

強震地震動に対する地中管路の変位挙動解析

STRUCTURAL DISPLACEMENT ANALYSIS OF BURIED PIPELINES
AGAINST STRONG EARTHQUAKE GROUND MOTIONS

小池 武*

今井俊雄**

Takeshi KOIKE

Toshio IMAI

* 工博 主任研究員 川崎製鉄株式会社鋼構造研究所 (〒263 千葉市稲毛区長沼町 351)
** 主任部員 川崎製鉄株式会社エネルギー・水道事業部 (〒100 東京都千代田区内幸町 2-2-3)

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 homogeneous soil ground, 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 the 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 furnish the conversion factor to evaluate pipe strain of geometrical pipings including various types of bend.

Key words : pipe strain, spring constant, conversion factor, slippage effect and bend

1. まえがき

1995 年兵庫県南部地震では、震度 7 の地域が出現するほどに激しい地盤震動に見舞われ、水道・ガス管をはじめ、さまざまな地中構造物において多くの被害を発生した。この震災経験を踏まえて、道路橋示方書をはじめさまざまな構造物の耐震設計指針の見直しが精力的に進められている。

埋設管については、埋立地を中心として液状化による側方流動にともなう管路被害が多く見られたが、非埋立地の良好な地盤においても、地盤震動による管路被害が老朽管や継手性能の劣る管種について見られた。しかし、溶接鋼管など継手性能に優れた管路では被害も限定的であり、その意味で従来の応答変位法¹⁾の妥当性が検証できたとも言えよう。

一方、従来の応答変位法は、地震荷重として数 10kine 程度の速度応答スペクトルを用いて耐震安全性照査を行ってきたものであり、1995 年兵庫県南部地震規模の大きな地震荷重を前提にはしていなかったのも事実である。その意味で、従来の応答変位法による埋設管の応力・ひずみがどの程度の精度および安全性余裕を考慮して評価されているのか、必ずしも明確とは言い難い。さらに道路橋示方書で検討対象地震動レベルをレベル 1 とレベル 2 の 2 段階方式を採用した

のにともない、日本水道協会水道施設耐震工法指針²⁾など地中埋設構造物の分野でも同様の地震動レベルに対する耐震設計が要求されるようになってきた。レベル 2 地震動に対する管路挙動を考えると、鋼管の弾塑性ひずみ領域まで検討対象に含む必要性が現れると予想されるが、現象をより正しく把握するためには応答変位法による管ひずみ算定精度向上が不可欠であり、その意味で応答変位法の適用性を一層明確にする必要が出てきたと言えよう。

とくに、管と周辺地盤間の相互作用を評価するバネ定数の合理的評価やすべり効果の取り扱い、そしてそれと関連する異形管のひずみ評価などについて、従来の研究^{1), 2), 3)}で検討が不十分であった課題について論ずべき時期にきていると言えるのではなかろうか。

このような状況を踏まえて、本研究ではまず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。とくに、実用設計への適用を考慮して、すべりによる管ひずみ低減効果を机上計算できる簡易式の提案を行なう。さらに、90 度以外のさまざまな曲管を対象にして、曲管に発生するひずみを算定する解析式を誘導する。

数値検討に際しては、レベル1、2地震動に対する直管および曲管に発生するひずみを算定し、耐震安全性の検証を行なう。

2. 直線管路の変位挙動解析

2. 1 管変位の算定

埋設管の地震応答は、地盤の変位応答に強制されて引き起こされる。いま、埋設管がFig.-1に示す座標系にしたがって表層地盤中に位置し、管と周辺地盤が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（水平面内）について次の関係式が成立する。

管軸方向

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

管軸直角方向

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

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軸直角方向の変位である。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のバネ定数である。

式(1)、(2)を解くことにより、管の軸方向変位および曲げ方向変位が次式で求められる。

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

ここで、 β_{SA} 、 β_{SB} は自由地盤変位から管変位への変換係数であり、それぞれ次式で求められる。

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

ただし、 c_a 、 k_a は管軸方向に伝播する地震波の見かけの伝播速度とその波数である。また、

$$c_A = \sqrt{\frac{E}{\rho}} \quad , \quad c_B = \sqrt{\frac{EI}{\rho A}} \cdot k_a \quad , \quad \lambda_A = \sqrt{\frac{K_A}{EA}} \quad , \quad \lambda_B = \sqrt[4]{\frac{K_B}{EI}} \quad (5)$$

ところで、バネ定数 K_A 、 K_B は、本来埋設管周辺の地盤特性（地盤剛性、密度）だけでなく管径および地震波特性（波長、振幅）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、バネ定数に関する既往の耐震設計指針を見ると、たとえば日本水道協会⁵⁾では周辺地盤のせん断弾性係数 μ を用いて $K_A=K_B=3\mu$ と規定し、

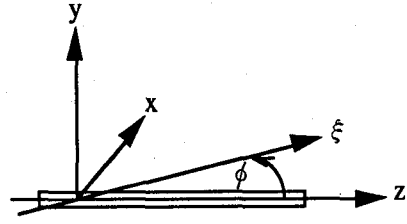


Fig.-1 座標系

共同溝設計指針⁶⁾では $K_A=K_B=\mu$ 、 $K_C=3\mu$ （ここで、 K_C は管軸直角方向鉛直面内のバネ定数）としている。一方、日本ガス協会⁴⁾では地盤剛性に関わりなく管径 D に比例するとして、 $K_A=K_B=0.6\pi D$ と規定している。このことは、既往の耐震設計指針がバネ特性の一面のみを捉えた評価をしており、いずれの指針も地震波特性との関係が不明確であると言わざるを得ない。

以下においては、埋設管を含む周辺地盤の変位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。

2. 2 弾性波動論に基づく埋設管変位挙動解析

Fig.-1に示すように、地震波は ξ 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、埋設管位置での自由地盤における入力地震動は次式で与えられる。

$$v_G^\infty = V_G(\omega) \exp[i(k_v \xi - \omega t)] \quad (6)$$

ここで、 $V_G(\omega)$ は円振動数 ω の波動の振幅であり、 k_v は円振動数 ω に対応する波数である。そして、 ν は入力地震波のタイプを示すインデックスである。すなわち、 $\nu=R$ 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の座標系において、 z 軸が管軸に一致する円筒座標系を導入する。したがって、式(6)を円筒座標成分に分解してベクトル表示すると次式となる。

$$v_G = (v_r^\infty, v_\theta^\infty, v_z^\infty) = E(t, z) \exp(ik_v r \sin\phi \cos\theta) T_\nu \quad (7)$$

ここで、

$$E(t, z) = V_G(\omega) \exp[i(k_v z \cos\phi - \omega t)] \quad (8)$$

$$T_R = (\sin\phi \cos\theta, -\sin\phi \sin\theta, \cos\phi) \quad \text{for } \nu = R \quad (9)$$

$$T_L = (\cos\phi \cos\theta, -\cos\phi \sin\theta, -\sin\phi) \quad \text{for } \nu = L \quad (10)$$

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、

$$v = (v_r, v_\theta, v_z) = v_G - v^* \quad (11)$$

このとき、 v^* は無遠慮で零となる境界条件をもち、次の波動方程式に従う。

$$\rho_G \frac{\partial^2 v^*}{\partial t^2} = (\lambda + \mu) \text{grad } \Delta + \mu \nabla^2 v^* \quad (12)$$

ここで、 $\Delta = \text{div } v^*$ 、 ρ_G は周辺地盤の密度、 λ 、 μ はLameの定数である。

式(12)の一般解は変位ポテンシャル Φ 、 Ψ を用いて次式で求められる。

$$v^* = (v_r^*, v_\theta^*, v_z^*) = (\text{grad } \Phi + \text{rot } \Psi) \exp(-i\omega t) \quad (13)$$

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。

$$\begin{pmatrix} \Phi \\ \Psi_r \\ \Psi_\theta \\ \Psi_z \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} E(t, z) \sum_{m=0}^{\infty} M_m H_m^{(1)}(q_p r) \cos m\theta \\ E(t, z) \sum_{m=0}^{\infty} N_{1m} H_m^{(1)}(q_s r) \sin m\theta \\ E(t, z) \sum_{m=0}^{\infty} N_{2m} H_m^{(1)}(q_s r) \cos m\theta \\ E(t, z) \sum_{m=0}^{\infty} N_{3m} H_m^{(1)}(q_s r) \sin m\theta \end{pmatrix} \quad (14)$$

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。そして、

$$q_p = \varepsilon_V^p k_V \sin \phi, \quad q_s = \varepsilon_V^s k_V \sin \phi, \quad \alpha_1 = \frac{c_V}{c_s}, \quad \alpha_2 = \frac{c_p}{c_s}$$

$$\varepsilon_V^p = \begin{cases} \sqrt{\frac{\alpha_1^2 - \alpha_2^2 \cos^2 \phi}{(\alpha_2 \sin \phi)^2}} & ; \quad \alpha_1 \geq \alpha_2 \cos \phi \\ \sqrt{\frac{\alpha_2^2 \cos^2 \phi - \alpha_1^2}{(\alpha_2 \sin \phi)^2}} & ; \quad \alpha_1 \leq \alpha_2 \cos \phi \end{cases} \quad (15)$$

$$\varepsilon_V^s = \sqrt{\frac{\alpha_1^2 - \cos^2 \phi}{\sin^2 \phi}}$$

上式中の c_p 、 c_s はそれぞれタイプ v 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(14)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。

つぎに、埋設管の管軸方向変位 v_{SA} 、管軸直角方向変位(水平面内) v_{SB} を求めるため、それぞれ次の表現式を仮定する。

$$v_{SA}(t, z) = v_z^\infty - V_{SA} \exp[i(k_V z \cos \phi - \omega t)]$$

$$v_{SB}(t, z) = v_G^\infty \chi_{BV} - V_{SB} \exp[i(k_V z \cos \phi - \omega t)] \quad (16)$$

ここで、 χ_{BV} は地震波入射角度に関する方向係数であり、 $\chi_{BR} = \sin \phi$ 、 $\chi_{BL} = \cos \phi$ 、また V_{SA} 、 V_{SB} は未知数であり、以下に述べる管の釣り合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、

$$\rho_A \frac{\partial^2 v_{SA}}{\partial t^2} - EA \frac{\partial^2 v_{SA}}{\partial z^2} = P_A \quad (17)$$

ここで、

$$P_A = \int_0^{2\pi} \tau_{rz} \Big|_{r=a} a d\theta \quad (18)$$

ただし、 a は管半径である。

一方、管軸直角方向変位に関して、

$$\rho_A \frac{\partial^2 v_{SB}}{\partial t^2} + EI \frac{\partial^4 v_{SB}}{\partial z^4} = P_B + \frac{\partial M_B}{\partial z} \quad (19)$$

ここで、

$$P_B = \int_0^{2\pi} (\sigma_r \cos \theta - \tau_{r\theta} \sin \theta) \Big|_{r=a} a d\theta \quad (20)$$

$$M_B = \int_0^{2\pi} a \cos \theta \tau_{rz} \Big|_{r=a} a d\theta \quad (21)$$

ただし、式(18)、(20)、(21)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り、次式より求められる。

$$\begin{aligned} \sigma_r &= \lambda \Delta + 2\mu \frac{\partial v_r}{\partial r}, \quad \tau_{r\theta} = \mu \left(\frac{\partial v_\theta}{\partial r} - \frac{v_\theta}{r} + \frac{\partial v_r}{r \partial \theta} \right) \\ \tau_{rz} &= \mu \left(\frac{\partial v_r}{\partial z} + \frac{\partial v_z}{\partial r} \right) \end{aligned} \quad (22)$$

式(17)、(19)の釣り合い式は、管表面での管変位と周辺地盤の変位に関するつぎの連続条件を満足しなければならない。

$$v_r = v_{SB} \cos \theta, \quad v_\theta = -v_{SB} \sin \theta, \quad v_z = v_{SA}$$

$$\frac{dv_z}{dz} = \frac{dv_{SA}}{dz} - a \cos \theta \frac{d^2 v_{SB}}{dz^2} \quad (23)$$

式(16)～(23)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)と同形の表現式で求められる。すなわち、

$$|v_{SA}| = \beta_{SA}^* \chi_{AV} |v_G^\infty|, \quad |v_{SB}| = \beta_{SB}^* \chi_{BV} |v_G^\infty| \quad (24)$$

ここで、 $\chi_{A\nu}$ は ν タイプの波形の管軸方向変位に関する方向係数であり、 $\chi_{AR}=\cos \phi$ 、 $\chi_{AL}=\sin \phi$ である。 β_{SA}^* 、 β_{SB}^* が式 (4) と同形となるように、せん断弾性係数 μ に比例するバネ係数 k_A 、 k_B を導入し、式 (5) のバネ定数 K_A 、 K_B と関係付ける。すなわち、

$$K_A = k_A \mu \quad , \quad K_B = k_B \mu \tag{25}$$

この時、バネ係数は弾性波動論に基づく解析解としてそれぞれ次式で与えられる。

$$k_A = \frac{2\pi q_s a}{R_A} \left[\frac{H_1^{(1)}(q_s a)}{H_0^{(1)}(q_s a)} + \left(\frac{k_\nu a \cos \phi}{q_s a} \right)^2 \cdot \left(\frac{2q_p}{q_s} - 1 \right) \right] \tag{26}$$

$$k_B = \frac{\pi (P_1 + P_2)}{H_1^{(1)}(q_p a) + n_2 a \left. \frac{\partial H_1^{(1)}(q_s r)}{\partial r} \right|_{r=a}} \tag{27}$$

ここで、

$$\begin{aligned} R_A &= 1 + \left(\frac{k_\nu a \cos \phi}{q_s a} \right)^2 \frac{q_s}{q_p} \frac{H_{0p}}{H_{1p}} \\ P_1 &= H_{1p} \left[- \frac{\lambda}{\lambda + 2\mu} \frac{c_\nu^2 (k_\nu a \cos \phi)^2}{c_s} + 4 - 2(q_p a)^2 \right] - 2q_p a H_{0p} \\ &\quad + H_{1s} (-2n_1 k_\nu a \cos \phi - 4n_2) + \frac{n_3}{2} \\ &\quad + H_{0s} (2n_1 k_\nu a \cos \phi q_s a + 2n_2 q_s a) \\ P_2 &= 2(k_\nu a \cos \phi)^2 (H_{1p} - q_p a H_{0p}) \\ &\quad + H_{1s} k_\nu a \cos \phi \{ n_1 [(q_s a)^2 - (k_\nu a \cos \phi)^2] - n_2 (k_\nu a \cos \phi) \} \\ n_1 &= \frac{n_{11} k_\nu a \cos \phi}{n_{12} - (k_\nu a \cos \phi H_{1s})^2 + (q_s a H_{0s})^2} \\ n_2 &= \frac{q_p a H_{0p} - 2H_{1p} + k_\nu a \cos \phi H_{1s} n_1}{q_s a H_{0s} - 2H_{1s}} \\ n_3 &= -4H_{1p} + 2q_p a H_{0p} + [4 - (q_s a)^2 n_2 + k_\nu a \cos \phi n_1] H_{1s} \\ &\quad - n_2 q_s a H_{0s} \end{aligned} \tag{28}$$

ただし、

$$\begin{aligned} n_{11} &= 2H_{1p} H_{1s} + q_p a H_{0p} H_{1s} - q_p a q_s a H_{0p} H_{0s} \\ n_{12} &= -q_s a [2 - (k_\nu a \cos \phi)^2] H_{0s} H_{1s} \\ H_{0p} &= H_0^{(1)}(q_p a) \quad , \quad H_{0s} = H_0^{(1)}(q_s a) \\ H_{1p} &= H_1^{(1)}(q_p a) \quad , \quad H_{1s} = H_1^{(1)}(q_s a) \end{aligned} \tag{29}$$

式 (25)、(26)、(27) で導かれたバネ係数と管径の関係を示したのが、Fig.-2、Fig.-3、Fig.-4 である。各図の横軸は管径比 (管径/伝播波長) であり、Fig.-2、

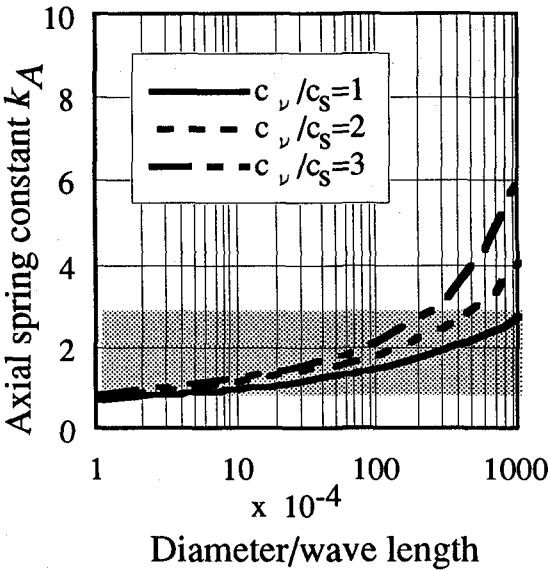


Fig.-2 管軸方向バネ係数と管径比の関係

Fig.-3 では地震波伝播速度比 c_ν/c_s をパラメータとし、Fig.-4 では管径をパラメータとしている。とくに、Fig.-2 は管径に関係なく得られる図であり、Fig.-3 は管径を 600mm、Fig.-4 は $c_\nu/c_s=1$ の場合に対応している。また、地震波入射角度は $\phi=45$ 度とした。

(1) 管軸方向バネ定数に関する数値検討

Fig.-2によると、管軸方向バネ係数 k_A は管径比に対する単調増加関数となっており、伝播速度比の影響は管径比が増大すると現れることを示している。そして、管軸方向バネ係数は管径比全般に亘って1~3の値 (影線区間) を示しており、日本水道協会 ($K_A \approx 1.5 \mu$) や共同溝設計指針 ($K_A = \mu$) の採用している値が地盤の弾性挙動を取り扱う範囲において妥当な数値であることがわかる。一方、日本ガス協会のバネ定数は管径に比例し、地盤せん断弾性係数との関係が不明な表現形を仮定しているが、解析解のバネ係数は管径比が0.01以下の範囲で一次比例の傾向を示しており、管径比例の妥当性については確認できたと言えよう。さらに、日本ガス協会のバネ定数がどのような地盤特性と対応できるかを検証するために、標準的な管径と地震波波長を仮定してバネ定数に対応する地盤せん断係数を推定する。いま、管径を300mm~750mm、伝播波長を300m、地盤の単位体積重量を1.8tonf/m³と仮定すると、同図より管径比に対応するバネ係数が1.0~1.5となり、 $\mu=0.6 \pi D/k_A$ の関係から、対象地盤のせん断波速度が175~226m/secおおよそ200m/sec前後の地盤を想定していることがわかる。

(2) 管軸直角方向バネ定数に関する数値検討

Fig.-3によると、管軸直角方向バネ係数 k_B は管軸方

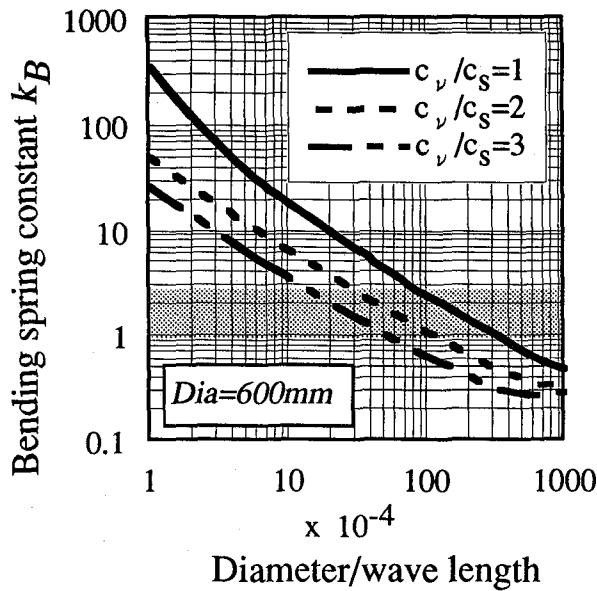


Fig. 3 管軸直角方向バネ係数と管径比の関係

向バネ係数とはまったく異なる傾向を示している。すなわち、バネ係数は管径比に反比例し、伝播速度比が大きくなると相対的に小さくなる傾向を示す。そして、管径比が 10^{-3} 以下では、バネ係数が 3 ($c_v/c_s=3$) ~ 20 ($c_v/c_s=1$) 以上と k_A に比較して大きな値を示す。したがって、日本水道協会 ($K_B \approx 3\mu$) や共同溝設計指針 ($K_B = \mu$) で採用されているバネ定数 K_B は、管径比が 10^{-2} 前後となる管径と地震波長の組み合わせ領域、すなわち大口径管または短波長が想定される軟弱な地盤で適用されるべきものと考えられる。

Fig. 4 は、軸直角方向バネ定数が管径の影響を大きく受けることを示している。管径が小さいほど、また地震波伝播波長が長いほどバネ定数の値が大きくなる。既往の共同溝断面の標準的な管径および波長を想定して、設計指針に示すバネ係数の適応性を検討してみる。いま、管径が 2~5m、波長を 300m とすると、バネ係数は 0.2~1.2 前後となり共同溝設計指針のバネ係数 ($k_B=1.0$) が相対的に適応範囲の上限近くに位置していることになる。一方、配水本管の標準的な管径を 0.6~1m とすると、同様にバネ係数は 3.5~10.0 前後となり日本水道協会のバネ係数 ($k_B=3.0$) が適応範囲の下限近くに位置していることがわかる。

2. 3 管と周辺地盤間のすべり

管周面に作用するせん断応力 τ_{rz} の平均値を τ_G とし次式で定義する。

$$\tau_G = \frac{1}{2\pi a} \int_0^{2\pi} \tau_{rz} |_{r=a} d\theta = \zeta \beta_{SA} \epsilon_{GA} \quad (30)$$

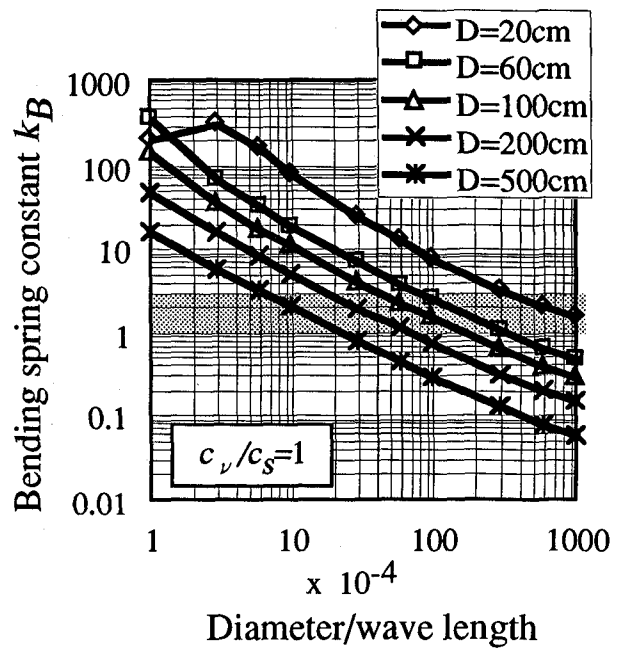


Fig. 4 管軸直角方向バネ係数に対する管径の影響

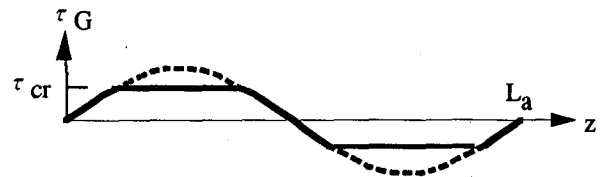


Fig. 5 部分すべり状態の管軸方向せん断応力分布

ここで、 ϵ_{GA} は自由地盤の管軸方向ひずみであり、次式で与えられる。

$$\epsilon_{GA} = k_v \cos \phi \chi_{AV} |v_G^a| \quad (31)$$

そして、

$$\zeta = k_v \cos \phi E d \left[1 - \left(\frac{c_a}{c_A} \right)^2 \right] \quad (32)$$

ただし、 d は管厚である。

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釣り合い式である次式を解くことで評価できる。

$$\rho A \frac{\partial^2 v_{SA}}{\partial t^2} - EA \frac{\partial^2 v_{SA}}{\partial z^2} = 2\pi a \tau_G \quad (33)$$

ここで、

$$2\pi a \tau_G = \begin{cases} K_A (v_{GA} - v_{SA}) & ; \text{for nonslippage area} \\ K_{AVcr} & ; \text{for slippage area} \end{cases}$$

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 τ_{cr} を用いて次式で与えられる。

$$v_{cr} = \frac{2\pi a \tau_{cr}}{K_A} \quad (34)$$

Fig.-5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。

いま、地盤変位を

$$v_{GA}(\eta) = V_{GA} \sin \eta \quad (35)$$

とおくと、式 (33) は非すべり区間で次式の解をもつ。

$$v_{SA} = V_{GA} \left[\frac{\kappa^2 \sin \eta + \frac{\sinh(\kappa \eta)}{\sinh(\kappa \eta_{cr})} \left(\frac{\sin(\eta_{cr})}{1 + \kappa^2} - \frac{v_{cr}}{V_{GA}} \right) \right] \quad (36)$$

ここで、

$$\kappa = \frac{\lambda^*}{k_v \cos \phi}, \quad \lambda^* = \sqrt{\frac{K_A}{2\pi a d E \left[1 - \left(\frac{c_a}{c_A} \right)^2 \right]}} \quad (37)$$

一方、すべり区間では未定数 C を用いて次の解をもつ。

$$v_{SA} = \kappa^2 v_{cr} \left(-\frac{\eta^2}{2} + \frac{\eta \pi}{2} \right) + C \quad (38)$$

$\eta = \eta_{cr}$ で式 (36)、(38) 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。

$$S = \frac{v_{cr}}{V_{GA}} = \frac{1}{1 + \kappa^2} \frac{\kappa \cos \eta_{cr} \tanh(\kappa \eta_{cr}) + \sin \eta_{cr}}{\kappa \left(\frac{\pi}{2} - \eta_{cr} \right) \tanh(\kappa \eta_{cr}) + 1} \quad (39)$$

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、

$$\epsilon_{SA} = \left| \frac{\partial v_{SA}}{\partial z} \right|_{\eta=0} = k_v \cos \phi \left| \frac{\partial v_{SA}}{\partial \eta} \right|_{\eta=0} \quad (40)$$

式 (36)、(39) を (40) に代入すると、

$$\epsilon_{SA} = q_s \beta_{SA} \epsilon_{GA} \quad (41)$$

$$q_s = 1 - \frac{S(1 + \kappa^2) - \sin \eta_{cr}}{\kappa \sinh(\kappa \eta_{cr})} \quad (42)$$

さらに、管と自由地盤間の相対変位は、

$$\Delta = v_{GA} - v_{SA} = (1 - q_s^* \beta_{SA}) v_{GA} \quad (43)$$

ここで、

$$q_s^* = \left(1 + \frac{1}{\kappa^2} \left[\sin \eta_{cr} - S \left\{ 1 - \left[\frac{\pi^2}{8} + \left(\frac{\eta_{cr}^2}{2} - \frac{\pi \eta_{cr}}{2} \right) \kappa^2 \right] \right\} \right] \right) \quad (44)$$

式 (42)、(44) の q_s 、 q_s^* が結局管ひずみおよび相対変位に関するすべり低減係数となる。また、 q_s^* はせん断応力 τ_{cr} との間を次の関係で結ばれることになる。

$$\frac{\tau_G}{\tau_{cr}} = \frac{1 - q_s^* \beta_{SA}}{S} \quad (45)$$

Figs.-6 and -7 は、式 (42)、(44) のすべり低減係数

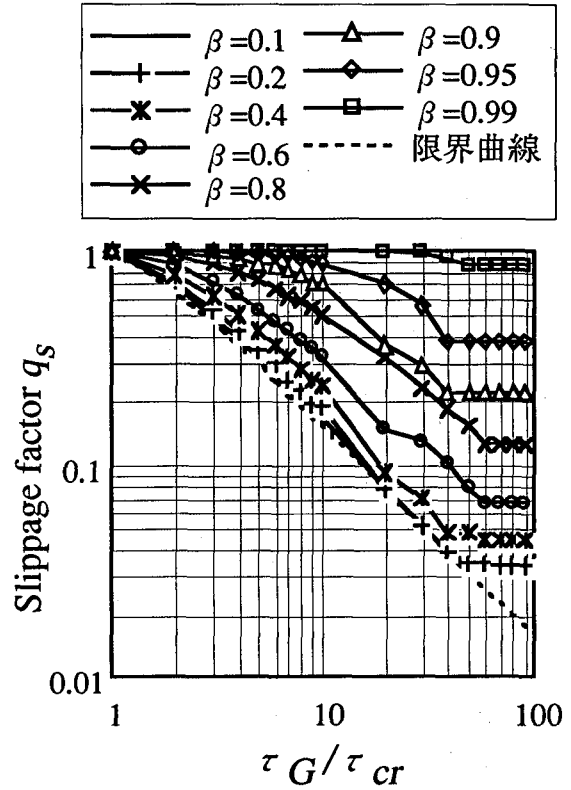


Fig.-6 管ひずみに関するすべり低減係数

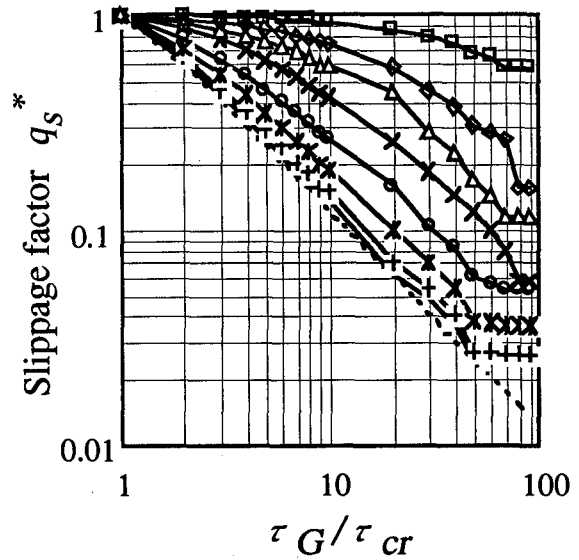


Fig.-7 相対変位に関するすべり低減係数

q_s 、 q_s^* とせん断応力比 τ_G / τ_{cr} の関係を図示したものである。両図とも、変換係数 β_{SA} が 1 に近い時低減係数も 1 に近い値をしめすが、 β_{SA} が小さくなるに従い、低減係数も減少傾向を示し、次第に図中の破線 ($\beta_{SA} = 0$ 相当の限界曲線) に収束する。実際、日本ガス協会耐震設計指針ではこの限界曲線の値を用いてすべり低減係数を求めている。その結果、日本ガス協会の指針ではすべりによる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も過大評価することになる。一方、異形管の管ひずみはこの相対変位に正比例するため、結局日本ガス協会の指針では異形管の管ひずみを過大評価することになる。

ところで、上述の式 (42)、(44)、(45) は変数 η_σ の関数ではあるが、 η_σ の決定が明示的でないため、すべり低減係数 q_s 、 q_s^* を簡潔に求めることができない。しかしながら実務設計の立場からは、Figs.-6 and -7 に示すすべり低減係数 q_s 、 q_s^* を変換係数 β_{SA} とせん断応力比 τ/τ_{cr} から直接計算できる簡易手法が望まれる。この点を考慮して、以下にすべり低減係数を算定する簡易式を提案する。

この簡易式は、Figs.-6 and -7 における 2 組のデータポイント列

$$\left(\frac{\tau_G}{\tau_{cr}}, \beta_{SA}, q_s\right) = (10, \beta_{SA}, q_{10}), (30, \beta_{SA}, q_{30})$$

$$\left(\frac{\tau_G}{\tau_{cr}}, \beta_{SA}, q_s^*\right) = (10, \beta_{SA}, q_{10}^*), (30, \beta_{SA}, q_{30}^*)$$

から、 β_{SA} と q_{10} 、 q_{10}^* および q_{30} 、 q_{30}^* に関する近似関係式を求め、それによって β_{SA} と q_s 、 q_s^* の関係を代表する。さらに、 τ/τ_{cr} と q_{10} 、 q_{10}^* の関係式は、以下の式を試行錯誤的に採用した。

$$\beta_{SA} < 0.2 \quad q_s = q_0, \quad q_s^* = q_0^*$$

$$0.2 \leq \beta_{SA} \leq 0.98 \quad q_s = 1 - a \log\left(\frac{\tau_G}{\tau_{cr}}\right) + b \left\{ \log\left(\frac{\tau_G}{\tau_{cr}}\right) \right\}^2$$

$$q_s^* = 1 - a^* \log\left(\frac{\tau_G}{\tau_{cr}}\right) + b^* \left\{ \log\left(\frac{\tau_G}{\tau_{cr}}\right) \right\}^2$$

$$\beta_{SA} > 0.98 \quad q_s = q_s^* = 1.0 \quad (46)$$

ここで、

$$q_0 = 1 - \cos\xi + \frac{\pi}{2} \left(1 - \frac{2\xi}{\pi}\right) \left(\frac{\tau_{cr}}{\tau_G}\right)$$

$$q_0^* = \frac{\tau_{cr}}{\tau_G} \left(1 + \frac{\pi^2}{8} - \frac{\xi^2}{2}\right) - \xi \cos\xi$$

$$a = 1.4189 q_{30} - 3.0959 q_{10} + 1.677 \quad (47)$$

$$a^* = 1.4189 q_{30}^* - 3.0959 q_{10}^* + 1.677$$

$$b = q_{10} + a - 1$$

$$b^* = q_{10}^* + a^* - 1$$

ただし、

$$\xi = \arcsin\left(\frac{\tau_{cr}}{\tau_G}\right)$$

$$q_{10} = 3.1546x^4 - 8.3074x^3 + 8.3x^2 - 4.0177x + 1.0488$$

$$q_{10}^* = 6.3823x^4 - 14.688x^3 + 12.288x^2 - 4.7244x + 0.9607$$

$$q_{30} = 0.0561 x^{-0.6873}, \quad q_{30}^* = 0.0529 x^{-0.6505} \quad (48)$$

$$x = 1 - \beta_{SA}$$

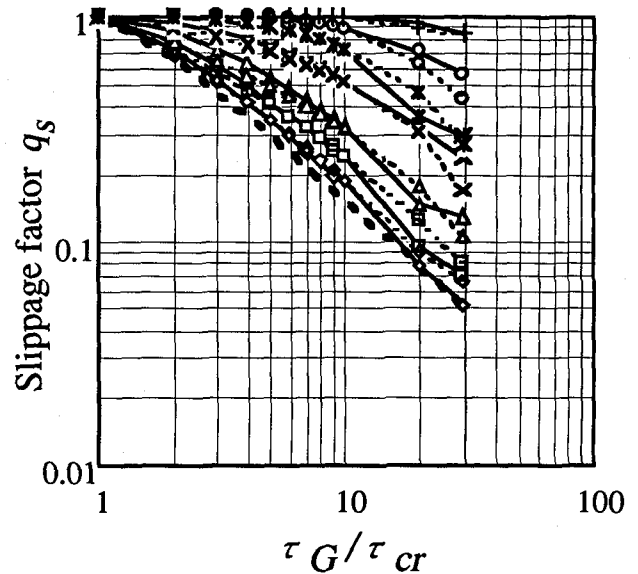
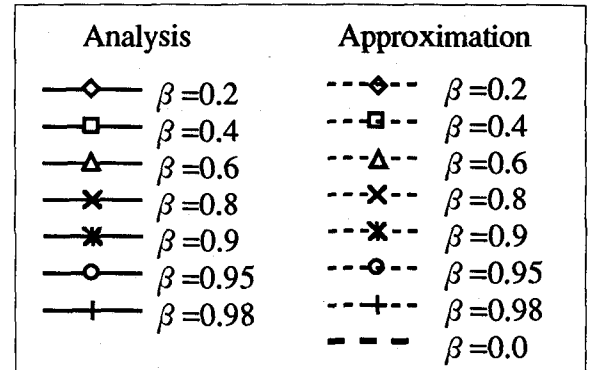


Fig.8 管ひずみに関するすべり低減係数の解析式と簡易式の比較

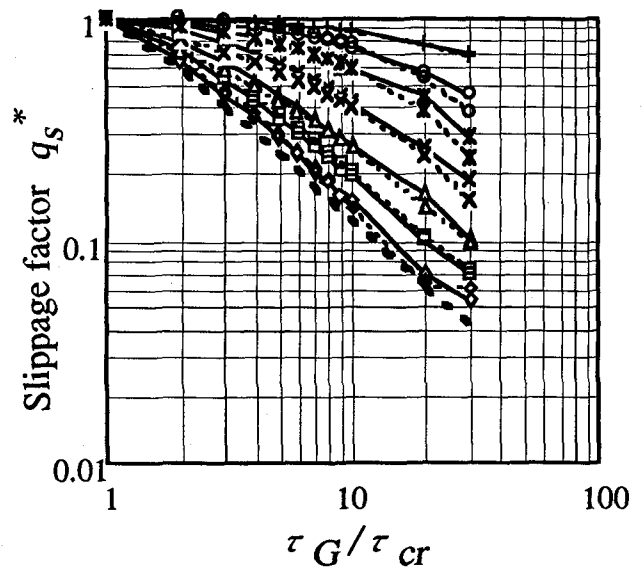


Fig.9 相対変位に関するすべり低減係数の解析式と簡易式の比較

ところで、 τ/τ_{cr} の適用範囲は Figs.-6 and -7 を求めた際の解析精度を考慮して 30 以下とする。したがっ

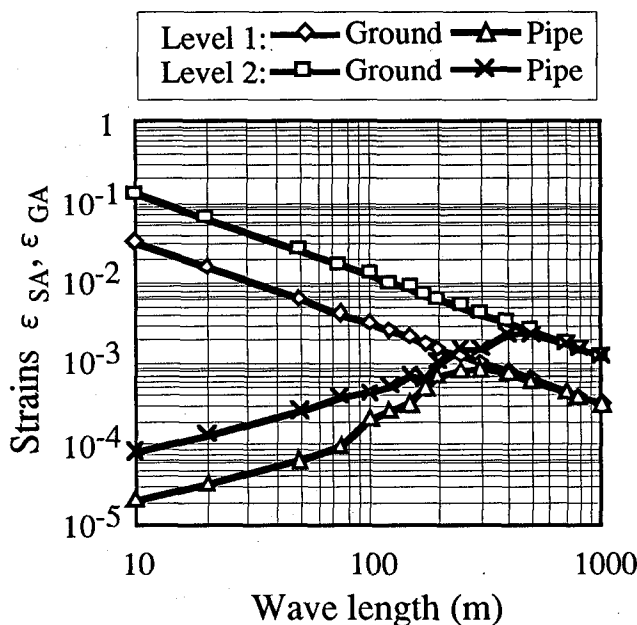


Fig.-10 レベル1、2地震動に対する地盤ひずみ、直管ひずみと伝播波長の関係

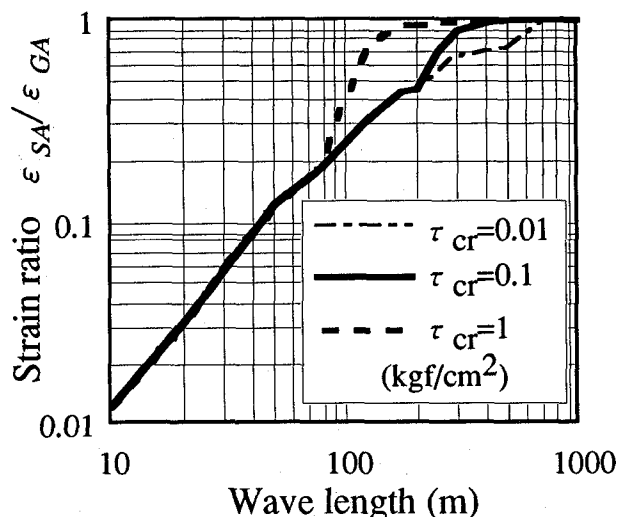


Fig.-11 直管ひずみに対するすべり限界せん断応力の影響

て、 $\tau/\tau_{cr} > 30$ については、便宜的に $\tau/\tau_{cr}=30$ の時の値で代用するものとする。

Figs.-8 and -9 は式 (46) の簡易式と解析式の結果を比較したものであり、簡易式の結果を破線で示している。解析解と簡易式の結果は、せん断応力比が 10 以上の領域で次第に乖離が現れるが、その誤差量を留意の上で実用されることが望まれる。

Fig.-10 は、ガス導管を想定した計算条件 ($D=609.6\text{mm}$, $t=12.7\text{mm}$, $\tau_{cr}=0.1\text{kgf/cm}^2$, $c_p/c_s=2$) の下で、地盤固有周期 $T_g=1.0$ 秒、レベル 1 相当の速度応答スペクトル $S_v K'_h=24\text{kine}$ 、レベル 2 相当の速度応答スペクトル $S'_v=100\text{kine}$ と仮定した時に算定されるレ

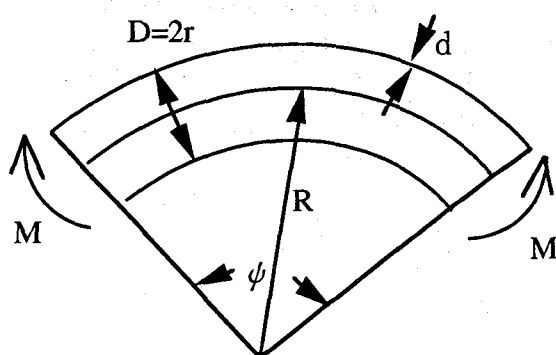


Fig.-12 任意角度の曲管寸法諸元

ベル 1 相当の地盤震動 $V_G(\omega)=5\text{ cm}$ 、レベル 2 相当地震動 $V_G(\omega)=20\text{ cm}$ を用いて直管ひずみの大きさを検討したものである。同図に示すように、直管ひずみの最大値はレベル 2 地震動に対して約 0.3% 程度のひずみ値を示している。この値は、鋼材の弾性限界を少し超過しており、管体の弾性挙動を前提とした本解析の適用範囲をこえることになる。そこで、一つの便宜的評価として、Newmark のエネルギー一定則の考え方に従って等価ひずみを求めると 0.5% となる。この値は、鋼管の座屈開始ひずみ $\epsilon_{cr} (=35t/D=0.73\%)$ を下回っており、鋼管直管部はレベル 2 地震動に対して一定の耐震性能を有していると言えよう。また、レベル 1 地震動に対しては、最大管ひずみが 0.1% 程度であり弾性範囲内にあることが確認できる。

Fig.-11 は、すべり限界せん断応力 τ_{cr} が管ひずみに及ぼす影響を検討したものである。同図によると、 τ_{cr} が大きくすべりにくい地盤・管表面では、相対的に短い 80m 前後の波長から管ひずみが増大し、200m 以上の波長では地盤と同程度の管ひずみを発生することになる。一方、 τ_{cr} が小さくすべりやすい地盤・管表面では、700m 以上の波長でようやく地盤と同程度のひずみを発生するようになることがわかる。したがって、管表面の塗覆装が滑らかで、管周辺の埋戻し土として τ_{cr} が小さくなる媒体を用いると、管ひずみを一層低減できることになる。

3. 曲管部の変位挙動解析

3. 1 任意角度の曲管に対するたわみ性解析

90 度曲管に対するたわみ性解析は、小池²⁾ により行なわれている。ここでは、同様の手法を任意角度の曲管に適用する。

曲管部に曲げモーメントが作用すると、曲管部のたわみ性により管断面が偏平化し、管の一部に応力集中が発生する。管路挙動を梁モデルで解析する際に、曲

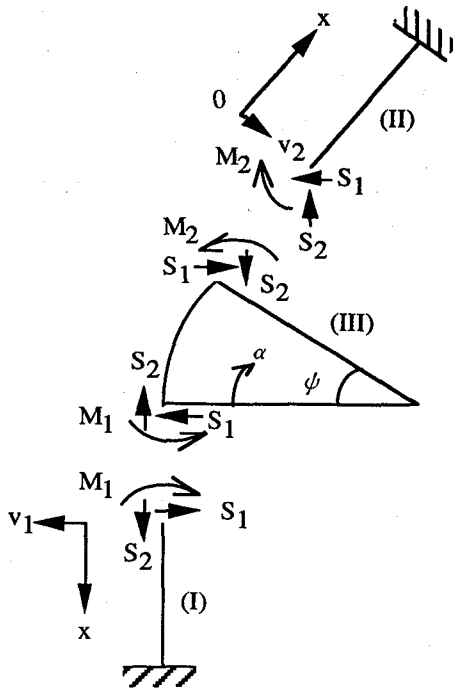


Fig. 13 曲管部に作用する材端部材力

管部のたわみ性を梁モデルに取込む解析手法として、従来より応力集中係数 i やたわみ係数 n が導入されてきた。ここでは、直管部のすべりにより累積した相対変位が Fig. 12 に示す任意角度の曲管部の材端に作用した場合に、曲管部に発生する最大ひずみの算定式¹⁾を誘導する。

いま、曲げ角度 ϕ の曲管部が接続する直管 (I) 方向から材端に相対変位を受けて Fig. 13 に示すような曲げモーメント M_1, M_2, S_1, S_2 が作用した場合について考察する。この時、曲管部に蓄えられるひずみエネルギーは次式で求められる。

$$U = \int_0^{\psi} \frac{nM^2 R}{2EI} d\alpha + \int_0^{\psi} \frac{S^2 R}{2EA} d\alpha \quad (50)$$

ここで、 M, S はそれぞれ曲管部内の位置 (変数 α で表示) における曲げモーメントと断面力である。

曲げモーメント M_1 、断面力 S_1, S_2 によって生成される曲管のたわみ角、たわみ量はそれぞれ以下のように求められる。

$$\begin{aligned} \theta_B &= \psi \frac{nR^3}{EI} \left\{ \frac{M_2}{R} + S_1 \left(\frac{1 - \cos \psi}{\psi} \sin \psi \right) + S_2 \left(\cos \psi \frac{\sin \psi}{\psi} \right) \right\} \\ \Delta_{S1} &= \frac{nR^3}{2EI} \left[\frac{2M_2}{R} F_1 + S_1 F_2 + S_2 (F_3 + F_4) \right] \\ \Delta_{S2} &= \frac{nR^3}{2EI} \left[\frac{2M_2}{R} G_1 + 2S_1 (G_2 + G_3) + 2S_2 G_4 \right] \end{aligned} \quad (51)$$

ただし、

$$\begin{aligned} F_1 &= 1 - \cos \psi - \psi \sin \psi \\ F_2 &= 2\psi \sin^2 \psi - 4\sin \psi (1 - \cos \psi) + \left(1 + \frac{I}{4R^2 A} \right) \frac{2\psi - \sin 2\psi}{2} \\ F_3 &= -\psi \sin 2\psi + 2\sin^2 \psi + 2\cos \psi (1 - \cos \psi) \\ F_4 &= \left(1 + \frac{I}{4R^2 A} \right) \frac{\cos 2\psi - 1}{2} \\ G_1 &= \psi \cos \psi - \sin \psi \\ G_2 &= \cos \psi - \cos 2\psi - \frac{\psi}{2} \sin 2\psi \\ G_3 &= \left(1 + \frac{I}{nR^2 A} \right) \frac{\cos 2\psi - 1}{4} \\ G_4 &= \psi \cos^2 \psi - \sin 2\psi + \left(1 + \frac{I}{nR^2 A} \right) \frac{2\psi + \sin 2\psi}{4} \end{aligned} \quad (52)$$

曲管要素 (III) 両端における変位、たわみ角、曲げモーメントの連続条件より、次の関係式が得られる。

$$\begin{aligned} v_1(0) &= 0, \quad v_2(0) = \Delta_{B1}, \quad \theta_1(0) - \theta_2(0) = \theta_B, \\ M_1 &= -M_2 + RS_1 \sin \psi + RS_2 (1 - \cos \psi) \end{aligned} \quad (53)$$

ここで、 Δ_{B1} は Fig. 13 の直管要素 (II) の部材力 S_2 方向の材端変位である。この変位は、曲管部に累積する直管 (I) 方向の相対変位 $\Delta_R (\phi)$ から部材力 S_2 による直管 (I) の伸び変位および曲管要素 (III) のたわみ Δ_{S2} を差し引くことで次式のように求めることができる。

$$\Delta_{B1} = \Delta_R (\phi) - \frac{L_{a1}}{4} \frac{|S_2|}{AE} - \Delta_{S2} \quad (54)$$

ただし、 L_{a1} は入射角 ϕ で直管要素 (I) に入射する地震波の見かけの波長である。

曲管部に累積する直管 (I) 方向の相対変位 $\Delta_R (\phi)$ は、隣接直管要素 (I), (II) に沿った方向の相対変位 Δ_1, Δ_2 を用いて次式で求められる。

$$\Delta_R (\phi) = |\Delta_1| - |\Delta_2| \cos \psi \quad ; \quad -\psi \leq \phi \leq \pi - \psi \quad (55)$$

ここで、 R タイプの入力地震波に対しては、

$$\begin{aligned} \Delta_1 &= \{1 - \beta_D (\phi)\} v_{\max} \cos \phi \\ \Delta_2 &= \{1 - \beta_D (\phi + \psi)\} v_{\max} \cos (\phi + \psi) \end{aligned}$$

また、 L タイプの入力地震波に対しては、

$$\begin{aligned} \Delta_1 &= \{1 - \beta_D (\phi)\} v_{\max} \sin \phi \\ \Delta_2 &= \{1 - \beta_D (\phi + \psi)\} v_{\max} \sin (\phi + \psi) \end{aligned} \quad (56)$$

そして、

$$\beta_D (\phi) = \begin{cases} \beta_{SA} \cos^2 \phi & ; \text{ for } R\text{-type} \\ \beta_{SA} \cos \phi \sin \phi & ; \text{ for } L\text{-type} \end{cases} \quad (57)$$

$$v_{\max} = |V_G (\omega)|$$

式 (53)、(54) から Δ_{B1} を求めると、結局曲管部部

材端における曲げモーメントおよび断面力が次式で表現できる。

$$\begin{aligned} M_1 &= 2EI\lambda^2 C_1 \Delta_{B1}, \quad M_2 = 2EI\lambda^2 C_2 \Delta_{B1} \\ S_1 &= -2EI\lambda^3 C_1 \Delta_{B1} \\ S_2 &= \frac{-2EI\lambda^3 \Delta_{B1}(1 + C_1 \cos \psi + C_2)}{\sin \psi} \end{aligned} \quad (58)$$

ここで、 k_G は曲管部周辺の地盤バネ定数であり、

$$\lambda = \sqrt[4]{\frac{k_G}{4EI}}$$

そして、

$$\Delta_{B1} = \frac{\Delta_R(\phi)}{1 + \frac{L_{a1} I \lambda^3}{2A} \left| \frac{1 + C_1 \cos \psi + C_2}{\sin \psi} \right| + C_3} \quad (59)$$

ただし、

$$\begin{aligned} C_1 &= \frac{C_{22}a_1 - C_{12}a_2}{C_{11}C_{22} - C_{21}C_{12}}, \quad C_2 = \frac{C_{11}a_2 - C_{21}a_1}{C_{11}C_{22} - C_{21}C_{12}} \\ C_3 &= nR^3 \left[\frac{2G_1\lambda^2 C_2 - 2\lambda^3 C_1(G_2 + G_3) - 2G_4\lambda^3(1 + C_1 \cos \phi + C_2)}{\sin \psi} \right] \\ C_{11} &= 1 + 2nR^2\lambda^2 \left(1 - 2\cos \psi + \frac{\psi \cos 2\psi}{\sin \psi} \right) \\ C_{12} &= -1 - 2nR^2\lambda^2 \left(1 + \frac{\psi}{R\lambda} - \psi \cot \psi \right) \\ C_{21} &= 1 + R\lambda \left(\cot \psi - \frac{\cos 2\psi}{\sin \psi} \right) \\ C_{22} &= 1 + R\lambda \frac{1 - \cos \psi}{\sin \psi} \\ a_1 &= -\sin \psi - 2nR^2\lambda^2(\psi \cos \psi - \sin \psi), \quad a_2 = -\lambda R(1 - \cos \psi) \end{aligned} \quad (60)$$

したがって、隣接直管 (I) に入射角 ϕ で入射する地震波に対する曲管部任意点 (位置変数 α) の曲げモーメントおよび断面力はそれぞれ次式で求められることになる。

$$\begin{aligned} M(\phi, \alpha) &= M_2 - S_1 R(\sin \psi - \sin \alpha) - S_2 R(\cos \alpha - \cos \psi) \\ S(\phi, \alpha) &= S_1 \sin \alpha - S_2 \cos \alpha \end{aligned} \quad (61)$$

そして、この断面における管ひずみは式 (61) を用いて以下のように表わされる。

$$\varepsilon_{B1}(\phi, \alpha) = \frac{iD}{2EI} M(\phi, \alpha) + \left| \frac{S(\phi, \alpha)}{AE} \right| \quad (62)$$

式 (62) による管ひずみは、直管要素 (I) に対して入射角 ϕ で入射した地震波を対象として算定したが、

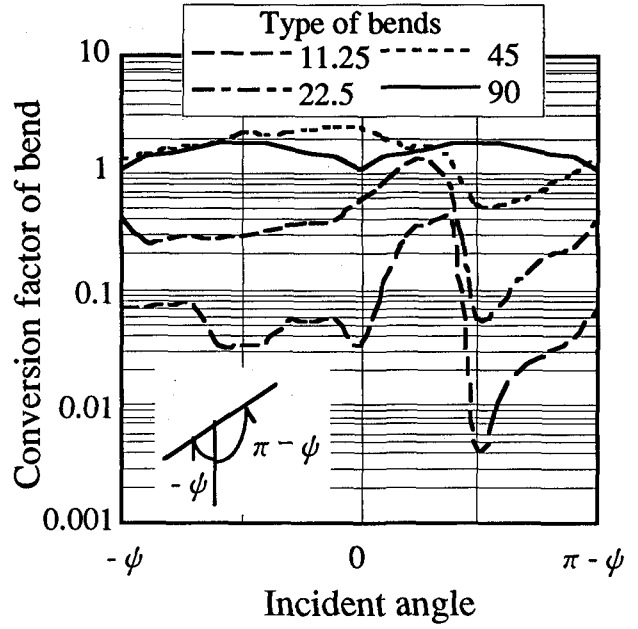


Fig.-14 地震波入射角に対する曲管ひずみ変換係数

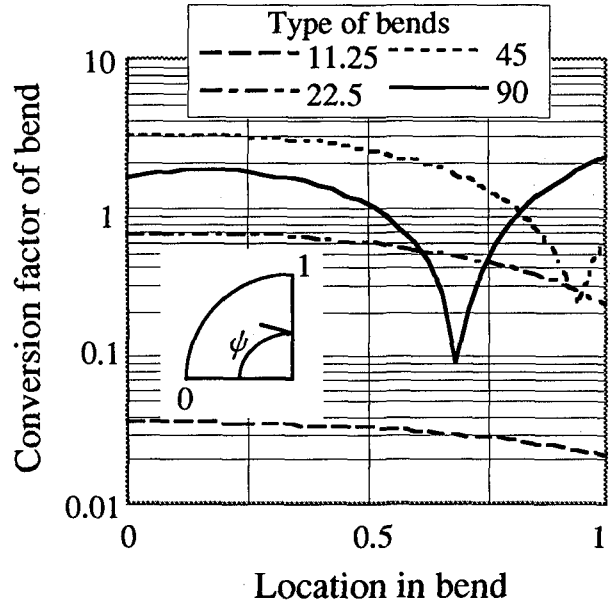


Fig.-15 曲管軸線に沿った曲管ひずみ変換係数

この地震波は同時に直管要素 (II) に対して入射角 $(\psi - \phi)$ で入射しており、その場合にも上記と同様の議論が成立する。この場合の対応する隣接直管要素のたわみ変位は次式で表現できる。

$$\Delta_{B2} = \frac{\Delta_R(\psi - \phi)}{1 + \frac{L_{a2}^* I \lambda^3}{2A} \left| \frac{1 + C_1 \cos(\psi - \phi) + C_2}{\sin(\psi - \phi)} \right| + C_3} \quad (63)$$

ここで、 $L_{a2}^* = L / \cos(\psi - \phi)$ は直管要素 (II) に沿った見かけの波長である。式 (62) に対応する管ひずみは次式となり、

$$\varepsilon_{B2}(\phi, \alpha) = \frac{iD}{2EI} M(\psi - \phi, \alpha) + \left| \frac{S(\psi - \phi, \alpha)}{AE} \right| \quad (64)$$

結局曲管部には、式 (62)、(64) の合算ひずみが発生することになる。

$$\varepsilon_B(\phi, \alpha) = \varepsilon_{B1}(\phi, \alpha) + \varepsilon_{B2}(\phi, \alpha) \quad (65)$$

したがって、曲管ひずみを算定する変換係数 β_B は自由地盤のひずみ $\varepsilon_G (= k_v |v_G|)$ を用いて、次式より求めることになる。

$$\beta_B(\phi, \alpha) = \frac{\varepsilon_B(\phi, \alpha)}{\varepsilon_G} \quad (66)$$

Fig.-14 は、管径 609.6mm、曲率半径 $R=3D$ の 4 タイプの曲管（曲げ角度：90、45、22.5、11.25 度）について地震波入射角と曲管ひずみの変換係数の関係を示したものである。ただし、曲管ひずみの評価は、曲管軸線に沿って中央部 ($\alpha = \phi/2$) で行なった。同図によると、入射角 0° の場合には最大曲管ひずみが 45 度曲管で発生するのがわかる。一方、 $(\pi - \phi)/2$ の入射角に対しては 90 度曲管のひずみが大きく、その他の曲管ひずみの低下が著しい傾向を示している。

Fig.-15 は、伝播波長 300m の地震波が入射角 0° で入射した場合について、曲管軸線上の曲管ひずみ分布を示したものである。同図によると、45、90 度曲管では軸線上中間部で最小値を取り、22.5、11.25 度曲管では材端部で最小値を取る傾向を示している。

Fig.-16 は入射角 0° 、曲管ひずみ評価位置 $\alpha = \phi/2$ の場合を対象に、4 タイプの曲管に対する曲管ひずみ算定の変換係数と地震波長の関係を示したものである。同図によると、相対的に大きな値を示すのは 45 度曲管であるが、しかしその最大値は 2 倍程度であることがわかる。また、90 度曲管は波長 300m 付近で最大値を示すが、22.5、11.25 度曲管は 150m～300m 付近でピークを示している。

Fig.-17 は、入射角 0° 、曲管ひずみ評価位置 $\alpha = \phi/2$ の場合を対象に、レベル 2 相当の地震動 ($|V_G(\omega)| = 20 \text{ cm}$) に対する曲管ひずみを算定したものである。同図より、45 度曲管の最大ひずみは波長 10m では約 2% だが、波長 300m 以上の地盤条件になって約 1% 以下となる。一方、45 度以外の曲管では全波長領域において、最大管ひずみが 1% 以下に止まっているのがわかる。とくに、地震波伝播波長が 200m 以上ではこれら 3 種類の曲管ひずみは地盤ひずみを下回り、伝播波長 500m 以上では曲管ひずみが 0.1% 以下であることがわかる。

Fig.-17 の解析条件の場合に限定することになるが、伝播波長が 300m 以下の地盤条件下では、レベル 2 相当の地震動により曲管に発生する管ひずみは、45 度曲管で最大 2% 程度であり、その他曲管の最大ひずみ

は 1% 以下であり、一方、伝播波長が 300m 以上の地盤条件下では、いずれの曲管に発生する管ひずみも日本ガス協会の耐震設計指針の許容ひずみ (1%) 以下になることがわかった。

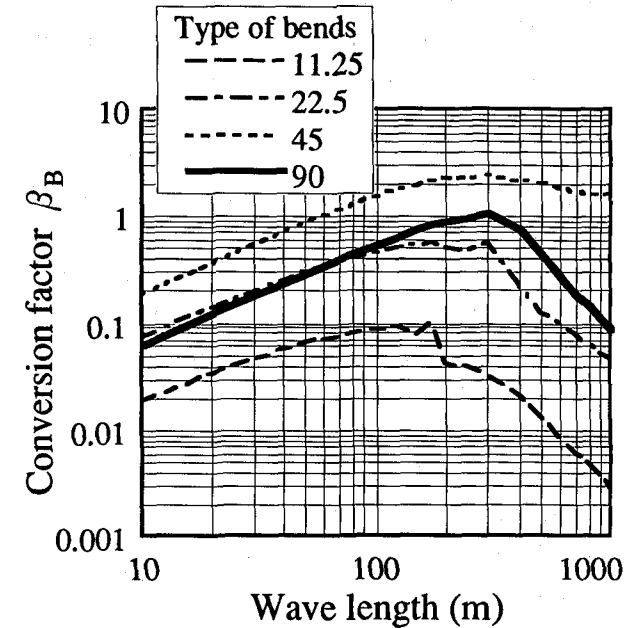


Fig.-16 曲管ひずみの変換係数

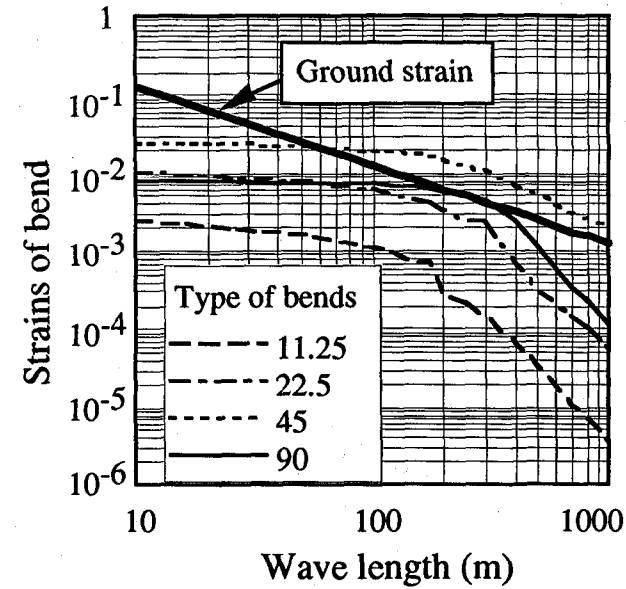


Fig.-17 11.25, 22.5, 45, 90 度曲管に対する曲管ひずみ

4. まとめ

本研究では、弾性波動論を基礎にして、埋設管の地震時変位、管ひずみを求める理論解を誘導し、従来の

応答変位法で採用されている地盤バネ定数の適用性について検討した。つぎに、管と周辺地盤間のすべり効果を評価する目的で、管ひずみのすべりによる低減率を算定する係数(すべり低減係数)を誘導し、さらにその簡易式を提案した。最後に、任意角度の曲管に対する管ひずみを算定する解析式を誘導し、レベル2相当の地盤震動に対する曲管発生ひずみの大きさを評価するとともに、その耐震安全性を検討した。

得られた成果をまとめると以下のとおりである。

1) 地盤バネ定数の理論解は、地盤のせん断弾性係数とその比例係数であるバネ係数を用いた表現形式で定式化することができ、その管軸方向バネ係数は管径比(管径/波長)に正比例し、管径比全般に亘って1~3の値を示す。一方、管軸直角方向バネ係数は、管径比に反比例し、管径比が 10^3 以下では、その値が3~20以上となり、管軸方向バネ係数に比較して大きな値を示す。

2) 水道施設耐震工法指針や共同溝指針の管軸方向バネ係数は理論解の上下限にはほぼ対応しており、採用されている数値の妥当性が確認できた。一方、管軸直角方向バネ係数に関して指針の値はいずれも理論解を大幅に下回っていることから、現行の指針のバネ係数は管径比 10^3 前後となる管径と地震波長の組合わせ領域、すなわち大口径管または短波長が想定される軟弱な地盤で適用されるべきものと言えよう。

3) 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変換係数の関数であり、変換係数が零に近づくに従ってある曲線上の値に収束する。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するものであると言える。

4) 実際設計での適用性を考慮して、すべり低減係数を算定する簡易式を誘導した。

5) 90度曲管だけでなく種々の曲げ角度をもつ曲管に対する地震時管ひずみ算定公式を誘導した。数値解析事例によると、地震波の入射角により45度曲管が最大ひずみを示す場合と90度曲管が最大ひずみを示す場合のあること、また曲管軸線に沿ったひずみ評価位置によっても最大ひずみを与える曲管のタイプが変動することがわかった。

6) レベル2地震動により直管、曲管に発生する最大ひずみを算定したところ、地盤変位振幅を20cmと仮定した場合に、直管に発生する最大ひずみは0.3%程度であり、鋼管の座屈開始ひずみを下回るものであ

た。本論文の解析条件の場合に限定することになるが、45度以外の曲管に発生する管ひずみは、対象とするすべての地震波伝播波長に対して日本ガス協会耐震設計指針の許容ひずみ(1%)以下になることがわかった。一方、45度曲管については、地震波入射角、伝播波長などにより最大2%程度の管ひずみを発生する場合のありうることもわかった。

ところで、本研究では直管および曲管部の変位挙動解析は弾性解析を前提としているため、基本的には曲管部に対するたわみ性解析も弾性挙動範囲内でのみ合理的な結果が得られることに注意しなければならない。今回、レベル2地震動により、直管部には最大0.3%程度の弾塑性ひずみが発生すると算定されたが、その大きさは降伏ひずみの数倍程度であった。そこで、本研究では直管ひずみに対してエネルギー一定則を適用して等価的に弾塑性ひずみを推定する手法を適用した。一方、レベル2地震動により、曲管部には最大2%程度の大きな弾塑性ひずみが発生すると算定されたが、その大きさは降伏ひずみを大きく上回っており、厳密に言うならば、本研究で採用したたわみ性解析の適用範囲を超えていると言わざるを得ない。したがって、本研究における曲管ひずみの値は曲管部のたわみ性について弾性挙動を仮定した場合の結果であるとの条件付きで解釈する必要がある。曲管ひずみ評価をより合理的にするためには、本研究で展開した解析手法を弾塑性領域まで適用拡大できる合理的な解析手法を開発することが今後の課題となろう。

参考文献

- 1) Koike, T. : Structural strains of the buried pipeline under seismic risk, Proceeding of the Trilateral Seminar-Workshop on Lifeline Earthquake Engineering, Taipei, pp.281-295, 1985.
- 2) 小池 武 : 埋設パイプラインの地震時ひずみ評価、土木学会論文集、第331号、pp.12-24, 1983.
- 3) 小池 武 : 埋設パイプラインの耐震解析、川崎製鉄技報、Vol.19, No.2, pp.56-61, 1987.
- 4) (社)日本ガス協会 : ガス導管耐震設計指針、1982.
- 5) (社)日本水道協会 : 水道施設耐震工法指針、1997.
- 6) (社)日本道路協会 : 共同溝設計指針、1986.

(1997年9月26日受付)