

断層を横断する地中管路の設計法の提案

高田至郎¹・Nemat HASSANI²・福田克己³

¹フェロー会員 工博 神戸大学教授 工学部建設学科 (〒657-8501 兵庫県神戸市灘区六甲台町 1-1)

²正会員 工博 神戸大学助手 工学部建設学科 (〒657-8501 兵庫県神戸市灘区六甲台町 1-1)

³学生会員 工修 神戸大学大学院生 自然科学研究科 (〒657-8501 兵庫県神戸市灘区六甲台町 1-1)

本稿では、断層変位により発生する地中鋼管路の幾何的な変形量と3次元シェルにモデル化した管路最大ひずみとの関係を解析的に明らかにして、これらの関係を簡易的に求めることができる設計式を提案することを目的としている。その際、断層変位量に応じた管路屈曲開始位置を理論的に計算し、解析に取り入れている。その結果、局所曲げパラメータを用いて解析結果を整理することにより、管路曲げ角度と軸方向管路最大ひずみとの間に簡易式を提案した。このことにより、想定断層の断層変位量を仮定したときに断層を横断する地中鋼管路に発生する最大ひずみを求めることが可能となる。

Key Words : steel pipe, 3D shell model, fault displacement, bending angle, maximum strain in axial direction

1. はじめに

1995年に発生した兵庫県南部地震は、かつてに例のない都市直下型の大地震であった。日本全国には数多くの活断層が存在しており都市直下に活断層が存在しているところも多く^{1),2)}、今回の兵庫県南部地震においては震源に近い淡路島北西部の野島断層に沿っておよそ10kmにもわたって地表面に変位が生じた。この野島断層の変位量は、最大で右横ずれが2.1m、南東側の隆起が1.2mであった^{3)~6)}。日本における過去の地震においても震源断層が地表面まで達した地震断層はいくつも事例があり、1891年に起きた濃尾地震の際の根尾谷断層においては最大地表面変位量が水平方向で8mにも及んだ⁷⁾。さらに、1999年の台湾大地震では地表面に現れた断層が鉛直方向に最大で4mほどに達しているとも言われている⁸⁾。このような断層運動に起因した地中管路被害が今後も発生することが考えられ、断層運動により地中管路がどのような変形を受けるかを把握しておく必要がある。

断層を横断する地中管路の挙動に関してはいくつかの研究がある。Newmark⁹⁾とKennedy^{12)~15)}は管路の軸力と摩擦力を考慮し、断層を横断する管路の挙動を計算している。NewmarkとKennedyの相違は摩擦力を考慮する際に、等分布を仮定しているか否かの違いである。Vougioukas¹⁶⁾らは、水平と鉛直の断層変位を考慮した

地中管路の数値計算を行っている。また、McCaffrey¹⁵⁾やDesmod¹⁶⁾は、サンフェルナンド地震でのガス被害や水道管被害について断層と管路ひずみとの関係についてまとめている。さらに、Wang and Yeh¹⁹⁾は地中管路の断層変位による大変形を非線形片持ち梁として扱っている。これらの論文において管路解析モデルはケーブルモデル、はりモデル、シェルモデルの3つに分類される。ケーブルモデルはNewmark⁹⁾によって導入されて以来、多くの研究者に用いられている。はりモデルはWang and Yeh¹⁹⁾によって提案されている。さらに、シェルモデルはおもにFEM解析で使用されており、管路の座屈解析において用いられている。比較的容易に計算できるのはケーブルモデルとはりモデルであるが、管路の座屈や断面変形に関する要因の影響を評価するならばシェルモデルによるモデル化が必要である。しかし、FEMによるシェル解析を個々のモデルで実施することは時間と労力を要し、実用的ではない。

そこで、本論文においては地震断層を横断する地中管路を3次元シェルでモデル化し、断層変位量により発生する地中鋼管路の幾何的な変形量と管路応答ひずみとの関係を解析的に求めておき、その結果を普遍化することによって、これらの関係を簡易的に求めることができる設計式を提案していくこととする。

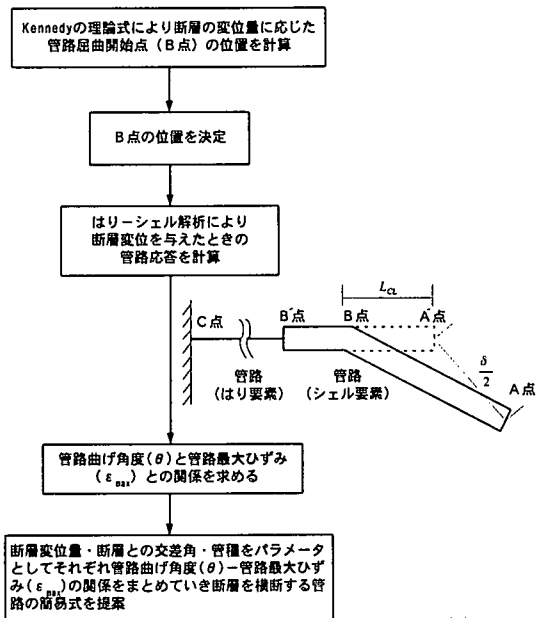
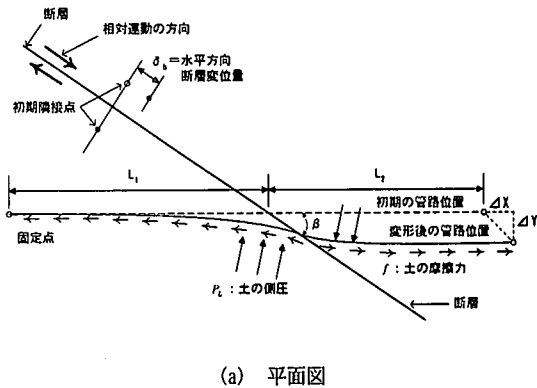


図-1 本研究のフロー図

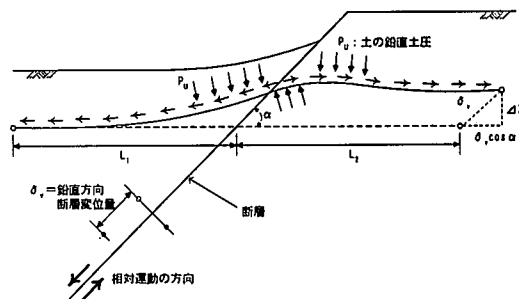
2. 断層を横断する地中鋼管路のシェル解析

(1) 研究の概要

断層を横断する地中管路の設計式提案に関する研究の概要を図-1に示す。まず、Kennedyの理論式¹⁰⁾により断層の変位量に応じた管路曲がり位置(B点)を算出する。この理論式は、断層運動により生じる管路の形状を近似的に円形の一部と仮定することにより求めた管路の伸び長さと、物理的な計算式により管路内に発生する応力による管路の伸び長さとが等しくなるように管路の軸力 F_m を繰り返し計算によって求め、管路屈曲位置(B点)を決定していく方法である。つぎにはりモデルとシェルモデルのハイブリッドによる3次元FEM解析により断層変位を与えたときの管路応答を計算する。本計算結果を整理してもB点の決定は可能であるが異なるパラメーターに対してもFEMを用いることなく、手計算で設計計算が可能ないようにKennedyの理論式によってB点を決定している。FEMの結果と比較してもKennedyの式は良い精度でB点を与えることを確認している。この際、固定点(C点)からB点までの区間は軸方向のみの変形を許し、断層と管路との交差点(A点)に断層変位(全モデルの1/2)をモデル化しているため、総断層変位量 δ の1/2となる)を静的に与えたときの管路最大ひずみ ϵ_{max} (一般に曲げひずみが卓越)を解析により求めて、断層変位量 δ と管路最大ひずみ ϵ_{max} との関係を求める。この解析を断層変位量 δ ・断層との交差角 β 、管路口径 D



(a) 平面図



(b) 断面図

図-2 断層運動を受ける地中管路^{9), 12), 18)}

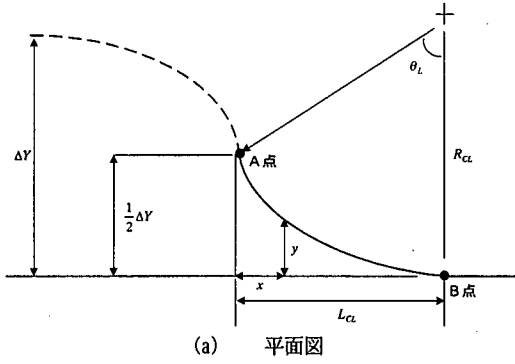
をパラメータとしてそれぞれのモデルにおける管路曲げ角度 θ と管路最大ひずみ ϵ_{max} の関係としてまとめていき、断層を横断する管路の設計式を提案していく。

(2) 断層変位による管路屈曲開始位置の決定方法

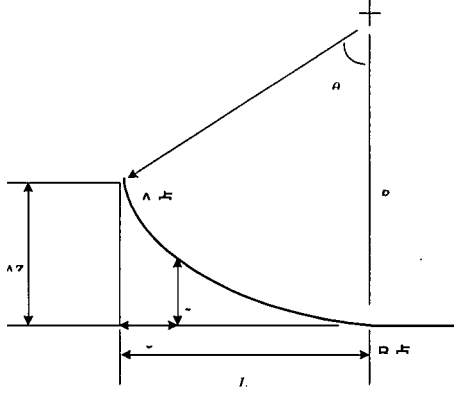
断層変位による管路屈曲開始位置を決定するために、Kennedy and Kimcaid¹²⁾により提案されている理論式より断層運動により生じる管路の形状を近似的に円形の一部と仮定することにより求めた管路の伸び長さと、物理的な計算式により管路内に発生する応力による管路の伸び長さとが等しくなるように管路の軸力 F_m を繰り返し計算によって求め、管路曲がり位置(B点)を決定していくという方法を用いる。

まず、図-2(a)(b)に示すように、水平方向の断層変位量 δ_h と鉛直方向の断層変位量 δ_v があった場合、管軸方向アンカー変位量 ΔX ・管軸直角水平方向アンカー変位量 ΔY ・鉛直方向のアンカー変位量 ΔZ は、断層と管路の鉛直・水平方向交差角をそれぞれ α 、 β とすると式(1)で表される。

$$\begin{aligned} \Delta X &= \delta_h \cos \beta + \delta_v \cos \alpha \sin \beta \\ \Delta Y &= \delta_h \sin \beta - \delta_v \cos \alpha \cos \beta \\ \Delta Z &= \delta_v \sin \alpha \end{aligned} \quad (1)$$



(a) 平面図



(b) 断面図

図-3 断層運動による管路形状と管路屈曲開始位置 (B点) との関係¹²⁾

ここに、 ΔX : 軸方向アンカー変位量、 ΔY : 軸直角水平方向アンカー変位量、 ΔZ : 鉛直方向アンカー変位量、 α : 断層と管路の鉛直方向交差角、 β : 断層と管路の水平方向交差角、 δ_h : 水平方向断層変位量、 δ_v : 鉛直方向断層変位量。

a) 幾何的な計算による管路伸び長さ

ここでは、断層運動により管路に生じる幾何的な形状から管路の伸び長さを管路の形状を円形と仮定して求めている。管路の幾何学的な計算により要求される管路の伸び長さ ΔL_R は式(2)で表される。

$$\Delta L_R = \Delta X + \Delta L_{CL} + \Delta L_{CV} \quad (2)$$

ここに、 ΔL_{CL} : 断層付近の水平方向の曲率により伸びた管路の長さ、 ΔL_{CV} : 断層付近の鉛直方向の曲率により伸びた管路の長さ。 ΔL_{CL} と ΔL_{CV} を推定するときは、曲げ剛性を無視できるので曲げ剛性を省略すると式(3)となる¹²⁾。

$$\Delta L_{CL} = \frac{(\Delta Y^2)}{3L_{CL}} , \quad \Delta L_{CV} = \frac{2(\Delta Z^2)}{3L_{CV}} \quad (3)$$

ここに、 L_{CL} : 断層の両側において水平方向に曲げを受ける長さ、 L_{CV} : 断層の両側において鉛直方向に曲げを受ける長さ、次に、曲がりを受けている区間の形状が円形であると仮定すると、図-3に示すように L_{CL} と L_{CV} は式(4)で表せる。

$$L_{CL} = (R_{CL} \Delta Y)^{1/2} , \quad L_{CV} = (2R_{CV} \Delta Z)^{1/2} \quad (4)$$

ここに、 R_{CL}, R_{CV} : 曲げ剛性がないと仮定したときの管路曲率の半径。ここに、 R_{CL} と R_{CV} は式(5)で表される。(b)

$$R_{CL} = \frac{F_m C_p}{P_L} , \quad R_{CV} = \frac{F_m C_p}{P_U} \quad (5)$$

ここに、 C_p : 内圧により伸びた管路の曲率係数、 P_L : 側方土圧、 P_U : 鉛直土圧、 F_m : 断層横断地点で断層運動が引き起こす管路の軸力。

上述のように、断層の変位量に応じた管路曲がり位置 (B点) は、変形後の管路形状の一部を円形と仮定すると断層からの距離は L_{CL} と L_{CV} になる。

b) 物理的な計算による管路伸び長さ

一方、力学的な立場より、アンカー一点の間の許容伸び長さ ΔL_a を式(6)で表すことができる。

$$\Delta L_a = \Delta L_1 + \Delta L_2 \quad (6)$$

ここに、 ΔL_a : 管路の伸びた長さ。

また、 ΔL_1 および ΔL_2 は式(7)と式(8)で表される¹³⁾。

$$\Delta L_1 = \frac{F_y}{(AE_i)} \left\{ L_1 \left[\frac{B_m + B_{L1}}{2} \right] + \left(\frac{F_y}{f} \right) \left(\frac{a}{(r+1)(r+2)} \right) \left[B_m^{(r+2)} - B_{L1}^{(r+2)} \right] \right\} \quad (7)$$

$$\Delta L_2 = \frac{F_y}{(AE_i)} \left\{ L_2 \left[\frac{B_m + B_{L1}}{2} \right] + \left(\frac{F_y}{f} \right) \left(\frac{a}{(r+1)(r+2)} \right) \left[B_m^{(r+2)} - B_{L1}^{(r+2)} \right] \right\} \quad (8)$$

ここに、 $B_m = (F_m / F_y)$ 、 $B_{L1} = (F_m - fL_1) / F_y$ 、

$B_{L2} = (F_m - fL_2) / F_y$ 、 F_y : 降伏力、 a, r : Ramber-Osgood の応力～ひずみモデルのパラメータ、 f : 地盤と管路の摩擦指数。

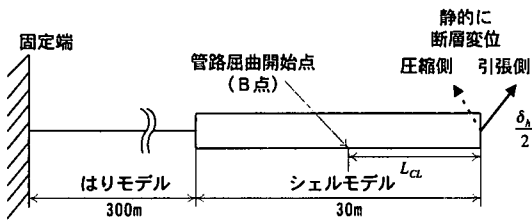


図-4 解析モデル

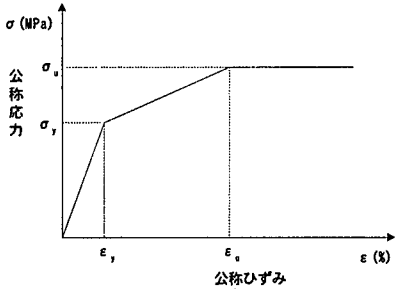


図-5 解析に用いた鋼管路の応力-ひずみ曲線

表-1 管種ごとの応力-ひずみ特性

(a) 引張側

管路種類	σ_y (MPa)	ϵ_y (%)	σ_u (MPa)	ϵ_u (%)
150A (PG370)	197.21	0.10	362.85	5.00
400A (X52)	344.12	0.17	446.20	5.00
600A (X60)	398.15	0.20	507.00	5.00

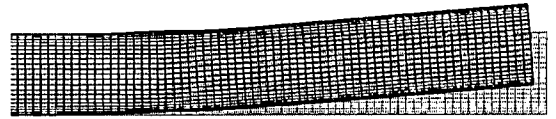
(b) 圧縮側

管路種類	σ_y (MPa)	ϵ_y (%)	σ_u (MPa)	ϵ_u (%)
150A (PG370)	196.62	0.10	245.17	3.00
400A (X52)	255.46	0.15	318.72	1.80
600A (X60)	292.24	0.20	441.30	1.00

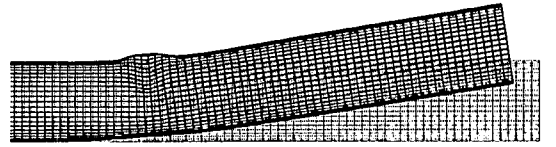
以上のように、式(2)から幾何的な計算により算出された管路伸び長さ ΔL_R と式(6)から算出された物理的な計算により算出された管路伸び長さ ΔL_u とを比較し、断層運動により生じる軸力 F_m を適時に変更して試行計算を幾度か実施し、幾何学的な管路の伸び ΔL_R と管路内に発生する応力による伸び ΔL_u が一致するような軸力 F_m を決定する。最終的に、両者が一致したときの断層からの距離 L_{CL} と L_{CV} が、水平・鉛直方向の管路曲がり位置 (B点) の位置となる。

(3) 解析条件

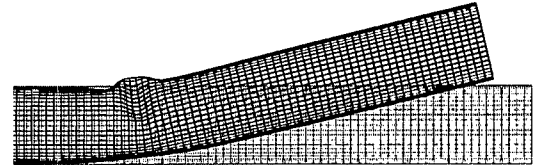
前節において理論から求めた管路曲がり開始点 (B点) の位置を用いて、断層を横断する地中管路の応答をはり-シェルのハイブリッドモデルを対象とした解析を行った。



(a) 断層変位量 0.5m (曲げ角度 4.96°)

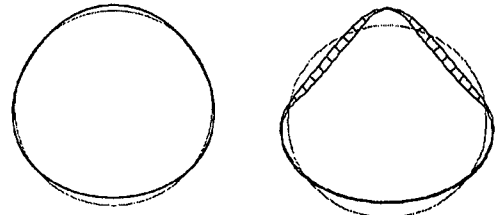


(b) 断層変位量 1.0m (曲げ角度 10.36°)



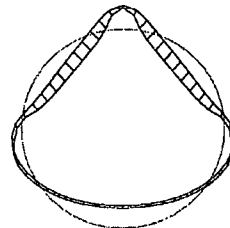
(c) 断層変位量 1.5m (曲げ角度 16.15°)

図-6 圧縮側の断層変位に対する管路変形側面図の一例 (600A, 断層交差角 60度)



(a) 断層変位量 0.5m

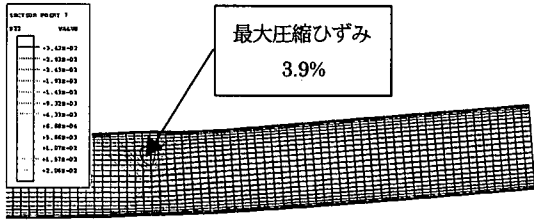
(b) 断層変位量 1.0m



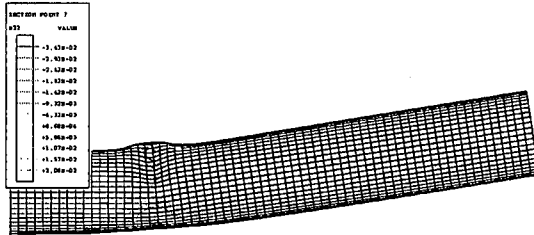
(c) 断層変位量 1.5m

図-7 圧縮側の断層変位に対する管路変形断面図 (同上)

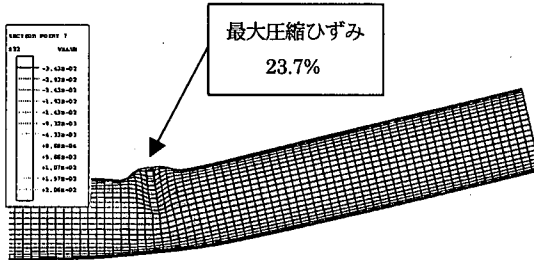
解析モデルは、図-4に示すように、管路をはりモデルとシェルモデルのハイブリッドとした。本モデルでは屈曲角と断面力の関係を見ることに主眼を置いており、地盤ばねはつけていない。解析において詳細な結果を必要としない左側をはりモデルとし、左端を固定している。追加した 300m のはりモデルで屈曲点の挙動に影響を全く与えないことを確認している。そして、詳細な管路応答を出力する部分をシェルモデルとし、シェル部分の長さを 30m とした。管路は鋼管路とし、断層の変位をシェル要素の右端に静的に与えた。パラメータとして、まず管路口径は 150A, 400A, 600A の 3 種類とし、断層との交差角 β は 30 度・45 度・60 度の 3 ケース、また断層変位量は 1m までは 0.25m ごとに、1m 以降は 1m ごととし最大で 4m とした。



(a) 断層変位量 0.5m



(b) 断層変位量 1.0m



(c) 断層変位量 1.5m

図-8 圧縮側の断層変位に対する軸方向ひずみ分布

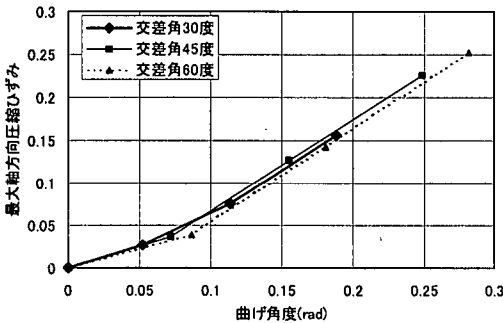


図-9 断層交差角ごとの管路曲げ角度と管路最大ひずみとの関係(圧縮側)

前述の理論的に算出した管路曲がり開始点(B点)の位置を断層からの距離 L_{cl} の位置として、このB点の位置より左側の管路に関しては軸方向のみ移動可能とした。解析に用いた鋼管路の材料特性を図-5および表-1に示す。引張側・圧縮側の各特性値は鋼管路実験値を引用し¹⁴⁾、 $\hat{\sigma}_u$ は規格強度をヤング率で除した物を用い、 $\hat{\sigma}_u$ は実験による規格最小値を用いた。

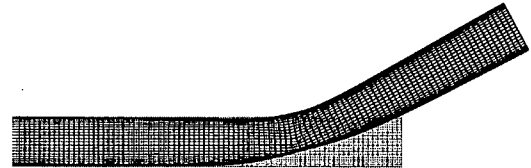


図-10 引張側の断層変位に対する管路変形側面図の一例(600A, 断層交差角 45度)

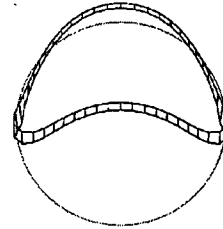


図-11 引張側の断層変位に対する管路変形断面図(同上)

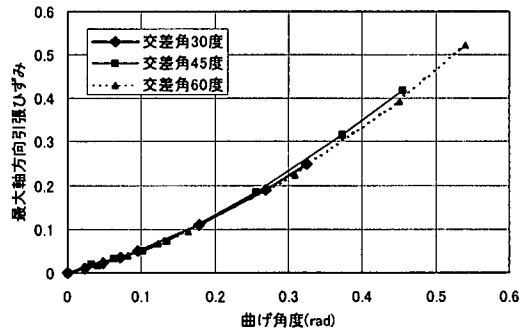


図-12 断層交差角ごとの管路曲げ角度と管路最大ひずみとの関係(引張側)

(4) 解析結果

管路に対して圧縮側の断層変位を与えたケースの断層変位量としては0.5m, 1.0m, 1.5mとし、断層交差角については30度, 45度, 60度のケースとした。一例として図-6と図-7に管種600A, 断層交差角60度における断層変位量に応じた管路変形図を示す。屈曲点Bから左方は現実の挙動を配慮して軸方向以外は運動を拘束している。図-7の△型モードは台湾集集地震でもみられた断層横断管路の破壊モードである。ここにおいて、管路断面は最大圧縮ひずみが生じた要素を含んだ断面図である。また、図-8に軸方向ひずみ分布図を示す。図-6から図-8より、断層変位量の増加に伴って圧縮側の肉厚部分において局部的に圧縮座屈変形を生じ、断層変位量1.5mでは圧縮座屈位置の最大圧縮ひずみが23.7%となった。管種600Aの各ケースごとの断層軸方向圧縮ひずみの関係を図-9に示す。図-9より、管路の曲げ角度が大きくなるとそれに伴い局所

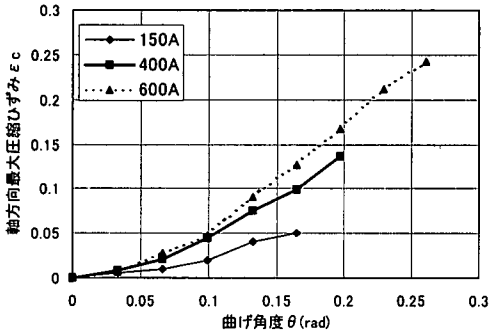


図-13 管路種類ごとの管路曲げ角度と軸方向最大ひずみとの関係（圧縮側）

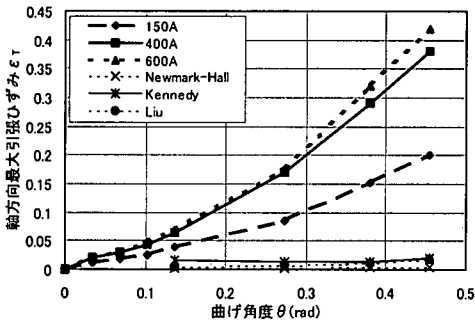


図-14 管路種類ごとの管路曲げ角度と軸方向最大ひずみとの関係（引張側）

的な圧縮座屈に起因する管路最大圧縮ひずみは大きくなる傾向にある。しかしながら、断層交差角の違いによる管路曲げ角度-最大圧縮ひずみ関係の相違はほとんど見受けられず、管路曲げ角度と最大圧縮ひずみは相関性がある。これは、断層交差角によらず管路の幾何的な変形のみが管路最大圧縮ひずみと関係があるためであると思われる。

同様に、管路に対して引張側の断層変位を与えた一例として、管種 600A、断層交差角 45 度、断層変位量 4.0m における管路変形図を図-10 と図-11 に、管種 600A の各ケースごとの断層交差角ごとにおける管路曲げ角度と最大軸方向引張ひずみの関係を図-12 に示す。圧縮側と同様に、断層交差角によらず管路曲げ角度と最大引張ひずみの関係は相関性が見受けられる。

以上のように、断層交差角による管路ひずみの影響はほとんどないため、つぎに断層交差角を 45 度としたときの、管路種類ごとにおける管路曲げ角度と管路最大ひずみとの関係について検討を行った。圧縮側の断層変位量は 0.2m ごと、引張側の断層変位量は、1m までは 0.25m、最大 4m までは 1m ごととした。図-13 と図-14 に、管路にとって圧縮側と引張側の断層変位を与えた場合の管路種類ごとにおける管路曲げ角度と

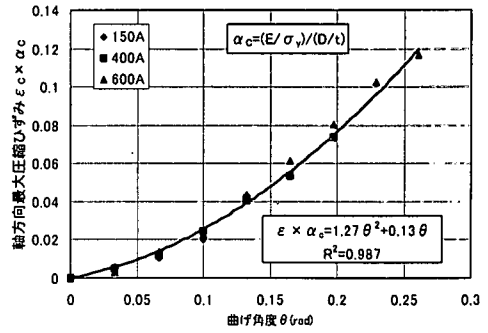


図-15 圧縮側の断層変位における曲げ角度と軸方向最大ひずみの近似式

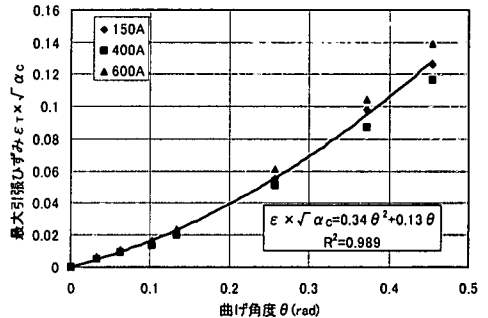


図-16 引張側の断層変位における曲げ角度と軸方向最大ひずみの近似式

軸方向最大ひずみとの関係を示す。また、図-14 には Newmark⁹⁾や Kennedy¹⁰⁾、そして Liu²¹⁾が提案している管種 1000A のはりモデルにおける断層変位量と軸方向引張ひずみを示す。いづれもはり解析を基本としているので局部座屈ひずみを算定することはできず、きわめて低い発生ひずみとなっている。図-13、図-14 より圧縮側・引張側ともに、口径が大きいほど同じ曲げ角度に対する最大ひずみが大きい結果となった。また、図-14 より曲げ角度が 0.1rad 程度で局所座屈が発生してくると、断面の変形も考慮したシェルモデルによる解析結果の方がはりモデルの解析結果よりも明らかに管ひずみが大きいことがわかる。

3. 断層を横断する地中管路の設計式の提案

図-13 と図-14 における管路種類ごとの曲げ角度と管路最大ひずみとの関係より、円筒形状における局所曲げパラメータ $\alpha_c = (E/\sigma_y)/(D/t)$ を用いて断層を横断する地中管路の設計式を提案する。まず、圧縮側の断層変位における地中管路について、局所屈曲パラメータ α_c を用いて整理し直した曲げ角度と軸方向最大圧縮ひずみとの関係を図-15 に示す。図-15 より、近似式として式(9)を提案する。

$$\epsilon_c = \frac{1.27\theta^2 + 0.13\theta}{\alpha_c} \quad (9)$$

ここに、 ϵ_c : 圧縮側の断層変位による管路軸方向最大圧縮ひずみ、 θ : 管路曲げ角度(rad)で式(10)より算出。

$$\theta = \tan^{-1} \left(\frac{\delta_h \sin \beta}{L_{CL} + \delta_h \cos \beta} \right) \quad (10)$$

ここに、 δ_h : 断層変位量(m)、 β : 断層と管路の交差角度(度)、 L_{CL} : 管路屈曲位置(m)、 α_c : 円筒形状における局所曲げパラメータであり、式(9)より算出。

$$\alpha_c = \frac{E/\sigma_y}{D/t} \quad (11)$$

E : 弾性係数(MPa)、 σ_y : 降伏応力(MPa)、 D : 管路外径(m)、 t : 管路肉厚(m)。

同様に、引張側の断層変位における地中管路について、局所座屈パラメータ α_c を用いて整理し直した曲げ角度と軸方向最大圧縮ひずみとの関係を図-16に示す。図-16より、近似式として式(12)を提案する。

$$\epsilon_T = \frac{0.34\theta^2 + 0.13\theta}{\sqrt{\alpha_c}} \quad (12)$$

ここに、 ϵ_T : 引張側の断層変位による管路軸方向最大引張ひずみ。

圧縮側あるいは引張側の断層変位による管路曲げ角度と軸方向最大ひずみとの関係である式(9)および式(12)は、管路口径 D や断層変位量 δ_h 、断層と管路の交差角度 β 、そして地盤特性などに起因する管路屈曲位置 L_{CL} とすべてが考慮された設計式となっており、断層を横断する鋼管路の管種、断層変位量、断層と管路との交差角がわかると、簡易的に管路最大ひずみが算出される。

4. まとめ

本論文では、地震断層を横断する地中鋼管路をモデル化し、管路口径や断層変位量あるいは断層との交差角度をパラメータとした3次元シェル解析を行い、管路の曲げ角度と管路最大ひずみとの関係を簡易的に求めることができる設計式を提案した。得られた結果をまとめると以下のである。

- 1) 地中鋼管路を3次元シェルモデルとしたときの大変形解析を行う際に Kennedy の提案した管路屈曲位置(B点)と断層からの距離 L_{CL} を用いることによって、断層を横断する地中鋼管路の管路断面の局所的なひずみを求めることができた。
- 2) 解析により求めた管路曲げ角度と最大ひずみとの関係においては、管路の幾何学的変形によって決定づけられるため、地震断層と管路との交差角度による影響はあまり見受けられないことがわかった。
- 3) 解析による結果を円筒形状における局所曲げパラメータ $\alpha_c = (E/\sigma_y)/(D/t)$ を用いて整理することにより、管路口径 D や断層変位量 δ_h 、断層と管路の交差角度 β そして管路屈曲位置 L_{CL} をパラメータとした管路最大圧縮ひずみ ϵ_c あるいは管路最大引張ひずみ ϵ_T は、以下の簡易式で算出される。

・圧縮側の断層変位

$$\epsilon_c = \frac{1.27\theta^2 + 0.13\theta}{\alpha_c}$$

ここに、 ϵ_c : 圧縮側の断層変位による管路軸方向最大圧縮ひずみ、 θ : 管路曲げ角度であり、式(10)より算出。

$$\theta = \tan^{-1} \left(\frac{\delta_h \sin \beta}{L_{CL} + \delta_h \cos \beta} \right)$$

ここに、 δ_h : 断層変位量(m)、 β : 断層と管路の交差角度(度)、 L_{CL} : 管路屈曲位置(m)、 α_c : 円筒形状における局所曲げパラメータ。式(11)より算出。

$$\alpha_c = \frac{E/\sigma_y}{D/t}$$

ここに、E : 弾性係数、 σ_y : 降伏応力、 D : 管路外径、 t : 管路肉厚

・引張側の断層変位

$$\epsilon_T = \frac{0.34\theta^2 + 0.13\theta}{\sqrt{\alpha_c}}$$

ここに、 ϵ_T : 引張側の断層変位による管路軸方向最大引張ひずみ

- 4) 提案した設計式は管路のシェル座屈を基本としており、Kennedy や Newmark, Liu らのはり座屈を基本とする設計式と比較して発生ひずみを大きく算出しており、はり解析を基本とする断層横断管路の設計式は適切でないことが知られた。

参考文献

- 1) 活断層研究会編：新編日本の活断層，東京大学出版，pp. 435-439, 1991.
- 2) 松田時彦：活断層，岩波新書，pp.1-2, 1995.
- 3) 中田高，蓮田清：地震断層からみた 1995 年兵庫県南部地震，科学，65，pp.127-142, 1995.
- 4) 中田高：兵庫県南部地震と地震災害－活断層と地震被害－，日本地形学連合会，pp.64-81, 1996.
- 5) 阪神・淡路大震災調査報告編集委員会：阪神・淡路大震災調査報告 共通編-2，土木学会，pp.42-57, 1998.
- 6) 栗田泰夫：阪神・淡路大震災－都市直下型地震と地質環境特性－ 淡路島の断層，東海大学出版会，pp.91-100, 1996.
- 7) 加藤禎一：地震と活断層の科学，朝倉書店，pp.16-79, 1989.
- 8) 高田至郎，中山学，上野淳一，田島知治：台湾 921 集集地震調査報告書，神戸大学都市安全研究センター・神戸大学工学部地震工学研究室，pp.2-9, 1999.
- 9) Newmark, N. M. and Hall, W. J.: Pipeline design to resist large fault displacement”, Proceedings of U. S. National Conference on Earthquake Engineering, pp. 416-425, 1975.
- 10) Kennedy, R. P., Chow, A. W. and William, R. A.: Fault movement effects on buried oil pipeline, Transportation Engineering J., ASCE, Vol. 103, No. TES, pp.617-633, Sep. 1977.
- 11) Kennedy, R. P., Darrow, A. C. and Short, S. A.: Seismic design of oil pipe systems, J. of Technical Councils of ASCE, Vol. 105, No. TCI, pp.119-134, April 1979.
- 12) Kennedy, R. P. and Kincaid, R. H.: Fault crossing design for buried gas oil pipelines, ASME, PVP. Vol. 77; pp.1-9, 1983.
- 13) ASCE, TCLEE: Guidelines for the seismic design of oil and gas pipelines system, 1984
- 14) 日本水道協会：水道施設耐震工法及び指針改定委員会資料，1997.
- 15) Kennedy, R. P., Nyman, D. J. and Audibert, J. M. E.: “Analysis of buried pipelines for seismic-induced ground distortions”, Proc. of 4th National Congress on Pressure Vessel and Piping Tech., pp.1-24, 1983.
- 16) Vougioukas, E. A., Theodossis, C. and Carydis, P. G.: Seismic analysis of buried pipelines subjected to vertical fault movement, J. of Technical Councils of ASCE, Vol. 105, No. TCI, pp.432-441, April 1979.
- 17) McCaffrey, M. A. and O'Rourke, T. D.: Buried pipeline response to reverse faulting during the 1971 San Fernando Earthquake, ASME, PVP. Vol. 77, pp.151-159, 1983.
- 18) Desmond, T. P., Power, M. S., Taylor, C. L. and Lau, R. W.: Behavior of large-diameter pipeline at fault crossings, ASCE, TCLEE, No.6, pp.296-303, 1995.
- 19) Wang, L. L. R. and Wang, L. J.: “Parametric study of buried pipelines due to large fault movement”, ASCE, TCLEE, No.6, pp.152-159, 1995 and Proceedings of 3rd Trilateral China-Japan-U.S. Symposium on Lifeline Earthquake Engineering, pp.165-172, 1998.
- 20) 高田至郎：ライフライン地震工学，共立出版，pp.124-129, 1991.9.
- 21) Kenne, Liu A. W., Hu, Y. X. and Zhang, S. L.: Responses of buried pipelines in large fault movements, (personal contact)

(2000.4.10 受付)

PROPOSE OF SIMPLIFIED DESIGN METHOD FOR BURIED PIPES CROSSING EARTHQUAKE FAULT

Shiro TAKADA, Nemat HASSANI and Katsumi FUKUDA

Simplified design methods for obtaining the maximum strain in pipelines crossing active faults proposed by Newmark, Kennedy and Wang have not considered the section deformation. In this study, a new simplified method is developed for obtaining the maximum strain in steel pipes crossing fault considering material and geometry nonlinearity of pipe section. It is assumed that the pipe will bend near the fault and the geometry of pipe in longitudinal direction will change according to a bent deformation. On the other hand, the relation between maximum strain and bent angle has been obtained by using a beam-shell hybrid FEM for different pipe-fault conditions. The developed design method can calculate the maximum strain considering the bending point of the pipe near the fault