

Behavior of Cylindrical Diaphragm Walls during Excavation Works

*****大成建設（株）土木設計第2部地下タンク設計室（〒163-06 東京都新宿区西新宿1-25-1）

- 1167 -

表-1 設計に用いた土質定数

DL+4.60	土層	單位體積 重 量 γ : (tf/m ³)	N值	強度定數		變形係數 $E^{(3)}$ (kgf/cm ²)	間隙比 e	透水係數 k (cm/sec)	
				$c^{(1)}$ (tf/m ²)	$\phi^{(2)}$ (度)				
$\nabla +3.50$ $\equiv -2.50$	埋立層	B _{s1}	1.95	15	0.0	30	40	0.7	$7.0 \times 10^{-4} (4)$
-12.50		B _{s2}	1.80	10	3.0	0	30	1.2	$8.7 \times 10^{-7} (4)$
-27.00	沖積層	A _{1s}	1.65	4	7.0	0	80	1.7	$8.5 \times 10^{-8} (4)$
-35.50	洪積層	D _{1s}	1.90	42	0.0	40	400	1.0	$4.0 \times 10^{-4} (4)$
-55.50		D _{3s1}	1.95	49	0.0	42	1000	0.9	$22 \times 10^{-4} (4)$
	軟岩 (土丹)	K _{s0}	1.75	50	145.0	0	4400	1.1	$1.0 \times 10^{-6} (5)$ $\sim 1.0 \times 10^{-5}$

- (1) $C = cu/2$ より設定。
 (2) $\phi = \sqrt{15N+15}$ より設定。
 (3) 一軸圧縮試験又は孔内水平応荷試験より設定。
 (4) 室内透水試験の対数平均値より設定。
 (5) 当該地域の過去の地盤調査実績より設定。

表-2 設計湧水量

推定湧水量	透水係数 (cm/sec)	湧水量 (m ³ /day)
最大クラス	土丹 $k=1 \times 10^{-5}$ 連壁 $k=1 \times 10^{-7}$	47.8
推定中央値	土丹 $k=5 \times 10^{-6}$ 連壁 $k=5 \times 10^{-8}$	28.3
最小クラス	土丹 $k=1 \times 10^{-6}$ 連壁 $k=3 \times 10^{-8}$	8.8

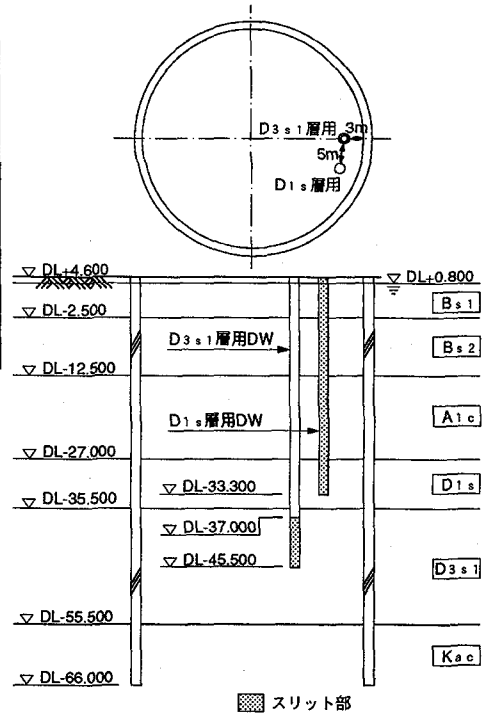


図-2 ディープウェル配置

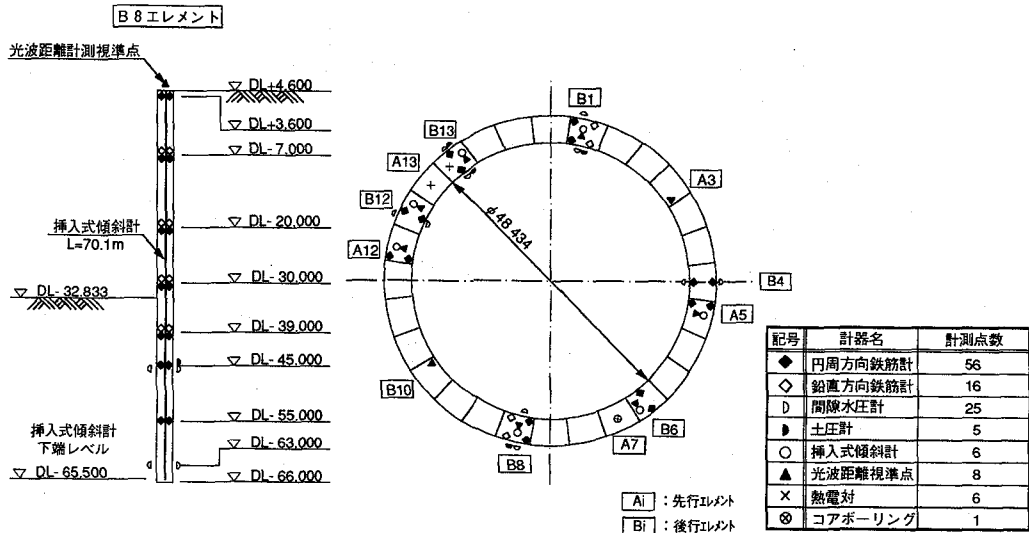


図-3 計測計器配置

2. 土質定数及び連壁概要

表-1に設計に用いた土質定数を示す。土層は上部埋立層の下に沖積粘性土層が14.5m、洪積砂層が28.5mあり、その下に連壁の根入れ層となる軟岩層 (土丹層) が続いている。

連壁の構造は、図-1に示すように内径約48m、長さ約70mであり、DL-27.0m以浅は内部掘削時の山留止水壁 (以下、上部仮設部と呼ぶ) として機能し、DL-27.0m以深は底版に揚圧力を作用させないために、上記に加えて、地下タンク完成後も永久的な止水壁 (以下、下部本設部と呼ぶ) として機能する。コンクリートの設計基準強度は、上部仮設部が $f'_c=400\text{kgf/cm}^2$ 、下

部本設部が $f'_c=600\text{kgf/cm}^2$ であり、実機構造体の連壁として国内最高の圧縮強度のコンクリートを使用し、壁厚を1.0mと薄くしている。連壁の透水係数は、過去の同規模の連壁の実績より、また、土丹層 (K_{as}層) の透水係数は当該地域の過去の地盤調査実績より、表-2に示すような最大クラス、推定中央値及び最小クラスの3ケースを考えて湧水量の推定を行なった。

床付けレベルはDL-32.833mであり、掘削に先立ち連壁及び土丹層 (K_{as}層) の止水性を確認するため、連壁内部の洪積砂質土層 (D_{1s}層及びD_{3s1}層) の地下水位を図-2に示すディープウェルにより低下させた (以下内部排水時と呼ぶ)。この時のディープウェル内の水位

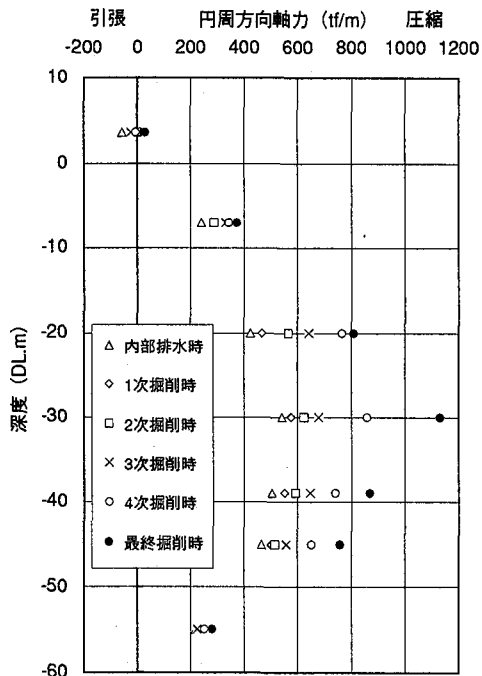


図-4 円周方向軸力計測結果

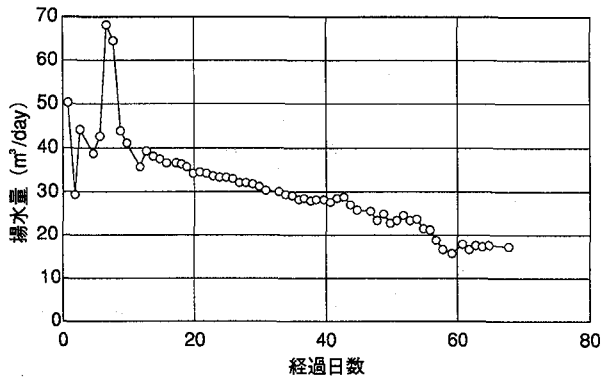


図-6 揚水量計測結果

は、DL-30.0m~DL-36.0mと設定した。

3. 計測概要

3.1 計測計器配置

連壁には種々の計測計器を設置し、主として円周方向鉄筋応力度、間隙水圧及びディープウェル揚水量により管理を行ない、変位、鉛直方向鉄筋応力度及び温度は参考用として計測した。図-3に計測計器配置を示す。尚、熱電対は、連壁の中央に4点、内側及び外側にそれぞれ1点設置した。

3.2 計測管理

計測管理方法として、一次管理基準値及び二次管理基準値を設定し、一次管理基準値以内を定常体制、二次管理基準値以内を注意体制、二次管理基準値を越えた場合を警戒体制とする3段階の管理体制により安全に工事を進めた。円周方向鉄筋応力度の一次管理基準値は、設計土水圧が100%作用した場合を上限值とし、土圧が全く作用しない場合を下限值として梁-パネモデルによる軸対称逐次掘削解析結果により設定した。ま

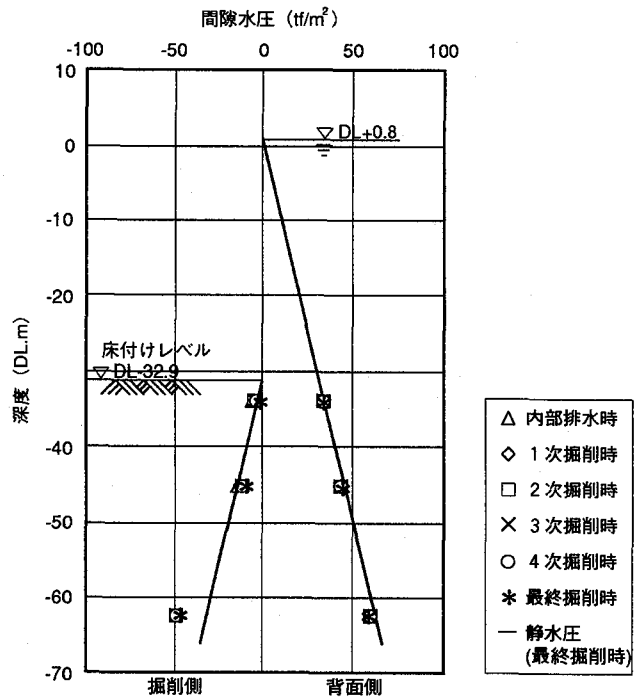


図-5 間隙水圧計測結果

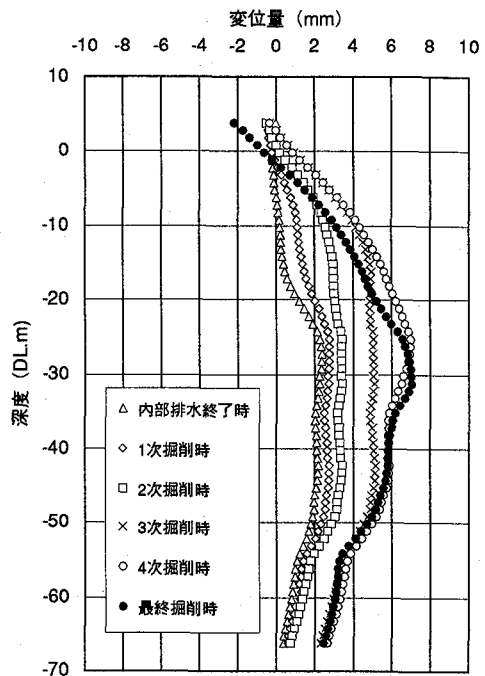


図-7 計測変位量

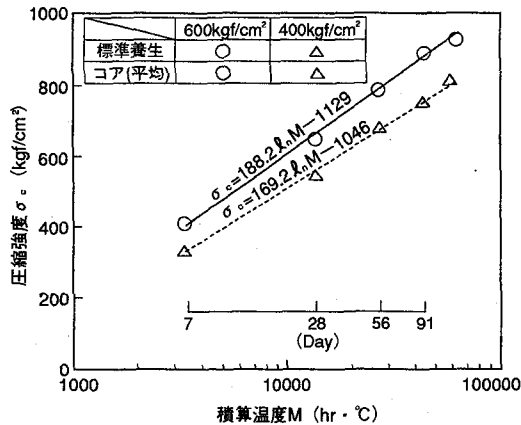
た、間隙水圧は浸透流解析により得られた連壁内外の間隙水圧差の±20%以内を一次管理基準値と設定した。さらに、円周方向鉄筋応力度の二次管理基準値は土水圧以外の荷重を作用させた時に鉄筋応力度が許容応力度となるように設定した。尚、計測の結果、一次管理基準値内で掘削は安全に終了した。

3.3 計測結果

図-4~7に円周方向鉄筋計より算定した軸力、連壁内外間隙水圧、ディープウェルからの揚水量及び変位の計測結果(平均値)を、また、表-3に計測結果の最

表一三 計測結果の最大値と設計値との比較

項目	計測最大値	設計値	(計測最大値/設計値) ×100
揚水量	17.4m ³ /日	28.3 m ³ /日	64 %
内外水圧差	33.7 tf/m ²	36.4 tf/m ²	93%
円周方向 最大軸力	1161 tf/m	1192 tf/m	95 %
最大変位	8.8 mm (平均 7.6 mm)	8.8 mm	100 % (86 %)

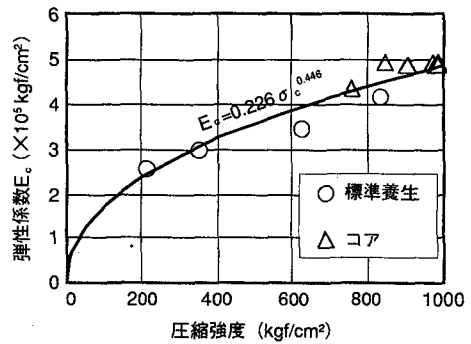


図一八 積算温度と圧縮強度

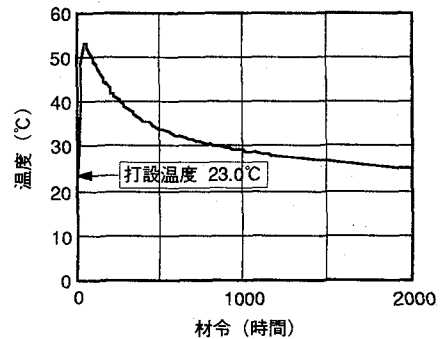
大値と設計値との比較を示す。尚、壁面からの漏水はほとんど見られなかったため、図一六はディーブウェルからの揚水量を示している。降雨の影響は極力排除するようにしたが、一部は影響を受けていると考えられる。

掘削時におけるコンクリートの平均圧縮強度は設計基準強度に比べ大きくなっており、したがって弾性係数も設計値に比べ大きくなっていると考えられる。そこで、円周方向軸力を算定する際のコンクリートの弾性係数は、標準養生の供試体と実際のコア供試体の結果より回帰した図一八に示す積算温度～圧縮強度の関係式²⁾及び図一九に示す圧縮強度～弾性係数³⁾の関係式より推定した。この時、連壁の温度については実際に設置した熱電対の計測結果を用いた。図一十に連壁の温度計測結果を示す。算定の結果、上部は $E_c = 4.6 \times 10^5$ kgf/cm²、下部は $E_c = 4.9 \times 10^5$ kgf/cm² となった。また、円周方向軸力計測値は、コンクリートのクリープ及び乾燥収縮により生じた歪みによるみかけの軸力増分及び地盤の拘束により生じる温度応力による軸力増分が加算され、逆にクリープ及び乾燥収縮による拘束軸力増分が考慮されていない値である。

また、連壁内外水圧差が若干設計値に比べて小さくなっているが、これは設計水位 (DL+3.5m) に比べ実測初期水位が2.7m程度低下 (DL+0.8m) していたため、内部水位の低下量が小さくなったためである。ディーブウェル揚水量は連壁内外水圧差の影響等により予測中央値以下であり、変位は挿入式傾斜計により得られた値を、光波測距による頭部変位の値を用いて補正した。



図一九 圧縮強度と弾性係数



図一十 温度計測結果

3.2 計測結果の補正

連壁には掘削に伴う弾性ひずみに加えて、温度変化によるひずみ、クリープ及び乾燥収縮によるひずみが発生する。これらの内、弾性ひずみ以外のものには、連壁内側地盤に拘束された状態で進行するひずみ（見かけの増分ひずみ）と地盤の拘束により進行しないひずみ（拘束ひずみ）が存在する。鉄筋計測値には、弾性ひずみ、温度変化による拘束ひずみ、クリープ及び乾燥収縮による見かけの増分ひずみが含まれる。しかし、連壁に作用する実際の軸力は、弾性ひずみに温度変化、クリープ及び乾燥収縮による拘束ひずみを加えたものから算定されるものである。そこで、計測値からクリープ及び乾燥収縮による見かけの増分ひずみを差し引き（以下、見かけの拘束ひずみにより算定される軸力を見かけの増分軸力と呼ぶ）、クリープ及び乾燥収縮による増分ひずみを加え（以下、拘束ひずみにより算定される軸力を拘束軸力増分と呼ぶ）、実際の軸力を算定する。この時、連壁内側地盤による拘束を図一十一に示すように考え、以下に算定方法を示す。

$$k \cdot \Delta R \cdot R = \epsilon'_{cc} \cdot E_c \cdot A \quad (1)$$

$$\epsilon'_{cc} + \Delta R/R = \epsilon_{cc} \quad (2)$$

(1)、(2) 式より

$$\begin{aligned} N'_{cc} &= \Delta R/R \cdot E_c \cdot A \\ &= \frac{(E_c \cdot A)^2}{k \cdot R^2 + E_c \cdot A} \cdot \epsilon_{cc} \end{aligned} \quad (4)$$

$$\begin{aligned} N_c &= \epsilon'_{cc} \cdot E_c \cdot A \\ &= \frac{E_c \cdot A \cdot k \cdot R^2}{k \cdot R^2 + E_c \cdot A} \cdot \epsilon_{cc} \end{aligned} \quad (4)$$

ここで、

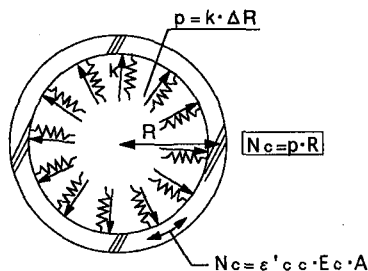


図-11 クリープ歪及び乾燥収縮量算定モデル

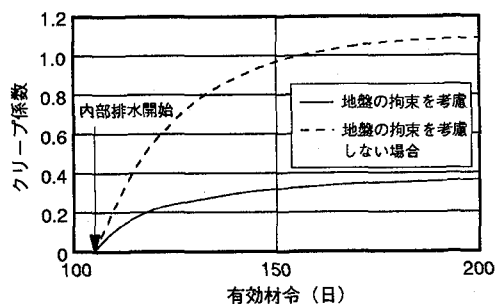


図-12 クリープ係数

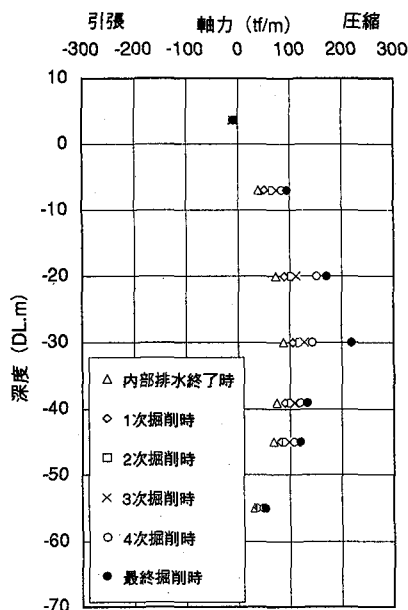


図-13 クリープ及び乾燥収縮によるみかけの軸力増分

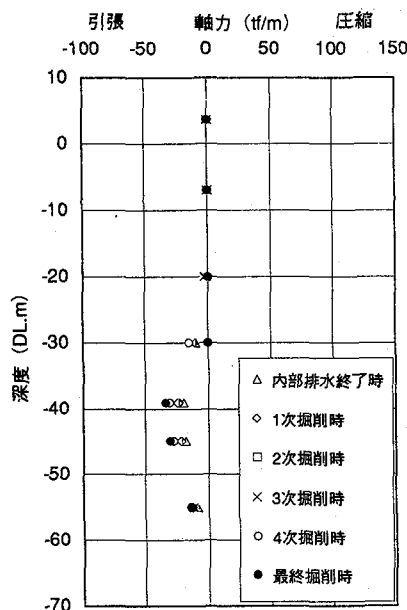


図-14 クリープ及び乾燥収縮による拘束軸力増分

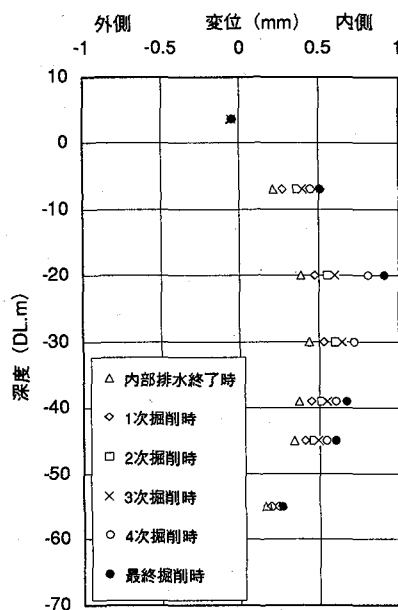


図-15 クリープ及び乾燥収縮による変位増分

- R : 連壁径
- k : 地盤バネ値
- ΔR : クリープによる半径方向変位
- E_c : コンクリートの弾性係数
- A : コンクリートの断面積
- ϕ : クリープ係数
- ϵ_o : 掘削による弾性歪みと温度応力に相当する歪みの和
- ϵ_{cc} : 無拘束の状態でのクリープ歪み
($=\phi \cdot \epsilon_o$)
- ϵ'_{cc} : 拘束により収縮できない歪み
- N' : クリープによるみかけの軸力増分
- N_c : 拘束クリープによる軸力増分

尚、クリープ係数は「コンクリート標準示方書」⁴⁾に、基づき設定するものとし、クリープ係数算定におけるコンクリート打設日および載荷時材令は、それぞれ連壁コンクリート施工期間の中央及び各ステップ期間の中央とした。算定したDL-39m位置でのクリープ係数を図-12に示す。また、各深度での湿度は、掘削前は100%、掘削後は掘削面を70%、背面を100%と想定した平均の85%を用いた。さらに、逐次掘削の影響を

考慮し、各掘削段階毎にみかけの軸力増分及び拘束軸力増分を算定する。

また、乾燥収縮によるみかけの軸力増分及び拘束軸力増分は、クリープと同じ方法により算定でき、このとき乾燥収縮の進行度はクリープ係数の進行度に比例するものとした。なお、地盤バネ値は、後述するシミュレーション解析で、収束計算により同定された変形係数から「道路橋示方書 IV 下部構造編」⁵⁾により算定した。

算定したクリープ及び乾燥収縮によるみかけの軸力増分及び拘束軸力増分を図-13及び図-14に、クリープ及び乾燥収縮による変位増分を図-15に示す。また、連壁に作用している実際の円周方向軸力を算定した結果を図-16に示す。以降のシミュレーションにおいては、クリープ及び乾燥収縮による補正を行なった図-16に示す補正値を用いるものとする。

4. 山留シミュレーション

4.1 温度応力による円周方向軸力増分

掘削前の状態で連壁が温度変化した場合、地盤の拘束による温度応力が発生する。温度が低下した場合に

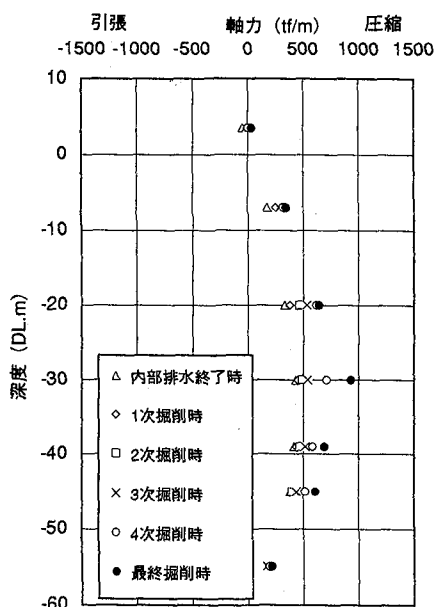


図-16 クリープ及び乾燥収縮補正軸力計測値

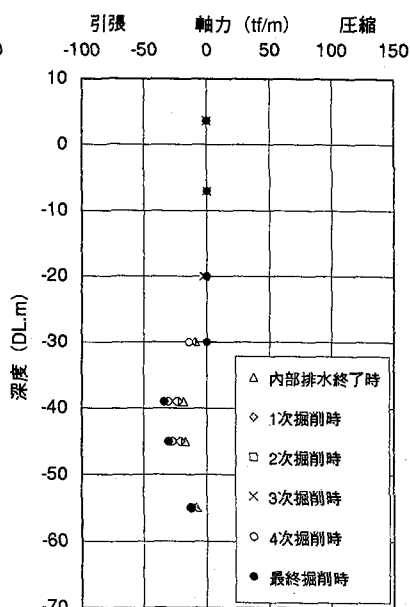


図-17 温度変化に伴う拘束軸力増分

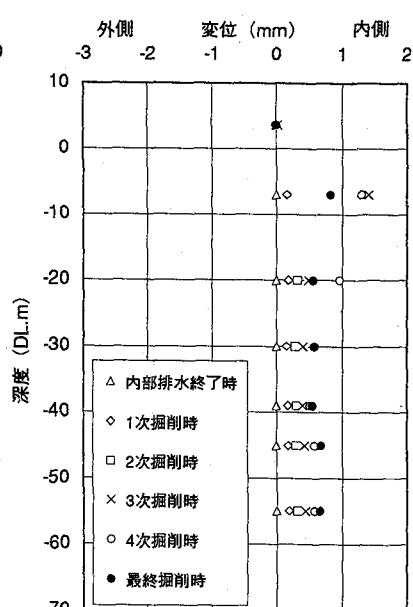


図-18 温度変化に伴う変位増分

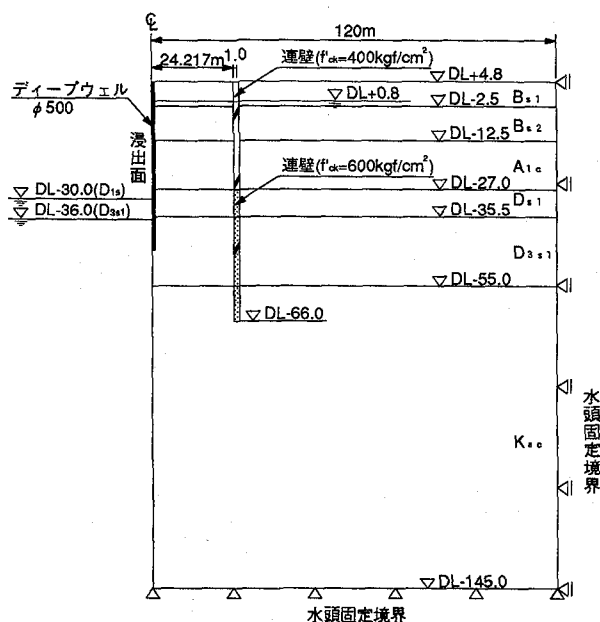


図-19 解析モデル図

は、主として内側地盤の拘束により引張力が、上昇した場合には外側地盤の拘束により圧縮力が発生する。そこで、クリープ及び乾燥収縮の場合と同じモデルにより温度応力による軸力増分を算定する。地盤の拘束により温度応力を発生させる歪みを ϵ_T とすると、

$$\epsilon_T = \alpha \cdot \Delta T \cdot k \cdot R^2 / (k \cdot R^2 + E_c \cdot A)$$

$$N_T = \epsilon_T \cdot E_c \cdot A$$

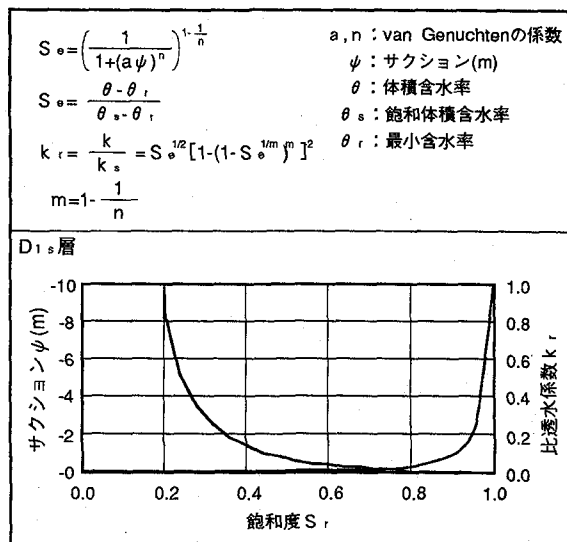
ここで、 α : コンクリートの線膨張係数

ΔT : コンクリートの温度変化量

N_T : 温度応力による軸力増分

クリープ及び乾燥収縮の場合と同様に、地盤バネ定

表-7 van-Genuchtenによる不飽和特性



数は、後述するシミュレーション解析結果の変形係数より算定する。温度応力による円周方向軸力増分を図-17に、変位増分を図-18に示す。

4.2 山留シミュレーション

山留シミュレーションは、掘削に先立ち行なった内部排水及び8m掘削毎の6段階に分けて行なった。また、沖積粘性土層(A₁層)及び土丹層(K₁層)の浸透力をより適切に評価するため、応力-浸透流(飽和-不飽和)を連成させた軸対称非定常有効応力解析を用いた。

解析モデルを図-19に示す。ディーブウェルは連壁中央部にあるものと仮定し、連壁と地盤の間にはジョイント要素を設け、摩擦による滑り⁶⁾を考慮した。また、地盤の不飽和特性は、表-7に示すようにvan-

表-8 地盤の変形係数及び透水係数同定結果

	変形係数 (kgf/cm ²)		透水係数 (cm/sec)	
	設計値	同定結果	設計値	同定結果
B ₁	40	160	7.0×10^{-4}	7.0×10^{-4}
B ₂	30	320	8.7×10^{-7}	8.7×10^{-7}
A ₁	80	400	8.5×10^{-8}	8.5×10^{-8}
D ₁	400	1600	4.0×10^{-4}	1.6×10^{-3}
D _{3,1}	1000	4000	2.2×10^{-4}	3.3×10^{-4}
K ₀	4400	18000	5.0×10^{-6}	1.0×10^{-6}
連壁	—	—	5.0×10^{-8}	3.0×10^{-8}

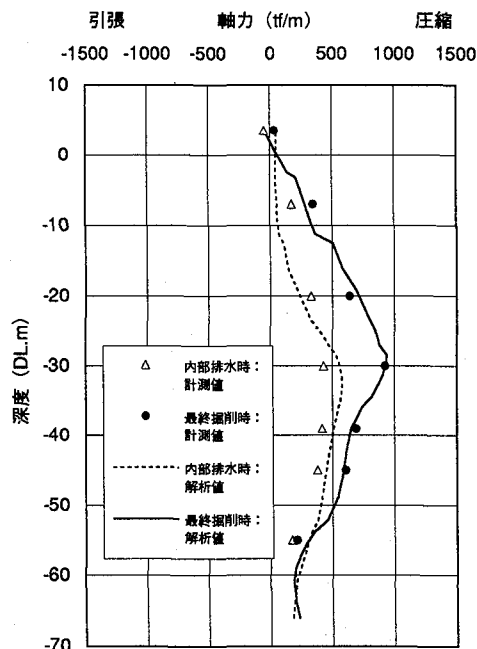


図-20 円周方向軸力シミュレーション結果

Genuchtenの式⁷⁾を用いて一般的な値を設定した。解析は、感度分析を行い、影響の大きい透水係数、地盤の変形係数をパラメータとして、円周方向軸力、間隙水圧、ディープウェル揚水量及び変位をシミュレートした。尚、地盤のポアソン比については、砂質土地盤に対しては、一般に大規模山留の設計に用いられるヤーキーの式⁸⁾による静止土圧係数 K_0 から設定した。

$$K_0 = 1 - \sin \phi \quad (\text{ヤーキーの式}) \quad (5)$$

$$K_0 = \nu / (1 - \nu) \quad (6)$$

(5)、(6)の式より

$$\nu = \frac{1 - \sin \phi}{2 - \sin \phi}$$

また、粘性土地盤に対しては、一般に有効応力解析に用いられる値として $\nu=0.3$ ⁹⁾とした。

同定した地盤の透水係数及び変形定数を表-8に示す。また、円周方向軸力、間隙水圧、ディープウェル揚水量及び変位のシミュレーション結果を図-20~23に示す。なお、円周方向軸力解析値は、先に算定したクリープ及び乾燥収縮による拘束軸力増分に温度変化に伴う拘束軸力増分を加算した値であり、変位量解析

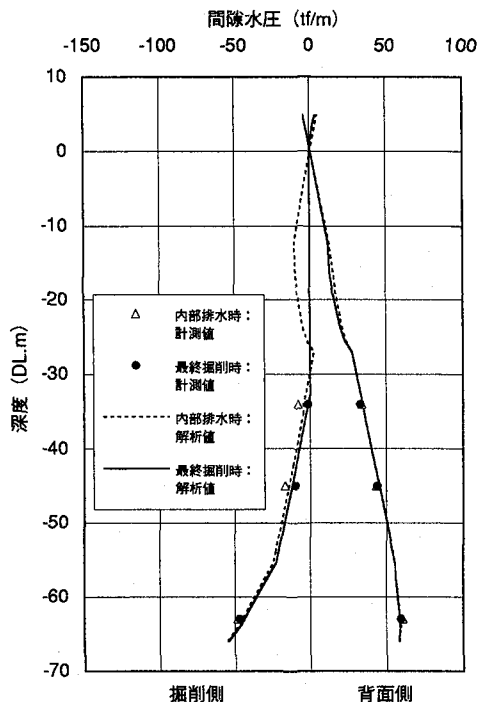


図-21 間隙水圧シミュレーション結果

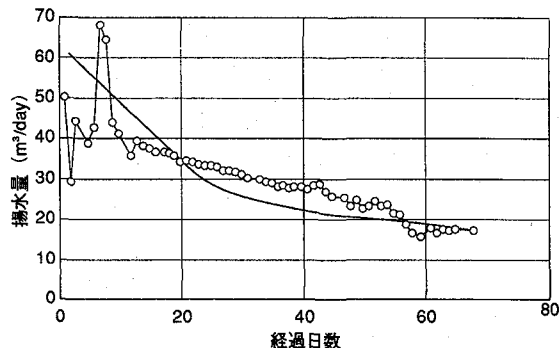


図-22 揚水量シミュレーション結果

値はクリープ、乾燥収縮及び温度による変位増分を加算した値である。

図-20~22に示すように円周方向軸力、間隙水圧分布及びディープウェル揚水量は計測結果とよく一致しており、粘性土層の間隙水圧及び浸透力がうまく表現できているものと考えられる。同定された土丹及び連壁の透水係数は、設計時に設定した最小クラス程度の透水係数であり、揚水量も小さな値となった。これは、参考文献10に示すように、土丹はハイドロリックフラクチャリング¹⁰⁾等による劣化がない状態で、つまり健全性を保持した状態で掘削ができ、連壁の透水係数も過去の実績の最小クラス程度で施工でき、非常に止水性の良い連壁が施工できたためと考えられる。揚水量は、掘削終了後さらに減少し、1ヵ月後以降は $8\text{m}^3/\text{日}$ 程度で一定値となっている。また、内部排水時のシミュレーション結果も比較的計測結果と一致しており、施工中から掘削終了まで間隙水圧及び浸透力をうまく評価できていると考えられる。

地盤の変形係数の設計値は一軸圧縮試験及び孔内水平載荷試験より求めた値であり、同定した値は設計値

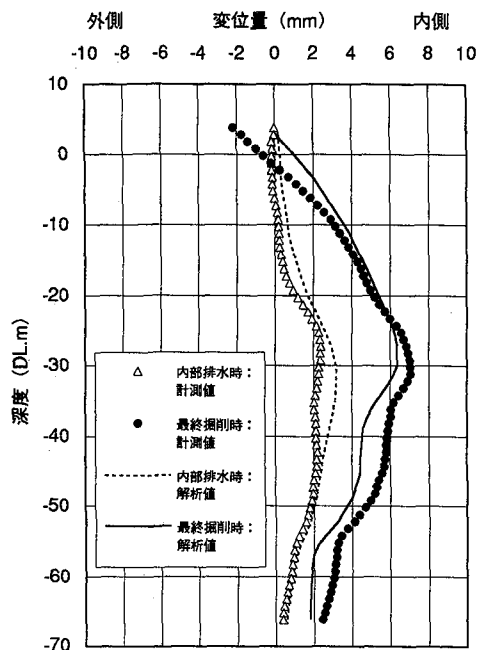


図-23 変位シミュレーション結果

の4倍である。最近の研究⁸⁾では、リバウンドの影響があるような解析においては、その変形係数を適切に評価すべきであり、孔内水平載荷試験より求めた場合には変形係数を4倍程度とすべきとの報告がある。今回のシミュレーション結果は、これらの傾向に合致しており、妥当な値であると考えられる。

ところで、今回のシミュレーションにおいては、洪積砂質土層 (D_{s1} 層及び D_{s2} 層) のボアソン比をヤーキーの式から求まる静止土圧係数より算定した。通常、円形連壁の設計においては静止土圧係数を0.5¹⁾として土水分離の考え方にに基づき土圧を算定している。しかし、円形でない連壁においては、一般にヤーキーの式により砂質土層の静止土圧係数を算定している。シミュレーション結果では、洪積砂質土層の変形係数は、一軸圧縮試験又は孔内水平載荷試験より求まる変形係数の4倍であり、ほぼ妥当な値と考えられ、この時、DL-39m及びDL-45mの円周方向軸力の値は計測結果とよく一致している。このことから、円形連壁の設計においても、洪積砂質土層の静止土圧係数としては、ヤーキーの式により得られる程度の静止土圧を考慮すれば良いと考えられる。

5. まとめ

高強度コンクリートを用い、壁厚を薄くした地下タンクを構築するための山留めの計測結果と、その結果をシミュレーションすることで、以下の知見を得た。

(1) 応力-浸透流連成解析をすることにより、土丹層 (K_{s1} 層) の間隙水圧、沖積粘土層 (A_{s1} 層) 及び土丹層 (K_{s2} 層) の円周方向軸力が良く一致し、粘性土層の間隙水圧及び浸透力を適切に評価でき、施工途中及び

最終掘削時の連壁の挙動を表現することができた。その結果、連壁及び土丹層の透水係数は過去の実績の最小クラス程度であり、土丹の健全性を保持した状態で掘削できたと考えられる。

(2) 地盤の変形係数として一軸圧縮試験又は孔内水平載荷試験より求まる変形係数の4倍の値を用いることにより、解析値が実測値とよく一致した。

(3) 洪積砂質土層 (D_{s1} 層及び D_{s2} 層) の静止土圧係数としては、ヤーキーの式により算定した静止土圧係数を用いることにより実測値と比較的良好一致した。従って、円形連壁の設計に用いる洪積砂質土層の土圧としては、ヤーキーの式により算定される程度の土圧を考慮すればよいと考えられる。

6. あとがき

最近の研究¹⁰⁾では、歪み依存性を考慮した変形係数の設定法も提案されており、今後はこれらを取り入れて連壁の挙動を把握していくべきであると考えられる。また、円形連壁の設計に用いる土圧係数については、今後、さらなるデータの蓄積を行ない、本報告の結果を確認していくと共に、それを反映した合理的な設計を行なっていくことが望ましいと考えられる。

参考文献

- 1) 地中送電用深部立坑、洞道の調査・設計・施工計画指針、(社)日本トンネル技術協会、昭和57年3月
- 2) 横田和直他；高強度・高流動コンクリートの地下連続壁への適用—硬化コンクリートの性質、土木学会第50回年次学術講演会、1995.9
- 3) 大友 健他；高強度・超流動地下連続壁コンクリートの充填性実験、大成建設技術研究所報 第26号、1993
- 4) コンクリート標準示方書 設計編、土木学会
- 5) 道路橋示方書 IV 下部構造編、平成2年2月
- 6) 樋口雄一他；地下連続壁と地盤間に介在する泥膜のせん断強度および付着強度、土木学会第50回年次学術講演会、1995.9
- 7) 根切り工事と地下水 —調査・設計から施工まで—、現場技術者のための土と基礎シリーズ、土質工学会
- 8) 深い掘削土留工設計法、日本鉄道技術協会、平成5年9月
- 9) 地盤工学における数値解析の実務、現場技術者のための土と基礎シリーズ、土質工学会
- 10) 福浦尚之他；掘削時の軟岩におけるハイドロリックフラクチャリングに関する検討方法について、土木学会第50回年次学術講演会、1995.9
- 11) 龍岡文男；土と岩の変形特性、ダム技術 No.64、1992

(1995年9月18日受付)