

二層緩衝構造を設置した落石防護擁壁の転倒安定性評価法に関する一検討

An evaluation method for tumbling stability of rockfall retaining-wall with two-layered absorbing system

川瀬良司*, 岸 徳光**, 今野久志***

Ryoji Kawase, Norimitsu Kishi and Hisashi Konno

*博(工)(株)構研エンジニアリング 部長 防災施設部 (〒065-8510 札幌市東区北18条東17丁目)

**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27-1)

***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)

A two-layered absorbing system composed of RC slab for outer layer and EPS (Expanded Poly-Styrol) block for back layer, has been proposed to effectively absorb the impact force occurred due to falling-rocks colliding against rockfall retaining-wall. The design method for the absorbing system has been proposed and its applicability was experimentally confirmed. However, the evaluation method for tumbling stability of the rockfall retaining-wall has not been established yet. In order to establish a design system for a rockfall retaining-wall with the two-layered absorbing system, an evaluation method for tumbling stability of the wall must be established. Here, the method was proposed based on the conservation concept of angular momentum. An applicability of the method was confirmed comparing with experimental and analytical results for prototype walls.

Key Words : impact, rockfall retaining-wall, two-layered absorbing system, tumbling stability

キーワード： 衝撃，落石防護擁壁，二層緩衝構造，転倒安定

1. はじめに

我が国の山岳道路沿いには、小規模の落石等に対する道路防災対策の一つとして落石防護擁壁(以後、擁壁)が設置されている。現在、擁壁は落石対策便覧¹⁾に基づき、擁壁を弾性地盤に支持された剛体と仮定し、落石の衝突によって擁壁に伝達される運動エネルギーと基礎地盤の弾性応答による変形エネルギーが等価となる水平変位および回転が許容されるものとして設計されている。したがって、通常無筋コンクリート製(以下、C製)の重力式擁壁が用いられている。しかしながら、落石対策便覧に規定されている設計手法の場合には、基礎地盤の弾性係数と極限支持力に線形関係が成立していないため、その弾性係数に対する極限支持力の増加割合が低く見積もられることから、基礎地盤の弾性係数が大きい場合ほど転倒安定性が劣る結果となり、実現象に対応していないことが指摘されている。また、現実には小規模落石によるひび割れやコンクリート片の剥離、剥落が度々発生している。

著者らは、擁壁の耐衝撃性向上の一環としてC製擁壁の重錘衝突実験や数値解析を実施している²⁾。その結果、損傷形態は実現象に対応しており、比較的衝突エネルギーの小さい段階から、1) 曲げひび割れや壁厚

方向のせん断ひび割れが発生すること、2) 上端近傍への衝突の場合にはブロック化したコンクリートが剥離する場合もあること、等を検証している。また、これらC製擁壁の耐衝撃性を向上させるために、鉄筋コンクリート製(以下、RC製)とする場合に関しても実規模実験や数値解析を実施し、その耐荷性状を把握している³⁾。その結果、上述のC製擁壁と同様の曲げやせん断ひび割れが発生するものの、異形鉄筋の補強効果によって大幅に耐衝撃性を向上可能であることを明らかにしている。さらに、転倒安定性に着目して実規模実験結果に基づいた合理的な設計手法を提案し、実験結果や数値解析結果と比較することにより、その妥当性の検討も行っている⁴⁾。

一方、擁壁に伝達される衝撃力を緩和しかつ分散させる目的で、擁壁の落石衝突面に二層緩衝構造を設置する手法を提案し、その緩衝性能および応力分散性能に関する検討も行っている⁵⁾。提案の二層緩衝構造は、表層材がRC版、裏層材が発泡スチロール(以下、EPS)材から構成されるものである。図-1に二層緩衝構造の概略図を示している。本構造は二種類の異なる力学特性を有する材料を組み合わせで積層化したものである。この構造の緩衝性能や荷重分散効果に関しては、著者らが行った実規模C製擁壁を対象とした重

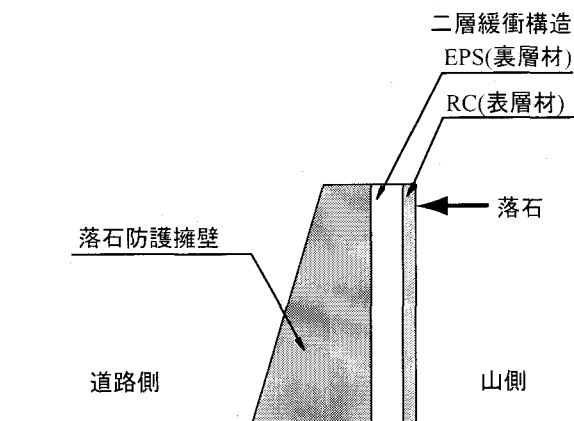


図-1 二層緩衝構造の概略図

錘衝突実験および数値シミュレーションによって既に確認している^{6),7)}。これまでに得られた知見を整理すると、1) 二層緩衝構造を設置することによって、エネルギー的にそれぞれC製、RC製の6倍、3倍以上の緩衝効果が期待できる。2) 最大重錘衝撃力は、C製、RC製の場合に比較して、それぞれ1/4、1/3以下に緩和可能となる。3) 擁壁高さが2mの場合で本研究と同条件での重錘衝突実験において、緩衝構造を設置しないC製擁壁の場合は、16kJ程度の衝撃エネルギーで重錘衝突位置近傍のコンクリートがひび割れ貫通し終局を迎えているのに対し、表層RC版厚10cm、裏層EPS材厚を25cmの二層緩衝構造を設置することにより、121kJ程度の衝撃エネルギーまで擁壁本体に損傷が発生せず、衝撃に対して十分な安全性を確保できることを明らかにしている。さらに、二層緩衝構造や擁壁本体構造の設計において重要となる最大伝達衝撃力を評価するための算定式の定式化を試み⁸⁾、二層緩衝構造の実務レベルでの設計手法を提案している。しかしながら、この種の緩衝構造を設置した落石防護擁壁を実務に供するためには、緩衝構造や擁壁本体の断面設計のみならず、構造全体の転倒安定性に関する検討を行わなければならない。

このような観点から、本論文では、二層緩衝構造を設置した落石防護擁壁の合理的な耐衝撃設計法の確立を目的として、これらの構造の転倒安定性評価法に関する検討を行っている。本研究では、先に発表したC製およびRC製擁壁に関する考え方⁴⁾を踏襲して重心浮上量算定式を定式化し、その適用性を実規模重錘衝突実験結果⁷⁾や3次元弾塑性衝撃応答解析結果と比較することにより検討を行っている。本研究で対象とした擁壁は、実構造として主に建設されている高さ2mの形式であり、二層緩衝構造は表層材RC版厚が10～15cm、裏層EPS材厚が25～50cmの規模のものである。なお、3次元弾塑性衝撃応答解析には、非線形衝撃応答解析用汎用コードLS-DYNA(Ver.960)⁹⁾を用いている。



写真-1 実験風景

2. 実規模重錘衝突実験の概要

2.1 実験方法

擁壁は、一般的に良質な支持層に根入れされていることから、本実験では擁壁の転倒および損傷に着目することとし、コンクリート基礎にストッパーを設けて水平移動を拘束した。このことから、擁壁の回転運動は基部前面を中心に行うこととなる。実験に使用した重錘は、質量2,000kg、直径1.0mの円柱状であり、衝突部が半径80cmの球面状となっている鋼製重錘である。衝撃荷重は、門型フレームに吊り下げられた重錘をトラッククレーンで所定の高さまで吊り上げ、着脱装置による振り子運動によって作用させることとした。重錘衝突位置は、設計上で規定されている最も厳しい高さである $0.9H$ としている。写真-1には実験風景を示している。

実験における測定項目は、鋼製重錘に埋設されているひずみゲージ型加速度計(容量1,000G、応答周波数特性DC～7kHz)による重錘加速度波形、擁壁表面に凹凸が生じないように埋設された衝撃応力測定用ロードセル(受圧径32mm、容量9.8MPa、応答周波数DC～1kHz)による伝達衝撃応力波形およびレーザ式変位計(容量200mm、応答周波数DC～915Hz)による擁壁各点の変位波形である。これらの波形は、広帯域用アナログデータレコーダに一括収録し、A/D変換の後、各物理量に変換している。

2.2 実験ケース

試験体は、実規模の擁壁を用いて実施することとした。そのために、擁壁の形状寸法は、実構造で多用されている標準断面¹⁰⁾を参考に、擁壁高さを $H=2m$ 、天端および基部の壁厚をそれぞれ0.4m、1.0mとし、擁壁延長を落石対策便覧で規定している1ブロックの長さと同様に、擁壁高さの4倍である8.0mとしている。また、二層緩衝構造は、表層材に10～15cm厚のRC版、裏層に25～50cm厚のEPS材を用いる場合を基本構成とし、緩衝構造の大きさを $4m \times 2m$ とし

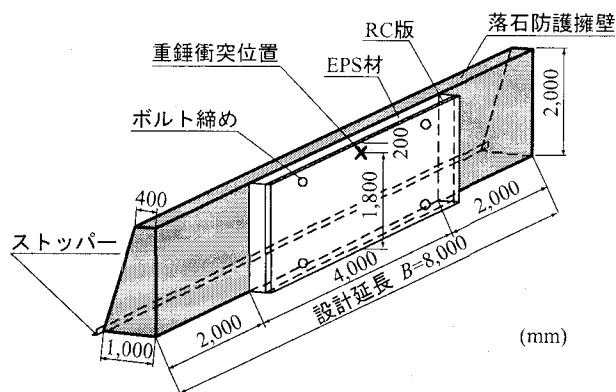


図-2 実規模重錘衝撃実験のC製擁壁模型

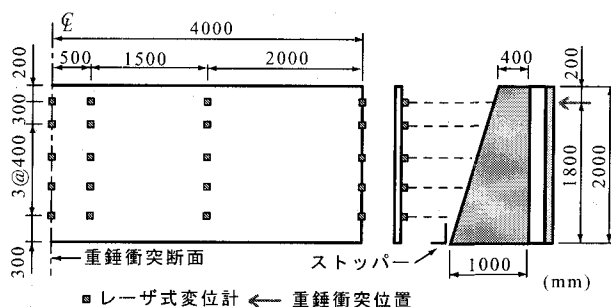


図-3 試験体形状およびレーザ変位計配置

表-1 実験ケース一覧

実験ケース	EPS 厚 (cm)	RC 版厚 (cm)	重錘衝突速度 (m/s)
E25-R10-V1	25	10	1
E25-R10-V3			3
E25-R10-V5			5
E25-R10-V7			7
E25-R10-V9			9
E25-R10-V11			11
E50-R15-V1	50	15	1
E50-R15-V3			3
E50-R15-V5			5
E50-R15-V7			7
E50-R15-V9			9
E50-R15-V11			11

て実験を行っている。RC版の鉄筋量は、直交方向の鉄筋比を1.0%とした単鉄筋としている。図-2には、本研究において基本としている二層緩衝構造を設定した実規模実験のためのC製擁壁模型を示している。また、図-3、図-4には、それぞれ試験体形状およびレーザ式変位計配置状況、衝撃応力測定用ロードセルの配置図を示している。

実験ケースは、表-1に示す12ケースである。表中、実験ケース名は、裏層EPS材厚(cm)、表層RC版厚(cm)、重錘衝突速度(m/s)をそれぞれE, R, Vの略記

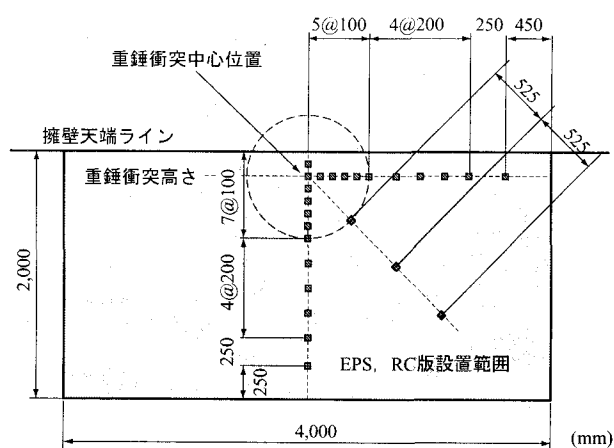


図-4 衝撃応力測定用ロードセルの配置図

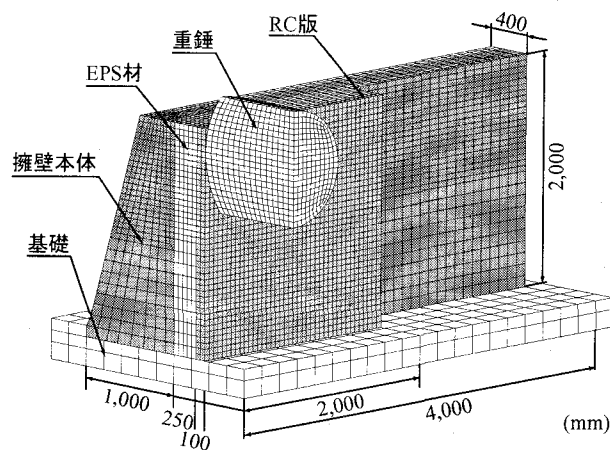


図-5 要素分割図 (E25-R10-V7)

号の後に明記し、これらをハイフンで結んで表している。なお、各実験ケースにおいて、二層緩衝構造を構成する各部材(EPS材、RC版)は常に未使用材を用いることとした。しかしながら、擁壁本体はいずれの実験においても損傷が確認されないことより、同一の試験体を用いることとした。

3. 解析仮定

3.1 解析モデル

本研究の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.960)⁹⁾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数値解析することが可能な衝撃応答解析用汎用コードである。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の安定条件を満足するようにコード内で決定されている。

数値解析は、表-1に示す実験ケースにおけるE25-

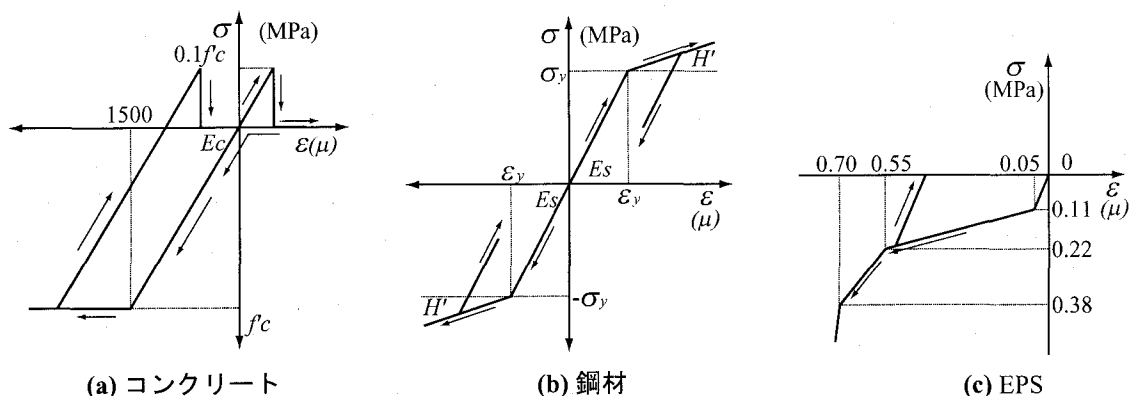


図-6 各材料の応力-ひずみモデル

表-2 数値解析に用いた物性値一覧

(a) コンクリート

材料物性	弾性係数 E_c (GPa)	ポアソン比 ν_c	圧縮強度 f'_c (MPa)
擁壁本体	14.9	0.20	22.3
RC 版	16.7	0.20	25.0
基礎	24.0	0.20	-

(b) 鋼材

材料物性	弾性係数 E_s (GPa)	ポアソン比 ν_s	降伏強度 σ_y (MPa)
鉄筋	206	0.30	450
重錘	206	0.30	-

(c) EPS

材料物性	弾性係数 E_e (GPa)	ポアソン比 ν_e
EPS	2.2×10^{-3}	0.00

R10-V7, E50-R15-V9 の 2 体の試験体を対象に実施した。解析モデルは、構造物の対称性を考慮して 1/2 モデルとし、コンクリート基礎に段差を設けて水平移動を拘束した。図-5 には要素分割の一例として、試験体 E25-R10-V9 の要素分割図を示している。本数値解析に用いた要素は、基本的には 8 節点の 3 次元固体要素でモデル化しているが、表層材 RC 版の鉄筋、二層緩衝構造固定ボルトは、梁要素でモデル化している。要素積分点は梁要素では 4 点積分、3 次元固体要素に関しては解析精度を考慮し EPS の要素には 8 点積分を用い、その他は 1 点積分としている。また、重錘と RC 版間、RC 版と EPS 材間、EPS 材と擁壁本体間およびそれらとコンクリート基礎間には浮き上がりやリバウンドを評価するために重力を考慮し、かつそれらの要素間には面と面の接触・剥離を伴う滑りを考慮した接触面⁹⁾を定義している。なお、全数値解析時間は 300 ms である。

3.2 物性モデル

表-2 には、解析に用いた各材料の力学的特性を示している。コンクリート基礎および重錘に関しては、実験終了後に塑性変形やひび割れが発生していないことを確認していることより、計算時間の短縮を考慮し弾性体と仮定している。また、各材料の構成則に関しては、簡易なモデルを用いることとし、LS-DYNA に予め組み込まれている材料物性モデル⁹⁾を採用することとした。図-6 には本数値解析に用いた各材料の応力-ひずみモデルを示している。

(a) 図には擁壁本体や RC 版のコンクリート要素部に用いた応力-ひずみ関係を示している。このモデルは、要素の負圧力(応力として評価する場合には三方向の直応力成分の平均値で、この値が引張応力を意味する)がカットオフ値に達した段階でいずれの方向へも引張応力が伝達しないように定義されている。圧縮側に対しては材料試験に基づき 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ている。本研究では降伏応力として圧縮強度 f'_c を、引張側の破壊圧力(カットオフ値)として降伏応力の 1/10 を仮定している。

(b) 図には異形鉄筋要素に用いた応力-ひずみ関係を示している。ここで採用したモデルは、降伏後の硬化係数 H' を考慮した等方弾塑性体モデルである。本研究では、既往の研究成果¹¹⁾に基づき $H' = E_s / 100$ と仮定している。コンクリートおよび異形鉄筋に関する降伏の判定条件は、von Mises の降伏条件に従うこととしている。

(c) 図には EPS 材の要素に用いた応力-ひずみ関係を示している。ここでは等方クラッシュブルモデルを適用し、静的な材料試験より得られた特性値である 5 %ひずみ時の弾性限界応力を 0.11 MPa、55 %ひずみ時の応力を 0.22 MPa、70 %ひずみ時の応力を 0.38 MPa とするトリリニア型にモデル化している。なお、除荷時には載荷時の初期弾性係数である 2.2 MPa を定義し

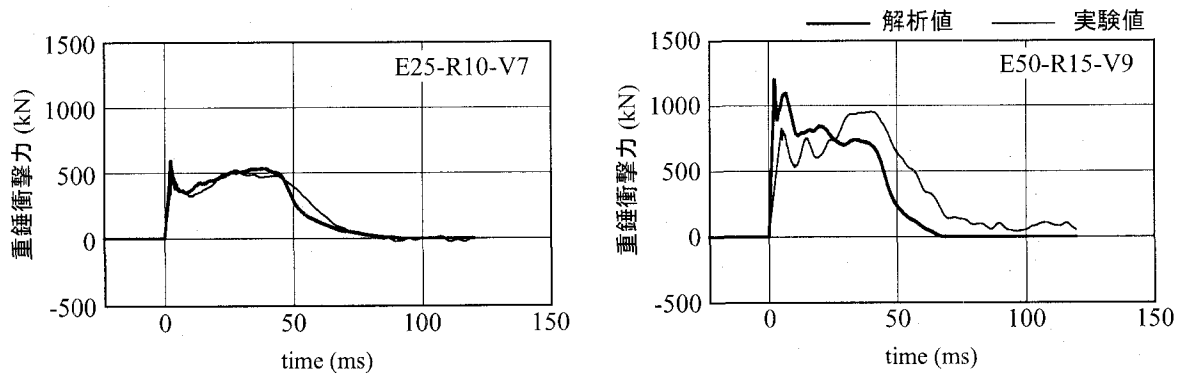


図-7 重錘衝撃力波形

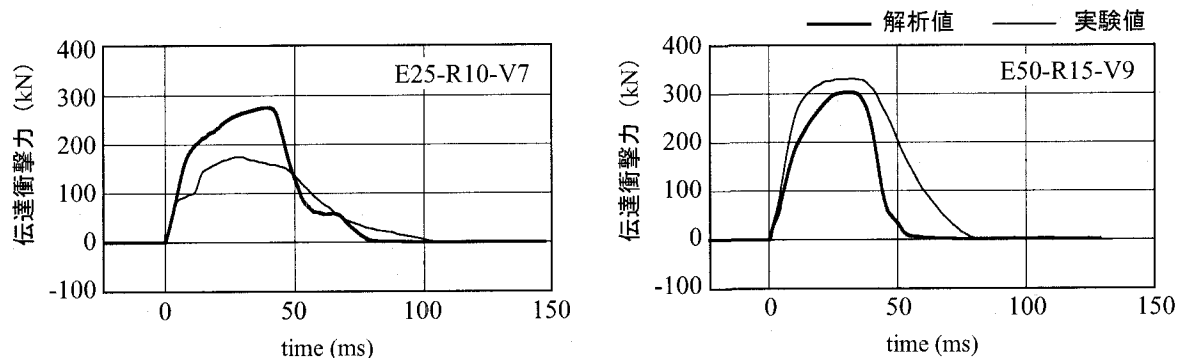


図-8 伝達衝撃力波形

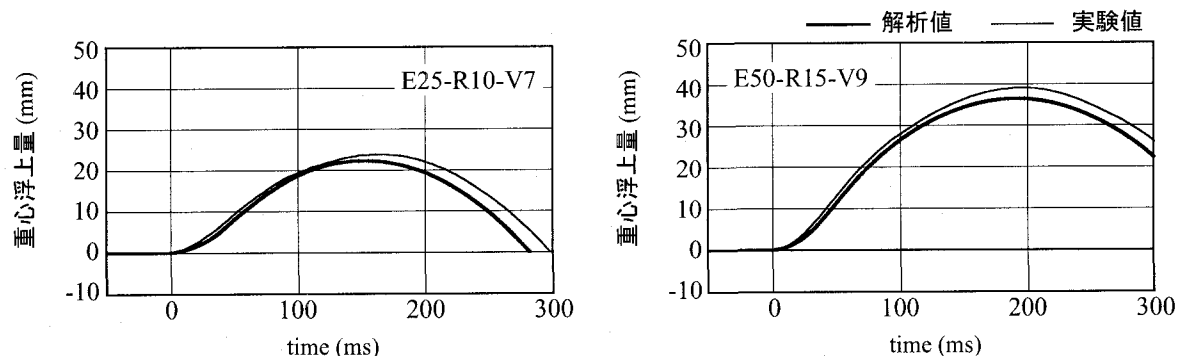


図-9 重心浮上量波形

ている。また、引張側はカットオフ値を零応力として弾塑性状態を仮定している。

なお、コンクリートおよび鉄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。

4. 実験結果および解析結果

図-7, 8, 9 には、E25-R10-V7 および E50-R15-V9 における解析結果の各応答波形を実験結果と比較して示している。

図-7 には、重錘衝撃力波形を示している。解析結果および実験結果ともに重錘衝撃力波形は衝突初期の高周波成分を除去するために 2.5 ms の矩形移動平均を施し、重錘加速度に重錘質量を乗じて評価している。

なお、波形は重錘衝突時点を 0 ms として整理している。図より衝突初期に最大応答値を示し 10～20 ms 程度の高周波成分が励起しており、その後単純な波形性状を示している。前者の波形は、重錘が表層 RC 版に衝突する時に発生したものであり、後者の波形は RC 版の損傷によるエネルギー吸収とともに EPS 材の塑性変形に伴う緩衝効果によって発生したものと考えられる。衝突初期の最大重錘衝撃力について実験値と解析値を比較すると、僅かに解析値が大きな値を示している。これは、数値解析では RC 版の損傷を精度よく再現できないことより、結果的に実験結果より剛性が大きく評価されることによるものと考えられる。しかしながら、解析結果は衝突初期における高周波成分の発生を適切に評価できないものの、それらを包括するよ

うな類似の波形分布性状を示していることが分かる。

図-8には、伝達衝撃力波形を示している。伝達衝撃力波形は、裏層 EPS 材と接している擁壁本体表面に作用する伝達衝撃力分布範囲の衝撃応力を時間毎に集積して得られたものである。RC 版の剛性が低い E25-R10-V7 に関する解析結果は、実験結果と比較して最大応答値に多少差があるが、実験結果と同様な台形状の波形性状を示していることが分かる。また、最大伝達衝撃力は全継続時間を T とすると、ほぼ $T/2$ 時点で発生している。

図-9には、擁壁本体の重心浮上量の波形を示している。実験結果の重心浮上量の波形は、擁壁本体の運動を剛体回転運動と仮定し、擁壁前面の各点の変位波形から回転角度を求め算定している。重心浮上量の波形性状は、正弦半波波形を呈しており、擁壁基部前面を中心とした回転運動を示している。解析結果と実験結果を比較すると、波形性状は両者同様な傾向を示していることが分かる。このことから、簡易な構成則を用いた 3 次元弾塑性衝撃応答解析により擁壁の重心浮上量も大略算定可能であることが分かる。

5. 転倒安定性評価に関する基本的な考え方

ここでは、重錘衝突時の擁壁の転倒および損傷に着目していることから、擁壁の水平移動は制御している。したがって、落石が衝突することにより、擁壁は擁壁基部前面を回転中心（後述の図-16における O 点）とする回転運動を起こし、擁壁重心位置が回転中心より前面に移動した場合に転倒するものとした。これより、転倒安定性は、回転による擁壁の重心浮上量を用いて評価検討するものとする。

重心浮上量算定式の定式化の流れは次のとおりである。1) 擁壁本体に作用する伝達衝撃力を算定する。2) 伝達衝撃力による力積を簡易に評価するため、伝達衝撃力波形を、振幅が最大伝達衝撃力とする矩形波に換算し、その時の力積が等価となる換算荷重継続時間を決定する。3) 力積モーメントを算定して、力積モーメントと角運動量が等価であるとの仮定から、初角速度を算定する。4) エネルギー保存の法則に基づき、擁壁重心浮上量を算定する。

6. 転倒安定性の検討

6.1 伝達衝撃力算定式の誘導に関する基本的な考え方

二層緩衝構造は、主に表層 RC 版で落石等による衝撃力を分散させ、裏層 EPS 材で衝撃エネルギーを吸収する構造となっている。裏層 EPS 材は、50 % ひずみ程度までの塑性応力が 0.2 MPa 程度であることより、大きな緩衝効果が期待できる。したがって、表層 RC 版は、衝撃力による多少の塑性変形は許容するも

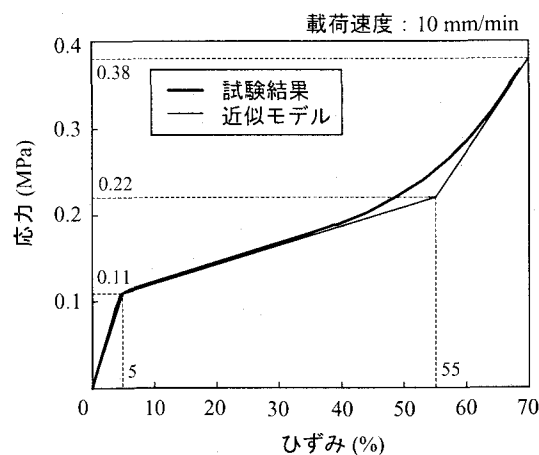


図-10 EPS 材の応力-ひずみ関係

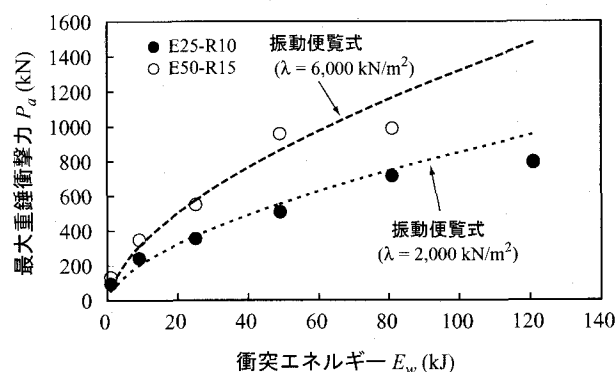
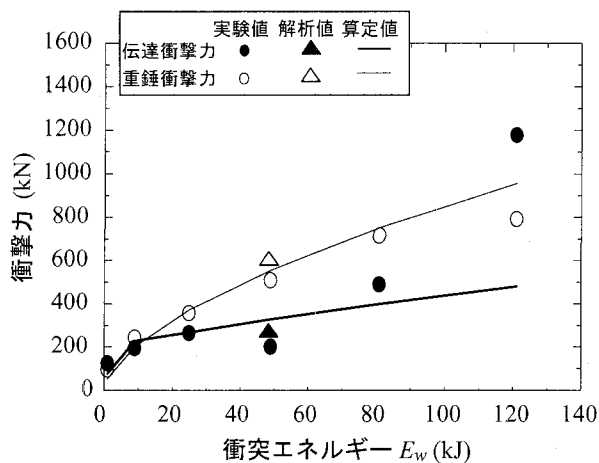


図-11 最大重錘衝撃力と衝突エネルギーの関係

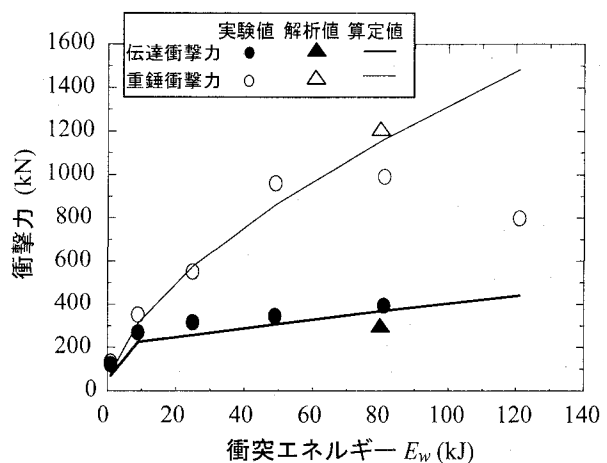
の、落石が貫通することなく、衝撃力を広く分散させて EPS 材に伝達させる性能を保持していなければならない。伝達衝撃力算定に用いた EPS 材の応力-ひずみ関係は、載荷速度 10 mm/min における静荷重試験結果を多折線に近似することとした。図-10に EPS 材の応力-ひずみ関係を示す。

著者らは、二層緩衝構造の裏層 EPS 材から擁壁に伝達される衝撃力の算定式を定式化するために、表層 RC 版の機能維持のための版厚の確保を前提として、佐藤らが定式化した三層緩衝構造に関する最大伝達衝撃力算定式¹²⁾誘導法の考え方にに基づき検討を行った⁸⁾。すなわち、実験結果より落石が RC 版に衝突することによって発生する衝撃力波形を推定し、衝突後はその力積によって RC 版が運動するものと簡略化している。これにより、裏層 EPS 材への入力エネルギーは、落石の衝突力積と RC 版の運動量を等価とすることにより、算定可能となる。また、伝達衝撃力はこの入力エネルギーが全て EPS 材の塑性変形により吸収されるものと仮定することにより算定可能となる。

具体的な伝達衝撃力算定の流れを示すと、1) 落石が RC 版に作用する最大重錘衝撃力評価のために、Hertz の接触理論に基づく振動便覧式¹³⁾の適用を試み、適切な振動便覧式におけるラーメの定数を決定する。2) 表



(a) E25-R10



(b) E50-R15

図-12 衝撃力と衝突エネルギーの関係

層 RC 版に作用する重錘衝撃力の力積は、図-7 に示す重錘衝撃力波形から表層 RC 版に衝突する時の波形成分のみを考え、載荷時間 12 ms の正弦半波波形と仮定し算定する⁸⁾。3) 算定された力積と RC 版の運動量が等価であると仮定し、RC 版が得る衝撃エネルギーを算定する。4) この衝撃エネルギーが全て裏層 EPS 材の塑性変形によって吸収され擁壁本体に伝達されるものと仮定し、その時の裏層 EPS 材の弾塑性応力を算定する。これが伝達衝撃力となる。5) 伝達衝撃力は、裏層 EPS 材の伝達衝撃力を積分することにより求めることができる。伝達衝撃力が分布する領域は、実験結果から $A = 2.0 \text{ m}^2$ と設定するものとする。

6.2 衝撃力算定式の誘導

まず、最大重錘衝撃力を算定評価するために、Hertz の接触理論に基づく振動便覧式¹³⁾ の適用を試みる。振動便覧式は式 (1) のように示される。

$$P_a = 2.108 \lambda^{2/5} H^{3/5} W^{2/3} \quad (1)$$

ここで、 P_a : 最大重錘衝撃力 (kN)、 λ : 裏層 EPS 材の剛性特性を考慮した RC 版の見かけのラーメの定数 (kN/m^2)、 H : 落石の換算落下高さ (m)、 W : 落石等の重量 (kN) である。図-11 には、実験結果の最大重錘衝撃力分布と振動便覧式による結果を比較して示している。図より、表層 RC 版に作用する最大重錘衝撃力は、RC 版厚が 10 cm、15 cm に対して RC 版の見かけ上のラーメの定数を $\lambda = 2,000 \text{ kN/m}^2$ 、 $\lambda = 6,000 \text{ kN/m}^2$ と仮定することにより、実験結果と大略類似の値となることが分かる。

次に、RC 版が得る衝撃エネルギー E_w は、表層 RC 版厚を h_c として次式で与えられる。

$$E_w = \frac{2 \times 9.8 \times 0.012^2}{49 \pi^2 h_c} P_a^2 \quad (2)$$

最終的に、伝達衝撃力 P_t は、裏層 EPS 材厚を h_e と

して次式のように決定される⁸⁾。

$$P_t = \begin{cases} \sqrt{8800 \frac{E_w}{h_e}} \text{ (kN)} & 0 < \varepsilon < 0.05 \\ 220 \sqrt{\left(0.9 + \frac{E_w}{55 h_e}\right)} \text{ (kN)} & 0.05 < \varepsilon < 0.55 \end{cases} \quad (3)$$

図-12 には、衝撃力と衝突エネルギー E_w に関する実験結果と算定式による結果を比較して示している。(a) 図は、E25-R10 の場合、(b) 図は、E50-R15 の場合である。図は、縦軸に衝撃力 (重錘衝撃力 P_a および伝達衝撃力 P_t) を、横軸に衝突エネルギー E_w を取って整理している。なお、重錘衝突エネルギーは、 $E_w = M_w V^2 / 2$ より求めている。ここに、 M_w は重錘質量 (kg)、 V は重錘の衝突速度 (m/s) である。図中、重錘衝撃力 P_a は細実線で、伝達衝撃力 P_t は太実線で示している。また、実験値や解析値の重錘衝撃力を○、△印で、伝達衝撃力を●、▲印で示している。

(a) 図および (b) 図とも、伝達衝撃力 P_t の算定式から得られる分布性状は、衝突エネルギー E_w に対して、ほぼバイリニア型の直線で示されることが分かる。また、伝達衝撃力 P_t に関する算定値と重錘衝撃力 P_a のそれを比較すると、衝突エネルギー E_w が小さい領域 ($E_w < 9 \text{ kJ}$) において、伝達衝撃力 P_t と重錘衝撃力 P_a は同程度の値を示しているが、その後衝突エネルギー E_w の増大とともに両者の差は大きくなっていることがわかる。このことから、衝突エネルギーが $E_w = 9 \text{ kJ}$ までは、裏層 EPS 材ひずみが小さく弾性範囲内にあり、それ以上の衝突エネルギー E_w に対しては、裏層 EPS 材が塑性域に入るため大きな緩衝効果が期待できるものと判断される。

(a) 図より伝達衝撃力 P_t に関する実験値や解析値と算定値を比較すると、衝突エネルギーが $E_w = 81 \text{ kJ}$ で、実験値が算定値よりも僅かに大きな値を示している

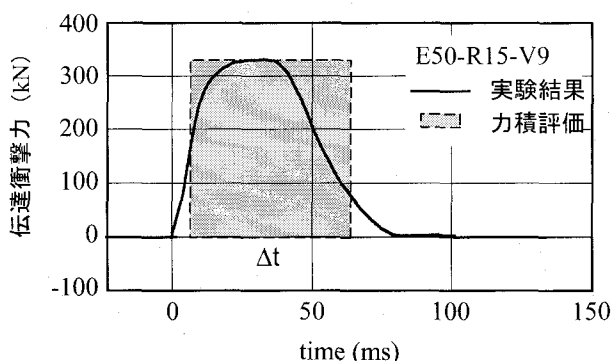


図-13 換算荷重継続時間 Δt

が、 $E_w < 81$ kJ では、両者同程度の値を示している。衝突エネルギー $E_w = 121$ kJ の場合の伝達衝撃力 P_t に関する算定値は、実験結果の 1/2.5 程度を示している。これは、表層 RC 版や裏層 EPS 材の厚さが衝撃力に対して十分な厚さを確保していないことから、EPS 材の 55 % を超える大ひずみが発生し、大きな伝達衝撃力 P_t が生じたものと考えられる。

(b) 図より、衝突エネルギー $E_w = 121$ kJ の伝達衝撃力 P_t の算定値が 440 kN 程度であり、重錘衝撃力 P_a を約 1/3 以下まで減少させていることがわかる。

(a) 図の E25-R10 と (b) 図の E50-R15 試験体における重錘衝撃力 P_a と伝達衝撃力 P_t を比較すると、表層 RC 版を厚くすることにより、重錘衝撃力 P_a の算定値が 55 % 程度増加するが、伝達衝撃力 P_t は RC 版が薄い場合よりも小さな値を示している。これは、裏層 EPS 材厚を 2 倍に厚くしたことで効率的にエネルギーが吸収されていることを意味している。

以上より、E25-R10 および E50-R15 の二層緩衝構造の伝達衝撃力 P_t は、RC 版の損傷が顕著にならない範囲内において、実験値と算定値が良く対応していることから、本研究で提案の伝達衝撃力算定式は妥当であるものと判断される。

6.3 換算荷重継続時間 Δt の評価

ここでは、伝達衝撃力の力積を求めるため、振幅が最大伝達衝撃力 P_t である矩形波に換算評価を試みる。そのため、矩形波とした場合の換算荷重継続時間 Δt を推定する。図-13 には、図-8 に示した E50-R15-V9 における伝達衝撃力波形を例に換算荷重継続時間 Δt の模式図を示す。

図-14 には、重錘の衝突速度を 1 m/s から 2 m/s ごとに増加させ実験の最終衝突速度である 11 m/s までの式 (3) で得られた伝達衝撃力を計算伝達衝撃力として横軸に取り、各衝突速度に対応した実験や解析で得られた力積を縦軸に示している。図中、実験値および解析値をそれぞれ E25-R10 の場合は●、○印で、E50-R15 場合は▲、△印で示している。ここで、力積 F_t を計算

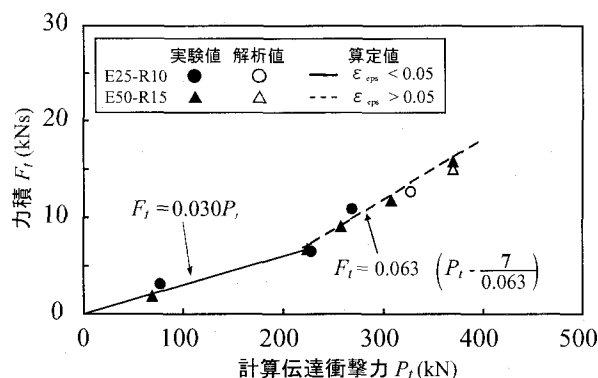


図-14 実験結果の力積と計算伝達衝撃力の関係

伝達衝撃力から成る矩形波にモデル化して換算荷重継続時間 Δt を回帰直線から求めると、裏層 EPS 材のひずみ値が弾性域 ($0 < \varepsilon < 0.05$) の場合には $\Delta t = 30$ ms、塑性域 ($0.05 < \varepsilon < 0.55$) の場合には $\Delta t = 63$ ms となる。提案する算定式に採用する換算荷重継続時間 Δt は、数値を丸めて、裏層 EPS 材が弾性域の場合に対しては $\Delta t = 30$ ms、塑性域の場合に対しては $\Delta t = 60$ ms と決定した。

6.4 力積モーメントの算定

二層緩衝構造を用いた C 製落石防護擁壁に関して、C 製、RC 製の落石防護擁壁と同様に、並進運動が拘束されていることより、回転運動のみが発生することとなる。したがって、擁壁の回転初角速度 ω を算定するためには、重錘衝突時の伝達衝撃力 P_t による力積モーメント M_t を算定しなければならない。

いま、図-15 に示すように、回転中心を O 点、擁壁の底面から伝達衝撃力 P_t の作用中点までの高さ L と仮定すると、力積モーメント M_t は

$$M_t = L \int P_t dt \quad (4)$$

ここで、式 (1) の積分項は、伝達衝撃力による力積である。いま、

$$F_t = \int P_t dt \quad (5)$$

とすると、

$$M_t = L F_t \quad (6)$$

ここで、伝達衝撃力波形が、計算伝達衝撃力 P_t を有し換算継続時間が Δt である矩形波にモデル化できるものと仮定すると、力積 F_t は、

$$F_t = P_t \Delta t \quad (7)$$

と求まる。

6.5 回転初角速度および重心浮上量の算定

衝撃力 P の載荷により、擁壁が O 点を中心に回転を始めるものとする。回転初角速度 ω は次式より求め

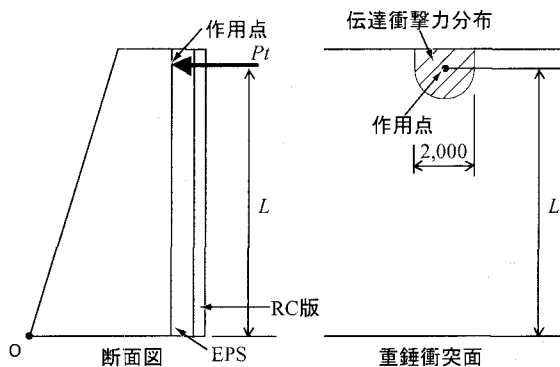


図-15 载荷条件

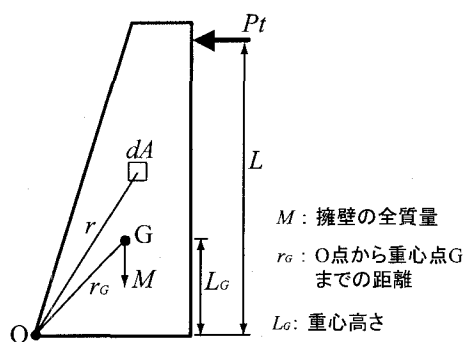


図-16 擁壁回転運動の模式図

ることができる。すなわち、擁壁の単位体積重量を ρ 、擁壁の設計延長を B とし、図-16 に示すように回転中心 O 点から任意の微小要素 dA までの距離を r とすると、擁壁の角運動量 H_O は、

$$H_O = \rho B \int_A r^2 dA \omega \quad (8)$$

として示される。ここで、 O 点に関する擁壁の慣性モーメント I_O は、

$$I_O = \rho B \int_A r^2 dA \quad (9)$$

であることより、式(8)は、

$$H_O = I_O \omega \quad (10)$$

として示される。ここで、力積モーメント M_t と角運動量 H_O が等価であることより、初角速度 ω は、

$$\omega = \frac{M_t}{I_O} = \frac{L}{I_O} F_t \quad (11)$$

として求めることができる。なお、 O 点に関する慣性モーメント I_O は、図-16 より、

$$I_O = I_G + M r_G^2 \quad (12)$$

となる。ここで I_G は重心点の回転慣性モーメント、 M は擁壁の質量、 r_G は重心点から O 点までの距離であ

る。いま、運動エネルギーが保存されるものと仮定すると、並進運動を伴わないことより、擁壁の回転量あるいは重心点の浮上量 h_G は、回転エネルギーと位置エネルギーが等価の関係より、以下のように算定される。

$$\frac{1}{2} I_O \omega^2 = M g h_G \quad (13)$$

式(12)に式(10)を代入し整理すると、重心浮上量 h_G は次式のように示される。

$$h_G = \frac{I_O}{2Mg} \cdot \frac{L^2 F_t^2}{I_O^2} = \frac{L^2 F_t^2}{2Mg I_O} \quad (14)$$

式(13)を用いることにより、落石衝突時の擁壁重心位置の重心点浮上量が算定可能となる。したがって、回転安定の条件は、以下のように示される。

$$h_G < r_G - L_G \quad (15)$$

ただし、質量 M および重心点から回転中心点までの距離 r_G は、設計的に安全側で評価するものとし、緩衝構造は考慮せず擁壁本体のみとする。

6.6 重心浮上量に関する算定値と実験結果の比較

ここでは、重心浮上量 h_G に関する算定値と実験値との比較を行い、提案の算定式に関する妥当性を検証する。図-17 には、横軸に衝突エネルギー E_w を、縦軸に重心浮上量 h_G を示し、実験値や解析値と算定値を比較して示している。ここでは、算定値が擁壁の剛体回転運動を前提としていることから、図-9 と同様にレーザ変位計で得られた擁壁各断面での最大変位から傾斜角度を求めて平均した値を基に、擁壁重心位置の浮上量を求めている。図中、実験値および解析値をそれぞれ E25-R10 の場合は●、○印で、E50-R15 場合は▲、△印で示している。また、算定値を E25-R10 の場合は実線で、E50-R15 場合は破線で示している。

その結果、図より衝突エネルギーが $E_w = 81 \text{ kJ}$ までは、E25-R10 と E50-R15 の両ケースとも実験値や解析値と算定値が比較的良く対応しているのが分かる。しかしながら、衝突エネルギーが $E_w = 121 \text{ kJ}$ の場合には、両ケースとも実験値の重心浮上量が算定値に比べて小さな値を示しており、E50-R15 は E25-R10 に比べ 7 割程度値となっている。これは、表層 RC 版の損傷が大きいことにより衝突エネルギーが擁壁の運動エネルギーとして全て伝達されなかったことによること、E50-R15 の裏層 EPS 材厚が E25-R10 の 2 倍であることから、EPS 材の擁壁側ひずみ量が RC 版側ひずみ量よりも小さくなることにより、伝達衝撃応力も計算假定よりも低減することによるものと推察される。また、本擁壁形状における限界重心浮上量は $h_G = 206 \text{ mm}$ であり、転倒安定性に関しては十分な安全余裕度を保持していることが分かる。

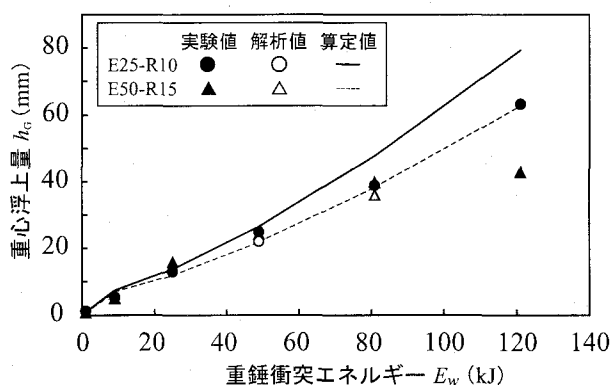


図-17 衝突エネルギーと重心浮上量

このことから、二層緩衝構造を設置したC製落石防護擁壁の重心浮上量に関する提案の算定式は、表層RC版が落石により貫通することなく機能保持し、裏層EPS材のひずみが55%と以下となるように伝達衝撃力算定時の必要厚さが確保されている条件下では、工学的に妥当であるものと判断される。

7. まとめ

本研究では、二層緩衝構造を設置した落石防護擁壁の耐衝撃設計法の確立を目的として、転倒安定性に着目し、二層緩衝構造の伝達衝撃力を用いて、C製およびRC製擁壁で提案した重心浮上量に関する算定式の適用性について検討を行った。提案した算定式の適用性に関する検討は、実規模重錘衝突実験結果や3次元弾塑性衝撃応答解析結果と算定式で得られた結果と比較することにより、検討を行った。なお、本研究では、現場で最もよく建設されかつ実規模実験においても採用されている、高さ2mの擁壁を用い、緩衝構造に関しても、表層材RC版の厚さが10～15cm、裏層EPS材の厚さが25～50cmである場合を対象として検討を行った。本研究で得られた結果を要約すると、以下の通りである。

- (1) 擁壁や緩衝構造の材料であるコンクリート・鋼材およびEPS材に簡易な応力-ひずみモデルを適用した3次元弾塑性衝撃応答解析により、擁壁の重心浮上量が略算定可能である。
- (2) 擁壁に作用する落石による衝撃力の力積は、最大伝達衝撃力を用いた矩形波にモデル化が可能である。
- (3) 擁壁が剛体回転運動を行うものと仮定すると、二層緩衝構造を設置したC製落石防護擁壁の重心浮上量に関する提案の算定式は、表層材RC版の機能保持と裏層EPS材の伝達衝撃力算定時の必要厚さを確保することを前提に、工学的に十分適用可能である。

謝辞：本論文をまとめるに当たり、室蘭工業大学大学院の佐藤 由幸氏を始め構造力学講座の諸氏に多大なる協力を頂いた。ここに記して謝意を表する。

参考文献

- 1) (社)日本道路協会：平成12年度版落石対策便覧，2000.6
- 2) 岸 徳光，佐藤 昌志，今野 久志，池田 憲二：落石防護擁壁の重錘衝突実験と数値解析的検討，構造工学論文集，Vol.45A，pp.1677-1688，1999.3
- 3) 川瀬 良司，岸 徳光，今野 久志，松岡 健一：RC製落石防護擁壁の耐衝撃性向上効果，コンクリート工学年次論文集，Vol.23，No.3，pp.1357-1362，2001.7
- 4) 川瀬 良司，岸 徳光，今野 久志，岡田 慎哉：C製およびRC製落石防護擁壁の耐衝撃設計法の構築に関する一検討，コンクリート工学年次論文集，Vol.25，No.2，pp.1129-1134，2003.7
- 5) 岸 徳光，川瀬 良司，池田 憲二，松岡 健一：二層緩衝構造の緩衝特性に関する重錘落下実験と数値解析的検討，構造工学論文集，Vol.47A，pp.1621-1632，2001.3
- 6) 岸 徳光，川瀬 良司，今野 久志，岡田 慎哉：二層緩衝構造を用いた落石防護擁壁の重錘衝突実験と数値解析的検討，構造工学論文集，Vol.48A，pp.1567-1578，2002.3
- 7) 川瀬 良司，岸 徳光，今野 久志，岡田 慎哉：2層緩衝構造を設置した落石防護擁壁の耐衝撃向上効果，コンクリート工学年次論文集，Vol.24，No.2，pp.973-978，2002.7
- 8) 岸 徳光，川瀬 良司，今野 久志，岡田 慎哉：落石防護擁壁用途二層緩衝構造の伝達衝撃力算定式の定式化，構造工学論文集，Vol.49A，pp.1289-1298，2002.3
- 9) John O.Hallquist：LS-DYNA User's Manual, Livermore Software Technology Corporation, 2000.6.
- 10) 全日本建設協会：土木構造物標準設計第2巻擁壁類，建設省監修，1987
- 11) 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
- 12) 佐藤 昌志，岸 徳光，松岡 健一：三層緩衝構造の伝達衝撃力算定式の定式化，構造工学論文集，Vol.42A，pp.1337-1346，1996.3
- 13) 土木学会：土木技術者のための振動便覧，第2版（昭和60年），pp.514-520

(2003年9月12日受付)