

ゴム緩衝ピンを用いた落橋防止連結板の静的弾性および 衝撃弾性応答特性に関する解析的研究

ANALYTICAL STUDY ON THE ELASTIC BEHAVIOR OF BRIDGE RESTRAINER PLATE
WITH RUBBER-ROLLED PIN UNDER STATIC AND IMPACT LOAD

園田佳巨*, 彦坂熙**, 穴水宏和***, 生駒信康****, 石川信隆*****

Yoshimi SONODA, Hiroshi HIKOSAKA, Hirokazu ANAMIZU, Nobuyasu IKOMA, Nobutaka ISHIKAWA

*工博 九州大学助教授 工学研究科建設システム工学専攻 (〒812-8581 福岡市東区箱崎 6-10-1)

**工博 九州大学教授 工学研究科建設システム工学専攻 (〒812-8581 福岡市東区箱崎 6-10-1)

***九州大学大学院修士課程 工学研究科建設システム工学専攻 (〒812-8581 福岡市東区箱崎 6-10-1)

****シバタ工業株式会社 技術開発本部 (〒674-0082 明石市魚住町中尾 1058 番地)

*****工博 防衛大学校教授 土木工学科 (〒239-0811 横須賀市走水 1-10-20)

A new bridge restrainer with fiber reinforced rubber-rolled pin has been proposed, and it was already confirmed that the rubber-rolled pin has remarkable mitigating effect in the elastic loading range by the experimental studies. In this study, numerical simulations of static behavior and dynamic response of rubber-rolled pin are carried out in the elastic range. The following results are obtained from the study: 1) A simple hyper-elastic model which was determined by the uni-axial extension experiment is applicable to the fiber reinforced rubber; 2) This model can simulate well not only static behavior but also dynamic response in the weight dropping test; 3) The mitigating effect of fiber-reinforced rubber under the impact load is confirmed by the impact response analysis.

Key Words: hyper elastic model, fiber reinforced rubber, impact analysis

1. 緒 言

兵庫県南部地震による多くの橋梁被災例を契機として落橋防止装置の見直し^{1), 2)}が行われ、新しい道路橋示方書³⁾では支承、変位制限構造、落橋防止構造等の装置を併用したシステムにより落橋事故に対処することが規定された。しかし、現実には従来型の連結板装置のみを有する既設橋梁も数多く残っており、その中には種々の物理的な制約のために新示方書に基づく落橋防止システムの設置や大規模な補強が困難な場合も多い。したがって、既存の連結板装置をベースとした補強に関する潜在的なニーズは大きいものと考えられ、現実に連結板自体の強度特性に関する実験的研究⁴⁾や解析^{5), 6)}、既存の連結板装置の改良に関する研究^{7), 8)}等も活発に行われている。その中で、著者らのゴム緩衝ピンを用いた落橋防止装置⁸⁾も、既存の連結板をベースとした補強法として小規模な橋梁への適用の可能性を検討したもので、これまでに使用時レベルと終局時レベルの2段階に分けた静的挙動および衝撃応答特性の実験的検討を行ってきた。その結果、

ゴム緩衝ピンは従来の鋼製ピンに比べて、使用時レベルで衝撃緩衝特性に優れており、既に変位制限構造として国道 23 号における梅之郷高架橋等の 10 橋程度の施工例がみられる。しかし、現状はゴム緩衝ピンを用いた連結板装置の力学特性が実験的に把握されただけであり、連結板の設計も鋼製ピンを用いたときの手法に準拠して行われている。したがって、今後もゴム緩衝ピンを連結板装置に対する有効な補強策として使用するためには、その力学特性を解析的に評価できることが前提であり、繊維ゴムの効果が反映された設計法が確立されることが望ましい。

そこで、本研究ではゴム緩衝ピンを有する連結板装置の力学特性を解析的に評価することを目的として、終局時の解析を行う前の基礎的な段階として、繊維ゴムが健全な弾性範囲における静的および衝撃実験のシミュレーションを試みる。すなわち、積層繊維ゴムを母材ゴムと同様に超弾性体としてモデル化し、使用するひずみエネルギー密度関数を JIS 規格に基づく材料試験の逆解析により決定するとともに、その適用限界を種々の静的実験

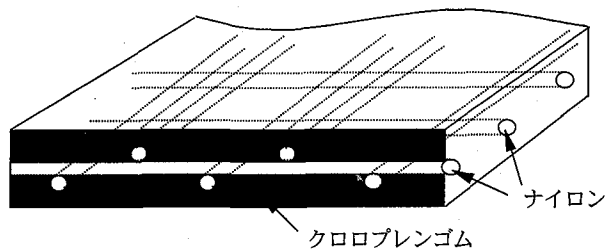


図-1 積層繊維ゴムの内部構造

に対する解析を行うことで検討した。その後、過去に著者らが行った静的実験および落錘式衝突実験⁸⁾のシミュレーションを行ない、静的実験で得られた接触部の応力集中に対する緩和作用や衝撃実験で認められた顕著な衝撃力の緩衝効果など、ゴム緩衝ピンを用いた連結板装置の弾性力学特性を解析的にも評価できることを検証した。

2. ゴムの力学モデル

ゴムは一般に大きな伸縮性（破断ひずみ 400%程度）を有し、大ひずみ領域まで非線形弾性体として挙動する等、鋼やコンクリートとは力学特性が大きく異なる。ゴムの力学モデルとしては、Mooney-Rivlin 等のひずみエネルギー密度関数を用いた超弾性体^{9), 10)}が良く知られており、その有効性についても実証されている。したがって、本研究においてもゴムを超弾性体として取り扱う。

2.1 ゴムの構成式

これまで、土木・建築分野においてゴムを構造部材の一部として使用した例は、反力分散支承や免震ゴム支承程度であり、その力学モデルもあまりなじみがないものと思われる。そこで、ここに超弾性体の構成式を簡単に紹介する。一般に超弾性体の構成式は以下の考え方により誘導される。

- 1) ひずみエネルギー密度関数 W （スカラー関数）が、主ひずみ ε_i もしくは主伸長比 λ_i を用いて以下の式で定義されるものとする。

$$W = W(\varepsilon_1, \varepsilon_2, \varepsilon_3) = \sum_{i=1}^3 \int_0^{\varepsilon_i} \sigma_i d\varepsilon_i = W(\lambda_1, \lambda_2, \lambda_3) \\ = \sum_{i=1}^3 \int_1^{\lambda_i} \sigma_i d\lambda_i \quad (1)$$

ここに、 $\lambda_i = (\text{変形後の長さ}) / (\text{変形前の長さ}) = 1 + \varepsilon_i$

- 2) 変形の大小に関わらず、物体内の任意点でのひずみエネルギー密度関数値が既知であれば、その点における応力を以下の式で得ることが可能である。

$$\sigma_i = \frac{\partial W}{\partial \lambda_i} \quad (i=1,2,3) \quad (2)$$

ただし、 σ_i ：変形前の面積を基準とした公称応力

表-1 積層繊維ゴムの材料諸元表

種類	積層繊維ゴム	
	クロロプレン	繊維
引張強度	200 kgf/cm ²	480 kgf/3cm
伸び	500%	40%
硬度	60	—

kgf/3cm：繊維幅 3cm 当りの強度

ここに、通常は式(1)を主伸長比 λ_i と関連付けられる右 Cauchy-Green 変形テンソルの 3 不変量 I_1, I_2, I_3 に関する以下の式に置き換えて使用されることが多い。

$$W = W(I_1, I_2, I_3) \quad (3)$$

$$\text{ただし、} I_1 = \lambda_1^2 + \lambda_2^2 + \lambda_3^2, \quad I_2 = (\lambda_1 \lambda_2)^2 + (\lambda_2 \lambda_3)^2 + (\lambda_3 \lambda_1)^2, \quad I_3 = (\lambda_1 \lambda_2 \lambda_3)^2$$

3) 式(3)と式(2)より、応力-伸長比の関係式(4)を得る。

$$\sigma_i = 2\lambda_i \left[\frac{\partial W}{\partial I_1} + (\lambda_j^2 + \lambda_k^2) \frac{\partial W}{\partial I_2} + \lambda_j^2 \lambda_k^2 \frac{\partial W}{\partial I_3} \right] \quad (4)$$

式(4)は一般的な超弾性体の構成式であるが、この式を実際に用いるためにはひずみエネルギー密度関数 W の 3 つの不変量に関する偏導関数 $\partial W / \partial I_i$ が既知でなければ

ならない。そこで、一般には次節に示すような W の式を仮定して式(4)に適用し、材料試験で得られる応力-伸長比の関係を再現できるような定数の決定が試みられる。

2.2 ゴムのひずみエネルギー密度関数式

ひずみエネルギー密度関数 W は、少なくとも変形前の状態 $\lambda_i = 1 (i=1,2,3)$ ではその値がゼロでなければならない。したがって、 $W(3,3,1) = 0$ が恒等式として与えられることを考慮して Rivlin は以下の式を提示した。

$$W = \sum_{i=0}^{\infty} \sum_{j=0}^{\infty} \sum_{k=0}^{\infty} C_{ijk} (I_1 - 3)^i (I_2 - 3)^j (I_3 - 1)^k \quad (5)$$

ここに、 C_{ijk} ：材料試験から得る材料定数 (kgf/cm²)

ゴムは非圧縮性を有するため、さらに $I_3 = 1$ が恒等式となることから、式(5)中の I_3 に関する項を消去したより簡易な式(6)が、その基本式として用いられる。

$$W = \sum_{i=0}^{\infty} \sum_{j=0}^{\infty} C_{ij} (I_1 - 3)^i (I_2 - 3)^j \quad (6)$$

式(6)を高次の項まで展開するほどひずみエネルギー密度の補間精度が良くなることは当然であるが、1 次の項までにとどめた式(7)を用いたケース^{11), 12)}が多く、式(8)に示す 2 次の項を上回る高次まで用いることはまれである。

$$W = C_{10}(I_1 - 3) + C_{01}(I_2 - 3) \quad (7)$$

$$W = C_{10}(I_1 - 3) + C_{01}(I_2 - 3) + C_{20}(I_1 - 3)^2 + C_{02}(I_2 - 3)^2 + C_{11}(I_1 - 3)(I_2 - 3) \quad (8)$$

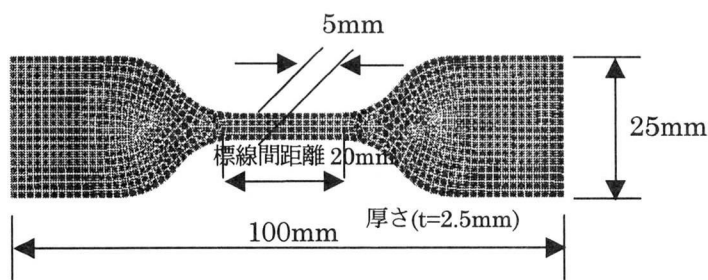


図-2 ダンベル状試験片 (JIS-K-6301)

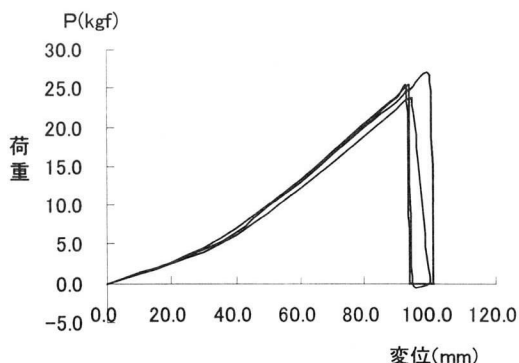


図-3 引張荷重-変位関係 (JIS 3号試験片)

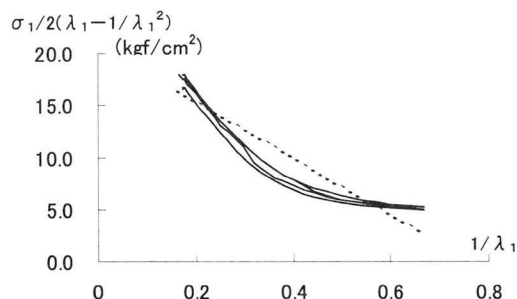
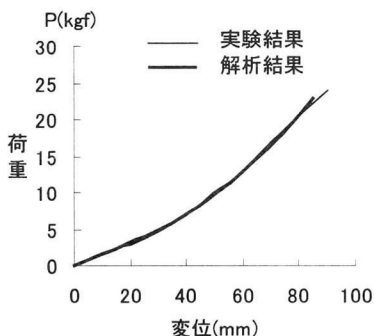


図-4 Mooney-Rivlin 図 (JIS 3号試験片)



$$W = 7.060(I_1 - 3) + 0.192(I_1 - 3)^2$$

図-5 引張試験結果の同定状況

しかし、式(7)の Mooney-Rivlin 式は I_1 と I_2 の W に対

する影響をそれぞれ C_{10} と C_{01} の 2 つの定数のみで表現し

ているため、大変形時のひずみエネルギー密度を精度良く評価することは困難であると言われている¹³⁾。またゴム種によっては、実験結果より得られる 2 つの定数 C_{10} 、

C_{01} のいずれかが負値となる可能性があることも指摘さ

れている。本研究の対象である積層繊維ゴムは、大ひずみを生じる以前に繊維の破断(単軸換算ひずみで 30~40% 程度)が発生するため、今回のような弾性域を対象とした場合には両式ともに適用可能であると考えられる。

3. 積層繊維ゴムのモデル化

ゴム緩衝ピンに用いる積層繊維ゴムは、図-1 に示すように通常のゴムに剛性と破断強度の向上を目的とした繊維材を埋め込んだ複合構造となっている。両者の力学特性には表-1 に見られるように強度や伸び能力に大きな相違があるが、繊維ゴムもゴム特有の大きな非線形弾性域を有し、超弾性体としての特性を失っていない。そこで、まず積層繊維ゴムの母材となるゴム単体の力学

モデルについて検討を行い、後に積層繊維ゴムのモデル化について考察する。

3.1 ゴム単体の力学モデル

緩衝ピンに用いられる母材ゴムについて、単軸試験データをもとにモデル化を試みた。すなわち、緩衝ピンと同質のゴムで図-2 に示すような寸法をもつ 3 号形ダンベル状試験片を用いて、JIS-K-6301 に基づく単軸引張試験を行った。図-3 は、4 回行った引張試験による荷重-変位関係(ただし、標線間距離は 20mm)を示したものである。この図より、ゴムが破断するまでの伸び能力は約 475~500% にも達することが認められる。また破断までの大変形領域にわたり一定値に近い引張剛性を有することもわかる。図-4 は今回の試験データから得られた Mooney-Rivlin 図であり、今回の試験体に関して式(7)

を適用すると係数 $C_{01} = \partial W / \partial I_2$ に負の値を与える必要

があることがわかる。しかし、ひずみエネルギー密度関

数が主伸長比の 2 次不変量 I_2 の増加に対して減少傾向を

示するような定式化は望ましくないものと考えられることから、ここでは 2 次の項まで用いたひずみエネルギー密度式を用いることとした。すなわち、式(8)の第 3 項まで用いて、図-3 の荷重-変位関係を数値計算により再現

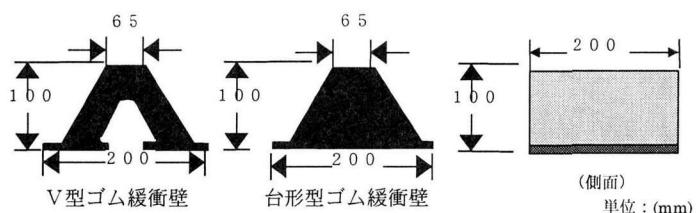


図-6 ゴム緩衝壁試験体寸法

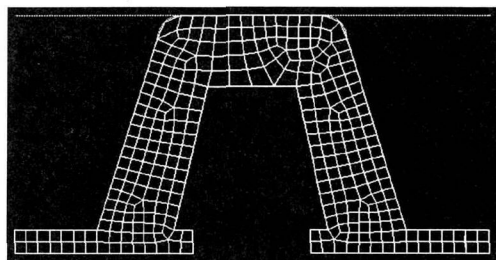
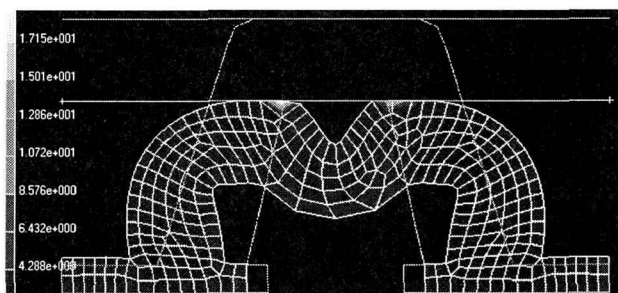
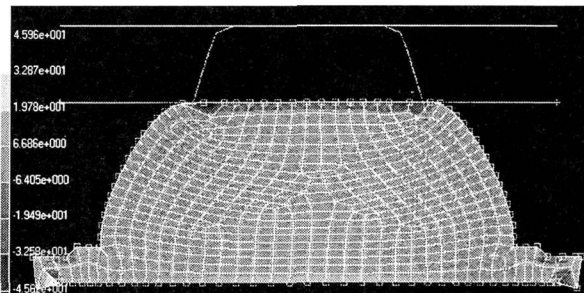


図-7 解析モデル (V字型ゴム緩衝壁)

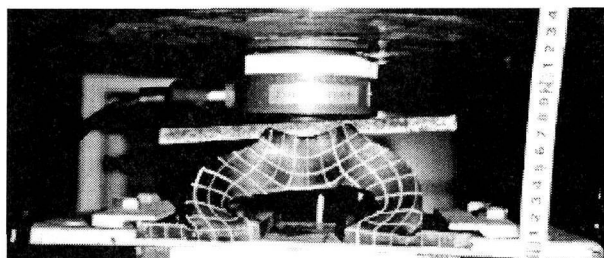


(a)V字型緩衝壁変形状況

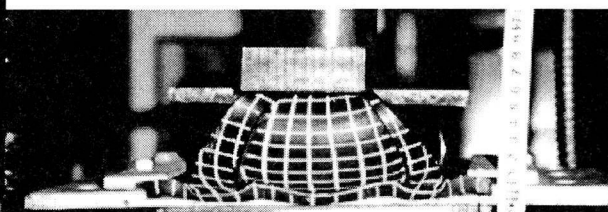


(b)台形型緩衝壁変形状況

図-8 ゴム緩衝壁変形状況 (解析結果)



(a)V字型緩衝壁変形状況



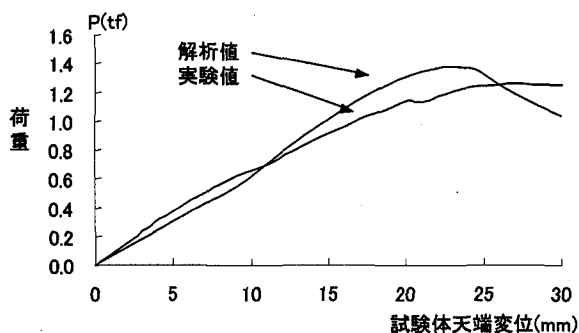
(b)台形型緩衝壁変形状況

写真-1 ゴム緩衝壁変形状況 (実験結果)

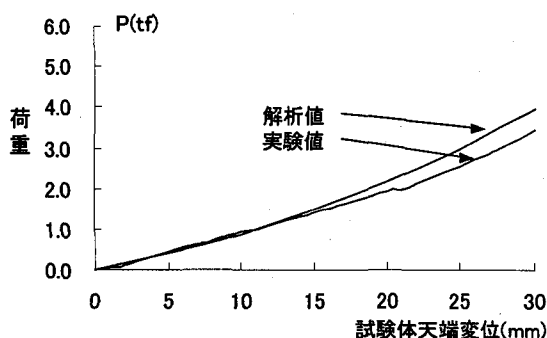
することを条件として3つの定数 C_{10} 、 C_{01} 、 C_{20} (単位: kgf/cm^2) の決定を試みた。図-5は、図-2の解析モデルを用いて平面応力状態を仮定して行った同定計算結果を示したものである。この結果より、3つの定数はそれぞれ $C_{10} = 7.060$ 、 $C_{01} = 0.0$ 、 $C_{20} = 0.192$ となり、

主伸長比の1次不変量の項のみでダンベル状試験片の引張域の挙動を良好に再現できることがわかる。次に、この係数をその他の荷重条件に対して適用することの妥当性を確認するため、2種類の異なる形状のゴム緩衝壁試験体を用いた圧縮荷重試験のシミュレーションを汎用ソフト MARC により試みた。図-6は、検討の対象とした同質のゴムによる2種類の緩衝壁の寸法を示したものである。両脚の曲げ圧縮変形を示すV字型と圧縮抵抗が卓越する台形型に対する検討から、幾何学的な非線形性の影響を含めた異なる応力成分下での有効性を調べた。図-7はV字型緩衝壁の解析モデルを示したものである。実験では奥行き20cm均等に荷重していることから、平

面ひずみ場を仮定し、剛壁要素を下方に移動・接触させて天端に強制変位を与えた。なお、現実には荷重面の摩擦条件が実験結果に対して大きな影響を与えるものと考えられるが、解析には摩擦の影響を考慮していない。図-8は、2種類の緩衝壁に3cmの強制変位を与えたときの全体変形図を示したものである。写真-1に示す同一変位の変形状況と比較すると、試験体天端の摩擦を無視した影響により、解析結果の方がV字型緩衝壁の天端の湾曲状況をより顕著に示していることが認められる。台形型緩衝壁に関しても、解析結果の方が全体的に側方に膨張しており、圧縮場における変形状況を良好に再現するには適切な摩擦条件の導入が不可欠であることがわかる。一方、図-9は2種類の緩衝壁の荷重-変位関係を実験値と計算値と比較したものである。この図より、荷重-変位関係に関しては、両者ともに比較的良く一致しており、30%程度のひずみ域であれば単軸引張試験で得た母材ゴムの材料定数が圧縮域に関しても十分に適用できることが認められた。



(a)V字型緩衝壁



(b)台形型緩衝壁

図-9 ゴム緩衝壁の荷重-変位関係

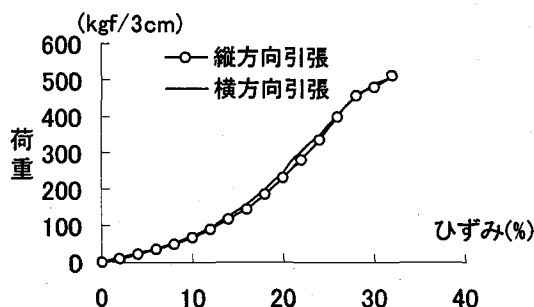


図-10 繊維材の単軸引張試験結果 (幅3cm 当り)

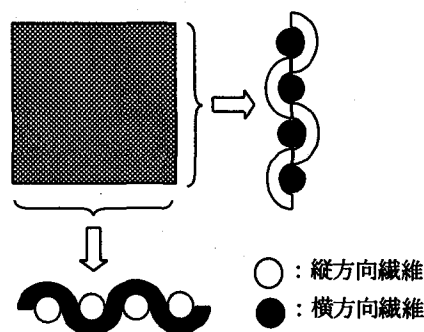


図-11 ナイロン繊維構造

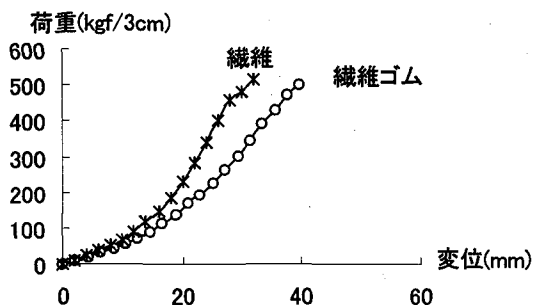


図-12 複合化が引張特性に与える影響

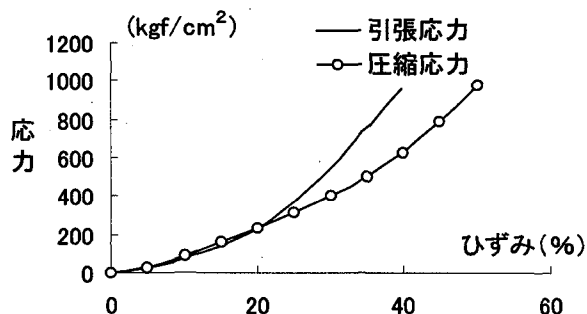


図-13 载荷方向と積層繊維ゴム剛性の関係

3.2 積層繊維ゴムのモデル化に関する考察

これまでの検討で、母材ゴムの挙動は主伸長比不変量の2次の項まで考慮したひずみエネルギー密度式を用いることで超弾性体として表現できることが確認された。ここでは、繊維を埋設したゴムのモデル化について考察を行う。

(1) ゴムと繊維の複合化の影響

図-10は、試験体に使用した繊維の2方向引張特性を示したものである。この繊維は、図-11のような単位幅当り縦・横同じ数のナイロンを格子状に織物にした布構造であるため、図-10に見られるように2方向で同じ引張剛性を有する。一方、図-12はゴムとの複合化にともなう引張特性の変化を把握するために、繊維の断面積を等しくした繊維単体と繊維ゴム2種類の敷布で引張試験を

行い、荷重-変位関係を比較したものである。この図より、繊維の断面積は同じであるにも関わらず、ゴムと複合化することで剛性が低下するとともに破断時(幅3cm当り約500kgfの荷重)の伸び能力が30%程度も大きくなることからわかる。この原因は未だ明らかではないが、ゴムとの複合化の過程が繊維に対して何らかの材料特性の変化をもたらしていることは十分に考えられる。本来であれば、積層繊維ゴムは繊維とゴムの両者を別々にモデル化することが望ましいが、複合化が材料特性に与える影響や界面における応力伝達メカニズム等が明確にできない限り、材料別のモデル化による理論的考察は困難であり、また妥当性も乏しいものと考えられる。

一方、図-13は繊維ゴムの面内引張試験結果と図-14に示す繊維ゴムを積層化した円板状試験体の面外方向圧

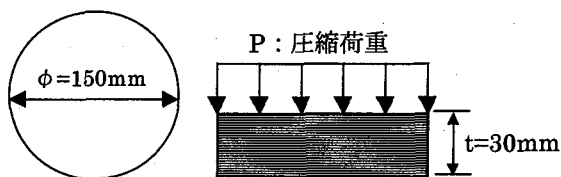


図-14 円板状積層繊維ゴム試験体

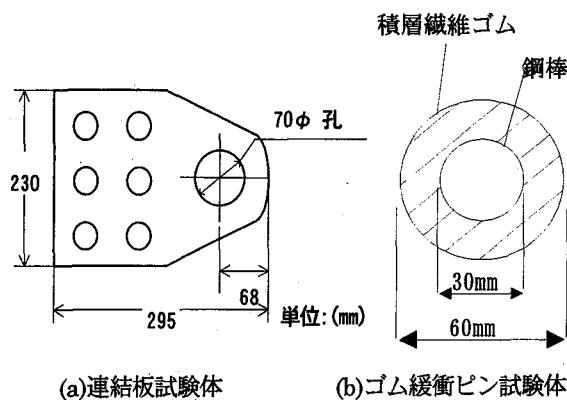


図-16 落橋防止連結板装置試験体

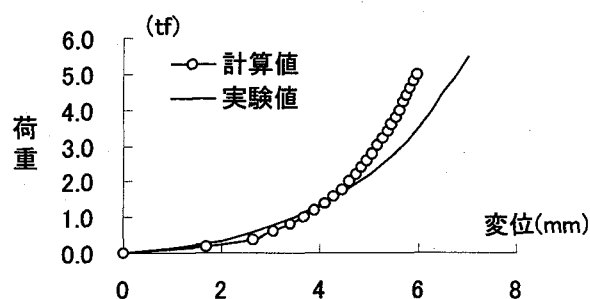


図-18 ゴム緩衝ピンの荷重-変位関係

縮試験結果について、応力-ひずみ関係を絶対値で比較したものである。両者は圧縮と引張の異なる載荷方向であるにも関わらず、20~30%程度のひずみ域まではほぼ同じ応力-ひずみ特性を示していることがわかる。

(2) 積層繊維ゴムのモデル化

既に 3.1 で示したように、ゴム単体に対しては引張試験結果から求めた材料定数で、30%程度のひずみ範囲であれば各種応力条件下の挙動を把握できることが認められた。一方、繊維ゴムは前節に述べたように、現時点で複合材としてのモデル化が困難であることや、図-13 の結果を考慮すると、緩衝ピンで対象となる 30%程度のひずみ範囲に限定すれば、単一材料として取り扱い、等方性を仮定することも許容されるものと思われる。そこで、積層繊維ゴムのモデル化を以下の方針で行う。

1) 積層繊維ゴムを等方材料とみなし、繊維ゴムを1つの

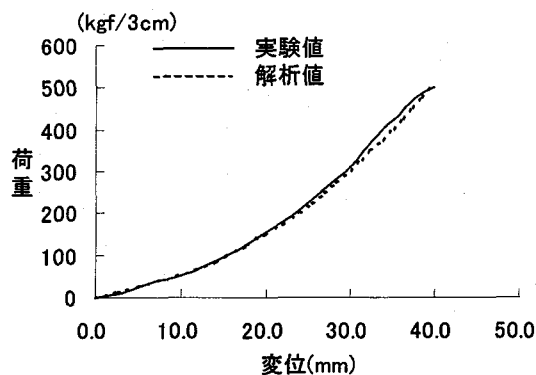


図-15 積層繊維ゴムの同定状況

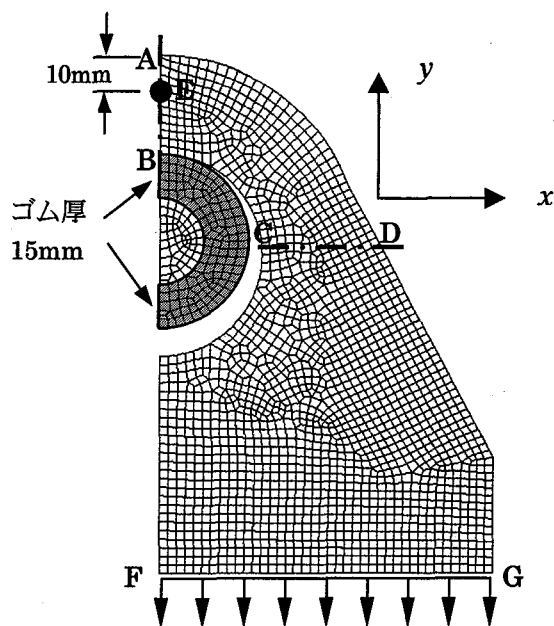


図-17 連結板解析モデル

モデルで取り扱う。

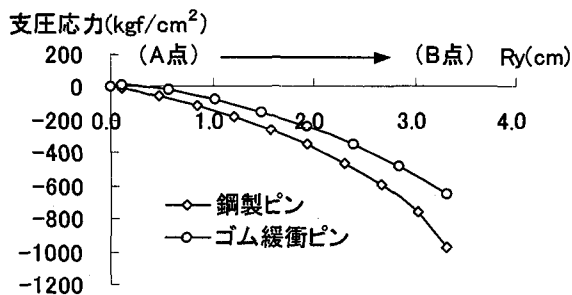
2) 積層繊維ゴムもゴム特有の非圧縮性や大きな非線形弾性域を有する等の超弾性体としての特徴を失っていないことを考慮し、式(4)による超弾性体としてモデル化する。

3) ひずみエネルギー密度は、母材ゴムと同様に主伸長比不変量の2次の項まで考慮した関数式を用いる。

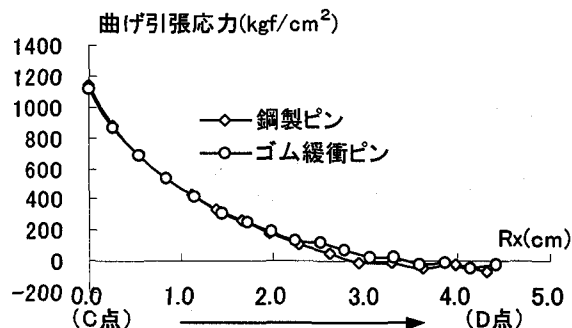
4) 材料定数は、繊維ゴム短冊状試験片(幅3cm)による引張試験(JIS-K-6328)結果を用いて決定する。ただし、適用範囲を繊維の破断が生じない30%のひずみ域とする。

以上の方針のもとに、短冊状試験片による引張試験に対して同定計算を行った。その結果、母材ゴムのケースと異なり、主伸長比の1次不変量の項だけではカーブフィッティングできず、2次不変量の項も含む式(9)を用いて図-15に示すような同定結果が得られた。

$$W = 71.94(I_1 - 3) + 2.110(I_2 - 3) + 1767.0(I_1 - 3)(I_2 - 3) \quad (9)$$



(b) 支圧応力分布の比較



(a) 曲げ引張応力分布の比較

図-19 連結板内応力分布の比較

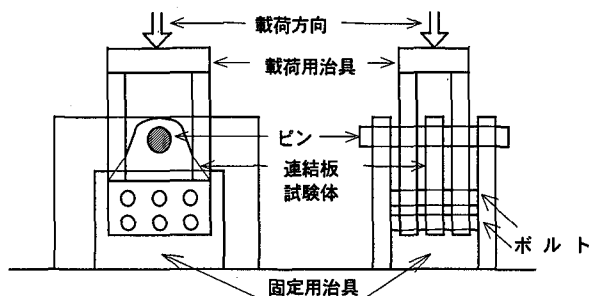


図-20 載荷治具

そこで、次に示す緩衝ピンの解析には式(9)を用いた検討を行った。

4. ゴム緩衝ピンを用いた連結板装置の解析

3.2 で決定した積層繊維ゴムのひずみエネルギー密度式を用いて、過去に著者らが行った落橋防止連結板装置の静的および衝撃実験のシミュレーションを行ない、ゴム緩衝ピンと従来の鋼製ピンで連結板に与える影響の相違を検討した。なお、本解析も緩衝壁と同様に汎用ソフト MARC の接触機能を用いたが、ピンと連結板間の接触部における摩擦の影響は考慮していない。

4.1 静的載荷実験のシミュレーション

図-16 に実験に用いた連結板試験体およびピン試験体の寸法を示す。ここでは対称性を考慮して図-17 のようにモデル化し、ピンと連結板対称軸上節点の水平変位 (x 方向変位) およびピン中心節点の鉛直変位 (y 方向変位) を拘束し、連結板の最下端節点に鉛直下向きの等分布荷重を与えて平面応力状態を仮定した計算を行った。図-18 は、ゴム緩衝ピンを用いた連結板の弾性範囲における荷重-変位関係を実験値と比較したものである。この図より、荷重が大きくなるにつれて計算値の方が変位を小さく評価する傾向があるが、繊維ゴムの弾性限界に近い荷重 5tf の時で約 10% の相違が見られる程度であることがわかる。図-19 は、現行の連結板設計¹⁴⁾ の照査位置に

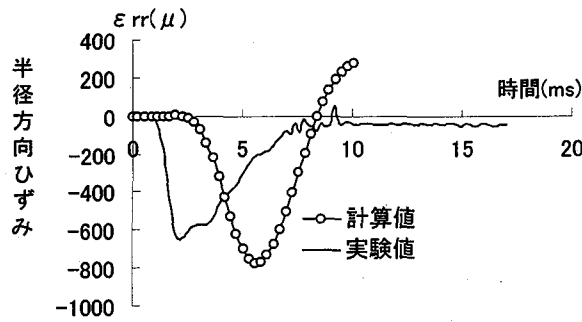
表-2 連結板ひずみの比較(2 tf 載荷時)

	半径方向歪み ϵ_{rr}	円周方向歪み $\epsilon_{\theta\theta}$
鋼製ピン (解析)	-183 μ	258 μ
鋼製ピン (実験)	-195 μ	244 μ
緩衝ピン (解析)	-123 μ	248 μ
緩衝ピン (実験)	-132 μ	217 μ

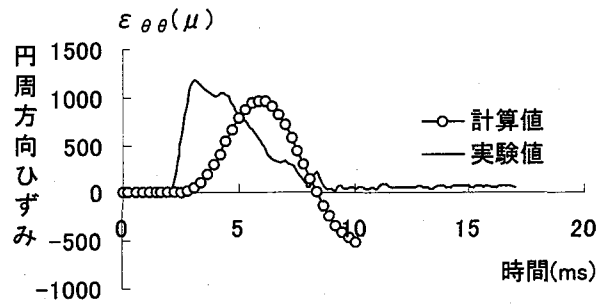
における応力分布 (5tf 載荷時: 図-17 中の A-B 断面の半径方向支圧応力と C-D 断面の円周方向曲げ引張応力) を、外径 60mm の鋼製ピンと図-16 の緩衝ピンで比較したものである。この図より、ゴム緩衝ピンがピン支圧部直下の B 点において支圧応力を約 30% 低減していることが認められた。一方、C-D 断面においては2種類のピンによる連結板内応力分布はほぼ一致しており、ゴム緩衝ピンの効果が見られないことがわかる。これら2つの結果は過去の実験⁸⁾ による傾向と同じであり、今回の解析においても緩衝ピンの応力集中の緩和効果が検証された。表-2 は、図-17 の E 点におけるひずみを実験値と解析値で比較したものである。両者にわずかな相違は見られるが、連結板に対する緩衝ピンの効果を良好に表しており、3.2 で求めたひずみエネルギー密度式により緩衝ピンの静的弾性特性を評価できることが確認された。

4.2 落錘式衝撃実験のシミュレーション

次に、衝撃的な荷重が作用したときのゴム緩衝ピンの緩衝効果について解析を試みた。ただし、ゴムの剛性に対する振動数の影響は考慮せず、静的解析と同様の構成式を適用する。また、実験では図-20 に示すような治具を介した複雑な衝撃力の伝達をとまなうことから、慣性力や応力波の影響等を解析で正確に考慮するためには、本来であれば載荷治具全体を含めてモデル化する必要があるものと思われる。しかし、ここではできるだけ簡易に衝撃実験と近い条件を与えるため、図-17 の連結板モ

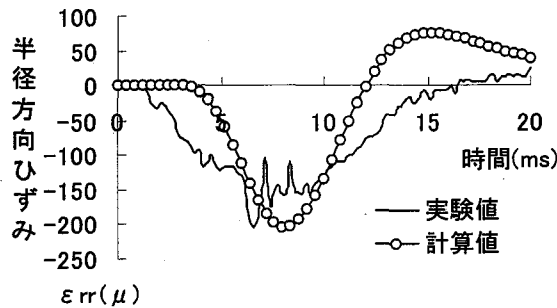


(a)半径方向ひずみ-時間関係

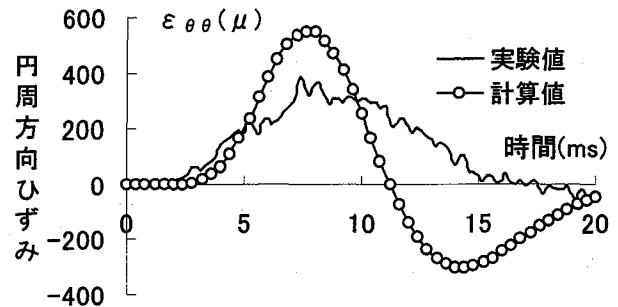


(b)円周方向ひずみ-時間関係

図-21 鋼製ピン使用時の連結板応答ひずみ



(a)半径方向ひずみ-時間関係



(b)円周方向ひずみ-時間関係

図-22 ゴム緩衝ピン使用時の連結板応答ひずみ

デル最下端要素に重錘重量 100kgf に相当する付加質量を等分布に加え、最下端節点に衝突時の重錘速度 140cm/s (落下高さ 10cm) を初速度として与えた。図-21 および図-22 は、2種類のピンを用いた時の E 点 (図-17 参照) における半径方向ひずみと円周方向ひずみを実験値と計算値で比較したものである。この図より、鋼製ピンでは実験値と比べて半径方向ひずみは 20%程度大きく、円周方向ひずみは逆に 10%程度小さな値が得られていることがわかる。一方、ゴム緩衝ピンでは半径方向ひずみはほぼ一致しているが、円周方向ひずみは 40%程度も大きな値が得られている。以上の結果は、解析モデルの条件が実験の载荷条件をうまく再現できていないことに起因しているものと考えられる。しかし、同一条件で計算した連結板ひずみをゴム緩衝ピンと鋼製ピンで比較すると、ゴム緩衝ピンを用いることで半径方向ひずみで約 1/4、円周方向ひずみで 1/2 程度まで低減可能であることがわかる。したがって、今回の簡易な衝撃応答解析においても、緩衝ピンの顕著な緩衝効果を評価できることが認められた。図-23 および図-24 は連結板内の最大主ひずみ分布の時間的变化を 4 回に分けて示したものである。この図より、2ms 頃の初期応答時には 2 ケースともに連結板の孔内縁部に大きな引張主応力の発生領域が認められる。その後の接触部近傍のひずみがピークに達する時刻 (鋼製ピン 6 ms, 緩衝ピン 8 ms) において、鋼製ピンの

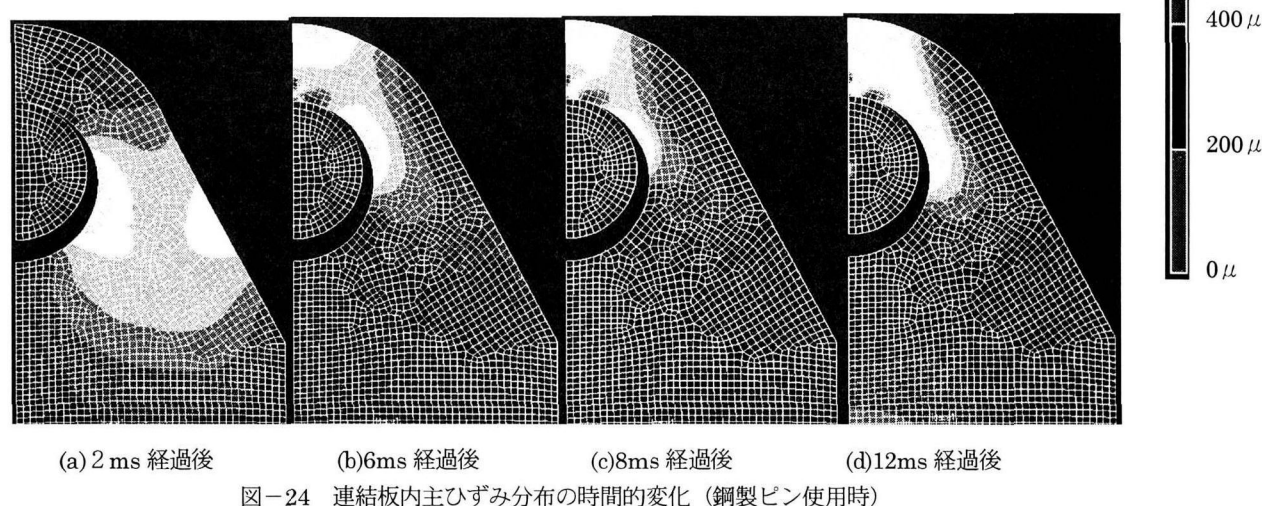
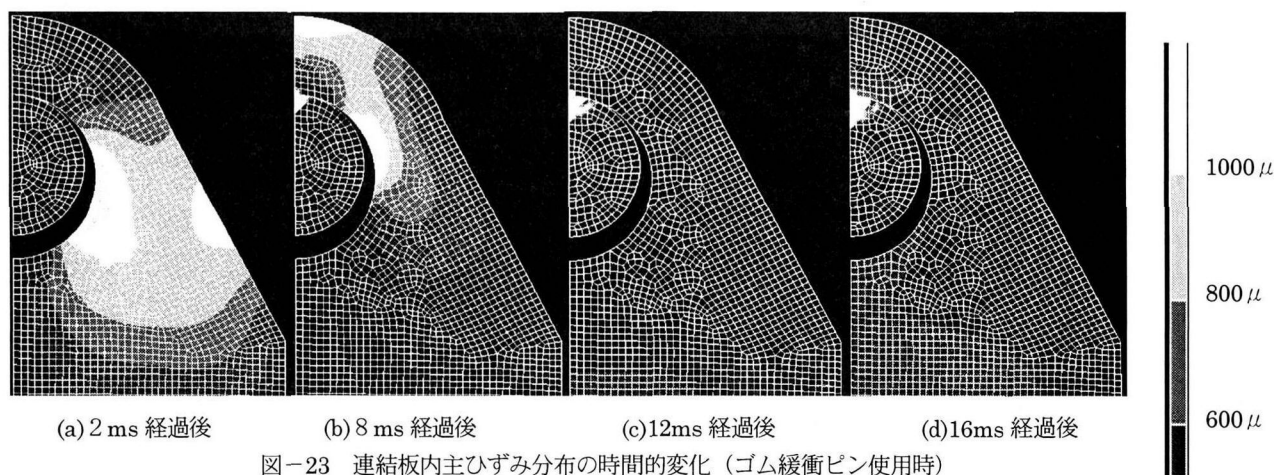
方がより広い領域で 1000μ を上回るひずみを示しており、より大きな荷重が接触部において発生していることが推察される。その後、ゴム緩衝ピンでは繊維ゴムの変形が進行し、接触領域のゴムにのみ大きなひずみが発生していくことにより、衝撃緩衝効果が得られていることがわかる。一方、鋼製ピンでは、連結板孔の内縁部に沿って大きなひずみ領域が発達し、ピンとの接触域端部から変形が進行していく傾向が認められる。

以上、わずか 4 回の時刻歴の観察からも、ゴムの変形にともなう緩衝効果と、鋼製ピンが連結板にもたらす動的ひずみ分布の状況を把握することができた。

5. 結論

本研究は、ゴム緩衝ピンの力学特性を数値解析により把握することを目的に、その基礎的段階として弾性時における静的および衝撃挙動のみに着目したものである。ここで得られた成果を要約すると以下のとおりである。

- (1) 緩衝ピンで使用する母材ゴムの挙動は、単軸引張試験から得た材料定数を用いた超弾性体モデルで表わすことが可能であり、30%程度のひずみ域であれば評価できることが緩衝壁に対する考察により認められた。
- (2) 緩衝ピンで用いる積層繊維ゴムも、繊維ゴムの引張試



験結果を同定して得た材料定数を用いて、母材ゴムと同様に超弾性体を仮定したモデル化が可能であることが認められた。

(3)(2)の方針で決定したモデルにより、ゴム緩衝ピンの静的力学特性を再現できた。すなわち、静的実験における荷重－変位関係を良好にシミュレートすることができるとともに、ピンと連結板の接触部近傍の連結板内半径方向ひずみを 30%程度低減できることが解析的にも確認された。

(4)緩衝ピンの衝撃緩衝効果に関しても、(2)のモデルにより衝撃実験の傾向を捉えることが可能であることが明らかとなった。すなわち、2種類のピンによる連結板内の応答ひずみに実験値と計算値で最大40%程度の相違が見られたが、緩衝ピンにより半径方向ひずみで 1/4 程度、円周方向ひずみで 1/2 程度まで最大値を低減可能な結果が得られ、実験と同様の緩衝効果が解析的に認められた。

なお今後の検討課題として、①繊維とゴムの接合状況や繊維の破断を考慮できるモデル化、②ゴムの動的剛性(振動数依存性)の適切な評価、③本来の連結板装置の役割に見合う終局時の挙動に対する解析等が挙げられる。

最後に、本研究は平成 8～10 年度文部省科学研究費、基盤研究(B)の補助を受けて行ったことを付記し、謝意を表します。

参考文献

- 1) 神田昌幸：道路橋における支承および落橋防止構造の被災の総括，橋梁と基礎，pp.156-162，1996.8
- 2) 西川和廣，神田昌幸：道路橋の支承部構造および落橋防止システムの今後の方向，橋梁と基礎，pp.163-167，1996.8
- 3) 日本道路協会：道路橋示方書・同解説 V 耐震設計編，1996.
- 4) 田嶋仁志，半野久光，久保田強，金井良助，中村敏夫：落橋防止構造連結板の衝撃破壊実験と強度特性，構造工学論文集，Vol.44A, pp.1815-1826, 1998.
- 5) 長嶋文雄，成田信之：落橋防止装置連結板部材の衝撃応答解析，構造工学論文集，Vol.40A, pp.1343-1348, 1994.
- 6) 小畑誠，後藤芳顕，松浦聖，藤原英之：高速引張時の

- 落橋防止装置連結板の強度特性, 土木学会論文集,
No.441/I - 18, pp.97-105,1992.
- 7) 小畑誠, 大見敬一, 後藤芳顕: 高エネルギー吸収型耐震
連結板の挙動に関する実験的研究, 鋼構造シンポジウ
ム論文集, pp.385-390, 1996.
- 8) 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.
- 9) J.T.Oden 著, 山田嘉昭訳: 非線形連続体の有限要素法
1,2, 培風館, 昭和 54 年
- 10) 久田俊明: 非線形有限要素法のためのテンソル解析の
基礎, 丸善, 1992.
- 11) 阿部武治, 橋爪雅彦, 武居邦彦, 越智衛, 清水一郎,
長岐滋: ゴム複合板の引張変形挙動, 日本材料学会
論文集, Vol.45, No.6, pp.650-655, 1996.
- 12) 山田貴博: 超弾性体の大変形問題に対する ALE 有限
要素法による初期形状決定, 構造工学における数値解
析法シンポジウム論文集, 第 19 巻, pp.107-112, 1995.
- 13) S.Kawabata, H.Kawai: Strain Energy Density
Function of Rubber Vulcanizates from Biaxial
Extension, Advances in Polymer Science, Vol.24,
pp.89-123, Springer-Verlag, Berlin Heidelberg New
York 1977
- 14) 首都高速道路公団: 首都高速道路・構造物設計基準,
pp.83-88, 1981.