

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

國領ひろし
日鐵住金建材(株)土木開発技術部土木商品開発室

堀口, 俊行
防衛大学校システム工学群建設環境工学科 : 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/2324/4793212>

出版情報 : Journal of structural engineering. A. 65, pp.807-820, 2019-03. Japan Society of Civil Engineers

バージョン :

権利関係 :



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

Experimental study on the dynamic load-carrying capacity of steel pipe beam with a flange joint

國領ひろし[†], 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

[†]日鐵住金建材(株), 土木開発技術部 土木商品開発室 (〒135-0042 東京都江東区木場 2-17-12)

*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 paper presents an experimental approach on the dynamic load-carrying capacity of the steel pipe beam with a flange joint. First, the current status of steel pipe beams with joints is presented. Second, the static and dynamic (rapid-speed) load tests are performed for the steel pipe cantilever beams with a flange joint by changing the loading position. The test results showed that the failure mechanism of flange joint by dynamic load was remarkably damaged rather than the one by static load at the loading position near the flange joint. This cause may be due to the effect of repeated loads and strong shearing force. On the other hand, the damage at the loading position far from the flange joint was only flexural-tension and no difference between static and dynamic loads.

Key Words: dynamic load-carrying capacity, flange joint, loading position

キーワード: 動的載荷性能, フランジ継手, 載荷位置

1. 緒言

鋼製透過型砂防堰堤(以下, 鋼製堰堤と称す)は, 荒廃した山間部の溪流や土石流発生の危険性の高い溪流に建設され, これまで土砂災害の防災, 減災に大きく貢献してきた。一方, 土石流捕捉後の現地調査では, 巨礫等の衝突が起因とされる鋼製堰堤の損傷事例も報告されている¹⁾。これまでの損傷事例では, 鋼製堰堤を構成する鋼管部材の摩耗やへこみ変形が主であったが, 近年では, 設計時の規模をはるかに上回る土石流の流下や巨礫の衝突などによって, 写真-1 のように鋼管部材の連結部の破損やそれに伴う部材の欠落など, 鋼製堰堤に多大な被害を及ぼす事例も見受けられるようになってきた。

一般に鋼製堰堤は, 写真-2 に示すように部材の運搬や現地での組立の容易さを考慮し, 各部材の連結に接合ボルトによるフランジ継手を採用している。ここで, 鋼製堰堤はその機能上, 土石流流体力や礫衝突荷重等の衝撃力を受ける構造物であるため, 継手の損傷は構造体の

倒壊に繋がるおそれがあり, 継手は構造体としての一体性を保つうえで重要な構造要素となっている。

鋼管継手に関する研究は, 古くからこれまで数多くなされてきた。実際の鋼製堰堤に用いる鋼管継手の研究としては, 例えば渡邊ら²⁾が鋼管フランジ継手に対して二点載荷による純曲げ載荷試験を行い, リブプレートの有無によるフランジ継手の簡易的な設計法を提案している。一方, 継手の動的実験や解析に関する研究としては, 肥後野ら³⁾が鋼管にダイアプレート⁴⁾を溶接した継手への重錘落下衝突実験を行い, 継手の有無による中空鋼管の残存耐力を評価している。この研究から継手部への載荷荷重の影響による鋼管はり部材の耐力の違いについて示しているが, 継手における耐荷性能については言及していない。また, 園田ら⁴⁾はボルト接合継手(フランジ継手)を有する鋼管部材の動的解析により部材の破壊メカニズムに関する研究を行っている。しかし, 継手におけるボルトの影響や載荷条件について具体的なメカニズムや詳細なデータを示しているわけではない。そのため, 実際の部材における載荷条件の影響による耐荷性能を評価することが求められている。さらに, 実際の鋼製堰堤

[†] 連絡著者 / Corresponding author

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



(a) 全景 (部材の欠落)



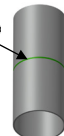
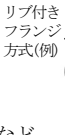
(b) 近景 (継手部の損傷)

写真-1 鋼製堰堤の損壊事例



写真-2 鋼製堰堤の現地組立状況

表-1 一般的な鋼管継手の一例

形式	連結方式 (例)	主な用途
直継手	連結板方式 溶接方式 タップ型 ボルト方式 など 	橋梁, 鉄塔, 基礎杭 など
フランジ継手	ダブル フランジ方式 リップ付き フランジ方式 リップなし フランジ方式 など 	橋梁, 鉄塔, 配管 など
機械式継手	ピン式 ねじ式 など  	基礎杭 など
その他	拡張式継手 など	配管 など

に用いる継手の動的実験や解析に関する研究は、これらの研究以外にあまり行われていない。

そこで本研究では、一般に鋼管を連結する際に使用されている継手構造を調査するとともに、鋼製堰堤に用いられているフランジ継手の現状を把握する。次に、フランジ継手を有する鋼管はりに対し、静的および動的（中高速）載荷実験を行い、その損傷状況と耐荷性能を調べ、今後の鋼製堰堤に用いるフランジ継手の設計への基礎資料を提供するものである。

2. 鋼管継手の現行設計法と損傷実態

2.1 鋼管継手の一般的な構造形式

一般的に鋼管継手に用いられている構造形式は表-1 のようであり、直継手やフランジ継手形式は従来から様々な分野、用途で使用され、連結方式も数多く開発されている。さらに、基礎杭に用いる鋼管継手については、従来では直継手の現場溶接方式が主流であったが、近年では現場溶接を要しない機械式継手も採用されている。

継手の設計に用いる外力は、それぞれの用途に応じて適切な荷重条件が設定されているが、それらは静的な荷重であり、衝突等の動的な荷重は考慮されていない。継手の耐力については、曲げやせん断、圧縮、引張、ねじ

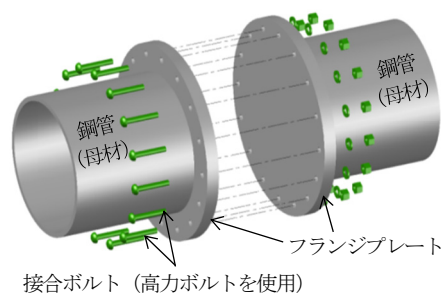


図-1 鋼製堰堤のフランジ継手の一例

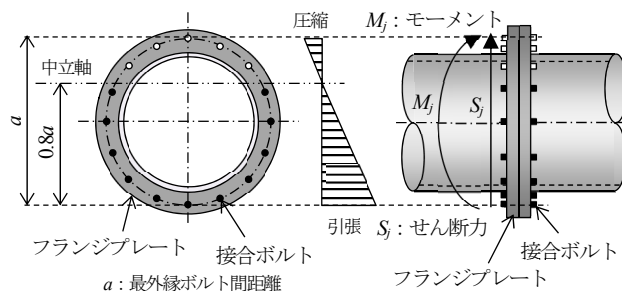
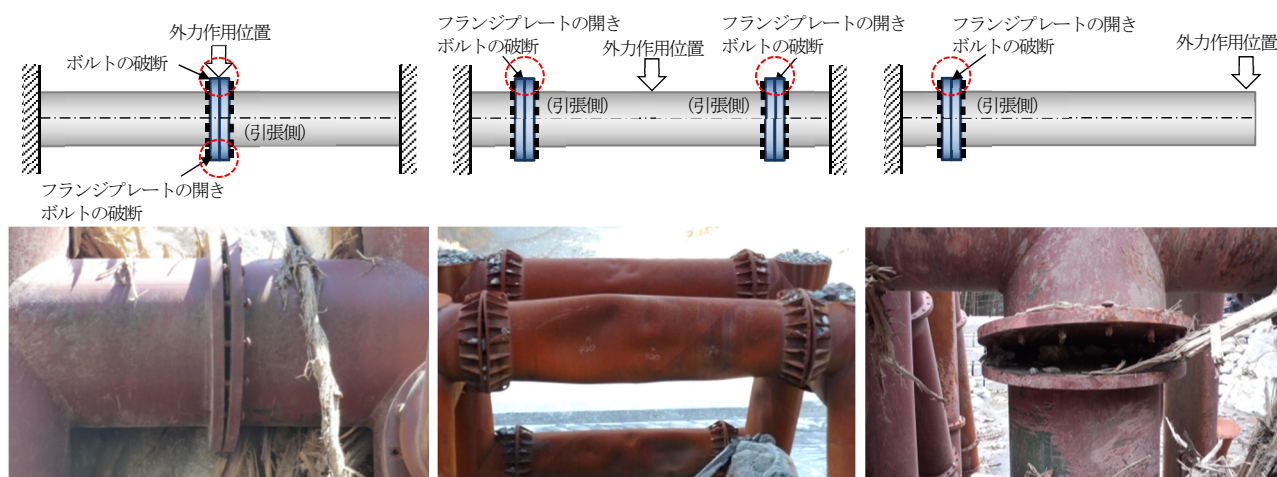


図-2 フランジ継手に用いる接合ボルト設計の考え方

り等に対し、許容応力度法により安全照査を実施している。なお、道路橋示方書⁵⁾では、部材の連結の設計においては、原則として母材全強の75%以上の強度をもつようにすることとされており、母材の全強は、許容応力度を用いて算出するものとされている。

2.2 鋼製堰堤に用いるフランジ継手の設計法

現行の鋼製堰堤では、部材の連結に図-1 に示すようなフランジ継手を用いている。設計では、土石流流体力や堆砂圧等の静的荷重により発生する作用応力に対して安全性を確保するものとしているが、部材と連結部の強度に大きなアンバランスが生じないように連結部の強度は最低限、母材全強（公称降伏応力）の75%以上を確保することとしている⁶⁾。ただし、せん断力については作用応力を用いてよいこととされている⁷⁾。安全性の照査は、継手を構成する接合ボルトおよびフランジプレートについて、図-2 に示すように継手に作用する曲げモーメントおよびせん断力に対して必要なボルトの直径、本数およびフランジプレートの板厚を算出することにより実施している。ここで、母材全強の75%の曲げモーメントが作用する場合の接合ボルトは、次式により算出される。



(a) 継手直撃型（下流視）

(b) 継手間中央型（上流視）

(c) 片持ち梁型（上流視）

図－3 継手の損傷形態と外力作用位置

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

ただし、 ρ_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（ $M_j \geq M_T = 0.75 \sigma_y Z$ ）、 σ_y ：母材の公称降伏応力、 Z ：母材の弾性断面係数、 y_i ：ボルトから中立軸までの距離（ここでは中立軸を最外縁ボルト間距離の引張側から 0.8 倍の位置に仮定）、 Σ ：接合線の片側にあるボルトに対する和、 y_n ：最外縁ボルトの中立軸からの距離、 ρ_{Ty} ：ボルト 1 本あたりの曲げ引張耐力（ $\rho_{Ty} = \sigma_{yb} A_{be}$ ）、 σ_{yb} ：ボルトの降伏耐力（降伏応力）、 A_{be} ：ボルトの有効断面積。

一方、せん断力に対する接合ボルトの直径、本数は次式により算出される。

$$\rho_S = \frac{S_j}{n} \leq \rho_{Ty} \quad (2)$$

ただし、 ρ_S ：ボルト 1 本に作用するせん断力、 S_j ：接合部に作用するせん断力、 n ：接合部のボルト本数、 ρ_{Ty} ：ボルト 1 本あたりのせん断耐力（ $\rho_{Ty} = \sigma_{yb} / \sqrt{3} A_b$ ）、 σ_{yb} ：ボルトの降伏耐力（降伏応力）、 A_b ：ボルトの断面積。

2.3 フランジ継手の損傷実態

鋼製堰堤の土石流捕捉後の調査では、鋼管部材の軽微な削痕や塗装の剥離等は認められるものの、施設全体は健全であり、鋼製堰堤の高い安全性が確認されてきた。しかし、近年、大規模な土石流が発生し、写真－1 に示すように設計時の外力条件を大幅に上回る巨礫の衝突等によりフランジ継手の接合ボルトの破断等によって鋼製堰堤の一部が破壊された¹⁾。

図－3 に、これまでに確認されている鋼製堰堤のフランジ継手の損傷形態を示す。損傷形態は、接合ボルトの破断とフランジプレートの開きであり、礫等の衝突位置（外力の作用位置）の違いにより、(a) 継手直撃型、(b) 継

手間中央型、(c) 片持ち梁型の三つのタイプに分類することができる。それぞれのタイプの損傷箇所をみると、曲げ引張力が作用したと想定される箇所での損傷が顕著であることがわかる。

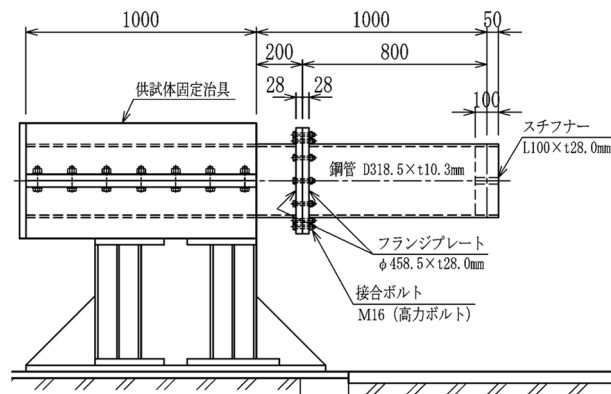
3. 载荷実験

3.1 実験の目的

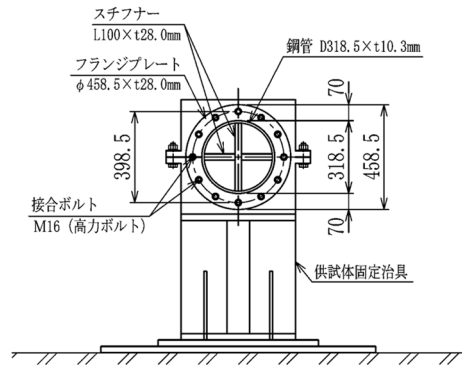
現行の鋼製堰堤の継手設計法と損傷実態に鑑みて、継手遠方と継手近傍に荷重が作用する場合の継手挙動を調べるため、ここでは、曲げ引張力とせん断力が作用すると考えられる図－3(c)のような片持ち梁型の鋼管継手を選定し、その損傷状態と耐荷性能を把握することを目的として静的および動的（中高速）载荷実験を行った。すなわち、主として曲げ引張力が作用する片持ち梁を供試体を選び、荷重作用位置を変える（継手遠方と継手近傍に载荷することにより、曲げ引張力とせん断力の影響の割合を検討できるように考慮した。

3.2 実験の概要

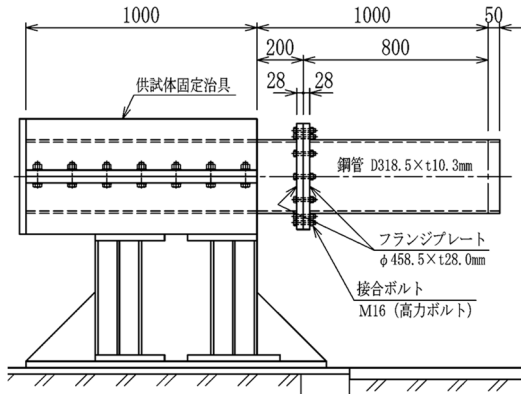
実験は、写真－3 に示す中高速载荷装置（最大载荷能力：静的载荷時 500 kN、動的载荷時 1,000 kN、最大载荷速度 4.0 m/s）を用いて、静的载荷は载荷装置の油圧を調整して载荷し、動的载荷は载荷体の载荷速度および押し込み量を設定して载荷した。ここで、動的载荷の载荷速度は、これまでの鋼製堰堤の設置事例における設計条件では 4.0～4.5 m/s の土石流流速が比較的多いこと、また载荷装置の最大载荷速度が 4.0 m/s であることから 4.0 m/s とした。しかし、実験における载荷体の载荷速度は試験装置の関係上約 1.0～2.0 m/s（実測値）であった。また、载荷体の押し込み量は静的载荷で得られた変位量をもとに設定した。静的载荷実験は、接合ボルトが破断に至るか、あるいは試験機の最大载荷力 500 kN に達するまで実施し、中高速（以下、動的と称す）载荷実験は接合



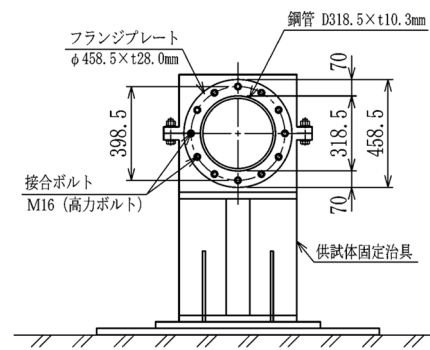
(a) 側面図（鋼管はり先端部（継手遠方）载荷）



(b) 正面図（鋼管はり先端部（継手遠方）载荷）



(c) 側面図（鋼管はり中央部（継手近傍）载荷）



(d) 正面図（鋼管はり中央部（継手近傍）载荷）

図-4 供試体概要図（単位：mm）

ボルトが破断に至るまで実施した。

供試体は、図-4 に示すような継手を有する鋼管部材の片側を治具により固定した片持ち梁とした。図-4(a), (c)は供試体側面、図-4(b), (d)は供試体正面を示したものである。片持ち鋼管はりのスパン長は1,050 mm、継手位置は固定端より200 mmで、継手形式は実際の鋼製堰堤に用いられているフランジ継手（リブなしフランジ継手）とし、フランジプレートをあらかじめ鋼管に溶接した鋼管部材同士を接合ボルトにより連結する構造とした。

载荷位置は、図-5(a), (b)に示すように鋼管はり先端部（以下、継手遠方と称す）と鋼管はり中央部（以下、継手近傍と称す）の2箇所である。測定項目は、载荷点荷重、変位およびひずみで、荷重はロードセルにより計測した。図-5 に示すとおり、変位は载荷部の鋼管はり上面（D-V）、载荷部の鋼管はり下面（D-V-F）および継手部下（D-V-L）の3箇所についてレーザー変位計により測定した。ひずみは、継手から30 mm離れた継手前後（载荷側および固定端側）の鋼管上面（E-FU, E-BU）および下面（E-FL, E-BL）の4箇所にひずみゲージを貼付して測定した。なお、各測定項目の計測時間間隔は、静的载荷は1,000 ms、動的载荷では0.01 msである。

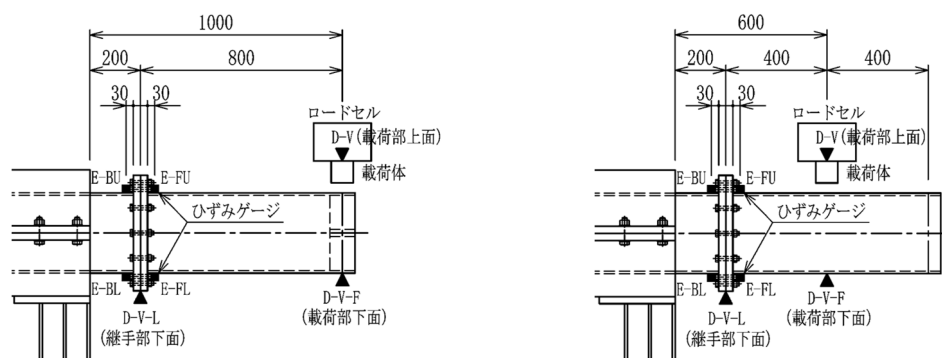
3.3 供試体

表-2 に、供試体の諸元を示す。本実験で使用した鋼



写真-3 中高速载荷装置

管は、一般構造用炭素鋼鋼管（STK490）で、鋼管の直径および板厚は、実際の鋼製堰堤で用いられている形状・寸法（直径 $D=318.5$ mm、板厚 $t=10.3$ mm、径厚比 $D/t=31$ ）とした。実際の鋼製堰堤では、礫衝突を受ける最上流面に配置される鋼管部材の径厚比 D/t は40以下の鋼管が多く使用されている⁹⁾ことから、ここでも径厚比 $D/t=31$ の鋼管を使用した。接合ボルトの直径および本数は、式(1)により継手の曲げモーメント M_f が母材全強（ここでは鋼管の公称降伏応力 315 N/mm²）の75%以上、



(a) 鋼管はり先端部（継手遠方）荷荷の場合 (b) 鋼管はり中央部（継手近傍）荷荷の場合

図－5 荷荷位置と計測位置（単位：mm）

表－2 供試体の諸元

項目	規格	形状・寸法 (mm)	引張強さ (N/mm ²)	降伏応力 または耐力 (N/mm ²)
鋼管※1	STK490	D 318.5 × t10.3	541	477
フランジプレート※2	SM490	φ 458.5 × t28.0	527	382
接合ボルト※2	F10T	M16 × L85	1,062	1,012

※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

表－3 実験ケース

CASE	荷荷 方法	荷荷位置	実スパン長 (mm)	鋼管補強 の有無
CASE1-1	静的	継手遠方	1,000	有
CASE1-2	動的	継手遠方	1,000	有
CASE2-1	静的	継手近傍	600	無
CASE2-2	動的	継手近傍	600	無

また式(2)によりせん断力 S_f がせん断強度 ($S_f = \sigma_y / \sqrt{3} A_w$ ，ただし， σ_y ：鋼管の公称降伏応力， A_w ：鋼管のせん断断面面積 ($A_w = A/2$) ⁷⁾， A ：鋼管の断面積) 以上となるように設計した．フランジプレートは溶接構造用圧延鋼材（SM490）で，厚さ 28.0 mm，直径 458.5 mm の円形の鋼板，接合ボルトには M16 の高力ボルト（F10T）を 12 本使用した．なお，供試体の製作ではフランジプレートの平坦度（反り）を ± 0.5 mm で管理し，ボルト孔の加工後には孔周辺をグラインダー等で平滑に仕上げて供試体組立時にはフランジプレート間に隙間が生じないように接合ボルトにより締め付けた．また，フランジプレート同士の接合面は，無塗装（ブラスト処理のみ）としている．ここで，フランジプレート同士の連結（接合ボルトの締め付け）に際しては，所定の軸力が得られるように次式から求められる締め付けトルク値を，トルクレンチを用いて管理しながら締め付けた．

$$T = k \times d \times N \quad (3)$$

ただし， T ：締め付けトルク値， k ：トルク係数値（ここではミルシートより 0.166）， d ：ボルトの呼び径， N ：ボルト軸力（ここでは高力ボルト M16 で 117 kN）である．

3.4 実験ケース

実験は，供試体の鋼管径，板厚，部材長および継手強度（フランジプレートの板厚および接合ボルトの直径および本数）を一定とし，表－3 に示すとおり荷荷方法を静的荷荷と動的荷荷の 2 ケース，荷荷位置を継手遠方と継手近傍の 2 ケースの計 4 ケースについて実施した．こ

こで，継手遠方とは，図－5 に示すように継手より 800 mm の位置で実スパン長が 1,000 mm となる荷荷位置，継手近傍とは継手より 400 mm の位置で実スパン長が 600 mm となる荷荷位置を意味する．本実験では，鋼管のへこみ変形の影響を受けない鋼管はり（継手遠方への礫衝突）の挙動と鋼管のへこみ変形の影響を受ける鋼管はり（図－3(b)のような継手近傍への礫衝突）の挙動を調べるため，継手遠方の場合には荷荷時の鋼管のへこみ変形を防止するため図－4(a)，(b)に示すようなスチフナー（鋼板 $t = 28$ mm）で先端部を補強し，継手近傍の場合は補強していない．

3.5 荷荷要領

(1) 継手遠方荷荷の場合

写真－4(a)に，継手遠方の静的荷荷の実験状況を示す．まず，静的荷荷は荷荷装置の油圧を調整して静的に荷荷した．次に，動的荷荷は静的荷荷で得られたボルト破断時の変位量（約 35 mm）をもとに，荷荷体の押し込み量を 35 mm，荷荷速度を 4.0 m/s に設定して実施した．

(2) 継手近傍荷荷の場合

写真－4(b)に，継手近傍の静的荷荷の実験状況を示す．まず，静的荷荷は継手遠方荷荷と同様に荷荷装置の油圧を調整して静的に荷荷した．なお，静的荷荷では荷荷容量の限界（試験機の最大静的荷荷能力 500 kN）に達したため，最大荷重約 500 kN で荷荷を中断した．一方，動的荷荷は荷荷速度を 4.0 m/s に設定するとともに，荷荷体の押し込み量を 35 mm に設定して実施した．この理由は，静的荷荷を試験装置の制約により中断したことから，ボルトが破断に至る変位量が不明であったためで，継手遠

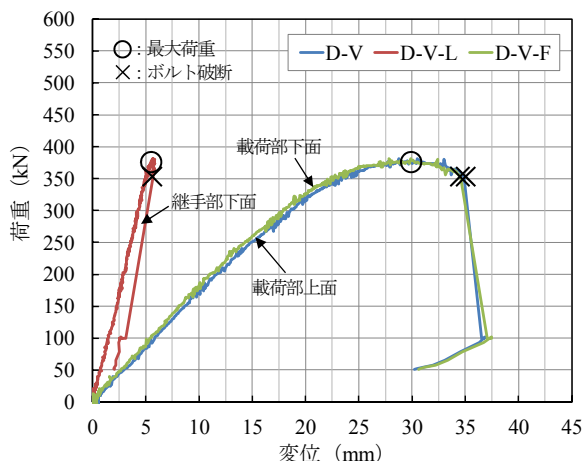


(a) 継手遠方の静的荷重 (CASE1-1)

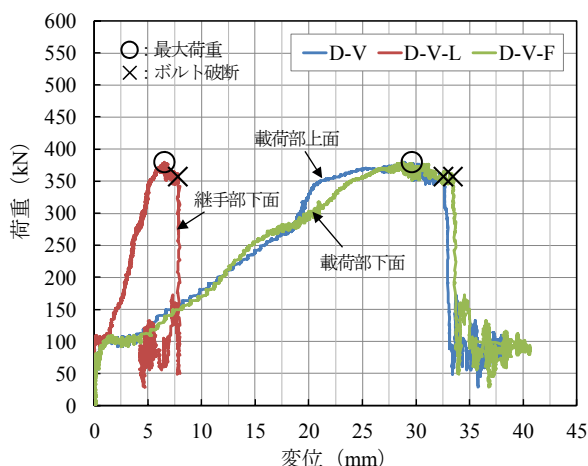


(b) 継手近傍の静的荷重 (CASE2-1)

写真-4 荷重実験状況の一例



(a) 静的荷重 (CASE1-1)



(b) 動的荷重 (CASE1-2)

図-6 継手遠方荷重の荷重～変位関係

方の動的荷重時の押し込み量と同じ (35 mm) とした。その結果、荷重による鋼管のへこみ変形が先行し、1 回の荷重ではボルト破断には至らなかった。そこで荷重後、再び荷重体位置を鋼管のへこみに接触するように調整し、2 回目の荷重を行った。この際、2 回目以降の押し込み量を 30 mm / 1 回に設定し、ボルトが破断するまで荷重を繰り返した。その結果、4 回目の荷重でボルトの破断が認められた。この理由は、後述するように先行していた鋼管のへこみ変形がほぼ停止し、ボルトへの負担が増加したためと考えられる。

4. 実験結果

4.1 荷重と変位の関係

(1) 継手遠方荷重の場合

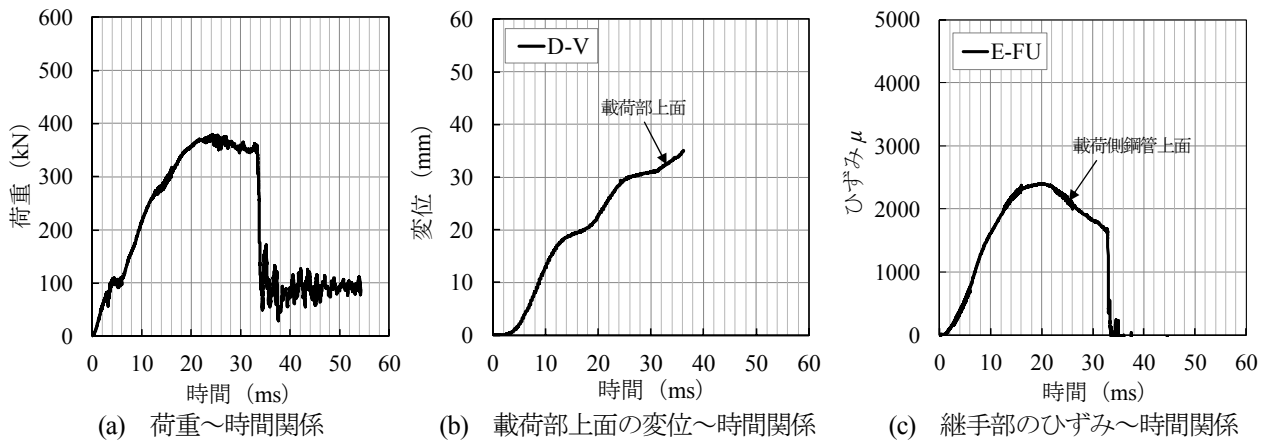
継手遠方荷重の場合の荷重～変位関係を図-6 に示す。図-6(a)は静的荷重、図-6(b)は動的荷重の場合である。まず静的荷重の場合、図-6(a)より最大荷重は約 381 kN で、このときの変位は表-4 に示すとおりである。また、接合ボルトが破断に至ったと想定される時点 (図中の×印) での変位も表-4 に示したが、接合ボルト破断時の変位のほうがやや大きい。これは、接合ボルトの局所変形 (伸び) の影響によるものと考えられる。

次に、動的荷重の場合では図-6(b)より最大荷重は約

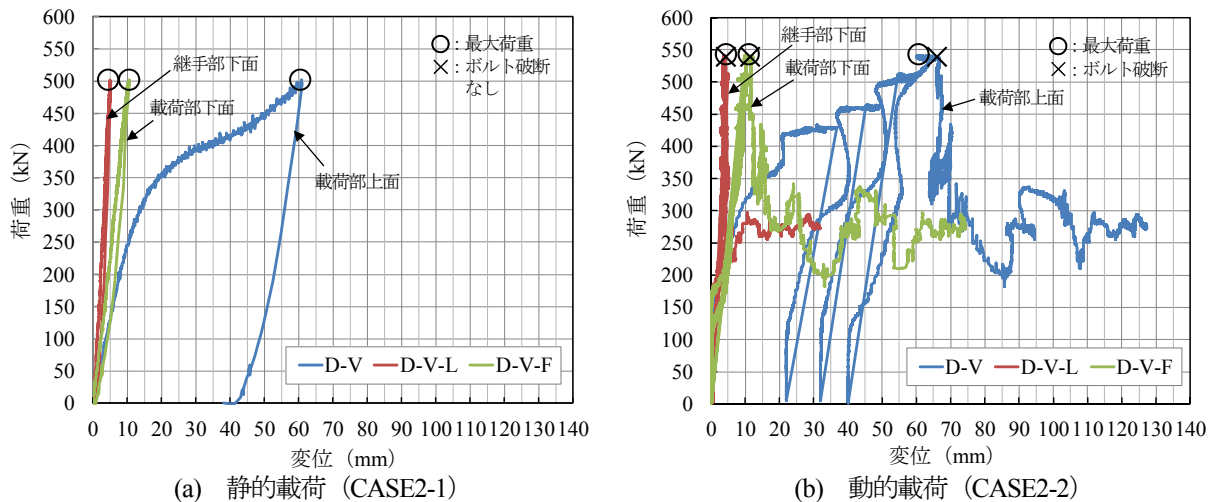
表-4 継手遠方荷重の場合の変位

		載荷部		継手部 下面 (D-V-L) (mm)
		上面 (D-V) (mm)	下面 (D-V-F) (mm)	
静的載荷				
最大荷重時 (381 kN)		30.5	29.9	5.7
ボルト破断時 (355 kN)		34.9	34.5	5.7
動的載荷				
最大荷重時 (380 kN)		29.4	29.3	6.5
ボルト破断時 (354 kN)		32.7	33.5	7.8

380 kN となり、変位は表-4 に示すように静的荷重とほぼ同等の値であった。また、接合ボルトが破断に至ったと想定される時点 (図中の×印) での変位も表-4 のとおりで、静的荷重とほぼ同等であった。つまり、動的荷重において、荷重速度が荷重～変位関係に与える影響はあまり見受けられなかった。この理由は、以下のとおりである。まず動的荷重の荷重～時間関係、荷重部上面の変位～時間関係および荷重側鋼管上面のひずみ～時間関係は図-7 に示すとおりであり、図-7(b)の変位～時間関係から変位速度は約 1.0 m/s となっており、当初設定した荷重速度 4.0 m/s より遅い。また、図-7(c)のひずみ～時間関係の勾配からひずみ速度 (=最大ひずみ/経過時間) を求めると、 $\dot{\epsilon} = 1.2 \times 10^{-1} \text{ s}^{-1}$ 程度であった。ここで、過去のひずみ速度に関する研究⁸⁾⁻¹³⁾をみると、一般にひず



図－7 継手遠方動的載荷の荷重，変位およびひずみの時刻歴応答



図－8 継手近傍載荷の荷重～変位関係

み速度が 1.0^{-1} s^{-1} のオーダーでは，鋼材の降伏応力や変位に与える影響は小さいとしている．よって，今回の実験では載荷速度が遅くなったため，静的載荷と動的載荷で大きな差異が認められなかったものと推測される．

なお，図－6(b)の動的載荷では荷重が載荷初期から約 100 kN まで急激に上昇し，その後変位がある程度一定となっている．これは，載荷体が鋼管になじむまでの間，治具のずれが生じたものと考えられる．

(2) 継手近傍載荷の場合

図－8 は継手近傍載荷の場合の荷重～変位関係を示したもので，図－8(a)は静的載荷，図－8(b)は動的載荷の場合である．まず静的載荷の場合，図－8(a)に示すように最大荷重が約 502 kN となっている．これは，荷重が試験機の最大載荷能力 500 kN (静的載荷の場合) を超過したことにより載荷を中断したためで，このときの変位は表－5 に示すとおりである．ここで，載荷部上面の変位は載荷部下面に比べて大きい値となっているが，これは鋼管のへこみ変形が生じたためである．

次に，動的載荷の場合は 3.5(2) で述べたように繰り返し載荷となり，最終的に 4 回目の載荷で継手の接合ボルトが破断した．ここで，動的載荷の荷重～時間関係，載

表－5 継手近傍載荷の場合の変位

	載荷部		継手部
	上面 (D-V) (mm)	下面 (D-V-F) (mm)	下面 (D-V-L) (mm)
静的載荷			
最大荷重時 (502 kN) ※	60.8	10.5	5.1
ボルト破断時 (－)	－	－	－
動的載荷 (3 回目)			
最大荷重時 (512 kN)	59.8	9.6	3.6
動的載荷 (4 回目)			
最大荷重時 (542 kN)	60.9	10.0	3.9
ボルト破断時 (531 kN)	66.7	11.2	4.0

※試験装置の制約による．

荷部上面の変位～時間関係および載荷側鋼管上面のひずみ～時間関係を示すと図－9 のようになる．すなわち，図－8(b)および図－9(a)に示すように最大荷重は約 542 kN (動的の場合の最大載荷能力は 1,000 kN) で，変位は表－5 に示すように，最大荷重時よりも接合ボルトが破断に至った時点 (図中の×印) のほうがやや大きい．これは，継手遠方載荷の場合と同様に接合ボルトの局所変形 (伸び) の影響によるものと考えられる．ここで，静的載荷と同程度の変位 (押し込み量約 60 mm) となる動

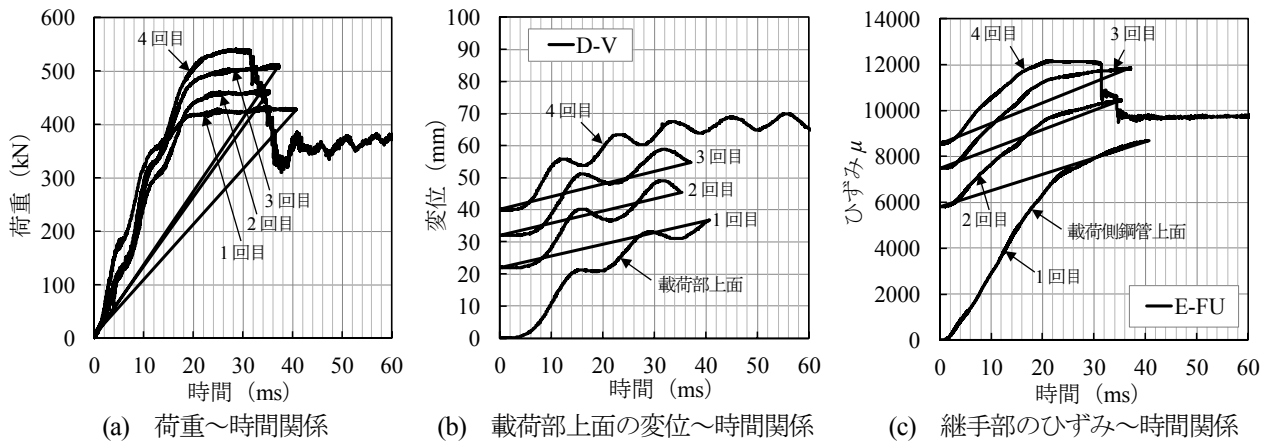


図-9 継手近傍動的載荷の荷重、変位およびひずみの時刻歴応答

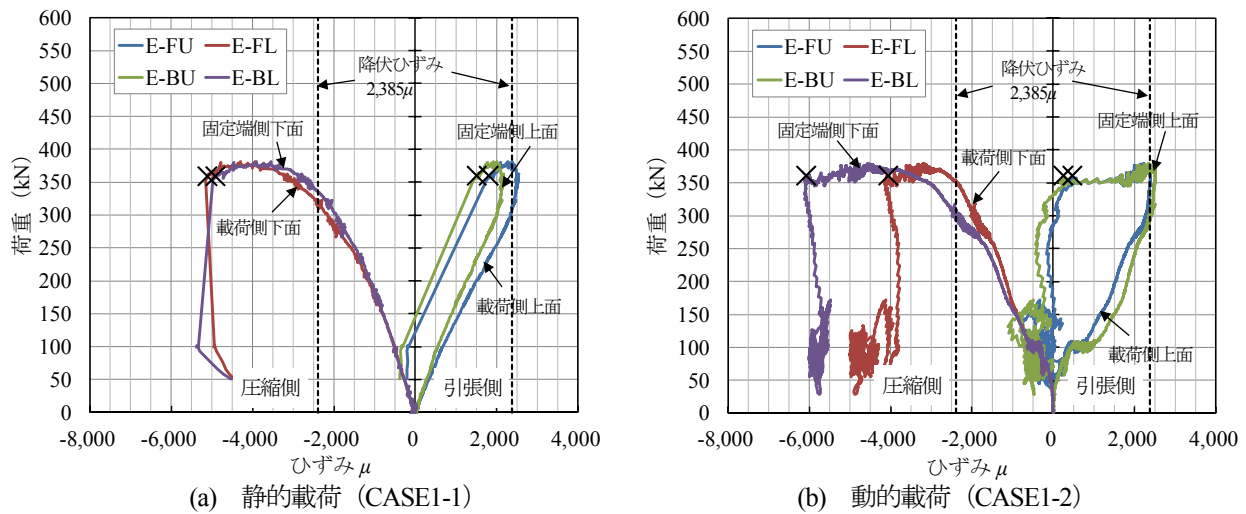


図-10 継手遠方載荷の荷重～ひずみ関係

動的載荷3回目までの結果をみると、図-8(b)および表-5に示すように最大荷重は約512 kNで、この時点では載荷速度による荷重～変位に与える影響はあまり見受けられない。これは、継手遠方の動的載荷の場合と同様に、載荷速度が遅くひずみ速度も同程度であったためと考えられる。なお、このときの変位速度は図-9(b)より約1.0～2.0 m/sで、ひずみ速度は図-9(c)のひずみ～時間関係の勾配から $\dot{\epsilon} = 2.2 \sim 1.2 \times 10^{-1} \text{ s}^{-1}$ 程度あった。一方、4回目の載荷では最大荷重が約542 kNと大きくなった。しかし、変位は静的載荷および載荷3回目までの値とあまり変わらない結果となった。これは、繰り返し載荷によるひずみ硬化の影響¹³⁾により荷重が上昇し、最大へこみ変形に達した以降は、継手の損傷（ボルトの伸びと破断）へ移行したためと考えられる。なお、静的載荷と同程度の変位となる3回目の動的載荷での荷重上昇率は約2%（512 kN / 502 kN）で、変位が同等となる動的載荷3回目と4回目での荷重上昇率は約6%（542 kN / 512 kN）あった。

なお、継手近傍の動的載荷の最大荷重（約542 kN）は、継手遠方載荷の場合の最大荷重（約380 kN）より大きな値を示したが、これは鋼管はりの載荷位置と固定端までの距離の影響（継手近傍のほうが距離が短いこと）によ

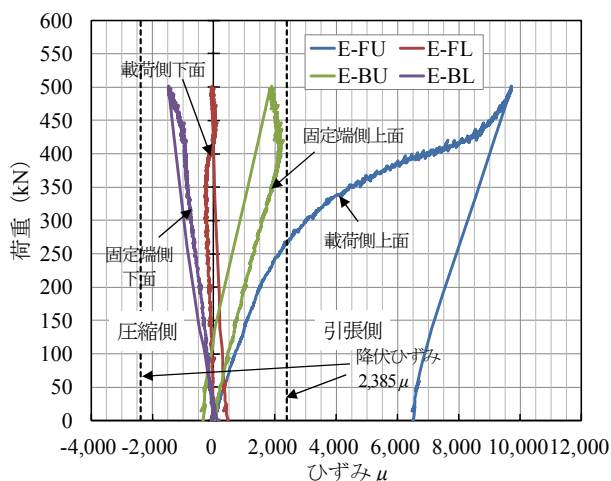
り、固定端で一定の応力を発生させるのに必要な作用荷重が大きくなったためと考えられる。

ここで、図-7(b)の動的載荷では荷重が載荷初期から約100 kNまで急激に上昇し、載荷終了付近の性状が静的載荷と異なり乱れているが、これは、載荷初期では載荷体が鋼管になじむまで荷重が上昇することや、載荷終了時での鋼管のへこみ変形および接合ボルトの伸び等の影響によるものと考えられる。

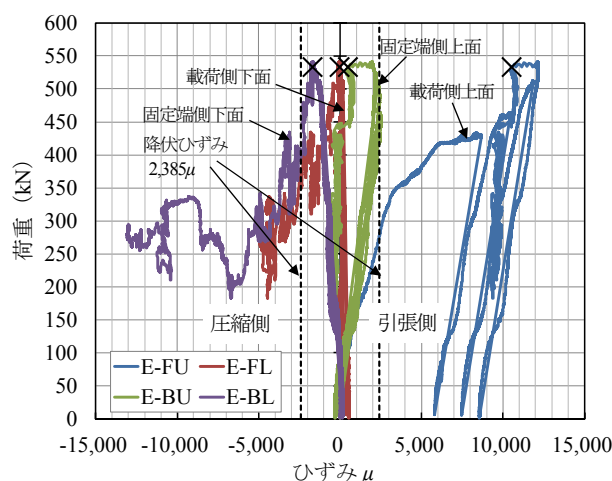
4.2 荷重とひずみの関係

(1) 継手遠方載荷の場合

図-10は、継手遠方載荷の場合の荷重～ひずみ関係を示したもので、図-10(a)は静的載荷、図-10(b)は動的載荷の場合である。ここで、鋼管が降伏に達しているか否かを調べるため、降伏ひずみの値 $\epsilon_y = \sigma_y / E = 2,385 \mu$ （ただし、 $\sigma_y = 477 \text{ N/mm}^2$ 、 $E = 2.0 \times 10^5 \text{ N/mm}^2$ ）を図-10に併記した。まず静的載荷の場合、図-10(a)に示すように荷重の増加に伴い、鋼管上面（E-BU、E-FU）では引張側、鋼管下面（E-BL、E-FL）では圧縮側のひずみが生じている。また、引張側および圧縮側ともひずみは比例的に増加し、鋼管が降伏に達するまでの荷重約300 kN程度



(a) 静的載荷 (CASE2-1)



(b) 動的載荷 (CASE2-2)

図-11 継手近傍載荷の荷重～ひずみ関係

まではほぼ同等の値を示した。しかし、鋼管が降伏に達した以降、荷重が約 350 kN 付近になると鋼管上面の引張側のひずみが反転して減少し始め、鋼管下面の圧縮側では荷重の増加は少ないものの、ひずみのみが増加する。この原因は荷重の増加につれ、引張側となる最上部付近の接合ボルトが伸び始めることに起因し、鋼管上面の引張側ではひずみが減少し、鋼管下面の圧縮側ではひずみが増加したものと推測される。

次に、図-10(b)に示す動的載荷の場合でも静的載荷とほぼ同様な傾向が認められ、荷重の増加に伴い鋼管上面では引張側、鋼管下面では圧縮側のひずみが生じている。なお、動的載荷では鋼管下面の固定端側 (E-BL) のひずみが載荷側 (E-FL) のひずみより大きくなることが確認された。これは、鋼管は固定端における局部座屈¹⁴⁾の影響により圧縮側のひずみが増大したためと推察される。

(2) 継手近傍載荷の場合

図-11 は継手近傍載荷の場合の荷重～ひずみ関係を示したもので、図-11(a)は静的載荷、図-11(b)は動的載荷の場合である。ここでも降伏ひずみの値 ($\epsilon_y = 2,385 \mu$) を図-11 に併記した。まず静的載荷の場合、図-11(a)に示すように荷重の増加に伴い鋼管上面では引張側、鋼管下面では圧縮側のひずみが生じる。また、鋼管上面の載荷側 (E-FU) のひずみが顕著に大きくなることが認められた。これは、鋼管のへこみ変形の影響によるものと考えられる。つまり、載荷によって鋼管のへこみ変形が進行することにより鋼管上面の載荷側が降伏に達し、塑性ひずみがより増大したものと考えられる。なお、静的載荷では試験装置の制約により載荷を中断した影響もあり、図-11(a)に示すように鋼管下面では鋼管は降伏に至らず、発生ひずみも小さい。

次に、動的載荷の場合、図-11(b)に示すように静的載荷と同様に鋼管上面では引張側、鋼管下面では圧縮側のひずみが生じ、鋼管上面の載荷側 (E-FU) のひずみが顕著に大きくなることが認められた。また、鋼管下面では

鋼管は降伏に達しておらず、発生ひずみも小さいことがわかる。これは、圧縮側のひずみが降伏ひずみに達する前にボルトが破断したためと考えられる。

4.3 継手部の開き

(1) 継手遠方載荷の場合

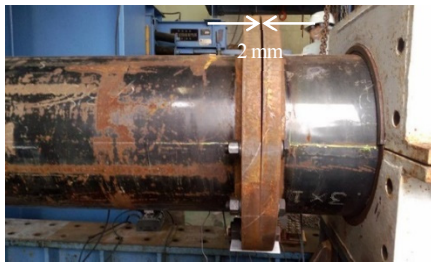
写真-5 に継手遠方載荷の場合の継手部の開き状況を示す。ここで、写真-5(a)は静的載荷、写真-5(b)は動的載荷後の状況である。継手遠方載荷の場合、静的載荷および動的載荷ともに 2 mm であった。これは、4.1(1)で述べたように動的載荷の変位速度が小さく、ひずみ速度効果の影響をあまり受けていないためと考えられる。

(2) 継手近傍載荷の場合

写真-6 に継手遠方載荷の場合の継手部の開き状況を示す。ここで、写真-6(a)は静的載荷、写真-6(b), (c)は動的載荷後の状況である。まず静的載荷の場合、載荷中断 (最大荷重約 502 kN) 時で継手部の開きは 0.5 mm であった。

一方、動的載荷では 1 回目 1 mm、2 回目 1 mm、3 回目 0.5 mm、4 回目 39.5 mm の累計 42 mm となった。ここで、動的載荷 3 回目までの結果をみると、荷重は約 512 kN で静的載荷の荷重 (502 kN) よりやや大きいものの、継手部の開きは 2.5 mm (静的載荷時の 5 倍) となっている。すなわち、継手近傍載荷では動的載荷のほうが継手部の開きが大きくなることが確認された。これは、4.1(2)で述べたように繰り返し載荷の影響によるものと考えられる。さらに、4 回目の載荷ではボルトの破断に伴い、継手部に大きな開き (42 mm) が確認された。これは、鋼管のへこみ変形が最大に達したため、接合ボルトへの荷重負担が一挙に増加したためと考えられる。

なお、継手遠方載荷および継手近傍載荷ともにフランジプレートには曲がりなどの変形や損傷は認められなかった。よって、継手部の開きは接合ボルトの損傷 (伸びや破断) によるものと判断される。

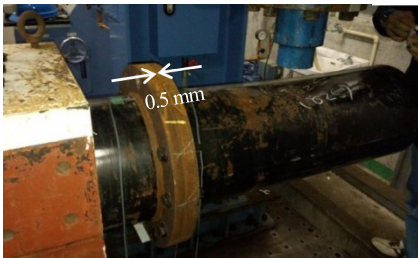


(a) 静的荷重 (CASE1-1)

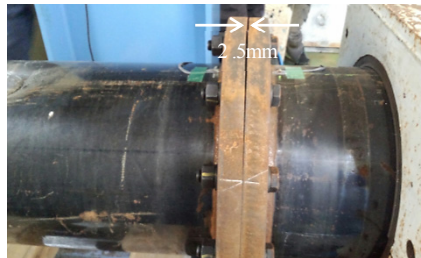


(b) 動的荷重 (CASE1-2)

写真-5 継手遠方荷重の継手部の開き状況



(a) 静的荷重 (CASE2-1)

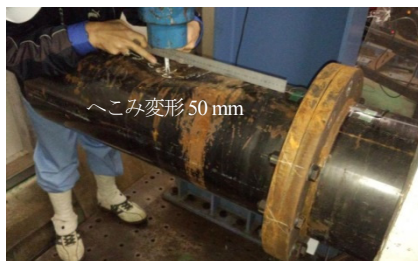


(b) 動的荷重 (CASE2-2) : 3 回目

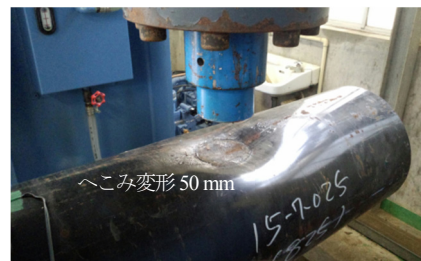


(c) 動的荷重 (CASE2-2) : 4 回目

写真-6 継手近傍荷重の継手部の開き状況



(a) 静的荷重 (CASE2-1)



(b) 動的荷重 (CASE2-2) : 3 回目



(c) 動的荷重 (CASE2-2) : 4 回目

写真-7 継手近傍荷重の鋼管のへこみ変形状況

4.4 鋼管のへこみ変形 (継手近傍荷重のみ)

写真-7 に、継手近傍荷重の場合の鋼管のへこみ変形状況を示す。ここで、写真-7(a)は静的荷重、写真-7(b), (c)は動的荷重の状況である。まず、静的荷重の鋼管のへこみ変形は $\delta =$ 約 50 mm でへこみ率 (へこみ変形 δ / 鋼管径 D) は 16 %であった。静的荷重と同程度の変位となる動的荷重 3 回目までのへこみ変形の進行は、1 回目約 27 mm, 2 回目約 15 mm, 3 回目約 8 mm と徐々に小さくなり、3 回の累計 $\delta =$ 約 50 mm (荷重約 512 kN) で静的荷重とほぼ同等となった。つまり、3 回目までは動的荷重がへこみ変形に与える影響を受けていない。これは、4.1(2)で述べたように変位速度が小さく、ひずみ速度の影響をあまり受けないためと考えられる。なお、ボルトが破断した 4 回目の荷重では、荷重は約 542 kN で 3 回目より大きな荷重が作用したが、へこみ変形の進行はさらに小さくなり (約 6 mm), 累計 $\delta =$ 約 56 mm (へこみ率 = $\delta/D = 18\%$) であった。つまり、これが最大へこみ変形となり、以降、継手部へ荷重負担が移行したのと考えられる。

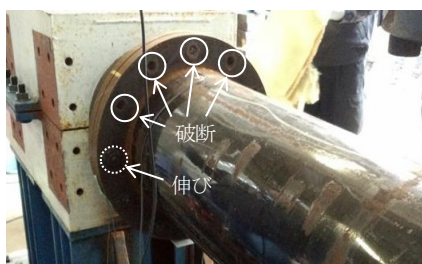
4.5 接合ボルトの損傷 (伸びおよび破断)

(1) 継手遠方荷重の場合

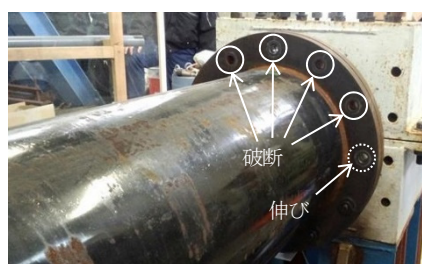
写真-8 に継手遠方荷重の場合の接合ボルトの損傷 (伸びおよび破断) 状況を示す。ここで、写真-8(a)は静的荷重、写真-8(b)は動的荷重後の状況である。接合ボルトの損傷位置および損傷形態をまとめると図-12 のとおりとなる。まず静的荷重の場合、図-12(a)より最上端部から 5 本の接合ボルトが破断し、局所変形 (伸び) が生じた本数は 2 本で、損傷位置は環状に左右対称であった。この原因は、曲げ引張りによる影響と考えられる。一方、図-12(b)に示す動的荷重の場合も静的荷重と同様な損傷位置と損傷形態であった。つまり、荷重速度の影響をあまり受けていないものと考えられる。これは前述したとおり、変形速度が約 1.0 m/s (ひずみ速度では $1.2 \times 10^{-1} \text{ s}^{-1}$) で小さかったためである。

(2) 継手近傍荷重の場合

写真-9 に継手近傍荷重の場合の接合ボルトの損傷状況を示す。ここで、写真-9(a)は静的荷重、写真-9(b), (c)は動的荷重後の状況である。接合ボルトの損傷位置および損傷形態をまとめると図-13 のとおりとなる。まず

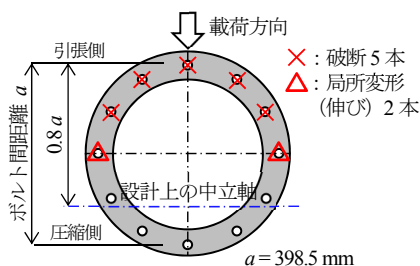


(a) 静的荷重 (CASE1-1)

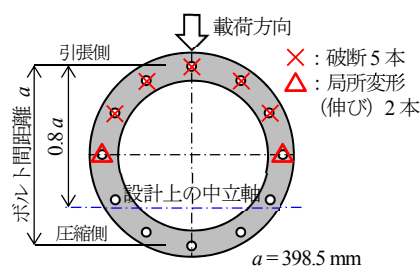


(b) 動的荷重 (CASE1-2)

写真-8 継手遠方荷重の接合ボルトの損傷状況



(a) 静的荷重 (CASE1-1)

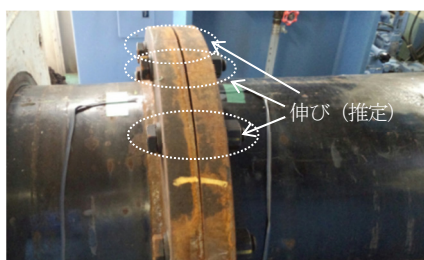


(b) 動的荷重 (CASE1-2)

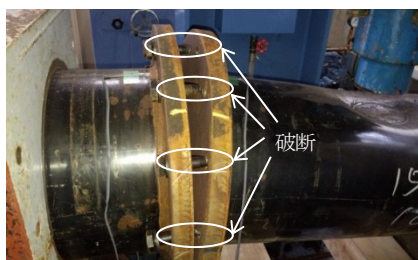
図-12 継手遠方荷重の接合ボルトの損傷位置



(a) 静的荷重 (CASE2-1)

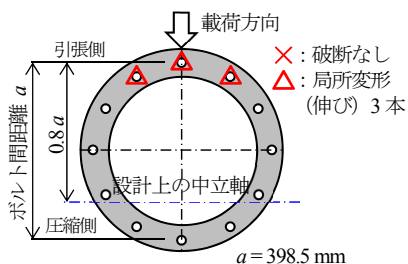


(b) 動的荷重 (CASE2-2) : 3 回目

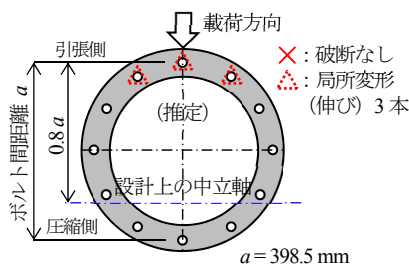


(c) 動的荷重 (CASE2-2) : 4 回目

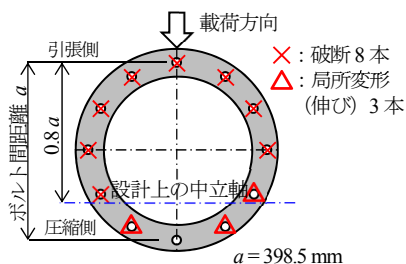
写真-9 継手近傍荷重の接合ボルトの損傷状況



(a) 静的荷重 (CASE2-1)



(b) 動的荷重 (CASE2-2) : 3 回目



(c) 動的荷重 (CASE2-2) : 4 回目

図-13 継手近傍荷重の接合ボルトの損傷位置

静的荷重の場合、図-13(a)に示すように局所変形(伸び)を生じた接合ボルトが3本であった。一方、動的荷重の場合では、まず静的荷重と同程度の変位となる3回目(荷重約512 kN)までの状況をみると、写真-9(b)に示すように接合ボルトの破断は認められなかった。しかし、継手部には開き(2.5 mm)が確認されていることから、静的荷重と同様に図-13(b)に示すような位置では接合ボルトの局所変位(伸び)が生じているものと推測される。次に、動的荷重4回目(最大荷重約542 kN)では、写真-9(c)、図-13(c)に示すように接合ボルトの破断が8本、局所変形(伸び)が3本と大きな損傷を受けた。また、

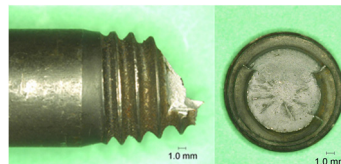
継手断面の引張側のみではなく、圧縮側の接合ボルトも損傷を受けたため、継手全体が破断に至ったものと推測される。これは、繰り返し荷重によるひずみ硬化の影響¹³⁾により作用する荷重が大きくなり、これが多数のボルトの破壊に繋がったものと考えられる。

4.6 接合ボルトの破面

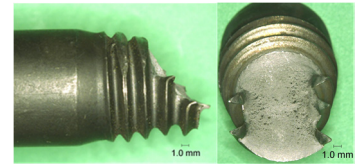
写真-10 に接合ボルトの損傷状況の一例、写真-11 に破断した接合ボルトの破面の一例を示す。損傷(伸びあるいは破断)を受けた接合ボルトは、すべてが写真-10 に示すようにねじ部が伸びてくびれが生じているこ



写真-10 接合ボルトの損傷状況の一例

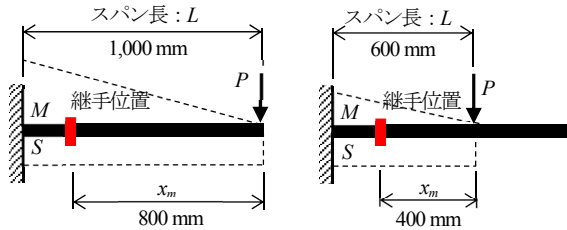


(a) 曲げ引張り



(b) 曲げ引張りとせん断

写真-11 破断した接合ボルトの破面の一例



(a) 継手近傍荷重

(b) 継手遠方荷重

図-14 継手部での断面力算定図

表-6 破断ボルトの破面形態

CASE	荷重方法	荷重位置	破面形態	
			曲げ引張り	曲げ引張り とせん断
CASE1-1	静的	継手遠方	4本	1本
CASE1-2	動的	継手遠方	4本	1本
CASE2-1	静的	継手近傍	—	—
CASE2-2	動的	継手近傍	3本	5本

表-7 実験時と設計時の継手部に作用した断面力

	実験 (最大荷重時)				設計での設定値 (公称降伏応力)		実鋼管での計算値 (材料試験値)	
	継手遠方荷重		継手近傍荷重		継手遠方 荷重	継手近傍 荷重	継手遠方 荷重	継手近傍 荷重
	静的	動的	静的*	動的				
荷重 P_{max} または P_j (kN)	381	380	502	542	220	440	444	888
曲げモーメント M_j (N・m)	305	304	201	217	131	131	264	264
曲げ応力 σ_j (N/mm ²)	409 (1.7)	408 (1.7)	270 (1.1)	291 (1.2)	236	236	477	477
せん断力 S_j (kN)	381 (1.7)	380 (1.7)	502 (1.1)	542 (1.2)	220	440	444	888

※試験装置の制約による。注) 括弧内の数字は設計値との比率を示す。

とが確認された。つまり、すべての損傷を受けた接合ボルトには、曲げ引張力が作用していたことがわかる。また、破断した接合ボルトは、すべてねじ部で破断しており、破断部がくびれて延性的に破断していた。破面の形態を走査顕微鏡により調べた結果、写真-11(a)に示すような「曲げ引張り」による破面と写真-11(b)に示すような「曲げ引張りとせん断」による破面の2タイプが認められた。つまり、写真-11(a)の曲げ引張りにより破断した破面には、破面中央から放射状に内部亀裂が確認されたが、写真-11(b)の曲げ引張りとせん断により破断した破面からは内部亀裂は認められなかった。荷重方法と荷重位置の違いによる破断ボルトの破面形態を示すと表-6のようになる。すなわち、継手遠方荷重の場合に比べ、継手近傍荷重の場合のほうは「曲げ引張りとせん断」により破断した接合ボルトの本数が多く確認された。これは継手近傍荷重の場合、曲げ引張りによる接合ボルトの局部変形（伸び）が発生するものの、鋼管はりのスパン長が短いことから、せん断力の影響が大きくなったためと推測される。

5. 継手部の検討

5.1 継手部での作用力（断面力）

継手遠方荷重および継手近傍荷重において、静的荷重と動的荷重の最大荷重時における継手部に作用した断面

力（曲げモーメント M_j およびせん断力 S_j ）と発生応力、および設計時の継手強度を比較すると表-7のようになる。ここで、各断面力は図-14を参照して式(4)、(5)により算出した。また、実験での曲げ応力は最大荷重から式(4)、(6)を用いて算出し、設計での荷重は継手強度（315 N/mm² × 0.75 = 236 N/mm²）から式(7)により算出した。

$$M_j = P_{max} \times x_m \quad (4)$$

$$S_j = P_{max} \quad (5)$$

$$\sigma_j = \frac{M_j}{Z} \quad (6)$$

$$P_j = \frac{\sigma_j Z}{x_m} \quad (7)$$

ただし、 P_{max} ：最大荷重、 x_m ：荷重作用点から継手までの距離、 σ_j ：継手部の発生応力、 Z ：鋼管の弾性断面係数。

これより、設計時の継手強度に対応する荷重は、表-7に示すように継手遠方荷重で約 220 kN、継手近傍荷重では約 440 kN となる。つまり、設計では継手遠方荷重で 220 kN、継手遠方荷重で 440 kN の耐荷力を有する継手（接合ボルトの直径および本数）を保持していることになる。

(1) 継手遠方荷重の場合

表-7より、静的荷重と動的荷重のいずれも同等の曲げモーメントとせん断力が作用していることがわかる。

表一8 接合ボルト1本あたりの作用力と耐力

			作用力		耐力 [*]	
			曲げ 引張力 ρ_M (kN)	せん断力 ρ_S (kN)	曲げ 引張力 ρ_{Ty} (kN)	せん断力 ρ_{Ty} (kN)
設計時			141	76	159 (141)	118 (104)
実験時	継手 遠方	静的	245	32		
		動的	244	32		
	継手 近傍	静的	161	42		
		動的	174	45		

※上段はミルシート (1,012 N/mm²)、下段の括弧書きは公称降伏応力 (900 N/mm²) により算出。

また、静的載荷では曲げ応力 409 N/mm²、動的載荷では曲げ応力 408 N/mm²が継手部に作用したことになる。つまり、静的載荷および動的載荷ともに設計時の継手強度 (236 N/mm²) の約 1.7 倍の応力が作用して継手の損傷 (接合ボルトの伸びおよび破断) が生じたことがわかる。さらに、実験で用いた鋼管の降伏応力 (材料試験値) は 477 N/mm²であり、実鋼管に対する継手部への曲げ応力は、鋼管の降伏応力の約 0.9 倍 (静的、動的約 408 N/mm² / 477 N/mm²) に相当する。

(2) 継手近傍載荷の場合

継手遠方載荷と比べ静的および動的載荷ともに作用する曲げモーメントは小さいものの、せん断力が大きいことがわかる。とくに、動的載荷の場合、せん断力が大きく作用している。つまり、継手近傍の動的載荷の場合には、曲げモーメントとせん断力は同時に作用するが、曲げモーメントに比べせん断力のほうが卓越している。また、継手部での曲げ応力は静的載荷で 270 N/mm²、動的載荷では 291 N/mm²であり、静的載荷では設計時 (236 N/mm²) の約 1.1 倍、動的載荷では約 1.2 倍の応力が作用して継手が損傷 (接合ボルトの伸びおよび破断) したことになる。なお、継手部への作用応力は静的および動的載荷とも鋼管の降伏応力 (477 N/mm²) の約 0.6 倍に相当する。

5.2 接合ボルトの耐力比較

ここで、設計時と実験時 (最大荷重時) の接合ボルト 1 本あたりに作用する力を、表一7 の値をもとに式(1), (2) により求め、接合ボルト 1 本あたりの耐力と比較すると表一8 のとおりとなる。なお、ボルトの降伏耐力 σ_{yb} はミルシート値 (1,012 N/mm²) とした。さらに、表一9 はボルト 1 本の耐力照査を示したものである。

(1) 継手遠方載荷の場合

表一9 の照査 1 の左欄は、実験で作用した曲げ引張力 ρ_M を接合ボルトの曲げ引張耐力 ρ_{Ty} と比べたもので、静的および動的載荷とも約 1.5 倍 (ρ_M / ρ_{Ty}) となる。これは、最大荷重時にはボルト 1 本あたりの曲げ耐力の約 1.5

表一9 接合ボルトの照査

			照査 1		照査 2
			曲げ 引張力 ρ_M / ρ_{Ty}	せん断力 ρ_S / ρ_{Ty}	$\sqrt{((\rho_M / \rho_{Ty})^2 + (\rho_S / \rho_{Ty})^2)}$
設計時			0.89	0.64	1.10
実験時	継手 遠方	静的	1.54	0.27	1.56
		動的	1.53	0.27	1.55
	継手 近傍	静的	1.01	0.36	1.07
		動的	1.09	0.38	1.15

倍の曲げ応力が作用していることを示している。一方、せん断力 ρ_S はせん断耐力 ρ_{Ty} に比べ、静的および動的載荷とも 0.3 倍 (ρ_S / ρ_{Ty}) となり、接合ボルトのせん断耐力を超えていない。

(2) 継手近傍載荷の場合

曲げ引張力 ρ_M は、接合ボルトの曲げ引張耐力 ρ_{Ty} に比べ、静的載荷で約 1.01 倍、動的載荷では約 1.1 倍となる。一方、せん断力 ρ_S はせん断耐力 ρ_{Ty} に比べ、静的および動的載荷とも約 0.4 倍であり、継手遠方載荷に比べ、曲げ応力の比率は小さいが、せん断応力の比率がやや上昇していることが認められた。

以上の結果から、継手遠方載荷ではボルト 1 本に対し曲げ引張力が支配的となり、接合ボルトが破断あるいは伸びが生じたものと考えられる。一方、継手近傍載荷では、繰り返し載荷の影響もあるが、載荷位置の影響によりせん断力の影響が高まり、破断した接合ボルトにも「曲げ引張りとせん断」の破面形態が確認されている。

よって、曲げ引張力とせん断力が同時に作用する場合のボルト 1 本あたりの照査式として次のような照査式⁹⁾の検討も必要である。

$$\sqrt{\left(\frac{\rho_M}{\rho_{Ty}}\right)^2 + \left(\frac{\rho_S}{\rho_{Ty}}\right)^2} \leq 1.0 \quad (8)$$

この式を用いて計算すると、表一9 の照査 2 のようになる。今回の実験では、継手近傍載荷でせん断力が大きく作用したが、主として曲げ引張力が支配的となっていることがわかる。しかし、土石流中の礫衝突を対象とする場合、礫の衝突位置を推定することは困難であることから、鋼製堰堤の継手の設計においては、式(1), (2)の検討に加え、接合ボルトの耐力に大きな偏りが生じないように式(8)の検討も必要である。

5. 結 論

本実験では、フランジ継手を有する片持ち鋼管はりを対象に、載荷方法 (静的、動的載荷) および載荷位置の違いによる継手の耐荷性能について検証したものある。

本実験の成果をまとめると以下ようになる。

- (1) 継手遠方載荷では、静的および動的載荷とも荷重～変位関係（最大荷重約 380 kN、破壊変位約 30 mm）および継手の損傷度合い（ボルト破断 5 本）が同等となり、動的載荷の影響は認められなかった。これは載荷速度が約 1.0 m/s と遅く、ひずみ速度も 1.0^{-1} s^{-1} 程度であり、ひずみ速度の影響を受けなかったためと考えられる。
- (2) 継手近傍載荷では、まず静的載荷では試験装置の制約による載荷中断時で荷重約 502 kN、最大へこみ変形が約 50 mm（鋼管の約 16 %）生じた。また接合ボルトの伸びは 3 本生じたが、破断は認められなかった。
- (3) 次に、継手近傍の動的載荷では、ボルトの破断に至るまで繰り返し載荷を行った。その結果、最大荷重約 542 kN で破壊変位は約 61 mm（最大へこみ変形約 56 mm）を生じ、接合ボルトの破断が 8 本認められた。なお、継手近傍載荷でも載荷速度が遅く（変位速度約 1.0～2.0 m/s）、ひずみ速度は約 10^{-1} s^{-1} でありひずみ速度の影響は受けていないものと考えられる。
- (4) また、継手近傍の静的載荷と動的載荷 3 回目（静的載荷と同変位）までの動的載荷を比較すると、変位およびへこみ変形は変わらないが、動的載荷のほうが継手部の開きおよび荷重がやや大きくなった。さらに、4 回目の載荷でも変位はほぼ同等であるものの、荷重がさらに大きくなることが認められた。これは、繰り返し載荷によるひずみ硬化の影響によるものと考えられる。
- (5) 接合ボルトの破断形態には、「曲げ引張り」による破壊と「曲げ引張りとせん断」による破壊が認められ、継手近傍の動的載荷の場合は後者が多い傾向が見受けられた。これは継手近傍載荷の場合、継手部に作用するせん断力が大きくなるためである。
- (6) 今回の実験では、継手部の損傷は主として曲げ引張力が支配的であったが、継手近傍載荷の場合のように、接合ボルトに作用するせん断力の影響が大きくなる場合もある。今後の設計では、曲げ引張力とせん断力を同時に考慮した照査式（式(8)）の検討も必要になると考えられる。

今後、ボルト自体の破断形態について載荷速度の影響を調べる必要がある。また本実験のシミュレーション解析を行う予定である。

参考文献

- 1) 平松晋也ほか 12 名：平成 26 年 7 月 9 日長野県南木曾町で発生した土砂災害，砂防学会誌，Vol.67，No.4，

pp.38-48，2014.

- 2) 渡邊英一，杉浦邦征，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.1-12，1992.3.
- 3) 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.
- 4) 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，土木学会構造工学論文集 Vol. 62A，pp.1019-1030，2016.3.
- 5) (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.
- 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 年度版，2009.
- 7) 日本建築学会：鋼構造設計基準，2002.
- 8) 土木学会：衝撃実験・解析の基礎と応用，構造工学シリーズ 15，第 II 編 第 4 章 p.186，2004.
- 9) Johnson, G.R. and Cook, W. H.: A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates and high temperatures, Engineering Fracture Mechanics, 21(1), pp.31-48, 1985.
- 10) 高橋芳彦：高速載荷試験における鉄筋コンクリートはりおよび鋼板・コンクリート合成はりの耐衝撃性評価に関する基礎的研究，九州大学博士論文，pp.32-38，1990.12.
- 11) 岩井哲，吉田望，中村武，若林實：構造部材の挙動に及ぼす載荷速度の影響に関する実験的研究—その 1 コンクリートと鋼材の応力-歪関係に及ぼす歪速度の影響—，日本建築学会論文報告集，第 314 号，pp.102-111，1982.4.
- 12) 島田侑子，山田哲：高速繰り返し載荷実験に基づく歪速度による鋼材の応力上昇モデル，日本建築学会構造系論文集，第 79 巻，第 695 号，pp.153-161，2014.1.
- 13) 西村宣男，小野潔，池内智行：単調載荷曲線に基づいた繰り返し塑性履歴を受ける鋼材の構成式，土木学会論文集，No.513/I-31，pp.27-38，1995.4.
- 14) 星川辰雄，石川信隆，彦坂熙，阿部宗平：局所変形とひずみ速度効果を考慮した鋼管固定はりの衝撃応答変位，土木学会論文集，No.513/I-13，pp.101-115，1995.4.

(2018 年 9 月 21 日受付)

(2019 年 2 月 1 日受理)