

## くさび形貫入体の粘性土における水平貫入特性

### HORIZONTAL PENETRATION CHARACTERISTICS OF WEDGE-SHAPED PENETRATION MODEL IN COHESIVE SOIL

野村由司彦\*・有岡良祐\*\*

By Yoshihiko NOMURA and Ryosuke ARIOKA

A non-muck discharge tunnelling method in burial work for small diameter pipe has great advantages such as rapid construction. In considering the application of this method, it is important to clarify the horizontal penetration characteristics in cohesive soil in connection with an apex angle of a penetration model. In this paper, the characteristics in oil based clay and loam deposits are studied by the use of both model testing and a slip line field analysis. The results are summarized as follows:

(1) Oil based clay : The deformation pattern is classified into two tracks ; (I) a pattern in which soil slips on a wedge plane of penetration model in the case that the apex angle is smaller than  $120^\circ$ , (II) a pattern in which soil-wedge is produced in the case that the apex angle is greater than  $120^\circ$ . The end resistance and the maximum shear strain of a part away from a penetration model don't depend on the apex angle.

(2) Loam deposits : The smaller the apex angle is, the greater the end resistance becomes.

*Keywords* : penetration characteristics, wedge shape, cohesive soil, model testing, slip line

#### 1. まえがき

近年、管理設工事において、騒音・振動などを発生させず、道路交通を阻害しないトンネル工法が多く用いられるようになってきた。電気通信の分野では、口径の小さな光ケーブルが導入され、INS（高度情報通信システム）実現に向けて建設が始まつたまゝ、ケーブル用トンネルの小口径化が進んできている。一方、埋設深度は5m以下と浅いことから、地盤は軟らかく、圧縮性に富む場合が多く、都市部においては、粘性土、砂質土でN値10以下の軟弱な地盤は約50%にもなる。そこで著者らは排土が不要で高速施工が可能となるうえに、方向修正機構<sup>1)</sup>や位置計測装置<sup>2)</sup>の装備が容易となり高精度施工が可能となるなどの利点を有する圧入無排土式トンネル工法の開発を進めてきた。

また、圧入という土質的な問題に対しては、平頭貫入体の砂地盤への水平貫入特性を模型実験により明らかにしてきた<sup>3)</sup>。一方、粘性土への貫入特性についても十分に検討しなければならない。粘性土については、伊藤

ら<sup>4)</sup>、室町<sup>5)</sup>、らによって研究されている。伊藤らは粘土地盤におけるプラインドシールドの推進力と地盤変形を模型実験によって求めるとともに、塑性理論が適用できることを示した。室町は静的コーンペネトロメーターの地盤調査への適用に対する基礎資料を得ることを目的として、種々の地盤に対して、外径、先端角、貫入速度などをパラメーターとした広範囲な実験を行っている。圧入無排土式にトンネルを形成しようとする場合、トンネル機械の先端部をくさび形とすることが考えられる。その場合、貫入時の先端抵抗力や地盤変形との関連で最適な先端角を決定する必要があるが、これらの研究では十分ではなかった。

したがって、本研究では、粘性土において、貫入体の先端角を変えたときの地盤変形や先端抵抗力の違いを明らかにしたものである。はじめに、二次元剛塑性体へのくさび形ポンチ押し込み問題に対するすべり線場解を応用し、先端角と先端抵抗力、くさび面圧力、変形領域などの関係を求めた。次に、油粘土、ロームを試料土として用い、それぞれ二次元土槽、実地盤において水平貫入実験を行った。さらに、応力-ひずみ関係や、著者らが考案した簡易な測定法によって求めた土と貫入体との摩擦係数をさきのすべり線場解に考え合わせて実験値と比較することにより、すべり線場解の有効性を示した。

\* 正会員 工修 NTT 電気通信研究所線路機械研究室 主任研究員

\*\* 同研究所線路方式研究室 主任研究員  
(〒319-11 茨城県東海村白方白根 162)

## 2. 貫入理論

すべり線場法は、土<sup>6)</sup>や金属<sup>7)</sup>を対象とした剛塑性体の二次元問題、特に平面ひずみ準静的変形問題を解析するために発達した手法であり、平面ポンチ、板の圧縮や引張り、ダイによる押し出しや引張り、さらには切削まで多様な問題に対して有効性が確認されている。本研究では、くさび形貫入体の貫入に類似な問題である半無限体表面へのくさび形ポンチの押込みの二次元問題に対して工藤が与えたすべり線場解<sup>7)</sup>を応用した。

本理論は、以下の条件のもとに成り立っている。

(1) せん断応力が降伏応力に達したときにすべる剛塑性体である。

(2) せん断降伏応力（通常、せん断強さとよばれている）が拘束応力によらない、いわゆる摩擦角  $\phi=0$  材<sup>8)</sup>である。

(3) 土が貫入体の表面をすべているとき、両者の間に作用するせん断応力と垂直応力との比が一定である。なお、この比を運動摩擦係数とよぶ。さらに、垂直応力が増大してせん断応力がせん断降伏応力を至ったときには、せん断応力は一定となり、このとき土は貫入体の表面に付着している。

これらの条件の中で(3)については、杭基礎の支持力問題について Meyerhof が杭周面の粗滑によって土が周面をすべったり、付着したりする<sup>9)</sup>としていることから、土においても十分考えられる。なお、粘土の場合、せん断面に作用する粘着力が、摩擦力や変形領域に作用する重力に比べて非常に大きい<sup>10)</sup>ということから、重力については考慮していない。

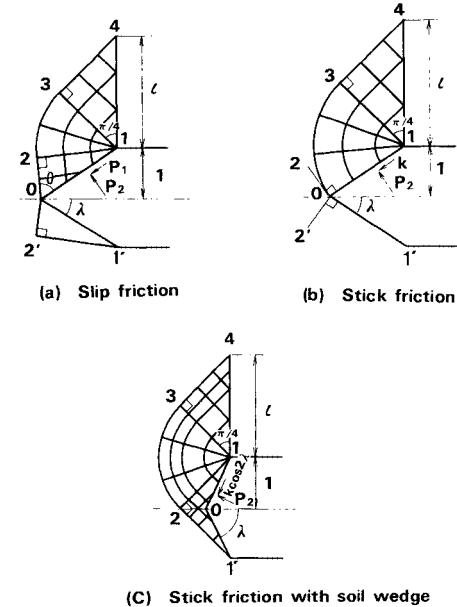
くさび形貫入体の貫入により生ずる地盤変形は、工藤の分類を応用すると、Fig.1 に示す 3 パターンに分類される。Fig.1において貫入体は左方に貫入しており、点 0 はくさび形貫入体の先端、点 1 および点 1' はくさびの基底部、領域 0-1-2 および領域 1-3-4 は直線すべり線場、領域 1-2-3 は扇形すべり線場、 $\lambda$  は貫入体先端角の 2 分の 1、 $\theta$  は直線すべり線 0-2 がくさび面 0-1 となす角、 $P_1$  はくさび面 0-1 上のせん断応力、 $P_2$  は同面上の垂直応力つまり圧力、 $l$  は貫入体の幅を 2 としたときの変形領域である。これらの 3 パターンのいずれが生ずるかは、運動摩擦係数  $\mu$  や貫入体先端角  $2\lambda$  によって次のように決定される。

$\mu$  が小さい場合には、

(a) Fig.1(a) に示すように、土が貫入体くさび面 0-1 上ですべるというすべり摩擦状態である。 $\lambda$ 、 $\mu$  ともに小さい場合に生ずる。

$\mu$  が大きくなると、 $\lambda \leq 90^\circ$  の場合には

(b) Fig.1(b) に示すように、くさび面 0-1 に接触



(C) Stick friction with soil wedge

Fig.1 Slip line field.

する土がくさび面上で付着して流れないと付着摩擦状態であるが、他の土はすべて貯留せず流れる。

$\lambda > 90^\circ$  の場合には、

(c) Fig.1(c) に示すように、貫入体先端の領域 0-1-2-1' に貯留した土からなる土くさびが存在し、流れる土と土くさび面とは付着摩擦状態である。

これらのすべり線場に対して、工藤は、ポンチが貫入していく物体が貫入する向きとは逆向きに押し出されていくことを考慮して、点 1 を支点として領域 1-3-4 を左回りにわずかに回転させたすべり線場を用いている。工藤のすべり線場における抵抗力を本すべり線場における抵抗力に比べると、違いはその回転角と角 2-1-3 の比の値程度であって小さい。したがって、本研究では線分 1-4 を貫入方向に対して垂直にし、計算の手続きを簡単にしている。なお、パターン (a) から、(b) または (c) への遷移は、パターン (a) について求めたくさび面 0-1 上のせん断応力  $P_1$  がせん断降伏応力  $k$  に達したときに生じるものと考える。

先端抵抗力  $P$  (貫入方向の力) を貫入方向に垂直な単位面に作用する力で表わすと、これは  $P_1 \cos \lambda + P_2 \sin \lambda$  により求められる。応力の次元をもつ  $P$ 、くさび面 0-1 上の圧力  $P_2$  は  $2k$  で除することにより無次元化できる。この  $P/2k$ 、 $P_2/2k$ 、そして変形領域  $l$  を工藤と同様な方法によって求めた。

(a) の場合は、開放面 1-4 上における垂直応力とせん断応力が 0 であるという第 1 の境界条件と、くさび面 0-1 上の  $P_1$  と  $P_2$  の比が運動摩擦係数  $\mu$  に等しいとい

う第2の境界条件から、

$$P/2 k = \cos 2\theta (1 + \mu \cot \lambda) / (2\mu) \dots \dots \dots (1)$$

となる。なお、 $\theta$ は、

$$\mu = \cos 2\theta / \{1 + 2(\lambda + \theta - \pi/4) + \sin(2\theta)\} \dots \dots \dots (4)$$

なる条件式により、 $\mu$ と $\lambda$ から求められる。

(b) の場合は、(a) における第 1 の境界条件から、

(c) の場合も、(a) における第 1 の境界条件から、

$$P/2 \cdot k = \{1 + \pi - \cos(2\lambda) + \sin(2\lambda) \cdot \cot\lambda\}/2 \quad \dots (8)$$

となる。 $\mu$ をパラメーターとし、 $2\lambda$ を $15^\circ$ から $180^\circ$ まで変化させたときの  $P/2k$ ,  $P_z/2k$ , および  $l$ を式(1)から式(9)によって求め、それぞれを Fig. 2, 3, 4に示す。

### 3. 貫入実験

### (1) 試料土の力学的特性

実験には、粘性土の一例として、油粘土模型地盤と関東ローム実地盤を選んだ。特に油粘土を選んだ理由は、均質な材料が得られ、かつ油が蒸発しにくいので土質が長期にわたって変化しないことである。

油粘土は、三重県鈴鹿産の炭酸カルシウム粉約70%，マシン油分約20%，固化のための石けん約10%を約120°Cで溶融・混練した後、3cm×10cmの開口部から長さ45cm分ずつ押出して、室温で固化させたものである。土質試験は、このブロックから練り返さず、所定寸法に切り出して行った。

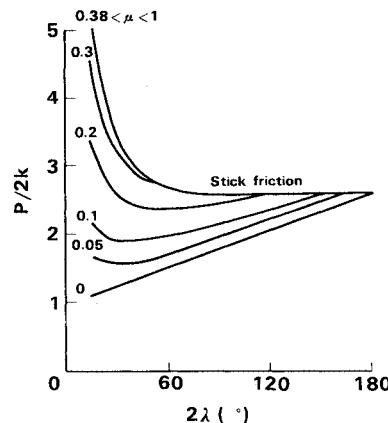
一方のロームは、茨城県東海村の原地盤を開削し、直径 15 cm、高さ 20 cm のブロックを慎重に切り出した。これらの土質試験結果を Table 1 に示す。

**Table 1** Results of soil testing.

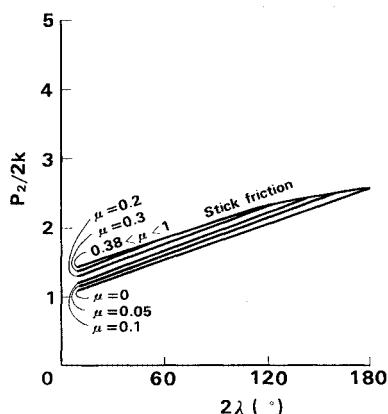
Item		Loam	Oil clay
Grain size analysis	Classification of soil by grain size	Silty loam	Silty clay
	Sand %	35.5	2
	Silt %	64.5	66
	Clay %		32
	Uniformity coefficient	2.68	10.5
	Effective grain size mm	0.028	0.0098
Physical properties	Moisture content %	95.49	33.2
	Specific gravity	2.410	2.777
	Wet density g/cm <sup>3</sup>	1.308	1.902
	Void ratio	2.602	0.944
	Degree of saturation %	88.44	97.6
Consistency	Liquid limit %	27.85	33.0
	Plastic limit %	11.95	29.7
	Plasticity index	15.90	3.3

a) 応力-ひずみ関係

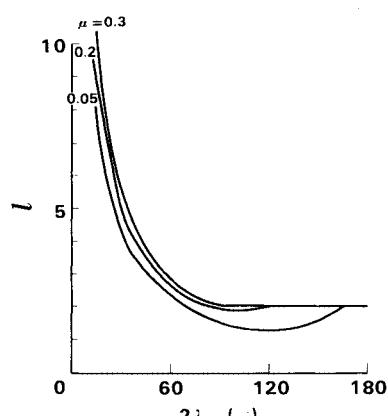
油粘土については、貫入実験時、貫入体近傍がせん断



**Fig. 2** Theoretical result between normalized resistance and apex angle.



**Fig. 3** Theoretical result between normalized pressure and apex angle



**Fig. 4** Theoretical result between deformed zone ( $l$ ) and apex angle ( $2\lambda$ )

ひずみを大きく受けることを考慮し、一軸圧縮試験を高ひずみ領域まで行った。なお、試料の上下両端面にグリースを十分塗布して、圧縮板と端面との間に摩擦力が生ぜず、試料全体が均一に圧縮されるようにした。ここでは、ひずみが大きいことを考慮して荷重を圧縮時の断面積で除した真応力  $\sigma$  を、圧縮前と圧縮後の供試体高さの比の対数をとった対数ひずみ  $\epsilon$  との関係で整理して<sup>7)</sup>、Fig. 5(a) に示す。押し出し方向、つまりブロックの長手方向と平行に切り出した試料を実線で、それに垂直方向に切り出した試料を破線で示す。破線は実線に比べて 30 % 程度大きめとなった。

Fig. 5(a) から、降伏現象は特に垂直方向の試料に明確にみられ、弾塑性材料であることがわかる。ひずみが 0 から 15 % のときには弾性変形が生じる点が 2. の条件(1)を満足していないが、水平貫入によって生じるせん断ひずみは後述のように数 10 % 以上にもなっており、すべり線場解の適用の可能性があると考えられる。次に、水平方向試料について三軸圧縮試験を行い、15 % ひずみにおける応力を圧縮強さとし<sup>10)</sup>、得られた Mohr 円を Fig. 5(b) に示す。なお、排水条件としては、本研究では油粘土を急激に変形させることを考慮して、非圧密非排水条件とした。この図から、 $\tau$  が  $\sigma$  にかかわらず一定であるという  $\phi=0$  材であり条件(2)が満たされていることがわかる。

なお、上記試験は 24.5 °C で行ったが、±1 °C の温度

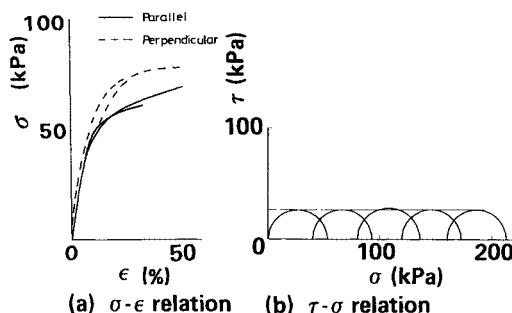


Fig. 5 Mechanical characteristics of oil based clay.

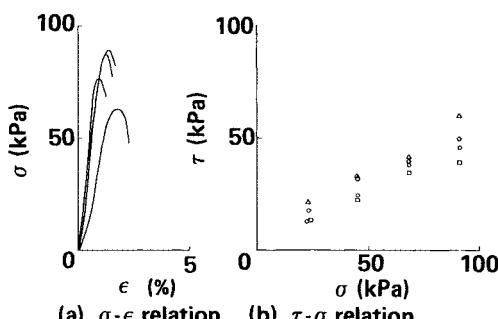


Fig. 6 Mechanical characteristics of loam deposits.

変化により±5 % の強度変化がみられた。よって、貫入実験においては、±0.5 °C の温度管理を行った。次に、ロームにおける一軸圧縮試験結果を Fig. 6(a) に、非圧密非排水条件での一面せん断試験によって得られたせん断応力と垂直応力の関係を Fig. 6(b) に示す。この図から、ロームは  $\tau$  が  $\sigma$  とともに増大する  $\phi=0$  材<sup>8)</sup>であり、条件(2)を満たしていない。

### b) 運動摩擦係数

2. に述べたように、すべり線場解によれば、貫入特性は、貫入体先端角  $2\lambda$ 、土のせん断降伏応力  $k$ 、そして土と貫入体との運動摩擦係数  $\mu$  に深い関係をもつと考えられる。ここで、 $\mu$  については測定法が確立されていないので、簡易に  $\mu$  が求められる方法を考案した。これは、Fig. 7 に示すように、台上に 2 cm の厚さに切り出した試料土を載せ、重りで載荷された鋼製金属体を油圧ジャッキによって試料土上で滑動させるものである。金属体の先端は試料土への食い込みを少なくするために半円形状とし、底面は幅 3 cm、長さ 10 cm の長方形である。滑動速度は水平貫入実験に合わせて 13.6 cm/min とした。 $\mu$  は油圧ジャッキ推力から求められるせん断応力  $\tau$  と重りの重量から求められる垂直応力  $\sigma$  との比となる。

滑動ストロークと  $\tau$  との関係について油粘土の実験結果を Fig. 8 に、ロームの実験結果を Fig. 9 に示す。Fig. 8 に示すように、 $\sigma$  が 112 kPa になるまでは金属体が試料土に食い込まないので、 $\tau$  はストロークの終わり

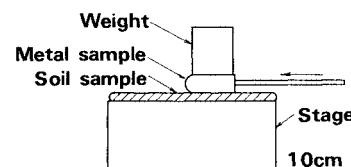


Fig. 7 Schematic view of friction coefficient measuring experiment.

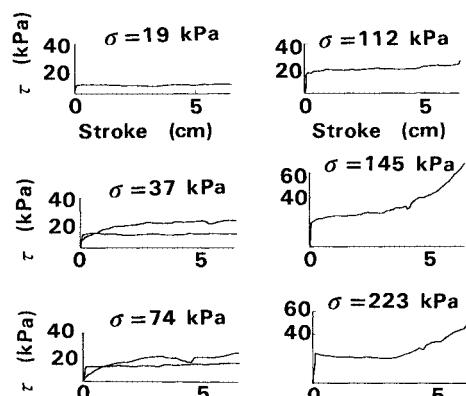
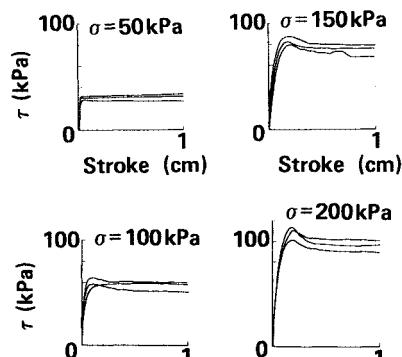
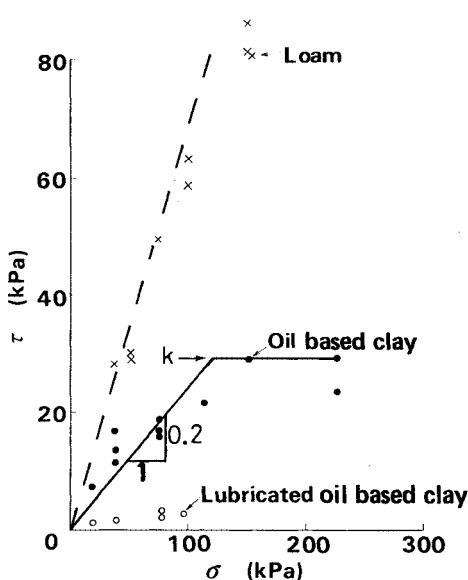


Fig. 8 Shearing stress ( $\tau$ ) of oil based clay.

まではほとんど一定値を示した。しかし、ストロークが3 cm以上になると、 $\sigma$ が145 kPaでは食い込みが生じ、 $\tau$ は急激に増大した。このような実験を、油粘土上面にグリースを十分塗布した場合についても行い、一定になった $\tau$ を $\sigma$ に対してプロットし、Fig. 10に示す。この図から、 $\tau$ は $\sigma$ にはほぼ比例して増大し、 $\tau$ が約30 kPaで一定になっている。また、この30 kPaという値は、水平方向に対するさきのFig. 5(b)から求められるせん断降伏応力27 kPaによく一致している。これらにより、油粘土が2.の条件(3)を満たしていることがわかる。ここで、油粘土上面にグリースを塗布したのは、それによって $\mu$ を小さくし、貫入に対するすべり線場解を $\mu$ がかなり小さい場合について検証すること目的としたものである。Fig. 10において、油粘土については食い込みを生じていない $\sigma \leq 112$  kPaの範囲のデータ

Fig. 9 Shearing stress ( $\tau$ ) of loam deposits.Fig. 10 Relation between shearing stress ( $\tau$ ) and vertical stress ( $\sigma$ ).

タから、無潤滑の場合には $\mu$ は0.2、グリース潤滑の場合には $\mu$ は0.05と求められた。

ロームの場合には、 $\tau$ と $\sigma$ はほぼ比例する関係にあり、その比例定数は0.6であった。しかし、Fig. 6(b)に示されたようにφ材であることにより、 $\tau$ は $\sigma$ とともに増大し、一定にはならない。これにより、ロームは条件(3)の前者を満たすが、後者を満たさない。ロームについては、条件(2)についても満たさなかったので、すべり線場解は定性的にしか利用できないと考えられる。

なお、油粘土の液体成分が摩擦係数を減らす効果の高い油であるのに対し、天然粘土の液体成分が水であることから、天然粘土の $\mu$ はここで求めた油粘土の $\mu$ (=0.2)より大きいと考えられる。ここで、金属と土との $\mu$ は、杭の周面摩擦力を求めるために測定されており、湿ったシルトで0.36~0.40と報告されている<sup>11)</sup>。これに対して本実験におけるロームの値は0.6であるが、Fig. 2に示したように、いずれの $\mu$ を用いても先端抵抗力は同じ値となる。

## (2) 実験方法

二次元貫入実験に用いた装置は、幅80 cm、奥行60 cm、高さ3 cmの土槽、および、貫入体を水平方向に推進する装置を備えており、Fig. 11にその外観を示す。土槽は鋼製の枠を鋼材で補強された鋼板と透明なアクリル板とで挟んだ構造になっており、アクリル板を通して土の変形を観察することができる。また、枠の一辺に設けられた貫入体断面積相当の開口部から、貫入体を土槽内に貫入できる。貫入体推進装置は、駆動源を油圧ジャッキとし、ジャッキのスピンドルには先端抵抗力測定用の荷重変換器、外径2 cmの鋼棒、そして鋼製の貫入体が直列に接続されている。貫入体は、Fig. 12に示す形状をしており、幅50 mm、長さ100 mm、高さ30 mmで、

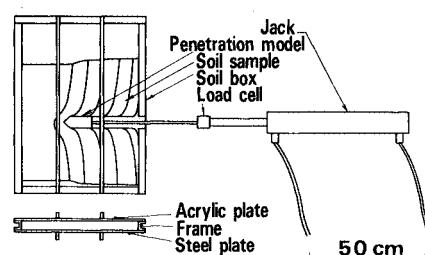


Fig. 11 Schematic view of experimental apparatus.

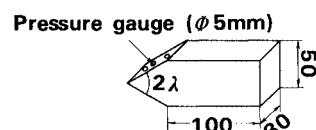


Fig. 12 Shape of penetration model.

くさびの先端角 $2\lambda$ は $15^\circ, 30^\circ, 60^\circ, 75^\circ, 90^\circ, 120^\circ, 180^\circ$ の7種類である。なお、くさび面の圧力を測定するため、Fig.12に示すように外径6mmの小型土圧計が3個埋め込まれている。貫入速度はSchuringらの実験において、大きさ7cm×14cmの貫入体の場合 $10^4\text{cm}/\text{min}$ 以下では速度の影響がみられないこと<sup>9)</sup>、圧入無排土式トンネル機械の圧入速度が $10\text{cm}/\text{min}$ のオーダーであることから $13.6\text{cm}/\text{min}$ とした。

試料土は3.(1)に述べた油粘土のブロックの長手が貫入方向に直角となるように並べ、接触部近辺を指にて加圧接合させて幅42.5cm、奥行60cm、高さ3cmに成形し、上表面に油性インクにより、貫入体近傍は1cm間隔で、離れたところは5cm間隔で格子を書き込んだ。

貫入体と土との潤滑については、摩擦状態と貫入特性との関係を検討するため、何も処理しない場合と、くさび面にグリースを十分塗布した場合の2通りの実験を行った。なお、土槽と土との摩擦を極力低減させるよう、土の上下面にはグリースを十分に塗布した。

一方、ロームに対して行った実地盤水平貫入実験は、

実地盤に広さ4m×3m、深さ2.5mの立坑を掘り、土被り約1.5m、先端角 $2\lambda$ が $15^\circ, 30^\circ, 60^\circ, 90^\circ, 120^\circ, 180^\circ$ で外径10cmの円錐形状の鋼製の貫入体を油圧ジャッキによって水平貫入させたものである。貫入速度は、二次元貫入実験と同じ理由から $13.6\text{cm}/\text{min}$ とした。

### (3) 実験結果、および理論との比較

#### a) 地盤の変形

油粘土への二次元貫入によって生じた地盤変形の撮影結果をFig.13に示す。先端角 $2\lambda$ による地盤変形の違いが明瞭に示されており、Fig.13(a), (b), (c), (d), (f)から、

$2\lambda \leq 90^\circ$ のとき：土がくさび面上ですべている。

Fig.13(h), (i)から、

$2\lambda \geq 120^\circ$ のとき：貫入体先端に、貯留した土から成る土くさびが存在し、流れる土と土くさび面とは付着摩擦状態である。

となることがわかった。これにより、2.にて、土に対して剛塑性体から推定した地盤変形のパターン(a)とパターン(c)が検証された。

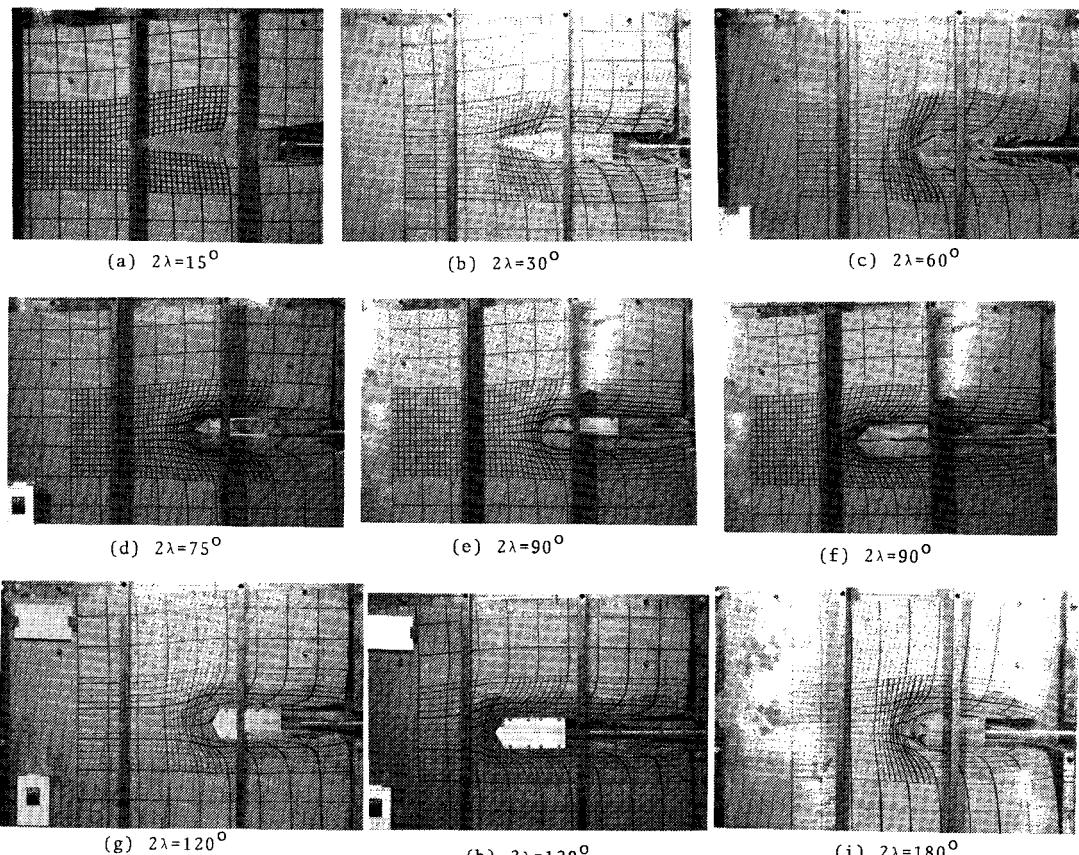


Fig.13 Observed deformation by penetration.

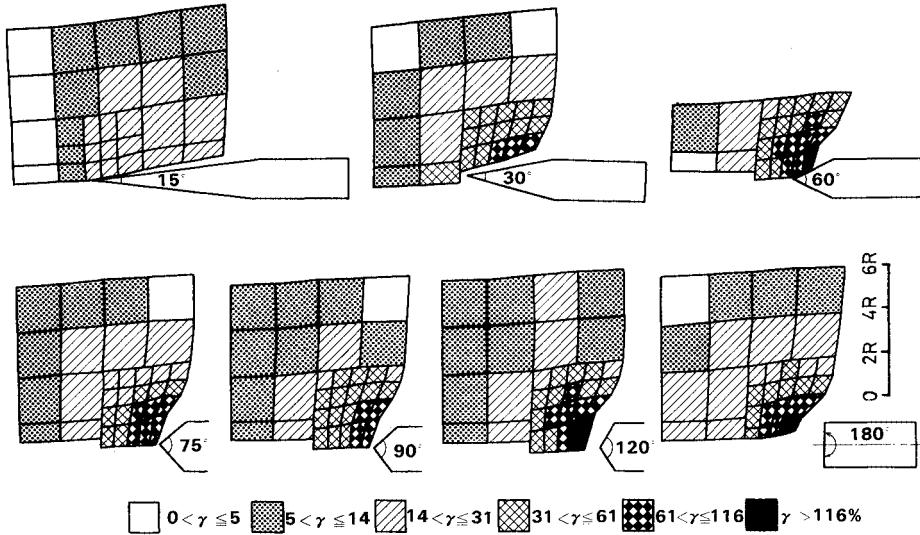


Fig. 14 Distribution of measured shearing strains in models.

さらに、3.(1)b)に述べたように、油粘土と貫入体との運動摩擦係数 $\mu$ が0.2であることをFig.2に示したすべり線場解に考え合わせると、 $2\lambda \geq 120^\circ$ でパターン(c)となることが推定される。本実験でも $2\lambda \geq 120^\circ$ でパターン(c)がみられ、すべり線場解はくさび面上での土の挙動をよく説明している。

次に、Fig.13(a), (b), (c), (d), (e), (g), (i)から、土に書き込んだ格子の変形を計測し、各格子に対して最大せん断ひずみを計算して、得られたせん断ひずみ $\gamma$ の分布をFig.14に示す。Fig.14から、先端角が $120^\circ$ までは、 $2\lambda$ の増大に伴って貫入体近傍のせん断ひずみが増大するが、 $120^\circ$ 以上ではほとんど変わらない結果となった。この結果からも、 $2\lambda \geq 120^\circ$ では、ほぼ同一形状のくさびが貫入体先端に形成されていることが裏付けられる。また、貫入体近傍のせん断ひずみは、先端角が $15^\circ$ で30%程度であるが、 $120^\circ$ 以上では、100%を越す大きめで大きなせん断ひずみを受けることがわかった。

一方、先端角の大小にかかわらず、幅 $2R$ の貫入体の側面から側方に $4R$ 離れた領域ではせん断ひずみは $14\sim31\%$ と大きいが、 $6R$ 離れた領域のせん断ひずみは $5\sim14\%$ まで急減することから、先端角の大小にかかわらず、 $6R$ 程度まで、すなわち、貫入体直径の3倍程度までが高変形領域であるという結果を得た。これは、Fig.4に示したすべり線場解、すなわち変形領域は先端角が $15^\circ$ のとき $9.5R$ であり、 $90^\circ$ になると約 $2R$ で一定になる、とは異なった結果となった。実用上は既設埋設物の直近を施工することはないので、貫入体近傍のひずみが小さいことより、変形領域が小さいことが重

要である。この点では、実験あるいは理論のいずれにおいても、先端角を $90^\circ$ 以上とすれば、 $90^\circ$ 以下の場合に比べて変形領域が大きくならないことから、 $90^\circ$ 以上の先端角が適していると考えられる。

なお、Fig.13に示されるように、貫入体近傍では油粘土試料がアクリル板に接触している。これは貫入時の圧力によって貫入体近傍の試料土が膨らんでいることを意味している。この膨らみは、先端角が大きいほど大きくなっている。アクリル板側と鋼板側を合わせて $0\sim2mm$ である。試料土の厚さが $30mm$ であることから、この膨らみは $0\sim7\%$ 程度の伸びひずみに相当する。このひずみは、貫入体近傍のせん断ひずみに比べて10分の1程度であり、本実験結果に大きな影響を与えるとは考えにくい。また、Fig.13において貫入口側のフレームと試料土との間には隙間が生じている。この隙間は、基本的には貫入によって試料土全体が貫入方向に圧縮ひずみを受けていることによるものである。このひずみもたしかに数%であり本実験結果に大きな影響を与えるとは考えにくい。

### b) 先端抵抗力とくさび面圧力

油粘土への二次元貫入実験において得られた先端抵抗力 $P$ と先端角 $2\lambda$ との関係をFig.15に、くさび面上の圧力 $P_2$ と $2\lambda$ との関係をFig.16に示す。なお、くさび面圧力はFig.12に示したようにくさび面上の3点で測定したが、 $2\lambda$ が $15^\circ$ から $180^\circ$ のいずれの場合でも10%の範囲で等しかったので、3点の平均値をプロットした。両図の実線、破線は、それぞれ無潤滑、潤滑に対して以下の方法で求めた計算値を示している。くさび形貫入体の貫入方向は、油粘土ブロックの長手に垂直な方向

である。したがって、貫入抵抗を推し量る際に、一軸圧縮試験による圧縮降伏応力  $\sigma_y$  を用いる場合、その  $\sigma_y$  としては圧縮方向がブロックの長手に垂直なもの、すなわち Fig.5 の破線に示される  $\sigma$ - $\epsilon$  関係から求めた値 78 kPa が適していると考えられる。さらに、Tresca の降伏条件を用いれば、せん断降伏応力  $k$  と圧縮降伏応力  $\sigma_y$  とは  $2k = \sigma_y$  の関係が成り立つ<sup>12)</sup>。よって、 $2k$  を 78 kPa とし、これを Fig.2, Fig.3 の  $P/2k$ ,  $P_2/2k$  の値に乘じたものが Fig.15, Fig.16 の理論値である。

潤滑の場合には、Fig.15 の○印が示すように、先端抵抗力  $P$  は、先端角  $2\lambda$  が小さくなるにつれて減少す

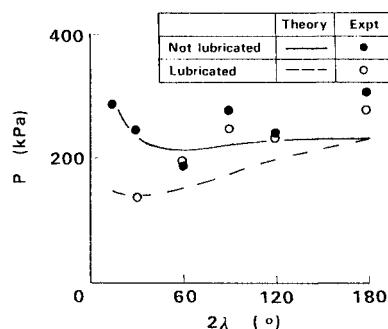


Fig. 15 Comparison of experimental resistance with theory.

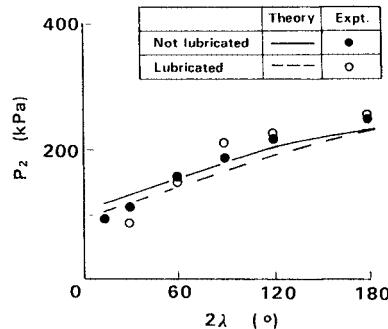


Fig. 16 Comparison of experimental pressure with theory.

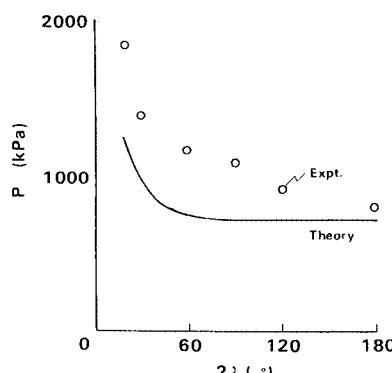


Fig. 17 Experimental result of resistance in loam deposits.

るが、無潤滑の場合には、●印が示すように  $P$  は  $2\lambda$  によって大きくは変わらないという傾向が実験によって確認された。理論値、すなわち潤滑の場合の実線、無潤滑の場合の破線は、実験値に比べて小さめではあるが、実験値の傾向を説明している。一方、くさび面上の圧力  $P_2$  の実験値は、Fig.16 の○印（潤滑）、●印（無潤滑）が示すように、潤滑、無潤滑のいずれもほぼ等しく、 $2\lambda$  が小さくなるにつれ減少する傾向が確認され、理論値によく一致している。

本来、トンネルは三次元の問題であるが、本研究では解析や実験が容易であることから二次元の問題としてとらえた。その場合の精度をはかる目安としては Meyerhof の解析解がある<sup>8)</sup>。それによれば、表面の粗い円形基礎が  $\phi=0$  材に打ち込まれている場合、その支持力（三次元解）は帯状基礎の支持力（二次元解）より 10 % 程度増加している。

次に、ロームへの水平貫入実験で得られた先端抵抗力を、Fig.17 の○印に示す。理論値は、Fig.2 の  $\mu=0.6$  に対する  $P/2k$  から求めた傾向線である。この理論値は、運動摩擦係数  $\mu$  が大きいロームの場合、 $2\lambda$  が  $60^\circ$  より小さくなると  $P$  が急激に増加するという実験値の傾向をよく説明している。

このローム、ならびに無潤滑の場合の油粘土のいずれにおいても、先端角を  $60^\circ$  以上とすれば、 $60^\circ$  以下の場合に比べて先端抵抗力が大きくならないことから、 $60^\circ$  以上の先端角が適していると考えられる。これに、本節 a) に述べたように、地盤の変形の点では  $90^\circ$  以上が適していたことを考え合わせると、先端角が  $90^\circ$  以上であればよいと結論される。

#### 4. まとめ

圧入無排土式トンネル工法を実用化するためには、さまざまな地盤への貫入特性を知ることが重要である。本論文は、その一環として、貫入体先端角をパラメーターとした粘性土への貫入特性を模型実験と理論によって検討した結果を述べたものである。すなわち、試料土としては油粘土とロームを選び、油粘土については二次元水平貫入模型実験を、ロームについては実地盤での水平貫入実験を行い、貫入体先端角  $2\lambda$  と変形状態、先端抵抗力、くさび面上の圧力などとの関係を検討したものである。本研究で得られた知見を要約すると、次のとおりである。

- (1) 運動摩擦係数  $\mu$  が 0.2 程度の油粘土の場合、地盤変形は、実験と理論の両面から、  
 $2\lambda < 120^\circ$  のとき：土がくさび面上ですべる。  
 $2\lambda \geq 120^\circ$  のとき：先端に土くさびが存在し、流れる土とくさび面とは付着摩擦状態である。

に分類された。

(2) 油粘土において、貫入体近傍の最大せん断ひずみは、 $2\lambda \geq 120^\circ$  のときにはほとんど一定であり、 $2\lambda \leq 120^\circ$  のときには $2\lambda$ とともに減少する。また、実用上重要な貫入体の側面から貫入体幅の3倍離れた位置での最大せん断ひずみは、実験では $2\lambda$ によらず10%程度で一定となり、理論では $90^\circ$ 以下になると急増する結果となった。

(3) 先端抵抗力は、 $\mu$ が0.2程度の油粘土では、 $2\lambda$ によらず一定であるが、 $\mu$ が0.6程度のロームでは、くさび面上の摩擦力の増大により $2\lambda$ が $60^\circ$ 以下になると急増した。

(4) 土を剛塑性体とみなしたすべり線場解は、地盤の変形、先端抵抗力、くさび面上の圧力などの油粘土への貫入特性をよく説明でき、これにより土のせん断降伏応力、土と貫入体との運動摩擦係数が重要な要因であることがわかった。

(5) 压入無排土式トンネル機械において、地盤の変形、先端抵抗力の小さい先端角としては、 $90^\circ$ 以上が適していることがわかった。

上記(5)の結果に加えて、先端部を貫入させるときの貫入方向の安定性を考えて、現場に適用したトンネル機械の先端角は $180^\circ$ とした。

今後、二次元模型実験の手法を確立するため、以下の研究が必要である。まず、試料土の膨らみなどによって平面ひずみ条件からずれる場合の影響を明らかにしなければならない。また、本研究に用いたすべり線場が、半無限体表面への貫入を想定しているのに、実験では有限の大きさの試料土に貫入させており、試料土の外縁部で地盤の変形が完全に収束していないことについても検討しなければならない。さらに、これらを明確にした後に、さまざまな土質について実験を行い、貫入特性をより明確にしていく必要がある。

**謝 辞：**本研究をまとめるにあたり、土質工学に関してご指導を頂いた東京工業大学 木村 孟教授に感謝する。また、日頃ご鞭撻頂くNTT電気通信研究所 小島伸哉部長、内田直也主席研究員、石原浩志室長、山岸康利前室長、ならびに、力学全般について貴重なるご意見を頂いた森光武則主幹研究員、東京総社支 高塚外志夫課長に感謝する。

### 参考文献

- 1) Nomura, Y., Hoshina, H., Shiomi, H. and Umezawa, T. : Pipe jacking method for long curve construction, Jour. of Construction Engineering and Management (ASCE), Vol. 111, No. 2, pp. 138~148, 1985.
- 2) 野村由司彦・保科 宏・梅津孝男：トンネル機械の水平位置計測法、土木学会論文集、No. 358, pp. 61~68, 1985.
- 3) 野村由司彦：砂地盤における水平貫入体の先端抵抗力に関する研究、土木学会論文報告集、No. 338, pp. 139~147, 1983.
- 4) 伊藤富男・松井 保：ブラインドシールドの推進力と周辺地盤の挙動に関する研究、土質工学会論文報告集、Vol. 16, No. 3, pp. 97~109, 1976.
- 5) 室町忠彦：静的コーンペネトロメータの軟弱地盤調査への適用の研究、鉄道技研報告、No. 757, 1971.
- 6) 最上武雄：土質力学、pp. 787~887, 1983.
- 7) 工藤英明：塑性学、森北出版、pp. 159~162, 1976.
- 8) 土質工学会：土質工学ハンドブック、土質工学会、pp. 323~332, 1982.
- 9) Schuring, D.J. and Emori, R.I. : Soil deformation processes and dimensional analysis, SAE Trans., Vol. 73, pp. 485~494, 1965.
- 10) 土質工学会：土質試験法、土質工学会、pp. 342~360, 1970.
- 11) 阪口 理：杭の周面摩擦力、土と基礎、Vol. 28, No. 4, pp. 67~76, 1980.
- 12) 赤井浩一：土質力学特論、森北出版、pp. 55~69, 1976.

(1986.6.11・受付)