

埋設パイプラインの地震時ひずみ評価

ESTIMATION OF BURIED PIPE STRAINS UNDER SEISMIC RISK

小 池 武*

By Takeshi KOIKE

1. 結 論

埋設パイプラインは都市機能を維持するうえで重要な役割を担っている。したがって、地震時におけるパイプラインの破壊は都市活動に多大の影響を及ぼすことになる。それだけに、それは耐震の見地から大いに検討されねばならないシステムである。

一般に、埋設パイプラインは直管、異形管そして各種付帯構造物から構成されているが、地震時被害として最も多くみかけるのが、管継手や異形管の破壊であり、構造物・接合管取合部の破損である。しかも、これらの地震時被害^{1)~10)}は地すべり、液状化、断層変位などを受ける特殊な地盤において発生するだけでなく、一般的な地盤での地盤震動によっても発生する。

それゆえ、これらのパイプライン構成要素の地震時挙動の解明は、合理的な耐震設計を進めるための第一歩とならねばならない。

従来より、埋設管特に溶接継手をもつ埋設鋼管の地震時挙動に関する解析的研究は、おもに弾性地盤内を伝播する地震波入力に対する直管の地震時挙動を論じたものであった。たとえば、鶴飼・山口¹¹⁾は地盤と管との間の動的なばね定数を、弾性波動論的手法に基づいて解析的に導出した。また、宮島・宮内¹²⁾はSH波入力を受けて埋設管が周辺地盤との間ですべりを発生した場合について管変形の厳密解を得た。ところで、埋設管が周辺地盤との間ですべりを生じたとき、直管に伝達される軸ひずみはすべった分だけ遞減する。そして、周辺地盤と直管との間の軸ひずみの差は、両者の間の相対変形となって異形管部に強制変形を集中させることになる。この問題に対し、最近篠塚・小池¹³⁾は地盤ひずみから直管軸ひずみを求める変換係数を導入することによって、直管表

面でのすべり発生による直管軸ひずみの緩和および異形管部の応力集中という現象を統一的に解析する手法を提案した。

この手法は、変換係数を用いることにより複雑な計算をすることなく直管のすべり時最大軸ひずみや異形管の応力集中を評価することができ、その意味で実用設計計算に適用しやすい形式を備えていた。しかし、そこではすべり時の直管軸ひずみについて最大値の上下界のみを与えたにすぎず、そこで取り扱った異形管は接合部のたわみ性(flexibility)を無視して剛結性を仮定したため、異形管の応力集中を過大に評価したきらいがある。したがって、前論文の実用設計計算への適用性を失うことなく、しかも、埋設管の地震時挙動をより忠実に反映できる耐震設計計算法が求められることになる。

そこで、本研究では以下の3項について論じることとする。まず、弾性波動論を基礎に、正弦波入力に対する変換係数の解析解を誘導し、前論文で提案した変換係数の近似解の精度を検討する。次に、埋設管が周辺地盤との間ですべりを生じた場合の直管軸ひずみの近似算定方法について論じる。最後に、たわみ性をもつ異形管に発生する集中ひずみを求めるための変換係数を誘導し、地盤条件、地震波特性との関係のみならず、異形管の諸元(たとえば、たわみ係数、応力集中係数、管径比、曲率半径)が異形管の集中ひずみにいかなる効果をもつのかを定量的に評価する。

2. 直管の地震時ひずみ

(1) 地盤ひずみ

埋設管のひずみは、周辺地盤と埋設管の剛性差に基づく相対変形により発生し、その大きさは地盤ひずみによって規定される。したがって、埋設管の耐震設計では、水平方向に伝播する地震波によって生成される表層地盤

* 正会員 工博 川崎製鉄(株)エンジニアリング事業部パイプライン・海洋技術部

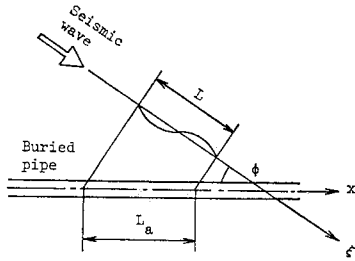


Fig. 1 Buried Pipe and Horizontally Propagating Seismic Wave.

内の最大地盤ひずみ (Free field strain) を求めることが基本的に重要となる。

ところで、鶴飼ら¹⁴⁾が指摘するように、表層の深さ方向の地盤特性を反映させて水平に伝播する表面波は、たとえその振幅が深さ方向に変化しても、水平に布設された埋設管の挙動にはほとんど影響しないと考えられる。それゆえ、本節では議論を簡単にするため、任意の伝播速度をもつ平面波が一樣無限弾性地盤内の埋設管に角度 ϕ で入射する場合を取り扱うことにする。したがって、管理設深さの所を通過する地震波は、Fig. 1 に示すように ξ 軸方向に波長 L 、位相速度 c で伝播するとして次式で表現できるものとする。

$$u(t, \xi) = f(\xi - ct) \dots\dots\dots (1)$$

ここで、上式の変位振幅 $u(t, \xi)$ が進行方向 (ξ 軸) に平行な場合を R タイプの進行波、進行方向に直角かつ水平の場合を L タイプの進行波とよぶことにする。このとき、両タイプの進行波に対する管理設深さでの最大地盤ひずみは、Newmark の式¹⁴⁾より次式で与えられる。

$$\epsilon_{\max} = \frac{\dot{u}_{\max}}{c} \dots\dots\dots (2)$$

(R タイプの進行波による軸方向ひずみ)

$$\tau_{\max} = \frac{\dot{u}_{\max}}{c} \dots\dots\dots (3)$$

(L タイプの進行波によるせん断ひずみ)

ただし、 \dot{u}_{\max} は管理設位置での地盤の最大水平速度振幅である。

進行波が角度 ϕ で埋設管に入射するとき、管軸 (x 軸) 方向のみかけの地盤ひずみ ϵ_G は次式で求められる。

$$\epsilon_G = \begin{cases} \epsilon_{\max} \cos^2 \phi & (\text{R タイプの進行波}) \\ \tau_{\max} \sin \phi \cos \phi & (\text{L タイプの進行波}) \end{cases} \dots\dots\dots (4)$$

一方、管軸方向のみかけの波長 L_a は、いずれのタイプの進行波に対しても、進行波の波長 L と次式で関係づけられる。

$$L_a = L / \cos \phi \dots\dots\dots (5)$$

(2) 管ひずみの解析

水、油、ガスを輸送するパイプラインに一般に使用さ

れる鋼管の管径 D 、板厚 d の範囲では、管に発生する地震時ひずみは曲げひずみよりも軸ひずみの方が卓越する。そこで、篠塚・小池は論文¹³⁾において地盤ひずみ ϵ_G から埋設管の軸ひずみ ϵ_S が次の関係により

$$\epsilon_S = \beta_S \epsilon_G \dots\dots\dots (6)$$

直接簡便に求まるものとして、変換係数 β_S を定義した。そして、 β_S の算定式として次の近似式を提案した。

$$\beta_S = \frac{1}{1 + \left(\frac{2\pi}{L_a}\right)^2 \left(\frac{AE}{K_G}\right) - \left(\frac{\omega}{\omega_0}\right)^2 - \left(\frac{\omega}{\hat{\omega}}\right)^2} \dots\dots\dots (7)$$

ここで、 A は管断面積、 E は管のヤング率、 K_G は管と周辺地盤間のばね定数に相当するもので、表層地盤のせん断弾性定数 G (代表値) を用いて $K_G = 2\pi G$ で与えられる。さらに、管の密度 ρ_S を用いると、 ω_0 、 $\hat{\omega}$ はそれぞれ $\omega_0 = \sqrt{K_G / (\rho_S A)}$ 、 $\hat{\omega} = 2\pi / L_a \cdot \sqrt{E / \rho_S}$ で与えられる。

本節では、より厳密な変換係数を求め、合わせて式 (7) の近似式の精度を確認するため、以下の方針のもとに解析を実施した。すなわち、(1) の仮定に基づき一樣無限弾性地盤内を伝播する進行波が管軸に角度 ϕ をなして入射する場合に埋設管に発生する管ひずみを求め、同時に式 (7) に対応する変換係数の解析解を誘導する。ここで、取り扱う進行波は L タイプの進行波の 1 つである SH 波とする。以下の議論は弾性定数を変更することにより R タイプの進行波についても成立する。

いま、管が埋設されていない場合の管理設位置での管軸 (x 軸) 方向のみかけの地盤変位が $u_G(t, x)$ で与えられるものとする。一方、管が埋設されている地盤の埋設管近傍 (管軸に垂直な面内で距離 r の位置) での管軸方向みかけの地盤変位 $u_g(t, x, r)$ および埋設管そのものの軸方向変位 $u_S(t, x)$ がそれぞれ次式で表現されるものとする。

$$u_g(t, x, r) = u_G(t, x) - \tilde{u}_g(t, x, r) \dots\dots\dots (8)$$

$$u_S(t, x) = u_G(t, x) - \tilde{u}_S(t, x) \dots\dots\dots (9)$$

ここで、 $\tilde{u}_g(t, x, r)$ は埋設管近傍における地盤変位の $u_G(t, x)$ に対する相対変位であり、 $\tilde{u}_S(t, x)$ は埋設管変位の $u_G(t, x)$ に対する相対変位である。そして、 $u_G(t, x)$ は振幅 U_G をもつものとする。

地盤変位 $u_G(t, x)$ および $u_g(t, x, r)$ は、SH 波に対する波動方程式を満足しなければならない。したがって、

$$\rho_G \frac{\partial^2 u_G}{\partial t^2} = G \nabla^2 u_G \dots\dots\dots (10)$$

$$\rho_G \frac{\partial^2 u_g}{\partial t^2} = G \nabla^2 u_g \dots\dots\dots (11)$$

ここで、 ρ_G は表層地盤の密度であり、 ∇^2 は微分演算子である。

$$r^2 = \frac{\partial^2}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} + \frac{1}{\cos^2 \phi} \frac{\partial^2}{\partial x^2} \dots (12)$$

式 (8) を式 (11) に代入し、式 (10) を利用すると結局次式を得る。

$$\rho_g \frac{\partial^2 \tilde{u}_g}{\partial t^2} = G \nabla^2 \tilde{u}_g \dots (13)$$

式 (13) が一様無限弾性体内を伝播する進行波に対する波動方程式であることから、 \tilde{u}_g は振幅を $\tilde{U}(r)$ とする次式で表わすことができる。

$$\tilde{u}_g(t, x, r) = \tilde{U}(r) \exp[ik_a(x - c_a t)] \dots (14)$$

ここで、 k_a , c_a は対象とする進行波の管軸方向のみかけの波数とみかけの位相速度である。

式 (14) を式 (13) に代入することにより、次の関係式を得る。

$$\frac{d^2 \tilde{U}}{dr^2} + \frac{1}{r} \frac{d\tilde{U}}{dr} + k_G^2 \tilde{U} = 0 \dots (15)$$

ここで、

$$k_G = k \sqrt{\frac{\rho_G c^2}{G} - 1} \dots (16)$$

ただし、 k は進行波の波数であり、 $k_a = k \cos \phi$ の関係がある。したがって、式 (15) の一般解として、

$$\tilde{U}(r) = B_1 H_0^{(1)}(k_G r) + B_2 H_0^{(2)}(k_G r) \dots (17)$$

を得る。

ただし、 $H_0^{(1)}$, $H_0^{(2)}$ は零次の第1種および第2種ハンケル関数であり、 B_1 , B_2 は未定定数である。ところで、無限遠での境界条件から $B_2 = 0$ が得られ、結局 $\tilde{U}(r)$ は次式で表現されることになる。

$$\tilde{U}(r) = B_1 H_0^{(1)}(k_G r) \dots (18)$$

したがって、埋設管表面に作用するせん断応力は、

$$\begin{aligned} \tau_G &= G \left. \frac{\partial u_g}{\partial r} \right|_{r=D/2} \\ &= G k_G B_1 H_1^{(1)} \left(k_G \frac{D}{2} \right) \exp[ik_a(x - c_a t)] \end{aligned} \dots (19)$$

で与えられる。

一方、埋設管と周辺地盤との接触面上での (1) 変位に関する連続条件、および (2) 力のつり合い条件から次の関係が成立しなければならない。

$$u_g(t, x, D/2) = u_S(t, x) \dots (20)$$

$$\rho_S A \frac{\partial^2 u_S}{\partial t^2} - EA \frac{\partial^2 u_S}{\partial x^2} = P \dots (21)$$

ここで、 P は埋設管の運動に対する周辺地盤の単位長さ当たりの反力であり、次式で与えられる。

$$P = \pi D \tau_G \dots (22)$$

いま、埋設管の変位を次式で表現できるものとする、

$$u_S(t, x) = (U_G - \tilde{U}_S) \exp[ik_a(x - c_a t)] \dots (23)$$

式 (23) を式 (20), (21) に代入することにより次の関係を得る。

$$\tilde{U}_S = B_1 H_0^{(1)}(k_G D/2) \dots (24)$$

$$k_E^2 (U_G - \tilde{U}_S) = \frac{G B_1}{E D} k_G H_1^{(1)} \left(k_G \frac{D}{2} \right) \dots (25)$$

ここで、

$$k_E = k \sqrt{1 - \frac{\rho_S c^2}{E}} \dots (26)$$

式 (24), (25) から未定定数 B_1 を消去して整理すると、

$$\frac{\tilde{U}_S}{U_G} = \frac{1}{1 + \frac{G}{E} \frac{k_G}{d k_E^2} \frac{H_1^{(1)}(k_G D/2)}{H_0^{(1)}(k_G D/2)}} \dots (27)$$

を得る。したがって、式 (6) で定義した変換係数は結局次式で与えられることになる。

$$\begin{aligned} \beta_S &= \frac{\epsilon_S}{\epsilon_G} = \frac{|u_S|}{|u_G|} = \frac{U_G - \tilde{U}_S}{U_G} \\ &= \frac{1}{1 + \frac{Ed}{G} \frac{k_E^2}{k_G} \frac{H_0^{(1)}(k_G D/2)}{H_1^{(1)}(k_G D/2)}} \end{aligned} \dots (28)$$

式 (19), (25), (28) を利用すれば、埋設管表面に生じる最大せん断ひずみ τ_G もただちに求めることができる。

$$\tau_G = \zeta \beta_S \epsilon_G \dots (29)$$

ただし、

$$\zeta = k \frac{Ed}{G} \left(1 - \frac{\rho_S c^2}{E} \right) \doteq k \frac{Ed}{G} \dots (30)$$

ところで、式 (28) で与えられる β_S はLタイプの進行波に対する変換係数として誘導され、進行波の特徴はパラメーター k_G すなわち位相速度 c と表層地盤のせん断波速度 $\sqrt{G/\rho_G}$ の比のみによって示される。したがって、波動方程式 (13) のせん断弾性係数をそれに対応する弾性係数に置き換えることによりRタイプの進行波についても同様の議論が成立することになる。

また、式 (4) を式 (6) に代入することにより、直管に対する変換係数は最大地盤ひずみ ϵ_{\max} (または τ_{\max}) を用いて次のように書き改められる。

$$\epsilon_S = \beta_S \epsilon_G = \begin{cases} \beta_S(\phi) \epsilon_{\max} & (\text{Rタイプの進行波}) \\ \beta_S(\phi) \tau_{\max} & (\text{Lタイプの進行波}) \end{cases} \dots (31)$$

ここで、

$$\beta_S(\phi) = \begin{cases} \beta_S \cos^2 \phi & (\text{Rタイプの進行波}) \\ \beta_S \sin \phi \cos \phi & (\text{Lタイプの進行波}) \end{cases} \dots (32)$$

(3) すべり発生時の管ひずみ

埋設管と周辺地盤との間のすべりは土の非弾性的性質によって発生する。いま、土の応力・ひずみ関係を **Fig. 2** に示すような完全弾塑性型であると仮定する。したがって、管表面に作用するせん断応力がすべり開始の限界せん断応力 τ_{cr} に一致するとき、埋設管と周辺地盤との間ですべりが発生する。すべり発生区間では管表面に作用する応力が一定値 τ_{cr} になるため埋設管に発生する応力はある値以上に増加することがない。一

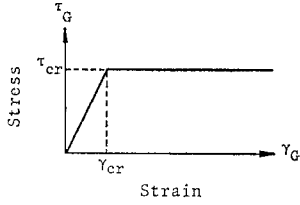


Fig. 2 Elasto-Plastic Model of Soil Stress Strain Relationship.

方、すべりのため埋設管が伸長しない分だけ埋設管と周辺地盤との間の相対変形が大きくなる。したがって、埋設管がマンホールやピット、あるいは分岐管などに連結されている所では、後者が地盤と一緒に運動するときその連結部に大きな相対変形が強制的に作用することになり破壊の原因となる。

まず、波長 L_a の正弦波が管軸に平行に伝播する場合を考察する。入力地震動の振幅が十分大きいとき、Fig. 3 に示すように、直管部の A~B 区間ですべりが発生する。この場合の埋設管のひずみ分布について、宮島・宮内¹²⁾は厳密解を誘導しているが、ひずみ開始点 A, B を与えるパラメーターは implicit な形でしか与えられていなかった。一方、本節ではすべり時の埋設管最大ひずみを実用的精度で簡便に求める手法を得るため、すべり時の埋設管ひずみ分布として次の形を仮定する。すなわち、Fig. 3 の実線 OA'B'C に示すような正弦波の一部 (OA', B'C) と直線 (A'B') で構成された波形ですべり時の埋設管ひずみ分布が代表できるものとする (この仮定の有効性については、のちほど Fig. 6 で検討する)。このとき、Fig. 4 に示すようにすべりは $(l^*, L_a/2 - l^*)$ と $(L_a/2 + l^*, L_a - l^*)$ の区間で発生する。ここで、 l^* は限界せん断応力と管表面に作用する最大せん断応力 τ_G の比により次式で与えられる。

$$l^* = \frac{L_a}{2\pi} \arcsin \frac{\tau_{cr}}{\tau_G} \dots\dots\dots (33)$$

亀田・野本¹⁵⁾によれば、Fig. 4 に示すような部分的

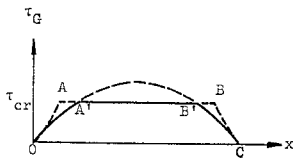


Fig. 3 Shear Stress Distributions for Exact and Approximate Pipe Strains.

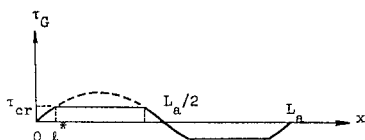


Fig. 4 Shear Stress Distribution Along the Pipe at the Interface.

すべり発生時の管は次のつり合い方程式を満足する。

$$\frac{d^2 u_S}{dx^2} + \frac{\tau(t, x)}{Ed} = 0 \dots\dots\dots (34)$$

ここで、

$$\tau(t, x) = \begin{cases} \tau_G \sin\left(\frac{2\pi}{L_a} x\right) & ; 0 \leq x < l^* \\ \tau_{cr} & ; l^* < x < L_a/4 \end{cases} \dots\dots\dots (35)$$

境界条件として、 $x=l^*$ での管ひずみの連続性および対称性より、

$$\left. \begin{aligned} \epsilon_S(t, l^*_{+0}) &= \epsilon_S(t, l^*_{-0}) \\ \frac{\partial \epsilon_S}{\partial x} \Big|_{x=l^*_{+0}} &= \frac{\partial \epsilon_S}{\partial x} \Big|_{x=l^*_{-0}} \\ \epsilon_S(t, L_a/4) &= 0 \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (36)$$

が与えられる。

式 (35) を (34) に代入し、式 (36) の条件を考慮すれば、結局管ひずみは次式で得られる。

$$\epsilon_S(t, x) = \begin{cases} \beta_S \epsilon_G \left\{ \cos\left(\frac{2\pi}{L_a} x\right) - \cos\left(\frac{2\pi}{L_a} l^*\right) + \frac{2\pi}{L_a} \frac{\tau_{cr}}{\tau_G} \left(\frac{L_a}{4} - l^*\right) \right\} & ; 0 \leq x < l^* \\ \frac{2\pi}{L_a} \epsilon_{cr} \left(\frac{L_a}{4} - x\right) & ; l^* < x < L_a/4 \end{cases} \dots\dots\dots (37)$$

ここで、

$$\epsilon_{cr} = \tau_{cr} / (G\zeta) \dots\dots\dots (38)$$

埋設管に発生する最大ひずみは $x=0$ の所で発生するから、最大管ひずみは次式で与えられることになる。

$$\epsilon_S = \beta_S \epsilon_G \left\{ 1 - \cos\left(\frac{2\pi}{L_a} l^*\right) + \frac{\pi}{2} \sin\left(2\pi \frac{l^*}{L_a}\right) \left(1 - 4 \frac{l^*}{L_a}\right) \right\} \dots\dots\dots (39)$$

一方、埋設管と周辺地盤との間の最大相対変位は $x=L_a/4$ の所で発生するから次式で計算される。

$$\begin{aligned} \Delta R &= \int_0^{L_a/4} \left\{ \epsilon_G \sin\left(\frac{2\pi}{L_a} x\right) - \epsilon_S(t, x) \right\} dx \\ &= \frac{L_a}{2\pi} \epsilon_G \left\{ 1 - \beta_S \cdot \left[\sin\left(2\pi \frac{l^*}{L_a}\right) \left\{ 1 + \frac{\pi^2}{8} - 2\pi^2 \left(\frac{l^*}{L_a}\right)^2 \right\} - 2\pi \frac{l^*}{L_a} \cos\left(2\pi \frac{l^*}{L_a}\right) \right] \right\} \end{aligned} \dots\dots\dots (40)$$

以下に定義する無次元パラメーター q, q^* を用いると、上述の最大管ひずみおよび最大相対変位は次のように書き替えられる。

$$\epsilon_S = q \beta_S \epsilon_G \dots\dots\dots (41)$$

$$\Delta R = (1 - q^* \beta_S) \frac{L_a}{2\pi} \epsilon_G \dots\dots\dots (42)$$

ここで、

$$q = 1 - \cos\left(2\pi \frac{l^*}{L_a}\right) + \frac{\pi}{2} \left(1 - 4 \frac{l^*}{L_a}\right) \sin\left(2\pi \frac{l^*}{L_a}\right) \dots\dots\dots (43)$$

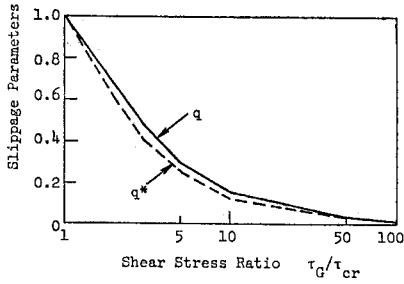


Fig. 5 Parameters for Slippage.

$$q^* = \sin\left(2\pi \frac{l^*}{L_a}\right) \left\{ 1 + \frac{\pi^2}{8} - 2\pi^2 \left(\frac{l^*}{L_a}\right)^2 \right\} - 2\pi \frac{l^*}{L_a} \cos\left(2\pi \frac{l^*}{L_a}\right) \dots\dots\dots (44)$$

式 (33) より, q, q^* と τ_G/τ_{cr} の関係が Fig. 5 のように求められる。

ところで, 宮島・宮内の方法¹²⁾を用いると, 式 (43) に対応する表現として次式を得る。

$$q_u = 1 - \frac{\alpha_2}{\alpha_1} \kappa \frac{L_a}{2\pi} \dots\dots\dots (45)$$

ただし, q_u は式 (43) の q に対応する無次元パラメーター。

$$\alpha_1 = \frac{1}{1 + \left(\frac{2E}{\kappa L_a}\right)^2} \dots\dots\dots (46)$$

$$\alpha_2 = \frac{1 - \alpha_1}{\sinh\left(\kappa \xi \frac{L_a}{4}\right)} \left\{ \frac{\tau_G}{\tau_{cr}} - \sin\left(\xi \frac{\pi}{2}\right) \right\} \dots\dots (47)$$

$$\frac{\tau_{cr}}{\tau_G} = \frac{\frac{\kappa L_a}{2\pi} \cos\left(\xi \frac{\pi}{2}\right) \tanh\left(\kappa \xi \frac{L_a}{4}\right) + \sin\left(\xi \frac{\pi}{2}\right)}{1 + (1 - \xi) \frac{\kappa L_a}{4} \tanh\left(\kappa \xi \frac{L_a}{4}\right)} \dots\dots\dots (48)$$

$$\kappa = \sqrt{\frac{K_u}{Ed}} \dots\dots\dots (49)$$

ここで, K_u は埋設管と周辺地盤との間の相対変形に伴って発生する埋設管ひずみを与えるばね定数であり, ξ は Fig. 4 のすべり開始点 A の位置を与えるパラメーターである。式 (45) の厳密解による q_u と式 (43) の近似解による q とを比較したのが Fig. 6 である。同図より, パラメーター κL_a の対象領域での数値変化に

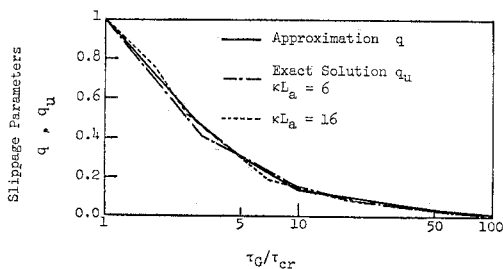


Fig. 6 Comparison Between Exact Solution q_u and Approximation q .

もかかわらず, q_u と q の両者はほぼ等しい値を与えることがわかる。これより, 本節で提案するすべり時の埋設管最大ひずみ算定式は十分実用的精度を有しているといえよう。

3. 異形管の地震時ひずみ

(1) 解析方法

埋設された異形管の多くが, 地震時に被害を生じている。特に, 分岐管では分岐部の座屈や引張破断, 曲管では局部座屈の破壊モードがしばしばみられてきた。

本節では, 地震波動伝播により異形管に累積する集中応力の解析方法について検討する。

まず, Fig. 7 のような分岐管に正弦波状の地震波が作用した場合すなわち, 枝管に沿って波長 L_a の地震波が入射し, ちょうど分岐部の所で最大相対変位 Δ_R が生じた場合について検討する。この相対変位 Δ_R は, 分岐部主管側の曲げ変形 Δ_B , 枝管側の伸び変形 Δ_S , そして分岐部の弾性変形 Δ_F (ただし, 接合部が剛結の場合は $\Delta_F=0$ である) によって吸収されねばならない。すなわち, 次の関係が成立する必要がある。

$$\Delta_R = \Delta_B + \Delta_S + \Delta_F \dots\dots\dots (50)$$

Fig. 8 に示すように, 曲管においても, その一方の管軸に沿って地震波が入射した場合, 上記分岐管と同様のことが発生し, 式 (50) の関係が成立する。

ところで, 両モデルにおいて接合部から $1/4$ 地震波長離れた所に埋設管モデルの剛結点をおいた。それは, 異

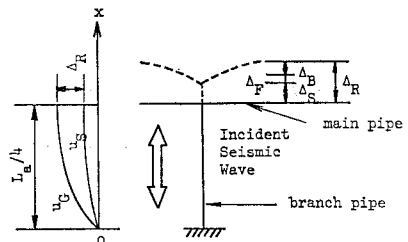


Fig. 7 Deflections of Tee-Junction Developed by Relative Displacement.

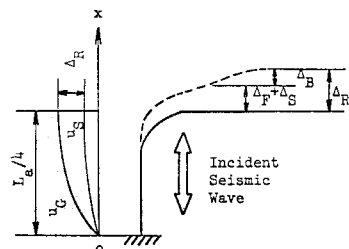


Fig. 8 Deflection of Bent Pipe Developed by Relative Displacement.

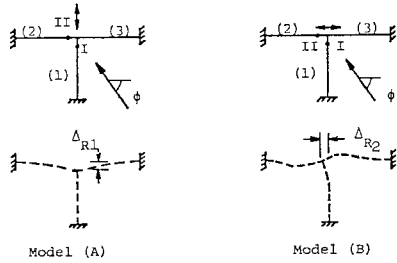


Fig. 9 Typical Deflection Modes of Tee-Junction.

形管に連結された直管は剛結点付近では接合部の剛性に影響されことなく無限長の直管の場合と同様の挙動をすと仮定しているためである。

埋設管の曲げ変形は、弾性床上の梁モデルを用いて解析する。そして、その地盤反力係数 K は地盤剛性係数 k_0 を用いて $K=\pi Dk_0$ で与えられるものとする。

(2) 分岐管の地震時ひずみ

進行波が角度 ϕ で分岐管に入射する場合を考察する。進行波の振動成分は、Fig. 9 に示すように枝管（要素 1）に平行な成分と主管（要素 2）に平行な成分とに分解できる。それぞれの振動成分による分岐管挙動をモデル A およびモデル B とする。すなわち、モデル A は枝管軸に沿って相対変形 ΔR_1 が強制的に作用した場合の変形状態を示し、モデル B は主管軸に沿って相対変形 ΔR_2 が強制的に作用した場合の変形状態を示す。したがって、一般に角度 ϕ で入射する進行波による分岐管材端部の管ひずみはモデル A, B それぞれの管ひずみの重ね合わせによって求めることができる。

それぞれの管軸に沿った相対変形は、前節の結果より次式で与えられる。

$$\Delta R_1 = (1 - \beta_{D1}) \frac{L_{a1}}{2\pi} \epsilon_{G1} \dots \dots \dots (51)$$

$$\Delta R_2 = (1 - \beta_{D2}) \frac{L_{a2}}{2\pi} \epsilon_{G2} \dots \dots \dots (52)$$

ここで、 $L_{a1} = L/\sin \phi$, $L_{a2} = L/\cos \phi$, ϵ_{G1} は Fig. 9 のモデル A の変形状態のときに枝管軸方向に発生するみかけの軸方向地盤ひずみ、 ϵ_{G2} はモデル B の変形状態で主管軸方向に発生するみかけの軸方向地盤ひずみである。そして、 β_{D1} , β_{D2} はそれぞれ枝管および主管と周辺地盤間の相対変形を求めるための変換係数であり次式で与えられる。

$$\beta_D = \begin{cases} \beta_S & ; \text{直管部ですべりが発生しない場合} \\ q^* \beta_S & ; \text{直管部ですべりが発生する場合} \end{cases} \dots \dots \dots (53)$$

ただし、 β_{D1} , β_{D2} はみかけの波長 L_{a1} , L_{a2} を用いて上式 (53) より求められる。

分岐管接合部は十分な補強がなされるか、直管部より厚い管厚をもっている場合が一般的であることから、剛

結されていると仮定する。このとき、分岐管各材端部に発生するせん断力 S_j および曲げモーメント M_j ($j=1, 2, 3$) は、Fig. 10, 11 に示すように発生する。したがって、境界条件は、未知数である枝管軸、主管軸に対する曲げ変形 ΔB_1 , ΔB_2 を用いて次のように与えられる。

モデル A :

$$\left. \begin{aligned} v_2 &= \Delta B_1 \\ \theta_1 &= \theta_2 = 0 \\ M_1 &= 0 \\ M_2 &= M_3 \\ S_2 &= S_3 \end{aligned} \right\} \dots \dots \dots (54)$$

モデル B :

$$\left. \begin{aligned} v_1 &= \Delta B_2 \\ v_2 &= v_3 = 0 \\ \theta_2 &+ \theta_3 = 0 \\ \theta_1 &= \theta_3 \\ M_1 - M_2 + M_3 &= 0 \end{aligned} \right\} \dots \dots \dots (55)$$

ここで、 v_j , θ_j , M_j , S_j は異形管要素 j に対するたわ

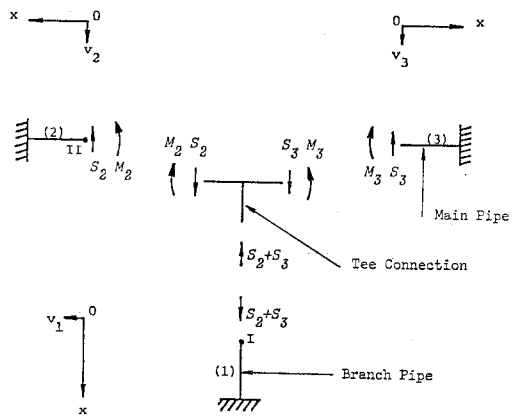


Fig. 10 Bending Moments and Shear Forces of Tee-Junction for Model (A).

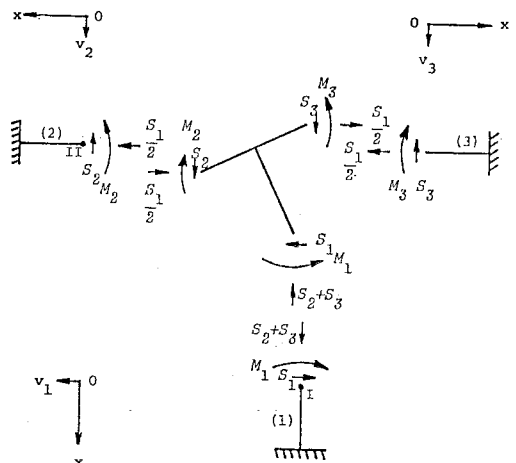


Fig. 11 Bending Moments and Shear Forces of Tee-Junction for Model (B).

み, たわみ角, 曲げモーメントおよびせん断力を示す。モデルAの枝管には $(S_2 + S_3)$ が軸力として作用するから, 次式で与えられる軸方向伸びが発生する。

$$d_{S1} = \frac{L_{a1}}{4} \frac{S_2 + S_3}{A_1 E} \dots\dots\dots (56)$$

式 (50), (54), (56) より, モデルAの曲げ変形 d_{B1} は次式となる。

$$d_{B1} = \frac{d_{R1}}{1 + \frac{2 L_{a1} I_2 \lambda_2^3}{A_1}} \dots\dots\dots (57)$$

ここで, A_j, I_j, λ_j は異形管要素 j の断面積, 断面2次モーメントそして地盤・管の相対剛性特性値である。 λ_j は次式で与えられる。

$$\lambda_j = \sqrt[4]{\frac{K}{4 E I_j}} \dots\dots\dots (58)$$

同様に, モデルBの曲げ変形 d_{B2} は次式で求められる。

$$d_{B2} = \frac{d_{R2}}{1 + \frac{C_1 L_{a2} I_1 \lambda_1^3}{4 A_2}} \dots\dots\dots (59)$$

ただし,

$$C_1 = \frac{1 + 4(\lambda_1/\lambda_2)^3}{1 + 2(\lambda_1/\lambda_2)^3} \dots\dots\dots (60)$$

弾性床上の梁に関するつり合い式を解き, 式 (54), (55) の境界条件を考慮すると, 分岐管の各材端における断面力, 曲げモーメントは次式となる。

モデルA :

$$\left. \begin{aligned} S_1 &= 0 \\ S_1 = S_2 &= -4 E I_2 \lambda_2^3 d_{B1} \\ M_1 &= 0 \\ M_2 = M_3 &= 2 E I_2 \lambda_2^2 d_{B1} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (61)$$

モデルB :

$$\left. \begin{aligned} S_1 &= -2 E I_1 \lambda_1^3 d_{B2} C_1 \\ S_2 = S_3 &= -2 E I_2 \lambda_2^3 d_{B2} C_2 \\ M_1 &= 4 E I_1 \lambda_1^2 d_{B2} C_2 (\lambda_1/\lambda_2)^2 \\ M_2 = M_3 &= 2 E I_2 \lambda_2^2 d_{B2} C_2 \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (62)$$

ここで,

$$C_2 = \frac{\lambda_1/\lambda_2}{1 + 2(\lambda_1/\lambda_2)^3} \dots\dots\dots (63)$$

したがって, 両モデルの枝管材端 (I), 主管材端 (II) における合成ひずみは, それぞれ次式で与えられる。

モデルA :

$$\left. \begin{aligned} \epsilon_{T^{IA}} &= -\frac{2 S_2}{A_1 E} \\ \epsilon_{T^{IIA}} &= \frac{M_2 D_2}{2 E I_2} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (64)$$

モデルB :

$$\left. \begin{aligned} \epsilon_{T^{IB}} &= \frac{M_1 D_1}{2 E I_1} \\ \epsilon_{T^{IIB}} &= \frac{M_2 D_2}{2 E I_2} - \frac{S_1}{2 A_2 E} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (65)$$

ここで, D_j は異形管要素 j の管径である。

結局任意入射角 ϕ の進行波に対する分岐管各材端 I, II の合成ひずみは, 式 (64), (65) の結果を和すことにより次式で与えられる。

$$\begin{aligned} \epsilon_{T^I}(\phi) &= \epsilon_{T^{IA}} + \epsilon_{T^{IB}} = \frac{8 I_2 \lambda_2^3}{A_1} d_{B1} \\ &+ 2 \left(\frac{\lambda_1^2}{\lambda_2} \right)^2 D_1 C_1 d_{B2} \equiv \beta_{T^I}(\phi) \epsilon_{\max} \end{aligned} \dots\dots\dots (66)$$

$$\begin{aligned} \epsilon_{T^{II}}(\phi) &= \epsilon_{T^{IIA}} + \epsilon_{T^{IIB}} = \lambda_2^2 D_2 d_{B1} + \left(\lambda_2^2 D_2 C_2 \right. \\ &\left. + \frac{I_1 \lambda_1^3 C_1}{A_2} \right) d_{B2} \equiv \beta_{T^{II}}(\phi) \epsilon_{\max} \dots\dots\dots (67) \end{aligned}$$

ここで, $\beta_{T^I}(\phi), \beta_{T^{II}}(\phi)$ は地盤ひずみ振幅 ϵ_{\max} の進行波が角度 ϕ で分岐管に入射した場合に材端の合成ひずみを求める変換係数といえる。

本節の議論は R, L 両タイプの進行波に対して成立するものであり, その区別は式 (4) においてなされねばならない。

(3) 曲管の管ひずみ

曲管の最大応力は, 曲管内に局部的に発生する曲げ応力として, 応力集中係数 $i^{(6)}$ を用いて次式で表わされる。

$$\sigma_B = i \frac{M}{Z} \dots\dots\dots (68)$$

ここで, M は最大曲げモーメント, Z は管の断面係数。曲管内の局部的な応力集中は, 曲管の両端に作用する曲げモーメントが大きくなり, 曲管の中央部分が偏平化するとき, その最大曲率の部分で発生する。この応力集中効果を評価するには, 配管系に対するたわみ性解析¹⁷⁾ (Flexibility Analysis) が必要であり, 曲管の曲げ変形に伴う曲率の変化を評価しなければならない。すなわち, 曲管の曲げ角度の変化はたわみ性係数 n を用いることにより, 次式で評価される。

$$\frac{d\psi}{\psi} = n \frac{MR}{EI^*} \dots\dots\dots (69)$$

ここで, $d\psi/\psi$ は, Fig. 12 に示すように曲げ角度の変化であり, R は曲率半径, M は最大曲げモーメント, I^* は曲管部の断面2次モーメント (ただし, 曲管部の管厚が直管部の管厚と等しいとき, $I^*=I$ となる)。また, たわみ係数 n は, パイプ係数 h と次の関係があり,

$$n = \frac{1.65}{h} \dots\dots\dots (70)$$

パイプ係数は次式で与えられる。

$$h = \frac{d^* R}{r^2} \dots\dots\dots (71)$$

ここで, d^* は曲管の管厚, r は管の平均半径で

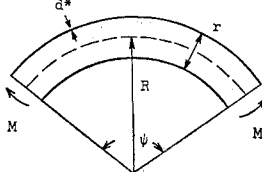


Fig. 12 Configuration of Bent Pipe.

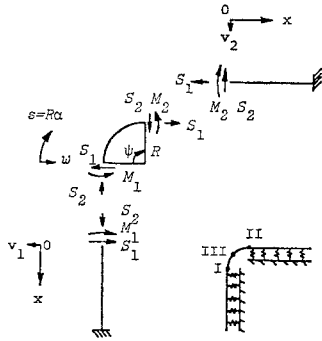


Fig. 13 Bending Moments and Shear Force of 90° Bent Partially Supported by Elastic Foundation.

ある。このとき、応力集中係数はパイプ係数を用いて次式で表現される。

$$i = \frac{0.9}{h^{5/6}} \dots\dots\dots (72)$$

さて、Fig. 13 に示すように、90° 曲管の管軸（要素 1）に沿って進行波が入射する場合を考察する。解析を容易にするため、ここでは要素 3 の曲管部そのものは周辺地盤に接触せず、地上管と同じ取扱いができるものとする。同図内の要素 3 の材端に曲げモーメント M_1, M_2 が作用したとき、曲管のたわみ角および材端での曲げ変形 ΔF は、カステリアノの定理を用いて次式で求められる。

$$\theta_B = \frac{\pi}{2} \frac{nR}{EI^*} \left\{ M_2 + RS_1 \left(\frac{2}{\pi} - 1 \right) - \frac{2}{\pi} RS_2 \right\} \dots\dots\dots (73)$$

$$\Delta F = \frac{nR^3}{2EI^*} \left(-\frac{2M_2}{R} + S_1 + \frac{\pi}{2} S_2 \right) + \frac{R}{4EA^*} (-2S_1 + \pi S_2) \dots\dots\dots (74)$$

ここで、 A^* は曲管部の断面積。

一方、曲管部両材端 I, II での境界条件は次式で与えられる。

$$\left. \begin{aligned} v_1 &= 0 \\ v_2 &= \Delta_{B1} \\ \theta_1 - \theta_2 &= \theta_B \\ M_2 - M_1 &= R(S_1 + S_2) \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (75)$$

式 (75) を (73), (74) に代入すれば、結局曲げ変形 Δ_{B1} は次式で求められる。

$$\Delta_{B1} = \frac{\Delta R_1}{1 + \frac{La_1 I \lambda^3}{2A} |1 + b_2| + b_3} \dots\dots\dots (76)$$

ただし、

$$b_1 = \frac{1 + 2R\lambda + (\pi - 2)nR^2\lambda^2}{(1 + R\lambda) \{2 + \pi nR\lambda + (4 - \pi)nR^2\lambda^2\}} \dots\dots (77)$$

$$b_2 = \frac{1 - 2nR^2\lambda^2 - (4 - \pi)nR^3\lambda^3}{(1 + R\lambda) \{2 + \pi nR\lambda + (4 - \pi)nR^2\lambda^2\}} \dots\dots (78)$$

$$b_3 = nR^3\lambda^3 \left| \frac{\pi}{2} + \frac{\pi I^*}{2nA^*R^2} + \left(1 - \frac{I^*}{nA^*R^2} \right) b_1 + \left(\frac{2}{R\lambda} + \frac{\pi}{2} + \frac{\pi I^*}{2nA^*R^2} \right) b_2 \right| \dots\dots\dots (79)$$

一方、曲管部材端のせん断力、曲げモーメントは、

$$\left. \begin{aligned} S_1 &= -2\lambda^3 EI b_1 \Delta_{B1} \\ S_2 &= -2\lambda^3 EI (1 + b_2) \Delta_{B1} \\ M_1 &= 2\lambda^2 EI b_1 \Delta_{B1} \\ M_2 &= 2\lambda^2 EI b_2 \Delta_{B1} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (80)$$

で求め、要素 3 内の角度 α の位置のせん断力、曲げモーメントは

$$S(\alpha) = S_1 \sin \alpha - S_2 \cos \alpha \dots\dots\dots (81)$$

$$M(\alpha) = M_2 - S_1 R (1 - \sin \alpha) - S_2 R \cos \alpha \dots\dots (82)$$

で計算できる。したがって、Fig. 13 に示す点 I ($\alpha = 0$)、II ($\alpha = \pi/2$)、III ($0 < \alpha < \pi/2$) での管ひずみはそれぞれ次式で表わされる。

$$\left. \begin{aligned} \epsilon_B^I &= \frac{D}{2EI} |M_1| + \frac{1}{AE} |S_2| \\ \epsilon_B^{II} &= \frac{D}{2EI} |M_2| + \frac{1}{AE} |S_1| \\ \epsilon_B^{III} &= \frac{iD}{2EI^*} |M(\alpha)| + \frac{1}{A^*E} |S(\alpha)| \end{aligned} \right\} \dots\dots (83)$$

式 (83) は、管軸要素 1 に沿った入射波に対する曲管ひずみを与える式だが、同様の結果が管軸要素 2 に沿った入射波に対しても求められる。ただし、その場合には、式 (76) の Δ_{B1} の代わりに

$$\Delta_{B2} = \frac{\Delta R_2}{1 + \frac{La_2 I \lambda^3}{2A} |1 + b_2| + b_3} \dots\dots\dots (84)$$

を用いなければならない。

結局、角度 ϕ で入射する進行波による 90° 曲管各部の合成ひずみは次式で与えられる。

$$\left. \begin{aligned} \epsilon_B^I(\phi) &= \left\{ D\lambda^2 |b_1| + \frac{2\lambda^3 I}{A} |1 + b_2| \right\} \Delta_{B1} + \left\{ D\lambda^2 |b_2| + \frac{2\lambda^3 I}{A} |b_1| \right\} \Delta_{B2} \equiv \beta_B^I(\phi) \epsilon_{\max} \\ \epsilon_B^{II}(\phi) &= \left\{ D\lambda^2 |b_2| + \frac{2\lambda^3 I}{A} |b_1| \right\} \Delta_{B1} + \left\{ D\lambda^2 |b_1| + \frac{2\lambda^3 I}{A} |1 + b_2| \right\} \Delta_{B2} \equiv \beta_B^{II}(\phi) \epsilon_{\max} \\ \epsilon_B^{III}(\phi, \alpha) &= iD\lambda^2 \frac{I}{I^*} |b_2 + \lambda R(1 - \sin \alpha) b_1 + \lambda R \cos \alpha (1 + b_2)| \Delta_{B1} \\ &\quad + 2 \frac{\lambda^3 I}{A^*} |b_1 \sin \alpha - (1 + b_3) \cos \alpha| \Delta_{B1} \\ &\quad + iD\lambda^2 \frac{I}{I^*} |b_2 + \lambda R(1 - \cos \alpha) b_1 + \lambda R \sin \alpha (1 + b_2)| \Delta_{B2} \\ &\quad + 2 \frac{\lambda^3 I}{A^*} |b_1 \cos \alpha - (1 + b_2) \sin \alpha| \Delta_{B2} \\ &\equiv \beta_B^{III}(\phi, \alpha) \epsilon_{\max} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (85)$$

ここで、 $\beta_B^I(\phi)$ 、 $\beta_B^{II}(\phi)$ 、 $\beta_B^{III}(\phi, \alpha)$ は、入射角 ϕ の進行波に対する 90° 曲管の変換係数である。

上記の議論もまた、R、L 両タイプの進行波に対して成立するものであり、その区別は式 (4) においてなされねばならない。

4. 数値計算例とその考察

(1) 使用数値

a) 管体に関するパラメーター

水道・ガスの導管として使用される公称径 600 mm の鋼管を用いて数値計算を行った。使用鋼管の諸特性を **Table 1** に示す。

b) 地盤に関するパラメーター

地盤は基盤上に一様な表層地盤が載った形のいわゆる 2 層地盤を仮定し表層地盤の層厚として 30 m を想定した。そして、管は地表面から 1.5 m の深さの所に埋設されているものとした。対象とする地盤特性を A、B、C の 3 種類に分類し、A は比較的軟弱な地盤、B は圧密が中程度からかなり進んだ程度の地盤、C はよく締まった土または岩からできた地盤を代表しているものとした。それぞれの地盤の特性値を **Table 2** に示す。同表において、埋設管表面でのすべり開始限界せん断応力 τ_{cr} を地盤種別と無関係に $\tau_{cr} = 10^{-1} \text{ kgf/cm}^2 (0.981 \text{ N/cm}^2)$ と仮定した。また、進行波の波長 L はいずれの地盤に対しても 400 m とした。

計算例に用いた各地盤での速度応答スペクトル S_V は **Table 2** に示す値を使用した。これらの値は基盤入力加速度を 150 cm/s^2 に設定して新耐震設計法¹⁸⁾の応答変位法で求められる地盤速度応答値に等しい。対応する地盤ひずみは上記応答変位法により式 (2)、(3) から求めた。

(2) 数値計算結果の考察

直管に対する変換係数 β_S を算定する方法として、式 (7) の近似式と式 (28) の解析式とを提示した。近似式の精度を検討するため、**Fig. 14** において進行波の入射角を 0 から $\pi/2$ まで動かした場合の $\beta_S(\phi)$ の値を比較検討した。左側は R タイプ、右側は L タイプの進行波の場合を示している。同図において両者の曲線は非常によく一致していることから、いずれの変換係数式を用いても等しい直管軸ひずみを得られることが確認された。

次に、**Fig. 15** において進行波の波長に対する埋設管・周辺地盤間の相対変形 (式 (42) 参照)

の関係を検討した。同図によると、A、B 地盤における相対変形の値は、短波長区間で地盤変位の 10% 以上あり、長波長区間で 1% 以下になり、その中間の波長 200 m から 400 m 付近で相対変形の急減少がみられる。これは式 (44) から推察されるように、200~400 m より短い波長では管はすべりを起こして大きな相対変形を発生し、逆により長い波長ではすべりを起こさないため、相対変形も小さくなることを示している。

次に、埋設管と周辺地盤の間にすべりが生じるほどに大きな相対変形が異形管部に集中した場合に、異形管に

Table 1 Pipe Dimensions.

Dimension		
Diameter	D mm	611.3
Thickness	d mm	10.3
Radius of Curvature	R	$1.5 \times D$
Pipe Factor	h	0.1011
Stress Intensification Factor	i	4.147
Flexibility Factor	n	16.32

Table 2 Site Conditions Usd for Numerical Examples.

Soil Parameters	Surface Layer		
	Site A (Soft)	Site B (Intermediate)	Site C (Firm)
Thickness (m)	30	30	30
Unit Weight ρ_g (kgf/cm^3) (N/cm^3)	1.5×10^{-3} (14.715×10^{-3})	1.7×10^{-3} (16.677×10^{-3})	1.9×10^{-3} (18.639×10^{-3})
Shear Wave Velocity V_s (m/s)	150	300	500
Dilational Wave Velocity V_p (m/s)	780	870	1200
Typical Period of Surface Layer T (s)	0.80	0.40	0.24
Response Velocity Spectrum S_V (cm/s)	12.0	10.6	8.3
Critical Shear Stress τ_{cr} (kgf/cm^2) (N/cm^2)	0.1 (0.981)	0.1 (0.981)	0.1 (0.981)

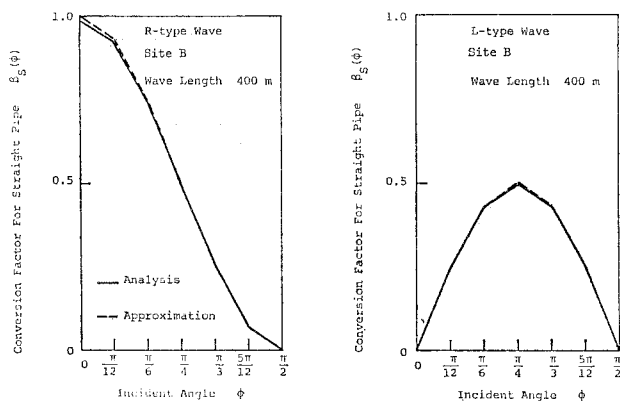


Fig. 14 Conversion Factors of Straight Pipe Derived from Analytical (Eq. 28) and Approximation (Eq. 7) Methods.

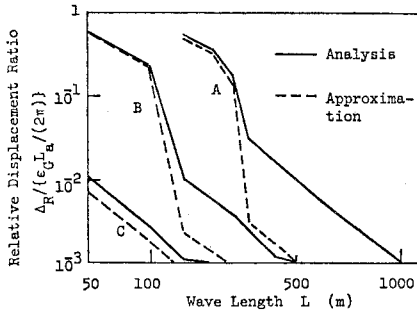


Fig. 15 Travelling Wave Length Affecting Relative Displacements Derived from Analytical and Approximation Methods.

発生する管ひずみ（異形管部材端合成ひずみ）の特徴を異形管に関する変換係数（式 (66), (67), (85) 参照）を用いて考察する。

まず、**Fig. 16, 17, 18, 19** は分岐管の特性について検討したものである。**Fig. 16** は進行波の入射角を 0 から $\pi/2$ まで変化させたときに、主管・枝管（管径比=2:1）に発生する最大管ひずみの傾向である。左図が R タイ

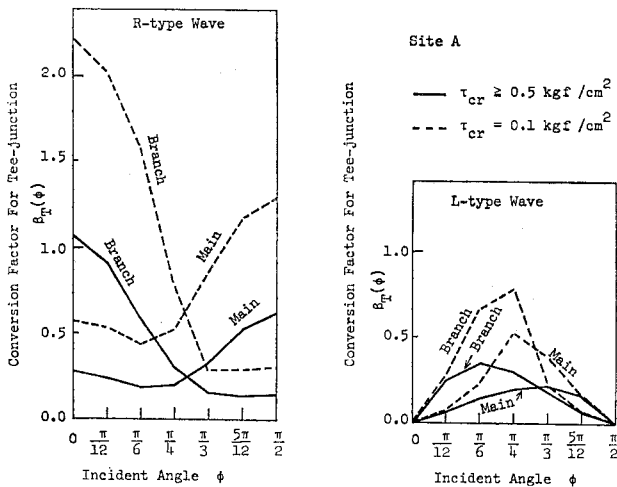


Fig. 16 Conversion Factor of Tee-Junction.

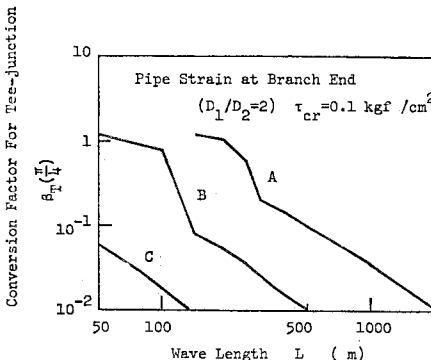


Fig. 18 Travelling Wave Length Affecting Conversion Factor of Tee-Junction.

プ、右図が L タイプの進行波の場合である。R タイプの進行波に例をとると、 $\tau_{cr} > 0.5 \text{ kgf/cm}^2 (4.905 \text{ N/cm}^2)$ の場合と $\tau_{cr} = 0.1 \text{ kgf/cm}^2 (0.981 \text{ N/cm}^2)$ の 2 通りの場合について記してあるが、いずれの場合も枝管の方で大きな管ひずみを発生している。また、 $\tau_{cr} > 0.5 \text{ kgf/cm}^2 (4.905 \text{ N/cm}^2)$ ではないずれの曲線も一致してしまうことから、すべり開始限界せん断応力が $0.5 \text{ kgf/cm}^2 (4.905 \text{ N/cm}^2)$ 以下の場合には、すべりの影響が分岐管部に大きく反映されることに注意しなければならない。**Fig. 17** は主管と枝管の管径比 D_1/D_2 を変化させたときの管ひずみの特徴を入射角 $\phi = \pi/4$ に固定して検討したものである。同図によれば、主管については $D_1/D_2 = 2$ のとき最大の管ひずみを発生すること、枝管は D_1/D_2 が大きいほど、地盤が軟弱なほど大きな管ひずみを発生することを示している。**Fig. 18** は進行波の波長と分岐管の管ひずみ（この場合は枝管部材端の合成ひずみ）の関係を検討したものであるが、同図は直管について示した **Fig. 15** と同様の傾向を示している。たとえば、A 地盤で波長 $200 \sim 400 \text{ m}$ 以下のとき、すべりにより累積された相対変形のために地盤ひずみにほぼ等しい大き

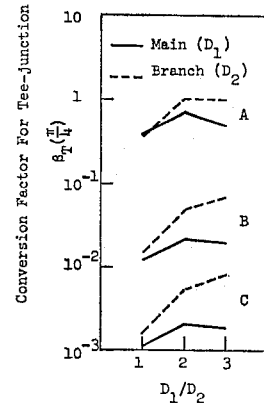


Fig. 17 Conversion Factor of Tee-Junction with Two Different Pipe Diameters.

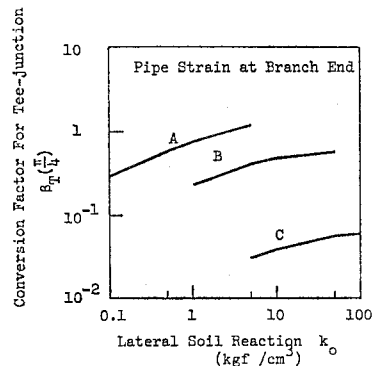


Fig. 19 Lateral Soil Reaction Affecting Conversion Factor of Tee-Junction.

さの管ひずみが分岐管部に集中することを示している。**Fig. 19** は分岐管周辺の地盤剛性係数 k_0 を変化させた場合の管ひずみの効果を表わしている。同図によれば、地盤剛性係数の変動が管ひずみに与える影響はそれほど著しくない。耐震対策の観点からは異形管部周辺は地盤剛性係数（したがって地盤反力係数）が小さくなるように埋め戻した方が異形管部の管ひずみを軽減できることを同図は示唆している。

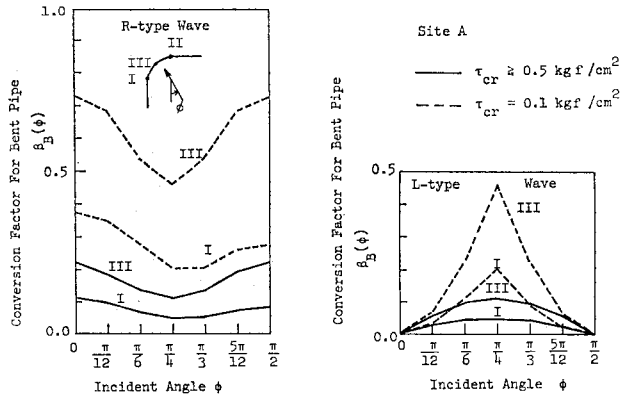


Fig. 20 Conversion Factor of 90° Bent.

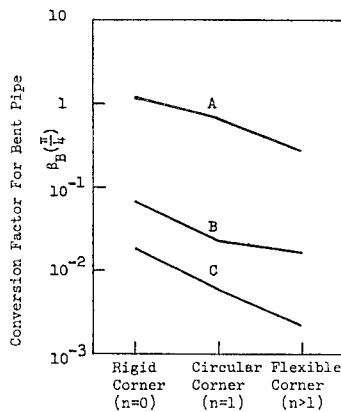


Fig. 21 Comparison of Different Flexibilities of Bent Corner.

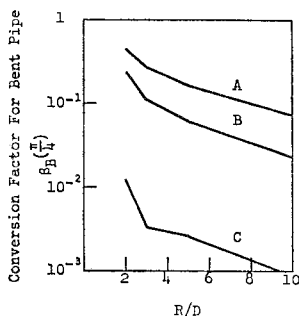


Fig. 22 Radius of Curvature Affecting Conversion Factor of Bent Pipe.

Fig. 20, 21, 22 は 90° 曲管の変換係数に関する特性について検討したものである。**Fig. 20** は R, L 両タイプの進行波が角度 ϕ で入射した場合の曲管部内の位置 I, II, III における管ひずみを示したものである。90° 曲管に関する変換係数は $\phi = \pi/4$ のとき R タイプで最小値, L タイプで最大値を示す。**Fig. 21** は曲管部のたわみやすさの程度を示すたわみ係数 n の効果を検討したものである。曲管中央部の管ひずみは、 $n=0$ (曲管部を剛結とした場合) で最大を示し、 $n=1$ (管断面が常に円形とした場合)、 $n > 1$ (管の偏平化を考慮した場合) とたわみ係数 n が大きくなるに従って、減少してゆく。**Fig. 22** は曲管の曲率半径 (R) と曲管中央部の管ひずみの関係を検討したものである。曲率半径 (の管径に対する比 R/D) が増加するに従って管ひずみも減少するが、その効果は曲率半径が小さいときほど著しいことを示している。

5. 結論

本研究は、地震波動伝播により埋設パイプラインを構成する直管・異形管に発生する地震時ひずみを評価するため、変換係数による算定方法について述べたものである。

まず、地盤ひずみに対する直管ひずみの比として定義される変換係数の正弦波入力に対する解析解を誘導した。次に、埋設管が周辺地盤との間ですべりを生じた場合の直管軸ひずみを求める新たな算定方法を提示した。さらに、異形管に対する変換係数を誘導して、地盤条件、地震波特性、異形管諸元に対する変換係数の特性を数値的に検討した。以下に得られた成果を列挙する。

- (1) 直管の軸ひずみを与える変換係数は近似式と解析解でよい一致を示した。
- (2) 埋設管が周辺地盤との間ですべりを生じた場合の直管軸ひずみを算定する簡易式を誘導したが厳密解とよい一致を示した。
- (3) 分岐管は短波長が卓越する地震波によって相対的に大きな管ひずみを発生する。また、枝管径が主管径に比較して小さいほど、地盤反力係数が大きいほど、管ひずみは大きくなる。
- (4) 曲管のたわみ性が大きく、曲率半径が大きいほど、曲管内応力集中箇所の管ひずみは減少する。

本研究を実施するにあたり、適切なコメントをいただいた大阪ガス (株) 福森康文氏、椿本敏弘氏に謝意を表します。

参考文献

- 1) Kubo, K., T. Katayama and A. Ohashi : Present State of Lifeline Earthquake Engineering in Japan, Proceedings of TCLEE, California, pp. 118~133, 1977.
- 2) Katayama, T. and R. Isoyama : Damage to Buried Distribution Pipeline During the Miyagi-ken-Oki Earthquake, Proceedings of Recent Advances in Lifeline Earthquake Engineering in Japan, ASME California, pp. 97~104, 1980.
- 3) Narita, K. : Failure Analysis and Aseismic Design of Buried Pipelines, Proceedings of Recent Advances in Lifeline Earthquake Engineering in Japan, ASME, California, pp. 13~21, 1980.
- 4) 鈴木 繁 : 1978 年宮城県沖地震による水道施設の被害とその教訓, 水道協会雑誌, 542, pp. 66~103, 1979.
- 5) 伯野元彦・斎藤嘉則 : ライフラインの耐震性に影響する因子, 自然科学総合シンポジウム講演集, 16, pp. 523~526, 1979.
- 6) Toki, K. and T. Sato : Estimation of Damage of Water Distribution Systems by Earthquakes, Proceedings of Recent Advances in Lifeline Earthquake Engineering in Japan, ASME, California, pp. 89~96, 1980.
- 7) 佐武正雄・岸野佑次・浅野照雄・鈴木昭信 : 埋設管の地震応答に関する確率論的考察, 自然科学総合シンポジウム講演集, 16, pp. 509~512, 1979.
- 8) 後藤尚男・杉戸真太・亀田弘行・磯田厚志 : 埋設管の震害予測のためのマイクロゾーニングについて, 第 16 回地震工学研究発表会, pp. 157~160, 1981.
- 9) 松尾 稔・堀内孝英 : 小口径パイプラインの震害と設計の方法論, 土質工学会論文報告集, 19-1, pp. 23~38, 1979.
- 10) 西尾宣明 : 埋設管の地震時被害率予測に関する一提案, 土木学会論文報告集, 第 316 号, pp. 1~9, 1981.
- 11) 鶴飼恵三・山口栢樹 : 埋設管の動的地盤ばね定数に関する理論的考察, 土質工学論文報告集, 19-4, pp. 93~102, 1979.
- 12) 宮島信雄・宮内二郎 : すべりを考慮した埋設管の地震時応力, 埋設パイプラインに関するシンポジウム, 土質基礎工学会, pp. 57~60, 1975 年 10 月.
- 13) Shinozuka, M. and T. Koike : Estimation of Structural Strains in Underground Lifeline Pipes, Lifeline Earthquake Engineering-Buried Pipelines, Seismic Risk, and Instrumentation, edited by T. Ariman, ASME, pp. 31~48, 1979.
- 14) Newmark, N.M. and W.J. Hall : Pipeline Design to Resist Large Fault Displacement, Proceedings of the U.S. National Conference on Earthquake Engineering, pp. 416~425, 1975.
- 15) 亀田弘行・野本敏治 : 著者との私信による.
- 16) American National Standard : ANSI B 31.8-1975, ANSI Gas Transmission and Distribution Piping Systems, p. 95, 1975.
- 17) Markl, R.C. : Piping-Flexibility Analysis, ASME Vol. 77, No. 2, pp. 127~143, 1955.
- 18) 建設省 : 新耐震設計法, 東京, p. 156, 1981.

(1982.2.15・受付)