



資料編

1. 接着型積層ゴムの基本性能試験
2. 固着型積層ゴムの基本性能試験
3. 積層ゴムの有限要素解析
4. 積層ゴムのクリープ試験
5. スチールダンパーの基本性能試験
6. 鉛ダンパーの基本性能試験

第1項 接着型積層ゴムの基本性能試験

1.1 緒言

福岡大学多田研究室では、昭和55年より免震構造に関する研究に取り組んできている。まず、最初に模型アイソレータ(直径30mm)を用いた静的圧縮、圧縮せん断実験による力学特性の把握、鋼製フレーム模型を用いた振動台実験による動的特性の把握を行った。これと併せて振動応答解析により免震構造の有効性を確認した。次の段階として、実施構造物を対象とした実大アイソレータの載荷能力、変形性能等の調査・研究を種々の形状をもつアイソレータに対して実施し、十分な載荷能力(面圧 700kg/cm^2 以上)と大変形能力(せん断変形率400%以上)を有する積層ゴムの開発に成功した。又、これら一連の実験研究から、鉛直荷重の変動の影響をほとんど無視しうる水平バネの設計条件として、硬度37~40のゴムに対して、 $D/h \geq 5$ かつ $D/t_R \geq 30$ が求められた。ここで、 D はゴム直径、 h はゴム全層厚、 t_R はゴム一層厚である。

本章では、研究の最も充実し、且つ本格的実施に採用されている直径400φと500φの積層ゴムを中心にその実験結果について述べる。

1.2 供試体概要

表1.1と図1.1~1.2に直径400mmと500mmの供試体の概要を示す。ゴム厚10mmの供試体は中間鋼板がゴムで包まれているのに対し、ゴム厚7mmの場合は、中間鋼板がゴム表面より突出した形状となっている。供試体はゴム直径400mmと500mmに対してゴム一層厚をそれぞれ7mmと10mmとした計4種類である。1次形状係数 S_1 は約10~18の範囲であり、2次形状係数 S_2 は約5となっている。中間鋼板の厚さは t_S は全供試体3.2mmと共通であり、材質はSS41である。ゴムはいずれも天然ゴムを主体としており、アイソレータに使用したゴム材料の物性を表1.2に、ゴムの基本配合表を表1.3に示す。

積層ゴムの製作は、中間鋼板に接着材を塗布した後、ゴムと鋼板を積層し、鋳型にセットする。これを高温高圧の条件下で加硫成型することで、ゴムと鋼板が一体となり、製品となる。

本章では、表1.1に示す4種類の供試体に加え、促進熱劣化処理を施した供試体についてもその挙動を調査している。促進熱劣化処理を施した供試体は $A_{10}-400 \times 7-11$ である。促進劣化の条件は付録4に示すアレニウス式に基づいて算出した。促進劣化条件は、80年相当の劣化を与えるために劣化温度 100°C で、劣化時間は10日間とした。

1.3 圧縮実験

1.3.1 実験方法

加力には主としてアムスラー型試験機(最大500ton, 福岡大学)を用い、鉛直変位量は高感度型変位計(CDP-25, $\pm 25\text{mm}$, 東京測器製)を用いたアイソレータ4隅の4点計測とした。鉛直荷重の計測には500tonあるいは300tonロードセルを用いた。写真1.1に加力状況を示す。圧縮せん断実験前後での鉛直バネ定数の変化を調べる際には、供試体を圧縮せん断試験装置(図1.11)にセットしたままの状態、500ton油圧ジャッキにより加力を行った。この時の鉛直変位量は下側のアイソレータに対しては高感度型変位計($\pm 25\text{mm}$, 東京測器製)、上側のアイソレータに対してはダイヤルゲージ($\pm 15\text{mm}$)を用いた4点計測とした。

尚、圧縮限界荷重を調べるために1000tonプレス(新日鐵所有)、更には東京大学大型構造物試験装置(最大2000ton)を用い圧縮実験を実施した。

1.3.2 実験結果と考察

(1) 鉛直荷重-変位の関係

鉛直荷重と鉛直変位量(4点の平均値)の関係を図1.3に示す。同図(a)は $A_{40}-500 \times 7-14$ 供試体を900tonまで加力した時の履歴曲線と他の供試体の履歴曲線(500tonまでの加力)を比較したものである。図(b)~(d)は、残りの3体の供試体に最大500tonまでの加力を3回繰り返した時の履歴曲線を示している。同図より、同一のゴム直径をもつアイソレータではゴム1層の厚さが大きい方が、同一荷重に対する鉛直変位量は大きくなっている。又、1回目の加力に比べて、2回目の加力では同一荷重での鉛直変位量が増大する傾向にある。

最大荷重900tonあるいは500tonの加力を行ってもアイソレータに顕著な横たわみ、はらみ出し等の現象は観察されなかった。

(2) 繰返し回数の影響について

$A_{40}-400 \times 7-11$ 供試体を用い、圧縮せん断実験(鉛直荷重120ton, 水平変位 $\pm 190\text{mm}$ の10回繰返し)の前後に圧縮実験を実施した。この実験では鉛直荷重130ton迄の履歴を3回繰返した。1日の実験内容は、圧縮実験→圧縮せん断実験→圧縮実験であり、これを5日間繰返した。3回繰返された圧縮履歴の内の1回目の鉛直荷重-変位関係を、圧縮せん断実験前後で比較して図1.4に示す。図1.4(a)は圧縮せん断実験試験機の上側にセットされているアイソレータの1日毎の履歴曲線、図1.4(b)は下側にセットされているアイソレータの履歴曲線である。圧縮応力度 $\sigma_c = 30 \sim 60\text{kg/cm}^2$ (鉛直荷重38~75ton)と $\sigma_c = 60 \sim 90\text{kg/cm}^2$ (荷重75~113ton)の各々の範囲での鉛直バネ定数を算出した。5日間にわたる圧縮実験の1回目と3回目の履歴曲線から求めた鉛直バネ定数の変化を図1.5に示す。同図(a)は上側のアイソレータ、(b)は下側のアイソレー

タの場合である。1日目の圧縮せん断実験前の鉛直バネ定数に比べ、圧縮せん断実験後のそれは大きく低下している。2日目以降については圧縮せん断実験前の鉛直バネ定数に比べ、実験後のそれは減少する傾向をみせてはいるが、その割合は第1日目に比べると小さい。平均値に対する2日目以降のバネ定数のバラツキは、±5%の範囲に納まっている。

同様の繰返し実験を促進劣化を行った供試体について実施した。図1.6に上側と下側のアイソレータの1日毎の鉛直荷重と変位の関係を示す。但し、これらの履歴は3回の内の1回目のものである。図1.7(a)(b)には $\sigma_c = 30 \sim 60 \text{ kg/cm}^2$ と $\sigma_c = 60 \sim 90 \text{ kg/cm}^2$ の範囲の鉛直バネ定数を圧縮せん断実験前後についてまとめた結果が示されている。促進劣化の処理を施していない供試体と同様、1日目の圧縮せん断実験前後での鉛直バネ定数の低下が著しい。平均値に対する2日目以降の鉛直バネ定数のバラツキは、上側のアイソレータの $\sigma_c = 60 \sim 90 \text{ kg/cm}^2$ で±8%となっている他は±5%の範囲に納まっている。

以上、 $A_{40} - 400 \times 7 - 11$ 供試体を用いた繰返し圧縮実験より、2日目以降の鉛直バネ定数のバラツキは大部分が±5%の範囲内にあり、繰返しによる影響は少ないといえる。又、促進劣化処理を行った供試体の鉛直バネ定数は促進劣化なしのそれに比べ、最大でも16%程度である。

(3) 促進劣化の有無による影響

$A_{40} - 400 \times 7 - 11$ 促進劣化無しと促進劣化ありの2種の供試体での圧縮実験結果を図1.8に示す。劣化無しの供試体は最大450ton、劣化ありの供試体は500tonまでの加力を3回繰返しした。各々の供試体の1回目の加力に対する鉛直バネ定数を一定荷重区間毎に求め、その結果を表1.4に示す。同表より、 $\sigma_c = 120 \text{ kg/cm}^2$ 以下の範囲では劣化ありの方が約17%大きくなっているが、それ以上では劣化の有無による差異が現れていない。これは、(2)項の繰返し試験の結果と合致するものである。

(4) 加力順序による影響

$A_{40} - 400 \times 10 - 8$ 供試体では次の2通りの荷重履歴を行い、荷重-変形曲線の差異を検討した。

TYPE 1の荷重履歴： 0 → 150 → 0 → 250 → 0 → 375 → 0 → 500 → 0 → 500 ton

TYPE 2の荷重履歴： 0 → 500 → 0 → 125 → 0 → 250 → 0 → 375 → 0 → 500 ton

TYPE 1は最大荷重値を順番に大きくしていった場合、TYPE 2は最初に大きな荷重をかけ、2回目から順次大きな荷重を載荷した場合である。図1.9(a)(b)にTYPE 1とTYPE 2の鉛直荷重-変位の関係を示す。図よりTYPE 1加力では最大荷重の増大に伴って同一荷重での鉛直変位量も増大している。一方、TYPE 2加力では最初に最大荷重500tonを載荷しているので、以降の加力による同一荷重に対する鉛直変位量の差は小さい。これは、加力順序により力と

変形の関係(ヒステリシス)が変化するというゴム独特の物性と大きく関わっているものと思われる。

(5) 鉛直バネ定数

圧縮実験より得られた $\sigma_c = 30 \sim 150 \text{kg/cm}^2$ の領域での鉛直バネ定数を表 1.5 に示す。同表中には本文第 2 章で述べた P.B.Lindley による剛性評価式から求めた数値が記入されている。実験値と比較すると $A_{40-500 \times 7-14}$ 供試体についてはたいへん良い一致を示している。他の供試体については、 $A_{40-400 \times 10-8}$ を除けば、平均士 10% の範囲で一致している。尚、1 次形状係数が大きい 2 つの $A_{40-500 \times 7-14}$ と $A_{40-400 \times 7-11}$ 供試体の計算値を求めた際には、体積弾性率による補正を行っている。体積弾性率 $E_b = 20 \text{t/cm}^2$ とした。従って、 S_1 がある程度大きい場合には、理論式による剛性の算定は実験値にはほぼ一致していると言える。

(6) 圧縮限界荷重について

東京大学大型構造物試験装置を用い、各供試体の限界荷重を調べた。鉛直変位は高感度型変位計 ($\pm 50 \text{mm}$, 東京測器製) を用いて 4 点計測を行い、荷重を 100ton 刻みで載荷した。図 1.10(a)(b) に鉛直荷重と平均鉛直変位の関係を示す。 $A_{40-500 \times 7-14}$ 供試体 ((a) 図) では 2000ton までの加力を 3 回繰り返した。最大荷重 2000ton 載荷時にはアイソレータの横方向へのはらみ出しが若干目立つが(写真 1.2) 耐荷能力は依然保持しており、2 回目以降の残留変形の増加も少ない。 $A_{40-500 \times 10-10}$ 供試体 ((a) 図) では最大荷重 1790ton ($\sigma_c = 912 \text{kg/cm}^2$) で変形量が急に増大し、耐荷能力を失った。写真 1.3 に 1000ton 加力時の変形状態を示す。 $A_{40-400 \times 7-11}$ 供試体 ((b) 図) では 1000ton までは十分な耐荷能力を保持していたが、2 回目の加力で荷重が 1000ton をこえたあたりから剛性の低下が起こり、鉛直変形量が増大した。最大荷重は 1400ton ($\sigma_c = 1114 \text{kg/cm}^2$) であった。写真 1.4 に 1000ton 加力時の状況を示す。 $A_{40-400 \times 10-8}$ ((b) 図) では 500ton までは耐荷能力を十分保持しているが、700ton をこえたところから剛性の低下が起こり始めた。最大荷重は 1195ton ($\sigma_c = 950 \text{kg/cm}^2$) であった。

以上より、2 次形状係数 S_2 が 5 程度で、1 次形状係数 S_1 が 15 以上の積層ゴムの限界圧縮応力度は 1000kg/cm^2 以上であると言える。

1.4 圧縮せん断実験

1.4.1 実験方法

図 1.11 に示す圧縮せん断試験装置に供試体を 2 個セットし、鉛直圧縮力を 500ton 油圧ジャッキにより、水平力を油圧ジャッキ(引き 100ton, 押し 200ton, ストローク 1000mm)により加力した。水平変形量は巻込型変位計 ($\pm 500 \text{mm}$, 東京測器製) を用い、2 個の供試体の合計鉛直変形量は高感度型変位計 ($\pm 25 \text{mm}$, 東京測器製) を用いた 4 点計測とした。鉛直圧縮力は 500ton ロードセルにより、

水平荷重は 100ton ロードセルにより計測した。記録はすべてアナログ量としてデータレコーダ(共和電業, RTP-600)に収録すると同時に、A/D変換を行いデジタル値としてマイクロコンピュータ(YHP-9816)のハードディスクにも収録した。

1.4.2 実験結果と考察

(1) 水平荷重と水平変形の関係

● A_{40} -500×7-14 供試体について

鉛直圧縮力を 150 ~ 400ton と変化させた時の水平荷重と変位の関係を図 1.12, 1.13 に示す(但し、縦軸の荷重はアイソレータ 2 個分の値となっている。以下同様である)。図 1.12 は変位振幅±150mm, 図 1.13 は±200mm の場合である。繰返し回数は同一の変位振幅において 2 ~ 5 回である。これらより鉛直荷重が大きい程、履歴ループにより囲まれる面積が大きくなり、変位 0mm 付近での履歴曲線の勾配が小さくなる事がわかる。

次に大変形実験及び破壊実験の結果を図 1.14 に示す。初期鉛直荷重は 120ton である。写真 1.5 に 200mm 変形時の状況を示す。変位 240mm 以上から破壊に至るまで剛性が非常に高くなっている。最大変位 370mm で破断に至った。

● A_{40} -400×7-11 供試体について

変位振幅±190 ~ ±350mm での圧縮せん断実験の結果をまとめて図 1.15 に示す。最大変形±350mm においても、異常は観察されなかった。

● A_{40} -500×10-10 供試体について

A_{40} -500×10-10 供試体では、変位履歴の与え方による履歴曲線の変化を調べる目的で次の 2 通りの加力を行った。

TYPE 1 の変位履歴 : ±150 → ±200 → ±250 mm

TYPE 2 の変位履歴 : ±250 → ±200 → ±150 → ±300 mm

各レベルでの繰返し回数は 5 回とした。初期鉛直荷重は 120ton である。TYPE 1 での加力は最大変位を順次大きくしていく場合で、図 1.16(a)(b) に 1 回目と 5 回目の履歴曲線を示す。TYPE 2 では、最初に大きな変位を与え、それ以降順次振幅を大きくした場合で、図 1.17(a)(b) に 1 回目と 5 回目の履歴曲線を示す。TYPE 1 の加力では同一変位振幅での荷重が繰返しにより低下しているのに対し、TYPE 2 の場合は最初の加力を除いては同じ履歴曲線上をたどっている。又、TYPE 2 では±300mm の加力によりゴム層に亀裂が生じ、5 回の繰返しにより亀裂が拡大していった。この時の 1 回目と 5 回目の履歴曲線を図 1.18(a)(b) に示す。同図から亀裂発生による履歴面積の違いが顕著に認められ、ある程度までの亀裂ならば、それが直接の破断の原因とはなりにくいことが確認されている。

(d) $A_{40}-400 \times 10-8$ 供試体

$A_{40}-500 \times 10-10$ 供試体と同様に、以下の2通りの加力を行った。

TYPE 1の変位履歴 : $\pm 100 \rightarrow \pm 150 \rightarrow \pm 200 \rightarrow \pm 250 \text{ mm}$

TYPE 2の変位履歴 : $\pm 200 \rightarrow \pm 100 \rightarrow \pm 150 \rightarrow \pm 250 \text{ mm}$

各振幅レベルでの繰返し回数は5回である。図1.19と1.20にTYPE 1, TYPE 2加力の履歴曲線を示す。図(a)は1回目, (b)は5回目の履歴曲線である。同図より、 $A_{40}-500 \times 10-10$ 供試体の場合と同様、変位振幅の与え方により履歴曲線に差異がみられる。

TYPE 1の加力が終了した後、 $\pm 300 \text{ mm}$ の大変形実験を行ったが、 -300 mm の点で下側のアイソレータが破断した。このときの荷重-変位曲線を図1.21に示す。 $+300 \text{ mm}$ の変位で履歴曲線が不自然な形をしているのは、この点で既に亀裂が発生していたためではないかと考えられる。

(2) 繰返し加力による影響

(a) 促進劣化無しの場合

$A_{40}-400 \times 7-11$ 供試体を用いた圧縮せん断実験を5日間繰返した。1日の実験では、水平変位 $\pm 190 \text{ mm}$ での繰返しを10回行い、更に5日目には $\pm 190 \text{ mm}$ 振幅で10回繰返した後、同じ振幅で100回の繰返し加力を行った。よって、5日間での総繰返し回数は、150回となる。初期鉛直圧縮力はいずれも90tonである。5日間の荷重-変形曲線を1日毎に図1.22に示す。これらの荷重-変形曲線から読みとった50, 100, 150, 200%変形時の割線剛性の変化を図1.23に示す。同図において、1日目の繰返し加力による水平バネ定数が2日目以降に比べ約20%程小さくなっているのは、1日目の鉛直圧縮力の設定方法が2日目以降とは異なっており、1日目には実験中に圧縮力が増大(150tonまで)したためである。

2日目以降の2~5回目の履歴曲線から求めたバネ定数は4日間を通してほぼ同じ値をとっている。繰返しによる水平バネ定数の1日の変化に着目すれば、繰返し1回目のバネ定数が2回目以降に比べ高い値を示している。これはアイソレータを24時間無負荷状態で放置していたためと思われる。

次に、5日目の最後に実施した $\pm 190 \text{ mm}$ での100回繰返し加力から求めた50, 100, 150, 200%変形時の割線剛性の変化を繰返し回数との関係で図1.24に示す。同図より延べ150回の繰返し加力を行っても水平バネ定数の低下はほとんどない事がわかる。

(b) 促進劣化のある場合

促進劣化処理を行った供試体を用い、劣化無しの場合と同様な繰返し加力実験を実施した。1日毎の加力-変形曲線を図1.25に示す。これらの履歴曲線から50, 100, 150, 200%変形時の割線剛性を求めたものが図1.26である。又、

±190mm 振幅での 100 回繰返し加力実験から求めた 50, 100, 150, 200 % 変形時の割線剛性の変化を図 1.27 示す。両図より、2 日目以降の繰返し 2 回目の履歴曲線から求められたバネ定数はほとんど同じ値をとっており、100 回の繰返しによるバネ定数の低下もほとんどみられない。図 1.28 には繰返し回数 1, 3, 10, 50, 100, 150 回での履歴曲線を示している。同図 (a) は促進劣化ありの場合、(b) は劣化無しの場合である。

劣化ありの場合 (図 1.27) と劣化無しの場合 (図 1.24) のバネ定数を比較すれば、劣化ありの方が多少剛性が高いようであるが、設計上はほとんど無視できる程度である。又、促進劣化を行った供試体の場合、アイソレータの各層表面の加力直行方向の面 (側面) に 45° 方向のせん断亀裂が生じ、加力方向の面に水平な引張亀裂が生じた。写真 1.6 にその亀裂の状況を示す。しかし、延べ 150 回の繰返しによって生じた亀裂の深さは 5mm 程度であった。

(3) 水平バネ定数について

表 1.6 に水平バネ定数及び破断時水平変位を示す。水平バネ定数と鉛直バネ定数の比は、いずれも 1000 倍程度を有しており、破断水平変位はせん断変形率で 300 % 以上である。表 1.7 には、本文第 2 章で述べた剛性評価式に基づく計算値が示されている。剛性の算定には P.B.Lindley の式を用い、実験にあわせて圧縮荷重は 120ton とした。同表より、純せん断式と Lindley 式は 1 次形状係数が大きいほど良い対応を示し、逆に S_1 が $10(A_{40} - 400 \times 10 - 8)$ 供試体の 1 次形状係数に同じ) 近くになると 40 % 以上の差が生じている。純せん断式に基づく計算値は実験値のほぼ ±10 % の範囲内にある。但し、剛性の算出に関しては、500φ 供試体では $G = 4\text{kg/m}^2$ 、400φ では 3kg/m^2 とし、体積弾性率は $E_b = \infty$ とした。

1.5 まとめ

本実験で使用した直径 400mm, 500mm のアイソレータの水平変形能力はともに 300mm 以上であること、圧縮限界荷重は直径 400mm のアイソレータで $\sigma_c = 900\text{kg/cm}^2$ 、500mm のアイソレータで $\sigma_c = 1000\text{kg/cm}^2$ 以上であることが確認された。また、アイソレータのバネ定数は主としてその形状に支配され、鉛直荷重、繰返し加力等による影響は小さい。いくつか提案されたバネ定数の算定式はいずれもほぼ同等の結果を与えるものであり、1 次形状係数 $S_1 \geq 15$ 、2 次形状係数が 5 程度あれば、水平バネ定数を純せん断式により算出することが可能である。

80 年相当の促進劣化を行った供試体の圧縮・圧縮せん断試験から、多少、剛性は大きくなるが、その増加は設計上、無視し得るものであると思われる。圧縮せん断加力を行ったとき、劣化したゴム表面層はほぼ全面にわたって亀裂が生じるが、その亀裂の深さは 5mm 程度であった。劣化した供試体に ±200 % 変形で 150 回の繰返し加力を行った場合、水平剛性はほぼ一定値を保ち、安定した履歴曲線を描いた。従って、積層ゴムは免震構造用として十分な耐久性を有しているものと考えられる。

表1.1 供試体概要

供試体名	直径	ゴム 層厚	ゴム 層数	S ₁	S ₂
A _{4.0} -500×7-14	500mm	7mm	14	17.9	5.1
A _{4.0} -500×10-10		10	10	12.5	5.0
A _{4.0} -400×7-11	400	7	11	14.3	5.2
A _{4.0} -400×10-8		10	8	10.0	5.0

表1.2 ゴムの材料特性

試験項目	実測値	試験方法
引張強さ (Kg/cm ²)	207	JIS K 6301 3項
伸び (%)	644	試験片: JISダンベル状 3号形
かたさ (JIS-A)	41	JIS K 6301 5.2項に準ずる。A型
25%低伸長応力 (Kg/cm ²)	2.7	JIS K 6301 13項, たんざく状1号形
静的せん断弾性率 (Kg/cm ²)	4.4	25%低伸長応力×1.639
引裂強さ (Kg/cm)	46.7	JIS K 6301 9項, B形
圧縮永久歪率 (%)	10.4	JIS K 6301 10項に準ずる。 70°C×22時間, 圧縮率 25%
衝撃ぜい化温度 (°C)	-55	JIS K 6301 14項に準ずる。
耐オゾン性	1000Hr 亀裂なし	JIS K 6301 16項に準ずる。 50pphm・40°C・20%伸長

注) 試料作成条件: 2mm厚シート150°C×20分、圧縮永久歪み150°C×40分

表1.3 ゴム基本配合

成分	天然ゴム	カーボン ブラック	加硫剤	その他	加硫促進剤, 劣化防止剤等
重量 (%)	55	18	3		24

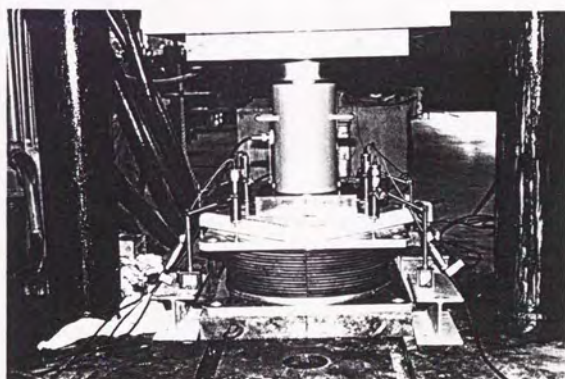


写真1.1 圧縮実験

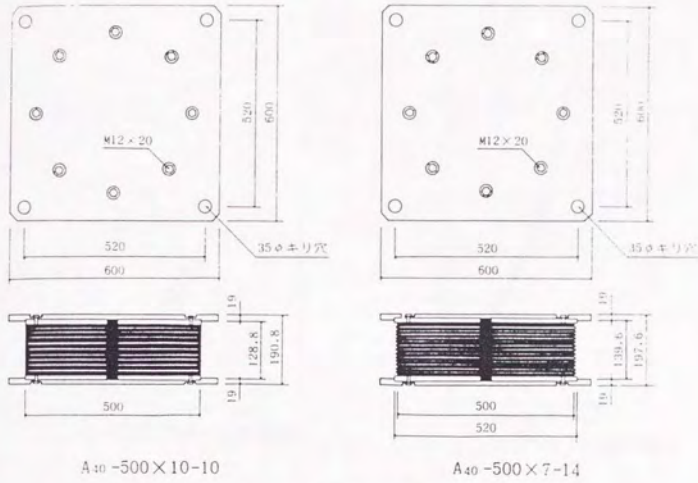


図1.1 500φ供試体説明図

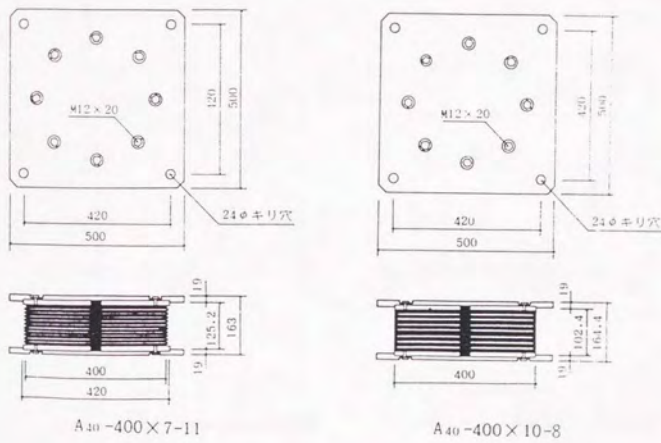
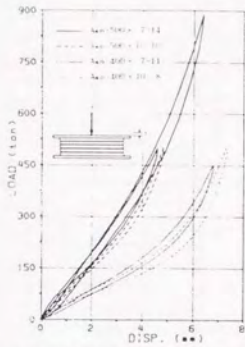
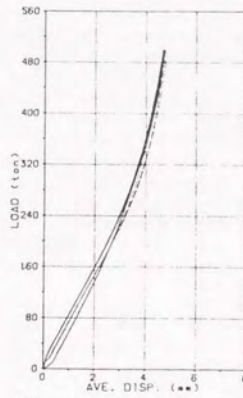


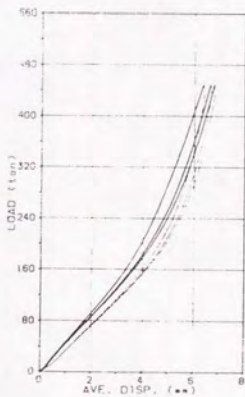
図1.2 400φ供試体説明図



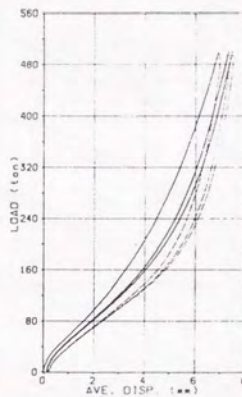
(a) 各供試体の履歴曲線



(b) A₄₀-500×10-10供試体

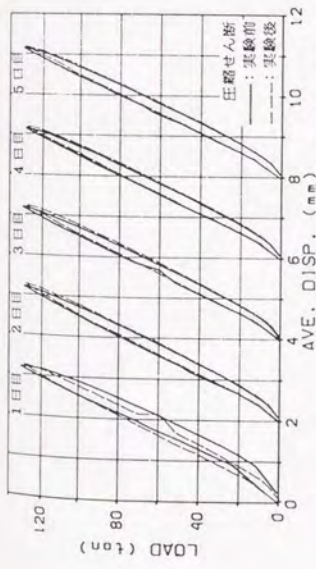


(c) A₄₀-400×7-11供試体

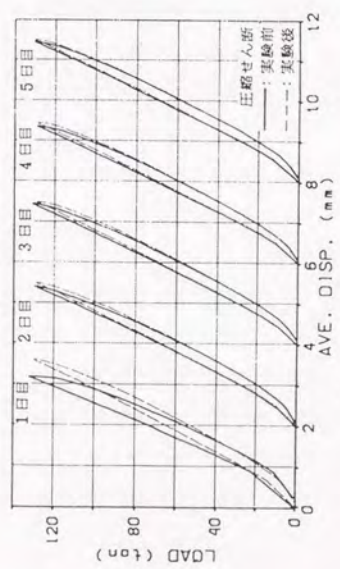


(d) A₄₀-400×10-8供試体

図1.3 鉛直荷重と鉛直変位の関係

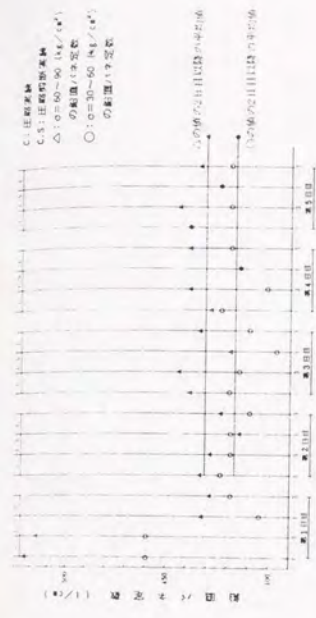


(a) 上側アイソレータ
上下Isolatorの平均値である。

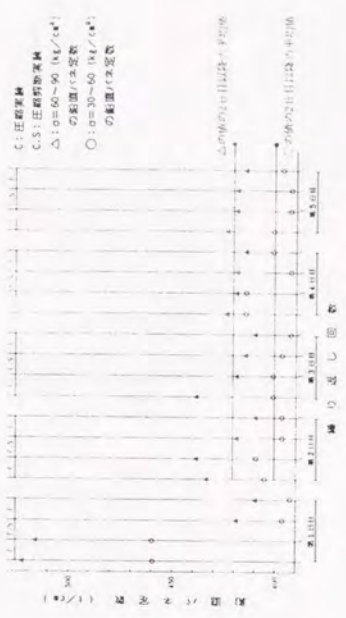


(b) 下側アイソレータ

図1.4 アイソレータの圧縮繰返し実験 (A₄₀-400×7-11供試体)

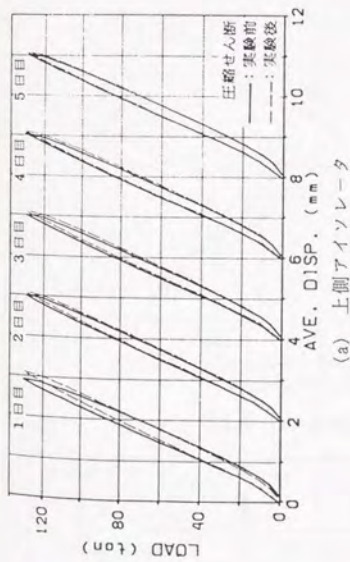


(a) 上側アイソレータ

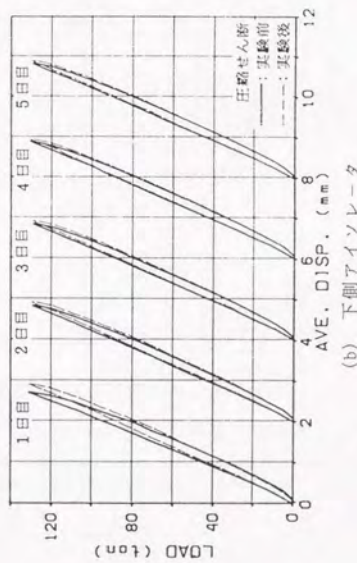


(b) 下側アイソレータ

図1.5 劣化無しの場合の繰返し回数による鉛直バネ定数の変化

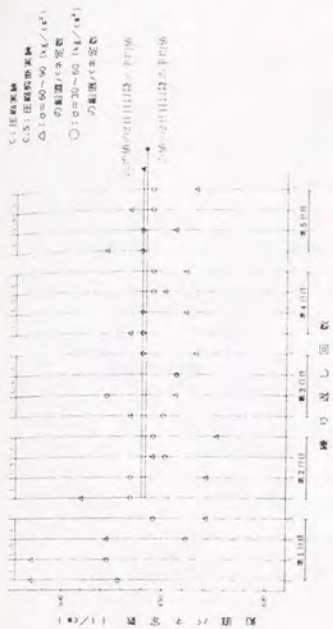


(a) 上側アイソレータ



(b) 下側アイソレータ

図1.6 アイソレータの圧縮繰返し実験
(A₀-400×7-11供試体, 劣化あり)

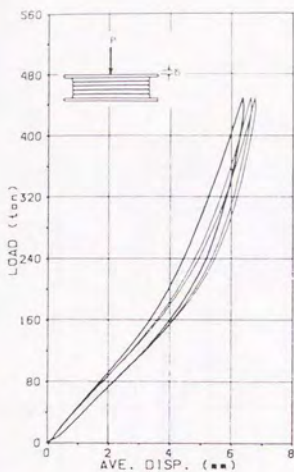


(a) 上側アイソレータ

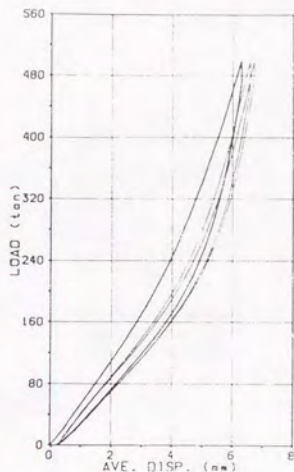


(b) 下側アイソレータ

図1.7 劣化ありの場合の繰返し回数による鉛直バネ定数の変化

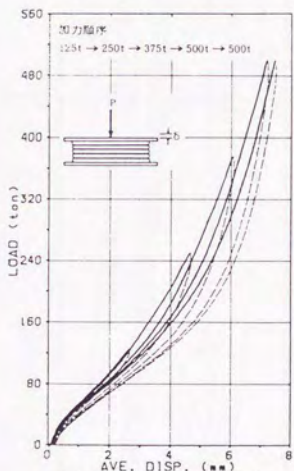


(a) 促進劣化なしの場合

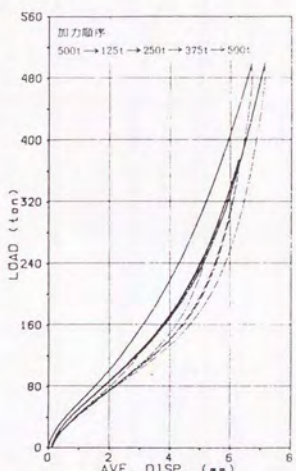


(b) 促進劣化ありの場合

図1.8 促進劣化の有無による鉛直荷重-鉛直変位関係



(a) TYPE 1による加力



(b) TYPE 2による加力

図1.9 加力順序による鉛直荷重-鉛直変位の関係の変化

表1.4 促進劣化の有無による鉛直バネ定数 (単位: t/cm)

圧縮応力度 (Kg/cm ²)	30~60	60~120	120~180	180~240	240~300
促進劣化無し	487.8	489.8	727.3	975.6	1176.5
促進劣化有り	571.4	571.4	727.3	975.6	1126.8
劣化有り 劣化無し	1.17	1.17	1.00	1.00	0.95

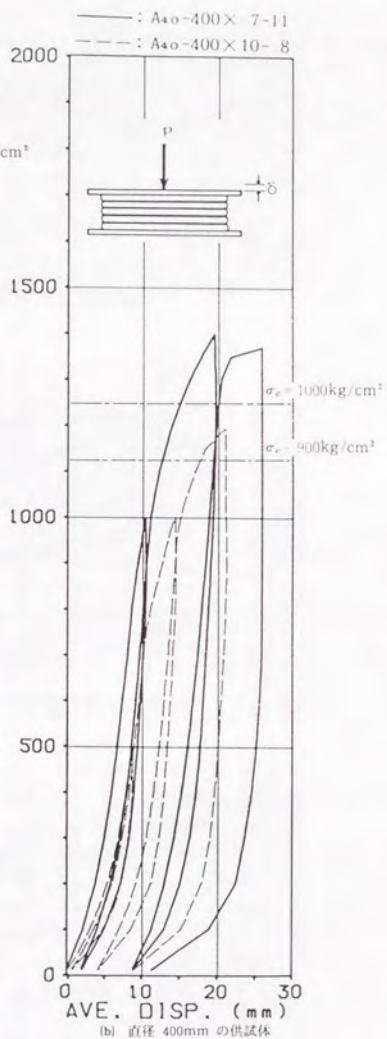
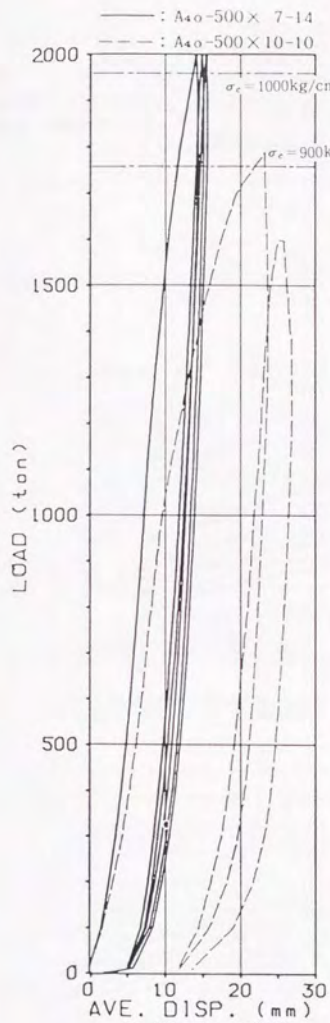


図1.10 各供試体の鉛直荷重-変位関係

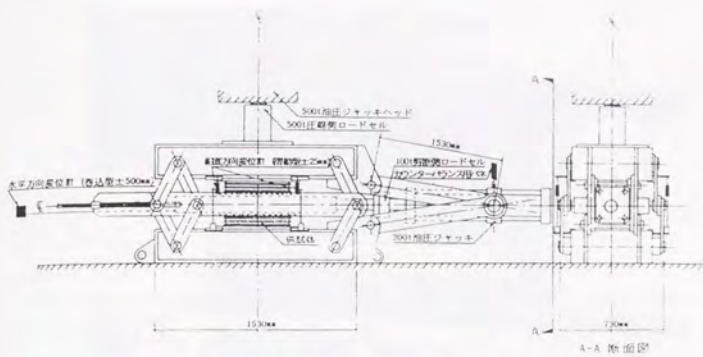


図1.11 圧縮せん断破壊試験装置

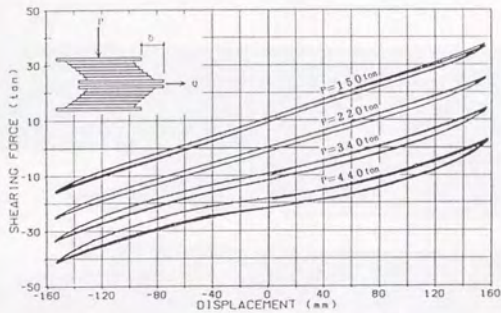


図1.12 水平荷重-水平変位関係 (A₄₀-500×7-14)

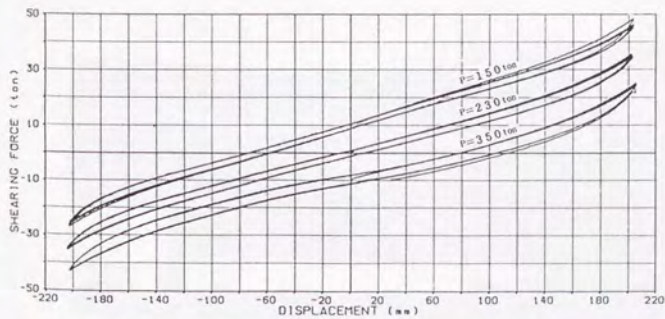


図1.13 水平荷重-水平変位関係 (A₄₀-500×7-14)

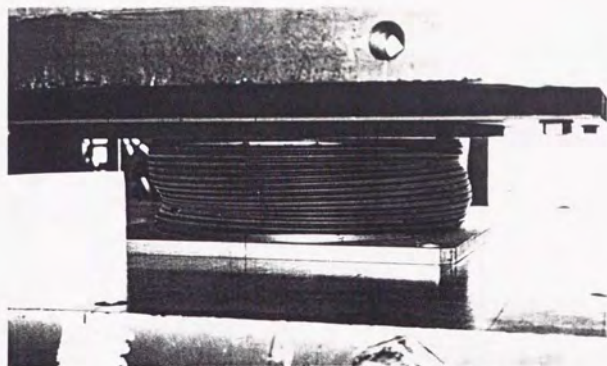


写真1.2 $A_{40}-500 \times 7-14$ (2000t加力時)

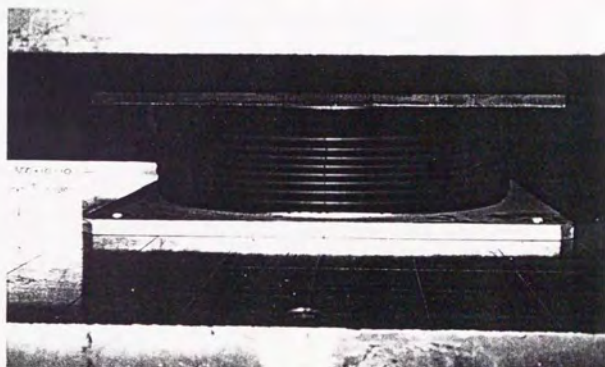


写真1.3 $A_{40}-500 \times 10-10$ (1000t加力時)

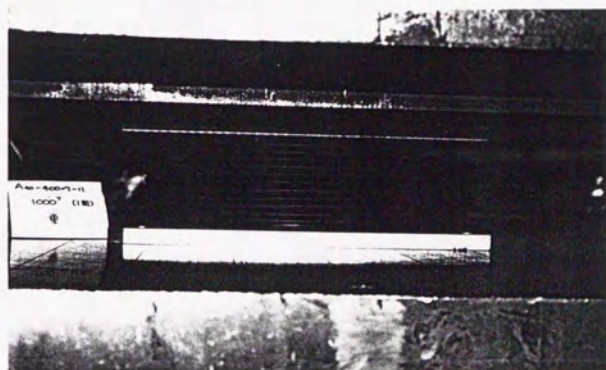


写真1.4 $A_{40}-400 \times 7-11$ (1000t加力時)

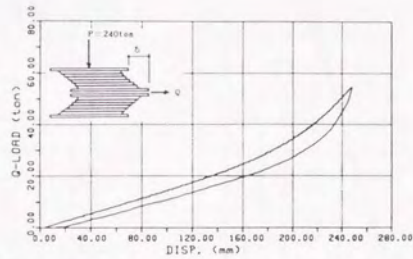


図1.14(a) 圧縮せん断大変形試験 (A₄₀-500×7-14供試体)

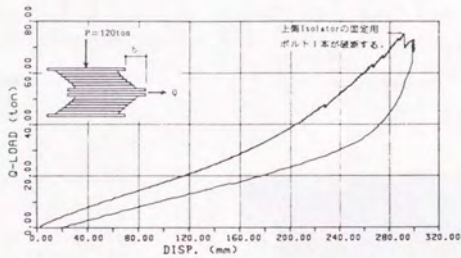


図1.14(b) 圧縮せん断大変形試験 (A₄₀-500×7-14供試体)

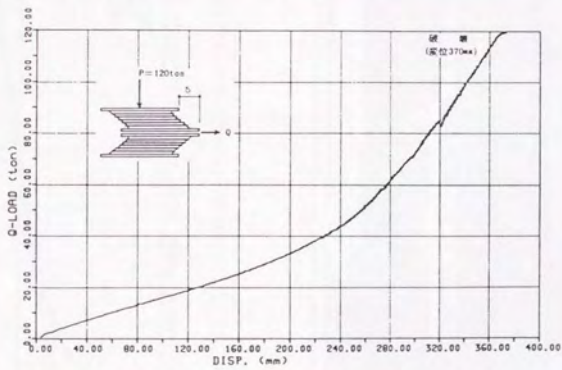


図1.14(c) 圧縮せん断破壊実験 (A₄₀-500×7-14供試体)

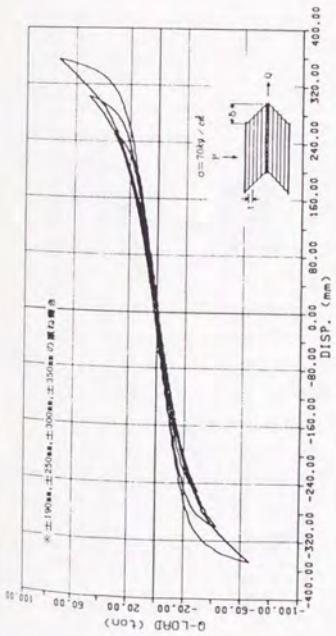


図1.15 水平荷重-水平変位関係 (促進劣化なし)

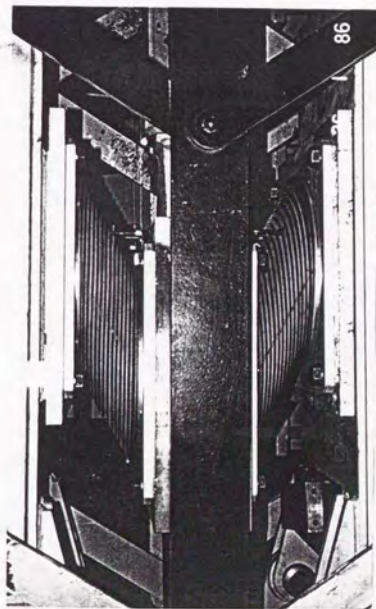
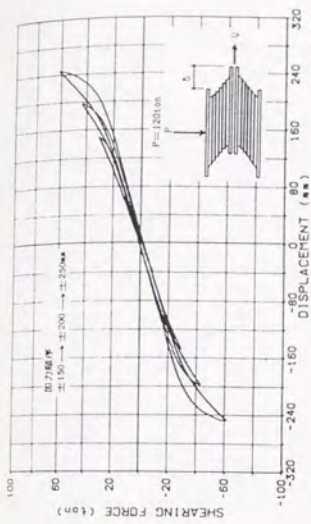
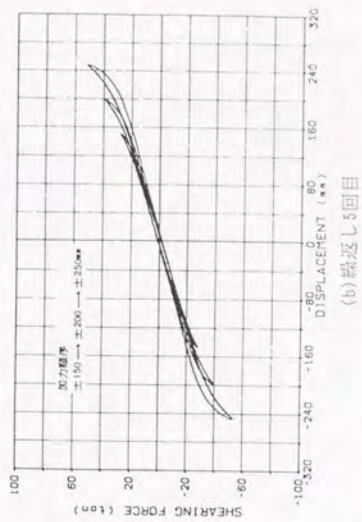


写真1.5 圧縮せん断実験

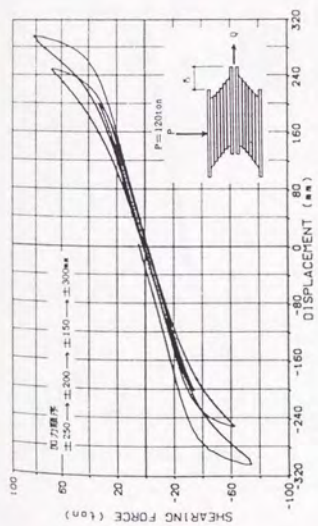


(a) 繰返し1回目

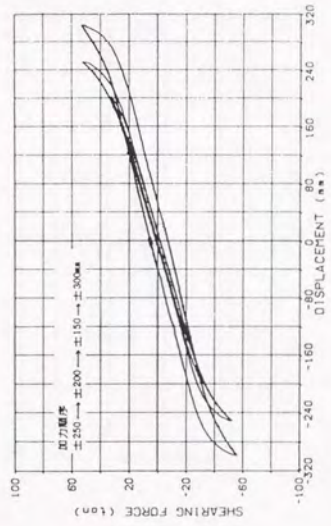


(b) 繰返し8回目

図1.16 加力順序による履歴曲線の変化 (A₀500×10-10供試体)

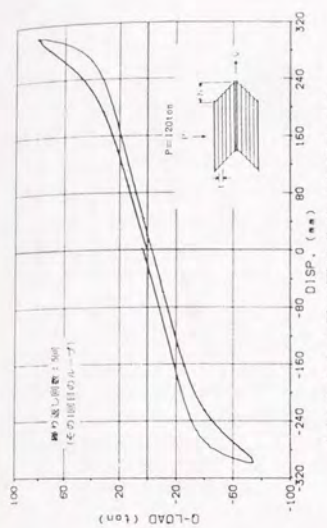


(a) 繰返し1回目

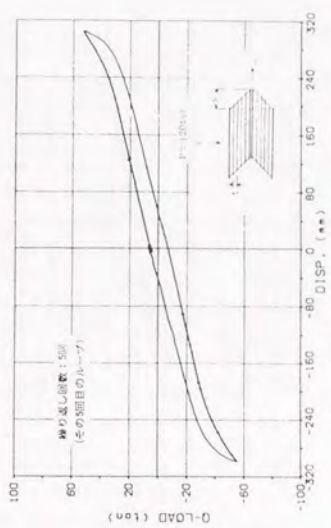


(b) 繰返し5回目

図1.17 加力順序による履歴曲線の変化 (A_o-500×10-10 供試体)



(a) 1サイクル目の履歴曲線 (亀裂発生前)



(b) 5サイクル目の履歴曲線 (亀裂発生後)

図1.18 亀裂が進展したときの水平荷重-水平変位関係 (A_o-500×10-10 供試体)

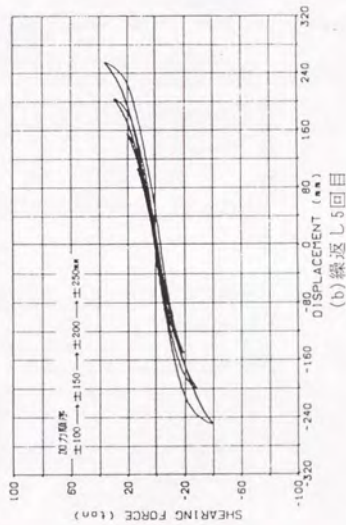
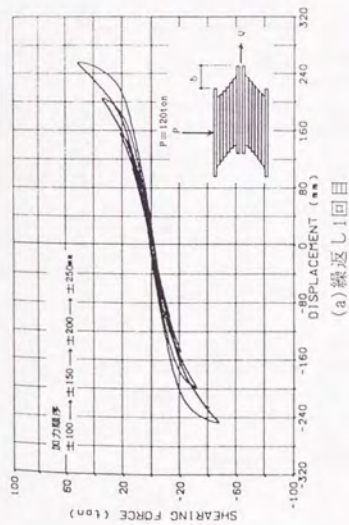


図1.19 加力順序による履歴曲線の変化 ($A_e-400 \times 10-8$ 供試体)

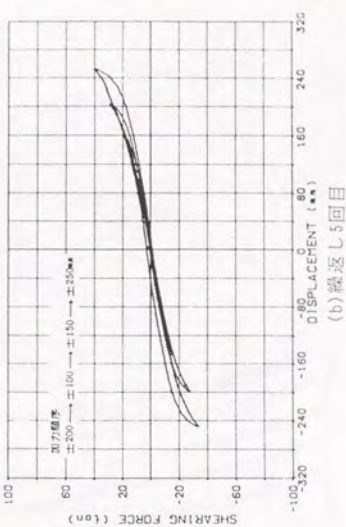
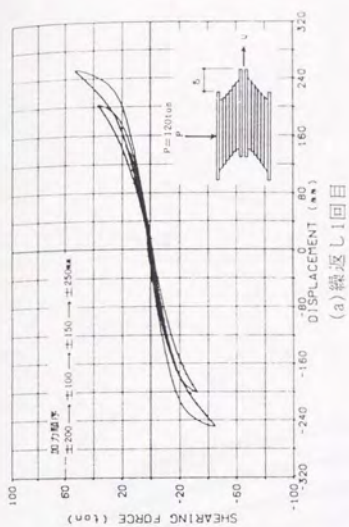


図1.20 加力順序による履歴曲線の変化 ($A_e-400 \times 10-8$ 供試体)

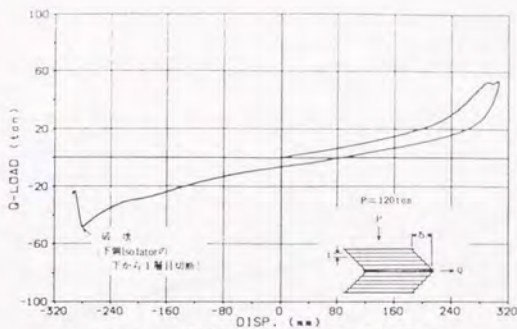


図1.21 破断時の水平荷重-変位関係

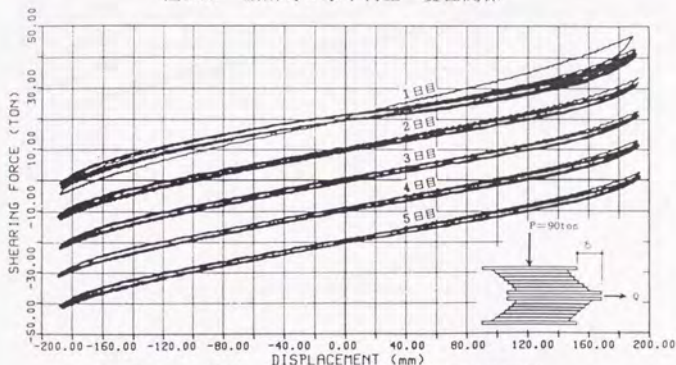


図1.22 繰返しによる水平荷重-水平変位関係
(A_{40} -400×7-11 供試体, 各繰返し回数は10回)

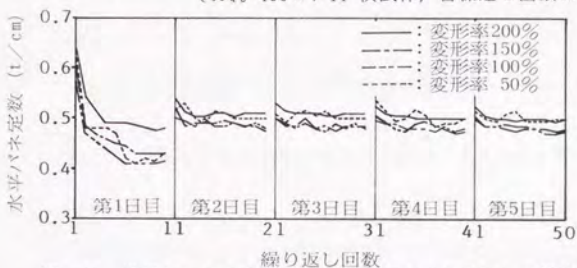


図1.23 繰返しによる水平バネ定数の変化 (劣化無しの場合)

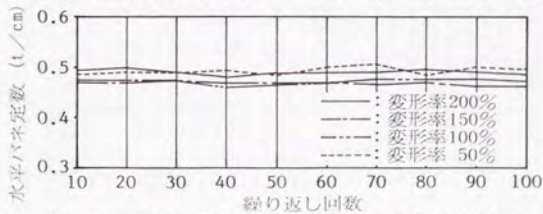


図1.24 連続100回繰返しによる水平バネ定数の変化 (劣化無しの場合)

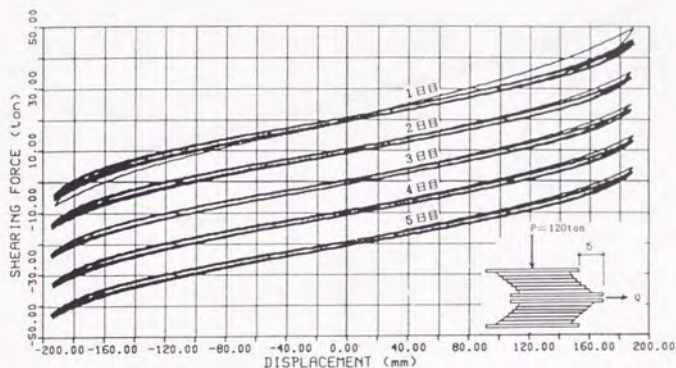


図1.25 繰返しによる水平荷重-水平変位の関係
 (A₄₀-400×7-11劣化あり供試体、繰返し回数は10回)

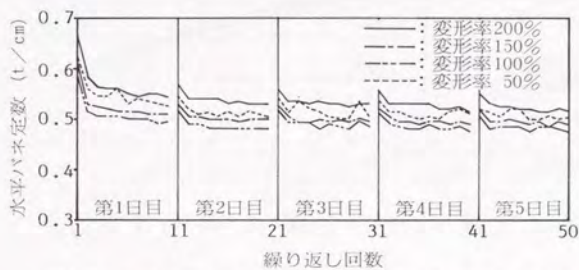


図1.26 繰返しによる水平バネ定数の変化 (劣化ありの場合)

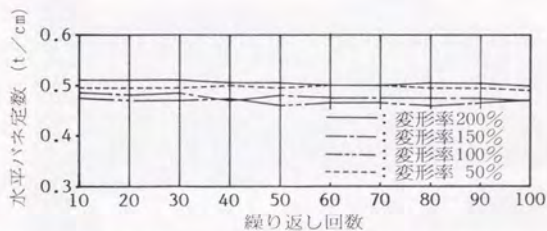
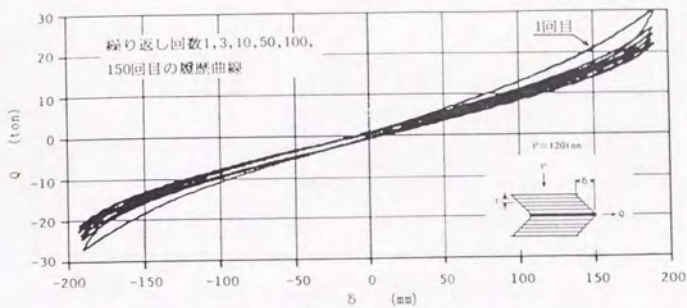
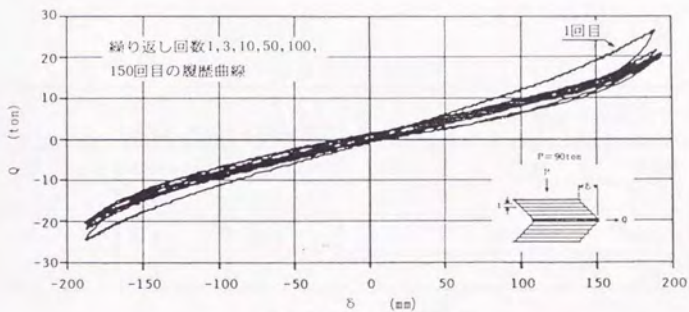


図1.27 連続100回繰返しによる水平バネ定数の変化 (劣化ありの場合)



(a) 促進劣化ありの場合



(b) 促進劣化なしの場合

図1.28 繰返し疲労実験の結果

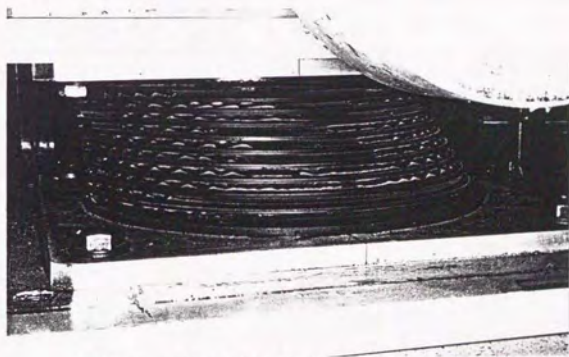


写真1.6 圧縮せん断実験（促進劣化ありの供試体）

表1.5 鉛直バネ定数

	$A_{40-500} \times 7-14$	$A_{40-500} \times 10-10$	$A_{40-400} \times 7-11$	$A_{40-400} \times 10-8$
実験値	1090	830	460	400
計算値	1110	739	508	284
実験/計算	0.98	1.12	0.91	1.41

注) 計算では、 $G = 4.0 \text{ kg/cm}^2$ (500φ), $G = 3.0 \text{ kg/cm}^2$ (400φ) とした

表1.6 バネ定数及び破断水平変位

供試体名	水平バネ定数 K_H	鉛直バネ定数 K_V	K_V / K_H	破断時変位	破断変形率
$A_{40-500} \times 7-14$	0.81t/cm	1090t/cm	1345	370mm	378%
$A_{40-500} \times 10-10$	0.73	830	1136	300	300
$A_{40-400} \times 7-11$	0.47	460	979	350	455
$A_{40-400} \times 10-8$	0.39	400	1026	290	363

表1.7 実験値と計算による水平バネ定数

供試体名	①実験値	②純せん断式	③P.B. Lindley	②/③	①/②
$A_{40-500} \times 7-14$	0.81t/cm	0.80t/cm	0.78t/cm	1.03	1.01
$A_{40-500} \times 10-10$	0.73	0.79	0.75	1.05	0.92
$A_{40-400} \times 7-11$	0.47	0.49	0.42	1.16	0.96
$A_{40-400} \times 10-8$	0.39	0.47	0.33	1.42	0.83

第2項 固着型積層ゴムの基本性能試験

2.1 はじめに

免震構造の主要構造部材である積層ゴム支承は、主に金属と加硫ゴムで構成されている。金属と加硫ゴムは加圧下で接触させておくと、固着¹⁾²⁾と呼ばれる現象の為に両者間の界面に接着力を生じるようになる。この現象を積層ゴムに利用することにより、加硫接着により成型された積層ゴムの基本性能を有しながら、地震時には大変形領域でのハードニング現象を消去し、且つ、ゴム周辺の引張破断を防ぐことが可能であると考えられる。この考えを基に、加硫接着を行わないアイソレータを製作し、圧縮および圧縮せん断実験を行ったのでその結果について報告する。以下、加硫接着を行わないアイソレータを固着型、加硫接着により成型された積層ゴムを接着型と表現する。

2.2 供試体概要

使用した供試体を表2.1に、その形状を図2.1に示す。使用したゴムシートの厚さは7, 14, 28, 56mmの4種類、その端部の断面形状は円形(R型)と矩形(S型)の2種類である。固着現象は、異種材料間で起こる界面現象であるから、金属と加硫ゴムそれぞれの表面状態の影響も当然受けることとなる。従って、ゴムと鋼板仕上げ表面の固着現象に及ぼす影響を把握する目的で、ゴム接触面には、ボンデ鋼板($t=3.2\text{mm}$)、亜鉛メッキ鋼板($t=3.2\text{mm}$, 6mm)、黒皮付鋼板(単層のみ)の3種を用いて検討を行った。実験に際しては、加圧用鋼板および中間板のゴム接触面はシンナーで拭き取った後アセトンで洗浄し、ゴム表面はメチルアルコールで洗浄を行った。

2.3 圧縮実験

2.3.1 実験概要

圧縮実験は、アムスラー型試験機(最大500t)を用い、鉛直変位は、高感度型変位計(CDP-25, CDP-50:東京測器製)を用いて4点計測を行なった。鉛直荷重の計測にはロードセルを使用せず、500tonアムスラーの制御盤からの出力をモニターした。写真2.1に加力状況を示す。単層供試体は、最大150tの5回載荷、及び150tを3回載荷した後、最大300t迄の載荷を行った。多層供試体は、150t及び300t迄の載荷を3~5回繰り返した後、最大500t迄の載荷を行った。データの記録は、自動デジタル歪測定器(TDS-301, TDS-302:東京測器製)を用い、マイクロコンピュータ(YHP-9816)の3.5inchフロッピーディスクに収録した。

2.3.2 実験結果及び考察

図2.2に単層供試体の圧縮実験結果を示す。ゴム端部の断面形状の違いによる影響をみるためR型とS型について実験を行なったが、載荷繰返しにおける

安定性を除いて、差異は殆ど認められない。ゴム一層の厚さが増すほど、同一荷重に対する鉛直変位量は大きくなっている。残留変形は、厚さが増すほど大きく、加力を繰返すうちにその増加量は減少し、安定してくる。図2.3に、ゴム厚28mmの単層供試体とゴム厚7mm4層、8層の多層供試体の圧縮実験結果を示す。単層の場合と同様に、ゴム全層厚が大きい程鉛直変位量は大きくなっている。又、ゴム全層厚が同じであれば、多層の方が同一荷重に対する鉛直変位量は小さくなり、残留変形量も減少する。鉛直バネ定数とゴム全層厚の関係を図2.4に示す。鉛直バネ定数は鉛直荷重100~140t間の平均値である。単層供試体は、載荷を繰返すに従って鉛直バネ定数は上昇している。載荷を重ねる毎に、ゴムは圧縮された為に変形し、加圧面に固着したままもの形状に戻らないという現象が、実験中観察されている。つまり、残留変形の増大で、1次形状係数が大きくなり、鉛直バネ定数が上昇すると考えられる。又、多層供試体は、単層に比べ繰返すによる影響が小さい。図2.5に、単層供試体のゴム厚と鉛直荷重の違いによるゴム直径の変化の関係を示す。同図横軸の直径拡大幅は、実験中の各最大荷重毎のゴム直径計測、及び、実験終了後の加圧用鋼板に残っていたゴムの跡の最大径から求めたものである。原ゴム厚と直径拡大幅はほぼ比例関係にあり、鉛直荷重と原ゴム厚から、ゴム直径の変化は予測可能である。従って、中間板設計の為の定量化は可能であると考えられる。同様に、ゴムの体積一定の関係とゴム直径の変化から、鉛直変位量(ゴム厚の変化)も予想することが可能であると考えられる。

固着型において、加力による形状の変化は著しく、自由表面積と拘束面積の変動を考慮する場合、厳密には鉛直バネ定数の定量化は困難である。一つの方法として、P.B.Lindleyの鉛直バネ定数算定の提案式を用い、鉛直荷重を実質的に受け持つ拘束面積を求めてみた。拘束面積の算出には、単層供試体の鉛直荷重150tの4サイクル目終了後の鉛直変位量から求めたゴム厚と、5サイクル目における鉛直バネ定数の実験値を用いた。原ゴム厚と拘束面積の直径の関係を図2.6に示す。原ゴム厚が大きい程、拘束面積は大きくなっている。加力回数の違いによる拘束面積の変化はほとんどなく、拘束面積と原ゴム厚とはほぼ比例関係にあると言える。固着型の鉛直バネ定数は、その原ゴム厚から予測される拘束面積と直径拡大幅から得られる真のゴム厚から求めることができると考えられる。

2.4 圧縮せん断実験

2.4.1 実験概要

圧縮せん断実験は、図2.7に示す圧縮せん断試験機に供試体を2体セットして加力した。写真2.2に加力状況を示す。鉛直圧縮力は500t油圧ジャッキ、水平力は油圧ジャッキ(引き100t、押し200t、ストローク1000mm)により加力を行った。水平変位量は、各供試体につき2点を巻込型変位計(±500mm: DP-1000B, 東京測器製)によって計測し、2体分の鉛直変位量を高感度型変位計(CDP-50: 東京測器製)による4点計測とした。鉛直圧縮力は500tロードセル(東京測器

製)、水平荷重は100tロードセル(共和電業製)により計測を行った。実験は、鉛直荷重を50~300tで変化させ、変形率(ゴム全層厚に対する水平変位の割合)を、単層供試体では±50, 100, 200%、多層供試体では±100, 200%とし、各々3回の繰り返しを行った。更に、大変形領域までの実験として、単層では変形率1000%、多層では400%の実験も行なった。記録は、アナログ量としてデータレコーダ(RTP-600:共和電業製)に記録すると同時に、A/D変換を行ない、デジタル量としてマイクロコンピュータ(YHP-9816)のハードディスクに収録した。

2.4.2 実験結果及び考察

図2.8に単層供試体、図2.9に多層供試体の圧縮せん断実験結果を示す。但し、縦軸の水平荷重はアイソレタ2個分の値となっている。単層供試体の結果より判るように、ゴム端部の断面形状の差異は殆ど認められず、鉛直荷重が大きい程、変位40mm(変形率150%)以降の履歴曲線の勾配が大きい。履歴面積に於いて、単層供試体は鉛直荷重の増加に伴って僅かであるが増大するのに対し、多層供試体では逆に減少している。又、鉛直荷重が同じ場合を比べると多層の方が履歴面積が大きく、変形率200%付近での履歴勾配は小さい。図2.10に単層供試体の、鉛直荷重の違いによる水平バネ定数と変形率の関係を示す。変形率の増大に伴うバネ定数の増加は僅かである。又、ゴム厚が厚いほうが、水平バネ定数の変化は少ない。図2.11にゴム厚28mmの単層供試体とゴム厚7mm 4層、10層の多層供試体における、鉛直荷重の違いによる変形率と水平バネ定数の関係を示す。単層供試体では鉛直荷重の増加に伴いハードニング現象が顕著になるのに対し、多層供試体ではその傾向はほとんど見られない。図2.12に鉛直荷重の違いによる履歴面積の変化を示す。履歴面積は1回目を除いた2, 3回目のループの平均をゴム一層当りに換算したものである。同図より変形率100%の変位を与えた場合、鉛直荷重にかかわらず面積はほぼ一定を保つが、変形率200%においては、鉛直荷重の増加により小さくなる傾向にある。変形率200%で7-4Rと7-10Rにおいて多少の差が見られるのは、層数による影響が表れているものと考えられる。

固着型において、鉛直バネ定数同様、水平バネ定数の定量化は困難であるが、鉛直荷重を考慮したP.B.Lindleyの水平バネ定数算定の提案式を用いて、変形後のゴム厚と水平バネ定数の実験値から拘束面積を算出した。図2.13に原ゴム厚と拘束面積の直径の関係を示す。鉛直荷重が大きくなるに従い拘束面積は徐々に減少しているが、全体的に見てその変動は小さく、ゴム厚、鉛直荷重に関係なく直径40±5cmの範囲に納まっている。

図2.14に加圧面にボンデ鋼板を使用した場合の大変形領域(変形率1000%)における、 $A_{40-500 \times 7-1S}$, $A_{40-500 \times 14-1R}$ 供試体の履歴曲線を示す。ゴム厚に関係なく変形率400%付近で滑りを生じているのが判る。図2.15に、加圧面にボンデ鋼板を使用し、 $A_{40-500 \times 7-4R}$ 供試体に変形率400%の変位を与えた場合の履歴曲線を示す。単層供試体と同様に、変形率350%付近で滑りの前兆現象が見られる。実験後、ゴムと中間板を1枚1枚調査した結果(写真

2.3, 写真2.4)、中間板が曲げ応力をうけて面外変形を起こしていたことが確認された(写真2.5)。又、ゴムにおいては、周辺部(端部から5cmの範囲)に亀裂が見られたが、その亀裂は微小であり、中心部ではほとんど損傷が見られなかった。この損傷を受けていない範囲は前述した拘束面積の範囲と良く一致しており、ゴム中央部では固着現象が生じ、変形時の応力が中心部に集中しているものと考えられる。

図2.16に接着型及び固着型アイソレータの履歴曲線を示す。接着型(A₄₀-500×7-14)では、変形率200%(水平変形200mm)付近からハードニング現象が見られるが、固着型に於いては、ボンデ鋼板を使用した場合には変形率350%程度、亜鉛メッキ鋼板を使用した場合には変形率200%程度で滑り現象の前兆が観察された。多層固着型アイソレータに於いて、中間板にボンデ鋼板と亜鉛メッキ鋼板を使用した場合、固着現象の発生に差が見られる。亜鉛メッキ鋼板は、ボンデ鋼板と比較して固着が起き難い様である。亜鉛メッキ鋼板の板厚として3.2mmと6mmの2種類を用いたが、復元力特性には板厚の違いによる差は殆ど認められなかった。しかし、その実験中の観察から、せん断変形状態での安定性、即ち、曲げ変形に対する抵抗力の点で板厚6mmの方が適切であると思われる。

今回の実験では、ゴム周辺部に若干の亀裂が見られた程度で大きな損傷は見られず、接着型の様な大変形時のハードニング現象が見られなかったことから、固着型は、大変形対応型として好ましい性状を有していると考えられる。ただし、大変形時の安定性を確保するには、中間板、及びゴムの寸法精度の確保が重要になるとと思われる。

2.5 結論

本実験より、次の知見が得られた。

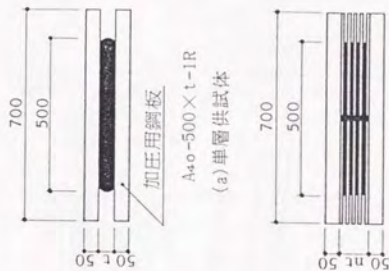
1. 接着型アイソレータの1次形状係数、2次形状係数の基本的概念は、固着型アイソレータにも適用できると考えられる。
2. 単層供試体の圧縮せん断実験では、1000%以上、多層供試体においては400%以上の大変形にも耐え得ることが確認された。但し、中間板の改良により、更に変形追従能力の増大が期待できると考えられる。
3. 大変形領域において、接着型アイソレータに見られるハードニング現象は殆ど見られず、降伏を伴うbi-linear型の弾塑性的挙動を示すことが確認され、固着型アイソレータの変形性状の優位性が認められる。
4. ゴム端部の断面形状の違いによる影響は、圧縮載荷時の繰返しにおける安定性を除いて、その差異は殆ど認められなかった。
5. 金属表面処理の違いが固着に及ぼす影響を見るために行った3種類の実験からは、圧縮せん断時における滑り現象発生タイミングを除いて大きな差異は認められなかった。

表2.1 供試体一覧

供試体名	ゴム厚 (mm)	ゴム 層数	S ₁	S ₂
A _{4.0} -500×7-1R	7	1	17.9	71.4
A _{4.0} -500×7-1S	7	1	17.9	71.4
A _{4.0} -500×14-1R	14	1	8.9	35.7
A _{4.0} -500×14-1S	14	1	8.9	35.7
A _{4.0} -500×28-1R	28	1	4.5	17.9
A _{4.0} -500×28-1S	28	1	4.5	17.9
A _{4.0} -500×56-1R	56	1	2.2	8.9
A _{4.0} -500×56-1S	56	1	2.2	8.9
A _{4.0} -500×7-4R	7	4	17.9	17.9
A _{4.0} -500×7-8R	7	8	17.9	8.9
A _{4.0} -500×7-10R	7	10	17.9	7.1
A _{4.0} -500×7-14R	7	14	17.9	5.1
A _{4.0} -500×14-2R	14	2	8.9	17.9
A _{4.0} -500×14-4R	14	4	8.9	8.9
A _{4.0} -500×14-7R	14	7	8.9	5.1

S₁: 1次形状係数 (ゴム層の拘束面積とゴム層の自由表面積の比)

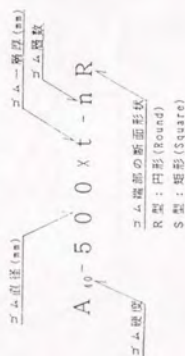
S₂: 2次形状係数 (ゴム直径に対するゴム全層厚の比)

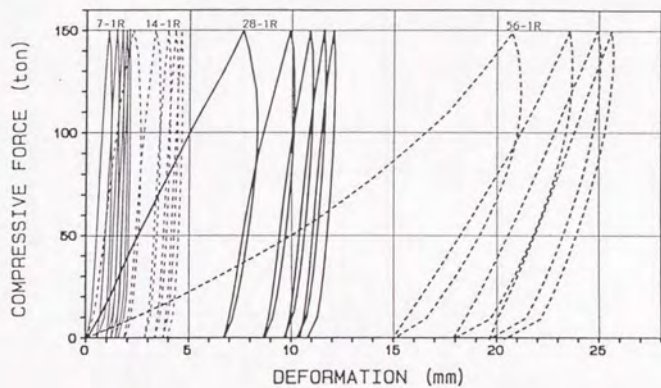


A_{4.0}-500×t-nS

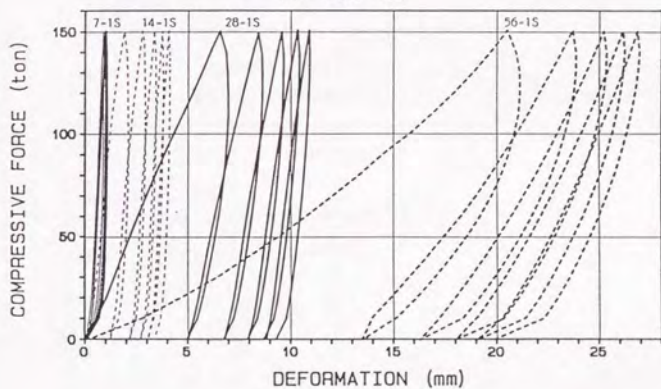
(b) 多層供試体

図2.1 供試体概要





(a) ゴム端部 R 型



(b) ゴム端部 S 型

図2.2 単層供試体の圧縮実験結果

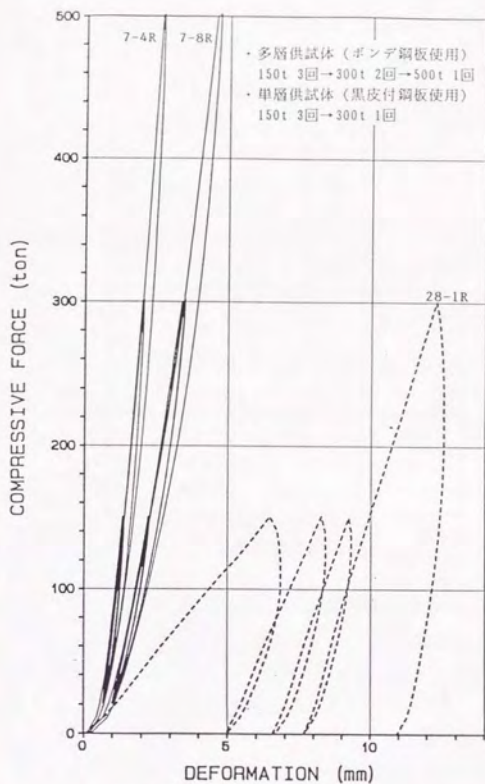


図2.3 圧縮実験結果

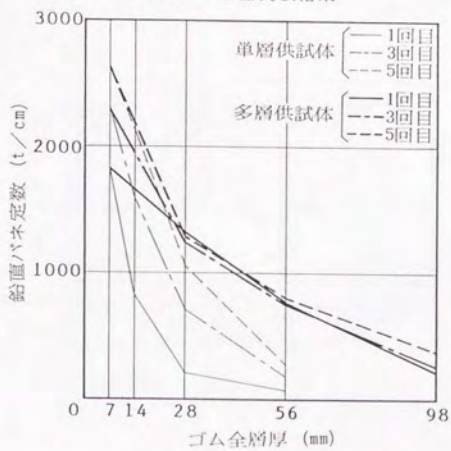


図2.4 鉛直バネ定数とゴム全層厚の関係

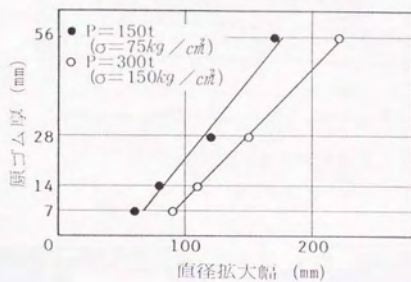


図2.5 原ゴム厚と直径拡大幅の関係

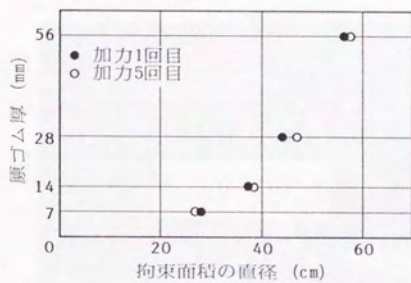


図2.6 原ゴム厚と拘束面積の直径の関係

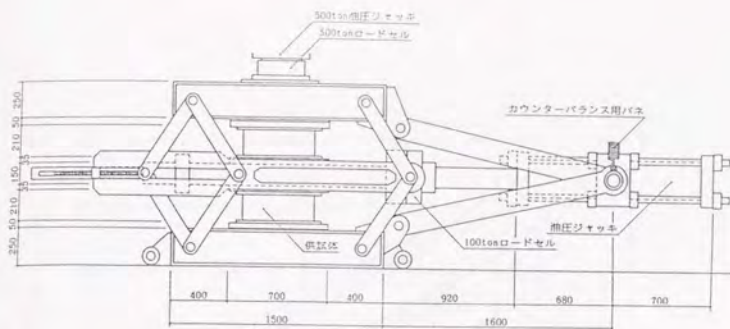


図2.7 圧縮せん断試験機

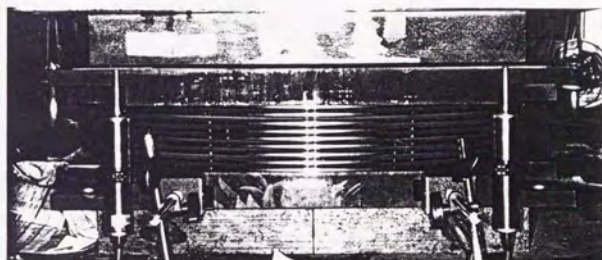


写真2.1 圧縮実験の状況

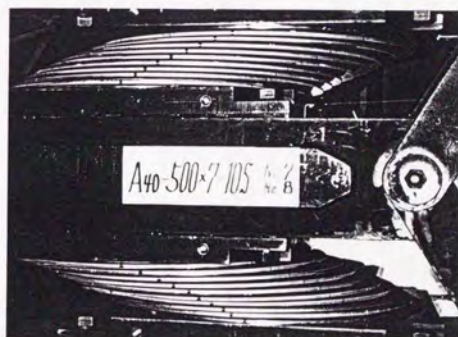


写真2.2 圧縮せん断実験の状況

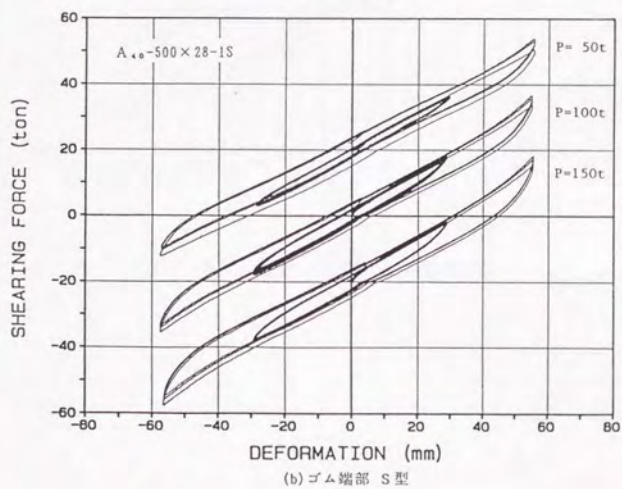
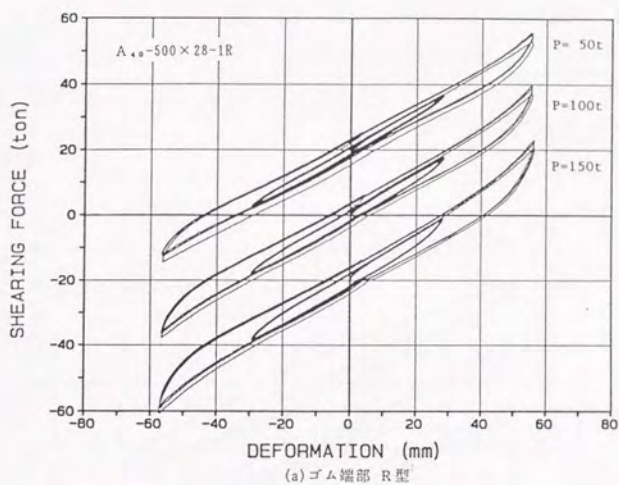


図2.8 単層供試体の圧縮せん断実験結果

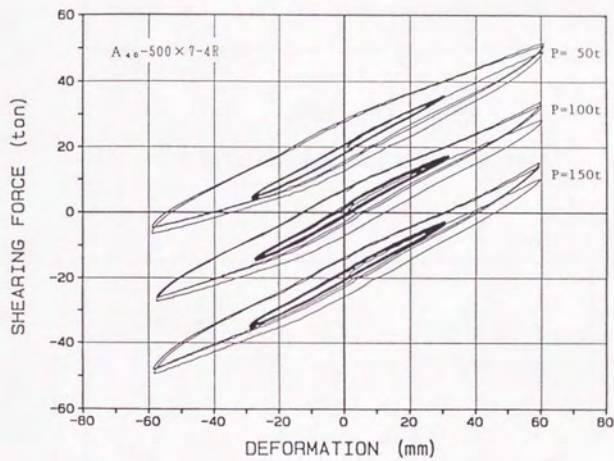


図2.9 多層供試体の圧縮せん断実験結果

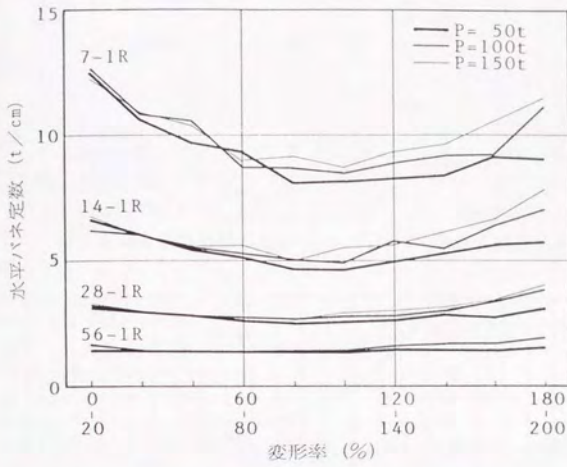


図2.10 単層供試体の水平バネ定数と変形率の関係

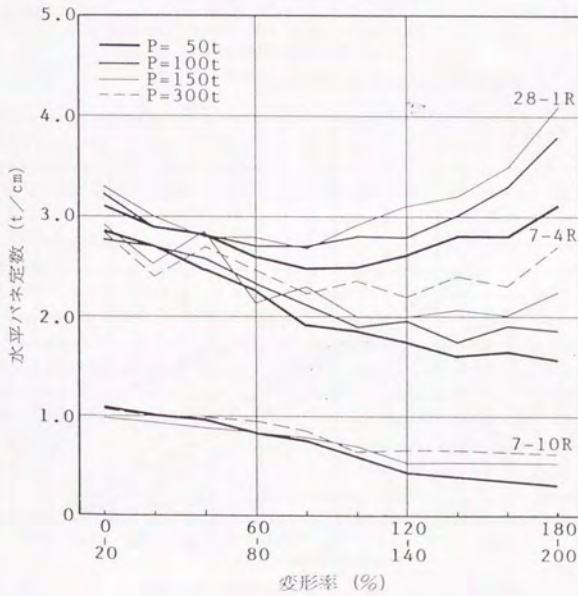


図2.11 水平バネ定数と変形率の関係

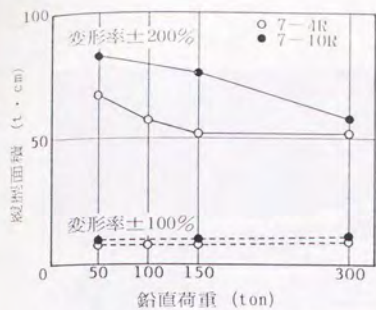


図2.12 鉛直荷重と履歴面積の関係

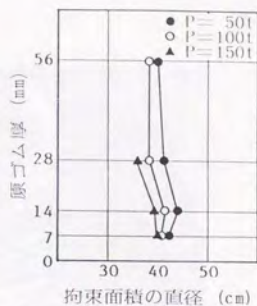


図2.13 原ゴム厚と拘束面積の直径の関係

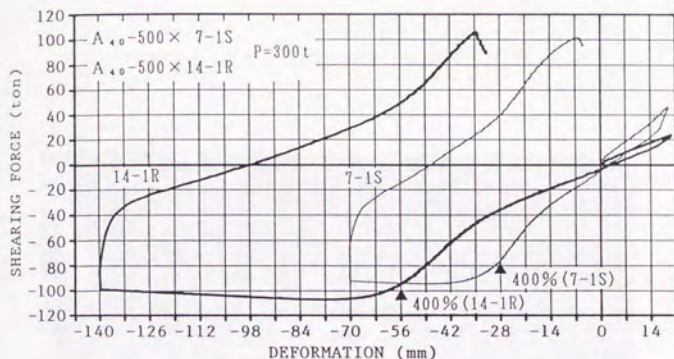


図2.14 単層供試体の圧縮せん断実験結果

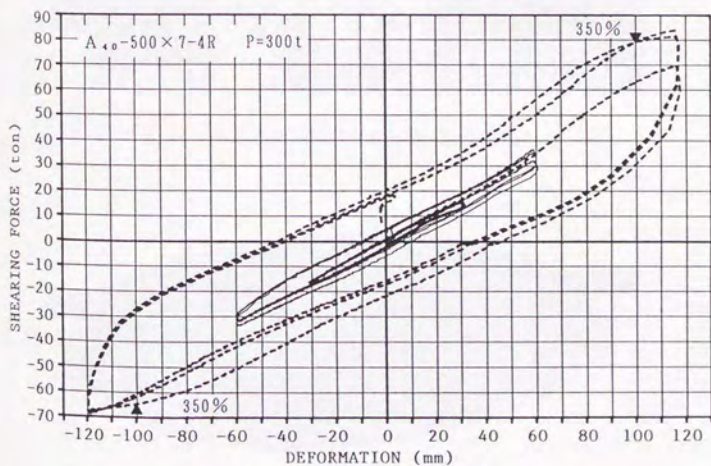


図2.15 多層供試体の圧縮せん断実験結果

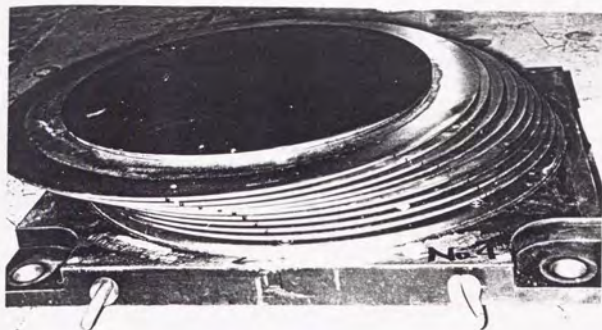


写真2.3 圧縮せん断実験終了後の供試体

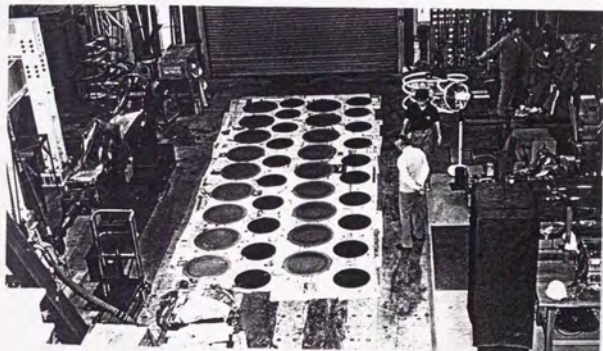


写真2.4 圧縮せん断実験終了後の調査状況



写真2.5 A_{40} -500×7-10R 変形率400%終了後
の変形した中間板 (ボンデ鋼板 $t=3.2\text{mm}$)

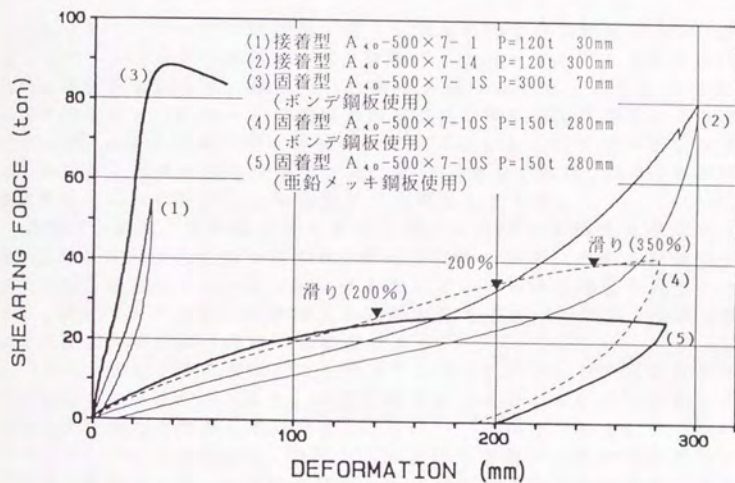


図2.16 圧縮せん断実験結果

参考文献

1. 森 邦夫他；“金属と加硫ゴムの固着に関する研究(第1報)”，日本ゴム協会誌，昭和61年8月
2. 森 邦夫他；“金属と加硫ゴムの固着に関する研究(第2，3報)”，日本ゴム協会誌，昭和61年9月

第3項 積層ゴムの有限要素解析

3.1 はじめに

免震構造とは、建築物を地盤から絶縁することで強震動による被害から構造体や建物の中の居住者、内容物等も保護することが可能となる構造システムのことである。建築物を地盤から絶縁するにはアイソレータが使われる。アイソレータに要求される主な性能は、下記の通りである。

1. 建物全重量を安定的に支持し得ること
2. 載荷能力を失わずに大変形に耐え得ること
3. 絶縁効果を高めるために、十分柔らかい水平剛性を有すること

このようなアイソレータの機能を実現する最も有効で経済的なシステムが、積層ゴムアイソレータの使用である。積層ゴムは薄いゴム層と鋼板を交互に積み重ね加硫接着により一体化された構造を持つものである (Fig.3.1 参照)。このような構造をもつ積層ゴムの鉛直方向剛性は、鋼板の拘束効果により非常に大きい。水平方向剛性は、鋼板の拘束がゴムのせん断変形に影響を及ぼさないのでゴム本来の小さな値をとることができる。実際、我々は水平剛性と鉛直剛性の比が1000倍以上の積層ゴムを開発している。

積層ゴムには、長期間に渡り建物全重量を支持する耐久性が求められるが、積層ゴムの耐久性については、橋梁用支承の長年にわたる経験や促進熱劣化試験の結果から、十分な耐久性を有しているものと確信を持つことができる。積層ゴムの水平、鉛直剛性や破断変位などについては、圧縮試験、圧縮せん断試験等により確認する事ができる。

しかし、積層ゴムの破断変位を予測する場合に関係の深い引張歪がどのように発生しているのか、また、大変形時にはどのような応力の釣合により鉛直荷重支持能力を発揮しているのか、等については未だ完全に明らかにされていない。これらの諸点は、積層ゴムの設計や積層ゴムの構造を理解する上で非常に重要である。具体的に積層ゴムに発生する歪量や耐荷機構を明確にするには、光弾性試験による実験的方法と有限要素法による解析的方法等が考えられるが、我々は汎用性の高い有限要素法を用い、積層ゴムの解析を実施している。

積層ゴムの有限要素解析は、W.Sekiら¹⁾により実施されている。しかし、彼らが論文の中で解析の対象としている積層ゴムの形状が、現実の積層ゴムとはかなり異なっている点、更に解析が低圧縮荷重で、小変形領域までしか実施されていない点などで設計の為の資料としては不十分であると思われる。そこで我々は現実の積層ゴムの忠実にモデル化し、高圧縮荷重、大変形領域までの解析を実施した。本項では、圧縮荷重解析では最大圧縮応力度100MPaまで、圧縮せん断解析ではせん断変形率380%までの解析を実施した結果につ

いて報告する。解析手法の妥当性については解析モデル作成に際して対象とした実物の積層ゴムの実験結果との対比により検証される。

積層ゴムの構造解析を実施するには、

1. 有限変形理論に基づく非線形特性のモデル化
2. Total-Lagrange 荷重増分法などによる大変形解析機能

等の諸機能が必要である。ここでは、これらの諸機能を有する汎用非線形構造解析プログラム MARC を基本に解析を行った。

3.2 ゴム材料のモデル化

本解析ではゴム材料の物質特性を、歪エネルギー関数を用いてモデル化する。単位体積当りの歪エネルギー密度関数 W は次式で表わせる。

$$W = W(I_1, I_2, I_3) \quad (3.1)$$

ここで、 I_1, I_2, I_3 は歪の不変量であり、主軸方向の伸長比 $\lambda_i (i=1 \sim 3)$ を用いて次のように表わせる。

$$\begin{aligned} I_1 &= \lambda_1^2 + \lambda_2^2 + \lambda_3^2 \\ I_2 &= \lambda_2^2 \lambda_3^2 + \lambda_3^2 \lambda_1^2 + \lambda_1^2 \lambda_2^2 \\ I_3 &= \lambda_1^2 \lambda_2^2 \lambda_3^2 \end{aligned} \quad (3.2)$$

主応力度 $\sigma_i (i=1 \sim 3)$ は、 $\sigma_i = \partial W / \partial \lambda_i$ として次式のように求められる。

$$\sigma_1 = 2\lambda_1 \left\{ \frac{\partial W}{\partial I_1} + (\lambda_2^2 + \lambda_3^2) \frac{\partial W}{\partial I_2} + \lambda_2^2 \lambda_3^2 \frac{\partial W}{\partial I_3} \right\} \quad (3.3)$$

$$\sigma_2 = 2\lambda_2 \left\{ \frac{\partial W}{\partial I_1} + (\lambda_1^2 + \lambda_3^2) \frac{\partial W}{\partial I_2} + \lambda_1^2 \lambda_3^2 \frac{\partial W}{\partial I_3} \right\} \quad (3.4)$$

$$\sigma_3 = 2\lambda_3 \left\{ \frac{\partial W}{\partial I_1} + (\lambda_1^2 + \lambda_2^2) \frac{\partial W}{\partial I_2} + \lambda_1^2 \lambda_2^2 \frac{\partial W}{\partial I_3} \right\} \quad (3.5)$$

以上より、応力度 σ_i と伸長比 λ_i の関係が求められるわけであるが、具体的には $\partial W / \partial I_i$ の関数値が必要である。 $\partial W / \partial I_i$ を求める一つの方法として、ゴム材料の2軸延伸試験がある。2軸伸長の変形状態では $\sigma_3 = 0$ とおける。ゆえに、(3.5) 式より $\sigma_3 = 0$ とおいて、 $\partial W / \partial I_3$ が次のように求められる。

$$\frac{\partial W}{\partial I_3} = -\frac{1}{\lambda_1^2 \lambda_2^2} \left\{ \frac{\partial W}{\partial I_1} + (\lambda_1^2 + \lambda_2^2) \frac{\partial W}{\partial I_2} \right\} \quad (3.6)$$

(3.6)式を(3.3), (3.4)式に代入し、ゴムの非圧縮性より $I_3 = 1$ 、即ち $\lambda_3 = 1/\lambda_1\lambda_2$ とすれば、

$$\sigma_1 = \frac{2}{\lambda_1} \left(\lambda_1^2 - \frac{1}{\lambda_1^2 \lambda_2^2} \right) \left(\frac{\partial W}{\partial I_1} + \lambda_2^2 \frac{\partial W}{\partial I_2} \right) \quad (3.7)$$

$$\sigma_2 = \frac{2}{\lambda_2} \left(\lambda_2^2 - \frac{1}{\lambda_1^2 \lambda_2^2} \right) \left(\frac{\partial W}{\partial I_1} + \lambda_1^2 \frac{\partial W}{\partial I_2} \right) \quad (3.8)$$

$$\text{ここで、} I_1 = \lambda_1^2 + \lambda_2^2 + \frac{1}{\lambda_1^2 \lambda_2^2} \quad (3.9)$$

$$I_2 = \frac{1}{\lambda_1^2} + \frac{1}{\lambda_2^2} + \lambda_1^2 \lambda_2^2 \quad (3.10)$$

となる。(3.7)(3.8)式を $\partial W / \partial I_i$ について解けば

$$\frac{\partial W}{\partial I_1} = \frac{1}{2(\lambda_1^2 - \lambda_2^2)} \left\{ \frac{\lambda_1^3 \sigma_1}{\lambda_1^2 - \lambda_1^{-2} \lambda_2^{-2}} - \frac{\lambda_2^3 \sigma_2}{\lambda_2^2 - \lambda_1^{-2} \lambda_2^{-2}} \right\} \quad (3.11)$$

$$\frac{\partial W}{\partial I_2} = \frac{1}{2(\lambda_2^2 - \lambda_1^2)} \left\{ \frac{\lambda_1 \sigma_1}{\lambda_1^2 - \lambda_1^{-2} \lambda_2^{-2}} - \frac{\lambda_2 \sigma_2}{\lambda_2^2 - \lambda_1^{-2} \lambda_2^{-2}} \right\} \quad (3.12)$$

を導くことができ、 $\partial W / \partial I_i$ を I_i の関数として求めることが出来る。

3.3 2軸延伸試験

試験片には積層ゴムに使用されているものと同一の加硫ゴムシート (78 × 78 × 1mm) を用いた。このゴムは天然ゴムを主原料とし、硬度40である。使用した試験装置では試験片の1辺を8個のグリップで固定し、2方向へ自由に延伸することが可能である。Fig.3.2に示すように試験は2軸方向の変形を拘束し、1軸方向のみを延伸した。よって本試験では $\lambda_2 = 1$ であり、(3.9), (3.10)式より $I_1 = I_2$ となる。延伸スピードは 300mm/min である。試験片は4体使用したが、試験より得られた代表的な応力度 - 歪度の関係を Fig.3.3 に示す。この実験値を(3.11), (3.12)式に代入して $\partial W / \partial I_i - I_i$ 関係を求めたものが Fig.3.4 である。本解析では、歪エネルギー関数 W として次の3次式を用いる²⁾。

$$W = C_{10}(I_1 - 3) + C_{01}(I_2 - 3) + C_{11}(I_1 - 3)(I_2 - 3) + C_{20}(I_1 - 3)^2 + C_{30}(I_1 - 3)^3 \quad (3.13)$$

(3.13)式を I_i で微分して、 $I_1 = I_2$ を考慮すれば、

$$\frac{\partial W}{\partial I_1} = 3C_{30}I_1^2 + (C_{11} + 2C_{20} - 18C_{30})I_1 + C_{10} - 3C_{11} - 6C_{20} + 27C_{30} \quad (3.14)$$

$$\frac{\partial W}{\partial I_2} = C_{11}I_1 + C_{01} - 3C_{11} \quad (3.15)$$

が得られ、これらより $\partial W/\partial I_i$ が不変量 I_i の2次式と1次式で表わされることがわかる。Fig.3.4には、 $\partial W/\partial I_i - I_i$ 関係を2次式と1次式で、大変形領域を対象として近似した曲線が描かれている。これらの近似式と(3.14)(3.15)式の係数比較により材料定数が以下のように求められる。

$$\begin{aligned} C_{10} &= 2.0601 \times 10^{-1} \text{ MPa} \\ C_{01} &= 1.8577 \times 10^{-3} \\ C_{11} &= 1.0092 \times 10^{-4} \\ C_{20} &= 4.1001 \times 10^{-3} \\ C_{30} &= 2.8070 \times 10^{-5} \end{aligned} \quad (3.16)$$

尚、微小変形理論によれば、弾性係数 E と(3.16)式の関係は $E = 6(C_{10} + C_{01})$ となる。よって $E = 1.24 \text{ MPa}$ 、せん断弾性係数 $G = E/3 = 0.41 \text{ MPa}$ と求められる。

3.4 材料定数の検証

(3.16)式の材料定数の妥当性を確認するために材料試験のシミュレーションを行った。解析モデルはFig.3.5に示すように8節点立体要素を用いて構成される。解析ではY方向変形を拘束した状態で、X方向に2mm刻みで強制変形を与えていった。Fig.3.3に実験結果と解析結果を示す。両者は良い一致を示しており、ここで求めた材料定数の妥当性が確認されたものとする。

3.5 解析方法

ゴムの歪エネルギー密度関数には、(3.13)式を用いる。なお、プログラム中では数値解析上の不安定を避けるために、修正不変量 I_1^*, I_2^* が導入され、歪エネルギー密度関数 W^* を³⁾

$$\begin{aligned} W^* &= C_{10}(I_1^* - 3) + C_{01}(I_2^* - 3) + C_{11}(I_1^* - 3)(I_2^* - 3) \\ &\quad + C_{20}(I_1^* - 3)^2 + C_{30}(I_1^* - 3)^3 \end{aligned} \quad (3.17)$$

$$\text{ここで、} I_1^* = \frac{I_1}{I_3^{1/3}}, \quad I_2^* = \frac{I_2}{I_3^{2/3}}$$

とし、一般化歪エネルギー関数 \bar{W}^* を次式で与える。

$$\bar{W}^* = W^* + pf(I_3), \quad f(1) = 0 \quad (3.18)$$

ここで、 p は静水圧、 $f(I_3)$ は体積変化の補正項(非圧縮性の条件)を表わす。MARCプログラムでは $f(I_3)$ の関数形として次式が用いられている。

$$f(I_3) = 3(I_3^{1/6} - 1) \quad (3.19)$$

MARCプログラム²⁾での非圧縮性材料はHerrmannの修正変分原理に基づいて定式化されており、非圧縮性の拘束条件はラグランジュの乗数によって導入される。増分ステップにおける収束計算アルゴリズムにはニュートンラプソン法を用い、ステップ毎に残差荷重が修正され、誤差の蓄積を防止している。

解析モデルは、ゴム直径500mm、ゴム全層厚98mmの実大アイソレータを対象とし、3次元モデルとして作成した。解析メッシュをFig.3.6に示す。メッシュは円周方向を16分割、半径方向を6分割して作成した。1つのゴム層(7mm厚×14層)は厚さ方向に2分割、上下取付用鋼板(34mm厚)は3分割している。中間板(3.2mm厚×13層)は厚さ方向には分割していない。全要素数は4136、全節点数は7120である。鋼板は弾性体とし、弾性係数205.8GPa、ポアソン比は0.3とした。ゴムの材料定数には(3.16)式を用いた。使用した要素は8節点立体要素である。

圧縮荷重解析では、最上面鋼板の中心節点に集中荷重を与え、荷重増分解析を行った。最上面鋼板の全節点と集中荷重点の節点とは鉛直(Z)方向の変位量が同一となるような拘束条件を与えている。X、Y方向の変位は拘束されている。増分圧縮荷重は0.5MPaである。圧縮せん断載荷解析では一定の圧縮荷重(10MPa)を保持した状態で、最上面全節点のY方向の変形は拘束したまま、X方向に同量の強制変形を与えた。増分変位は5mmとした。いずれの解析でも最下面の全節点は全方向とも拘束している。圧縮解析は最大100MPa(計200ステップ)まで、圧縮せん断解析では最大変形375mm(計75ステップ)まで実施した。計算には福岡大学電子計算センター所有のFACOM-M780/10Sを用いた。1ステップの解析に要するCPU Timeは約9分である。

3.6 解析結果と考察

a) 荷重-変形関係について

Fig.3.7に圧縮荷重による圧縮荷重と鉛直変位の関係を示す。実験は最大100MPaまでの圧縮荷重を行ったときのものである。Fig.3.8に圧縮せん断載荷による水平荷重と水平変位の関係を示す。図中の実験値は圧縮荷重6MPaでの破断試験時のものである。実験による破断変位は370mmであった。Fig.3.9に鉛直バネ定数と鉛直荷重の関係を示す。同図より、圧縮荷重60MPa程度までは実験値と解析値はよい対応を示している。荷重75MPa以上からは、解析による剛性は徐々に増加するのに対し実験による剛性は減少する傾向にある。

Fig.3.10は、Fig.3.8の復元力特性をもとに水平変位20mm間隔で水平剛性を算出したものである。同図より、中変形領域まではほぼ実験値と解析はよい対応を示しているが、250mmをこえるあたりからハードニング現象の発現に差がみられる。しかし、解析と実験は十分な精度で一致していると考えられる。Fig.3.11は圧縮せん断載荷時の鉛直方向の沈み込み量を示したものである。圧縮力と水平力が同時に作用する棒状弾性体の鉛直沈み込み量 Δh は、次式によ

り求められる。⁴⁾

$$\Delta h = \int_0^h \left\{ u'(x)\psi(x) - \frac{1}{2}\psi(x)^2 \right\} dx \quad (3.20)$$

ここで、
 $u(x)$: 水平変位
 $\psi(x)$: たわみ角
 h : 高さ

(3.20) 式を微小変形を仮定して、積層ゴムに適用すれば、

$$\Delta h = \left(\frac{F}{P} \right)^2 \frac{h}{2\alpha\beta} \left\{ \alpha\beta - 2S - \frac{2(1-C)^2}{S} + \left(1 - \frac{\beta}{2} \right) \left[\frac{2\alpha(1-C)}{S^2} + SC + \frac{(1-C)^2(C+2)}{S} \right] \right\} \quad (3.21)$$

$$\text{ここで、} \alpha = \sqrt{\frac{Ph^2}{\beta E_b I}}, \quad \beta = \frac{1}{1 + P/GA}$$

$$S = \sin \alpha, \quad C = \cos \alpha, \quad E_b = 3G \left(1 + \frac{2}{3} S_1^2 \right)$$

P : 鉛直荷重

F : 水平力

G : せん断弾性係数

A : 断面積

I : 断面二次モーメント

S_1 : 1次形状係数

D : 直径

t_R : ゴム1層厚

となる。同図には、(3.21) 式による結果も示されている。小変形領域では(3.21) 式による計算値とFEM解析による沈下量はほぼ一致しているが、変形が大きくなるに従い、差が大きくなり、FEM解析結果の方が小さな値となる。実験値は、FEM解析の結果に比べ2倍以上の大きな値となっている。これは、鉛直沈み込み量が1mm程度と非常に小さい範囲であるため、実験計測時の誤差の影響が大きかったものと考えられる。

b) 反力分布について

Fig.3.12, 3.14は、圧縮載荷5, 10, 15, 25MPaとせん断変形100, 200, 300, 375mm時のZ方向反力分布である。Fig.3.13は圧縮5, 15, 25, 35, 50, 75, 100MPa 載荷時のX軸上節点の反力を示す。同様にFig.3.15は圧縮せん断0, 100, 200, 300, 375mm変形時のX軸上の反力分布である。圧縮載荷時の反力分布は同心円上の分布を示している。圧縮荷重が大きくなるに従い、中心部よりも外周部に近い部分の反力が大きくなる。圧縮せん断時は加力方向の節点に反力が集中しており、反対側節点の引張反力は変形375mmの場合で、最大10.8kN程度である。

c) 応力度と歪度分布について

本解析より得られる応力度と歪度は、セカンドピオラーキルヒホッフ応力とグリーン歪である。ここではこれらの応力と歪を次式により工学応力と工学歪に変換している。³⁾

$$\sigma_i = \sqrt{1+2E_i} S_i, \quad \varepsilon_i = \sqrt{1+2E_i} - 1 \quad (3.22)$$

ここで、 σ_i :工学主応力度, ε_i :工学主歪度,
 E_i :グリーン主歪度, S_i :キルヒホッフ主応力度

本論では、 $\sigma_1 > \sigma_2 > \sigma_3$ の順序で、最大、中間、最小主応力度と呼ぶ。主歪度に関しても同様である。

Photo3.1~4は圧縮載荷5, 10, 15, 25MPaの場合のX-Z断面上の最大、最小の主歪度と主応力度の分布である。同様に、Photo3.5~8は圧縮せん断載荷100, 200, 300, 375mmの場合である。中間主歪度の大きさは、他の主歪度に比べ約1/10以下である。中間主応力度は最大主応力度とほぼ同じレベルであり、分布形も似ている。主歪度は、圧縮載荷の場合ゴムの端部において最大値を示し、中心部はほど小さいが、圧縮せん断載荷の場合ゴム層の周辺部と中央部での歪度の差はあまりなく、一様な歪分布となる。圧縮載荷の場合の主応力度の分布は、中央部よりも周辺部のほうが大きくなる。この傾向は圧縮荷重が大きくなるに従い顕著となる。圧縮せん断載荷の場合には、主応力度はPhoto3.8に示す点ABを結ぶ線上に集中し、特にA, B部近傍では応力集中が起こっている。Fig.3.16は圧縮載荷5, 15, 25, 35, 50, 75, 100MPa時のX軸上の最大、最小主歪度と最小主応力度のゴム層(下から8層目)での平均的な分布を示している。圧縮荷重が大きくなるに従い、主歪度はゴムの端部ほど大きく増加している。荷重100MPa載荷時にはゴム周辺に約350%の引張歪が生じている。Fig.3.17は、Fig.3.16と同様に圧縮せん断0, 100, 200, 300, 375mm時の主歪度と主応力度のゴム層(下から8層目と14層目)における平均的な分布を示したものである。この場合、ゴム層中央面の主歪度の分布はほぼ一様となり、せん断変形375mmで約300%の引張歪が生じている。

Fig.3.18に最大主歪度と最小主歪度の絶対値の最大値を示す。最大主歪度は圧縮荷重、せん断変形の増加に伴い直線的に増加しており、せん断変形375mmにおいて引張主歪度が最上下層のゴム層端部において500%に達している。Fig.3.19は(3.23)式のvon Misesの降伏条件式により求めた鋼板の応力度 $\bar{\sigma}$ の最大値である。

$$\bar{\sigma} = \sqrt{\frac{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2}{2}} \geq \sigma_y \quad (3.23)$$

ここで、 σ_y は鋼板の降伏応力度を示す。同図より、Misesの応力度は圧縮荷重、せん断変形の増大に従って比例的に大きくなっていることが判る。中間板が普通鋼材で製作されていたとすれば、圧縮荷重50MPa、もしくはせん断変形200mm以上において鋼板の一部に降伏が起こると考えられる。

3.7 結論

本項ではまず積層ゴムに使われているゴム材料のモデル化を行い、有限要素解析を行う上で有効な材料定数を決定した。この材料定数を用いて積層ゴムの有限要素解析を行った結果、以下の知見が得られた。

1. 解析より得られた荷重-変形関係を実験値と比較したところ、解析値と実験結果は良い対応がみられ、解析手法の妥当性が確認された。
2. 圧縮載荷時の反力分布は同心円状となり、圧縮荷重が大きくなるに従い、最大圧縮反力は中心部ではなく、周辺部に近いところに発生した。圧縮せん断載荷の場合は、水平加力方向に圧縮反力が集中し、せん断変形が大きくなるに従い引張反力の領域が大きくなる。しかし、引張反力の最大値は約 $10.8kN$ でしかない。
3. 積層ゴムの応力-歪分布において、圧縮載荷では、歪はゴム層端部ほど大きく、中心部では歪がほとんど発生しない。圧縮せん断載荷ではゴム層の歪はゴム層中央面全域でほぼ同一の値をとるようになる。
4. 最大歪度は、圧縮荷重、せん断変形量の増大にほぼ比例して大きくなる。圧縮荷重 $100MPa$ での最大歪度は約 350%、せん断変形 $375mm$ での最大歪度は 500% となる。
5. 中間板の最大応力度は、圧縮荷重 $50MPa$ 、またはせん断変形 $200mm$ を越えたあたりから、普通鋼材の降伏応力度に達するため、部分的に降伏が始まっていると考えられる。本解析では中間板は弾性体として解析してきたが、今後この範囲を越えた部分での解析を行う際には、鋼板を弾塑性材料としてモデル化すべきである。

以上、一連の FEM 解析結果の考察から、積層ゴムの荷重支持能力はゴム中央部が 3 軸圧縮応力状態を形成することによって発揮され、これが圧縮せん断変形時には、Fig.3.20 に示すようにほぼ上下面の重複部分において大部分の圧縮荷重が受け持たれるようになる。このため荷重支持部分はせん断変形が大きくなるに従い高応力度となるが、ゴム層の体積変化が小さいためせん断変形に伴う鉛直沈み込み量も殆ど大きくならない。この様な積層ゴムの耐荷機構により、大変形時にも安定したローラーとしての機能を果たすことが可能となるのである。

参考文献

1. W.Seki, Y.Fukahori et al; "A Large-deformation Finite-element Analysis for Multi-layer Elastomeric Bearings", Rubber Chemistry and Technology, American Chemical Society, Vol.60, 1987
2. "MARC ユーザーマニュアル Rev.K3", 1988

3. Joop C.Nagtegaal ; "The Finite Element Analysis of Large Incompressible Deformation",MARC 有限要素セミナー, 1982年1月
4. Chan Ghee Koh, J.M.Kelly ; "Effects of Axial Load on Elastomeric Isolation Bearings", UCB/EERC-86/12, Nov. 1987

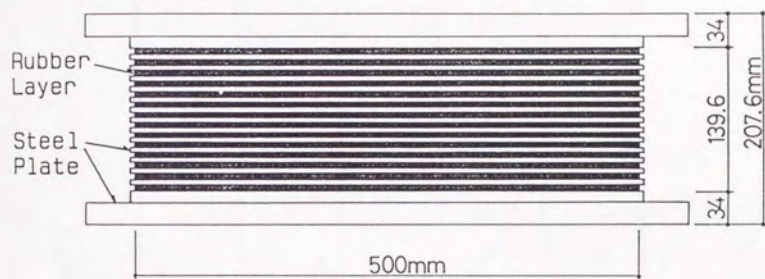


Fig. 3.1 Laminated rubber bearing

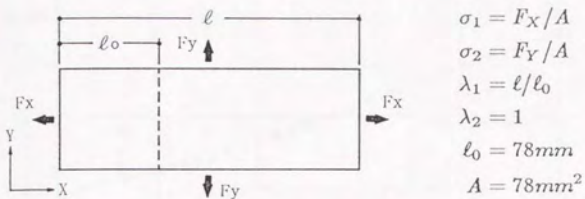


Fig. 3.2 Biaxial elongation test

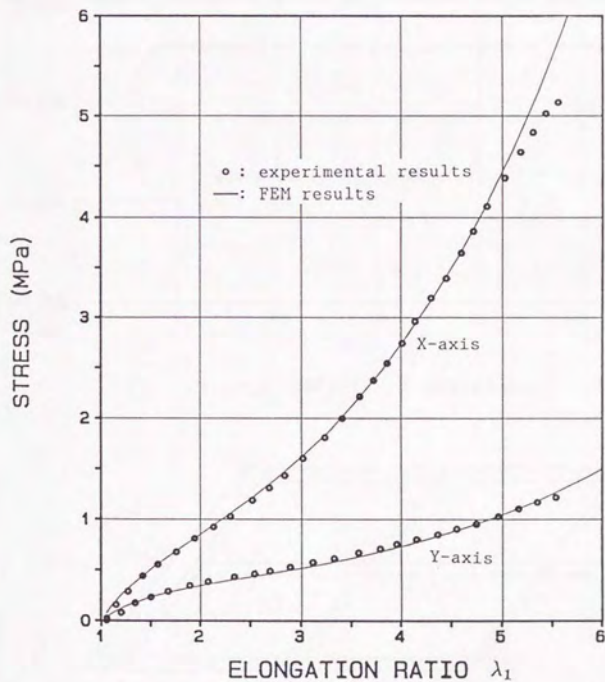


Fig. 3.3 Results of biaxial elongation test

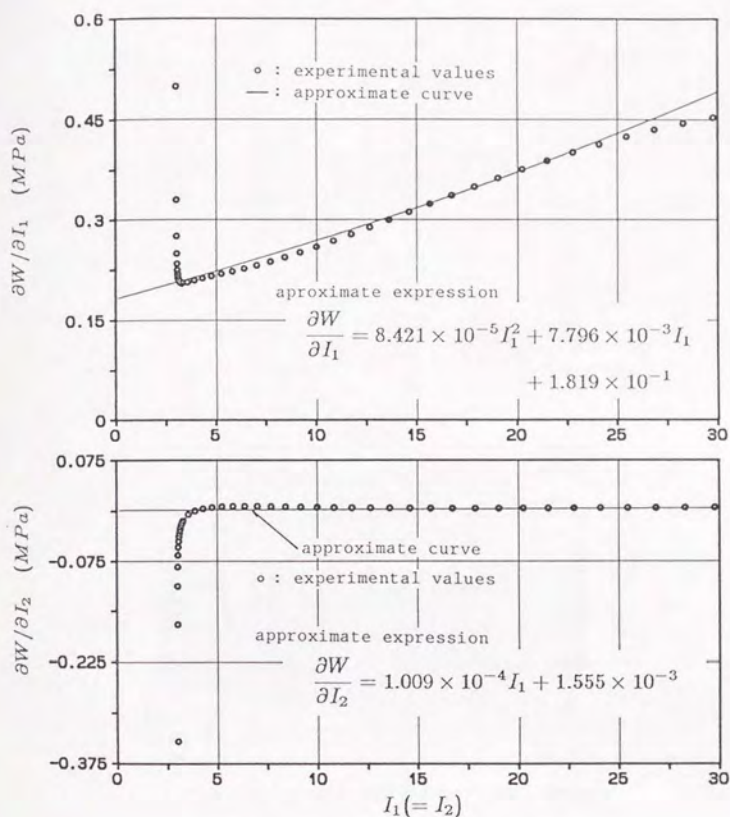


Fig. 3.4 $\partial W/\partial I_i - I_i$ relationship

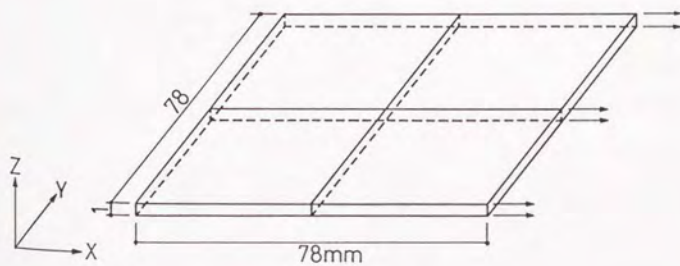


Fig. 3.5 Analytical model

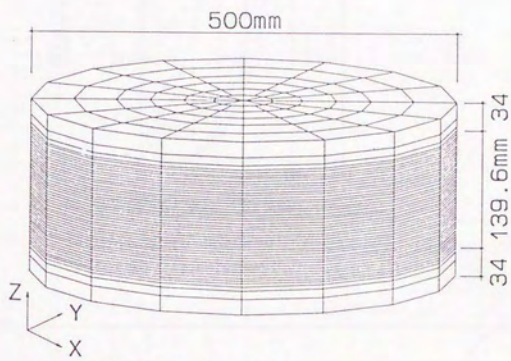


Fig. 3.6 Analytical model for rubber bearing

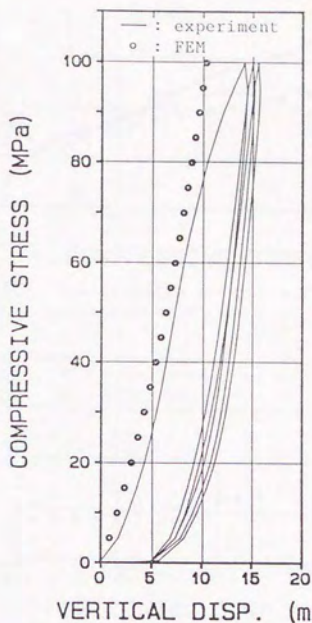


Fig.3.7 Relationship between compressive stress and vertical displacement

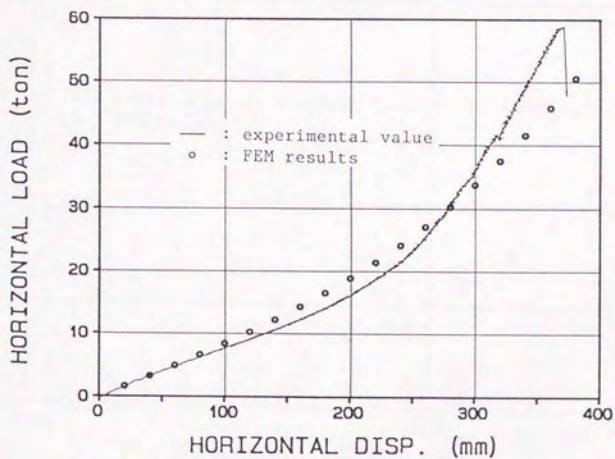


Fig.3.8 Relationship between horizontal load and horizontal displacement

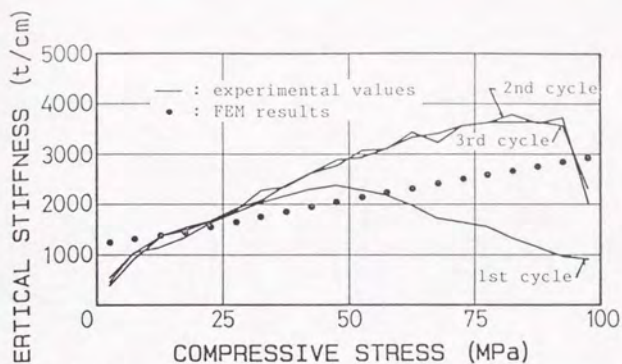


Fig. 3.9 Relationship between vertical stiffness and compressive stress

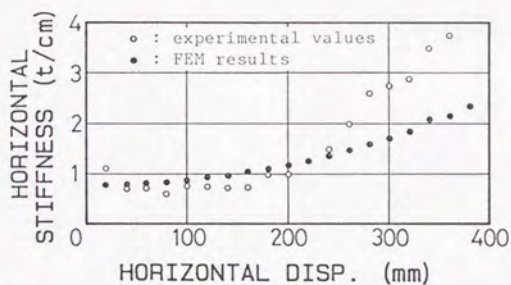


Fig. 3.10 Relationship between horizontal stiffness and horizontal deformation

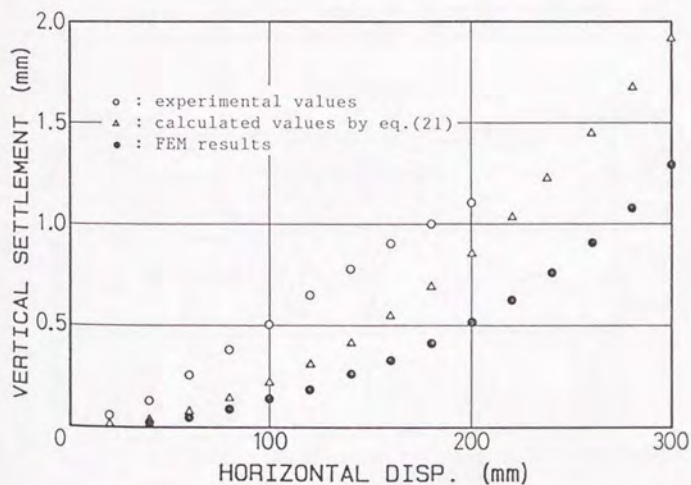


Fig. 3.11 Relationship between vertical settlement and horizontal deformation

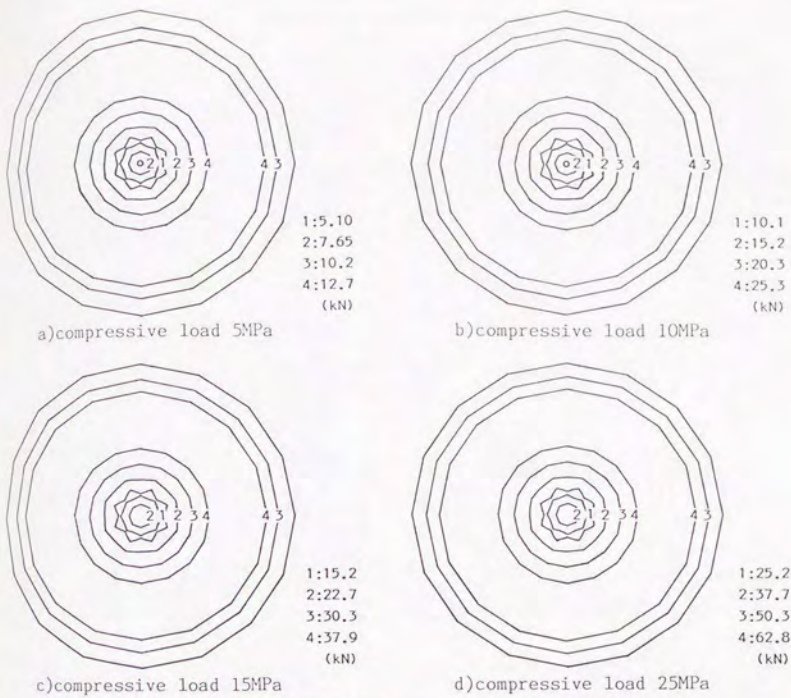


Fig. 3.12 Vertical reaction force distribution during compressive loading

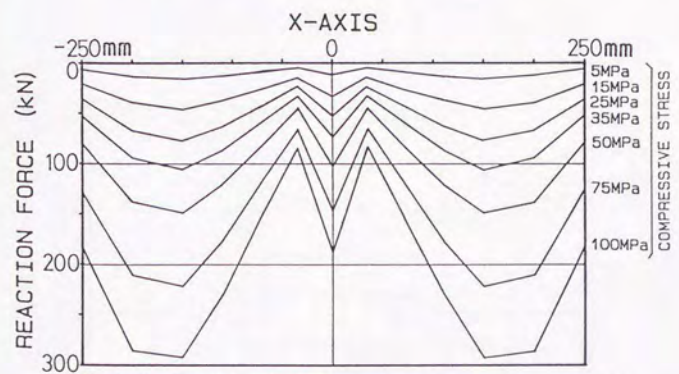


Fig. 3.13 Reaction force in the node on the axis of X during compressive loading

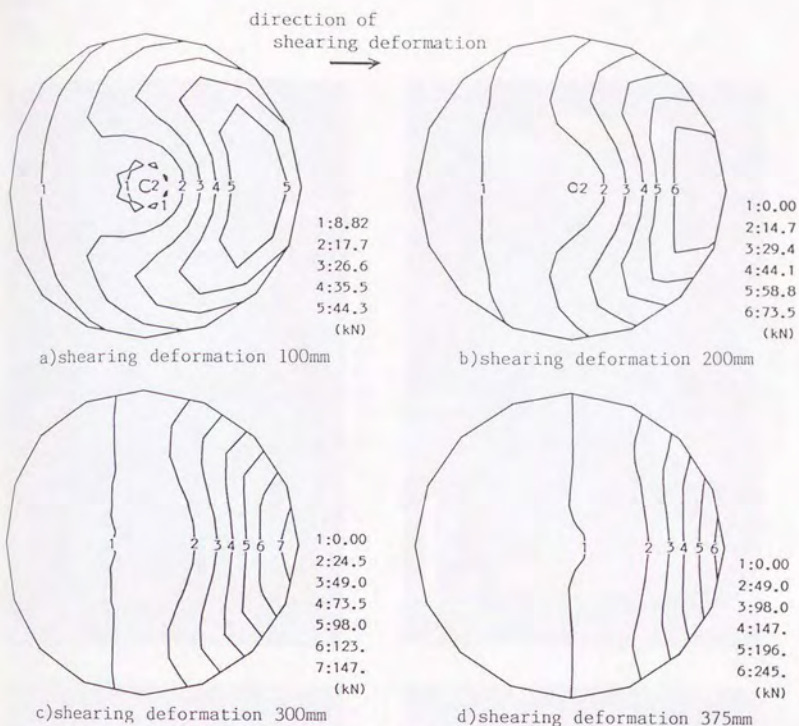


Fig. 3.14 Vertical reaction force distribution during compressive shearing loading

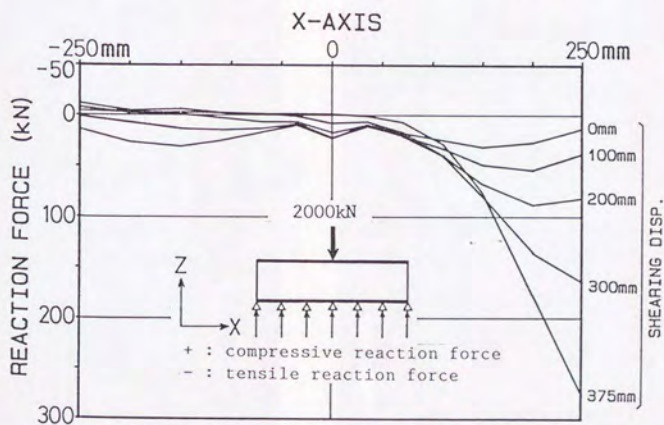


Fig. 3.15 Reaction force in the node on the axis of X during compressive shearing loading

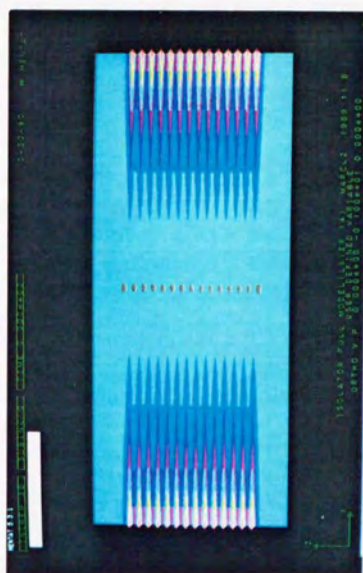
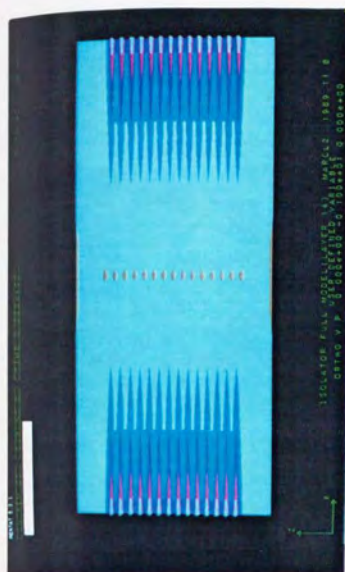
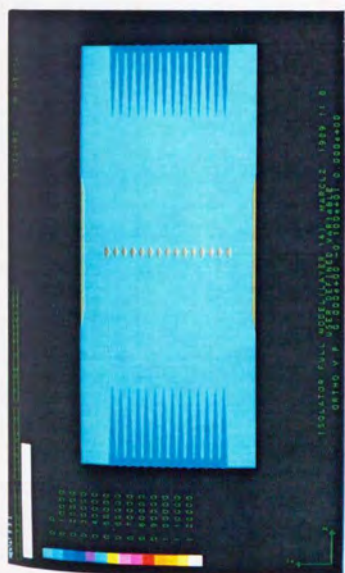


Photo 3.1 圧縮荷重時の最大主歪度

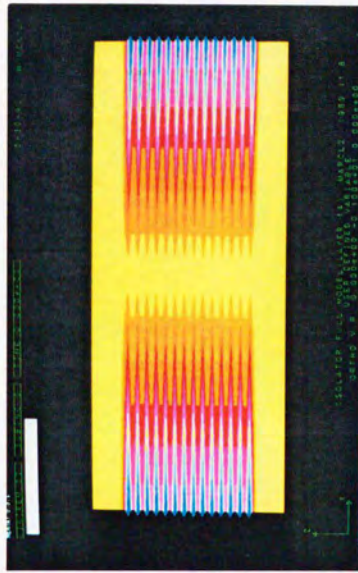
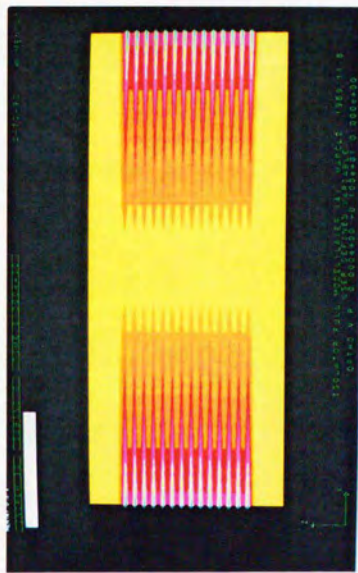
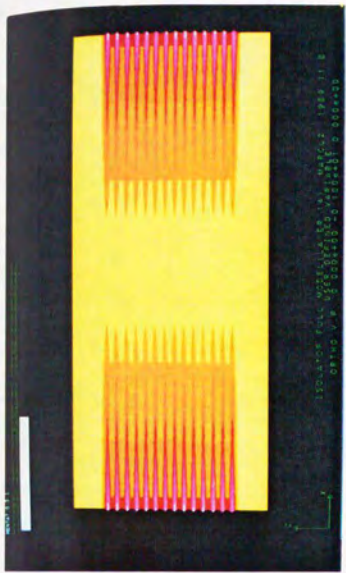
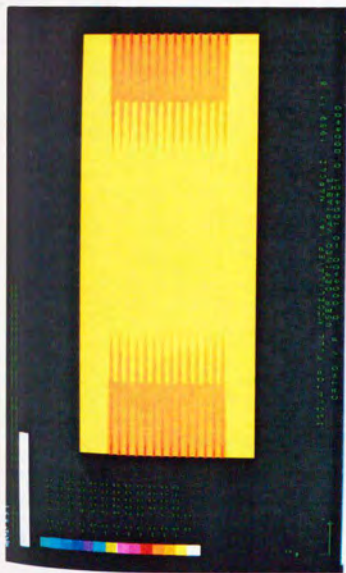
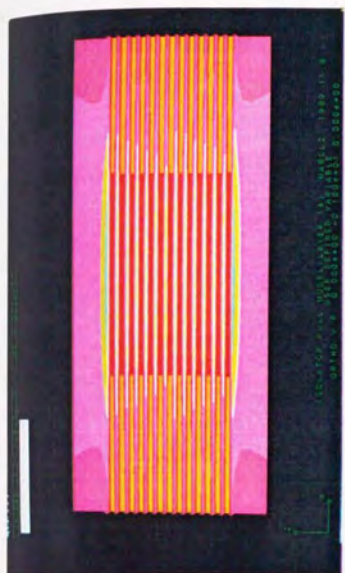


Photo 3.2 圧縮荷重時の最小主歪度



(a) 圧縮荷重100ton



(b) 圧縮荷重200ton



(c) 圧縮荷重300ton



(d) 圧縮荷重500ton

Photo 3.3 圧縮載荷時の最大主応力度 (kg/mm^2)

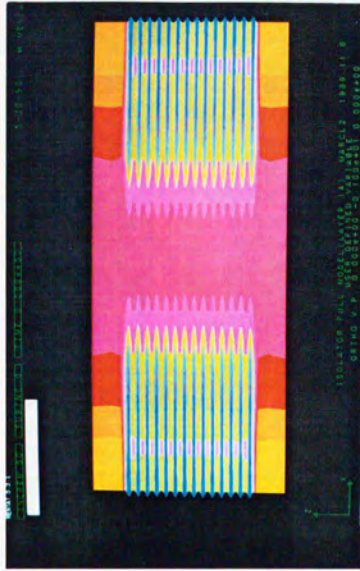
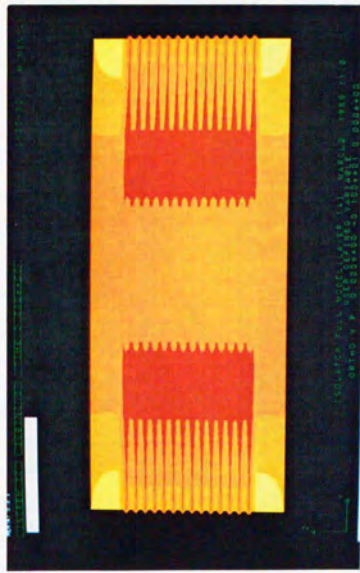
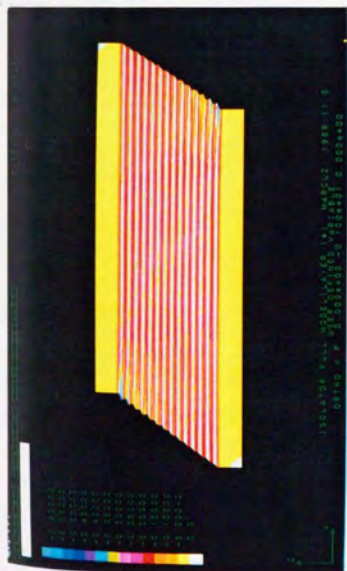
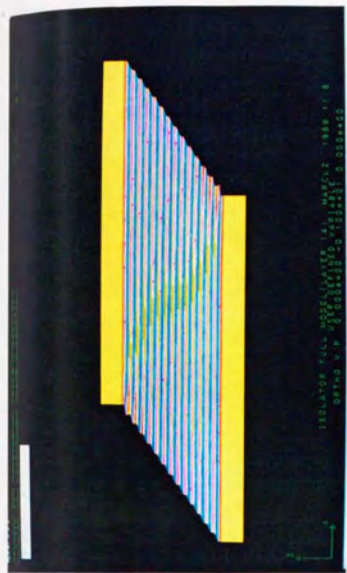


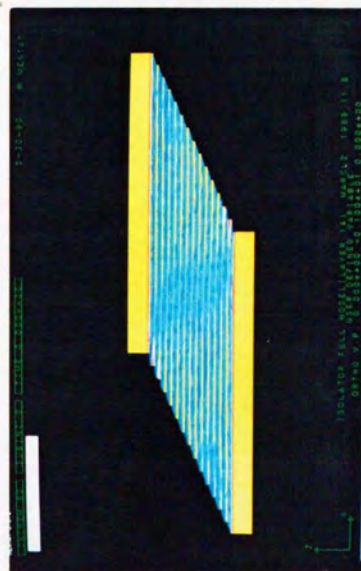
Photo 3.4 圧縮載荷時の最小主応力度 (kg/mm^2)



(a)せん断変形100mm



(b)せん断変形200mm



(c)せん断変形300mm



(d)せん断変形375mm

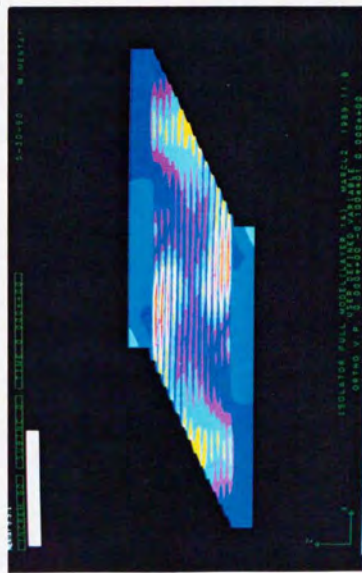
Photo 3.6 圧縮せん断載荷時の最小主歪度



(a)せん断変形100mm



(b)せん断変形200mm



(c)せん断変形300mm



(d)せん断変形375mm

Photo 3.7 圧縮せん断載荷時の最大主応力度 (kg/mm^2)

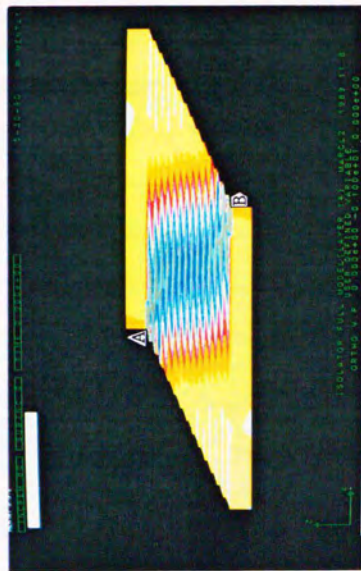
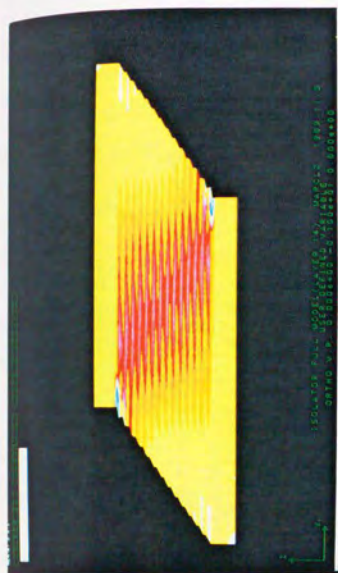


Photo 3.8 圧縮せん断荷時の最小主応力度 (kg/mm^2)

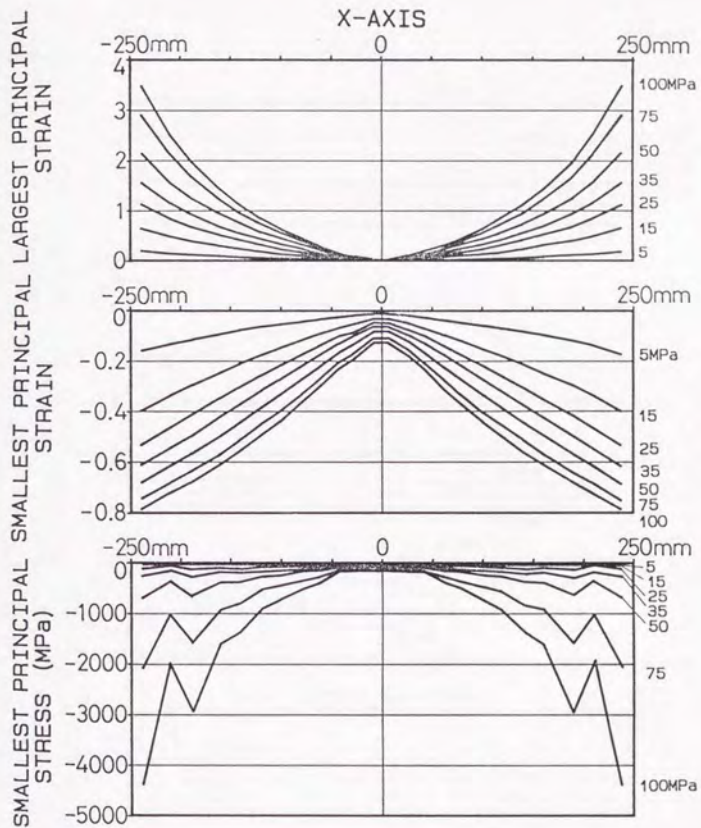


Fig. 3.16 Average distribution of the largest and smallest principal strains and the smallest principal stress in the 8th rubber layer during compressive loading

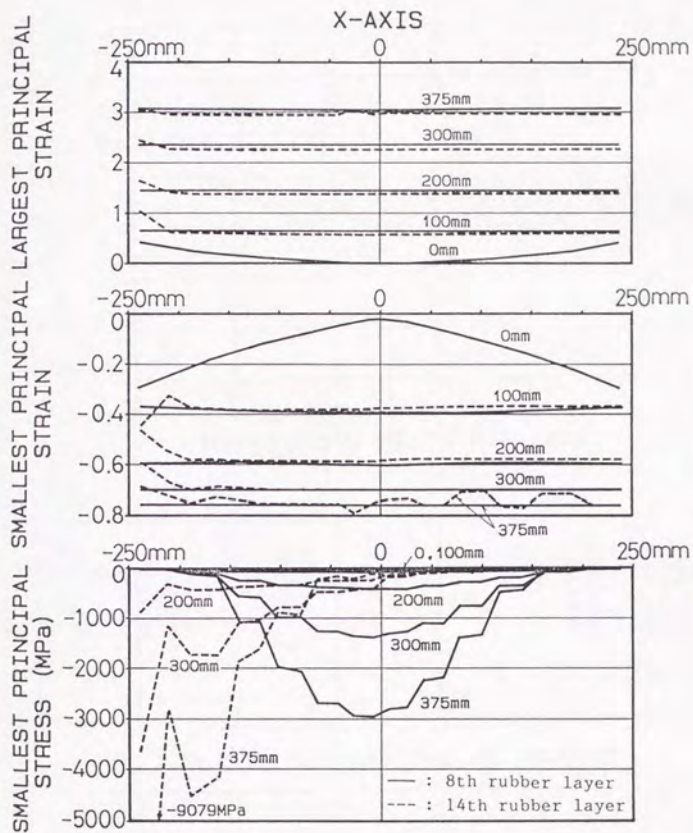


Fig. 3.17 Average distribution of the largest and smallest principal strains and the smallest principal stress in the 8th and 14th rubber layers during compressive shearing loading

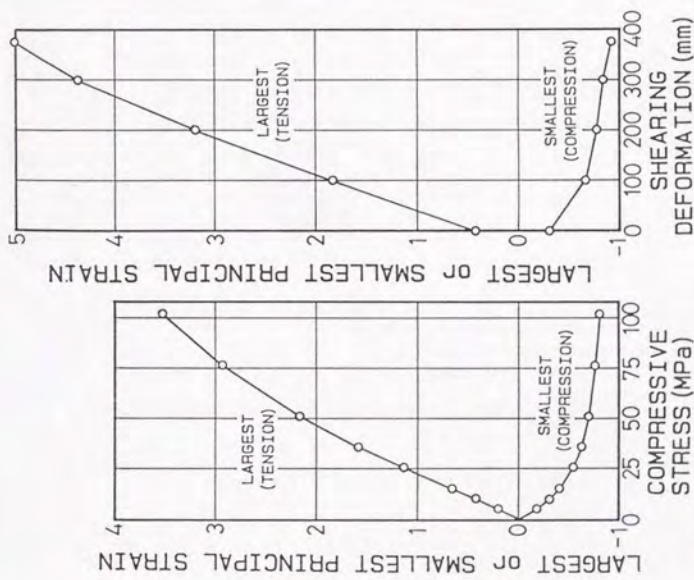


Fig. 3.18 Maximum absolute values of the largest principal strain and the smallest principal strain
 a) compressive loading. b) compressive shearing loading

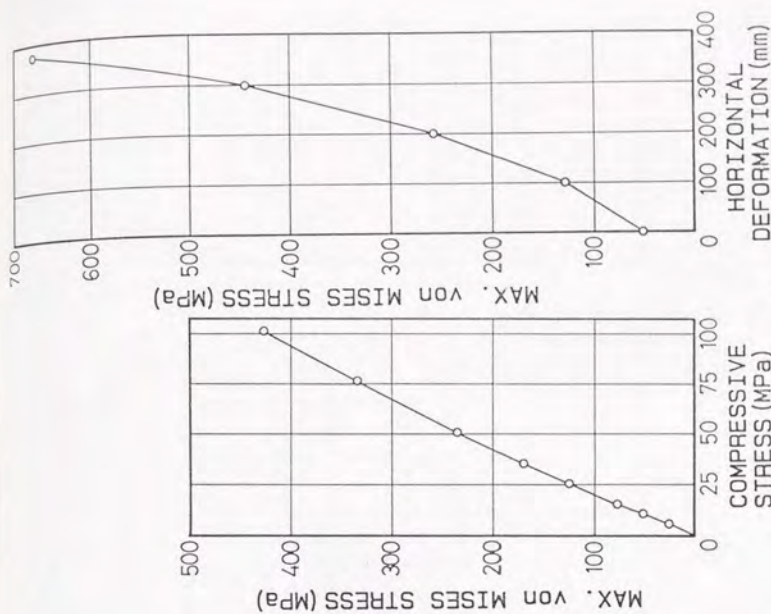


Fig. 3.19 Maximum values of von Mises stress by formula (23)
 a) compressive loading. b) compressive shearing loading

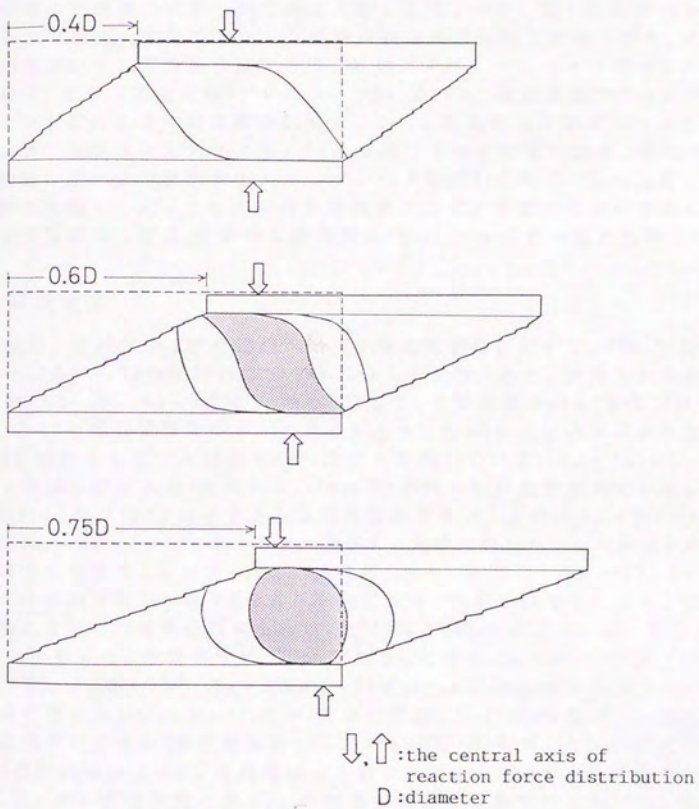


Fig. 3.20 Supporting area of vertical load

第4項 積層ゴムのクリープ試験

4.1 はじめに

免震構造の重要な構造要素である積層ゴムアイソレータは、これまでの実大実験(圧縮・圧縮せん断実験等)によって、その基本性能が把握され、実際の建物に利用されてきている。しかし、積層ゴムの耐久性に関する厳密なクリープ性状等の把握は未だ不十分であると思われる。一方、高分子化学の分野で行われているゴム素材のクリープ試験は殆どが引張応力状態であり、その試験期間はせいぜい千時間程度である。積層ゴムアイソレータに関するクリープ実験は、化学反応速度論(アレニウス式)に基づき、高温状態で行われたものもあるが、これらは一定温度を保持し、かつ、圧縮応力を載荷しなければならぬ為、試験体に実大アイソレータを用いる事が困難である。そこで我々は、現実に近い使用状態で実大アイソレータを用いた約2年間の長期クリープ試験を実施し、又、この試験が履歴性状に及ぼす影響を把握する為、クリープ試験前後に圧縮、圧縮せん断実験を行い、バネ定数の変化も調査した。

4.2 試験方法

試験は、福岡大学工学部建築学科第2構造実験室において、1987年10月27日17時12分から1989年10月30日9時12分まで実施された。使用した供試体は $A_{40}-445 \times 4-25$ 、 $A_{40}-500 \times 7-14$ の2種類で、その概要を図4.1および表4.1に示す。表4.2には各試験体のゴムの基本配合を、表4.3にはゴムの基本物性を示す。両試験体ともにゴム材料には天然ゴムを用いている。 $A_{40}-445 \times 4-25$ 試験体の方は保護ゴム層(合成ゴム、5mm厚)が既に一体成形されている。試験は、写真4.1及び図4.2に示すような加力装置を用い、上段に $A_{40}-445 \times 4-25$ 、下段に $A_{40}-500 \times 7-14$ を各1体ずつ設置し、同時に負荷をかけない各々の供試体を隣接して設置し、合計4体の計測を行なった。ただし、 $A_{40}-445 \times 4-25$ の無負荷の試験体は1988年9月2日から設置され、計測を開始している。圧縮力の載荷には一定荷重を保持する為の油圧回路と300ton油圧ジャッキ(大阪ジャッキ製)を使用した。設定荷重は225tonである。これは $A_{40}-445 \times 4-25$ では、圧縮応力度 $\sigma_c = 150 \text{ kg/cm}^2$ 、 $A_{40}-500 \times 7-14$ では $\sigma_c = 110 \text{ kg/cm}^2$ に相当する。圧縮荷重の計測には500tonロードセル(東京測器製、CLP-500B)を用い、鉛直変位量は高感度型変位計(東京測器製、CDP-25、CDP-50)を用いて、各供試体それぞれ4点計測を行なった。各供試体ゴム層の表面から深さ約1cmの位置での温度(以下、ゴム表面温度と称す)、外気温の測定には熱電対を用いた。更に湿度を算出するために湿球温度の計測も熱電対を用いて行った。又、加力装置の各柱4本に2軸ゲージを貼り、それぞれの柱にかかる軸歪の平均を計測し、更にその中の1本の柱の周りに1軸ゲージ36枚を貼り、柱の各部分の軸歪を計測した。各柱の2軸ゲージからの出力は、4アクティブゲージ法を応用し、温度の影響を受けない軸歪成分のみが出力される仕組みとした。これにより

感度は、ポアソン比を ν として、 $2(1+\nu)$ 倍となる。記録は静歪計(東京測器製、TDS-301)を用いてクリープ試験開始から2時間までは2分毎に、2時間～500時間迄は30分毎に、それ以降は1時間毎に計測を行ない、マイクロディスクレコーダ(RM-351)を用いて3.5インチ・フロッピーディスクに収録した。試験が長期に及ぶ為、計測器自体のドリフトを計測する目的で、固定抵抗(KOR,120 Ω)を使って抵抗値の変化も計測した。計測点数は合計69chである。尚、2年間の試験期間中停電等によるデータの欠測が合計300時間ほどあるが、データの処理に際しては、この期間は無視している。

4.3 試験結果と考察

図4.3にクリープ試験2年間の鉛直荷重の変動を示す。鉛直荷重の最小値は217.5t、最大値は232.0tであり、設定値225tに対して0.97～1.03の範囲である。図4.4は各柱の2軸ゲージからの測定歪に柱の断面積(119.8cm²)とヤング率(2100t/cm²)を乗じて求めた圧縮力とロードセルにより計測された圧縮力との比率を示している。両者の比は試験期間にわたって約0.95～1.05の範囲にある。図4.55は外気温、図4.6は負荷ありA₄₀-500×7-14試験体のゴム表面温度である。外気温とゴム表面温度の関係はほぼ一致しているが、外気温のほうが風や日射等の影響を受け小刻みな変化が著しい。ここには掲載していないが、ゴム表面温度の変化は試験体の違いや負荷の有無に関わらず全く同一である。図4.7と4.8は負荷あり試験体の鉛直変位量各4点の平均値(見かけのクリープ量)である。同様に、図4.9には負荷無しA₄₀-500×7-14試験体の鉛直変位量の平均値を示す。鉛直変位量の変動は載荷の有無に関わらず外気温の変動とほぼ対応している。これは温度の変化に伴ってゴムが膨張収縮を繰り返している為と考えられる。なお、図4.7～4.9に示しているように本項での鉛直変位量は、正側が変形量が大きくなる、即ち積層ゴムの高さが小さくなる方向を示している。従って、同図から気温が下降すれば積層ゴムが収縮し、上昇すれば膨張している事が負荷の有無にかかわらず認められる。外気温3.3～32.5°Cの変動に伴って、A₄₀-445×4-25の見かけのクリープ量は-0.4～1.0mm、A₄₀-500×7-14は-0.2～1.1mmの範囲で変動している。この見かけのクリープ量から実質的なクリープ量を推定する為に、荷重と温度に対する補正を行った。まず、鉛直荷重は±3%と僅かな範囲ではあるが変動が見られる為、圧縮実験より得られた各供試体の荷重200～240t間での平均鉛直バネ定数(A₄₀-445×4-25:1303.34t/cm、A₄₀-500×7-14:1194.12t/cm)に設定値(225t)からの荷重変動を乗じて補正值を求め、荷重補正を行った。荷重補正後の見かけのクリープ量を図4.10と4.11に示す。この荷重補正を行った見かけのクリープ量とゴム表面温度の履歴を描いたものが図4.12である。図4.13には無負荷の試験体のゴム表面温度と鉛直変位量の履歴を示す。負荷無し試験体では気温の変動に伴い膨張・収縮を均等に繰り返している。これらの履歴曲線の勾配(°C/mm)に全ゴム厚(mm)を乗じたものの逆数は体積膨張率 α を表わすと考えられる。図中にはこの α が記入されているが、 $\alpha = 3.06 \sim 7.56 \times 10^{-4}/^{\circ}\text{C}$

程度である。これは鉄の $0.33 \times 10^{-4} / ^\circ C$ に比べ、約 10 ~ 20 倍である。図 4.12 より、荷重補正を行った見かけのクリープ量と表面温度とはほぼ比例関係にあるが、気温の変化に伴ってその勾配に変化が見られる。そこで、表 4.4 に示す様に温度上昇期間と下降期間の 5 つ (I ~ V) の期間に分割し、それぞれの期間において履歴勾配 (D_e) を求めた。 D_e の一覧を表 4.4 に示す。これらの勾配を用いて (4.1) 式により算出した真のクリープ量を図 4.14 に示す。

$$Y = Y' - (T' - T_0) D_e \quad (4.24)$$

- ここで、 Y : クリープ量 (mm)
 Y' : 見かけのクリープ量 (mm)
 T' : ゴム表面温度 ($^\circ C$)
 T_0 : ゴム表面温度初期値 ($20^\circ C$)
 D_e : 荷重補正を行った見かけのクリープ量と
 ゴム表面温度の関係から求めた勾配 ($^\circ C/mm$)

図 4.14(a) は高分子の分野でクリープを論じるときに多用される片対数表示、(b) は時間軸を Linear 表示したものである。試験期間 2 年間で、 $A_{40} - 445 \times 4 - 25$ のクリープ量は $0.35mm$ 程度、 $A_{40} - 500 \times 7 - 14$ では $0.55mm$ 程度と、双方とも $0.6mm$ 以下の範囲である。

高分子のクリープ特性は、温度によって非常に大きく変化する。一般に高分子は温度が低い時には時間を長くかけてもクリープはほとんど進行せず、温度が高くなるとクリープ速度が増大する。この境界部分の温度を定義するのは難しいが、図 4.14(b) と図 4.5 の外気温の変動とを比べてみると、今回使用した供試体においては $20^\circ C$ 付近ではないかと推測される。又、これらの試験結果を用いて、経年変化を推測するために最小自乗法を用いて近似式を作成した。最小自乗法を用いる際には、計測開始から終了までの全データを用いた。時間軸を対数とした場合の近似式を (4.2) 式に、Linear とした場合の近似式を (4.3) 式に示し、計算結果を表 4.5 に示す。

$$\begin{aligned} A_{40} - 445 \times 4 - 25 : (\text{クリープ量}) &= 0.3007 \times \log(\text{時間}) - 0.9638 \\ A_{40} - 500 \times 7 - 14 : (\text{クリープ量}) &= 0.4256 \times \log(\text{時間}) - 1.2834 \end{aligned} \quad (4.2)$$

$$\begin{aligned} A_{40} - 445 \times 4 - 25 : (\text{クリープ量}) &= 0.00001636 \times (\text{時間}) + 0.0700 \\ A_{40} - 500 \times 7 - 14 : (\text{クリープ量}) &= 0.00002258 \times (\text{時間}) + 0.1864 \end{aligned} \quad (4.3)$$

同表より、片対数表示のグラフから求めた近似式によれば、100 年後の推定クリープ量は $1mm$ 程度、Linear 表示による近似式の場合は、最大約 $20mm$ のクリープ量が推定される。このように、クリープ量を推定する際の近似式の求め方如何によっては、その推定値に 10 倍以上の差が生じる事が判明した。又、実際 100 年後に同表に示すようなクリープ量がおこったとしても、最大 20% 程度の圧縮ひずみであり、それほど問題にならないのではないかとと思われる。

4.4 圧縮・圧縮せん断実験

圧縮実験では、最大荷重300tonを3回繰り返した。鉛直変位は高感度型変位計(東京測器製、CDP-25)を用いた4点計測、圧縮荷重は500tonロードセルによって計測を行った。圧縮せん断実験では、圧縮せん断試験機を用い、2供試体を1セットとして実験を行った。水平変位は巻込型変位計(東京測器製、DB-1000B)、せん断力は100tonロードセルによって計測を行った。また同時に、2供試体全体の鉛直沈み込量及び鉛直荷重の変動も計測した。実験は、水平変位 $\pm 150\text{mm}$ と $\pm 200\text{mm}$ の各々に対して圧縮応力度 $\sigma_c = 50, 100, 150\text{kg/cm}^2$ と変化させた。履歴回数は3回である。写真4.2と4.3に圧縮実験、圧縮せん断実験の状況を示す。圧縮実験の結果を図4.15に、圧縮せん断実験(水平変位振幅 $\pm 200\text{mm}$)の結果を図4.16と4.17に示す。尚、縦軸のせん断力の数値は供試体2体分の値である。圧縮実験及び圧縮せん断実験双方とも、クリープ試験の影響による履歴勾配の変化はほとんど見られない。2年間程度のクリープ試験においては、積層ゴムのパネ性状に顕著な影響を見出す事はできなかった。

4.5 まとめ

今回の一連の実験研究より、外気温 $3.3 \sim 32.5^\circ\text{C}$ の変動に伴うアイソレータの見かけのクリープ量の変動は $-0.4 \sim 1.1\text{mm}$ の範囲内となり、温度補正を行って実質的クリープ量を推定した場合、2年間で 0.6mm 以下という結果が得られた。又、2年間のクリープ試験がアイソレータの履歴性状に及ぼす影響はほとんど見いだせなかった。本論文で採用した様な形状をもつアイソレータのクリープ量及び経年変化が水平パネ、鉛直パネに及ぼす影響は設計上無視できる。尚、現実に近い状態で長期間の観測データを得る事は、設計に関する信頼性を高める上で重要なことであると考えている。

表4.1 アイソレータの形状

供試体名	直径 D (mm)	ゴム厚 t (mm)	ゴム 層数 n	中間板厚 t ₁ (mm)	1次形 状係数 S ₁	2次形 状係数 S ₂
A ₄₀ -445×4-25	445*	4	25	3.0	27.8	4.5
A ₄₀ -500×7-14	500	7	14	3.2	17.9	5.1

注) *印は、保護ゴム層の厚さ(5mm)を含む、 $S_1=D/4t$ 、 $S_2=D/nt$

表4.2 ゴムの基本配合(重量%)

供試体名	天然ゴム	カーボン ブラック	加硫剤	加硫促進剤 老化防止剤など
A ₄₀ -445×4-25	68	18	2	12
A ₄₀ -500×7-14	55	18	3	24

表4.3 ゴム材料の基本物性

供試体名	硬度 (JIS-A)	25%応力 (kg/cm ²)	伸び (%)	引張強さ (kg/cm ²)
A ₄₀ -445×4-25	40±5	3.4±1	>500	>200
A ₄₀ -500×7-14	40±3	2.7±3	>600	>160

表4.4 Deの一覧

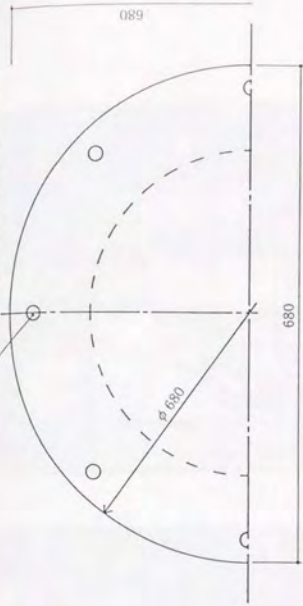
単位: °C/mm

期間(時間)	~2357	~6143	~10990	~14848	~17300
A ₄₀ -445×4-25	-17.8	-19.6	-17.4	-19.3	-16.9
A ₄₀ -500×7-14	-18.2	-21.4	-17.8	-20.4	-17.7

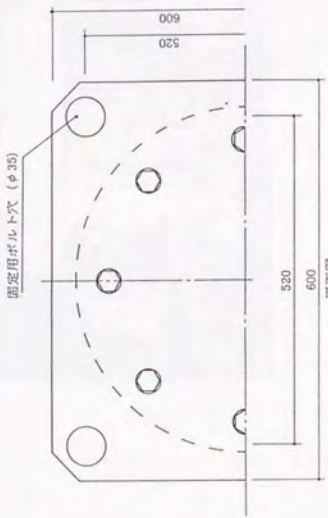
表4.5 近似式による推定クリープ量(mm)

近似式	供試体	実験終了時 のクリープ量	推定クリープ量	
			50年後	100年後
(4.2) 式	A ₄₀ -445×4-25	0.290	0.733	0.823
	A ₄₀ -500×7-14	0.535	1.12	1.25
(4.3) 式	A ₄₀ -445×4-25	0.290	7.24	14.4
	A ₄₀ -500×7-14	0.535	10.1	20.0

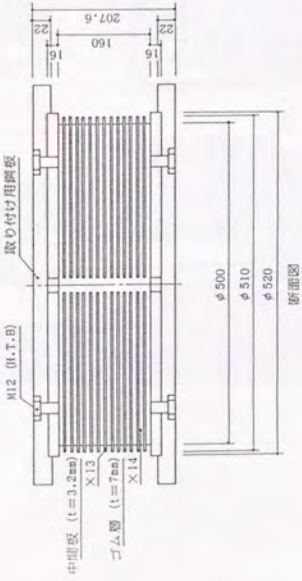
ベアスプレート固定用ボルト穴 (φ21.5)



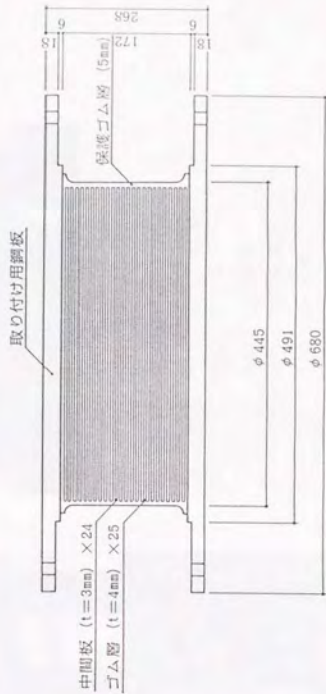
平面図



平面図



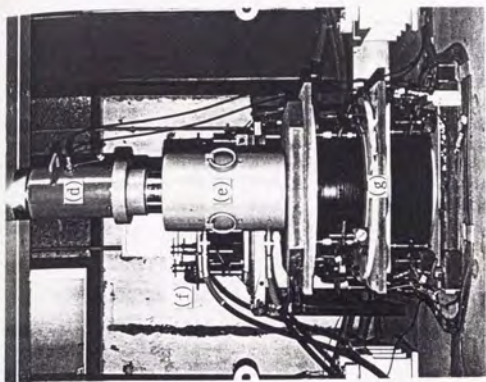
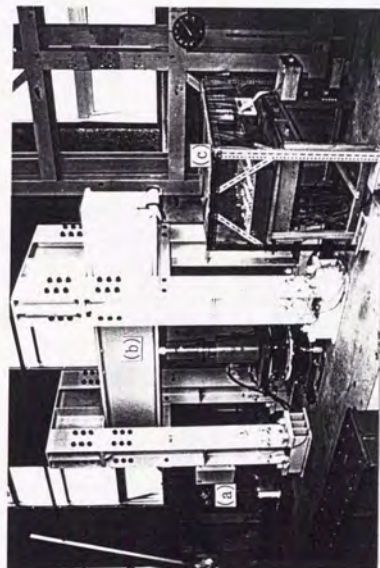
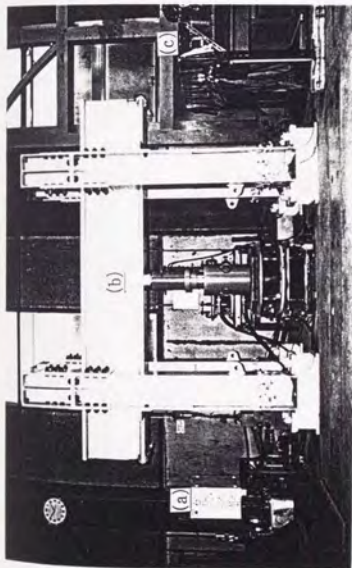
断面図



断面図

図4.1(a) A₄₀-445×4-25供試体詳細図

図4.1(b) A₄₀-500×7-14供試体詳細図



- (a) 油圧ユニット
- (b) 加力フレーム
- (c) 測定機器
- (d) ロードセル
- (e) 油圧ジャッキ
- (f) 無負荷の試験体
- (g) クリープ用試験体

上段：Aao-445×4-25
下段：Aao-500×7-14

写真4.1 クリープ試験状況

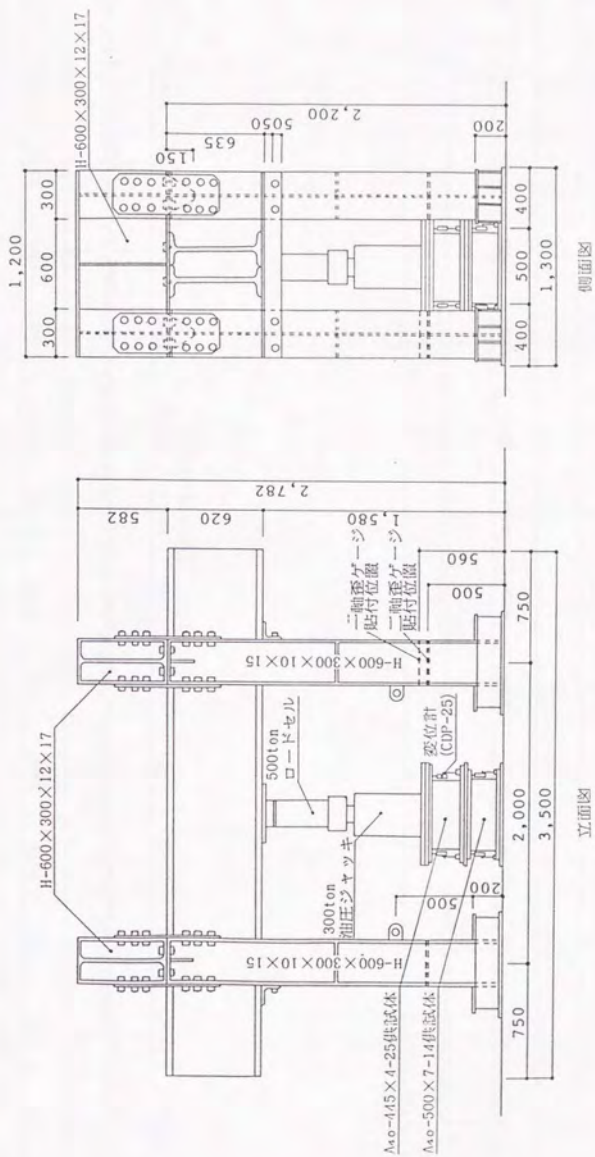


図4.2 クリープ試験装置

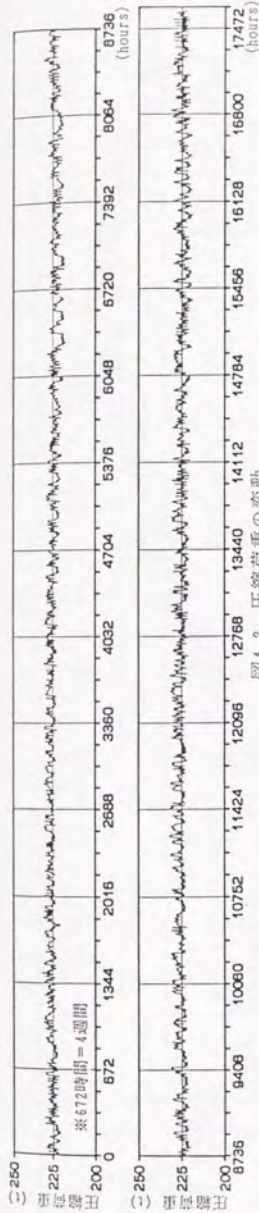


図4.3 圧縮荷重の変動

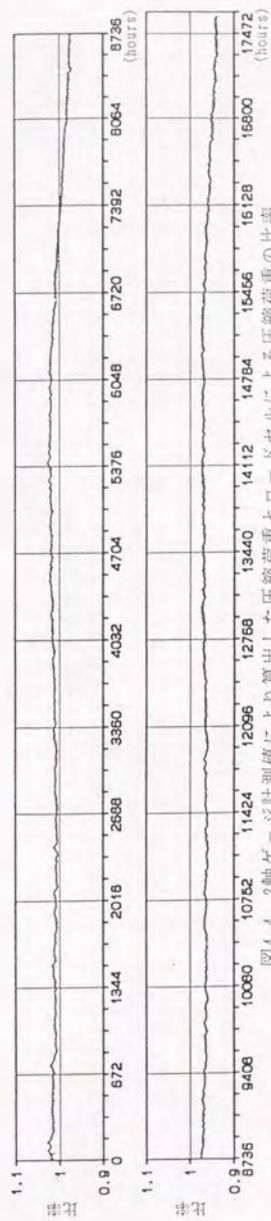


図4.4 2軸ゲージ計測値により算出した圧縮荷重とロードセルによる圧縮荷重の比率

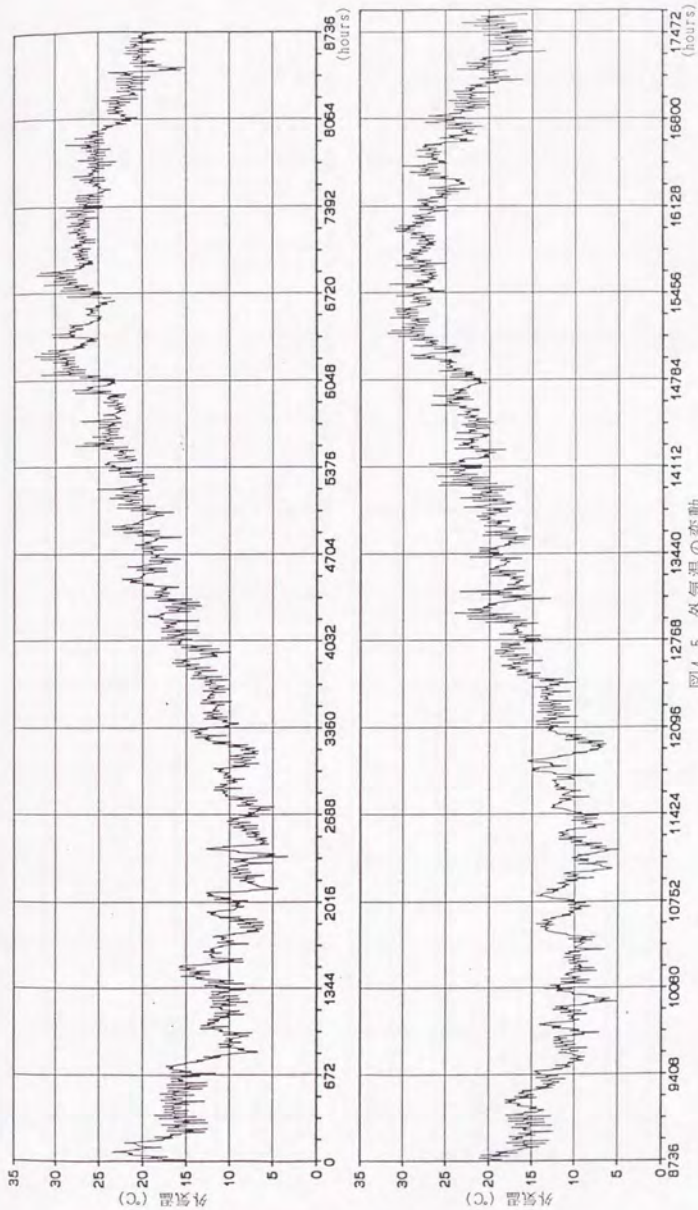


図 4.5 外気温の変動

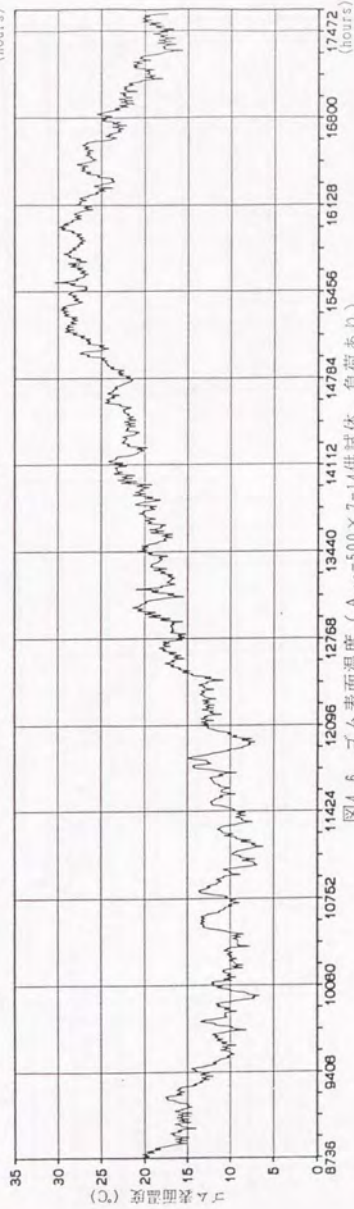
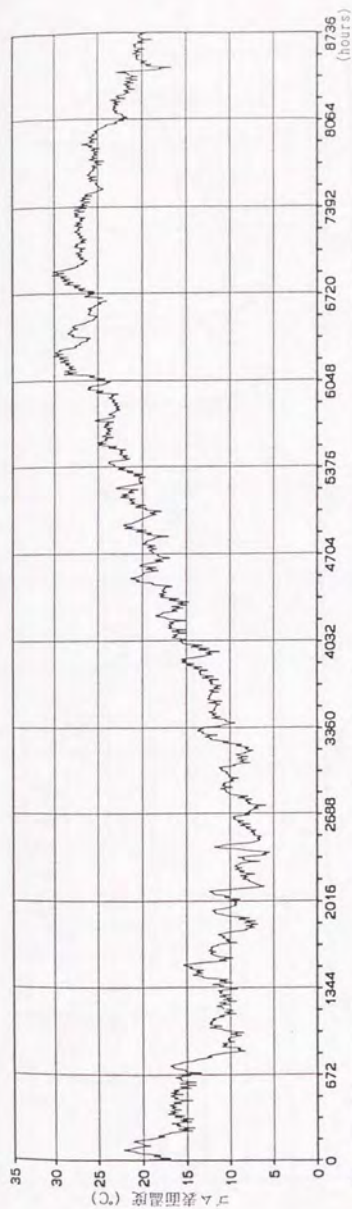


図4.6 ゴム表面温度 (A, 500×7-14供試体, 負荷あり)

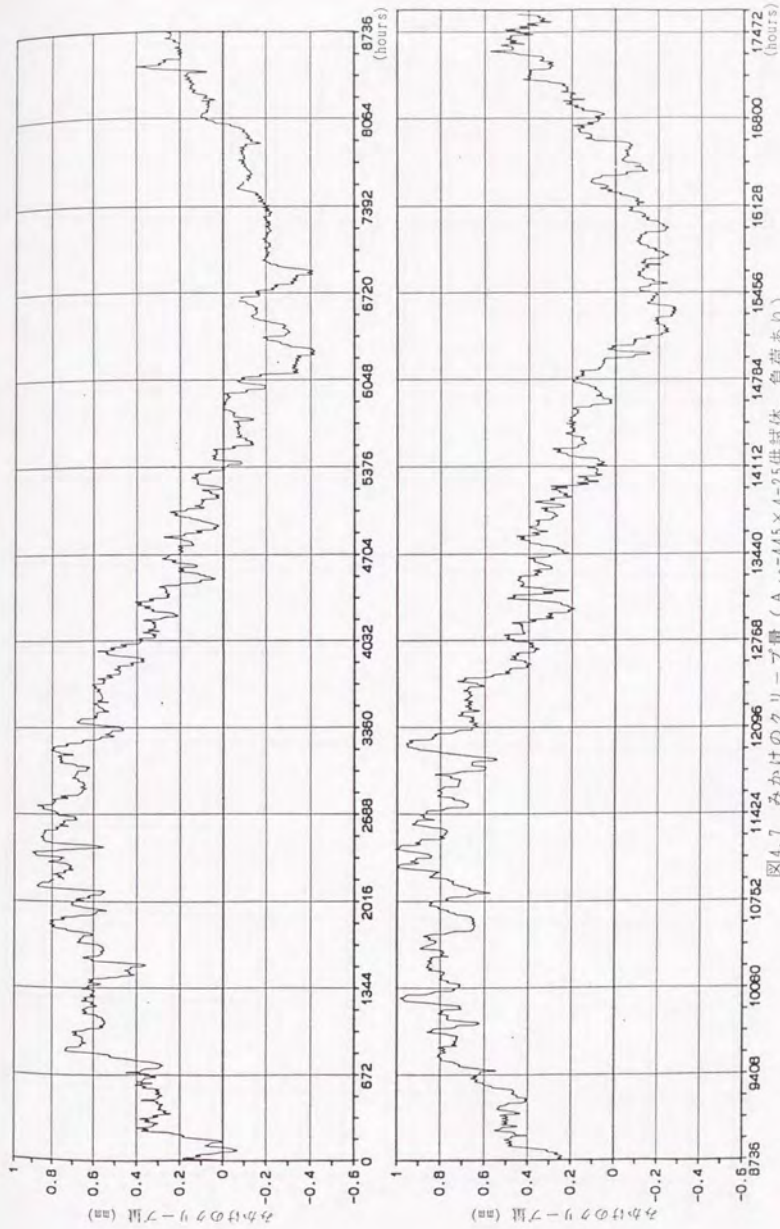


図4.7 みかけのクリープ量 (A.40-445 x 4-25供試体, 負荷あり)

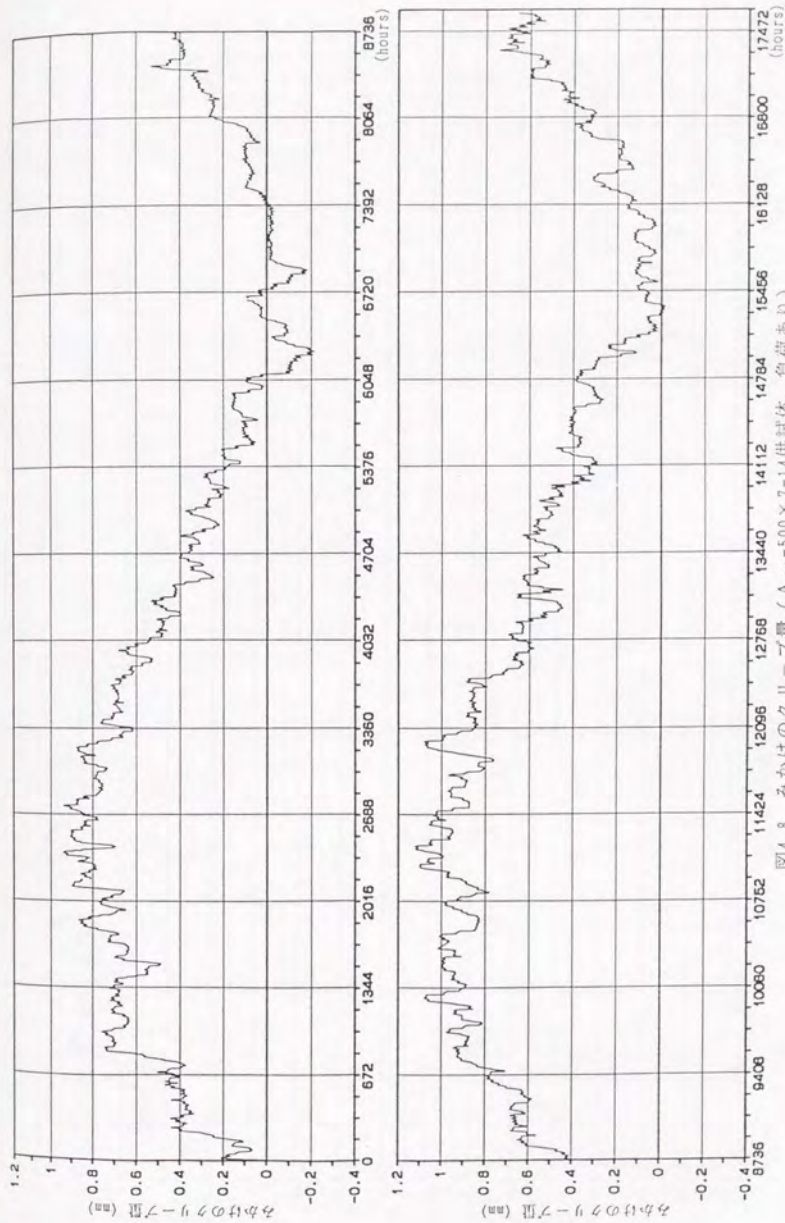


図4.8 みかけのクリアランス (A_{4.0}-500×7-14供試体, 負荷あり)

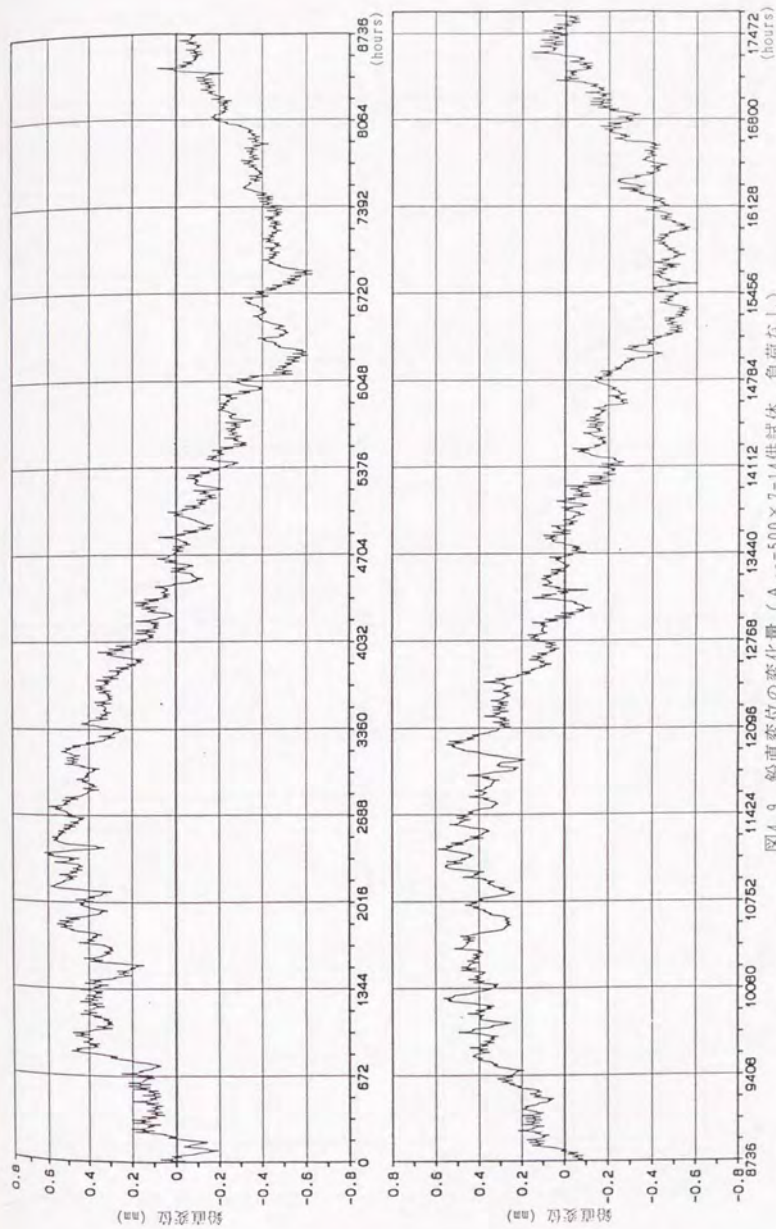


図4.9 船直変位の変化量 (A₁₀-500×7-14供試体, 負荷なし)

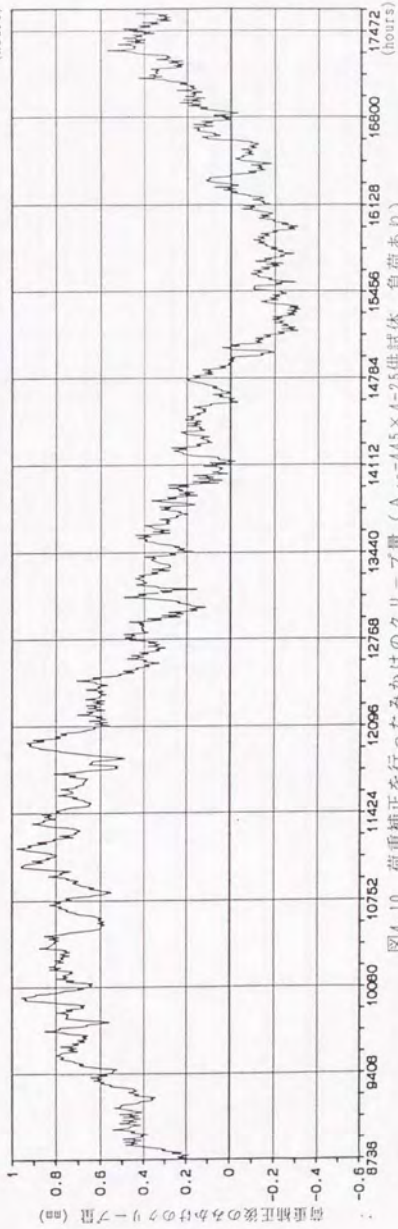
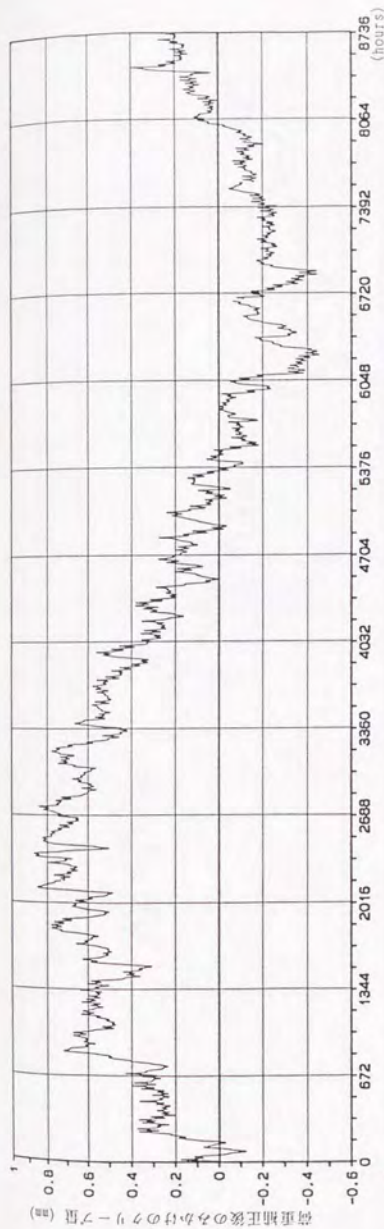


図4.10 荷重補正を行ったみかけのクリープ量 (A₄₀-445×4-25供試体, 負荷あり)

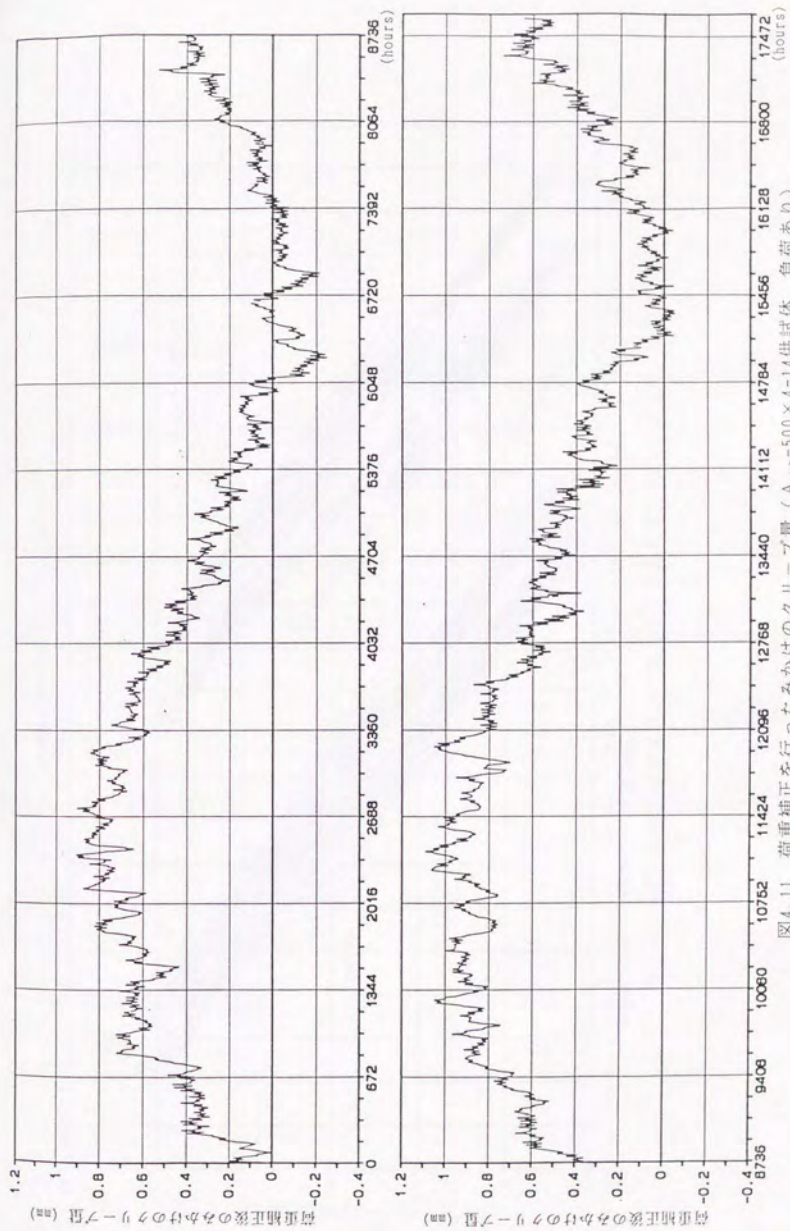


図4.11 荷重補正を行ったみかけのクリープ量 (A₄₀-500×4-14供試体, 負荷あり)

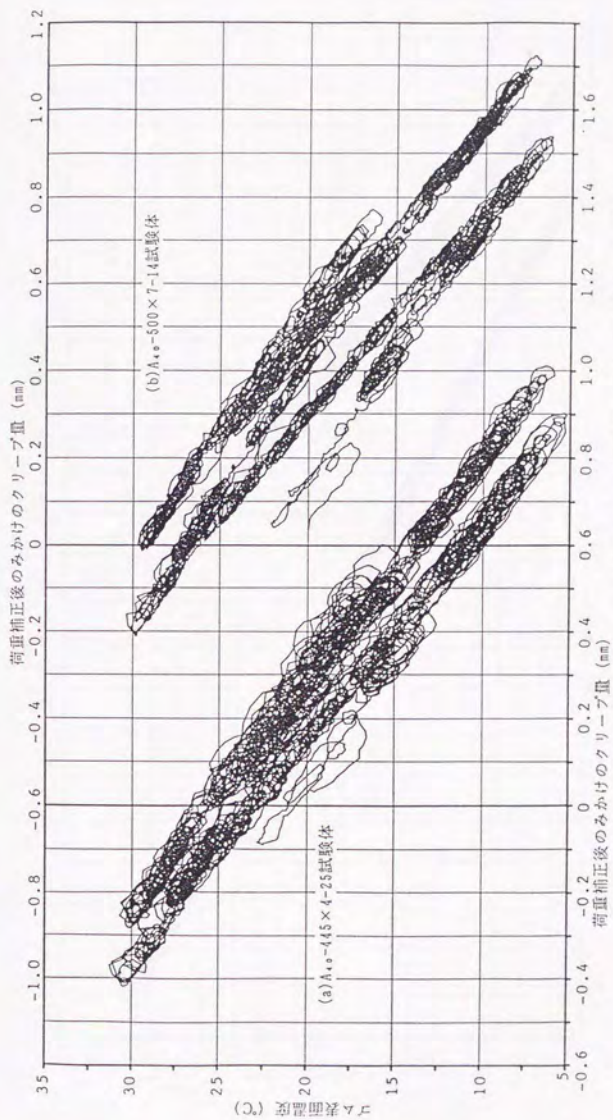


図4.12 補正したみかけのクリープ量とゴム表面温度の関係 (負荷あり供試体)

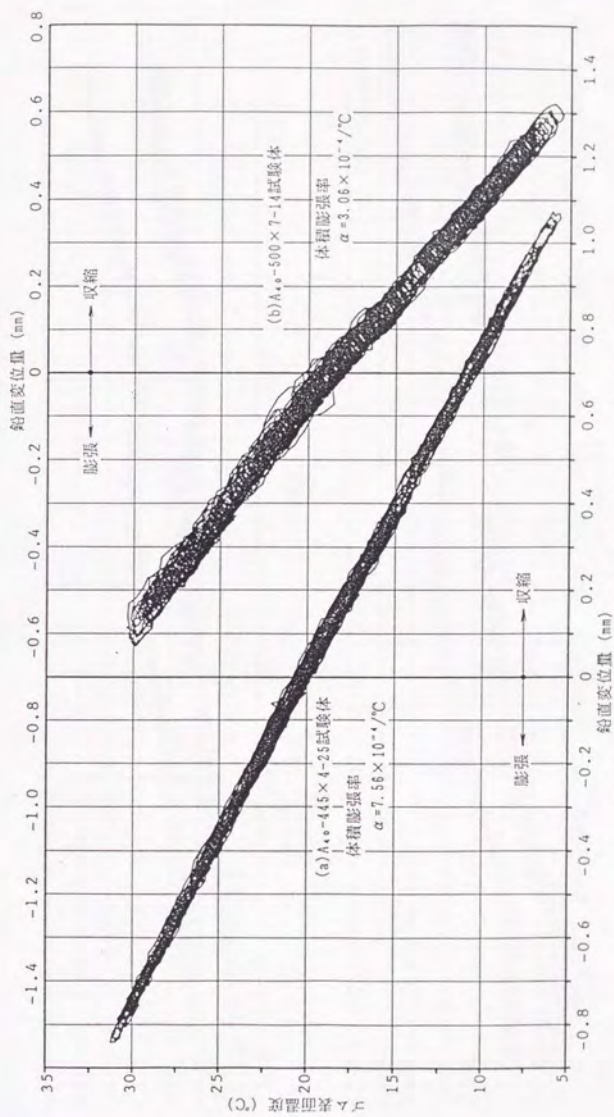


図4.13 負荷なし供試体の鉛直変位とゴム表面温度の関係

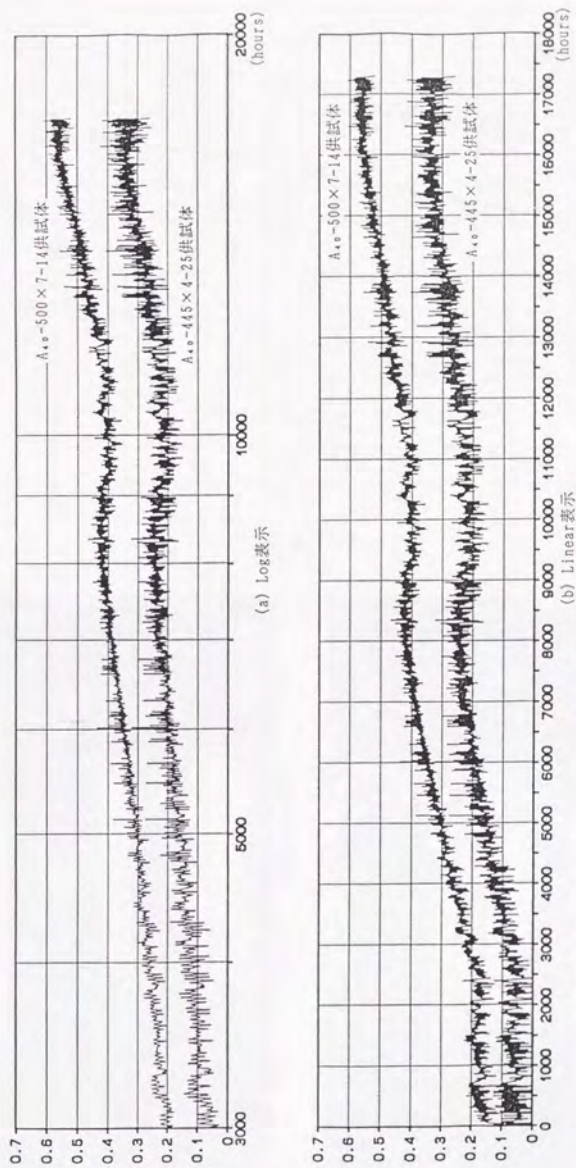


図4.14 真のクリープ量

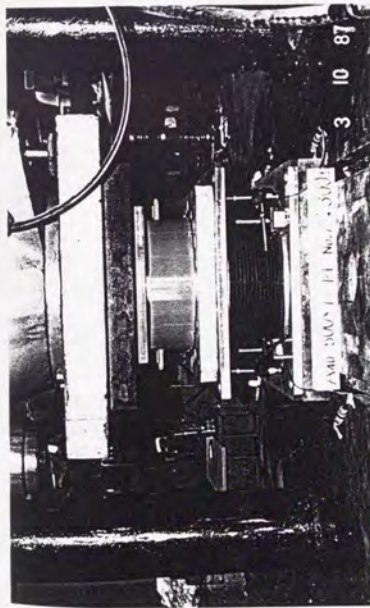


写真4.2 圧縮試験状況

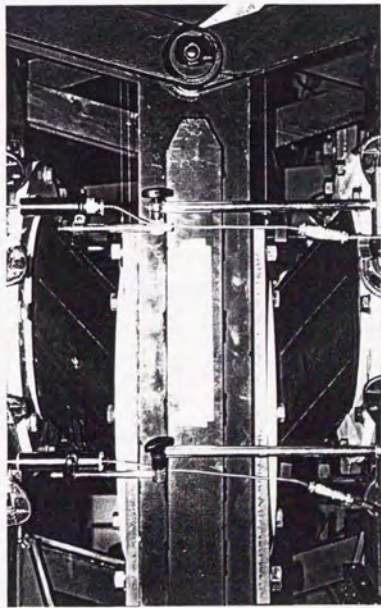


写真4.3 圧縮せ入断試験状況

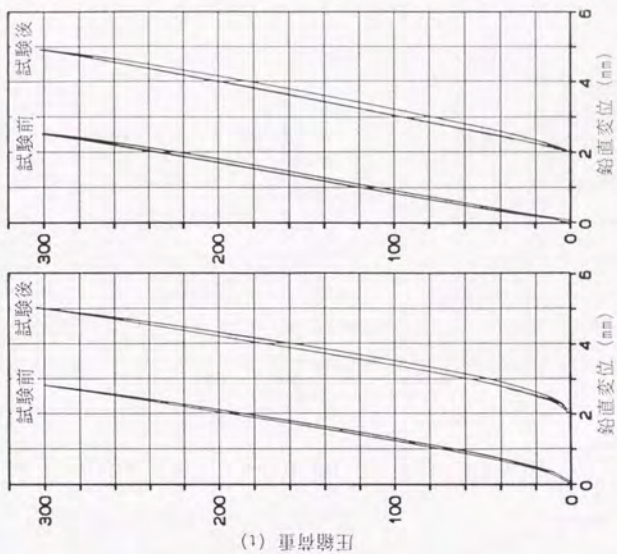


図4.15 圧縮試験結果

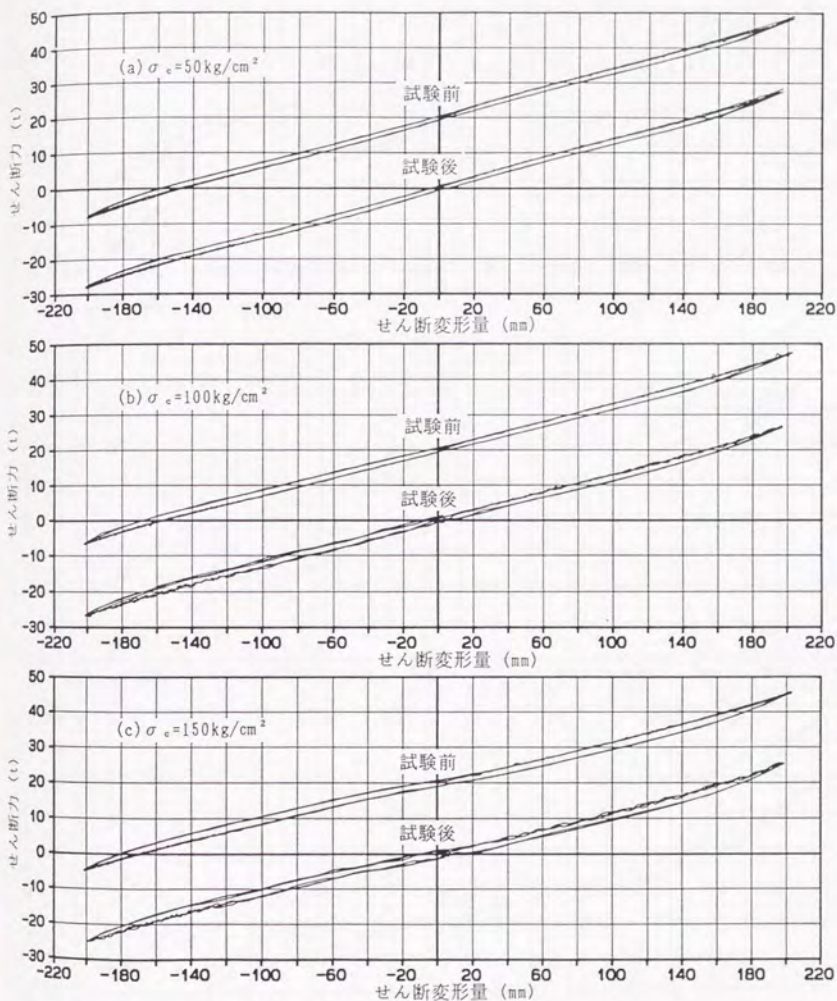


図4.16 A₄₀-445×4-25供試体の圧縮せん断試験結果

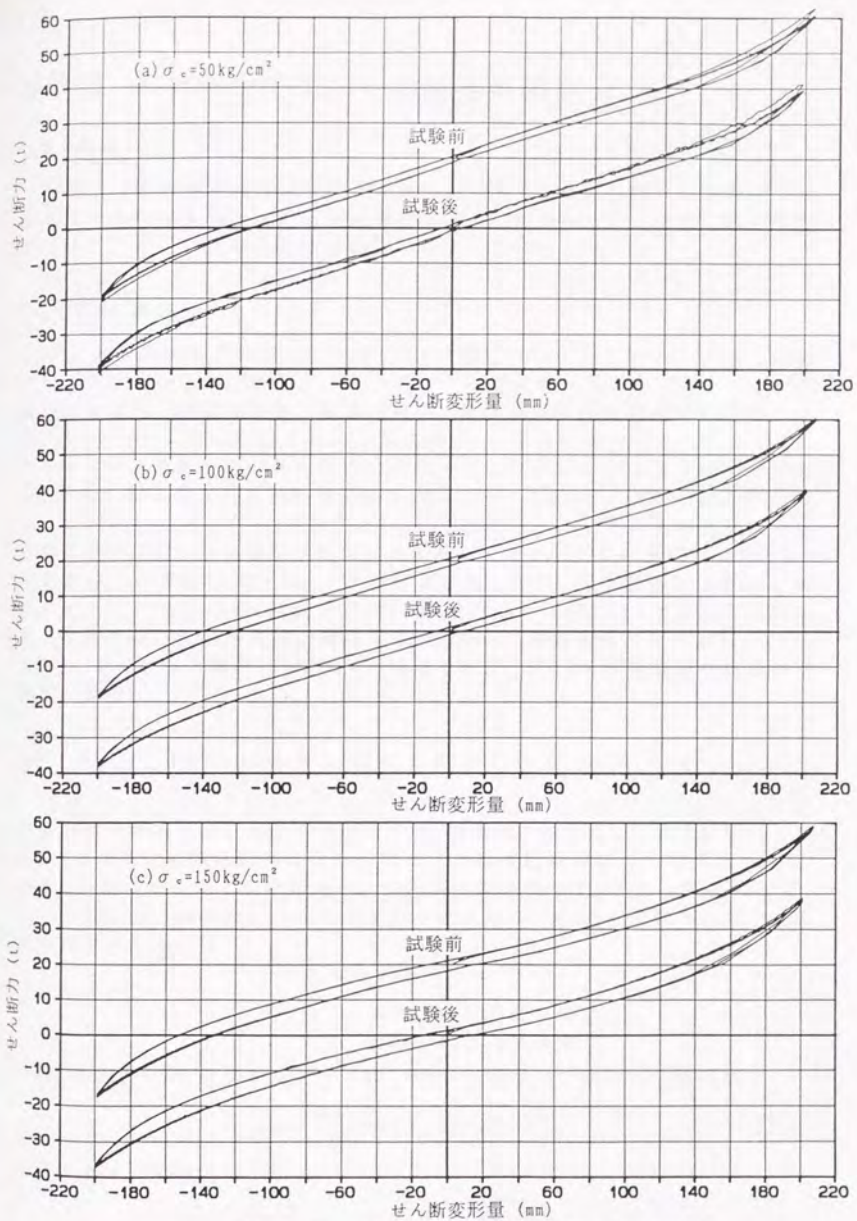


図4.17 A₄₆-500×7-14供試体の圧縮せん断試験結果

第5項 スチールダンパーの基本性能試験

5.1 緒言

福岡大学多田研究室では免震用ダンパーとして、素材に鋼と鉛を利用したダンパーを利用したダンパーの研究開発を行ってきた。ここでは、鋼材を利用したダンパーの基本性能把握実験の結果について述べる。

5.2 供試体説明

供試体は図5.1に示す様な1つのリングで構成されるダンパーと、図5.2(a)(b)に示す4つのリングを組み合わせたダンパーに大別できる。ここでは、前者を単体供試体、後者を複合供試体と呼ぶ。単体供試体は完全な円形状をであり、鋼棒(SS41、円形断面)をループ状に曲げ、成形後焼鈍を施してある。円形のリングを4個組み合わせた複合供試体では、接合部の処理方法の違いにより、両端を固定板に突き合わせ溶接したダンパー(図(a))、両端を固定板にボルトで固定したダンパー(図(b))の2つに大別される。いずれも断面形状は正方形である。これらの複合供試体には断面の大きさ、その材質等が異なった6種類がある。写真5.1と5.2にダンパーの形状を示す。各供試体から試験片を数本ずつ切り出し、材料試験を行った。試験片にはJIS Z2201 4号試験片を用いた。供試体の材質は一般構造用圧延鋼材(SS41)、機械構造用炭素鋼材(S20C, S25C)、ステンレス鋼棒(SUS304)の3種類である。表5.1に材料試験の結果の平均値を示す。

5.3 ダンパーを平面曲がり梁とした解析

まず、1つの円形ダンパーについて、中心方向加力と接線方向加力の場合について解析する。ループの半径を R 、断面は一樣とし、断面2次モーメントを I とする。端部の固定方法は両端ピンと両端固定の場合を考える。表5.2に各々の組合せに対する曲げモーメント図と剛性を示す。これらを基にして、1つの円環に θ 方向の力が作用した場合の剛性 k_θ は、図5.3を参照すれば、一般に次式で示せる。

$$k_\theta = k_t \cos^2 \theta + k_c \sin^2 \theta \quad (5.25a)$$

ここで、 k_t : 接線方向加力時の剛性、

k_c : 中心方向加力時の剛性

(5.1a)式に表5.2の結果を代入すれば、 θ 方向の剛性は、端部が固定の場合

$$f k_\theta = \frac{EI}{\pi R^3} (\cos^2 \theta + \sin^2 \theta) = \frac{EI}{\pi R^3} \quad (5.25b)$$

端部がピンの場合

$$p k_\theta = \frac{EI}{\pi R^3} \left(\frac{1}{3} \cos^2 \theta + \sin^2 \theta \right) = \frac{EI}{\pi R^3} \left(1 - \frac{2}{3} \cos^2 \theta \right) \quad (5.25c)$$

となる。よって端部が固定の場合は、加力方向の違いによって剛性に差が生じないのに対し、ピンの場合は、加力方向によって、剛性が変化することが判る。

以上より、4つの円形ダンパーを組み合わせた場合の剛性 K_θ は (5.1b) 式より、図 5.4 を参照すれば、

$$K_\theta = 2 \left(k_t \cos^2 \theta + k_c \sin^2 \theta \right) + 2 \left(k_t \cos^2 \left(\frac{\pi}{2} + \theta \right) + k_c \sin^2 \left(\frac{\pi}{2} + \theta \right) \right) = 2(k_t + k_c) \quad (5.26a)$$

となり、4つのダンパーを組み合わせた場合の剛性は加力方向に依存しないことが判る。表 5.2 より、端部固定の場合の剛性 ${}_f K_\theta$ は

$${}_f K_\theta = \frac{4EI}{\pi R^3} \quad (5.26b)$$

端部がピンの場合の剛性 ${}_p K_\theta$ は

$${}_p K_\theta = \frac{8EI}{3\pi R^3} \quad (5.26c)$$

となる。

θ 方向からの加力を行った場合の1つの円形ダンパーの曲げモーメント分布を求める。 θ 方向の外力を $P/4$ とし、この時の θ 方向の変位を δ とする。図 5.3 より、端部を固定とした場合のモーメント分布 ${}_f M(\omega)$ は、

$$\begin{aligned} {}_f M(\omega) &= P_c R \sin \omega + P_t R \cos \omega \\ &= \frac{EI}{\pi R^3} (\sin \theta \cdot \sin \omega + \cos \theta \cdot \cos \omega) R \delta \end{aligned} \quad (5.27)$$

で与えられ、最大曲げモーメントの発生位置は、 ${}_f M'(\omega) = 0$ となる点であるから、

$$\omega = \theta, \quad \theta + \pi \quad (5.28)$$

が得られる。ゆえに最大曲げモーメント ${}_f M_{max}$ は

$${}_f M_{max} = \frac{EI}{\pi R^3} R \delta \quad (5.29)$$

となる。ここで δ は次のように求められ、

$$\delta = \frac{P}{4{}_f k_\theta} \quad (5.30)$$

これを (5.5) 式に代入して、(5.1b) 式を考慮すれば

$${}_f M_{max} = \frac{PR}{4} \quad (5.31)$$

が得られる。よって端部が固定の場合は加力方向によらず最大曲げモーメントは $PR/4$ であり、最大曲げモーメントの発生位置は加力方向に垂直な線とリングが交わる位置であることが判る。

一方、端部がピンの場合の曲げモーメント分布 ${}_pM(\omega)$ は、

$$\begin{aligned} {}_pM(\omega) &= P_c R \sin \omega - P_t R (1 - \cos \omega) \\ &= \frac{EI}{\pi R^3} \left(\sin \theta \cdot \sin \omega - \frac{1}{3} \cos \theta (1 - \cos \omega) \right) R \delta \end{aligned} \quad (5.32)$$

となる。最大曲げモーメントは、 ${}_pM'(\omega) = 0$ となる点で発生する。その位置は

$$\omega = \tan^{-1}(3 \tan \theta) + \pi \quad (5.33)$$

である。ここで δ は

$$\delta = \frac{P}{4_p k \theta} \quad (5.34)$$

これを(5.8)式に代入すれば

$${}_pM(\omega) = \frac{PR}{4} \frac{\left\{ \sin \theta \cdot \sin \omega - \frac{1}{3} \cos \theta (1 - \cos \omega) \right\}}{1 - \frac{2}{3} \cos^2 \theta} \quad (5.35)$$

となる。 θ を $0 \sim 90^\circ$ まで変化させたときの ${}_pM(\omega)$ の変化を図5.5に示す。図より曲げモーメント分布は、 $PR/4 \sim PR/2$ まで連続的に変化している。従って、両端をピンとした場合の平均的な最大曲げモーメントとしては次式を用いることができると思われる。

$${}_pM_{max} = \frac{PR}{4} \times 1.5 = \frac{3PR}{8} \quad (5.36)$$

以上より、スチールダンパーの剛性は加力方向によらず一定となり、その値は(5.2)式により算出可能であると考えられる。又、最大曲げモーメントは、端部を固定した場合は、加力方向によらず同一値をとり、(5.7)式で求められる。端部をピンとした場合は、加力方向により最大曲げモーメントの値が変化し、それは(5.9)式から求めた ω を(5.8)式に代入することで求められる。ただ、最大曲げモーメントの加力方向による変化は $PR/4$ から $PR/2$ となめらかであり、平均的には(5.12)式で最大曲げモーメントを代表できるとと思われる。

5.4 単体供試体の性能試験

5.4.1 実験内容

(a) 静的加力実験

供試体をボルト(M30, S45C)各々1本で図5.6に示すような加力装置にセットし、アクチュエータ(最大50ton, $\pm 150\text{mm}$)により加力を行った。上部固定治具の加力方向に平行な水平変位計測には差動トランス型変位計($\pm 250\text{mm}$, シューピッツ社製)を、加力直交水平変位と鉛直変位の計測には摺動型変位計($\pm 100\text{mm}$, 東京測器製)を用いた。下部固定治具の加力方向水平変位を差動ト

ランス型変位計(±50mm, シュービッツ社製)で、加力直交方向の水平変位を摺動型変位計で計測した。水平荷重はアクチュエータ先端に取り付けられているロードセルにより計測した。供試体のひずみ計測にはロゼット型ゲージ(PRA3-11型, 東京測器製)を用いた。データの記録は自動デジタルひずみ測定器(TDS-301, 東京測器製)とマイクロコンピュータをオンラインで接続し、データをフロッピーディスクに格納した。静的実験では±150mm振幅での繰返し実験及び300mmの大変形実験を行った。加力は図5.7に示す中心方向と接線方向の2通りとした。

(b) 動的加力実験

動的実験では静的実験と同じ加力装置を用いた。実験に使用した供試体は静的実験終了後、再成形したものである。実験は弾性域疲労実験と塑性域疲労実験の2種類である。

- 弾性域疲労実験では、周期1秒、振幅±10mmで10万回までの繰返しを行った
- 塑性域疲労実験は弾性域疲労実験終了後実施し、周期10秒振幅±150mmで破断まで繰返した。

弾性域疲労実験の加力方向水平変位の計測には差動ランス型変位計(±250mm, シュービッツ社製)を用い、荷重はアクチュエータ先端のロードセルにより計測した。記録は、ピークホールドアンプ(TF-2HA, 東京測器製)で繰返し回数600回おきにプリントアウトした。

塑性域疲労実験の加力方向水平変位はアクチュエータ制御盤のモニター端子より検出し、加力直交方向水平変位及び鉛直変位の計測は摺動型変位計(±100mm, 東京測器製)により行った。計測データは3分おきに1分間だけデータレコーダ(RTP-600, 共和電業)に収録した。供試体表面温度の計測には熱電対を用い、デジタルレコーダ(TR2721, タケダ理研製)により弾性域疲労実験では5分おきに、塑性域疲労実験では2分おきに記録を行った。

5.4.2 実験結果と考察

(a) 静的実験

図5.8～5.11に各供試体の水平荷重—水平変位の関係を示す。尚、図中には解析から求めた弾性剛性と耐力が記入されている。C50供試体の中心方向加力とC40供試体接線方向加力を除き、実験値と解析値による初期剛性はほぼ一致している。表5.3に実験値と解析値の耐力を比較して示す。解析による耐力値は全塑性モーメント($\sigma_y = 2.4t/cm^2$)を用い算出した。解析値はほぼ実験値と対応しており、満足できる結果となっている。前節の解析結果からも判るように、C-TYPE供試体では加力方向の違いにより、その履歴面積に大きな差異

がみられる。しかし、この差異は複数個のダンパーを組み合わせる事で解消することができる。

(b) 動的実験

弾性域疲労実験では、一部供試体に鋼棒とリングプレートとの接合部溶接不良の亀裂が発生したが、鋼棒には何等影響はなかった。ひずみゲージの計測から得られた最大ひずみ度は 1150μ であった。又、表面温度計測による最高温度は 15°C であり、外気温との差は最高で 2°C であった。よって、この静的疲労実験による発熱はほとんどなかったといえる。

弾性域疲労試験での荷重-変形関係を図5.12~5.13に示す。図5.12は中心方向加力の場合、図5.13は接線方向加力の場合である。尚、動的実験での履歴曲線は18回おきに描かれており、静的実験との比較のため静的実験での履歴曲線も描かれている。図より静的実験と動的実験から得られた履歴曲線は接線方向加力を除き、ほぼ同じ結果となっている。繰返し回数93~588回で供試体に亀裂が発生した。

熱電対により計測した表面温度と繰返し回数の関係を図5.14~図5.15に示す。いずれも繰返し回数100回程度までは急激な温度上昇が認められるが、それ以降の温度上昇は幾分ゆるやかとなっている。計測された最高の表面温度は 170°C 前後であった。又、実際の地震時の繰返し回数は振幅150mmレベルで10数回程度と考えられる。実験からこれ位の回数での温度上昇は 50°C 前後であり、発熱による鋼材の物理的影響は問題ないと考えられる。

5.5 複合供試体の性能試験

5.5.1 実験内容

(a) 静的実験

図5.16には□45系の加力装置を、図5.17には□27系の加力装置を示す。□27系供試体以外は2個を1組として加力した。写真5.3, 5.4に加力状況を示す。尚、供試体はすべてボルト(H.T.B. M39)各々1本で加力装置に固定されている。計測は荷重をアクチュエータ先端のロードセルにより、加力方向変位を差動トランス型変位計($\pm 250\text{mm}$, シューピッツ社製)及び巻込型変位計($\pm 500\text{mm}$, 東京測器製)で、加力直交方向水平変位と鉛直変位を摺動型変位計($\pm 100\text{mm}$, 東京測器製)で計測した。ひずみは1方向又は3方向の塑性域ひずみゲージを併用し、最大180ch計測した。加力は図5.18に示すように 0° 方向と 45° 方向の2通りである。計測データは自動デジタルひずみ測定器(TDS-301東京測器製)を介して、マイクロコンピュータ(YHP-9816)のハードディスクに収録した。

(b) 動的実験

動的実験では供試体として□45-S25Cと□45-SUSの2種類を用い、静的実験と同じ加力装置を利用した。実験は静的実験終了後、0°方向加力、45°方向加力の順に定常波を入力して加振した。定常波加振時の振幅は10～100mm、振動数は1.0～0.1Hzの範囲で設定した。変位計測、荷重計測は静的実験の場合と同じである。ひずみ計測は静的実験時に計測した180chの中から主要な40ch分を選択して記録した。計測値の記録は、高速データ収録装置(DATAC-8500, 岩通)を用いて1/100秒刻みでA/D変換を行い、デジタル値を磁気テープに収録した。

5.5.2 実験結果と考察

(a) 静的実験

図5.19～5.24に各供試体の水平力と水平変位の関係を示す。2供試体を1組として加力した実験では荷重値を1/2にして1体分の値で表示している。図5.19、図5.20は端部を溶接により固定した供試体の履歴曲線である。加力方向の違いによる履歴曲線の差は見られず、300mmまでの大変形に対しても安定した履歴曲線を維持し得ることが判る。尚、図5.19、5.20中の変位150mm付近で荷重が一時的に小さくなっているのは、加力をアクチュエータから油圧ジャッキに切り替えたためである。図5.21～図5.24は端部をボルト接合とした供試体の結果である。変形が小さい範囲では加力方向の違いによる履歴曲線の差は顕著ではないが、変形が大きくなると、履歴曲線の差が明瞭となり、特にその耐力に差が生じる。実験では $\theta=0^\circ$ 方向加力時の方が、 $\theta=45^\circ$ 方向加力に比べ大きな回転が観察された。この為、履歴曲線での耐力が低くなっている。これは、変形が大きくなると端部のボルト部分で回転が生じたためである。従って、このタイプのダンパーの実際の使用に当たっては、回転止め等を取り付けることが望ましいと思われる。

図5.24に示すように□27-S25C供試体にリング径(250mm)以上の変形300mmを与えた場合、幾分耐力が高くなる傾向があるが供試体には何等の異常も見られなかった。

部材端部がボルト接合である□45-S25C供試体の最大面内曲げモーメント部と端部での水平荷重と主歪度との関係を図5.25に示す。 $\theta=0^\circ$ 方向加力の場合、面内曲げモーメントが最大になるaの位置はひずみが非常に大きく塑性化が進行している。これに対し、端部の近傍にあるcの位置ではリングの回転が起こったため、ひずみの進行が小さく抑えられている。 $\theta=45^\circ$ 方向加力の場合も同様の傾向が見られる。

次に、立体モデルによる弾性応力解析を行い実験値との対比を行う。解析モデルは端部がボルト接合である供試体も弾性域においては剛接の状態になっていることから、端部を剛接とし、1個のリングを16分割した線材としてモデル化を行った。リングの半径を250mm、部材断面を45×45mmとした場

合の平面及び立体応力解析による各モーメント分布を図5.26に示す。同図には、□45-S25Cの実験で計測されたひずみから算出した曲げモーメントの値も一緒に示している。実験値と立体解析値はよく一致している。立体解析の応力分布から $\theta=0^\circ$ 方向加力の場合、中心方向加力になるCリングは加力線上で面内曲げモーメント M_x はゼロとなり、それに直交する方向で最大値 $9.9t \cdot cm$ をとる。面内曲げモーメントの最大値に対する面外曲げモーメント M_y の比率は約24%、振りモーメント M_z の比率は約37%である。接線方向加力になるTリングは接合部近傍とその反対側に於て最大面内曲げモーメント約 $10t \cdot cm$ をとる。この面内曲げモーメントに対する面外曲げモーメントの比率は約44%、振りモーメントの比率は約15%である。 $\theta=45^\circ$ 方向加力の場合、4個のDリングの応力分布は全て同じとなる。最大面内曲げモーメントは加力線に直交する位置に発生し、その大きさは $\theta=0^\circ$ 方向の場合と同じ約 $10t \cdot cm$ である。この最大曲げモーメントに対する面外曲げモーメント、振りモーメントの比率はそれぞれ約41%と37%となる。これらのことから、本ダンパーは面内曲げモーメントが支配的であり、ダンパーの挙動はこの面内曲げモーメントによって決定されると考えられる。この面内曲げモーメントは同図に示す平面解析より得られた結果と良い対応を示しており、本ダンパーは、平面解析によっても十分その挙動を把握できるものと考えられる。表5.5には弾性剛性について実験値と解析値とを比較して示す。端部を固定とした場合には、平面解析による値は実験値よりも約20%程度高くなるものの、端部をピンとした場合には、良い対応を示している。

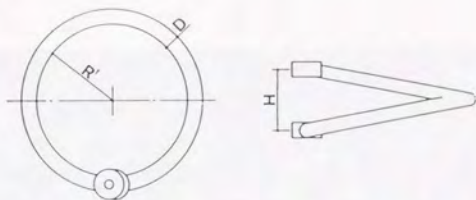
(b) 動的実験

□45-S25C供試体を用い動的加振を行ったときの履歴曲線を図5.27と図5.28に示す。図5.27は $\theta=45^\circ$ 方向加力で、振動数を0.1Hzと0.2Hzにした場合、図5.28は振動数を0.1Hzとし、 $\theta=0^\circ$ 、 45° 方向とした場合である。又、図中には、静的加力試験での履歴曲線も示されている。両図より、動的加力時の履歴曲線は安定した紡錘形を示し、静的加力試験とほぼ同じ履歴カーブが得られた。従って本スチールダンパーにおいては、歪速度による影響は無視できる程度と思われる。静的実験から得られた履歴曲線でダンパーの性状を代表できると考えられる。

5.5 まとめ

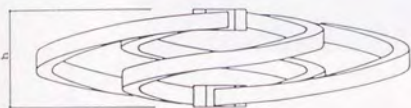
スチールダンパーの解析と実験から、ダンパーの材質、リングの形状、鋼棒の断面形状を変化させることにより、任意の履歴特性を得ることが可能であることが明らかとなった。履歴曲線は変位速度に影響されず、その定量化は静的実験から十分可能である。更に平面解析による初期剛性は、ほぼ実験値と対応することが確認された。繰返し加力に対しても、その履歴曲線は安定しており、加力方向による履歴形状の差は認められない。

C-Type

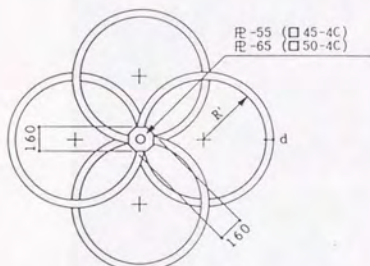


TYPE	D (mm)	R' (mm)	H (mm)
C 5 0	5 0	2 5 0	2 0 0
C 4 0	4 0	2 5 0	2 0 0

図5.1 単体供試体



弾塑性ダンパー立面図

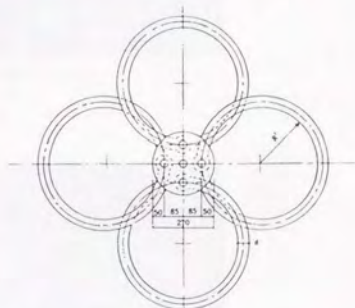


弾塑性ダンパー平面図

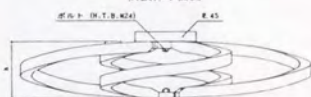
TYPE	d (mm)	R'(mm)	h (mm)
□45-SS41	45	250	250
□50-SS41	50	250	250

※ 各供試体3個

(a) 端部溶接の場合



供試体平面図



供試体立面図

供試体の形状

TYPE	d (mm)	R'(mm)	h (mm)
□45-S25C	45	250	260
□45-SUS	45	250	260
□27-S20C	27	125	160
□27-S25C	27	125	160

※ 各供試体2個

(b) 端部がピン接合の場合

図5.2 複合供試体

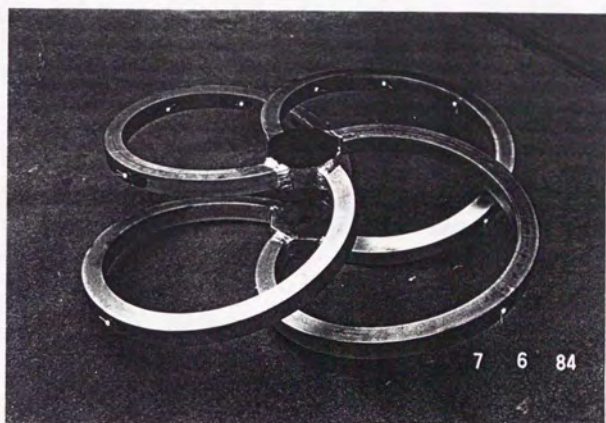


写真5.1 □45-SS41供試体

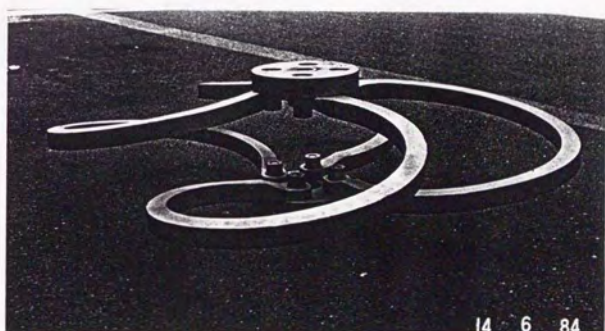
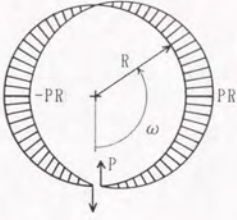
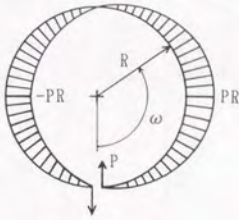
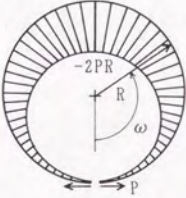
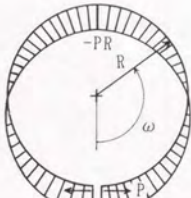


写真5.2 □45-S25C供試体

表5.2 1つの円形ダンパーの曲げモーメント図と剛性

	端部ピンの場合	端部固定の場合
中心方向 加力	 $M(\omega) = PR \sin \omega$ $k_c = \frac{EI}{\pi R^3}$	 $M(\omega) = PR \sin \omega$ $k_c = \frac{EI}{\pi R^3}$
接線方向 加力	 $M(\omega) = -PR(1 - \cos \omega)$ $k_t = \frac{EI}{3\pi R^3}$	 $M(\omega) = PR \cos \omega$ $k_t = \frac{EI}{\pi R^3}$

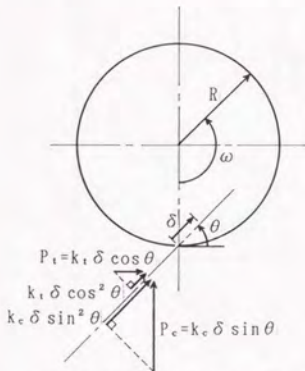


図5.3 θ 方向の外力による変形

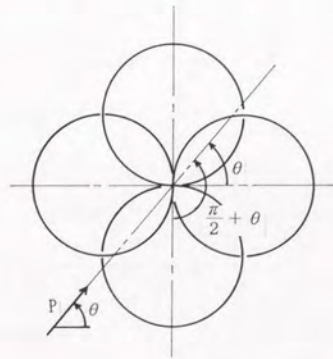


図5.4 θ 方向の加力

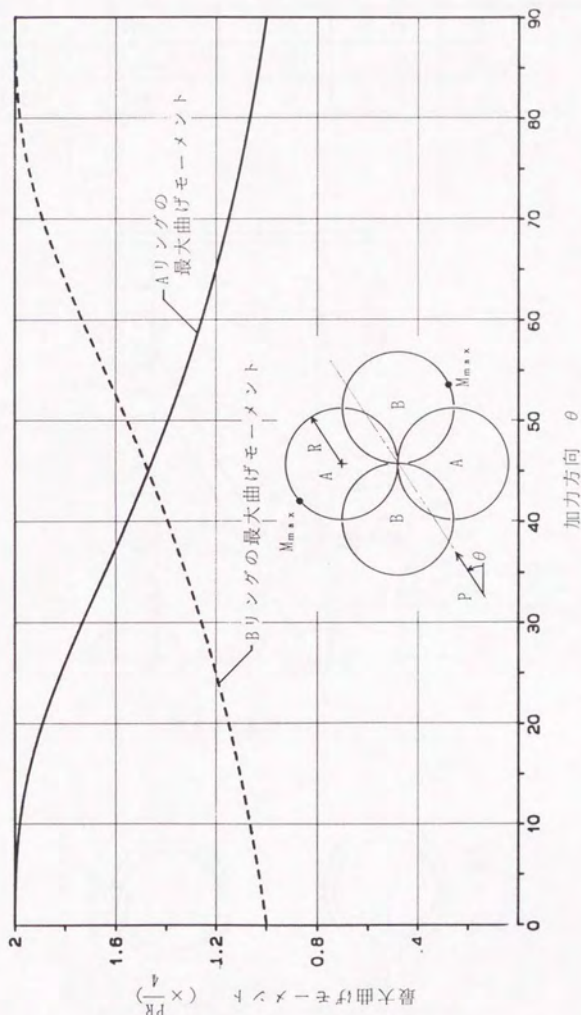


図5.5 端部ピン接合の場合の最大曲げモーメントと加力方向 θ の関係

表5.1 材料引張試験結果

供試体名	材質	降伏点 (t/cm^2)	引張強さ (t/cm^2)	破断伸び (%)	断性係数 (t/cm^2)
□45, □50-SS41	SS41	3.59	4.87	32.73	2100
□45-S25C	S25C	2.27	4.16	39.51	2160
□45-SUS	SUS304	2.70	6.48	67.44	1970
□27-S25C	S25C	2.33	4.33	38.30	2140
□27-S20C	S20C	2.46	4.14	39.84	1973

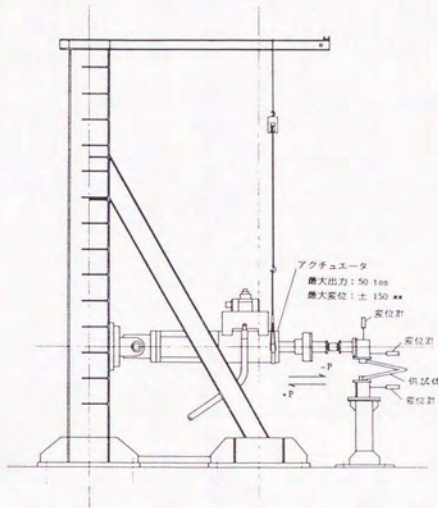


図5.6 実験装置

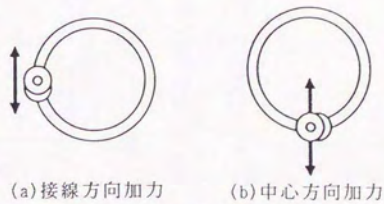


図5.7 加力方向説明

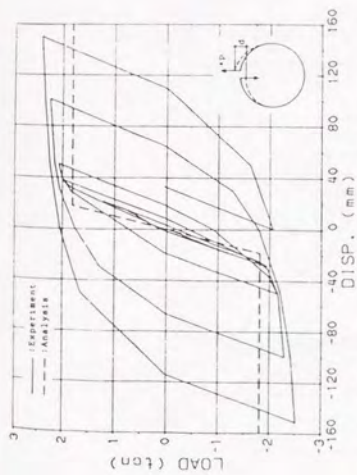


図5.8 C50-2中心方向加力P- δ 曲線と解析値の比較

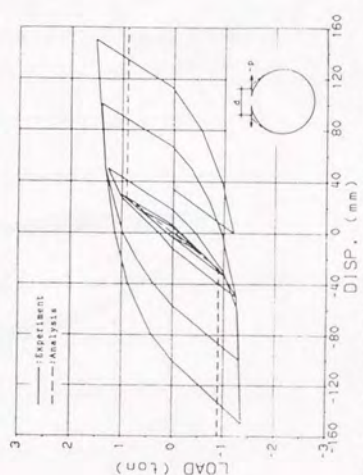


図5.9 C50-3接線方向加力P- δ 曲線と解析値の比較

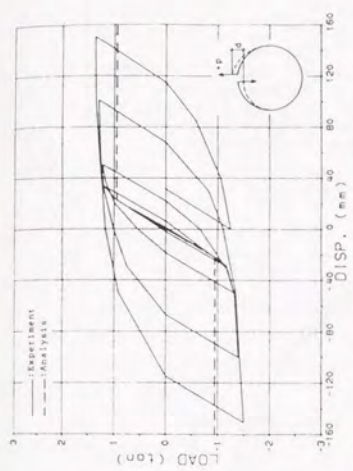


図5.10 C40-2中心方向加力P- δ 曲線と解析値の比較

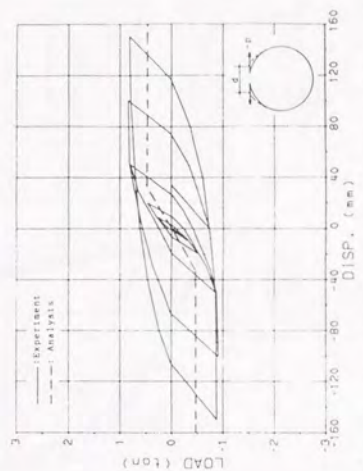


図5.11 C40-3中心方向加力P- δ 曲線と解析値の比較

表5.3 弾塑性ダンパーの耐力比較 (単位: ton)

加力方向	中心方向		接線方向	
TYPE	C50	C40	C50	C40
実験値A	1.86	1.04	1.02	0.64
実験値B	2.43	1.35	1.36	0.82
解析値	1.82	0.95	0.91	0.47

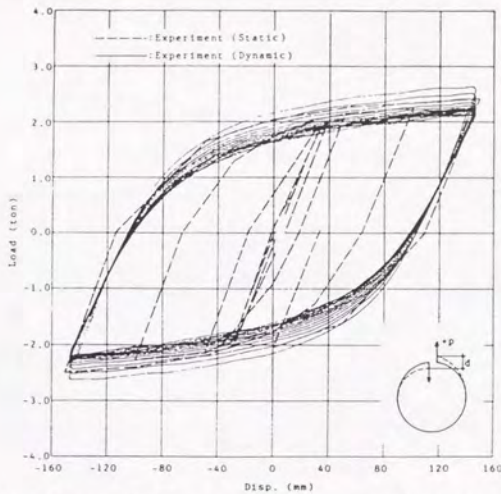
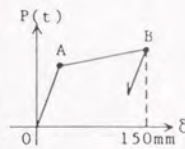


図5.12 HYSTERESIS LOOPS OF ELASTO-PLASTIC DAMPER (TYPE C50-2)

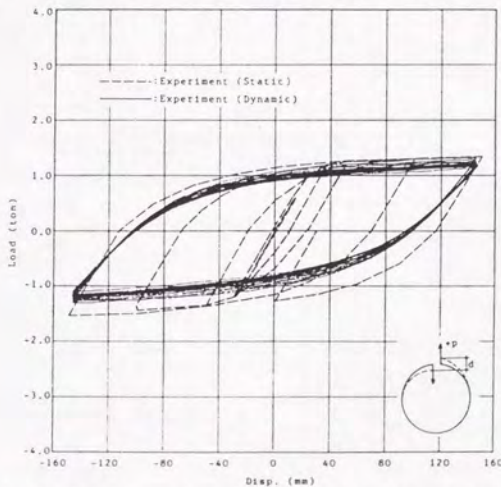


図5.13 HYSTERESIS LOOPS OF ELASTO-PLASTIC DAMPER (TYPE C40-2)

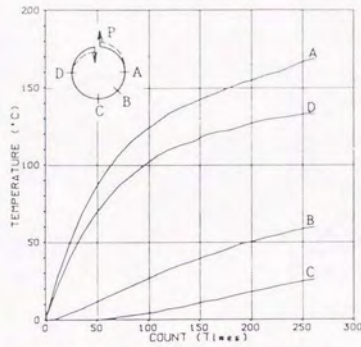


図5.14 C50-2供試体中心方向加力

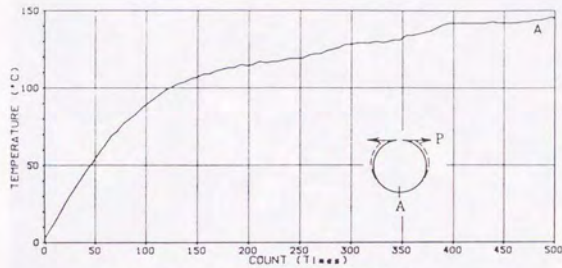
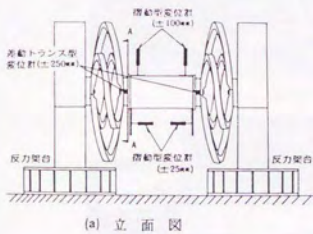
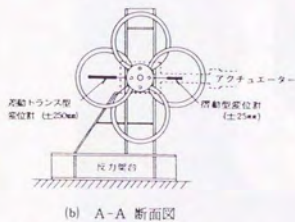


図5.15 C50-3供試体接線方向加力

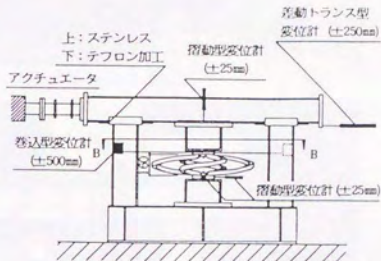


(a) 立面図

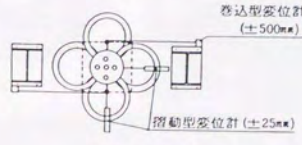


(b) A-A 断面図

図5.16 実験装置図



(a) 立面図



(b) B-B 断面図

図5.17 実験装置図

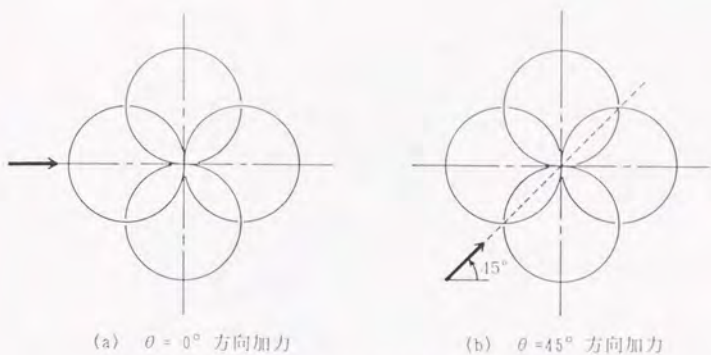


図5.18 加力方向

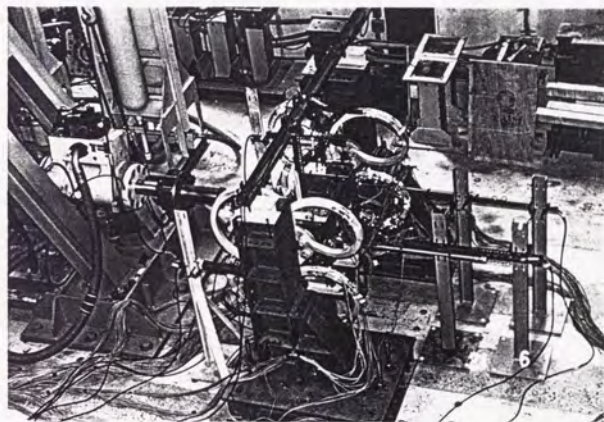


写真5.3 □45系の加力状況

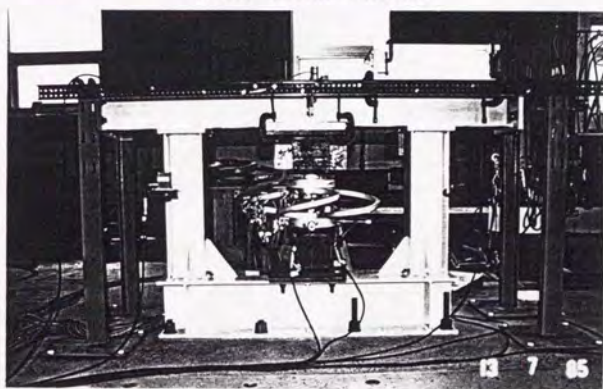
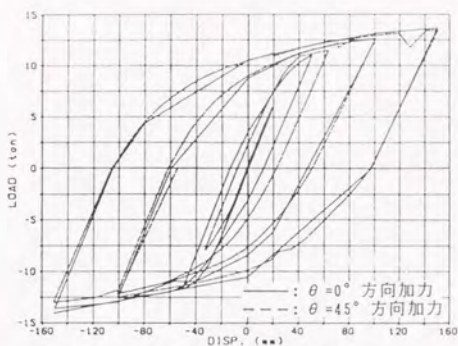
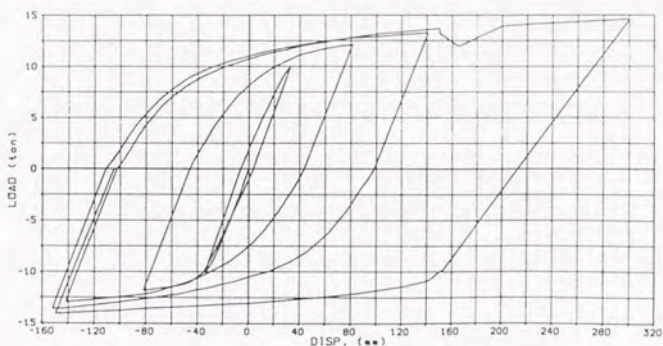


写真5.4 □27系の加力状況



(a) $\theta = 0^\circ, 45^\circ$ 方向加力



(b) 大変形加力 $\theta = 45^\circ$ 方向

図5.19 □ 45-SS41供試体の履歴曲線

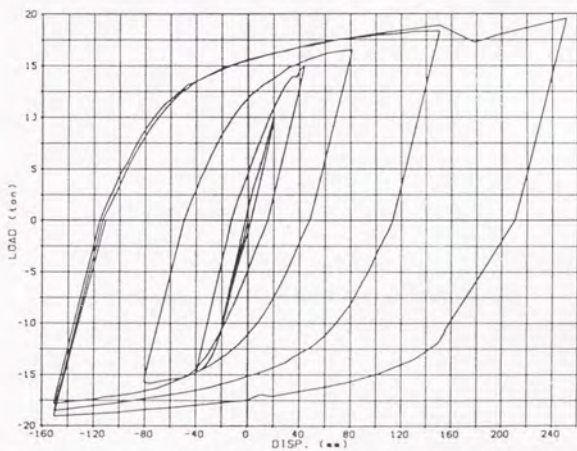


図5.20 □ 50-SS41供試体の履歴曲線 ($\theta = 45^\circ$ 方向加力)

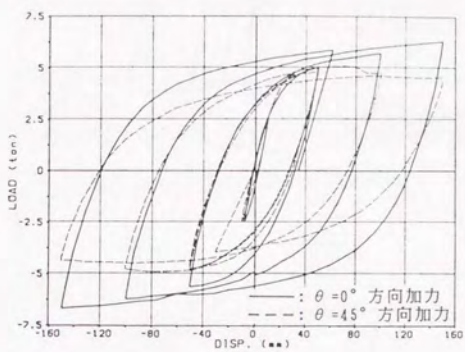


図5.21 □45-S25C供試体の履歴曲線

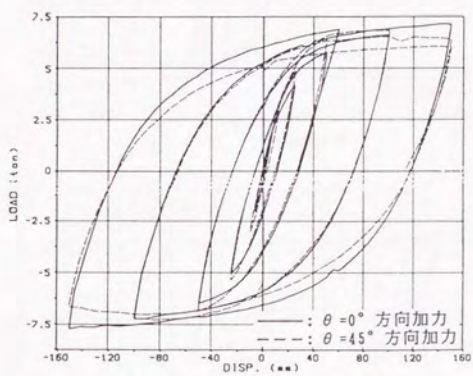


図5.22 □50-SUS304供試体の履歴曲線

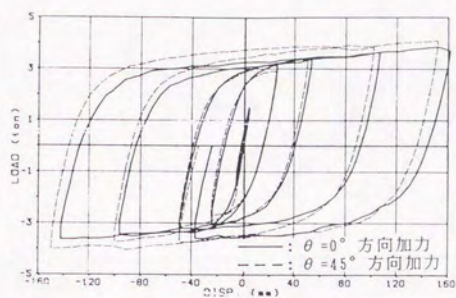
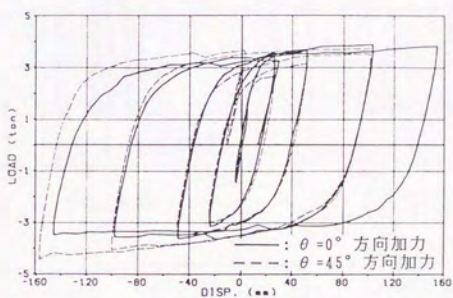
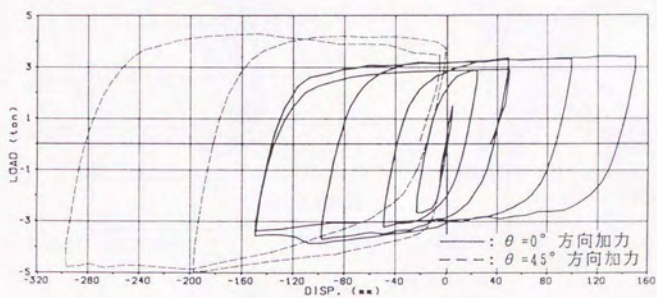


图5.23 □27-S25C供試体履歴曲線



(a) $\theta = 0^\circ, 45^\circ$ 方向加力



(b) 大変形加力

图5.24 □27-S20C供試体履歴曲線

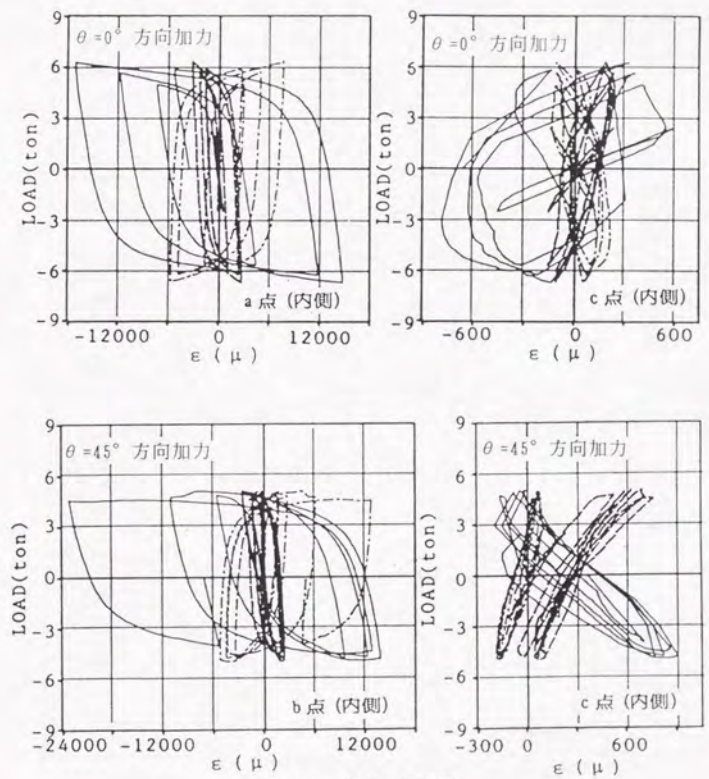
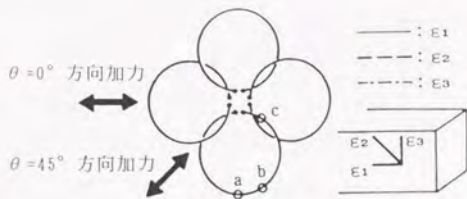


图5.25 荷重-歪關係

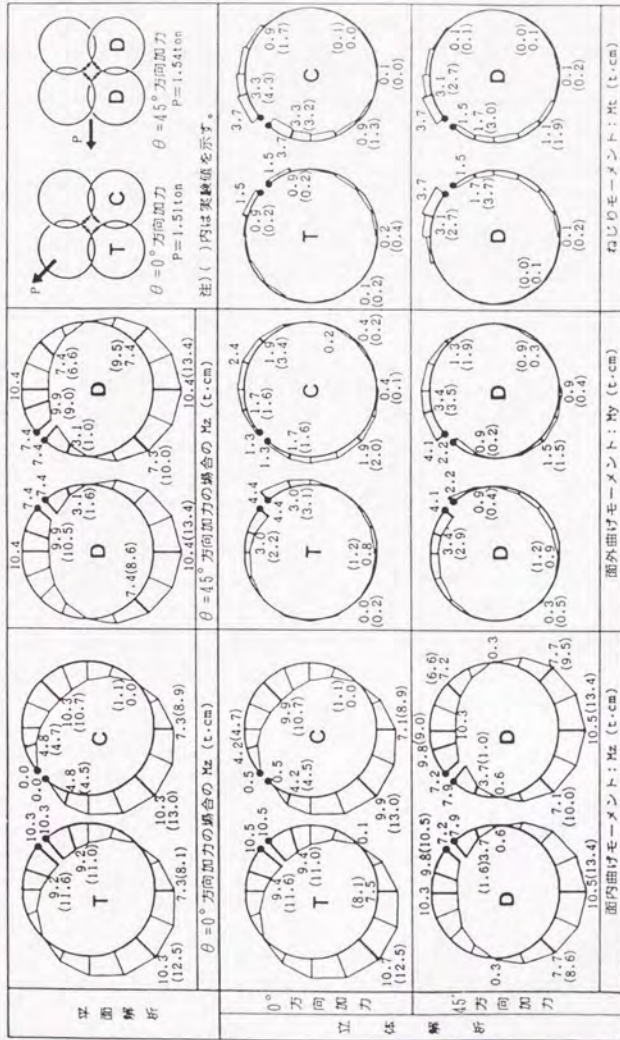
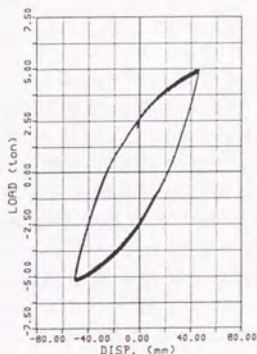


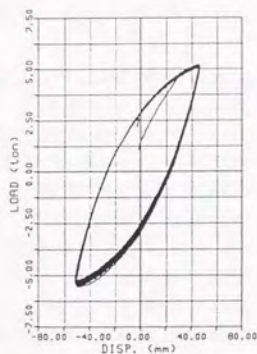
図5.26 弾性域における各モーメント分布 (□45-S25C供試体)

表5.5 弾性剛性の実験値と解析値との比較 (単位: t/cm)

供試体	□ 45-SS41		□ 50-SS41		□ 45-S25C	
加力方向 θ	0°	45°	0°	45°	0°	45°
実験値	3.52	3.73	—	5.71	3.82	3.09
立体解析値	3.97	3.97	—	5.64	3.97	3.97
平面解析値	4.42	4.42	—	7.09	4.42	4.42
供試体	□ 45-SUS		□ 27-S25C		□ 27-S20C	
加力方向 θ	0°	45°	0°	45°	0°	45°
実験値	3.50	3.57	2.93	2.58	3.48	2.97
立体解析値	3.80	3.80	3.34	3.34	3.34	3.34
平面解析値	4.22	4.23	3.95	3.95	3.95	3.95

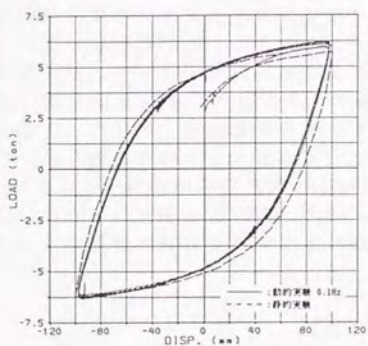


(a) 振動数 0.1Hz

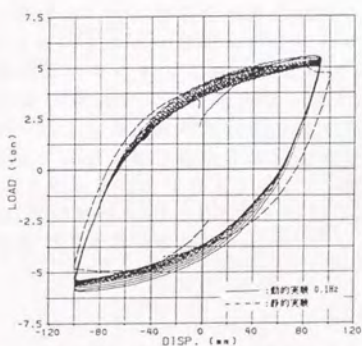


(b) 振動数 0.2Hz

図5.27 $\theta = 45^\circ$ 方向の履歴曲線 (± 50 mm)



(a) $\theta = 0^\circ$ 方向加力



(b) $\theta = 45^\circ$ 方向加力

図5.28 動的履歴曲線

第6項 Lead Damperの基本性能試験

6.1 緒言

本項では、鉛材を用いたエネルギー吸収装置の実験結果について述べる。

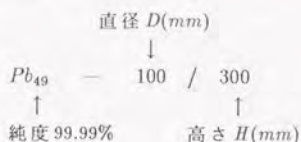
地震エネルギーを吸収する鉛の使用は、1970年代から始まった。このときは、鉛を鋼管等に封じ込め、周囲が拘束された状態で、塑性変形が加えられた。この方法は、意図した変形しか許容しないため、塑性変形中も、鉛の形状がある程度保たれる。しかし、この方法では鉛の形状に制限があり、自由にそのエネルギー吸収の容量も変更できないように思われる。

そこで我々は、鉛を1つのダンパーとして独立させることで、より自由な設計が可能となるようなダンパーを開発した。ここでは、これらの鉛ダンパーの基本的な特性について述べる。

6.2 供試体説明

供試体は、図6.1に示す円柱状供試体と更にこれの発展型である形状の異なる3種類の変形型供試体の計4種類である。円柱型供試体は可撓部の高さ(H)と直径(D)をパラメータとし、表6.1に示す組み合わせとした。変形型供試体については可撓部の大きさ変化させ、全高さ(H)は各タイプで一定値とした。表6.2に変形型供試体の供試体数を示す。軸部の大きさは50~140mmとしている。尚、変形型供試体は、表6.2中に()付きで示すように供試体形状を表わすアルファベット1文字と直径寸法の組合せで呼ぶ。円柱型供試体では、小変形領域での履歴曲線は剛塑性挙動を示すが、変形が大きくなるに従い軸方向変形の影響によりその抵抗力も大きくなり典型的な蝶型の履歴曲線を示すものであった。変形型供試体はこうした履歴曲線を大変形領域においても剛塑性に近づけるために、軸方向変形の影響を小さく抑え、曲げせん断変形が優先するような形状を持つものとして開発されたものである。供試体の可撓部断面形状は大部分が円形であるが、変形型供試体では製作の都合上、八角形断面を採用したものもある。全ての供試体は、水平変形を受けflexibleに変形可能な部分(可撓部)とこの可撓部の変形能力を確保するための円錐状の補強部、更にダンパー取り付けのための鋼プレートにより構成されている。鋼板と補強部との接合にはホモゲン溶着法を採用した。この接合法により、鉛と鋼板との境界での剥離を防止する事が可能となる。鉛の物理的性質を表6.3に示す。変形を受けた鉛は発熱により回復および再結晶という課程をたどる。この回復、再結晶は供試体の不純物により強い影響を受ける。そこで、供試体に使う鉛の純度に99.99%と99.999%の2種類の材料を試してみた。しかし、鉛の純度が履歴曲線に及ぼす影響は殆ど観察できなかった。

円柱型供試体は以下のように呼称する。



6.3 実験方法

加力装置を図6.2に示す。同図(a)に於いて、供試体は上下2つのH形鋼に高力ボルトで固定されており、上部の可動H形鋼をアクチュエータによりスライドさせることにより、供試体に強制変形を与えた。可動H形鋼は2本の柱により支持されると同時に、浮き上がり防止の為、予圧縮力が導入できる仕組みとなっている。今回の実験では予圧縮力は主として200kgとしている。又、可動H形鋼のフランジ面にはステンレス板、支持面上にはテフロン加工が施されている。変形型供試体のC型、J型は2体を1組として加力装置にセットして実験を行った。又、加力方向の違いによる履歴特性の変化を検討するために、供試体の屈曲部が加振方向に平行な場合(P方向)と、直交している場合(O方向)の2通りの加力を行なった。

計測は水平荷重をアクチュエータ先端のロードセル(最大50ton)、加振方向の水平変形を差動トランス型変位計(シェーピッツ社製、 $\pm 250\text{mm}$)、加振直交方向水平変位と可動H形鋼の鉛直変位2点を高感度変位計(東京測器製、 $\pm 25\text{mm}$)により計測した。データの記録は、動歪アンプからの出力を時間刻み1/100秒でA/D変換を行い、マイクロコンピュータ(YHP-9816)のハードディスクに収録した。同時に、データレコーダ(共和電業製、RTP-600)を用いアナログ量での記録も行っている。供試体の表面温度は、熱電対を供試体表面に接着して計測を行い、デジタルサーモメータ(TDT-436H, TYPE-941)により記録を行った。

計測データの記録は、静的実験では自動デジタルひずみ測定器(TDS-301, 東京測器製)を介してマイクロコンピュータ(YHP-9816)のディスクへ収録し、動的实验では動ひずみアンプの出力を1/100秒あるいは1/200秒刻みでA/D変換した後、同じくマイクロコンピュータのハードディスクに収録した。更に、動的实验では動ひずみアンプの出力をデータレコーダ(TEAC R-270A型, 共和電業 RTP-600)にも同時に記録している。

静的実験では、 $\pm 150\text{mm}$ 振幅までの繰返し実験と $+20 \sim -280\text{mm}$ の大変形実験を行った。

動的实验では主として定常波を入力とし、周波数を0.01~2.0Hz、振幅を $\pm 5 \sim \pm 150\text{mm}$ の範囲で変化させた。

定常波加振実験から得られた荷重-変形曲線から鉛ダンパーの復元力特性を最も簡単なモデルで表現し、1質点系モデルを用いたシミュレーションを行

い、得られた応答変位波形を用いて加振実験を行った。シミュレーションに用いた解析モデルを図6.3に示す。Isolatorのバネ定数、 K はダンパーがない時の系の周期が3秒となる様に決定し、Lead Damperの復元力特性 K_1 、 K_2 、 K_3 は、定常波加振の結果より決定した。又、ダンパーの個数は最大変位が10cm前後となる様に選択された。粘性減衰としては、Isolatorの剛性、 K に対して2%を考えた。解析用の入力波としてはEL CENTRO(NS)波50kineと八戸(NS)波50kineを用いた。

6.4 実験結果

6.4.1 I型供試体について

(a) 変形状態の観察

図6.4と6.5に実験で観察された変形状態を示す。静的変形の場合、変形20mmにおいて H が小さい供試体ではせん断変形が優位であるのに対し、 H が大きくなるに従い曲げせん断変形に移行してくる。変位200mmにおいて、 $H=100\text{mm}$ の供試体では軸方向伸びが優先し、 $H \geq 200\text{mm}$ の供試体では中央部が絞られ、耐力も減少している。Pb₄₉-70/100供試体では変位130mmで破断しており、供試体形状による変形追従能力の差が観察される。

動の変形の場合、 $H \geq 200\text{mm}$ の供試体では可撓部上下端に亀裂が発生し、変形の増大とともに亀裂が拡大していった。 $H=300\text{mm}$ の供試体では可撓部上下端にヒンジがつくられた様な状態になり、大変形にも追従できる変形能力を有している事が認められた。

(b) 荷重-変形曲線

図6.6~6.9に、 $D=70\text{mm}$ の場合の静的加力実験から得られた履歴曲線を示す。同様に、図6.10~6.13に $D=100\text{mm}$ の場合の履歴曲線を、図6.14に $D=50\text{mm}$ の場合を示す。いずれの場合も鉛特有の履歴特性を示しており、剛塑性に近い履歴曲線を呈している。変形の増大に伴って最大耐力の上昇が認められる。

図6.15~6.19に、 $D=70\text{mm}$ の場合の動的加力実験から得られた履歴曲線を示す。同様に、図6.20~6.23に $D=100\text{mm}$ の場合の履歴曲線を、図6.24に $D=50\text{mm}$ の場合を示す。同図より、履歴曲線は加振周波数、振幅、繰返し回数等に影響されているが、その中でも変位振幅による影響が顕著である。動の実験においても静的実験と同様、大変形になる程、耐力が上昇し蝶型の履歴曲線を呈している。しかし、 $\pm 50\text{mm}$ 振幅以下のレベルでは蝶型よりもbi-linear型に近い形状を示している。又、大振幅での繰返し加力では発熱による耐力の低下が認められた。

(c) 耐力

荷重-変位曲線の特性を検討するため、ここでは図6.25に示す各点の荷重値に着目した。即ち、A点の荷重 P_A は供試体が剛体とみなせる範囲での最大荷重、B点 P_B は第1回目の履歴曲線での最大荷重、C点の荷重 P_C は変位ゼロの位置での最大荷重、D点 P_D は2回目以降の履歴曲線での最大荷重をとるものとする。

図6.26は各供試体の動の実験から求めた P_B と平均変位速度 V の関係を、図6.27は同様に P_C と平均変位速度 V の関係を加振振幅 a 毎に示したものである。平均変位速度 V は、 $V=4af$ として求めた。ここで、 a :加振波形の片振幅(cm)、 f :加振周波数(Hz)である。これより、 P_B 、 P_C は V が約3cm/sec以上になると一定値を示す傾向がある。しかし、 P_B は加振振幅 a によりかなりバラツキが大きく、 a が大きい程 P_B も大きくなっている。図6.28と6.29は供試体可撓部高さ H (mm)と P_A 、 P_C の関係を示したものである。ここで P_A 、 P_C は、 H が同じ供試体の実験から得られた耐力の平均値としている。同図より P_A 、 P_C は高さ H が大きく、直径 D が小さい程小さくなっている。又、静的実験の結果よりも動の実験の結果の方が、耐力は大きくなっていることがわかる。

図6.30と6.31は静的と動の実験(振幅±100mm)から得られる P_A 、 P_B と部材剛度 I/H の関係を示している。

図6.32は P_C と $\log_{10}(I/H)$ の関係を示したものである。いずれの場合も P_A 、 P_B は I/H と、 P_C は $\log_{10}(I/H)$ と比例関係にあることが認められる。

各変位レベルでの最大耐力 P_D と部材角 δ/H の関係を図6.33に示す。同図より H が大きい方が最大荷重の上昇率は大きくなっている。又、静的と動的の耐力を比べると、動の実験による耐力の方が高い値を示している。

図6.34に動的繰返しによる最大荷重 P_D と繰返し回数 N の関係を示す。 P_D は繰返し加力により急激に低下することがわかる。

(d) 表面温度

図6.35はPb₄₉-100/100, 100/150, 100/200各供試体の表面温度と繰返し回数 N の関係を示したものである。又、同図中には表面温度の上昇から推定したヤング率の低下の模様も示されている。同図より繰返し回数 N の増大に伴い、表面温度も上昇しているが、最高で70°C程度である。この表面温度の上昇から推定されるヤング率の低下は4%程度であるが、破壊時の状態や実験後の破断面酸化膜の発色状況から、供試体は鉛の融点(327°C)に達していたのではないかと思われる。

(e) 解析応答波入力

Pb₄₉-100/300供試体34個を用いたとした場合の応答解析から得られた応答変位波形を加振波形として、アクチュエータに入力して、実際にPb₄₉-100/300供試体の加振を行った。

実験より得られた荷重と変形の関係の一例を図6.36と6.37に示す。図6.36は応答波形の入力波にEL CENTRO(NS)波を用いて得られた応答波を加振波形とした場合、図6.37は八戸(NS)波を用いた場合である。

又、1つの供試体に地震波(最大変形150mm)を3回連続して入力した実験を行っても、得られた復元力特性は3回ともほとんど変わらないことが確認された。

6.4.2 変形型供試体について

(a) 定常波加振

図6.38~6.40に直径 D が100mmまでのC型、J型、U型供試体の定常波(振動数0.5Hz)入力による履歴曲線を示す。但し、縦軸の荷重値は加力装置の摩擦力を差し引いた数値であり、U型は荷重値を2倍して2体を1組としたときの値に換算している。同図から履歴曲線は完全剛塑性に近い挙動を示し、一定振幅を繰り返すことにより繰り返し回数の増加と共に、縦軸の荷重値が低下する傾向にあることがわかる。各供試体の履歴曲線の加振方向による違いに着目すると、C型、J型供試体ではO方向よりもP方向加振時の方が降伏耐力が大きくなっているが、U型に於いては方向に関係なくほぼ同じ耐力を示している。又、P方向加振時の方がより完全剛塑性に近い形状を示している。これはO方向加振時の方がP方向に比べ軸方向変形の影響が大きくなり易い形状であることと、C型、J型においては供試体に捻れ変形が加わっている為と考えられる。しかし、この加振方向による履歴曲線の差異は適切な供試体形状を設計することにより解決可能であると考えられる。

図6.41は、U140供試体の加振振動数0.33Hz、振幅 ± 20 、50、100、150mmによる定常波加振時のP方向の履歴曲線である。振幅が大きくなるに従い耐力も大きくなっている。図6.42は加振振幅 ± 50 mmで、振動数を0.33、0.5、1.0Hzと変化した場合の履歴曲線を示す。同図より、振動数の違いによる履歴曲線の差異はあまりなく、この程度の加振速度の範囲では履歴特性に及ぼす影響は小さいと言える。図6.43は繰返し試験の結果である。これは -130 mmの強制変位を与えた状態を中心に、振幅 ± 150 mm、振動数0.33Hzの定常波で35サイクル繰返ししたときのものである。従って供試体を受ける強制変形量は $+20 \sim -280$ mmとなる。同図より履歴回数が増加するに従い、履歴面積が徐々に縮小していくことが認められる。実験中、繰返しにより供試体の上下軸端部が発熱し、溶融状態に達していることが観察された。実験後、供試体表面は手で触れないほど高温であったが、これを1時間かけて冷却した後、再度加力を試みた。その結果履歴曲線は繰返し試験前のものと同等のものが得られた。これは鉛の持つ塑性変形能力、再結晶能力によるものであると言える。図6.44は繰返し試験より得られた履歴面積の総和を、横軸に繰返し回数をとって表示したものである。同図より、履歴面積の累積値は繰返し回数にほぼ比例している。加振終了時の履歴面積の総和は $9500t \cdot \text{cm}$ 以上である。

次に、図6.45に定常波加振時の履歴曲線1サイクルの面積と各供試体の直

径 D との関係を示す。尚、図中の実線は $D = 75\text{mm}$ の供試体の履歴面積を基準として、各々の履歴面積を直径 D の比の4乗倍した値を示し、破線は3乗倍した値を示す。同図より、履歴面積は直径の比の3乗から4乗に比例していることがわかる。同じ様に降伏耐力と直径 D の関係を図6.46に示す。図中の破線は $D = 75\text{mm}$ の供試体の降伏耐力を基準にし、直径 D の比の3乗倍した値をプロットしたものである。同図より、J型、U型供試体の耐力はほぼ同じ値を示していることがわかる。又、U型は加力方向による耐力の差は少なく、逆にC型では加力方向による耐力の差が大きい。実験値と破線はほぼ対応しており、降伏耐力は直径 D の3乗に比例するといえる。

(b) 静的大変形加力

図6.47にJ75供試体の大変形加力時の履歴曲線を示す。同図より変形が大きくなるに従い抵抗力も徐々に大きくなって行く。しかし、これは供試体の寸法を調整することで、ハードニングの起こる領域を変更することは容易である。

(c) 解析応答波加振

J100供試体を用いた場合の応答解析の結果、得られた応答変位波形と応答加速度波形を図6.48、応答解析による履歴曲線を図6.49に示す。最大応答加速度は 141.9gal と入力加速度の約 $1/3$ である。応答変位波形をアクチュエータに入力して加振した結果得られた履歴曲線を図6.50に示す。応答計算による履歴曲線と比べその全体的形状は類似している。又、実験による荷重値を16倍すれば、応答計算で得られた履歴曲線とほぼ合致することも明瞭である。この結果、曲げせん断変形を優先させた鉛 Damper の変形追従性が確認できた。

6.5 まとめ

動的加力では一定振幅の繰返しにより履歴ループの耐力が繰返しと共に低下する傾向をもつが、静的加力の場合にはこの様な挙動は示さない。この静的と動的加力による挙動の差は鉛のもつ物性に由来しており、履歴現象に伴う発熱によるヤング率の低下や変形による軸方向の塑性伸縮、特に鉛の再結晶等の諸要因が複雑に影響しあっている結果であると考えられる。

この様に、Lead Damper の履歴特性は鉛独特の形状を示すが、塑性化によるエネルギー吸収能力は非常に大きいことが明かとなった。又、変形型鉛 Damper の実験から、曲げせん断変形を優先させることによって、履歴曲線を自由に操作できる可能性が認められた。P方向加力とO方向加力では履歴曲線に違いがみられるが、これは供試体を複数個組み合わせることや、供試体形状の変更によって解決できると考えられる。履歴面積及び降伏耐力を供試体可撓部の直径 D と高さ H により定量的に算出できる可能性が認められた。

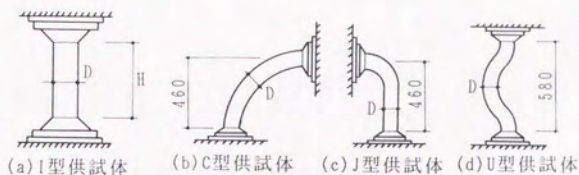


図6.1 供試体説明図

表6.1 円柱（I）型供試体数

H \ D	50mm	70	100
70mm	—	(12)個	—
100	—	5(12)個	5個
150	—	5個	5(10)個
200	—	5個	5個
300	10個	10個	(16)個

註) () 内の数字は純度99.999%の供試体の個数である。

表6.2 変形型供試体数

D	50mm	75mm	100mm	140mm
C	—	4体 (C75)	4体 (C100)	—
J	4体 (J50)	8体 (J75)	8体 (J100)	—
U	2体 (U50)	4体 (U75)	4体 (U100)	20体 (U140)

※ () 内は供試体呼称名

表6.3 鉛の物理的性質

密度 (t/m ²)	11.337(20℃)
ヤング率 (t/cm ²)	170 (室温)
剛性率 (t/cm ²)	59.3 (室温)
ポアソン比	0.44
融点 (℃)	327.3
比熱 (cal/℃/mol)	6.32

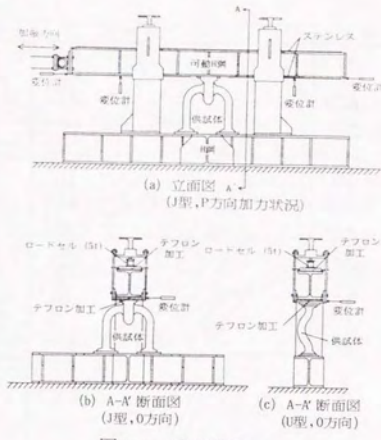


図6.2 実験装置

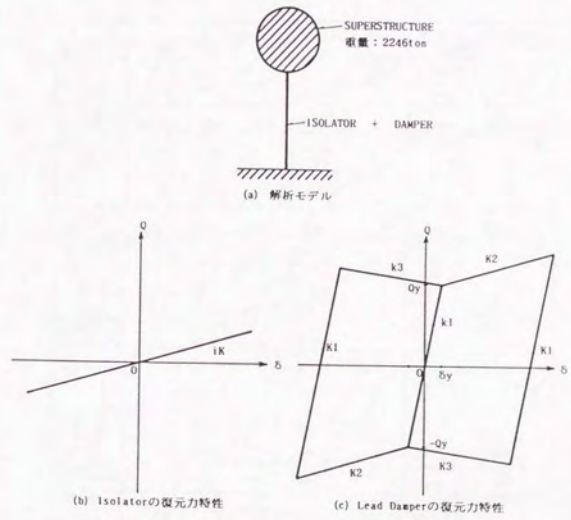


図6.3 解析応答波加振用の解析モデル

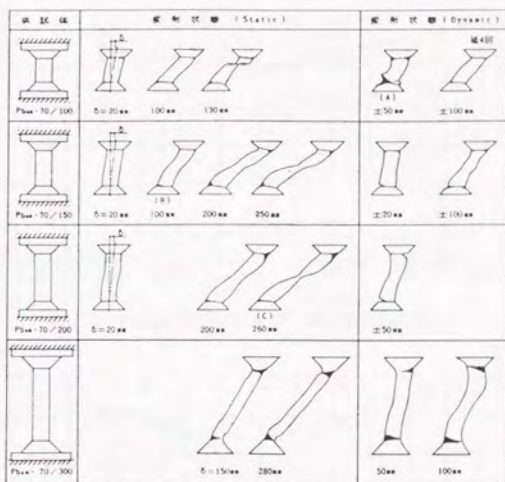


図6.4 変形状態図(D=70mmの場合)

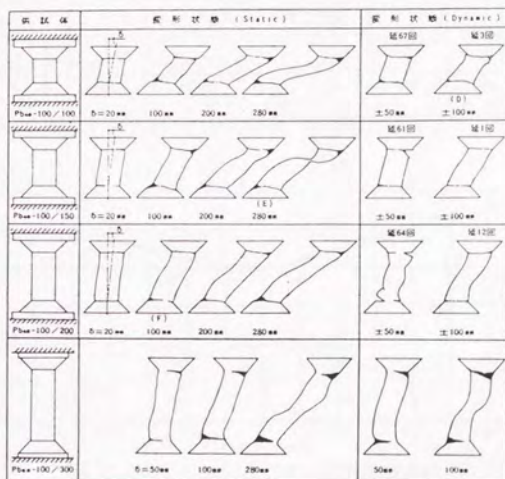


図6.5 変形状態図(D=100mmの場合)

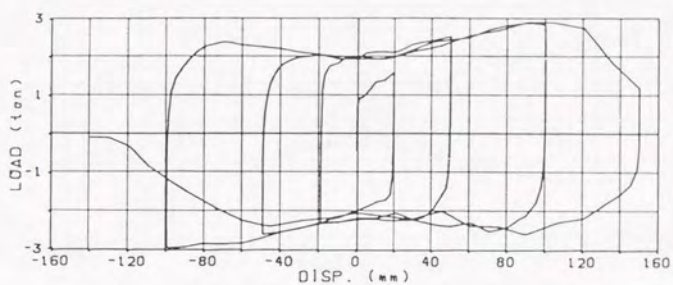


图6.6 Pb₄₉-70/100供试体 静的履歴曲線

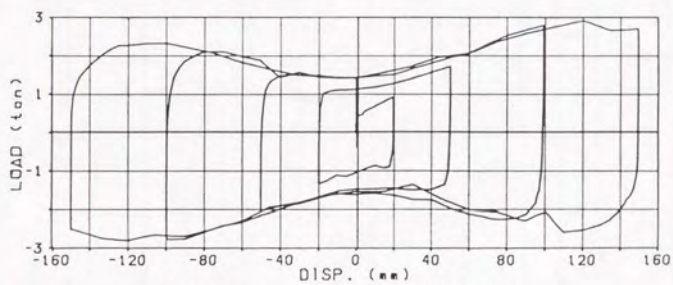


图6.7 Pb₄₉-70/150供试体 静的履歴曲線

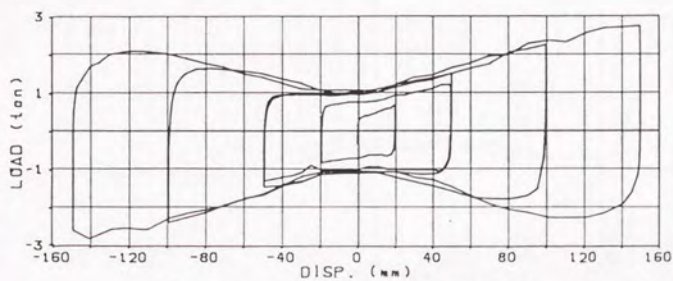


图6.8 Pb₄₉-70/200供试体 静的履歴曲線

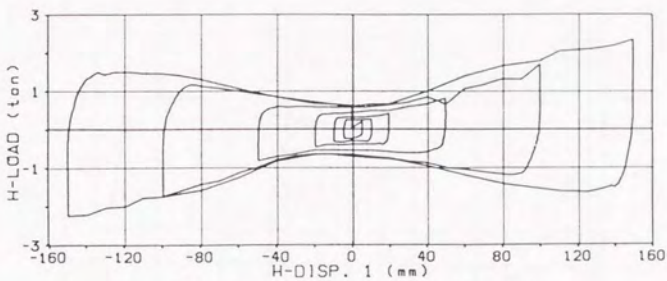


图6.9 Pb₄₀-70/300供試体 静的履歴曲線

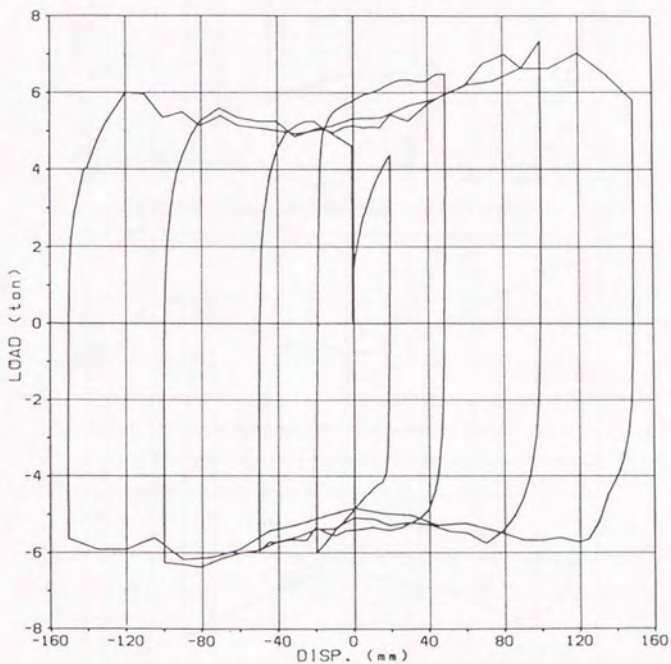


图6.10 Pb₄₀-100/100供試体 静的履歴曲線

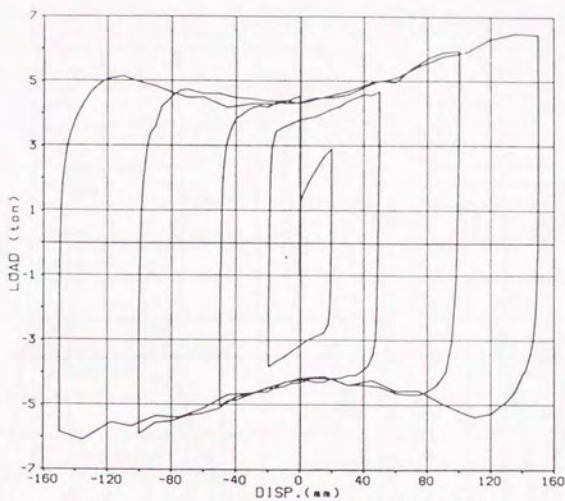


圖6.11 Pb₄₉-100/150供試體 靜的履歷曲線

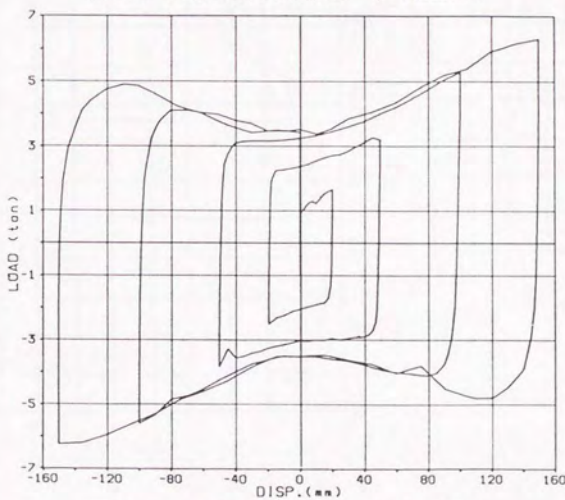


圖6.12 Pb₄₉-100/200供試體 靜的履歷曲線

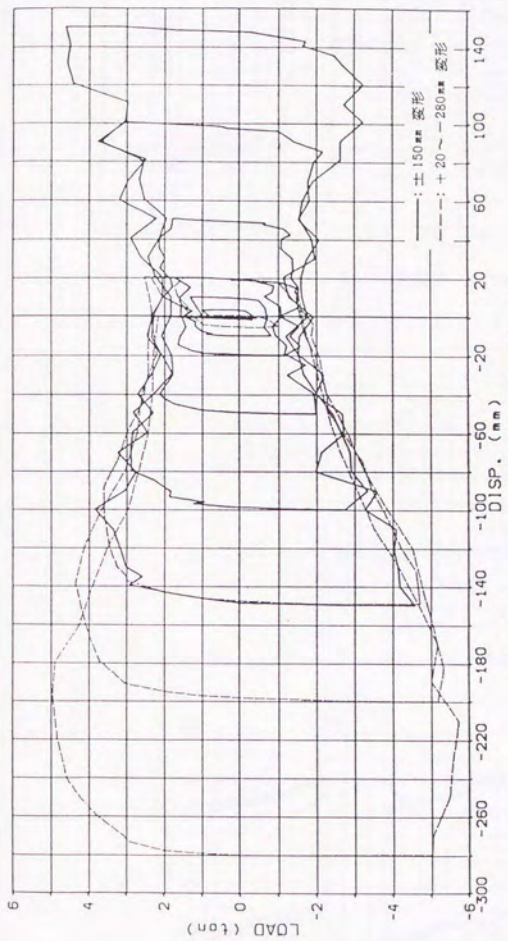


图6.13 Pb₈₉-100/300供试体 静的履歴曲线

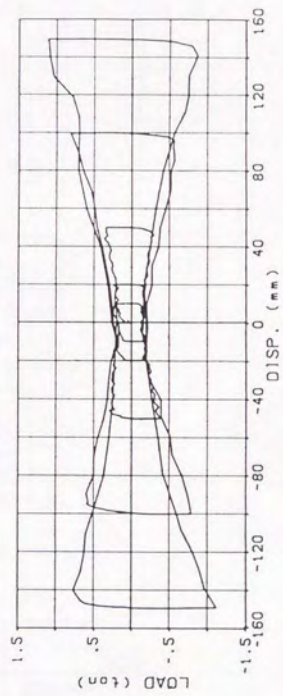


图6.14 Pb₈₉-50/300供试体 静的履歴曲线

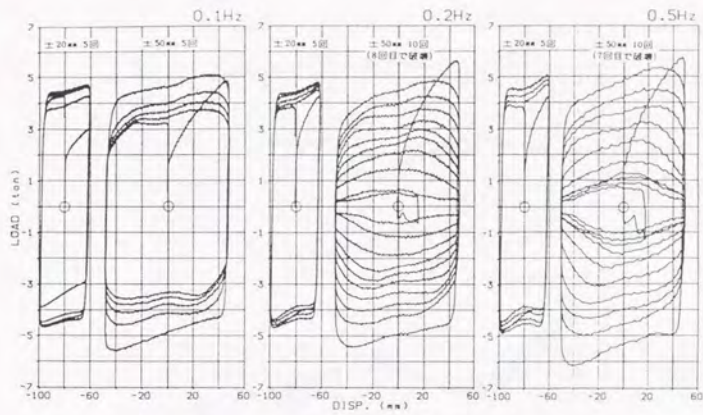


図6.15 Pb₄₉-70/70供試体 動的履歴曲線

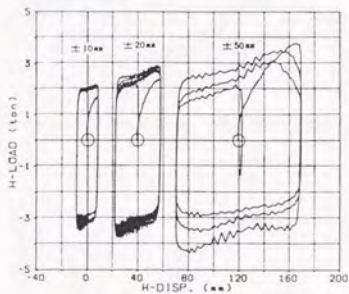


図6.16 Pb₄₉-70/100供試体 動的履歴曲線(0.5Hz)

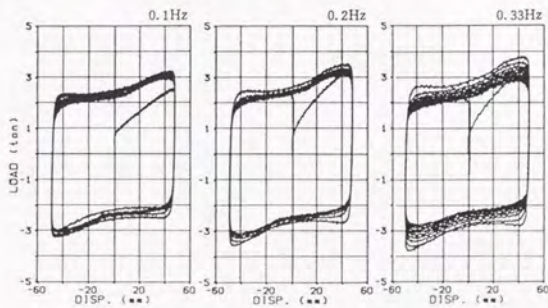


図6.17 Pb₈₉-70/150供試体 動的履歴曲線(50mm)

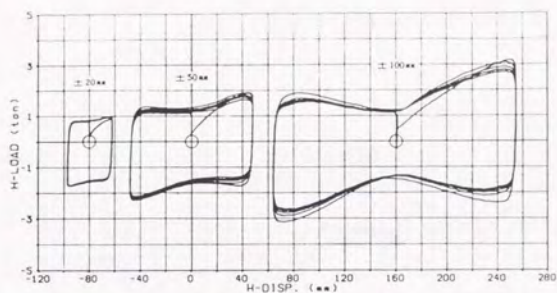


图6.18 Pb₄₉-70/200供试体 動的履歴曲線(0.1Hz)

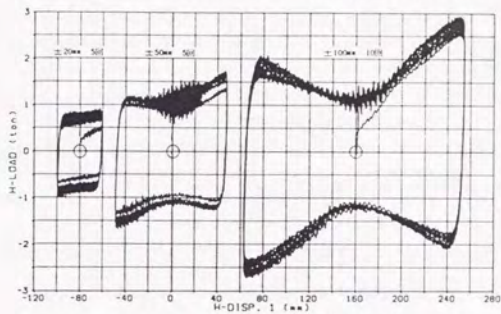


图6.19 Pb₄₉-70/300供试体 動的履歴曲線(0.2Hz)

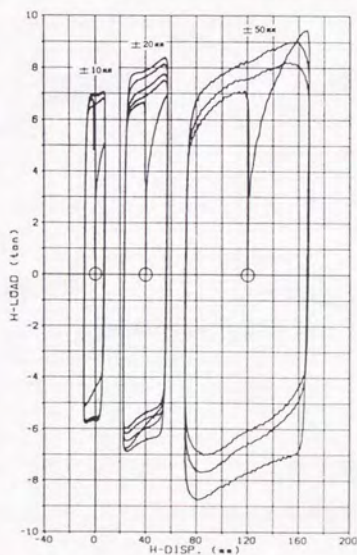


图6.20 Pb₄₉-100/100供试体 動的履歴曲線(0.1Hz)

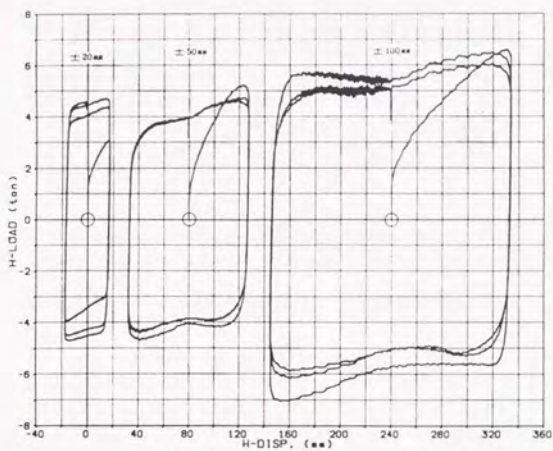


图6.21 Pb₄₉-100/150供试体 動的履歴曲線(0.1Hz)

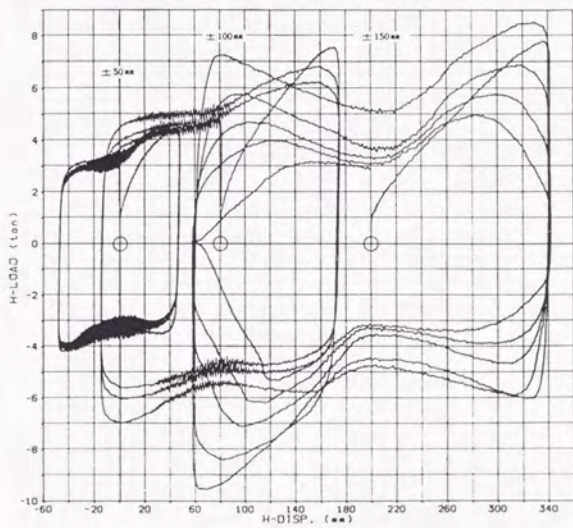


图6.22 Pb₄₉-100/200供试体 動的履歴曲線(0.1Hz)

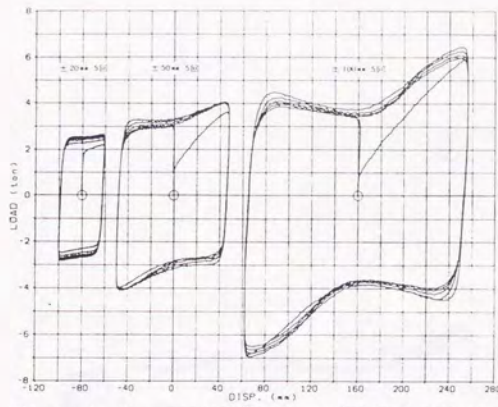


图6.23(a) Pb₅₉-100/300供试体 動的履歴曲線(0.2Hz)

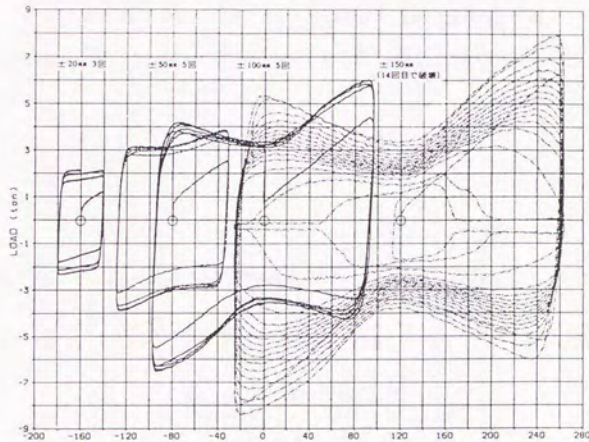


图6.23(b) Pb₅₉-100/300供试体 動的履歴曲線(0.1Hz)

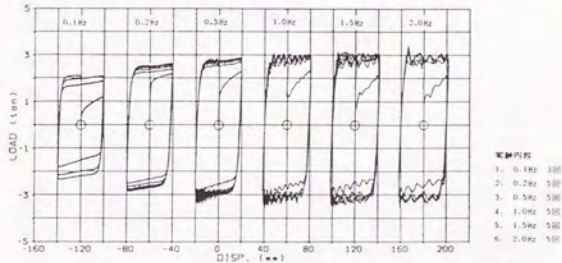


图6.23(c) Pb₅₉-100/300供试体 動的履歴曲線(20mm)

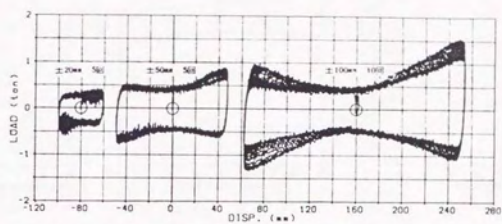


図6.24 Pb₄₉-50/300供試体 動的履歴曲線(0.2Hz)

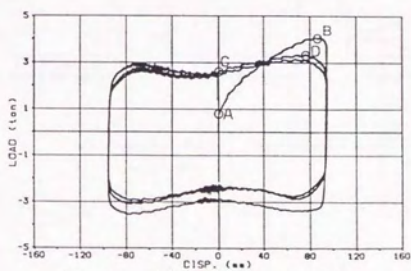


図6.25 動的履歴曲線での耐力

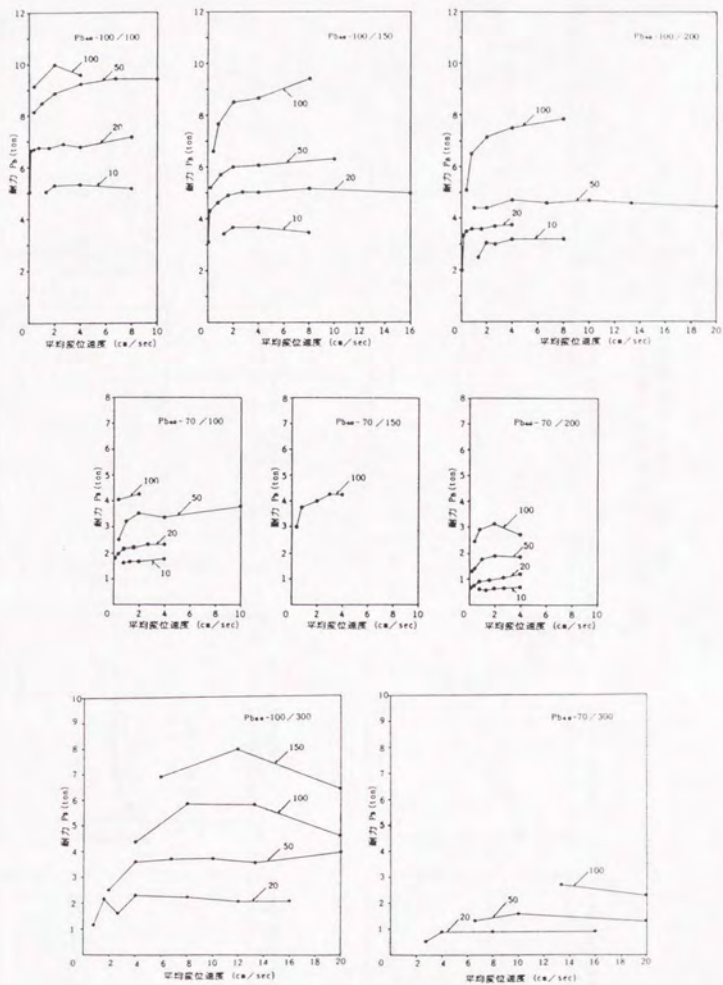


図6.26 耐力P_Bと平均速度の関係
 注) 図中の数字は加振振幅(mm)を示す。

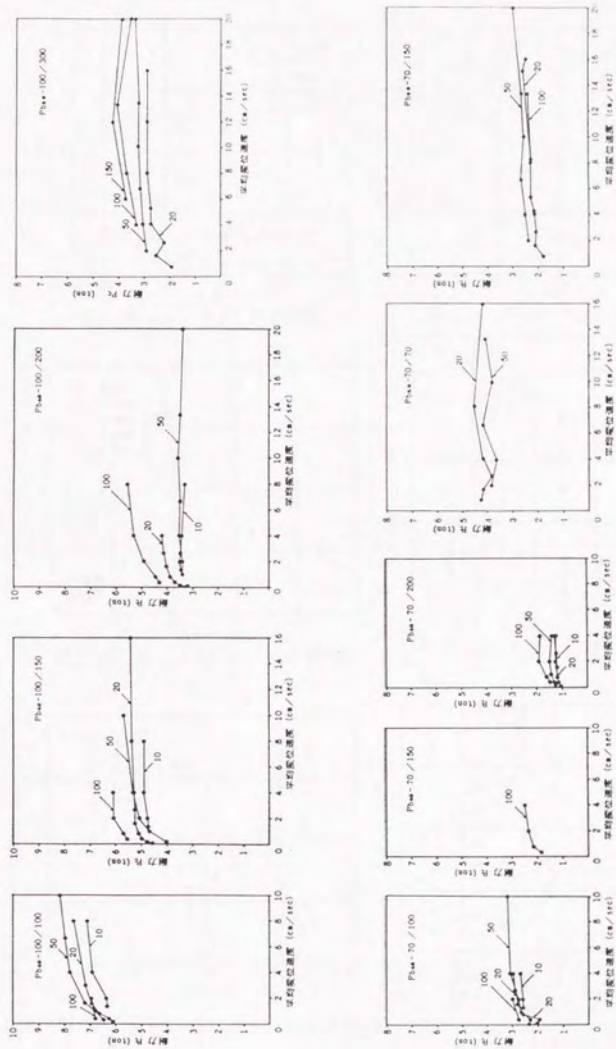


図6.27 耐力P Cと平均変位速度の関係
 (注) 図中の数字は加振振幅(mm)を示す。

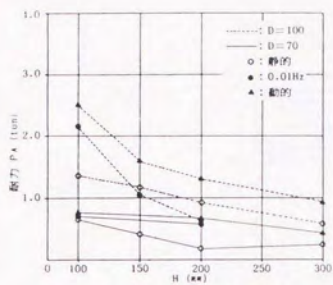


図6.28 耐力PAとHの関係

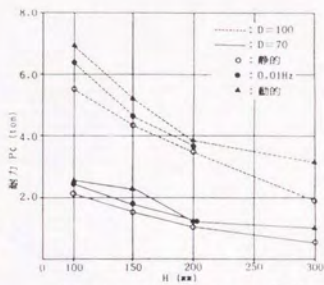


図6.29 耐力PCとHの関係

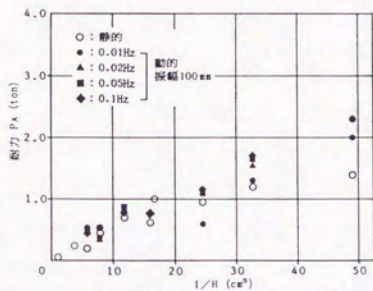


図6.30 耐力PAとI/Hの関係

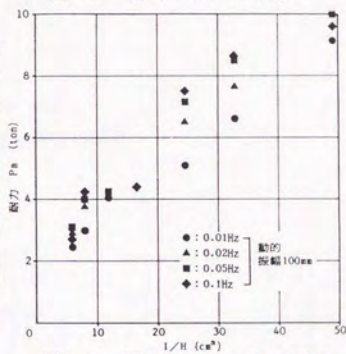


図6.31 耐力PBとI/Hの関係

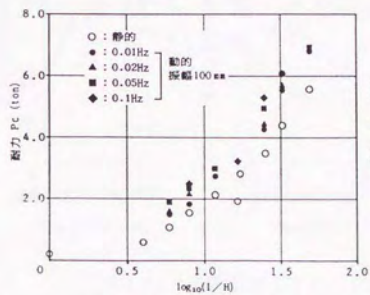


図6.32 耐力PCとlog10(I/H)の関係

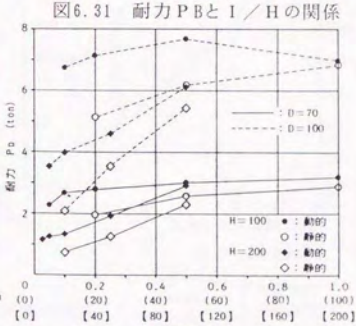


図6.33 耐力PDと部材角r/Hの関係

() 内はH=100mm試体の変位: mm
 [] 内はH=200mm試体の変位: mm

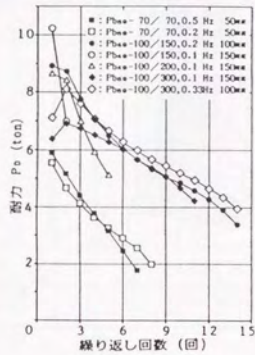


図6.34 PDと繰返し回数の関係

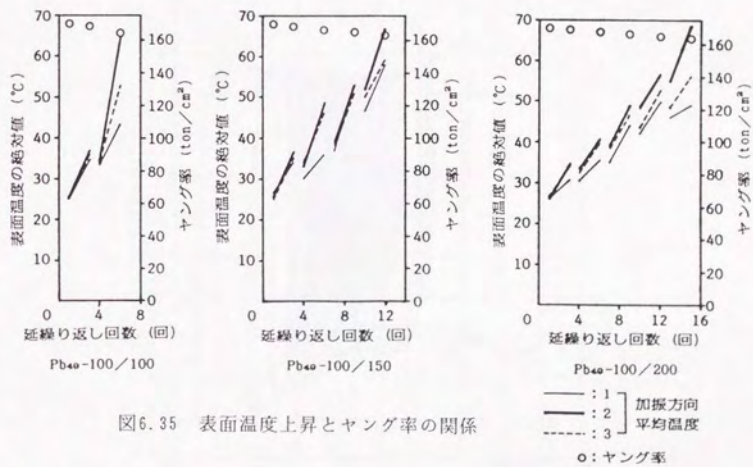


図6.35 表面温度上昇とヤング率の関係

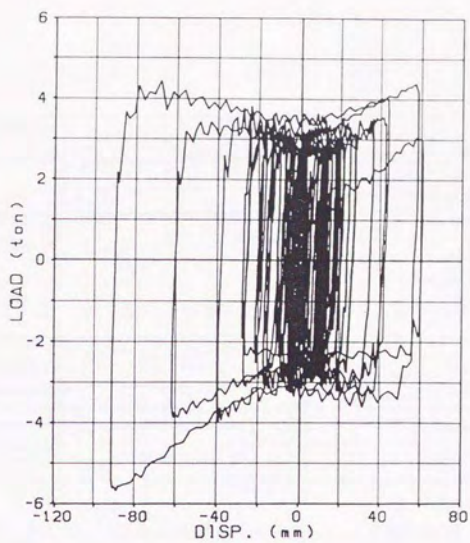


图6.36 解析应答波入力 (EL CENNTRO(NS)波)

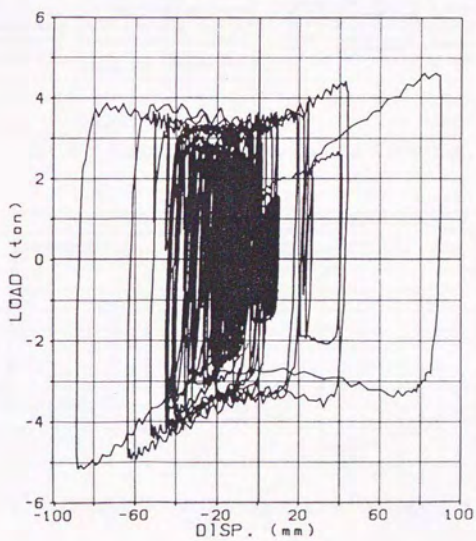


图6.37 解析应答波入力 (八戸(NS)波)

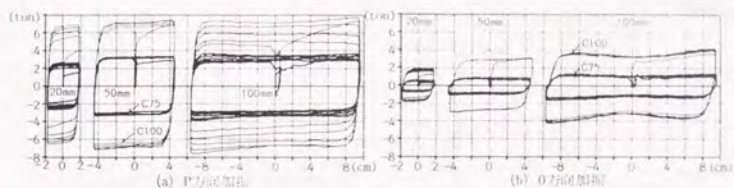


図6.38 C型の正弦波加振(0.5Hz)による履歴曲線

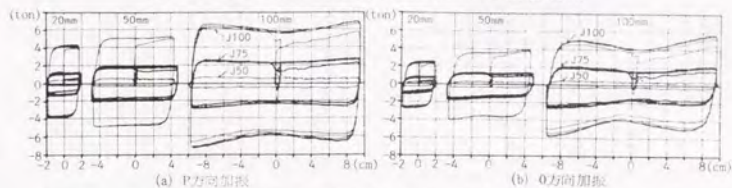


図6.39 J型の正弦波加振(0.5Hz)による履歴曲線

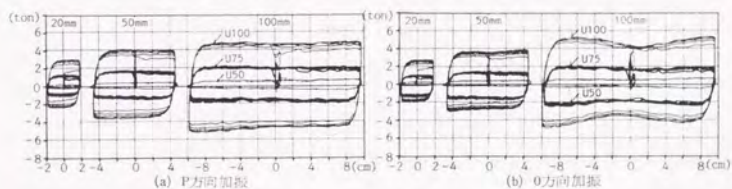


図6.40 U型の正弦波加振(0.5Hz)による履歴曲線

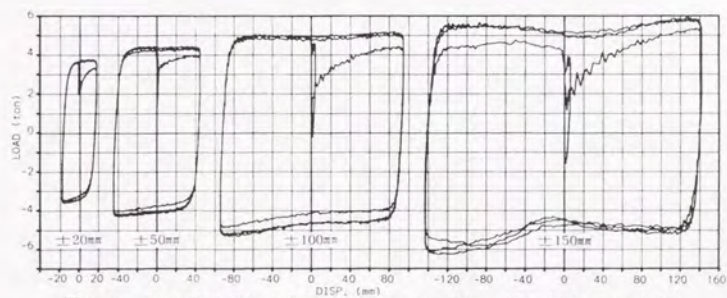


図6.41 U140型供試体の定常波加振(0.33Hz)時の履歴曲線 (P方向)

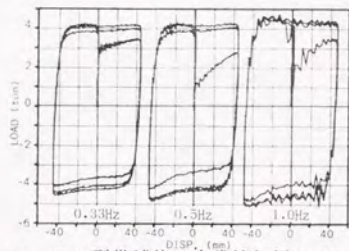


図6.42 U140型供試体の定常波加振(±50mm)時の履歴曲線 (P方向)

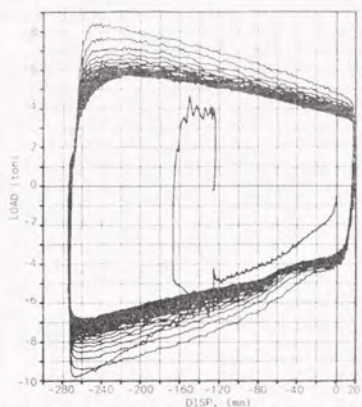


図6.43 U140型供試体の繰返し加力実験 (P方向)

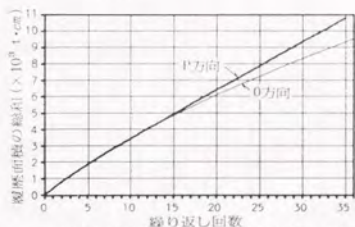


図6.44 履歴面積の総和と繰返し回数 (U140型)

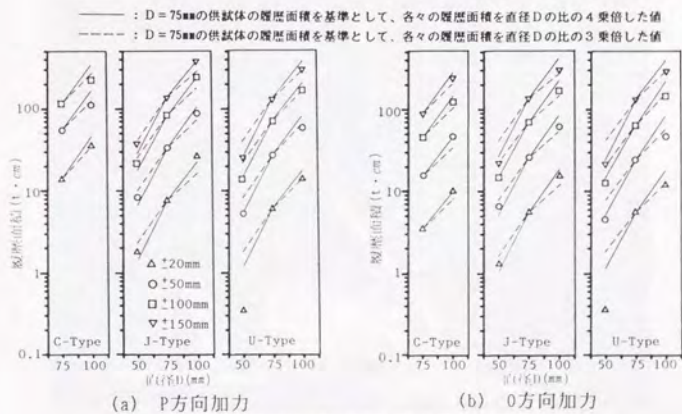
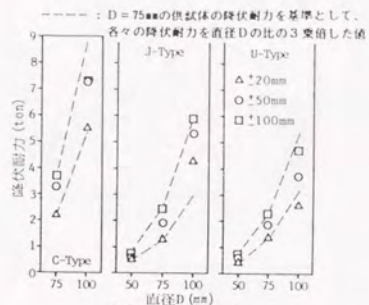
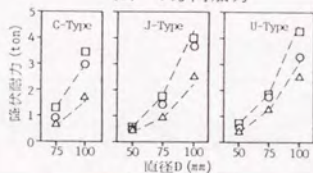


図6.45 履歴面積と供試体直径との関係



(a) P方向加力



(b) O方向加力

図6.46 降伏耐力と供試体直径との関係

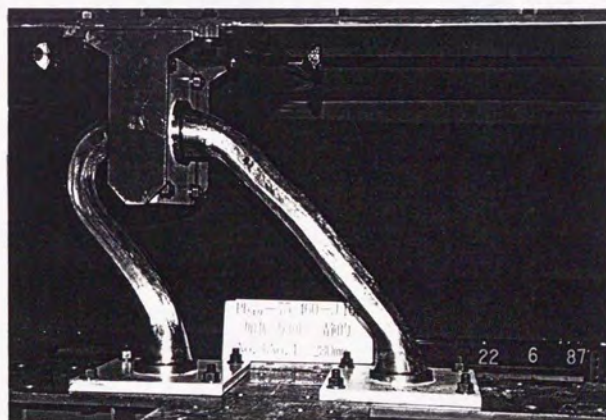
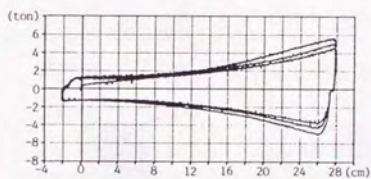


図6.47 静的大変形加力による履歴曲線 (J75, P方向)

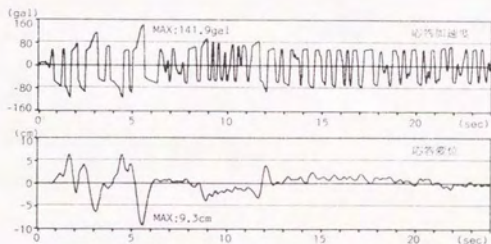


図6.48 EL CENTRO (NS)による応答時刻歴

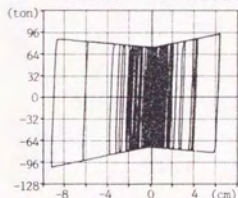


図6.49 応答履歴 (P方向)

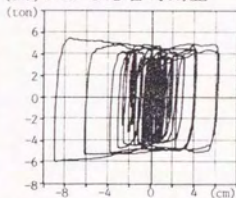
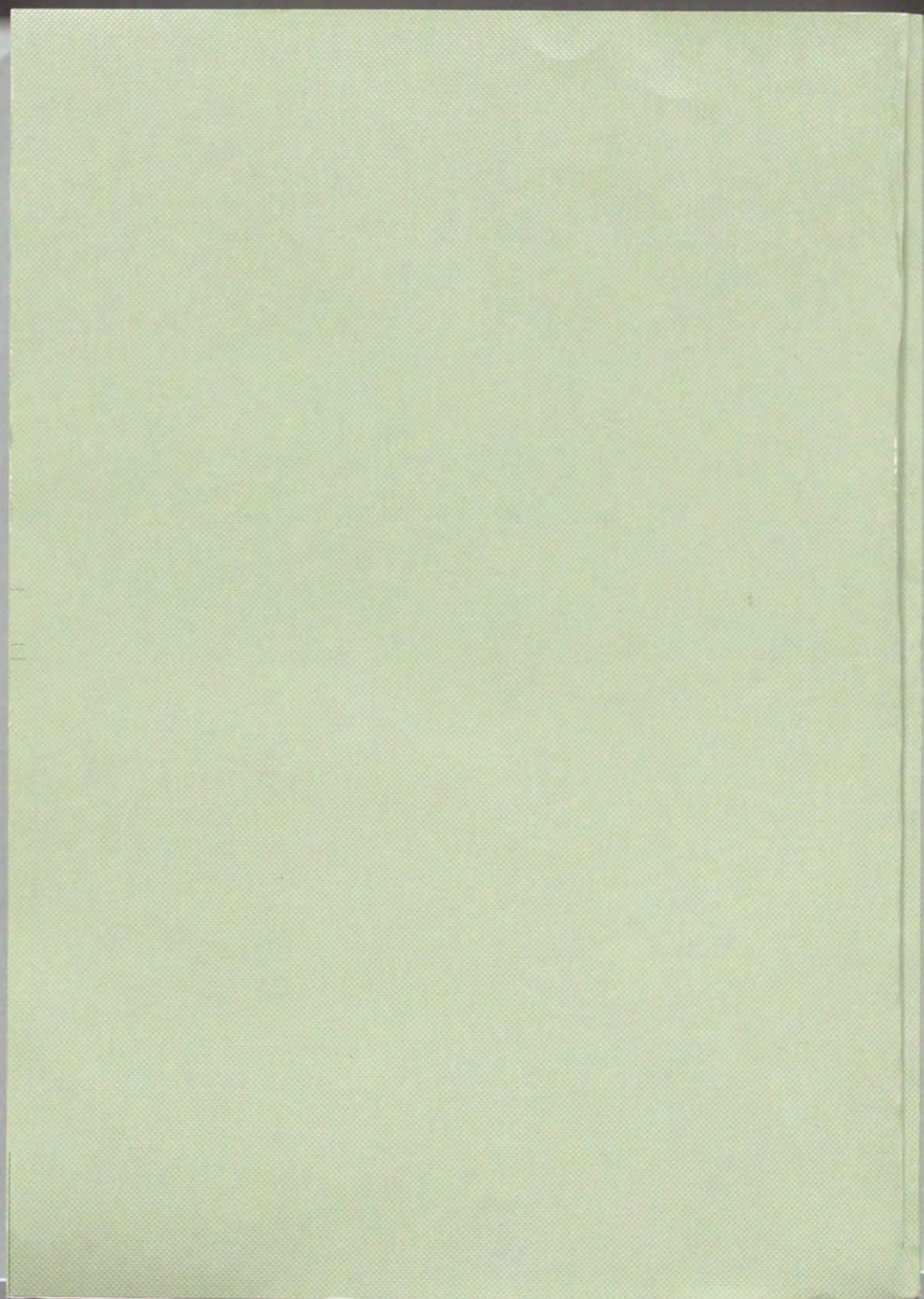


図6.50 履歴曲線 (P方向)



cm 1 2 3 4 5 6 7 8
inches 1 2 3 4 5 6 7 8

Kodak Color Control Patches

© Kodak, 2007 TM, Kodak



Kodak Gray Scale



© Kodak, 2007 TM, Kodak

A 1 2 3 4 5 6 M 8 9 10 11 12 13 14 15 B 17 18 19

