

## 礫衝突を受けるフランジ継手を補強した鋼管はりの耐荷性能に関する一考察

國領, ひろし  
日鉄建材(株)土木開発技術部土木商品開発室

堀口, 俊行  
防衛大学校建設環境工学科 : 准教授

別府, 万寿博  
防衛大学校建設環境工学科 : 教授

園田, 佳巨  
九州大学大学院工学研究院社会基盤部門 : 教授

他

<https://hdl.handle.net/2324/4793202>

---

出版情報 : Journal of structural engineering. A. 67, pp.779-793, 2021-03. Japan Society of Civil Engineers

バージョン :

権利関係 :



## 礫衝突を受けるフランジ継手を補強した鋼管はりの耐荷性能に関する一考察

A study on the load-carrying capacity of steel pipe beam with reinforced flange joints under boulder impact

國領ひろし<sup>†</sup>, 堀口俊行\*, 別府万寿博\*\*, 園田佳巨\*\*\*, 石川信隆\*\*\*\*

Hiroshi Kokuryo, Toshiyuki Horiguchi, Masuhiro Beppu, Yoshimi Sonoda, Nobutaka Ishikawa

<sup>†</sup>日鉄建材(株), 土木開発技術部 土木商品開発室 (〒101-0021 東京都千代田区外神田 4 丁目 14-1)

\*博(工), 防衛大学校准教授, 建設環境工学科 (〒239-8686 神奈川県横須賀市走水 1-10-20)

\*\*博(工), 防衛大学校教授, 建設環境工学科 (〒239-8686 神奈川県横須賀市走水 1-10-20)

\*\*\*博(工), 九州大学大学院教授, 工学研究院社会基盤部門 (〒819-0395 福岡市西区元岡 744 番地)

\*\*\*\*工博, 防衛大学校名誉教授 (〒238-0022 神奈川県横須賀市公郷町 6-20-68)

This study presents a computational approach on the load-carrying capacity of steel pipe beams with reinforced flange joints under boulder impact. First, the computational method is validated by comparing with the experimental results. Second, the steel pipe beams with reinforced flange joints under impact load were investigated by comparing with the difference between the impact position. Herein, the three kinds of reinforced flange joint models are proposed as Type1: increasing the number of bolts only at the tensile side of joint, Type2: setting a steel covered with a plate at the tensile side of joints and Type3: increasing the number of bolts evenly at whole joint. Therefore, the flange joints reinforced by a steel covered with a plate at the tensile side was the most effective measure for a boulder impact.

*Key Words: reinforced flange joints, steel pipe beam, boulder impact, load-carrying capacity*

キーワード: フランジ継手補強モデル, 鋼管はり, 礫衝突, 耐荷性能

### 1. 緒言

鋼製透過型砂防堰堤(以下, 鋼製堰堤という.)は, 1970年代後半からこれまで数多く建設され, 土石流災害の防止に大きく貢献してきた。しかし, 近年の大規模土石流の発生, 特に 2014 年 7 月の集中豪雨により南木曾町梨子沢地区で発生した土石流では, 溪流内に設置されていた鋼製堰堤が多量の巨礫を捕捉したものの, 鋼製堰堤の一部が写真-1 のように損傷する事例が生じた<sup>1),2)</sup>。その原因の 1 つは, 鋼管部材同士を連結しているフランジ継手の耐荷性能にあると指摘されている<sup>3)</sup>。このため, 今後新しく建設される鋼製堰堤の継手強化だけでなく, 施設の長寿命化や維持管理の観点から, 既設鋼製堰堤の継手補強の必要性も高まってきている。

一般に, 土木・建築分野の鋼構造物の継手は, 部材の連結を行う重要な要素であり, 道路橋示方書<sup>4)</sup>や鋼構造

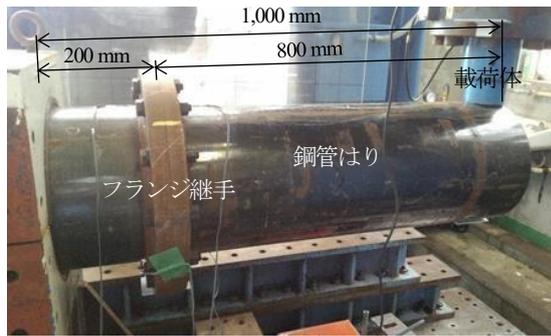
接合部設計指針<sup>5)</sup>等に基づいて設計されている。一方, 砂防鋼構造物では鋼製砂防構造物設計便覧<sup>6)</sup>により, 継手には母材強度の 75 %以上の強度を確保することが要求されている。しかしながら, 砂防鋼構造物は土石流中に含まれる礫の衝突を受ける構造物であるため, 衝撃的



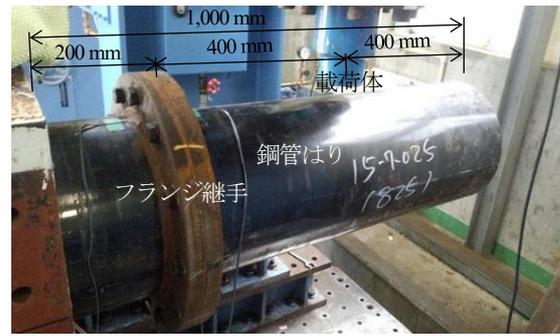
写真-1 土石流による鋼製堰堤の被災事例  
(2014年7月梨子沢第1砂防堰堤)

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

E-mail: hkokuryo@ns-kenzai.co.jp



(a) 継手遠方载荷



(b) 継手近傍载荷

写真-2 フランジ継手付き片持ち鋼管はりの载荷実験<sup>13)</sup>

な荷重に対する耐荷性能の検討が必要である。

これまで、継手を有する鋼管はりの耐荷性能に関しては、主として橋梁や建築構造物を対象として数多くの研究がなされてきた<sup>7)</sup>。しかし、これらは何れも静的荷重を対象としている。砂防分野においても、渡邊ら<sup>10)</sup>がフランジ継手を有する鋼管はりに対して二点载荷の単調载荷実験を行い、フランジ継手の設計法に関する基礎的な研究を行っている。一方、礫衝突を対象としたフランジ継手付き鋼管はりの研究としては、園田ら<sup>11)</sup>が礫の衝突解析を行い、継手の破壊メカニズムを解析的に解明している。また、肥後野ら<sup>12)</sup>は重錘を用いて継手部への衝突実験を実施しているが、継手のモデルに接合ボルトを使用しない鋼板(ダイアプレート)を用いており、フランジ継手構造の耐荷性能は未解明であった。さらに、著者ら<sup>13)</sup>は、鋼製堰堤の構造部材であるフランジ継手について、静的および動的(急速)载荷実験を行い、接合ボルトの破断状況を調べ、継手の引張側が弱点部となることを確認した。また、継手の引張側では接合ボルトの強度のみで荷重に抵抗し、圧縮側ではフランジプレート同士の圧縮力で抵抗することにより継手が破損しないことも明らかにした。しかし、いずれの研究も、既設堰堤の継手補強法や継手改良による新たな補強対策までは言及していない。

そこで本研究は、鋼製堰堤に用いるフランジ継手の簡易的な補強モデルを提案し、補強したフランジ継手を有する鋼管はりの耐荷性能を解析的に検討するものである。まず、事前実験<sup>13)</sup>(フランジ継手付き鋼管はり载荷実験)の再現解析を行い、本解析手法の妥当性を検証する。次に、フランジ継手を補強した両端固定鋼管はりを対象に静的および動的(衝突)弾塑性解析を行い、その耐荷性能について評価するものである。

## 2. 本解析法の妥当性検討

フランジ継手付き鋼管はりの载荷実験については、文献<sup>13)</sup>に記載されているため、ここでは実験の概要を述べ、本解析手法の妥当性を検証する。

表-1 実験供試体の諸元

項目	規格	形状・寸法 (mm)
鋼管	STK490	D318.5×t10.3
フランジプレート	SM490	φ458.5×t28.0
ボルト	F10T	M16×L85 12本

### 2.1 実験の概要

実験は、写真-2 に示すように片持ちはり型のフランジ継手付き鋼管はりに対し、载荷体を写真-2(a)に示すような鋼管はりの先端部(継手より800 mmの位置)に作用させる場合(継手遠方载荷)と、写真-2(b)に示すような継手近傍(継手より400 mmの位置)に作用させる場合(継手近傍载荷)の2ケースについて、それぞれ静的および動的(急速)に载荷させたものである。ここでは、動的(急速)载荷についてのみ述べる。動的(急速)载荷は、载荷体を鋼管に接触させたまま押し込み量35 mm、载荷速度1.0 m/sで一挙に载荷している。

供試体は、写真-2 に示すような鋼管部材の片側を治具により固定した鋼管はり(スパン長L=1,000 mm)で、継手は固定端より200 mmの位置にある。なお、写真-2(a)に示す継手遠方载荷の供試体は、鋼管のへこみ変形の影響を受けない鋼管はりの挙動を調べるため、载荷点となる鋼管はり先端部をスチフナーで補強している。一方、写真-2(b)に示す継手近傍载荷の供試体は、鋼管のへこみ変形の影響を受ける鋼管はりの挙動を調べるため、载荷点における鋼管はりの補強は行っていない。

表-1 に、供試体の諸元を示す。供試体の継手に使用するボルトの直径および本数は、道路橋示方書<sup>4)</sup>を参考に母材強度(許容応力度)の75%の強度(ここでは曲げモーメント)となるように、次式により求めている。

$$\rho_M = \frac{M_j}{\sum y_i^2} \times y_i \leq \frac{y_i}{y_n} \times \rho_{aT} \quad (1)$$

ただし、 $\rho_M$ : ボルト1本に作用する曲げ引張力、 $M_j$ : 接合部に作用する曲げモーメント( $M_j \geq 0.75 \sigma_a Z$ )、 $\sigma_a$ : 母材の許容応力度185 MPa<sup>4)</sup>、 $Z$ : 母材の断面係数、 $y_i$ : ボルトから中立軸までの距離(ここでは中立軸を最縁ボルト間距離の引張側から0.8倍の位置に仮定<sup>14)</sup>)、 $\Sigma$ : 接合線の片側にあるボルトの和、 $y_n$ : 最縁ボルトの中立軸からの

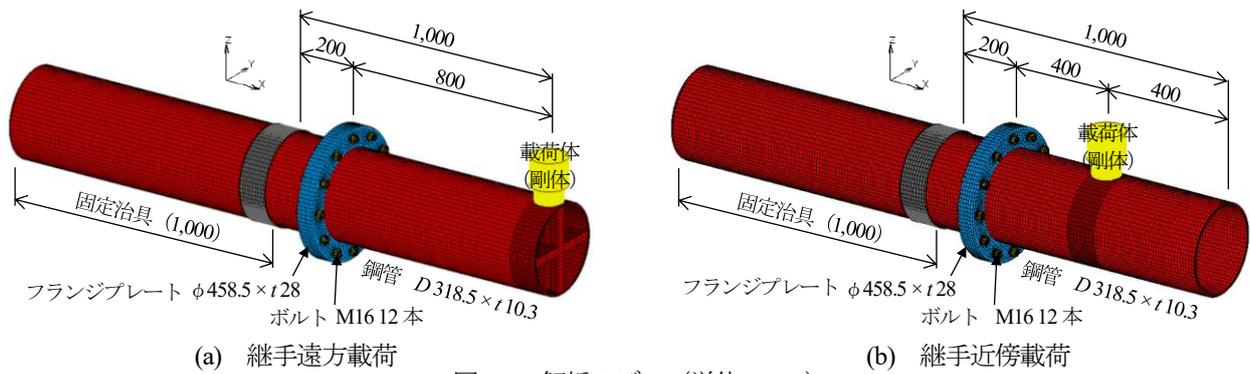


図-1 解析モデル (単位 : mm)

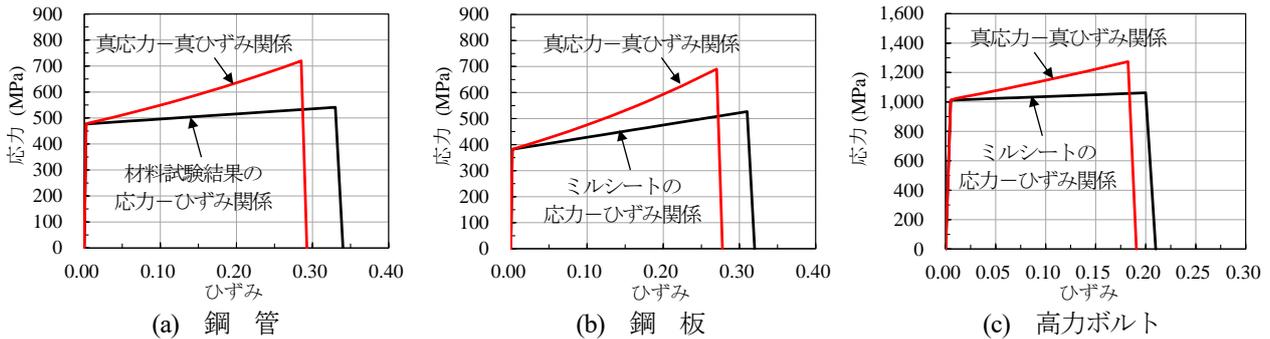


図-2 再現解析の応力-ひずみ関係

距離,  $\rho_{Ty}$ : ボルト 1 本あたりの曲げ引張力 ( $\rho_{at} = \sigma_{ab} A_{be}$ ),  
 $\sigma_{ab}$ : ボルトの許容応力度,  $A_{be}$ : ボルトの有効断面積.

## 2.2 汎用ソフトによる再現解析

### (1) 解析条件

解析は、有限要素法による非線形解析汎用プログラム MSC. Marc<sup>15)</sup>を用いて実施した。図-1(a)および(b)に、それぞれ継手遠方载荷および継手近傍载荷の解析モデルおよびモデル寸法を示す。解析モデルは実験供試体を再現したモデルおよび寸法で、要素モデルは3次元ソリッド要素、供試体および固定治具の先端部は剛体とした。解析では、支点となるはり端部は全自由度を拘束した完全固定とし、鋼材と鋼材および鋼材とボルトの接触面には摩擦係数 0.4<sup>9)</sup>、鋼材と载荷体の接触面には摩擦係数 0.3<sup>10)</sup>とする接触条件を設定した。

载荷は、実験での载荷条件と合わせるため、载荷体をz軸方向に 1.0 m/s の一定速度で 35 mm 移動させるものとした。なお、ボルトには初期張力として設計軸力 117 kN をあらかじめ導入した。

### (2) 材料特性

解析に用いた材料物性値は、表-1 に示す実験供試体について、表-2 のとおり設定した。図-2 に再現解析で用いた応力-ひずみ関係を示す。材料の構成則は、それぞれの部材について表-2 に示すような降伏応力、引張強さおよび伸びとなるようなトリリニア型の応力-ひずみ関係を与え、降伏条件は von-Mises の降伏条件を適用し、等方硬化するものとした。本解析では、载荷により

表-2 材料物性値 (再現解析)

項目	降伏応力 (MPa)	引張強さ (MPa)	伸び (%)	ヤング率 (MPa)	ポアソン比
鋼管 <sup>※1</sup>	477	541	33	$2.0 \times 10^5$	0.3
フランジプレート <sup>※2</sup>	382	527	31	$2.0 \times 10^5$	0.3
ボルト <sup>※2</sup>	1,012	1,062	20	$2.0 \times 10^5$	0.3

※1 引張試験 (材料試験実施) の結果値

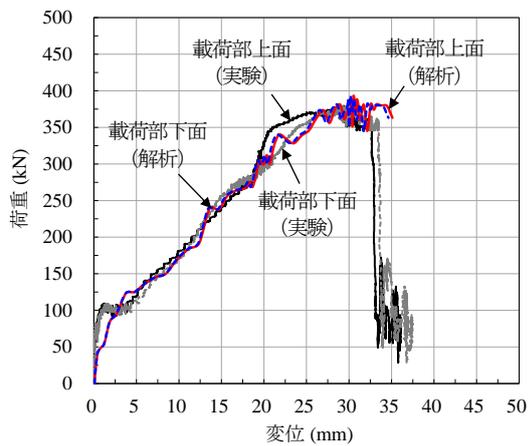
※2 検査証明書 (ミルシート) の値

载荷体に発生した反力 (接触力) を荷重として評価した。

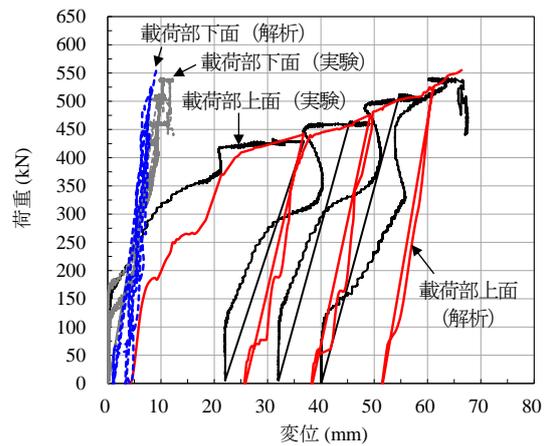
### (3) 実験結果と解析結果の比較

図-3(a)および(b)に、それぞれ継手遠方载荷および継手近傍载荷の実験および解析での荷重-変位関係を示す。まず、図-3(a)の継手遠方载荷の場合、解析での最大荷重は 392 kN で、実験での最大荷重 (380 kN) に比べてやや大きい結果 (約 3.1%) となった。一方、このときの変位は表-3(a)に示すとおりで、解析値と実験値の差は载荷部上面で 1.3 mm、载荷部下面で 0.8 mm であり、解析値は実験値をよく再現できている。なお、実験および解析結果ともに変位 30 mm 以降で荷重が変動しているが、これはこの時点でボルトが一挙に破断したため、振動が生じたものと考えられる。

次に、図-3(b)の継手近傍载荷では、ボルトが破断に至るまで载荷を行ったため 4 回の繰り返し载荷となったが、解析での最終的な最大荷重は 555 kN で、実験での最大荷重 (542 kN) より約 2.3% 大きい。一方、このときの変位は表-3(b)に示すように解析値と実験値の差は 5.5 mm 以下であり、継手近傍载荷の場合も解析結果は実験結果と



(a) 継手遠方載荷



(b) 継手近傍載荷

図-3 動的（急速）載荷の荷重-変位関係（実験結果と解析結果）

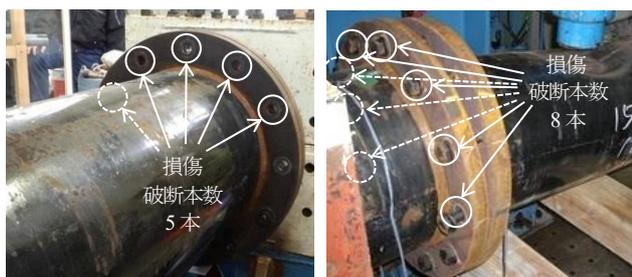
表-3 実験値と解析値の比較（動的（急速）載荷）

(a) 継手遠方載荷

	最大荷重 (kN)	載荷部上面 (mm)	載荷部下面 (mm)
実験値	380	29.4	29.3
解析値	392	30.7	30.1
差異 (%)	12 (3.1 %)	1.3 (4.4 %)	0.8 (2.7 %)

(b) 継手近傍載荷

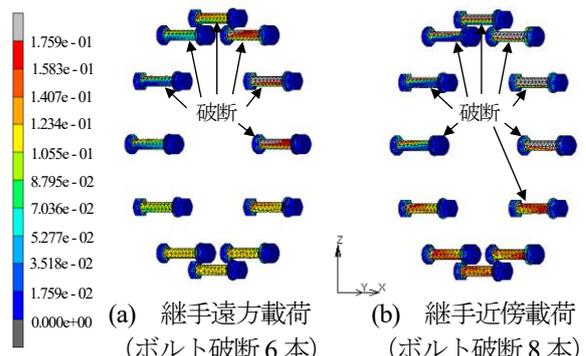
	最大荷重 (kN)	載荷部上面 (mm)	載荷部下面 (mm)
実験値	542	60.9	10.0
解析値	555	66.4	9.1
差異 (%)	13 (2.3 %)	5.5 (8.3 %)	-0.9 (-9.9 %)



(a) 継手遠方載荷  
(ボルト破断 5 本)

(b) 継手近傍載荷  
(ボルト破断 8 本)

図-4 ボルトの損傷状況  
(動的（急速）載荷：実験結果)



(a) 継手遠方載荷  
(ボルト破断 6 本)

(b) 継手近傍載荷  
(ボルト破断 8 本)

図-5 ボルトの相当塑性ひずみ分布  
(動的（急速）載荷：解析結果)

大略一致していることが確認された。

図-4(a)および(b)に、実験での継手遠方載荷および継手近傍載荷のボルトの損傷状況、図-5(a)および(b)に解析での継手遠方載荷および継手近傍載荷のボルトの相当塑性ひずみ分布を示す。ここでは、解析によるボルトの破断をミルシートによる伸び 20%に対応する相当塑性ひずみ（破断ひずみ 0.18）で評価した。まず、継手遠方載荷の場合、図-4(a)に示す実験で破断したボルトの本数は 5 本であったのに対し、図-5(a)に示す解析で破断ひずみを超過したボルトの本数は 6 本となり、実験結果に比べて 1 本多い結果となった。次に、継手近傍載荷の場合では、図-4(b)に示す実験で破断したボルトの本数は 8 本、図-5(b)に示す解析で破断ひずみを超過したボルトも 8 本で同数であった。また、解析による破断ひずみを超過したボルトの位置は、最上部から環状となって

おり、実験での破断ボルトの位置とほぼ同位置である。

これらより、本解析結果は継手遠方載荷および継手近傍載荷の両ケースともに実験での全体的な傾向を概ね再現できており、本解析手法の妥当性を確認することができた。なお、静的載荷の場合も再現解析を実施したが、解析結果は実験結果をよくシミュレートしていることを確認している。

### 3. 継手を補強した鋼管はりの耐荷性能

ここでは、フランジ継手を有する両端固定鋼管はりを選定し、継手を補強した場合について静的および動的（衝突）弾塑性解析を行い、その挙動について検討する。なお、比較のため継手を補強しない継手付き両端固定鋼管はりも検討の対象とした。

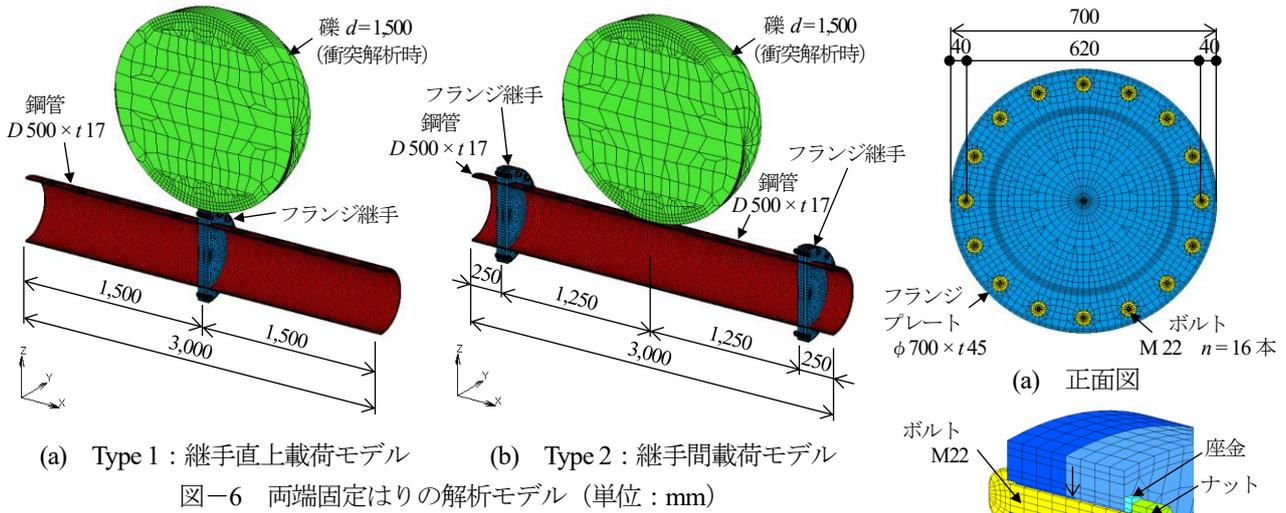


図-6 両端固定はりの解析モデル (単位: mm)

表-4 部材の断面寸法

項目	規格	形状・寸法 (mm)
鋼管	STK490	D 500.0 × t 17.0
フランジプレート	SM490	φ 700.0 × t 45.0
ボルト	F10T	M22 × L 125 16本

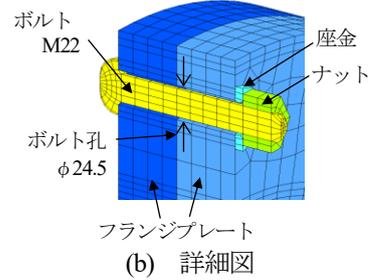


図-7 補強なし継手モデル (R0 タイプ) (単位: mm)

### 3.1 両端固定鋼管はりモデル

図-6 に、両端固定鋼管はりの解析モデルを示す。解析モデルは、スパン長 3,000 mm の両端固定はりモデルで、3次元ソリッド要素とした。はりタイプは、図-6(a)に示す鋼管はり中央部に継手を有するタイプ (Type 1)、図-6(b)に示す鋼管はりの左右に継手を有するタイプ (Type 2) の 2 タイプである。なお、荷重位置は各タイプともスパン中央とした。すなわち、Type 1 は継手に直接荷重するタイプ (継手直上荷重タイプ)、Type 2 は継手間の鋼管に荷重するタイプ (継手間荷重タイプ) である。

解析で使用した各部材の寸法は、表-4 に示すとおりで、実際の鋼製堰堤で用いられている部材寸法を採用した。すなわち、本解析では直径 500.0 mm、板厚 17.0 mm の鋼管、フランジプレートは外径 700.0 mm、板厚 45.0 mm の鋼板、ボルトには呼び径 M22 のボルトを用いた。礫モデルは、設計における最大クラスの巨礫を想定し、直径 1,500 mm の球体とした。なお、実際の礫には凹凸があり、先端の尖ったような形状を考慮すべきであるが、モデル化が複雑となるため、ここでは継手補強の衝撃的効果を工学的に調べる目的で球体としてモデル化した。

### 3.2 補強なし継手モデル

図-7 に、補強なしの継手モデル (R0 タイプ) を示す。補強なしの継手仕様についても、実際の鋼製堰堤で用いられている仕様を採用し、継手強度は母材強度 (許容応力度 185 MPa) の 75% の強度 (ここでは曲げモーメント) となるように式(1)によりボルト本数を設定した。すなわち、ボルトは図-7(a)に示すようにフランジプレートの

最上端から環状に 16 本均等に配置し、ボルト中心からフランジプレート外縁までの縁端距離は 40 mm とした。継手は、図-7(b)に示すようにフランジプレートを 2 枚組み合わせてボルトにより連結する仕様であり、ボルト孔は直径 24.5 mm で、ボルトとの隙間は 2.5 mm (片側 1.25 mm) である。なお、解析ではボルトに初期張力 (締結力) として、設計軸力 205 kN をあらかじめ導入した。

### 3.3 補強した継手モデル

図-8 に、継手補強モデルを示す。ここでは、継手の引張側を補強する対策として、図-8(a)に示すように継手の引張側のボルト本数を 2 本増加するタイプ (R1 タイプ)、図-8(b)に示すように引張側の継手の開きを防止する補強カバー (板厚 12 mm) を取り付けるタイプ (R2 タイプ)、さらに図-8(c)に示すようなボルト本数を均等に増加 (16 本から 20 本に増加) するタイプ (R3 タイプ) の 3 タイプを提示する。なお、鋼板による補強カバーの寸法は、図-9 に示すとおりである。ここで、R1 タイプの継手強度は、引張側のボルトを 2 本増加することにより、式(1)より継手の曲げ (抵抗) モーメントが増加し、母材強度の約 93% となる。R2 タイプは、ボルトのみの継手強度は R0 タイプ (母材強度の 75% の強度) と同じであるが、補強カバーを付加することにより、継手強度は R1 タイプと同等 (母材強度の約 93%) となる。つまり、補強カバーの抵抗力を  $P_r = \sigma_{ap} Z_{ap} / (t/2)$  (ただし、 $\sigma_{ap}$ : 鋼板の許容応力度、 $Z_{ap}$ : 鋼板の断面係数、 $t$ : 鋼板の板厚) として求め、この抵抗力  $P_r$  によって抵抗モーメント  $M_r = P_r y_r$  (ただし、 $y_r$ : 補強カバーから中立軸までの距離) が

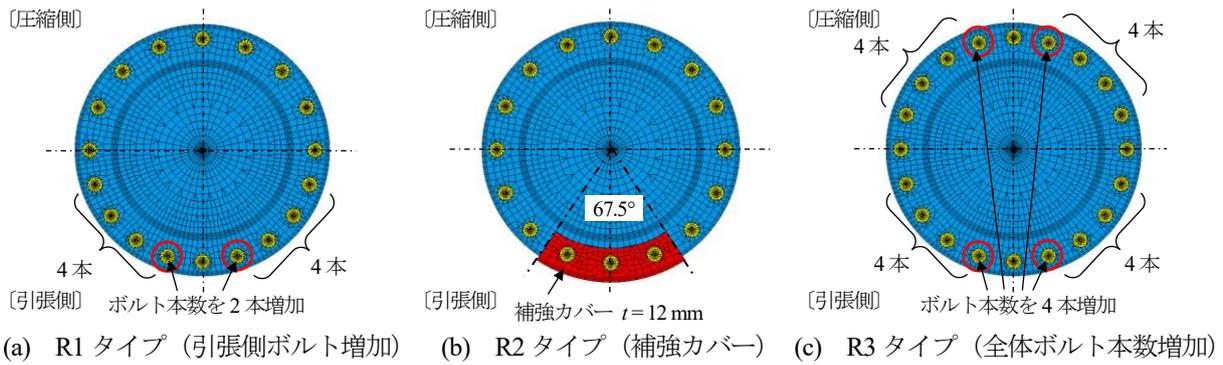


図-8 継手補強モデル

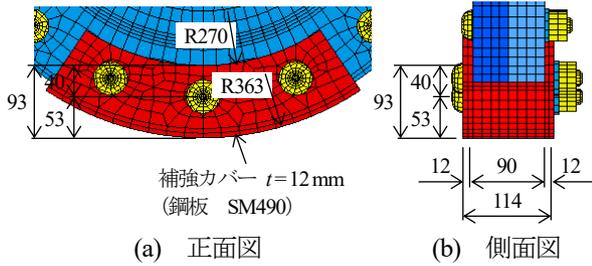


図-9 補強カバーモデル

表-5 材料物性値 (継手補強解析)

項目	密度 (g/cm <sup>3</sup> )	降伏応力 (MPa)	引張強さ (MPa)	伸び (%)	ヤング率 (MPa)	ポアソン比
鋼管	7.85	315	550	23	2.0×10 <sup>5</sup>	0.3
プレート	7.85	295	550	23	2.0×10 <sup>5</sup>	0.3
ボルト	7.85	900	1,100	14	2.0×10 <sup>5</sup>	0.3
礫	2.60	—	—	—	5.0×10 <sup>4</sup>	0.23

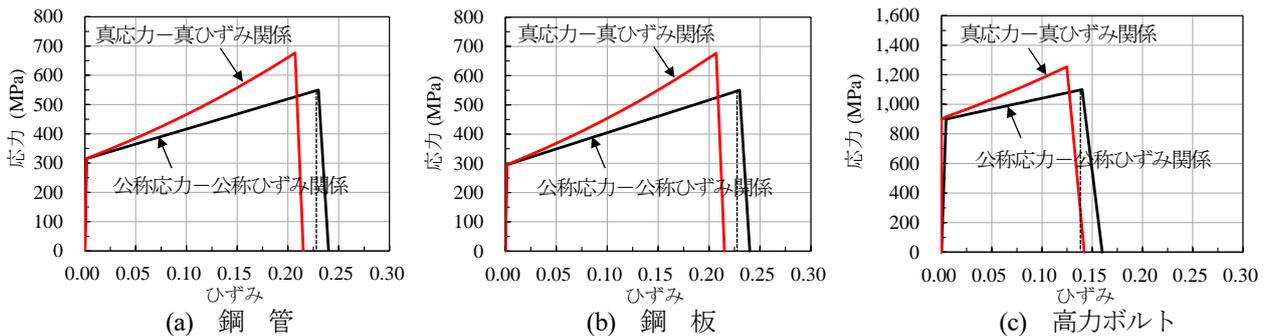


図-10 継手補強解析の応力-ひずみ関係

増加するものとし、補強カバー付加による継手強度がボルトを2本増加するR1タイプと同等の強度となるように補強カバーの板厚を設定した。一方、R3タイプはボルトを均等に4本増加させており、せん断強度はR1タイプに比べてボルトの増加本数分(20本/18本=1.1倍)大きくなるが、引張側のボルト増加本数(2本)はR1タイプと同等であるため、曲げに対する継手強度はR1タイプとほぼ同等(母材強度の約93%の強度)である。すなわち、各補強タイプの継手強度は、補強なしのR0タイプに比べて約1.24倍(=93%/75%)となっている。

### 3.4 材料特性

表-5に、解析で使用した材料物性値を示す。鋼管は一般構造用炭素鋼鋼管(STK490)、フランジプレートは溶接構造用圧延鋼材(SM490)、ボルトは高力ボルト(S10T)で、礫は球状弾性体とした。鋼製材料の構成則は、公称値を用いて公称伸びと公称引張強度が互いに対応し、公称伸び以降は応力がゼロとなるような図-10に

示すトリリニア型の応力-ひずみ関係を用いた。なお、降伏条件はvon-Misesの条件を適用し、等方硬化するものとした。

### 3.5 境界条件と接触条件

解析では、各タイプのはり両端部に全自由度を拘束(X、YおよびZ方向の変位固定、X、YおよびZ軸の回転拘束)する境界条件を設定した。フランジプレート同士およびフランジプレートとボルトの間は、すべて接触するものとし、各接触面はクーロン摩擦に従うものとした。すなわち、フランジプレート間、ボルト孔とボルト、およびフランジプレートとボルト(あるいは座金)には摩擦係数0.4<sup>4)</sup>、<sup>16)</sup>、礫と鋼管には摩擦係数0.3<sup>16)</sup>を設定した。なお、解析をより厳密に行うためには、ひずみ速度効果、減衰や初期不整の影響を考慮すべきであるが、ここでは継手補強効果を概略的に評価するため、これらの影響を考慮しないものとした。

表-6 荷重条件および解析ケース

鋼管はりタイプ (荷重位置)	継手タイプ	荷重条件	ケース数
Type 1 (継手直上荷重) Type 2 (継手間荷重)	R0 タイプ (継手補強なし)	静的荷重 衝突荷重	16
	R1 タイプ (引張側ボルト増加)		
	R2 タイプ (引張側補強カバー)		
	R3 タイプ (全体ボルト増加)		

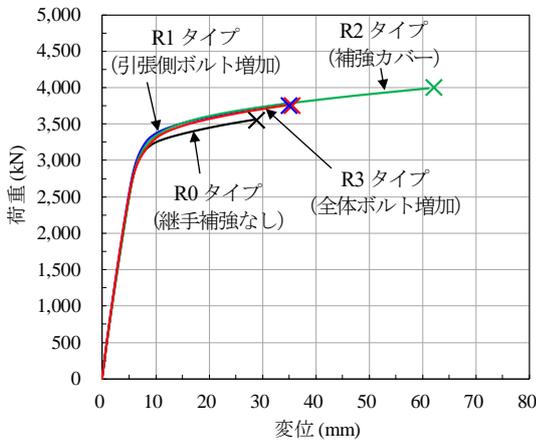


図-11 荷重-変位関係 (Type 1: 静的荷重)

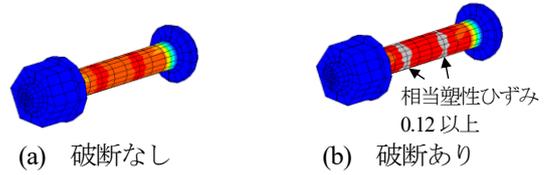


図-12 ボルトの破断判定

表-7 最大荷重と荷重点変位 (Type 1: 静的荷重)

タイプ	最大荷重 (kN)	荷重点 上面変位 (mm)	荷重点 下面変位 (mm)	へこみ 変形 (mm)
R0	3,560 (1.00)	28.7	28.0 (1.00)	0.7
R1	3,757 (1.06)	34.8	33.4 (1.19)	1.4
R2	3,994 (1.12)	61.1	57.0 (2.04)	4.1
R3	3,777 (1.06)	34.8	31.4 (1.12)	3.4

注: 括弧内の数字は R0 タイプに対する増加率を示す。

### 3.6 荷重条件および解析ケース

表-6 に、荷重条件および解析ケースを示す。静的荷重は、礫モデル (直径 1.5 m の球体) を鋼管はりに徐々に荷重させ、ボルト 1 本が破断に至るまで計算を実施した。衝突荷重は、設計で想定される最大クラスの土石流条件として、直径 1.5 m の礫 (質量 4.6 ton) を鋼管はりに接触させたまま速度 10.0 m/s で荷重させ、礫速度がゼロになるまで計算を実施した。荷重の評価については、静的荷重では荷重により発生する鋼管はり両端部の支点反力の合計を荷重として評価し、衝突荷重では礫衝突時に発生する礫の反力 (接触力) を荷重として評価した。

解析ケースは、表-6 に示すように継手補強なしタイプ (R0) の 4 ケースおよび継手補強タイプ (R1~R3) 12 ケースの計 16 ケースである。なお、本解析では構造の対称性および計算効率を考慮して 1/2 モデルを採用した。

## 4. 解析結果

### 4.1 静的荷重の場合

#### (1) Type 1 (継手直上荷重) の場合

図-11 に、Type 1 (継手直上荷重) の場合の荷重-変位関係を示す。ここでの変位は、荷重点となるフランジプレート上面 (フランジプレートと礫の接触点) の変位を示し、図中の×印はボルト 1 本が破断に至った時点を示している。ボルトの破断判定は、図-12 に示すようにボルトに発生するひずみがボルトの公称伸び 14% に対応する相当塑性ひずみ (破断ひずみ 0.12) を超えた時点とした。図-11 より、最大荷重は R1 タイプ (3,757 kN) と R3 タイプ (3,777 kN) はほぼ同じ値であるが、R2 タ

イプ (3,994 kN) が最も大きいことがわかる。補強なしの R0 タイプ (3,560 kN) と比べると、最大荷重は R1 タイプで約 1.06 倍、R2 タイプは約 1.12 倍、R3 タイプでは約 1.06 倍となり、各補強タイプとも補強なしタイプに比べて耐力がやや増加している。一方、荷重点変位は表-7 に示すように、荷重点上面変位は R1 タイプ (34.8 mm) と R3 タイプ (34.8 mm) は同じ値であるが、R2 タイプ (61.1 mm) が最も大きい。なお、各タイプとも荷重によるへこみ変形 (荷重点上面変位-下面変位) は僅かで、変位のほとんどははり変位となっている。ここで、R0 タイプに対するはり変位 (荷重点下面変位 28.0 mm) と比較すると、R1 タイプは約 1.19 倍、R2 タイプは約 2.04 倍、R3 タイプでは約 1.12 倍であり、各補強タイプとも変形性能が向上している。すなわち、Type 1 の継手直上への静的荷重の場合では、各補強タイプとも補強なしタイプに比べて耐力および変形性能は向上するが、引張側みのボルト本数を増加した R1 タイプと全ボルト本数を増加した R3 タイプではあまり差はなく、引張側に補強カバーを取り付けた R2 タイプが最も耐力および変形性能が大きくなることが確認された。

図-13 に、最大荷重時 (ボルト破断時) における鋼管はりの主応力図、図-14 に、接合部の主応力図をそれぞれ示す。ここでは、鋼管およびフランジプレートの引張強度 (550 MPa) に対応する真応力 (676.5 MPa) を最大 (最小) としたコンター図を示し、コンター図の赤い部分は引張側、青い部分は圧縮側の値を示している。図-13 より、各タイプともにはり両端部の鋼管上部および継手付近の鋼管下部で引張応力が生じ、荷重点となる継手

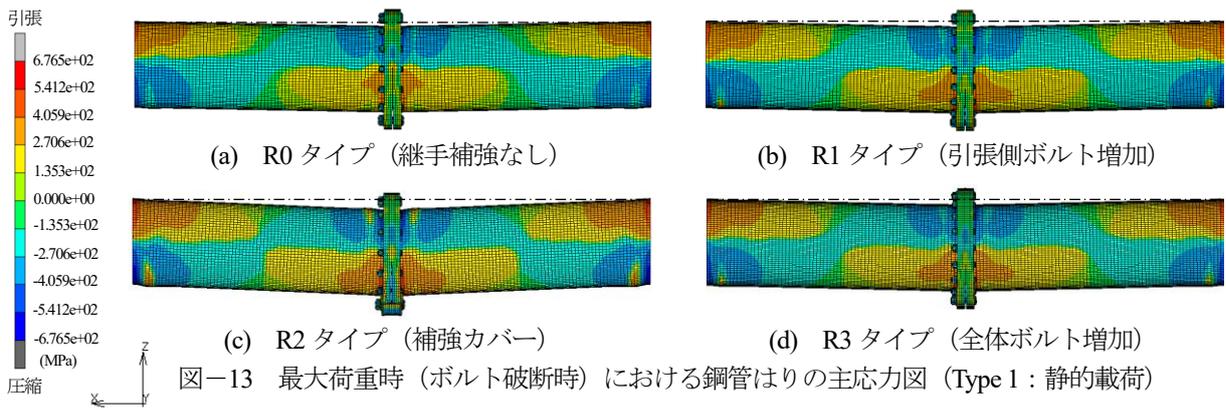


図-13 最大荷重時（ボルト破断時）における鋼管はりの主応力図（Type 1：静的荷重）

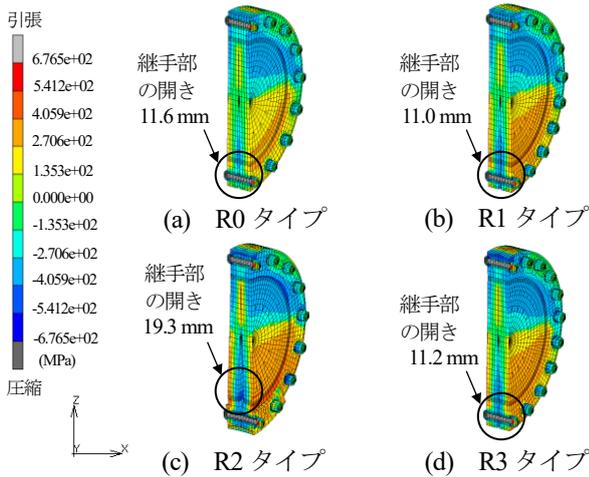


図-14 最大荷重時（ボルト破断時）における継手部の主応力図（Type 1：静的荷重）

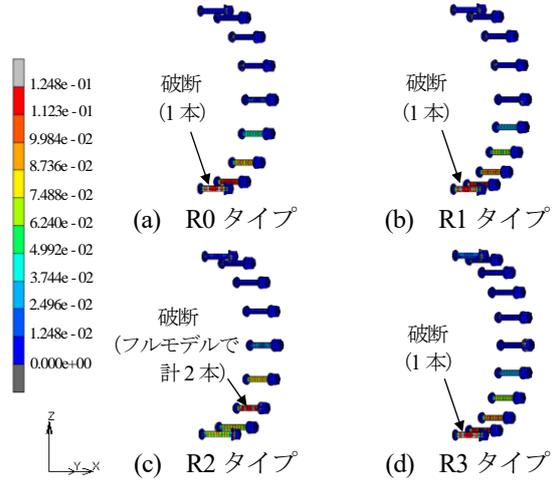


図-15 ボルトの相当塑性ひずみ分布（Type 1：静的荷重）  
※ 括弧内はボルトの破断本数の総数を示す。

上部付近の鋼管では圧縮応力が発生していることがわかる。なお、図-13(c)に示すように R2 タイプでは、はり両端部の鋼管下面および継手付近の鋼管上面で局部座屈の発生が認められる。しかし、各タイプともボルト破断時（最大荷重時）では、鋼管は破断強度（676.5 MPa）に達しておらず、鋼管に先行してボルトが破断することが確認された。これは、ボルトの破断ひずみ（0.12）が鋼管の破断ひずみ（公称伸び 23%に対応する相当塑性ひずみ 0.21）より小さく、また継手補強なしの R0 タイプでは継手強度が母材強度の 75%、継手を補強した R1～R3 タイプでも継手強度が母材強度の約 93%であったためと考えられる。

継手部に発生する応力は、図-14(a)に示す R0 タイプでは継手中心から上側で圧縮応力、下側で引張応力が発生していることがわかる。一方、図-14(b)～(d)に示す R1～R3 タイプでは、継手中心よりやや上側から継手下部にかけて引張応力が発生しており、R0 タイプに比べて引張側となる範囲がやや大きくなることが認められた。これは、各補強タイプが R0 タイプに比べ継手強度が約 1.24 倍と大きいことから、ボルト破断に至るまでにより大きな引張応力が作用したためと考えられる。また、継手部に発生する引張応力は、図-14(c)に示す R2 タイプが最

も大きい、これは前述のとおり R2 タイプに作用する最大荷重が他のタイプに比べて大きいためである。なお、継手部の開きには明確な違いが認められる。つまり、図-14(a)に示す R0 タイプ、図-14(b)の R1 タイプおよび図-14(d)の R3 タイプでは継手下部に開き（それぞれ、11.6 mm、11.0 mm および 11.2 mm）が生じるが、図-14(c)に示す R2 タイプでは、補強カバーより上側で大きな継手の開き（19.3 mm）が確認された。これは、R2 タイプでは補強カバーにより継手下端部の開きが抑制されたため、荷重により継手下端部ではなく、補強カバーより上側のフランジプレートに変形が生じ、継手に開きが生じたためである。

図-15に、ボルトの相当塑性ひずみ分布を示す。これより、ボルトの破断は図-14に示す継手部の開き箇所と同様な位置で生じていることが認められる。すなわち、図-15(a)に示す R0 タイプ、図-15(b)の R1 タイプおよび図-15(d)の R3 タイプは引張側の最縁端となる最下端のボルトが破断し、図-15(c)に示す R2 タイプでは最下端から3本目のボルト（フルモデルにすると対称で2本）が破断に至っている。なお、R2 タイプでのボルト破断位置は補強カバーより上部（補強カバーの直上部）であり、最下端部のボルトの破断は認められなかった。

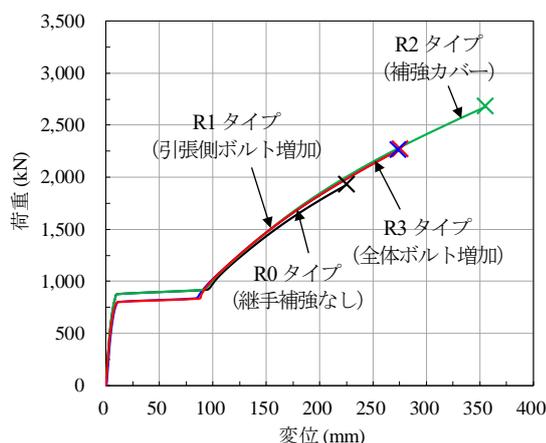


図-16 荷重-変位関係 (Type 2 : 静的載荷)

表-8 最大荷重と載荷点変位 (Type 2 : 静的載荷)

タイプ	最大荷重 (kN)	載荷点上面変位 (mm)	載荷点下面変位 (mm)	へこみ変形 (mm)
R0	1,924 (1.00)	224.4	-1.0	224.4 (1.00)
R1	2,242 (1.17)	270.4	-0.8	270.4 (1.20)
R2	2,677 (1.39)	355.4	14.0	341.4 (1.52)
R3	2,276 (1.18)	276.4	-0.5	276.4 (1.23)

注：括弧内の数字は R0 タイプに対する増加率を示す。

## (2) Type 2 (継手間載荷) の場合

図-16 に、Type 2 (継手間載荷) の場合の荷重-変位関係を示す。ここでの変位は、載荷点となる鋼管上面 (鋼管と碟の接点) の変位を示し、図中の×印はボルト 1 本が破断に至った時点を示している。図-16 より、最大荷重は R1 タイプ (2,242 kN) と R3 タイプ (2,276 kN) はほぼ同じ値であるが、R2 タイプ (2,677 kN) が最も大きいことがわかる。補強なしの R0 タイプ (1,924 kN) と比べると、R1 タイプは約 1.17 倍、R2 タイプでは約 1.39 倍、R3 タイプで約 1.18 倍と大きくなり、各補強タイプともに耐力の増加が認められた。載荷点変位は、表-8 に示すとおり、載荷点上面変位は R1 タイプで 270.4 mm、R2 タイプで 355.4 mm、R3 タイプで 276.4 mm となり、R1 タイプと R3 タイプはほぼ同じ値であるが、R2 タイプが最も大きくなる。この傾向は、Type 1 の継手直上載荷の場合と同様である。なお、Type 2 の場合、各タイプとも約 700~800 kN 付近で変位のみ約 100 mm まで増加しているが、これは鋼管のへこみ変形が生じたためであり、変位のほとんどはへこみ変形となっている。ここで、R0 タイプのへこみ変形 (224.4 mm) と比較すると、R1 タイプは約 1.20 倍、R2 タイプは約 1.52 倍、R3 タイプでは約 1.23 倍であり、各補強タイプとも変形性能は向上しており、特に R2 タイプが最も優れていることが認められた。すなわち、Type 2 の継手間への静的載荷の場合も Type 1 と同様に、補強なしタイプに比べて各補強タイプとも耐力および変形性能は向上するが、引張側のみのボルト本数を増加した R1 タイプと全ボルト本数を増加した R3

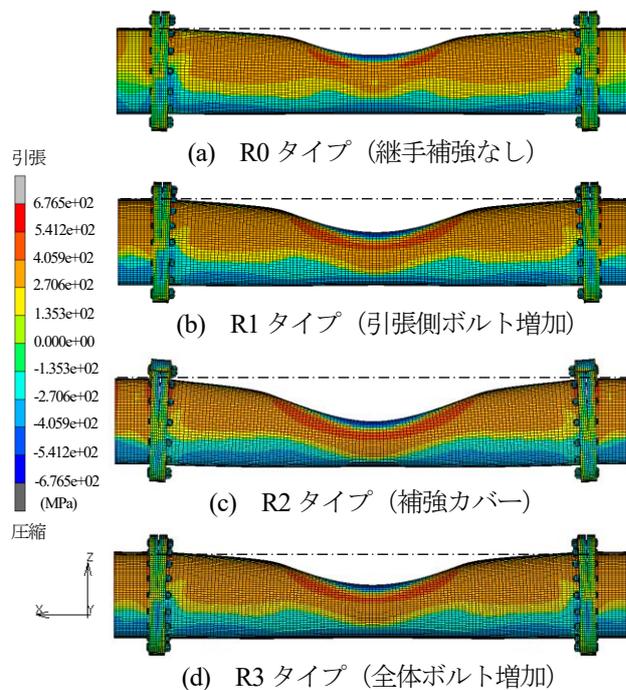


図-17 最大荷重時 (ボルト破断時) における鋼管はりの主応力図 (Type 2 : 静的載荷)

タイプではあまり差はなく、引張側に補強カバーを取り付けた R2 タイプが最も効果があることが認められた。

図-17 に、Type 2 における最大荷重時 (ボルト破断時) の鋼管はりの主応力図を示す。ここでも、鋼管およびフランジプレートの真応力 (676.5 MPa) を最大 (最小) としたコンター図を示している。図-17 より、各タイプとも鋼管のへこみ影響範囲を除く鋼管中央から上部全体に引張応力が生じ、鋼管下部は圧縮応力が発生していることがわかる。なお、最大荷重時 (ボルト破断時) においては、各タイプとも鋼管の発生応力は破断強度に達しておらず、鋼管に先行してボルトが破断することが確認された。これは、Type 1 と同様に、ボルトの破断ひずみが鋼管の破断ひずみより小さく、また各継手タイプの継手強度が母材強度より小さいためと考えられる。

図-18 に、最大荷重時における継手部の主応力図を示す。図-18 より、各タイプでの継手部の発生応力は Type 1 と反対の応力状態となることが確認された。すなわち、各タイプとも継手上部では引張応力、継手下部では圧縮応力が発生していることがわかる。一方、図-18(a) に示す R0 タイプ、図-18(b) の R1 タイプおよび図-18(d) の R3 タイプでは継手上部でそれぞれ 11.3 mm、11.7 mm および 11.5 mm の開きが生じ、図-18(c) に示す R2 タイプでは、補強カバー先端部からやや下部で 18.9 mm の大きな開きが確認された。これは、Type 1 の場合と同様に、補強カバーにより継手上端部の開きが抑制されたため、補強カバーよりやや下側のフランジプレートに変形が生じ、継手に開きが生じたものと考えられる。

図-19 に示すボルトの相当塑性ひずみ分布をみると、

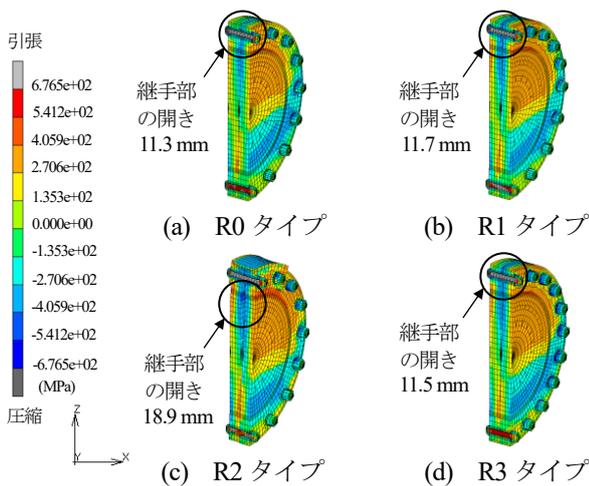


図-18 最大荷重時（ボルト破断時）における継手部の主応力図（Type 2：静的載荷）

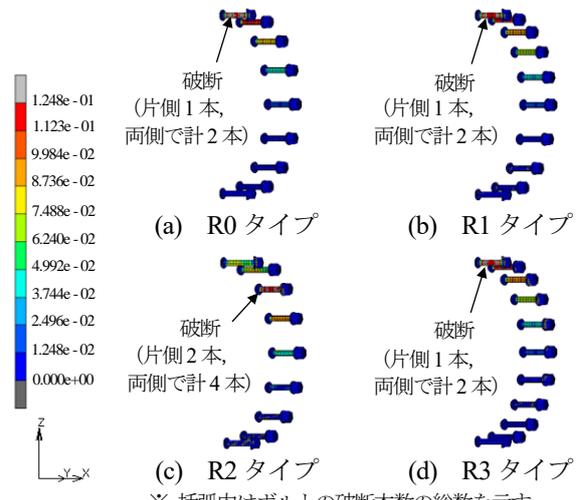
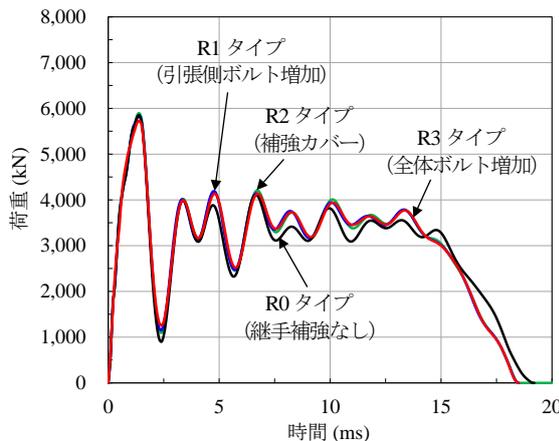


図-19 ボルトの相当塑性ひずみ分布（Type 2：静的載荷）

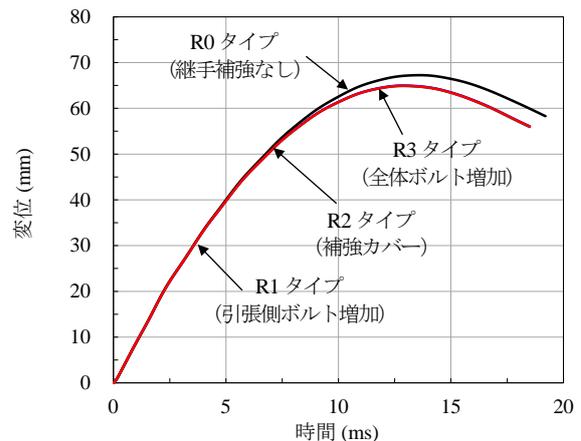
表-9 ボルト破断までの静的吸収エネルギー（静的載荷）

タイプ	Type 1（継手直上載荷）	Type 2（継手間載荷）
R0 タイプ（継手補強なし）	85.5 kJ (1.00)	273.9 kJ (1.00)
R1 タイプ（引張側ボルト増加）	110.7 kJ (1.29)	368.0 kJ (1.34)
R2 タイプ（引張側補強カバー）	214.2 kJ (2.51)	564.2 kJ (2.06)
R3 タイプ（全体ボルト増加）	111.5 kJ (1.30)	383.1 kJ (1.40)

注：括弧内の数字は、R0 タイプに対する静的吸収エネルギー増加率を示す。



(a) 衝突荷重—時間関係



(b) 変位—時間関係

図-20 衝突荷重および変位の時刻歴応答（Type 1：衝突載荷）

図-19(a)に示す R0 タイプ、図-19(b)の R1 タイプおよび図-19(d)の R3 タイプは引張側の最縁端となる最上端のボルト（片側の継手で 1 本，両側で計 2 本）が破断し、図-19(c)に示す R2 タイプでは最上端から 3 本目となる補強カバーより下部のボルト（片側の継手（フルモデル）で 2 本，両側で計 4 本）が破断することが確認された。

### (3) 静的吸収エネルギーの算定

図-11 および図-16 の荷重—変位関係において、ボルトの破断までの面積を算定すると表-9 のような静的吸収エネルギー容量が得られる。これより、Type 1（継手直上載荷）および Type 2（継手間載荷）の場合ともに、吸収エネルギーは R0 タイプに比べて R1～R3 タイプのほ

うが約 1.29～2.51 倍と大きく、それぞれ補強効果が得られていることがわかる。なお、この値は継手補強の設定値（R0 タイプの約 1.24 倍）より大きく、特に R2 タイプの吸収エネルギーは、Type 1 では R1 および R3 タイプの約 1.92～1.93 倍、Type 2 では約 1.47～1.53 倍となり、最も吸収エネルギーが大きいことが認められる。すなわち、静的載荷では引張側に補強カバーを取り付ける R2 タイプが最も補強効果に優れていることが確認された。

## 4.2 衝突載荷の場合

### (1) Type 1（継手直上載荷）の場合

図-20 は、Type 1（継手直上載荷）の場合の衝突荷重

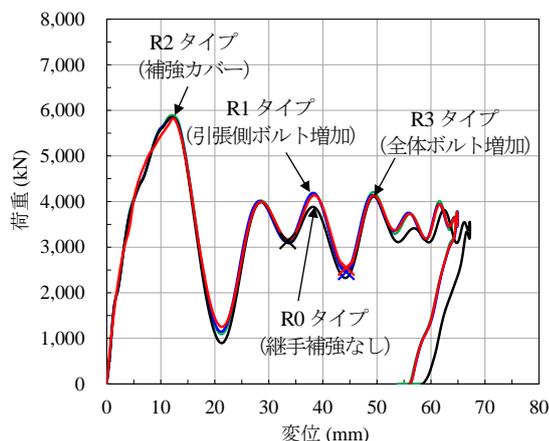


図-21 衝突荷重－変位関係 (Type 1: 衝突載荷)

表-10 最大荷重と最大変位 (Type 1: 衝突載荷)

タイプ	最大荷重 (kN)	載荷点 上面変位 (mm)	載荷点 下面変位 (mm)	へこみ 変形 (mm)
R0	5,844 (1.00)	67.2	60.2 (1.00)	6.6
R1	5,826 (1.00)	65.0	57.9 (0.96)	7.1
R2	5,892 (1.01)	64.9	55.8 (0.93)	9.1
R3	5,842 (1.00)	64.9	57.3 (0.95)	7.6

注: 括弧内の数字は R0 タイプに対する増加率を示す。

および変位の時刻歴応答を示したもので、図-20(a)は衝突荷重－時間関係、図-20(b)は変位－時間関係を示す。ここでの変位は、静的載荷と同様に載荷点となるフランジプレート上面（フランジプレートと礫の接触点）の変位を示している。これより、最大荷重は各タイプともほとんど変わらないが、変位応答は R0 タイプに比べ、R1～R3 タイプのほうがやや小さくなっている。ここで、図-20(a)の衝突荷重－時間関係、図-20(b)の変位－時間関係から時間軸を消去すると、図-21 のような衝突荷重－変位関係が得られる。なお、図中の×印は 1 本目のボルトが破断した時点を示し、ボルトの破断は前述のとおり、破断ひずみ 0.12 で評価している。これより、R1～R3 タイプの最大荷重は R0 タイプとほぼ同じ値であることがわかる。これは、礫載荷点となるフランジプレートの剛性がほぼ同じであるためと考えられる。また、衝突載荷（礫速度がゼロになるまでの載荷）ではボルト破断後も荷重の著しい低下は認められない。これは、最大荷重時ではボルトの破断は生じておらず、1 本目のボルト破断後も継手全体にはまだ破断していないボルトが残存していることから、慣性力により荷重が低下しなかったものと推察される。一方、載荷点変位は表-10 に示すように、各補強タイプのはり変位（載荷点下面変位）は R0 タイプに比べて約 0.93～0.96 倍とやや小さくなる。これは、継手補強により載荷点の剛性が大きくなったためと考えられる。なお、各タイプとも載荷によるへこみ変形（載荷点上面変位－下面変位）はほとんど発生せず、はり変形が顕著となっている。なお、図-20, 21 に示す衝突載

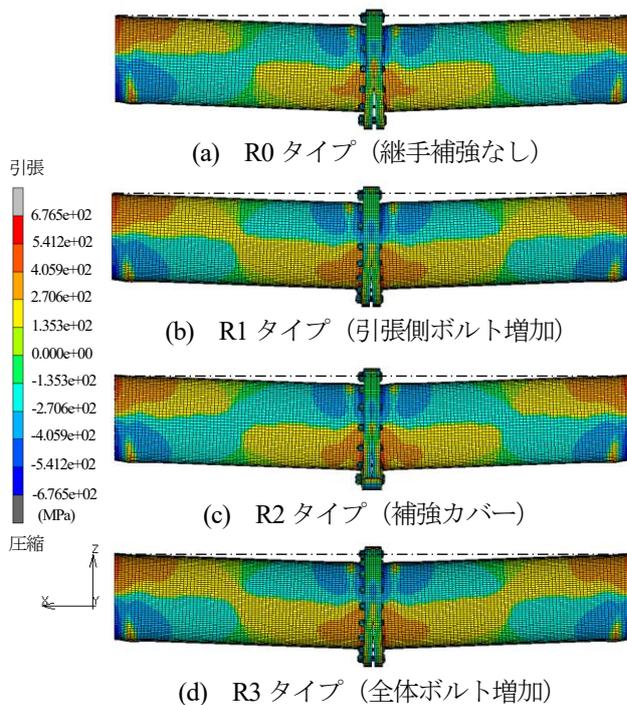


図-22 最大変位時における鋼管はりの主応力図 (Type 1: 衝突載荷)

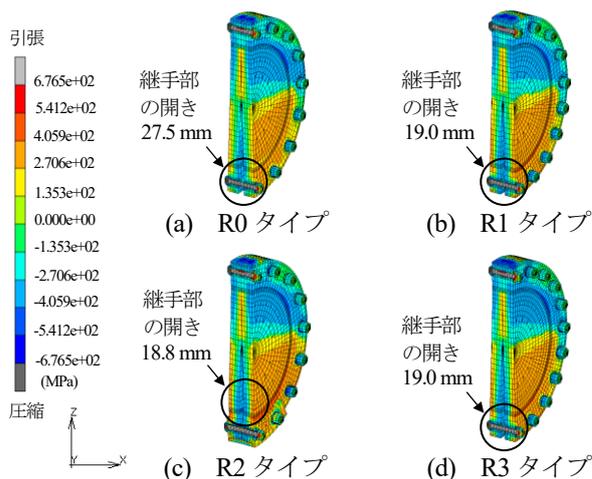
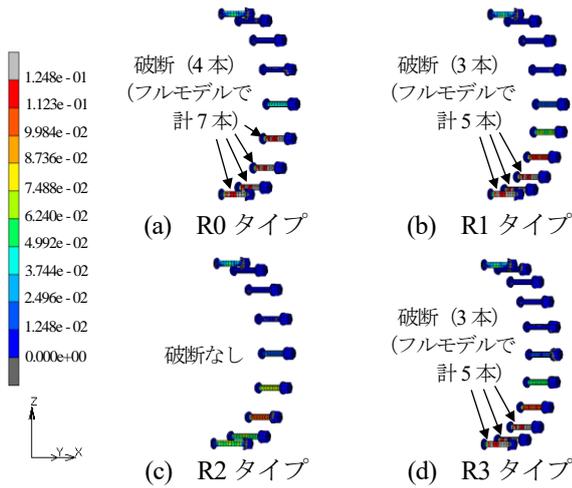


図-23 最大変位時における継手部の主応力図 (Type 1: 衝突載荷)

荷の最大荷重（約 5,800 kN）は、図-11 に示す静的載荷の最大荷重（約 3,500～4,000 kN）の約 1.5～1.7 倍となっている。これは、衝突載荷のように作用時間  $\Delta t$  が短くなると衝突荷重  $F=ma=m\Delta v/\Delta t$ （ただし、 $m$ : 載荷体（礫）の質量、 $a$ : 加速度、 $\Delta v$ : 速度増分、 $\Delta t$ : 時間増分）が大きくなるためと考えられる。

図-22 に、最大変位時における鋼管はりの主応力図を示す。図-22 より、各タイプとも静的載荷と同様に、はり両端部の鋼管上部および継手付近の鋼管下部で引張応力が生じ、継手上部付近の鋼管では圧縮応力が発生していることがわかる。

図-23 に、最大変位時における継手部の主応力図を示す。図-23 より、各タイプともに継手中央より上側では



※ 括弧内はボルトの破断本数の総数を示す。  
 図-24 ボルトの相当塑性ひずみ分布  
 (Type 1 : 衝撃载荷)

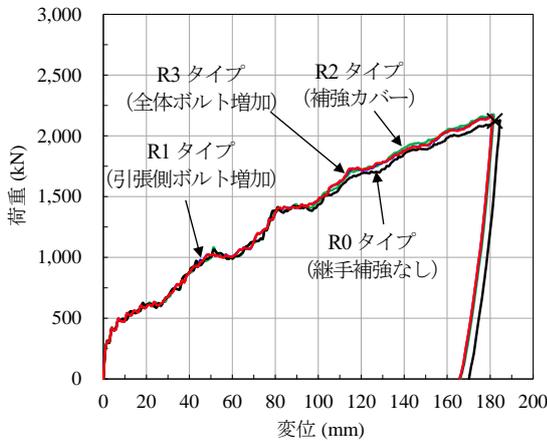
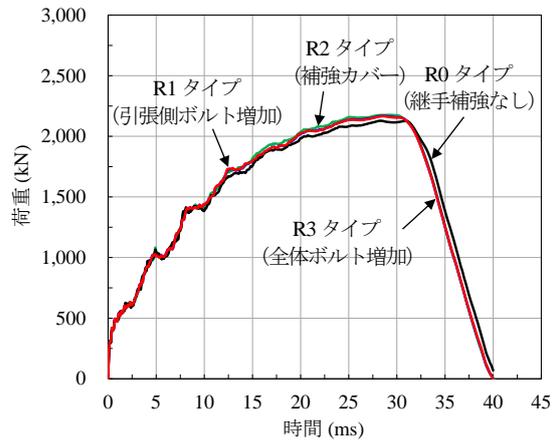


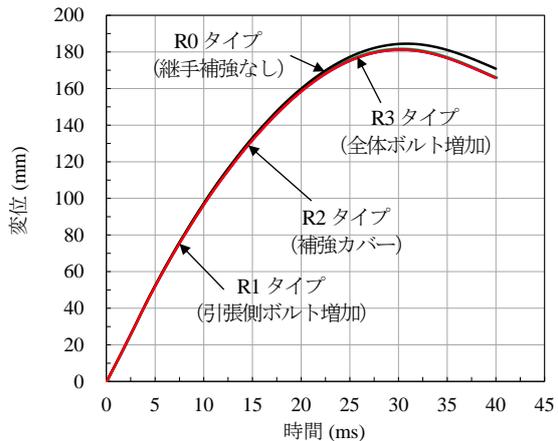
図-26 衝突荷重-変位関係 (Type 2 : 衝撃载荷)

圧縮応力、中央より下側では引張応力が発生していることがわかる。さらに、载荷点（衝突部）付近でも大きな圧縮応力が生じることが認められた。継手部の開きは、引張側となるフランジプレートで発生し、図-23(a)に示す R0 タイプ (27.5 mm) が最も大きく、R1~R3 タイプは 18.8~19.0 mm で同等であった。なお、R2 タイプは静的载荷の場合と同様に、補強カバー取り付け箇所よりやや上部で継手部の開きが確認された。

図-24 に、ボルトの相当塑性ひずみ分布を示す。これより、図-24(a)に示す R0 タイプでは最下段から 4 本（フルモデルで計 7 本）のボルトが破断し、図-24(b)に示す R1 タイプおよび図-24(d)に示す R3 タイプでは最下端から 3 本（フルモデルで計 5 本）のボルトが破断に至る。一方、図-24(c)に示す R2 タイプではボルトの破断は認められなかった。これは、補強カバーにより継手端部の開きが抑制されたためと考えられる。また、各タイプとも衝突部となる最上端のボルトでは、破断には至らないものの大きな塑性ひずみが認められた。すなわち、Type 1 の継手に礫が直撃するタイプでは、R1 タイプおよび R3



(a) 衝突荷重-時間関係



(b) 変位-時間関係

図-25 衝突荷重および変位の時刻歴応答  
 (Type 2 : 衝突载荷)

タイプではボルト本数の増加により継手の開きを抑制し、ボルト破断本数を減少させる効果が認められたが、R2 タイプの補強カバーによる対策のほうがより有効であることが確認された。

## (2) Type 2 (継手間载荷) の場合

図-25 に、Type 2 (継手間载荷) の場合の衝突荷重および変位の時刻歴応答を示す。すなわち、図-25(a)は荷重-時間関係、図-25(b)は変位-時間関係を示している。ここでの変位は、静的载荷と同様に载荷点となる鋼管上面（鋼管と礫の接触点）の変位を示す。これらより時間軸を消去すると、図-26 のような衝突荷重-変位関係が得られる。図-26 より、R1~R3 タイプの最大荷重はほぼ同じ値であることがわかる。これは、礫衝突点となる鋼管の剛性がほぼ一定であるためと考えられる。一方、表-11 に示すように R1~R3 タイプの载荷点変位（へこみ変形）は、R0 タイプに比べて約 0.98 倍とやや小さくなることが確認された。これは、継手補強により継手部の剛性が大きくなり、R0 タイプに比べて継手部による断面変形がより阻止されたためと推察される。

図-27 および図-28 は、それぞれ最大荷重時における鋼管はりの主応力図および継手部の主応力図を示してい

表-11 最大荷重と最大変位 (Type 2 : 衝突载荷)

タイプ	最大荷重 (kN)	载荷点最大変位 (mm)	载荷点下面変位 (mm)	へこみ変形 (mm)
R0	2,128 (1.00)	184.5	-5.2	184.5 (1.00)
R1	2,165 (1.02)	181.2	-6.5	181.2 (0.98)
R2	2,176 (1.02)	181.7	-6.3	181.7 (0.98)
R3	2,168 (1.02)	181.2	-6.6	181.2 (0.98)

注：括弧内の数字はR0タイプに対する増加率を示す。

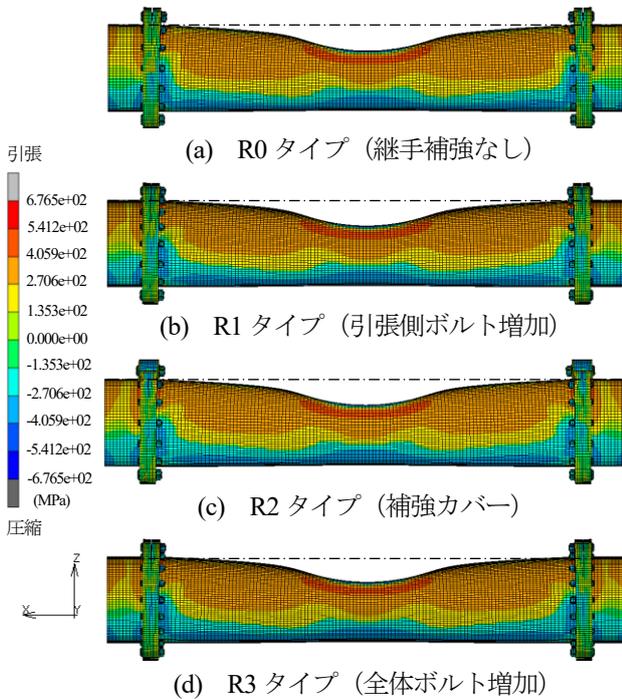


図-27 最大荷重時における鋼管はりの主応力図 (Type 2 : 衝撃载荷)

る。図-27より、各タイプとも鋼管のへこみ影響範囲を除く鋼管中央から上部全体に引張応力が生じ、鋼管下部には圧縮応力が発生していることがわかる。継手に発生する応力は、図-28に示すように各タイプとも継手中央より上部では引張応力、継手下部では圧縮応力が発生していることが認められる。また、継手部の開きはこれまでと同様にフランジプレートの引張側で発生し、図-28(a)に示すR0タイプ(10.3mm)以外はR1~R3タイプでの継手部の開きはほぼ同じ(7.5~7.7mm)であった。

図-29に示すボルトの相当塑性ひずみ分布をみると、図-29(a)に示すR0タイプで最上端のボルト1本の破断(片側の継手で1本、両側で計2本)が認められるが、図-29(b)~(d)に示すR1~R3タイプではボルトの破断に至っていない。すなわち、Type2のような礫が継手間の鋼管に衝突するタイプでは、各補強タイプとも本検討の範囲内では補強効果があることが認められた。

### (3) 衝突吸収エネルギーの算定

衝突解析での礫の衝突エネルギーは  $E = 1/2 mv^2 = 230.0$  kJ (ただし、 $m$  : 礫の質量 4.6 ton,  $v$  : 衝突速度 10.0 m/s)

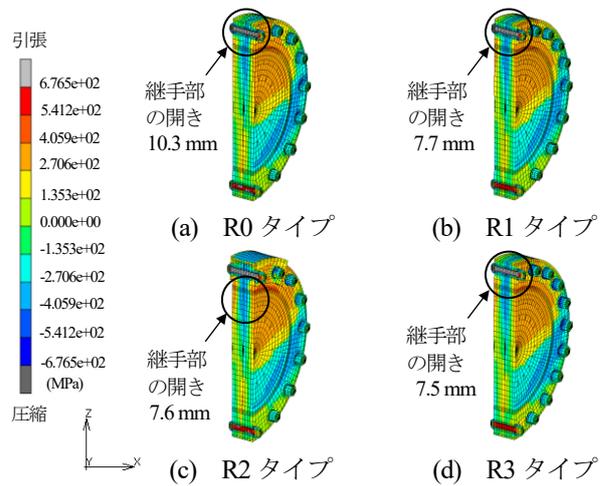
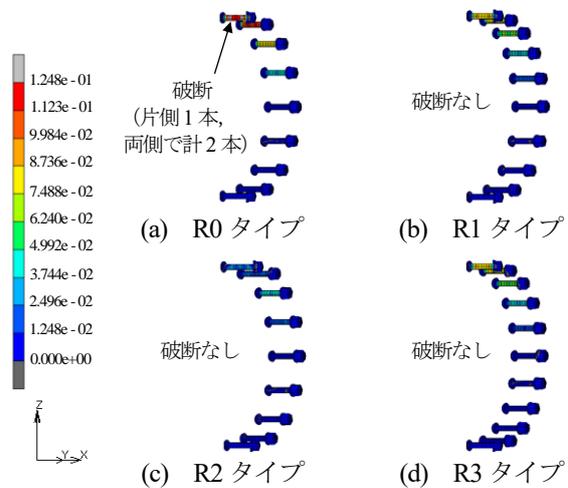


図-28 最大荷重時における継手部の主応力図 (Type 2 : 衝撃载荷)



※ 括弧内はボルトの破断本数の総数を示す。

図-29 ボルトの相当塑性ひずみ分布 (Type 2 : 衝撃载荷)

であり、表-9で算出した各タイプの静的吸収エネルギー容量と比較すると、礫の衝突エネルギーはType1では静的吸収エネルギー容量(約86~214kJ)を超えており、Type2の場合は静的吸収エネルギー容量(約274~564kJ)内にあることがわかる。

表-12に、衝突吸収エネルギー容量を算出した結果を示す。ここでは、衝突吸収エネルギーを变形による吸収エネルギー、ボルト破断によるエネルギーおよび補強カバーによるエネルギーの3つのエネルギーで評価した。つまり、变形によるエネルギーは図-21および図-26の衝突荷重-変位関係に囲まれた面積とし、ボルト破断および補強カバーによるエネルギーは、過大ではあるが簡易的な算出方法として、それぞれの応力-ひずみ関係における限界ひずみまでの面積に体積を乗じることで求めるものとした。すなわち、ボルト破断によるエネルギーは、図-10(c)のボルトの応力-ひずみ関係における破断ひずみ0.12までの面積(約126 N/mm<sup>2</sup>)に破断ボルト1本の体積(有効面積303 mm<sup>2</sup>×125 mm)を乗じた値(4.8

表-12 衝突吸収エネルギー（衝突載荷）

継手タイプ	Type 1（継手直上載荷）			Type 2（継手間載荷）		
	変形	ボルト破断	補強カバー	変形	ボルト破断	補強カバー
R0 タイプ（継手補強なし）	205.1 kJ	33.6 kJ（破断 7 本）	—	217.4 kJ	9.6 kJ（破断 2 本）	—
R1 タイプ（引張側ボルト増加）	203.4 kJ	24.0 kJ（破断 5 本）	—	225.9 kJ	0.0 kJ（破断 0 本）	—
R2 タイプ（引張側補強カバー）	205.6 kJ	0.0 kJ（破断 0 本）	99.2 kJ	227.0 kJ	0.0 kJ（破断 0 本）	99.2 × 2 kJ
R3 タイプ（全体ボルト増加）	203.5 kJ	24.0 kJ（破断 5 本）	—	226.0 kJ	0.0 kJ（破断 0 本）	—

※ 礫の衝突エネルギー  $E = 230.0$  kJ.

kJ) とした. また, R2 タイプの補強カバーによるエネルギーも同様に, 図-10(b)の鋼板の限界ひずみ 0.20 (相当塑性ひずみ) までの面積に図-9 の補強カバーの体積を乗じた値 (99.2 kJ) とした. なお, 礫自体の変形量 (礫上端変位-礫下端変位) は, Type 1 および Type 2 とともに最大で 1.1 mm 程度であったため, 礫自体の吸収エネルギーは考慮しないものとした.

まず, Type 1 (継手直上載荷) の場合, R0 タイプでは変形エネルギー (205.1 kJ) のみでは礫の衝突エネルギー (230.0 kJ) を吸収しきれないため, ボルトの破断エネルギー (4.8 kJ × 7 本 = 33.6 kJ) により逸散したものと考えられる. また, R1 タイプおよび R3 タイプも同様に変形エネルギー (それぞれ 203.4 kJ および 203.5 kJ) だけでは礫の衝突エネルギーを吸収しきれないため, ボルトの破断エネルギーにより逸散 (4.8 kJ × 5 本 = 24.0 kJ) したものと考えられる. 一方, R2 タイプでは変形エネルギー (205.6 kJ) のみでは礫の衝突エネルギーを吸収しきれないが, 補強カバーによる可能吸収エネルギー量 (99.2 kJ) が十分にあるため, ボルトの破断には至らなかつたものと判断される.

次に, Type 2 (継手間載荷) の場合, R0 タイプでは変形エネルギー (217.4 kJ) では礫の衝突エネルギーを吸収できないため, 両側の継手のボルト各 1 本が破断 (4.8 kJ × 2 本 = 9.6 kJ) したものと考えられる. 一方, 各補強タイプでは変形エネルギーのみで礫の衝突エネルギーをほぼ吸収可能であったため, ボルトの破断には至らなかつたものと判断される.

以上より, 衝突載荷では Type 1 の礫が継手に直撃する場合は, ボルト本数の増加による補強対策 (R1 および R3 タイプ) はあまり効果が認められず, 補強カバー (R2 タイプ) が効果的であることが確認された. 一方, Type 2 の継手間の鋼管に礫が衝突する場合は, ボルト本数の増加 (R1 および R3 タイプ) および補強カバー (R2 タイプ) とともに補強効果があることが認められた. なお, ここでのエネルギー評価法は, ボルトの破断をエネルギー的観点から試算的に把握したものであり, 実現象と対比する場合には, さらに精査する必要がある.

#### 4.3 継手補強対策に関する考察

以上の結果から, 本検討の範囲では静的載荷および衝突載荷ともに, R1~R3 タイプのいずれの補強タイプも

R0 タイプに比べて耐力が向上し, 一定の効果があるものと考えられる.

しかし, R1 タイプと R3 タイプの場合, ボルトの損傷度はあまり変わらず, 特に衝突載荷では, Type 1 (継手直上載荷) では Type 2 (継手間載荷) に比べてボルトの破断本数が多くなり, 継手の損傷が大きくなる (危険側となる) ことが確認された.

一方, 同じ継手強度 (母材強度の 93% の強度) でも R2 タイプは, 静的吸収エネルギーが Type 1 で R1 および R3 タイプの約 1.9 倍, Type 2 では約 1.5 倍と大きくなる. さらに, 衝突載荷においても Type 1 および Type 2 とともにボルトの破断は認められなかつたことから, R2 タイプは今回提案した 3 つの補強タイプのなかでは最も優れた補強方法であるといえる. つまり, 継手補強は引張側となる継手端部の開きを抑制する対策が効果的であると考えられる. ただし, 補強カバーの境界部のボルトが先行して破断する現象が確認されたため, 補強カバーの長さについては今後検討する必要がある.

#### 5. 結論

本研究は, フランジ継手を有する両端固定鋼管はりを対象に, 3 つの継手補強タイプを提案するとともに, その違いによる効果を礫の衝突位置および載荷方法の違いの観点から解析的に検討したものである.

本研究の成果をまとめると, 以下のようになる.

- 1) 本解析手法の妥当性を, フランジ継手付き鋼管はりの載荷実験の再現解析を行うことにより検証した.
- 2) 静的載荷では, Type 1 (継手直上載荷) および Type 2 (継手間載荷) とともに, 引張側に補強カバーを設置した R2 タイプが耐力および変形性能ともに優れた効果があることが確認された.
- 3) Type 1 (継手直上載荷) の衝突載荷では, ボルトの本数を増加したタイプ (R1 タイプおよび R3 タイプ) ではボルト破断が 5 本生じ, 補強効果はあまり認められなかつた. しかし, 補強カバーを設置した R2 タイプではボルトの破断は認められず, 優れた補強効果が確認された.
- 4) Type 2 (継手間載荷) の衝突載荷では, 各補強タイプ (R1~R3 タイプ) とともにボルトの破断は認められず, 継手補強の有効性が確認された.
- 5) 本検討の範囲内では, R1 タイプと R3 タイプによる補

強効果に明確な違いは認められず、ボルト本数を増加する補強方法の場合は、継手の引張側となる範囲のみのボルト増加 (R1 タイプ) でよいと考える。

今回提案した補強対策を実際の鋼製堰堤の継手に採用する場合、新設鋼製堰堤の場合には製作の容易さからボルト本数を増加する対策がよく、既設鋼製堰堤の継手補強には、補強カバータイプが有効であると考ええる。

なお、本研究では設計で想定される最大クラスの土石流条件 (礫径 1.5 m, 衝突速度 10.0 m/s) に対し、スパン長 3.0 m の鋼管はりを対象に衝突解析を実施したが、スパン長が短い場合や礫径がさらに大きい場合などに対しても性能評価をする必要がある。しかし、本研究の成果は、今後の新設鋼製堰堤に用いるフランジ継手構造や既設鋼製堰堤の安全性を向上させるための基礎資料として活用していく予定である。

#### 参考文献

- 1) 国土交通省 中部地方整備局：長野県南木曾町梨子沢 土石流 速報, 2014.
- 2) 萬徳晶明：南木曾町梨子沢で発生した土石流災害, 速報, Sabo, Vol.116, pp.2-7, 2014.
- 3) 国土交通省 中部地方整備局：梨子沢流域砂防堰堤に関する検討会報告書, 2014.
- 4) (社) 日本道路協会：道路橋示方書・同解説 I 共通編, II 鋼橋編, 2012.
- 5) 日本建築学会：鋼構造物接合部設計指針, 丸善 (株), 2012.
- 6) 鋼製砂防構造物委員会編集：鋼製砂防構造物設計便覧, (財) 砂防・地すべり技術センター, 平成 21 年版, 2009.
- 7) 青木徹彦, 国分尚司：架設用鋼管継手の曲げ耐荷力実験, 構造工学論文集, Vol.41A, pp.191-197, 1995.
- 8) 加藤勉, 廣瀬隆太：円形鋼管の高力ボルトフランジ継手の耐力, 日本建築学会論文報告書, 第 339 号, 1984.
- 9) 五十嵐定義, 脇山広三, 井上一郎, 松本竹二, 村瀬吉秀：高力ボルト鋼管フランジ継手の極限設計法に関する研究, その 1 リブ・リング無し継手, 日本建築学会構造系論文報告書, 第 354 号, pp.52-66, 1985.
- 10) 渡邊英一, 杉浦邦正, 山口隆司, 葛西俊一郎：高力ボルト鋼管フランジ継手の設計法に関する基礎的研究, 構造工学論文集, Vol.38A, pp.1-12, 1992.
- 11) 園田佳巨, 土屋羊平, 玉井宏樹, 嶋丈示：鋼製透過型砂防堰堤の耐荷性能に関する基礎的研究, 構造工学論文集, Vol.63A, pp.1019-1030, 2016.
- 12) 肥後野孝倫, 中野博志, 嶋丈示, 白石博文, 香月智：継手部に礫衝突を受けた中空鋼管の残存耐力評価実験, 平成 17 年度砂防学会研究発表会概要集, pp.218-219, 2005.
- 13) 國領ひろし, 堀口俊行, 別府万寿博, 園田佳巨, 石川信隆：フランジ継手を有する鋼管はり部材の動的載荷性能実験, 構造工学論文集, Vol.65A, pp.807-820, 2019.
- 14) 日本建築学会：鋼構造物設計基準, 2002.
- 15) Marc: <https://www.mscsoftware.com/ja/product/marc> (2019 年 7 月 8 日閲覧)
- 16) 日本機械学会編：機械工学便覧 改訂第 4 版, 1960.

(2020 年 9 月 15 日受付)

(2021 年 2 月 1 日受理)