

土木研究所資料

沈埋トンネル可撓性継手の動的剛性の評価方法

昭和 57 年 8 月

建設省土木研究所
地震防災部・耐震研究室

Copyright© 57年度 by P. W. R. I.

All rights reserved. No part of this book may be reproduced by any means, nor transmitted, nor translated into a machine language without the written permission of the Director of P. W. R. I.

この報告書は、土木研究所長の承認を得て刊行したものである。したがって、本報告書の全部又は、一部の転載、複写は土木研究所長の承認を得ずしてこれを行なってはならない。

ま え が き

沈埋トンネルは、通常水底の軟弱地盤に埋設されるものであり、その耐震性は重要である。そのため、沈埋トンネルの動的解析による検討が行われているが、この計算に必要な動的継手剛性の評価法は明らかになっていなかった。

本報告書は、沈埋トンネル可撓性継手の動的剛性の評価方法を、土木研究所で行った一連の実験を基に取りまとめたものである。

昭和57年8月

建設省土木研究所地震防災部耐震研究室

室 長 岩 崎 敏 男

研 究 員 大日方 尚 巳

干 場 良 信

目 次

ま え が き	
1. 概 要	1
2. ゴムガスケット式可撓性継手の構造	2
3. 動的解析に用いる継手剛性の評価方法	3
3.1 軸 方 向 剛 性	3
3.2 回 転 剛 性	5
3.3 せん断剛性	8
3.4 ね じ り 剛 性	9
4. 継手剛性の評価に影響を当てるパラメータの検討	10
4.1 パラメータの選定	10
4.2 パラメータの存在範囲	10
4.3 パラメータの継手剛性への影響量解析	13
5. 継手剛性の評価例	19
5.1 既設および計画中のトンネルに対する評価例	19
5.2 既往検討に用いられた剛性との比較	25
6. 結 論	28
謝 辞	29
参 考 文 献	30
付属資料 1. 可撓性継手に関する用語の定義	31
// 2. 可撓性継手の特長	33
// 3. 可撓性継手構造の実例	35
// 4. 可撓性継手に関する既往実験の概要	46

1. 概 要

沈埋トンネルに設置されている可撓性継手は、トンネルの不等沈下時および地震時のトンネル断面力の低減等に対して有効な構造である。

この可撓性継手の剛性が沈埋トンネルの地震時断面力に及ぼす影響についてはすでに解析が行われており、図-1にその結果の一例を示す。この結果からわかるように、解析の精度を高めるためには継手剛性を正確に知る必要がある。本研究は、この可撓性継手の剛性評価法を確立し、沈埋トンネルの解析精度向上に資するものである。

可撓性継手（ゴムガスケット式）の剛性に関する実験は、昭和49年より系統的に実施してきており、これを基に、継手構造として一般的なゴムガスケット・PCケーブル・せん断キーからなるものを対象として、継手バネ定数の評価式を作成した。また、評価に際し、設定しにくい条件や比較的大きな誤差を含む条件がバネ定数に与える影響の程度を調査し、適用上の注意点を明らかにした。

本剛性評価法の特徴は、ゴムガスケットやせん断キー間の緩衝ゴムガスケットやせん断キー間の緩衝ゴム板の非線形な荷重-圧縮量の関係と、ゴムガスケットの初期圧縮量以内であれば、継手が伸びても圧縮反力が作用していることを考慮した点である。

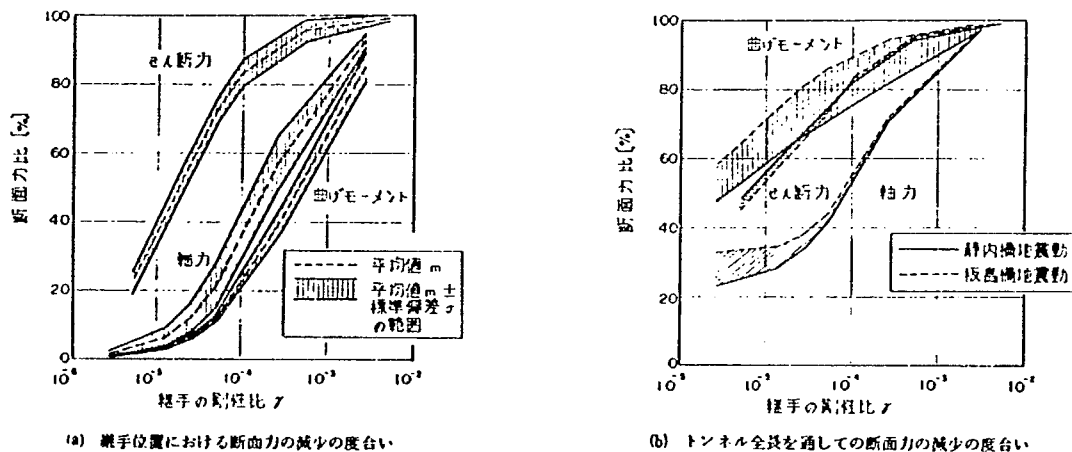


図-1 可撓性継手の剛性と断面力の変化

2. ゴムガスケット式可撓性継手の構造

既設沈埋トンネルの耐震継手としては、ゴムガスケット・P Cケーブル・せん断キーからなるものが一般的に使用されている。したがって、継手剛性の評価法の検討はこのような可撓性継手を対象に行った。この継手の基本構造と機能の概略を以下に述べる。図-2に構造図の一例を示す。

(単位: mm)

圧縮力に対しては、
エレメント相互を水圧接合し、止水構造を構成しているゴムガスケットの弾性により抵抗し、また引張力には、沈埋函断面の周囲(上床、下床、側壁)に、トンネル軸方向にP Cケーブルを配置して、エレメント間を連結し、引張力に対するストッパーの役をさせるとともに、ケーブル自身の伸び能力によってバネ作用をさせるものである。

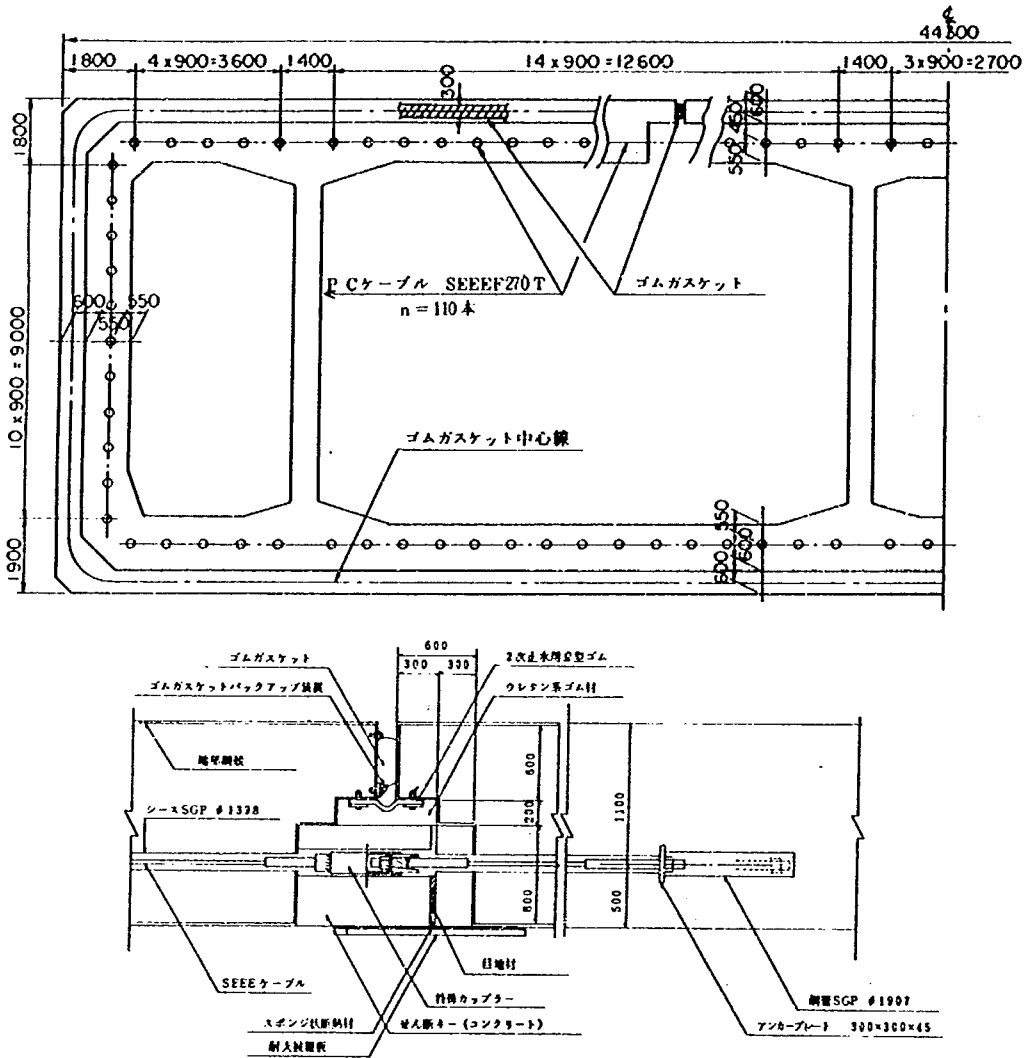


図-2 沈埋トンネルの標準断面およびゴムガスケット方式の継手構造の例

鉛直方向および水平方向のせん断力に対しては、上床、下床、側壁および中壁に、函相互から突起を出して、かみ合わせるせん断キー構造により相互のずれを拘束する。上床、下床のせん断キーが水平方向の力に、側壁、中壁のせん断キーが鉛直方向の力に抵抗することになる。この場合のバネ定数はせん断キーの接触面に設けた緩衝材としてのゴム板の圧縮変形能力から求める。

3. 動的解析に用いる継手剛性の評価方法

ここで検討したゴムガスケット式可撓性継手のバネ定数の評価法は、昭和49年度から55年度まで行われたGINA型ゴムガスケットの部分、または全体モデルに関する実験結果を基に調査したものである。これらの実験結果として明らかにされた事項のうち、おもなものは以下のとおりである。

- ① ゴムガスケットの圧縮バネは強い非線型性を有し、初期圧縮量 δ_0 の大きさが支配的な要因となっている。
- ② 動的バネ定数の静的バネ定数に対する比（動的硬化率）は1.0～2.0の間にある。
- ③ ゴムガスケットの静的な繰返し载荷試験における除荷曲線の最大・最小点を結ぶ割線勾配から求まるバネ定数は、動的バネ定数に近い。
- ④ ゴムガスケットの圧縮曲線は関数 $P = \alpha \delta^\beta$ で近似できる。
- ⑤ 圧縮・回転等の複合荷重下におけるゴムガスケットのバネ作用は、個々の単一荷重に対するバネ作用の合成されたものと考えてよい。

以上のゴムガスケットに対する知見と、PCケーブル・せん断キーの機能を考慮して、以下のよう
にバネ定数を評価した。

3.1 軸方向剛性

(1) 圧縮剛性〔バネ定数 $K_{xc} (t/m)$ 〕

圧縮力に対してはゴムガスケットしか抵抗しないので、ゴムガスケットのバネ作用を評価する。ゴムガスケットの動的バネ定数は除荷曲線の割線勾配に等しい（図-3参照）ことを考慮すると次式のようになる。

$$K_{xc} = 2(H + B) \times kg \quad (t/m) \quad \text{——— (1)}$$

ここで、 H, B : 沈埋函断面の高さと幅 (m)

kg : ゴムガスケットの単位長さ当たりの
バネ定数

$$kg = \frac{P_{\max} - P_{\min}}{\delta_{\max} - \delta_{\min}} \quad (t/m^2) \quad \text{——— (2)}$$

$\delta_{\max}, \delta_{\min}$: ゴムガスケットの最大および最小圧縮量 (m)

$P_{\max}, P_{\min}$: 上記 $\delta_{\max}, \delta_{\min}$ より $P = \alpha \delta^\beta$ で求まる圧縮反力 (t/m)

したがって、式(1)、(2)と圧縮側の最小値が δ_0 であることより

$$K_{xc} = 2(H + B) \times \alpha \frac{\delta_{\max}^\beta - \delta_0^\beta}{\delta_{\max} - \delta_0} \quad \text{——— (3)}$$

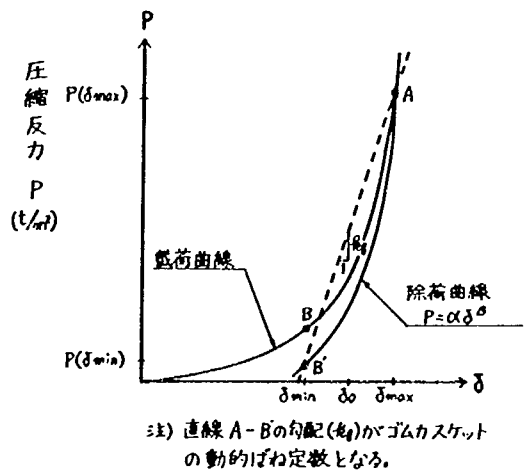


図-3 ゴムガスケットの载荷・除荷曲線

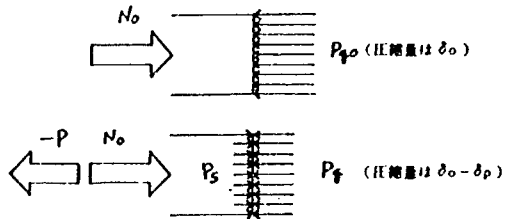
必要な条件は、次のとおりである。

$$H, B, \alpha, \beta, \delta_{\max}, \delta_0$$

(注) α, β は $\delta_{\max}$ により設定される。

(2) 引張剛性〔バネ定数 K_{xt} (t/m)〕

引張力に対しては、PCケーブルが抵抗する。その他、水圧により圧縮された初期状態よりゴムガasketの圧縮反力が減少するので、その変化分を考慮し



なければならない。したがって、引張バネ定数は以下のようにPCケーブルとガasketの反力変化により表わされる。(左図参照)

引張外力Pが作用して継手が δ_p だけ変位するとき、P

(注) N_0 : 施工時は水圧、 P_{go} : 初期状態でのゴムガasketの反力
完成後は初期応力
P: 地震による引張外力 P_g : 引張力Pが作用して伸びた後のゴムガasketの反力
 P_s : PCケーブルの反力

PCケーブルとゴムガasketの反力変化は以下のようになる。

$$P_s = k_p \delta_p$$

図-4 引張力が作用するときの反力のつり合い

ただし、 k_p は単位長さ当たりのPCケーブルのバネ定数

$$P_g - P_{go} = \alpha (\delta_0 - \delta_p)^\beta - \alpha \delta_0^\beta$$

したがって、外力と内力の変化が等しいとして、以下のように書ける。

$$\begin{aligned} P &= \oint P_2 dl - \oint (P_g - P_{go}) dl \\ &= \int_0^L k_p \delta_p dl - \int_0^L \{ \alpha (\delta_0 - \delta_p)^\beta - \alpha \delta_0^\beta \} dl \\ &= K_p \delta_p - L \cdot \alpha \{ (\delta_0 - \delta_p)^\beta - \delta_0^\beta \} \end{aligned}$$

よって引張バネ定数は、 $P = P_{\max}$, $\delta_p = \delta_{\max}$ として

$$K_{xt} = K_p + \frac{L \cdot \alpha}{\delta_{\max}} \{ \delta_0^\beta - (\delta_0 - \delta_{\max})^\beta \}$$

ただし、 K_p はPCケーブル全体のバネ定数で

$$K_p = \frac{n E A}{l_p}$$

n : ケーブルの全本数

E : " の弾性係数 (t/m²)

A : " 1本の断面積 (m²)

l_p : " の有効長さ(自由長) (m)

必要な条件は次のとおりである。

$$L = 2(H + B), \alpha, \beta, \delta_0, \delta_{\max}, n, E, A, I_p$$

(注) α, β は圧縮量 δ_0 から除荷される曲線の係数である。

3.2 回 転 剛 性 [バネ定数 $K_{\theta y}, K_{\theta z}$ (tm/rad)]

函体接合後トンネル軸方向に圧縮力 N_0 が作用し、ゴムガスケットの圧縮量が δ_0 になっている状態を初期状態とする。これに曲げモーメントが作用した場合のゴムガスケットと PC ケーブルの変形と力の均り合い条件からバネ定数を求める。エレメントの変形を図-5、ゴムガスケットと PC ケーブルの変形量と反力の分布を図-6 に示す。図は鉛直軸まわりの回転について示した。以下の算定式の誘導も同様に $K_{\theta y}$ について行う。

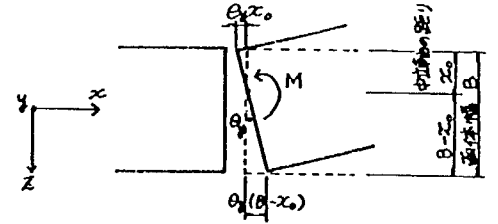


図-5 エレメントの回転変形
(鉛直軸まわり)

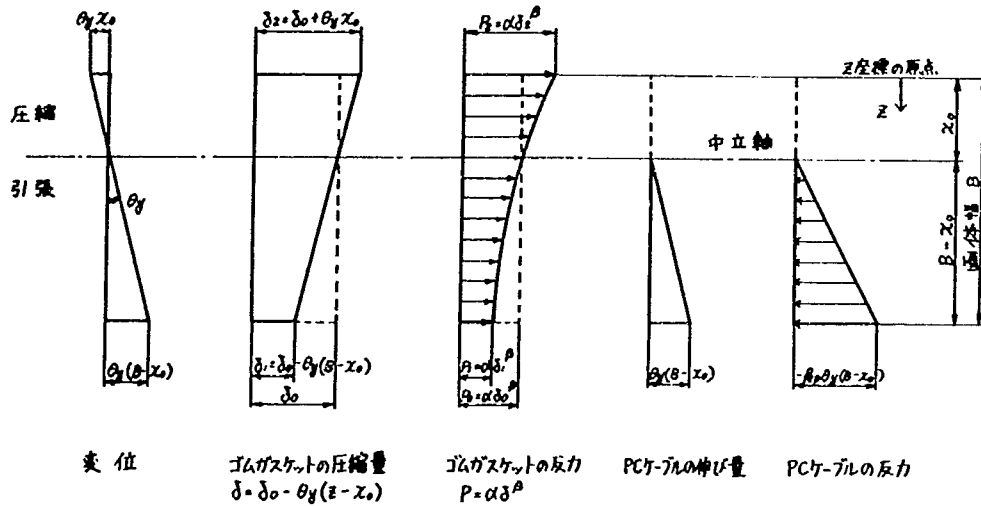


図-6 ゴムガスケットと PC ケーブルの変形および反力

まず、中立軸の位置 (x_0) は、回転の前後における軸力を等しいとして得られる。回転前の軸力 N_0 と回転後の軸力 N_0' は次式のようにになる。

$$N_0 = 2(H + B) \times \alpha \delta_0^\beta \quad (9)$$

$$\begin{aligned} N_0' &= H \times \alpha \delta_2^\beta + 2 \int_0^B \alpha \delta^\beta dZ + H \times \alpha \delta_1^\beta - H \times k_{p2} \theta_y (B - x_0) \\ &\quad - 2 \int_{x_0}^B k_{p1} \theta_y (Z - x_0) dZ \\ &= H \cdot \alpha (\delta_1^\beta + \delta_2^\beta) + 2 \alpha \int_0^B \delta^\beta dZ - H k_{p2} \theta_y (B - x_0) \\ &\quad - 2 k_{p1} \theta_y \left[\frac{1}{2} Z^2 - x_0 Z \right]_{x_0}^B \\ &= H \alpha (\delta_1^\beta + \delta_2^\beta) + 2 \alpha I_1 - \theta_y (B - x_0) \{ H k_{p2} + k_{p1} (B - x_0) \} \quad (10) \end{aligned}$$

ここで, H, B : 函体の高さ と 幅 (m)

α, β : ゴムガスケット繰り返し 載荷試験の除荷曲線の係数

δ_0 : ゴムガスケットの初期圧縮量 (m)

$\delta_1 = \delta_0 - \theta_y (B - x_0)$

$\delta_2 = \delta_0 + \theta_y x_0$

$I_1 = \int_0^B \delta^\beta dZ = \int_0^B \{ \delta_0 - \theta_y (Z - x_0) \}^\beta dZ$

この項は解析的な積分が困難なので数値積分等による。

kp_1 : 頂版または底版に配置される PC ケーブルの単位長さ当たりのバネ定数 (t/m^2)

kp_2 : 片側の側壁に配置される PC ケーブルの単位長さ当たりのバネ定数 (t/m^2)

x_0 : 圧縮縁より中立軸までの距離 (m) 図 - 6 参照

回転の前後で軸力が変化しないとし, $N_0 = N_0'$ とおくと,

$$2(H+B)\alpha\delta_0^\beta - H\alpha(\delta_1^\beta + \delta_2^\beta) - 2\alpha I_1 \\ + \theta_y(B-x_0)\{Hkp_2 + kp_1(B-x_0)\} = 0$$

ここで, $\delta_1 = \delta_0 - \theta_y(B-x_0)$

$\delta_2 = \delta_0 + \theta_y x_0$

$I_1 = \int_0^B \{ \delta_0 - \theta_y (Z - x_0) \}^\beta dZ$

(1)

動的バネ定数を求めるための中立軸の位置 (x_0) は式 (1) の次の条件を与えれば, 方程式の解として求まる。

$$H, B, \alpha, \beta, \delta_0, \theta_y = \theta_{y\max}, kp_1, kp_2$$

(注) α, β は式 (1) の δ_2 により設定される。

次に, 回転角 θ_y が生じる時のモーメントを M_y とすると, ゴムガスケットおよび PC ケーブルの反力により次のように表わせる。

$$M_y = H\alpha\delta_2^\beta x_0 - H\alpha\delta_1^\beta (B-x_0) - 2\int_0^B \alpha\delta^\beta (Z-x_0) dZ \\ + Hkp_2\theta_y(B-x_0)^2 + 2\int_{x_0}^B kp_1\theta_y(Z-x_0)^2 dZ \\ = H\alpha\{ \delta_2^\beta x_0 - \delta_1^\beta (B-x_0) \} - 2\alpha\int_0^B \delta^\beta (Z-x_0) dZ \\ + Hkp_2\theta_y(B-x_0)^2 + \frac{2}{3}kp_1\theta_y(B-x_0)^3 \\ = H\alpha\{ \delta_2^\beta x_0 - \delta_1^\beta (B-x_0) \} - 2\alpha I_1 \\ + \theta_y(B-x_0)^2\{ Hkp_2 + \frac{2}{3}kp_1(B-x_0) \} \quad (2)$$

ただし,

$$I_2 = \int_0^B \delta^\beta (Z - x_0) dZ = \int_0^B \{ \delta_0 - \theta_y (Z - x_0) \}^\beta (Z - x_0) dZ \quad (13)$$

I_2 も解析的な積分が困難なので、数値積分等により求める。

以上より回転バネ定数は次の式(14)に、下記の条件を与えることにより得られる。

$$K_{\theta y} = \frac{M_{y\max}}{\theta_{y\max}}$$

$$\begin{aligned} K_{\theta y} &= \frac{\alpha}{\theta_{y\max}} \left[H \{ \delta_2^\beta x_0 - \delta_1^\beta (B - x_0) \} - 2 I_2 \right] \\ &\quad + (B - x_0)^2 \left\{ H k p_2 + \frac{2}{3} k p_1 (B - x_0) \right\} \\ \text{ここで, } \delta_1 &= \delta_0 - \theta_{y\max} (B - x_0) \\ \delta_2 &= \delta_0 + \theta_{y\max} x_0 \\ I_2 &= \int_0^B \{ \delta_0 - \theta_{y\max} (Z - x_0) \}^\beta (Z - x_0) dZ \end{aligned} \quad (14)$$

条件は、

$$H, B, \alpha, \beta, \delta_0, \theta_{y\max}, k p_1, k p_2, x_0$$

(注) α, β は、式(1)で用いたものと同一である。

上式は、鉛直軸まわりの回転バネ定数を求めるものであるが、トンネル軸直角水平軸まわり（鉛直面内）の回転に対するバネは、向きが変わるだけなので式(1), (14)の代わりに次の式(11'), (14')を用いればよい。与える条件は $\theta_{y\max}$ を $\theta_{z\max}$ とする他は同一である。

$$\begin{aligned} 2(H+B)\alpha\delta_0^\beta - B\alpha(\delta_1^\beta + \delta_2^\beta) - 2\alpha I_1' \\ + \theta_z(H-x_0)\{Bk p_1 + k p_2(H-x_0)\} = 0 \\ \text{ここで, } \delta_1 &= \delta_0 - \theta_z(H-x_0) \\ \delta_2 &= \delta_0 + \theta_z x_0 \\ I_1' &= \int_0^H \{ \delta_0 - \theta_z(Z-x_0) \}^\beta dZ \end{aligned} \quad (11')$$

$$\begin{aligned} K_{\theta z} &= \frac{\alpha}{\theta_{z\max}} \left[B \{ \delta_2^\beta x_0 - \delta_1^\beta (H - x_0) \} - 2 I_1' \right] \\ &\quad + (H - x_0)^2 \left\{ B k p_1 + \frac{2}{3} k p_2 (H - x_0) \right\} \\ \text{ここで, } \delta_1 &= \delta_0 - \theta_{z\max} (H - x_0) \\ \delta_2 &= \delta_0 + \theta_{z\max} x_0 \\ I_1' &= \int_0^H \{ \delta_0 - \theta_{z\max} (Z - x_0) \}^\beta dZ \end{aligned} \quad (14')$$

3.3 せん断剛性 [バネ定数 K_z, K_y (t/m)]

継手部のせん断ずれに対しては、せん断キーの間隙にはさんだゴム板の圧縮抵抗力とゴムガスケットのせん断変形による抵抗力がバネとして働く。せん断キーの間隙は東京港トンネルでは2cm、東京港第2航路トンネルでは5cmでこの間にゴム板が設置されている。このようにせん断ずれは極少量に制限されることと、ゴム材はせん断より圧縮に対して強く抵抗することから、せん断キー間のゴム板の圧縮抵抗のみでせん断バネを評価できるものと仮定した。

せん断キーに設置されるゴム板を、橋梁のゴム沓と同様なもの(硬度・受圧面の拘束状態等)とすれば、圧縮応力度と圧縮ひずみとの関係は図-7のようになっている。

この図の関係もしくは静的繰り返し圧縮試験より、実物と同一の形状係数を持つ部分模型の除荷曲線が $P = \alpha' \delta^{\beta'}$ と表わされるものとすれば、継手のせん断バネ定数 K は次のようになる。

$$K = n \times a \times \frac{\alpha' \delta_{\max}^{\beta'}}{\delta_{\max}} = n a \alpha' \delta_{\max}^{\beta'-1} \text{ (t/m)}$$

ただし、 n : 荷重の作用するゴム板の個数

a : 実物と部分模型の相似比

α', β' : 部分模型の除荷曲線 $P = \alpha' \delta^{\beta'}$ の係数

$\delta_{\max}$: ゴム板の圧縮量 (m)

(継手のずれ量と等しいと仮定する)

(注) α', β' は $\delta_{\max}$ により設定される。

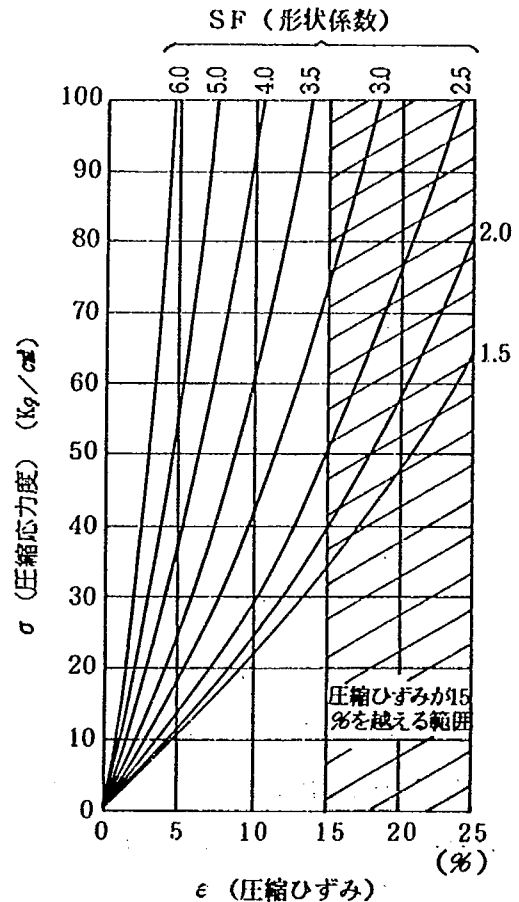


図-7 ゴム沓の圧縮応力度と圧縮ひずみの関係 (支承便覧より)

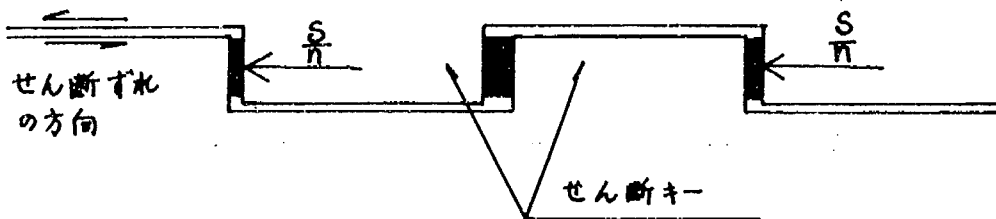


図-8 せん断キー概念図

せん断キーの間にゴム板を設ける場合には、上記の式(4)によりせん断バネ定数が得られるが、ゴム板を設けない構造も考えられ、その場合、キーが接触するまでフリーの条件となる。

3.4 ねじり剛性 [バネ定数 $K\theta_x$ (tm/rad)]

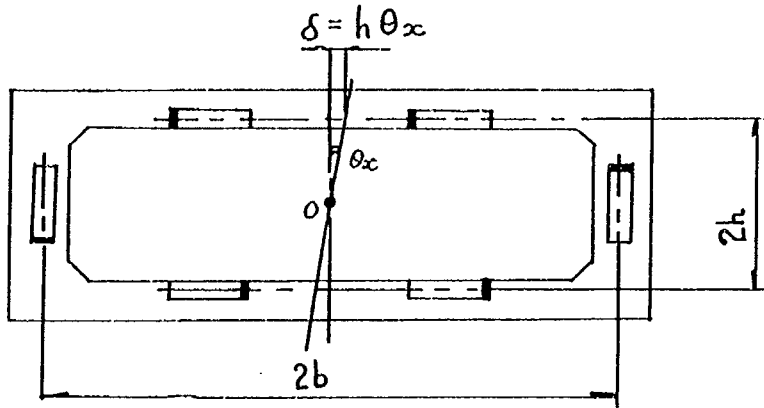


図-9 せん断キーの配置とねじりの概念図

となり、上図より $\delta_1 = h\theta_x$ となるので

$$Mx_1 = n_1 \times h \times a\alpha' (h\theta_x)^{\beta'-1} \times h\theta_x = n_1 h^{\beta'+1} a\alpha' \theta_x^{\beta'} \quad (16)$$

側壁のせん断キーによって生ずるねじりモーメントも同様に

$$Mx_2 = n_2 b^{\beta'+1} a\alpha' \theta_x^{\beta'} \quad (17)$$

となる。

動的バネ定数は、 $\theta_x = \theta_{x\max}$ として次式で得られる。

$$K\theta_y = \frac{M_{x\max}}{\theta_{x\max}} = \frac{M_{x1\max} + M_{x2\max}}{\theta_{x\max}}$$

$$K\theta_y = (n_1 h^{\beta'+1} + n_2 b^{\beta'+1}) a\alpha' \theta_{x\max}^{\beta'-1}$$

ただし、 n_1, n_2 : 水平方向と鉛直方向のせん断キーの数

h : 頂版のせん断キーと底版のせん断キーの間の距離の $\frac{1}{2}$ 。(m) (図-9 参照)

b : 両側壁のせん断キーの間の距離の $\frac{1}{2}$ 。(m) (図-9 参照)

a : 実物と部分模型のゴム板の受圧面積比

α', β' : 部分模型の除荷曲線 $P = \alpha' \delta^{\beta'}$ の係数

$\theta_{x\max}$: 最大ねじれ角 (rad)

— (18)

(注) α', β' は上記の $\theta_{x\max}$ によって、ゴムに生ずる圧縮量 δ により設定される。

$$\delta_1 = h \cdot \theta_{x\max}, \quad \delta_2 = b \cdot \theta_{x\max}$$

4. 継手剛性の評価に影響を当てるパラメータの検討

4.1 パラメータの選定

継手の剛性評価には、既に述べたように、種々の諸数値が必要となる。これらの数値を設定する場合の難易と精度から大別すると表-1のようになる。

表-1 継手剛性の評価に必要な諸数値

№	剛性(バネ)の種類	設定が容易または精度が高いもの	設定が困難または精度が低いもの
1	圧縮	H, B	$\alpha, \beta, \delta_{\max}, \delta_{\min}$
2	引張	H, B, δ_0, n, E, A, l_p	$\alpha, \beta, \delta_{\max}$
3	回転	H, B, δ_0, k_{p1}, k_{p2}	$\alpha, \beta, \theta_{\max}$
4	せん断	n, a	$\alpha', \beta', \delta_{\max}$
5	ねじり	h, b, a	$\alpha', \beta', \theta_{\max}$

この表から、いずれのバネもゴム材の除荷曲線の係数 α, β と最大応答値が高い精度で設定しにくいものとなっている。また、設定が容易で精度も高いと思われるもののうちゴムガスケットの初期圧縮量 δ_0 は、トンネルの縦断線形に従って変化し、前者の2つに大きな影響を与える。

以上の3つの項目は、継手の剛性を評価する際に必ず誤差を含むので、その誤差が剛性にどの程度の影響を与えるのかを調べた。

継手剛性に与える影響が大きければ、数値の設定を慎重に行う必要があるが、影響が小さければラフな設定が可能となる。検討するパラメータは以下のとおりである。

- ① ゴムガスケットの初期圧縮量
- ② 最大応答値(継手の伸縮量, 回転角)
- ③ ゴム材の除荷曲線 $P = \alpha \delta^\beta$ の係数 α, β

4.2 パラメータの存在範囲

(1) ゴムガスケットの初期圧縮量

初期圧縮量は、水圧とゴムガスケットの特性の関係によって決まる。ゴムガスケットは、圧縮永久ひずみや材質変化への影響と止水可能な範囲の伸び量とを考慮して、本体の圧縮率が30~40%程度になるように設計される。

既設および計画中のトンネルについて各々の初期圧縮率を調べると表-2のようにまとめられる。東京湾横断道路のトンネルは、規模や水深等の条件が他と大きく異なるので除くと、ゴムガスケット

本体の初期圧縮率は26～39%で平均は33%である。

表-2 各トンネルの水深とゴムガスケットに作用する水圧

(エレメント間継手)

設計条件 沈埋 トンネル名称	トンネル断面 $H^m \times B^m = A^m$	継手 位置	HWLから函 体断面中心ま での水深 (m)	全 水 圧 $P(t)$	ゴムガスケット 1 m当りの 水圧 $P(t/m)$	ゴムガスケット 本体の圧縮 率 (%)
東 京 港 GINA-190-148-50	8.8×37.4 = 329	最 浅	- 12.0	4,050	43.8	26
		最 深	- 20.4	6,880	74.5	33
東京港第2航路 GINA-190-148-40	8.8×28.4 = 250	最 浅	- 14.5	3,720	50.0	34
		最 深	- 21.1	5,410	72.7	39
多 摩 川 横 断 GINA-190-148-50	8.9×40.0 = 356	最 浅	- 16.9	6,170	63.1	31
		最 深	- 20.2	7,370	75.4	33
川 崎 航 路 GINA-190-148-50	9.4×38.8 = 365	最 浅	- 16.6	6,210	64.4	32
		最 深	- 24.9	9,320	96.7	36
六甲～ポート アイランド間 GINA-190-148-50	9.0×37.4 = 337	最 浅	- 20.2	6,980	75.2	33
		最 深	- 23.1	7,980	86.0	35
東京湾横断道路 (建設省案) GINA-280-136-60	12.7×44.2 = 561	最 浅	- 7.5	4,310	37.9	35
		最 深	- 37.8	21,700	191	26

注 1) ゴムガスケットの延長は $2(H+B)$ と仮定する。

2) 海水の単位体積重量は $\gamma_w = 1.025 \text{ t/m}^3$ とする。

3) HWLとLWLの差は約2.1 m。

(2) 絶対最大応答値

地震時に可撓性継手に生ずる断面力または変形は、地震動の大きさや性質、トンネル周辺地盤の動特性などによって大きく変化するものである。また、継手の可動量等は、止水性の面からゴムガスケットの伸び量が抑えられる以外は、設計上の一般的な制限はない。

したがって、絶対最大応答値を過去の解析例を参考に推定することにする。既設および計画中のトンネルに対して行われたトンネル全体系の地震応答解析結果から最大伸縮量と最大回転角をまとめると表-3のようになる。表中の結果は、継手・トンネル・地震動などの条件がそれぞれ異なるので詳

表-3 各トンネルの地震応答解析から得られた可撓性継手の応答値

(エレメント間継手)

応答値 沈埋 トンネル名称	軸方向 伸縮量 δ_x (cm)	回 転 角		ね じ り 角 θ_x (rad)	備 考
		鉛直軸まわり θ_y (rad)	軸直角水平軸まわり θ_z (rad)		
東 京 港	0.2	7.2×10^{-4}	5.5×10^{-4}	—	
東京港第2航路	1.3	1.9×10^{-4}	—	—	
多摩川横断	7.1	4.0×10^{-4}	1.9×10^{-4}	8.2×10^{-8}	地震動を位相差入力している。
川崎航路	3.8	4.2×10^{-4}	5.3×10^{-5}	—	
六甲～ポート アイランド間	1.9	7.0×10^{-4}	—	—	
東京湾横断道路	6.8	2.3×10^{-4}	7.9×10^{-4}	—	地震動を位相差入力している。

注1) 数値のない欄は、解析結果として数字が明示されていないもの。

細な議論はできないが考慮すべき最大応答値の目安として参考にし、以下のように仮定した。

ただし、継手のせん断ずれ量は東京港トンネルや東京港第2航路トンネルでは、3cm程度以下に抑えられているようなので最大3cmとした。

軸方向伸縮量 δ_x 5 cm

(ただし、ゴムガasketの伸び量は止水可能な範囲とする)

せん断ずれ(水平・鉛直方向共) $\delta_y = \delta_z = 3$ cm

回転角(鉛直軸まわり) θ_y 1.2×10^{-3} rad

(トンネル軸直角)
水平軸まわり θ_z 3.0×10^{-3} rad

ね じ り 角 θ_x 1.4×10^{-3} rad

(3) ゴム材の除荷曲線の係数

本評価法では、継手の動的な剛性を評価するために静的な繰返し載荷試験で得られるゴム材の除荷曲線が必要である。除荷曲線の形状は、除荷の始まる位置(荷重または変位)により少し異なるが、種々の除荷曲線を求める試験はあまり行われていないようである。そこで、土木研究所で行ったゴムガasketに関する実験の結果を参考に推定することにした。実験に用いたゴムガasketは、GINA-280-136-60型で、その圧縮特性曲線と種々の除荷曲線をまとめて図-10に示した。このゴムガasketは、東京湾横断道路沈埋トンネルのような大水深下での使用を目的として設計されたもので、東京港トンネルなどで使用されたGINA-190-148-50型とは特性が少し異なっている。(図-15参照)

図-10に示された載荷曲線と除荷曲線の関係性を参考にして除荷曲線が $\delta_{\max}$ で載荷曲線と交わる

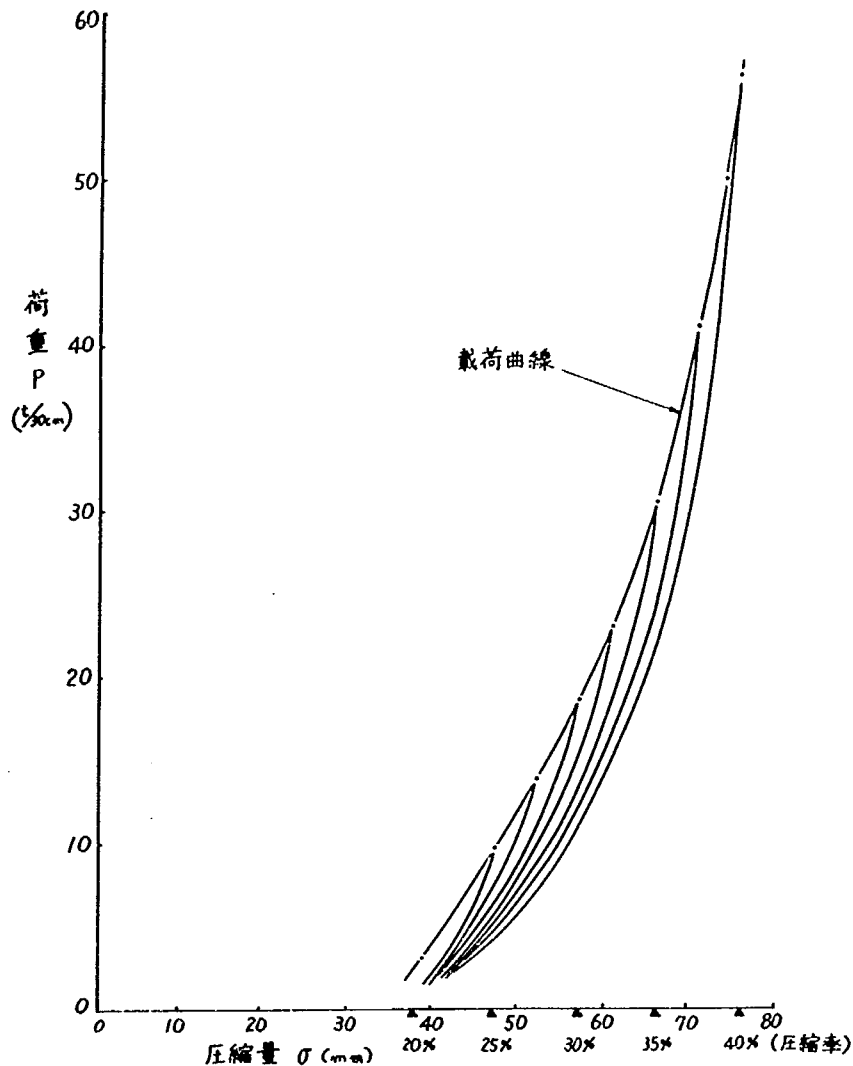


図-10 実験より得られた載荷・除荷曲線（参考文献1）

関数 $P = \alpha \delta^\beta$ で表わせるものと仮定した。また、除荷が始まる点 $A (\delta_A, P_A)$ の近辺での近似を重視して点 $C (\delta_c, P_c)$ を次のように設定し、この2点を通る曲線を用いることにした。

$$\delta_c = 0.8 \delta_A$$

$$P_c = a \times \alpha_0 \delta_c^{\beta_0} (= a P_B)$$

ただし、 α_0, β_0 は載荷曲線 $P = \alpha_0 \delta^{\beta_0}$ の係数、 a は除荷曲線の形状に影響を与える 1.0 未満の係数である。

a の値が 0.2 ～ 0.8 の場合の除荷曲線の例を図-11に示した。ゴム材の除荷曲線の係数は、 $a = 0.2 \sim 0.8$ に対応する範囲で変化させるものとする。

4.3 パラメータの継手剛性への影響量解析

(1) 解析モデル

解析を行う基本的なモデルとして計画中の大阪湾岸線六甲～ポートアイランド間沈埋トンネルを考えた。トンネル断面諸定数を他のトンネルと比較して表-5にまとめると、六甲～ポートアイランド

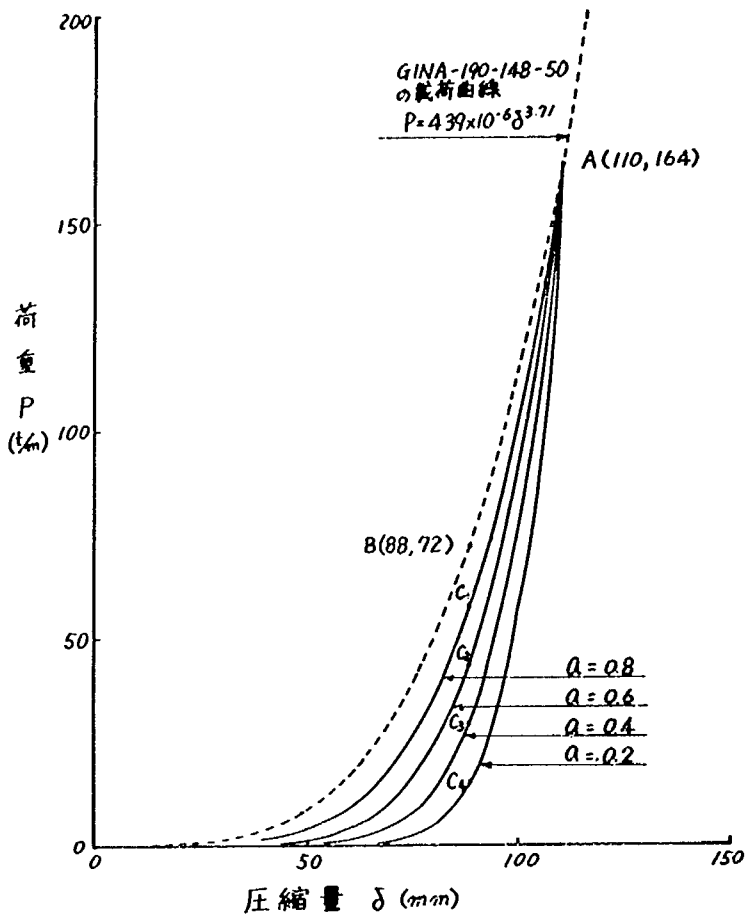


図-11 ゴムガasketの載荷・除荷曲線モデル

トンネルは比較的・平均的な剛性を持つと考えられる。

可撓性継手は、設置数および構造から一般的なエレメント間の継手とし、GINA-190-148-50のゴムガスケットとSEEE F270TのPCケーブルとせん断キーを持つ構造とする。仮定した継手部の概略構造を図-20に示す。ゴムガスケットの形状と使用例(計画中を含む)を表-6に、圧縮特性曲線を図-15に示した。

(2) 解析条件

(a) 固定される諸量

(i) エレメント外形寸法

・高さ $H = 9.0 \text{ m}$

・幅 $B = 37.4 \text{ m}$

(ii) ゴムガスケット

(GINA-190-148-50)

図-15に示すゴムガスケット

の圧縮特性曲線を $P = a \delta^b$ の形で表わすと、回帰式として、

$$P = 5.92 \times 10^5 \delta^{3.71} \quad (P: \text{t/m}, \delta: \text{m})$$

が得られ、相関係数は $r = 0.987$ である。

(iii) 継手連結PCケーブル (SEEE F270T)

- ・弾性係数 $E = 1.9 \times 10^7 \text{ t/m}^2$
- ・断面積 $A = 1.41 \times 10^{-3} \text{ m}^2/\text{本}$
- ・有効長さ $l_p = 10 \text{ m}$
- ・本数 $n = 84 \text{ 本}$

(頂版、底版とも36本、側壁は各6本)

・単位長さ当たりのバネ定数

$$\text{頂・底版} \quad k_{p1} = \frac{n_1 \cdot E \cdot A}{l_p \cdot B'} = \frac{36 \times 1.9 \times 10^7 \times 1.41 \times 10^{-3}}{10 \times 36.3} = 2,660 \text{ t/m}^2$$

$$\text{側壁} \quad k_{p2} = \frac{6 \times 1.9 \times 10^7 \times 1.41 \times 10^{-3}}{10 \times 7.3}$$

(iv) せん断キー

水平方向 個数 $n_1 = 2$

ゴム板 $600 \times 700 \times 40$

$$\text{形状係数 } SF = \frac{a \times b}{2(a+b)t} = \frac{600 \times 700}{2(600+700) \times 40} = 4.0$$

このゴム板の圧縮特性曲線を $P = a \delta^b$ の形で表わすと、図-7より回帰式として次式を得る。相関係数は $r = 0.998$ 。

$$\sigma = 5.26 \epsilon^{1.23} \quad (\text{Kg/cm}^2)$$

$$P = 0.6 \times 0.7 \times 52.6 \left(\frac{100 \delta}{0.04} \right)^{1.23}$$

$$P = 3.34 \times 10^5 \delta^{1.23} \quad (P: t, \delta: m)$$

鉛直方向 個数 $n_2 = 4$

ゴム板 $300 \times 500 \times 30$

形状係数 $SF = 3.0$

同様に回帰式は次式のようにになる。

相関係数は $r = 0.995$

$$\sigma = 2.56 \epsilon^{1.23}$$

$$P = 0.3 \times 0.5 \times 25.6 \left(\frac{100 \delta}{0.03} \right)^{1.23}$$

$$P = 8.27 \times 10^4 \delta^{1.23} \quad (P: t, \delta: m)$$

(b) パラメータとなる諸量

(i) ゴムガasketの初期圧縮量

初期圧縮率 rc の範囲は $26\% \sim 39\%$ で平均 33% であるから、ゴムガasket本体の高さ $h = 160 \text{ mm}$ より初期圧縮量 δ_0 の範囲は $42 \text{ mm} \sim 62 \text{ mm}$ 、平均 53 mm となる。他のパラメータを変化させるケースでは、 $\delta_0 = 53 \text{ mm}$ とする。全圧縮量は上記 δ_0 に 38 mm を加えた値となる。

(ii) 最大応答値

4.2 で設定したように以下の範囲とする。

軸方向伸縮 $\delta_{x\max} = \delta_0 + 5 \text{ cm}$ 以下

$\delta_{x\max} = \delta_0 - 5 \text{ cm}$ または $\delta_0 \text{ cm}$ 以上

(止水可能な範囲とする)

せん断ずれ $\delta_{z\max} = \delta_{y\max} = 3 \text{ cm}$ 以下

回転角 $\theta_{y\max} = 1.2 \times 10^{-3} \text{ rad}$ 以下

$\theta_{z\max} = 3.0 \times 10^{-3} \text{ rad}$ 以下

ねじり角 $\theta_{x\max} = 1.4 \times 10^{-3} \text{ rad}$ 以下

(iii) ゴム材の除荷曲線 $P = a \delta^b$ の係数

以下に示すゴム材の圧縮特性曲線を基に、4.2 (3)で示した方法を用い除荷曲線を設定する。

表-4 継手剛性比とパラメータの関係

継手剛性比 パラメータ				圧縮剛性比	引張剛性比	曲げ剛性比		せん断剛性比		ねじり剛性比
				Y_1	Y_2	Y_3	Y_4	Y_5	Y_6	Y_7
				$\frac{K_{xc} \cdot \Delta l}{EA}$	$\frac{K_{xt} \cdot \Delta l}{EA}$	$\frac{K\theta_y \cdot \Delta l}{EI_y}$	$\frac{K\theta_z \cdot \Delta l}{EI_z}$	$\frac{K_{sz} \cdot \Delta l}{GA}$	$\frac{K_{sy} \cdot \Delta l}{GA}$	$\frac{K\theta \cdot \Delta l}{GJ}$
1) 初期圧縮率比	X_1	$\frac{rc}{\bar{rc}}$	1.2	2.10×10^{-4}	1.03×10^{-4}	1.53×10^{-4}	2.04×10^{-4}	—	—	—
			1.1	1.86×10^{-4}	9.42×10^{-5}	1.39×10^{-4}	1.85×10^{-4}	—	—	—
			1.0	1.64×10^{-4}	8.64×10^{-5}	1.27×10^{-4}	1.68×10^{-4}	—	—	—
			0.9	1.43×10^{-4}	7.96×10^{-5}	1.15×10^{-4}	1.52×10^{-4}	—	—	—
			0.8	1.25×10^{-4}	7.38×10^{-5}	1.03×10^{-4}	1.36×10^{-4}	—	—	—
2) 最大応答比	X_2	$\frac{\delta_{max}}{\delta^*}$ or $\frac{\theta_{max}}{\theta^*}$	1.0	1.64×10^{-4}	8.64×10^{-5}	1.27×10^{-4}	1.68×10^{-4}	1.61×10^{-4}	7.96×10^{-5}	3.86×10^{-4}
			0.8	1.49×10^{-4}	9.40×10^{-5}	1.35×10^{-4}	1.79×10^{-4}	1.53×10^{-4}	7.56×10^{-5}	3.66×10^{-4}
			0.6	1.37×10^{-4}	1.05×10^{-4}	1.47×10^{-4}	1.97×10^{-4}	1.43×10^{-4}	7.07×10^{-5}	3.43×10^{-4}
			0.4	1.27×10^{-4}	1.19×10^{-4}	1.70×10^{-4}	2.32×10^{-4}	1.30×10^{-4}	6.43×10^{-5}	3.11×10^{-4}
			0.2	1.19×10^{-4}	1.39×10^{-4}	2.34×10^{-4}	3.29×10^{-4}	1.11×10^{-4}	5.48×10^{-5}	2.66×10^{-4}
3) 除荷曲線の形状	X_3	a	1.0	1.42×10^{-4}	8.48×10^{-5}	1.36×10^{-4}	1.73×10^{-4}	1.61×10^{-4}	7.96×10^{-5}	3.86×10^{-4}
			0.8	1.54×10^{-4}	8.58×10^{-5}	1.31×10^{-4}	1.70×10^{-4}	1.61×10^{-4}	7.96×10^{-5}	3.86×10^{-4}
			0.6	1.64×10^{-4}	8.64×10^{-5}	1.27×10^{-4}	1.68×10^{-4}	1.61×10^{-4}	7.96×10^{-5}	3.86×10^{-4}
			0.4	1.71×10^{-4}	8.66×10^{-5}	1.21×10^{-4}	1.65×10^{-4}	1.61×10^{-4}	7.96×10^{-5}	3.86×10^{-4}
			0.2	1.75×10^{-4}	8.66×10^{-5}	1.15×10^{-4}	1.61×10^{-4}	1.61×10^{-4}	7.96×10^{-5}	3.86×10^{-4}

注 1) 初期圧縮率比はゴムガスケット本体の圧縮率の平均値 $\bar{rc}=33\%$ に対する比である。既往例では最大 39%, 最小 26% であった。

2) 最大応答比は絶対最大応答値として設定した値 δ^*, θ^* に対する比。

3) 除荷曲線の形状は曲線の通る点を定める係数 a によって決まる。(a については 5.2(3) 参照)

4) Δl は可撓性継手のトンネル軸方向の長さでゴムガスケットの高さを取り $\Delta l = 10 \text{ cm}$ とした。

各回帰係数の変化は，係数 $a = 0.2 \sim 0.8$ に対応する範囲を仮定する。

$$\text{ゴムガasket} \quad P = 5.92 \times 10^5 \delta^{371}$$

$$\text{せん断キー（水平）} \quad P = 3.34 \times 10^5 \delta^{123}$$

$$\text{（鉛直）} \quad P = 8.27 \times 10^4 \delta^{123}$$

(3) 解析結果

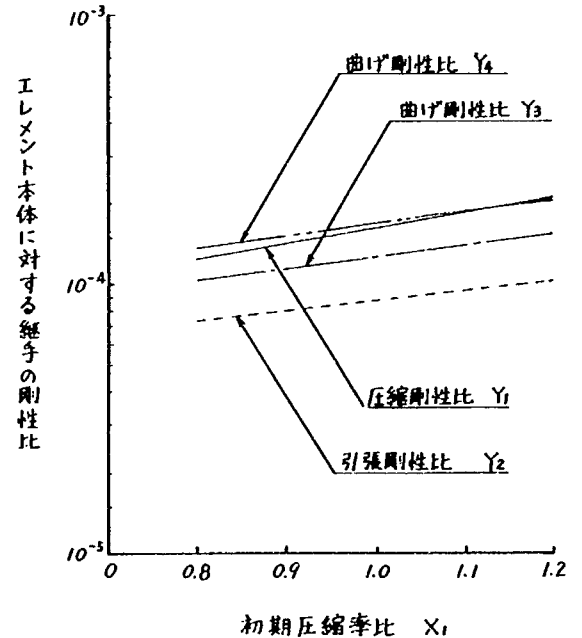
解析結果を表－4に示す。各項目について特徴をまとめると以下ようになる。

(a) 初期圧縮率による変化

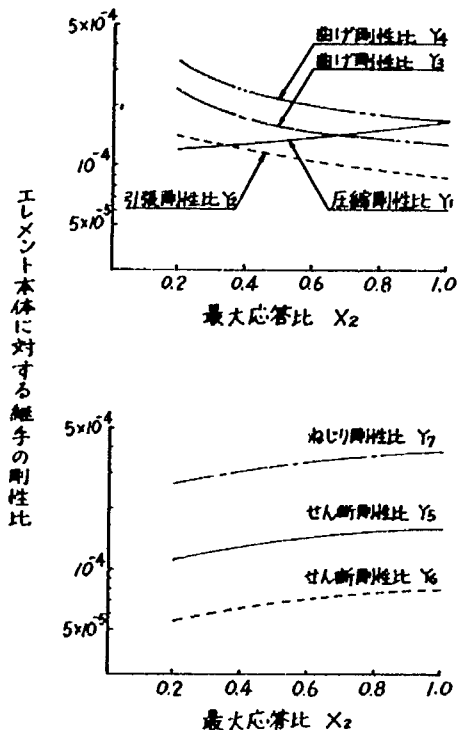
ゴムガasketの初期圧縮率比 ($X_1 = rc/\bar{rc}$ ， $\bar{rc}$ は平均値で 33%) と継手のエレメント本体に対する剛性比の関係を図－12に示した。

どの継手剛性比も同様に初期圧縮率が大きいほど硬化する傾向がある。1つのトンネルにおける初期圧縮率の違いは表－2より 1.1倍～1.2倍程度が多いので，最浅部と最深部の継手剛性の違いは 30% 程度までと考えられる。

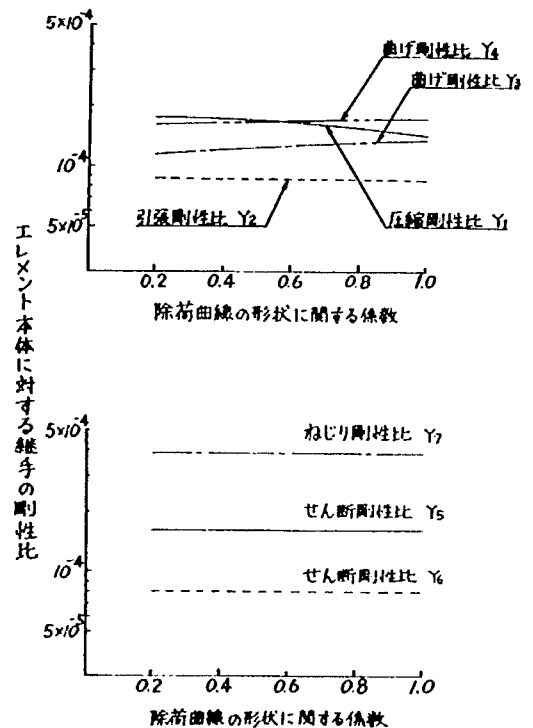
したがって，沈埋トンネルの縦断線形と水深との関係で水底部・斜路部・換気塔部の3段階程度に分けて剛性を評価すれば十分な精度が得られると思われる。



図－12 初期圧縮率による継手剛性比の変化



図－13 最大応答値による継手剛性の変化



図－14 除荷曲線の形状による継手剛性の変化

(b) 最大応答値による変化

本評価法では、最大応答値の違いにより、ゴム材の除荷曲線の形状が変化し、非線形性と動的バネとしての硬化の程度とが変化する。図-13には、絶対最大応答値として仮定した値に対する最大値の比 ($X_2 = \delta_{\max}/\delta^*$ or $\theta_{\max}/\theta^*$) と継手のエレメント本体に対する剛性比の関係を示した。

応答値が大きいほどゴム材のみで定まる剛性は硬化するが、PCケーブルが関与する引張・曲げ剛性は、逆に軟化する。最大応答値の想定が30%程度ずれた場合、継手の剛性は、10%~20%の差が生じると思われる。

(c) 除荷曲線の形状による変化

除荷曲線の形状を係数 a の大きさによって図-11のように変化させた場合の継手剛性比の変化を図-14に示した。

せん断剛性およびねじり剛性は全く変化せず、引張剛性もほとんど変化がみられない。これらの剛性はゴム材の圧縮特性曲線をそのまま用いて評価して良いものと考えられる。

圧縮剛性および曲げ剛性はやや変化するものの、剛性の変化は小さい。載荷曲線を用いた場合の剛性に比べて、 $a = 0.2$ の除荷曲線を用いると圧縮剛性と曲げ剛性は±20%程度変化する。しかし、除荷曲線が $a = 0.6$ 程度のものであれば、載荷曲線を用いても±10%程度の差しか生じないと思われる。したがって、ゴム材の除荷曲線の形状は、簡単な試験結果を基に推定しても実用上問題は少ないものと考えられる。

5. 継手剛性の評価例

5.1 既設および計画中のトンネルに対する評価例

本評価法を用いて、既設および計画中の沈埋トンネルにおけるゴムガスケット式可撓性継手の動的剛性を求めた。対象としたトンネルは以下の6トンネルで、エレメント本体は表-5に示した断面諸定数と剛性をもっている。また可撓性継手には表-6、図-15に示したゴムガスケットを用いており、エレメント間継手の構造はそれぞれ図-16～21のようになっている。なお、計画中のトンネルには、継手の具体的な構造が未検討のものがあつたので、ここで図示したような構造を仮定した。

表-5 トンネル断面定数

トンネル名 定数值	東京港	東京港 第2航路	多摩川横断	川崎航路	六甲～ポート アイランド間	東京湾 横断道路	備考
弾性係数 $E_c \text{ (t/m}^2\text{)}$	3.5×10^6	3.5×10^6	3.0×10^6	3.0×10^6	3.5×10^6	3.0×10^6	
せん断弾性係数 $G_c \text{ (t/m}^2\text{)}$	1.5×10^6	1.5×10^6	1.3×10^6	1.3×10^6	1.5×10^6	1.3×10^6	
断面積 $A_c \text{ (m}^2\text{)}$	127	94.9	137	136	124	215	
水平面内断面2 次モーメント $I_Y \text{ (m}^4\text{)}$	1.7×10^4	8.0×10^3	2.1×10^4	2.0×10^4	1.6×10^4	4.4×10^4	
鉛直面内断面2 次モーメント $I_Z \text{ (m}^4\text{)}$	1.5×10^3	1.1×10^3	1.6×10^3	1.8×10^3	1.5×10^3	5.1×10^3	
ねじり定数 $J \text{ (m}^4\text{)}$	4.1×10^3	2.8×10^3	4.6×10^3	5.2×10^3	4.3×10^3	1.4×10^4	
軸方向剛性 $E_c A_c \text{ (t)}$	4.4×10^8	3.3×10^8	4.1×10^8	4.1×10^8	4.3×10^8	6.5×10^8	
せん断剛性 $G_c A_c \text{ (t)}$	1.9×10^8	1.4×10^8	1.8×10^8	1.8×10^8	1.9×10^8	2.8×10^8	
水平面内曲げ剛性 $E_c I_Y \text{ (tm}^2\text{)}$	6.0×10^{10}	2.8×10^{10}	6.3×10^{10}	6.0×10^{10}	5.6×10^{10}	1.3×10^{11}	
鉛直面内曲げ剛性 $E_c I_Z \text{ (tm}^2\text{)}$	5.3×10^9	3.9×10^9	4.8×10^9	5.4×10^9	5.3×10^9	1.5×10^{10}	
ねじり剛性 $G_c J \text{ (tm}^2\text{)}$	6.2×10^9	4.2×10^9	6.3×10^9	6.8×10^9	6.5×10^9	1.8×10^{10}	
外形寸法 $H(m) \times B(m)$	8.8×37.4	8.8×28.4	8.9×40.0	9.4×38.8	9.0×37.4	12.7×44.2	

表-6 GINA型ゴムガasketの形状と使用トンネル

No	ゴム 硬 度	使用トンネル名 (計画中を含む)	継手位置	断 面 図
①	40°	東京港第2航 路	エレメント間	
②	50°	東京港 川崎港海底 多摩川横断 川崎航路 六甲～ポート アイランド	エレメント間	
③	40°	東京港第2航 路東京湾横断 道路 (公団案)	換気塔～ エレメント間	
④	50°	東京港 川崎港海底多 摩川横断 川崎航路 六甲～ポート アイランド	換気塔～ エレメント間	
⑤	60°	東京湾横断道 路 (建設省案)	エレメント間	

- ① 東京港トンネル（首都高速道路公団）
- ② 東京港第2航路海底トンネル（東京都）
- ③ 多摩川横断沈埋トンネル（計画中，継手仮定）
- ④ 川崎航路沈埋トンネル（計画中，継手仮定）
- ⑤ 六甲～ポートアイランド間沈埋トンネル（計画中，継手仮定）
- ⑥ 東京湾横断道路沈埋トンネル（計画中，継手検討あり）

各トンネルの継手剛性の評価に当たっては，4章における検討結果を踏まえ，次のような条件を設けた。

初期圧縮量の違いにより30%

程度の剛性差が生ずると考えられたので，各トンネルについて水深が最も浅い位置と深い位置について剛性評価を行う。最も浅い位置は換気塔～エレメント間継手に相当する。換気塔～エレメント間継

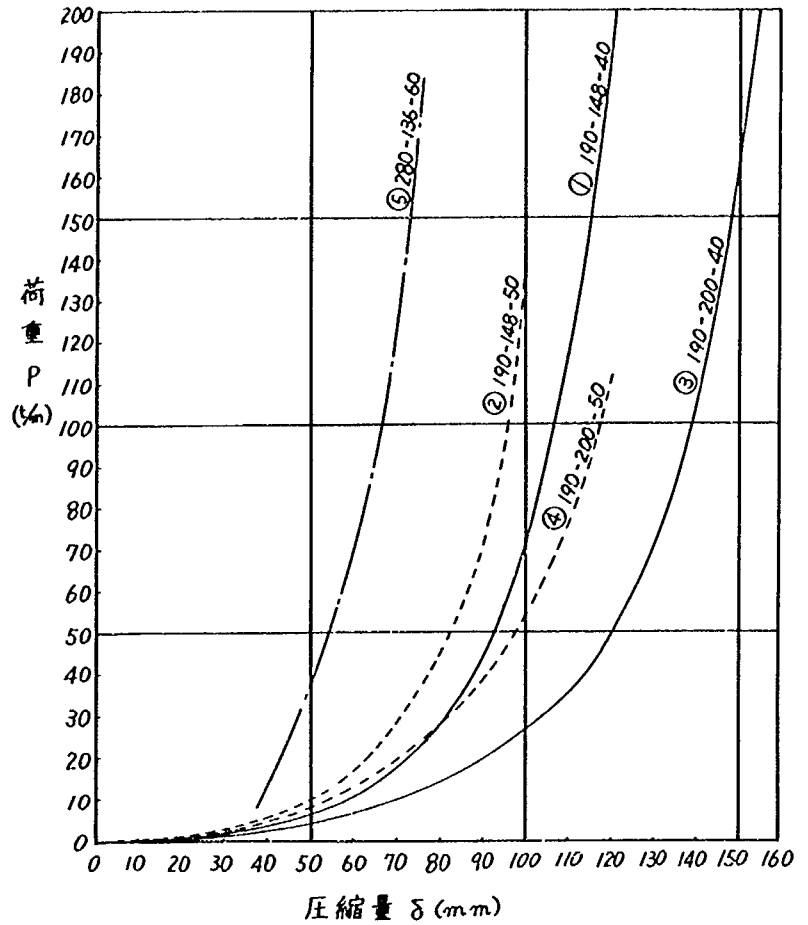


図-15 GINA型ゴムガスケットの圧縮特性曲線

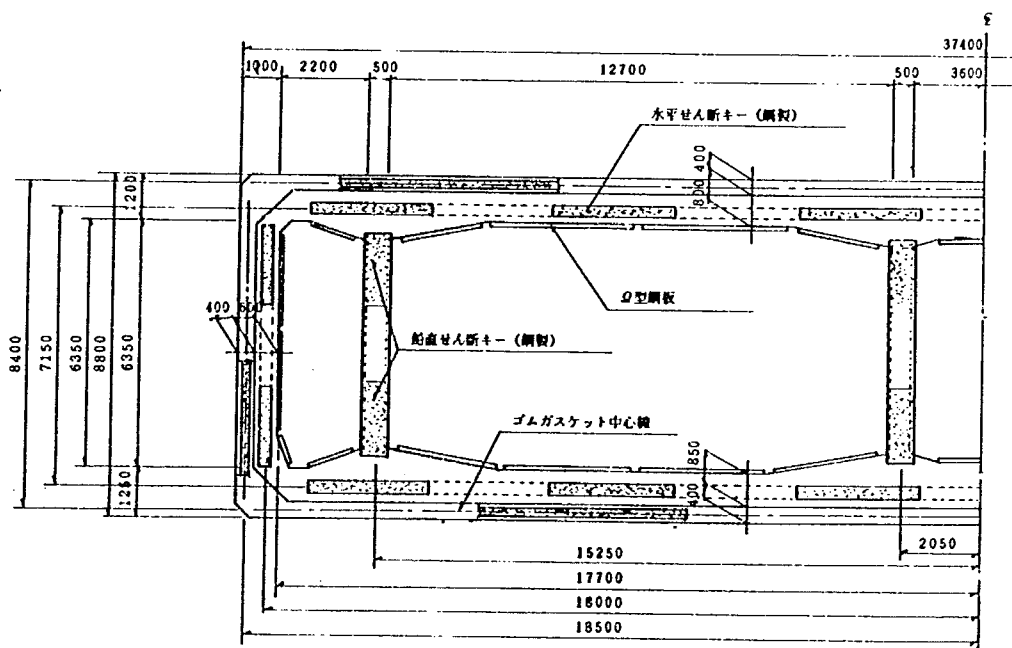


図-16 可撓性継手構造図（東京港トンネル）

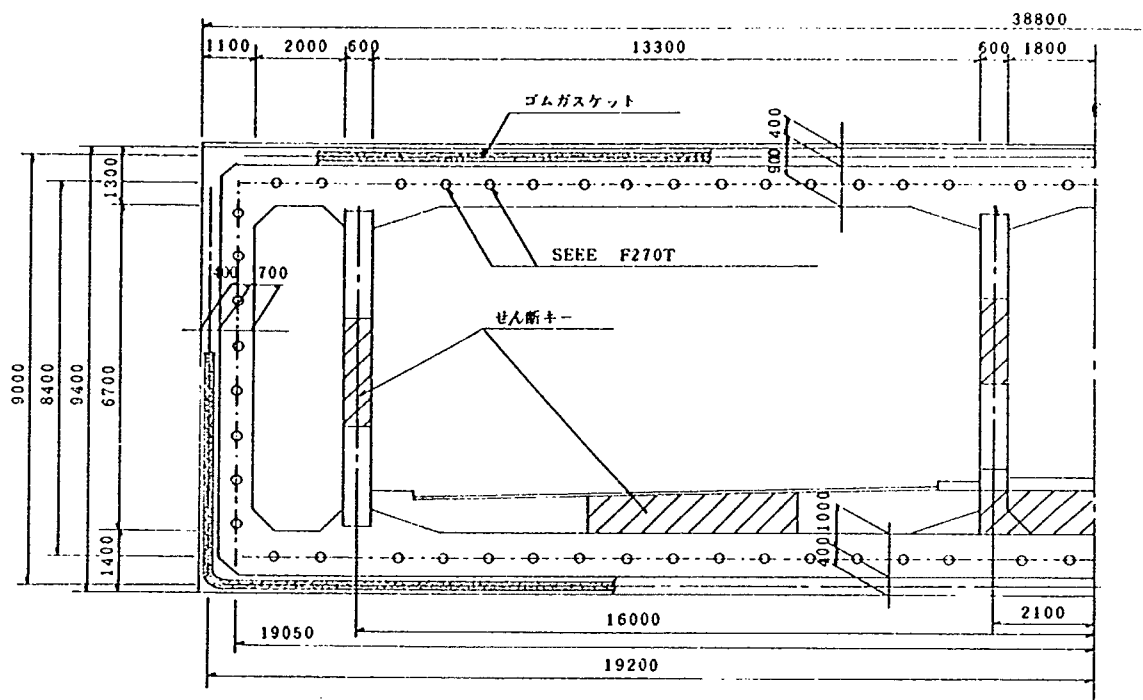


図-19 可撓性継手構造図（川崎航路トンネルに対する仮定）

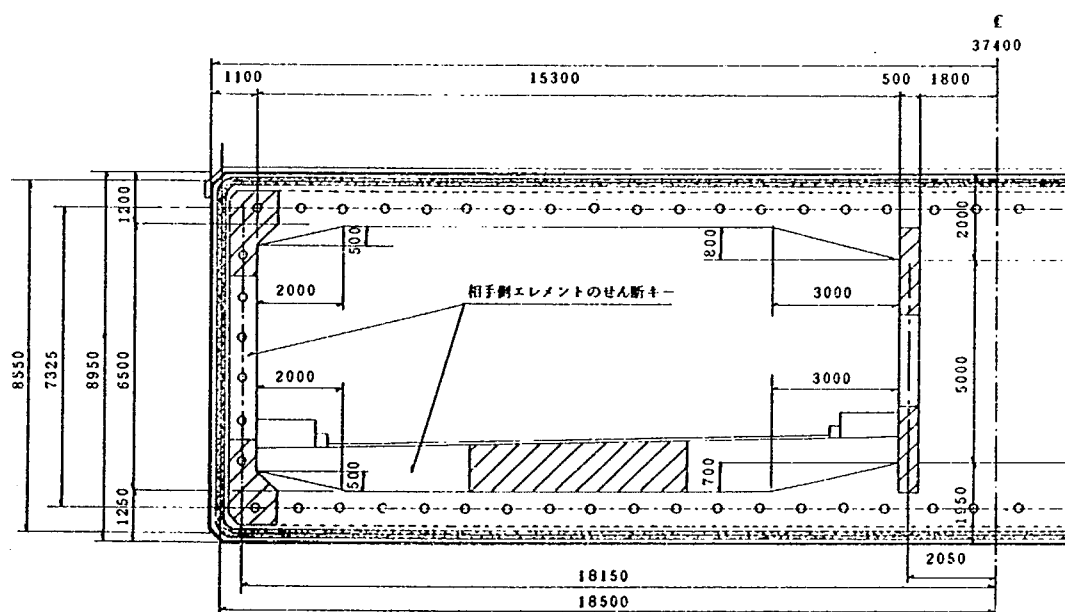


図-20 可撓性継手構造図（六甲～ポートアイランド間トンネルに対する仮定）

せん断ずれ（水平・鉛直方向共） $\delta_z = \delta_y = 3 \text{ cm}$

回転角（鉛直軸まわり） $\theta_y = 1.0 \times 10^{-3} \text{ rad}$

（トンネル軸直角）
（水平軸まわり） $\theta_z = 1.0 \times 10^{-3} \text{ rad}$

（ねじり） $\theta_x = 1.0 \times 10^{-3} \text{ rad}$

ゴム材の除荷曲線は、引張剛性・せん断剛性・ねじり剛性については載荷曲線と同一とし、圧縮剛

表-7 既設および計画中の沈埋トンネルの耐震継手剛性一覧表 (ゴムガスケット式可撓性継手)

トンネル名称		① 東京港トンネル		② 東京港第2航路トンネル		③ 多摩川横断沈埋トンネル		④ 川崎航路沈埋トンネル		⑤ 六甲〜ポートアイランド沈埋トンネル		⑥ 東京湾横断道路沈埋トンネル	
継手剛性	継手の種類	エレメント間	換気塔〜エレメント間	エレメント間	換気塔〜エレメント間	エレメント間	換気塔〜エレメント間	エレメント間	換気塔〜エレメント間	エレメント間	沈埋トンネル始末端	エレメント間	換気塔〜エレメント間
本評価法による継手の剛性	圧縮 $K_{xc} \cdot \Delta l$ (t)	6.72×10^4	2.54×10^4	5.24×10^4	2.59×10^4	7.12×10^4	3.31×10^4	8.19×10^4	3.31×10^4	7.35×10^4	3.48×10^4	2.04×10^5	3.34×10^4
	引張 $K_{xt} \cdot \Delta l$ (t)	8.27×10^4	2.06×10^4	2.38×10^4	2.15×10^4	3.23×10^4	3.01×10^4	3.23×10^4	2.85×10^4	3.11×10^4	1.76×10^4	5.06×10^4	2.38×10^4
	水平曲げ $K_{\theta y} \cdot \Delta l$ (tm)	1.27×10^7	3.80×10^6	3.92×10^6	3.08×10^5	8.55×10^6	7.02×10^6	8.89×10^6	6.57×10^6	7.64×10^6	4.70×10^6	2.12×10^7	7.17×10^6
	鉛直曲げ $K_{\theta z} \cdot \Delta l$ (tm)	2.20×10^6	8.47×10^5	9.44×10^5	8.00×10^5	1.32×10^6	1.24×10^6	1.52×10^6	1.26×10^6	1.37×10^6	8.87×10^5	4.42×10^6	1.55×10^6
	水平せん断 $K_z \cdot \Delta l$ (t)	1.49×10^5	7.47×10^4	3.00×10^4	3.00×10^4	4.47×10^4	7.47×10^4	4.47×10^4	7.47×10^4	3.00×10^4	7.47×10^4	1.19×10^5	7.47×10^4
	鉛直せん断 $K_y \cdot \Delta l$ (t)	2.22×10^4	剛	2.22×10^4	剛	2.22×10^4	剛	2.22×10^4	剛	1.48×10^4	剛	2.22×10^4	剛
	ねじり $K_{\theta x} \cdot \Delta l$ (tm)	4.82×10^6	剛	1.21×10^6	剛	1.87×10^6	剛	1.89×10^6	剛	2.30×10^6	剛	6.84×10^6	剛
既往検討における継手の剛性	圧縮 $K_{xc} \cdot \Delta l$ (t)	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
	引張 $K_{xt} \cdot \Delta l$ (t)	1.3×10^5	1.20×10^4	3.75×10^4	3.00×10^4	2.40×10^4	2.40×10^4	2.50×10^4	1.30×10^4	2.30×10^4	1.10×10^4	2.80×10^4	2.00×10^4
	水平曲げ $K_{\theta y} \cdot \Delta l$ (tm)	3.90×10^6	2.80×10^6	3.45×10^6	1.51×10^6	4.50×10^6	3.70×10^6	4.00×10^6	4.00×10^6	4.10×10^6	2.10×10^6	1.70×10^7	8.00×10^6
	鉛直曲げ $K_{\theta z} \cdot \Delta l$ (tm)	2.90×10^5	—	—	—	8.00×10^5	5.00×10^5	8.50×10^5	4.00×10^5	7.50×10^5	3.0×10^5	1.70×10^6	9.20×10^5
	水平せん断 $K_z \cdot \Delta l$ (t)	4.97×10^4	3.00×10^3	3.24×10^4	3.24×10^4	1.00×10^4	1.00×10^4	2.00×10^4	2.00×10^4	1.00×10^4	1.00×10^4	1.00×10^4	1.00×10^4
	鉛直せん断 $K_y \cdot \Delta l$ (tm)	1.09×10^4	—	—	—	1.00×10^4	8.90×10^7	2.00×10^4	5.00×10^4	1.00×10^4	1.00×10^4	1.00×10^4	剛
	ねじり $K_{\theta x} \cdot \Delta l$ (tm)	—	—	—	—	3.30×10^9	3.30×10^9	—	—	剛	剛	—	—
備 考		・せん断およびねじり剛性は、本評価法ではΩ鋼板の抵抗を無視したが、既往検討ではΩ鋼板とゴムガスケットのせん断抵抗から求めている。						・既往検討における継手剛性は、過去の例より平均的な剛性比を用いて定めている。					

- 注 1) エレメント間継手は最深部における値を示した。
 2) Δl は可撓性継手のトンネル軸(X)方向の長さで、ゴムガスケットの高さとして $\Delta l = 10 \text{ cm}$ と仮定した。
 3) — 印は求められていないものを示す。

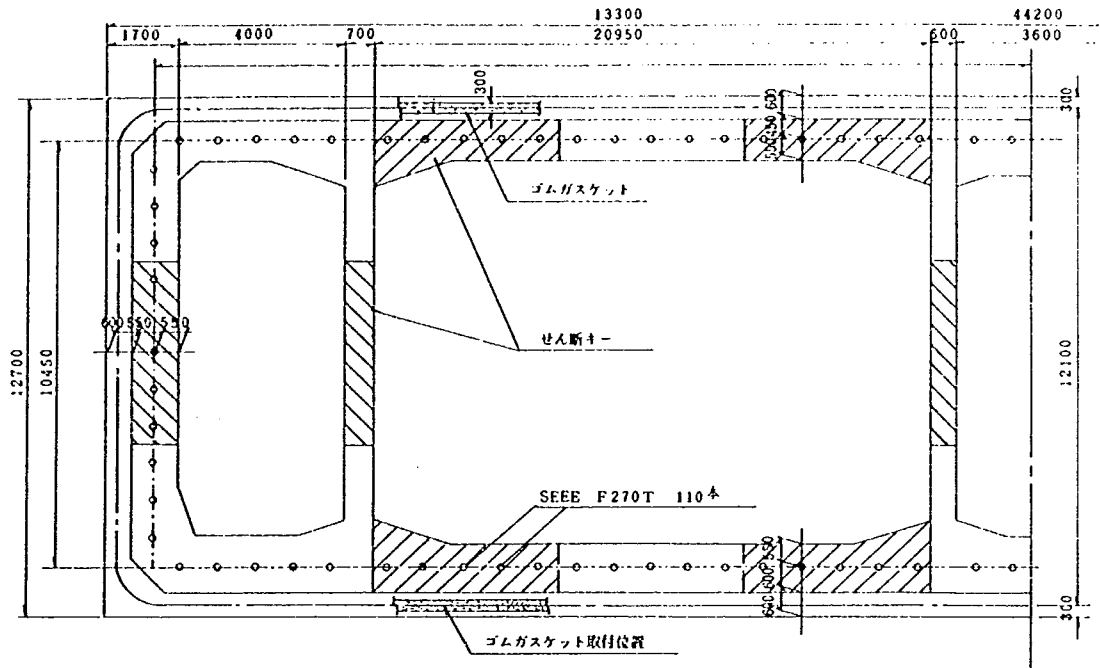


図-21 東京湾横断道路沈埋トンネル（建設省案）の可撓性継手

性・曲げ剛性については、図-11の $\alpha = 0.6$ に相当する形状の曲線を用いた。

各トンネルの継手剛性の評価例を表-7にまとめて示した。同表には、既往の検討に用いられた剛性も比較のために示してある。

5.2 既往検討に用いられた剛性との比較

本評価法による継手の剛性と既往検討に用いられた剛性との比較を行った。両剛性の値は、前掲の表-7に示した。施工数が多いこと、各トンネルでの構造が類似していること、沈埋トンネル全体に与える影響が大きいことなどから、エレメント間の可撓性継手に注目し、各トンネルエレメント本体の剛性と継手の剛性比との関係を図-22～24に示した。

図-22は、軸方向剛性比である。既往検討での剛性は引張剛性のみであるが、本評価法による剛性は圧縮剛性についても示した。引張剛性比は Ω 鋼板を用いたもの（No.1）が高くなっているが、SEEE ケーブルを用いたものはほぼ同程度の値を示し、平均は 7.6×10^{-5} である。既往検討での剛性との違いは、ゴムガスケットの圧縮反力の減少を考慮したことで、これは、引張剛性を高く

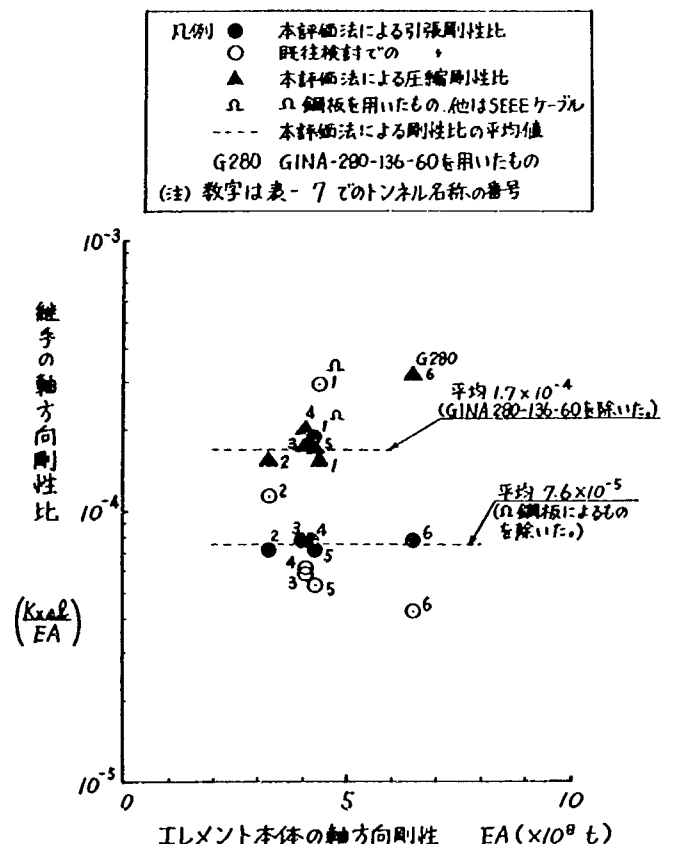


図-22 エレメント本体の軸方向剛性と継手の剛性比の関係

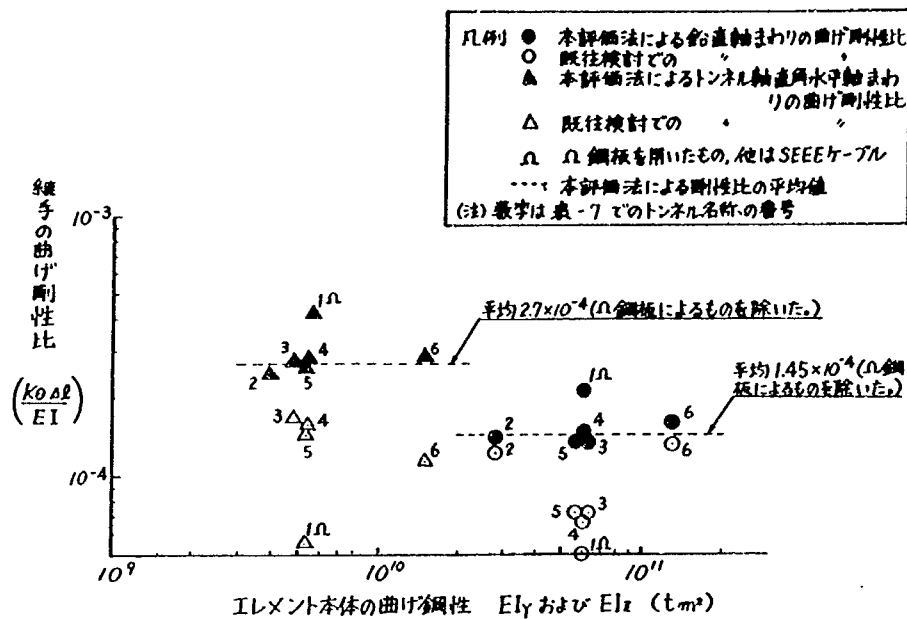


図-23 エレメント本体の曲げ剛性と継手の剛性比の関係

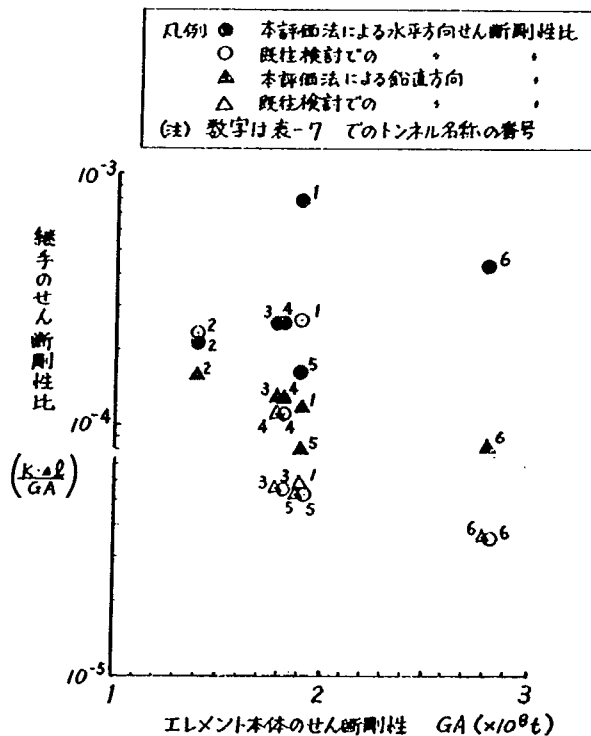


図-24 エレメント本体のせん断剛性と継手の剛性比の関係

評価することになる。図中No 1, 2 の点は既設のトンネルで、本評価法より高い剛性を用いているが、他のトンネルでは、本評価法による剛性の方が30～80%高くなっている。また、圧縮剛性は、GINA-280-136-60型のゴムガスケットを使用したもの(No 6)がガスケットの形状およびゴム硬度の違いから他より2倍程度高い剛性を示している。この値を除くと本評価法による圧縮剛性比は、平均 1.7×10^{-4} となる。

図-23は、鉛直軸まわりとトンネル軸直角水平軸まわりの曲げ剛性比である。どちらの曲げ剛性も、Ω鋼板を用いたもの(No 1)は剛性比が高くなっているが、他のSEEEケーブルを用いたものでは、同程度の値を示しており、それぞれの平均は、 1.45×10^{-4} と 2.7×10^{-4} と

なる。曲げ剛性の場合、どのトンネルに対しても本評価法による剛性の方が高く、既往検討での剛性より10%～100%程大きい。この理由は、主に、回転によるゴムガスケットの圧縮量増加にともない、反力が急増する非線形性を考慮したためと思われる。

図-24は、水平方向と鉛直方向のせん断剛性比である。本評価法による剛性は、既往検討での剛性よりも全体に高い。特にNo 1, 6のトンネルは水平方向剛性が高いが、これは、せん断キーの数が他トンネルより多いためである。せん断キーの数や緩衝ゴム板の大きさに対する設計上の制約は、ゴム

ガスケットやP Oケーブルに比べると少なく、エレメント本体の剛性との関連性も低いと考えられる。

6. 結

論

沈埋トンネルの耐震継手として、ある程度大きな変位を許容しうるゴムガスケット式の可撓性継手に関し調査・検討を行った結果、次のことが明らかになった。

実例等の調査によれば、ゴムガスケットの伸縮性を積極的に利用した可撓性能の高い耐震継手は、外国にはほとんどなく、わが国の可撓性継手はゴムガスケット・P C ケーブル・せん断キーから構成されるものが主体になっていると考えられる。各構成要素の機能は、「2. ゴムガスケット式可撓性継手の構造」に示したとおりである。

本検討では、上記のような耐震継手の剛性評価法を、土木研究所で行ったゴムガスケットに関する一連の研究成果を基に作成した。その主なものは、次のとおりである。

- ① ゴムガスケットの圧縮バネは強い非線型性を有し、初期圧縮量の大きさが支配的な要因となる。
- ② ゴムガスケットの静的な繰返し載荷試験における除荷曲線の最大・最小点を結ぶ割線勾配から線形なバネ定数を定めれば、同じ振幅の振動における動的バネ定数にほぼ等しい。
- ③ ゴムガスケットの圧縮曲線は、関数 $P = \alpha \delta^{\beta}$ で近似できる。

本検討で作成した継手の剛性評価法について、ゴムガスケットの初期圧縮率・最大応答値（伸縮と回転）・除荷曲線の形状の影響を調べたところ、次のような結果を得た。

(1) 初期圧縮率

通常沈埋トンネルの縦断線形では、水深が最も浅い位置と深い位置との継手剛性の違いは30%程度までと考えられ、水底部・斜路部・換気塔部の3段階程度に分けて初期圧縮率を評価すれば、実用上十分な精度が得られると思われる。

(2) 最大応答値

本評価法では、最大応答値をあらかじめ想定する必要があるが、その値が30%ずれると継手剛性は20%程度までの差が生ずるものと思われる。

(3) 除荷曲線の形状

除荷曲線の形状の影響は比較的小さく、引張剛性・せん断剛性・ねじり剛性については、載荷曲線を用いてさしつかえないものと考えられる。曲げ剛性および圧縮剛性には多少の影響が現われるが、計算によれば載荷曲線を用いた剛性と10%程度の差しか生じなかったため、ゴム材の除荷曲線の形状は、簡単な試験結果を基に推定しても実用上問題は少ないものと考えられる。

本評価法により、既設および計画沈埋トンネルの耐震継手の剛性を求めたところ、ほとんどの場合、既往検討で用いられた継手剛性より高くなった。これは、主にゴム材の強い非線型性を十分考慮することができたためと考えられる。既往検討で用いられた継手剛性は、ほぼ静的なバネと見なせるので、本評価法による剛性がその1.0～2.0倍になること、除荷曲線の形状の影響が比較的小さいことを考えると、動的硬化率が1.0～2.0程度であったという実験結果には、ゴムガスケットの非線型性の影響が強く作用しているものと考えられる。

謝

辞

本報告は，前地震防災部耐震研究室長上田治氏ならびに同研究室羽立隆幸研究員らが長年続けてこられた研究を基に取りまとめたものである。ここに記して厚く御礼申し上げる次第である。

参 考 文 献

1. 沈埋トンネル継手部材の実大部分模型による実験報告書
S. 56. 1 土木研究所耐震研究室
2. 沈埋トンネル継手部模型振動実験報告書
S. 52. 3 土木研究所耐震研究室
3. 沈埋トンネル継手部の模型振動実験報告書
S. 51. 3 土木研究所耐震研究室
4. 橋梁用天然ゴム支承の設計と使用
S. 37. 12 ゴム Vol.9 № 12
5. Freyssinet Methods ゴム支承およびフラットジャッキ
S. 42. 4 Technical Paper 5
6. 都市トンネルの基礎知識 (P.P. 119～142)
S. 51. 7 土木工学社
7. 道路橋支承便覧
S. 48. 4 日本道路協会
8. 東京港トンネル工事誌
S. 52 首都高速道路公団
9. 東京港第2航路海底トンネル工事誌
S. 55 東京都港湾局
10. 京葉線台場トンネル (パンフレット)
S. 53 日本鉄道建設公団東京支社
11. Design of Seismic Joint for San Francisco Bay Tunnel
S. 46. 4 Journal of ASCE, Vol.97, № ST 4
12. 東京湾横断道路沈埋トンネル構造検討報告書
S. 56. 3 日本道路公団
13. 沈埋トンネルの地震応答計算報告書
S. 56. 3 土木研究所耐震研究室
14. 東京湾環状道路川崎航路沈埋トンネル地震応答解析業務
S. 53. 3 関東地建 東京湾岸道路調査事務所
15. 大阪湾岸道路沈埋トンネル等設計検討業務 (六甲アイランド～ポートアイランド間)
S. 52. 3 近畿地建 阪神国道工事事務所
16. 沈埋トンネル軸線上の変位および断面力に対する可撓性継手の影響の解析
S. 53. 2 土木研究所資料 № 1272
17. 換気塔を含めた沈埋トンネルの地震応答解析
S. 55. 3 土木研究所資料 № 1578
18. 東京湾横断道路の構造設計に関する調査研究 (その4) 報告書
S. 56. 2 土木研究所

付 属 資 料

用 語 の 定 義

本報告で用いている主な用語の定義は以下のとおりである。

(1) 可 撓 性 継 手

耐震、不等沈下、温度変化、施工誤差の吸収、コンクリートの乾燥収縮に対応する為に伸縮・可撓性を有する継手。

(2) 耐 震 継 手

主として地震時の変形を吸収する目的で設ける継手。

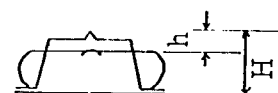
(3) ゴムガスケット

トンネルエレメント間の水中接合に用いられる可撓性継手部材である。ここで対象としているのは、一般に使用されているシーナ型ゴムガスケットである。

(4) ゴムガスケットの

① 圧縮量、圧縮率

右図のごとく、ゴムガスケットを一様に圧縮した場合、圧縮された量 h を圧縮量とし、その割合 ($h/H \times 100$) を圧縮率とする。



② 初期圧縮量、初期圧縮率

可撓性継手部材がセン断、曲げなどを受ける時、地震力以外で既に圧縮されている量および圧縮率。

③ 静的圧縮・セン断：回転、バネ定数

圧縮、セン断、曲げによる単位変形に要する静的な作用力を表わす。

④ 動的圧縮（あるいはセン断、回転）バネ定数

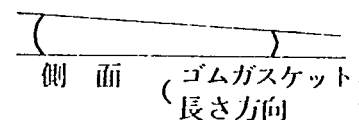
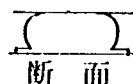
動的作用力を受ける場合の動的変位当たりの作用力を表わす。

⑤ 縦セン断・横セン断

ゴムガスケットの長さ方向にセン断力を与えることを縦セン断といい、長さ方向に直角な方向にセン断力を与えることを横セン断という。

⑥ 曲 げ

“一般の部材の曲げ”とは意味が異なり、右図のように、ゴムガスケットが変形させられた状態を曲げという。



(5) ゴムについて

① ゴム状弾性

小さい応力でかなり大きな変形を起こし、その変形から急速に、ほとんど元の形までもどろう

とする物体の傾向をいう。

② 応力緩和（リラクセーション）

ゴムを一定の変形状態に保つ時、応力が徐々に低下する現象をいう。

③ ク リ ー プ

ゴムに一定の応力を与えると、瞬間的に弾性変形を生じ、次いで時間の経過とともに変形が増大する。後者の現象をクリープという。

④ 塑 性 変 形

応力を与えられたゴムに生ずる変形のうち、応力をとり去った後も残存する変形をいう。

⑤ 応 力

物体に働く外力をその変形前の断面積で割った値をいう。

⑥ ひ ず み

外力による変形をいい、変形量の変形前の長さに対する割合で表わす。ひずみは無次元量であり、百分率で表わすことが多い。

⑦ 硬 さ

ゴムの表面に押付けられた押球や球などの圧入に対するゴムの抵抗を表わす値。

⑧ ヒステリシス損失

ゴムに変形・回復のサイクルを与えると、変形過程で加えられるエネルギーと回復過程で放出するエネルギーとの差をいう。

⑨ 劣 化

原料ゴム又はゴム製品が貯蔵中や使用中に物理的あるいは化学的变化により性能が低下することをいう。

⑩ 老 化

ゴムが時間の経過とともに劣化することをいう。

⑪ 促 進 老 化

ゴム製品の自然老化の主要な原因となるものをなるべく単一化し、厳しくした条件で短時間に老化させることをいう。

⑫ 永 久 ひ ず み

ゴムにある変形を与え、次いで負荷を取り去り放置しても、完全には原形に戻らないで残るひずみをいう。

可 撓 性 継 手 の 特 長

1. 可撓性継手の性能

沈埋トンネルの施工において、エレメントの沈設接合は、水圧接合が採用されており、これにはゴムガスケットが使用されている。

ゴムガスケットは、このように施工継手として使用される他に、その可撓性を生かし、可撓性継手としても利用されている。

このゴムガスケットは継手部の止水を完全に行なうとともに、地震や温度変化、乾燥収縮等による変形に対しても可撓性を発揮する必要から、次のような性能が要求される。

- (1) 地震、温度変化、乾燥収縮等によるエレメント間間隔の変化に対しても、安全度の高い止水性を示すとともに非常に大きな耐荷重性が要求される。
- (2) 水圧がトンネル軸直角方向にも作用するので所定の横剛性が必要である。
- (3) 種々の方向の継手変位に対し追従でき、かつ半永久的に止水性能を有していなければならない。
この為、応力緩和が少なく耐水性・耐候性に優れ、広い変形範囲で止水可能であるものが要求される。

2. ゴム材料の基本的特質

(1) ゴム状弾性を示す

ゴムは縦弾性係数（ヤング率）で示されるエネルギー弾性とは異なり、分子鎖のまとまりとほぐれによるエントロピー弾性に起因し、数百パーセントの変形に対しても復元しうる“ゴム状弾性”を示す。

(2) 粘弾性を示す

外力に対する変形等の挙動が、時間の経過や温度条件に支配され、クリープや応力緩和現象を呈する。さらに振動を加えた場合には、応力と歪には位相差が生じ、ヒステリシスロスを示す。

(3) せん断弾性率が非常に小さい

$$G \approx 5 \sim 20 \text{ Kg/cm}^2 \quad (\text{cf 鋼では } G = 8.1 \times 10^5 \text{ Kg/cm}^2)$$

(4) 体積弾性率は液体なみに大きい

$$K \approx 2 \times 10^4 \text{ Kg/cm}^2 \quad (\text{cf 水では } K \approx 2 \times 10^4 \text{ Kg/cm}^2)$$

(5) 温度依存性が大きい

(6) 配合によって弾性率が大幅に変化する

配合（主として補強用配合剤の種類及び量）を変えることにより弾性率を大幅に変えることができる。このことは、言い換えると、ある弾性率を目標として製造しても弾性率のバラツキを厳格におさえることは難しい。

(7) 常温にて相当量のクリープあるいは応力緩和を起こす

(8) 老化現象がある

ゴムの場合、環境条件による材質変化を“老化”と呼ぶが、これは紫外線・熱・オゾン・油・応力等が主たる原因となる。

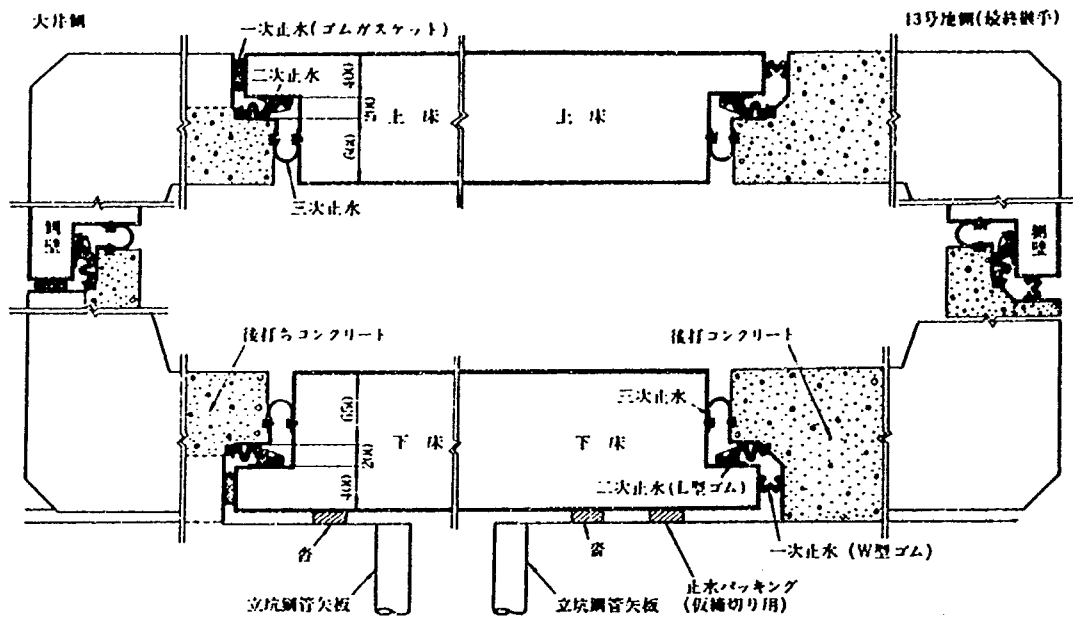


図 - 1.2 端部継手の止水構造

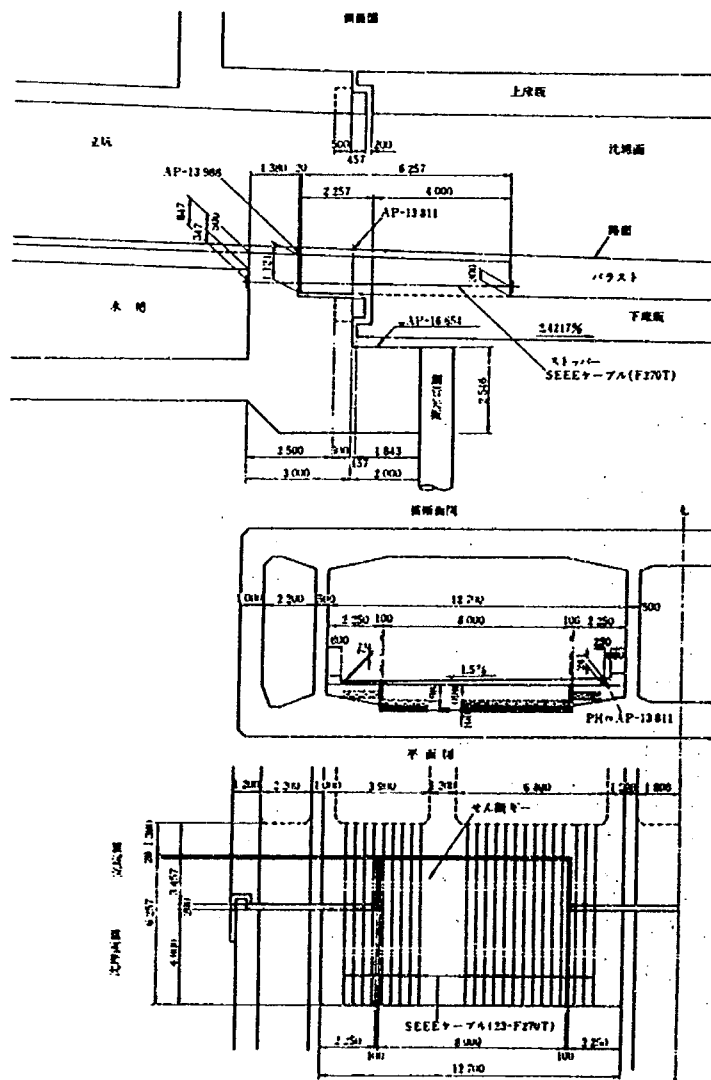


図 - 1.3 大井側立坑エレメント間継手構造

②	トンネル 名 称	東京港第2航路 海底トンネル	工 期	1973～ 1980	所 在 地	日本・東京 (東京都港湾局)
可撓性継手 の 区 分		エレメント間 EJ-f5-2種 換気塔～エレメント間 EJ-f4-2種	性 能	エレメント間 伸縮 50 mm せん断 30 または 20 mm 換気塔～エレメント間 伸縮 70 mm せん断 30 mm		
可撓性継手 の設置目的		1. 地震 2. 地盤の沈下 3. 温度変化				
出 典		東京都港湾局 東京港第2航路海底トンネル工事誌 1980				

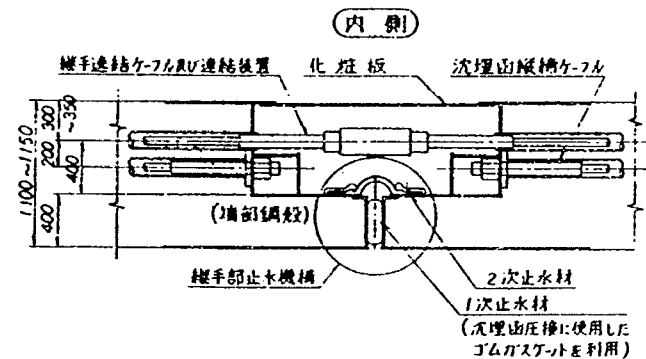


図-2.1 エレメント間継手部機構概要図
(立坑-エレメント間も類似した機構である)

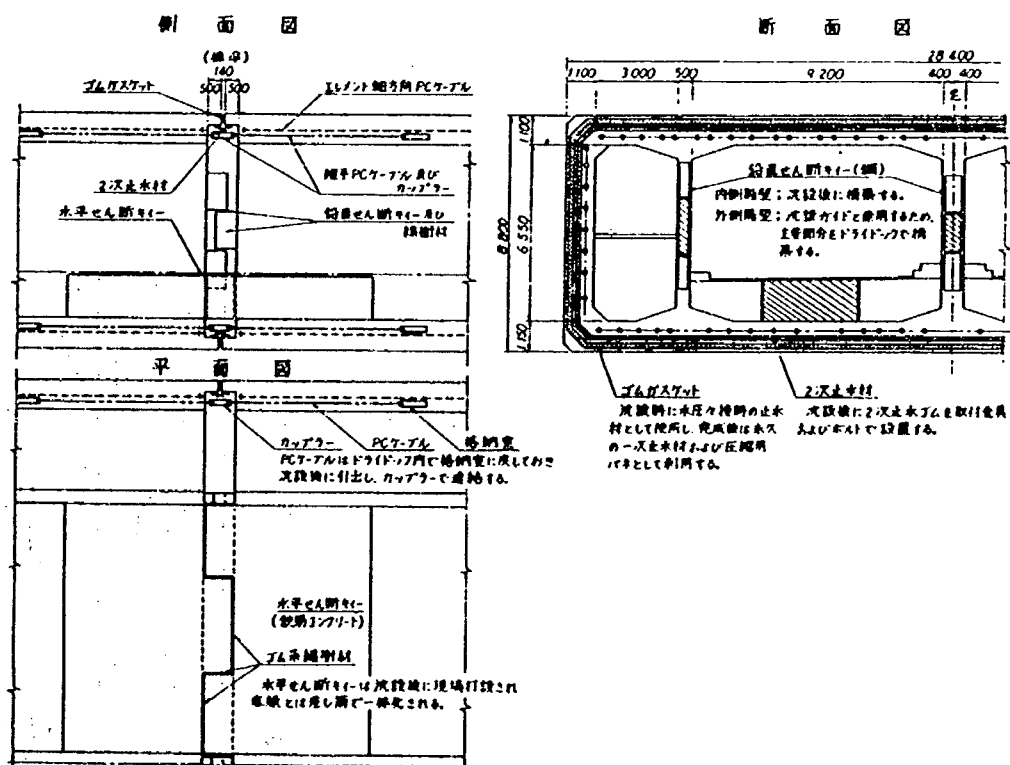


図-2.2 可撓性継手構造概要図

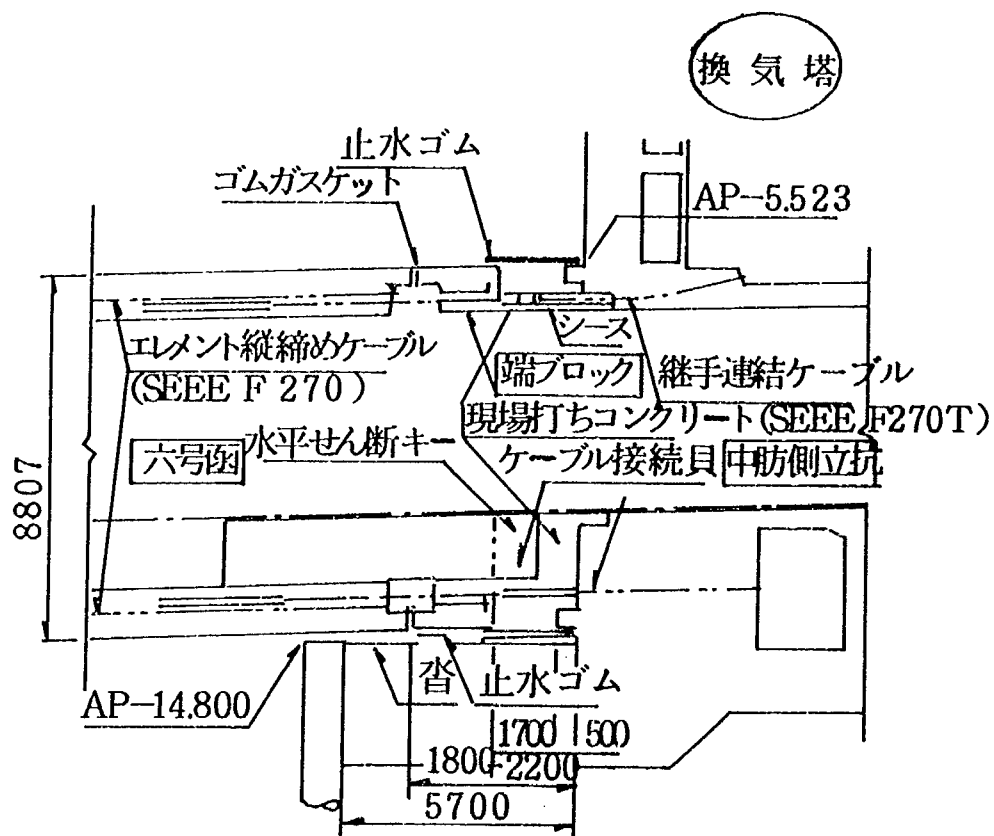


図 - 2.3 換気塔～元素間継手構造概要図
(最終継手)

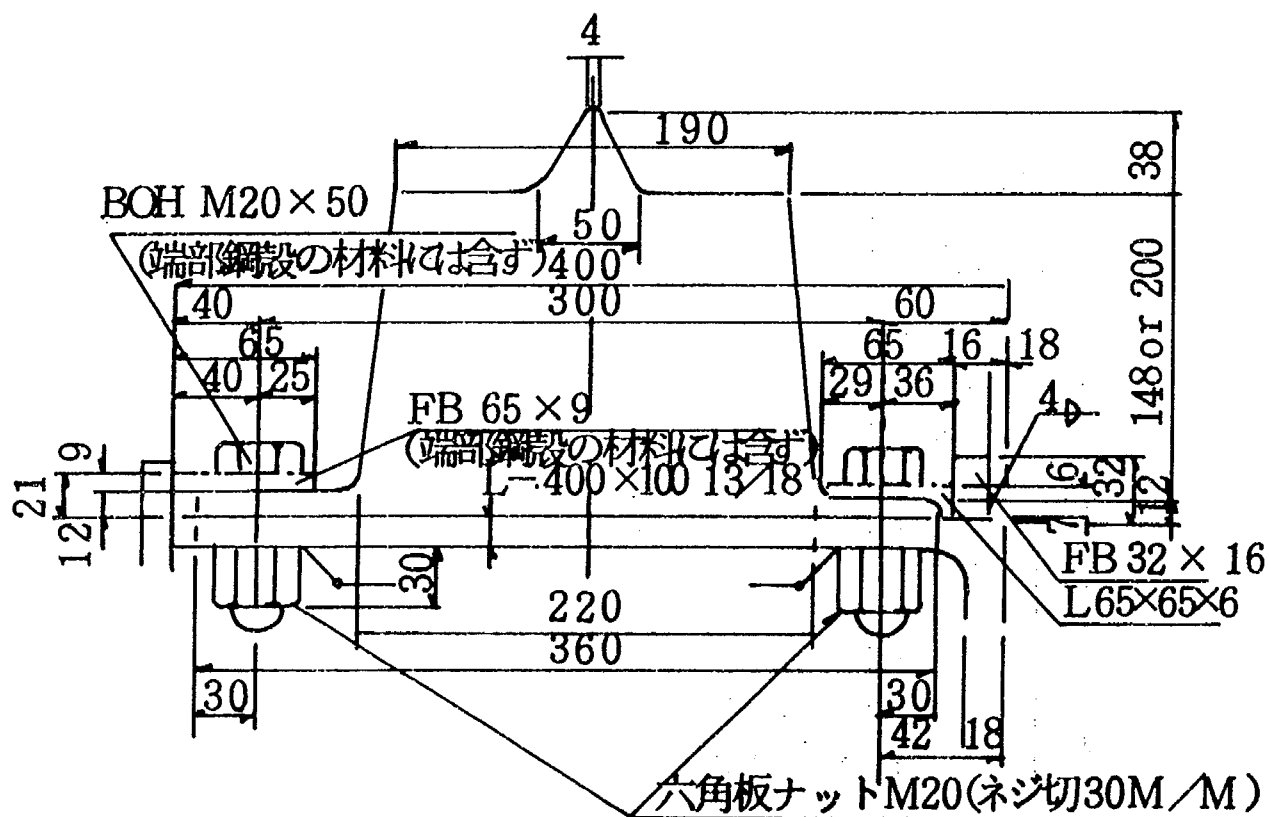


図 - 2.4 ゴムガスケットの取付け

③	トンネル 名 称	京葉線台場トンネル	工 期	1976～ 1978	所 在 地	日本・東京 (日本鉄道建設公団)
可撓性継手 の 区 分		EJ-f5-2種	性 能	伸縮 60 mm せん断 ± 5 mm 回転角 1°		
可撓性継手 の設置目的		1. 地震 2. 地盤の沈下				
出 典		日本鉄道建設公団東京支社 京葉線台場トンネル(パンフレット) 1978				

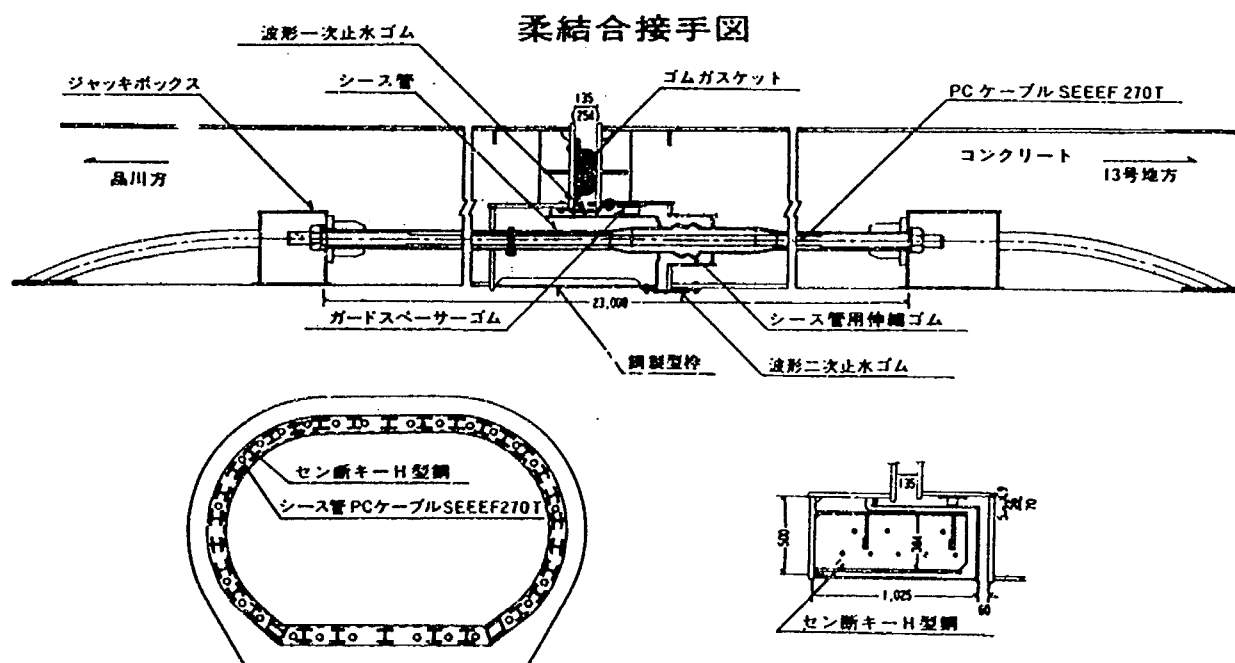


図 - 3.1 柔結合接手図

④	トンネル 名 称	BART Tube	工 期	1966～ 1969	所在地	米・カリフォルニア州 サンフランシスコ湾
可撓性継手 の 区 分		SJ - f 5 - 2 種	性 能	伸縮 38 英吋 鉛直せん断 102 英吋		
可撓性継手 の設置目的		1. 地震				
出 典		Walter S. Douglas , Robert Warshaw Design of Seismic Joint for San Francisco Bay Tunnel Journal of the A. S. C. E. Vol. 97 号 ST4. APR 1971				

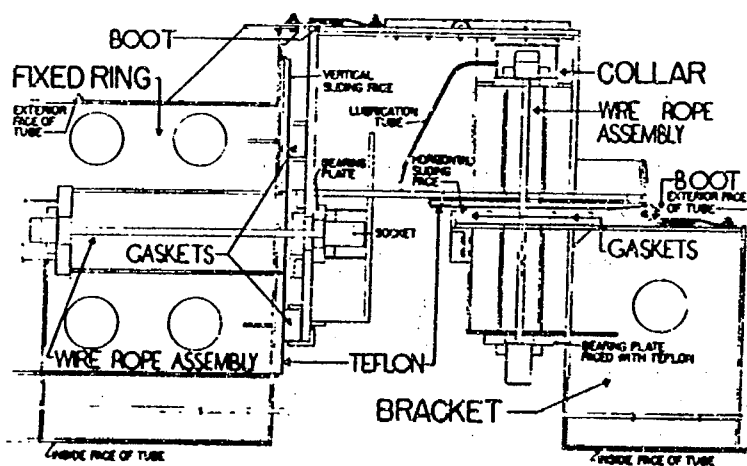
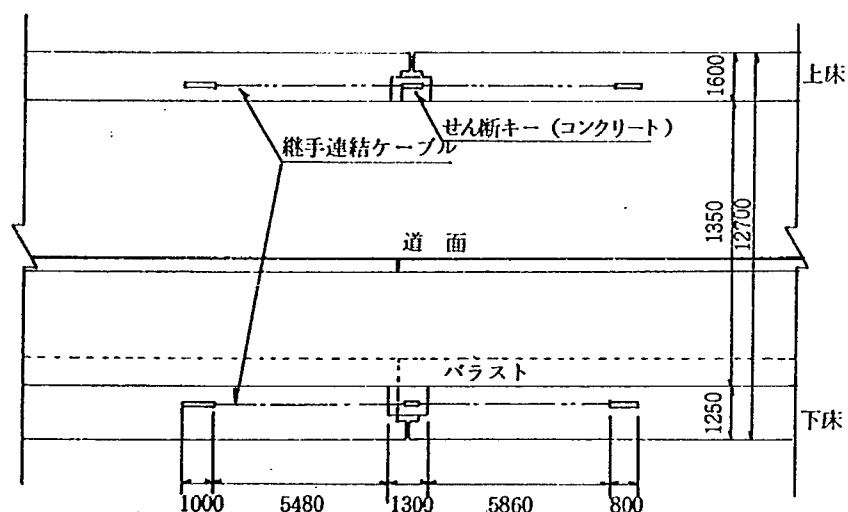


図 - 4.1 SLIDING JOINT DETAILS

⑤	トンネル 名 称	東京湾横断道路 沈埋トンネル	工 事	計 画 中	所 在 地	日本・東京 (日本道路公団)
	可撓性継手 の 区 分	ゴムガスケット式 EJ-f 5-2種 スライド式 SJ-f 5-2種	性 能	ゴムガスケット式 伸縮 5 cm スライド式 伸縮 10 cm (設計案)		
	可撓性継手 の設置目的	1. 地震 2. 地盤の沈下 3. 温度変化				
	出 典	日本道路公団東京第1建設局 東京湾横断道路沈埋トンネル構造検討報告書 S. 56. 3				



一般部可撓性継手構造図

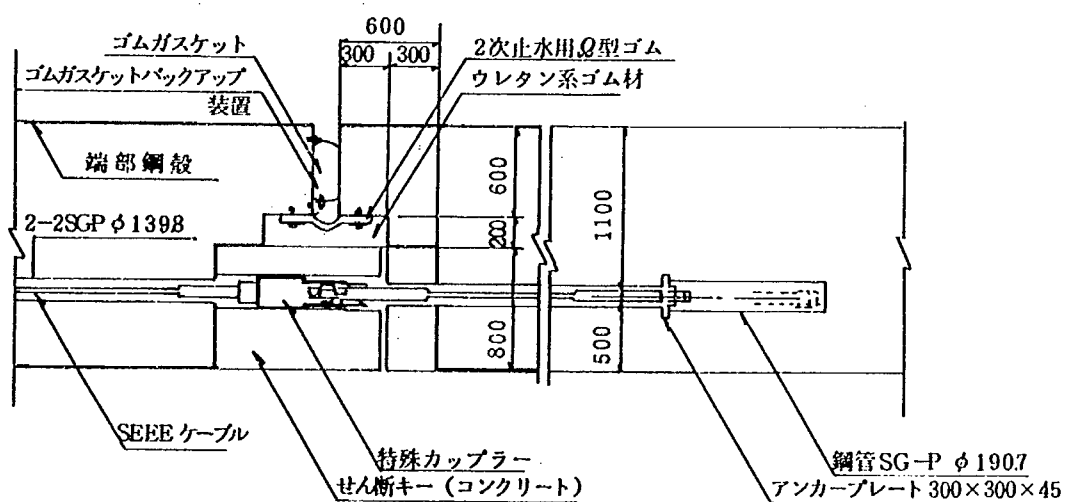


図 5.1 継手部詳細図

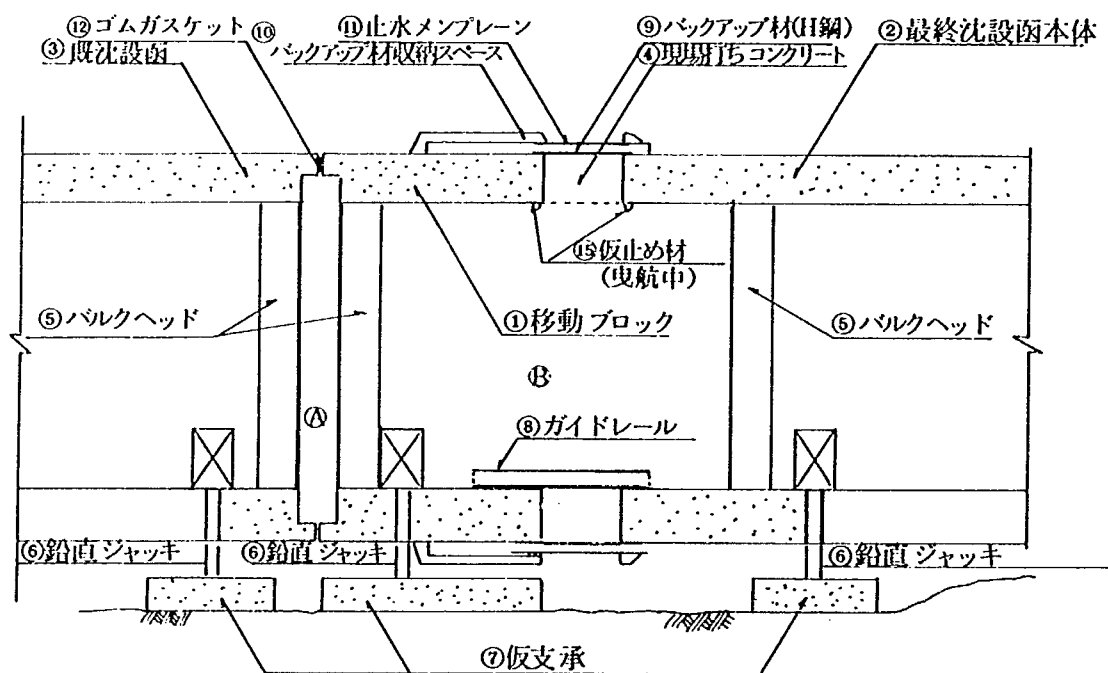


図 - 5.2 最終継手構造概略図

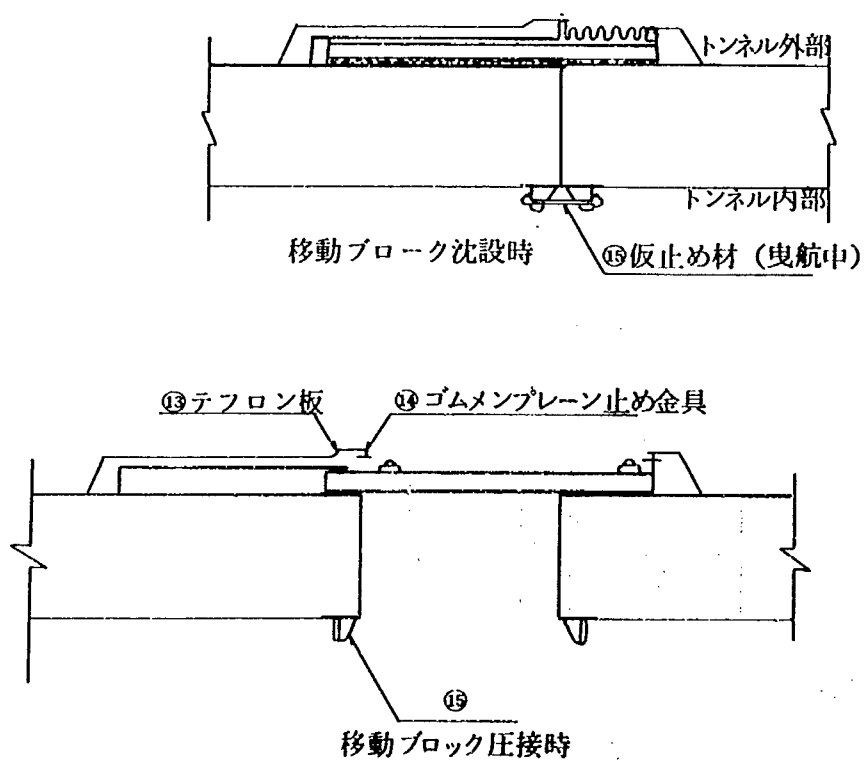


図 - 5.3 移動ブロック止水詳細図

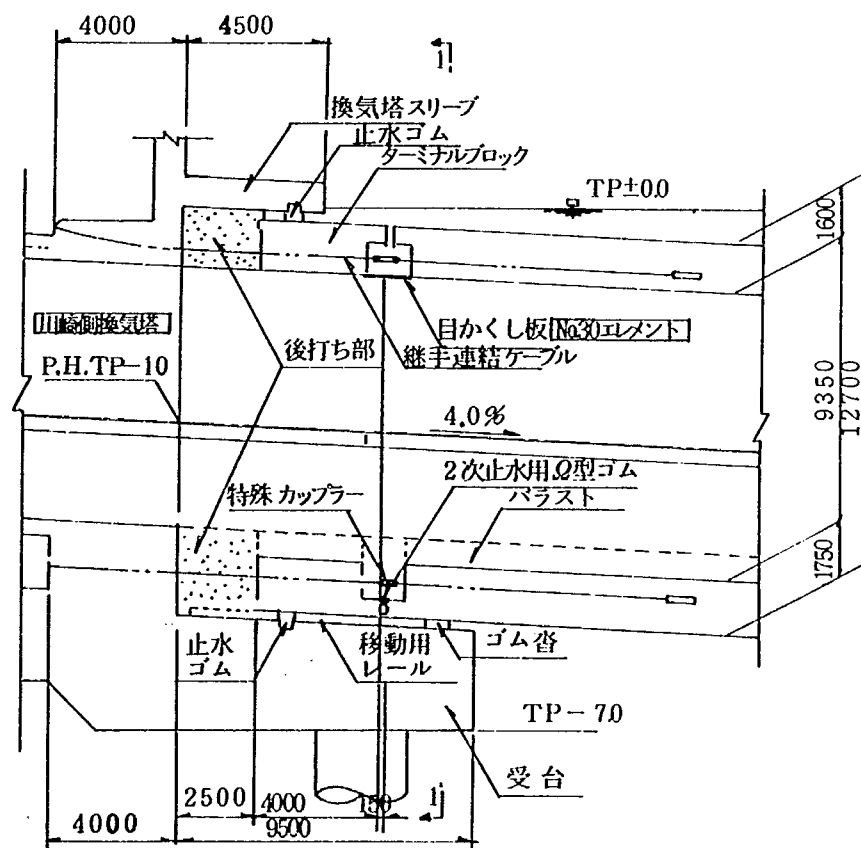
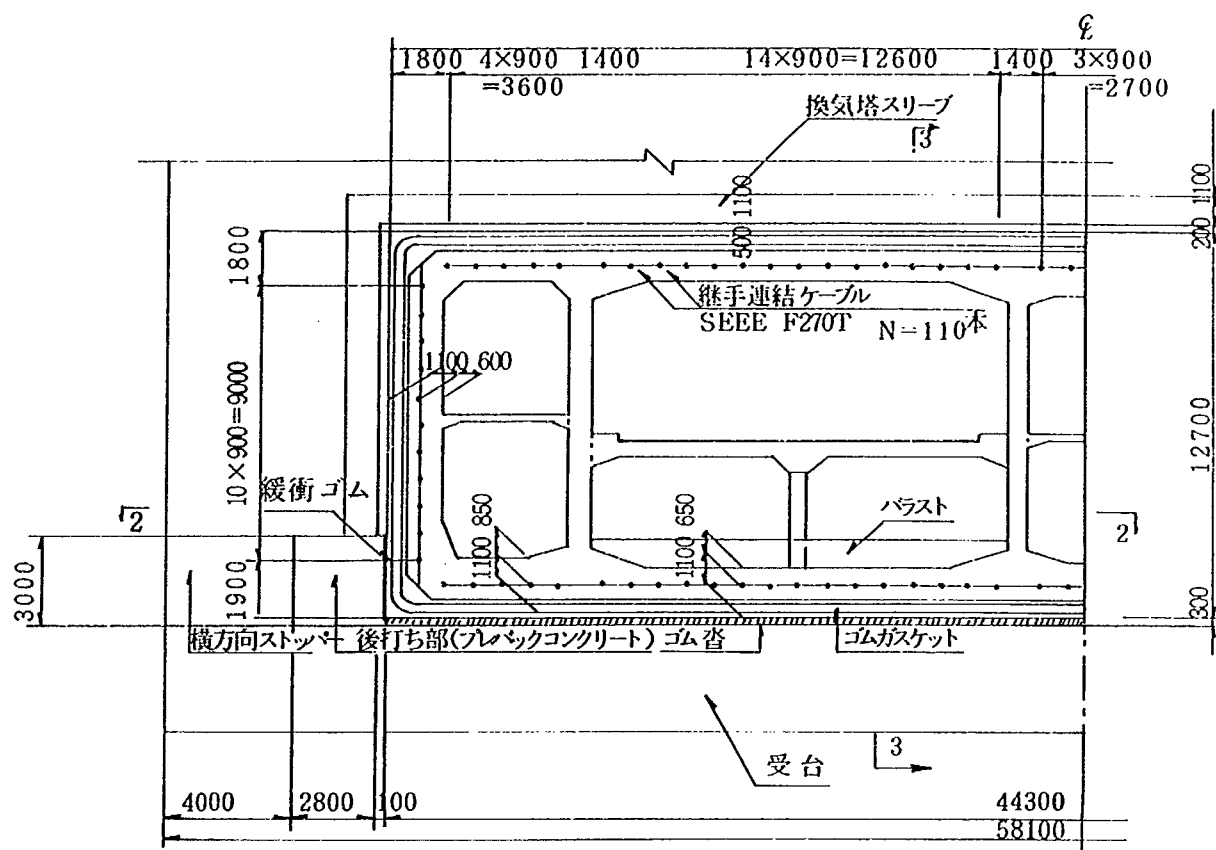


図 - 5.4 換気塔—エレメント間最終継手構造図

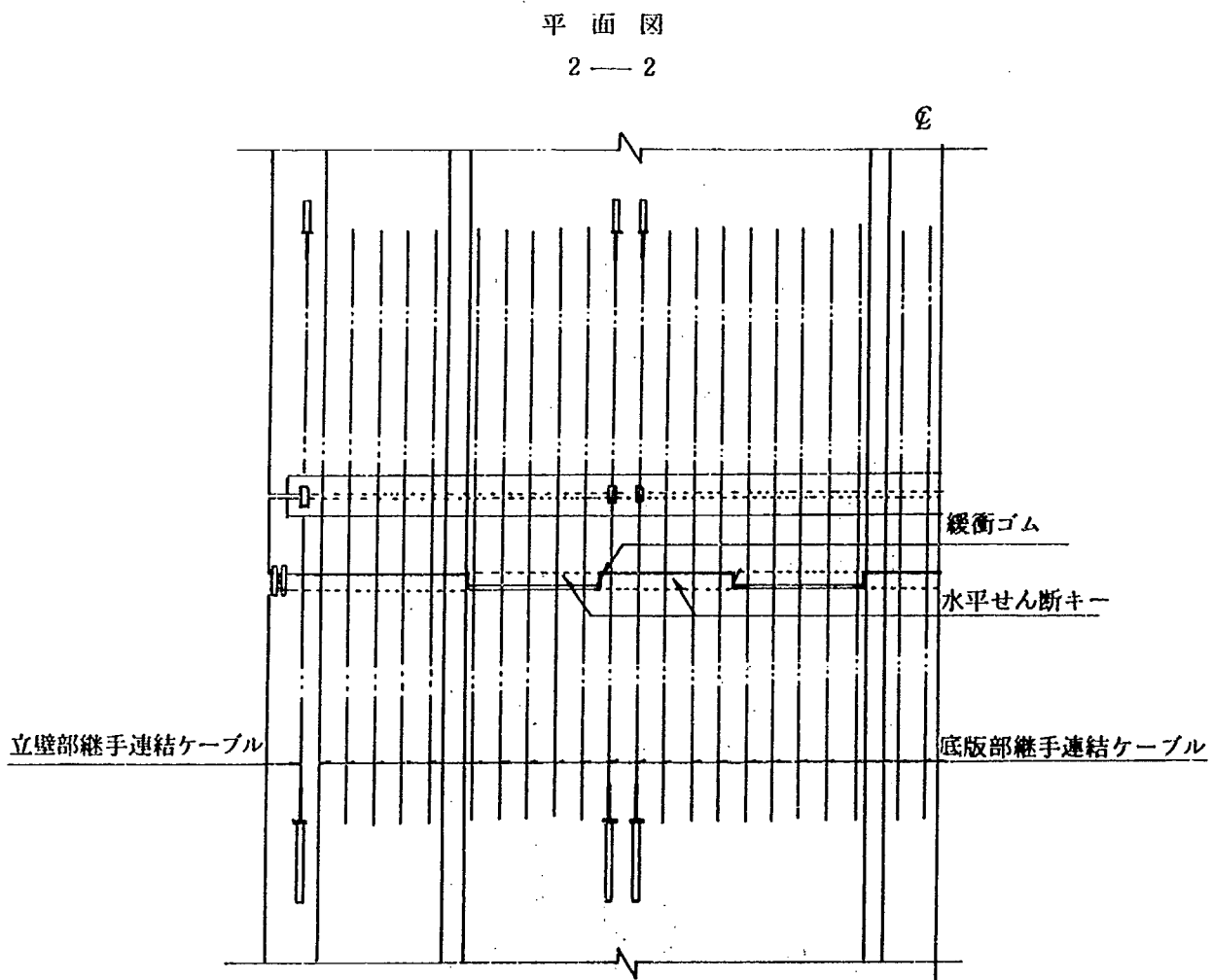
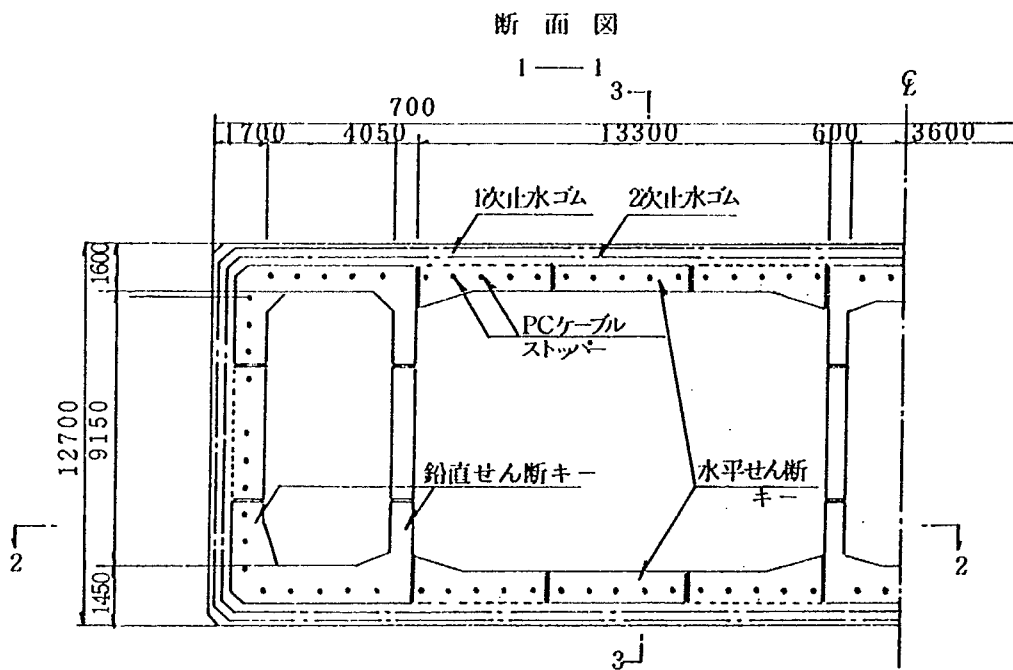


図 - 5.5 スライド式可撓性継手構造図

側 面 図

3 - 3

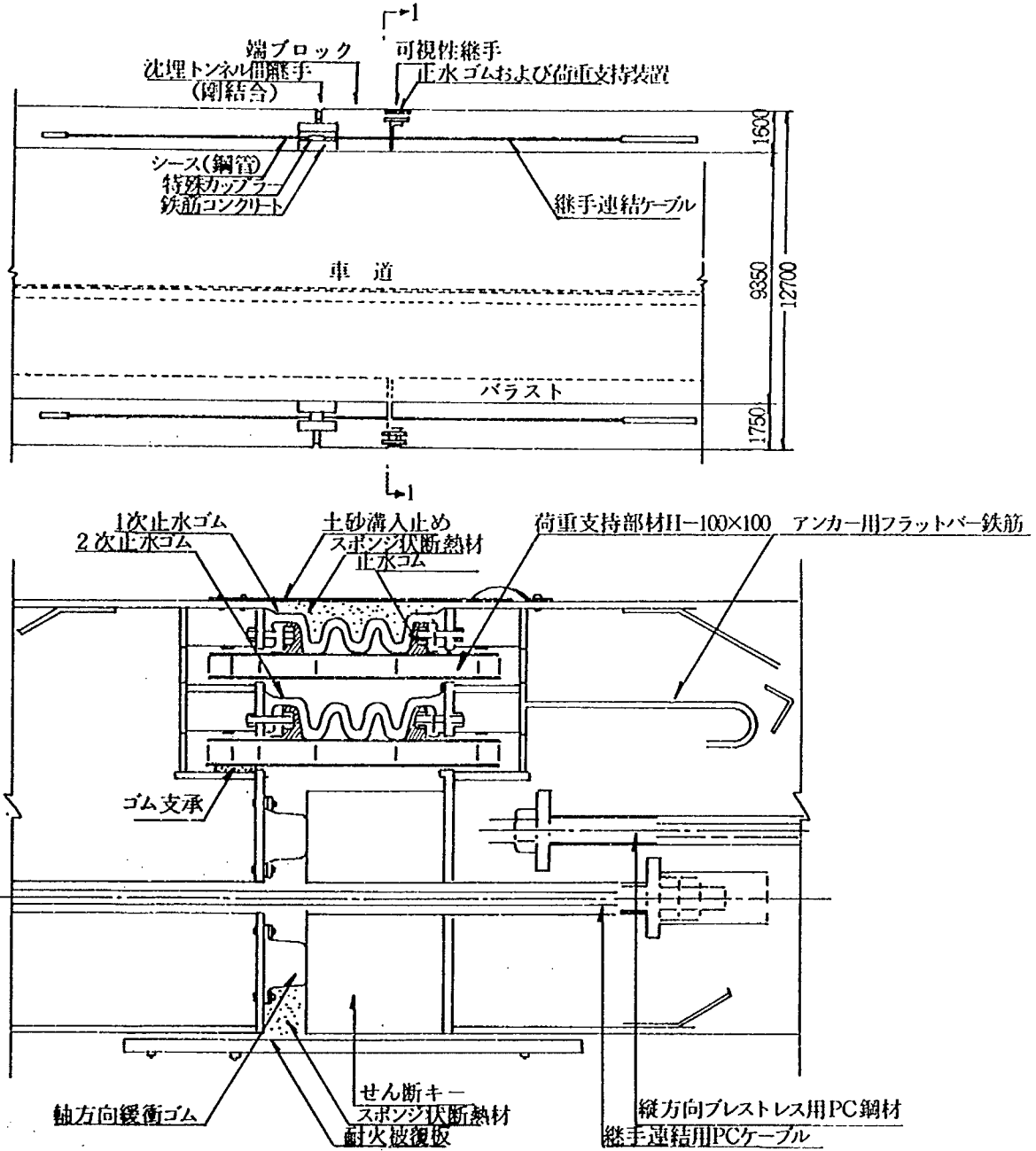


図- 5.6 継手部詳細図

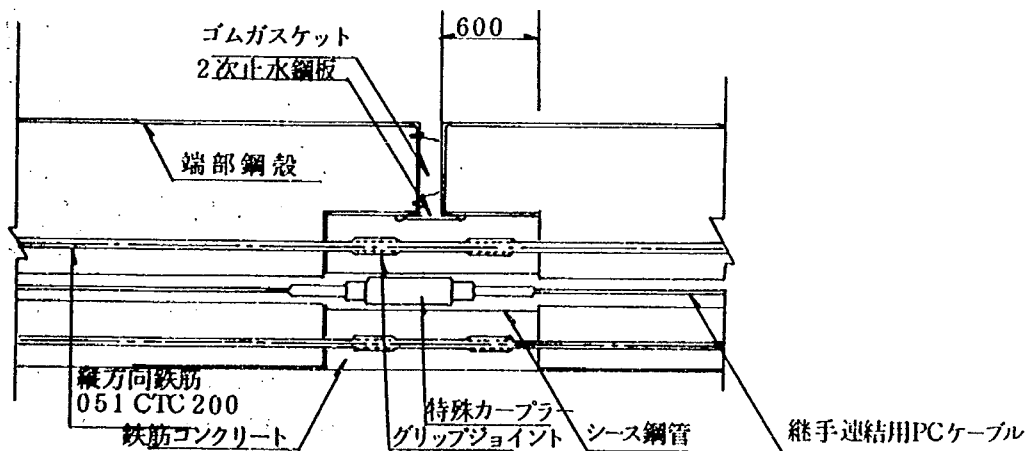


図- 5.7 剛結部継手詳細図

可撓性継手に関する既往実験の概要

(1) 昭和49年度 沈埋トンネル継手構造模型実験

1. 実験目的

・可撓性継手構造の変形性能および止水性能を全体模型を用いた静的載荷実験によって調査する。

2. 実験内容

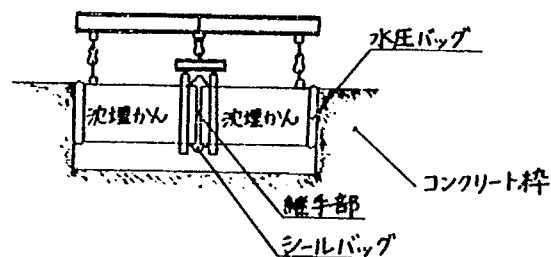
1) 実験装置

・実験装置は図-1に示すように、2個の沈埋函模型を対向させ図-2に示すゴムガスケットを中間に設けたものを反力枠の中に収納し、各種の載荷実験を行なう。(模型縮尺 1/20)

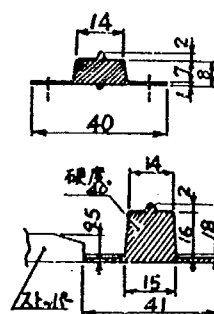
2) 実験方法

・軸力載荷試験は、水圧バッグにより軸力載荷をし、継手部の変形特性を求めた。止水性能については、シールバッグにより継手部に被圧水(4 Kg/cm²)を作用させて漏水の有無を調べた。

・曲げ試験は水圧バッグ及びシールバッグにより、所定の軸力、被水圧を加えた状態で、2点載荷により継手部に曲げを作用させ、又セン断試験はセン断を作用させ、継手部の変形特性と漏水の有無を調べた。



(図-1) 載荷装置



(図-2) ゴムガスケット

3. 実験結果・考察

1) ゴムガスケットのみの場合

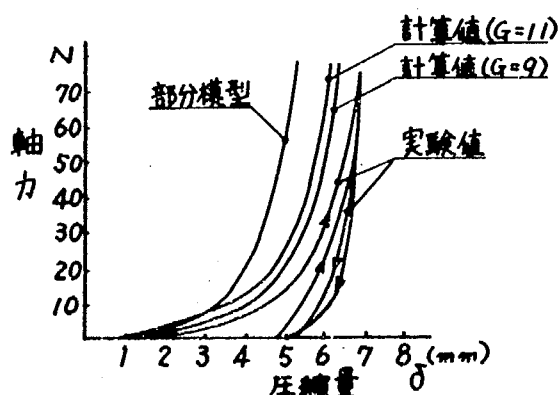
a) 軸力載荷試験(図-3)

・模型の縮尺が小さい為に誤差が圧縮特性曲線にあらわれているが、所定荷重付近でのバネ定数($K=P/\delta$)は部分模型・全体模型及び計算値共により一致を見ている。計算値は次式により推定した。

$$N = 2 P (B+H) \quad \text{①}$$

$$P = E_{ap} \cdot AL \cdot A(e) \quad \text{②}$$

$\left\{ \begin{array}{l} N \cdots \cdots \text{軸力} \\ P \cdots \cdots \text{所定圧縮時のゴムガスケット反力} \\ B, H \cdots \cdots \text{ゴムガスケット取付幅・高さ} \end{array} \right.$
, $E_{ap} \cdots \cdots \text{微小変形時のみかけの弾性係数}$
 $AL \cdots \cdots \text{ゴムガスケット受圧面積}$
 $A(e) \cdots \cdots \text{ゴムガスケットひずみ率}$



(図-3) 軸力載荷試験結果

- ・止水性能については、ノーズ部分がつぶれている状態では、十分止水が可能であることが判断できる。

b) 曲げ載荷試験 (図-4)

- ・変形特性は部分模型とよい一致を示している。計算は次式により求めた。

$$M = (P_1 - P_2)(3B + H)H/6 \dots\dots ③$$

$$\left\{ \begin{array}{l} P_1, P_2 \dots\dots \text{圧縮量 } \epsilon_1, \epsilon_2 \text{ の時のゴム} \\ \text{ガスケット反力で部分模型} \\ \text{あるいは②式より求める} \end{array} \right\}$$

上式は、図-5のようなゴムガスケット反力分布として仮定して求めたものである。

- ・ゴムガスケットは所定の軸力下での圧縮量を基準として圧縮あるいは復元するが、圧縮特性が非線形である為に上下線の変形量が異なり継手全体の回転中心がずれる。

c) セン断載荷試験 (図-6)

- ・計算値は次式によって求めたものである。

$$S_1 = G \cdot A_c \cdot \delta / h \dots\dots ④$$

$$S_2 = N \cdot \mu \dots\dots ⑤$$

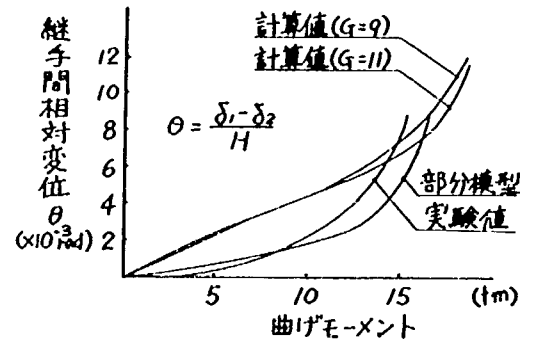
$$\left\{ \begin{array}{l} G \dots\dots \text{ゴムガスケットのセン断弾性係数} \\ h \dots\dots \text{圧縮計ゴムガスケット高} \\ \mu \dots\dots \text{ゴムガスケットと端面摩擦係数} \end{array} \right\}$$

但し、 S_1 はセン断力が小さい場合、 S_2 はセン断力が大きくなり滑り始める時のセン断力を示している。

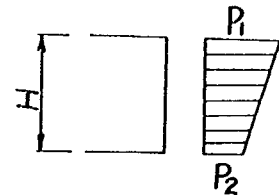
- ・止水性能は継手部 20 mm 以上のズレが生じても漏水はなかった。

2) ゴムガスケット+ストッパーの場合

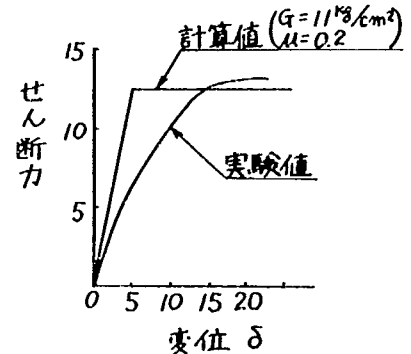
- ・軸力載荷・曲げ載荷とも部分模型と実験値はストッパーの弾性をも考慮に入れるとよい一致がみられた。



(図-4) 鉛直曲げ載荷試験結果



(図-5) ゴムガスケット反力分布



(図-6) セン断載荷試験結果

(2) 昭和 50, 51 年度 沈埋トンネル継手部の模型振動実験

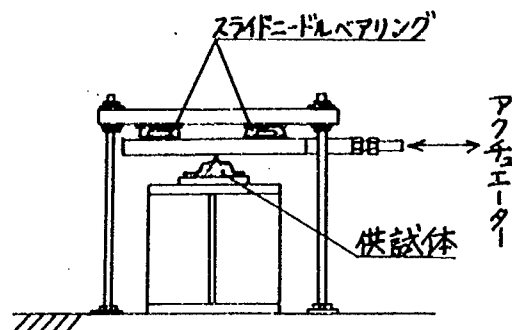
1. 実験目的

- ・可撓性継手として使用されるゴムガasketの動的特性を把握するために部分模型を用いて実施する。

2. 実験内容

1) 実験装置

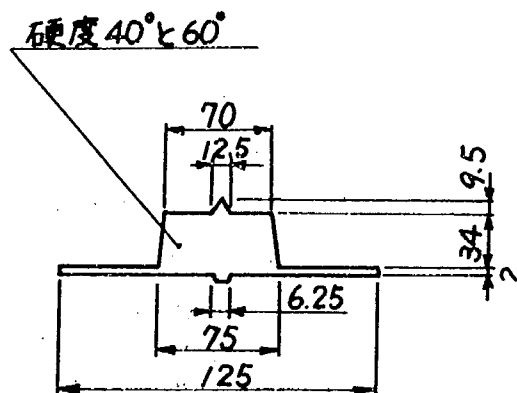
- ・実験装置は圧縮試験に対しては、アムスラー型圧縮試験機および疲労試験機を用い、又セン断試験に対しては図-1に示すような装置を用いた。



(図-1) セン断試験装置

2) 実験方法

- ・実験はジーナ型ゴムガasketを用い静的および動的圧縮、セン断試験を実施する。
- ・供試体は、圧縮試験には $1/2$, $1/4$, $1/8$, $1/20$ の4種、セン断試験には $1/4$, $1/20$ の2種とし、これらの模型実験により相似性について調べる。
- ・動的試験では、周波数 ($1 \sim 3\text{Hz}$) 繰り返し回数 (60, 300回)を変化させ、正弦波形の荷重を載荷した。
- ・静的特性、動的特性を調べ、お互いの関係を把握する。

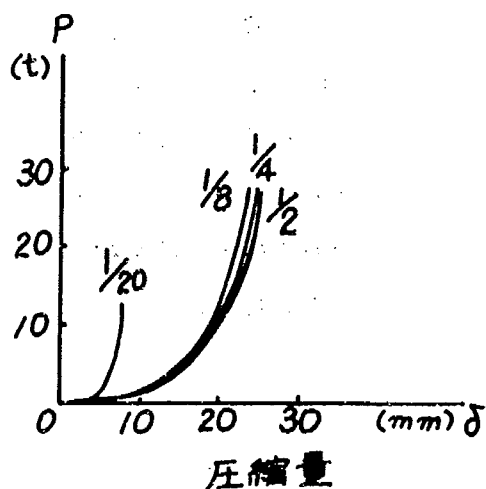


(図-2) 供試体断面

3. 実験結果・考察

1) 静的圧縮試験 (図-3)

- ・圧縮特性においては相似則が縮尺 $1/2 \sim 1/8$ で成り立つと考えられる。縮尺 $1/20$ では、実験装置とのバランスから誤差が生じやすく正確に求めることは難しい。
- ・圧縮量が大きすぎないように適度な硬度のゴムガasketを選択することは圧縮特性を安定させる意味では重要で、硬度 40° では過圧縮されている。



(図-3) 静的圧縮試験

2) 動的圧縮試験 (図-4)

- ・動的圧縮力を受けると、特性曲線はループを描き、粘弾性の性質を示す。

- ・動的バネ定数は通常、周波数（地震程度）では影響を受けず、又繰り返し回数の影響も受けない。

- ・今回の実験結果から推定すれば静的圧縮試験での除荷曲線から求めた静的バネ定数（ K_s ）と動的バネ定数（ K_d ）がほぼ等しい値となっている。

- ・静的・動的バネ定数は実験によって求めるのがよく、その際に、作用荷重によってバネ定数は変化するので荷重範囲を正確に設定する必要がある。

- ・静的バネ定数と動的バネ定数との間の一定関係を見い出すことはできなかった。

- ・静的と動的とで、バネ定数－ヒズミの関係が逆の傾向を示し、前者では、比例、後者ではヒズミの増大に伴ないバネ定数が直線的に減少する。

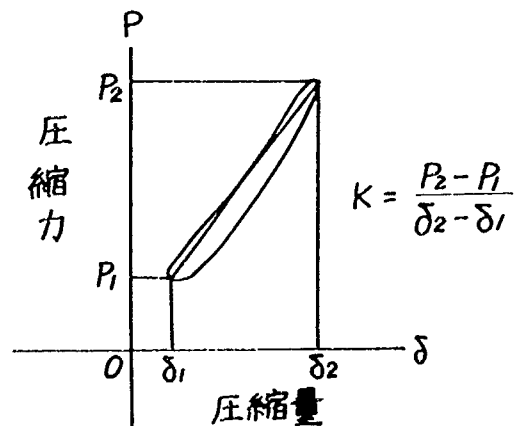
3) 静的・動的セン断試験

- ・セン断荷重－変位との関係は、静的動的ともほぼ線形を示す。

- ・硬度が大きい程、静的動的ともバネ定数は大きく、又圧縮力が大きい程大きい。

- ・圧縮バネ定数と異なり、静的・動的ともにヒズミの増大に伴ってバネ定数が直線的に減少する。

- ・セン断方向の相違による影響は静的で $K_{SS1}/K_{SS2} = 1.2 \sim 1.5$ ，動的で $K_{SD1}/K_{SD2} = 1 \sim 2.0$ である。但し、suffix 1 : 2 は横断方向、長手方向を示している。



（図－4） 動的圧縮試験結果
（モデル図）

(3) 昭和52年度 複合外力下における沈埋トンネル継手の全体模型実験

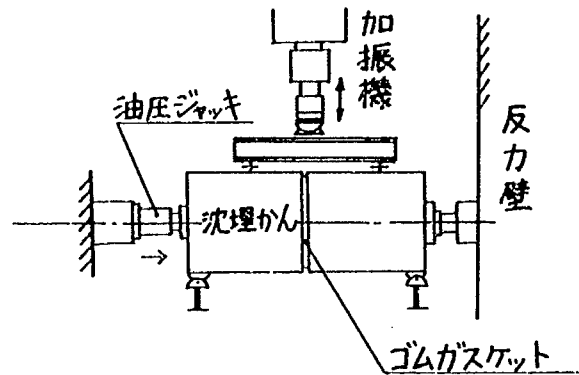
1. 実験目的

- ・可撓性継手部の動的変形特性を全体模型を用い、特に動的曲げに関するバネ定数及び等価減衰係数について調査する。又、止水性能についても同時に調査する。

2. 実験内容

1) 実験装置

- ・実験装置は図-1に示すように2対の沈埋函模型(縮尺1/20)を対向させ、その中間にはゴムガasketをセットし、一端を固定(ピン)し、他端を油圧ジャッキによって加圧し、これに対し、直角方向から2点荷重によって加振した。



(図-1) 実験装置

2) 実験方法

- ・実験は次の5種の荷重状態に対して検討する。

- ①静的軸力 ②静的軸力+静的曲げ ③静的軸力+静的セン断
- ④静的軸力+動的曲げ ⑤静的軸力+動的セン断

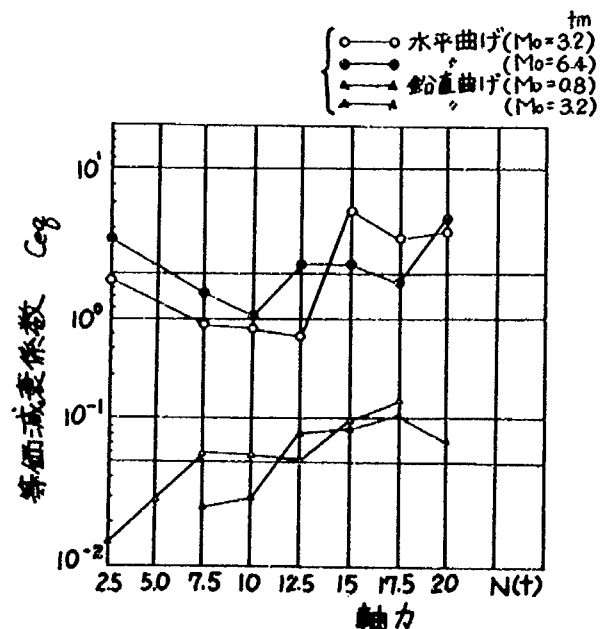
- ・ゴムガasketは縮尺1/20とし、昭和50. 51年度に用いたものと同じとした。
- ・止水性能は沈埋函の端に設けてあるバルクヘッド間に空気圧を加え検知器によって調査した。

3. 実験結果・考察

荷重状態5種のうち①～③については既に同様の試験が実施されており(昭和49年度)、同様の結果が得られたので、ここでは動的載荷試験について記述する。

1) 静的軸力+動的曲げ載荷試験

- ・水平及び鉛直曲げとも、一定軸力下では振幅を変えてもほぼ同様なヒステリシスループ形状を描く。
- ・水平及び鉛直曲げとも、振幅が一定であるならば軸力が大きい程ループ内面積が小さくなる。これは軸力が小さい程減衰能力が大きいことを示している。
- ・軸力が増加する程回転バネ定数($K\theta = M/\theta$)も増加する。
- ・軸力が一定の場合、回転角変位が増加すると回転バネ定数は増加する。
- ・動的回転バネ定数は静的に比べて2～3割増加している。



(図-2) 等価減衰係数

- 等価減衰係数のオーダは鉛直曲げで $10^{-2} \sim 10^{-1}$ ($\text{tm}/10^{-3} \text{rad/sec}$) 水平曲げで $10^{-1} \sim 10^0$ ($\text{tm}/10^{-3} \text{rad/sec}$) となっている。
- 止水性能はゴムガスケットのノーズが完全に圧縮されている場合は十分であることがわかった。

2) 静的軸力+動的セン断载荷試験

- 軸力の増加に伴ない動的セン断バネ定数は大きくなる。
- 動的と静的セン断バネ定数を比較すると静的の 1.1 ~ 1.3 倍となっている。
- 止水性は 1) と同様、ゴムガスケットのノーズが完全に圧縮されている場合十分である。

(4) 昭和 53 年度 沈埋トンネル縁端部の耐震性に関する実験

1. 実験目的

- ・実物に近い縮尺のゴムガスケット部分模型を用い、初期圧縮量が与えられた後の静的・動的圧縮バネ及び回転バネ定数の関連を把握すると共に、圧縮特性曲線を用いた曲げ特性曲線の推定法について検討する。

2. 実験内容

1) 実験装置

- ・静的載荷試験には 300 ton 油圧プレスを用い、又動的試験には 50 ton 振動試験機を用いた。
- ・曲げ試験には特に図 - 1 のような治具を用いている。

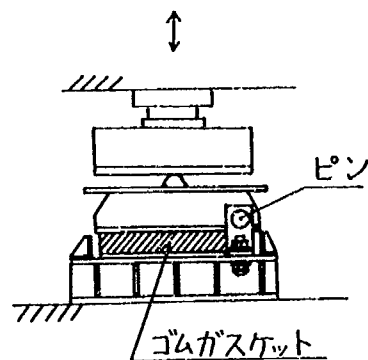
2) 実験方法

- ・実験はゴムガスケットに初期圧縮変形を与えた後に次の 3 種の試験を実施した。①動的圧縮試験、②静的曲げ試験、③動的曲げ試験。

- ・ゴムガスケットは縮尺 1/4 の部分模型を使用する。(昭和 50, 51 年度と同じもの)

- ・初期圧縮量は、油圧プレスによって圧縮し、

図 - 1 に示した治具にピンを挿入してセットし、曲げ載荷時には、このピンを中心としてゴムガスケットに曲げ圧縮を与えた。



(図 - 1) 曲げ載荷治具

3. 実験結果・考察

1) 動的圧縮試験

- ・ヒステリシス曲線(荷重-変位)は周波数の影響をほとんど受けない($f=4 \sim 12$ Hz 実物換算)

- ・動的圧縮バネ定数について次のことがいえる。(表 - 1)

①初期圧縮量 δ_0 の影響を大きく受け、 δ_0 が大きい程バネ定数は大きい。

②初期圧縮量 δ_0 が一定の場合、圧縮荷重振幅が大きくなる程バネ定数が小さくなる傾向がある。

③静的バネ定数と比較すると、 δ_0 が小さい程、又圧縮荷重振幅が大きいく程、静的バネ定数に近づく傾向がある。

(表 - 1) 圧縮バネ定数

初期圧縮率	規定振幅	K _{SN}	K _{DN}	K _{DN} /K _{SN}
$\epsilon_0 = 30\%$ $\delta_0 = 14.25$ mm	$\delta = \pm 2$	1.30	1.98	1.52
	$\delta = \pm 3$	1.50	2.03	1.36
	$\delta = \pm 5$	1.74	2.10	1.21
$\epsilon_0 = 40\%$ $\delta_0 = 19$ mm	$\delta = \pm 2$	5.25	11.42	2.18
	$\delta = \pm 3$	6.00	12.79	2.13
	$\delta = \pm 5$	5.03	9.80	1.94

(mm) (t/mm) (t/mm)

※ K_{SN}..... 静的圧縮バネ定数
K_{DN}..... 動的 "

- ・損失係数は δ_0 とは無関係に，周波数の影響を受けず 0.07～0.15 の値となる。

2) 静的曲げ試験

- ・曲げ特性曲線は圧縮特性曲線同様，載荷と除荷曲線が異なっている。
- ・相対回転角 θ が一定の場合，初期圧縮量 δ_0 が大きい程載荷モーメントは大きくなる。
- ・載荷モーメントが一定の場合， δ_0 が大きくなる程 θ は小さくなる。
- ・静的回転バネ定数は θ が大きくなる程大きくなる。

3) 動的曲げ試験

- ・周波数の影響を曲げ特性はほとんど受けない。
- ・動的回転バネ定数については次のことがいえる（表－2）。

①初期圧縮量（ δ_0 ）並びに荷重振幅（M）の影響を受け， δ_0 が大きい程 M が大きい程，バネ定数は大きくなる。

②静的バネ定数と比較すると， δ_0 が小さい程，静的バネ定数に近づくことがわかる。

4) 静的曲げ特性曲線の予測法について

- ・実験値と圧縮特性曲線を基とした表－3 に示す組み合わせによる予測値と比較し次のことがいえる。

①予測法 1 は，圧縮特性曲線と見なしており，実験値とは全く一致せず，予測法 2 は簡便な割には予測法 3 および実験値と初期圧縮量に無関係に一致している。

②予測法 A，C は曲げ載荷曲線に一致し，予測法 B は曲げ除荷曲線に一致している。

（表－2） 回転バネ定数

初期圧縮率	検定 回転角	KS θ	KD θ	KD θ /KS θ
$\epsilon_0 = 20\%$ $\delta_0 = 9.5 \text{ mm}$	0.02	9.9	8.7	0.88
	0.03	13.6	12.3	1.20
	0.04	15.0	17.5	1.17
$\epsilon_0 = 30\%$ $\delta_0 = 14.25 \text{ mm}$	0.02	37.0	50.0	1.35
	0.03	40.7	58.2	1.43
	0.04	43.8	66.8	1.52
$\epsilon_0 = 40\%$ $\delta_0 = 19 \text{ mm}$	0.02	85.0	174.3	2.05
	0.03	92.0	195.9	2.13
	0.04	101.0	196.4	1.95

(rad) (tm/rad)(tm/rad)

※ KS θ …… 静的回転バネ定数
KD θ …… 動的 “ ”

（表－3） 予測方法

分類	番号	説明
圧縮特性曲線の扱い方	1	・初期圧縮量 δ_0 における接線に近似し直線と考える。
	2	・相対回転角 θ による最大・最小圧縮量（ $\delta_{\max}$ ， $\delta_{\min}$ ）間での割線に近似し直線と考える。
	3	・そのまま利用する。
考慮性 す曲る線 圧縮	A	・載荷曲線のみ考慮
	B	・除荷曲線のみ考慮
	C	・載荷・除荷曲線いずれに対しても考慮する。

(5) 昭和54年度 沈埋トンネル継手の応力緩和及び老化の模型実験

1. 実験目的

可撓性継手に使用されるゴムガスケットには老化及び応力緩和が生じると考えられるため、その影響について調査する。

2. 実験内容

1) 実験装置

・実験装置は図-1に示す装置により、ゴムガスケットの静的・動的圧縮試験を行った。

2) 実験方法

① 供試体の前処理

応力緩和としてゴムガスケットに所定の圧縮量(30%, 40%)を一定期間(14日間)加える。老化促進として所定の圧縮量(0%, 30%, 40%)を加え、その状態で老化促進用空気加熱オーブンに一定期間(14日間)入れておく。

② 静的圧縮実験

静的な荷重・除荷荷重～変位の関係を求める。

③ 動的圧縮実験

初期設定圧縮量の位置を中心として、所定の振幅で動的な圧縮荷重を載荷する。波形は正弦波とした。

④ 応力緩和実験

圧縮量一定(30%, 40%)の下で反力の変化を求める。

3. 実験結果・考察

① 静的圧縮特性

熱老化促進で初期圧縮量を加えて放置したものは原品に比較して圧縮特性曲線の立ち上りが早い。これは熱老化促進により圧縮永久歪が残るため、ゴムガスケットの全高が小さくなってゐる事に起因する。しかし、圧縮特性曲線と圧縮永久歪分ずらずと原品の形状とほぼ一致し、これより、ゴムガスケットの材質そのものは、変化していない事を示している。図-2参照。

応力緩和後の実験においても、圧縮永久歪そのものの値は小さいが上記のことが言える。

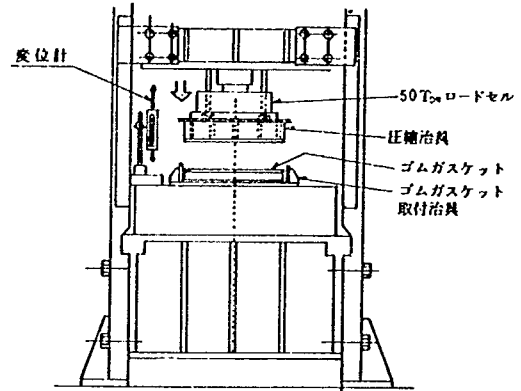


図-1 実験概要図

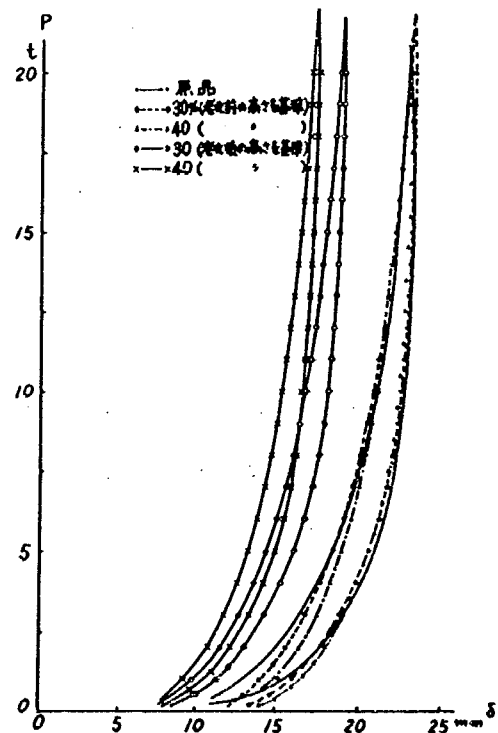


図-2 原品と熱老化(30, 40%圧縮)の圧縮特性比較

② 動的圧縮特性

無圧縮での老化促進及び応力緩和による影響は殆んど見られないが、圧縮下の老化促進においては、動的バネ定数が大きめとなった。

③ 応 力 緩 和

初期圧縮量が大きい程反力の低下が大きい。図-3 参照。応力緩和は初期に起こり3日以上経過すればほぼ一定の応力となる。

④ 圧 縮 永 久 歪

圧縮永久歪の実験結果を表-1に示す。熱老化圧縮の場合圧縮永久歪が大きい。

表-1 圧縮永久歪

ケ-ス	圧 縮 永 久 歪	
	解 放 直 後	3 日 間 経 過 後
熱老化促進 $\epsilon_0 = 40\%$	14.6%	13.3%
熱老化促進 $\epsilon_0 = 30\%$	9.9	8.9
応力緩和後 $\epsilon_0 = 40\%$	5.3	1.5
応力緩和後 $\epsilon_0 = 30\%$	5.6	1.4

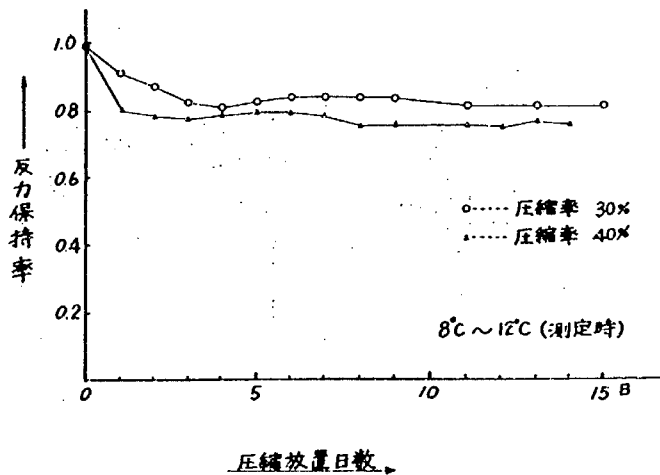


図-3 応力緩和実験
圧縮率の差による圧縮反力保持率比較

(6) 昭和 55 年度 沈埋トンネル継手ゴムガasketの実大部分模型による動的バネ定数に関する実験

1. 目 的

沈埋トンネルの耐震継手部材に関する実験は昭和 49 年度から系統的に実施してきたが、これまでの実験では、実験装置のキパシティ等の制約により縮尺模型の供試体を用いてきたことや、疲労試験機による実験であったため荷重制御に基づいた動的バネ定数の算定にとどまっていた。

本実験は、当所において加振力士 125 ton，最大変位振幅士 125 mmを有し，荷重と変位の両制御方式が可能な加振機が整備されたことにより実大の部分供試体を用いて実験を行い，継手の動的バネ定数への影響を調べた。

2. 調 査 方 法

供試体の断面形状および実験概要を図 - 1 に示す。実験は変位制御で静的実験と動的实验および荷重制御で動的实验を行った。

変位制御は，設定圧縮量まで 20 秒間で静的に圧縮を行い，その状態において正弦波，三角波を 10 サイクルで入力し，その後 5 秒間で圧縮量 0 まで除荷し，その時の荷重～変位の関係を測定した。

荷重制御の場合も同様に行った。

実験の一連の入力波形・加振・データ収録およびデータ整理はミニコンピュータ装置でまかになった。なお供試体は，各実験 1 本とした。図 - 2 に動的バネ定数と静的バネ定数の説明図を示す。

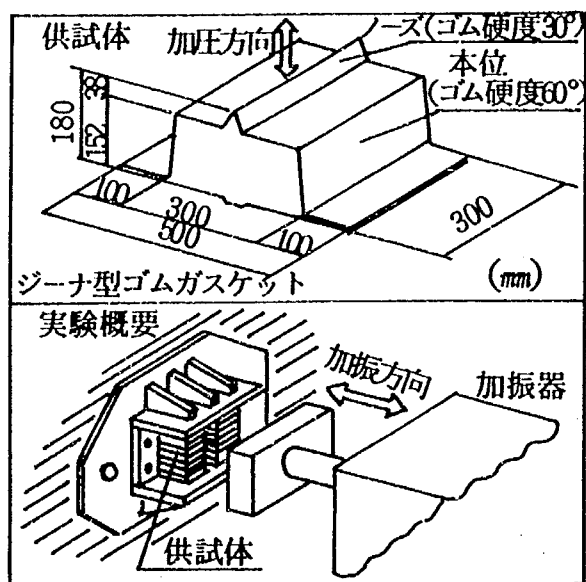


図 - 1 供試体および実験の概要

3. 調査結果・考察

図 - 3，表 - 1 に実験結果を示す。これより変位制御による動的バネ定数は，正弦波および三角波とも大差はなく，入力波の違いによる影響はないものと考えられる。また動的硬化率（動的バネ定数／静的バネ定数）は正弦波および三角波ともに圧縮率に無関係に約 1.0 ～ 2.0 の値を取り，動的振幅量については士 2 mmと士 8 mmの場合を比べると前者の方が各ケースについて大きい値を示している。

周波数については，動的バネ定数および動的硬化率は 1.0 Hz の方が 0.5 Hz の場合に比べて若干大きい値を示している。荷重制御の実験結果より正弦波で動的荷重士 8 ton の場合の圧縮率が 30 %と 40 %の動的バネ定数を比較すると約 4.6 倍も後者の方が大きく，圧縮率の違いによる影響は顕著である。また入力波および周波数の影響については，変位制御と同じ傾向にありその影響は小さい。

制御方式の違いによる動的バネ定数の影響は表 - 1 より圧縮率が 40 %程度の高圧縮域では荷

重制御の方が 0.5 Hz の場合で、正弦波および三角波ともに変位制御の結果より約 1.4 倍程度大きくなっており、大変位、大荷重振幅を受ける場合には差が出てくることが考えられる。しかし、圧縮率が 30～35 % 程度では、両者の相違は 10 % 以内であり、制御方式による差は小さい。図-4 に動的バネ定数の圧縮率による変化、図-5 にそれに対応する動的硬化率を示す。

動的バネ定数を左右する大きな要因は圧縮量と動的振幅量である。

硬化率は、30～40 % 程度の圧縮域では、ほとんど圧縮率に関係なく約 1.0～2.0 の値を示し、また動的振幅量が小さいほど大きい傾向がある。

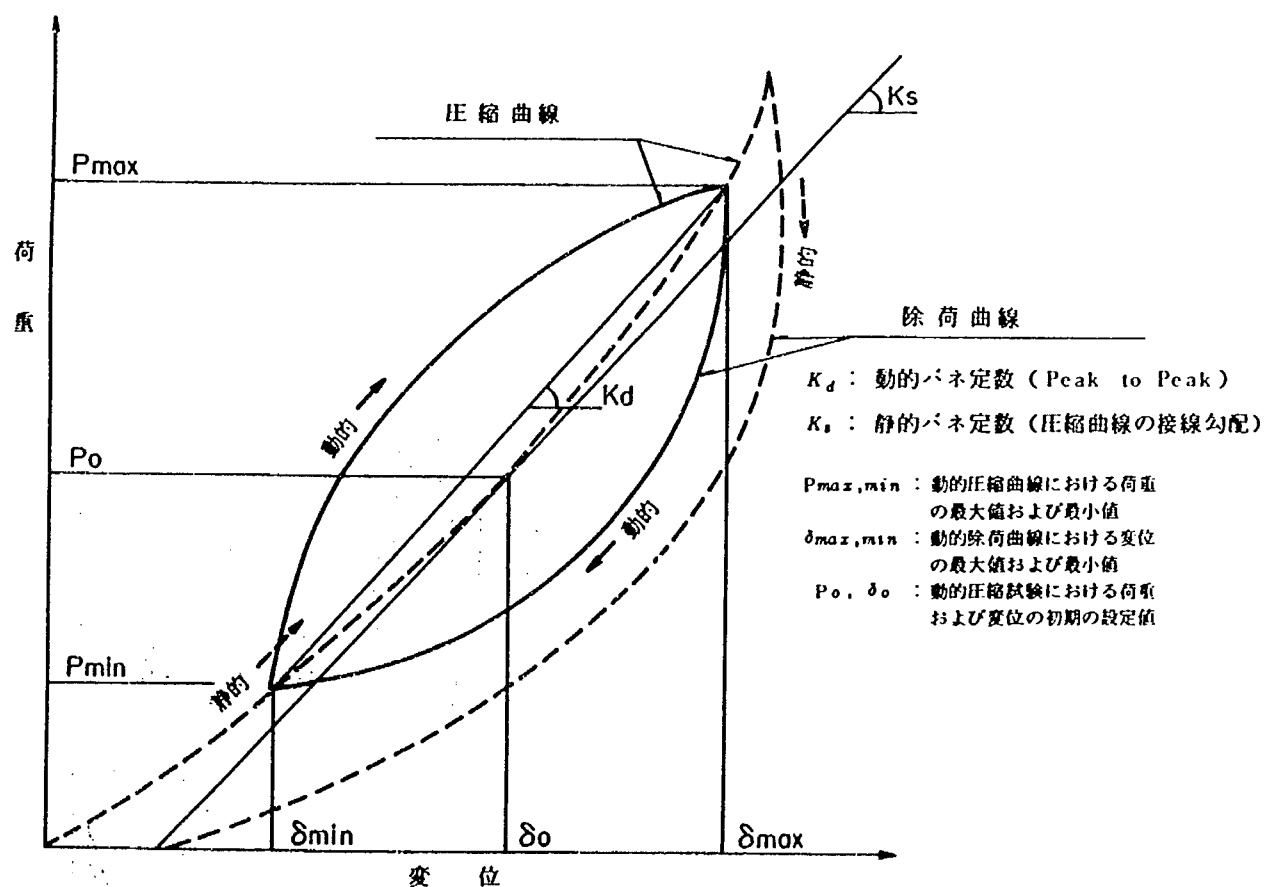


図-2 動的バネ定数および静的バネ定数

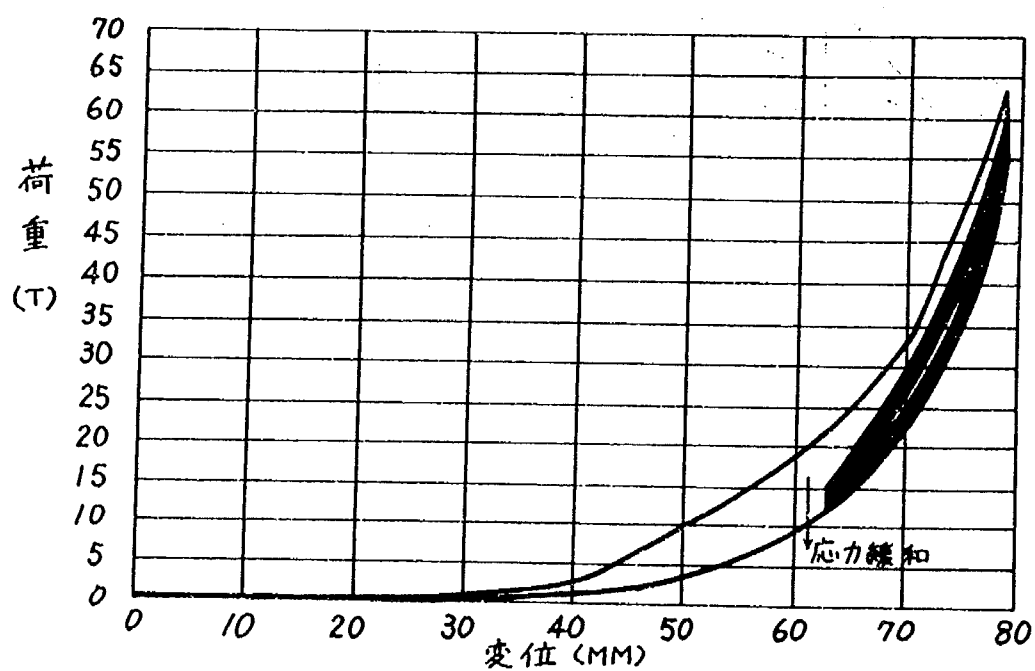
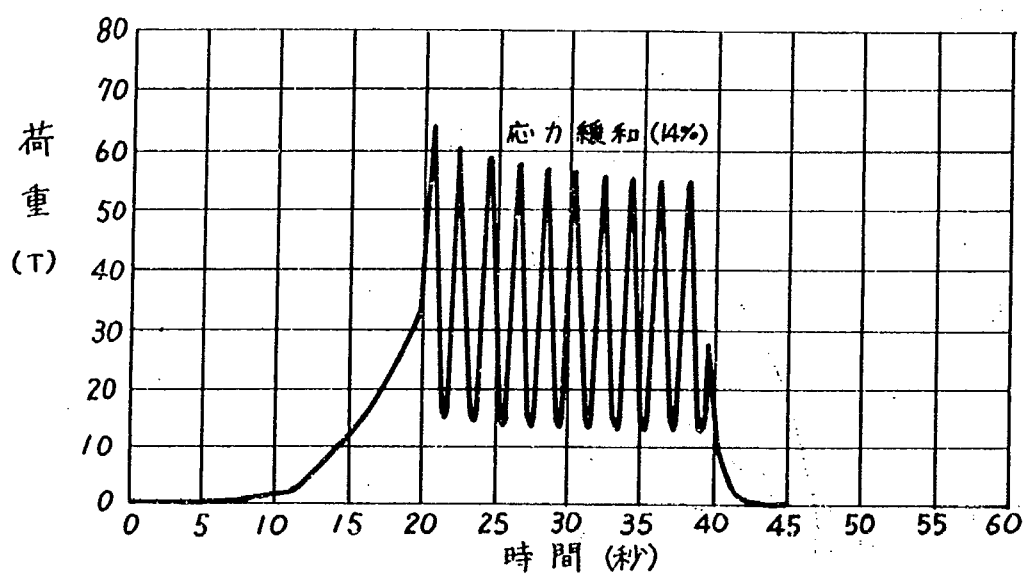
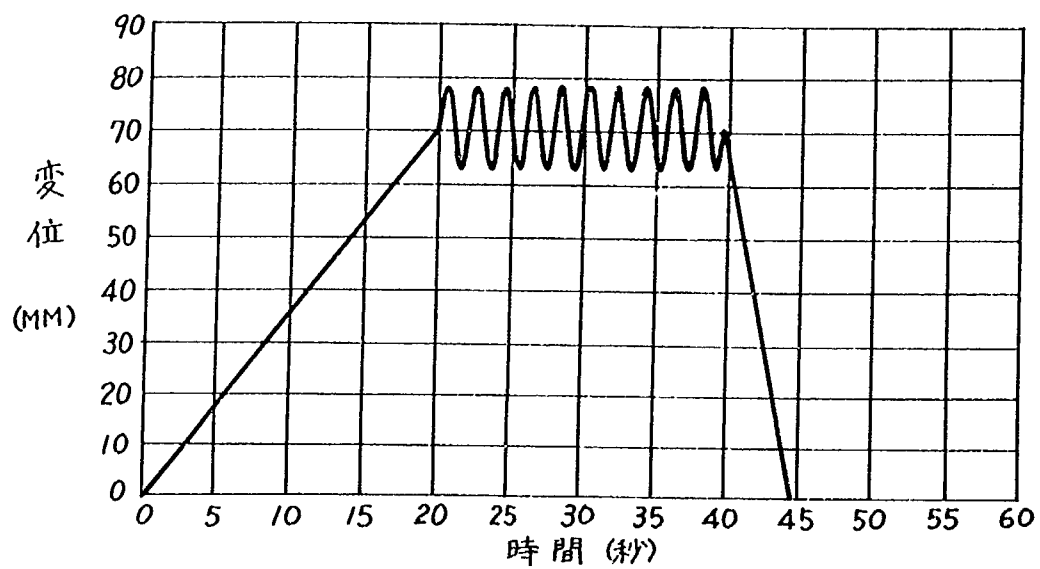


図-3 動的圧縮実験 (変位制御 SIN波 0.5 Hz) の入出力波形

表 - 1 動的バネ定数と動的硬化率

変 位 制 御							備 考
入 力 波	圧 縮 率 (%)	動的変位 振幅 (mm)	K_d		R_k		
			0.5 Hz	1.0 Hz	0.5 Hz	1.0 Hz	
正 弦 波	3 0.0	± 2	(ton/mm) 1.9 7 0	(ton/mm) 2.1 0 3	1.7 9	1.9 1	K_d : 動的バネ定数 R_k : 動的硬化率
		8	1.6 2 1	1.6 5 9	1.4 7	1.5 1	
	3 2.5	2	1.9 6 0	2.0 0 0	1.5 0	1.5 4	
		8	1.7 4 2	1.8 2 1	1.3 4	1.4 0	
	3 5.0	2	3.1 4 0	3.2 4 0	1.7 4	1.8 0	
		8	2.6 2 7	2.6 6 3	1.4 6	1.4 8	
	3 7.5	2	4.0 8 5	4.3 0 6	1.4 1	1.4 8	
		8	2.8 6 6	2.8 6 3	0.9 9	0.9 9	
	4 0.0	2	5.9 9 5	6.4 4 5	1.8 7	2.0 1	
三 角 波	3 0.0	2	2.0 0 4	2.0 6 5	1.8 2	2.0 2	
		8	1.6 1 9	1.6 3 0	1.4 7	1.4 8	
	3 2.5	2	2.0 0 4	2.1 5 4	1.5 2	1.6 6	
		8	1.8 1 0	1.8 7 2	1.4 0	1.4 4	
	3 5.0	2	3.2 1 5	3.4 0 5	1.7 9	1.8 9	
		8	2.1 4 9	2.3 2 0	1.1 9	1.2 9	
	3 7.5	2	4.3 1 3	4.4 5 3	1.4 9	1.5 4	
		8	2.7 9 9	2.8 5 8	0.9 7	0.9 9	
	4 0.0	2	5.8 7 4	6.2 6 9	1.8 4	1.9 6	
荷 重 制 御							
入 力 波	圧 縮 率 (%)	動的荷重 振幅 (ton)	K_d		R_k		
			0.5 Hz	1.0 Hz	0.5 Hz	1.0 Hz	
正 弦 波	3 0.0	± 8	(ton/mm) 1.5 7 9	(ton/mm) 1.6 2 6	1.4 4	1.4 9	
	3 5.0	8	2.9 8 6	2.9 8 4	1.6 6	1.6 6	
		16	2.4 5 5	2.5 7 6	1.3 6	1.4 3	
		8	8.4 9 7	8.3 0 3	2.6 6	2.5 9	
	4 0.0	16	7.2 1 9	7.4 4 2	2.2 6	2.3 3	
三 角 波	3 0.0	8	1.6 0 1	1.6 9 6	1.4 6	1.5 4	
	3 5.0	8	2.9 9 2	3.1 6 7	1.6 6	1.7 6	
	4 0.0	8	8.2 6 0	8.6 4 8	2.5 8	2.7 0	

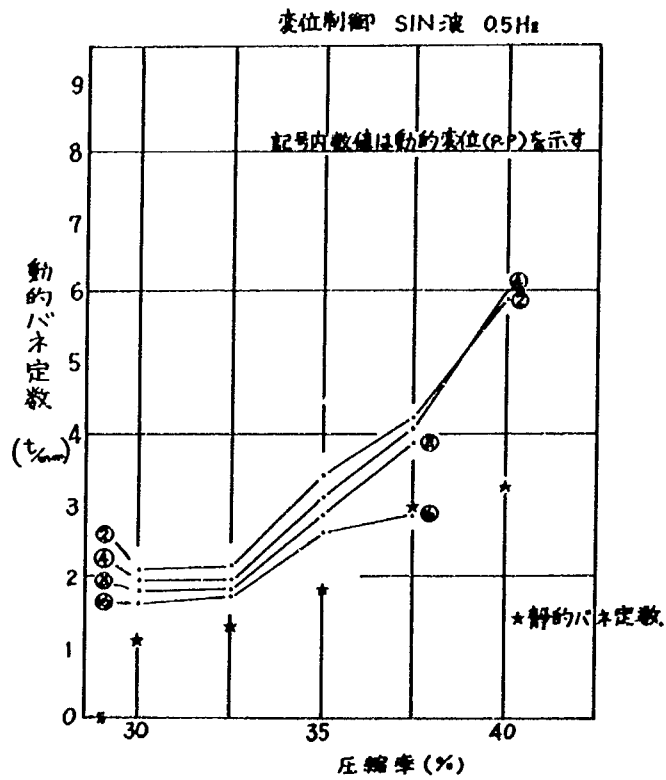


図-4 圧縮率による動的バネ定数の変化

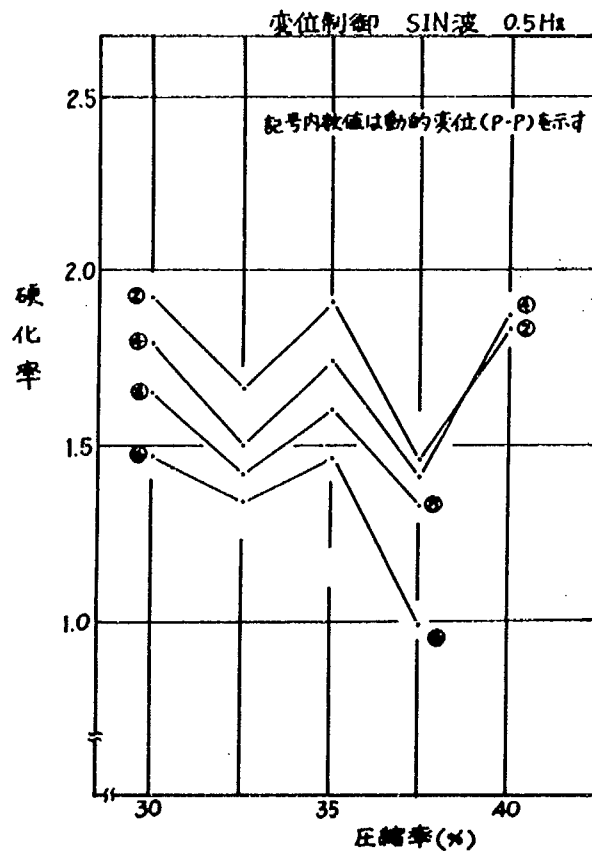


図-5 動的硬化率

沈埋トンネル可撓性継手の動的剛性の
評価方法

ISSN 0386-5878
土研資料第1859号
昭57年8月(1982)
建設省土木研究所
耐震研究室

キーワード：沈埋トンネル，可撓性継手，動的剛性

要 旨 沈埋トンネルの動的解析に必要な可撓性継手(ゴムガスケット・P C ケーブル方式)の動的剛性の評価方法について既往の実験結果を基に評価式及び評価式におけるパラメーターの設定方法を取りまとめた。



郵便はがき

3 0 5 - □ □

40円切手
をはいて
下さい

茨城県筑波郡豊里町大字旭一番地

建設省土木研究所

耐震研究室

御中

No. 85

No. 85

配布先氏名

配布先住所



土木研究所資料第1859号 部

上記のとおり受領しました。

所 属 (住所)

氏 名

印