

모래기둥의 설치 간격에 관한 연구

A Study on the Spacing between the Sand Drain Wells

김 홍 택*
Kim, Hong-Taek

Abstract

An analytical solution method is presented to determine the radius of influence circle of a sand drain well (i.e., spacing between the sand drain wells) required in the design under various types of construction loading. The proposed method deals with a sand drain well having a smeared zone at the periphery of the drain well as well as flow resistance in the drain well. The method proposed in the present study is made based on the modification of Olson's solution which deals with a single ramp loading without considering smeared zone effect as well as flow resistance in the drain well. Further, the effects of various design parameters on the drain spacing are analyzed using the proposed method.

요 지

본 연구에서는 시간에 따른 공사하중의 크기 변화가 다양할 경우에, smear zone 및 well resistance의 영향을 모두 고려하여 설계시에 요구되는 모래기둥 영향원의 반지름(즉, 모래기둥의 설치간격)을 결정하기 위한 해석법을 제시하였다. 이를 위해 단순선형점중하중의 경우에 대해 제시된 Olson의 해석법(smear zone 및 well resistance의 영향을 모두 무시한 경우)을 변형하였으며, 아울러 제시된 해석법을 토대로 설계에 관련된 여러가지 변수가 모래기둥의 설치간격에 미치는 영향을 조건별로 분석하였다.

1. 서 론

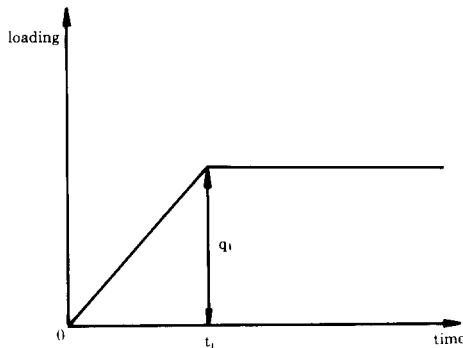
연약한 점토지반 위에 축조되는 제방 등 관련 구조물의 안정성 증대를 위해, 점토지반 내에 모래기둥 등을 설치하는 압밀침하 축진공법이 많이 이용되고 있으며, 또한 이와같은 모래기둥

의 설계에 있어서, 즉시하중(instantaneous loading)의 경우에 대해 제시된 Barron²⁾의 해석법을 주로 이용해 시간-침하 관계 등을 예측하고 있다. 또한 대부분의 경우는 이상적인 모래기둥(ideal sand drain wells)으로 가정하여 설계가 이루어지고 있는 실정이다¹⁾. 그러나 Barron이 제시한 해석법(즉시하중 및 이상적인 모래기둥의

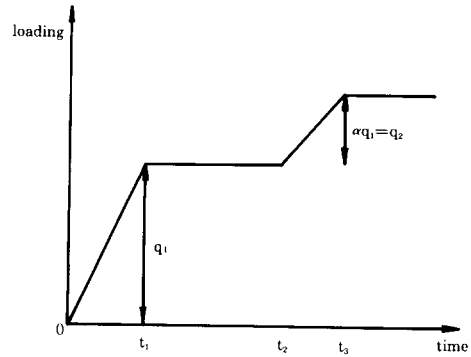
* 정회원, 홍익대학교 공과대학 토목공학과 조교수

경우)을 토대로 지반의 전단강도, 잔류과잉간극수압(excess pore water pressures remaining after a time period)의 크기 및 압밀 침하율 등을 예측할 경우 현장에서의 실측치와는 상당한 차이가 있는데¹¹⁾, 이에 대한 주요 원인은, 시간에 따른 공사하중(construction loading)의 크기 변화를 적절히 반영하지 못한점, 모래기둥을 설치 과정에서 예상되는 교란된 주변 지반(이하 smear zone)의 존재, 또한 모래기둥 내부에서의 물의 흐름에 대한 저항(이하 well resistance)에 의한 수두손실 및 모래기둥 내부에서의 응력 집중 등으로 요약될 수 있다. Hansbo⁵⁾ 및 Bergado³⁾는 실험 등을 통해 smear zone의 영향을 이미 확인한 바 있으며, 또한 지진하중시에 느슨한 모래지반의 액상화(liquefaction) 방지를 목적으로 설치되는 자갈기둥(gravel drain)의 경우에도 well resistance의 영향을 고려하는 것이 타당한 것으로 밝혀져 있다^{7, 8)}.

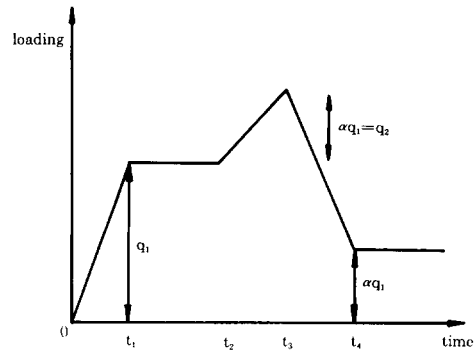
따라서 본 연구에서는 시간에 따른 공사하중의 크기 변화가 그림 1-b 및 1-c의 경우와 같을 때, smear zone 및 well resistance의 영향을 모두 고려하여 설계에 관련된 모래기둥 영향원의 반지름(즉, 모래기둥의 설치간격)을 결정하기 위한 해석법을 제시하고자 한다. 이를 위해, 단순선형 점중하중(single ramp loading, 그림 1-a)의 경우에 대해 제시된 제시된 Olson의 해석법⁶⁾(smear zone 및 well resistance의 영향을 모두 무시한 경우)을 변형하였다.



(a) 단순선형점중하중



(b)



(c)

그림 1 시간에 따른 공사하중의 변화 형태

2. 해석법

2.1 Olson 및 Terzaghi-Fröhlich의 해석법

단순선형점중하중의 경우를 다루기 위해 Olson이 제시한 해석법⁶⁾은 (그림 2-a 참조), 미소하중 dq 가 $t-t_a$ 시간 동안 작용하는 경우에 잔류과잉간극수압 d_u 의 크기를 $t_a=0$ 인 시점부터 $t_a=t$ 인 시점까지 각각 계산하여 합함으로써, 결국 $t=t$ 인 시점에서 잔류과잉간극수압 u 의 크기를 예측하는 방법이다. 또한 Olson의 해석법은, 각각의 미소하중 dq 가 압밀침하에 미치는 영향이 독자적으로 진행된다는(즉, 서로 연관이 없다는) 가정하에 제시된 방법이며, 수직방향의 물의 흐름에 대해서는 Terzaghi가 제시한 1차원 압밀이론¹⁰⁾을 토대로 하였고 또한 수평방향의 물의

흐름에 대해서는 equal-strain의 경우에 관련된 Barron의 해석법²⁾을 토대로 하였다. 참고로 Barron의 해석법을 일부 기술하면, equal-strain의 경우는 arching 현상에 의한 응력 재분포 때문에 점토층 내부의 수직변형률이 동일하여 즉 전단변형률이 무시되어 결국 점토층 표면에서 부등침하가 발생되지 않는 경우를 의미한다.

이외에도 3절의 분석에 관련된 이해를 돕기 위해, Olson의 해석법과 유사한 Terzaghi-Fröhlich¹⁰⁾의 도해법을 간략하게 요약하면 다음과 같다. 그림 2-b에 표시된 Terzaghi-Fröhlich의 도해법은 단순선형점증하중 및 수직방향으로의 물의 흐름에 한정된 경우를 다루고 있으며, 이 경우에 $t=t$ 인 시점에서 예상되는 평균압밀도 U_{vave} 의 계산식을 정리하면 아래와 같다.

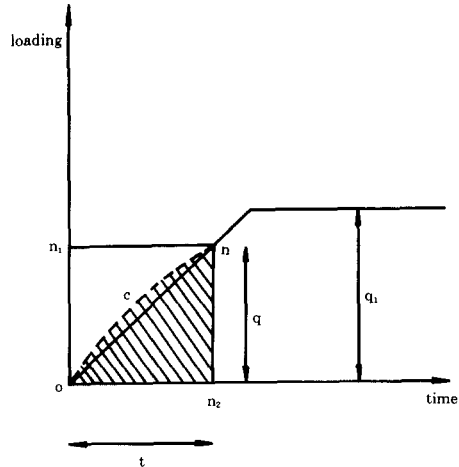
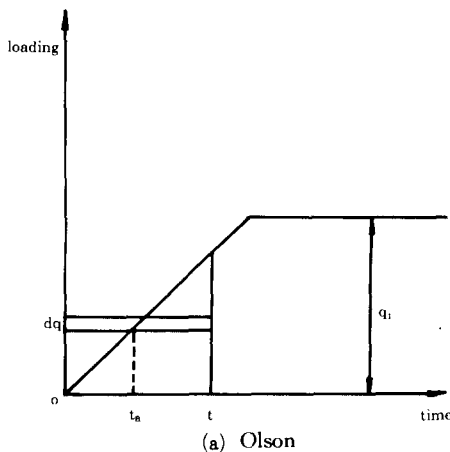
$$U_{vave}(\%) = U_{vave}'(\%) \cdot (q/q_1) \cdot (F/F_1) \dots\dots\dots(1)$$

여기서,

$U_{vave}'(\%) =$ 평균압밀도-시간계수 관계¹⁰⁾로부터 결정되는 값
(하중 q_1 이 $t=0$ 인 시점에서 $t=t$ 인 시점까지 지속적으로 작용할 경우에 $t=t$ 인 시점의 평균압밀도)

$F_1 =$ 면적 on_1nn_2 (하중 q 가 $t=0$ 인 시점에서 $t=t$ 인 시점까지 지속적으로 작용할 경우에 $t=t$ 인 시점의 예상 침하량, 그림 2)

$F =$ 면적 $ocnn_2$ (하중 q 가 선형점증하중의 형태로 작용할 경우에 $t=t$ 인 시점의 예상 침하량, 그림 2).



(b) Terzaghi-Fröhlich
그림 2 Olson 및 Terzaghi-Fröhlich 해석법

2.2 본 연구의 해석법

그림 3-a에 표시된 수직 및 수평 방향으로의 물의 흐름 중에서, 수평방향으로의 물의 흐름에 대해 $t=t$ 인 시점(그림 2-a 참조)에서 잔류과잉 간극수압 u_h 의 계산식을 Olson⁹⁾은 제시하였으며 (smear zone 및 well resistance의 영향을 무시한 단순선형점증하중의 경우), 여기서 Barron의 해석법²⁾을 토대로 smear zone의 영향 및 수두손실을 초래하는 well resistance의 영향을 추가적으로 고려하여 Olson의 식을 변형하면 아래의 식 (2)와 같다. 아울러, 수직방향으로의 물의 흐름에 관련된 u_v 의 계산식은 Olson의 논문⁹⁾에 상세히 기술되어 있다. 참고로 Barron의 해석법을 일부 기술하면, 모래기둥 주변의 교란된 점토층에 해당되는 smear zone은, 수평방향의 물의 흐름에 대한 저항을 초래하고 따라서 압밀을 지연(retardation) 시키는 결과가 예상되므로, 이와같은 smear zone의 영향을 적절히 표현하기 위해 Barron은 균질하고, 두께는 일정하며 또한 비압축성(incompressible)의 점토층으로 smear zone을 가정하였다.

$$u_h = \int_{t_a-t}^{t-t} du_h = \frac{q_1 \cdot \rho}{2 \cdot f(z) \cdot T_r} \cdot \left\{ \frac{f(z)}{\rho} \cdot B' + 1 - f(z) \right\} \left[1 - \exp \left\{ - \frac{2}{\rho} \cdot f(z) \cdot T_r \right\} \right] \dots\dots\dots(2)$$

여기서,

du_h =미소하중 dq 가 $t-t_a$ 시간 동안 작용하는 경우에 $t=t$ 인 시점에서 잔류과잉간극수압의 크기

$$\rho = \left\{ \frac{n_2^2}{n_2^2 - n_1^2} \cdot \ln \frac{n_2}{n_1} - \frac{3}{4} + \frac{n_1^2}{4 \cdot n_2^2} + \frac{k_h}{k_s} \cdot \frac{n_2^2 - n_1^2}{n_2^2} \cdot \ln(n_1) \right\}$$

$$B' = \ln \left(\frac{r}{r_s} \right) - \frac{r^2 - r_s^2}{2 \cdot r_e^2}$$

$$+ \frac{k_h}{k_s} \cdot \left[\frac{n_2^2 - n_1^2}{n_2^2} \right] \cdot \ln(n_1)$$

$$f(z) = \frac{\exp\{\beta \cdot (z - 2 \cdot H)\} + \exp(-\beta \cdot z)}{1 + \exp(-2 \cdot \beta \cdot H)}$$

$$\beta = \left\{ \frac{2 \cdot k_h \cdot (n_2^2 - n_1^2)}{k_w \cdot r_e^2 \cdot \rho} \right\}^{1/2}$$

$$T_{r1} = C_h t_1 / r_e^2$$

C_h =수평방향으로의 압밀계수(교란되지 않은 점토층)

k_h =수평방향으로의 투수계수(교란되지 않은 점토층)

k_s =수평방향으로의 투수계수(교란된 점토층, smear zone)

k_w =수직방향으로의 투수계수(모래기둥 내부)

$$n_1 = r_s / r_w$$

z =점토층 최상단으로 부터 임의의 심도

$n_2 = r_e / r_w$, H =점토층의 배수거리

r =모래기둥 중심으로부터의 수평거리($r_w \leq r \leq r_e$, 그림 3-b 참조)

r_w =모래기둥의 반지름

r_s =모래기둥의 중심에서 smear zone 까지의 수평거리

r_e =모래기둥 영향원의 반지름

위의 식(2)는 예를 들어 모래기둥의 배치 형태가 정삼각형인 경우에(그림 4 참조), 하나의 모래기둥에 의한 영향지역(zone of influence)은 정육각형 형태(regular hexagonal form)이나, 이를 반지름 r_e 의 등치원(equivalent circle) 형태로 가정하여 제시된 식이다. 또한 위의 식(2)에서 모래기둥 내부의 물의 흐름은 수직방향으로만 발생하는 것으로 가정하였으며, 모래기둥 주변의 점토입자가 유입되어 모래기둥의 간극이 막히게 되는 경우는 고려하지 않았다. Barron²⁾이 밝힌

바에 따르면, 점성이 없는 실트(cohesionless silts) 또는 세립모래(fine sand) 및 자갈질 실트(course silt) 등의 경우는 필터층의 설치가 필요시 되나, 점토(clays)의 경우는 필터층의 설치가 그다지 필요치 않는 것으로 알려져 있다.

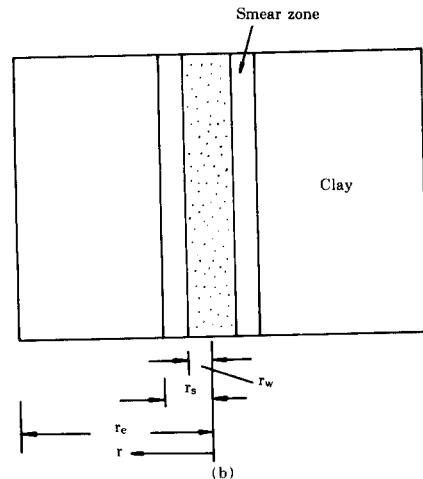
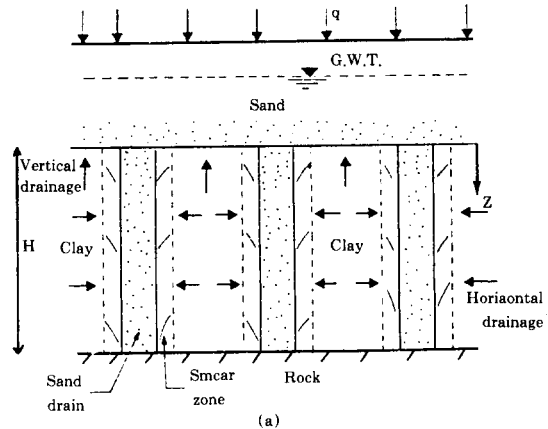


그림 3 모래하중에 의한 압밀침하

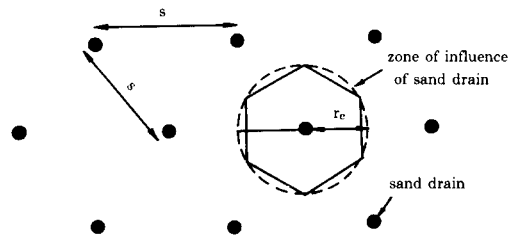


그림 4 모래기둥 영향원 및 설치간격(정삼각형 배치형태)

여기서 단순선형점중하중의 경우(그림 1-a 참조)에 해당되는 식·즉, 수직방향의 물의 흐름에 관련된 Olson의 식⁶⁾ 또한 smear zone 및 well resistance의 영향을 모두 포함하여 본 연구에서 제시된 식(2)·을 더욱 확장하여, 그림 1-b 및 1-c에 표시된 2가지 하중의 경우 각각에 대해, 시공이 완료된 시점(그림 1-b의 경우는 $t=t_3$ 인 시점, 또한 그림 1-c의 경우는 $t=t_4$ 인 시점)에서 요구되는 점토층 전체의 평균압밀도 $U_{average}$ 값이 미리 결정될 경우에 모래기둥의 설치간격 s (그림 4)를 예측할 수 있는 해석법을 제시하고자 한다.

2.2.1 하 중 1

그림 1-b에 표시된 하중의 경우는 제방 등의 축조에 있어서 공사하중 q_1+q_2 ($q_2=\alpha \cdot q_1$)를 한꺼번에 재하할 경우 지반의 붕괴가 염려되는 경우에, 1차적으로 공사하중의 일부분 q_1 를 재하하여 압밀을 촉진시킨 후(즉, 지반강도를 증대시킨 후), 나머지 하중 q_2 를 추가 재하하여 시공을 완료하는 경우로 가정하였다. $t=t_3$ 인 시점에서, 잔류 과잉간극수압(u_{v1} , 및 u_{h1}), 임의의 깊이 z 에 대한 압밀도(U_v 및 U_h) 및 점토층 전체의 평균압밀도(U_{vave} 및 U_{have}) 계산식을 각각 유도하여 정리하면 아래와 같다.

① 수직방향으로의 물의 흐름에 관하여 :

$$u_{v1} = \sum \frac{2 \cdot q_1}{M^3 \cdot T_{v1}} \cdot \sin \frac{M \cdot z}{H} \cdot \exp(-M^2 \cdot T_{v3}) \{ \exp(M^2 \cdot T_{v1}) - 1 \} + \sum \frac{2 \cdot \alpha \cdot q_1}{M^3 \cdot T_{v2}'} \cdot \sin \frac{M \cdot z}{H} \cdot \{ 1 - \exp(-M^2 \cdot T_{v3}) \cdot \exp(M^2 \cdot T_{v2}') \} \dots (3-a)$$

여기서, $M = \frac{1}{2} \cdot \pi \cdot (2m+1)$

$$m = 0, 1, 2, \dots$$

$$T_{v1} = C_v t_1 / H^2$$

$$T_{v2} = C_v t_2 / H^2$$

$$T_{v2}' = C_v (t_3 - t_2) / H^2$$

$$T_{v3} = C_v t_3 / H^2$$

$$C_v = \text{수직방향으로의 압밀계수}$$

$$H = \text{점토층의 배수거리}$$

$$\alpha = q_2 / q_1 \text{ (그림 1-c 참조).}$$

$$U_v = 1 - \frac{(u_{v1} / q_1)}{1 + \alpha} \dots (3-b)$$

$$U_{vave} = 1 - \frac{1}{H_t} \cdot \frac{\int_{z=0}^{z=H_t} (u_{v1} / q_1) dz}{1 + \alpha} \dots (3-c)$$

여기서, $H_t = \text{점토층의 전체 두께.}$

② 수평방향으로의 물의 흐름에 관하여 :

$$u_{h1} = \frac{q_1 \cdot \rho}{2 \cdot f(z) \cdot T_{r1}} \cdot \left\{ \frac{f(z)}{\rho} \cdot B' + 1 - f(z) \right\} \cdot \exp\left\{ -\frac{2}{\rho} \cdot f(z) \cdot T_{r3} \right\} \cdot \left\{ \exp\left\{ -\frac{2}{\rho} \cdot f(z) \cdot T_{r1} \right\} - 1 \right\} + \frac{\alpha \cdot q_1 \cdot \rho}{2 \cdot f(z) \cdot T_{r2}'} \cdot \left\{ \frac{f(z)}{\rho} \cdot B' + 1 - f(z) \right\} \cdot \left\{ 1 - \exp\left\{ -\frac{2}{\rho} \cdot f(z) \cdot T_{r3} \right\} \cdot \exp\left\{ -\frac{2}{\rho} \cdot f(z) \cdot T_{r2}' \right\} \right\} \dots (4-a)$$

여기서,

$$T_{r1} = C_h t_1 / r_e^2$$

$$T_{r2} = C_h t_2 / r_e^2$$

$$T_{r2}' = C_h (t_3 - t_2) / r_e^2$$

$$T_{r3} = C_h t_3 / r_e^2$$

$$U_h = 1 - \frac{(u_{h1} / q_1)}{1 + \alpha} \dots (4-b)$$

$$U_{have} = 1 - \frac{\int_{z=0}^{z=H_t} (u_{h1} / q_1) \cdot A dz}{\int_{z=0}^{z=H_t} (1 + \alpha) \cdot A dz} \dots (4-c)$$

여기서,

$$A = \int_{r=r_0}^{r=r_e} \left\{ \frac{f(z)}{\rho} \cdot B' + 1 - f(z) \right\} \cdot dr$$

또한, 평균압밀도(U_{vave} 및 U_{have})의 계산은 Simpson의 법칙을 적용한다.

2.2.2 하 중 2

그림 1-c의 경우는 압밀촉진 및 강도증대를 목적으로 1차하중 q_1 을 미리 재하하고 어느 정도의 방치기간을 둔 다음에 추가로 2차하중 q_2 ($q_2 = \alpha \cdot q_1$)를 재하하고, 1차 하중 q_1 을 굴착 제거한 후에 본 구조물을 시공하는 경우¹²⁾를 가정하였다. $t=t_4$ 인 시점에서, 잔류과잉간극수압(u_{v2} 및 u_{h2}), 임의의 깊이 z 에 대한 압밀도 및 점토층 전체의 평균압밀도 등의 계산식을 2.2.1 하중 1의 경우와 유사한 방식에 의해 각각 유도하여

정리하면 아래와 같다.

① 수직방향으로의 물의 흐름에 관하여 :

$$u_{v2} = u_{v1} - \sum \frac{2 \cdot \alpha \cdot q_1}{M^3 \cdot T_{v2}'} \cdot \sin \frac{M \cdot z}{H} \cdot [1 - \{\exp(-M^2 \cdot T_{v4}) \cdot \exp(M^2 \cdot T_{v3})\}] + \sum \frac{2 \cdot q_1}{M^3 \cdot T_{v3}'} \cdot \sin \frac{M \cdot z}{H} \cdot [1 - \{\exp(-M^2 \cdot T_{v4}) \cdot \exp(M^2 \cdot T_{v3})\}] \dots (5-a)$$

여기서,

$$T_{v3}' = C_v(t_4 - t_3) / H^2$$

$$T_{v4} = C_v t_4 / H^2$$

$$u_{v1} = \text{식(3-a)}$$

$$U_v = 1 - \frac{(u_{v2} / q_1)}{1 + \alpha} \dots (5-b)$$

$$U_{vave} = 1 - \frac{1}{H_t} \cdot \frac{\int_{z=0}^{z=H_t} (u_{v2} / q_1) dz}{1 + \alpha} \dots (5-c)$$

② 수평방향으로의 물의 흐름에 관하여 :

$$u_{h2} = u_{h1} - \frac{\alpha \cdot q_1 \cdot \rho}{2 \cdot f(z) \cdot T_{r2}'} \cdot \left\{ \frac{f(z)}{\rho} \cdot B' + 1 - f(z) \right\} \cdot \left[1 - \exp\left\{ -\frac{2}{\rho} \cdot f(z) \cdot T_{r4} \right\} \cdot \exp\left\{ \frac{2}{\rho} \cdot f(z) \cdot T_{r2} \right\} \right] + \frac{q_1 \cdot \rho}{2 \cdot f(z) \cdot T_{r3}'} \cdot \left\{ \frac{f(z)}{\rho} \cdot B' + 1 - f(z) \right\} \cdot \left[1 - \exp\left\{ -\frac{2}{\rho} \cdot f(z) \cdot T_{r4} \right\} \cdot \exp\left\{ \frac{2}{\rho} \cdot f(z) \cdot T_{r2} \right\} \right] \dots (6-a)$$

여기서,

$$T_{r3}' = C_h(t_4 - t_3) / r_e^2$$

$$T_{r4} = C_h t_4 / r_e^2$$

$$u_{h1} = \text{식(4-a)}$$

$$U_h = 1 - \frac{(u_{h2} / q_1)}{1 + \alpha} \dots (6-b)$$

$$U_{hve} = 1 - \frac{\int_{z=0}^{z=H_t} (u_{h2} / q_1) \cdot A dz}{\int_{z=0}^{z=H_t} (1 + \alpha) \cdot A dz} \dots (6-c)$$

여기서, A = 식(4-c).

2.2.3 설치간격 s의 결정

수직 및 수평방향으로의 물의 흐름에 의한 압밀(즉, 과잉간극수압의 소멸)은 동시에 발생되므로 시공이 완료된 시점에서 요구되는 점토층 전체의 평균압밀도 $U_{averreq}$ 는 Carrillo의 식⁴⁾을 토대로 아래와 같이 결정된다.

$$U_{averreq}(\%) = \{1 - (1 - U_{vave}) \cdot (1 - U_{hve})\} \cdot 100(\%) = f(H, C_v, C_h, r_w, r_s, r_e, k_h, k_s, k_w, t_1, t_2, t_3, t_4) \dots (7)$$

여기서, U_{vave} = 위의 식(3-c) 또는 (5-c)

U_{hve} = 위의 식(4-c) 또는 (6-c).

위의 식(7)에서, 시공장비에 따라 미리 결정되는 모래기둥의 반지름 r_w 및 시공이 완료된 시점에서 요구되는 $U_{averreq}$ 값(일반적으로 90% 정도)을 포함하여, H, C_v , C_h , r_w , r_s , k_h , k_s , k_w , t_1 , t_2 , t_3 , t_4 값 등은 설계시에 미리 명시되어야 하므로, 결국 위의 식(7)에서 미지수는 모래기둥 영향원의 반지름(radius of influence circle, 그림 4) r_e 값만 남게 된다. 본 연구에서는 위의 식(7)을 전산처리 하였으며, 계산과정은 먼저 r_e 값의 초기치를 가정하여 $\{1 - (1 - U_{vave}) \cdot (1 - U_{hve})\} \cdot 100(\%)$ 값을 계산하고, 이를 미리 설정된 $U_{averreq}(\%)$ 값과 비교하여 r_e 값의 증가 또는 감소를 결정한다 다음, 계속해서 r_e 값을 바꾸어 반복 계산을 함으로써 미리 설정된 $U_{averreq}(\%)$ 값에 충분히 근접하는 모래기둥 영향원의 반지름 r_e 값이 결정된다. 또한 결정된 r_e 값을 이용해 설계에 적용될 모래기둥의 설치간격 s(그림 4)는 아래의 식으로 계산한다.

$$s = r_e / 0.564 \text{ (정사각형 배치형태)} \\ s = r_e / 0.525 \text{ (정삼각형 배치형태)} \dots (8)$$

아울러 위에 기술된 본 연구의 해석법은 아래와 같은 환산방식^{12, 13)}을 통해 페이퍼 드레인(paper drain)의 경우에도 적용이 가능하다.

$$r_w = (A + B) \cdot \mu / \pi \dots (9)$$

여기서, r_w = 환산된 모래기둥의 반지름

A = paper의 폭

B = paper의 두께

μ = 형상계수.

이외에도, 근사적 방법이긴 하나 아래와 같이

첫번째 층의 수직방향 압밀계수 C_{v1} 을 토대로 점토층의 전체 두께 H_t 를 바꾸고¹²⁾, 또한 수평방향의 물의 흐름에 관련된 값의 평균치($C_{h(ave)}$, $k_{h(ave)}$, $k_{s(ave)}$)를 적용하여 다층지반(layered soils)의 경우도 해석이 가능하다.

$$H_t = H_1 + H_2 \cdot (C_{v1} / C_{v2})^{1/2} + H_3 \cdot (C_{v1} / C_{v3})^{1/2} + \dots + H_n \cdot (C_{v1} / C_{vn})^{1/2} \dots (10)$$

3. 분석

본 연구의 분석에서는 smear zone의 영향만을 고려한 경우(이하 Case II)와 smear zone과 well resistance의 영향을 모두 고려한 경우(이하 Case III)를 비교하여, well resistance의 영향에 따른 모래기둥 영향원의 반지름 r_e 값의 크기 변화(즉, 모래기둥의 설치간격 s 의 크기 변화, 그림 4 참조)를 집중적으로 분석하고자 하며, smear zone 및 well resistance의 영향을 모두 무시한 이상적인 모래기둥의 경우(이하 Case I)는 smear zone의 영향을 살펴보기 위해 참고로 명시하였다.

아래의 분석 1에서는 그림 1-b에 표시된 하중의 경우를, 분석 2에서는 그림 1-c에 표시된 하중의 경우를 각각 다루었으며, 또한 본문에 명시된 값 및 표 2~표 10에 각각 명시된 값을 제외하고는, 표 1의 값을 토대로 분석 1 및 분석 2가 이루어졌다. 이외에도, 시공이 완료된 시점에서 요구되는 점토층 전체의 평균압밀도 $U_{averreq}$ 는 90%로 가정하여 분석이 이루어졌다.

3.1 분석 1

표 2에서 smear zone의 영향만을 고려한 경우(Case II)와 이상적인 모래기둥의 경우(Case

표 1. 분석에 적용된 값

$r_w=25\text{cm}$, $r_s=30\text{cm}$
$C_v=0.002 \text{ cm}^2 / \text{sec}$, $C_h=0.001 \text{ cm}^2 / \text{sec}$
$k_h=10^{-7} \text{ cm} / \text{sec}$, $k_s=2 \times 10^{-8} \text{ cm} / \text{sec}$
$\alpha=0.5$
그림 1-b($t_1=30 \text{ days}$, $t_2=50 \text{ days}$, $t_3=100 \text{ days}$)
그림 1-c($t_1=30 \text{ days}$, $t_2=50 \text{ days}$, $t_3=70 \text{ days}$)

I)를 서로 비교하여 보면, smear zone의 영향 때문에 예상되는 영향원 반지름 r_e 의 감소율(즉, 모래기둥 설치간격 s 의 감소율)은 22.3% ($H=250\text{cm}$ 인 경우)~23.33% ($H=1000\text{cm}$ 인 경우) 정도임을 알 수 있다. 또한, Case II와 well resistance의 영향까지 추가로 고려한 Case III를 서로 비교하면, 모래기둥의 투수계수 k_w 가 $10^{-3}\text{cm} / \text{s}$ 이상인 경우에는 well resistance의 영향 때문에 예상되는 r_e 값의 감소율은 2.62% 작은 범위에 그치는 현상을 나타내고 있다. 또한 $k_w=10^{-4}\text{cm} / \text{s}$ 인 경우도 배수거리 H 값이 500cm인 경우까지는 well resistance의 영향에 따른 r_e 값의 감소율이 6.18% 이하에 그치고 있으나, $H=1000\text{cm}$ 인 경우는 18.51% 정도의 비교적 큰 감소율을 나타내고 있다.

결국 배수거리 H 값의 증가에 비례하여 smear zone 및 well resistance의 영향은 모두 커지고 있음을 알 수 있다. 또한, 점토지반의 두께가 비교적 작고 또한 모래기둥의 투수계수가 클 경우에는 well resistance에 의한 영향은 무시하여도 큰 오차는 없을 것으로 예상되나, 이와같은 경우에도 smear zone의 영향은 반드시 고려되어야 할 것으로 판단된다.

여기서 well resistance의 영향을 좀 더 구체적

표 2. H값의 영향

	$r_e(\text{cm})$				
	Case I	Case II	Case III		
			$k_w=10^{-3}\text{cm} / \text{sec}$	$k_w=10^{-3}\text{cm} / \text{sec}$	$k_w=10^{-4}\text{cm} / \text{sec}$
$H=250\text{cm}$	86.92	67.54	67.53	67.42	66.40
$H=500\text{cm}$	78.64	60.51	60.46	60.09	56.77
$H=1000\text{cm}$	75.60	57.96	57.81	56.44	47.23

으로 살펴보기 위해, $H=1000\text{cm}$, $r_e=57.96\text{cm}$ (표 2의 Case II 참조), $k_w=10^{-4}\text{cm/sec}$ 인 경우 및 수평방향의 물의 흐름에 한하여 압밀도 U_h 및 평균압밀도 U_{have} 를 각각 계산하여 그림 5 및 그림 6에 표시하였다. 먼저 그림 5의 결과 ($t=100\text{일}$)를 살펴보면, 점토층 최상단($z=0$, 그림 3-a 참조)으로 부터 멀어짐에 따라 well resistance의 영향은 점차적으로 커짐을 알 수 있다. 즉 well resistance의 영향을 고려하였을 때 임의의 깊이 z 에 대한 압밀도 U_h 값은 깊이 z 가 커짐에 따라 점차적으로 감소하여 $z=1000\text{cm}$ 인 경우에 대한 U_h 값은 69.32%로서, 이 값은 smear zone의 영향만 고려한 경우에 해당되는 압밀도 88.63%에 비해 19.31% 정도 감소된 값이다. 이와 같이 모래기둥의 아래쪽에서 압밀이 특히 지연되는 현상은 현장 기술자의 경험 등을 통해 이미 보고된 바 있으며¹⁾, 본 연구를 통해 즉시하중이 아닌 그림 1-b의 점증하중 경우에도 well resistance의 영향 때문에 동일한 현상이 예상됨을 확인할 수 있다.

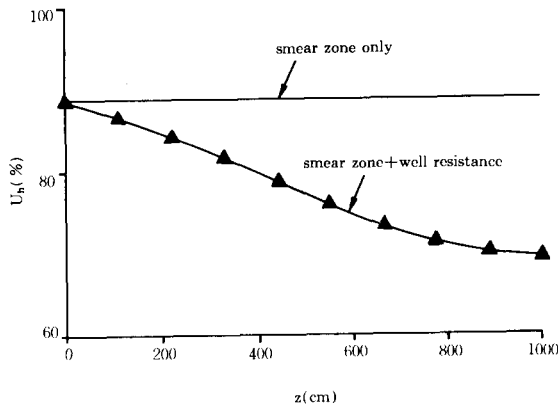


그림 5 압밀도의 깊이에 따른 변화

또한 그림 6은 well resistance의 영향을 고려하였을 때 서로 다른 시간 t 에 있어서 예상되는 평균압밀도 U_{have} 를 smear zone의 영향만을 고려한 경우와 비교하였으며, 이를 통해볼 때 시간 t 가 경과함에 따라 well resistance의 영향이 감소하는(즉, 시간 t 가 경과함에 따라 smear zone의

영향만을 고려한 경우에 해당되는 U_{have} 값에 접근하는) 현상을 나타내고 있다. 유출율(rate of discharge)이 비교적 큰 초기단계에서는 well resistance의 영향에 의한 압밀 지연(ratardation) 현상이 뚜렷하나, 시간이 경과함에 따라 평균압밀도가 점차적으로 회복되는 현상을 참고로 할 때, 수평방향의 압밀계수 C_h 값을 일정하게 감소시켜 예상되는 well resistance의 영향을 근사적으로 설계에 반영하는 방법은 문제가 있음을 알 수 있다. 여기서 $t > t_3$ ($t_3=100\text{일}$)인 경우에 대한 U_{have} 값은 위의 식(4-a)를 일부 변형하여 계산한 것이다.

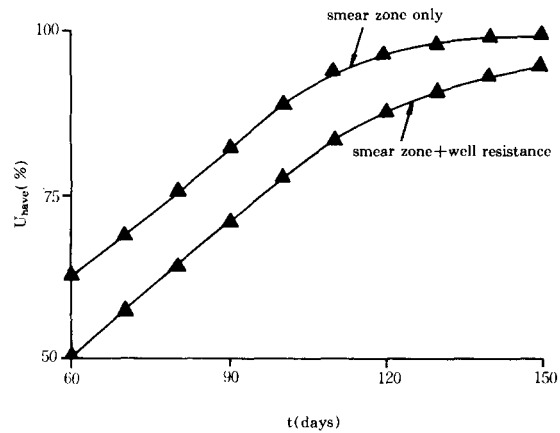


그림 6 평균압밀도의 시간에 따른 변화

이외에도, 표 2의 결과에서 well resistance의 영향이 가장 큰 경우($H=1000\text{cm}$, $k_w=10^{-4}\text{cm/sec}$ 인 경우)에 대해, 좀 더 상세히 분석한 결과는 아래와 같다.

3.1.1 r_w 값의 영향

모래기둥의 반지름 r_w 의 크기를 달리하였을 때(단, r_s/r_w 값은 1.2로 일정하게 가정하였음), 각각의 경우에 대해 계산된 영향원의 반지름 r_e 값은 표 3에 명시되어 있다. 표 3의 결과에서 Case II와 Case III를 서로 비교하여 보면, r_w 값이 작을수록 well resistance의 영향은 더욱 커짐을 알 수 있다. 즉, smear zone 및 well resistance의 영향을 모두 고려한 Case III는 smear zone의

영향만 고려한 Case II에 비해 r_e 값이 18.51% ($r_w=25\text{cm}$ 인 경우)~57.72%($r_w=10\text{cm}$ 인 경우) 정도 감소되는 현상을 보이고 있다. 이를 통해볼 때, card board drain의 경우처럼 단면적이 작은 경우에는 특히 well resistance의 영향에 유의해서 설계해야 할 것으로 판단된다.

표 3. r_w 값의 영향

	$r_e(\text{cm})$		
	Case I	Case II	Case III
$r_w=10.0\text{ cm}$ $r_s=12.0\text{ cm}$	54.25	44.20	18.69
$r_w=15.0\text{ cm}$ $r_s=18.0\text{ cm}$	61.99	49.10	30.47
$r_w=25.0\text{ cm}$ $r_s=30.0\text{ cm}$	75.60	57.96	47.23

또한 smear zone의 영향만을 고려한 Case II를 이상적인 모래기둥의 경우에 대한 Case I과 비교하면, r_e 값의 감소율은 18.53%($r_w=10\text{cm}$ 인 경우)~23.33%($r_w=25\text{cm}$ 인 경우) 정도로서 well resistance의 영향과는 달리 r_w 의 크기가 작아짐에 따라 r_e 값의 감소율이 줄어들긴 하나 $r_w=10\text{cm}$ 인 경우에 해당되는 18.53% 정도의 감소율을 감안할 때 역시 smear zone의 영향을 고려하는 것이 타당할 것으로 판단된다.

이외에도 smear zone의 영향을 근사적으로 설계에 반영하기 위해 Barron²⁾, Richart⁹⁾ 등이 추천한 방식(즉 smear zone의 영향을 근사적으로 고려하기 위해, 실제 모래기둥의 반지름 r_w 에 감소계수 0.5를 곱해, 감소된 r_w 값을 토대로 이상적인 모래기둥의 경우로 해석하여 설치간격을 결정하는 방식)을 본 연구에서 계산된 표 3의 결과(r_s/r_w 값을 1.2로 일정하게 가정한 경우)를 통해 검토하면, $r_w=25\text{cm}$ 인 경우에 smear zone의 영향만을 고려하여 계산된(Case II) r_e 값은 57.96cm이고, 이상적인 모래기둥에 대해 계산된(Case I) r_e 값은 $r_w=10\text{cm}$ ($r_w=25\text{cm} \times 0.4$)인 경우에 54.25cm 또한 $r_w=15\text{cm}$ ($r_w=25\text{cm} \times 0.6$)인 경우에는 61.99cm로서, 이를 통해볼 때 Barron, Richart 등이 추천한 설계방식에

대체적으로 부합됨을 알 수 있다.

3.1.2 k_h , C_h 및 k_s 값의 영향

교란되지 않은 점토층의 수평방향 투수계수 k_h 및 압밀계수 C_h 의 크기를 달리하여 계산된 모래기둥 영향원의 반지름 r_e 값은 표4에, 또한 k_h 값은 일정하게 가정하고 시공시에 교란이 예상되는 점토층(smear zone)의 수평방향 투수계수 k_s 값을 달리하여(즉, k_h/k_s 를 달리하여) 계산된 r_e 값은 표 5에 각각 명시되어 있다.

표 4. k_h 및 C_h 의 영향

	$r_e(\text{cm})$		
	Case I	Case II	Case III
$k_h=10^{-8}\text{ cm/sec}$ $C_h=0.0001\text{ cm}^2/\text{sec}$	43.36	34.75	34.33
$k_h=10^{-7}\text{ cm/sec}$ $C_h=0.001\text{ cm}^2/\text{sec}$	75.60	57.96	47.23
$k_h=10^{-6}\text{ cm/sec}$ $C_h=0.01\text{ cm}^2/\text{sec}$	159.99	63.55	48.23

표 5. k_h/k_s 값의 영향

	$r_e(\text{cm})$		
	Case I	Case II	Case III
$k_h=10^{-7}\text{ cm/sec}$ $k_s=5 \times 10^{-9}\text{ cm/sec}$	75.60	41.09	38.93
$k_h=10^{-7}\text{ cm/sec}$ $k_s=10^{-8}\text{ cm/sec}$	75.60	48.65	43.24
$k_h=10^{-7}\text{ cm/sec}$ $k_s=2 \times 10^{-8}\text{ cm/sec}$	75.60	57.96	47.23

표 4의 결과를 우선 살펴보면, k_h 및 C_h 의 크기 증가에 따라 well resistance의 영향(Case III를 Case II와 비교) 또는 smear zone의 영향(Case II를 Case I과 비교)은 현저하게 커지고 있음을 알 수 있다. 구체적으로, well resistance의 영향에 의한 r_e 값의 감소율은 1.21%~24.11% 정도이고, smear zone의 영향에 의한 r_e 값의 감소율은 19.86%~60.28% 정도로서, smear zone의 영향이 훨씬 크게 나타나고 있으며, 아울러 이와같은 결과를 통해 볼 때, k_h 및 C_h 값이 클 경우(즉, 점토층이 매우 연약할 경우)에는 설계시에 smear

zone 및 well resistance 모두의 영향에 특히 유의해야 할 것으로 판단된다.

또한 smear zone의 투수계수 k_s 의 크기에 관련된 표 5의 결과를 분석하면, well resistance의 영향은 k_s 값의 크기에 비례하여 (k_h / k_s 값의 크기에 반비례하여) 커지며, 구체적으로 r_e 값의 감소율은 5.26% ($k_s = 5 \times 10^{-9} \text{cm/sec}$ 인 경우) ~ 18.51% ($k_s = 2 \times 10^{-8} \text{cm/sec}$ 인 경우) 정도이다. 그러나 smear zone의 영향은 k_s 값의 크기에 비례하여 작아지고 있으며, 구체적으로 r_e 값의 감소율은 45.65% ($k_s = 5 \times 10^{-9} \text{cm/sec}$ 인 경우) ~ 23.33% ($k_s = 2 \times 10^{-8} \text{cm/sec}$ 인 경우) 정도이다. 이에 대한 원인은, smear zone내의 교란된 점토층이 시간 경과후 단단(tight)해 질수록(즉, k_s 값이 작을수록) 모래기둥으로 유입되는 물의 양이 감소하게 됨으로 결국 well resistance의 영향은 줄어들게 되며, 또한 smear zone내의 점토층의 투과능력이 커질 경우(즉, k_s 값이 클수록)에 압밀 지연 효과는 줄어들게 되는 데 원인이 있다.

3.1.3 r_s / r_w 값의 영향

모래기둥의 반지름 r_w 값은 25cm의 일정한 값으로 가정하고, 단지 smear zone의 크기에 관련된 r_s 값만을 변화시켰을 때의 결과는 표 6에 명시되어 있다. 표 6의 결과를 볼 때, well resistance의 영향까지 고려한 Case III에 해당되는 영향원의 반지름 r_e 값은 smear zone의 영향만을 고려한 Case II에 비하여 10.81% ($r_s = 35 \text{cm}$ 인 경우) ~ 25.16% ($r_s = 27.5 \text{cm}$ 인 경우) 정도 작게 계산됨을 알 수 있으며, 또한 r_s 값이 커짐에 따라 r_e 값이 작아지는 Case II와는 달리, $r_s = 35 \text{cm}$ 인 경우가 $r_s = 30 \text{cm}$ 인 경우에 비해 r_e 값이 크게 계산

되는 현상을 Case III는 나타내고 있다. 그러나 표 6의 오른쪽에 명시된 결과를 볼 때, 하나의 모래기둥에 의해 실제적으로 압밀이 예상되는 점토층(consolidating clay layer)의 폭 $r_e - r_s$ 값은 r_s 값의 증가에 따라 점차적으로 감소되는 현상을 Case II 및 Case III 모두가 나타내고 있다. 이에 대한 원인은, 모래기둥 주변 지반이 교란되어 투수능력의 감소가 초래되고 따라서 압밀을 지연시키는 smear zone의 영역이 커짐에 따라 또한 smear zone내의 점토층은 비압축성(incompressible)으로 가정한다. 해석법의 기술내용을 상기할 때, 결국 하나의 모래기둥이 실제적으로 영향을 미칠수 있는 범위 $r_e - r_s$ 값의 크기는 줄어들게 된다는 사실로 설명된다.

3.1.4 α , t_2 및 U_{averreq} 값의 영향

추가로 재하되는 공사하중 q_2 의 크기에 관련된 α 값(그림 1-b참조)을 달리하여 계산된 결과는 표7에, 첫번째 점중하중의 재하시간 t_2 를 달리하여 계산된 결과는 표8에, 또한 $t = t_3$ 인 시점에서 요구되는 평균압밀도 U_{averreq} 의 크기를 달리하여 계산된 결과는 표9에 각각 명시되어 있다.

표 7, 8 및 9의 결과를 종합적으로 분석하면, α , t_2 및 U_{averreq} 값 각각의 크기 증가에 따라 모래

표 7. α 값의 영향

	$r_e(\text{cm})$		
	Case I	Case II	Case III
$\alpha=0.5$	75.60	57.96	47.23
$\alpha=1.0$	67.25	51.16	42.48
$\alpha=1.5$	63.83	48.47	40.63

표 6. r_s / r_w 값의 영향

	$r_e(\text{cm})$			$r_e - r_s(\text{cm})$	
	Case I	Case II	Case III	Case II	Case III
$r_s=27.5 \text{ cm}$ $r_w=25.0 \text{ cm}$	75.60	64.12	47.99	36.62	20.49
$r_s=30.0 \text{ cm}$ $r_w=25.0 \text{ cm}$	75.60	57.96	47.23	27.96	17.23
$r_s=35.0 \text{ cm}$ $r_w=25.0 \text{ cm}$	75.60	53.18	47.43	18.18	12.43

표 8. t_2 값의 영향

	r_e (cm)		
	Case I	Case II	Case III
$t_2=40$ days	78.64	60.51	48.99
$t_2=50$ days	75.60	57.96	47.23
$t_2=60$ days	71.63	54.70	44.99

표 9. $U_{average}$ 값의 영향

	r_e (cm)		
	Case I	Case II	Case III
$U_{average}=80\%$	92.27	72.15	58.28
$U_{average}=90\%$	75.60	57.96	47.23
$U_{average}=95\%$	62.46	47.41	39.89

기둥 영향원의 반지름 r_e 값이 작아지고 있는 현상을 Case I, Case II 및 Case III 모두에서 볼 수 있다. 이와같은 현상은, Terzaghi-Fröhlich의 도해법(그림 2-b 및 2.1절 참조)을 참고로 할 때, α 값이 0.5, 1.0 및 1.5의 형태로 증가할 경우에는 F/F_1 값이 감소하는 현상(즉, F_1 의 증가량이 F 의 증가량에 비해 더욱 커지는 현상)이 예상되고(표 7의 경우), 또한 t_3 값은 100일로 일정하게 하고 t_2 값만 40일, 50일 및 60일의 형태로 증가할 경우에는 F_1 의 크기는 변함이 없으나 F 의 크기만 t_2 값의 증가에 비례하여 커지는 현상(표 8의 경우)을 통해 간접적으로 설명된다. 또한, $t=t_3$ 인 시점(그림 1-b 참조)에서 요구되는 점토층 전체의 평균압밀도 $U_{average}$ 값이 커짐에 따라 더 많은 모래기둥의 설치가 요구되는 결과는 표 9를 통해 볼 수 있으며, $U_{average}$ 값이 80%에서 90%로 10% 증가할 경우에 r_e 값의 감소율은 18.07%(Case I)~19.67%(Case II) 정도이

표 10. t_4 값의 영향

	r_e (cm)			비 고
	Case I	Case II	Case III	
$t_4=90$ days	55.44	42.33	41.65	H=250cm, $\alpha=1.5$, $k_w=10^{-4}$ cm/sec 이외의 값은 표1 참조
$t_4=100$ days	62.13	47.16	46.44	
$t_4=110$ days	67.86	51.65	50.82	

다.

또한 well resistance의 영향에 의한 r_e 값의 감소율(표 7, 8 및 9에 각각 명시된 결과 모두에 대해, Case III의 r_e 값을 Case II의 r_e 값과 비교)도 α , t_2 및 $U_{average}$ 값 각각의 크기 증가에 따라 모두 감소되는 경향을 나타내고 있으며, 구체적인 감소율의 범위는 19.22%~15.86% 정도이다. 그러나 이와는 다르게, smear zone의 영향에 의한 r_e 값의 감소율(표 7, 8 및 9에 각각 명시된 결과 모두에 대해, Case II의 r_e 값을 Case I의 r_e 값과 비교)은 α , t_2 및 $U_{average}$ 값 각각의 크기 증가에 비례하여 모두 커지는 경향을 보이고 있으며, 구체적인 감소율의 범위는 21.81%~24.10% 정도로서 well resistance의 영향 보다는 다소 큰 현상을 나타내고 있다.

3.2 분석 2

본 절에서의 분석은 그림 1-c에 표시된 하중의 경우에 대해 이루어 졌으며, 여러가지 변수에 관련된 기본적인 분석결과는 3.1절에 상세히 기술되어 있으므로, 본 절에서는 단지 하중 q_1 을 제거하는(unloading) 기간 t_4-t_3 의 크기가 모래기둥 영향원의 반지름 r_e 값에 미치는 영향을 살펴 보았다(표 10).

표 10의 결과를 볼 때, t_4 가 길어짐에 따라(즉, t_4-t_3 의 크기가 증가함에 따라) r_e 값이 커지는(즉, 모래기둥의 설치간격 s 가 커지는) 현상을 Case I, Case II 및 Case III 모두에 대해 볼 수 있다. 이와같은 현상은 앞의 3.1.4절의 분석내용 및 Terzaghi-Fröhlich의 도해법을 참고할 때, t_4 가 길어짐에 따라 F/F_1 값의 증가가 예상되어 결국 $t=t_4$ 인 시점에서 점토층 전체의 평균압밀도가 증가하게 되는 데 원인이 있다. 이외에도 Case II와 Case I을 서로 비교하여 보면, smear

zone의 영향에 의한 r_e 값의 감소율은 23.83%~24.1% 정도로서 t_4 의 크기 변화($t_4=90$ 일~110일)에 관계없이 거의 일정한 현상을 나타내고 있다. 또한 이를 통해볼 때, 하중 q_1 이 차후에 제거되는 경우의 설계에서도 smear zone의 영향을 고려하는 것이 타당할 것으로 판단된다. 아울러, well resistance의 영향에 의한 r_e 값의 감소율은 1.37%~1.61% 정도의 작은 값이기는 하나 t_4-t_3 값의 크기 증가에 따라 커지는 현상을 보이고 있다.

이외에도, 표 10에서 $t_4=100$ 일에 해당되는 결과($H=250$ cm, $k_w=10^{-4}$ cm/sec, $\alpha=1.5$ 인 경우)를 표 2의 결과($H=250$ cm, $k_w=10^{-4}$ cm/sec, $\alpha=0.5$ 인 경우)와 단지 참고적인 목적으로 비교하여 보면, 1차 및 2차 성토를 통해 공사를 완료하는 경우(그림 1-b 및 표 2)에 비해, 2차 성토 후에 1차 성토 부분을 제거하는 경우(그림 1-c 및 표 10)는 영향원의 반지름이 더욱 감소하는(즉, 모래기둥의 설치간격이 더욱 줄어드는) 현상을 나타내고 있다.

4. 결 론

본 연구에서 얻어진 주요 결과를 요약하면 아래와 같다.

1) 시간에 따른 공사하중의 크기 변화가 그림 1-b 및 1-c의 경우와 같을 때, smear zone 및 well resistance의 영향을 모두 고려하여 설계시에 요구되는 모래기둥의 설치간격을 결정하기 위한 해석법을 제시하였다.

2) 그림 1-b에 표시된 하중의 경우에는 t_2 값이 클수록(하중 q_1 의 재하기간이 길수록) 모래기둥의 설치간격은 작아지는 현상을 보이고 있으며, 또한 그림 1-c의 경우에는 하중 q_1 을 제거하는 기간이 길수록 모래기둥의 설치간격은 커지는 현상을 나타내고 있다.

3) 배수거리가 긴 경우, 점토층 지반이 매우 연약한 경우, 또한 card board drain의 경우처럼 단면적이 작은 경우에는, well resistance의 영향을 반드시 고려해야 할 것으로 판단된다. 또한 수평방향의 물의 흐름에 관련된 압밀계수 C_h 값을

일정하게 감소시켜, 예상되는 well resistance의 영향을 근사적으로 설계에 반영하는 방법은 문제가 있음을 확인하였다. 이외에도, 모래기둥의 최상단에서 아래쪽으로 내려오에 따라 well resistance의 영향은 더욱 커져 압밀이 특히 지연되는 현상을 확인하였다.

4) 3장에 기술된 다양한 분석 내용을 종합할 때, smear zone의 영향을 무시한 설계는 대부분의 경우에 타당하다고 볼 수 없으며, 특히 점토층 지반이 매우 연약한 경우(즉, 수평방향의 투수계수 및 C_h 값이 큰 경우)에는 반드시 smear zone의 영향을 고려한 설계가 이루어져야 할 것으로 판단된다. 이외에도 smear zone의 영향을 설계에 반영하기 위해 Barron, Richart 등이 추천한 방식(즉, smear zone의 영향을 고려하기 위해 실제 모래기둥의 반지름 r_w 에 감소계수 0.5를 곱해 감소된 r_w 값을 토대로 이상적인 모래기둥의 경우로 해석하여 설치간격을 결정하는 방식)을 본 연구의 해석법을 토대로 계산된 표 3 및 표 6의 결과를 종합하여 검토하면, 감소계수의 크기를 smear zone의 크기에 관계없이 일률적으로 0.5로 하여 설계하는 방식은 문제가 예상됨을 알 수 있다.

참고문헌

1. Aboshi, H., & Yoshikuni, H.(1967), "A Study on the Consolidation Process Affected by Well Resistance in the Vertical Drain Method," JSSMFE, Soils and Foundations, Vol. 7, No. 4, pp. 38-58
2. Barron, R.A.(1948), "Consolidation of Fine-Grained Soils by Drain Wells," ASCE, Transactions, Paper No. 2346, pp. 718-754.
3. Bergado, D.T., Asakami, H., Alfaro, M.C. & Balasubramaniam, A.S.(1991), "Smear Effects of Vertical Drains on Soft Bangkok Clay," ASCE, Journal of the Geotechnical Engineering, Vol. 117, No. 10, pp. 1509-1530.
4. Das, B.M.(1983), Advanced Soil Mechanics, McGraw-Hill Book Co..
5. Hansbo, S.(1979), "Consolidation of Clay by band-shaped prefabricated drains," Ground Engineering,

- 12(5), pp. 16-25
6. Olson, R.E.(1977), "Consolidation under Time Dependent Loading," ASCE, Journal of the Geotechnical Engineering, Vol. 103, No. 1, pp. 55-60
 7. Onoue, A.(1988), "Diagrams Considering Well Resistance for Designing Spacing Ratio of Gravel Drains," JSSMFE, Soils and Foundations, Vol. 28, No. 3, pp. 160-168.
 8. Onoue, A., Mori, N., & Takano, J.(1987), "In-Situ Experiment and Analysis on Well Resistance of Gravel Drains," JSSMFE, Soils and Foundations, Vol. 27, No. 2, pp. 42-60.
 9. Richart, F.E.(1957), "Review of the Theories for Sand Drains," ASCE, Transactions, Paper No. 2999, pp. 709-739.
 10. Terzaghi, K.(1956), Theoretical Soil Mechanics, John Wiley & Sons Inc..
 11. Yoshikuni, H., & Nakanodo, H.(1974), "Consolidation of Soils by Vertical Drain Wells with Finite Permeability," JSSMFE, Soils and Foundations, Vol. 14, No. 2, pp. 35-46.
 12. 진병익 · 천병식(1982), 연약지반처리공법, 건설연구사.
 13. 토목공사용자재, 코오롱상사주식회사.

(접수일자 1991. 9. 3)