

シールド発進で造成される円板凍土の強度特性に関する室内実験

伊豆田久雄*・山本英夫**・生頼孝博***

シールド発進防護で用いる凍土壁の最適設計をするため、砂や粘土からなる円板凍土の強度特性に関するたわみ試験を行った。有穴モルタル円板と凍着した円板凍土を一定速度でたわませ、降伏圧力と最大圧力を測定した。観察されたクラックのパターンや円板の変形形状から、モルタル円板の開口径に対する円板凍土の厚みが増加するにつれて、破壊モードは引張からせん断になることが分かった。この破壊モードの変化は、降伏圧力や最大圧力に関するモデル解析からも説明することができた。

Keywords : frozen sand and clay, circular slab, mechanical properties, tensile or shear fracture, laboratory test

1. まえがき

シールド工事の大口径化や大深度化は近年増々進んでおり、耐力壁として用いられる凍土壁の強度設計の最適化の必要性が高まっている。凍土壁の強度計算は、従来一軸圧縮試験^{1),2)}、三軸圧縮試験³⁾や直方体ばりの曲げ試験⁴⁾などの要素試験から求めた強度を、種々の解析結果に代入して行われている。凍土壁が円筒型の場合については、鉱山のシャフト構築などのために、欧米で数多くの実験および解析がなされている^{5),6)}が、シールド発進などで用いる円板型凍土構造体に関する研究は見あたらない。凍土壁の設計を安全かつ経済的に行うためには、計算値と実測値の比較は不可欠であるが、実際の工事で造成される凍土壁にクラックを発生させることは許されない。このため、土被りがかなり厚くシールドの上下端で土水圧がほぼ一定と見なしうる場合に限ってはいるが、実際の凍土壁を単純化した実験は、円板凍土の力学特性に関する基礎データを得る上で重要と考えられる。

シールドの発進防護などのために、地盤凍結工法によって凍土壁を立坑前面に造成し、この凍土壁によって掘削前方の地山を一時的に受け持たせる場合の概略を図1に示す。凍土壁の片面(図中では左面)の周辺部は立坑と凍着しており、反対の面は土圧および水圧を受けている。このような凍土構造体の応力状態は、一軸圧縮試験や直方体ばりの曲げ試験における凍土供試体のような単純なものではないため、加圧によって生じる変形、すべり、クラック分布などについては不明点が多い。

支持スパンに対する厚みの割合によって、破壊様式が異なることは、コンクリートばりにおいて知られてい

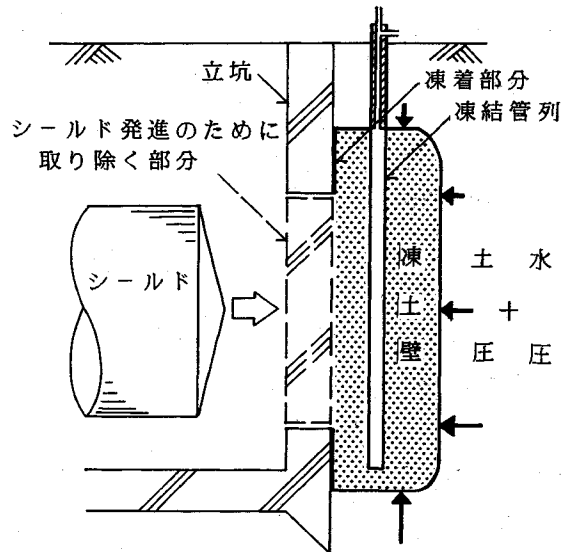


図1 シールド発進防護における凍結工法の模式図

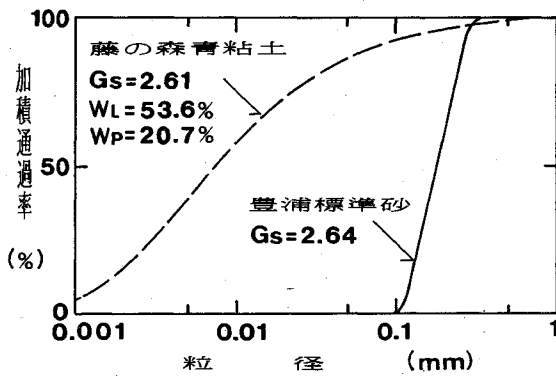
る⁷⁾。支持スパンに対して厚みが小さい場合は曲げ破壊が、厚みが大きい場合にはせん断引張破壊やせん断圧縮破壊が生じることが、コンクリートばりにおいて実験的に確認されている。材料特性の面では凍土はクリープ性が大きく、また形状や周辺拘束条件も異なるが、凍着した円板凍土においても、立坑の除去部分の直径(シールド外径にほぼ等しい)に対する凍土壁の厚みの割合によって、破壊様式に変化が生じる可能性が考えられる。また、凍土の引張強度やせん断強度は土質によって異なるため¹⁾⁻⁴⁾、土質の違いも破壊様式の変化に影響を与えると考えられる。

以上のことを調べるために、シールド発進防護のために造成される凍土壁の形状および載荷条件を単純化した凍着円板凍土のたわみ試験を、室内において行った。本論文の実験データの一部はすでに発表済み⁸⁾⁻¹¹⁾であるが

* 正会員 理修 (株) 精研・技術本部 主任研究員
(〒542 大阪市中央区瓦屋町 2-11-16)

** 正会員 (株) 精研・設計部 部長

*** 正会員 理博 (株) 精研・技術本部 本部長



図—2 試料土の粒度分布と物理定数

表—1 供試体の物理定数

	砂凍土	粘土凍土
含水比 %	24.5 ± 1.6	54.2 ± 9.5
湿潤密度 g/cm ³	1.91 ± 0.1	1.60 ± 0.1
水飽和度 %	97.8	100

データを追加するとともに、各破壊様式の定量的な検討をするために、二種類の破壊モデルから算出される計算結果と実験結果の比較も行った。

2. 凍着円板凍土のたわみ実験

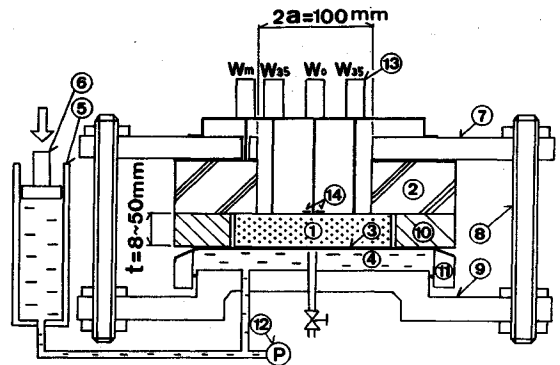
(1) 供試体の作製方法と物理定数

試料土は、豊浦標準砂¹⁾と粉碎された気乾状態の藤の森青粘土²⁾であり、以下では砂および粘土と略記する。それぞれの試料土の粒度分布および土質試験結果を、図—2に示す。

試料土に液性限界程度の水を加えて水飽和のスラリー状態にしたものを、鉄製の底蓋をもつ内径140 mm、最大深さ70 mmの円筒型容器に流し込んだ。上面および側面を防熱した容器全体を無載荷状態で-10°Cの低温室内に置いて、下面からほぼ一次元的に急速凍結した。凍結した試料の上下面を平坦かつ平行に整形し、これを供試体とした。表面の凹凸は、最大でも0.5 mm以下であった。作製した供試体の物理定数を表—1に示す。ここで、水飽和度とは凍土中に含まれるすべての水分が氷になるとして計算した飽和度である。

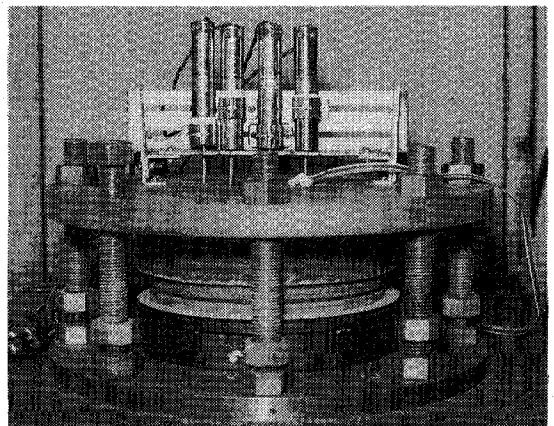
(2) 凍着円板たわみ試験装置

シールド発進防護における凍結工事を単純化した凍着円板凍土のたわみ試験装置を、図—3および写真—1に示す。外径が140 mm、厚み t が8~50 mmの供試体(①)の上面は、開口直径 $2a$ (=100 mm)の有穴モルタル板(②)と凍着している(凍着距離 $f=20$ mm)。したがって、開口直径 $2a$ に対する厚み t の割合である厚み開口比 $t/2a$ は、0.08~0.5の範囲にある。厚さ50 mmのモルタル板は鉄製の有穴盤(⑦)によって固定されている。



- ①凍着円板凍土供試体 ②凍着用有穴厚肉モルタル円板
- ③ゴム膜 ④加圧液 ⑤加圧液供給用シリンダー
- ⑥ピストン ⑦固定用上盤 ⑧支柱 ⑨下盤
- ⑩スペーサ ⑪スライド式円筒容器 ⑫圧力トランスジューサ
- ⑬差動トランス型変位計 ⑭ひずみゲージ

図—3 凍着円板たわみ試験装置の模式図



写真—1 凍着円板たわみ試験装置

凍着円板凍土の下面の全域は、厚さ1 mmの耐寒性合成ゴム膜(③)を介して、円板凍土をたわませるための不凍性の加圧液(④)と接している。ピストン(⑥)を一定速度で押し込むことによってシリンダー(⑤)から一定流量 v の加圧液を供給し、これによって円板凍土をたわませることができる。

測定した凍着円板の変形は、円板上面の上方への変位量と半径方向のひずみ量である。上面中心の変位量 w_0 、 $r=35$ mmの変位量 w_{35} (2点)およびモルタル板(②)の変位量 w_m を、差動トランス型変位計(⑬)によって測定した。中心および $r=35$ mmの円板のたわみ量 δ_0 、 δ_{35} は、各点での変位量 w_0 、 w_{35} からモルタル板の変位量 w_m を差し引いたものである。また、上面中心付近($r=10$ mm)2点の半径方向のひずみ量 ϵ_{10} は氷で張り付けたペーパーひずみゲージ(⑭)によって測定した。圧力トランスジューサ(⑫)は、円板のたわみに応じて生じる加圧液の圧力 P を測定するためのものである。

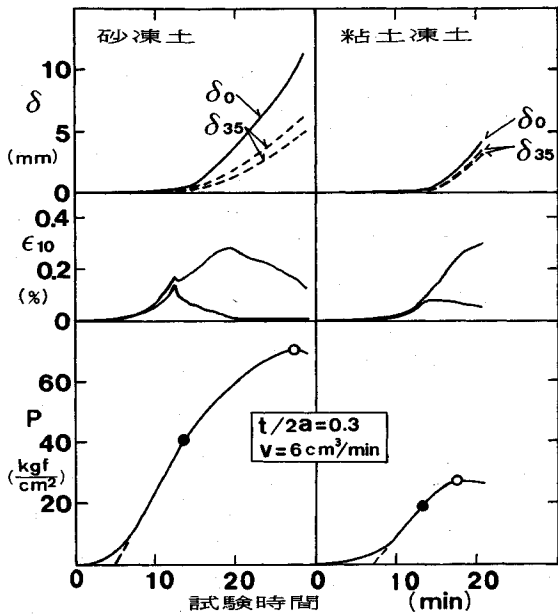


図-4 凍着円板凍土上面のたわみ δ 、ひずみ ϵ_{10} 、加圧液圧 P の経時変化例

低温室内の断熱箱中 ($-10 \pm 0.2^\circ\text{C}$) に試験装置全体を設置し、円板凍土内の温度が一定になってから試験を開始した。実際の工事で造成される凍土壁は温度分布を持ち平均温度が -10°C より低い場合もあるが、本論文では、凍着円板凍土の温度を -10°C 一定とした場合の結果を示す。

(3) 実験結果

a) たわみ・ひずみ・液圧の経時変化

図-4に、供試体上面のたわみ δ_0 、 δ_{35} 、ひずみ ϵ_{10} および液圧 P の経時変化の例を示す。シリンダーから押し出される加圧液の量は横軸の試験時間に比例するため、図-4の横軸は円板凍土のたわみ容積と見なす。ただし、載荷初期には加圧液の一部はゴム膜と供試体の間やスパーサと供試体との間の隙間を埋めるのに費やされるため、供試体のたわみ増加に加圧液の全ては有効には使われない。このため、液圧の増加速度は載荷初期には小さい。

載荷初期の後には、液圧がほぼ直線的に増加するようになるが、ある時点(図中の黒丸)から、液圧 P の増加は急に緩やかになるとともに、たわみ δ_0 、 δ_{35} も加速的に増加し、半径方向のひずみ ϵ_{10} は粘土凍土では増加傾向が弱まり砂凍土では減少傾向に転じるようになる。また、黒丸の後に微細クラックも上面中央付近に見られた。以下本論文では液圧と加圧液の総流量(試験時間に比例する)の関係が直線からずれる点を、凍着円板凍土という構造体としての降伏点とし、この時点の液圧を降伏圧力 P_y と呼ぶ。さらに押出量を増加させると、

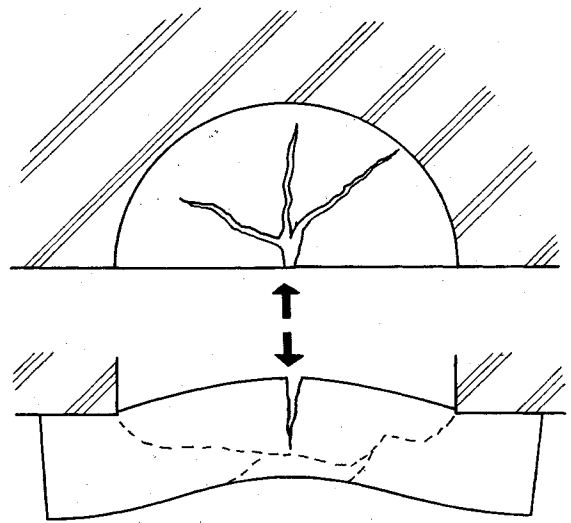


図-5 最大圧力 P_{max} 時のクラック(実線)とすべり面(破線)の分布(砂凍土: $t/2a=0.30$)

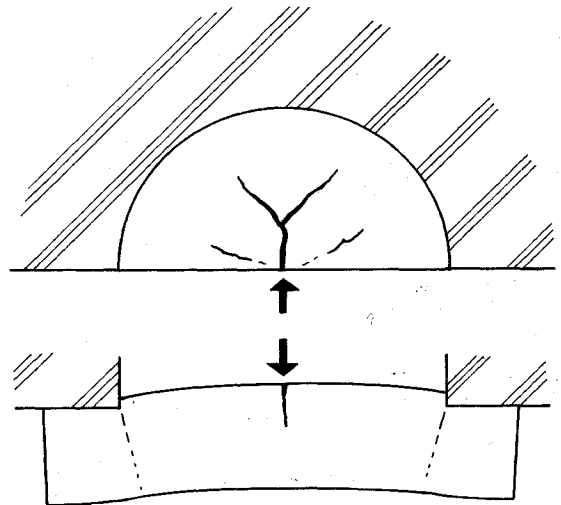


図-6 最大圧力 P_{max} 時のクラック(実線)とすべり面(破線)の分布(粘土凍土: $t/2a=0.30$)

液圧は最大圧力 P_{max} (白丸)に達し、その後減少に転じるようになる。

b) クラックの発生状況

砂凍土および粘土凍土において、最大圧力時の凍着円板凍土の上面(半分)と断面を図-5、6に示す。砂凍土、粘土凍土ともに、降伏圧力を過ぎた頃から、矢印および実線で示す上面中央付近の数本のクラックが放射状に広がり始め、たわみの増加に伴って引張クラックの幅は大きくなった。しかしながら、最大液圧点においても上面で見られるクラックが下面まで達して円板凍土を貫通することはなかった。クラックが広がり始める上面中心のせん断応力は零でかつ引張応力は円板凍土中最大であるため、このクラックは引張クラックであると考えられる。

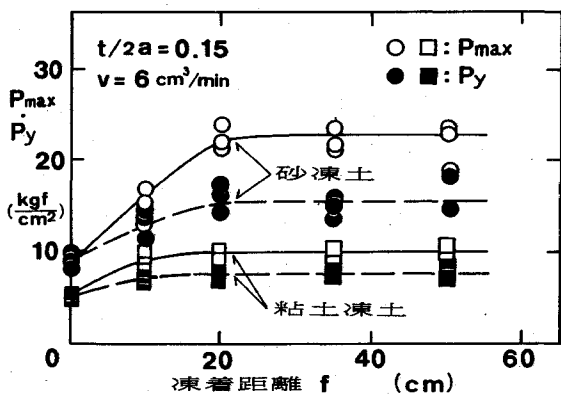


図-7 降伏圧力 P_v , 最大圧力 P_{max} と凍着距離 f の関係

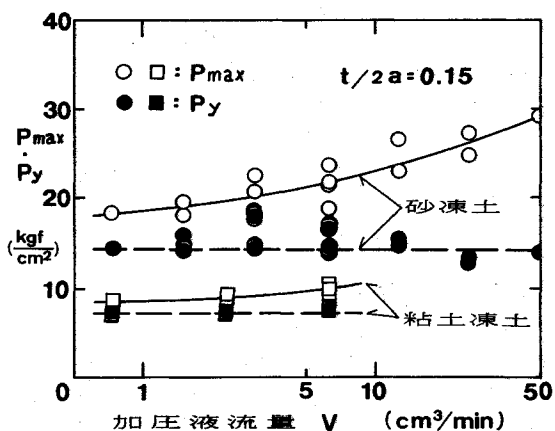


図-8 降伏圧力 P_v , 最大圧力 P_{max} と加圧液流量 v の関係

図中破線で描いたすべり面は、試験終了後に円板凍土を二つ割りにした時にやや不明瞭ではあるが見出すことができ、砂凍土、粘土凍土ともにモルタルの内縁から斜めにのびていた。砂凍土では碗状のすべり面が見出されたが、粘土凍土のすべり面は殆ど円筒状であった。また、最大圧力時における粘土凍土のモルタル開口部への凍土の押し出し量は、砂凍土の場合より大きかった。

c) 凍着距離の影響

実験の標準凍着距離 f を決めるために、 f が異なる凍着円板凍土 (厚み開口比 $t/2a$ は 0.15) の実験を行った。得られた降伏圧力 P_v および最大圧力 P_{max} を、図-7 に示す。円板凍土の上面は開口直径 $2a$ より外側の部分においてモルタル板と凍着しており、半径方向の長さを凍着距離 f とした。なお $f=0$ の試験は、供試体直径は 120 mm であるが凍着をさせていない円板凍土を加圧直径 100 mm で行った。

f の増加による P_v , P_{max} の増加は、砂凍土では $f < 20$ mm、粘土凍土では $f < 10$ mm で認められたが、 f がそれ以上増加しても P_v , P_{max} は変化せずまたモルタル板から凍土の剝離は生じなかった。 f がある値以上に大きくなると凍着円板の強度に変化が見られなくなる原因としては、 f の増加による凍着力の増大以外に、開口部より外側の加圧範囲が増大したために円板周辺部とモルタル板の引張応力が小さくなり凍土の剝離が生じなくなることが考えられる。以下の実験における標準凍着距離を、 P_v , P_{max} が f に依存しない 20 mm としたが、 $t/2a$ が異なる場合でも P_{max} 後に凍土の剝離は見られなかった。

d) 加圧液流量の影響

P_v , P_{max} に及ぼす加圧液流量 v の影響を調べるために、凍着円板凍土 ($t/2a=0.15$) を、加圧液流量 v が異なる条件で試験した。降伏圧力 P_v および最大圧力 P_{max} と加圧液流量 v の関係を図-8 に示す。砂凍土、粘土凍土ともに、 P_v (図中の黒印) は、本実験の範囲内では v に依存しないが、 P_{max} (白印) は v が小さくなると減少

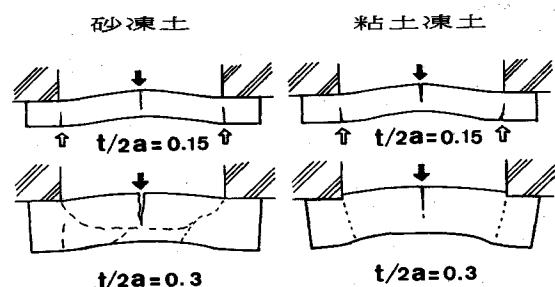


図-9 P_{max} 時のクラック (実線) とすべり面 (破線) の分布

する傾向が見られる。

また、図には示していないが、砂凍土の場合には、 P_v および P_{max} 時のたわみ量は、 v が $6 \text{ cm}^3/\text{min}$ 以上ではほぼ一定であり破壊も脆性的であったが、 $6 \text{ cm}^3/\text{min}$ 以下ではたわみ量は急激に増加し延性変形を伴った。ひずみ速度が小さくなることによって、脆性から延性になる傾向は、同じ種類の砂凍土ばりの曲げ試験においても実験的に確認されている⁴⁾。以下の実験における v は、顕著な延性変形が生じない $6 \text{ cm}^3/\text{min}$ とした。

e) 厚み開口比の影響

P_{max} 後の凍着円板凍土断面で見られるクラックやすべり面の状態を、厚みの異なる凍着円板について、図-9 に示す。図中、引張クラックは実線で、すべり面は破線で表す。薄い凍着円板凍土 ($t/2a$ が 0.15 以下) の場合には、砂凍土、粘土凍土ともに、上面中央部 (黒矢印) のみでなく、モルタル板の開口端直下 ($r=a$) の円板凍土下面 (白矢印) にもクラックが発生している。

凍着円板が厚くなる ($t/2a \geq 0.22$) と、砂凍土、粘土凍土ともに、最大圧力時でも下面のクラックは発生しなくなる。また、砂凍土では上面中央部の引張クラックが顕著になるとともに、モルタル開口端と接する凍土上面から凍土内部へのびるすべり面が観察されるようになる。粘土凍土で厚みが増すと、最大圧力時における開口

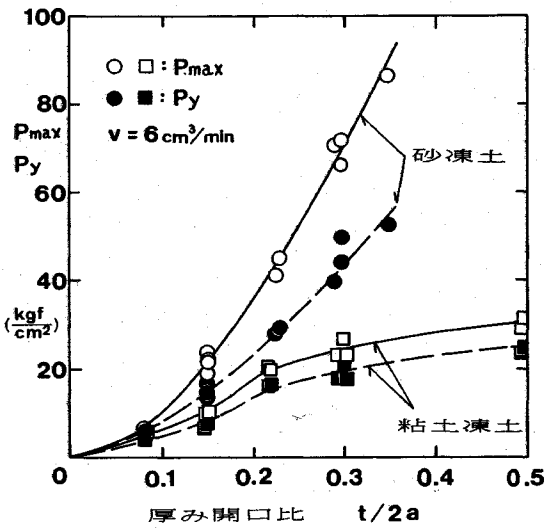


図-10 降伏圧力 P_y 、最大圧力 P_{max} と厚み開口比 $t/2a$ の関係

端での凍土の押し出し量が増加する。

降伏圧力 P_y (黒印) および最大圧力 P_{max} (白印) と厚み開口比 $t/2a$ の関係を図-10 に示す。砂凍土では、 $t/2a$ の増加に対して、 P_y, P_{max} はともに単調に下に凸の増加をする。一方、粘土凍土では $t/2a$ が 0.22 以上になると増加は上に凸となり、 $t/2a$ による P_y, P_{max} の増加の仕方が $t/2a=0.22$ 付近で変化する傾向が見られる。

凍着円板の上面中央部の引張クラックまたは引張降伏の発生は、目視観察やひずみゲージ周辺の凍土におけるクラック発生によるひずみゲージの引張ひずみ量の減少から知ることができる。降伏圧力時に引張クラックまたは降伏が認められたのは、 $t/2a$ が 0.3 以下の砂凍土および $t/2a$ が 0.15 以下の粘土凍土であり、 $t/2a$ が 0.22 以上の粘土凍土では、降伏圧力時において引張クラックは発生しなかった。粘土凍土で見られるこの引張クラックの有無が生じる $t/2a$ は、前述した P_y, P_{max} の増加傾向が変化する $t/2a$ とほぼ一致している。

3. 降伏および破壊モデルの検討

(1) 材料定数

材料定数は、同一試料土からなる凍土を供試体として、凍着円板試験と同じ温度で行った試験から求めた。

a) 曲げ引張強度

凍土⁴⁾やコンクリート(JIS A 1106)の曲げ引張強度は、直方体ばりの曲げ試験から求められている。直方体ばりの曲げ試験を、三等分点載荷方式⁴⁾によって行った。引張面の歪速度は 0.15%/min である。得られた結果を、表-2 に示す。

b) せん断強度

凍土のせん断強度に関する定数である粘着力 c 、内部摩擦角 ϕ を求めるために、各試料土について、軸歪速

表-2 凍土の引張強度に関する定数
(-10°C , $S=0\%$, $\dot{\epsilon}=0.15\%/min$)

		砂凍土	粘土凍土
σ_f (kgf/cm ²)	降伏時	60.0	24.5
	最大時	95.0	52.5

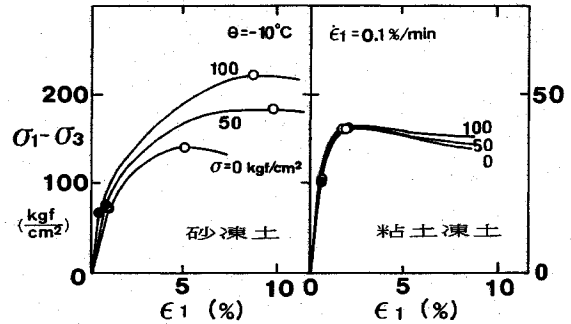


図-11 三軸圧縮試験から得られた軸差応力と軸歪の関係の例

表-3 凍土のせん断強度に関する定数
(-10°C , $S=0\%$, $\dot{\epsilon}_1=0.1\%/min$)

		砂凍土	粘土凍土
c (kgf/cm ²)	降伏時	33.7	12.8
	最大時	52.0	20.1
ϕ (deg)	降伏時	0	0
	最大時	16.9	0

度が 0.1%/min の三軸圧縮試験³⁾を行った。軸差応力 ($\sigma_1 - \sigma_3$) と軸歪 ϵ_1 の関係の例を、図-11 に示す。軸差応力の増加が直線からずれ始める点を降伏点(図中、黒丸)、最大値になる点を最大点(白丸)と定義し、各々の点の応力についてモールの応力円を描いて、粘着力と内部摩擦角を得た(表-3)。内部摩擦角 ϕ は、粘土凍土の場合は降伏軸差応力、最大軸差応力時ともにほぼ 0° であり、砂凍土でも降伏軸差応力時ではほぼ 0° であるが、最大軸差応力は 16.9° であった。砂凍土の降伏軸差応力が側圧 σ_3 にほとんど影響を受けないという実験結果は、オタワ砂についても同様の報告がされており、Sayles¹²⁾は、砂粒子を結びつけている多結晶水の降伏軸差応力は σ_3 にあまり依存しないという点から説明を行っている。

(2) 凍着円板内に発生する応力

種々の厚み開口比 $t/2a$ の凍着円板内に発生する引張応力、せん断応力、せん断面の直応力の各々の分布を、軸対象弾性有限要素解析¹³⁾によって求めた。図-12 に計算に用いた要素分割と境界条件を示す。破線のモルタル板との凍着部は半径 r 方向、厚み z 方向ともに固定、円板の中心部は r 方向のみ固定であり、円板下面全域には均一な圧力 P が作用するとした。

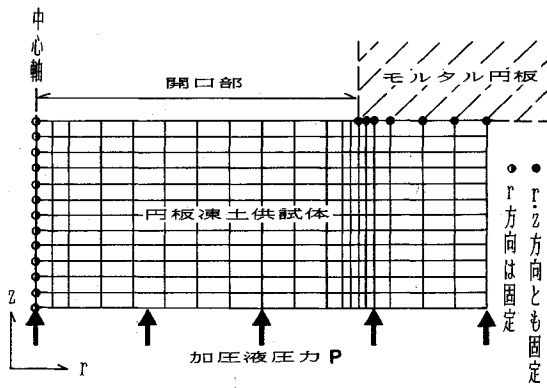


図-12 軸対象弾性有限要素解析で用いた要素分割と境界条件 (厚み開口比 $t/2a$ が 0.3 の場合)

降伏圧力 (または最大圧力) を算出するのに用いた引張破壊モデルは、凍着円板内で最大値をもつ上面中央の要素 (図中斜線部) の引張応力 σ' が、凍土の曲げ引張降伏強度 (または曲げ最大強度) になる時生じるとした。

一方、せん断破壊モデルとしては次の3つが考えられる。

モデル1: 凍着円板内で最大せん断応力が生じるモルタル円板の内縁に接する要素のせん断応力が、凍土のせん断強度に等しくなった時に、降伏圧力 (または最大圧力) が生じる。

モデル2: 円弧すべりのように、ある仮想面全域で一斉にせん断が生じる。

モデル3: 凍着円板を周辺固定円板と見なして、押し抜きせん断が生じる。

モデル1のような局所せん断は、厚み開口比が大きい粘土凍土では見られたが、その他の場合には顕著でなかった。また、モデル2ではせん断面を特定しなければならないが、凍土の塑性硬化とクリープ性を考慮に入れたせん断面の特定はなされていない。モデル3は単純すぎるきらいはあるが、図-6で示した厚い粘土凍土などの変形形状を見ると、押し抜きせん断による変形形状になっている。以上の点から、本論文で用いるせん断モデルはモデル3と仮定した。このせん断モデルにおける平均せん断応力 $\bar{\tau}$ および平均直応力 $\bar{\sigma}_n$ は、凍着円板を開口直径で切り取った面に発生するせん断応力度および直応力度を上面から下面までの要素について平均して求めた。

凍着円板内に発生するそれぞれの σ' 、 $\bar{\tau}$ 、 $\bar{\sigma}_n$ と加圧液圧 P の間には、弾性応力解析では比例関係がある。この関係を実際に用いる際には、既知量である強度から P を求めるため、下式のように各々の圧力換算定数 C を定義した。

$$P = C_t \times \sigma' \quad P = C_s \times \bar{\tau} \quad P = C_n \times \bar{\sigma}_n$$

種々の厚み開口比 $t/2a$ において、単位加圧液圧に相

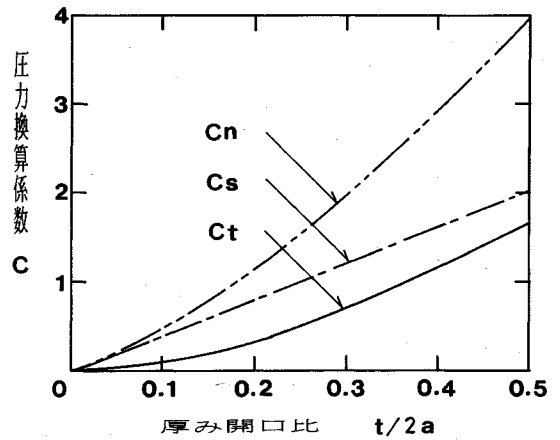


図-13 降伏圧力や最大圧力の計算で用いる各圧力換算係数 C と厚み開口比 $t/2a$ の関係

当する σ' 、 $\bar{\tau}$ 、 $\bar{\sigma}_n$ を算出し、逆算して C_t 、 C_s 、 C_n を求めた結果を図-13に示す。

(3) 凍着円板の降伏圧力および最大圧力の計算

引張降伏またはせん断降伏は、 σ' 、 $\bar{\tau}$ がそれぞれ降伏強度に達したときに生じるものと仮定すると、引張モデルによる降伏圧力 $P_{t,y}$ とせん断モデルによる降伏圧力 $P_{s,y}$ は次式となる。

$$\begin{aligned} \sigma_y &= P_{t,y} \times (1/C_t) \\ \tau_y &= c_y + \sigma_n \times \tan \phi_y \\ &= c_y + P_{s,y} \times (1/C_n) \times \tan \phi_y \\ &= \tau = P_{s,y} \times (1/C_s) \end{aligned}$$

これらの式を、 $P_{t,y}$ 、 $P_{s,y}$ について書き直すと、

$$\begin{aligned} P_{t,y} &= \sigma_y \times C_t \\ P_{s,y} &= c_y / ((1/C_s) - \tan \phi_y \times (1/C_n)) \end{aligned}$$

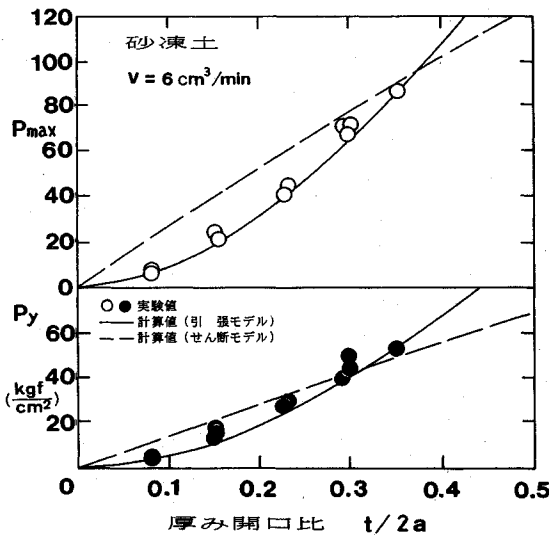
となり、図-13を用いて厚み開口比 $t/2a$ に対応する各圧力換算係数を求め、引張強度 σ_y 、粘着力 c_y 、内部摩擦角 ϕ_y を上式に代入すると、 $P_{t,y}$ 、 $P_{s,y}$ が計算できる。

また、最大圧力時には凍着円板の一部は塑性変形していると考えられるが、弾性体について得た上式が成り立つと仮定し式中の添字 y を添字 \max にすることによって、引張モデルによる最大圧力 $P_{t,\max}$ とせん断モデルによる最大圧力 $P_{s,\max}$ を算出した。

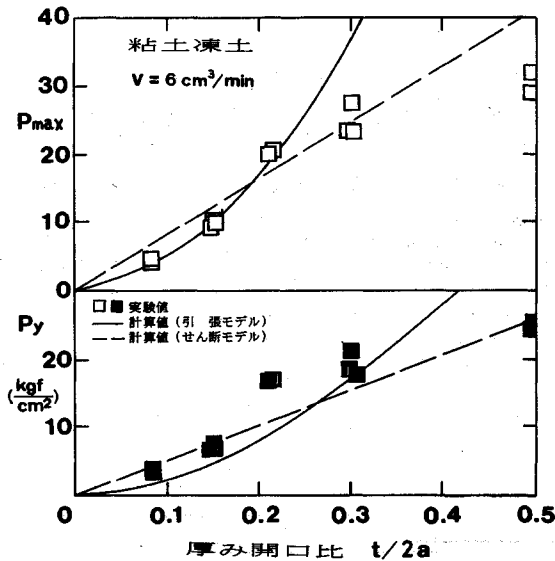
(4) 実験値と計算値の比較

引張破壊モデルおよびせん断破壊モデルから求めた降伏圧力 P_y 、最大圧力 P_{\max} の計算値と厚み開口比 $t/2a$ の関係を、砂凍土は図-14、粘土凍土は図-15に示す。引張破壊モデルによる関係 (図-14, 15中の実線) は下に凸の放物線に近く、一方せん断破壊モデルによる関係曲線 (図中の破線) は僅かに上に凸の直線である。

引張破壊モデルによる計算値は、砂凍土、粘土凍土ともに、本実験の範囲内の $t/2a$ において、実験値 (円印)



図一14 降伏圧力 P_y 、最大圧力 P_{max} と厚み開口比 $t/2a$ の関係についての、実験値と計算値の比較 (砂凍土)



図一15 降伏圧力 P_y 、最大圧力 P_{max} と厚み開口比 $t/2a$ の関係についての、実験値と計算値の比較 (粘土凍土)

と概ね合っている。しかし、粘土凍土の場合には、 $t/2a$ が大きくなると、せん断破壊モデルによる計算値の方が実験値に合う傾向が見られる。

図一10で述べたように、降伏圧力時において引張クラックまたは引張降伏が $t/2a \leq 0.3$ の砂凍土および $t/2a \leq 0.15$ の粘土凍土において観察されたことと、 $t/2a$ がこれらの範囲にあるときには引張モデルから算出した計算値が実験値と合ったこととは良い対応を示している。

せん断モデルから算出した降伏圧力および最大圧力に

関する計算値は、 $t/2a$ が 0.22 以上の粘土凍土の実験値と概ね合うが、 $t/2a$ が 0.5 の場合の最大圧力では計算値が実験値を上回る。この原因としては、図一9中の厚い粘土の場合に示した、開口部付近で生じる局所的なせん断破壊をせん断モデルは考慮していなかったため、計算値が大きくなったと考えられる。

引張破壊モデルから計算された降伏圧力、最大圧力と $t/2a$ の曲線 (図一14, 15 中の実線) と、せん断破壊モデルから求められた曲線 (図中の破線) の交点は、砂凍土では $t/2a = 0.35$ 前後、粘土凍土では $t/2a = 0.2 \sim 0.25$ であった。これらの $t/2a$ の値は、観察された上面中央部における引張クラックの有無や、実測された降伏圧力、最大圧力と $t/2a$ の関係曲線の変化などから、ほぼ妥当であると考えられる。

4. まとめ

有穴モルタル板に凍着した円板砂凍土及び円板粘土凍土をたわませて、凍着円板凍土の降伏および破壊を生じさせる室内実験を行った。凍着は円板凍土の上面の周辺部において加圧は下面全域で行いつつ、発生するたわみとひずみの増加量および下面にゴム膜を介して接する加圧液の圧力を測定した。得られた主な結論を、列挙する。

なお、以下で用いる降伏圧力 P_y とは、凍着円板を一定速度でたわませた場合の液圧の増加が直線からずれ始める時点の液圧であり、最大圧力 P_{max} はその後に発生する最大の液圧である。また、モルタル板の開口直径 $2a$ に対する凍着円板凍土の厚み t の比を、厚み開口比 $t/2a$ とした。

(1) 降伏圧力 P_y および最大圧力 P_{max} は、円板凍土と有穴モルタル板の凍着する距離を長くすると増加したが、ある距離以上では P_y, P_{max} の増加は生じずまたモルタル板から凍土の剝離も起こらなかった。

(2) P_y および P_{max} は、 $t/2a$ が大きいほど、砂凍土、粘土凍土ともに増加したが、 $t/2a$ が 0.22 以上の粘土凍土では P_y および P_{max} の増加は緩やかであった。

(3) 凍着円板上面中央から放射状に数本伸びる引張クラックと、下面において直径がほぼ開口直径に等しい円形のクラックとが、薄い円板凍土 ($t/2a$ が 0.15 以下) において生じ、土質に依存しなかった。

(4) 凍着円板凍土が厚くなると ($t/2a$ が 0.22 以上)、砂凍土では上面の引張クラックは薄い場合と同様に発生するが、下面のクラックは発生しなくなり、また開口端から腕状のすべり面が認められるようになった。粘土凍土の場合も、厚くなるにつれて下面のクラックがなくなるとともに、開口部での凍土の局所せん断変形や開口部への凍土の押し出しが顕著になった。

(5) 引張破壊モデルによる P_y および P_{max} の計算値は、砂凍土、粘土凍土ともに、本実験範囲内の $t/2a$ に

において、実験値と概ね合った。しかし、 $t/2a$ が0.22より大きい粘土凍土の場合には、せん断破壊モデルによる計算値の方が実験値に合う傾向は見られた。

参 考 文 献

- 1) 高志 勤・生頼孝博・山本英夫・岡本 純：砂凍土の一軸圧縮強さに関する実験的研究，土木学会論文報告集，No. 302，79～88，1980。
- 2) 高志 勤・生頼孝博・山本英夫・岡本 純：粘土凍土の一軸圧縮強度に関する実験的研究，土木学会論文報告集，No. 315，83～93，1981。
- 3) 小林 進・山本英夫・伊豆田久雄：凍結土の三軸圧縮強度特性について（1）—塩分を含まない場合—，雪氷学会全国大会講演予稿集，149，1989。
- 4) 伊豆田久雄・生頼孝博・山本英夫：凍土の曲げ条件下における変形挙動と強度特性，雪氷，Vol. 50，No. 1，25～32，1988。
- 5) Vialov, S.S. et al. : The strength creep of frozen soils and calculations for ice-soil retaining structures, USA CREEL Translation No.76, 1962.
- 6) Klien, J. : Engineering design of shafts, Ground freezing 88, Vol.1, Balkema, pp.235～243, 1988.
- 7) 檜貝 勇：鉄筋コンクリート部材の諸性状（その4）—せん断一般，コンクリート・ライブラリー，34，pp.22～30，1972。
- 8) 伊豆田久雄・生頼孝博・山本英夫：円板凍土の強度に関する模型実験（1）—周辺支持条件での凍土厚と強度の関係，土木学会第40回年次学術講演会講演概要集，Vol. 3，799～800，1985。
- 9) 生頼孝博・山本英夫・伊豆田久雄：円板凍土の力学特性に関する室内実験，土の凍結に関するシンポジウム発表論文集，pp.53～58，社団法人土質工学会，1986。
- 10) Izuta, H., Yamamoto, H. and Ohrai T. : Mechanical properties of circular slabs of frozen sand and clay in bending test, Ground freezing 88, Balkema, pp.187～192, 1988.
- 11) 伊豆田久雄・山本英夫・生頼孝博：シールド発進防護用凍土壁の強度に関するモデル実験と解析，第25回土質工学会研究発表会発表講演集，pp.1767～1768，1990。
- 12) Sayles, F.H. : Triaxial and creep tests on frozen ottawa sand, Second International Conference on Permafrost, National Academy of Sciences, Washington, D.C., pp.384～391, 1973.
- 13) Segerlind, L. J. 川井忠彦監訳：応用有限要素解析，丸善出版，215～245。

(1991. 6. 6 受付)

EXPERIMENTAL STUDY ON MECHANICAL PROPERTIES OF CIRCULAR SLABS OF FROZEN SOILS FOR STARTING OF SHIELD

Hisao IZUTA, Hideo YAMAMOTO and Takahiro OHRAI

Model test of circular frozen soil slabs have been performed for designing the adequate thickness of frozen soil wall. Circular slabs of frozen soil adfrozen to the thick mortar plank with circular opening was deformed with constant rate.

The obtained crack pattern and deformation shape of slabs showed that increasing of the thickness of frozen soil slabs made the fracture mode from tensile to shear one. Transition of fracture mode was also suggested by comparison between the experimental and calculated values on yield and maximum pressure of adfrozen circular frozen soil slabs.