

断層を横断する硬質塩化ビニル管路とダクタイトル管路の 許容断層変位簡易推定式の提案

Simplified formula of allowable fault displacement for polyvinyl choroids and ductile pipelines

鍬田泰子*, 森田典和**, 岡本大寿***, 高田至郎****

Yasuko Kuwata, Norikazu Morita, Daiju Okamoto and Shiro Takada

*博士(工学), 神戸大学助手, 工学部建設学科 (〒657-8501 神戸市灘区六甲台町 1)

**修士(工学), 野村総合研究所 (〒100-0004 東京都千代田区大手町 2-2-1)

***神戸大学学部生, 工学部建設学科 (〒657-8501 神戸市灘区六甲台町 1)

**工博, 神戸大学教授, 工学部建設学科 (〒657-8501 神戸市灘区六甲台町 1)

Present paper addresses behaviors of polyvinyl choroids pipeline and ductile pipeline due to fault movement by Discrete Element Method. In modeling pipe and joint parts, nonlinear material properties and nonlinear joint characteristics (allowing pulling out at joint part) are considered. Under various conditions with parameters of pipe material, pipe diameter, soil stiffness, crossing fault point, and crossing angle, the fault displacement up to reach pipe failure is numerically calculated. The results show that the narrow angle between fault line and pipeline provides severe failure to pipe. Furthermore, simplified formula to estimate allowable fault displacement for pipe is proposed based on the results of parametric analyses.

Key Words: Pipeline, fault displacement, Discrete Element Method,

キーワード: 管路, 断層変位, 個別要素法

1. はじめに

1971 年サンフェルナンド地震, 1999 年台湾集集地震, 同年トルコ・コジャエリ地震では, 断層を横断する無継手および有継手管路の被害が顕著であった. 日本国内にも多くの活断層が存在し, 断層運動による埋設管路への被害が危惧されている. また, 管路継手部は, 管体と比べて一般的に脆弱で損傷を引き起こす可能性が高い. 上述のことから, 断層を横断する有継手管路の挙動を把握することは重要である.

断層変位を受ける埋設管路の挙動について, Newmark ら¹⁾と Kennedy ら²⁻⁵⁾は管路の軸力と周辺地盤摩擦力を考慮して管路挙動を計算している. 上記 2 者による論文の相違点は, 地盤摩擦力を考慮する際の荷重モデルの違いである. Vougioukas ら⁶⁾は, 水平と鉛直の断層変位を考慮した埋設管路の数値計算を行っている. Wang ら⁷⁾は断層変位による埋設管路の大変形挙動を非線形片持ちばりの応答であると仮定して分析している. 著者ら⁸⁾は配水用硬質塩化ビニル管 (polyvinyl choroids 管, これより PVC 管) を対象に, 地震時地盤不等沈下に対する挙動

実験とそのシミュレーション解析を行っている. 本実験では, 最大 50cm の段差的な地盤沈下を埋設 PVC 管路に作用させ, 継手の屈曲・伸縮挙動と管体の変形挙動を把握している. さらに, 弾性床土はり理論に基づいて地盤沈下部と非沈下部との間の緩やかな過渡的沈下領域をモデル化している. 福田⁹⁾は, はりモデルとシェルモデルによるハイブリッド解析を用いて管路応答を計算している. この手法は, まず 2 次元 FEM 解析により断層変位を受ける管路の曲がり位置を決定し, 次いで 3 次元 FEM により管路曲がり位置周辺の管路をシェルでモデル化をして解析するものである.

これらの論文で用いられている管路解析モデルはケーブルモデル^{1), 2), 6)}, はりモデル(弾性床土はり)⁸⁾, 片持ちはり⁷⁾, シェルモデル⁹⁾に大別できる. ケーブルモデルにおいては管路軸方向の剛性のみが考慮されるが, はりモデルでは軸方向の剛性と曲げ剛性の両者が解析に関わってくる. はりモデルの利点は断面の変形以外は忠実にモデル化できることであり, ケーブルモデルではモデル化が容易であることが利点である. 一方, シェルモデルの利点としては, 管路の座屈や断面変形を扱えるため

に精度の高い解析が可能であることが考えられる。

上述の解析はいずれも継手のない連続管を対象としているが、断層変位を受ける埋設管路の実被害形態を配慮すれば継手部をモデル化した管路の大変形解析が望まれる。しかし、有継手管路の大変形解析は解析手法の困難さから取り扱われることがなかった。拙著論文¹⁰⁾では、断層変位を受ける有継手 PVC 管の挙動を個別要素法(以下 "DEM" と略す)で解析する手法を示している。本稿では、新たに管体の非線形特性を取り入れている。また、 $\phi 100$ 、 $\phi 150$ の小口径の PVC 管とダクタイル铸铁管(ductile cast iron 管、これより DIP 管)を対象に、断層変位に対する有継手管路挙動の比較検討を行っている。最後に、有継手管路における許容断層変位を推定する簡易式の提案を行い、その精度を解析結果より検証している。

2. DEM による管路系のモデル化

2.1 DEM による管路と地盤ばねのモデル化

DEM は、媒質を小要素あるいは粒体の集合体として取り扱う数値解析手法として提案されたものである。その後、要素形状やバネ特性のモデルが新たに提案され、解析の対象範囲が広がってきている。この手法は、要素間ごとに独立した運動方程式を立て、要素挙動を前進的に差分近似した動的解析である。本研究では、管路要素間をはりで連結することにより、管体の曲げやねじり挙動を考慮している(図-1 参照)。管路要素は、上下地盤を示す管軸直角方向 2 成分の地盤ばねと水平方向に管軸方向地盤ばねで連結されている。継手には、筒型モデルが想定されており、解析開始時には同じ位置に二つの管体要素が配置されている。その要素間には継手の管軸方向特性と曲げ特性をもつばねのモデルが採用されている。個別要素法の運動方程式、管路・継手のモデル化、地盤ばねのモデル化の詳細は、拙著論文¹⁰⁾を参照されたい。

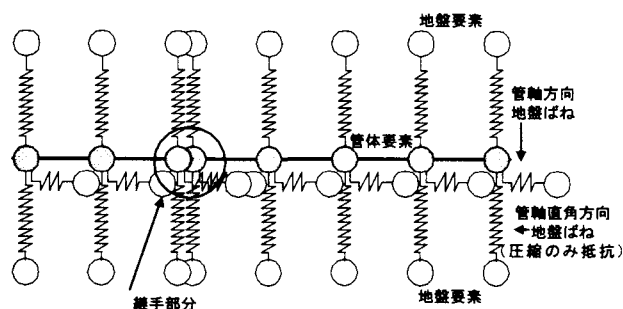


図-1 管路系のモデル化

断層を横断する管路のモデル化にあたり、Kennedy ら¹²⁾は管路と地盤間の摩擦力伝達距離を考慮して少なくとも 1,200 フィート(366m) のモデル長が必要であると述べている。無継手管のはりモデルにこのモデル長を適

用することは比較的容易ではあるが、シェルモデルや有継手管体モデルでは要素数や計算時間が多大化するため適用することは難しい。そこで、モデル端部に有限長さの管路と等価なばねを導入した。この部材端ばねが 1,200 フィートの代わりに同様の挙動を示すことを既に確認しており、等価ばねの妥当性に関する研究の詳細は拙著文献¹³⁾を参照されたい。

2.2 硬質塩化ビニル (PVC) 管のモデル化

(1) 管体特性

PVC は鋼材などと異なり $M-N$ 相関を考慮した塑性・破壊判定式を得るための実験事例はない。本研究の解析モデルでは、軸力が作用すると継手で抜け出しや圧縮破壊を起こす損傷モードとなるために、軸力・曲げモーメントが同時に管体に作用することは少ない。そこで、本研究では有継手 PVC 管の挙動解析を行う際に、 $M-N$ 相関を考慮した塑性・破壊判定を扱わず、管路強度実験(引張実験、3 点曲げ実験)⁸⁾結果を用いて軸力・曲げ特性をそれぞれモデル化して、塑性・破壊を別々に判定するアルゴリズムを開発した。表-1 は $\phi 100$ 、 $\phi 150$ の PVC 管の諸元を示している。

表-1 PVC 管路諸元

管の呼び径(mm)	100	150
外径 (mm)	114	165
管厚 (mm)	7.1	9.6
初期ヤング係数(kN/m ²)	2.70 $\times 10^6$	
破壊ひずみ	0.2	
圧縮強度(kN/m ²)	1.92 $\times 10^4$	
引張強度(kN/m ²)	1.92 $\times 10^4$	
せん断強度(kN/m ²)	2.45 $\times 10^3$	

PVC は、外力の作用速度が遅い場合には、引張に対して延性を示すが、地盤運動速度程度(概ね 0.5~1.5m/s)では降伏点で破断する。そこで、管軸方向の管体特性は線形材料としてモデル化され、降伏応力に達した時点を破壊点とした。圧縮場では、降伏点でちょうちん座屈が生じるので、引張場と同様のモデル化とした。

曲げ特性は、 $\phi 100$ 、 $\phi 150$ の 3 点曲げ実験結果を用いて、非線形 $M-\phi$ 関係モデルを解析の中に組み込んだ。図-2 は管体曲げ実験値と本研究に用いた近似式との関係を示している。

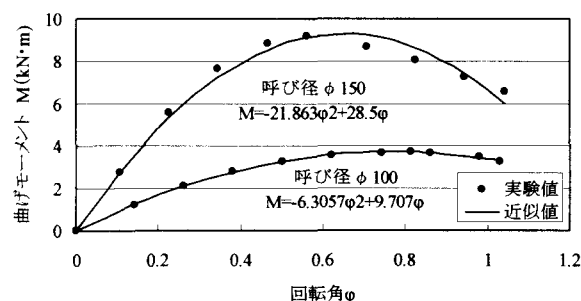
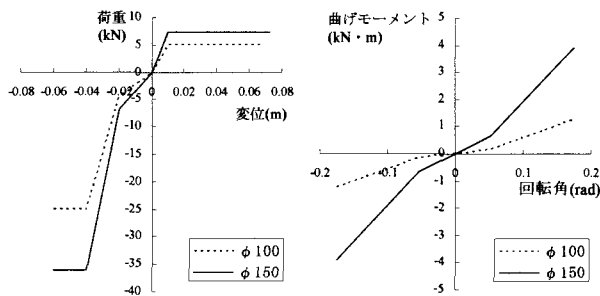


図-2 管体曲げ試験値と曲げ特性のモデル化

(2) 継手特性

PVC 管の継手には、RR(Rubber Ring)継手を対象にした。RR 継手の伸縮・曲げ特性は図-3 に示している。抜け出し余裕量は、 $\phi 100$ で 6.7cm、 $\phi 150$ で 7.2cm である。この継手は、引張力に対して 1cm 程度まで高い抵抗力を示し、その後継手の抜け出し余裕量で周辺地盤ひずみを吸収する構造であるが、離脱阻止機能はない。一方、圧縮方向には高い抵抗力を持つ構造である。図-3(a)の圧縮方向の最大軸応力は $\phi 100$ で 2.0 (kN/cm²)、 $\phi 150$ で 1.5 (kN/cm²) であり、一方管体が破損する軸応力は 5.3 (kN/cm²) であるため、管体よりも先に継手が圧縮破壊を起こす構造である。



(a) 継手伸縮特性 (b) 継手曲げ特性

図-3 PVC 管 RR 継手の特性

既往の「模擬地盤沈下装置」を用いた PVC 管の沈下挙動実験⁸⁾と同様のモデルで管体および継手の非線形特性を考慮したモデルを設定して DEM 解析の検証を行った。図-4 は実験結果と DEM 解析結果とを比較した一例として、管路の曲げモーメント結果を示している。この他、継手の脱出量などについても比較したが、いずれも精度よく PVC 管沈下挙動実験をシミュレートできることを確認している。本検証の詳細は、文献¹⁴⁾を参考にされたい。

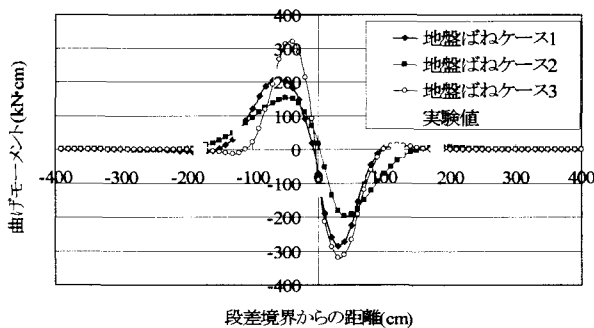


図-4 実験と DEM 解析による曲げモーメントの分布 (沈下量 50cm の場合)

2.3 ダクタイル鋳鉄 (DIP) 管のモデル化

(1) 管体特性

表-2 は $\phi 100$ 、 $\phi 150$ の DIP 管の諸元を示している。管軸方向特性は線形材料としてモデル化し、引張、圧縮の

降伏応力に達した時点を超えて破壊点とした。曲げ特性については、図-5 に示すようなバイリニア型の非線形関係をモデル化した。

表-2 管路諸元

管の呼び径(mm)	100	150
外径 (mm)	118	169
管厚 (mm)	6.0	6.0
初期ヤング係数(kN/m ²)	1.57×10^8	
破壊ひずみ	0.1	
圧縮強度(kN/m ²)	8.40×10^5	
引張強度(kN/m ²)	4.20×10^5	
せん断強度(kN/m ²)	2.45×10^3	

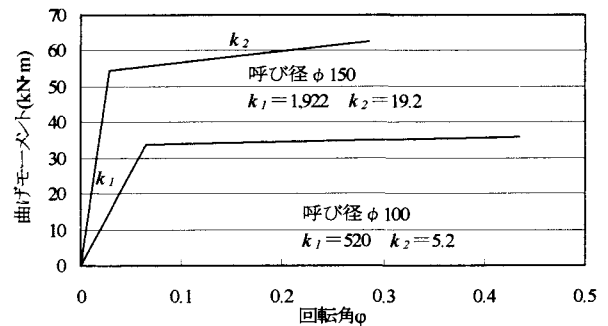
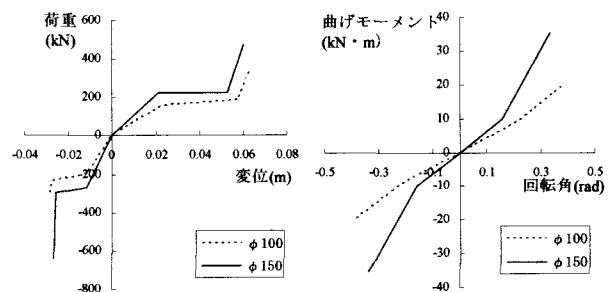


図-5 管体曲げ特性のモデル化

(2) 継手特性

DIP 管の継手は、耐震ガスメカニカル継手 (GMII) を対象にした。図-6 は耐震 GMII 継手の伸縮・曲げ特性を示している。本特性は、圧縮力の作用時に継手衝突による破壊を防ぐために、予め壊れやすいリングを設けて応力低減を図ったものである。抜け出し余裕量は、 $\phi 100$ では 6.3cm、 $\phi 150$ では 6.0cm である。



(a) 継手伸縮特性 (b) 継手曲げ特性

図-6 DIP 管 GMII 継手の特性

3. PVC, DIP 管路挙動のパラメトリック解析

3.1 解析モデル

図-7 は断層変位を受ける PVC, DIP 有継手管路のパラメトリック解析の基本モデルである。全長 21m の管路に、5m おきに継手が配置されている。管路端部は 3m の管路でモデル化され、その両端に等価ばねが配置されている。図中左から継手 I, II, III, IV とし、継手 II と III の間で

管路が断層線と交差している。これは、図中の断層線よりも左側地盤を沈下地盤として断層交差角度方向に強制変位を与えるようにモデル化されている。

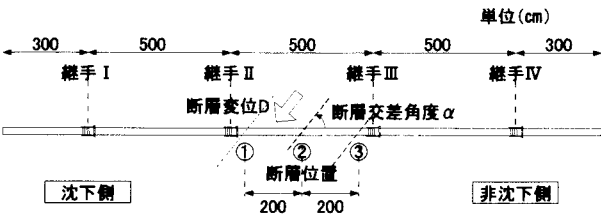


図-7 パラメトリック解析のモデル化

解析には以下の4つのパラメータが用いられている。1つは管路と断層との交差位置である。継手Ⅱから50cm断層側にある位置①、継手Ⅱと継手Ⅲの中央にある位置②、継手Ⅲから50cm断層側にある位置③の3ケースを与える。2つめのパラメータは、管路と断層の交差角度(図-7中の α)である。30°~150°の間で15°刻みに7ケースが考慮されている。基本的に断層交差角が90°より小さいケースでは解析モデルは正断層運動に相当し、90°より大きいケースでは逆断層運動に相当する。3つめは、周辺地盤硬さである、管軸直角方向および管軸方向の地盤ばね係数は表-3に示すバイリニア非線形型のK-1、K-2、K-3の3種類のモデルを用いた¹⁵⁾。表-3に示す地盤ばね係数は非沈下側地盤に適用され、沈下側地盤には過去の実験⁸⁾を踏まえ、非沈下側地盤のばね係数の1/3倍の値を用いた。バイリニアの第2ブランチの傾きは、第1ブランチのばね係数にひずみ硬化係数を乗じたものとした。また、解析対象管路は $\phi 100$ 、 $\phi 150$ の2種類とした。管体と継手の特性については、2.2、2.3で上述している。

表-3 地盤ばね諸元

	管種	地盤ケース			降伏相対変位 δ (cm)	ひずみ硬化係数 a
		K-1	K-2	K-3		
管軸直角方向地盤ばね係数 k_v の算出に用いる K_{30} (N/cm ³)*	共通	49	29.4	9.8	0.5	1/100
管軸方向の単位接触面積当たりの最大地盤拘束力 f (N/cm ²)**	PVC管	4.5	3	1.5	0.5	0
	DIP管	4.4	2.9	1.5		

注)*: 単位投影面積あたりの最大地盤拘束力(N/cm²),

$k_v = 1/3 \cdot K_{30} \cdot (D_\phi / D_{150})^{-3/4}$, (D_ϕ : 管直径, D_{150} : $\phi 150$ の直径)

** : 管軸方向地盤ばね係数 $k_h = f / \delta$

3.2 解析結果

(1) 応力分布

図-8は、断層が位置②で管路と交差し、地盤が30cm沈下した時に管体に生じる曲げモーメントの分布を示している。一般的に沈下側地盤では管体上部の圧縮力が、非沈下側地盤では引張力が作用する。図-8のPVC管では、断層を交差する中央から左右にモーメント分布が現れるが、管体のみでモーメントが吸収されるため、中央から左右に2.5mの場所にある断層近傍継手までモーメントは伝達されていない。その一方で、DIP管では、管

体の曲げ剛性が大きいため、断層を交差する管路以外に隣接する管体にまで曲げモーメントが伝達されている。しかし、図-8から比較して管体の曲げ剛性がPVCの方が小さいために、発生する曲げモーメントもDIPと比べてはるかに小さい。

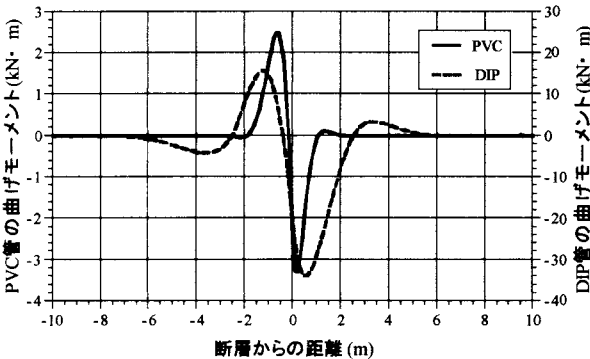


図-8 管路に生じる曲げモーメント分布図
(交差角度90度、地盤ばねK-2)

(2) 破損モード

$\phi 100$ のPVC、DIPの管路についてパラメトリック解析した結果を、表-4に示す管路破損モードの表記方法にしたがって表-5、6に示した。

断層交差角度が60°以下のケースでは、断層交差位置や地盤硬さ、管種、口径に関わらず、全てのケースで継手抜け出しにより破損した。断層位置①、②のケースでは継手Ⅱ、位置③のケースでは継手Ⅲで抜け出しが発生している。一方、断層交差角度が135°以上のケースでは、いずれのケースにおいても継手が圧縮破損を起こしている。これらも60°以下の場合と同様で、断層位置①、②のケースでは継手Ⅱ、断層位置③のケースでは継手Ⅲで圧縮破損が生じている。

断層交差角度が75°、90°、105°、120°のケースでは、管種や地盤硬さ、断層位置により破損モードが異なる。PVCの特徴として、断層位置①では継手曲げ破損が生じやすく、断層位置③では逆に継手曲げ破損が生じにくい。継手近辺に断層があっても、沈下側地盤の継手に近い断層位置①のケースでは、沈下側地盤の拘束力が小さいために継手回転角が生じやすく継手曲げ破損が生じたと考えられる。沈下側地盤の継手に近い断層位置③のケースでは、継手のある非沈下側地盤に大きな地盤ばね係数を用いているために地盤拘束力が働き、継手の回転が生じにくくなり、継手回転角が大きくなる前に管体が曲げ破損を起こしている。また、2つの継手間の中央に断層が位置する断層位置②のケースでは口径、地盤硬さを問わず、全てのケースで継手の回転角はほぼゼロであり、継手曲げ破損は生じなかった。また、断層交差角度が90°の場合、地盤拘束力が小さくなれば管体変形が広範囲に及び、逆に地盤拘束力が大きくなれば管体が曲げ破損を起こしている。

表-4 管路破損モードの表記法

破損場所		破損形態	
a:	継手Ⅱ	1:	抜け出し
b:	継手Ⅲ	2:	圧縮破損
c:	管体	3:	曲げ破損

表-5 PVC 管の破損モード (φ100 のケース)

断層位置	地盤	断層交差角度 (deg)									
		30	45	60	75	90	105	120	135	150	
①: 左側	K-1	a1	a1	a1	a1	a3	a3	a2	a2	a2	
	K-2	a1	a1	a1	a1	a3	a3	a2	a2	a2	
	K-3	a1	a1	a1	a1	a1	a3	a2	a2	a2	
②: 中央	K-1	a1	a1	a1	a1	c	c	a2	a2	a2	
	K-2	a1	a1	a1	a1	c	c	a2	a2	a2	
	K-3	a1	a1	a1	a1	a1	c	a2	a2	a2	
③: 右側	K-1	b1	b1	b1	b1	c	c	c	b2	b2	
	K-2	b1	b1	b1	b1	c	c	b2	b2	b2	
	K-3	b1	b1	b1	b1	b3	b3	b2	b2	b2	

表-6 DIP 管の破損モード (φ100 のケース)

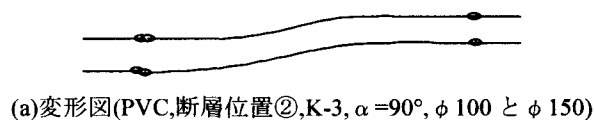
断層位置	地盤	断層交差角度 (deg)									
		30	45	60	75	90	105	120	135	150	
①: 左側	K-1	a1	a1	a1	a1	c	a2	a2	a2	a2	
	K-2	a1	a1	a1	b1	c	a2	a2	a2	a2	
	K-3	a1	a1	a1	a1	c	a2	a2	a2	a2	
②: 中央	K-1	a1	a1	a1	a1	c	a2	a2	a2	a2	
	K-2	a1	a1	a1	a1	c	a2	a2	a2	a2	
	K-3	a1	a1	a1	a1	c	c	a2	a2	a2	
③: 右側	K-1	b1	b1	b1	b1	b2	b2	b2	b2	b2	
	K-2	b1	b1	b1	b1	b2	b2	b2	b2	b2	
	K-3	b1	b1	b1	b1	b2	b2	b2	b2	b2	

また、DIP の場合は、PVC と比べて管体の剛性が継手の剛性よりもはるかに大きいために、継手部における破損モードになる。また、PVC では継手曲げ破損が見られたが、DIP の継手は許容回転角度が大きいために伸縮方向の抜けもしくは圧縮破損が先行する。交差角度が 90° の場合には、断層位置①、②のケースで管体の曲げ破損が生じているが、断層位置③のケースでは PVC と同様で非沈下側地盤の拘束力が働いたために、先に継手が圧縮破損を起こしている。

管路変形、破損図例を図-9 に示す。これらの図では、継手を表す要素と管体要素をつなぐはりのみを表示している。したがって、管体は線で表され、継手は円形要素で表示されている。継手の健全時には、2 つの円形要素が重なって表示されるが、継手の伸びと曲がりによって 2 つの要素が離れていく挙動が確認できる。

(3) 断層交差角度と断層変位の関係

図-10、11 にパラメトリック解析から得られた PVC と DIP 管路の断層交差角度と管路破損時の断層変位（これより、許容断層変位と呼ぶ）の関係を示している。いずれの図も、断層位置②のケースを示している。断層交差角度が概ね 90° の時に管路破損断層変位は最大値をとり、30°や 150°に近づくほど破損状態に至りやすい。また、断層交差角度が 30°～60°、120°～150°のケースでは、解



(a)変形図(PVC,断層位置②,K-3, $\alpha=90^\circ$, $\phi 100$ と $\phi 150$)



(b)変形図(PVC,断層位置②,K-2, $\alpha=90^\circ$, $\phi 100$ と $\phi 150$)



(c)変形図(DIP, $\phi 100$ 断層位置②,K-2, $\alpha=30^\circ$ と 60°)

図-9 管路破損モード (○継手, —管体要素)

析ケースによる許容断層変位の差が大きいことから、口径や地盤硬さによる影響は小さく、断層交差角度や継手抜け出し量による影響が支配している。しかし、DIP は PVC よりも地盤拘束力の影響範囲が大きいために、結果として地盤硬さによるばらつきも大きく出てくる。また、地盤拘束力が小さいほど、許容断層変位は大きくなる。

さらに、PVC の場合、継手の抜け出し余裕量と圧縮余裕量がほとんど同じであるため、管路破損が始まる許容断層変位はほぼ同じ値を示している。一方、DIP 管の継手では小さい圧縮変位に対しても軸圧縮力が急激に増大するために、圧縮時の許容断層変位が小さくなる。

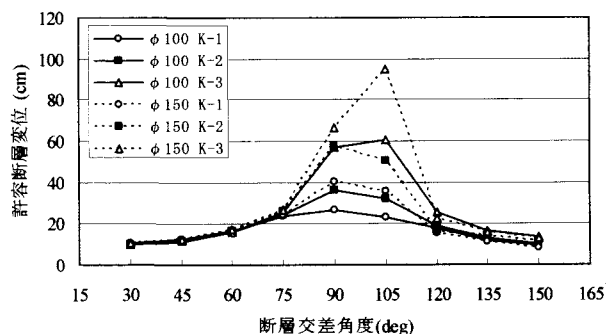


図-10 断層交差角と PVC 管路破損断層変位

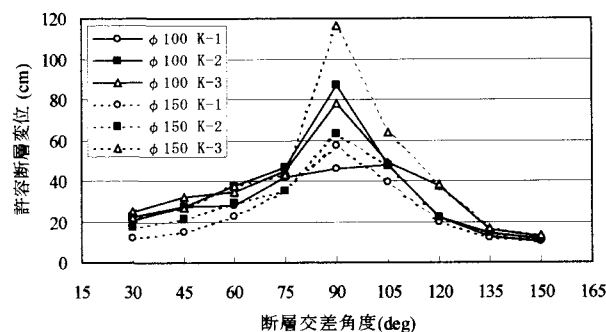


図-11 断層交差角と DIP 管路破損断層変位

4. 許容断層変位量の簡易式の提案

4.1 簡易推定式

本項では、管路が破損し始める時の許容断層変位量について簡易式の提案を試みる。現実には断層と管路の交差角度は、断層幅や交差角度の決定に不確定な要素が多いが、ここでは断層が1つの線上で管路と交差するものと設定する。また、断層交差角が 90° を離れるにつれて、許容断層変位は小さくなることから、安全側の指標として本簡易式は管軸力による継手の伸縮破損による評価を行なう。また、管路に純曲げが生じる交差角 90° では、管軸力のみでの評価では管軸力が伝達されにくいことにより大きい許容断層変位を与える結果となるが、解析上では曲げによる破損が生じるために、正しい評価が行えない。そこで、ここでは 90° より小さいか大きいケースを対象にする。

断層と管路が正断層・逆断層運動の地盤変位を受ける場合、管路継手の抜け出し、圧縮破損が生じる。これらの破損モードでは、断層と管路が鋭角であるほど、幾何学的な関係が支配的となり、管軸直角方向の地盤拘束力が無視できる。つまり管路挙動は管軸方向の地盤拘束力と継手・管体を含めた管路の伸縮特性との関係で説明できる。管路と断層との交差角度 α との関係により、継手破損のメカニズムは以下に示す概念で表すことができる。

- (1) $\alpha=90^\circ$ の場合、管路には曲げモーメントが支配的となり、管軸力が伝達されずに継手の伸縮による破損は生じない。 $\alpha=0^\circ$ または 180° の場合、継手破損時の断層変位 D_0 は管路の伸縮量となる。 $0^\circ < \alpha < 90^\circ$ 、および $90^\circ < \alpha < 180^\circ$ の場合、管路の幾何学的関係を考慮すると、図-12に示すように断層変位 D の $\cos \alpha$ 倍が管の伸縮量と一致する。つまり、交差角度 α が 90° に近づくにつれて、 $90^\circ < \alpha$ の場合では $\alpha=0^\circ$ の時の断層変位 D_0 に対して $1/\cos \alpha$ 倍の断層変位まで耐え、 $90^\circ > \alpha$ の場合では $\alpha=180^\circ$ の時の断層変位 D_0 に対して $1/\cos \alpha$ 倍の断層変位まで管路は耐える。
- (2) 断層変位が生じる場合、管軸方向に生じる抵抗力は断層交差点をピークに交差点から離れるにしたがって単位長さあたりの地盤拘束力に比例して減少する。継手破損や有効量の継手伸びを受ける付近では、地盤ばねは降伏状態（解析では降伏時の地盤相対変位 0.5cm に設定）にあるため、一定の地盤拘束力が作用している。
- (3) 破損する継手は断層を挟む両地盤ばねの最大地盤拘束力の比と断層からの継手の位置によって決定される。また、継手破損時の管路軸力は破損する継手の抵抗力と同一である。
- (4) 管路軸力の分布が決定した場合に、その抵抗力を受ける継手の伸縮量は継手の非線形特性を考慮して算出され、また管体についても分担される抵抗力から

管体の伸縮量が算出される。これら管路の総伸縮量を用いて、断層交差角度が α の場合は総伸縮量の $1/\cos \alpha$ 倍が求める許容断層変位となる。

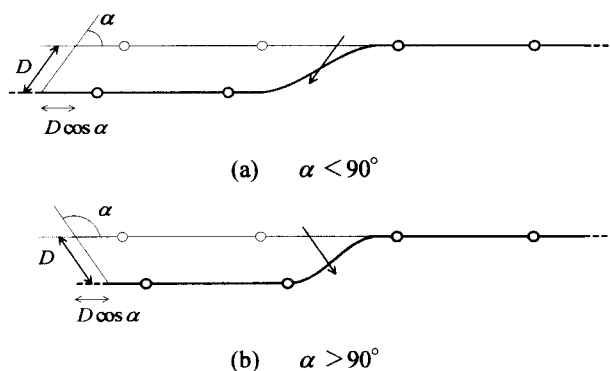


図-12 継手破損時の幾何学的関係

具体的には、以下のモデル図と数式で許容断層変位を算定することができる。図-13は断層交差角度 0° の時の管軸方向の抵抗力の分布を示したものである。図中の表記方法として、断層交差点より左側地盤の管長さあたりの最大地盤拘束力は f (kN/m)とし、右側地盤の管長さあたりの最大地盤拘束力は cf (kN/m)とする。また、断層交差点より左側の継手は断層側より $J_{L1}, J_{L2}, \dots, J_{Ln}$ 、右手側の継手も同様に $J_{R1}, J_{R2}, \dots, J_{Rn}$ とする。この時、継手 J_i にかかる抵抗力は F_i であり、その伸縮量は δ_i である。断層と交差する管体は P_c 、継手 J_i と継手 J_{i+1} の間の管体は P_i である。管体長さは l 、左手継手 J_{L1} から断層交差点までの距離は x である。

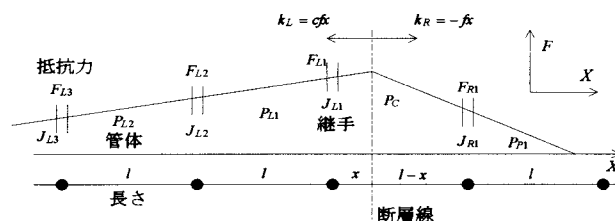


図-13 簡易推定における管路軸力分布モデル

$0 \leq x \leq (c+1)l$ の断層位置において、継手 J_{L1} が $\alpha < 90^\circ$ の時に抜け出し、 $90^\circ < \alpha$ の時に圧縮損壊することによって管路は破損する。この時の継手 J_{L1} にかかる軸力は継手の最大抵抗力 F_{max} であり、その継手から離れるにつれ継手にかかる軸力は継手 J_{L1} の抵抗力に準じて、地盤拘束力の等差数列として以下のように求められる。また、伸縮が生じる有効継手数 n_L, n_R も継手 J_{L1} の最大抵抗力に準じて決定される。

左側地盤の継手の抵抗力は、

$$F_{Ln} = F_{max} - \lambda_\alpha c f l (n-1) \quad (1)$$

ただし、 $n=1, \dots, n_L (= \text{Int}(F_{L1}/cf) + 1)$ 、 $\text{Int}(x)$ は x の整数値を取る。 $\alpha < 90^\circ$ の時 $\gamma_\alpha = 1$ 、 $\alpha > 90^\circ$ の時 $\gamma_\alpha = -1$ 。

右側地盤の継手の抵抗力に関して、

$$F_{Rn} = F_{\max} + \gamma_{\alpha}(c+1)fx - \gamma_{\alpha}nfl \quad (2)$$

ただし、 $n=1, \dots, n_R (= \text{Int}(F_{R1}/fl) + 1)$ 、 $\alpha < 90^\circ$ の時 $\gamma_{\alpha} = 1$ 、 $\alpha > 90^\circ$ の時 $\gamma_{\alpha} = -1$ 。

管軸方向の継手変位と抵抗力との関係が $F=g(\delta)$ で表されるとき、管路が損壊するときの継手伸縮量 δ_J は以下の式で示すことができる。

$$\begin{aligned} \delta_J &= \sum_{n_L} \delta_{Li} + \sum_{n_R} \delta_{Ri} \\ &= \sum_{n_L} g^*(F_{Li}) + \sum_{n_R} g^*(F_{Ri}) \end{aligned} \quad (3)$$

ここで、 g^* は関数 g の逆関数である。

また、管体の伸縮量 δ_P は管体 P_c と有効継手間の管体数 n_L-1 、 n_R-1 における管体伸縮量であるので、以下のように示すことができる。

$$\delta_P = \frac{\gamma_{\alpha} f}{EA} \left\{ cx^2 + (l-x)^2 + (c(n_L-1) + n_R-1)l^2 \right\} \quad (4)$$

ここで、 E ：管剛性、 A ：管断面積。

断層から有効継手以遠の管体伸縮量は、継手の伸縮量に対して微小であることと、この付近の地盤ばねは降伏しておらず、さらに複雑な方程式を解く必要があるため、本推定モデルでは考慮しない。

したがって、式(3)と式(4)の管路伸縮量から総管路伸縮量を算出し、断層交差角度を考慮して、管路破損時の断層変位量は以下の式で求めることができる。

$$D = (\delta_J + \delta_P) / \cos \alpha \quad (5)$$

また、 $1/(c+1)l < x \leq l$ の断層位置においては、右側地盤の断層近傍継手 J_{R1} が $\alpha < 90^\circ$ の時に抜け出し、 $90^\circ < \alpha$ の時に圧縮損壊することによって管路は破損する。 $0 \leq x \leq 1/(c+1)l$ の場合と同様に、継手 J_{R1} の最大抵抗力を用いて、その他の継手の抵抗力が式(6)、式(7)のように表される。

右側地盤の継手の抵抗力に関して、

$$F_{Rn} = F_{\max} - \lambda_{\alpha} fl(n-1) \quad (6)$$

ただし、 $n=1, \dots, n_R (= \text{Int}(F_{R1}/fl) + 1)$ 、 $\alpha < 90^\circ$ の時 $\gamma_{\alpha} = 1$ 、 $\alpha > 90^\circ$ の時 $\gamma_{\alpha} = -1$ 。

左側地盤の継手の抵抗力に関して、

$$F_{Ln} = F_{\max} + \gamma_{\alpha}(1+c)fx - \gamma_{\alpha}nfl \quad (7)$$

ただし、 $n=1, \dots, n_{LR} (= \text{Int}(F_{L1}/cfl) + 1)$ 、 $\alpha < 90^\circ$ の時 $\gamma_{\alpha} = 1$ 、 $\alpha > 90^\circ$ の時 $\gamma_{\alpha} = -1$ 。

その後の断層距離推定手順は、 $0 \leq x \leq 1/(c+1)l$ の場合と同様に式(3)、(4)、(5)の式を用いて算出可能である。

4.2 推定モデルの検証

提案する簡易推定モデルを用いて、3.の解析結果と比較した。図-14、図-15は図-7の解析モデルで、口径 $\phi 100$ 、断層交差位置②、地盤ばね K-2 の場合の許容断層変位の解析値と推定値を示している。断層交差角度が 60° までの引き抜け破損と 135° 以上の圧縮破損の場合では、解析の値と推定モデルによる推定値が非常によく一致している。DIP 管の解析の場合、3つの管体モデルでしか DEM 解析を行わなかったが、推定モデルでは継手伸縮の影響範囲は解析モデルよりも長く、さらに許容断層変位も長くなると推定される。しかし、地盤摩擦力については継手部の凹凸による影響も考えられ、DIP 管の解析モデル長さの検証については、今後検討していく課題である。また、断層交差角度が 90° 近くになると曲げに伴う軸方向の伸びが生じるため、本推定値から離れることは明白であるが、管路のみで断層変位に耐えるように設計するためには、 30° や 150° の安全側の許容断層変位が用いられることが望ましく、本推定モデルが許容断層変位の推定に有効であると思われる。実際には、管路のみで断層変位を吸収する構造物自体の耐震化対策と共に、他の断層変位対策なども合わせて配慮されることが重要である。

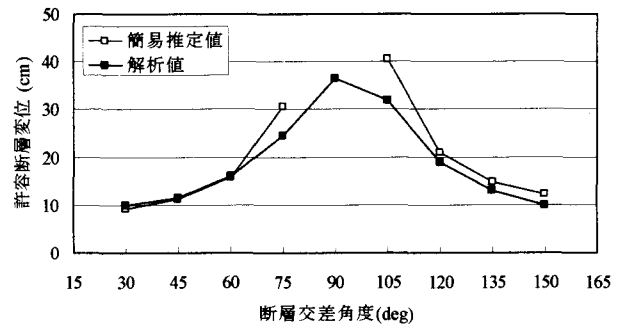


図-14 PVC 管の推定モデルと解析値の許容断層変位

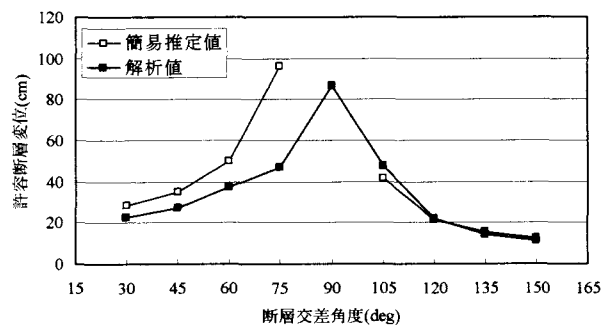


図-15 DIP 管の推定モデルと解析値の許容断層変位

5. 結論

本研究では断層変位を受ける有継手管路の挙動を明らかにするため、個別要素法を用いて新たに管路解析モデルを開発し、PVC管とDIP管に対してパラメトリック解析を行うことにより、断層を横断する有継手管路の耐震性を検討した。本論文の内容・結果は以下のように要約される。

- 1) 地中管路の継手の拔出しや破損などの現象を追従するため、個別要素法を用いて新たに管路解析モデルを開発して解析を行った。とくに、本論文では新たに導入した管材料の非線形特性について論じた。
- 2) 有継手管路の断層変位に対する挙動に関して、PVCとDIPの管材料や断層位置、断層交差角度、口径、地盤ばね係数に種々の値を用いて解析し、それらの管路挙動に与える影響について検討した。断層交差角度が90°の時には許容断層変位が大きく、90°から離れるにつれて小さな断層変位でも損傷しやすいことが分かった。
- 3) 断層交差角度が60°以下のケースでは、断層位置、口径、地盤硬さによらず、全てのケースで継手抜け出しにより破損し、断層交差角度135°以上のケースでは、全てのケースにおいて継手圧縮破損により破損した。これらのケースでは、断層交差角度や継手拔出し量などの幾何学的関係による影響が支配的である。
- 4) 断層交差角度が90°に近くなるとPVC管では管体や継手の曲げ破損が生じやすいが、DIP管では継手の許容回転角度が大きいため、管体の曲げか継手伸縮による破損が先行することが分かった。
- 5) 有継手管路の断層変位による簡易推定モデルを提案した。実務に用いられると思われる断層交差角の範囲では簡易推定モデルは解析結果に近い値が推定でき、本推定モデルの有効性が示された。

本研究解析プログラムにおいて、断層変位は常にどの位置でも地盤ばねを介して管路に伝達されるが、実際の断層面での地盤の挙動は複雑であり、変形が進むと管体と地盤との間に間隙が生じると考えられる。したがって、解析開始直後と地盤大変形時では地盤モデルに異なるものを適用する必要がある。例えば、管体が管軸方向に対してある一定以上の角度になれば、地盤ばねを切り離すなどの工夫が今後の解析に望まれる。

参考文献

- 1) 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.
- 2) 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, 1977.

- 3) 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, 1979.
- 4) Kennedy R.P. and Kincaid R.H.: Fault crossing design for buried gas oil pipelines, ASME, PVP., Vol. 77, pp.1-9, 1983.
- 5) 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.
- 6) 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, 1979.
- 7) Wang L. L. R. and Wang L. J.: Parametric study of buried pipelines due to large fault movement, ASCE, Technical Council on Lifeline Earthquake Engineering, No.6, pp.152-159, 1995 and Proceedings of 3rd China-Japan-U.S. Trilateral Symposium on Lifeline Earthquake Engineering, pp.165-172, 1998.
- 8) 高田至郎, 中野雅弘, 片桐信, 谷和弘, 小柳悟: 地震時地盤不等沈下を受ける耐震性硬質塩化ビニル管路の挙動実験, 土木学会論文集, 第 619 号, 1-47 pp.145-154, 1999.
- 9) 福田克己: 活断層近傍における地中鋼管路動的挙動解析と耐震設計法に関する研究, 神戸大学博士論文, 2000.
- 10) 高田至郎, ラダンイワノフ, 森田典和: DEM による地中継手管路の大変形解析, 建設工学研究所論文報告集, 第 45 号, pp. 111-122, 2003.
- 11) 伯野元彦: 破壊のシミュレーション, 森北出版, 1997.
- 12) Kennedy R.P., Darrow A.C. and Short S.A.: General consideration for seismic design of oil pipeline systems, Proceedings of ASCE, Technical Council on Lifeline Earthquake Engineering, Specialty Conference on Lifeline Earthquake Engineering, Los Angeles, pp.1-17, 1977.
- 13) Liu, A and Takada, S.: Study on the performances of two large-diameter steel pipelines at fault crossing in KOCAELI and JI-JI earthquake, Proceedings of the Fourth China-Japan-USA Trilateral Symposium on Lifeline Earthquake Engineering, pp.153-160, 2002.
- 14) 森田典和, 鉄田泰子, 高田至郎: 材料非線形を考慮した断層横断塩化ビニル管路の個別要素法による挙動解析, 建設工学研究所論文報告集, 第 46 号(投稿中) .
- 15) 日本ガス協会: ガス導管耐震設計指針, 1982.

(2004 年 9 月 17 日受付)