

論文 敷砂を設置した落石覆工用 PRC 桁の重錘落下衝撃実験

今野 久志^{*1}・池田 憲二^{*2}・岸 徳光^{*3}・竹本 伸一^{*4}

要旨: PC 鋼材の緊張率を従来の 50 % に低減し、下端筋鋼材に総ネジ PC 鋼棒を使用した高耐荷力およびエネルギー吸収性能に優れた落石覆工用 PRC 桁に対して、実設計に即して 90 cm 厚の敷砂緩衝材を設置した場合の耐衝撃性状を検討することを目的に、実規模試験体を用い 5,000 kg 重錘を最大 27.5 m から落下させる重錘落下衝撃実験を実施した。その結果、終局破壊形態がせん断破壊型から曲げ破壊型に推移し設計落石荷重に対して十分な安全性を有しており、実構造として十分適用可能であることが確認された。

キーワード: PRC 桁, 重錘落下衝撃実験, 敷砂緩衝材, 曲げ破壊型

1. はじめに

落石災害から人命や道路交通の安全を確保するための道路防災構造物の一つに落石覆工がある。この種の構造物が具備すべき性能として、設計落石以上の不慮の荷重作用に対しても十分な残存耐力や終局までのエネルギー吸収能を有することが期待される。落石覆工には、現在主に RC 製と PC 製が採用されているが、落石覆工に関する各種実験や被災事例等から類推すると、PC 製は RC 製に比較し靱性能に劣るものと判断される。また、現在の PC 覆工部材は、PC 鋼材の降伏応力の 80 % 程度のプレストレスを導入することを前提として設計されているため、コンクリートが圧壊しないかぎり耐力的に余裕のない構造体となっている。これに対して、PC 覆工の自重による断面力が衝撃荷重を含む全断面力の 20 ~ 30 % であることを考慮すると、PC 鋼材の導入緊張率を低減すること、あるいは PC 鋼材量を低減してひび割れ制御用の異形鉄筋量を増加させることや通常の異形鉄筋を高強度 PC 鋼棒に置き換えること等によって、残存耐力や吸収エネルギー量を増加させることが可能であるものと考えられる。

このような考えの下に、筆者らは PC 落石覆工への PRC 部材の適用を考え、耐衝撃性および靱性能に優れた落石覆工用 PRC 桁の開発を目的として、PC 鋼材の導入緊張率、せん断余裕度さらには下端筋鋼材の材質や本数を変化させた大型 PRC 桁を製作して静載荷実験および重錘落下衝撃実験を行い、終局時近傍までの耐荷性状について検討を行ってきた^{1)~4)}。その結果、1) 現行設計法に基づいた PC 桁に対して、せん断余裕度を同程度とする条件下で、PC 鋼材の緊張率を 50 % 程度に低減することによって終局時までの靱性能を向上でき、より大きな落石に対処可能であること、2) 下端異形鉄筋を高強度材料である総ネジ PC 鋼棒に置き換えることによって、耐衝撃性および靱性能を確保しつつ桁高を低減可能であること、等が明らかとなっている。さらに上記実験結果を基にせん断破壊型 PRC 桁の耐衝撃設計法を提案している⁵⁾。

本研究では、上記 PRC 桁の実構造物への適用を考慮するにあたり、1) これまでの研究と同様に敷砂厚を 20 cm として緩衝効果を期待しない場合についての実規模試験体による重錘落下衝撃実験を実施して、従来から使用されている PC

*1 北海道開発土木研究所 構造部構造研究室 主任研究員 博(工) (正会員)

*2 北海道開発土木研究所 構造部構造研究室 室長 (正会員)

*3 室蘭工業大学 工学部建設システム工学科教授 工博 (正会員)

*4 ドーピー建設工業(株) 北海道本店 設計部部長 (正会員)

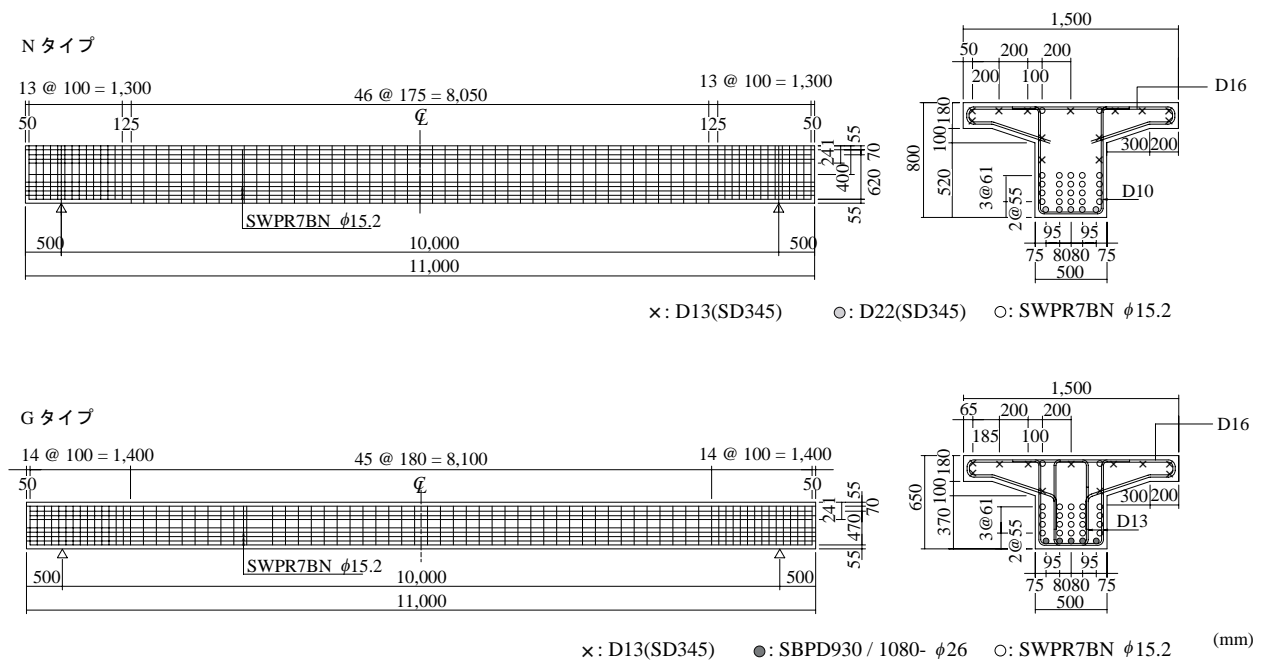


図-1 試験体の形状寸法および配筋状況

桁と提案の PRC 桁の耐衝撃性状について比較検討を行った。さらに、2) 提案の PRC 桁を対象として、実設計と同様に 90 cm 厚の敷砂緩衝材を設置した場合の重錘落下衝撃実験を実施し、終局までの耐衝撃性状について検討を行った。

2. 実験概要

2.1 試験体

図-1には実験に使用した試験体の形状寸法および配筋状況を示している。試験体は2種類あり、Nタイプは従来からPCロックシェッドの主桁として使用されてきたPC桁である。一方のGタイプは、本研究で提案するPRC桁であり、PC鋼材の緊張率をNタイプの50%程度に低減し、下端筋鋼材を異形鉄筋から総ネジPC鋼棒に置き換えたものである。試験体はいずれもプレテンション方式で製作した単純T型断面の実規模PRC桁であり、桁長11m、ウェブ幅50cm、上フランジ幅150cm、桁高はNタイプが80cm、Gタイプが65cmとなっている。使用したPC鋼材は、両タイプともSWPR7BN-φ15.2(公称断面積138.7mm²)である。このPC鋼より線の公称引張荷重、降伏点荷重はそれぞれ261kN、

222kN、使用状態における許容緊張力は154.0kN/本であり、有効緊張力はNタイプが129.1kN/本、Gタイプが66.7kN/本となっている。また下端筋鋼材は、NタイプがSD345-D22、GタイプがSBPD930/1080-φ26(総ネジPC鋼棒(ゲビンDESTAUB))、母材部断面積530.9mm²、降伏点荷重554kN)である。また、圧縮側鉄筋は両タイプともSD345-D13、スターラップはNタイプがSD295A-D10、GタイプがSD345-D13を使用している。コンクリートの設計基準強度は58.8MPaであり、実験時の圧縮強度はNタイプが67.2MPa、Gタイプが65.4MPaである。また、断面分割法を用いて計算した曲げ耐力、土木学会コンクリート標準示方書に基づいて評価したせん断耐力、せん断耐力を曲げ耐力で除したせん断余裕度はNタイプがそれぞれ1,285kN、1,648kN、1.28、Gタイプがそれぞれ1,327kN、1,744kN、1.31となっている。

なお、本試験体の許容応力度設計法における設計落石条件は、両タイプ共に90cm厚の敷砂材を設置する条件で、落石質量1,000kg、落下高さ9.5m程度(落石エネルギーでE=93.2kJ)となっている。

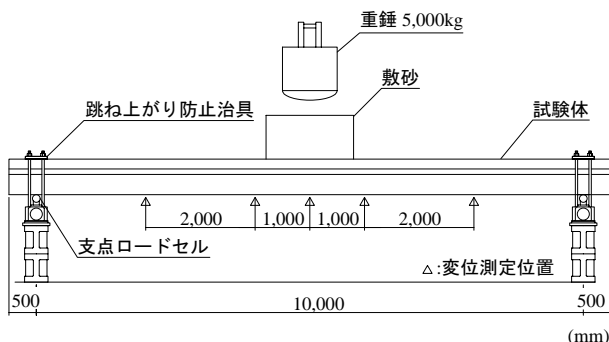


図-2 実験概要図



写真-1 実験状況

表-1 実験ケース一覧

試験体名	タイプ	敷砂厚 (cm)	落下高さ h (m)
N-S1-a	N	20	11.5
G-S1-a	G		
G-S2-a		90	11.5
G-S2-b			25.0
G-S2-c			27.5

2.2 実験方法

図-2には重錘落下衝撃実験の概要図を、写真-1には実験状況を示している。試験体は、純スパン長を10 mとし、両支点は試験体の跳ね上がりを防止し、かつ回転を拘束しないように鋼製の治具を用いてピン支持に近い構造としている。衝撃荷重は質量5,000 kg、直径1 mで底部17.5 cmが半径80 cmの球状である重錘を所定の高さから1回だけ自由落下させる単一載荷方式により与えている。また、試験体の載荷点部には厚さ20 cmまたは90 cmの敷砂緩衝材を設置している。実験時における敷砂緩衝材の湿潤密度および含水比はそれぞれ平均で $\rho_t =$

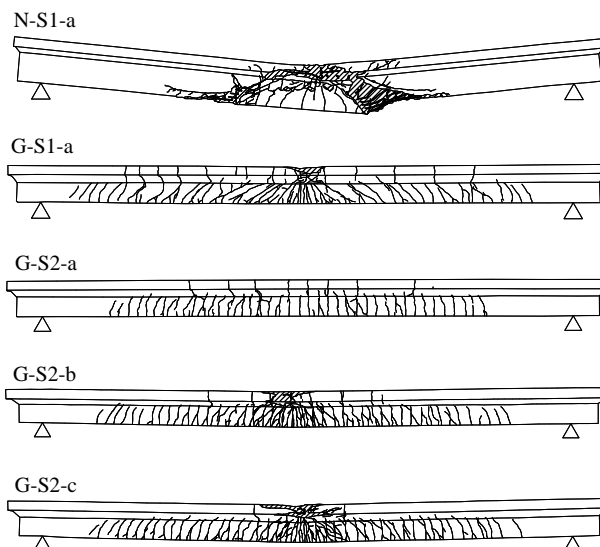


図-3 ひび割れ状況

1.451 g/cm³, $w = 9.0\%$ となっている。

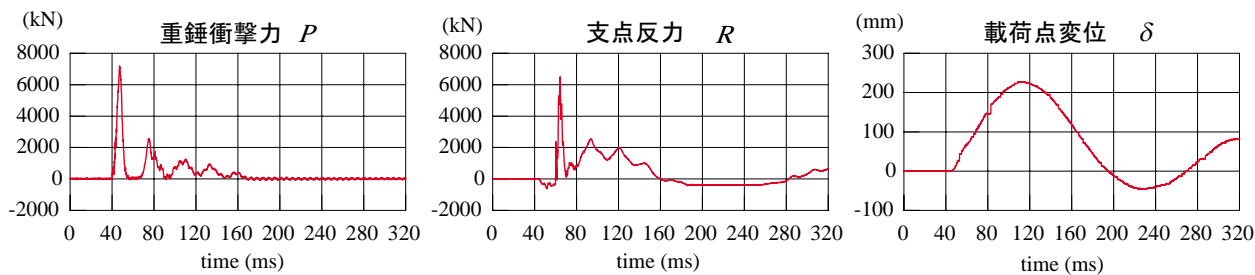
表-1には実験ケース一覧を示している。表中の試験体名は試験体のタイプ、敷砂の厚さ(S1: 20 cm, S2: 90 cm)、重錘落下高さ(a: 11.5 m, b: 25.0 m, c: 27.5 m)を順に並べ記号化している。本研究ではこれまでの一連の実験と同様に試験体の終局の目安を残留変位が純スパン長の1%程度に達した時点としており、両試験体タイプにおける耐衝撃性状の違いあるいは各タイプの終局時近傍の耐衝撃性状を比較検討できるように落下高さを設定している。

測定項目は、重錘加速度、両支点反力、変位である。なお、変位はストローク200 mm、応答周波数915 Hzのレーザ式変位計を用いて測定している。

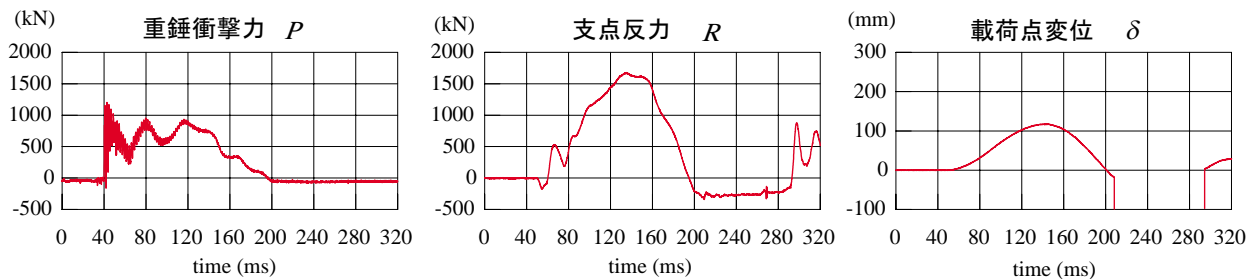
3. 実験結果と考察

3.1 ひび割れ状況

図-3には、各試験体の実験終了後のひび割れ状況を示している。敷砂厚が20 cmと薄いN-S1-a, G-S1-a試験体のひび割れ状況を見ると、いずれも載荷点近傍部には斜めひび割れが卓越して発生しており、せん断破壊型の傾向を示していることが分かる。またN-S1-aの場合には損傷が載荷点部近傍に集中しており、上縁から下縁方向に貫通する斜めひび割れが大きく開口



(a) G-S1-a ($h = 11.5$ m)



(b) G-S2-a ($h = 11.5$ m)

図-4 重錘衝撃力、支点反力、載荷点変位の時系列応答波形

し崩壊に至っている。一方、G-S1-a の場合には載荷点部にひび割れが集中しているものの桁全体にひび割れが分散しており PC 鋼材の緊張率を低減したことによる効果が現れている。以上の結果から、実規模試験体においても本研究で提案する G タイプが N タイプに比較し耐衝撃性に優れていることが確認された。

次に、敷砂厚を 90 cm とした G-S2-a ~ c では敷砂の緩衝効果により衝撃力が緩和・分散されることから、ひび割れは下縁から上縁に向かう曲げひび割れが桁全体に分散分布し曲げ破壊型の傾向を示していることが分かる。また、落下高さの増加とともに載荷点直下のひび割れが密になるとともにフランジ部の損傷が顕在化する様子がうかがえる。

3.2 応答波形

図-4 には敷砂厚のみ異なる G-S1-a および G-S2-a の重錘衝撃力、合支点反力(両支点反力を足し合わせた値、以後単に支点反力)、載荷点変位の時系列応答波形を示している。なお、重錘衝撃力は重錘に設置した加速度計により得られた加速度波形に重錘質量を乗じて求めたもの

であり、支点反力波形は両支点反力波形の時間軸を一致させて単純に加え合わせたものである。

せん断破壊型の傾向を示した G-S1-a の重錘衝撃力波形は、重錘衝突初期の継続時間が 10 ms 程度の振幅の大きい独立した正弦半波と、その後試験体の応答と重錘との相互作用により連続して発生する振幅の小さい正弦波より構成されている。波形の継続時間は 130 ms 程度である。次に支点反力波形は、重錘の衝突時点より若干遅れて励起されている。これは載荷点からの波動伝播差によるものと考えられる。また、支点反力波形は、後述の変位波形の衝撃初期に発生する正弦半波波形と重錘衝撃力波形が合成されたような分布性状を示している。載荷点変位波形は、支点反力波形と同様に重錘衝突時から若干遅れて励起されており、継続時間が 140 ms 程度の正弦半波とその後の緩やかな減衰自由振動波形を示している。

一方、曲げ破壊型の傾向を示した G-S2-a の重錘衝撃力波形は、敷砂の緩衝効果により重錘衝突初期の振幅が G-S1-a に比較して 1/7 ~ 1/6 程度に低減している。また、G-S1-a の独立した

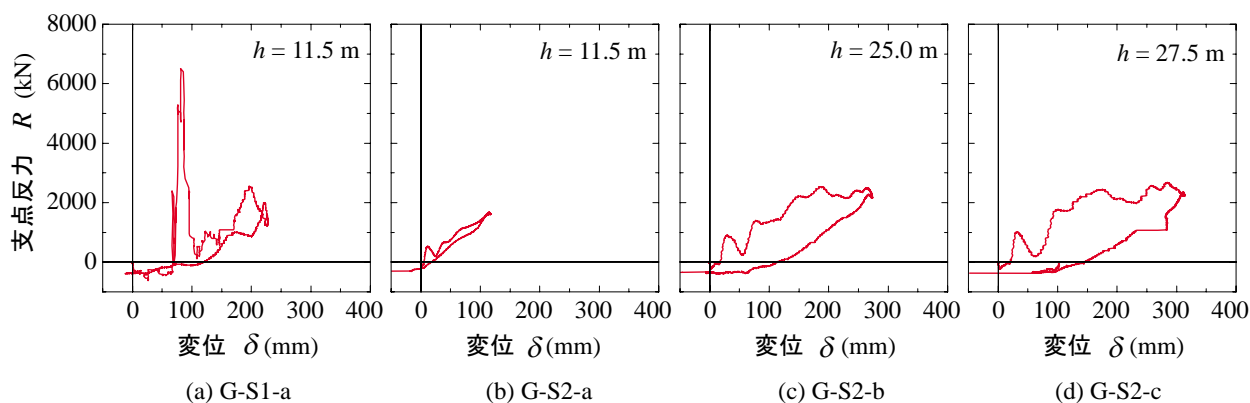


図-5 支点反力-載荷点変位履歴曲線

正弦半波状の波動が見られず、継続時間が 200 ms 程度の正弦半波波形と周期が 40 ms 程度の高周波成分から成る波形となっている。支点反力波形は G-S1-a と同様に初期変位波形の正弦半波に重錘衝撃力波形が合成されたような分布性状を示している。変位波形は、緩衝材の影響によって G-S1-a の場合よりもさらに遅れて励起され、立ち上がりの勾配も緩やかに示されている。従って、最大値発生までの経過時間も長い。なお、170 ms 前後から不自然な波形となっている。これは重錘衝突後に敷砂が飛散してレーザー光線を遮ったことによるものである。

3.3 支点反力-載荷点変位関係

図-5 には G-S1-a と G-S2-a, G-S2-b, G-S2-c の支点反力-載荷点変位履歴曲線を示している。G-S1-a では三角形状の履歴曲線を示していることが分かる。このような分布性状はせん断破壊型 RC 梁の場合と同様であることから、G-S1-a はせん断破壊型で終局に至る傾向のあることが分かる。G-S2-a/b/c の履歴曲線は、PC 桁に関する曲げ破壊型特有の逆三角形状の分布性状を示していることが分かる。

落下高さが $h = 11.5$ m で、敷砂厚のみが異なる G-S1-a と G-S2-a の履歴曲線を比較すると、敷砂厚が 20 cm の G-S1-a の場合には最大支点反力および最大変位が大きく履歴曲線の面積も大きいことから、塑性化が進行していることが分かる。一方、敷砂厚が 90 cm の G-S2-a の場合

には履歴曲線の面積が小さく変位も零近傍まで復元しており、ほぼ弾性的な挙動を示しており、敷砂厚を厚くしたことによる緩衝効果が顕著に示されている。落下高さを増加させた G-S2-b/c では落下高さの増加とともに最大変位が大きくなり、対応して履歴曲線の面積も増大していることが分かる。

3.4 残留変位および吸収エネルギー量

図-6 には残留変位および吸収エネルギー量と落下高さとの関係を示している。ここで、吸収エネルギー量は、図-5 における履歴曲線の正載荷状態 (第 1 象限) におけるループで囲まれた部分の面積を用いて評価している。

落下高さが $h = 11.5$ m の G-S1-a と G-S2-a を比較すると、G-S2-a では残留変位が零で吸収エネルギー量も非常に小さいことから弾性的な挙動を示しているものと考えられる。G-S1-a の場合には残留変位が約 3.7 cm、吸収エネルギー量が 180 kJ で塑性化しているものと考えられるが、残留変位が純スパン長の 0.37% であることより、未だ終局に至っていないものと判断される。

敷砂厚が 90 cm の G-S2-a/b/c では残留変位、吸収エネルギー量ともに落下高さの増加に対応してほぼ線形的に増大している。落下高さが $h = 27.5$ m の G-S2-c の場合には残留変位が 10.7 cm を示し、試験体の純スパン長の 1% 程度となっていることから終局に至っているものと判

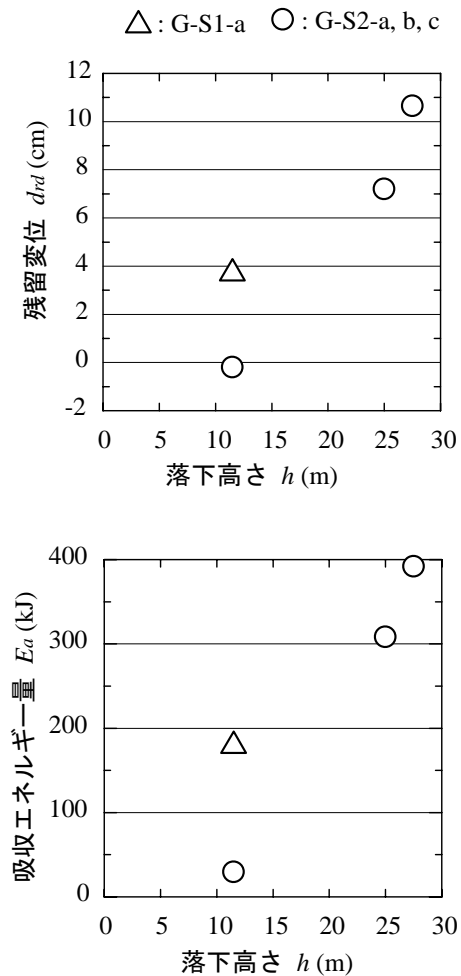


図-6 残留変位および吸収エネルギー量と落下高さ

断される。

以上の結果より、実構造と同様に 90 cm 厚の敷砂材を設置した場合の本試験体の終局時落石条件を、落石質量 5,000 kg、落下高さ 27.5 m (落石エネルギーで $E = 1,348.4$ kJ) とすると、落石エネルギー的には現行の許容応力度設計における落石条件 ($E = 93.2$ kJ) に対して 14.5 倍の安全余裕度を有していることが分かる。このことは、提案の PRC 桁を採用することにより、所用の安全余裕度を確保しても設計落石エネルギーを数倍程度まで大きく設定可能であることを意味している。

4. まとめ

PC 鋼材の緊張率を従来の 50 % に低減し、下端筋鋼材に総ネジ PC 鋼棒を使用した高耐荷力およびエネルギー吸収性能に優れた落石覆工用

PRC 桁に対し、実構造物への適用を考慮して 5,000 kg 鋼製重錘を用いた実規模試験体に対する重錘落下衝撃実験を実施した。本研究で得られた結果を要約すると、以下のとおりとなる。

- 1) 実規模試験体においても PC 鋼材の緊張率を 50 % に低減し、下端筋鋼材に総ネジ PC 鋼棒を用いた PRC 桁は現状の PC 桁よりも耐衝撃性に優れていることが確認された。
- 2) 本 PRC 桁の終局時の破壊形態は、敷砂厚を 90 cm とした場合には曲げ破壊型となる。
- 3) 本 PRC 桁の終局時を残留変位が純スパン長の 1 % に達した時点とした場合の終局時落石エネルギーは、現行の許容応力度設計による落石条件に対して、落石エネルギー的には約 14.5 倍の安全余裕度を有している。

参考文献

- 1) 今野久志, 佐藤昌志, 竹本伸一, 松岡健一: 各種大型 PRC 桁の静的耐荷性状に関する実験的研究, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.21, No.3, pp.925~930, 1999.6
- 2) 今野久志, 岸 徳光, 池田憲二, 竹本伸一: 各種大型 PRC 桁の耐衝撃挙動に関する実験的研究, 構造工学論文集, Vol.46A, pp.1819~1830, 2000.3
- 3) 今野久志, 池田憲二, 岸 徳光, 竹本伸一: せん断余裕度を変化させた大型 PRC 桁の静載荷実験, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.23, No.3, pp.631~636, 2001.6
- 4) 今野久志, 岸 徳光, 池田憲二, 竹本伸一: 落石覆工用 PRC 桁の耐衝撃性向上に関する実験的研究, 構造工学論文集, Vol.48A, 2002.3
- 5) 今野久志, 岸 徳光, 池田憲二, 竹本伸一: 落石覆工用 PRC 桁の耐衝撃設計法に関する一提案, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.24, No.2, pp.673~678, 2002.6