

ゴム鋼併用型耐震緩衝装置の荷重 - 変位関係の更新と衝撃荷重への適応性

Updating load-displacement relations of shock absorbers composed of rubber and steel pipes and its application to impact load

皆川勝*, 石黒聡**, 後藤学***

Masaru MINAGAWA, Akira ISHIKURO, Gaku GOTO

*工博, 武蔵工業大学教授, 工学部都市基盤工学科 (〒158-8557 東京都世田谷区玉堤1-28-1)

**工修, 清水建設株式会社 (〒105-8007 東京都港区芝浦1-2-3)

***武蔵工業大学大学院工学研究科都市基盤工学専攻 (〒158-8557 東京都世田谷区玉堤1-28-1)

The authors proposed a new type of shock absorber composed of steel pipes wrapped with rubber pipes. And static loading tests were conducted to confirm the superiority of that type of shock absorber. A model to estimate load-displacement characteristic of the proposed shock absorber was constructed and its validity was proved by comparing with static experimental results.

In this study, first a mechanical model was constructed to estimate static load-displacement characteristics of the absorbers more accurately. Second, the authors conducted weight dropping impact tests to the absorbers. The experimental results showed that the dynamic effect on the load-displacement relationships of the absorbers are caused by rate dependent characteristics of rubber material. By using the results, we proposed a method to evaluate dynamic load-displacement relationships by means of static load-displacement characteristics and confirmed the validity of the method through comparison with experimental results.

Key Words : shock absorber, rubber pipe, steel pipe, bridge pounding, modeling of load-displacement characteristic, weight dropping impact test

キーワード : 緩衝装置, ゴム管, 鋼管, 落橋, 荷重 - 変位関係モデル, 落錘式衝撃試験

1. はじめに

大地震時の隣接桁間・桁と橋台間の衝突においては高いレベルの衝撃荷重が作用する。そのことによって桁・橋台、さらには落橋防止構造までもが損壊して、落橋に至る危険性が高い。落橋に至った被害が兵庫県南部地震において多数見られ、そのことによって生じる人的被害や交通麻痺による復旧活動の遅延等の被害が甚大なものとなった。その結果、桁間、桁と橋台間で生じる衝突を緩和するシステムの開発が急務となっている¹⁾。

兵庫県南部地震の被害を受けて道路橋示方書が改訂され、その中で落橋防止装置の見直しが行われた²⁾。ここでは、落橋を防ぐために桁かかり長、落橋防止構造、変位制限構造および段差防止構造からなる落橋防止システムが提案されている。特に、落橋防止構造と変位制限構造においては、落橋や損壊の原因となった衝撃荷重の作用を緩和するための緩衝材を設けることが推奨されている。しかし、従来使用されてきた落橋防止装置では落橋を完全に防止することが困難であるため、落橋防止装置の高性能化・高機能化が必要とされている。さらに、緩衝材は高架橋を構成する主要部材のひとつであるという認識のもとで、多数の研究・開発が行われている。

落橋防止構造や緩衝材に関する研究は2つのグループ

に大別することができる³⁾。すなわち、落橋防止構造および緩衝材の力学的挙動そのものに着目した研究と、橋梁を構成する一つの要素として落橋防止構造を考え、大地震時に落橋防止構造が橋梁全体の損傷を低減する効果に着目した研究である。本研究は前者のグループに含まれる。緩衝材の力学挙動に着目している研究では、それぞれ以下のような部材を緩衝材として用いることを提唱している。すなわち、園田らのゴム緩衝ピン⁴⁾、潤田らの直方体ゴム⁵⁾、西本らの積層繊維ゴム⁶⁾、越峠らの円筒型ゴム⁷⁾、村田らの二段階ばね⁸⁾、野々村らのハニカム型^{9) 10)}や頭井らの鋼製ペローズ^{11) 12) 13)}等である。これらの研究では、緩衝材に要求される性能として、衝撃荷重の低減効果と衝撃エネルギーの吸収性が挙げられており、各研究とも静的載荷・動的載荷・衝撃載荷等の試験によりその基本的な性能を把握し、緩衝材としての有効性を検討している。

兵庫県南部地震以後、緩衝材の材質としては、剛性が小さく可逆的な大変形が可能であるため、繰り返し衝突への対処が必要な場合にでも適用できるゴム材が用いられる機会が多くなっている¹⁴⁾。都築ら、長嶋らはゴム製の緩衝材より低価格で、省スペースでよりエネルギー吸収性に優れる市販の型鋼を緩衝材として用いることに着目して、緩衝装置としての有効性を検討した¹⁵⁾。図1

に型鋼である鋼管を緩衝装置として橋梁に設置するイメージを示す。皆川ら¹⁶⁾は種々の型鋼の中でエネルギー吸収性能が相対的に高い鋼管を緩衝材として用いることにし、緩衝装置を有する免震橋の動的解析によってその緩衝装置の有効性を立証している。その結果、鋼管が緩衝材として優れていることが示されたものの、鋼管が完全に破壊した際に反力が上昇してしまうという欠点が指摘された。これにより、繰り返し衝突が生じた際に緩衝効果が得られなくなってしまう。この欠点を補うために、繰り返し衝突に対して安定した緩衝性・エネルギー吸収性があるゴム材を鋼管に巻く形式のものを皆川ら¹⁷⁾は考案した。

ゴム管タイプの緩衝材としては、防舷材があげられる。防舷材は、船舶の衝突エネルギーが地震のエネルギーに対して小さいため、内部は空洞としているが、ゴム管の内部に剛性の高い鋼管を挿入することにより、鋼管の降伏前及び鋼管の圧壊後に、ゴム管がエネルギー吸収材として働き、大きい衝突エネルギーに対しては、鋼管を降伏させてエネルギーを吸収させることができる。このことから、中小の地震においてはゴム管だけで、大地震では鋼管も併用して地震エネルギーを吸収する二段階設計が可能となる。

開発の手順として、まず基礎特性の把握を目的として、静的載荷実験を行った。皆川ら¹⁷⁾¹⁸⁾は、緩衝装置に用いるゴム管及び鋼管の寸法を変化させてパラメトリックに実験を行い、鋼管及びゴム管の寸法の変化を考慮して荷重-変位関係を推定できるモデルを構築した。しかし、皆川ら¹⁷⁾¹⁸⁾が構築した荷重-変位関係モデルでは、主要部材である鋼管の降伏後の挙動に対して、本来ゴム材料に対して用いられる応力-ひずみ関係式である Mooney-Rivlin 式⁹⁾を援用していたため、推定精度が低下していた。そこで本研究では、力学的観点から塑性挙動を精度良く表現するため、鋼管の側部の曲げモーメントに着目して鋼管の曲げ変形特性を改善した。次に衝撃的な荷重を受けた際の荷重低減効果やエネルギー吸収性能を把握するために、落錘式衝撃実験を行なった。そして、衝撃実験から得られた結果を用いて、静的な特性より構築した荷重-変位関係モデルを用いて動的な荷重-変位関係を推定できることを示した。

2. ゴム鋼併用型緩衝材の静的圧縮載荷試験

2.1 実験方法

載荷装置の概要を図-2 に示す。静的圧縮試験には容量 300 kN の万能試験機を用いた。変位量は、基準距離 30mm、測定範囲 ± 5 mm のレーザー変位計によって測定した。測定時には、同図中に示したように、載荷板に取り付けた反射板を用いて水平変位を鉛直変位に変換した。また、載荷方法については準静的な変位制御として、載荷試験機の容量から荷重 250kN で載荷を中断した。そして荷重を完全に除荷した後、荷重 250kN まで再び載荷した。

2.2 試験体

試験体は図-3 に示す鋼管の外側にゴムを巻いた形式のもの 48 種類である。試験機の容量の関係で、試験体の奥行きは 100mm とした。鋼管の材質は入手が容易で、市販の型鋼にある STKM13A (SS400 相当) とした。ゴムの材質はクロロプレンゴム(硬度 60 \pm 5)とした。緩衝材に用いるゴムとしては近年、天然ゴムが使用されている。しかし、著者らの研究によれば、かつて用いられていたクロロプレンゴムは、同程度あるいはそれ以上のエネルギー吸収能力を有していることが分かっており¹⁹⁾、さらに耐候性に優れている。その他のゴム材との比較及び、

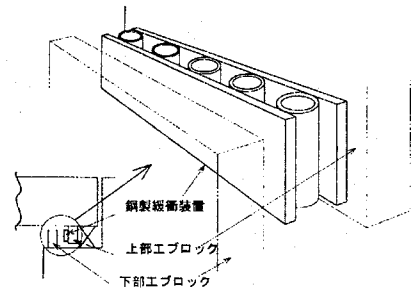


図-1 緩衝装置設置イメージ図¹⁶⁾

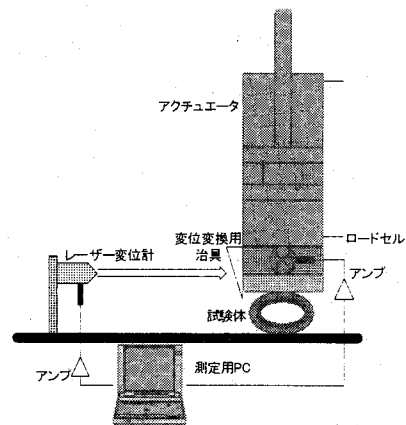


図-2 載荷装置概要

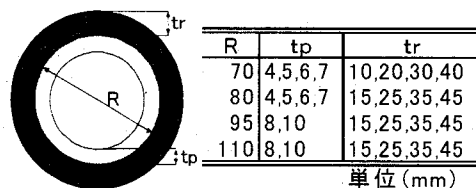
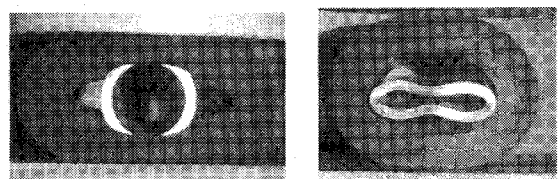


図-3 試験体の寸法及び形状



(a) 変形量 70mm (b) 実験終了後

図-4 ゴム鋼タイプの緩衝材 (R-95 tp10-tr45) の変位形状の推移

その成分等についてはなお、検討の必要がある。しかし、本研究では、鋼管併用の効果に着目しており、過去の著者らの研究と同様、クロロプレンゴムを用いることとした。

緩衝材を橋梁に設置する場合、取付治具の関係で図-2に示すような境界条件とならない場合も想定されるが、本実験では、構造要素としての特性を明らかにするため、境界条件の相違の影響は検討対象としていない。

基礎的な力学特性を把握するためにゴム管及び鋼管の各々について管径方向の静的圧縮荷重試験を行った。

2.3 実験結果

図-4 にゴム鋼併用タイプの緩衝装置 (R95, tp10 - tr45) の変形形状の推移を示す。また、図-5 には主要部材である鋼管の荷重-変位関係の一部を示す。図-6 に鋼管外径 70mm、鋼管厚 6mm の鋼管を使用している試験体の荷重-変位関係を示す。なお、ゴム管を巻いた試験体についてのみ再載荷時の荷重-変位関係も示した。図-7 には代表的な緩衝材の荷重-エネルギー吸収量関係を示す。

図-6 に示すように、ゴム鋼併用型耐震緩衝装置の変形は以下のように進行する¹⁷⁾。

Phase I : 鋼管の降伏まではゴム管のみが変形し、剛性は低い。

Phase II : 鋼管が塑性変形すると共にゴム管の圧縮変形も進行する。鋼管降伏時の変位はゴム厚にほぼ比例し、降伏荷重はゴム管が厚いほど上昇する。

Phase III : ほぼ直方体形につぶれたゴム管の圧縮変位が復元し再変形する経路。

図-5~7 より鋼管にゴムを巻くと荷重初期段階から低剛性のままある程度のエネルギー吸収が可能となることが分かる。これにより衝撃的な荷重を緩和することが可能となり、また中小規模の地震においては鋼管を傷つけることなく地震力を吸収することが可能となる。逆に鋼管だけの場合には、降伏しない限りわずかなエネルギー吸収しか望めないため、上記の衝撃緩和効果は期待できない。ゴム厚の影響によって降伏後の荷重値の上昇がある程度抑制し、鋼管の圧壊後もゴムの粘弾性的性質によりある程度のエネルギー吸収性能と耐衝撃性を保有できることが分かる。

3. ゴム鋼併用型緩衝装置の荷重-変位関係のモデル更新

3.1 荷重-変位関係に影響する要因

皆川らは、ゴム鋼併用型耐震緩衝装置の荷重-変位関係に影響を与える要因としては、以下の基本的特性を挙げて¹⁷⁾、これらを用いて荷重-変位関係を精度よくモデル化できるとしている。

- ゴム管の圧縮変形特性
- ゴム管の曲げ変形特性
- 鋼管の曲げ変形特性

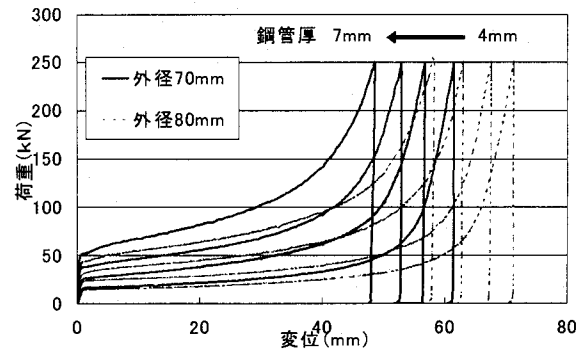


図-5 鋼管の荷重-変位関係

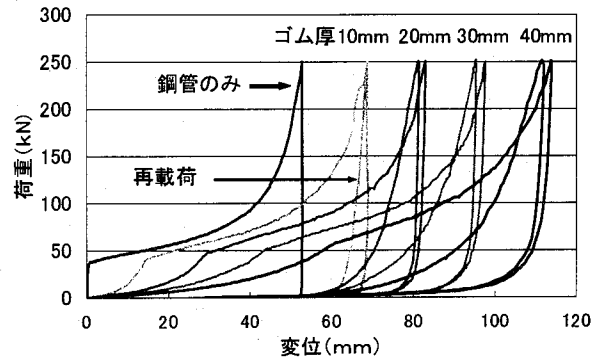


図-6 鋼管 70×6 使用時のゴム鋼併用耐震緩衝材の荷重-変位関係

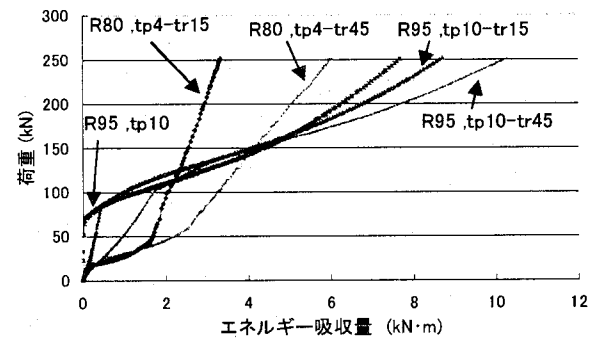


図-7 緩衝材の荷重-エネルギー吸収量関係

- ゴムから鋼管への力の伝達特性

3.2 ゴム管の圧縮変形特性

鋼管が降伏する前のゴム管の圧縮変形特性を得るために、それぞれの寸法に対応するゴム管の中に、鋼柱を挿入して、静的圧縮荷重試験を行った。測定された荷重 P 及び変位 Δ から応力及びひずみを次式より求めた。

$$\sigma_{r1} = \frac{P}{R_i H}, \varepsilon_{r1} = \frac{\Delta}{2t_r} \quad (1)$$

ここで、 R_i はゴム管の内径、 t_r はゴム厚、 H は長さである。荷重を $R_i H$ で除して応力としたのは、ゴムの内径が大きいほど、圧縮力の分布幅が広まることを評価するためである。

得られた応力-ひずみ関係を図-8に示す。同図より、ゴム管の内径を用いた式(1)で整理すると、本実験の範囲

ではゴム管の寸法の変化を考慮できることが分かる。そこで、この結果の载荷部分の関係を、ゴムに対してしばしば用いられる以下のMooney-Rivlinの応力-ひずみ関係式⁹⁾により表すものとした。

$$\sigma_{r1} = 2 \left(\lambda_{r1} - \frac{1}{\lambda_{r1}^2} \right) \left(a_{r1} + \frac{b_{r1}}{\lambda_{r1}} \right) \quad (2)$$

ここで、 $\lambda_{r1} = 1 + \varepsilon_{r1}$ であり、 a_{r1}, b_{r1} は材料定数である。ゴム厚が最小で管としての曲げ抵抗がほとんどないと見られる内径110mm、ゴム厚15mmの試験体の結果について、最小二乗近似を適用して、以下のパラメータを得た。

$$a_{r1} = 0.295, b_{r1} = -0.019 \text{ (kN)} \quad (3)$$

この関係式を先ほどの応力-ひずみ関係とともに図-8に併せて示す。実験結果をよく近似しており、従来のモデルの妥当性が検証された。

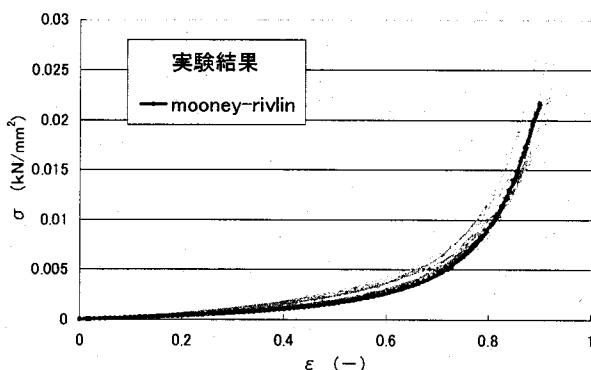


図-8 鋼柱を挿入したゴム管の
応力-ひずみ関係

3.3 ゴム管の曲げ変形特性

ゴム管単体の変形性状としては、ゴム管内部がほぼ接触するまで若干の曲げ抵抗を示した後、ゴムは直方体に近い形となり、これの圧縮変形に移行する。そこでゴム管内部がほぼ接触する変形までを対象として、ゴム管の曲げ変形特性を評価するため、管径方向の静的圧縮試験により測定された荷重P及び変位Δから応力及びひずみを次式より求めた。

$$\sigma_r = 1.91 \times \frac{PR_m}{t_r^2 H}, \varepsilon_r = \frac{\Delta}{2R_r} \quad (4)$$

ここで、 R_m はゴム管の平均半径である。

式(4)は、リングの公式²⁰⁾より求められる曲げモーメント ($M=0.3183PR$) をゴムの断面係数 ($W=t_r^2 \cdot H/6$) で除すことによって得られる曲げ応力として求めている。得られた結果を図-9に示す。同図より、 ε_r が0.6程度まではほぼ直線上にある。また、モデルを単純化するため、 ε_r が1.0以後のゴム管の曲げが終了した後も仮想的に式(4)による応力上昇が継続するものとして扱うことから、 $\varepsilon_r=0.6 \sim 1.0$ の範囲の非線形性はモデルに含めないことと

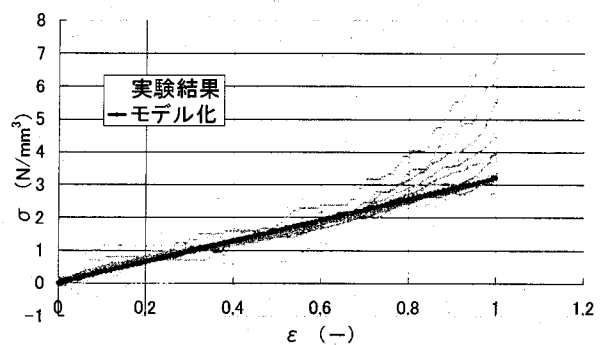


図-9 ゴム管単体の応力-ひずみ関係

した。式(5)のようにゴム管の曲げ変形特性をモデル化することとした。

$$\sigma_r = 3.2 \cdot \varepsilon_r \quad (5)$$

3.4 鋼管の曲げ変形特性

鋼管の管径方向の荷重-変位関係は、既に図-5に示した。降伏前の弾性挙動に関してはリングの公式²⁰⁾を使用することとした。

$$\Delta = 0.149 \frac{PR_{ms}^3}{EI} \quad (6)$$

E は弾性係数、 I は断面二次モーメント、 R_{ms} は鋼管の平均半径である。

降伏後の塑性挙動において、文献17)では、リングの公式²⁰⁾より曲げ応力を算出し、測定された荷重P及び変位Δから応力-ひずみ関係を求め、荷重増加分と塑性変形関係が、ゴムと同様の傾向を示していることから、本来ゴム材料に対して用いられるMooney-Rivlinの応力-ひずみ関係式⁹⁾を援用してモデル化していた。しかし、径厚比の大きい鋼管では、精度良く推定できたものの、径厚比が小さくなると、推定精度が低下した。また、Mooney-Rivlin式の援用には、力学的根拠が必ずしも明確ではない。そこで、鋼管側部曲げモーメントに着目し、力学的観点から曲げ変形特性を再構築した。

図-10に鋼管の塑性変形、図-11に鋼管の変形形状遷移イメージを示す。同図から、鋼管が塑性変形する際、荷重載荷盤と接する面を除いた左右側部を合わせることによって、徐々に平均半径 R_{ms} が小さい鋼管に変遷していくと仮定する。これにより、曲げモーメントを荷重Pと変位Δの関数として扱うことができ、鋼管の曲げ変形特性をモデル化することができると考えた。

鋼管の上下部を荷重Pで载荷して塑性変形したときの側部曲げモーメントに着目し、リングの公式²⁰⁾と断面係数Wを用い降伏荷重 P_y から降伏応力 σ_y を求める。次に、変位Δの1/2を平均半径 R_{ms} から引いた値を R_{ms}' とし、降伏応力 $\sigma_y = M_y/W$ とリングの公式 $M=0.1817P R_{ms}'$ 、断面係数 $W=t_r^2 H/6$ (t_r : 鋼管厚、H: 長さ) より次式を求めた。

$$P = \frac{\sigma_y t_p^2 H}{6 \times R_{ms}' \times 0.1817}, R_{ms}' = R_{ms} - \frac{\Delta}{2} \quad (7)$$

(7) 式より鋼管の荷重-変位関係を表現すると、厚い鋼管の場合は、良く近似できる。しかし、鋼管厚が小さくなると誤差が増大し、以前までのMooney-Rivlin式モデルの方が精度良く近似できる。薄い鋼管で誤差が大きくなる理由として、図-11で、荷重載荷盤と接する面の長さLが増加すると、図-12に示すように、頂部がピンの状態に近づき、側部曲げモーメントが徐々に $M=0.5PR_{ms}'$ に近づく。そこで、側面の曲げモーメントの影響と径厚比を考慮したモデルを次式のように作成した。

$$\left. \begin{aligned} P &= \frac{\sigma_y t_p^2 H}{6 \times R_{ms}' \times (0.1817 + M')} & R_{ms}' &= R_{ms} - \frac{\Delta}{2} \\ M' &= \frac{1}{700} * \frac{L}{t_p} & L &= \frac{\Delta}{2} * \pi \end{aligned} \right\} \quad (8)$$

ここで、実験結果より、鋼管圧壊時で M' の値は最大0.1程度となることが分かったことから、この結果に整合するように M' の係数を定めた。

図-3に示した試験体の実験結果を用いて、式(7)、式(8)、Mooney-Rivlin式より表現した鋼管の荷重-変位関係モデルの一部を図-13、14に示す。式(8)は、式(7)に比べて実験値をより精度良く表現できた。また、管厚が小さい鋼管の荷重-変位関係においてもMooney-Rivlin式で表現したモデルと比べて、同程度の精度で近似できている。

3.5 ゴムから鋼管への力の伝達特性

この節のモデル化の方法には、文献18)と同じであることから、概要のみを示す。

ゴムから鋼管へ伝達される荷重の分布特性は図-15,16に示すように、角度 θ に関して \sin^2 分布することが分かった。このとき、荷重分布式は次式となる。

$$w = w_0 \cdot \sin^2 \left[(\theta - \alpha) \frac{\pi/2}{\pi/2 - \alpha} \right] \quad (9)$$

これを積分すると、荷重和が次式のように求まる。

$$P = \frac{2\pi^2 \cos \alpha}{(3\pi - 2\alpha)(\pi + 2\alpha)} \cdot w_0 \quad (10)$$

次に、相対する2点集中荷重が偏心して作用したときの任意の曲げモーメント²⁰⁾から、図-15の頂点の曲げモーメントは次式のように求まる。

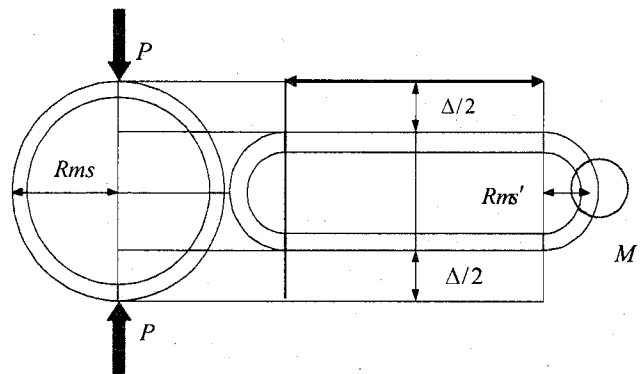


図-10 鋼管の塑性変形イメージ

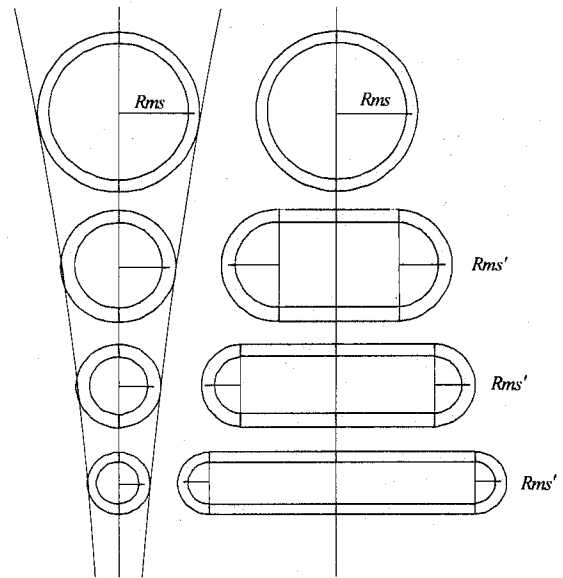


図-11 鋼管の変形状イメージ

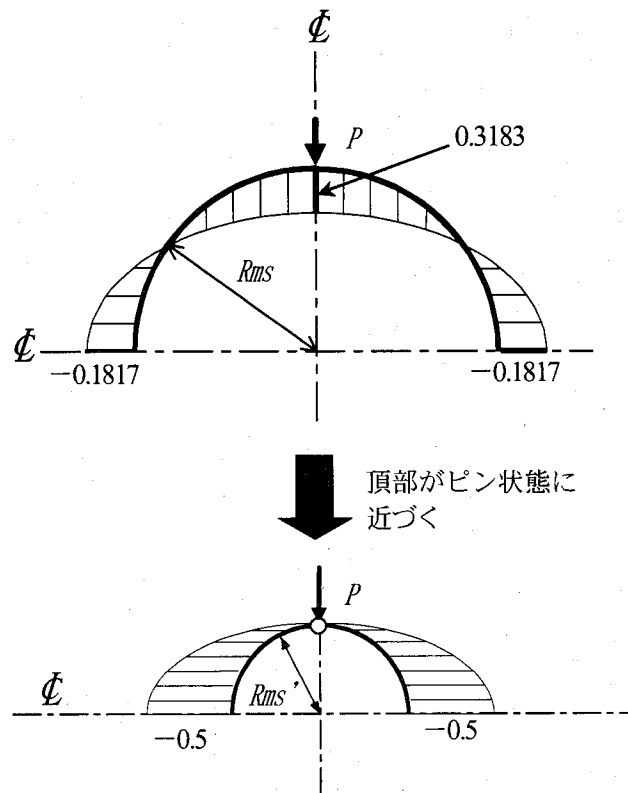


図-12 側部曲げモーメント遷移イメージ

$$M_1 = 2A \left\{ \begin{array}{l} \frac{1}{128(\pi-\alpha)^2 \cdot \alpha^2} \\ 2\alpha(-\pi^4 + \pi^3\alpha + 16\pi^2\alpha^2 - 32\pi\alpha^3 + 16\alpha^4) \\ + 4\pi^2 \cdot (\pi-\alpha)\alpha^2 \cos 2\alpha + \pi^2 \cdot (\pi^2 - 10\pi\alpha + 10\alpha^2) \cdot \sin 2\alpha \end{array} \right\} \quad (11)$$

$$A = 0.3183 \cdot R^2 \cdot w_0$$

次に、相対する2点集中荷重が中央に作用したとき、頂点での曲げモーメント M_2 は²⁰⁾

$$M_2 = 0.3183PR \quad (12)$$

と表される。そこで、式(12)に式(10)を代入し、 M_2 と M_1 の比が以下のように求まる。

$$\frac{M_2}{M_1} = \frac{\frac{2\pi^2 \cos \alpha}{(3\pi - 2\alpha)(\pi + 2\alpha)}}{\left\{ \begin{array}{l} \frac{1}{128(\pi-\alpha)^2 \cdot \alpha^2} \\ 2\alpha(-\pi^4 + \pi^3\alpha + 16\pi^2\alpha^2 - 32\pi\alpha^3 + 16\alpha^4) \\ + 4\pi^2 \cdot (\pi-\alpha)\alpha^2 \cos 2\alpha + \pi^2 \cdot (\pi^2 - 10\pi\alpha + 10\alpha^2) \cdot \sin 2\alpha \end{array} \right\}} \quad (13)$$

ここで、ゴム管を巻くことによって同じ曲げモーメントを生ずるに要する荷重値が上昇する現象を表すために、荷重増加率 γ を次式により定義する。

$$\gamma = \frac{M_2}{M_1} \quad (14)$$

式(14)より、横軸に伝達荷重分布角度 $\alpha' = 90 - \alpha$ をとり、縦軸に荷重増加率 γ をとると、図-17に示す曲線が得られる。これは、伝達荷重分布角度が大きくなると鋼管に伝わる分布荷重により生じる曲げモーメントが小さくなることを表している。図-6の実験結果よりゴムの厚さが増すほど降伏荷重が増加していることは、このことより説明ができ、ゴムの厚さが増すほど、伝達荷重分布角度が大きくなり、その結果見かけ上鋼管の降伏荷重が増加したものと考えることができる。

3.6 モデル化の精度

前節までの各特性を併せることで、ゴム鋼併用型耐震緩衝材の載荷時の荷重-変位関係を作成することができる。作成結果の一部を図-18~23に示す。同図では、鋼管の曲げ変形特性をMooney-Rivlin式を援用して作成した荷重-変位関係モデルと鋼管の側部曲げモーメントに着目して改善した荷重-変位関係、そして実験により得られた荷重-変位関係を比較しており、モデルの精度を確認できるようになっている。

これらを比較した結果、改善したモデルは、降伏後の荷重が急激に立ち上がる付近までは精度良く実験値を表している。そして、径厚比の小さい鋼管を用いた結果については、明らかに推定精度が向上した。これらのことから、本モデルの妥当性はほぼ確認できた。

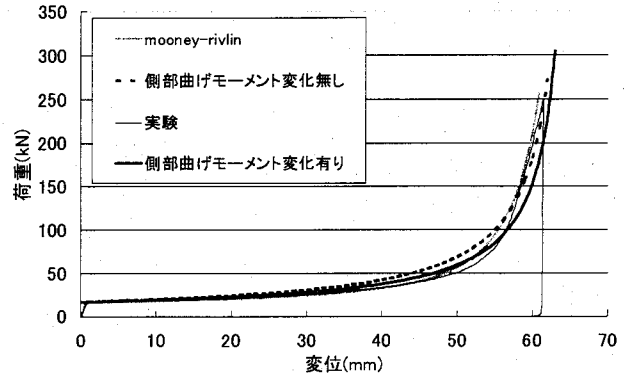


図-13 鋼管 70×4 のみの荷重 - 変位関係

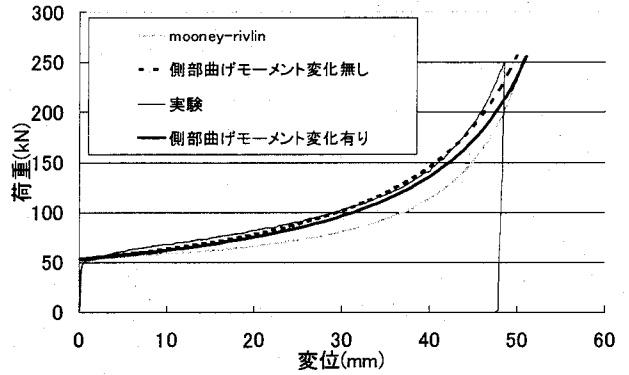


図-14 鋼管 70×7 のみの荷重 - 変位関係

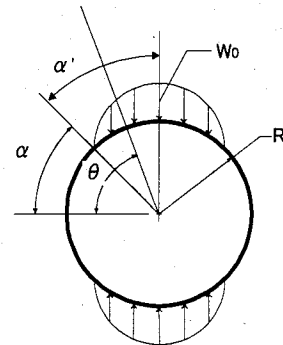


図-15 ゴム管と鋼管の間の荷重伝達

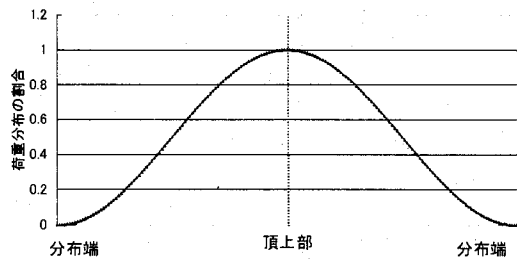


図-16 荷重の分布形状

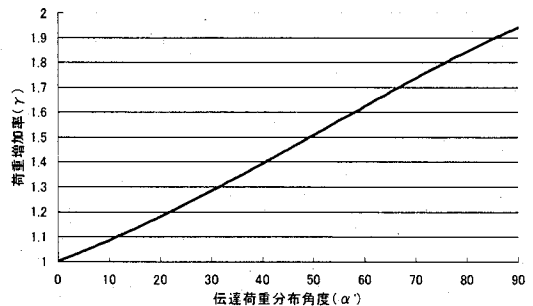


図-17 荷重増加率と伝達荷重分布角度

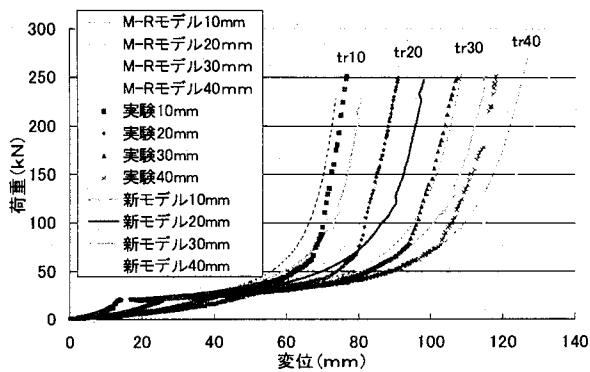


図-18 鋼管 70×4 ゴム鋼荷重-変位関係

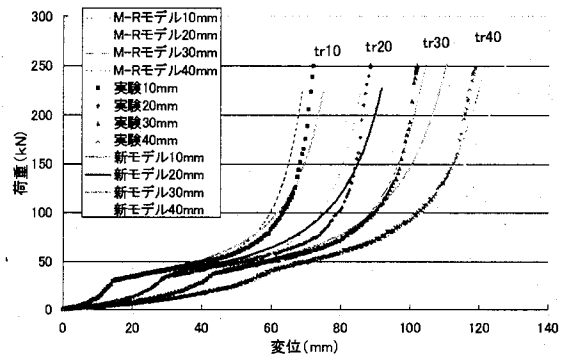


図-19 鋼管 70×5 ゴム鋼荷重-変位

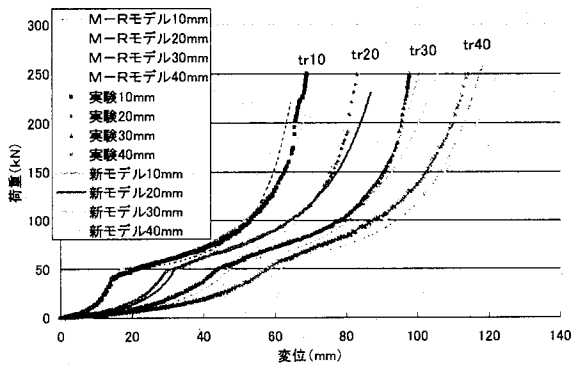


図-20 鋼管 70×6 ゴム鋼荷重-変位関係

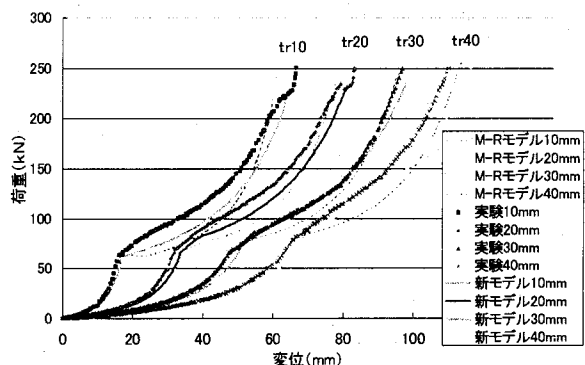


図-21 鋼管 70×7 ゴム鋼荷重-変位関係

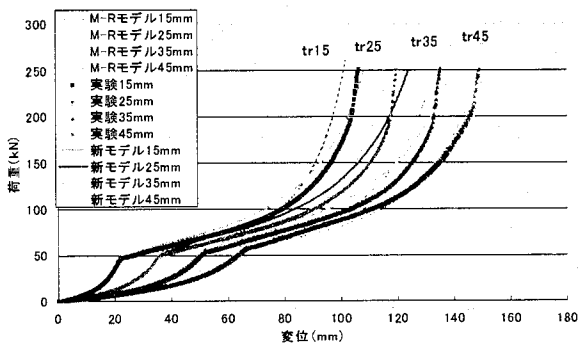


図-22 鋼管 110×8 ゴム鋼荷重-変位関係

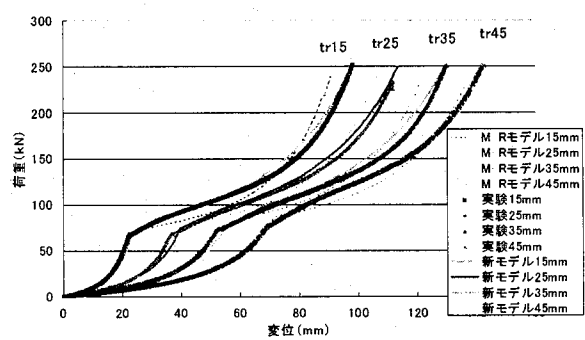


図-23 鋼管 110×10 ゴム鋼荷重-変位関係

4. ゴム鋼併用型緩衝材の落錘式衝撃実験

4.1 実験方法

所定の高さから重錘を自由落下させて、試験体に衝撃的な力を作用させた。また、試験体が円管形状であり、設置する際に不安定であることと、実際に落橋防止システム用緩衝材として設置された状況下において、上部構造の衝突面が平面であることを考慮して、剛体とみなせる平板を介して先端が球面状の重錘を衝突させている。本実験での計測項目は、レーザー変位計による試験体上面に設置された平板の変位（試験体が完全につぶれた変位を0としている）とロードセルによる試験体背面に発生した伝達荷重である。計測装置の取り付けは、図-24に示したとおりであり、レーザー変位計は、(株)キーエンス社製のLB-300を用い、測定範囲は、20~40cm、分解能50 μ m、応答性915Hzの性能を有するものである。ロードセルは、日本特殊測器(株)製のLCX-50kNを用い、定格容量500kNである。計測におけるサンプリング時間間隔

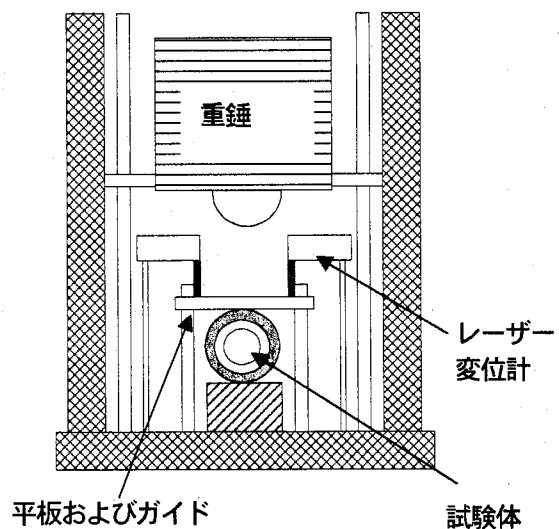


図-24 実験装置概略

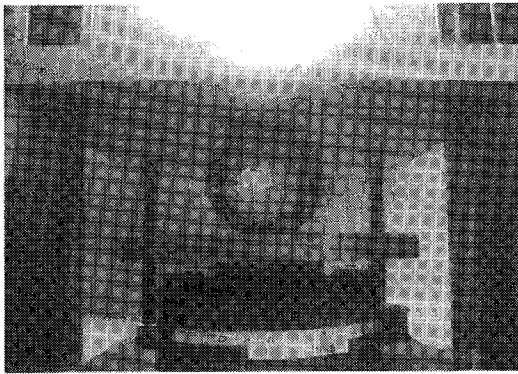


図-25 試験体設置状況

は0.1msである。

4.2 試験体

試験体は、鋼管強度が最も低い鋼管80-4（鋼管外径80mm，鋼管厚4mm）を含む80シリーズ（鋼管外径80mm，鋼管厚4，5，6，7mm）と，鋼管強度が最も高い鋼管95-10（鋼管外径95mm，鋼管厚10mm）を含む95シリーズ（鋼管外径95mm，鋼管厚8，10mm）である。ゴム管厚は，それぞれ15mm，25mm，35mm，45mmと変化させた。試験体種類は合計24種類で，1種につき2体を用いた。また，試験体の奥行きを100mmとした。試験体の設置状況を，図-25に示す。

4.3 落錘式衝撃実験の入力条件

本実験における入力条件は，緩衝材の終局限界までの静的エネルギー吸収量から決めた。ここで，緩衝材の終局限界および，終局限界までの静的エネルギー吸収量は，静的圧縮載荷実験の結果から，鋼管内の上下部が完全に接することができる最大荷重250kN付近までのエネルギー吸収量と定めた。表-1にエネルギー吸収量および入力条件を示す。荷重条件は，一つの試験体に対し，一つのエネルギーを入力する単一荷重とした。また，重錘重量は，試験機の容量（ウインチ容量500kgf）から450kgf（ $\approx 4.41\text{kN}$ ）と設定し，西本・梶田らの研究²¹⁾より重錘重量の変化に対する最大伝達荷重の違いが現れていないことから，単一重量で行なうこととした。

4.4 実験結果

図-26に，試験体の伝達荷重-時間関係の一例を示す。同図は，衝突開始から繰り返し衝突が終了するまでを示している。初期衝突時に最大荷重値を示し，以後，小規模な衝突を繰り返す。全ての試験体において，初期衝突時に，静的圧縮載荷実験と同様の鋼管の降伏点をはっきりと確認できた。

図-27に，各試験体の初期衝突時における伝達荷重-時間関係および，試験体変位-時間関係の一例を示す。同図は，縦第1軸に伝達荷重を，縦第2軸に試験体の上部に設置した平板の位置，横軸に伝達時間をとっている。重錘が平板を介して試験体に衝突すると同時に試験体の圧縮変形が始まり，最大伝達荷重値とほぼ同時に試験体

表-1 エネルギー吸収量および入力条件

80-4	E吸収量 (kN・m)	重錘重量 4.5kN	
	250kNまで	落下高さ (m)	衝突速度 (m/s)
80-4-15	3.45	0.77	3.88
80-4-25	4.51	1.00	4.44
80-4-35	5.38	1.20	4.84
80-4-45	6.03	1.34	5.13

80-5	E吸収量 (kN・m)	重錘重量 4.5kN	
	250kNまで	落下高さ (m)	衝突速度 (m/s)
80-5-15	4.34	0.96	4.35
80-5-25	5.27	1.17	4.79
80-5-35	6.06	1.35	5.14
80-5-45	6.71	1.49	5.41

80-6	E吸収量 (kN・m)	重錘重量 4.5kN	
	250kNまで	落下高さ (m)	衝突速度 (m/s)
80-6-15	5.20	1.15	4.76
80-6-25	5.98	1.33	5.11
80-6-35	6.81	1.51	5.45
80-6-45	7.57	1.68	5.74

80-7	E吸収量 (kN・m)	重錘重量 4.5kN	
	250kNまで	落下高さ (m)	衝突速度 (m/s)
80-7-15	6.64	1.48	5.38
80-7-25	7.15	1.59	5.58
80-7-35	8.08	1.80	5.93
80-7-45	8.95	1.99	6.25

95-8	E吸収量 (kN・m)	重錘重量 4.5kN	
	250kNまで	落下高さ (m)	衝突速度 (m/s)
95-8-15	7.77	1.73	5.82
95-8-25	8.90	1.98	6.23
95-8-35	9.01	2.00	6.27
95-8-45	10.02	2.23	6.61

95-10	E吸収量 (kN・m)	重錘重量 4.5kN	
	250kNまで	落下高さ (m)	衝突速度 (m/s)
95-10-15	8.69	1.93	6.15
95-10-25	9.53	2.12	6.45
95-10-35	9.70	2.16	6.50
95-10-45	10.21	2.27	6.67

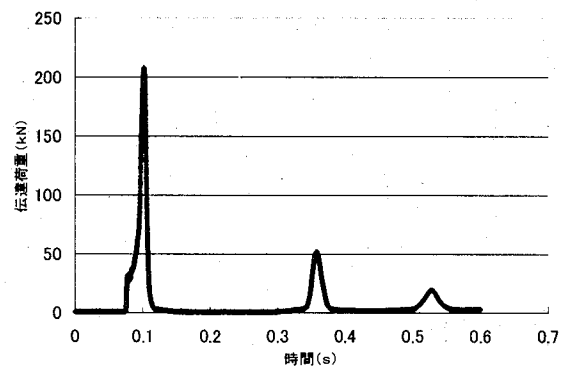


図-26 鋼管 80×4 ゴム 25 伝達荷重-時間関係

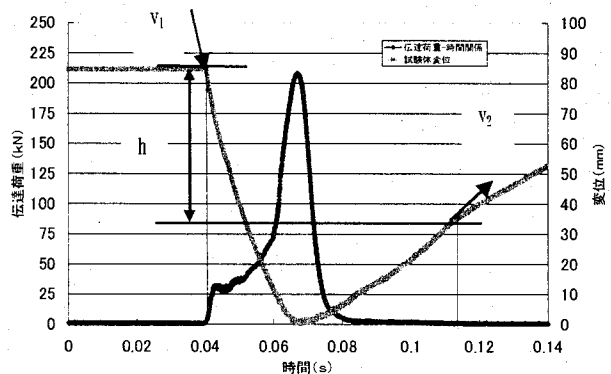


図-27 鋼管 80×4 ゴム 25 伝達荷重-時間および試験体変位-時間関係

の圧縮変位が最大となる。そして、ふたたび伝達荷重値が0となるのと同時に試験体の復元が終了し（この試験体例では、0.08sec近辺の荷重値が0になる点に対応）、平板と重錘のみの移動が進行する。

図-28に、試験体の伝達荷重-変位関係の一例を示す。同図より、静的圧縮載荷実験における荷重-変位関係に比べ、載荷初期に急勾配を示し、鋼管の降伏荷重が高く、降伏変位が短いことが分かる。これは、載荷速度によってゴムの剛性が変化することが主要因であると考えられる。降伏後は、静的圧縮載荷実験の結果と同様に荷重に対して、変位が著しく増加していく。

図-29に、落錘式衝撃実験終了後の試験体の形状を示す。ゴム厚の薄い試験体では、鋼管が圧壊したが、ゴム厚が増加するにしたがって、設定した入力エネルギーでは、圧壊させることができなかった。

4.5 実験結果の分析

(1) 衝撃エネルギーの吸収効果

図-27示したような、各試験体の初期衝突部における伝達荷重-時間関係および、試験体変位-時間関係から衝撃エネルギーの吸収効果を評価する。

落橋防止システム用緩衝材には、地震によりエネルギーを持って移動する桁と橋台間に設置された緩衝材との間で衝撃現象が生じた際に、その衝撃エネルギーの吸収効果が要求される。このエネルギーの吸収効果を評価するために以下の式を用いて、試験体への衝突現象中の運動エネルギーの変化率を求め、これをエネルギー吸収率とした。

$$\Delta E = \frac{E_1 - E_2}{E_1} \times 100 \quad (15)$$

ΔE : エネルギー吸収率 (%)

衝突直前の運動エネルギー E_1 : $E_1 = \frac{1}{2} m v_1^2$

衝突直後の運動エネルギー E_2 : $E_2 = \frac{1}{2} m v_2^2 - mgh$

m : 重錘質量, v_1 : 衝突直前の重錘速度, v_2 : 試験体復元直後の重錘速度 (復元直後, 0.025 秒間の速度を用いている), h : 図-27に示す v_1, v_2 評価時の高さの差

表-2に各試験体におけるエネルギー吸収率を示す。

本実験における入力エネルギー下では、表-2に示すようなエネルギー吸収率を得ることができ、高いエネルギー吸収性能を示すことが出来た。

また図-27に示した各試験体の初期衝突部における伝達荷重-時間および、試験体変位-時間関係から求めた力積と衝突前後の重錘速度から求めた運動量の変化を比較した。表-3に各試験体における力積と重錘の運動量変化を示す。伝達荷重-時間関係から求めた力積の方が15%から25%程度大きいものもあるが、全体的には、ニュートンの第2法則と等価である力積-運動量定理が

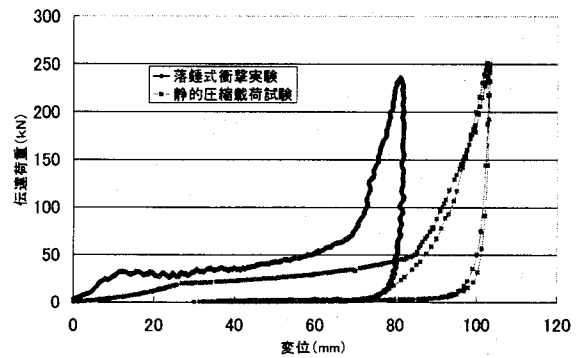
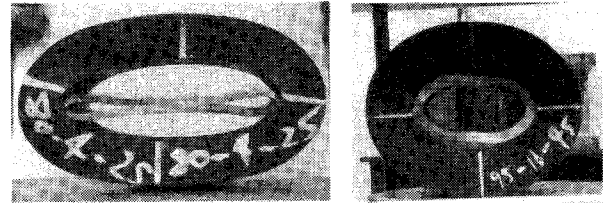


図-28 鋼管 80×4 ゴム 25mm 伝達荷重-変位関係



(a) 鋼管 80×4 ゴム 25 (b) 鋼管 95×10 ゴム 45

図-29 衝撃荷重載荷後の試験体

表-2 各試験体におけるエネルギー吸収率

試験体	No	ΔE (%)	試験体	No	ΔE (%)
80-4-15	1	99.3	80-7-15	1	99.2
	2	99.6		2	99.9
80-4-25	1	98.7	80-7-25	1	99.9
	2	99.6		2	99.1
80-4-35	1	99.8	80-7-35	1	99.2
	2	99.6		2	99.6
80-4-45	1	97.8	80-7-45	1	98.6
	2	97.3		2	97.8
80-5-15	1	99.6	95-8-15	1	99.9
	2	99.7		2	99.9
80-5-25	1	99.4	95-8-25	1	99.5
	2	99.0		2	99.9
80-5-35	1	98.4	95-8-35	1	99.9
	2	99.2		2	99.3
80-5-45	1	96.8	95-8-45	1	95.7
	2	97.9		2	98.7
80-6-15	1	99.9	95-10-15	1	99.8
	2	99.5		2	99.8
80-6-25	1	99.8	95-10-25	1	99.9
	2	99.7		2	98.4
80-6-35	1	99.3	95-10-35	1	98.0
	2	99.9		2	96.7
80-6-45	1	99.0	95-10-45	1	94.8
	2	99.5		2	97.1

表-3 各試験体における力積と重錘の運動量変化

試験体	No	運動量変化 (kN·t)	力積 (kN·t)	試験体	No	運動量変化 (kN·t)	力積 (kN·t)
80-4-15	1	2.07	2.58	80-7-15	1	2.30	3.12
	2	2.00	2.55		2	2.85	3.13
80-4-25	1	2.15	2.92	80-7-25	1	2.71	3.36
	2	2.47	2.88		2	2.82	3.38
80-4-35	1	2.53	3.23	80-7-35	1	2.81	3.69
	2	2.59	3.20		2	2.90	3.71
80-4-45	1	2.39	3.48	80-7-45	1	3.23	3.96
	2	2.77	3.49		2	3.07	3.97
80-5-15	1	2.26	2.71	95-8-15	1	2.82	3.37
	2	2.09	2.71		2	2.85	3.38
80-5-25	1	1.84	3.07	95-8-25	1	3.14	3.66
	2	2.47	3.06		2	3.32	3.72
80-5-35	1	2.67	3.33	95-8-35	1	3.19	3.85
	2	2.75	3.34		2	3.23	3.87
80-5-45	1	2.86	3.63	95-8-45	1	3.65	4.16
	2	2.97	3.58		2	3.39	4.16
80-6-15	1	2.39	2.84	95-10-15	1	2.79	3.53
	2	2.06	2.83		2	3.00	3.54
80-6-25	1	2.41	3.17	95-10-25	1	3.00	3.79
	2	2.30	3.15		2	2.84	3.79
80-6-35	1	2.56	3.52	95-10-35	1	3.13	3.95
	2	2.62	3.44		2	3.20	3.97
80-6-45	1	2.93	3.72	95-10-45	1	3.45	4.18
	2	2.85	3.72		2	3.28	4.19

ほぼ成立していることを確認した。

(2) 動的荷重-変位関係の推定

ゴム鋼併用型緩衝材を実橋に設置するためには、動的な荷重が作用する際の荷重-変位関係を把握する必要がある。そこで本研究では、静的な実験結果より構築した荷重-変位関係モデルを動的荷重下に適応させることを試みた。

前述のように、ゴム鋼併用型緩衝材の変形は、Phase I, Phase II, Phase IIIのように進行する¹⁷⁾。

ここで、静的および動的実験の Phase I, Phase II を比較する。Phase II における降伏後の挙動を比較するために、静的および動的実験データにおける鋼管の降伏荷重を原点に揃えたものの一例を図-30~33 に示す。同図より、試験体 804-15 を除くほぼ全ての試験体で、降伏後の鋼管の大変形が緩衝材の変形の主となる部分では、載荷速度の影響が小さく、荷重-変位関係が一致することが分かった。このことから、Phase I においても鋼管の載荷速度による剛性の変化が少ないと考えることができる。よって Phase I における荷重-変位関係の相違には、ゴムの載荷速度による剛性の変化のみが影響していると推測できる。そこで、動的と静的実験の降伏荷重の比（降伏荷重補正係数： β_1 ）と降伏変位の比（降伏変位補正係数： β_d ）を縦軸に、入力エネルギー： E を横軸にプロットしたものを図-34, 35 に示す。同図より、これらの間に相関性が見られることから、最小二乗法により、以下の (16), (17) 式を算出した。

$$\beta_1 = -0.04E + 1.83 \quad (16)$$

$$\beta_d = 0.025E + 0.269 \quad (17)$$

算出された β_1 および β_d で静的載荷実験より構築した荷重-変位関係モデルの鋼管降伏荷重までの Phase I を補正することにより、動的な荷重に対応した荷重-変位関係を導き出すことが可能となった。図-36~39 は、静的および、動的実験において測定された荷重-変位関係を、モデルによる推定結果と併せて示した。同図より、Phase I, Phase II を通して、降伏後の荷重が変位に対して著しく増加する付近まで精度良く推定し得ることが明らかとなった。また、 β_1 および β_d の平均値として、

$\bar{\beta}_1, \bar{\beta}_d$ を算出した。

$$\bar{\beta}_1 = 1.544 \quad (18)$$

$$\bar{\beta}_d = 0.440 \quad (19)$$

ここで、算出された $\bar{\beta}_1$ および $\bar{\beta}_d$ を用いて、同様に動的な荷重に対応した荷重-変位関係を求めた。図-40~43 に示すように、(16), (17) 式を用いたものと比較して、同程度の精度で推定し得ることが分かった。しかし、上述したように試験体 804-15 で降伏後の挙動に違いが現

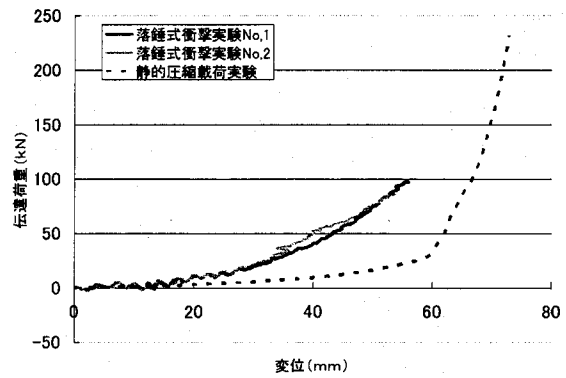


図-30 鋼管 80×4 ゴム 15
降伏後伝達荷重-変位関係

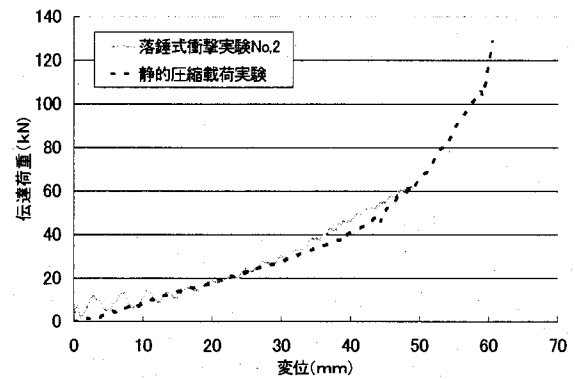


図-31 鋼管 80×6 ゴム 35
降伏後伝達荷重-変位関係

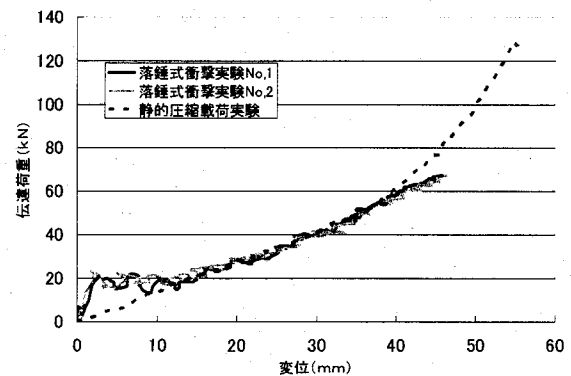


図-32 鋼管 80×7 ゴム 3mm
降伏後伝達荷重-変位関係

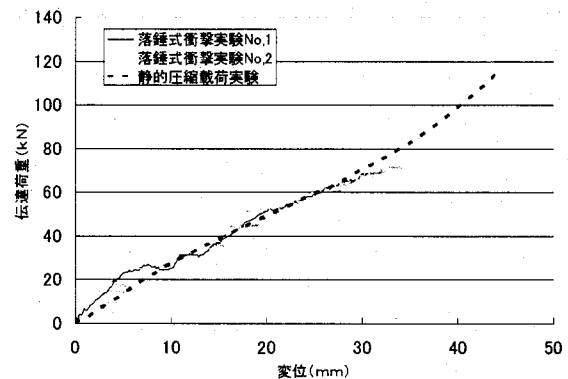


図-33 鋼管 95×10 ゴム 45
降伏後伝達荷重-変位関係

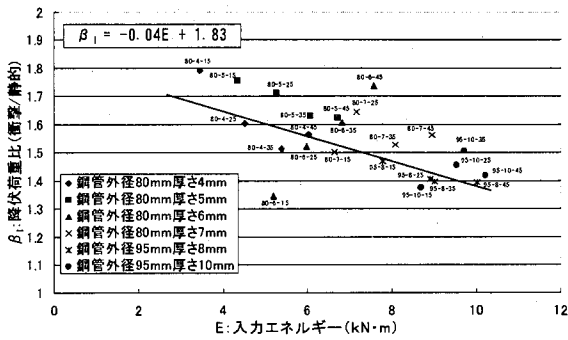


図-34 各試験体の降伏荷重比-入力エネルギープロット

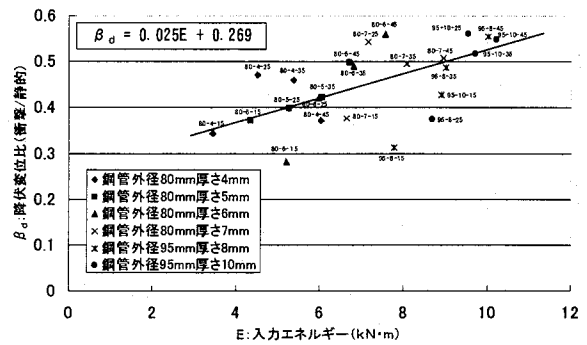


図-35 各試験体の降伏変位比-入力エネルギープロット

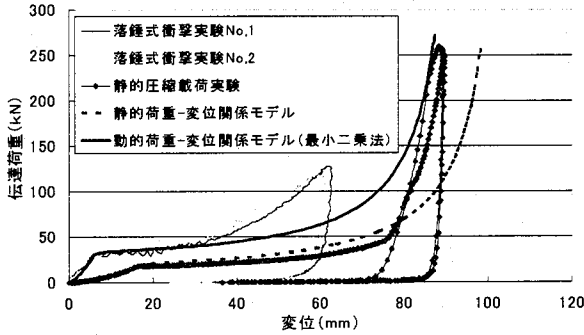


図-36 鋼管 80×4 ゴム 15 動的荷重 - 変位関係の推定

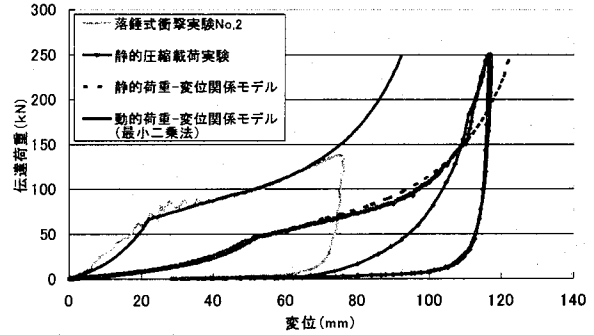


図-37 鋼管 80×6 ゴム 35 動的荷重 - 変位関係の推定

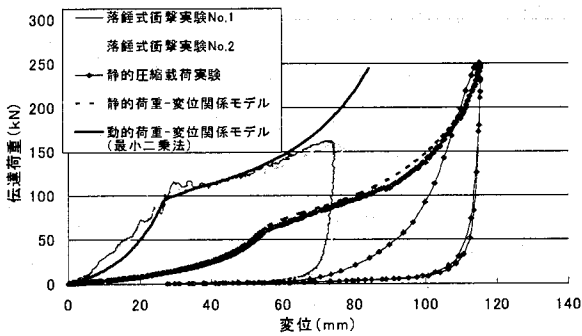


図-38 鋼管 80×7 ゴム 35 動的荷重 - 変位関係の推定

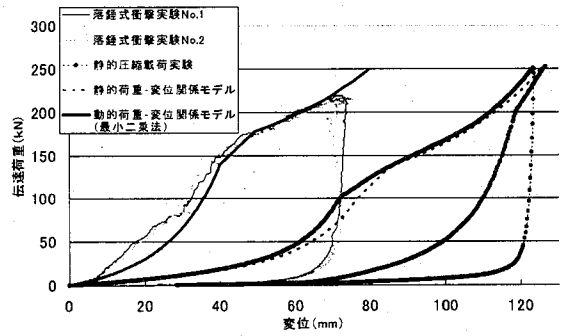


図-39 鋼管 95×10 ゴム 45 動的荷重 - 変位関係の推定

れたことで、図-36に示す補正後の荷重-変位関係にも影響が現れている。

5. おわりに

本研究では、主要部材である鋼管の側部曲げモーメントに着目して改善した曲げ変形特性を組み込むことによって、文献18)で作成されたゴム鋼併用型耐震緩衝装置の荷重-変位関係モデルの推定精度を向上させることができた。

また、落錘式衝撃実験を実施したことにより、本緩衝材のエネルギー吸収性能を定量的に判断することができ、高いエネルギー吸収性を有することが明らかとなった。

そして、静的載荷実験より構築した荷重-変位関係モデルを動的な現象に適応することが可能となった。

なお、ゴム鋼併用型耐震緩衝材の落錘式衝撃実験において、単一試験体に対し、複数のエネルギーを入力することで、本緩衝材に動的外力を加えた時の特性をより詳細に検討することが今後の課題である。

謝辞：実験の実施にあたり、防衛大学の香月智先生、梶田幸秀先生（現：九州大学大学院）に多数のご助言、ご協力を頂きました。ここに深く感謝の意を表します。

参考文献

- 1) 土木学会関西支部：緩衝型落橋防止システムに関する調査研究，土木学会関西支部講習会テキスト，2001。
- 2) 日本道路協会：「道路橋示方書・同解説，V 耐震設計編」，1996。
- 3) 梶田幸秀，杉浦邦征，渡邊英一：緩衝型桁間連結ケーブルを用いた高架橋の地震応答性状，土木学会論文集，No. 710/I-60，pp. 297-310，2002。
- 4) 園田佳巨，衛藤芳昭，石川信隆，生駒信康，彦坂熙：ゴム緩衝ピンを用いた落橋防止連結板の静的および動的応答特性に関する実験的考察，土木学会論文集，No. 598/I-44，pp. 333-346，1998。
- 5) 潤田久也，川島一彦，庄司学，須藤千秋：高面圧を受ける直方体ゴム製耐震緩衝装置の圧縮特性の推定法に関する研究，土木学会論文集，No. 661/I-53，pp. 71-83，2000。

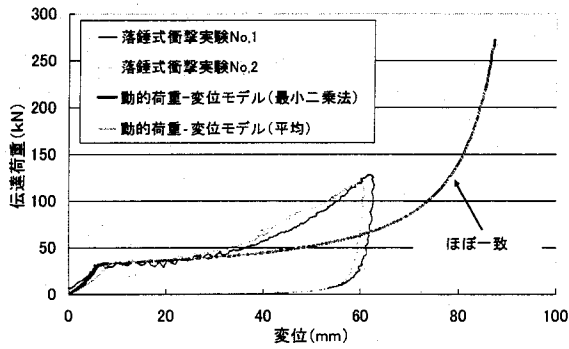


図-40 鋼管 80×4 ゴム 15 動的荷重-変位モデルの相違

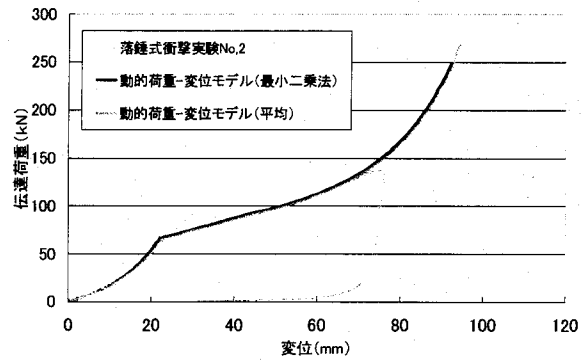


図-41 鋼管 80×6 ゴム 35 動的荷重-変位モデルの相違

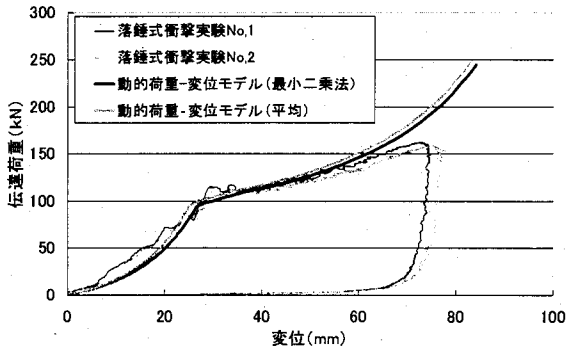


図-42 鋼管 80×7 ゴム 35 動的荷重-変位モデルの相違

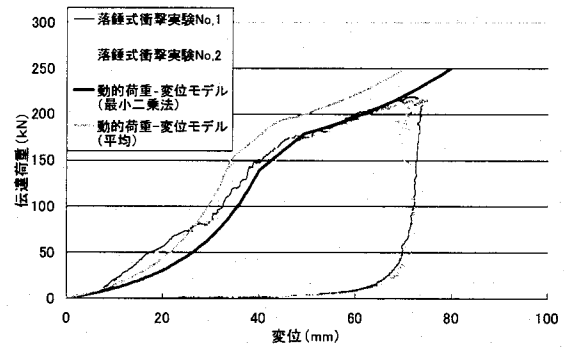


図-43 鋼管 95×10 ゴム 45 動的荷重-変位モデルの相違

- 6) 西本安志, 梶田幸秀, 石川信孝, 西川信二郎: 落橋防止システム用緩衝材としての積層繊維補強ゴムの動的特性に関する実験的研究, 構造工学論文集, Vol. 46A, pp. 1865-1874, 2000.
- 7) 越峠雅博, 運上茂樹, 足立幸郎, 長屋和宏: 弾塑性型特性を有する円筒型ゴム製緩衝装置の衝撃緩衝効果に関する実験研究, 土木学会論文集, No. 689/I-55, pp. 99-112, 2001.
- 8) 村田清満, 高山智弘, 後藤貴士, 山田正人, 生駒信康, 浮島徹: エネルギー吸収機能を有する落橋防止装置による耐震補強効果, 土木学会論文集, No. 689/I-57, pp. 275-288, 2001.
- 9) 野々村千里, 鎌田賢, 上東泰, 野島昭二: 落橋防止装置用熱可塑性エラストマー緩衝材の圧縮変形挙動, 土木学会第 53 回年次学術講演会, I 部門, pp. 316-317, 1998.
- 10) 野島昭二, 石田博, 上東泰, 野々村千里: 緩衝材を併用した落橋防止装置システムの検討, 土木学会第 53 回年次学術講演会, I 部門, pp. 318-319, 1998.
- 11) 頭井洋, 中野将志, 大谷修, 岡本安広: 単純鋼桁・橋脚系のエネルギー吸収型落橋防止構造の等価線形化法に関する設計法, 鋼構造論文集, 第 7 巻第 28 号, pp. 33-44, 2000.
- 12) 頭井洋, 濱野涼子, 大谷修, 岡本安広: エネルギー吸収型桁連結装置の鋼連続桁橋への適用, 鋼構造論文集, 第 8 巻第 31 号, pp. 107-117, 2001.
- 13) 頭井洋, 大谷修, 岡本安広: エネルギー吸収型桁連結装置としての鋼製ベローズの力学特性, 鋼構造論文集, 第 9 巻第 24 号, pp. 77-86, 2002.
- 14) 西本安志, 園田佳巨, 石川信隆, 彦坂熙, 西川信二郎: 落橋防止用矩形状ゴム緩衝材の設計法に関する一考察, 土木学会論文集, No. 689/I-57, pp. 335-360, 2001.
- 15) 都築昭夫, 長嶋文雄, 中田宏治, 金子修, 大竹省吾: 鋼製緩衝材の荷重変形特性に関する実験的検討, 鋼構造年次論文報告集, 第 7 巻, pp. 9-14, 1999.
- 16) 長嶋文雄, 皆川勝, 島田泰至, 寺尾圭史, 佐藤豪: 鋼製緩衝材の荷重変位特性に関する解析的検討, 鋼構造年次論文報告集, 第 7 巻, pp. 15-22, 1999.
- 17) 皆川勝, 藤谷健: ゴム鋼併用型耐震緩衝装置の開発に関する研究, 土木学会論文集, No. 689/I-57, pp. 343-353, 2001.
- 18) 皆川勝, 土井雄司, 石黒聡: ゴム鋼併用型耐震緩衝装置の荷重-変位関係のモデル更新, 鋼構造年次論文報告集, 第 12 巻, pp. 47-54, 2004.
- 19) 村田昌祥, 皆川勝, 飯島正徳, 長田剛, 佐藤安雄: 熱量測定によるゴムのエネルギー吸収性能評価に関する研究, 土木学会第 59 回年次学術講演会, I 部門, pp. 757-758, 2004.
- 20) 土木学会: 構造力学公式集, 1986.
- 21) 西本安志, 梶田幸秀: 落橋防止システム用緩衝材としての積層繊維補強ゴムの落錘式衝撃実験と伝達荷重の予測に関する一考察, 構造工学論文集, Vol. 47A, pp. 1655-1664, 2001.

(2006 年 1 月 16 日 受付)