
埋設パイプラインの耐震解析

Structural Analysis of Buried Pipeline under Seismic Risk

小池 武(Takeshi Koike)

要旨：

本研究は直管路を対象として応答変位法の適用性を拡大する新しい耐震解析手法を提案するものである。すなわち、管と周辺地盤間の力の伝達機構を弾性波動論に基づいて解析することにより、従来の応答変位法で欠落していたバネ定数の解析的評価および管と周辺地盤間のすべりによる管ひずみの低減効果を厳密に評価できる手法を提案する。次に、地盤急変部を通過する直管路の地震時挙動を動的解析法および応答変位法を用いて解析し、実際の地震時被害との関連性およびその耐震対策について検討を行った。

Synopsis：

For the credible assessment of a seismic risk of the buried pipeline system, the crucial importance is laid on the accurate estimates of pipe strains. An emphasis of this study is placed on the analysis of structural strains of straight pipes imbedded in both homogeneous and inhomogeneous soil grounds, and on the provision of the simplified design formula for practical use. In this context, the purposes of this study are: (1) To derive an analytical formula of the equivalent spring modulus to obtain the conversion factor of pipe strain from free field strain in the rigorous form, (2) to define the slippage parameter in order to estimate the decrease of pipe strain resulting from the slippage effect, and (3) to discuss a seismic-resisting design method of the pipeline crossing over the boundary area of different soil stiffnesses.

(c)JFE Steel Corporation, 2003

本文は次のページから閲覧できます。

Structural Analysis of Buried Pipeline under Seismic Risk



小池 武
Takeshi Koike
エンジニアリング事業
部 研究開発センター
設計研究室 主任研究
員(課長)・工博

1 まえがき

水道、油、ガスをはじめとする各種パイプラインは安全上の理由から、その多くの部分が地中に埋設されている。このような埋設パイプラインの地震時挙動については、従来から周辺地盤の変位応答に追随して変形するとの考えに基づいた解析法が提案されてきた。現在、埋設管をはじめとする地中構造物の耐震設計法に採用されている応答変位法¹⁾は、上記解析法の代表的なものの一つである。一方、一般の埋設パイプラインは、直管や異形管だけでなく、河川横断部、地盤急変部、建物との取合部など、応答変位法だけでは対応しきれない複雑な構造系をも含んでいる。パイプラインシステムは、これら多様な要素構造物が直列に結ばれた1つのシステムであるため、その1部の要素の破壊が直ちに全体の機能障害に結びつくという特徴がある。したがって、パイプラインの耐震安全性を検討する際には、全構成要素の安全性を等しく評価するという視点が重要となる。

本研究は、埋設パイプラインシステムに含まれる上述の各種要素構造物のそれぞれの耐震解析手法を開発する目的で実施された研究²⁾の一部であり、本論文では直管部を対象として、応答変位法の適用性を拡大する新しい耐震解析手法を提案するものである。すなわち、まず最初に、管と周辺地盤間の力の伝達機構を弾性波動論に基づいて解析することにより、従来の応答変位法で欠落していたバネ定数の解析的評価および管と周辺地盤間のすべり機構について論じる。次に、地盤急変部を通過する直管の地震時挙動の解析結果と実際の地震時被害との関連性およびその耐震対策等について考察する。

要旨

本研究は直管路を対象として応答変位法の適用性を拡大する新しい耐震解析手法を提案するものである。すなわち、管と周辺地盤間の力の伝達機構を弾性波動論に基づいて解析することにより、従来の応答変位法で欠落していたバネ定数の解析的評価および管と周辺地盤間のすべりによる管ひずみの低減効果を厳密に評価できる手法を提案する。

次に、地盤急変部を通過する直管路の地震時挙動を動的解析法および応答変位法を用いて解析し、実際の地震時被害との関連性およびその耐震対策について検討を行った。

Synopsis:

For the credible assessment of a seismic risk of the buried pipeline system, the crucial importance is laid on the accurate estimates of pipe strains. An emphasis of this study is placed on the analysis of structural strains of straight pipes imbedded in both homogeneous and inhomogeneous soil grounds, and on the provision of the simplified design formula for practical use. In this context, the purposes of this study are: (1) To derive an analytical formula of the equivalent spring modulus to obtain the conversion factor of pipe strain from free field strain in the rigorous form, (2) to define the slippage parameter in order to estimate the decrease of pipe strain resulting from the slippage effect, and (3) to discuss a seismic-resisting design method of the pipeline crossing over the boundary area of different soil stiffnesses.

2 直線管路の耐震解析

2.1 管ひずみの算定

埋設管の地震時挙動は地盤の変位応答に強制されて引き起こされるところに特徴がある。いま、埋設管がFig. 1に示す座標系に従って表層地盤中に位置し、管と周辺地盤はバネで結合されていると仮定すると、管軸方向および管軸直角方向について次の関係式が成立する。

管軸方向

$$\rho A \frac{\partial^2 v_{SA}}{\partial t^2} - EA \frac{\partial^2 v_{SA}}{\partial z^2} = K_A (v_{GA} - v_{SA}) \quad \cdots \cdots (1)$$

管軸直角方向

$$\rho A \frac{\partial^2 v_{SB}}{\partial t^2} + EI \frac{\partial^4 v_{SB}}{\partial z^4} = K_B (v_{GB} - v_{SB}) \quad \cdots \cdots (2)$$

ここで、 v_{SA} 、 v_{SB} はそれぞれ管の軸方向、軸直角方向変位であり、 v_{GA} 、 v_{GB} は地盤の管軸方向および管軸直角方向変位である。また、 ρ 、 E 、 A 、 I は管の密度、ヤング率、断面積、断面2次モーメントである。そして、 K_A 、 K_B はそれぞれ管の軸方向および軸直角方向バネ定数である。

* 昭和61年12月25日原稿受付

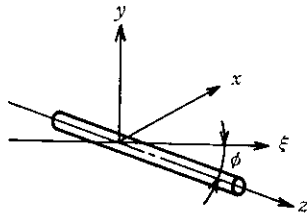


Fig. 1 Coordinate system

式(1), (2)を解くことにより, v_{SA} , v_{SB} , 管軸ひずみ ϵ_{SA} および管曲げひずみ ϵ_{SB} は次式で求められる。

$$v_{SA} = \beta_{SA} v_{GA}, \quad \epsilon_{SA} = \beta_{SA} \epsilon_{GA} \quad (3)$$

$$v_{SB} = \beta_{SB} v_{GB}, \quad \epsilon_{SB} = \beta_{SB} \frac{\pi D}{L_a} \epsilon_{GB} \quad (4)$$

ここで, ϵ_{GA} , ϵ_{GB} は自由地盤の管軸および管軸直角方向のひずみであり, D , L_a は管径, 見かけの波長を表す。またひずみ伝達率 β_{SA} , β_{SB} はそれぞれ次式で与えられる。

$$\beta_{SA} = \frac{1}{1 + \left[1 - \left(\frac{c_a}{c_A} \right)^2 \right] \left(\frac{k_a}{\lambda_A} \right)^2} \quad (5)$$

$$\beta_{SB} = \frac{1}{1 + \left[1 - \left(\frac{c_a}{c_B} \right)^2 \right] \left(\frac{k_a}{\lambda_B} \right)^4} \quad (6)$$

ただし, c_a , k_a は管軸方向に伝播する見掛けの伝播速度と波数である。また,

$$c_A = \sqrt{\frac{E}{\rho}}, \quad c_B = \sqrt{\frac{EI}{\rho A}} \times k_a, \quad \lambda_A = \sqrt{\frac{K_A}{EA}}, \quad \lambda_B = \sqrt{\frac{K_B}{EI}} \quad (7)$$

ところで, バネ定数 K_A , K_B は埋設管周辺の地盤特性, 管径, 管表面粗度などから決められるべきものであり, その解析解は後述する弾性波動論に基づいて誘導できる。しかし, Table 1 に見られるように, 日本水道協会 (JWWA)³⁾ では周辺地盤のせん断弾性定数 μ を用いて $K_A = K_B = 3\mu$ と規定し, 日本ガス協会 (JGA)⁴⁾ では管径 D に比例するとし, $K_A = K_B = 0.6\pi D$ と規定している。このことは既存の耐震設計指針がバネ特性のある一面を捉えた評価をしているだけで, バネ定数の評価基準が確立されているとはいえない状況にあることを反映している。

以下においては, 埋設管と周辺地盤間の挙動を弾性波動論に基づいて解析することにより, バネ定数の解析解を求めることにする。

Table 1 Definitions of spring modulus used in the current design guidelines

Spring modulus	Analytical result	Japan Water Works Assn. JWWA	Japan Gas Assn. JGA
K_A	$k_A \mu$	3μ	$0.6\pi D$
K_B	$k_B \mu$	3μ	$0.6\pi D$

Note μ = Shear elastic modulus of surrounding soil
 D = Pipe diameter

2.2 弾性波動論に基づく埋設管挙動の解析

Fig. 1 に示すように, 地震波が x 軸に沿って伝播し, 入射角 ϕ で埋設管に入射するものとする。このとき, 管埋設位置での入力地震波は次式で与えられる。

$$v_G^*(t, \xi) = V_G(\omega) \exp[i(k\xi - \omega t)] \quad (8)$$

ここで, $V_G(\omega)$ は円振動数 ω の波動の振幅であり, k は円振動数 ω に対応する波数である。 ν は入力地震波のタイプを示すインデッ

クスであり, $\nu=R$ は伝播方向に振動する波を示し, $\nu=L$ は伝播方向と直角に振動する波を示す。Fig. 1 において座標系は, z 軸が管軸に一致する円筒座標系を採用する。

さて, 埋設管周辺の地盤挙動 v^* を記述するため, 自由地盤変位 v_G^* に対する相対変位 v を導入する。すなわち,

$$v^* = (v_r^*, v_\theta^*, v_z^*) = v_G^* - v \quad (9)$$

このとき, v は無限遠で零となる境界条件をもち, 次の波動方程式に従う。

$$\rho_G \frac{\partial^2 v}{\partial t^2} = (\lambda + \mu) \text{grad } \Delta + \mu \nabla^2 v \quad (10)$$

ここで, $\Delta = \text{div } \nabla$, ρ_G は土の密度, λ , μ は Lamé の定数である。

式(10)の一般解は変位ポテンシャル Φ , Ψ を用いて次式のように求められる。

$$v(t, r, \theta, z) = (v_r, v_\theta, v_z) = (\text{grad } \Phi + \text{rot } \Psi) \exp(-i\omega t) \quad (11)$$

ただし, ポテンシャル Φ , $\Psi = (\Psi_r, \Psi_\theta, \Psi_z)$ は次式で与えられる。

$$\left. \begin{aligned} \Phi &= E(t, z) \sum_{m=0}^{\infty} M_m H_m^{(1)}(q_P r) \cos m\theta \\ \Psi_r &= E(t, z) \sum_{m=0}^{\infty} N_{1m} H_m^{(1)}(q_S r) \sin m\theta \\ \Psi_\theta &= E(t, z) \sum_{m=0}^{\infty} N_{2m} H_m^{(1)}(q_S r) \cos m\theta \\ \Psi_z &= E(t, z) \sum_{m=0}^{\infty} N_{3m} H_m^{(1)}(q_S r) \sin m\theta \end{aligned} \right\} \quad (12)$$

ここで, M_m , N_{1m} , N_{2m} , N_{3m} は未定定数であり, v に関する境界条件より決定される。 $H_m^{(1)}$ は第1種 m 次のハンケル関数である。また,

$$E(t, z) = V_G(\omega) \exp[i(k_z z \cos \phi - \omega t)] \quad (13)$$

$$q_P = \epsilon_P^* k_\nu \sin \phi, \quad q_S = \epsilon_S^* k_\nu \sin \phi, \quad \alpha_1 = \frac{c_\nu}{c_S}, \quad \alpha_2 = \frac{c_P}{c_S}$$

$$\epsilon_P^* = \begin{cases} \sqrt{\frac{\alpha_1^2 - \alpha_2^2 \cos^2 \phi}{(\alpha_2 \sin \phi)^2}}; & \alpha_1 > \alpha_2 \cos \phi \\ \sqrt{\frac{\alpha_2^2 \cos^2 \phi - \alpha_1^2}{(\alpha_2 \sin \phi)^2}}; & \alpha_1 < \alpha_2 \cos \phi \end{cases} \quad (14)$$

$$\epsilon_S^* = \sqrt{\frac{\alpha_1^2 - \cos^2 \phi}{\sin^2 \phi}}$$

上式中の c_ν , c_P , c_S はそれぞれタイプ ν の伝播波, 疎密波, せん断波の位相速度である。ところで, $\alpha_1 < \alpha_2 \cos \phi$ の場合, 式(12)のハンケル関数 $H_m^{(1)}(q_P r)$ は修正ベッセル関数 $K_m(q_P r)$ で置き換えられなければならない。

次に, 埋設管の管軸方向変位 v_{SA}^* , 管軸直角方向変位 v_{SB}^* を求めるため, それぞれ次の表現式を仮定する。

$$\left. \begin{aligned} v_{SA}^*(t, z) &= v_z^* - V_{SA} \exp[i(k_z z \cos \phi - \omega t)] \\ v_{SB}^*(t, z) &= v_\theta^* \chi_{B\nu} - V_{SB} \exp[i(k_z z \cos \phi - \omega t)] \end{aligned} \right\} \quad (15)$$

ここで, $\chi_{B\nu}$ は方向係数であり $\chi_{BR} = \sin \phi$, $\chi_{BL} = \cos \phi$, V_{SA} , V_{SB} は未知数であり, 以下に述べる管のつりあい式および境界条件から決定される。すなわち, 管軸方向変位に関して,

$$\rho A \frac{\partial^2 v_{SA}^*}{\partial t^2} - EA \frac{\partial^2 v_{SA}^*}{\partial z^2} = P_A \quad (16)$$

ここで,

$$P_A = \int_0^{2\pi} \tau_{rz}^*|_{r=a} a d\theta \quad (17)$$

ただし, a は管半径。

一方, 管軸方向変位に関して,

$$\rho A \frac{\partial^2 v_{SB}^*}{\partial t^2} + EI \frac{\partial^4 v_{SB}^*}{\partial z^4} = P_B + \frac{\partial M_B}{\partial z} \quad (18)$$

ここで,

$$P_B = \int_0^{2\pi} (\sigma_r^* \cos \theta - \tau_{r\theta}^* \sin \theta) |_{r=a} a d\theta \quad \dots\dots\dots (19)$$

$$M_B = \int_0^{2\pi} a \cos \theta \tau_{rz}^* |_{r=a} a d\theta \quad \dots\dots\dots (20)$$

ただし、式(17)、(19)、(20)で用いられる応力 σ_r^* 、 $\tau_{r\theta}^*$ 、 τ_{rz}^* はそれぞれ管表面に作用する直応力およびせん断応力である。

式(16)、(18)のつりあい式は、管表面上での管変位と周辺地盤の変位に関する次の連続条件を満足しなければならない。

$$\left. \begin{aligned} (i) \quad & v_r^* = v_{sB}^* \cos \theta \\ (ii) \quad & v_\theta^* = -v_{sB}^* \sin \theta \\ (iii) \quad & v_z^* = v_{sA}^* \\ (iv) \quad & \frac{dv_r^*}{dz} = \frac{dv_{sA}^*}{dz} - a \cos \theta \frac{d^2 v_{sB}^*}{dz^2} \end{aligned} \right\} \quad \dots\dots\dots (21)$$

式(15)~(21)の解析結果によれば、結局管の軸方向変位および軸直角方向変位は式(3)、(4)と同形の表現式で求められる。

$$|v_{sA}^*| = \beta_{sA}^* \chi_{sA} |v_G^*| \quad \dots\dots\dots (22)$$

$$|v_{sB}^*| = \beta_{sB}^* \chi_{sB} |v_G^*| \quad \dots\dots\dots (23)$$

ここで、 χ_{sA} はLタイプの波の管軸方向変位に対する方向係数であり、 $\chi_{sA} = \cos \phi$ 、 $\chi_{sB} = \sin \phi$ である。 β_{sA}^* 、 β_{sB}^* は式(5)、(6)と同形であるが、式(7)のバネ定数 K_A 、 K_B と対応させる時、バネ定数はせん断弾性定数を用いて次式で関係づけられる。

$$K_A = k_A \mu, \quad K_B = k_B \mu \quad \dots\dots\dots (24)$$

ただし、

$$k_A = \frac{2\pi q_s a}{R_A} \left[\frac{H_1^{(1)}(q_s a)}{H_0^{(1)}(q_s a)} + \left(\frac{k_v a \cos \phi}{q_s a} \right)^2 \cdot \left(\frac{2q_p}{q_s} - 1 \right) \right] \quad \dots\dots\dots (25)$$

$$k_B = \frac{\pi(P_1 + P_2)}{H_1^{(1)}(q_p a) + n_2 a \frac{\partial H_1^{(1)}(q_s r)}{\partial r} \Big|_{r=a}} \quad \dots\dots\dots (26)$$

ここで、

$$\left. \begin{aligned} R_A &= 1 + \left(\frac{k_v a \cos \phi}{q_s a} \right)^2 \frac{q_s}{q_p} \frac{H_{0P}}{H_{1P}} \\ P_1 &= H_{1P} \left[-\frac{\lambda}{\lambda + 2\mu} \cdot \left(\frac{c_v}{c_s} \right)^2 (k_v a \cos \phi)^2 + 4 - 2(q_p a)^2 \right] \\ &\quad - 2q_p a H_{0P} + H_{1S} (-2n_1 k_v a \cos \phi - 4n_2) \\ &\quad + H_{0P} (-2q_p a + 2n_1 k_v a \cos \phi q_s a + 2n_2 q_s a) + \frac{n_3}{2} \\ P_2 &= 2(k_v a \cos \phi)^2 H_{1P} - 2(k_v a \cos \phi)^2 q_p a H_{0P} \\ &\quad + H_{1S} [n_1 k_v a \cos \phi (q_s a)^2 - (k_v a \cos \phi)^2] \\ &\quad - (k_v a \cos \phi)^2 n_2 \\ n_1 &= \frac{(2H_{1S} H_{1P} + q_p a H_{0P} H_{1S} - q_p a q_s a H_{0P} H_{0S}) k_v a \cos \phi}{-(k_v a \cos \phi)^3 H_{1S}^2 - q_s a [2 - (k_v a \cos \phi)^2] H_{0S} H_{1S} + (q_s a)^2 H_{0S}^2} \\ n_2 &= \frac{q_p a H_{0P} - 2H_{1P} + k_v a \cos \phi H_{1S} n_1}{q_s a H_{0S} - 2H_{1S}} \\ n_3 &= -4H_{1P} + 2q_p a H_{0P} + [4 - (q_s a)^2 n_2 + k_v a \cos \phi n_1] \\ &\quad \times H_{1S} - n_2 q_s a H_{0S} \end{aligned} \right\} \quad \dots\dots\dots (27)$$

ただし、

$$H_{0P} = H_0^{(1)}(q_p a), \quad H_{0S} = H_0^{(1)}(q_s a), \quad H_{1P} = H_1^{(1)}(q_p a), \\ H_{1S} = H_1^{(1)}(q_s a)$$

管径600mmの管を例にとり、式(24)、(25)、(26)で導かれたバネ定数と管径の関係を示したのが、Fig. 2と3である。両図の縦軸はそれぞれ式(25)、(26)に示すバネ係数 k_A 、 k_B であり、横軸は管半径を波数 k_v （ここではLタイプの波を例としたので、 k_L ）を用いて無次元化している。また、両図には比較のため、Table 1に掲示した日本水道協会(JWWA)およびガス協会(JGA)のバネ係数も示されている。Fig. 2によれば、JWWAの値は相対的に剛なバネ

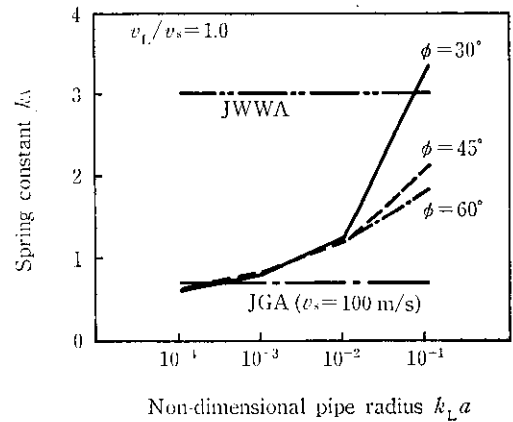


Fig. 2 Spring constant for axial pipe deformation vs. pipe radius for various incident angles

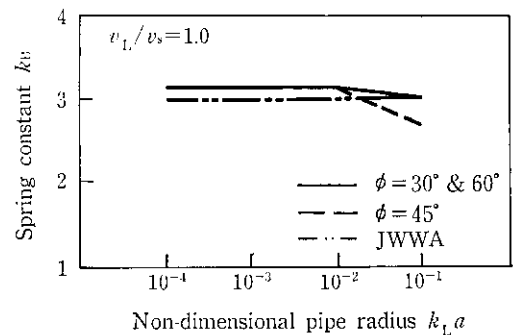


Fig. 3 Spring constant for bending pipe deformation vs. pipe radius for various incident angles

定数を意味しており、比較的大径管を対象にした時良い一致を示すことがわかる。一方、JGAの値は相対的に軟いバネ定数を意味しており、比較的小径管を対象とした時適合することを示している。

管周面に作用するせん断応力 τ_{rz}^* の平均値を τ_G とすると、次式で定義できる。

$$\tau_G = \frac{1}{2\pi a} \int_0^{2\pi} \tau_{rz}^* a d\theta \quad \dots\dots\dots (28)$$

このとき、 τ_G は自由地盤のひずみ ϵ_{GA} を用いて次式で求められる。

$$\tau_G = \zeta \beta_{sA} \chi_{sA} \epsilon_{GA} \quad \dots\dots\dots (29)$$

ここで、

$$\zeta = k_v \cos \phi E d \left[1 - \left(\frac{c_A}{c_s} \right)^2 \right] \quad \dots\dots\dots (30)$$

また、 d は管厚である。

2.3 管と周辺地盤間のすべり

地盤ひずみが過大となり、管表面に作用するせん断応力 τ_G がすべり限界値 τ_{cr} を超える時、管と周辺地盤の間ですべりが発生する。このとき、管に伝達される軸ひずみはすべりを生じない場合に比較して低減する。この低減効果は、すべりを考慮した埋設管の軸方向つりあい式である次式を解くことにより評価できる。

$$\rho A \frac{\partial^2 v_{sA}}{\partial t^2} - EA \frac{\partial^2 v_{sA}}{\partial z^2} = 2\pi a \tau_G \quad \dots\dots\dots (31)$$

ここで、

$$2\pi a \tau_G = \begin{cases} K_A (v_{GA} - v_{sA}); & \text{すべりを発生しない領域} \\ K_A v_{cr}; & \text{すべりを発生する領域} \end{cases} \quad \dots\dots\dots (32)$$

ただし、 v_{cr} はすべり開始相対変位であり、すべり限界せん断応力

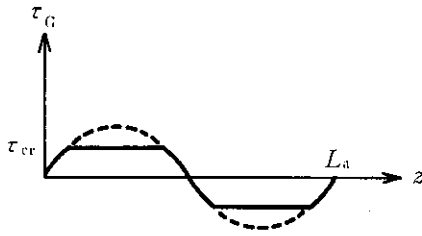


Fig. 4 Shear stress distribution along the pipe axis in partial slippage

τ_{cr} を用いて次式で与えられる。

$$v_{cr} = \frac{2\pi a \tau_{cr}}{K_A} \quad (33)$$

Fig. 4 はすべりを生じた場合の管軸方向せん断応力分布を示したものである。

式 (31) を解くため、次の変数を導入する。

$$\eta = k_v z \cos \phi - \omega t \quad (34)$$

このとき、式 (31) は次のように書き換えられる。

$$\frac{d^2 v_{SA}}{d\eta^2} = \begin{cases} \kappa^2 (v_{SA} - v_{GA}) \\ -\kappa^2 v_{cr} \end{cases} \quad (35)$$

ここで、

$$\kappa = \frac{\lambda^*}{k_v \cos \phi}, \quad \lambda^* = \sqrt{\frac{K_A}{2\pi a d E \left[1 - \left(\frac{c_a}{c_A} \right)^2 \right]}} \quad (36)$$

いま、地盤変位を

$$v_{GA}(\eta) = V_{GA} \sin \eta \quad (37)$$

とおくと、式 (35) は非すべり区間で次式の解をもつ。

$$v_{SA} = V_{GA} \left[\frac{\kappa^2}{1 + \kappa^2} \sin \eta + \frac{\sinh(\kappa \eta)}{\sinh(\kappa \eta_{cr})} \times \left(\frac{\sin(\eta_{cr})}{1 + \kappa^2} - \frac{v_{cr}}{V_{GA}} \right) \right] \quad (38)$$

一方、すべり区間では未定数 C を用いて次の解をもつ。

$$v_{SA} = \kappa^2 v_{cr} \left(-\frac{\eta^2}{2} + \frac{\eta \pi}{2} \right) + C \quad (39)$$

$\eta = \eta_{cr}$ で式 (38), (39) の v_{SA} が等しいことにより、 C が決定され、 v_{cr}/V_{GA} が次式で関係づけられる。

$$S = \frac{v_{cr}}{V_{GA}} = \frac{1}{1 + \kappa^2} \times \frac{\kappa \cos \eta_{cr} \tanh(\kappa \eta_{cr}) + \sin \eta_{cr}}{\kappa \left(\frac{\pi}{2} - \eta_{cr} \right) \tanh(\kappa \eta_{cr})} \quad (40)$$

すべり発生時の最大管ひずみを ϵ_{SA} とすると、最大値は $\eta=0$ で生じることから、

$$\epsilon_{SA} = \left| \frac{\partial v_{SA}}{\partial z} \right|_{\eta=0} = k_v \cos \phi \left| \frac{\partial v_{SA}}{\partial \eta} \right|_{\eta=0} \quad (41)$$

式 (38), (40) を式 (41) に代入すると、

$$\epsilon_{SA} = q_S \beta_{SA} \epsilon_{GA} \quad (42)$$

$$q_S = 1 - \frac{S(1 + \kappa^2) - \sin \eta_{cr}}{\kappa \sinh(\kappa \eta_{cr})} \quad (43)$$

さらに、管と自由地盤間の相対変位は、

$$d = v_{GA} - v_{SA} = (1 - q_S^* \beta_{SA}) v_{GA} \quad (44)$$

ここで、

$$q_S^* = \left(1 + \frac{1}{\kappa^2} \right) \left[\sin \eta_{cr} - S \left\{ 1 - \left[\frac{\pi^2}{8} + \left(\frac{\eta_{cr}^2}{2} - \frac{\pi}{2} \eta_{cr} \right) \right] \kappa^2 \right\} \right] \quad (45)$$

式 (43), (45) の q_S , q_S^* が結局管ひずみおよび相対変位に対するすべり低減係数となる。 q^* はまたせん断応力 τ_G との間を次の関係で結ばれている。

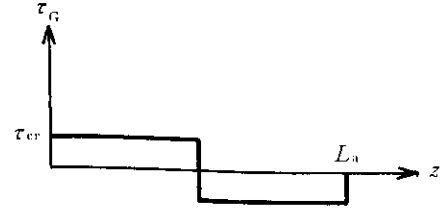


Fig. 5 Shear stress distribution along the pipe axis in full slippage

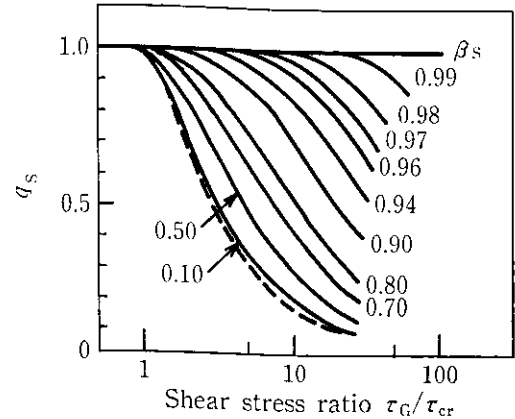


Fig. 6 Slippage factor for pipe strain vs. shear stress ratio

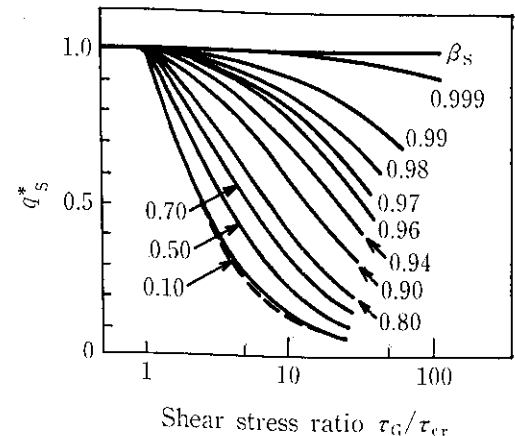


Fig. 7 Slippage factor for pipe deformation vs. shear stress ratio

$$\frac{\tau_G}{\tau_{cr}} = \frac{1 - q_S^* \beta_{SA}}{S} \quad (46)$$

地盤ひずみが非常に大きくなると、すべり範囲は次第に広がり、極限の状態では Fig. 5 に示すように限界せん断応力が矩形分布する。この時のすべり低減係数を求めると次式のようになる。

$$q_R = \frac{\pi}{2} (1 + \kappa^2) S, \quad q_R^* = \frac{\pi^2}{8} \frac{\kappa^2}{\beta_{SA}} S \quad (47)$$

Fig. 6, 7 は式 (43), (45) のすべり低減係数 q_S , q_S^* とせん断応力 τ_G/τ_{cr} の関係を示したものである。両図とも、ひずみ伝達率 β_{SA} が 1 に近い時、低減係数も 1 に近い値を示す。すなわち低減効果は小さい。一方、 β_{SA} が小さくなるに従い、 q_S , q_S^* も減少傾向を示し、次第にある曲線 (図中の破線) に収束する。この曲線は $\beta_{SA}=0$ に対応する曲線であり、実際 JGA ではこの曲線の値を用いてすべり低減効果を過大に評価することになり、管と自由地盤間の相対変位を過大評価することになる。ところで、異形管の管ひずみはこの相対

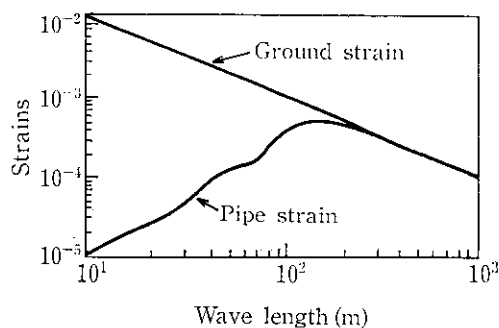


Fig. 8 Ground and pipe strains vs. seismic wave length

変位に正比例するため、結局 JGA の指針では異形管の管ひずみが過大評価されることになる。

Fig. 8 は入射角 0° で入射した R タイプの地震波を対象とし、地盤変位振幅が一定であるとした場合の管軸ひずみと伝播波長の関係を示したものである。同図によれば、300 m 以上の長波長領域では管ひずみは地盤ひずみと一致するが、100 m 以下の短波長領域では波長が短くなるに従って管ひずみの値は減少する傾向を示している。その結果、100~300 m の波長領域では管ひずみは相対的に最も大きな値を示すことになる。これらの管ひずみの傾向は、すべりによる管ひずみ低減効果を反映したものであり、その効果が短波長領域で著しいことを示している。その理由は、式 (29), (30) に示すせん断応力が短波長になるに従って急増し、Fig. 6 に示す q_s の値が低下する結果であると理解することができる。

3 管路特殊部の耐震解析

パイプラインシステムに含まれる特殊部には、河川・道路横断、立坑部、建物・プラント機器との取合部、架管部など一般管路部の直管部や異形管部に比較して相対的に複雑な配管構造を有する部分と、切盛土付近、液化地帯のように管の埋設された地盤の耐震的検討を必要とする部分とが存在する。これらの特殊部はそれぞれ構造形態、構造物の地盤応答特性、地盤形状の点で互いに大きく異なり応答変位法では対応しきれない特徴をもつ。したがって、特殊部の耐震解析は個々の構造物ごとに独立に対応せざるを得ないことになる。ここでは、一例として地盤特性の異なる境界部をパイプラインが通過する場合の管路の地震時挙動について検討する。Fig. 9 は地盤急変部をモデル化したものであり、左側地盤は相対的に剛（せん断波速度 200 m/s）で、右側は軟弱（せん断波速度 50 m/s）な地盤と仮定する。そして、管径 600 mm のパイプラインが表層近くを左右に貫通している。振動モデルは田村らの方法⁷⁾に従い対象地盤を質点、バネ、ダッシュポットで置換し、管路と地盤の間をバネで連結することによって作成する。Fig. 10 は導入した 3 種類のバネ K_1 , K_2 , K_3 の配置を示している。これらのバネは以下の方法により評価することができる。

(1) 管と周辺地盤を連結するバネ

$$K_1 = (K_{1x}, K_{1y}, K_{1z}) = (k_{Bx}\mu, k_{By}\mu, k_{Bz}\mu) \dots (48)$$

(2) 管軸方向に隣接する周辺地盤同志を互いに連結するバネ

$$K_2 = (K_{2x}, K_{2y}, K_{2z}) \\ = \left[\int_0^H \int_0^W \tau_{xz} dy dx, \int_0^H \int_0^W \tau_{yz} dy dx, \int_0^H \int_0^W \sigma_z dy dx \right] \dots (49)$$

ここで、 H は対象地盤の基礎までの深さであり、 τ_{xz} , τ_{yz} , σ_z は埋設管位置における自由地盤のせん断応力と直応力である。ま

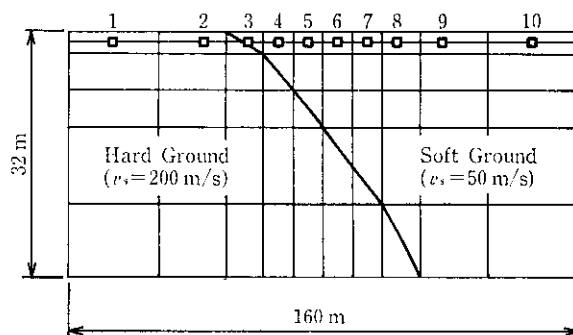


Fig. 9 Buried pipeline crossing over the boundary area of different soil stiffness

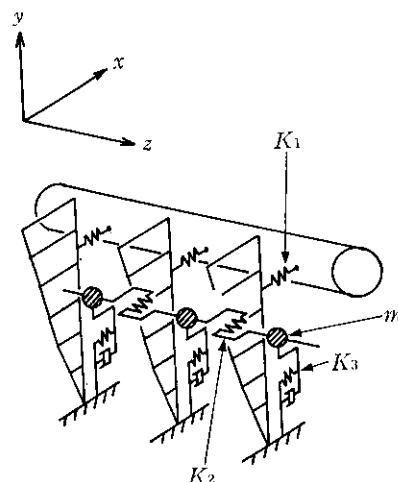


Fig. 10 Analytical model of the pipeline connected to the surrounding soil with various spring modulus

た、 W は埋設管を含む地盤の x 方向の単位幅である。

(3) 基礎と周辺地盤を連結するバネ

$$K_3 = (K_{3x}, K_{3y}, K_{3z}) = (L\bar{M}_1\omega_1^2, L\bar{M}_1^*\omega_1^{*2}, L\bar{M}_1^*\omega_1^{*2}) \dots (50)$$

ここで、 $\bar{M}_1$, $\bar{M}_1^*$ は対象地盤の振動系の単位長さ当りの有効質量であり、 $\bar{M}_1$ は x, z 方向振動に対する有効質量でせん断変形モードに対応するものである。一方、 $\bar{M}_1^*$ は y 方向振動に対する有効質量で圧縮変形モードに対応するものである。 ω_1 , ω_1^* は振動系の第 1 次固有円振動数であり、それぞれ x, z 方向および y 方向の振動に対応している。また、 L は埋設管の軸方向長さである。

地震波は Fig. 9 の基礎から入射する SH 波とし、1978 年宮城県沖地震の強震記録を使用した。その基礎入力加速度は 100 gal、振動方向は管軸直角方向とした。

Fig. 11 には、埋設管の各点 (1~10) における管の応答結果 (Von Mises の合成応力から逆算した管ひずみ) と比較のために求めた応答変位法による諸結果が示されている。図中の地盤ひずみおよび JWWA, JGA による管ひずみ、式 (42) による管ひずみは上記の振動モデルとは独立に、モデル地盤の各点が単独の土柱であるとし、その土柱地盤の動的応答解析の結果得られた地盤ひずみに対して応答変位法を適用して管ひずみを求めたものである。計算に用いた伝播波波長は JWWA に示す方法に従ったが、JGA の管ひずみについてのみ JGA の示す方法による波長を使用した。その結果、JWWA の方法では波長は 120 m、JGA の方法では 400 m 以上の波長となった。また、式 (42) による解析解は地震波の入射角を 45° とした。

Fig. 11 によると、地盤急変部境界上 No. 3-8 に対し、地盤ひずみ

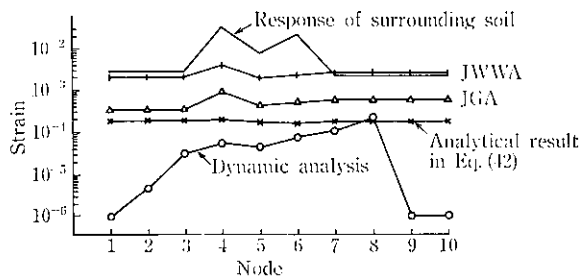


Fig. 11 Calculated strains of the pipeline and its surrounding soil along the pipe axis

は No. 4-6 で相対的に大きなひずみを発生するのに対し、管ひずみ応答値は境界上の軟弱地盤側の No. 7, 8 で相対的に大きなせん断ひずみを示す。一方、応答変位法に基づく結果は、JWWA, JGA, 前節の式 (42) のいずれも動的解析結果を上回っている。また、動的解析結果が左右の一樣地盤に近い所では管応答を急減させているのに対し、応答変位法の結果が急減しないのは両者の解析手法の相違をよく示している。

次に、応答変位法による管ひずみに関する三者と比較する。JWWA, JGA による管ひずみはいずれも剛地盤側の No. 4 で最大を示し、式 (42) による管ひずみは必ずしもピーク値を示していない。この三者の結果については次のように解釈できる。まず、JWWA では、すべりに対する規定が含まれていないため、管ひずみは地盤ひずみと比例的な挙動を示す。一方、JGA はすべりに対する規定を有しているにもかかわらず、JWWA と同傾向の管ひずみ分布を示している。これは、JGA では波長が 400 m 以上で Fig. 7 で指摘したように、すべりによる低減効果の現われない波長域のため JWWA の管ひずみと同様な結果を示したものと考えられる。式 (42) の管ひずみは、波長が Fig. 7 ですべり低減効果の現われる短波長側に位置するため、地盤ひずみがピーク値を示すにもかかわらず、すべり低減効果により管ひずみはその増加分を相殺されたことを示している。このことに、従来の埋設管の被害が地盤急変部で多いとの調査報告と矛盾するように思えるが、実は以下のように考えるべきである。すなわち、Fig. 11 に示すように地盤急変部での地盤ひずみと管ひずみの差が、一樣地盤部でのそれらのひずみ差に比較して相対的に大きいことから、地盤と管の相対変位もやはり地盤急変部で最大となる。したがって、小径の有継手配管や相対変形に比例して過大な応力が発生する異形管などがこの地域に存在する時、地震時被害を発生しやすいことになり、従来の地震時被害の傾向と必ずしも

矛盾しない。

以上の考察より、耐震対策上の見地から地盤急変部付近にはできるだけ継手のない直管路を配置すべきであり、その区間は地盤急変部を境に左右に少なくとも半波長以上の長さが必要であろう。

4 結 論

埋設パイプラインの地震時挙動は地盤の変位応答に強制されるため、管と周辺地盤の間の力の伝達機構をどのように取扱うかが重要な問題となる。従来、応答変位法において導入されていたバネ定数の定式化、管と周辺地盤間のすべり効果の導入は、この方面の主要な研究課題であった。

今回の研究では、弾性波動論を用いてバネ定数の定式化を図るとともに、すべりによる管ひずみの低減効果を厳密に評価できる手法を開発した。さらに、地盤特性の変化する境界部に埋設された管の地震時ひずみを、各種の解析手法を用いて解析し、既存の耐震設計法および今回開発した耐震解析手法の各々の特性について比較検討を行った。得られた成果を列挙すると以下のとおりである。

- (1) 応答変位法で用いられるバネ定数を弾性波動論を用いて定式化した。その数値計算結果によれば、日本水道協会耐震工法指針の定めるバネ定数は比較的大口径の管に対して適合し、日本ガス協会耐震設計指針の定めるバネ定数は比較的小口径の管に対して適合していることが判明した。
- (2) すべりによる管ひずみの低減効果を高精度に評価する手法を開発した。このすべり低減係数は、管周面に作用する土のせん断応力およびひずみ伝達率の関数であり、ひずみ伝達率が零に近づくに従ってある曲線上の値に収束する傾向を示す。この収束した曲線は日本ガス協会の与えるすべり低減係数に一致する。この意味で、ガス協会のすべり低減係数は直管部のすべり低減効果を過大に評価していることになる。
- (3) 管路特殊部の 1 つである地盤急変区間を通過する埋設管の地震時挙動を解析し、解析手法の有効性を確認した。その結果、地盤急変部では地盤と管の相対変位が過大になることから、有継手配管や異形管部の地震時被害が予測されること、したがって継手のない直管路を配管することが耐震安全上有効であると言えよう。

本論文で論じることのできなかった異形管の耐震解析、ランダム波に対する管路の地震時挙動の問題、液状化地盤中での管路の浮上あるいは側方流動による大変形・非線形伸びの問題等についても現在検討を進めているので機会を改めてその成果を報告したい。

参 考 文 献

- 1) 建設省: 「新耐震設計法(案)」, 建設省土木研究所資料, 1185号, (1978) 3月
- 2) T. Koike: "Structural Strains of the Buried Pipeline under Seismic Risk", Proceeding of the Trilateral Seminar-Workshop on Lifeline Earthquake Engineering, Taipei (Republic of China) November (1985), 281-295
- 3) (社)日本水道協会: 水道施設耐震工法指針, (1979)
- 4) (社)日本ガス協会: ガス導管耐震設計指針, (1982)
- 5) M. Shinozuka 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, PVP-34, (1979), 31-48
- 6) 小池 武: 埋設パイプラインの地震時ひずみ評価, 土木学会論文報告集, 第 331 号, (1983) 3月, 13-24
- 7) C. Tamura, S. Okamoto and M. Hamada: "Dynamic Behavior of a Submerged Tunnel during Earthquakes", Report of the Institute of Industrial Science, the University of Tokyo, 24 (1975) 5, 71-77