

埋設管の管周方向変形に及ぼす 輪荷重の影響に関する実験

高木宣雄*

静的および動的な輪荷重に伴い発生する、埋設管の周方向ひずみを調べるために、口径 400 mm の鋼管を比較的浅い 4 通りの深さに埋設し、詳細な実規模実験を行った。その結果、輪荷重の移動に応じた管周ひずみの分布を明確に測定できた。また、最大ひずみは輪荷重が管の直上にあるとき管頂で生じ、輪荷重にほぼ比例し、同時に最大ひずみは Iowa 公式よりもガス事業法の設計式でよく評価されることがわかった。

Keywords : buried pipe, vehicle load, field test, deformation

1. ま え が き

ガス導管は他の埋設管と同様に、原則として通常 1.2 m 以上の土被りに埋設されねばならないことが、道路法により規定されている。またこのとき、道路上の車両荷重に起因する、ガス導管の管周方向の曲げ応力は、ガス事業法で定められた導管の肉厚設計式により算定される。

ところで、近年の都市施設の高密度化に伴って、他の既設埋設物との占有位置関係などで、ガス導管は部分的に若干浅い埋設を余儀なくされることがある。また、道路交通量の著しい増加や、重量車両比率の増大によって、劣化した舗装面を修復するため、道路舗装の打替え工事がよく行われる。このような工事では道路表層部がすき取られ、一時的に規定土被りを保てないまま、工事用の重車両がガス導管上を走行することがある。このように土被りが 1.2 m よりも浅くなる場合に、前述のガス事業法の設計式がなお有効であるか、また現行のガス導管の仕様のままで適切であるか、確認する必要がある。

さて、車両荷重によって生ずる管周方向の曲げ応力あるいはモーメントについては、依然として Spangler のいわゆる Iowa 公式¹⁾を主に基本として、各埋設物管理者が上載土圧や車両荷重圧に少しずつ異なる考え方を導入し、独自の設計式を採用している。ガス事業法の設計式²⁾は、日本水道協会規格における考え方を一部修正したものであり、管の変形に比例して楕円形の側方土圧を作用させる Iowa 公式の考え方とは、若干異なる。つまり、ガス事業法においては、周辺地盤の強度や管の変形に関係なく、ある一定の上載圧および底部反力圧、ならびに側方土圧を仮定し、薄肉円環理論³⁾より曲げ応力を算定している。

そこで、規定土被り以下におけるガス事業法の設計式の妥当性を検証するため、土被りの影響に着目して実規模の詳細な実験を行ったので、ここにその結果を報告する。現行の小口径管の仕様では口径・肉厚比が大口径管に比べて小さく、管断面の変形が生じにくい。したがって、実験では口径・肉厚比が比較的大きい呼び径 400 mm、長さ 5 m の鋼管を 4 通りの深さに埋設し、積載量を変化させたダンプカーを静的および動的に載荷させた。鋼管の中央断面の外周にひずみゲージを多点に貼付し、外荷重によって生ずる管周方向の変形を計測した。また、鋼管の土被りと同様の深さに小型土圧計を配置し、地盤内の鉛直輪荷重圧を測定した。

以下、2. では静的および動的実規模実験の仕様と計測システムの詳細を説明する。3. では実験で得られた膨大な結果のうち、重要なデータを取り上げ、既存のいくつかの設計法と比較・検証を試みる。本章の前半で本報告の主題である管周方向のひずみを、そして後半で管周方向の変形を評価するうえで基本となる、地盤内の輪荷重圧を考察する。そして、4. で本報告の主要な結論を述べる。

2. 実規模実験の方法

Fig.1 (a) および (b) で示すように、口径 400 mm (外径 40.64 cm, 内径 39.06 cm)、長さ 5 m の鋼管を、約 30, 60, 90 および 120 cm の 4 通りの土被りに敷設した。隣合う各鋼管の離れは水平距離で 50 cm とやや短いが、互いの鋼管の埋設深度を考慮すると、離れは最も接近したところで 95 cm (管外径の 1.33 倍)、その他のところで 108 cm (同 1.66 倍) である。埋設の際に埋戻し土が管内に流入しないように管端を厚さ 5 cm の発泡スチロール板で閉塞しているが、それ以外は何の管端処理も施していない。おのおのの鋼管の中央部管外周には、Fig.1 (d) で示すように 30° ごとにひずみゲージを貼付

* 正会員 工修 東京ガス(株)技術研究所 材料・力学研究所 G 研究主幹 (〒105 港区芝浦 1-16-25)

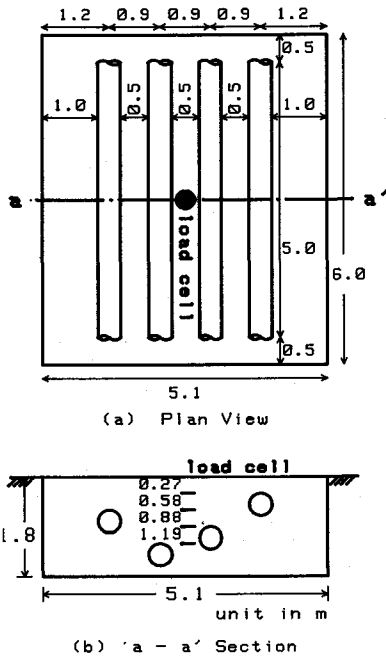
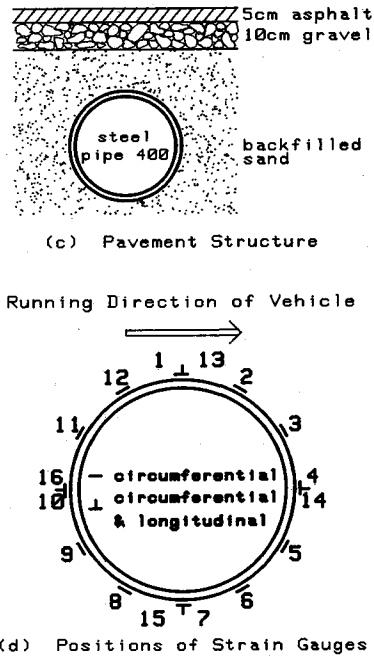


Fig.1 Layout of Instrumentations.



(d) Positions of Strain Gauges

した。管頂・管底および両管側の4点には管軸方向のひずみをも計れるように、二軸ゲージを用い、その他の8点には一軸ゲージを管周方向のみに貼付した。純粋な曲げひずみ成分を計測するには、本来管内面にもひずみゲージを貼付すべきであるが、貼付位置の同定と貼付作業が困難なことから設置していない。仮に、後述のガス事業法に基づく外力(Fig.8)を管断面に作用させた場合、薄肉円環理論の計算⁴⁾によると、管周方向の単純軸ひずみ成分は曲げひずみ成分が通常最大となる管頂位置で、後者の約4%と算定される。したがって、管外周のひずみが曲げひずみを表すと考えてよい。さらに、小型土圧計をFig.1(a)および(b)のように、約30cmごとの土わりに4点設置した。信号ノイズを低減させるため、同軸ケーブルをひずみゲージおよび土圧計のコードとして用いた。

計測システム(Fig.2)は、後述の静的条件と動的条件で異なるシステムを構成する。すなわち、静的条件ではコンピュータによりデータロガーを制御し、ひずみゲージおよび土圧計のデータをdigitalでフロッピーディスクに収録した。一方、動的条件ではひずみゲージおよび土圧計の動的応答を2つのデータレコーダにanalogueで収録した。そして全実験の終了後、データレコーダとコンピュータをA-D変換器を介して接続し、データを解析した。測定計器の計測チャンネル数が限られているため、静的条件は2パイプずつ、動的条件は1パイプずつ同時に計測し、他のパイプへの切替えは

Table 1 Soil Properties of Backfilled Sand.

soil component	grain size range(mm)	percent	
gravel	more 4.76	5.3	
sand	coarse	2 to 4.76	2.3
	medium	0.42 to 2	14.2
	fine	0.074 to 0.42	69.0
silt	0.005 to 0.074	7.3	
clay	less 0.005	1.9	
specific gravity, G_s		2.783	
unit weight(kN/m^3), γ		16.9	
uniform coefficient, U_c		3.55	
water content(%), w		13.42	

Fig.2のリレー板に計器コードを逐次差し替えることによって実行した。

埋戻しは山砂を用い、約30cmの巻出し厚で転圧を繰り返した。山砂の主な物理的性質をTable 1に示す。また各層の転圧後、平板載荷試験を6か所で実施した。その際得られた地盤反力係数 \bar{m} の平均値は、沈下量2.5mmに対し、約63 MN/m³ (6.4 kgf/cm³)であった。Fig.1(c)に示すように、路面舗装として10cmの厚さの粒状調整砕石(M30-0)と5cmの厚さのアスファルトを施した。この構造は市街地の通常の舗装に比べてかなり弱い。

実験に用いた車両は3軸を有する一般的なダンプカーである。その車軸および車輪の位置関係はFig.3に示されるように、ダンプカーは後2軸にダブルタイヤをもつ。

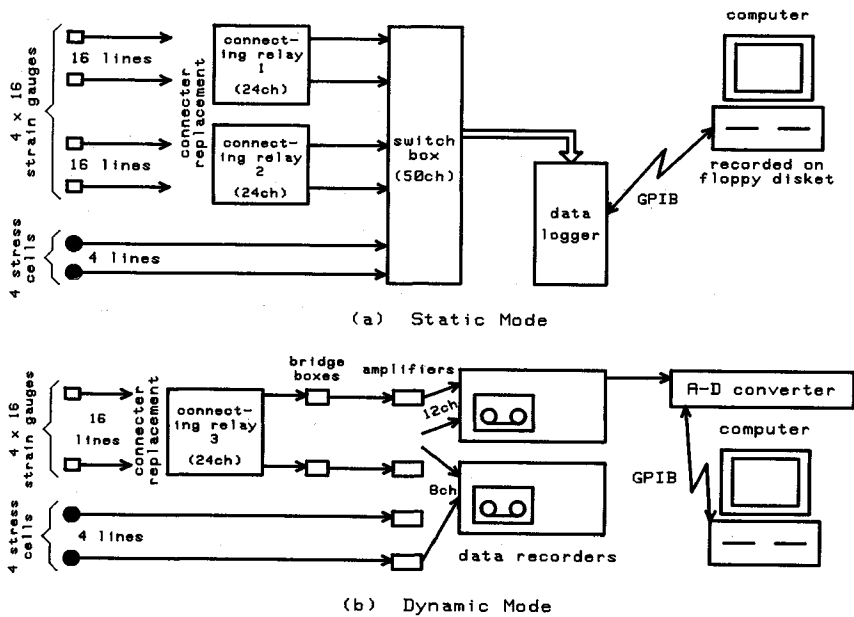


Fig.2 Data Acquisition Systems.

Table 2 Test Conditions and Wheel Loads.

Exp. No.	mode	position	velocity (km/hr)	vehicle load	front load		driving load		trailing load	
					left	right	left	right	left	right
1	stationary	F, D & T and F*, D* & T*	—	107.1	21.5	23.0	17.0	17.0	14.5	14.1
2				146.7	23.5	24.6	24.9	25.6	22.8	25.3
3				169.5	24.9	27.1	29.1	31.5	25.4	31.5
4				194.8	24.7	25.8	36.4	37.0	35.6	35.3
5				223.3	27.0	28.8	43.9	42.0	40.5	41.1
6	running	Right tyres travel just above the instrumented sections.	10, 20 and 30	110.2	21.9	22.9	17.7	17.5	14.8	15.4
7				146.7	23.5	24.6	24.9	25.6	22.8	25.3
8				169.5	24.9	27.1	29.1	31.5	25.4	31.5
9				194.8	24.7	25.8	36.4	37.0	35.6	35.3
10				223.3	27.0	28.8	43.9	42.0	40.5	41.1
11	braking	same as above	30	227.5	27.5	28.5	44.9	43.2	41.2	42.2
12	curving	same as above	10 & 20	227.5	27.5	28.5	44.9	43.2	41.2	42.2

unit of load in kN

実験条件を Table 2 に示す。実験は静的条件 (No. 1 ~ 5, 以下停止モードと呼ぶ) と動的条件に大きく分かれる。動的条件では直進モード (No. 6 ~ 10) を中心に、制動モード (No. 11) と曲進モード (No. 12) も加えた。停止および直進モードについては、それぞれ約 107 kN から 223 kN までの 5 段階の車両重量を設定した。静的状態でおのおののタイヤ (ダブルタイヤはペアを一つとして計測) 荷重を重量計で計測し、それらの合計重量を車両総重量とした。Table 2 に示した停止モードでの埋設管とダンプカーの位置関係 (F, D, T, F*, D* および T*) は、Fig. 4 で具体的に示される。すなわち、埋設管の計測断面の直上にそれぞれ 3 軸の右タイヤ (ダブルタイヤの場合、それらの中心) を置き、かつそれぞれの

ケースにつき、車両の向きと管軸の方向を平行および直角とした。停止モードにおける実験回数はそれぞれの条件で 1 回ずつである。動的条件の 3 モードにおいては 3 軸の右タイヤが計測断面の上を直角に横切る。ただ曲進モードでは内輪差があるため、後前軸右輪だけができるだけ計測断面の真上を横切るようにさせた。車両の走行速度の影響を確認するため、直進モードにおいて目安の速度を 10, 20 および 30 km/h に変化させた。制動モードにおいては 30 km/h の定常走行後、埋設管の直前でブレーキをかけはじめ、その状態のまま計測断面を横切らせた。曲進モードでは目安の速度を 10 および 20 km/h に変化させ、半径 $R=15$ m の軌道上を左方向にカーブさせた。動的な 3 モードにおける走行実験回数は

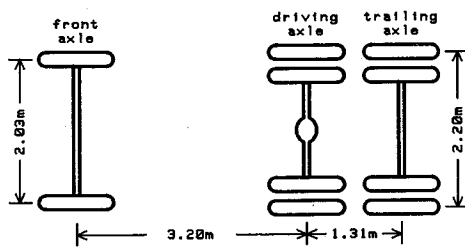


Fig.3 Dimensions of the Vehicle.

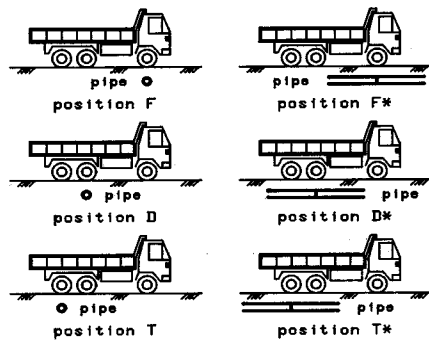


Fig.4 Stationary Positions.

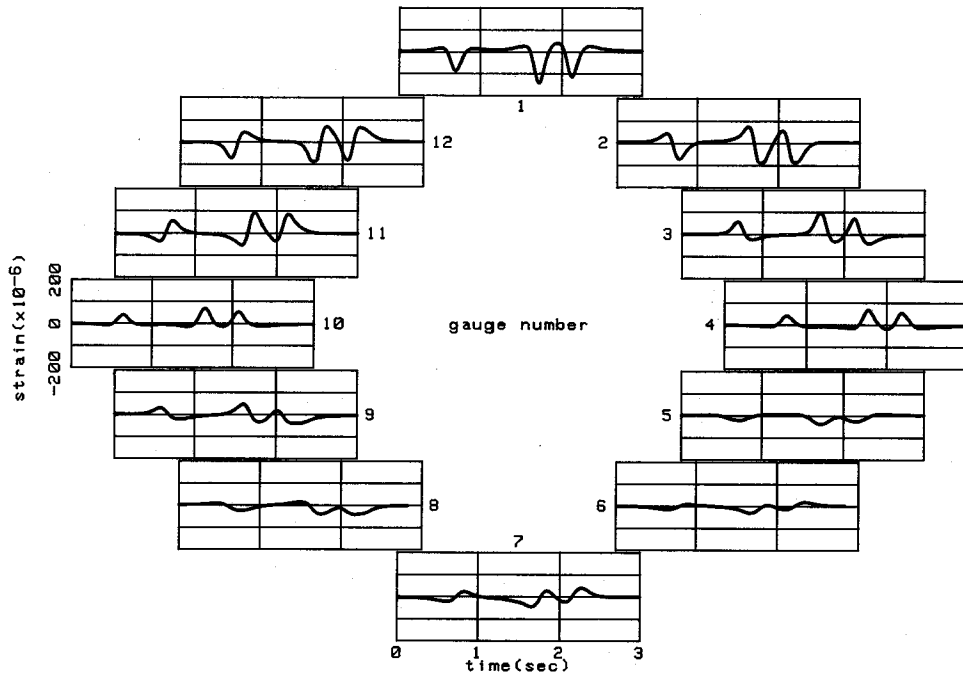


Fig.5 Time History Responses of Strain Gauges (Exp. No. 10).

すべての条件につき2回ずつ繰り返した。

3. 実験結果と考察

Fig.5に動的条件におけるひずみゲージの時刻応答例を示す。A-D変換器のサンプリング時間は10msで、チャンネル間のタイムラグは20 μ sである。図は実験条件No.10のうちの土盛り30cm、速度10km/hでの管周12点のひずみである。管周のひずみは車両の3軸の通過に伴う応答が明瞭に現れており、かつ車両通過後完全に回復している。また近接した後2軸(軸距1.31m)に伴うピークは2つに明らかに分かれている。

Fig.6に前述の条件下で、ある時刻(定速度ゆえ、車両のある位置)の管周方向ひずみ分布を車両の位置とともに極座標で示した。図中に示した距離(x)は後前軸

と管中心の水平距離を表す。隣合った2点の測定値を滑らかな曲線で結ぶため、これら2点を中心に両側合計6点の測定値を5次関数で曲線近似し、これらの2点間を結んだ。そしてこのプロセスを30°ごとに12回繰り返して、管周を一周する滑らかなひずみ分布を描いた。車両の遠近に伴うひずみ分布の応答が明確に現れており、きわめて興味深い。特に管上に後2軸が跨るとき、管断面は卵を立てたようなひずみ分布を呈する。つまり通常の設計で想定される挙動と異なって、管頂に正の曲げひずみが発生する。

動的条件については、1回の走行ごとに得られる、このような時刻応答図から、管頂に最大ひずみを与える時刻を検出し、以降のデータ解析を行った。ほとんどの場合、後前軸の右輪が管の直上に位置するときに、管頂に

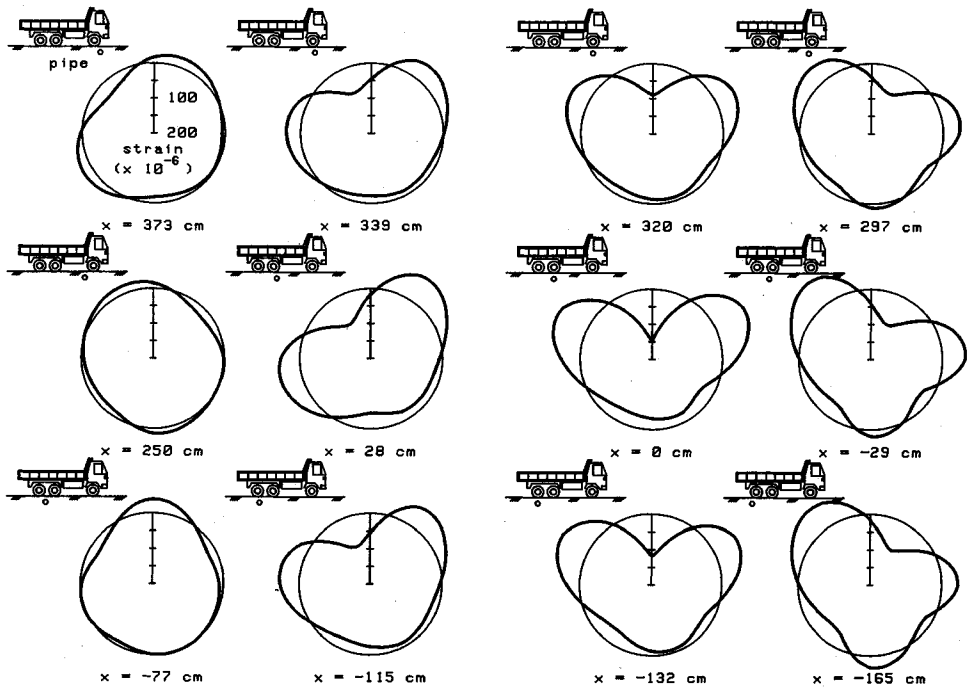


Fig.6 Bending Strain Profiles at Various Positions of the Vehicle (Exp. No. 10).

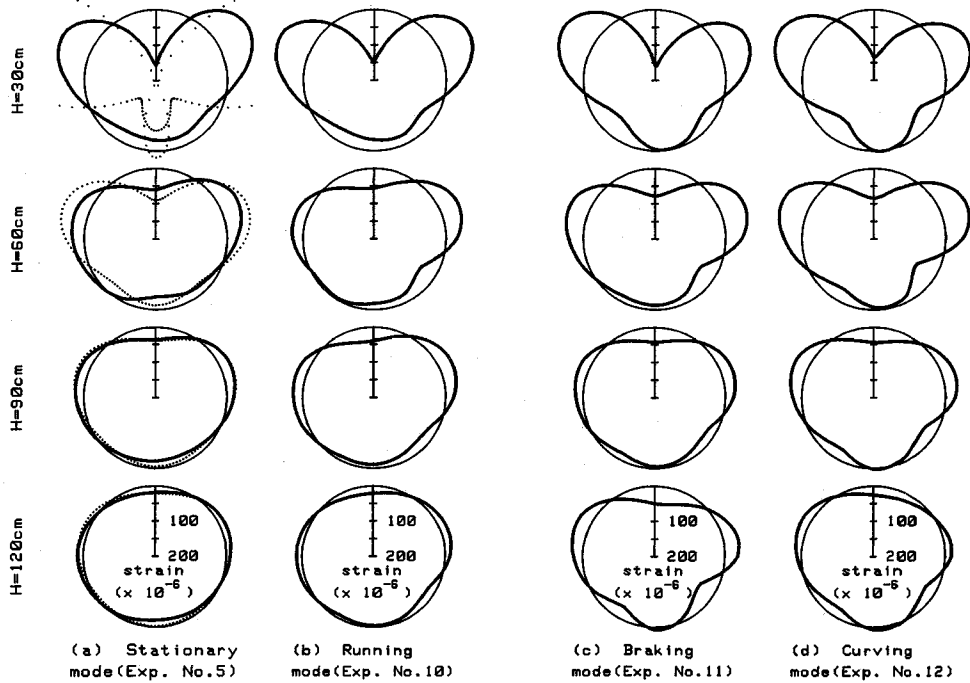


Fig.7 Bending Strain Profiles in the Various Modes.

最大ひずみを与えた。静的実験では、はじめからこの最大値だけを直接収録していることになる。なお、管断面の4点に設けた管軸方向のひずみに関する結果および考察は本報告とは別に⁵⁾まとめる予定であるので、これ以

上言及しない。

(1) 管周方向のひずみ

4モードの実験 (No.5, 10, 11, 12) に対する、管周方向のひずみ分布の例をそれぞれ Fig.7 (a) から (d)

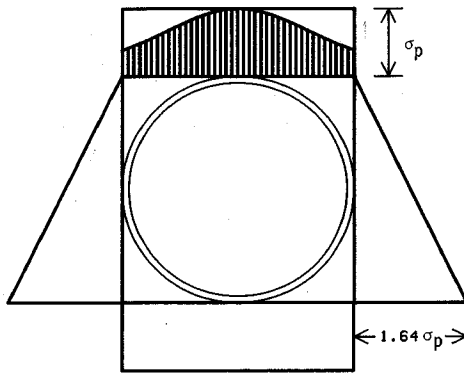


Fig.8 Load Distribution around a Pipe (GUIL).

に示す。埋設深度の異なる鋼管の離れが比較的短いことを2.で指摘したが、互いの管の位置関係を考慮すると、これによる有意な影響はないと考えられる。Fig.7 (a)にはガス事業法の設計式²⁾に基づくひずみ分布の算定結果も点線で示した。同設計法はガス導管と上載荷重のタイプをそれぞれ2種類に分類し、合計4ケースの管断面の荷重分布を想定している。今回の実験はFig.8の荷重分布に該当する。すなわち、上載土圧と底部反力土圧が管径全体にわたり、強度 σ_p の等分布で作用し、管の変形によらず一定の三角形状土圧が側圧として作用すると仮定したものである。ここでは実測の輪荷重 Q を後述のBoussinesqの土圧式(2)に代入し、管上に作用する輪荷重圧の強度 σ_p を算定した。なおFig.8中の曲線分布は式(2)のBoussinesq土圧を表す。ガス事業法に基づくひずみの算定結果は薄肉円環理論より計算できる(文献4)参照)。前述のように、ひずみ測定値はほとんど曲げひずみ成分と考えられる。その他の実験条件をも含めてほとんどの場合、ひずみは管頂で最大となった。停止モードと直進モードのひずみ分布に大きな差はない。ガス事業法の設計式により算定されるひずみ分布は、土被り30 cmの管で約3倍大きい。土被り60 cm以深の管では実験値に近い分布である。なお、Fig.7 (a)の $H=30$ cmの図において、点線で示す算定結果が複雑な分布を呈するのは、極座標表示の目盛設定で図のようにひずみを大きく表現したため、たとえば極(+200×10⁻⁶のひずみに相当)を超えるひずみがループを描いたのである。制動モードおよび曲進モードのひずみ分布は、他モードのそれらよりもやや大きい。全体として明らかのように、管の土被りが浅いほど大きなひずみが生じた。

次にこれらのひずみ分布のなかで通常管頂に生ずる最大ひずみに注目し、この最大ひずみと管の埋設深さとの関係をFig.9に示す。制動モードをFig.9 (a)に、曲進モードをFig.9 (b)に表し、それぞれ同速度での直

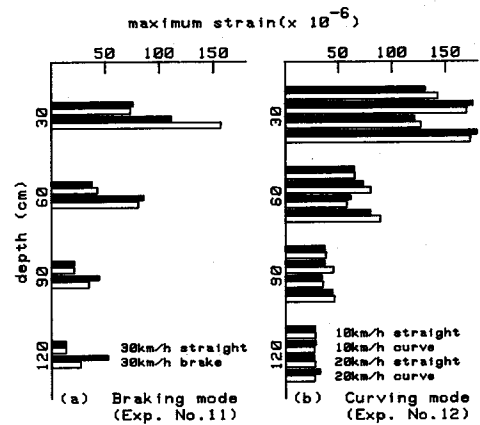


Fig.9 Maximum Strains with Depth of Pipelines.

進モードと比較した。2.で述べたように、同一条件での走行を2回ずつ繰り返したので、これを黒棒線と白棒線で区別した。浅い管ほどひずみは急激に増大し約150×10⁻⁶に達するが、たとえ埋設深さが30 cmの管の場合でも、許容ひずみ(570×10⁻⁶)に比べて十分小さい。ガス事業法に「許容応力」の概念はあるが、「許容ひずみ」という考え方はない。しかし、弾性論の範囲内では許容ひずみは許容応力から一義的に換算される。ここでいう許容ひずみは、日本工業規格(JIS)で定められた鋼の最小引張強さ3000 kgf/cm²(294 MPa)を鋼のヤング率2.1×10⁶ kgf/cm²(206 GPa)で除し、さらに安全率(ガス事業法で導管の肉厚設計に関する技術基準²⁾で採用されている)2.5で除した値とした。以上のようにガス事業法の設計式はかなり安全側の考え方である。図には示していないが、停止モードで生ずるひずみは直進モードのそれよりやや大きく、また直進モードにおいて車両速度が増せば、ひずみは若干減少する傾向がみられた。制動モードおよび曲進モードで生ずるひずみは、直進走行で生ずるひずみに比べて、前者で約2倍、後者で1割から4割大きいという結果が得られた。しかし、特に制動モードにおいては運転操作が微妙なため、繰返しの各走行が必ずしも同じ条件にならず、測定値のばらつきが大きい。制動操作あるいは曲進走行によって、車両総重量の各車輪への配分に大きな変化が生じたことが、これらの原因の一つと考えられる。

次にタイヤ荷重と管頂に生ずる最大ひずみの関係をFig.10に示す。停止モードでのすべての結果と、直進モードでの速度10 km/hの結果をプロットした。直進モードにおいては、対象のタイヤ荷重として、右3輪の荷重のなかから最大値を適用した。土被り30 cmの管ではばらつきが大きい。一般的に最大ひずみはタイヤ荷重に比例するといえる。図中の直線は、ガス事業法の肉厚設計式(詳細は文献4))より求められ、次式で表

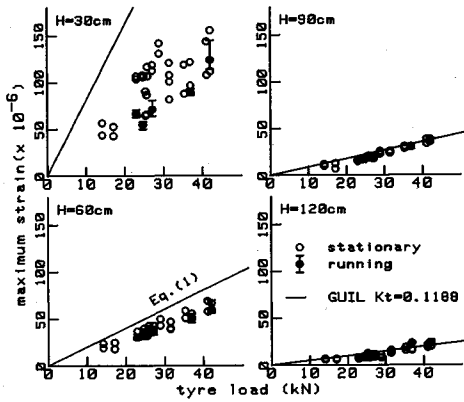


Fig.10 Maximum Strains and Tyre Load.

される。

$$\epsilon_{max} = K_t(\theta) \times \sigma_p \times (B/t)^2 / E \dots\dots\dots (1)$$

- ここに、
- ϵ_{max} : 管周方向の最大ひずみ
 - $K_t(\theta)$: モーメント係数、管頂では $K_t = 0.1188$ (注)
 - θ : 管周の位置 (角度)
 - σ_p : 点荷重の Boussinesq 土圧
 - B : 管の外径
 - t : 管の肉厚
 - E : 管材料のヤング率

である。

点荷重の Boussinesq 土圧 σ_p は後述の式 (2) で、 $x=y=0$ かつ $z=H$ とすることで与えられる。式中の輪荷重 Q は設計値として、ガス事業法では衝撃係数の 0.5 を含めて 12 000 kgf (118 kN) と一定に定められているが、ここでは実測値をとった。肉厚設計式 (1) は、土被り 30 cm の鋼管の場合、測定ひずみよりかなり大きく算定するが、土被り 60 cm 以深の鋼管に対して測定ひずみと良く一致する。一方図には表示していないが、Iowa 公式を適用すると、次のような結果となった。最大モーメント、したがって最大ひずみは通常管底に生じ、「締固めが良好な基床」の場合のみ、ともに管頂と管底に生ずる。このとき最大ひずみはやはり式 (1) で示されるが、モーメント係数 K_t は 0.33~0.36 となり、ガス事業法の係数の約 3 倍の値をもつ。本算定に必要な水平方向地盤反力係数 E_s は、締固められた砂地盤にとって適切な値である 3.14~12.8 MN/m³ (0.320~1.30 kgf/cm³) を用いた⁶⁾。以上のことから、Iowa 公式は管のひずみをかなり過大に評価することになり、今回の実験条件に限れば、ガス事業法の肉厚設計式の方が適切である。

なお、式 (1) の輪荷重圧 σ_p について、次節で

注) ガス事業法では、0.114 となっているが、正確な計算によるとこちらが近い値である。

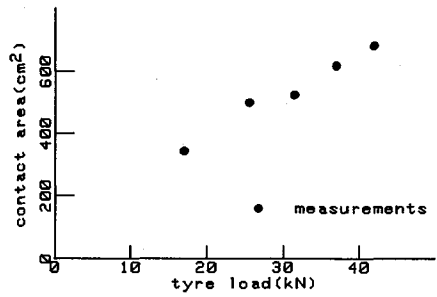


Fig.11 Contact Area and Tyre Load.

Boussinesq 土圧よりも、より大きく評価する Fröhlich 土圧の優位性を述べる。したがって、 σ_p に Fröhlich 土圧を採用すべきであると考えられる。しかし、Fig.8 から理解されるように、管に作用する上載圧および反力圧は強度が σ_p なる矩形の等分布圧と仮定されているゆえ、ここですでに輪荷重圧を過大評価していることになる。つまり、輪荷重圧の評価が適当に相殺されて、式 (1) の土圧 σ_p に Boussinesq 土圧が適用されても、設計上十分な評価が得られる。

(2) 地盤内鉛直土圧

Fig.11 に後前軸右輪のダブルタイヤの荷重と接地面積の関係を示す。静止状態でタイヤと地面 (鉄製平板) の間に特殊な感圧フィルムを挟むと、タイヤの接地形状がフィルムに着色される。接地面積はこの接地形状をプランメータで測定した。図のように接地面積はタイヤ荷重にほぼ比例する。

小型土圧計の時刻応答は、Fig.5 で示したひずみ応答と同様な挙動を呈するが、右前輪の通過に伴う応答 (左端の波) に注目する。右前輪に伴う土圧は他の車輪荷重による影響を受けにくく、この応答を単一荷重下での地盤内土圧として考察することができる。この応答は定速度の移動荷重に対する、地盤内定点での鉛直土圧である。そこでこの移動荷重を静止荷重と仮定すれば、図の時間軸を距離軸に変換することができるので、応答曲線はある定点荷重下での鉛直土圧の水平方向分布を相対的に表す。Fig.12 はその一例である。時間軸から距離軸への変換は次のようにして正確を期した。走行速度は目安であるので、Fig.5 で前輪と後前輪に伴う 2 波のピーク値を示す時刻から両ピークの所要時間を求めた。そして前輪と後前輪の軸距 (3.2 m) をこれで除すことにより、正確な速度を算出し、これを変換の基礎とした。Fig.12 の曲線は、この荷重に対応する Fröhlich 土圧 (半無限体、一層、応力集中係数 $\nu=5$) である。点および等分布荷重に対する Fröhlich 土圧は、それぞれ式 (2) および (3) と (4) で与えられる。なお、Boussinesq 土圧 (応力集中係数 $\nu=3$) は、式 (2) および (4) の最初の大括弧の項で与えられる。等分布荷重の接地形状は正方形

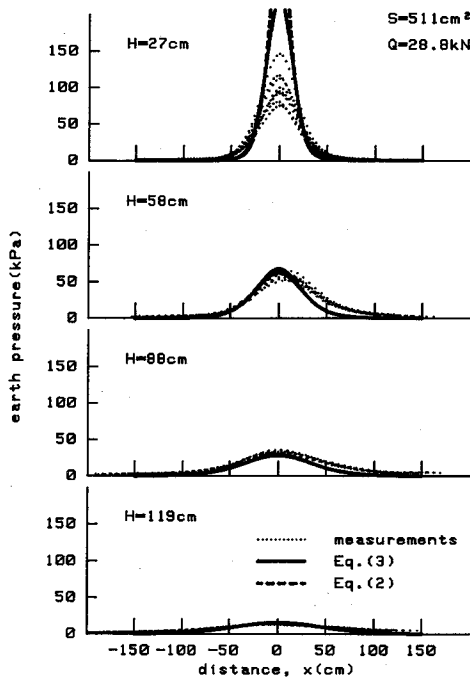


Fig.12 Dynamic Earth Pressure Distribution Transformed from Time Histories (Exp. No. 10).

を仮定し、その一辺の長さ (2A) は接地面積 (S) の測定値から求めた。式 (2), (3) および (4) 中の x および y はどちらかを 0 とすればよい。

$$\sigma_p = \frac{\nu Q}{2\pi} \frac{z^\nu}{(x^2 + y^2 + z^2)^{(\nu+2)/2}} \dots\dots\dots (2)$$

$$\sigma_d = q(x+A, y+A, H) - q(x+A, y-A, H) - q(x-A, y+A, H) + q(x-A, y-A, H) \dots\dots (3)$$

ここに、

$$q(x, y, z) = \frac{q_0}{2\pi} \left[\frac{xyz(x^2 + y^2 + 2z^2)}{(x^2 + y^2)(y^2 + z^2)(x^2 + y^2 + z^2)^{1/2}} + \arcsin \left\{ \frac{xy}{(x^2 + z^2)^{1/2}(y^2 + z^2)^{1/2}} \right\} \right] + \frac{q_0}{2\pi} \cdot \left[\frac{1}{3} \frac{xyz^3}{(x^2 + z^2)^2(y^2 + z^2)^2(x^2 + y^2 + z^2)^{3/2}} \times \{2(x^6 + y^6 + 3z^6) + 3x^2y^2(x^2 + y^2) + 7z^2 \cdot (x^4 + y^4) + 11z^4(x^2 + y^2) + 12x^2y^2z^2\} \right] \dots\dots\dots (4)$$

であり、

- σ_p : 点荷重による鉛直土圧
- σ_d : 等分布荷重による鉛直土圧
- ν : 応力集中係数
- $q_0 = Q/S$: 等分布荷重圧
- Q : 輪荷重

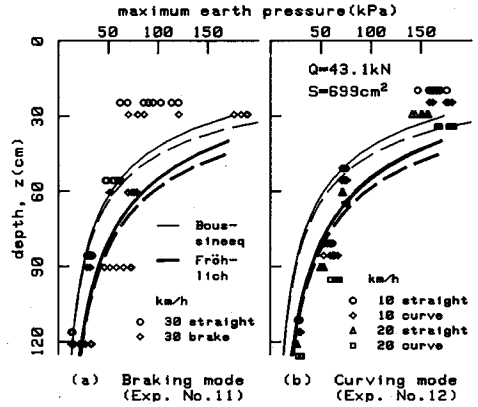


Fig.13 Vertical Profiles of Maximum Earth Pressure.

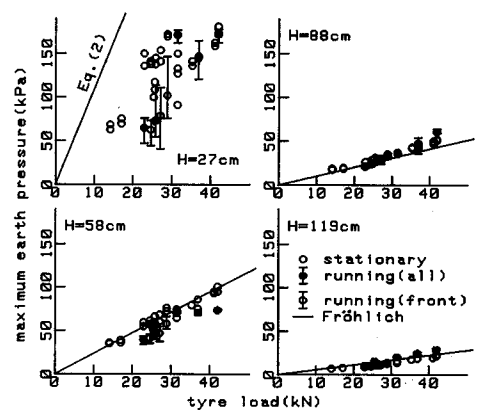


Fig.14 Earth Pressure and Tyre Load.

$2A = \sqrt{S}$: 正方形荷重の一辺の長さ
 H : 管の土被り
 x, y, z : 鉛直下方を z とする直交座標系

である。
 Fröhlich 土圧は、60 cm 以深では測定結果と良い一致をみるが、深さ 30 cm ではかなり過大に評価する。また、60 cm 以深では点荷重と等分布荷重による輪荷重分布の差はほとんどみられない。
 次に、輪荷重直下で生じた土圧の深さ方向に関する分布例を Fig.13 (a) および (b) に示す。ほとんどの場合、右 3 輪の中で荷重の最も大きい車輪の直下で、土圧の最大値が生じた。しかし、運転操作の微妙なコントロールによって、この対応が必ずしも一致しないことがあった。このようなケースでも荷重は右 3 輪のうちの最大値を対象とした。以上の図には Fröhlich 土圧以外に、Boussinesq 土圧も併記した。両者の土圧とも、点荷重は式 (2) に $x=y=0$ を、一方等分布荷重は式 (3) にやはり、 $x=y=0$ と $H=z$ を代入することで与えられる。いずれのモードにおいても、Boussinesq 土圧よりも Fröhlich 土圧が 60 cm 以深の土圧をよく近似する。こ

これらの深さにおいては表面荷重が点あるいは正方形等分布であっても、Fröhlich 土圧に大きな差はない。一方 30 cm の深さの土圧に対しては、Fröhlich 土圧は過大評価となり、どちらかといえば等分布の Boussinesq 土圧が実測値に近い。制動および曲進モードでは同条件での走行の再現性が困難なことから、測定値のばらつきがかなり大きい、平均的には定速の直進走行での結果より大きな土圧が生じた。特に制動モードにおける土圧が最も大きい結果を与えた。これらの理由は前節ですで述べたとおりである。

次にタイヤ荷重と鉛直土圧の関係を Fig.14 に示す。制動および曲進モードのデータは除外した。図中の説明のように直進モードのデータは、右前輪に伴う土圧と右 3 輪に伴う最大土圧の 2 種類を用いた。図には点荷重による Fröhlich 土圧、すなわち式 (2) を直線として明示した (分布荷重による土圧は正方形の辺の長さ $2A$ の関数となるため、これが既知でないと描けない)。Fröhlich 土圧が 60 cm 以深における実験結果を適切に評価することは、この図からもより一層明確となる。また、管周方向のひずみの場合と同様に、鉛直土圧はタイヤ荷重にほぼ比例する。

4. 結 論

車両荷重がガス導管 (呼び径 400 の鋼管) の管周方向変形に与える影響について、主にガス導管の土被りを変化させた実規模実験を行い、詳細な実験結果を得た。主要な結論は次のとおりである。

まず、管周方向のひずみに関して、次のような結論が述べられる。

(1) 車両の走行に伴って生ずる、任意時刻の管周方向のひずみ分布を測定し、表面荷重の移動による管変形の応答を明らかにした。

(2) いずれの土被りにおいても、管周方向のひずみ分布は管頂部で最大となる。また、ガス事業法の技術基準による評価は、土被り 60 cm 以深の鋼管のひずみ分布形状をよく近似するが、一方土被り 30 cm のものについては過大となる。

(3) 浅いガス導管ほど車両荷重の影響を受けやすいが、実験の最小土被りである 30 cm の鋼管においても、その際生じた最大ひずみは許容ひずみに比べて十分小さい。

(4) 互いに近接した複数車軸の輪荷重がガス導管に

与える影響は、それら複数輪の荷重の総和を単一集中荷重とするガス事業法の手法で評価する必要はなく、おのおの車輪ごとの荷重で評価できる。ただし、ダブルタイヤは一車輪とみなす。

(5) 車両の走行速度に伴って生ずるひずみの差はほとんどないが、静的荷重下のひずみは定常走行下のひずみより少し大きい。

(6) 車両がガス導管上でブレーキをかける場合や曲進する場合には、直進走行をする場合に比べて、ひずみはかなり大きい。

(7) 最大ひずみはタイヤ荷重にほぼ比例し、土被り 60 cm 以深の鋼管については、ガス事業法の技術基準により算定される最大ひずみと良く適合する。一方、Iowa 公式による算定では、ガス事業法に比べて約 3 倍の最大ひずみを与え、実験結果と適合しない。

次に地盤内に発生する輪荷重圧については、次の結論が導かれる。

(8) 60 cm 以深の輪荷重圧の水平方向分布は、Boussinesq 土圧よりも、むしろ応力集中係数、 $\nu=5$ の Fröhlich 土圧でより適切に近似される。ただし後者は土被り 30 cm における鉛直土圧を過大評価する。

(9) 車両がブレーキをかける場合や曲進する場合には、直進走行をする場合に比べて、鉛直土圧はかなり大きい。

(10) 地盤内の最大鉛直土圧はタイヤ荷重にほぼ比例する。

最後に、当社中央導管ネットワーク・センターの構内で、本実規模実験を行ったことを付記する。

参 考 文 献

- 1) Spangler, M. G. : Underground conduits—An appraisal of modern research, Trans. of ASCE, Vol. 113, pp. 316-374, 1948.
- 2) 「ガス工作物の技術上の細目を定める告示」第八十五条, 通商産業省, 昭和 45 年制定.
- 3) Timoshenko, S. : Strength of materials-Part 1 : Elementary theory and problems, D. Van Nostrand Company, 1955.
- 4) 高木宣雄・西尾宣明 : 埋設管の管周方向応力と変形, 東京ガス・技術研究所報告, 第 30 号, pp. 23-39, 1986.
- 5) 高木宣雄 : 輪荷重による埋設管の軸方向曲げひずみの解析法, 土木学会論文集, No. 430/Ⅲ-15, pp. 88-97, 1991.
- 6) Bulson, P. S. : Buried Structures—Static and dynamic strength, Chapman and Hall, 1985.

(1990. 4. 25 受付)

AN EXPERIMENT ON THE CIRCUMFERENTIAL DEFORMATION OF BURIED PIPELINES SUBJECTED TO VEHICLE LOADS

Nobuo TAKAGI

Detailed field experiments were carried out to investigate the hoop strains developed in shallow buried steel pipelines of 400 mm diameter and 5 m length due to static and rolling wheel loads. A commercial heavy vehicle having axle loads of up to 88 kN was used to load the buried pipelines at speeds of up to 30 km/h. The hoop strains measured during loading became the largest at the crown of the pipelines. The maximum hoop strains for any given load tended to increase with decreasing depth of the pipeline. The hoop strains were found to increase linearly with the wheel loads, and superposition of loads from the closely spaced driving and trailing axles had little effect on the maximum strain. The design formulae of the Gas Utility Industry Law (GUIL) gave a better agreement with the measured hoop strains than the Iowa formulae.
