

# 支柱根入れ深さおよび擁壁かぶり厚さを変化させた場合における高曲げ剛性を有する落石防護柵支柱に関する数値解析的検討

Numerical study on impact resistance behavior of steel post having higher flexural stiffness in case of varying anchoring depth of post and top width of retaining wall

林茂樹<sup>†</sup>, 小室雅人<sup>\*</sup>, 岸徳光<sup>\*\*</sup>, 瓦井智貴<sup>\*\*\*</sup>, 高田柊<sup>\*\*\*\*</sup>

Shigeki Hayashi, Masato Komuro, Norimitsu Kishi, Tomoki Kawarai, Shu Takada

<sup>†</sup>博(工), 勇建設(株) (〒060-0006 札幌市中央区北 6 条西 14 丁目 4)

<sup>\*</sup>博(工), 室蘭工業大学教授, 大学院工学研究科 もの創造系領域 (〒050-8585 室蘭市水元町 27-1)

<sup>\*\*</sup>工博, 室蘭工業大学特任教授, 大学院工学研究科 もの創造系領域 (〒050-8585 室蘭市水元町 27-1)

<sup>\*\*\*</sup>博(工), 室蘭工業大学助教, 大学院工学研究科 もの創造系領域 (〒050-8585 室蘭市水元町 27-1)

<sup>\*\*\*\*</sup>室蘭工業大学, 大学院工学研究科 博士前期課程 (〒050-8585 室蘭市水元町 27-1)

In this paper, 3D elasto-plastic impact response analysis on H-section steel posts of H200 × 200 × 8 × 12 used for a 4 m high rockfall protection fence placed on the 3 m high plain concrete retaining wall was conducted varying the anchoring depth of the post and the top width of the wall. The results obtained from this study are as follows: 1) even though the required anchoring depth of the post for normally constructed wall is estimated as 800 mm, the depth may be decreased up to 600 mm due to increasing width of the wall by 700 mm; and 2) then the required anchoring depth may be decreased and damage of the wall may be more restrained due to increasing the top width of the wall.

*Key Words: rockfall protection fence, top width of wall, anchoring depth, elasto-plastic impact response analysis*

キーワード：落石防護柵，擁壁の天端幅，根入れ深さ，弾塑性衝撃応答解析

## 1. はじめに

我が国では、落石などから人命や交通網を守るために、山岳部や海岸線などの急崖斜面に沿った道路沿いには多様な落石対策工が設置されている。落石対策工としては通常、落石径や落石エネルギーが大きく評価される場合には、ロックシェッドあるいはポケット式落石防護網などが適用される。一方、落石径や落石エネルギーが小さくかつ落石の跳ね上がりも小さく評価される場合には、通常落石防護擁壁(以下、擁壁)と共に、従来型落石防護柵(以下、落石防護柵)が多く設置されている。落石防護柵は、比較的安価で入手しやすい H 形鋼支柱、多段のワイヤロープ、ひし形金網及び間隔保持材等から構成されており、道路沿いに直接設置される場合のほか、写真-1 に示しているように無筋コンクリート製の落石防護擁壁の天端に設置される場合が多い。

落石防護柵が防護擁壁天端に設置される場合には、擁壁が無筋コンクリート構造であることにより、支柱の定着方法が課題となる。現状では、落石対策便覧<sup>1)</sup>(以下、便覧)に規定されている設計法に準拠して支柱の根入れ深さを決定し、箱抜きして埋設設置されている。その設計法の考え方は、落石衝突による動的挙



写真-1 擁壁天端に設置される従来型落石防護柵の例

<sup>†</sup> 連絡著者 / Corresponding author

E-mail: shi-hayashi@isami-con.co.jp



写真-2 擁壁支柱基部近傍における損傷例<sup>2)</sup>

動特性は考慮せずに、静力学に基づいている。しかしながら、写真-2に示されているように、落石衝突によって擁壁の支柱埋設部がブロック化して剥落する事案も報告<sup>2)</sup>されていることから、支柱の根入れ深さに関する現行設計法の妥当性を検証するとともに、衝撃荷重載荷時の動的挙動特性を考慮した合理的な設計法を確立することは、極めて重要であるものと判断される。

このような背景から、著者らの研究グループでは、屋内での小型実験<sup>3)~5)</sup>を実施するとともに、実規模落石防護擁壁上に設置した落石防護柵支柱を対象に、静荷重載荷<sup>6)</sup>や衝撃荷重載荷<sup>7)~9)</sup>に関する数多くの屋外実規模実験を実施してきた。

その結果、1)支柱の根入れ深さが十分に確保されている場合には、衝撃力平坦域の最大振幅はほぼ静的な全塑性荷重に対応し、基部圧縮側フランジには局部座屈が発生するものの、擁壁天端の損傷は軽微であること、2)一方で、支柱の根入れ深さが不足している場合には、擁壁は支柱が局部座屈に至る前に著しい押抜きせん断破壊に至ること、3)また、その押抜きせん断破壊面は、載荷側フランジ端部から形成されること、等が明らかになっている。ここで、支柱の根入れ深さが十分確保されている場合とは、擁壁に著しい損傷が発生せず、道路空間の安全性を確保できる場合を想定している。

これらの実規模実験結果には、防護柵高さを2mとし、支柱にはH200×100×5.5×8断面のH形鋼が用いられている。しかしながら、柵高さが4m程度の場合には、通常防護擁壁の高さも高くかつ支柱にも曲げ剛性の大きいH200×200×8×12断面のH形鋼が用いられている。このような場合における支柱の根入れ深さに関しては、現行設計要領に基づいた条件下(擁壁天端幅：600mm、支柱根入れ深さ：1,000mm)における妥当性を数値解析的に検討している<sup>10)</sup>。その結果、入力エネルギーが大きく曲げが卓越する場合や曲げと共にせん断が連成する場合においても、支柱の定着は力学的に十分確保されていることが明らかになっている。しかしながら、必要根入れ深さや擁壁の天端幅を変化させた場合などに関しては、設計法の妥当性

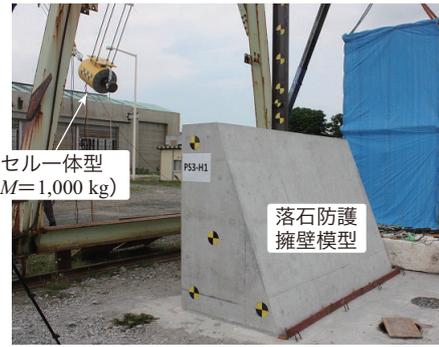


写真-3 実規模衝撃荷重載荷実験の状況<sup>9)</sup>

を含め十分に検討が行われていないのが現状である。

このような観点から、本研究では、高さが3mの擁壁天端に高さが4mの防護柵を設置する場合を想定して、支柱にはH200×200×8×12断面のH形鋼を用い、支柱の根入れ深さおよび擁壁天端幅を変化させた場合を想定して、衝撃荷重載荷時における擁壁および防護柵支柱に関する耐衝撃性状について数値解析的に検討を行うこととした。具体的には、擁壁天端幅に関しては、設計要領に基づく場合と設計要領よりも広く設定した場合の2種類、衝撃荷重載荷位置は、便覧で規定している曲げが卓越する場合に加え、曲げと共にせん断が連成する場合を想定した2種類について検討を行った。

なお、数値解析は、構造解析用汎用コードLS-DYNA<sup>11)</sup>(ver. R11)を用い、実規模実験結果との比較に基づいて著者らによって妥当性が検証されている三次元弾塑性衝撃応答解析手法<sup>12)~14)</sup>に即して行うこととした。

## 2. 数値解析概要

### 2.1 落石防護擁壁および支柱の概要

図-1には、本研究で対象とした落石防護擁壁および支柱の形状寸法を示している。ここでは、北海道開発局道路設計要領<sup>15)</sup>(以下、設計要領)を参考に、コンクリート擁壁は、高さ3m、幅3m、道路側の勾配を1:0.4とした。天端幅は設計要領<sup>15)</sup>に準ずる600mmおよび100mm増幅させた700mmの2種類とした。支柱には、柵高4m以上の場合において実防護柵の中間支柱として通常使用されている<sup>15)</sup>、H200×200×8×12断面のH形鋼を用いた。予備解析では、同支柱を用いる場合の必要根入れ深さは、曲げが卓越する場合が曲げとせん断が連成する場合に比較して危険側に判断されることが確認されている。これより、本研究では、曲げが卓越する場合における根入れ深さを800mmから400mmまで100mm毎に変化させ、曲げとせん断が連成する場合に関しては600mmと500mmの場合について検討を行うこととし



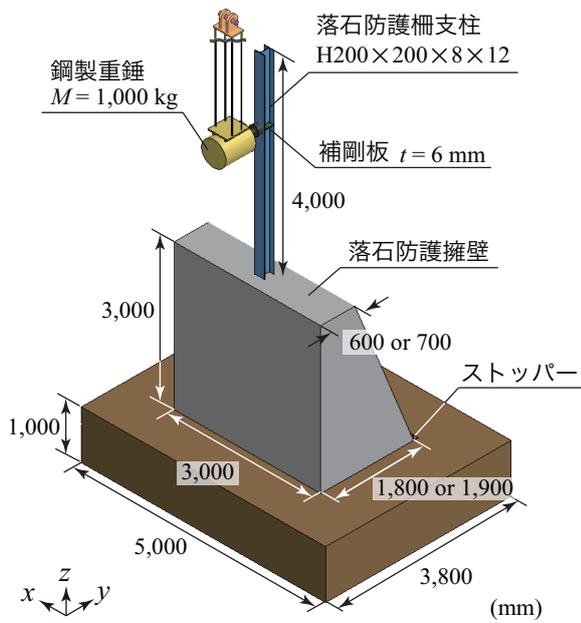


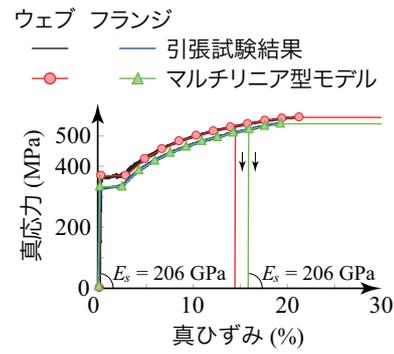
図-2 有限要素モデル (ケース PB)

ている。本研究では、既往の研究と可能な限り条件を等しくすることとし、実験時における境界条件を適切に反映させるために、試験体の他、荷重治具およびコンクリート基盤までを考慮してモデル化を行った。また、重錘衝突による支柱基部の局部座屈を適切に再現するために、対称性を考慮せずに構造全体をモデル化している。

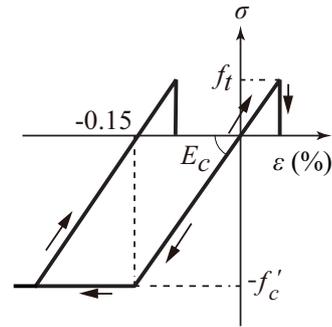
本研究では、支柱基部近傍で発生する局部座屈を適切に評価するために、要素は全て8節点固体要素とし、H形鋼支柱のフランジおよびウェブは板厚方向に4ないし6分割とした。幅方向の要素長は2~4 mm程度、軸方向には10 mm程度を基本にして要素分割を行っている。計算時間を節約するために、擁壁底部近傍の要素分割は徐々に粗くしている。なお、本数値解析では、重力は考慮しているもののH形鋼の初期不整や減衰は簡略化して考慮しないこととした。本モデルの総節点および総要素数は、それぞれ130万、120万程度である。

衝撃荷重は、既往の実規模実験と同様に1,000 kg 鋼製重錘を用い振り子式で荷重するものとした。具体的には、重錘要素を支柱フランジと接する形で配置して、表-1に示す重錘衝突速度 $V$ を重錘要素の全節点に付加することで荷重を与えた。重錘吊り下げ治具の上部はピン支持とした。また、ボルトを用いて接続している箇所やH形鋼と補剛材は、節点を共有することで結合することとした。一方、重錘に組み込んであるロードセルは、重錘胴体間と接触面によるタイド条件を設定することによって完全結合とした。

接触条件に関しては、重錘と支柱間、擁壁とストッパー間、擁壁とコンクリート基盤間には剥離・滑りを考慮した面と面の接触を定義しており、実験時と同様



(a) 支柱



(b) コンクリート擁壁

図-3 材料構成則

表-2 H形鋼支柱の材料物性値

	降伏強度 $f_y$ (MPa)	降伏ひずみ $\epsilon_y$ (%)	引張強度 $f_u$ (MPa)
ウェブ	368	0.19	560
上下フランジ	326	0.17	532

に擁壁が重錘衝突によって回転できるように設定した。支柱と擁壁間には、付着特性を考慮せず剥離・滑りを考慮した面と面の接触を定義している。なお、接触条件に関しては、既往の研究<sup>13), 16)</sup>を参考に、静摩擦係数と動摩擦係数を等しいものとし、いずれも0.3と仮定した。接触解析にはペナルティ法を採用している。

## 2.4 材料構成則

図-3には、本数値解析で用いたH形鋼支柱ウェブ、フランジおよびコンクリート擁壁に適用した応力-ひずみ関係を、表-2には、H形鋼支柱の物性値一覧を示している。本研究では、実構造物により近い条件の下で検討を行うこととし、各材料物性値には実規模実験<sup>9)</sup>と同様の数値を採用した。なお、実規模実験<sup>9)</sup>では、H形鋼ウェブ及びフランジからの試験片を用いて引張試験を行っている。

### (1) H形鋼支柱

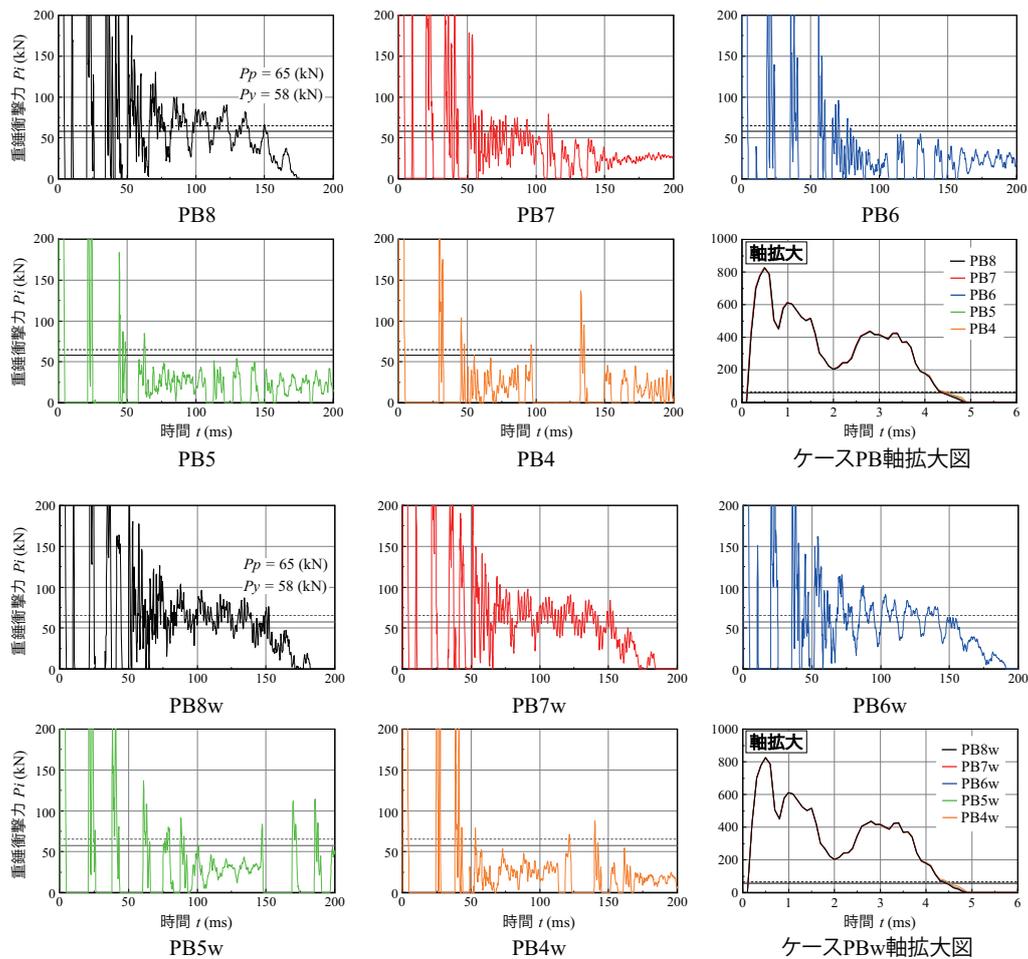


図-4 重錘衝撃力の時刻歴応答波形図(ケースPB)

図-3(a)には、H形鋼支柱に適用した応力-ひずみ関係を示している。H形鋼支柱の応力-ひずみ関係は、既往の研究で実施した引張試験により得られた材料試験結果の真応力-真ひずみ関係を基に多直線近似によりモデル化した。なお、引張強度以降に関しては、塑性硬化を考慮せず応力一定として設定した。また、圧縮側の応力-ひずみ関係には引張側と同じものを採用した。降伏の判定には von Mises の降伏条件を用いている。単位体積質量  $\rho_s$  およびポアソン比  $\nu_s$  は、それぞれ  $\rho_s = 7.85 \times 10^3 \text{ kg/m}^3$ 、 $\nu_s = 0.3$  と仮定した。

## (2) 擁壁

図-3(b)には、コンクリート擁壁に適用した応力-ひずみ関係を示している。圧縮側は圧縮強度に到達した段階で完全降伏するバイリニア型、引張側は引張強度に到達した段階で引張応力を伝達しないモデルを採用した。本研究では、特にひび割れの発生が顕在化する擁壁天端面や支柱埋設近傍部の平均要素長を 20 mm 程度として要素分割を行っている。本研究と同一の構成則を適用しコンクリートの実引張強度を用いて評価した場合における引張破壊エネルギーと対応する時の要素長(これを基準要素長と呼ぶ)は 35 mm 程

度である<sup>17)</sup>。本研究では各要素に対して引張破壊エネルギーを等価とするための換算引張強度<sup>17)</sup>を用いていないことから、ひび割れは基準要素長を用いる場合に比較して若干早期に発生することが推察される。また、本研究では、曲げひび割れやせん断ひび割れが卓越して発生することが推察されることにより、圧縮軟化は簡略化して考慮しないこととした。

なお、コンクリートに関するひずみ速度効果に関しては、荷重速度が 10 m/s 程度と低速度であることより、荷重点近傍部においては多少なりとも発揮されるものの、他の領域においては著しくはないものと推察される。このため、本研究では簡略化のためにひずみ速度効果を考慮しないこととした。

また、降伏の判定には Drucker-Prager の降伏条件式を採用し、ひび割れモデルは分布ひび割れモデルを用いている。圧縮強度  $f_c$  は、前述の実規模実験<sup>9)</sup>における材料試験結果に基づき  $30 \text{ N/mm}^2$  とし、引張強度は圧縮強度の 1/10 と仮定した。単位体積質量  $\rho_c$  およびポアソン比  $\nu_c$  は、それぞれ  $\rho_c = 2.35 \times 10^3 \text{ kg/m}^3$ 、 $\nu_c = 0.167$  とした。

## (3) 重錘、荷重治具および基礎地盤

重錘と荷重治具(鋼材)およびコンクリート基礎要素

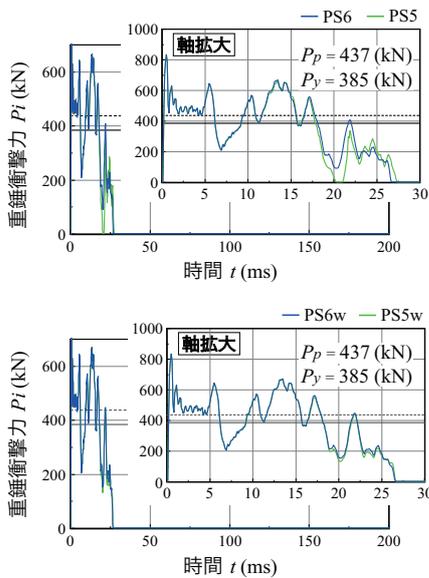


図-5 重錘衝撃力に関する時刻歴応答波形  
(ケース PS)

に関しては、実規模実験<sup>7)~9)</sup>において塑性変形やひび割れが確認されていないことより、全て弾性体モデルを適用することとした。これらの要素に関する弾性係数、単位体積質量およびポアソン比は、重錘の場合には  $E_w = 206 \text{ GPa}$ ,  $\rho_w = 7.65 \times 10^3 \text{ kg/m}^3$ ,  $\nu_w = 0.3$ , 载荷治具に関しては  $E_j = 206 \text{ GPa}$ ,  $\rho_j = 7.85 \times 10^3 \text{ kg/m}^3$ ,  $\nu_j = 0.3$ , コンクリート基盤の場合には  $E_g = 20 \text{ GPa}$ ,  $\rho_g = 2.35 \times 10^3 \text{ kg/m}^3$ ,  $\nu_g = 0.167$  とした。なお、重錘の単位体積質量  $\rho_w$  は、重錘質量 1,000 kg を解析モデルの体積で除した値を入力している。

### 3. 数値解析結果および考察

#### 3.1 各種応答波形

図-4 および 図-5 には、本数値解析より得られた重錘衝撃力  $P_i$  に関する時刻歴応答波形をケース毎に比較して示している。図には、载荷後 200 ms までの波形に加えて、衝撃初期における最大応答時の波形を拡大した図も合わせて示している。また、図中には梁理論に基づき基部を固定端と仮定した静荷重载荷時における降伏荷重  $P_y$  および全塑性荷重  $P_p$  も示している。なお、重錘衝撃力は、重錘と支柱フランジ部の接触面における接触反力を用いて評価した。

図-4 の曲げが卓越する ケース PB の場合に着目すると、いずれの根入れ深さにおいても载荷初期には最大衝撃力値を示し、周期が 10 ms 程度の正弦半波と周期が 3 ms 程度の正弦 2 波、振幅の小さい高周波成分から構成されていることが分かる。载荷初期からの経過時間 (以後、単に経過時間)  $t = 50 \sim 150 \text{ ms}$  程度において励起している低周波振動成分の平均的な衝撃力

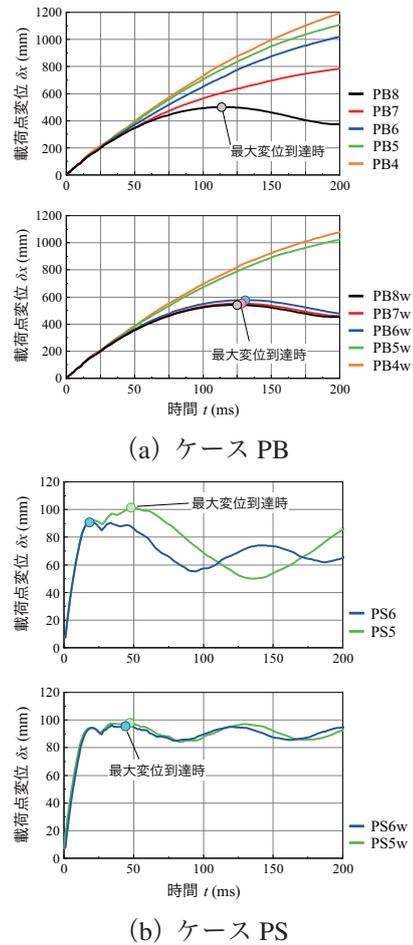


図-6 载荷点変位に関する時刻歴応答波形

の分布は、ケース PB8 および ケース PB8w ~ PB6w の場合には既往の研究<sup>10)</sup> と同様に降伏荷重  $P_y$  あるいは全塑性荷重  $P_p$  程度を示しているが、ケース PB7 ~ PB4 および ケース PB5w ~ PB4w の場合には、根入れ深さに対応して小さな値を示している。これは、衝撃力が衝突体である重錘と被衝突体である支柱フランジ衝突部における相対加速度と重錘質量の積で評価されることから、支柱の根入れが不足していることによって擁壁が大きく損傷し、支柱が载荷方向に剛体的に変形したことによって重錘の相対加速度も大きく低減したことによるものと推察される。

図-5 の曲げとせん断が連成する ケース PS の場合には、いずれの天端幅や根入れ深さにおいても载荷初期に最大衝撃力値を示した後、経過時間が  $t = 5 \sim 27 \text{ ms}$  において、全塑性荷重にほぼ対応する明確な衝撃力平坦域を形成していることが分かる。また、衝撃力波形の継続時間はいずれも  $t = 27 \text{ ms}$  程度を示しており、ケース PB の場合より小さい。これは、ケース PS の場合には、アーム長が短く支柱のたわみ剛性が大きく評価されるため、重錘の衝突時間が短くなるとともに、最大载荷点変位も小さくなったためと推察される。なお、ケース PS5 の場合のみ、衝撃力波形の継続

表-3 最大変位及びその到達時間の一覧

ケース名	最大変位 $\delta_{max}$ (mm)	到達時間 $t_{max}$ (ms)
PB8	498	115
PB7	842	200 以上
PB6	1,016	200 以上
PB5	1,105	200 以上
PB4	1,191	200 以上
PB8w	539	125
PB7w	549	127
PB6w	574	130
PB5w	1,019	200 以上
PB4w	1,075	200 以上
PS6	91	19
PS5	101	49
PS6w	96	45
PS5w	98	48

時間が僅かに延びている。既往の研究<sup>14)</sup>から、根入れ深さが不足している場合には、衝撃力の波動継続時間  $T$  が延びる傾向にあることが明らかになっていることより、ケース PS5 の場合における根入れ深さは不足の傾向にあることが示唆される。

図-6 には、経過時間が  $t = 200$  ms までの載荷点変位 (以後、単に変位)  $\delta_x$  に関する時刻歴応答波形を比較して示している。また、表-3 には、全ケースの最大変位  $\delta_{max}$  および載荷初期からの到達時間  $t_{max}$  を示している。

図-6 (a) の曲げが卓越するケース PB の変位波形  $\delta_x$  に着目すると、変位波形は根入れ深さの減少に対応して増加しており、ケース PB8 の場合には、経過時間が  $t = 115$  ms 時点で最大変位 ( $\delta_{max} = 498$  mm) に達した後、減少傾向を示している。同様に、ケース PB8w ~ PB6w の場合には、いずれも経過時間が  $t = 130$  ms 程度で最大変位に達した後減少傾向を示しており、以降減衰自由振動状態に移行するものと推察される。各最大変位は、根入れが深い順に、539 mm, 549 mm, 574 mm を示している。しかしながら、他のケースでは経過時間が  $t = 200$  ms においても単調増加を示している。これは、擁壁が著しく損傷したことによって支柱の拘束力も著しく低下し、支柱が載荷点を中心に直線状に推移したことによるものと推察される。

図-6 (b) の曲げとせん断が連成するケース PS の場合において、天端幅 700 mm のケース PS6w と PS5w の場合には両者類似しているものの、天端幅 600 mm であるケース PS6 と PS5 の場合には、ケース PS5 において振動周期が延びていることが分かる。これは、ケース PS6 と比較して、支柱の定着度が低下していることを示しており、根入れ深さが不足の傾向にあることが推察される。このような性状は、前述の重錘衝撃力波形とも対応している。

### 3.2 支柱の変形状況および軸方向ひずみコンター

図-7 には、各ケースにおける経過時間が  $t = 200$  ms 時の支柱基部における変形状況および支柱軸方向ひずみコンターを示している。図は、載荷側斜め方向から見た支柱基部の変形状況を示している。

図-7 (a) のケース PB に着目すると、ケース PB8 および PB8w ~ PB6w の場合には、基部近傍の広い範囲において載荷側フランジには塑性引張ひずみ、非載荷側フランジには同様に塑性圧縮ひずみが発生していることが明確に示されている。これは、支柱の根入れ部が十分に定着されていることによって、基部近傍が塑性ヒンジに近い状態を呈していることによるものと推察される。一方で、ケース PB7 ~ PB4 およびケース PB5w ~ PB4w の場合には、基部近傍に発生する塑性引張あるいは圧縮ひずみの領域は小さく限定的であり、支柱埋設部のウェブに大きな引張ひずみが発生している他、載荷側および非載荷側フランジ端部にも大きな引張ひずみの発生が確認できる。また、根入れ端部において明確な支柱の浮きが確認できることから、根入れは不足しているものと推察される。

図-7 (b) のケース PS に着目すると、ケース PB の場合と同様に載荷側基部近傍フランジには塑性引張ひずみが発生していることが分かる。また、支柱の擁壁天端近傍部と載荷点間において、支柱のウェブは塑性化の状態に至り著しいせん断変形に至っていることが確認できる。擁壁内部のひずみ状態を見ると、いずれも大きなひずみは発生していないことより、支柱は十分定着された状態にあることが推察される。

### 3.3 支柱基部近傍および擁壁天端の損傷状況

図-8 には、各ケースにおける経過時間が  $t = 200$  ms 時の支柱基部の変形および擁壁の損傷状況を示している。また、支柱基部を拡大した図も合わせて示している。なお、本数値解析では、図-3 (b) に示すコンクリートの材料構成則に基づき、第 1 主応力が零近傍の応力状態を示す要素を数値解析上のひび割れと判断し、その要素を赤色で示している。

図-8 (a) のケース PB に着目すると、ケース PB8 およびケース PB8w ~ PB6w の場合には、擁壁天端の載荷側および非載荷側フランジ端よりひび割れが進展しており、その領域が擁壁非載荷面側にわずかに達している程度であることから、擁壁の損傷は小さいことが推察される。また、これらのケースの場合には、非載荷側フランジの支柱基部に局部座屈の兆候も確認できる。一方、ケース PB7 ~ PB4 およびケース PB5w ~ PB4w の場合には、支柱基部近傍にひび割れが広く分布し、非載荷側擁壁表面にも著しいひび割れが確認できることから、擁壁は大きく損傷していることが推察される。支柱基部の変形状況に着目すると、局部座屈の兆候は示されていない。これは、根入れ深さが小さ

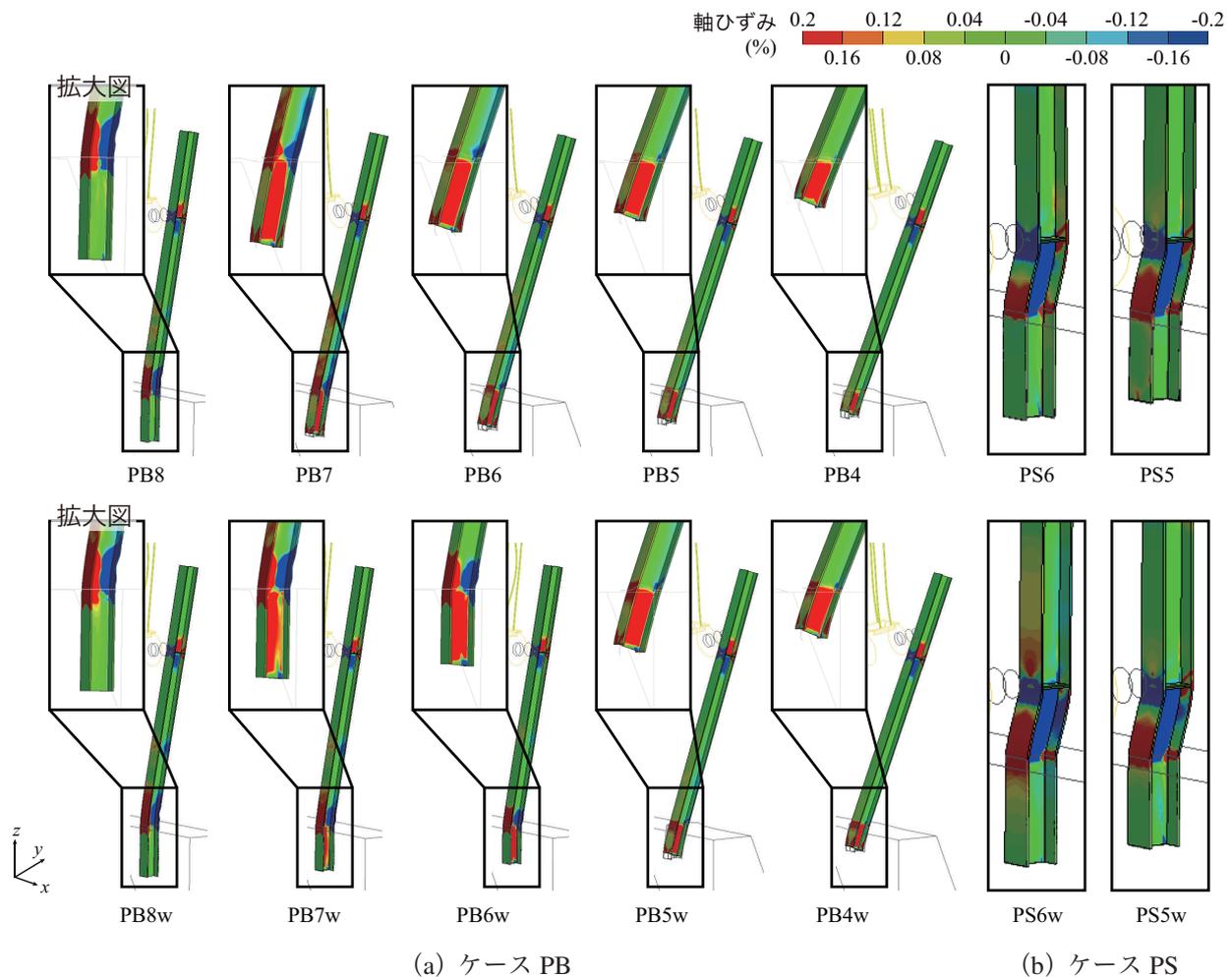


図-7 支柱の変形状況および軸方向ひずみコンター ( $t = 200 \text{ ms}$ )

いことによって支柱が十分に定着されずに、擁壁が大きく損傷すると共に、支柱が剛体的に挙動したことによるものと推察される。

ケース PB7 と PB7w を比較すると、ケース PB7 の場合には、擁壁天端面から非載荷面にかけてひび割れが広く分布し損傷が大きく示されている。一方で、天端幅の広いケース PB7w の場合には、損傷の程度は小さいことが分かる。同様にケース PB6 と PB6w の場合においても、擁壁基部の損傷は天端幅の広いケース PB6w の場合が小さいことが見て取れる。このことから、擁壁の天端幅を広くすることによってせん断ひび割れの進展も抑制され擁壁の損傷が抑制可能であり、支柱の定着効果も大きくなることが推察される。

図-8 (b) のケース PS に着目すると、ケース PS5 を除く 3 ケースの場合には、擁壁天端面のひび割れは主に支柱の載荷側および非載荷側フランジ端より発生している。しかしながら、ひび割れは擁壁の非載荷側面にわずかに達している程度であり損傷の小さいことが分かる。一方、ケース PS5 の場合には、載荷側および非載荷側フランジ端より発生したひび割れが擁壁の

非載荷面側に達しかつ深さ方向にも進展していることから、定着条件を満たす限界の状態であることがうかがわれる。

これより、前述の各種時刻歴応答波形や支柱の変形状況および軸方向ひずみコンター、支柱の変形状況から総合的に検討すると、ケース PB8, PB8w ~ PB6w, PS6 およびケース PS6w ~ PS5w の場合には、根入れ深さが十分確保されていることが推察される。これに対して、ケース PB7 ~ PB4 や、ケース PB5w ~ PB4w, PS5 の場合には、支柱の根入れ深さは不足の状態にあることが推察される。なお、設計要領<sup>15)</sup>では、H200×200×8×12 断面の H 形鋼の根入れ深さを便覧<sup>1)</sup>に即して 1 m としている。これより、現行設計法に基づく根入れ深さは、本研究で得られた必要根入れ深さと比較して安全側の値を与えることが分かる。

#### 4. まとめ

本論文では、柵高が 4 m の落石防護柵に用いられる H200×200×8×12 断面の H 形鋼支柱に関する適切な

■ : ひび割れ発生要素

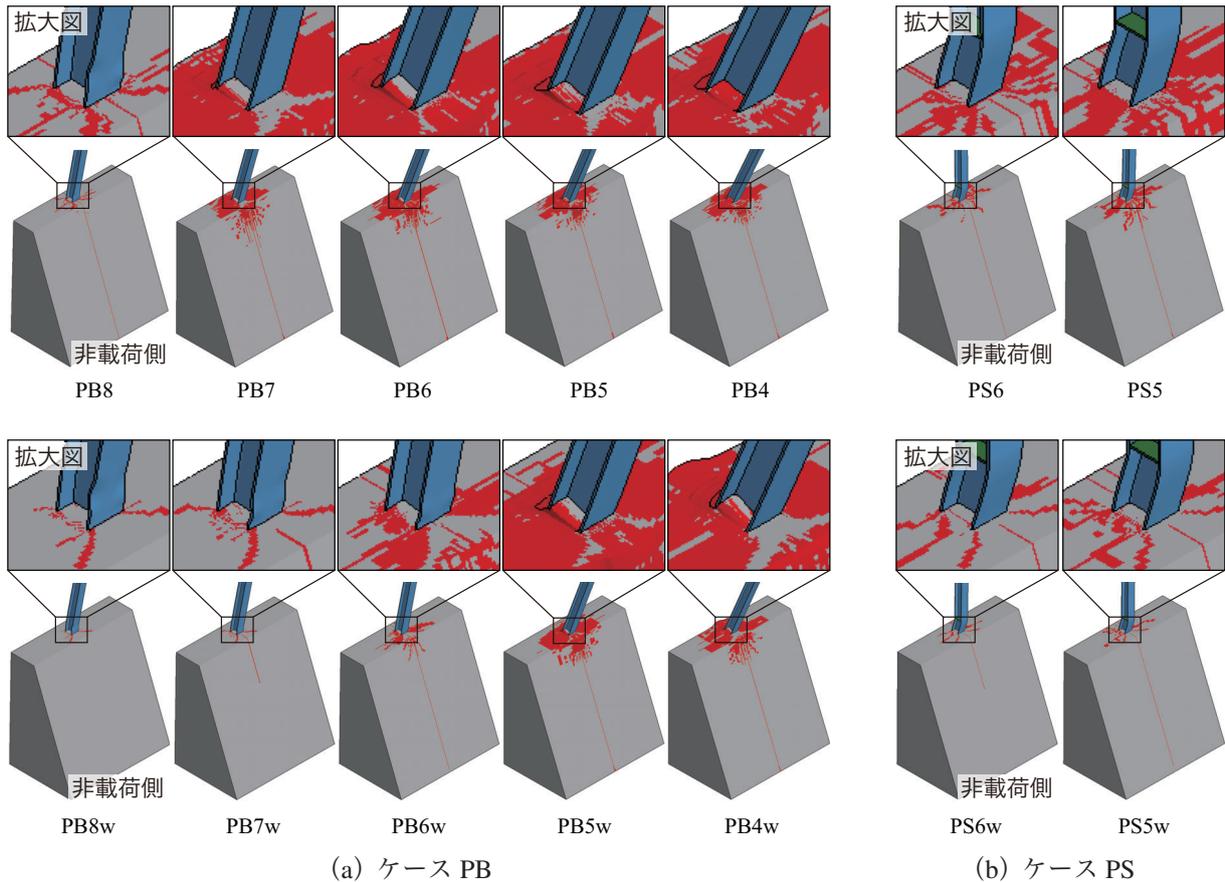


図-8 支柱基部の変形および擁壁の損傷状況 ( $t = 200 \text{ ms}$ )

根入れ深さを探索することを目的に、支柱の根入れ深さおよび防護擁壁天端幅を変化させた三次元弾塑性衝撃応答解析を行った。本研究で得られた事項を整理すると、以下のように示される。

- 1) 支柱端部が擁壁中に十分に定着された状態の場合には、衝撃荷重載荷位置にかかわらず支柱基部近傍に塑性ヒンジが形成され、埋設部には著しい応力は発生しない。
- 2) 支柱の根入れ深さが不足し支柱が十分に定着されていない場合には、支柱基部近傍部は塑性化に至るものの十分な塑性ヒンジは形成されず、支柱端部には引き抜けの傾向を示す。また、曲げが卓越するような衝撃荷重載荷の場合には、擁壁は著しい損傷を受け、支柱は剛体的に直線的な挙動性状を示す。
- 3) 擁壁天端幅を増加させることで、擁壁のせん断ひび割れの進展が抑制されることにより支柱の定着効果も向上し、必要根入れ深さが低減可能となる。
- 4) 曲げとせん断が連成する場合における支柱の必要根入れ深さは、曲げが卓越する衝撃荷重載荷の場合よりも小さい。

- 5) 標準設計図集に示されている擁壁の天端幅 600 mm の擁壁を用いた場合における H 形鋼支柱の必要根入れ深さは 800 mm 程度である。また、曲げとせん断が連成する衝撃荷重が低い位置に作用する場合は 600 mm 程度となる。
- 6) 擁壁の天端幅を 700 mm と広くする場合における支柱の必要根入れ深さは 600 mm 程度として評価される。
- 7) 標準設計図集に示されている擁壁を用いる場合に限定すると、現行設計法に基づいた支柱の必要根入れ深さは、本数値解析によって得られた値に対して安全側の値を与える。

#### 参考文献

- 1) (公社) 日本道路協会：落石対策便覧, 2017.
- 2) 株式会社シビルホームページ  
<https://www.rcnet.co.jp/product/list/listless.php>  
 (最終閲覧日：2024年8月25日)
- 3) 近藤里史, 小室雅人, 岸 徳光, 山元康弘：鋼製防護柵支柱に関する重錘落下衝撃荷重載荷実験, コンクリート工学年次論文集, Vol. 41, No. 2, pp. 691-696, 2019.

- 4) 近藤里史, 小室雅人, 岸 徳光, 山元康弘, 沼田あずさ: 載荷点を变化させた貫通型鋼製防護柵支柱に関する重錘落下衝撃実験, 構造工学論文集, Vol. 66A, pp. 963-974, 2020.
- 5) 近藤里史, 小室雅人, 岸 徳光, 山元康弘: コンクリート躯体中に埋設された落石防護柵支柱の必要根入れ深さに関する実験的研究, 砂防学会誌, Vol. 74, No. 4, pp. 3-14, 2021.
- 6) 林 茂樹, 小室雅人, 瓦井智貴, 岸 徳光: 根入れ深さを变化させた実規模落石防護柵支柱の静荷重載荷実験, コンクリート工学年次論文集, Vol. 44, No. 2, pp. 937-942, 2022.
- 7) 岡本淳敏, 近藤里史, 小室雅人, 岸 徳光: 実規模擁壁に貫通させた防護柵支柱の静的及び動的荷重載荷実験, コンクリート工学年次論文集, Vol. 43, No. 2, pp. 463-468, 2021.
- 8) 林 茂樹, 小室雅人, 岸 徳光, 瓦井智貴, 近藤里史: 実規模擁壁に貫通埋設させた防護柵支柱に関する曲げと共にせん断が卓越する場合の静的及び衝撃荷重載荷実験, 構造工学論文集, Vol. 68A, pp. 962-974, 2022.
- 9) 林 茂樹, 小室雅人, 岸 徳光, 瓦井智貴, 近藤里史, 竹内観月: 根入れ深さを变化させた実規模落石防護柵支柱の衝撃荷重載荷実験, 構造工学論文集, Vol. 69A, pp. 1095-1106, 2023.
- 10) 林 茂樹, 小室雅人, 岸 徳光, 瓦井智貴, 高田 柁: 落石防護擁壁上に設置された高曲げ剛性を有する落石防護柵支柱の耐衝撃挙動に関する数値解析的検討, 構造工学論文集, Vol. 70A, pp. 1031-1040, 2024.
- 11) Hallquist, J. O.: *LS-DYNA User's Manual*, Livermore Software Technology Corporation, 2021.
- 12) 瓦井智貴, 小室雅人, 岸 徳光, 林 茂樹, 竹内観月: 落石防護擁壁上に設置された貫通型落石防護柵支柱の曲げが卓越する場合に関する衝撃応答解析の妥当性検討, 応用力学論文集, Vol. 24, No. 2, pp. I329-I337, 2021.
- 13) 小室雅人, 瓦井智貴, 岸 徳光, 林 茂樹, 竹内観月: 落石防護擁壁上に設置された貫通型落石防護柵支柱に関する衝撃応答解析, 構造工学論文集, Vol. 68A, pp. 975-984, 2022.
- 14) 竹内観月, 小室雅人, 岸 徳光, 林 茂樹: 根入れ深さを变化させた落石防護柵支柱に関する弾塑性衝撃応答解析, コンクリート工学年次論文集, Vol. 45, No. 2, pp. 967-972, 2023.
- 15) 北海道開発局: 令和6年度北海道開発局道路設計要領 第6集 標準設計図集
- 16) 小室雅人, 岸 徳光, 張 広鋒: 部分的にコンクリートを充填した鋼管橋脚模型の耐荷性状に関する数値解析的研究, 応用力学論文集, Vol. 6, pp. 475-486, 2003.
- 17) Kishi, N. and Bhatti A.Q.: An equivalent fracture energy concept for nonlinear dynamic response analysis of prototype RC girders subjected to falling-weight impact loading., *Int. J. Impact Eng.*, 37(1), pp. 103-113, 2010.

(2024年9月2日受付)

(2025年2月4日受理)