝撃挙動解析における精度検討¹¹⁾に基づき、コンクリートの軸方向要素長を帯鉄筋間隔 (250 mm) に対して 7 分割 (35.7 mm) した場合は基本

要素長とし、1～3 分割まで変化させた場合や要素長を軸方向に 2 段階に変化させた場合、破壊エネルギー等価概念を考慮することの有無をパラメーターに取って検討を行った。

なお、本数値実験は、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. 971)¹²⁾ を用いて行った。

2. 数値実験の概要

2.1 数値実験用 RC 桁、重錘および支持条件

数値実験に用いる実規模 RC 桁は、実落石覆工頂版に関する設計断面を対象として試設計を行い、重錘落下衝撃実験を実施した断面を採用することとした¹⁰⁾。また、数値実験も実際の実験状況に即して実施することとする。

図-1 に RC 桁の形状寸法と配筋状況を示している。本 RC 桁において、主鉄筋には鉄筋比を 0.64 % として D29 を 7 本配置しており、圧縮側には主鉄筋量の 50 % を目安に D29 を 4 本配置している。帯鉄筋は、桁の有効高さの 1/2 以下の間隔となるように D13 を 250 mm 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ている。実験時の材料定数に関しては、コンクリートの圧縮強度は $f'_c = 31.2 \text{ MPa}$ であり、D29 と D13 鉄筋の降伏強度はそれぞれ $\sigma_y = 401 \text{ MPa}$, 390 MPa であった。これらの材料定数を用い、コンクリート標準示方書¹³⁾に則して曲げおよびせん断耐力を算定すると、それぞれ 621 kN, 1794 kN となる。これより、せん断余裕度 α は 2.89 として評価され、対象とする RC 桁は静的には曲げ破壊先行型であることが分かる。

衝撃荷重载荷には、2,000 kg 重錘を用いている。その形状は、直径が 1,000 mm、高さ 970 mm で、底部が半径 800 mm の球形状となっている。本重錘は、鋼製円筒の内部に鋼球とコンクリートを充填して質量を調整している。

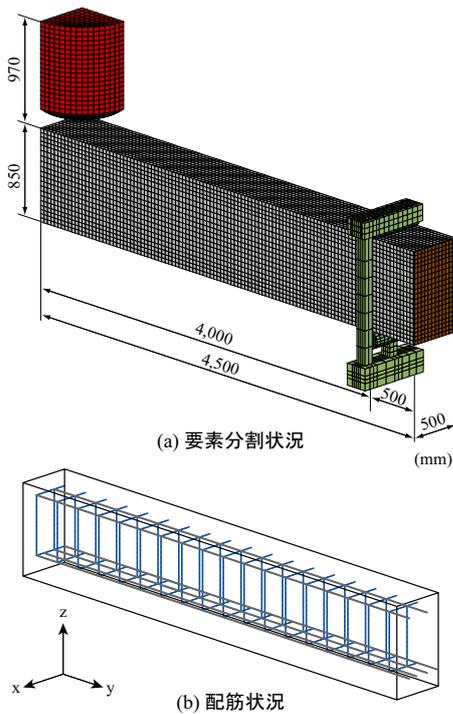


図-2 基準要素を用いた場合の要素分割状況

また、支点部には、支点反力用ロードセルと、重錘落下衝突時に桁端部の跳ね上がりを防止するための治具を付設している。治具全体は桁端と共に回転できるように工夫されており、ピン支持に近い構造となっている。

2.2 数値解析モデル

数値実験用実規模 RC 桁に関する基準モデルは、過去の検討結果¹¹⁾に基づいてコンクリート要素を全て直方体の固体要素とし、断面方向寸法が40～50 mm、軸方向要素長が帯鉄筋間隔(250 mm)を7等分する長さ(35.7 mm)とした。図-2には、基準モデルの要素分割状況を示している。解析対象は、理想状態を仮定して簡略化し、対称性を考慮して軸方向および断面方向に2等分した1/4モデルとした。図-2(b)には、軸方向鉄筋および帯鉄筋の有限要素モデルを示している。なお、モデルの総節点数および総要素数はそれぞれ約39,000、35,000である。

各構成要素に関するモデルについて述べると、図に示されているように、RC 桁、重錘、跳ね上がり防止治具を含めた支点治具は、全て形状を忠実にモデル化している。但し、鉄筋には梁要素を用いているため、要素は見かけ上体積や面積を有しない直線要素で示されている。また、重錘は実験時と同形状としているため、その密度は重錘質量2,000 kgをモデルの体積で除すことにより評価することとした。なお、支点の底部には、実際の実験時と同様に治具全体のx軸回りの回転のみを許容するように境界条件を設定している。

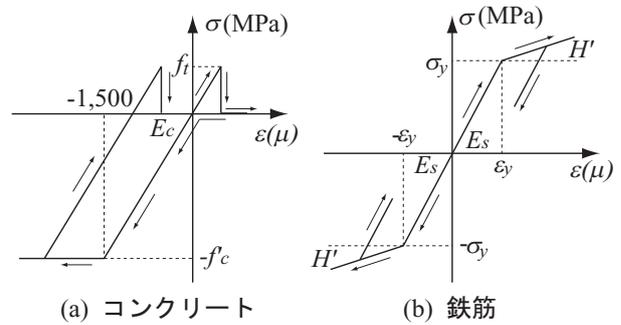


図-3 各材料の応力-ひずみ関係

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、梁要素に対しては4点積分を行うこととした。コンクリートと重錘および支点治具の要素間には、実験時と同様に面と面との接触・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することにより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、コンクリートと全ての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ている。減衰定数 h は、繰り返し载荷による損傷の累積によって変化するものと推察されるが、ここでは簡略化して一定と仮定し、かつ系の振動に伴う質量に依存した粘性減衰項のみを考慮することとした。その値は、過去の実規模RC桁に関する研究成果¹¹⁾の下に最低時固有振動に対して $h=1.5\%$ と設定した。なお、各载荷時の全解析時間は、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500 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 $0.8 \mu s$ となっている。

2.3 繰り返し衝撃荷重载荷時の解析過程

本数値解析では、繰り返し衝撃荷重载荷実験を適切に再現するために、以下の手順で数値解析を実施することとした。

- (1) 重錘要素を繰り返し载荷回数分だけ、予めRC桁上に仮想的に重複して設置する。
- (2) 一次载荷時に衝突させる重錘要素の全節点に所定の衝突速度を付加し、数値解析を実施する。数値解析時間は、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500 msとする。なお、減衰定数は、2.2に述べているように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%とする。
- (3) 一次载荷時の数値解析終了後、鉛直方向最低次固有振動数に対する臨界減衰定数を入力して200 ms間の数値解析を実施し、RC桁を数値解析的に

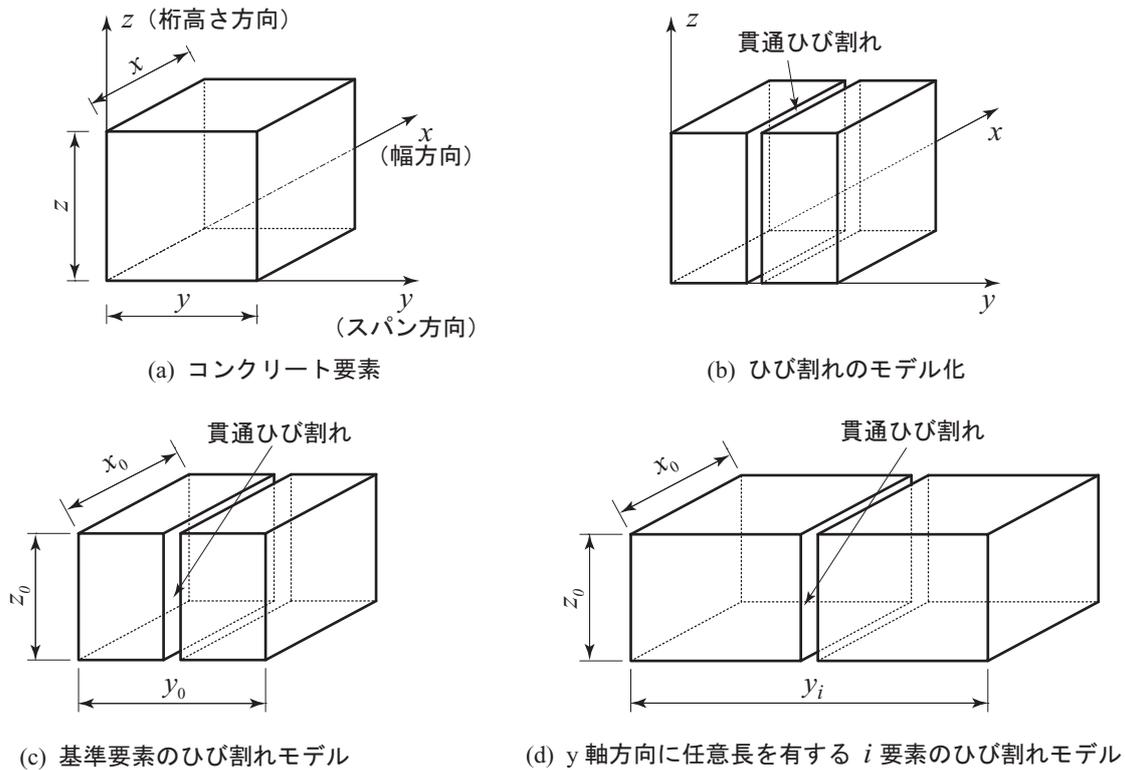


図-4 コンクリート要素に1個の貫通ひび割れが発生する場合の破壊エネルギー等価の概念図

静止させる。同時に一次載荷時に使用した重錘要素を除去する。

- (4) 二次載荷時に衝突させる重錘要素の全節点に所定の衝突速度を付加し、数値解析を実施する。数値解析時間は一次載荷時と同様に 500 ms とする。なお、減衰定数は、一次載荷時と同様の値を入力する。
- (5) 以降 n 次載荷終了まで 3), 4) の手順を繰り返す。以上により、数値解析を実施している。

2.4 材料物性モデル

図-3には、本数値実験で用いたコンクリートおよび鉄筋の応力-ひずみ関係を示している。以下に、各材料物性モデルの概要を述べる。

なお、各材料の歪み速度効果に関しては、前述のように単一載荷時の変位波形に関する数値解析結果において、コンクリートおよび鉄筋の歪み速度効果を考慮せずとも実験結果を適切に評価可能であることが明らかになっている。これらの結果を踏まえ、数値解析の簡略化も考慮して、ここでは各材料の歪み速度効果は考慮しないこととした。

(1) コンクリート

コンクリートの引張軟化特性に関しては、土木学会コンクリート標準示方書¹³⁾においても規定されており、静載荷時の数値解析は通常その特性を考慮して実施されている。一方で、RC部材に関する衝撃荷重載荷時のひび割れの発生や動的応答性状を含むコンク

リートの引張軟化特性に関する詳細な検討は、著者らの知る限りでは見あたらない。これより、本研究では著者らの研究成果^{4),11)}を踏まえ、LS-DYNAコード¹²⁾に組み込まれている簡易な弾塑性体モデルを用いることとした。すなわち、圧縮側に対しては完全弾塑性型の相当応力-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。圧縮側の降伏点は、図-3(a)に示しているように相当ひずみが $1,500 \mu$ に達した時点とした。降伏の判定には Drucker-Prager の降伏条件式¹⁴⁾を採用している。なお、引張強度は基本要素の場合には圧縮強度の $1/10$ と仮定し、軸方向要素長が基本要素と異なる場合には後述の換算式に基づいて決定される換算引張強度 f_t を仮定することとする。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た。

(2) 鉄筋

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 には前述の試験結果を採用することとし、弾性係数 E_s ($= 206 \text{ GPa}$)、ポアソン比 ν_s ($= 0.3$)、単位体積質量 ρ_s ($= 7.85 \times 10^3 \text{ kg/m}^3$) には公称値を採用している。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は、実験時においても塑性変形が確認されていないことより簡略化して弾性体モデルを適用し、要素の弾性係数 E 、ポアソン比 ν 、単位体積質量 ρ には上述の公称値を用いることとした。

2.5 コンクリート要素の引張破壊モデル

著者らは、先に実規模 RC 桁の単一載荷時における衝撃応答解析において、コンクリート要素に1個のひび割れが発生する場合に対して、要素長にかかわらずそのひび割れの発生を適切に評価可能にするために、引張破壊エネルギー等価概念を提案している。その詳細は文献 10) に譲ることとし、ここではその概要を簡単に述べる。本論文では、当概念を適用するに当たって、以下のような仮定の下に定式化を行っている。すなわち、

- (1) RC 桁を対象とすることにより、要素内の桁幅方向へのひび割れは一様に発生する；
- (2) 図-4(a) に示すようなコンクリート要素において、図-4(b) のように桁幅 (x) 方向と桁高さ (z) 方向に貫通する1個のひび割れが発生する；
- (3) そのひび割れは、スパン (y) 方向の要素長に関わらずに同一の破壊エネルギーの下に発生する；
- (4) そのエネルギーは要素の引張ひずみエネルギーを用いて評価可能である。

今、各軸方向の要素長 x_0, y_0, z_0 を有する基準要素 (図-4c) において、 zx 面と平行に1個のひび割れが発生する状況を仮定すると、その時の破壊エネルギー G_{f0} は、基準要素の引張強度を f_{t0} 、弾性係数を E_c とすると、次式のように示される。

$$G_{f0} = \frac{f_{t0}^2}{2E_c} x_0 y_0 z_0 \quad (1)$$

一方、 y 方向の要素長が y_i で、 x, z 方向の要素長が基本要素と同じである任意要素 i (図-4d) において、基準要素と同様に、 zx 面と平行に1個のひび割れが発生する場合の引張破壊エネルギー G_{fi} は、換算の引張強度を f_{ti} とすると、式(1)と同様に次式のように示される。

$$G_{fi} = \frac{f_{ti}^2}{2E_c} x_0 y_i z_0 \quad (2)$$

ここで、上述の仮定(3)に基づき、式(1)と式(2)が等価であるとすれば、任意要素 i の換算引張強度 f_{ti} は次式のように決定される。すなわち、

$$f_{ti} = f_{t0} \sqrt{\frac{y_0}{y_i}} \quad (3)$$

これより、スパン方向要素長が y_i である場合には、換算の引張強度を f_{ti} とすることにより、基準要素を

表-1 解析ケースの一覧

解析ケース	軸方向要素長 (mm)	総節点数	総要素数
MS250-N/ G_f	250.0	12,757	11,234
MS125-N/ G_f	125.0	17,035	15,152
MS83-N/ G_f	83.3	21,493	18,914
MSmix-N/ G_f	35.7/250.0	17,581	15,644
MS35	35.7	38,875	34,832

表-2 引張換算強度の一覧

軸方向要素長 (mm)	換算引張強度 (MPa)	
	G_f 考慮	G_f 無視
250.0	1.18	3.12
125.0	1.67	
83.3	2.04	
35.7	3.12	

用いる場合と同様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。

3. 破壊エネルギー等価概念の適用性に関する検討

3.1 解析ケース一覧

本研究では、実規模 RC 桁への繰り返し衝撃荷重載荷に対する挙動解析を対象として、コンクリート要素に対する破壊エネルギー等価概念に基づく粗な要素分割手法の適用性に関する検討を行うために、RC 桁の帯鉄筋間隔を基本に、表-1 のような解析ケースを設定した。表中、記号“MS”に続く数字は、軸方向要素長の概略値 (mm) であり、“mix”は載荷点近傍域 (幅 1,000 mm) は基本モデルと同様に帯鉄筋間隔を7分割 (35.7 mm) とし、他領域は1分割 (250 mm) とする場合である。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概念を適用しない場合 (以後、単に G_f 無視) であり、“ G_f ”は破壊エネルギー等価概念を考慮し換算引張強度を入力する場合 (以後、単に G_f 考慮) である。なお、MS35 は基準モデルの解析ケースである。表より、MS250 と MS35 では、総要素数と総節点数共に3倍以上の差があることが分かる。

表-2 には、各軸方向要素長に対する G_f 考慮の有無における換算引張強度の一覧を示している。表より、MS250/125- G_f の換算引張強度は MS35 に対して、それぞれ 1/2.6, 1/1.9 であることが分かる。図-5 には、参考のために各解析ケースの桁側面における要素分割状況を示している。なお、支点近傍部は、その挙動を適切に評価するために、過去の研究成果に基づいて全て密な要素分割としている。

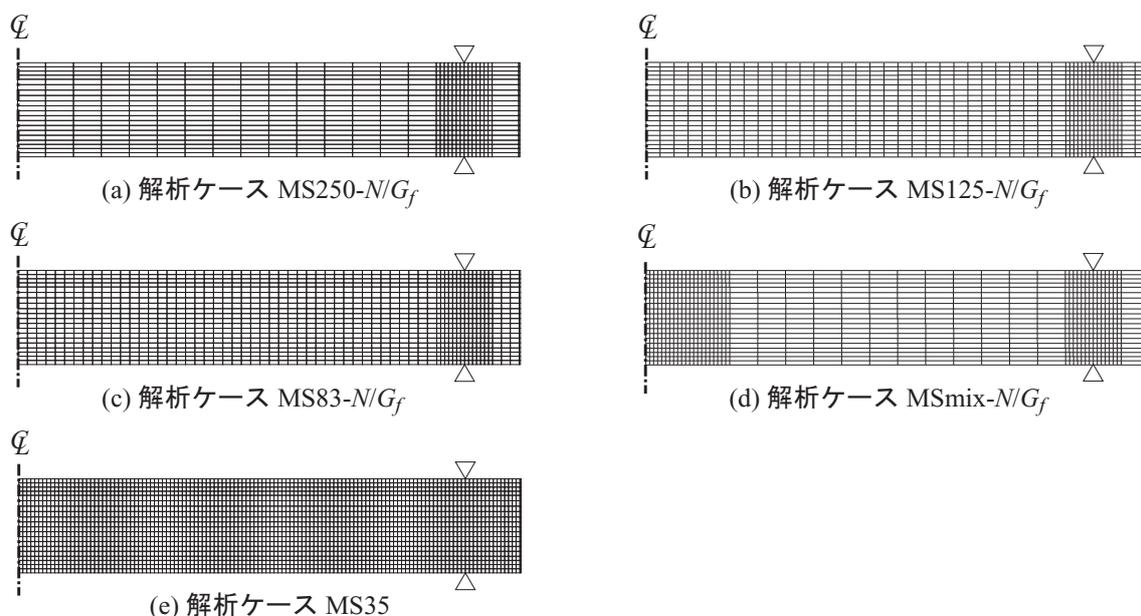


図-5 設定した各解析ケースの要素分割状況

衝撃荷重载荷に関しては、予備解析によって累積残留変位が純スパン長の2%前後に至るように、第1回目を $H = 1$ m落下とし、順次 $H = 2.5, 5.0, 7.5, 10.0$ mと5回の繰り返し载荷を数値解析的に行うこととした。但し、実験は実際に実施していないことより、基準モデル(MS35)に関する数値解析結果を基準に G_f 考慮の妥当性検討を行うこととする。また、本研究では、実規模RC桁に関する繰り返し衝撃荷重载荷時の挙動解析をより効果的に実施するために、桁が曲げ破壊型であることを前提に、コンクリート要素への G_f 考慮の妥当性を検討することを目的としている。これより、桁高さ方向にはひび割れの進展が適切に評価される程度に要素分割を行うこととし、全てのケースに対して基準モデルと等しく設定している。

3.2 衝撃力、支点反力、载荷点変位の時刻歴の比較

図-6、図-7には、 G_f を考慮しない場合と考慮する場合における重錘衝撃力(以下、単に衝撃力)、支点反力の総和(以下、単に支点反力)、载荷点における桁中央部の鉛直方向変位(以下、単に载荷点変位)の時刻歴を比較して示している。ただし、支点反力に関しては、上下方向の反力を考慮するものとし、上向きを正にして整理している。また、载荷点変位は各载荷ステップ毎に累積残留変位を考慮せずに原点補正を行って整理している。

図-6の G_f を考慮しない場合における比較図から、以下のように考察される。すなわち、(a)図の衝撃力の時刻歴に関しては、要素長による荷重継続時間や载荷初期における衝撃荷重の時間当たりの増加勾配への影響は小さく、ほぼ類似した性状を示している。最大衝撃力に着目すると、重錘の落下高さが小さい $H = 1$

mの場合には、要素長にかかわらず同程度の値を示している。しかしながら、落下高さ H の増加と共に要素長が大きい場合には、より大きな値を示す傾向にあることが分かる。また、载荷点近傍における要素が密であるMS35とMSmixの場合には両者類似の値を示している。これより、 G_f を考慮しない場合には、载荷点部における要素長に対応して発生応力も均等化されるため要素剛性も見かけ上大きく評価され、大きな衝撃力が発生するものと推察される。

(b)図の支点反力の時刻歴を見ると、支点反力の継続時間は重錘の落下高さ H の増加に対応して長くなる傾向にあるが、衝撃力の場合と同様に要素長による影響は小さい。また、時刻歴の分布性状に関しても要素長による影響は小さく、ほぼ類似している。最大支点反力に関しては、MS35の値に対して最大2.5 MN程度過大に評価している。

(c)図の载荷点変位に関する時刻歴を見ると、最大応答変位、残留変位、および除荷後の自由振動周期は、载荷点近傍部の要素長の大きさに対応して減少する傾向にあることが分かる。このことは、 G_f を考慮していないことにより、前述のように要素長の大きさに対応して数値解析によって発生する応力もより平均化され、かつ要素長が大きい場合にはひび割れ荷重も大きくなることより、見かけ上剛性が大きく評価されることによるものと考えられる。これらの結果は、粗な要素分割を行う場合においては、設計的に危険側の評価を与えることを示唆している。

一方、図-7の G_f を考慮する場合には、図-6の G_f を考慮しない場合における結果とも比較しつつ考察を行うと、以下のように示される。すなわち、(a)図の衝撃力において、荷重継続時間に関しては、 G_f を考

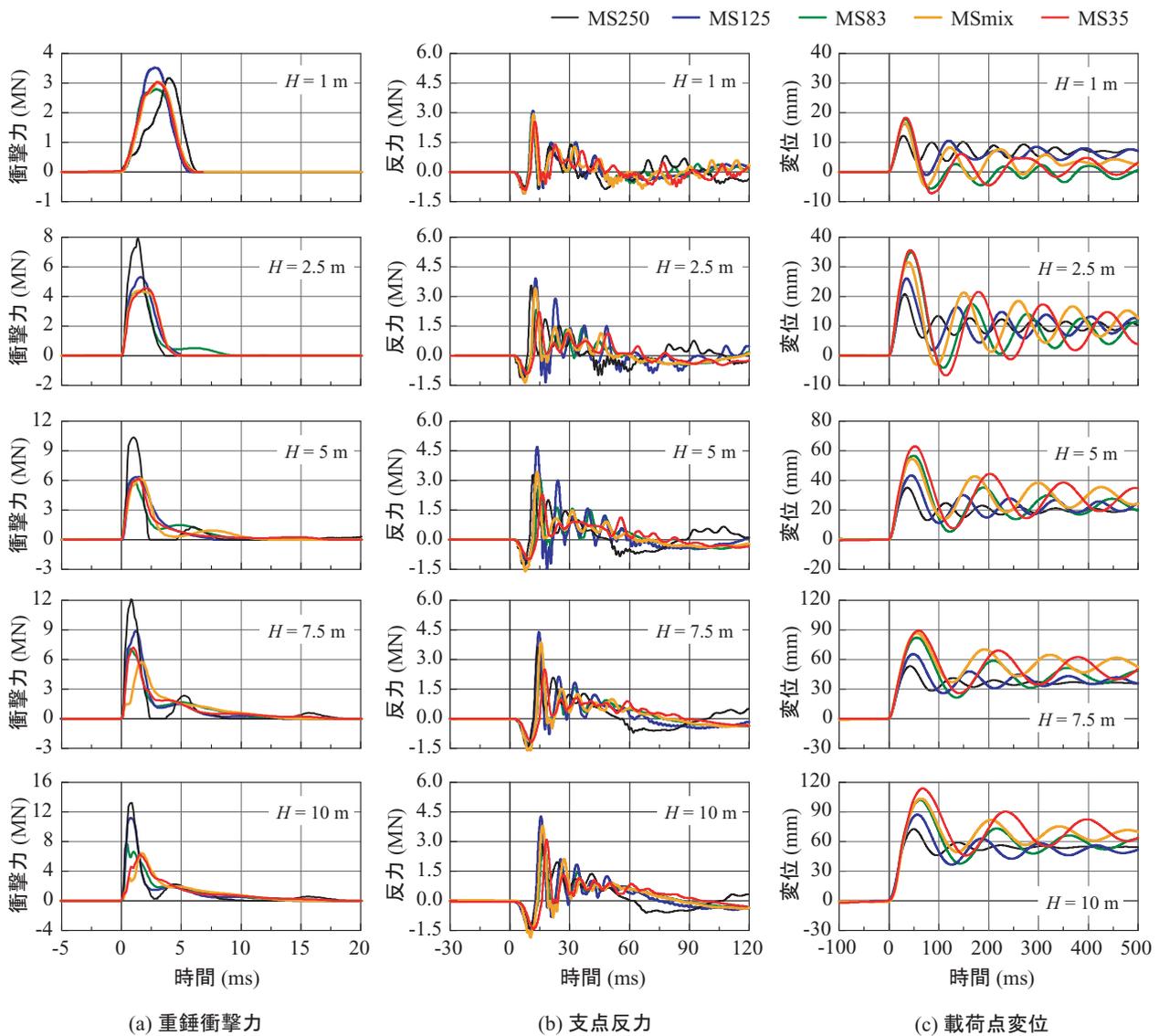


図-6 G_f を考慮しない場合における各応答値の時刻歴に関する比較図

慮しない場合（図-6）と同様に要素長の大きさの影響が小さく類似している。時刻歴分布に関しては、重錘の落下高さが $H \leq 5 \text{ m}$ では要素長の大きさにかかわらずほぼ類似している。 $H \geq 7.5 \text{ m}$ では、特に MS83 と MS250 の場合において、衝撃力は衝撃初期に立ち上がり後一旦増加勾配が低下した後再度増加し最大衝撃力に至っている。従って、最大衝撃力は他の要素長の場合よりも遅れて発生する傾向を示している。その遅れの程度は、落下高さ H が大きいほど大きい。

最大衝撃力に着目すると、载荷点近傍の要素長が小さい MS35, MSmix の場合には、重錘の落下高さが $H \leq 5 \text{ m}$ において、落下高さに対応して増加の傾向を示している。また、 $H \geq 7.5 \text{ m}$ では落下高さにかかわらず類似の傾向を示している。一方、要素長が大きい MS83, MS250 の場合には、 $H = 5 \text{ m}$ で最大値を示し、 $H \geq 7.5 \text{ m}$ では $H = 5 \text{ m}$ の時点よりも小さかつ波形

の時刻歴分布も前述の通り要素長が小さい場合と大きく異なっている。これは、要素長が大きい場合には G_f を考慮しつつも、分散ひび割れの影響によりひび割れ発生後に塑性領域が広がることに対応して、エネルギー吸収量も大きくなることによるものと推察される。最大衝撃力を G_f を考慮しない場合（図-6）と比較すると、要素長が小さい場合には両者で大差は無い。一方、要素長が大きい場合には、最大衝撃力は G_f を考慮することによって著しく減少し、要素長が小さい場合の値に近づいていることが分かる。

(b) 図の支点反力の時刻歴分布を見ると、主波動継続時間、高周波成分の振動性状は、いずれの要素長の場合においても MS35 の結果と類似している。これは、 G_f を考慮したことによるものと判断される。最大支点反力を中心に波形の時刻歴分布を詳細に見ると、重錘の落下高さが $H = 1 \text{ m}$ の場合には入力エネルギー

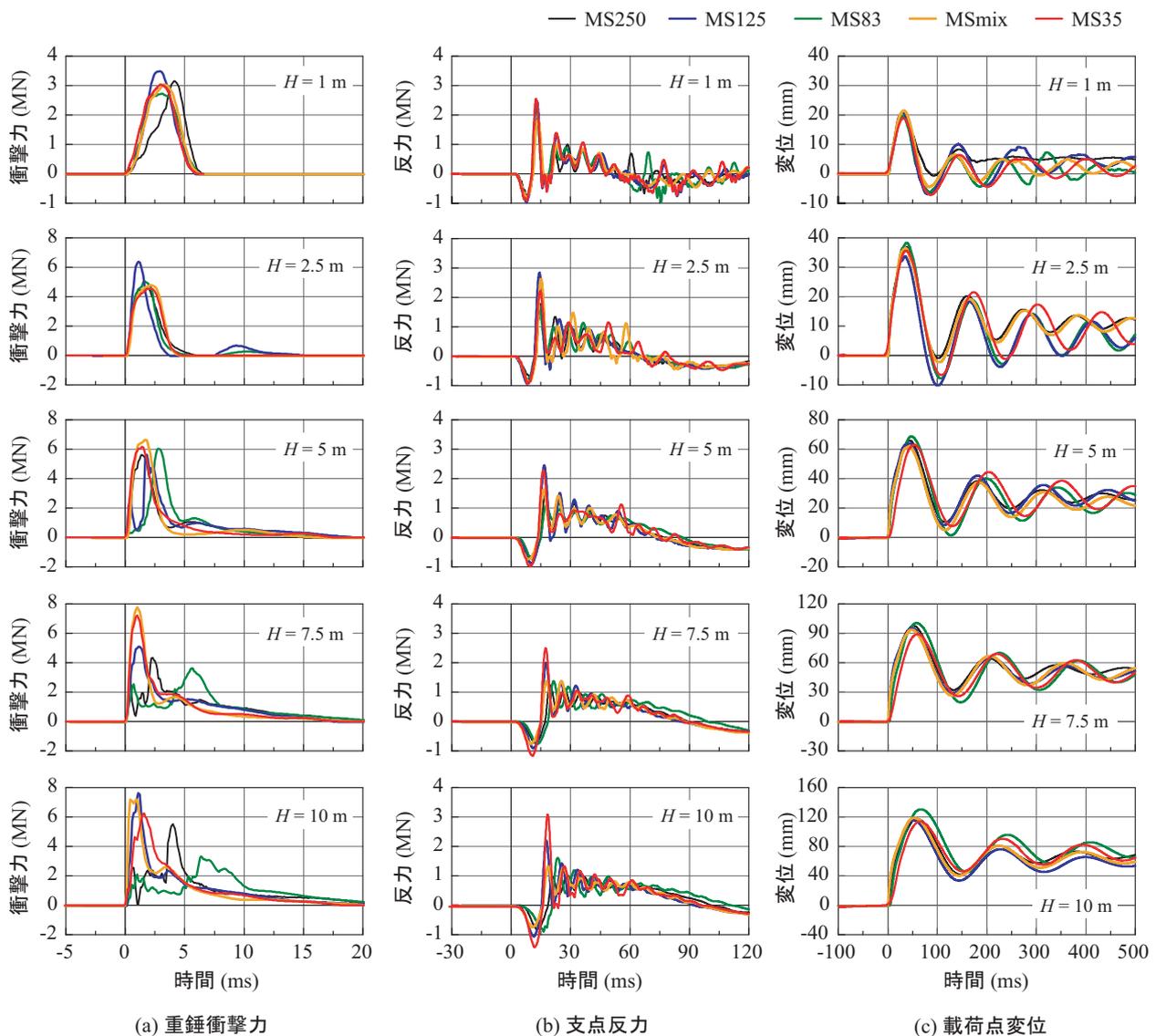


図-7 G_f を考慮する場合における各応答値の時刻歴に関する比較図

ギヤが小さいことにより、弾性的な挙動を示し要素長による差は殆どない。 $H = 2.5, 5 \text{ m}$ における波形形状を見ると、要素長の大きい場合がより大きい支点反力値を示している。これは、 G_f を考慮しつつも要素長が大きい場合には若干なりとも剛性が高く評価される傾向にあるためと推察される。しかしながら、さらに落下高さ H を上げると、最大支点反力は、要素長が大きい場合が小さい場合に比較して減少傾向にあることが分かる。これは、前述のように分散ひび割れの影響により、ひび割れ発生後には要素長が大きい場合の塑性領域がより拡大することを意味しており、対応して支点到伝達されるせん断力も減少する傾向にあるためと推察される。 $H = 10 \text{ m}$ の場合には、MS35 の場合に最も大きい支点反力が励起している。しかしながら、衝撃初期の最大支点反力発生時点以降における主波動の応答性状は、前述の通り G_f を考慮することによって、要素長の大きさにかかわらず類似している。さら

に、 G_f 考慮の有無による差異を調べると、時刻歴分布や継続時間は、MS250 の場合を除き両者で大差のないことが分かる。

(c) 図の载荷点変位に着目すると、最大応答変位は全ての落下高さに対して要素長にかかわらず類似の値を示している。除荷後の自由振動特性は、重錘の落下高さ H が小さい段階ではMS35の結果との整合は取れない。しかしながら、 $H \geq 5 \text{ m}$ の場合には要素長にかかわらず整合する傾向にある。また、残留変位に関しても、後述の結果(図-9)より、落下高さ H にかかわらず類似の傾向を示しており、最大変位、残留変位、除荷後の自由振動性状は G_f 考慮によって適切に評価可能であることが分かる。

3.3 最大応答変位、残留変位、累積残留変位の比較

図-8、図-9、図-10には、要素長を変化させた場合における最大応答変位、残留変位と累積残留変位

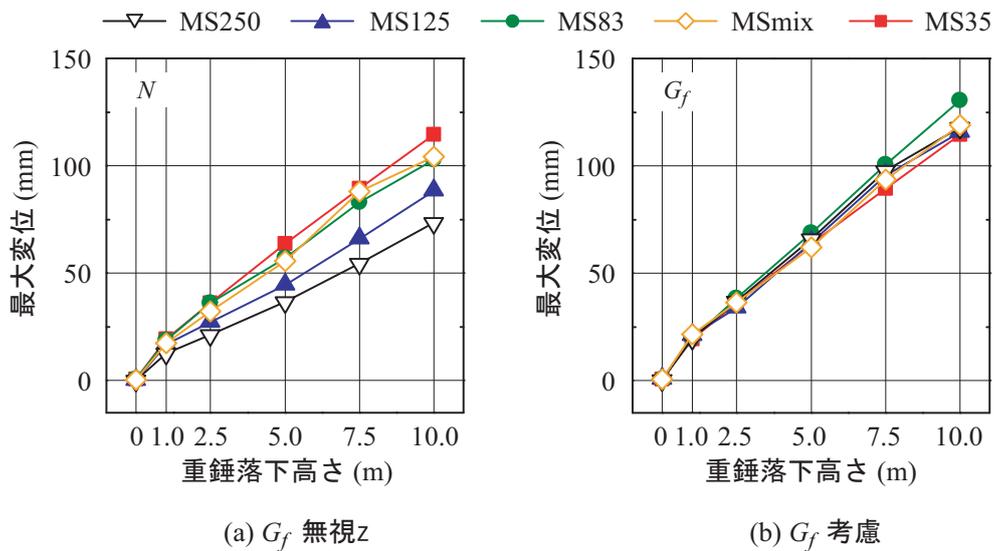


図-8 最大変位に関する比較図

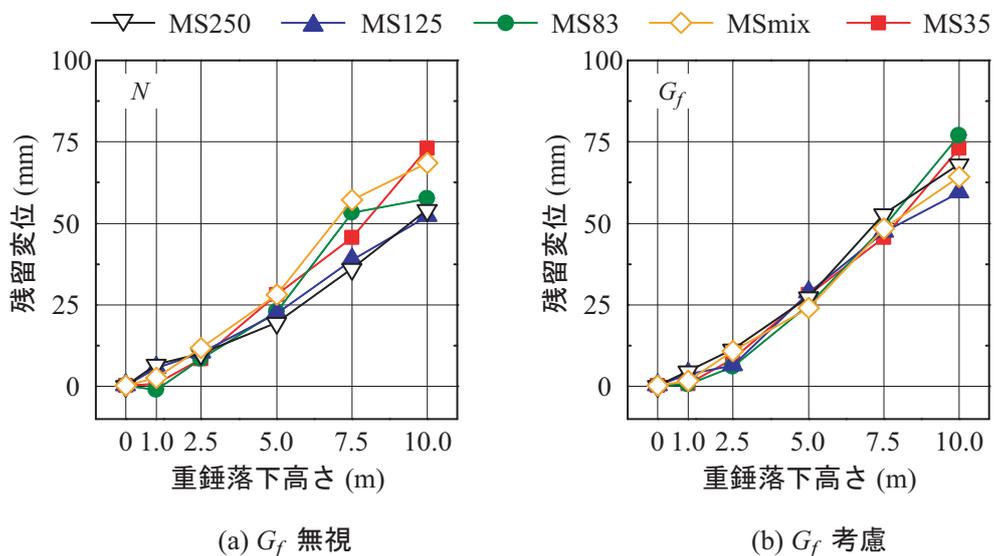


図-9 残留変位に関する比較図

分布について、 G_f 考慮の有無に分けて比較して示している。

図-8の最大応答変位の比較図を見ると、(a)図の G_f を考慮しない場合の結果より、荷点近傍部をMS35と同様に分割したMSmixの場合には、MS35と類似の分布性状を示していることが分かる。しかしながら、他の要素長の場合にはいずれの場合もMS35の値より小さく、かつその差は要素長が大きいほど大きい。たとえば、MS250の場合には、重錘の落下高さが $H = 10\text{ m}$ の場合で40 mm程度過小に評価していることが分かる。

一方、(b)図の G_f を考慮する場合には、MS83の場合に若干過大な評価を与える傾向にあるが、その他の場合にはいずれの場合も要素長にかかわらず類似の値を与えることが分かる。従って、 G_f を考慮する場合

には、いずれの要素長を適用する場合においても工学的に安全側の評価を与えることが分かる。

図-9の各荷時における残留変位分布の比較図を見ると、(a)図の G_f を考慮しない場合の結果より、要素長が大きい場合には小さい場合より残留変位を過小に評価することが分かる。その傾向は、落下高さが大きいほど大きい。また、要素長が大きい場合には、落下高さに対応してほぼ線形に増加する傾向を示している。それに対して、要素長が小さい場合には、放物線状に増加する傾向にある。

(b)図の G_f を考慮する場合の結果を見ると、落下高さ $H = 10\text{ m}$ の場合を除いて、要素長にかかわらず類似の分布性状を示していることが分かる。また、線形な分布性状を示していることより、その積分値として与えられる累積残留変位は、2次放物線的な分布性状

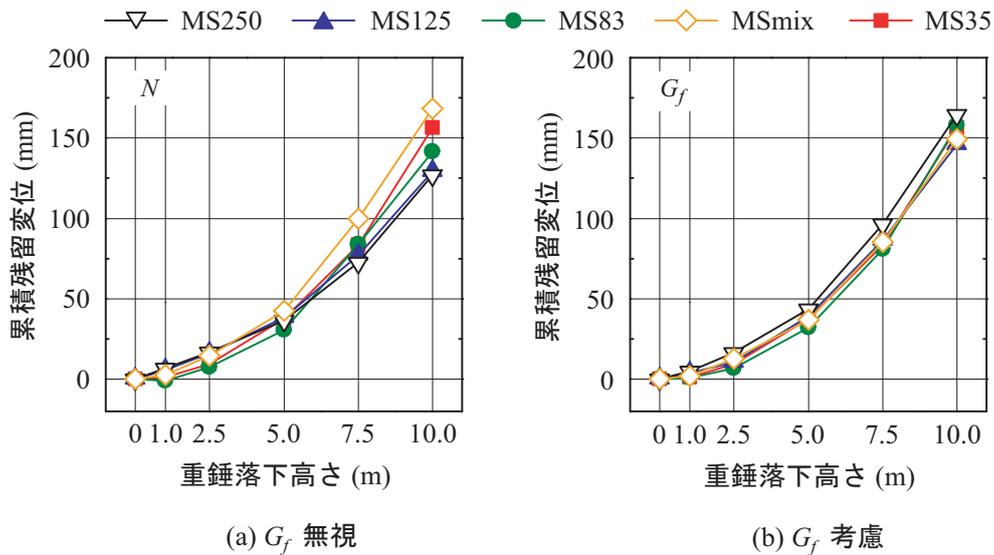


図-10 累積残留変位に関する比較図

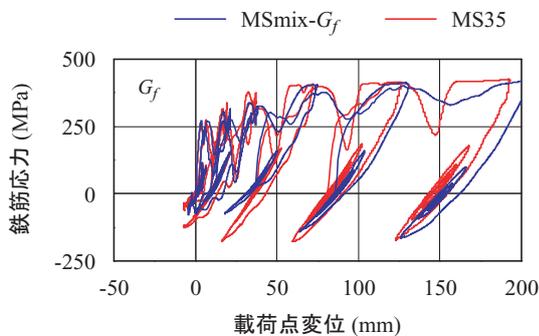


図-11 鉄筋応力-載荷点変位間の履歴曲線

になるものと推察される。

図-10の累積残留変位において、(a)図の G_f を考慮しない場合には、要素長の大きさによる差は小さいものの、MS35の値を基準にすると残留変位を過小に評価する傾向にあることが分かる。その値は、重錘の落下高さ $H = 10\text{ m}$ の場合で、MS250の場合には30 mm程度に達する。

一方、(b)図の G_f を考慮する場合には、前述のように要素長の大きさにかかわらず類似の放物線分布を示していることが分かる。誤差幅は重錘落下高さにかかわらず、ほぼ10 mm程度となっており、いずれの要素長に対しても工学的に十分適用可能であることが分かる。

以上より、累積残留変位が純スパン長の2%程度に至るような落下高さが漸増する繰り返し載荷において、最大変位、残留変位および累積残留変位は、共に G_f を考慮することによって、帯鉄筋間隔(250 mm)の1/1~1/2程度の粗な要素分割に対しても工学的に安全側で評価可能であることが明らかになった。

3.4 主鉄筋応力と載荷点変位の履歴関係

これまでの検討によって、 G_f を考慮することによ

り比較的粗な要素分割に対しても変位の時刻歴分布を含め、最大変位、残留変位、累積残留変位等を工学的に安全側で評価可能であることが明らかになった。ここでは、基準モデルであるMS35と、 G_f を考慮する場合の一例としてMSmixの解析結果を用いて、載荷点部における主鉄筋応力-載荷点変位の履歴関係について検討を行う。

図-11には、載荷点部における主鉄筋応力(以後、単に鉄筋応力)-載荷点変位の履歴関係を示している。図中の載荷点変位には累積残留変位が考慮されている。MS35とMSmixの結果を比較すると、両者の履歴曲線は大略対応していることが分かる。これらの履歴曲線から、次のような事項が明らかになる。すなわち、

- (1) 鉄筋応力は、各載荷時に除荷状態で減衰自由振動の後、残留変位を伴い零応力状態で停止する；
- (2) 鉄筋は $H = 5\text{ m}$ 程度までは弾性体として挙動するが、 $H \geq 7.5\text{ m}$ において塑性化している；
- (3) 変位と鉄筋応力は、第1回目の載荷から最終の載荷時点まで、1対1に対応している；
- (4) 鉄筋応力は疑似静的に考えると桁の曲げ応力として評価できることより、さらに換算の衝撃耐力も評価可能であると推察される；
- (5) 従って、本数値解析を適用することにより、鉄筋応力と載荷点変位あるいは、疑似静的に換算した載荷荷重-載荷点変位の履歴関係を求め、吸収エネルギーを評価することや累積損傷評価の他、静的に換算した残存耐力も評価可能になるものと推察される。

4. 繰り返し載荷時と単一載荷時のRC桁の損傷関係

これまでの検討結果、コンクリート要素に破壊エネ

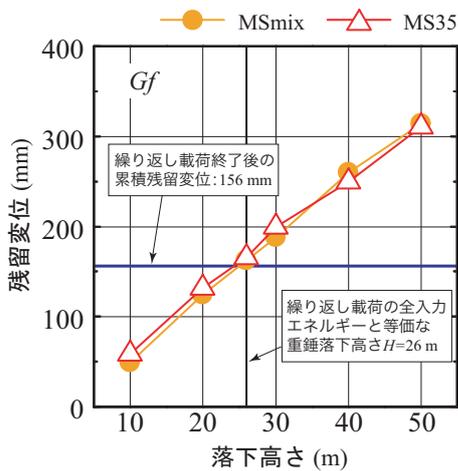


図-12 繰り返し载荷終了時累積残留変位と単一载荷時の残留変位関係

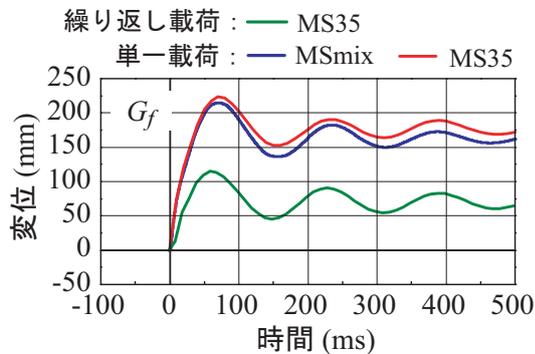


図-13 最終繰り返し载荷時と単一载荷 ($H = 26$ m) の载荷点変位の時刻歴分布

ルギー等価の概念を適用することにより、軸方向に最大帯鉄筋間隔程度の粗な要素分割に対しても、工学的に安全側で数値解析が可能であることが明らかになった。ここでは、この結果を踏まえ、基準モデル (MS35) と G_f を考慮しかつ载荷点近傍部を密に要素分割した MSmix のモデルを用いて、繰り返し载荷終了後と単一载荷時における損傷関係について検討を行う。損傷は残留変位値で評価することとする。具体的には、MS35 を用いた場合の繰り返し载荷終了時の累積残留変位 (156 mm) を基準に、それと等しい残留変位に至る単一载荷時の重錘落下高さを探索するものとする。

図-12 には、繰り返し载荷時の全入力エネルギー (2,000 kg 重錘で 26 m 落下に相当) を基本に、10 ~ 50 m までを増分落下高さ 10 m で単一载荷した場合の残留変位分布を示している。図より、繰り返し载荷時の累積残留変位と、全入力エネルギーが等価な高さから単一载荷する場合の残留変位は大略等しいことが分かる。

図-13 には、MS35 を用いた繰り返し载荷時の $H = 10$ m 落下時と、全入力エネルギーと等価な落下高さ $H = 26$ m からの単一载荷時における载荷点変位の時

刻歴分布を比較して示している。単一载荷に関しては MS35 と MSmix のモデルを用いている。図より、最大変位およびこの時点の残留変位が異なることは勿論であるが、除荷後の自由振動性状は三者でほぼ類似していることが分かる。このことは、全入力エネルギーが等しい場合の繰り返し载荷時と単一载荷時の RC 桁の損傷程度は類似であることを示唆している。

以上より、コンクリート要素に対して提案の G_f の概念を適用することにより、実規模 RC 桁に関する単一载荷時のみならず繰り返し载荷時の耐衝撃性状や、両载荷時における損傷比較等を工学的に安全側で評価可能であることが明らかになった。

5. まとめ

本研究では、耐衝撃用途 RC 構造部材の性能照査型耐衝撃設計法の確立に向けた検討の一環として、実規模 RC 桁の繰り返し衝撃荷重载荷時における挙動解析を効率的に遂行することを目的に、コンクリート要素に対して引張破壊エネルギー等価の概念を適用することの妥当性について、純スパン長が 8 m の実規模 RC 桁を対象とし、2,000 kg 重錘を用いた重錘落下繰り返し衝撃荷重载荷に関する数値実験により検討を行った。

本研究では、過去に実施した実規模 RC 桁を対象とした数値解析に関する精度検討結果を踏まえて、軸方向の基準要素長を帯鉄筋間隔 (250 mm) の 7 分割に相当する長さ (35.7 mm) とした。数値実験では、帯鉄筋間隔を 1 ~ 3 分割する場合や、要素分割を 2 段階に変化させた場合について、コンクリート要素への破壊エネルギー等価概念 (以下、単に G_f) の適用の有無をパラメータに取って検討を行った。検討項目は、重錘衝撃力、支点反力、载荷点変位の時刻歴分布や、残留変位および累積残留変位値である。

本研究の範囲内で得られた結果を整理すると、以下のとおりである。

- 1) 重錘衝撃力や支点反力の時刻歴分布や継続時間に関しては、 G_f の影響は小さい。しかしながら、最大重錘衝撃力や最大支点反力はその影響が大きく、 G_f を考慮することによって基準モデルに対する誤差を小さくすることができる。
- 2) 最大変位は、 G_f を考慮することによって帯鉄筋間隔を 1 要素とする場合においても適切に評価可能である。また、除荷後の自由振動特性は、重錘の落下高さ H が小さくひび割れの発生が少ない段階では、 G_f を考慮する場合においても基準モデルを用いる場合と整合は取れない。しかしながら、ひび割れの発生が明確になるような落下高さの場合には要素長にかかわらず整合する。
- 3) 各重錘落下時の残留変位および累積残留変位は、 G_f を考慮しない場合には要素長の大きさに対応

して過小に評価される。一方、 G_f を考慮する場合には、要素長にかかわらず適切に評価可能である。

- 4) G_f を考慮した有限要素モデルを用いることにより、RC 桁の損傷度の指標として最も有効であると判断される残留変位あるいは累積残留変位を工学的に安全側で評価可能であることが明らかになった。これより、本手法は実規模 RC 桁の繰り返し衝撃荷重載荷時における耐衝撃性評価のための弾塑性有限要素解析法に十分適用可能であるものと判断される。
- 5) これらの結果の下に、繰り返し衝撃荷重載荷後の累積残留変位と単一載荷における残留変位が等しくなる時の重錘の落下高さを同定した。その結果、落下高さは繰り返し載荷時の全入力エネルギーと等価になる高さにほぼ対応することが明らかになった。そのときの除荷後の自由振動性状は最終繰り返し載荷時のそれとほぼ対応し、損傷度が同程度であることが確認できた。

本研究により、 G_f を考慮することによって、実規模の大型 RC 桁に関する単一載荷及び繰り返し載荷時の挙動解析が、効率よく実施可能になった。今後は、実験結果と共に各種パラメータを変化させた数値実験を実施し、合理的な性能照査型耐衝撃設計法の確立に向け検討したいと考えている。

謝辞: 本研究を行うにあたり、室蘭工業大学 大学院博士前期課程 建築社会基盤系専攻 土木工学コース 構造力学研究室の玉木美帆君に多大なるご支援を戴いた。ここに記して謝意を表す。

参考文献

- 1) 構造工学技術シリーズ 52 性能照査設計の概念に基づく構造物の耐衝撃設計法, 土木学会, 2007.
- 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.
- 3) 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, 土木学会, Vol. 53A, pp. 1251-1260, 2007.
- 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 梁の弾塑性衝撃応答

解析, 土木学会論文集, No. 619/I-47, pp. 215-233, 1999.

- 5) 岸 徳光, 今野久志, 三上 浩, 岡田慎哉: 大型 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, 土木学会, Vol. 54A, pp. 1077-1088, 2008.
- 6) 玉井宏樹, 園田佳巨: 繰り返し衝撃荷重を受ける RC 部材の残存性能評価法の実現象への適用, 構造工学論文集, 土木学会, Vol. 55A, pp. 1366-1375, 2009.
- 7) 白根勇二, 岩波光保, 横田 弘, 山田岳史: 繰り返し衝撃荷重を受ける鉄筋コンクリートはりの破壊挙動, コンクリート工学年次論文集, Vol. 29, No. 3, pp. 739-744, 2007.
- 8) 岩波光保, 松林 卓, 横田 弘, 小野寺美昭: 繰り返し衝撃荷重を受ける二辺支持鉄筋コンクリート版の破壊挙動, コンクリート工学年次論文集, Vol. 31, No. 2, pp. 799-804, 2009.
- 9) 岸 徳光, 今野久志, 三上 浩: RC 梁の繰り返し重錘落下衝撃挙動に関する数値シミュレーション, 構造工学論文集, 土木学会, Vol. 55A, pp. 1225-1238, 2007.
- 10) 岸 徳光, A. Q. 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, 土木学会, Vol. 53A, pp. 1227-1237, 2009.
- 11) N. Kishi, T. Ohno, H. Konno and A. Q. Bhatti: Dynamic response analysis for a large-scale RC girder under a falling-weight impact loading, Proceedings of International Conference on Advances in Engineering Structures, Mechanics & Construction, Waterloo, Ontario, May 14-17, pp. 99-109, 2006.
N. Kishi, A.Q. Bhatti, H. Konno and Y. Kurihashi: Impact response analysis of prototype RC girders applying the equivalent fracture energy concept, Proceedings of Interdisciplinary Workshop on Rockfall Protection, Morschach, Switzerland, June 23-25, pp. 40-42, 2008.
- 12) John O. Hallquist : LS-DYNA User's Manual, Livermore Software Technology Corporation, 2006.3.
- 13) 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.
- 14) Chen, W. F.: Plasticity in Reinforced Concrete, McGraw-Hill Book Company, 1982

(2009 年 9 月 24 日受付)