

鋼管円弧固定アーチの衝撃破壊挙動について

IMPACT FAILURE BEHAVIOR OF STEEL PIPE CIRCULAR FIXED ARCH

星川辰雄* 石川信隆** 彦坂 熙*** 飯田 毅****

By Tatsuo HOSHIKAWA, Nobutaka ISHIKAWA, Hiroshi HIKOSAKA and Takeshi IIDA

This paper presents both experimental and analytical approaches for the impact failure behavior of steel pipe circular fixed arch as a fundamental step for development of the impact resistant design of the steel arched Sabo dam. First of all, the impact tests have been carried out by dropping weight at the quarter and center points of arch. Secondly, the impact failure analysis has been performed by modelling the arch into the discrete model in which the element consists of rigid panels connected with elastic-plastic bending moment and axial springs.

It has been found from experimental and computational results that the impact load and absorbed energy impacted at quarter point of arch are smaller than those at the center point. It has been also noted that this analytical approach can simulate well the experimental results.

1. 緒言

山岳地における土石流災害防止のために、現在透過型の鋼製砂防ダムとしてA型スリットダム、B型スリットダム、あるいは格子型ダムが建設されており¹⁾、さらに流木対策ダムとして、アーチ型ダムも建設されている。この流木対策ダムに対しても巨礫の衝突があると考えられるが、巨礫が衝突する際の鋼製アーチの耐衝撃性については未だ十分に解明されていないのが現状である。

先に著者ら²⁾は、アーチの耐衝撃性に関する基礎的研究として、アーチの支間中央部に衝突を受ける衝撃応答実験および2質点系モデルによる衝撃応答解析を行った。しかし、巨礫の衝突位置は支間中央部のみではなく、支間中央部をはずれて衝突を受ける場合の方が多いと考えられる。

そこで本研究は、支点からアーチの全弧長の1/4の距離の位置（以下1/4点という）およびアーチ中央部に衝突を受けた場合の鋼管円弧固定アーチの衝撃破壊挙動に関する実験的および解析的検討を行った。ここで1/4点载荷を選択した理由は、载荷位置を偏心させることによる耐力の低減の状況を調べるため、および中央点载荷の場合との破壊形態の違いを比較したいと考えたためである。すなわち、まずアーチが破壊に至る

* 防衛大学校助手 土木工学科 (〒239 横須賀市走水1-10-20)

** 工博 防衛大学校教授 土木工学科 (〒239 横須賀市走水1-10-20)

*** 工博 九州大学教授 工学部土木工学科 (〒812 福岡市東区箱崎6-10-1)

**** 工博 住友金属工業㈱建設技術部開発企画室 (〒100 東京都千代田区大手町1-1-3)

ような運動エネルギーを持つ重錘の衝突を1/4点および中央点に受ける場合の落錘式衝突実験を行い、両者の衝撃応答特性を比較検討した。次に、ひずみ速度効果を考慮した離散化モデルを用いた衝撃破壊解析を行い、アーチの変形過程を求め、さらに衝撃吸収エネルギーを解析的に算定しようとしたものである。

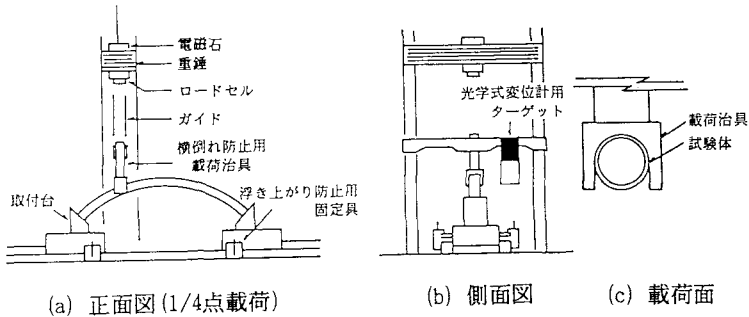
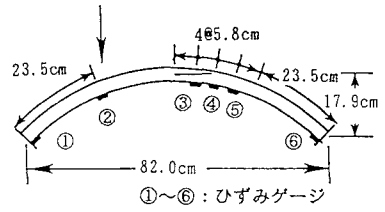


図-1 落錘式衝突実験装置

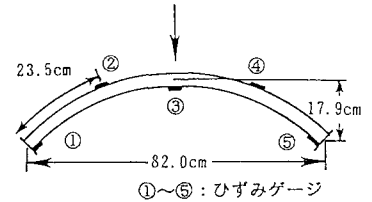
2. 実験の概要

(1) 落錘式衝突実験

実験は図-1に示すように、重量200kgfの重錘を載荷治具上にガイドを通して自由落下させてアーチに衝撃を与えるようにした。実際のアーチは、面外および面内方向に自由に運動すると考えられ、座屈が発生することも予想される。しかし、ここでは基礎的段階として面内鉛直方向の耐衝撃性を調べるため、面外変形および座屈の影響を除去できるように試験体に横倒れ防止用載荷治具を取り付け、これをガイドにはめ込み、強制的に試験体が鉛直方向のみ運動するように工夫した。したがって、載荷面は図-1(c)のように載荷治具が載荷点からずれないように試験体の鋼管アーチを上からはさむようにした。測定項目は衝撃荷重、衝突点変位およびひずみである。衝撃荷重は、1/4点載荷の場合は重錘下部に取り付けたロードセルによって測定（以下、ロードセル荷重と呼ぶ）し、また中央点載荷の場合は、上記と同じロードセルの他に載荷治具下部にひずみゲージを4枚対象に貼付し、そのひずみ量の平均値（以下、載荷治具荷重と呼ぶ）からも測定した。載荷点の変位は載荷治具に光学式変位計用ターゲットを取り付け測定した。光学式変位計の応答周波数は300kHzである。またひずみゲージを図-2の位置に貼付し、ひずみを測定した。なお、アーチは曲げと軸力を受けるので、上下にひずみゲージを貼付する必要があるが、ここでは測定可能なデータ数に限りがあるので、図-2の位置とした。



(a) 1/4点載荷の場合



(b) 中央点載荷の場合

図-2 ひずみゲージ貼付位置

表-1 鋼管の諸元

材 質	STK41
鋼管径 (mm) ※	φ 27.2
肉厚 (mm) ※	t 1.9
降伏応力 (kgf/cm ²) ※※	3800
引張強さ (kgf/cm ²) ※※	4240
伸び (%) ※※	42.9
断面積 (cm ²) ※	1.51
単位重量 (kgf/m) ※	1.19

※ JIS G3444による値

※※ 鋼管試験成績表による値

表-2 実験ケース

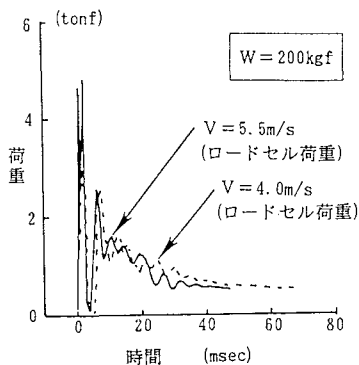
実験種類	重錘重量 (kgf)	載荷位置	衝突速度 (m/s)
落錘式衝突実験	200	1/4点	3.5
			4.0
			5.5
		中央点	4.0
			4.5
			5.5

(2) 試験体

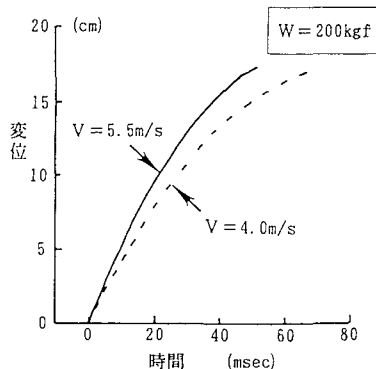
試験体はSTK41の鋼管（鋼管径φ27.2mm、肉厚t1.9mm）を曲率半径559mmおよび半中心角47.2°のアーチ型に加工したものを用いた。鋼管の諸元を表-1に示す。なお、本試験体の幾何縮尺は、実物の約1/27を想定したものである。

(3) 実験ケース

今回の実験においては、衝突点が1/4点の場合と中央点の場合の



(a) 荷重～時間関係



(b) 変位～時間関係

図-3 荷重、変位～時間関係 (1/4点載荷)

2種類について行った。この際、中央点載荷の場合は先に行った実験²⁾よりさらに大きな運動エネルギーを与え、終局限界（破壊）が現れるように重錘重量および衝突速度を定めた。1/4点載荷の場合も、破壊モードの衝突速度による変化が顕著に現れるように、2ケースについては中央点載荷と同じ速度とし、1ケースについてはさらに遅い衝突速度について実験を行った。実験ケースを表-2に示す。

3. 実験結果および考察

(1) 荷重～載荷点変位関係

図-3 (a)、(b)は、1/4点に $W=200\text{kgf}$ の重錘を衝突速度 $V=5.5\text{m/s}$ および 4.0m/s で衝突させた場合の荷重～時間関係および変位～時間関係を示したものである。また図-4は、中央点に $W=200\text{kgf}$ の重錘を衝突速度 $V=4.0\text{m/s}$ で衝突させた場合の載荷治具のひずみから算定した荷重（載荷治具荷重）と重錘下部のロードセルにより測定した荷重（ロードセル荷重）を時刻歴で示したものである。図-3 (a)および図-4より、ロードセル荷重は衝突直後にピーク値を示し、一度ゼロ付近に低下した後に再度立ち上がり、振動しながらある一定値に収束している。このゼロ付近まで荷重が低下するのは、衝突直後重錘と載荷治具が一時的に離隔するためおよび載荷治具に発生する応力波の影響によるものと考えられ、以後重錘が載荷治具に接触しながら変形が進むとともに、応力波の影響が小さくなり、荷重が一定値に収束するものと思われる。一方、図-4の載荷治具荷重の初期ピーク値は小さいが、収束した荷重はほぼロードセル荷重と同じであることが認められ、載荷治具の影響は衝突直後の荷重値の振動が大きな領域を除いては余りないと考えられる。また、振動の大きな領域においても載荷治具荷重はロードセル荷重の振動の概ね中心値となっていることが認められる。ここで、実際にアーチに与えられた荷重は、アーチと載荷治具の接触部に近い位置で測定した載荷治具荷重と考えられる。すなわち、載荷治具荷重が振動しないのは、図-1 (c)に示すように、アーチと載荷治具が完全に一体化しており、離隔することがなかったため、およびロードセル荷重が振動したのはロードセルと載荷治具の接触による局部的な応答が支配的であったためと考えられる。よって、ここでは中央点載荷の場合は載荷治具荷重により考察することとする。

さらに図-5 (a)は、1/4点に $W=200\text{kgf}$ の重錘を衝突速度 $V=5.5\text{m/s}$ および 4.0m/s で衝突させた場合の荷重～載荷点変位関係を示したものである。この図は、図-3 (a)の荷重～時間曲線と図-3 (b)の変位～時間

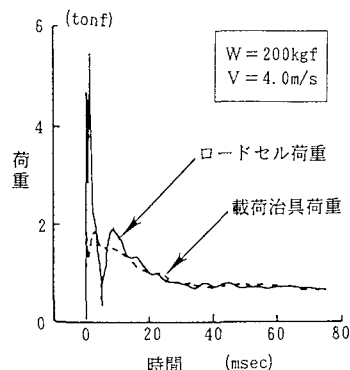


図-4 荷重～時間関係

(荷重計測方法の違いの影響)

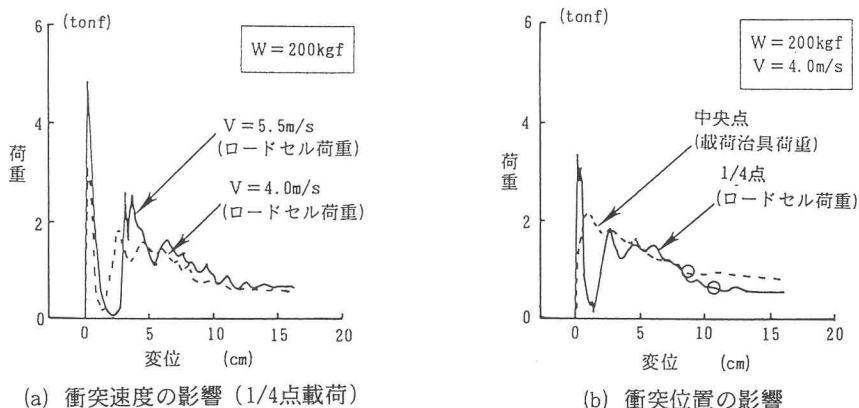


図-5 荷重～変位曲線

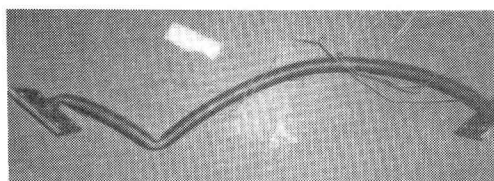
曲線より時間軸を消去して得られたものである。この図より、衝突速度が速い場合の方がやや大きな荷重を示すことが確認される。また、荷重～載荷点変位関係は軟化型の傾向を示すことが認められる。

図-5 (b) は、1/4点に $W=200\text{kgf}$ の重錘を、 $V=4.0\text{m/s}$ で衝突させたときの荷重～載荷点変位関係を中央点載荷の場合と比較して示したもので、振動がややおさまった時点すなわち荷重がほぼ一定値に収束したときの平均衝撃荷重 $\bar{P}$ は1/4点の場合で $\bar{P}=1.33\text{tonf}$ 、中央点の場合で $\bar{P}=1.47\text{tonf}$ となり、1/4点載荷の方が約10%小さな値を示している。一方、既往のアーチの静的塑性解析の研究³⁾ から、本試験体の静的崩壊荷重を算定した結果、中央点載荷の場合は $P_c=1.56\text{tonf}$ 、1/4点載荷の場合は $P_c=1.37\text{tonf}$ と、1/4点載荷の方が約12%小さな値を示している。したがって、衝撃実験においても静的崩壊荷重とほぼ同様の傾向を示すことが認められる。また、応答の当初において両者の差は小さいが、応答が進むにしたがい両者の差は大きくなっている。これは、1/4点載荷の場合、衝突点側の固定端において鋼管の局部変形が大きく、このため鋼管の耐力が低減したものである。

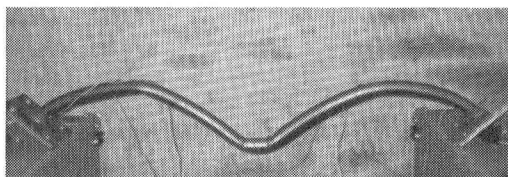
(2) 破壊形態

重錘重量 $W=200\text{kgf}$ を速度 $V=4.0\text{m/s}$ で1/4点および中央点に衝突を受けた場合の実験後の試験体の破壊状況を写真-1に示す。本実験ケースにおいて、1/4点載荷の場合は衝突点およびそれに近い側の固定端で局部変形が大きく発生し、衝突点の反対側の1/4点および固定端には目視では大きな局部変形の発生等とはなかった。一方、中央点載荷の場合も支点側の固定溶接部に一部亀裂がみられたが、アーチ側の固定端部には何ら損傷が見られず、アーチ本体には目視で観察される大きな局部変形の発生はなかった。よって、写真-1から塑性ヒンジの発生位置を推察し、模式的に示すと、図-6 (a)、(b) の破壊モードつまり、1/4点載荷の場合は4点塑性ヒンジ型、中央点載荷の場合は5点塑性ヒンジ型となっている。しかし、写真-1では塑性ヒンジの発生位置 (図-6で●印で示す) のみ推察できるが、順番までは分からない。そこで参考までに、アーチの静的応力解析を行い、その値を図-6に4桁数字として示した。

次に、図-7 (a)、(b) は、1/4点載荷 ($W=200$



(a) 1/4点載荷



(b) 中央点載荷

写真-1 破壊形態

kgf、 $V=4.0\text{m/s}$) の場合および中央点載荷 ($W=200\text{kgf}$ 、 $V=4.5\text{m/s}$) の場合のひずみ～時間曲線をそれぞれ示したものである。他の実験ケースについてもほぼ同様な結果を得た。まず図-7 (a) より、1/4点載荷の場合、衝突直後に衝突点下面②のひずみは一挙に増大し、引き続き、衝突点に近い側の固定端のひずみ①も一挙に増大することが認められる。衝突点に反対側の1/4点近傍のひずみ③、④、⑤は当初同じ傾向で増加するが、ある時間よりひずみ④が③、⑤に比べ大きくなっている。これは、④に塑性ヒンジが発生したためと考えられる。次に衝突点から遠い側の固定端のひずみ⑥は、当初徐々に増加するが、さらに変形が進むとひずみは0となり、その後一挙にひずみは負方向へ増大する。すなわち、塑性ヒンジは、衝突点 (1/4点)、衝突点に近い側の固定端、衝突点と反対側の1/4点付近、衝突点に遠い側の固定端の順に発生し、破壊に至っていることが認められる。

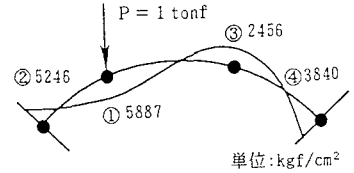
一方、図-7 (b) の中央点載荷の場合、中央点および左右1/4点のひずみは衝突直後に一挙に増大している。しかし、左右固定端のひずみは一時最大に達した後0に戻り、負方向へと増大している。すなわち、中央点載荷の場合は、衝突点 (中央点)、1/4点、固定端の順に塑性ヒンジが発生して破壊に至ることが認められる。

以上より、これらの塑性ヒンジの発生順序を図-6に示す白丸数字で示した。その結果、静的応力分布と比較して、1/4点載荷では③、④が、中央点載荷では②、③がそれぞれ逆転していることが認められる。

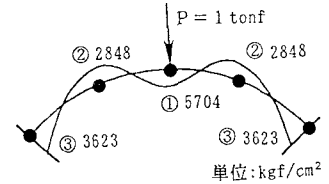
(3) 衝撃吸収エネルギー

図-8は、実験から得られた図-5 (a)、(b) の $P \sim \delta$ 曲線の面積を逐次積分することにより得られた衝撃吸収エネルギー～変位関係を示したものである。図より、1/4点載荷の方が中央点載荷より同じ変位における衝撃吸収エネルギーは小さいことが認められる。これは図-5 (b) の $P \sim \delta$ 曲線において1/4点載荷の方が荷重が小さいことに起因するものである。

ここで、図-7の $\varepsilon \sim t$ 曲線において、1/4点載荷においては⑥、中央点載荷においては①、⑤のひずみが0に戻った時点で、一挙に負方向に増大するので、この時点 (1/4点載荷における50msecおよび中央点載

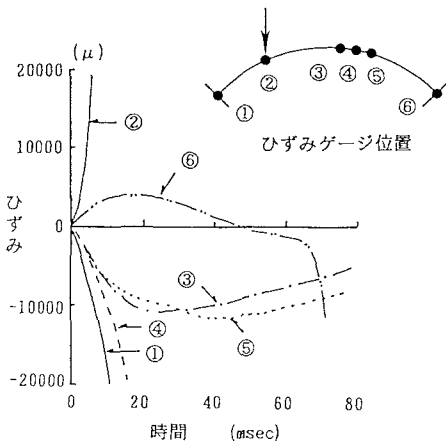


(a) 1/4点載荷
(4点塑性ヒンジ型)

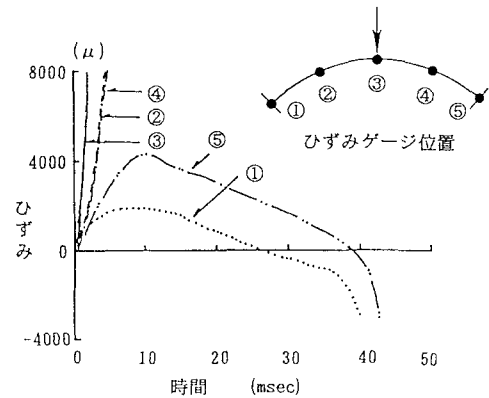


(b) 中央点載荷
(5点塑性ヒンジ型)

図-6 破壊モード
(●印は塑性ヒンジで、白丸数字はひずみゲージによって測定された降伏順序を示す。また 実線と4桁数字は静的応力分布と値 $\left(\sigma = \frac{N}{A} \pm \frac{M}{Z}\right)$ を示す。)



(a) 1/4点載荷 ($W=200\text{kgf}$ 、 $V=4.0\text{m/s}$)



(b) 中央点載荷 ($W=200\text{kgf}$ 、 $V=4.5\text{m/s}$)

図-7 ひずみ～時間曲線

荷における40msec)を終局限界とみなすと(図-5(b)では○印の時点)、本試験体の衝撃限界吸収エネルギー U_p は、1/4点载荷の場合 $U_p=13.0\text{tonf}\cdot\text{cm}$ 、中央点载荷の場合 $U_p=13.3\text{tonf}\cdot\text{cm}$ と両者は概ね等しくなる(図-5(b)の○印までの荷重～変位曲線の面積は概ね等しい)。ところで、実際の巨礫が1/4点に衝突する場合は巨礫が接線方向に逃げ、全運動エネルギーがアーチに伝達しないので、1/4点载荷が必ずしもクリティカルになるとは考えられない。したがって、アーチの弱点となる衝突位置についての検討は、伝達される外力エネルギーとアーチの限界吸収エネルギーとの大小によって決まり、一概に弱点位置を指定することはできない。これらに関する検討は今後さらに研究する必要がある、ここでは衝撃破壊挙動の解明を主とした。

また、衝突速度がさらに速い場合は、破壊モードが異なり、限界吸収エネルギーが変化することも予想されるが、本実験で行った範囲内においては破壊モードの変化はみられず、各実験ケースから得られた限界吸収エネルギーは概ね等しい値を示すことが認められた。

4. 離散化モデルを用いた衝撃破壊解析

(1) 解析モデル

図-9(a)に示す銅管円弧アーチを、まず図-9(b)に示すように集中質量と任意長の剛体で質量をもたないパネルに分割した。アーチの変形量は分割点で剛体パネルを接続している曲げばねおよび軸力ばねによって考慮することとした。また、衝撃荷重は当初巨礫の初速度によって与えられるものとし、以後局部ばねと局部ダッシュポットにより算定できるものとした。なお、今回の衝撃実験では衝突速度の影響が比較的遅いため、せん断の影響が小さいと考え、せん断ばねは省略した。

(2) 基本式

ア 力のつり合い

図-10は、 i 番目の質点に関する力の状態を示したもので、時刻 $t+\Delta t$ における水平方向および垂直方向に関する力のつり合いから、次式が得られる。

$$m_i \ddot{x}_i' = V_{i,R} \sin \theta_i - N_i \cos \theta_i - V_{i,L} \sin \theta_{i-1} + N_{i-1} \cos \theta_{i-1} + P_x \quad (1a)$$

$$m_i \ddot{y}_i' = V_{i,R} \cos \theta_i + N_i \sin \theta_i - V_{i,L} \cos \theta_{i-1} - N_{i-1} \sin \theta_{i-1} + P_y \quad (1b)$$

ここで、 $\ddot{x}_i'$ 、 $\ddot{y}_i'$ ：時刻 $t+\Delta t$ における質点 i の水平方向および垂直方向の加速度、 m_i ：質点 i の質量、 θ_i ： i 番目のパネルの全体座標系における角度、 P_x 、 P_y ：質点 i に作用する水平および垂

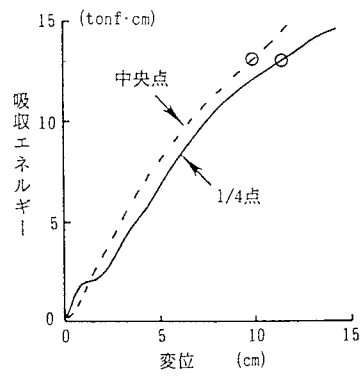
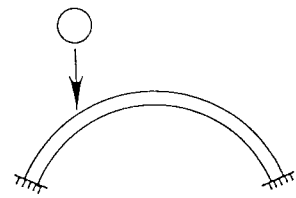
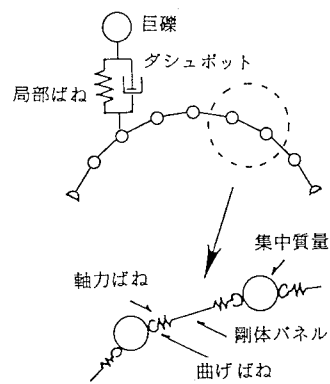


図-8 衝撃吸収エネルギー～変位関係
($W=200\text{kgf}$ 、 $V=4.0\text{m/s}$)



(a) 固定円弧アーチ



(b) 解析モデル

図-9 衝突現象のモデル化

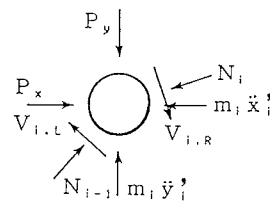


図-10 質点のつり合い

直方向の外力、 N_i, N_{i-1} ： i 番目および $i-1$ 番目のパネルに作用する軸力、 $V_{i,L}, V_{i,R}$ ： 質点 i の左側および右側に作用するせん断力で、剛体パネルにおける力のつり合いより次式が得られる。

$$V_{i,L} = (M_i - M_{i-1}) / l_{i-1} \quad (2a)$$

$$V_{i,R} = (M_{i+1} - M_i) / l_i \quad (2b)$$

ただし、 M_i, M_{i-1} ： 質点 i および質点 $i-1$ に働く曲げモーメント、 l_i, l_{i-1} ： i 番目および $i-1$ 番目の剛体パネルの長さ。

イ 変形適合条件式

図-11は、時刻 t および時刻 $t+\Delta t$ における任意の2つの隣り合ったパネルとそれに接続している質点の変形状態を示したもので、これより、内変形（ひずみ ε または曲率 ϕ ）と外変形（軸力ばねの伸び Δl または曲げばねの回転角 γ ）との適合関係が以下のように得られる。

$$\Delta \varepsilon_i = \frac{\Delta l_i}{l_i} = \frac{l'_i - l_i}{l_i} \quad (3)$$

ただし、 $l_i = \sqrt{(x_{i-1} - x_i)^2 + (y_{i-1} - y_i)^2}$

$$l'_i = \sqrt{(x_{i-1}' - x_i')^2 + (y_{i-1}' - y_i')^2}$$

x_i, y_i ： 時刻 t における全体座標系における質点 i の x 座標と y 座標、 x_i', y_i' ： 時刻 $t+\Delta t$ における質点 i の x 座標と y 座標。

また、質点 i に接続する剛体パネルのそれぞれ $l/2$ 長の範囲において曲率の分布が等しいと仮定すると、曲率の増分 $\Delta \phi_i$ は次式によって表される。

$$\Delta \phi_i = \frac{1}{R_i'} - \frac{1}{R_i} = \frac{-\Delta \gamma_i}{\frac{1}{2}(l_{i-1} + l_i)} \quad (4)$$

ただし、 R_i, R_i' ： 時刻 t および時刻 $t+\Delta t$ における質点 i の曲率半径、 $\Delta \gamma_i = \gamma_i' - \gamma_i$ ： 曲げばねの回転角の増分、 $\gamma_i = \theta_{i-1} - \theta_i$ ： 時刻 t における曲げばね回転角、 $\gamma_i' = \theta_{i-1}' - \theta_i'$ ： 時刻 $t+\Delta t$ における曲げばね回転角、 $\theta_i = \tan^{-1} \left(\frac{y_{i+1} - y_i}{x_{i+1} - x_i} \right)$ ： 時刻 t における剛体パネル i の水平線とのなす角度、 $\theta_i' = \tan^{-1} \left(\frac{y_{i+1}' - y_i'}{x_{i+1}' - x_i'} \right)$ ： 時刻 $t+\Delta t$ における剛体パネル i の水平線とのなす角度。なお、式 (4) で $\Delta \gamma_i$ に - をつけた理由は、通常の曲げ理論の符号（下側引張を正）に合わせるためである。

また内変形増分 ($\Delta \varepsilon, \Delta \phi$) は、弾性部分と塑性部分の線形和で表される。

$$\Delta \varepsilon = \Delta \varepsilon_e + \Delta \varepsilon_p \quad (5a)$$

$$\Delta \phi = \Delta \phi_e + \Delta \phi_p \quad (5b)$$

ウ 内力と内変形の線形関係式

ここで、弾性状態における内力（曲げモーメント M_i および軸力 N_i ）と内変形（曲率 $\Delta \phi_i^e$ およびひずみ $\Delta \varepsilon_i^e$ ）とは、次の線形関係が成り立っている。

$$M_i(t+\Delta t) = M_i(t) + E I \Delta \phi_i^e \quad (6a)$$

$$N_i(t+\Delta t) = N_i(t) + E A \Delta \varepsilon_i^e \quad (6b)$$

ただし、軸力は圧縮を正とする。

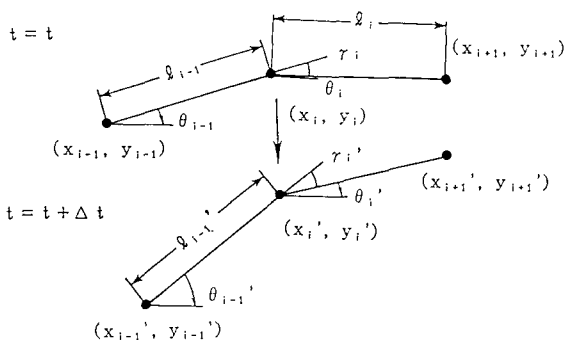


図-11 変形適合条件

よって、曲げばね k_M および軸力ばね k_N は、ここではそれぞれ $k_M = EI$ 、 $k_N = EA$ となっている。

エ 降伏条件

図-12に示すように、鋼管の曲げと軸力に対する静的降伏条件を用いると、次式のように表される。

$$f(M_i, N_i) = \left(\frac{M_i}{M_p} \right) - \cos \left(\frac{\pi}{2} \cdot \frac{N_i}{N_p} \right) \leq 0 \quad (7)$$

ただし、 $M_p (= Z \cdot \sigma_y)$ ：鋼管の全塑性モーメント、

$N_p (= A \cdot \sigma_y)$ ：鋼管の降伏軸力、 Z ：塑性断面係数。ここで、動的降伏条件は後に述べるひずみ速度効果を考慮した式(11)の動的降伏点応力を式(7)に代入して用いることとした。

オ 塑性変形量の算定式

いま図-12のように時刻 t で A 点 (m_A, n_A) の応力状態から、時刻 $t+dt$ に弾性計算により降伏線上を越えた D 点 (m_D, n_D) の応力状態が得られたとする。ここで、真の応力状態は降伏曲線上になければならないので、応力増分ベクトル dQ と降伏関数の勾配ベクトル $\partial f / \partial Q$ との直交条件により、 D 点が降伏曲線上に最も近い距離にある B 点 (m_B, n_B) に位置するように修正しなければならない。まず DB 間の距離 d は次式によって求められる。

$$d^2 = (m_D - m_B)^2 + (n_D - n_B)^2 \quad (8a)$$

$$\text{ただし、} m_B = \cos \left(\frac{\pi}{2} \cdot n_B \right) \quad (8b)$$

次に、 d が最小となる (m_B, n_B) を求めるためには、上式を n_B について微分して次式を満たさなければならない。

$$\frac{\partial d^2}{\partial n_B} = \pi \left\{ m_D - \cos \left(\frac{\pi}{2} \cdot n_B \right) \right\} \sin \left(\frac{\pi}{2} \cdot n_B \right) - 2(n_D - n_B) = 0 \quad (9)$$

上式より n_B を Newton 法によって求め、式(8b)より m_B を算出すればよい。

よって、上式で得た B 点 (m_B, n_B) は、時刻 $t+dt$ における新しい応力状態になる。ここで、図-12の座標軸を無次元化内力の (m, n) 軸から無次元化内変形の $(\bar{\phi}, \bar{\varepsilon})$ 軸に置き換えると、 AB ベクトルは弾性内変形増分ベクトルに対応し、 BD ベクトルは塑性内変形増分ベクトルに対応することになる。

$$\text{すなわち、} \Delta \bar{\phi}_e = m_B - m_A \quad (10a)$$

$$\Delta \bar{\varepsilon}_e = n_B - n_A \quad (10b)$$

$$\Delta \bar{\phi}_p = m_D - m_B \quad (10c)$$

$$\Delta \bar{\varepsilon}_p = n_D - n_B \quad (10d)$$

ただし、 $\bar{\phi} = \phi / \phi_p$ 、 $\bar{\varepsilon} = \varepsilon / \varepsilon_p$ 、 $\phi_p = M_p / EI$ 、 $\varepsilon_p = N_p / EA$

カ ひずみ速度効果の導入法

一般に衝突速度が速くなると、ひずみ速度効果により鋼材の見かけ上の降伏点は上昇する⁴⁾⁻¹⁰⁾。ここでは、文献(4)、(10)の結果を基にして図-13に示すような鉄筋の下降伏点の上昇について考慮すると、次式のようになる。

$$\sigma_y / \sigma_{y0} = 1.0 - 0.0178 (1.0 \text{ g } \dot{\varepsilon} \times 10^6) + 0.0126 (1.0 \text{ g } \dot{\varepsilon} \times 10^6)^2 \quad (\dot{\varepsilon} \geq 10^{-5}) \quad (11a)$$

$$\sigma_y / \sigma_{y0} = 1.0 \quad (\dot{\varepsilon} < 10^{-5}) \quad (11b)$$

ただし、 $\dot{\varepsilon}$ ：ひずみ速度、 σ_y ：動的降伏点応力、 σ_{y0} ：静的降伏点応力。ここで、応答ひずみ速度 $\dot{\varepsilon}$ は次式で求められる。

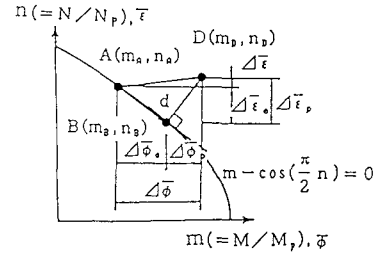


図-12 降伏曲線（中空鋼管）

$$\dot{\varepsilon} = d\varepsilon/dt = Z \cdot d\phi/dt \quad (12)$$

以上より、式(12)に $Z = D/2$ (D : 鋼管径) を代入し、これを式(11)に代入して動的降伏点応力を求め、さらにこれを式(6)の降伏条件の中で $M_p = \sigma_y \cdot Z$ 、 $N_p = \sigma_y \cdot A$ として考慮することとした。

キ 衝撃荷重の算定

重錘とアーチの衝突点において発生する荷重は、局部ばねとダッシュポットにより次式で算定される。

$$P = k_w(y_w - y_A) + C_w(\dot{y}_w - \dot{y}_A) \quad (y_w \geq y_A) \quad (14a)$$

$$P = 0 \quad (y_w < y_A) \quad (14b)$$

ただし、 P : 衝撃荷重、 k_w : 局部ばね定数、 C_w : 局部減衰係数、 y_w, y_A : 重錘およびアーチの衝突点の変位、 $\dot{y}_w, \dot{y}_A$: 重錘およびアーチの衝突点の速度

ク 境界条件

固定端の境界条件については、図-14に示すように取り扱うものとした。よって、固定端の反力は次式で与えられる。

$$M_A(t+\Delta t) = M_A(t) + E I \Delta \phi_A^e \quad (15a)$$

$$N_A(t+\Delta t) = N_A(t) + E A \Delta \varepsilon_A^e \quad (15b)$$

$$S_{A,V} = \frac{M_{A+1} - M_A}{l_A} \cos \theta_{A'} + N_A \sin \theta_{A'} \quad (16a)$$

$$S_{A,H} = -\frac{M_{A+1} - M_A}{l_A} \sin \theta_{A'} + N_A \cos \theta_{A'} \quad (16b)$$

ただし、 $\Delta \phi_A^e = -2 \frac{\Delta \gamma_A}{l_A} = -2 \frac{\theta_A - \theta_{A'}}{l_A}$ 、 $\Delta \varepsilon_A^e = \frac{l_{A'}}{l_A}$ 、

$$\theta_A = \tan^{-1} \left(\frac{y_{A+1}}{x_{A+1}} \right), \quad \theta_{A'} = \tan^{-1} \left(\frac{y_{A+1}'}{x_{A+1}'} \right)$$

$$l_A = \sqrt{x_{A+1}^2 + y_{A+1}^2}, \quad l_{A'} = \sqrt{x_{A+1}'^2 + y_{A+1}'^2}$$

(3) 解析手順

以上の基本式を用いて数値計算を行ったが、その計算手順はNewmark- β 法に基づき、図-15のようなフローチャートになる。ここで初期条件として、 $\dot{y}_w(t=0) = V_0 = \sqrt{2gH}$ (g : 重力加速度、 H : 落下高さ) を与えた。

なお、終了判定は、時刻 t がある時刻 t_{end} となったときに終了するものとした。

また数値計算に当たり、局部ばね定数 k_w および局部減衰係数 C_w は、文献(2)と同じ値、すなわち局部めり込み実験および局部減衰実験により求めた次の値を用いた。

$$k_w = 16000 \text{ kgf/cm}, \quad C_w = 9.71 \text{ kgf} \cdot \text{s/cm}$$

またアーチを16分割にして解析した。この値は、分割数を予めパラメトリックに変化させ、解が概ね一定となる分割数のうちの最小値を採用したものである。

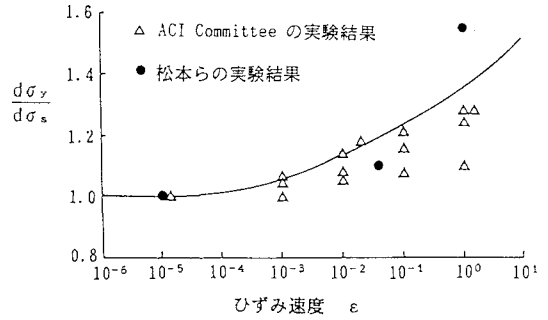


図-13 降伏点に関するひずみ速度効果

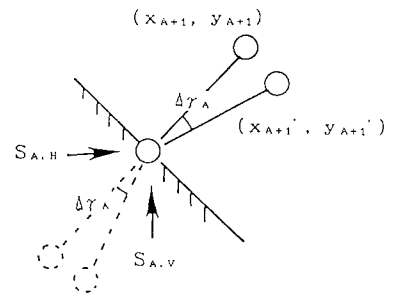


図-14 固定端の境界条件

5 解析結果と実験結果との比較

(1) 荷重～衝突点変位関係

図-16(a)、(b)は、それぞれ1/4点および中央点に、重量 $W=200\text{kgf}$ の重錘を衝突速度 $V=4.0\text{m/s}$ で衝突させた場合の $P\sim\delta$ 曲線を、実験結果と計算結果とを比較して図示したものである。1/4点载荷の場合の実験値は、先に述べたように荷重を直接载荷用治具に衝突させたロードセルによって測定した値を用いているため、計算値は特に衝突直後のピーク値をシミュレートできていないが、荷重が収束した以降はほぼ振動中心を示している。これに対し、中央点载荷の場合は载荷治具に貼付したひずみによって測定した荷重を用いているので、比較的安定した値が得られており、計算値は実験値よりやや小さいがよくシミュレートしていることが認められる。

(2) アーチの変形過程

図-17および18は、それぞれ1/4点および中央点に $W=200\text{kgf}$ を $V=4.0\text{m/s}$ で衝突させた場合の、終局状態に達するまでの降伏順序位置およびアーチの変形過程をそれぞれ示したものである。併せて実験結果から得られた各時刻における衝突点の変位も示す。図-17より、衝突点に近い側の固定端近傍の変位は衝突後から正の方向（下向きに正）に発生したのに対し、衝突点から遠い側の固定端近傍の変位は当初負の方向に発生するが、変形が進むに従い、逆に正の方向に発生しはじめ破壊に至っている。また解析結果は実験によるアーチの変形過程をよくシミュレートしていると考えられる。しかし、図-17(a)の降伏順番を詳細に調べると、実験においては衝突点か

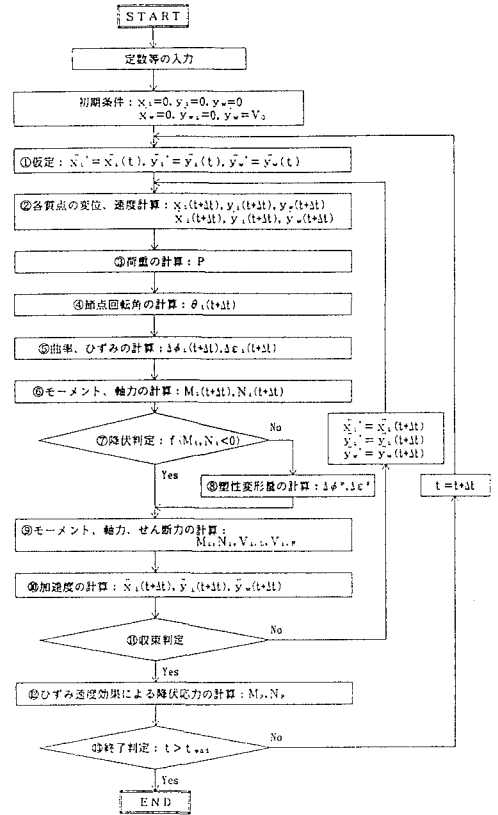
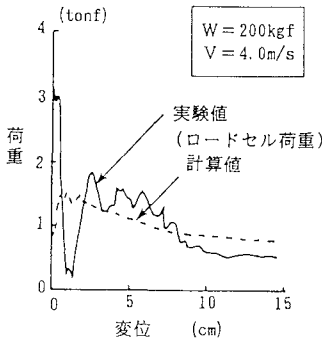
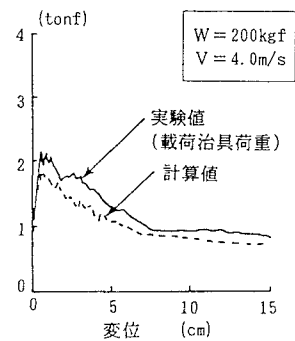


図-15 衝撃応答解析フローチャート

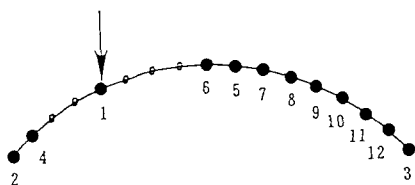


(a) 1/4点载荷

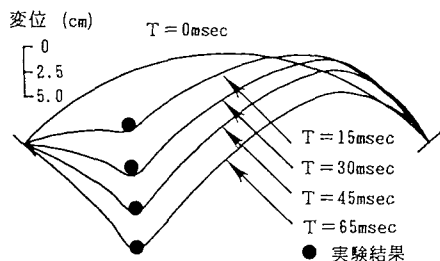


(b) 中央点载荷

図-16 荷重～変位関係

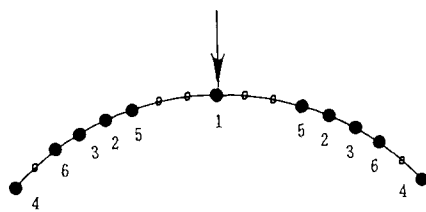


(a) 降伏順番位置

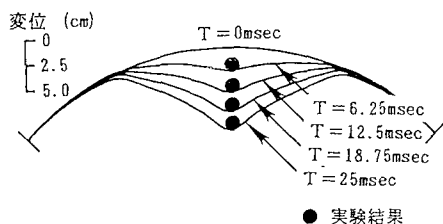


(b) 変形過程

図-17 アーチの変形過程
(1/4点载荷、 $W=200\text{kgf}$ 、 $V=4.0\text{m/sec}$)



(a) 降伏順番位置



(b) 変形過程

図-18 アーチの変形過程
(中央点载荷、 $W=200\text{kgf}$ 、 $V=4.0\text{m/sec}$)

ら遠い側の固定端の方が衝突点に遠い側の1/4点より後に降伏している(図-7(a)参照)のに対し、解析では先に降伏している。ここで、1/4点载荷の場合の本計算によるひずみ～時間曲線を示すと、図-19(数字は図-7(a)と同じ)のようになる。図-7(a)の実験結果と比較して、⑥のひずみの値(固定端)が大きくでている。他は、実験値と比較的よく一致している。実験において⑥のひずみが小さく出ているのは、固定端部を溶接しているため、ひずみゲージを固定端のひずみを計算と同じに示す位置に貼付できなかったためと考えられ、これが原因で実験結果と計算結果に降伏した順番に違いが生じたものと思われる。

一方、図-18(b)において、衝突当初中央点は下側に変位が発生するが、左右支点近傍の変位は上側に生ずる。しかし、さらに衝突が進むと左右支点の変位が微視的に下向きに変化し始め、破壊に至る。また、塑性ヒンジが発生する位置および順番は、中央点、1/4点付近、そして支点と、実験結果と一致していることが認められる。

(3) 衝撃吸収エネルギー

図-20は、図-16の $P \sim \delta$ 関係より面積を逐次積分することにより得られる衝撃吸収エネルギー～変位関係を実験結果と比較して図示したものである。図より、1/4点载荷および中央点载荷の計算結果はそれぞれの実験結果より若干小さな値を示すものの、実験結果を比較的良好にシミュレートしていると考えられる。よって、

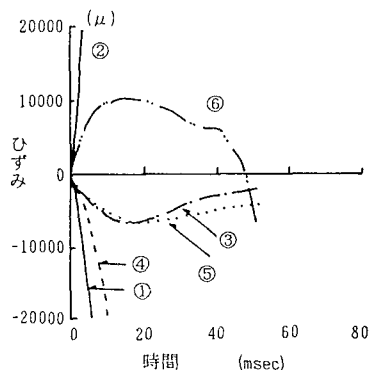


図-19 ひずみ～時間曲線
(1/4点载荷の場合)

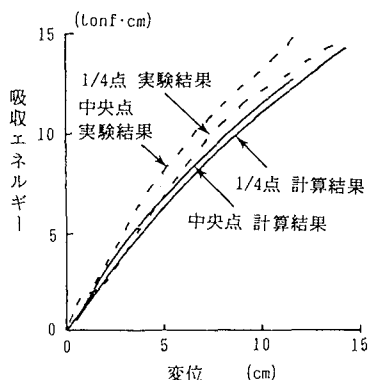


図-20 衝撃吸収エネルギー～変位関係
($W=200\text{kgf}$ 、 $V=4.0\text{m/s}$)

アーチの終局限界変位を設定できれば、本解析モデルを用いてアーチの衝撃限界吸収エネルギーも容易に算定できるものと考えられる。

6. 結論

本研究で得られた成果を要約すると以下のようになる。

- (1) 実験および解析の両結果から、アーチの1/4点に衝突を受ける場合、塑性ヒンジは衝突点、衝突点に近い側の固定端、衝突点と反対側の1/4点、衝突点に遠い側の固定端の順に発生し、4点塑性ヒンジ型の破壊形態に至ることが認められた。一方、アーチの中央点に衝突を受ける場合は、塑性ヒンジは衝突点、1/4点、固定端の順に発生し、5点塑性ヒンジ型の破壊形態に至ることが認められた。
- (2) ひずみ速度効果を考慮した多質点系モデルを用いた衝撃応答解析法は、衝撃荷重が作用する場合の固定円弧アーチの応答および変形過程を比較的精度よくシミュレートできることが分かった。
- (3) 実験および計算結果からもアーチの1/4点載荷の場合の方が中央点載荷に比し耐力もやや小さく、したがって、一定の限界変位に対しては吸収エネルギーもやや小さくなることが認められた。しかし、1/4点載荷がアーチ全体の弱点位置となるか否かは、アーチに伝達される外力エネルギーと限界吸収エネルギーとの大小関係によって決まるので、限界吸収エネルギーの量のみでは決まらない。また、実際の構造物においては面外および面内座屈の発生が予想され、これらの影響により強度または限界吸収エネルギーが低減することも考えられる。これらの点に関しては、今後さらに研究する予定である。

参考文献

- 1) 砂防・地すべり技術センター，鋼製砂防構造物委員会；鋼製砂防構造物設計便覧，昭和62年
- 2) 星川辰雄，香月智，石川信隆，飯田毅；衝撃荷重を受ける鋼管円弧アーチの動的応答，土木学会論文集，第416号／I-13，pp.245～253，1990年4月
- 3) 日本建築学会；建築構造物のリミットアナリシス，pp.109～152，技報堂，1963年7月
- 4) ACI Committee 439：Effect of Steel Strength and of Reinforcement Ratio on the Mode of Failure and Strain Energy Capacity of Reinforced Concrete Beams，ACI Journal，pp.165～173，1969
- 5) 谷村眞二，井垣久；広ひずみ速度域に適用し得る弾性/粘塑性体構成式の具体形，材料，第29巻，pp.137～142，1980年2月
- 6) 中川憲治，岸田敬三，谷村眞二；高速変形に対する材料の構成式，材料，第34巻，pp.1115～1120，1985年9月
- 7) 野島武敏；高ひずみ速度下における炭素鋼の下降伏応力のひずみ速度依存性，材料，第35巻，pp.1118～1124，1986年10月
- 8) 高橋芳彦，塩治長，大野友則，石川信隆，内田孝；ひずみ速度効果を考慮した鉄筋コンクリートはりの衝撃曲げ応答解析，構造工学論文集，Vol.32A，pp.669～682，1986年3月
- 9) 山口弘，藤本一男；鉄筋コンクリート版の衝撃応答に及ぼすひずみ速度効果，日本建築学会構造系論文報告集，第406号，pp.25～35，1989年12月
- 10) 松本憲幸，高橋芳彦，大野友則，太田俊昭，日野伸一；高速引張荷重を受ける鋼素材の動力学特性，第17回関東支部技術研究発表会講演概要集，平成2年3月

(1992年9月21日受付)