

## 순간변위시험(slug test)시 연직차수벽의 현장투수계수를 산정하기 위한 형상계수 연구

### General Steady-State Shape Factors in Analyzing Slug Test Results to Evaluate In-situ Hydraulic Conductivity of Vertical Cutoff Wall

임 지 희<sup>1</sup> Lim, Jeehee

이 동 섭<sup>2</sup> Lee, Dongseop

웡 테 바오<sup>3</sup> Nguyen, TheBao

최 항 석<sup>4</sup> Choi, Hangseok

#### Abstract

No analytical solution exists for evaluating in-situ hydraulic conductivity of vertical cutoff walls by analyzing slug test results. Recently, an analytical solution to interpret slug tests has been proposed for a partially penetrated well in an aquifer. However, this analytical solution cannot be directly applied to the cutoff wall because the solution has been developed exclusively for an infinite aquifer instead of a narrow cutoff wall. To consider the cutoff wall boundary conditions, the analytical solution has been modified in this study to take into account the narrow boundaries by introducing the imaginary well theory. Two boundary conditions are considered according to the existence of filter cakes: constant head boundary and no flux boundary. Generalized steady-state shape factors are presented for each geometric condition, which can be used for evaluating the in-situ hydraulic conductivity of cutoff walls. The constant head boundary condition provides higher shape factors and no flux boundary condition provides lower shape factors than the infinite aquifer, which enables to adjust the in-situ hydraulic conductivity of the cutoff wall. The hydraulic conductivities calculated from the analytical solution in this paper give about 1.2~1.7 times higher than those from the Bouwer and Rice method, one of the semi-empirical formulas. Considering the compressibility of the backfill material, the analytical solution developed in this study was proved to correspond to the case of incompressible backfill materials.

#### 요 지

지금까지 순간 변위시험(slug test)를 이용해 연직차수벽의 현장투수계수를 평가할 수 있는 이론해는 제시된 바가 없다. 최근 부분 관입된 우물(well)형상에 적용 가능한 이론해에 관한 연구가 발표되었으나, 이는 무한 경계조건인 대수층에만 국한되고 좁은 벽체형상의 연직차수벽의 경계 조건에는 그대로 적용될 수 없다. 이러한 연직차수벽 경계 조건을 고려하기 위해, 본 연구에서는 가상 우물법(method of imaginary well)을 도입하여 기존 이론해를 수정하였다. 연직차수벽의 경계조건은 기존 문헌에서 제시한 두 가지 조건을 적용하였다. 첫 번째 경계조건은 연직차수벽 경계에 일정 수두 조건을 적용하고, 두 번째는 경계면에 불투수 경계조건을 적용하였다. 본 논문에서는 연직차수벽의 현장투수계수를 평가할 수 있도록 각 경계조건에 대하여 정상 상태 조건에 대한 일반적인 형상계수를 제시하였다. 첫 번째 경계조건의 경우, 연직차수벽의 투수계수가 연직차수벽이 존재하지 않는 대수층 조건보다 크게 평가되었으며, 두 번째 방법의 경우는 더 작게 평가되었다. 본 연구에서 제시한 수정 이론해를 통해 얻어진 투수계수는 경험식을 바탕으로

1 고려대학교 건축사회환경공학부 석사과정 (Graduate Student, School of Civil, Environmental and Architectural Engineering, Korea Univ.)

2 고려대학교 건축사회환경공학부 석사과정 (Graduate Student, School of Civil, Environmental and Architectural Engineering, Korea Univ.)

3 고려대학교 건축사회환경공학부 박사후연구원 (Post Doctoral Research Fellow, School of Civil, Environmental and Architectural Engineering, Korea Univ.)

4 정희원, 고려대학교 건축사회환경공학부 부교수 (Associate Professor, School of Civil, Environmental and Architectural Engineering, Korea Univ., hchoi2@korea.ac.kr; 교신저자)

\* 본 논문에 대한 토의를 원하는 회원은 2012년 4월 30일까지 그 내용을 학회로 보내주시기 바랍니다. 저자의 검토 내용과 함께 논문집에 게재하여 드립니다.

로 무한 대수층에 적용하기 위해 제안된 Bouwer and Rice 방법을 보정하여 다양한 연직차수벽 경계조건에 대해 실제 현장투수계수가 Bouwer and Rice 방법에 의한 결과 보다 1.2~1.7배 크음을 확인하였다. 또한, 연직차수벽 뒷채움재의 압축성을 고려한 기존 해석결과와 비교로부터, 본 논문에서 제시한 이론해는 뒷채움재가 비압축성에 상응하는 값을 제시하는 것을 확인할 수 있었다.

**Keywords** : Analytical solution, Hydraulic conductivity, Partially penetrated well, Shape factor, Slug test, Vertical cutoff wall

## 1. 서론

연직차수벽은 오염지반에 대한 원위치 처리방법 중 하나로 지하수의 이동에 의한 오염물의 확산을 효율적으로 방지할 수 있다. 연직차수벽의 트렌치 형태 및 규모는 굴착 장비에 따라 결정되고, 특수한 굴착 장비의 경우 깊이 20~25m, 폭 0.5~1.5m까지 굴착이 가능하다. 따라서 연직차수벽은 실제로 다양한 형상으로 시공될 수 있다.

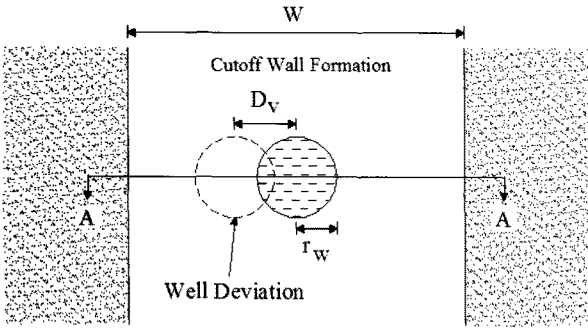
연직차수벽의 현장 투수계수는 현장에서 순간변위시험(Slug test)을 통해 구할 수 있다(Teeter와 Clemence(1986), Yang 등(1993), Britton 등(2002), Choi와 Danniell(2006a & b), Choi(2007)). 순간변위시험은 시험방법 자체는 비교적 간단한 편이나 부분 관입된 단일정(single well) 내에 비정상 흐름 특성을 고려하기 때문에 시험결과를 이용하여 지반의 투수계수를 산정하기가 어렵다. 특히, 연직차수벽의 경우는 좁은 벽체 형태이므로 경계 조건이 복잡하다는 문제가 있다. 과거에는 연직차수벽의 경계 조건을 고려하지 않고 무한한 대수층을 가정한 방법들을 사용해 지반의 투수계수를 산정해 왔다. 순간변위 시험 결과를 분석하여 현장 투수계수를 산정하는 해석 방법에는 타입 커브법(Type curve method)과 선형 커브 피팅법(line-fitting method)이 있는데, Bouwer and Rice 법(Bouwer and Rice(1976), Bouwer(1989))은 대표적인 선형 커브피팅법에 속한다(최항석 등(2007), Choi 등(2008)). Bouwer and Rice법은 이론해를 바탕으로 한 경험식으로써 적용 가능한 지반정수의 범위 및 정확성에 한계를 갖는 문제점이 있다. 그러나 최근 부분 관입된 우물에 적용 가능한 이론해에 관한 연구가 발표되어, 기존 해석법의 문제를 극복할 수 있는 가능성이 제시되었다(Zlotnik 등(2010)).

본 연구에서는 기존 연구에서 발표된 대수층에 부분 관입된 우물(단일정)의 순간변위시험에 대한 형상계수 이론

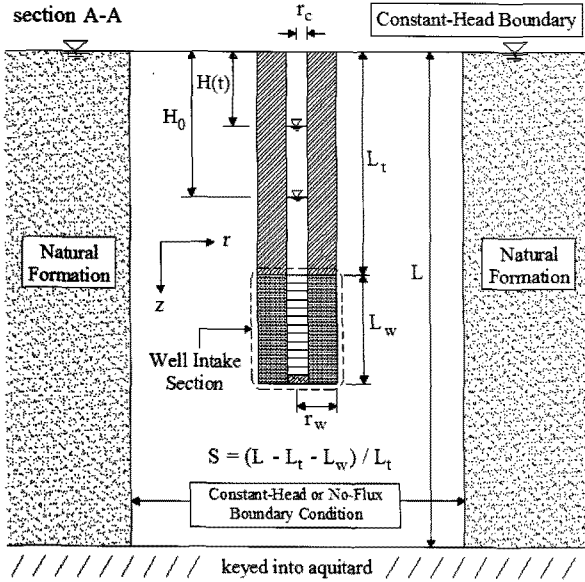
해(Zlotnik 등(2010))를 바탕으로 가상우물이론(imaginary well theory)을 도입하여 연직차수벽의 현장투수계수를 평가할 수 있는 형상계수를 제시하였다. 연직차수벽의 경계조건은 기존 문헌에서 제시한 두 가지 조건을 적용하였다. 첫째로 주변지반(대수층)에 비하여 연직차수벽의 투수계수가 매우 작다고 가정하여 연직차수벽 경계를 일정 수두 조건(constant head boundary condition)을 적용하였고, 둘째로 연직차수벽과 주변지반 사이에 투수성이 매우 낮은 필터케익이 존재한다는 가정 하에 경계면에 불투수 경계 조건(no flux boundary condition)을 적용하였다. 또한, 우물이 연직차수벽 내에서 수직으로 시공되지 못하는 경우를 모사하기 위해 제시된 형상계수에 우물 중심과 경계면 사이의 편차거리 변수를 포함하였다.

## 2. 형상 계수의 이론해 산정

그림 1은 연직차수벽의 순간변위시험 모식도를 나타낸다. 시공된 연직차수벽의 폭과 깊이는 각각  $W$ 와  $L$ 로 표기하였다.  $L_s$ 는 지하수면부터 우물 유입부까지 거리를 나타내고,  $L_w$ 는 필터팩(filter pack)의 길이를 나타낸다. Butler(1996)는 필터팩은 일반적으로 대상 지반에 비해 투수성이 매우 크므로 우물 스크린의 필터팩을 통해 물이 흐를 때 수리적 저항이 거의 없어 순간변위 시험 결과에 영향을 주지 않는다고 밝혔다. 필터팩의 외경과 우물 케이싱의 내경은  $r_w$ 와  $r_c$ 로 나타낸다. 지반 투수계수의 비등방성을 고려하기 위해 수평방향 투수계수  $K_h$ 와 수직방향 투수계수  $K_v$ 를 따로 표기하였다. 케이싱에서 초기수두강하(Rising-head 시험시)는  $H_0$ 로 표기하고, 우물케이싱에서 임의의 시간에서의 수두는  $H(t)$ 로 표기하였다.  $H(t)$ 는 점차 감소하여 순간변위 시험 종료 시에는 0에 수렴한다.  $D_w$ 는 평면상에서 우물의 중심이 연직차수벽의 중심에서부터 떨어진 거리



(a) 평면도



(b) A-A 단면도

그림 1. 연직차수벽의 순간변위시험 모식도

를 의미한다. 해석의 편의를 위해 필터팩의 길이와 필터팩 외경의 비, 즉 우물의 형상비( $L_w/r_w$ )와 정규화된 우물의 편심비율( $2D_v/(W-2r_w)$ )을 도입하였다.

Zlotnik 등(2010)에 의하면 횡방향 경계가 제한되지 않는 무한한 대수층에 부분 관입된 우물의 위치에 따른 수두 강하  $s(r, z)$ 는 수정 Bessel 함수의 0차 및 1차 함수  $K_0(x)$ ,  $K_1(x)$ 를 포함하며, 정상류 흐름을 가정하기 때문에 일정 유입 유량( $Q$ )을 표현할 수 있다. 따라서 수두 강하 식은 다음 식 (1)과 같다.

$$s(r, z) = \frac{QL}{\pi K_h L_w r_w^*} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{B_n}{\beta_n^2} \sin\left(\beta_n \frac{z}{L}\right) \times K_0\left(\frac{\beta_n r^*}{L}\right) / K_1\left(\frac{\beta_n r_w^*}{L}\right) \quad (1)$$

여기서  $r^*$ ,  $r_w^*$ 는 우물의 중심에서부터의 원주방향 거리를 투수계수의 비등방성을 고려한 계수  $a$ 로 나누어준 값을 의미하며, 계수  $a$  및  $\beta_n$ ,  $B_n$ 은 다음 식 (2)~(4)와 같다.

$$a = \sqrt{\frac{K_h}{K_v}} \quad (2)$$

$$\beta_n = \pi(n-0.5) \quad (3)$$

$$B_n = \cos\left(\frac{\beta_n(L_w + L_t)}{L}\right) - \cos\left(\frac{\beta_n L_t}{L}\right) \quad (4)$$

케이싱 내 깊이별 수두 강하의 평균값을  $H(t)$ 로 정의하고, 정상류 흐름임을 감안하여  $H(t)$ 를 시간 변수를 포함하지 않는  $H$ 로 표기하면 다음 식 (5)와 같다.

$$\begin{aligned} H &= \int_{L_t}^{L_t + L_w} s(r_w, z) dz \quad (5) \\ &= \frac{QL^2}{\pi K_h L_w^2 r_w^*} \times \sum_{n=1}^{\infty} \frac{\left\{ \cos\left(\beta_n \frac{(L_w + L_t)}{L}\right) - \cos\left(\beta_n \frac{L_t}{L}\right) \right\}^2}{\beta_n^3} \\ &\quad \times \frac{K_0(\beta_n r_w^*/L)}{K_1(\beta_n r_w^*/L)} \end{aligned}$$

이 때, 일반적으로 형상계수는 다음 식 (6)과 같이 표현되며(Dagan(1978)), 이를 통해 순간변위시험 형상계수에 대한 이론해는 다음 식 (7)과 같다.

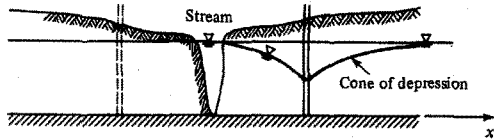
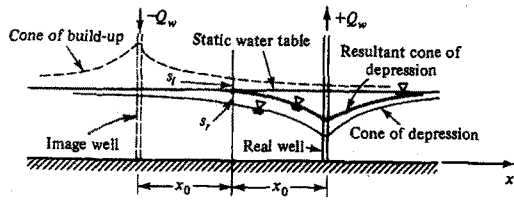
$$P = \frac{Q}{2\pi L_w K_h H} \quad (6)$$

$$\begin{aligned} P &= \frac{L_w r_w^*}{2L^2} / \quad (7) \\ &\left[ \sum_{n=1}^{\infty} \left\{ \cos\left(\beta_n \frac{(L_w + L_t)}{L}\right) - \cos\left(\beta_n \frac{L_t}{L}\right) \right\}^2 \times \frac{K_0(\beta_n r_w^*/L)}{\beta_n^3 K_1(\beta_n r_w^*/L)} \right] \end{aligned}$$

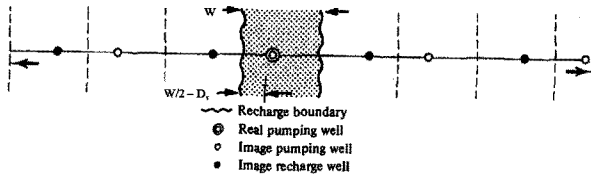
## 2.1 연직차수벽의 경계에 일정 수두 조건(constant head boundary condition) 적용

본 논문에서 연직차수벽의 경계 조건을 고려하기 위해서 가상우물이론(imaginary well theory)을 도입하였다. 먼저 일반적으로 주변지반에 비해 연직차수벽의 투수계수가 매우 작으므로(Choi 등, 2008) 모든 수두 손실이 연직차수벽 내에서만 발생할 것이라고 가정하여 연직차수벽과 주변지반의 경계면을 일정 수두 조건(constant head boundary condition)을 적용하였다.

일정 수두 경계를 고려하기 위해서는 그림 2(a)와 같이 실제 우물에서 경계면까지 이격된 거리  $x_0$ 의 두 개의 거리에 위치한 가상의 우물에 실제 유량과 크기는 같고 방향은 반대인 유량( $-Q_w$ )이 유입되는 경우를 고려할 수 있다. 연직차수벽의 경우는 실제 우물의 양 측면에 일정 수두 경계가 부여되기 때문에 거울효과(mirror effect)를



(a) 일정 수두 경계조건의 적용 방식



(b) 실제 우물 및 가상우물의 위치

그림 2. 일정 수두 경계 조건 적용(Jacob(1979))

고려하여 수평 방향으로 무한히 많은 가상우물이 존재한다고 가정하였다. 연직차수벽의 폭  $W$ 와 편차거리  $D_v$ 를 고려하여 도식한 가상우물의 위치는 그림 2(b)와 같다.

실제 우물의 위치를  $(0, z)$ 로 설정하고, 가상우물들의 위치를 각각  $(W - 2D_v, z), (2W, z), \dots, ((2n - 1)W - 2D_v, z), (2nW, z)$  (여기서,  $n = -\infty \sim \infty$ 인 정수)로 설정한 후, 각 가상우물의 위치로 수두 강하 식  $s(r, z)$ 을 평행이동시켜 각 우물에 대한 수두강하 식( $s_{constant}$ )을 구할 수 있다. 이 때, 일정 수두 조건을 반영하기 위해서는 수두 강하 식의 유량  $Q$ 의 부호를 교번하여 대입해야 한다. 이렇게 구해진 식들을 모두 더하면 연직차수벽의 일정 수두 경계 조건을 반영할 수 있다. 이를 정리하면 다음 식 (8)과 같다.

$$s_{constant}(r, z) = \frac{QL}{\pi K_H L_w} \sum_{m=-\infty}^{\infty} \left( \sum_{n=1}^{\infty} \frac{B_n}{\beta_n^2} \sin\left(\beta_n \frac{z}{L}\right) \times K_0\left(\frac{\beta_n(r - 2mW)^*}{L}\right) / K_1\left(\frac{\beta_n r_w^*}{L}\right) \right) + \frac{(-Q)L}{\pi K_H L_w} \sum_{m=-\infty}^{\infty} \left( \sum_{n=1}^{\infty} \frac{B_n}{\beta_n^2} \sin\left(\beta_n \frac{z}{L}\right) \times K_0\left(\frac{\beta_n(r - (2m-1)W + 2D_v)^*}{L}\right) / K_1\left(\frac{\beta_n r_w^*}{L}\right) \right) + \frac{QL}{\pi K_H L_w} \sum_{m=1}^{\infty} \left( \sum_{n=1}^{\infty} \frac{B_n}{\beta_n^2} \sin\left(\beta_n \frac{z}{L}\right) \times K_0\left(\frac{\beta_n(-1)(r - 2mW)^*}{L}\right) / K_1\left(\frac{\beta_n r_w^*}{L}\right) \right) + \frac{(-Q)L}{\pi K_H L_w} \sum_{m=1}^{\infty} \left( \sum_{n=1}^{\infty} \frac{B_n}{\beta_n^2} \sin\left(\beta_n \frac{z}{L}\right) \times K_0\left(\frac{\beta_n(-1)(r - (2m-1)W + 2D_v)^*}{L}\right) / K_1\left(\frac{\beta_n r_w^*}{L}\right) \right) \quad (8)$$

이 때, 수두강하 식  $s(r, z)$ 는 원통좌표를 사용하기 때문에 음의  $r$ 값은 존재하지 않는다. 따라서 실제 우물의 오른쪽에 존재한 가상우물의 경우는 평행이동 후  $z$ 축 대칭을 통해 가상우물의 오른쪽 값을 사용할 수 있어야 한다.

이렇게 구해진 수두강하 식을 이용해 다음 식 (9)와 같이 연직 차수벽 경계면에 일정 수두 조건을 고려한 형상계수  $P_{constant}$ 를 구할 수 있다.

$$P_{constant} = \frac{L_w r_w^*}{2L^2} \left( \frac{1}{A - B + C - D} \right) \quad (9)$$

여기서,

$$A = \sum_{m=-\infty}^{\infty} \left( \sum_{n=1}^{\infty} \left( \cos\left(\beta_n \frac{(L_w + L_t)}{L}\right) - \cos\left(\beta_n \frac{L_t}{L}\right) \right)^2 \times \frac{K_0(\beta_n(r_w - 2mW)/L)}{\beta_n^2 K_1(\beta_n r_w^*/L)} \right)$$

$$B = \sum_{m=-\infty}^{\infty} \left( \sum_{n=1}^{\infty} \left( \cos\left(\beta_n \frac{(L_w + L_t)}{L}\right) - \cos\left(\beta_n \frac{L_t}{L}\right) \right)^2 \times \frac{K_0(\beta_n(r_w - (2m-1)W + 2D_v)/L)}{\beta_n^2 K_1(\beta_n r_w^*/L)} \right)$$

$$C = \sum_{m=1}^{\infty} \left( \sum_{n=1}^{\infty} \left( \cos\left(\beta_n \frac{(L_w + L_t)}{L}\right) - \cos\left(\beta_n \frac{L_t}{L}\right) \right)^2 \times \frac{K_0(\beta_n(-1)(r_w - 2mW)/L)}{\beta_n^2 K_1(\beta_n r_w^*/L)} \right)$$

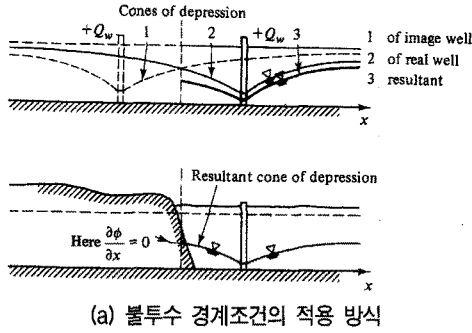
$$D = \sum_{m=1}^{\infty} \left( \sum_{n=1}^{\infty} \left( \cos\left(\beta_n \frac{(L_w + L_t)}{L}\right) - \cos\left(\beta_n \frac{L_t}{L}\right) \right)^2 \times \frac{K_0(\beta_n(-1)(r_w - (2m-1)W + 2D_v)/L)}{\beta_n^2 K_1(\beta_n r_w^*/L)} \right)$$

## 2.2 연직차수벽의 경계에 불투수 조건(no flux boundary condition) 적용

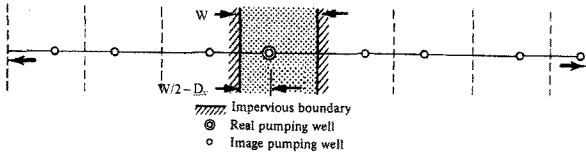
연직차수벽 시공 중 연직차수벽과 지반 사이의 경계면에는 필터 케이크가 형성될 수 있다. 필터케이크는 상대적으로 불투수막에 가까운 낮은 투수성을 가지고 있어서 필터케이크가 형성된 연직차수벽과 지반 사이의 경계면을 흐름이 없는 경계조건(no flux boundary condition)으로 취급할 수 있다(Choi와 Daniel, 2006b; Nguyen 등, 2011). 불투수 경계 조건에서는 가상우물로 평행이동시킨 수두 강하 식들을 모두 합산하여 구할 수 있다(그림 3(a)). 즉, 식 (8)의 두 번째와 네 번째 항에서  $-Q$  대신  $Q$ 를 적용해야 한다. 연직차수벽의 두께  $W$ 와 편차거리  $D_v$ 를 고려하여 구한 가상우물의 위치는 그림 3(b)와 같다.

또한 같은 방식으로 구해진 연직차수벽 경계면에 불투수 경계 조건을 고려한 형상계수  $P_{no-flux}$ 는 다음 식 (10)과 같다.

$$P_{no-flux} = \frac{L_w r_w^*}{2L^2} \left( \frac{1}{A + B + C + D} \right) \quad (10)$$



(a) 불투수 경계조건 적용 방식



(b) 실제 우물 및 가상우물의 위치

그림 3. 불투수 경계 조건 적용(Jacob(1979))

여기서,

$$A = \sum_{m=-\infty}^{\infty} \left( \sum_{n=1}^{\infty} \left\{ \cos\left(\beta_n \frac{(L_w + L_t)}{L}\right) - \cos\left(\beta_n \frac{L_t}{L}\right) \right\}^2 \times \frac{K_0(\beta_n(r_w - 2mW)^*/L)}{\beta_n^3 K_1(\beta_n r_w^*/L)} \right)$$

$$B = \sum_{m=-\infty}^{\infty} \left( \sum_{n=1}^{\infty} \left\{ \cos\left(\beta_n \frac{(L_w + L_t)}{L}\right) - \cos\left(\beta_n \frac{L_t}{L}\right) \right\}^2 \times \frac{K_0(\beta_n(r_w - (2m-1)W + 2D_c)^*/L)}{\beta_n^3 K_1(\beta_n r_w^*/L)} \right)$$

$$C = \sum_{m=1}^{\infty} \left( \sum_{n=1}^{\infty} \left\{ \cos\left(\beta_n \frac{(L_w + L_t)}{L}\right) - \cos\left(\beta_n \frac{L_t}{L}\right) \right\}^2 \times \frac{K_0(\beta_n(-1)(r_w - 2mW)^*/L)}{\beta_n^3 K_1(\beta_n r_w^*/L)} \right)$$

$$D = \sum_{m=1}^{\infty} \left( \sum_{n=1}^{\infty} \left\{ \cos\left(\beta_n \frac{(L_w + L_t)}{L}\right) - \cos\left(\beta_n \frac{L_t}{L}\right) \right\}^2 \times \frac{K_0(\beta_n(-1)(r_w - (2m-1)W + 2D_c)^*/L)}{\beta_n^3 K_1(\beta_n r_w^*/L)} \right)$$

### 2.3 연직차수벽 투수계수 산정

전술한 연직차수벽 각 경계조건에 따라 얻어진 형상 계수(일정 수두 경계조건의 경우 식 (9), 불투수 경계조건의 경우 식 (10))를 이용해 연직차수벽의 투수계수를 다음 식 (11)과 같이 예측할 수 있다.

$$K_h = -\frac{r_c^2}{2L_w P} \frac{1}{t} \ln\left(\frac{H(t)}{H_0}\right) \quad (11)$$

여기서,  $P$ 는 연직차수벽의 경계 조건에 따라  $P_{constant}$  또는  $P_{no-flux}$ 를 적용한다. 또한,  $\frac{1}{t} \ln\left(\frac{H(t)}{H_0}\right)$ 는 단일정 내 순간변위시험을 통해 얻어진 시간에 따른 수위 변화 곡선을 이용해 구할 수 있다. 수위 변화 곡선은 일반적으로 상방향으로 오목한 형태를 보이기 때문에 이를 직선으로 피팅하는 방법에 차이가 있을 수 있다. 피팅방법 중 하나인 Hvorslev가 제안한 basic time lag formulation 은  $H(t)/H_0=1.0$  과 0.37의 두 점을 피팅에 사용하는 방

법이다. 이 방법을 사용하면 다음 식 (12)와 같이 투수계수를 평가할 수 있다.

$$K_h = \frac{r_c^2}{2L_w P} \frac{1}{t_{0.37}} \quad (12)$$

여기서  $t_{0.37}$ 은  $H(t)/H_0$ 가 0.37일 때의 시간을 나타낸다.

### 3. 제안된 이론해와 기존의 Bouwer and Rice법의 비교

정상류 흐름을 가정하는 Theim equation을 근간으로 하는 경험식인 Bouwer and Rice법의 형상계수는 다음 식 (13)과 같이 식 (1)의 이론해로부터 구해진 형상계수  $P$ (식 (7))의 역수와 같다.

$$\ln\left(\frac{R_e}{r_w}\right) = \frac{2\pi K_h L_w H}{Q} = \frac{1}{P} \quad (13)$$

여기서  $R_e$ 는 유효반경으로 순간변위시험 중 방사방향으로 수두변화의 한계 범위를 의미하는 등가의 반경으로 정의된다. Bouwer and Rice(1976)는 우물 형상의 기하학적인 조건을 고려하고 전기저항 네트워크 상사를 이용해 대수층에서 부분 관통이나 완전 관통 우물에 대하여 각각 식 (14)와 (15)의  $\ln(R_e/r_w)$  값을 제시하였다.

$$\ln\left(\frac{R_e}{r_w}\right) = \left\{ \frac{1.1}{\ln\left[\frac{L_w}{r_w} \left(\frac{L_w + S}{S + 1}\right)\right]} + \frac{A + B \ln\left[\frac{L_w}{r_w} \left(\frac{S}{S + 1}\right) \left(\frac{L_w - 1}{L_w}\right)\right]}{\frac{L_w}{r_w}} \right\}^{-1} \quad (14)$$

$$\ln\left(\frac{R_e}{r_w}\right) = \left\{ \frac{1.1}{\ln\left[\frac{L_w}{r_w} \frac{L}{L_w}\right]} + \frac{C}{\frac{L_w}{r_w}} \right\}^{-1} \quad (15)$$

여기서  $S$ 는 대수층 상하부 경계와 우물 유입부의 상대적 위치를 나타내는 무차원 값으로 우물 유입부의 위치에 따라 0부터  $\infty$ 까지의 값을 갖는다. 또한 A와 B, C 계수는 우물의 형상비( $L_w/r_w$ )와 관련된 함수이고 Bouwer and Rice(1976)는 이 값들을 그래프로 제시하였다.

#### 3.1 연직차수벽의 경계에 일정 수두 조건(constant head boundary condition) 적용

연직차수벽의 투수계수가 등방성이라고 가정하고,

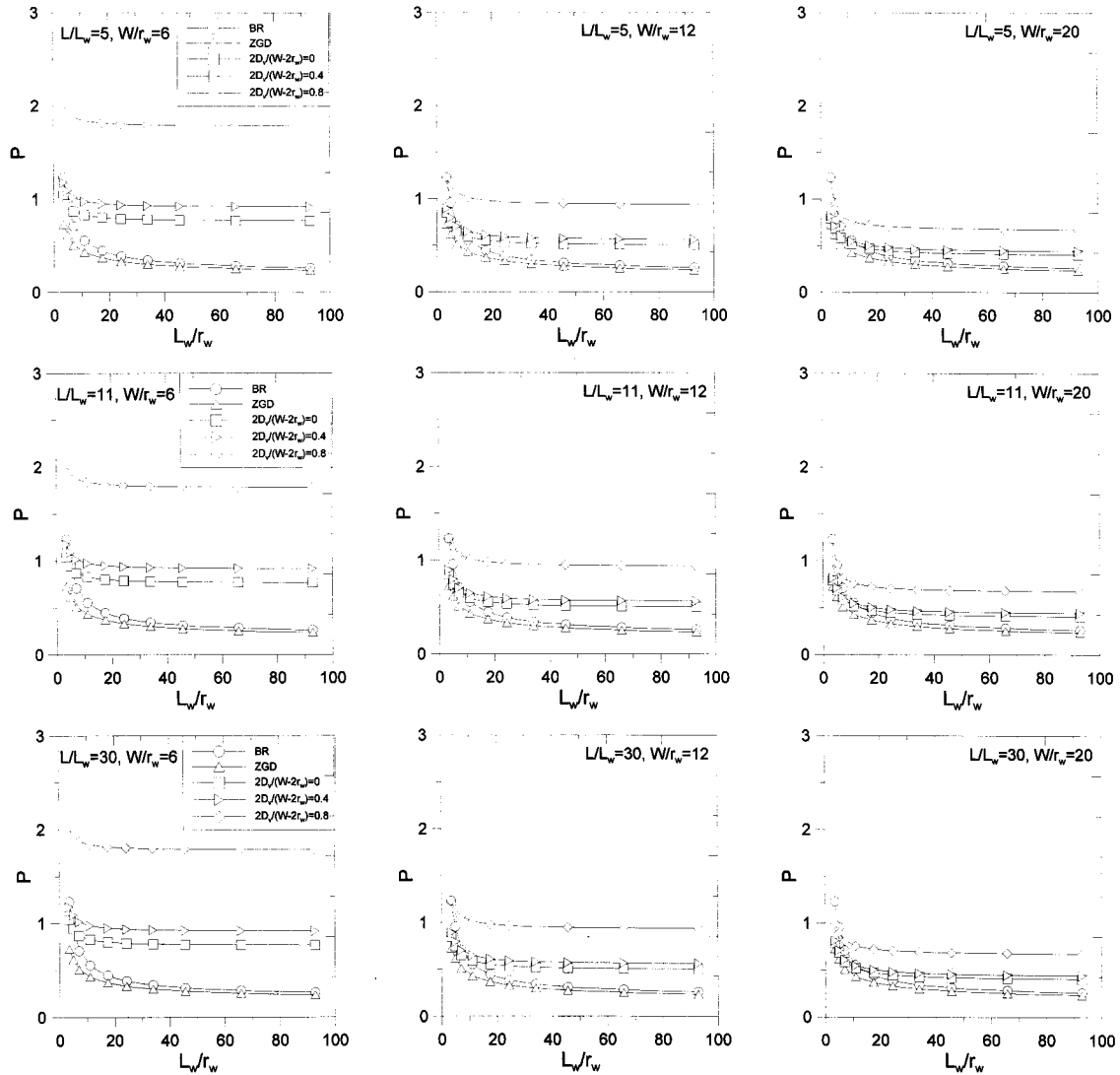


그림 4. 형상비에 따른 형상계수의 비교(일정 수두 경계조건)

$S=1$ 인 경우 즉, 대수층 중앙에 우물의 필터팩이 위치한 경우에 연직차수벽과 주변 지반 사이를 일정 수두 경계 조건으로 가정할 때, 우물의 형상비  $L_w/r_w$ 에 따라 구해지는 형상계수  $P$ 는 그림 4와 같다. 그림 4에서 Bouwer and Rice법으로 구한 형상계수는 BR로 표기하였고, Zlotnik 등(2010)이 제시한 형상계수의 이론해는 ZGD로 표기하였다.  $W/r_w$ 가 작아질수록, 그리고  $2D_w/(W-2r_w)$ 가 커질수록 연직차수벽 경계 조건의 영향이 커지기 때문에 형상계수  $P$ 가 증가하는 것을 확인할 수 있다. 이는 일정 수두 경계 조건의 경우, 연직차수벽에서 순간변위시험시, 우물 케이싱 내 수두 회복이 횡방향 경계가 제안되지 않는 무한한 대수층에서보다 빠르게 발생하기 때문에 연직차수벽의 투수계수가 과대평가된다. 이를 보정하기 위해 연직차수벽 경계조건에 대한 형상계수  $P$  값이 Bouwer and Rice(1976) 또는 Zlotnik 등(2010)이 제

시한 대수층에 대한  $P$  값보다 크게 산정됨을 알 수 있다. 따라서, 실제 연직차수벽의 투수계수는 일정 수두 경계 조건을 고려하여 그림 4에서 제시한  $P$  값을 식 (11) 또는 (12)에 대입하여 구할 수 있다.

$L/L_w$ 가 일정할 때, 우물 위치의 편심 영향을 평가하기 위해  $2D_w/(W-2r_w)$ 가 0인 경우와 0.8인 경우의 우물의 편심정도에 따른  $P_0$ 와  $P_{0.8}$ 의 비, 즉  $P_{0.8}/P_0$ 을 살펴본 결과, 우물 형상비  $L_w/r_w$ 가 커질수록 큰 값을 가지며, 그 최대값이 연직차수벽의 두께비  $W/r_w$ 가 6인 경우는 2.32,  $W/r_w$ 가 12인 경우는 1.86,  $W/r_w$ 가 20인 경우는 1.66으로  $W/r_w$ 가 커질수록 작아지는 것을 확인할 수 있다. 다른  $L/L_w$  경우에도 이 비율은 일정하였다. 이는 연직차수벽의 폭( $W$ )이 증가할수록 연직차수벽과 주변지반 사이 경계조건의 영향이 감소함을 보여준다.

### 3.2 연직차수벽의 경계에 불투수 조건(no flux boundary condition) 적용

연직차수벽과 주변 지반 사이의 경계에 투수계수가 매우 작은 필터 케이프가 존재하는 경우, 이 경계면을 불투수 경계 조건으로 취급할 수 있다. 이 경우 또한 연직차수벽의 투수계수가 등방성이라고 가정하고,  $S=1$ 인 경우, 우물의 형상비  $L_w/r_w$ 에 따라 구해지는 형상계수  $P$ 를 비교하였다(그림 5).  $W/r_w$ 가 작아지고  $2D_v/(W-2r_w)$ 가 커질수록 불투수 경계 조건의 영향이 커지기 때문에 형상계수  $P$ 가 작아지는 것을 확인할 수 있다. 이는 불투수 경계 조건의 경우 연직차수벽에서 순간변위시험시 우물 케이싱 내 수두 회복이 횡방향 경계가 제한되지 않는 대수층에서보다 느리게 발생하기 때문에 연직차수벽의 투수계수가 과소평가된다. 이를 보정하기 위해 연직차

수벽 경계조건에 대한 형상계수  $P$  값이 Bouwer and Rice(1976) 또는 Zlotnik 등(2010)이 제시한 대수층에 대한  $P$  값보다 작게 산정됨을 알 수 있다. 따라서 실제 연직차수벽의 투수계수는 불투수 경계 조건을 고려하여 그림 5에서 제시한  $P$  값을 식 (11) 또는 (12)에 대입하여 구할 수 있다.

또한,  $L/L_w$ 가 일정할 때, 우물 위치의 편심 영향을 알아보기 위해  $2D_v/(W-2r_w)$ 가 0인 경우와 0.8인 경우의 우물의 편심 정도에 따른  $P_0$ 와  $P_{0.8}$ 의 비, 즉  $P_{0.8}/P_0$ 을 살펴본 결과, 우물 형상비  $L_w/r_w$ 가 커질수록 큰 값을 가지며, 그 최대값이 연직차수벽의 두께비  $W/r_w$ 가 커질수록 감소하는 경향을 보였다. 또한  $L/L_w$ 가 증가할수록 증가하는 경향을 보였으나, 모든 경우 0.95~1사이의 값으로 큰 차이는 없었다.  $P_{0.8}/P_0$ 의 최소값은 0.8~0.87의 값을 가지며,  $L/L_w$ 가 커질수록 증가하는 경향을 보였고  $W/r_w$ 와

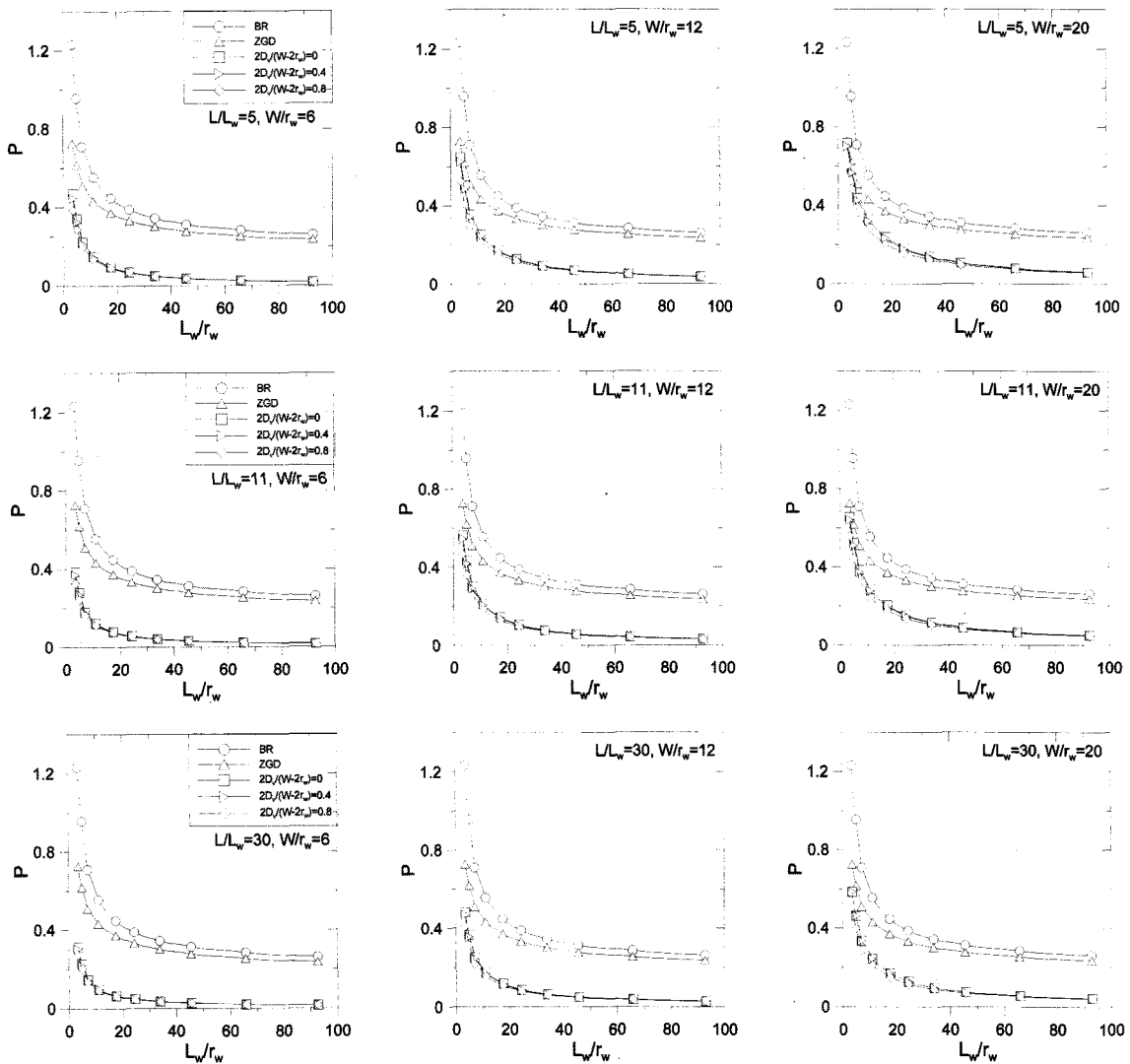


그림 5. 형상비에 따른 형상계수의 비교(불투수 경계조건)

는 뚜렷한 상관관계를 보이지 않았다. 전반적으로 연직차수벽의 경계 조건을 일정 수두로 적용한 경우와 비교할 때,  $P_{0.8}/P_0$ 이 1에 가깝기 때문에, 불투수 경계 조건의 경우, 우물의 편심에 의한 영향이 미미함을 알 수 있다.

두 가지 경계조건에 대해서 Bouwer and Rice법으로 구한 형상계수와 Zlotnik 등(2010)이 제시한 형상계수의 이론해의 비를 살펴본 결과, 우물의 형상비  $L_w/r_w$ 가 0~100인 범위에서 Bouwer and Rice법으로 구한 형상계수가 1.7~1.2 배 큰 값을 가지는 것을 확인할 수 있었다. 또한 형상비가 커질수록 이 값이 1로 수렴해가는 것을 확인할 수 있었다. 즉, Bouwer and Rice법을 사용한 경우, 우물의 형상비가 작을수록 투수계수는 최대 1.7배까지 과소평가될 수 있다.

#### 4. 이론해와 압축지수를 고려한 방법과의 비교

전통적인 선형 커브피팅법은 지반의 압축성을 고려할 수 없기 때문에 이를 극복하기 위해서 두 가지 연직차수벽의 경계 조건에 대해서 수정계수를 제안하였다 (Choi와 Danniell(2006a), Nguyen 등(2011)). 이렇게 구해진 수정계수는 연직차수벽의 경계 조건을 고려한 경우와 고려하지 않은 경우에 대해 산정된 투수계수의 비로 된 함수이기 때문에 두 가지 경계조건에 대해서 계산된

형상계수와 횡방향 경계가 제한되지 않은 대수층에서의 형상계수 이론해의 비를 구해 비교할 수 있다.

#### 4.1 연직차수벽의 경계에 일정 수두 조건(constant head boundary condition) 적용

연직차수벽의 경계에 일정 수두 조건을 적용하는 경우  $W$ 와  $D_v$ , 무차원 압축 매개변수  $\alpha_p$  ( $\alpha_p = S_s L_w r_w^2 / r_c^2$ , 여기서  $S_s$ 는 비저류계수를 의미)에 따른 수정계수  $f$ 는 다음 식 (16)과 같다(Choi와 Danniell(2006a)).

$$f = \frac{\ln(R_e'/r_w)_{cutoff\ wall}}{\ln(R_e'/r_w)_{aquifer}} \quad (16)$$

여기서  $\ln(R_e'/r_w)$ 는 지반의 압축성을 고려할 수 있는 수정 선형 커브피팅법의 항으로서 이론해의 형상계수  $P$ 와  $\ln(R_e'/r_w)$ 는 역수관계이므로 이론해로부터 유도한 수정계수  $f$ 는 다음 식 (17)과 같다.

$$f = \frac{P_{ZGD}}{P_{constant}} \quad (17)$$

두 수정계수  $f$ 를 비교한 결과는 그림 6과 같다. 기존의 수정계수는 압축성이 작아질수록( $\alpha_p$ 가 감소할수록)

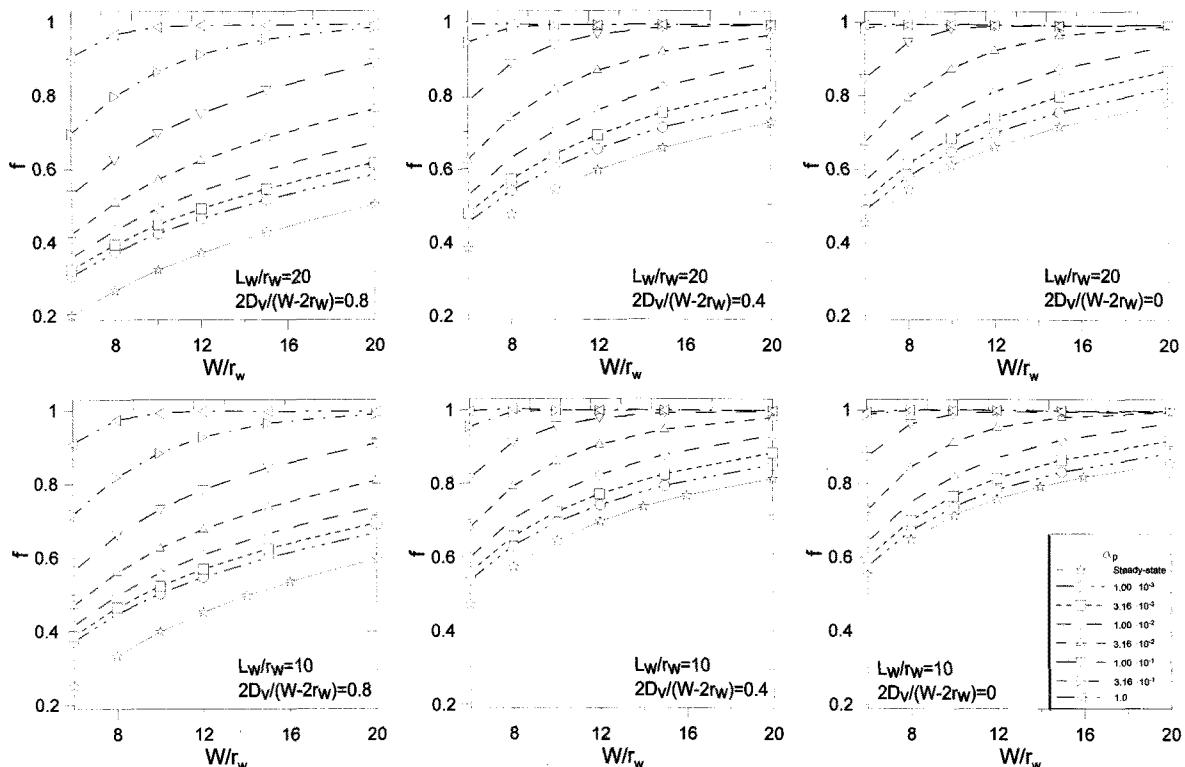


그림 6. 일정 수두 경계 조건에서의 수정계수  $f$



수정계수가 작아지는 경향을 보여주고 있으며, 이론해에서 유도한 정상상태(steady-state) 조건에 대한 수정계수는 가장 작은 값의 범위를 갖는 것을 확인할 수 있다. 이는 이론해에서 구해진 형상계수가 정상류의 흐름을 가정하기 때문이다. 정상류 흐름에서는, 토체의 체적변위가 발생하지 않기 때문에 이론적으로 압축성이 0인 경우를 의미한다. 따라서 본 논문의 이론해에서 구해진 수정계수  $f$ 는 그림 6의 가장 낮은 한계치(lower boundary)로 적용될 수 있다.

$$f^* = \frac{P_{no-flux}}{P_{ZGD}} \quad (19)$$

두 수정계수  $f^*$ 를 비교하여 연직차수벽의 일정 수두 경계 조건과 유사한 경향을 얻었다(그림 7). 따라서 이론해에서 구해진 수정계수  $f^*$ 는 비압축성인 정상 상태 해석 결과이므로 그림 7의 가장 낮은 한계치(lower boundary)로 적용될 수 있다.

#### 4.2 연직차수벽의 경계에 불투수 조건(no flux boundary condition) 적용

연직차수벽의 경계에 불투수 조건을 적용하는 경우는 수정계수를  $f^*$ 로 표시하며, Nguyen 등(2011)에 의해 다음 식 (18)과 같이 정의될 수 있다.

$$f^* = \frac{\ln(R_e'/r_w)_{aquifer}}{\ln(R_e'/r_w)_{filter\ cake}} \quad (18)$$

앞 절과 동일하게 이론해의 형상계수  $P$ 와  $\ln(R_e'/r_w)$ 는 역수관계이므로 이론해로부터 유도된 불투수 경계 조건에 대한 수정계수  $f^*$ 는 다음 식 (19)와 같다.

#### 5. 현장 사례를 통한 해석 방법 비교 분석

본 연구에서 제안한 연직차수벽에 적용할 수 있는 수정 형상계수를 이용하여 기존에 현장시험을 실시한 EMCON(1995) 사례를 재분석 하였다. Choi와 Daniel(2006a), 웅 등(2008), Nguyen 등(2011)의 기존 연구에서 수정 선형커브피팅법을 사용해 제시한 해석 결과와의 비교를 통해 본 논문에서 제시한 이론해의 타당성을 검증하였다. 연구 대상지역은 1990년 초에 건설된 캘리포니아 리치몬드의 West Contra Costa Sanitary 매립지이다. 우물과 연직차수벽의 해석 조건은 표 1에 제시되었다.

재성형된 시료의 투수계수는  $1.0 \times 10^{-10} m/s$ 에서  $2.0 \times 10^{-8} m/s$ 의 넓은 범위로 측정되었고, 교란되지 않은 시료의 투수계수는 M-11/15 경우,  $6.0 \times 10^{-9} m/s$ 에서

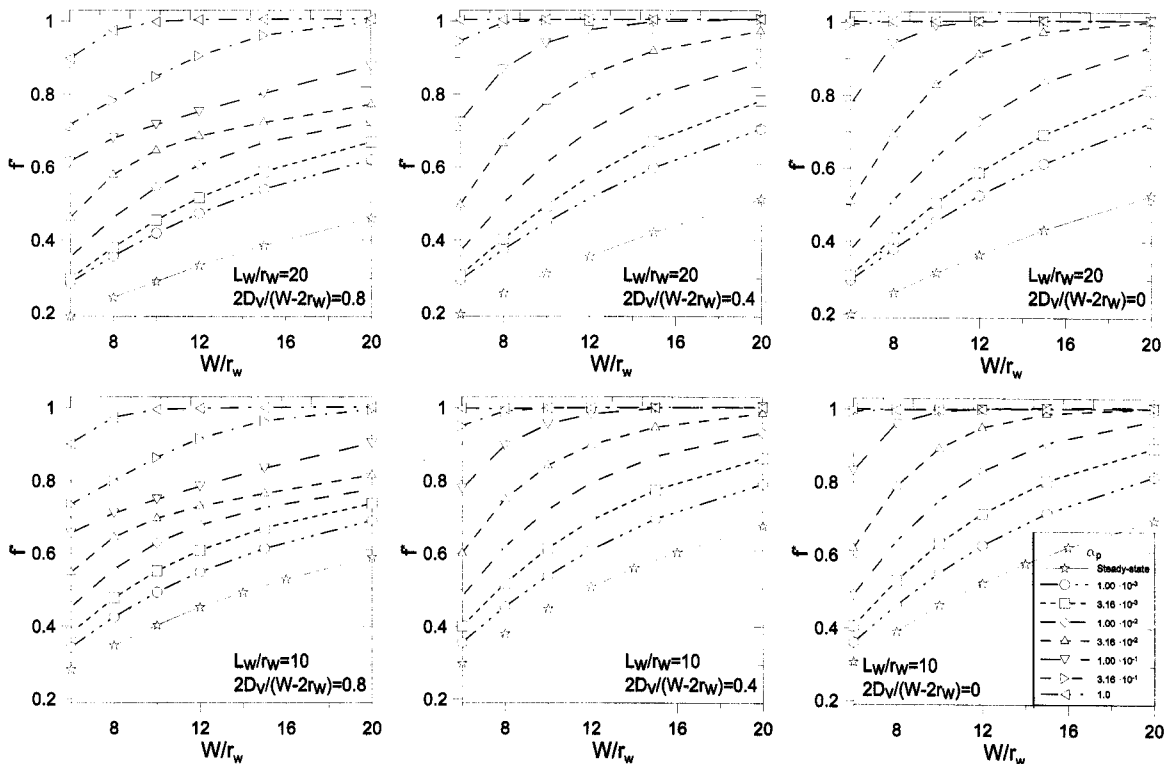


그림 7. 불투수 경계 조건에서의 수정계수  $f^*$

표 1. 우물과 차수벽의 형상조건(EMCON, 1995)

Type	Geometry variables	Values	
		93-1 (M-11/15 cutoff wall)	94-15 (M-17/21 cutoff wall)
Well	$r_c(m)$	0.025	0.025
	$r_w(m)$	0.105	0.036
	$L_w(m)$	1.15	0.55
Cutoff wall	$L(m)$	9.04	9.26
	$L_f(m)$	4.72	4.42
	$W(m)$	0.92	0.92
	$D_c(m)$	0	0.23

표 2. 연직차수벽 사례별 해석 결과

Case	수정 선형 커브피팅법 (Choi와 Daniel(2006a), Nguyen 등(2008))				이론해를 이용한 방법 (본 연구)			EMCON 1995 해석결과	
연직차수벽의 경계에 일정 수두 조건 적용									
Case	$t_{0.37}(s)$	$\ln(R'_e/r_w)$	$f$	$k^a(m/s)$	$t_{0.37}(s)$	$P_{constant}$	$k^b(m/s)$	$S_s(m^{-1})$ (lab. test)	$k^c(m/s)$ (Bouwer & Rice method)
93-1 (M-11/15)	$1.2 \times 10^4$	1.15	0.98	$2.6 \times 10^{-8}$	$1.2 \times 10^4$	0.679	$3.3 \times 10^{-8}$	$2.5 \times 10^{-2}$	$3.0 \times 10^{-8}$
94-15 (M-17/21)	$3.0 \times 10^4$	1.71	0.92	$3.1 \times 10^{-8}$	$3.0 \times 10^4$	0.516	$4.4 \times 10^{-8}$	$2.5 \times 10^{-2}$	$4.0 \times 10^{-8}$
연직차수벽의 경계에 불투수 조건 적용									
Case	$t_{0.37}(s)$	$\ln(R'_e/r_w)$	$f^*$	$k^b(m/s)$	$t_{0.37}(s)$	$P_{no-flux}$	$k^d(m/s)$	$P$	$k^e(m/s)$
93-1 (M-11/15)	$1.2 \times 10^4$	1.89	0.63	$6.8 \times 10^{-8}$	$1.2 \times 10^4$	0.182	$1.2 \times 10^{-7}$	0.448	$5.1 \times 10^{-8}$
94-15 (M-17/21)	$3.0 \times 10^4$	2.13	0.82	$4.9 \times 10^{-8}$	$3.0 \times 10^4$	0.238	$9.5 \times 10^{-8}$	0.396	$4.8 \times 10^{-8}$

$$a. k = \frac{r_c^2 \left[ \ln \left( \frac{R'_e}{r_w} \right) \times f \right]}{2L_w} \frac{1}{t_{0.37}} \quad b. k = \frac{r_c^2 \left[ \ln \left( \frac{R'_e}{r_w} \right) / f^* \right]}{2L_w} \frac{1}{t_{0.37}} \quad c. k = \frac{r_c^2}{2L_w P_{constant}} \frac{1}{t_{0.37}} \quad d. k = \frac{r_c^2}{2L_w P_{no-flux}} \frac{1}{t_{0.37}} \quad e. k = \frac{r_c^2}{2L_w P} \frac{1}{t_{0.37}}$$

$4.0 \times 10^{-8} m/s$ 의 범위와 M-17/21 경우,  $8.0 \times 10^{-10} m/s$ 에서  $1.0 \times 10^{-8} m/s$ 의 범위로 나타났다. 뒤채움재의 비저류계수는  $2.5 \times 10^{-2} m^{-1}$ (EMCON,1995)로 측정되었다. 이론해를 통해 구한 형상계수를 사용해서 투수계수를 산정하여 기존 연구에서 제시된 투수계수와 비교한 결과는 표 2와 같다.

먼저, Bouwer and Rice법으로 구한 투수계수와 횡방향 경계가 제한되지 않은 대수층에서의 형상계수 이론해로부터 산정된 투수계수를 비교해보면, M-11/15의 경우 Bouwer and Rice법이 1.7배 과소평가하고, M-17/21의 경우는 1.2배 과소평가함을 알 수 있다. M-11/15 우물의 형상비  $L_w/r_w$ 가 10.95이고, M-17/21은 형상비  $L_w/r_w$ 가 15.28임을 고려할 때, 앞서 언급했듯이 형상비가 클수록 과소평가되는 비율이 감소하는 것을 확인할

수 있다.

Bouwer and Rice법을 기준으로 수정 선형 커브피팅법에 의한 투수계수는 일정 수두 경계 조건에서 M-11/15의 경우 2.5배, M-17/21에서 1.3배 작은 값을 가지며, 불투수 경계 조건에서는 각각 2.3배, 1.2배 큰 값을 가지는 것을 알 수 있다. 이와 비교하여 대수층에서의 형상계수 이론해를 기준으로 일정 수두 경계 조건에서 이론해에 의한 투수계수는 M-11/15의 경우 1.5배, M-17/21에서 1.1배 작은 값을 가지며, 불투수 경계 조건에서는 각각 2.4배, 2.0배 큰 값을 가지는 것을 알 수 있다.

전체적으로 이론해를 적용해 구한 투수계수는 수정 선형 커브피팅법에 의한 투수계수보다 1.3~1.9배가량 크게 산정되었다. 본 논문에서 연직차수벽의 경계조건을 고려하기 위해 수정한 형상계수 이론해를 통해 연직

차수벽의 투수계수를 별도의 수치해석을 수행하지 않고 간편하게 산정할 수 있는 장점이 있지만 그림 6과 그림 7에서 설명하듯이 본 논문에서 제시한 방법은 연직차수벽의 압축성을 무시하고 정상상태에 대한 이론해이므로 기존 선형 커브피팅법과는 다소 차이가 발생하였다. 이는 4장에서 살펴본 바와 같이 압축성이 0인 상태를 의미하는 정상류 흐름을 기본 가정으로 하는 이론해는 연직차수벽의 투수계수 평가시, 상한치(upper bound)로 적용될 수 있음을 보여준다. 차수를 목적으로 하는 연직차수벽의 시공에서 본 논문에서 제시된 이론해는 다소 보수적인 설계를 가능하게 할 것으로 보인다.

## 6. 결론

본 연구에서는 무한 대수층에 부분 관입된 우물에 대한 이론해를 바탕으로 가상우물이론을 이용하여 연직차수벽의 경계 조건을 고려할 수 있는 새로운 이론해를 제시하였다. 연구에서 얻은 결론 및 토의사항을 요약하면 다음과 같다.

- (1) 본 논문에서 제시된 이론해를 이용하여 순간변위 시험에 의한 연직차수벽의 투수계수를 간편하게 평가할 수 있으며, 정규화된 우물의 편심 비율  $2D_w/(W-2r_w)$ 을 적용하여 우물이 연직차수벽 내에서 수직으로 시공되지 못한 경우를 반영할 수 있다.
- (2) 기존에 연직차수벽을 고려하는 두 가지 경계 조건 방식을 모두 고려할 수 있으며, 연직차수벽 경계를 일정 수두면으로 가정하는 경우는 무한 대수층과 비교하여 투수계수가 크게 산정되고, 불투수 면으로 가정하는 경우에는 작게 산정됨을 확인할 수 있었다.
- (3) 대표적인 순간변위시험 해석 방법인 Bouwer and Rice법을 이용한 투수계수와 본 연구에서 제시한 이론해를 통해 얻어진 투수계수를 비교해 본 결과, Bouwer and Rice법을 사용한 경우 투수계수가 최대 1.7배까지 과소평가될 수 있음을 확인할 수 있었다.
- (4) 이론해를 통해 산정한 횡방향 경계가 제한되지 않는 무한 대수층의 투수계수와 연직차수벽의 경계 조건을 고려한 투수계수 비를 기존에 발표된 경계 조건 및 압축지수에 따른 수정계수와 비교

한 결과, 이론해를 통해 구해지는 수정계수 값이 가장 작은 범위에 존재함을 확인할 수 있었으며, 이는 압축지수가 작아질수록 수정계수가 작아지는 경향을 보이던 기존의 연구 결과와 부합하는 결과이다. 이론해는 정상류 흐름을 기본 가정으로 구해지기 때문에 이론적으로 압축성이 0인 상태를 의미하며, 기존 연구에서 제시된 수정계수의 하한치(lower bound)로 적용될 수 있을 것이다.

- (5) 제시한 이론해를 이용해 기존의 현장시험 사례를 재분석한 결과, 전체적으로 이론해에 의한 투수계수는 수정 선형 커브피팅법이나 Bouwer and Rice법에 의한 투수계수보다 1.3~1.9배가량 크게 산정되었다. 이는 Bouwer and Rice법이 투수계수를 과소평가할 수 있음을 보여주며, 동시에 본 논문에서 제시한 이론해가 압축성이 0인 상태를 의미하는 정상류 흐름으로 가정하는 한계를 보여준다. 하지만, 본 논문에서 제시한 이론해는 연직차수벽의 투수계수 평가시, 상한치(upper bound)로 적용될 수 있으며, 차수를 목적으로 하는 연직차수벽의 시공에서 다소 보수적인 설계를 가능하게 할 것으로 보인다. 또한, 제안된 이론해의 한계를 보완하기 위해 지반의 압축성을 고려할 수 있는 이론해에 관한 연구가 진행 중이다.

## 감사의 글

본 논문을 위한 연구는 한국학술진흥재단의 지원을 받는 연구비(신진교수지원연구-기초과학분야-D00477)와 고려대학교 특별연구비로 진행되었으며, 이에 깊은 감사를 드립니다.

## 참고 문헌

1. Bouwer, H. (1989), "The Bouwer and Rice slug test-An update", *Ground Water*, Vol.27, No.3, pp.304-309.
2. Bouwer, H. and Rice, R. C. (1976), "A slug test for determining hydraulic conductivity of unconfined aquifer with completely or partially penetrating wells", *Water Resour. Res.*, Vol.12, No.3, pp.423-428.
3. Britton, J. P., Filz, G. M., and Little, J. C. (2002). "Shape factors for single-well tests in soil-bentonite cutoff walls", *Proc., 4th Int. Congress on Environmental Geotechnics*, de Mello and Almeida, eds., pp.639-644.
4. Butler, J. J. (1996). "Slug tests in situ characterization: Some practical consideration", *Envir. Geosciences*, Vol.3, No.2, p.154.

5. Choi, H. (2007). "Numerical model for analyzing slug tests in vertical cutoff walls", *J. Geotech. Geoenviron. Eng.*, ASCE Vol.133, No.10, pp.1249-1258.
6. Choi, H., and Daniel, D. E. (2006a). "Slug test analysis in vertical cutoff walls. I: Analysis Methods", *J. Geotech. Geoenviron. Eng.*, ASCE Vol.132, No.4, pp.429-438.
7. Choi, H., and Daniel, D. E. (2006b). "Slug test analysis in vertical cutoff walls. II: Applications", *J. Geotech. Geoenviron. Eng.*, ASCE Vol.132, No.4, pp.439-447.
8. Choi, H., Nguyen, T. B., and Lee, C. (2008), "Slug test analysis to evaluate permeability of compressible materials", *Ground Water*, Vol.46, No.4, pp.647-652.
9. Dagan, G. (1978), "A note on packer, slug, and recovery tests in unconfined aquifers", *Water Resources Research* 14, No.5, pp.929-934.
10. EMCON. (1995), M-11/15, M-17/21, and M-26/E-29 Slurry Walls Post Construction Performance Evaluation, West Contra Costa Sanitary Landfill, Richmond, Ca.
11. Jacob B. (1979), "Hydraulics of Ground water", McGraw-Hill.
12. Nguyen, T. B., Lee, C., Choi, H. (2011) "Slug test analysis in vertical cutoff walls with consideration of filter cake", *J. Geotech. Geoenviron. Eng.*, ASCE, in print.
13. Teeter, R. M., and Clemence, S. P. (1986). "In-place permeability measurement of slurry trench cutoff wall", *Proc., In Situ' 86, Use of In Situ Tests in Geotechnical Engineering*, GSP No.6, pp.1049-1061.
14. Yang, D. S., Luscher, U., Kimoto, I., and Takeshima, S. (1993). "SMW wall for seepage control in levee reconstruction", *Proc., 3rd Int. Conf. on Case Histories in Geotechnical Engineering*, pp.487-492.
15. Zlotnik, V. A., Goss, D. and Duffield, G. M. (2010), "General Steady-State Shape Factor for a Partially Penetrating Well", *Ground Water*, Vol.48, No.1, pp.111-116.
16. 웅 테 바오, 이철호, 최항석, 김상균 (2008), 필터케이크(filter cake)를 고려한 슬러리월 연직차수벽의 현장투수계수 평가, 한국지반공학회 논문집, 제24권 제11호, pp.121-131.
17. 최항석, 이철호, 웅 테 바오 (2007), 압축성이 큰 지반에서 순간변위(충격)시험 해석을 위한 선형 커브피팅법(Linear curve fitting method)의 적용, 한국지반공학회 논문집, 제23권 제11호, pp.1-9.

(접수일자 2011. 8. 11, 심사완료일 2011. 10. 21)