

으로 이용하여 여름철에는 열에너지를 방출하고 겨울철에는 열에너지를 흡수하는 시스템이다. 지열 히트펌프 시스템은 이산화탄소 발생 저감 및 에너지 절약형 기술로서 국내 어디서나 이용할 수 있는 유니쿼터스(ubiquitous) 에너지이고 안전하고 효율적인 신재생에너지이다(Yoon et al., 2012). 지열 히트펌프 시스템은 크게 지열 히트펌프(geothermal heat pump)와 지중 열교환기(ground heat exchanger)로 구성된다. 지중 열교환기는 지중에 설치된 열교환기를 통해 흐르는 물 또는 부동액과 같은 순환유체를 이용하여 열을 추출 또는 배출하는 시스템으로 비교적 일정한 온도를 유지하는 지중을 열원으로 이용하여 여름철에는 열에너지를 방출하고 겨울철에는 열에너지를 흡수하는 역할을 한다. 또한 지중 열교환기는 전체 시스템의 성능과 초기 설치비를 결정하는 중요한 요소이며 일반적으로 깊이 150~200m의 수직밀폐형 타입이 가장 많이 사용되고 있다. 수직밀폐형 지중 열교환기는 수직으로 천공된 보어홀과 지중과의 열교환 파이프, 그리고 보어홀과 파이프 사이의 빈 공간을 채우는 그라우트로 구성된다.

수직밀폐형 지중 열교환기는 초기 높은 시공비로 인하여 보다 높은 열효율을 얻기 위한 연구들이 많이 진행되고 있다(Park et al., 2013; Min et al., 2011; Min et al., 2010; Jun et al., 2009). 지중 열교환기를 통해서 주변 지반과 열을 교환하는 열전달은 열교환기 파이프 내를 순환하는 유체와 이 파이프 주위의 복합매질(그라우트/지반)간의 열전달과 밀접한 관련이 있다(Sohn et al., 2005). 따라서 지중 열전도도(ground thermal conductivity)와 보어홀 열저항(borehole thermal resistance) 등은 지열 히트펌프 시스템의 성능을 결정하는 중요한 설계변수들이다. 지중 열전도도는 현장 열응답 시험(in-situ thermal response test)을 통해 정확하게 측정되고 여기서 얻어진 값이 설계 변수로 입력된다. 하지만 보어홀 열저항 산정 방법에 대해서는 현재 명확한 지침이 제시되어 있지 않으며 지중 열전도도 측정 분야에 비해 관련 연구도 많이 진행되고 있지 않은 실정이다.

따라서 본 연구에서는 보어홀 열저항 산정 모델의 적합성을 검증하기 위하여 U자형과 W자형 지중 열교환기를 매립지 부지에 설치한 후 100시간 연속 운전 조건으로 현장 열성능 실험을 실시하여 열교환율을 측정하였다. 또한 보어홀 열저항 산정 모델들을 이용하여 열효율을 산정한 후 이를 실험값과 비교 분석하였다.

2. 현장 열성능 실험

2.1 지중 열교환기 설치 조건

본 연구에서는 인천국제공항 제 2여객터미널 건설 부지에 U자형과 W자형 지중 열교환기를 15cm 보어홀 직경 내에 수직 깊이 50m로 설치하였다. 지중 열교환기는 PB(polybutylene) 소재의 파이프(외경/내경: 20mm/16mm)가 사용되었고 보어홀 내부는 벤토나이트 그라우트를 채운 형태로 구성되어 있으며 열교환기 배치 상태는 Fig. 1과 같다. 보어홀 간 간격은 6m이며 실험지역에 대해 지반조사를 수행한 결과 실트 및 모래질 퇴적층과 풍화암, 연암 등으로 구성되어 있었다. 퇴적층은 9/30~33/30의 N 값을 나타냈다. 지하수위는 지표면에서 GL(-)3.5m 심도에 위치해 있었으며 GL(-)30m 지점부터 풍화암 및 연암이 출현하는 것으로 나타났다.

2.2 열성능 실험 원리

지중 열교환기의 열전달 메커니즘은 열전달 유체가 보어홀 내의 파이프 내를 이동하면서 그라우트 재료와 주변의 지반으로 열을 흡수 또는 방출하는 과정이다. 지중 열교환기와 주변 지반으로의 열전달 거동은 복잡하

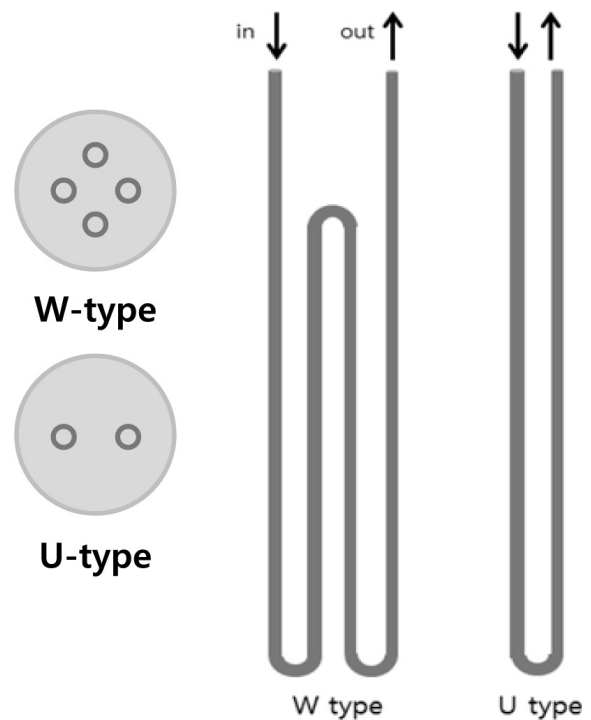


Fig. 1. Diagram of ground heat exchangers

고 복합적인 메커니즘이 관여하지만 일반적으로 지반으로의 열전달은 전도에 의해 이루어진다(Brandl, 2006). 그리고 열교환율을 산정하기 위해서는 열전달 매개체의 열저항을 산출하여야 한다. 본 연구에서는 현장 열성능 실험을 통하여 열교환기로 유입되는 온도를 일정하게 제어하면서 유출수 온도를 측정 후 식 (1)을 이용하여 열 교환율을 산정하였다.

$$Q/L = \dot{m}c(T_{f,inlet} - T_{f,outlet})/L \quad (1)$$

여기서, \dot{m} 은 순환수의 질량 흐름 속도(mass flow rate, kg/s)이고 c 는 순환수의 비열 그리고 L 은 보어홀의 설치 깊이이다. 본 연구에서 제작된 열성능 실험기는 지중의 보어홀에 매설된 지중 열교환기 내부를 순환수로 공급하고 유체의 온도변화를 감지하는 시스템으로 구성되어 있으며 순환수를 공급하는 수조 내에 히터를 통하여 일정한 전력을 공급할 수 있다. 또한 히터 내의 온도를 일정하게 제어할 수 있는 온도 제어가 설치되어 있기에 열교환기 유입수 온도를 일정하게 유지하고 유출수 온도를 측정하면 지반과의 열교환율을 측정할 수 있다.

3. 보어홀 열저항에 관한 이론적 배경

보어홀 열저항은 지중 열교환기로부터 채움재, 혹은 에너지 파일의 경우 파일로 이루어진 보어홀 벽면까지의 열전도와 관련된 열 저항을 의미하며, 지중 열교환기 설계에 있어 가장 큰 영향을 미치는 설계변수 중의 하나이다.

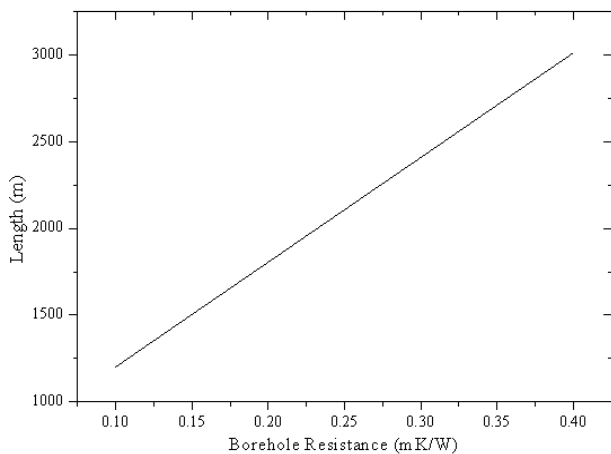


Fig. 2. Length variation of GHE with respect to borehole thermal resistance

대표적인 지열 설계프로그램인 ground loop design(GLD)을 이용하여 보어홀 열저항의 변화에 따라 산정된 지중 열교환기의 요구 깊이를 Fig. 2에 나타내었다.

Fig. 2에서 알 수 있듯이, 보어홀 열저항이 2배가량 커짐에 따라 지중 열교환기의 요구 깊이도 약 50% 가량 증가함을 알 수 있다. 보어홀 열저항 값은 적용 모델에 따라 큰 차이를 보이며 그에 따라 지중 열교환기의 소요 길이에 큰 변동을 일으킬 수 있다. 보어홀의 열저항을 산정하는 방법은 크게 열의 1차원 전도를 고려한 series sum 모델과 지중 열교환기 파이프 각각의 좌표를 고려한 multi-pole 모델로 구분된다. 먼저 series sum 모델은 파이프, 순환수, 채움재 등의 열저항을 각각 구하여 더하는 방법이다. 그리고 채움재의 저항을 구하는 방법에 따라 GLD에서 사용되는 shape factor 모델 또는 열이 전도되는 여러개의 파이프를 한 개로 가정하는 유효 직경 계산에 따른 equivalent diameter 모델로 나뉜다. 한편 multi-pole 모델은 파이프 각각의 배치 및 간격과 채움재 및 주변 지반의 열 특성을 한꺼번에 고려하여 보어홀 열저항을 구하는 방법이다. 식 (2)에 기본적인 1차원 전도의 열 흐름에 따른 보어홀 열저항이 제시되어 있다.

3.1 Series sum 모델

보어홀 내 열의 1차원 전도를 가정하여 열 저항을 산정하는 방법이다. 보어홀이 파이프와 채움재로 구성되어 있을 때, 열 저항은 식 (2)와 같다.

$$R_b = R_{cond} + R_{conv} + R_{grout} \quad (2)$$

R_b 는 보어홀 열저항을, R_{cond} 은 파이프의 전도 저항을, R_{grout} 는 채움재의 전도 저항을 말하며 R_{conv} 은 유체(지중 열교환기 내 순환수)의 대류 저항을 의미한다. 파이프로부터 채움재를 거쳐 보어홀 벽면에 이르는 열을 가정하여 보어홀 열저항을 이들의 합으로 계산한 파이프의 열전도저항은 파이프 자체의 열전도도와 파이프의 직경을 이용하여 구할 수 있다(Incropera, 2008).

$$R_{cond} = \frac{1}{2\pi\lambda_p} \ln\left(\frac{D_e}{D_e - (D_o - D_i)}\right), D_e = \sqrt{n} D_o \quad (3)$$

λ_p 는 파이프의 열전도도를, D_o 와 D_i 는 각각 파이프의 외경과 내경을 의미하며 D_e 는 파이프의 유효직경, n 은

파이프의 개수를 의미한다. 예를 들어, Fig. 3과 같은 U자 형태의 지중 열교환기의 경우, 지반 위에서 지중 열교환기를 내려다보았을 때 보이는 파이프의 개수는 총 2개이며 따라서 n 은 2가 된다.

또한 순환수의 대류 저항을 구하는 식은 식 (4)와 같다.

$$R_{conv} = \frac{1}{n\pi D_i h_i}, h_i = \frac{0.023 Re^{0.8} Pr^{0.3} \lambda_f}{D_i} \quad (4)$$

여기서, h_i 는 대류 계수로 Re (레이놀즈 수), Pr (프란틀 수) 등 유속에 따른 상수와 순환수의 열전도도인 λ_f 에 따라 결정된다. 마지막으로 그라우트의 저항을 구하는 방법은 여러 가지가 있지만 여기서는 2가지 방법을 소개한다. 먼저 Remund(1999)에 의해 제안된 파이프의 배치 형태에 따라 산정된 shape factor(SF) 모델을 이용하는 방법이 있으며 식 (5)와 같다.

$$R_{grount} = \frac{1}{\lambda_g \beta_0 \left(\frac{D_b}{D_o}\right)^{\beta_1}} \quad (5)$$

λ_g 는 채움재의 열전도도이며 D_b 는 보어홀의 지름을 나타낸다. β_0 과 β_1 은 shape factor이며 열교환기 배치 형태와 간격에 따라 값이 달라진다(Remund, 1999). 채움재의 열저항을 구하는 또 다른 방법으로 파이프의 등가 직경을 구하여 적용하는 equivalent diameter(EQD) 모델이 있다. 이 방법은 Gu & O'Neal(1998)이 제안한 방법으로 먼저 파이프의 개수 중 하나를 보어홀과 동심원을 이루는 것으로 가정하여 각각에게 미치는 온도변화를 구한 후 중첩법을 이용하여 각각의 값들을 합산한 후, 합한 만큼의 온도변화를 일으키는 한 개의 파이프의 직경을 역계산하여 구하는 방법이다. U자형 교환기의 등가 직경을 구하는 식과 이를 이용하여 채움재의 열 저항을 구하는 식이 식 (6)과 식 (7)에 나타나 있다.

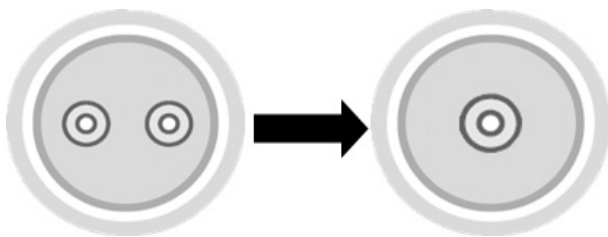


Fig. 3. Equivalent diameter of U type GHE (n=2)

$$D_c = \sqrt{2D_o L_s}, D_o \leq L_s \leq r_b \quad (6)$$

$$R_{grount} = \frac{\ln\left(\frac{D_b}{D_c}\right)}{2\pi\lambda_g} \quad (7)$$

여기서, L_s 는 파이프 중심 간의 간격, r_b 는 보어홀의 반경을 의미한다. 이 방법은 파이프간의 간격이 보어홀 반경을 넘을 수 없는 제한사항이 있는데, 한 파이프가 보어홀의 가운데에 위치한 것으로 가정되어 동심원을 이룰 때, 파이프 간격이 보어홀의 반경을 넘어 다른 한 파이프가 보어홀 밖으로 나가는 것은 가정에 위반되기 때문이다. 식 (8)은 식 (6)을 U자형 교환기뿐만이 아닌 n 개의 파이프를 가지는 교환기로 확장시킨 식이다.

$$D_c = [2^{2n-1} D_o L_s^{2n-1} \times \prod_{i=1}^{2n-1} \sin\left(\frac{i\pi}{2n}\right)]^{\frac{1}{2n}} \quad (8)$$

파이프의 개수 n 에 4(W자형 교환기), 6(3U자형 교환기) 등의 숫자를 대입하여서 W자형이나 3U자형의 교환기의 유효 직경을 구할 수 있다. Series sum 모델은 비교적 개념이 쉽고 계산이 용이한 장점이 있어 GLD, GshpCalc 등 가장 대표적인 지열 상용 프로그램들에서 널리 사용되고 있다. 하지만 지반의 열전도도, 열 확산율 등 지반 특성을 반영하지 못하고, 파이프의 배치 간격이 형태에 따라 한정되어 있으며 3U형 교환기 이상에서는 shape factor가 존재하지 않는 단점이 있다.

3.2 Multi-pole 모델

Multi-pole 모델은 Bennet et al.(1987)이 제안한 방법으로 보어홀 내 파이프의 위치를 복소수 좌표화하여 보어홀의 열저항을 계산한다. 파이프의 위치를 각각 설정할 수 있어 series sum 모델과는 다르게 파이프의 개수에 제한을 받지 않는다. Series sum 모델이 U 및 W자 형태에 한정되어 있고, 대칭을 이루는 교환기에만 적용되는 것에 반해 multi-pole 모델은 어느 위치에 어느 크기의 파이프가 배치되어 있다 하더라도 열저항을 구할 수 있다. 이 방법은 열 흐름이 정상 상태라는 조건 하에 파이프, 채움재와 그 주변 지반을 고려하여 지중 열교환기 주변의 온도를 계산하는 데에 사용이 가능하다. 식 (9)는 주변의 온도 변화를, 식 (10)과 식 (11)은 차수가 j 일 때의 열원과 multi-pole에 관한 해를 제시한다.

$$T(x, y) = T_{b,av} + Re \left[\sum_{n=1}^N \frac{q_n}{2\pi\lambda_g} \cdot W_0(z, z_n) + \sum_{n=1}^N \sum_{j=1}^J P_{n,j} \cdot W_j(z, z_n) \right] \quad (9)$$

$$W_0(z, z_n) = \begin{cases} \ln\left(\frac{r_b}{z-z_n}\right) + \sigma \cdot \ln\left(\frac{r_b^2}{r_b^2 - \bar{z} \cdot z_n}\right) & |z| < r_b \\ (1+\sigma) \cdot \ln\left(\frac{r_b}{z-z_n}\right) + \sigma \cdot \frac{1+\sigma}{1-\sigma} \ln\left(\frac{r_b}{z}\right) & |z| > r_b \end{cases} \quad (10)$$

$$W_j(z, z_n) = \begin{cases} \left(\frac{r_b}{z-z_n}\right)^j + \left(\frac{r_{pm} \cdot \bar{z}}{r_b^2 - \bar{z} \cdot z_n}\right)^j & |z| < r_b \\ (1+\sigma) \cdot \left(\frac{r_{pm}}{z-z_n}\right)^j & |z| > r_b \end{cases} \quad (11)$$

$$\sigma = \frac{\lambda_g - \lambda}{\lambda_g + \lambda} \quad (12)$$

$$z = x + y \cdot i \quad (13)$$

여기서, j 는 multi-pole의 차수, J 는 multi-pole의 총수, $T_{b,av}$ 는 보어홀의 평균 온도, q_n 은 파이프의 단위 길이당 열량, λ_g 는 채움재의 열전도도, λ 는 지반의 열전도도, $P_{n,j}$ 는 multi-pole 계수 강도, r_b 는 보어홀의 반지름, r_{pm} 은 파이프의 외경을 나타낸다. 식 (12)는 계수 σ 의 정의이고, 식 (13)은 multi-pole이 복소수 좌표계로 이루어졌음을 나타낸다. 복소수 좌표계는 2차원의 좌표를 나타내기 편리하여 보어홀 내 파이프의 좌표를 표시하는 데 사용된다. 식 (14)처럼 열 유속과 유체 온도와의 관계로 정의된 보어홀 열저항이 정해지면 주어진 보어홀 벽면의 온도를 이용하여 유체의 온도를 구할 수 있다. 나아가 추가적인 multi-pole 개념을 이용하여 식 (15)와 같이 유체의 온도를 추정할 수 있다.

$$T_{fm} - T_{b,av} = R_b \cdot q_n \quad (14)$$

$$T_{fm} = T_{b,av} + \sum_{n=1}^N q_n \cdot \widehat{R}_{m,n}^o + Re \cdot \left[\sum_{\substack{n=1 \\ m \neq n}}^N \sum_{j=1}^J P_{n,j} \cdot \left(\frac{r_{pm}}{z_m - z_n}\right)^j + \sigma \cdot \sum_{n=1}^N \sum_{j=1}^J P_{n,j} \cdot \left(\frac{r_{pm} \cdot \bar{z}_m}{r_b^2 - z_m \cdot z_n}\right)^j \right] \quad (15)$$

여기서, T_{fm} 은 파이프 내의 유체 온도, $T_{b,av}$ 는 보어홀 벽면의 평균 온도, q_n 은 열 유속, $\widehat{R}_{m,n}^o$ 은 $J=0$ 에서의 보어홀 열저항, R_{pm} 은 n 번째 파이프의 열 저항, d_{pw} 는 파이프의 두께를 나타낸다. 최종적인 보어홀 열저항은 식 (16)으로 표현된다.

$$\widehat{R}_{m,n}^o = \frac{1}{2\pi\lambda_p} \begin{cases} \ln\left(\frac{r_b}{r_{pm}}\right) + \beta_m + \sigma \cdot \ln\left(\frac{r_b^2}{r_b^2 - r_n^2}\right), & m = n \\ \ln\left(\frac{r_b}{r_{m,n}}\right) + \sigma \cdot \ln\left(\frac{r_b}{|r_b^2 - \bar{z} \cdot z_n|}\right) & m \neq n \end{cases} \quad (16)$$

$$\beta_m = 2\pi\lambda_p R_{pm}$$

$$R_{pm} = \frac{1}{2\pi\lambda_p} \cdot \ln\left(\frac{r_{pm}}{r_{pm} - d_{pw}}\right) + \frac{1}{2r_{pm} \cdot h_p} \quad (17)$$

여기서, m 과 n 은 행렬로 나타낸 파이프 번호이고, λ_p 는 파이프의 열전도도, h_p 는 대류 계수를 나타낸다. multi-pole 모델은 파이프의 개수와 위치에 관계없이 열 저항을 산정할 수 있고, 보어홀의 경계가 되는 지반의 열 특성을 고려할 수 있어 series sum 모델에 비해 좀 더 광범위한 지중 열교환기에 이용이 가능한 장점이 있다.

4. 지중 열저항 및 열교환율

지중 열교환기 보어홀 외부 지반의 열저항을 산정하기 위하여 지반의 열적물성은 균일하고 등방, 함수량 변화 무시, 지하수의 이동효과 배제, 각 매개체간 접촉 열저항 무시 등의 가정 조건을 전제로 지반의 열저항을 산정할 수 있다(Jun et al., 2009; Min et al., 2011). 지반의 열저항은 식 (18)과 같이 Kelvin의 무한선형열원이론을 사용하였다. 무한선형열원이론은 해석의 편리성과 정확성으로 인해 가장 많이 사용되고 있으며 Kelvin의 열 이론으로부터 출발하였으며 Carslaw & Jaeger(1947)에 의해 제안되었다.

$$\Delta T = t_r - t_\infty = \frac{q}{2\pi\lambda_s} \int_{\frac{r}{2\sqrt{at}}}^{\infty} \frac{e^{-\beta^2}}{\beta} d\beta = \frac{q}{2\pi\lambda} I(x) \quad (18)$$

여기서, $r = r_b$ 일 때 지반의 열저항은 식 (19)와 같이 표현된다.

$$R_{soil} = \frac{t_b - t_\infty}{q} = \frac{1}{2\pi\lambda} I\left(\frac{r_b}{2\sqrt{\alpha\tau}}\right) = \frac{1}{2\pi\lambda} I\left(\frac{1}{2\sqrt{F_o}}\right) \quad (19)$$

여기서, λ 는 지반의 열전도도이며 α 는 지반의 열확산율, τ 는 시간, F_o 는 Fourier number를 뜻한다. $x = \frac{1}{2\sqrt{F_o}}$ 이고, $0 < x \leq 1$ 일 때 $I(x)$ 는 식 (20)과 같다.

$$I(x) = 0.5(-\ln x^2 - 0.57721566 + 0.99999193x^2 - 0.24991055x^4 + 0.05519968x^6 - 0.00976004x^8 + 0.00107857x^{10}) \quad (20)$$

또한 $x \geq 1$ 일 때 $I(x)$ 는 식 (21)과 같이 표현된다.

$$I(x) = \frac{1}{2x^2 \exp(x^2)} \frac{A}{B} \quad (21)$$

여기서, $A = x^8 + 8.5733287x^6 + 18.059017x^4 + 8.637609x^2 + 0.2677737$, $B = x^8 + 9.5733223x^6 + 25.6329561x^4 + 21.0996531x^2 + 3.9684969$ 와 같이 정의된다.

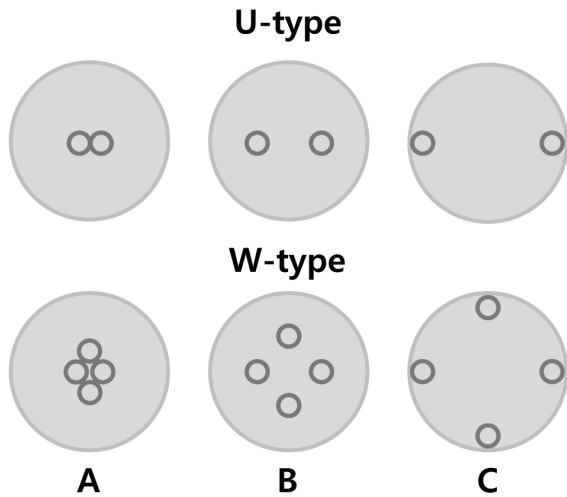


Fig. 4. Location of GHE in boreholes

Table 1. Input thermal properties of materials

| Material | Thermal conductivity (W/mK) | Specific heat (J/kgK) | Density (kg/m ³) |
|--------------------------|-----------------------------|-----------------------|------------------------------|
| layer 1 (dry sand) | 0.21 | 800 | 1600 |
| layer 2 (clay and silt) | 2.30 | 1300 | 2100 |
| layer 3 (granite soil) | 2.4 | 1280 | 2140 |
| layer 4 (weathered rock) | 2.5 | 879 | 2640 |
| Bentonite grout | 0.9 | 380 | 1580 |
| PB pipe | 0.38 | 525 | 955 |

식 (2)의 보어홀 저항에 지반의 저항을 합한 총 저항은 식 (22)와 같으며 지반의 열저항은 정상 상태 도달시 까지 시간에 따라 증가되는 경향을 보이지만 본 실험의 100시간 열성능 실험 결과 30시간 이후부터는 거의 정상상태에 도달하였으며 그 이후의 증가 정도는 매우 미미하다.

$$\Sigma R = R_{conv} + R_{cond} + R_{grout} + R_{soil} \quad (22)$$

전체 열저항 산정 후 무한선형열원이론에 따라 유입수의 온도와 지반의 온도 및 시간에 따른 유입수량의 산정 후 식 (1)과 식 (23)의 연립방정식을 통하여 시간에 따른 유출수의 온도와 열교환율을 산정 할 수 있다.

$$q = \frac{\bar{t}_f - t_\infty}{\Sigma R} = \frac{(t_i + t_0)/2 - t_\infty}{\Sigma R} \quad (23)$$

5. 실험결과 및 분석

2 절에서 소개된 100시간 연속 운전 조건의 열성능 실험 결과와 보어홀 열저항 이론해를 이용하여 열교환율 값을 산정하였다. 지반으로 투입되는 순환수 온도는 냉방가동 조건을 모사하기 위하여 31°C로 제어하였다. 지중 열교환기 타입은 U자형과 W자형이 적용되었으며 U자형의 경우 Fig. 4와 같이 B case처럼 시공되었기에 SF에 적용된 계수는 B case의 값을 적용하였다. 그러나 W자형의 경우 A와 B case의 중간 형태로 시공되었기에 W자형에서 SF에 적용된 계수는 A와 B case의 값을 근거로 보간법(Interpolation)을 적용하여 산정하였다. Table 1은 보어홀 열저항을 산정하기 위해 이론해에 적용된 물성값을 나타내고 있다. Table 1에 나타난 PB 파이프, 그라우트의 물성값을 3장에 제시된 SF, EQD, multi-pole 모델식에 적용하여 보어홀의 열저항 값을 이론적으로 산정하였다. 또한 지반의 열저항을 산정하기 위하여 지

반의 열전도도, 비열 그리고 밀도와 같은 열물성은 깊이 에 따른 가중 평균값으로 적용하였다. 본 현장에서의 지반의 등가 열전도도는 $2.4\text{W/m}\cdot\text{K}$ 로 도출되었다. Table 2는 이론해와 실험 결과 산출된 100시간 평균 열교환률 값을 나타내고 있다. 또한 Fig. 5는 이론해와 열성능 실험

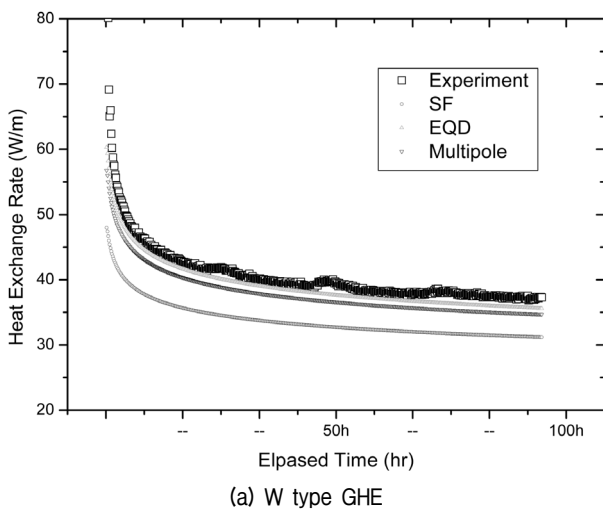
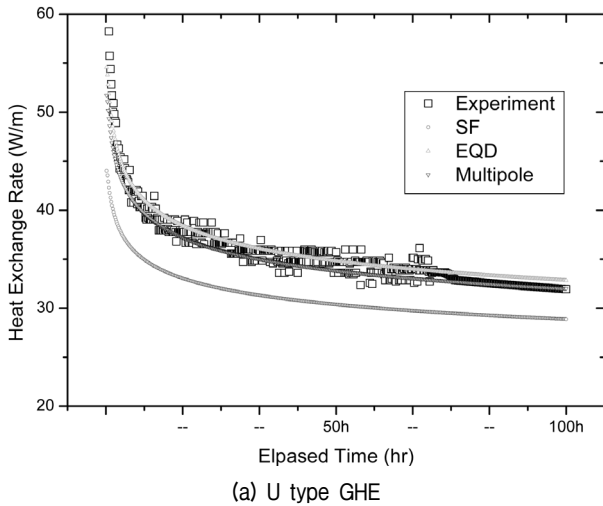


Fig. 5. Heat exchange rates of GHEs

Table 2. Results of heat exchange rates

| | Heat exchange rate (W/m) | | | |
|--------|------------------------------|-------|------------|-------|
| | SF | EQD | multi-pole | TPT |
| U type | 31.20 | 35.96 | 34.91 | 35.71 |
| W type | 33.78 | 39.14 | 37.96 | 40.76 |

Table 3. Statistical analysis of results

| | Relative error (%) | | | RMSE | | |
|--------|--------------------|-------|------------|-------|-------|------------|
| | SF | EQD | multi-pole | SF | EQD | multi-pole |
| U type | 0.123 | 0.021 | 0.022 | 5.081 | 1.724 | 2.033 |
| W type | 0.168 | 0.037 | 0.066 | 7.346 | 2.522 | 3.505 |

험 결과 예측된 값을 근거로 식 (2)를 이용하여 산출된 열교환률 값을 보여준다. 이론해의 경우 보어홀 열저항 값은 SF, EQD, multi-pole 모델을 적용하여 산정하였으며 지반의 열저항 값은 무한선형열원을 이용하여 모두 동일하게 적용하였다. 분석 결과 W자형 이용시 100시간 평균 열교환률은 40.76W/m , U자형 이용시는 35.71W/m 값을 나타냈으며 W자형 이용시 U자형에 비해 10~15% 정도 열교환률이 상승되는 것을 알 수 있다. 또한 시간이 지날수록 열교환률은 지반에 축적된 열량으로 인하여 감소됨을 알 수 있으며 일정한 시간 이후에는 거의 정상상태에 도달하고 있음을 알 수 있다.

보어홀 열저항 산정 모델의 정확성을 검증하기 위해 Table 3과 같이 실험값과 이론해로 구해진 열교환률 값에 대한 상대오차와 RMSE(root mean square error) 값을 도출하였다. 비교 결과 SF 방법은 열교환률 값을 과소 평가하였으며 EQD와 multi-pole method가 실험값과 비슷한 결과를 나타낸다는 것을 알 수 있다.

6. 결론

본 논문에서는 매립토 지반에 U자형과 W자형의 이중 열교환기를 설치하고 현장 열성능 실험을 수행하여 열교환률을 산정하였다. 이를 보어홀 열저항을 산정하기 위한 이론해들을 이용하여 비교 분석하였으며 다음과 같은 결론을 도출하였다.

- (1) 현장 열성능 실험을 통해 냉방 가동 조건을 가정하여 지중으로 투입되는 순환수 온도를 31도로 제어하였으며 100시간 연속 열성능 실험을 수행하였다. 열성능 실험 결과 W자형 이용시 100시간 평균 열교환률은 40.76W/m , U자형 이용시는 35.71W/m 값을 나타냈으며 W자형 이용시 U자형에 비해 10~15% 정도 열교환률이 상승되었는데 이는 W자형이 U자형에 비해 보어홀 내 매체와의 열교환면적이 높아 보다 우수한 열전달 성능을 나타낸 것으로 판단된다.
- (2) 보어홀 열저항 산정 모델의 정확성을 검증하기 위

해 실험값과 이론해로 구해진 열교환율 값에 대한 상대오차와 RMSE(root mean square error) 값을 도출하였으며, 그 결과 SF 방법은 열교환율 값을 과소 평가하며 EQD와 multi-pole method가 실험값과 비슷한 결과를 나타내었다. 하지만 multi-pole 모델은 SF와 EQD 방법과는 달리 지반의 열전도도를 반영할 수 있기에 향후 보다 정확한 보어홀 열저항 이론해의 분석을 위해 지반의 열전도도가 보어홀 열저항에 미치는 영향에 대한 연구가 필요할 것으로 판단된다.

감사의 글

본 연구는 국토교통과학기술진흥원의 건설기술혁신사업(11기술혁신E04)과 U-city 석·박사과정 지원사업으로 수행되었으며, 이에 깊은 감사를 드립니다.

참고문헌 (References)

- Bennet, J., Claesson, J., and Hellstrom, G. (1987), "multi-pole method to compute the conductive heat flows to and between pipes in a composite cylinder", *Notes on Heat Transfer*, 1987:3, Lund University, Lund, Sweden.
- Brandl, H. (2006), "Energy foundations and other thermo-active ground structures", *Geotechnique*, Vol.56, No.2, pp.81-122.
- Carslaw, H. and Jaeger, J. (1947), "Conduction of Heat in Solids", Oxford, *Clarendon Press*.
- Gaia Geothermal. Ground Loop Design Software, *GLD2012*.
- Ground Source Heat Pump System Designer, *GshpCalc Version 5.0*, Energy information Services.
- Gu, Y. and O'Neal, D.L. (1998), "Development of an Equivalent Diameter Expression for Vertical U-Tubes Used in Ground-Coupled Heat Pumps", *ASHRAE Transactions*, Vol.104, pp.347-355.
- Incropera, F.P. and Burkhard, S. (1996), *Fundamentals of heat and mass transfer*, (4th Edition), John Wiley and Sons.
- Jun, L., Xu, Z., Jun, G., and Jie, Y. (2009), "Evaluation of heat exchange rate of GHE in geothermal heat pump systems", *Renewable energy*, Vol.34, pp.2898-2904.
- Min, H. S., Yun, T. S., and Jeong, S. S. (2011), "Effect of group spacing of energy piles on thermal analysis", *Journal of the Korean Geotechnical Society*, Vol.27, No.8, pp.39-50.
- Min, S., Lee, C., Park, M., Koh, H., and Choi, H. (2010), "Numerical study of heat transfer efficiency, performance and mechanical behavior induced by thermal stress of energy pile", *Transaction of the Korea Society of Geothermal Energy Engineers*, Vol.6, No.2, pp.9-13.
- Park, H. K., Lee, S. R., Yoon, S., and Choi, J. C. (2013), "Evaluation of thermal response and performance of PHC energy pile: Field experiments and numerical simulation", *Applied Energy*, Vol.103, pp.12-24.
- Remund, C.P. (1999), "Borehole thermal resistance: laboratory and field studies", *ASHARE CH-99-2-1*.
- Sohn, B. H., Shin, H. J., and Park, S. K. (2005), "Evaluation of effective thermal conductivity and thermal resistance in ground heat exchanger boreholes", *Korean Journal of Air-Conditioning and Refrigeration Engineering*, Vol.17, No.8, pp.695-703.
- Yoon, S., Lee, S. R., Park, H., and Park, S. (2012), "Thermal conductivity estimation of soils using coil shaped ground heat exchanger", *Journal of Korean Society of Civil Engineers*, Vol.32, No.5C, pp.177-183.

(접수일자 2013. 8. 17, 수정일 2013. 9. 23, 심사완료일 2013. 10. 4)