

이방 구속 조건에서 실지진 하중을 이용한 포화사질토의 액상화 저항강도 특성

A Study on the Liquefaction Resistance of Anisotropic Sample under Real Earthquake Loading

이재진¹ Lee, Chae-Jin

김수일² Kim, Soo-Il

정상섬³ Jeong, Sang-Seom

Abstract

In this study, cyclic triaxial tests were performed under anisotropically consolidated condition by using irregular earthquake loading to consider in-situ condition and seismic wave. Jumunjin sand with a relative density 50 percent was used in the tests. The consolidation pressure ratio (K) was changed from 0.5 to 1.0. The Ofunato and Hachinohe wave were applied as irregular earthquake loadings and liquefaction resistance strengths of each specimen were estimated from the excess pore water pressure (EPWP) ratio. As a results of the cyclic triaxial tests, EPWP ratio increased with increased K value. It shows that isotropically consolidated sand is more susceptible to liquefaction than anisotropically consolidated sand under equal confining pressure and dynamic loadings. From the test results, the relationship between K and EPWP ratio normalized by effective confining pressure and deviator stress was proposed. And a new factor which corrects the liquefaction resistance strength for the in-situ stress condition is proposed.

요지

본 연구에서는 지반의 응력상태와 동하중을 실제 지반 및 지진하중과 가장 가깝게 모사하기 위하여 여러 압밀 응력비(K) 조건으로 시료를 구속시킨 후 실지진 하중을 이용해 진동삼축시험을 수행하였다. 시험시 시료는 액상화가 발생 가능한 상대밀도 50%의 주문진 표준사를 사용하였다. 시험은 K 를 0.5~1.0까지 변화 시키며 구속된 시료에 Ofunato 지진파와 Hachinohe 지진파를 사용하여 축하중을 변화 시키며 진동삼축시험을 수행하여 과잉간극수압비의 발현 정도에 따라 액상화 저항강도를 판단하였다. 연구 결과 K 값이 클수록 과잉간극수압비의 발현이 크게 되었고, 다른 조건이 같을 때 등방구속된 시료에서 과잉간극수압비의 발현이 가장 잘되었다. 즉, 등방 구속된 시료가 이방 구속된 시료보다 동일 조건에서 액상화 저항강도가 더 크다는 사실에 반하는 것을 알 수 있었다. 시험 결과 값을 이용하여 K 에 따른 최대과잉간극수압비를 유도할 수 있었고, 그것을 유효구속압과 축차 하중을 이용하여 선형으로 정규화 하였으며, 등방 구속된 시료의 액상화 저항강도로부터 이방 구속된 시료의 액상화 저항강도를 구할 수 있는 보정계수를 제안하였다.

Keywords : Anisotropic condition, Cyclic triaxial test, Earthquake loading, Excess pore water pressure, Liquefaction resistance strength

1 연세대학교 공과대학 토목공학과 석사과정 (Graduate Student, Dept. of Civil Engrg., Yonsei Univ.)

2 정회원, 연세대학교 공과대학 토목공학과 명예교수 (Member, Emeritus Prof., Dept. of Civil Engrg., Yonsei Univ.)

3 정회원, 연세대학교 공과대학 토목공학과 정교수 (Member, Prof., Dept. of Civil Engrg., Yonsei Univ., soj9081@yonsei.ac.kr, 교신저자)

* 본 논문에 대한 토의를 원하는 회원은 2010년 8월 31일까지 그 내용을 학회로 보내주시기 바랍니다. 저자의 검토 내용과 함께 논문집에 게재하여 드립니다.

1. 서 론

액상화 평가 시 안전율은 실내시험으로 정해지는 액상화 저항강도를 지반응답해석에 의한 전단응력으로 나누어서 산정한다. 액상화 저항강도를 산정하기 위한 실내시험 중 많이 사용되는 진동삼축시험에서 액상화 저항강도 산정은 등방 구속 시료에 대하여 정현파를 이용하여 지진력과 같은 불규칙한 전단응력을 일정한 보정계수를 사용하여 단순한 형태의 반복전단응력과 등가반복재하횟수로 환산하여 액상화저항응력비 곡선을 구한다. 그러나 실내시험에서 모사한 구속압과 하중은 실제 지반 내 응력 상태와 실지진 하중과는 차이가 있어 정확한 액상화 저항강도 산정을 위한 적합한 평가방법의 필요성이 제기되고 있다. 특히 Ishihara와 Li(1972)는 포화된 사질토에서 삼축비틀전단시험을 수행한 결과 이방 구속 조건의 시료에서 과잉간극수압비의 발현이 등방 구속 조건의 시료보다 더 적게 발현됨을 보였다. Erguvanli 등(1983)은 이방 구속 조건에서의 액상화 저항강도가 등방 구속 조건에서보다 크다고 하였고, Vaid와 Chern(1983) 도 정현하중을 이용한 진동삼축시험에서 이방 구속 조건에서 보다 등방 구속 조건에서 과잉간극수압이 더 크게 발현된다고 하였다. 강병희(2000)는 이방압밀이 흙의 강도에 미치는 영향에 관해서 연구하였고, 이송 등(2003)은 사질토의 액상화 저항에 대한 이방압밀의 영향에 관해 정현파를 이용한 진동삼축시험을 수행하여 연구하였다. 김방식 등(2005)은 이방압밀된 혼합토의 액상화 거동에 관하여 연구를 수행하였다. 액상화 평가시 실내시험 수행 후 액상화 저항응력비 곡선에서 보정계 수 $(1+2K_0)/3$ 을 이용하여 지반내 응력상태를 보정(PHRI, 1997) 하는 것은 등방 구속 조건의 시료에서 액상화 저항강도가 이방 구속 조건보다 크기 때문이다. 그러나 이방 구속 조건에서 과잉간극수압이 더 크게 발현된 상기 연구결과들은 기존의 액상화 저항강도가 이방 구속 조

건 시료보다 등방 구속 조건의 시료에서 더 크다는 사실에 반한다. 본 연구는 이를 바탕으로 보다 사실적으로 실제 지반내 응력 상태를 재현하기 위해 여러 이방 구속 조건에서 실지진하중을 이용한 시험을 통해 액상화 저항강도에 관한 특성을 연구하고자 한다.

2. 액상화 저항강도

2.1 액상화 현상

액상화가 주로 발생하는 포화 사질토에서, 외력이 작용하기 전 토립자는 상호접촉상태에 있으며 입자간의 접촉을 통해 외력이 전달된다. 사질토 지반은 이와 같은 원리로 전단 저항력을 가지게 되며 지진과 같은 급속재하 하중에 의해 발생된 전단력은 사질토체에 변형을 일으키며 본래 수직방향으로 지지하던 접촉점들이 분리되며 간극수압이 발생하게 된다. 이와 같은 현상은 특히 반복하중의 재하 시 전단응력의 방향이 변화할 때 발생하며 그 원인은 하중이 가해졌을 때 증가했던 과잉간극수압이 제하 시 완전히 소산되지 않고 축적되기 때문이다. 이 상태가 되면 전단저항을 잃은 사질토는 포화사질토의 단위중량을 가지는 액체와 같이 거동하게 된다. 액상화가 발생한 이후, 토립자는 재구성되고 간극수압은 감소하여 토체는 다시 안정화를 이룬다(post-liquefaction). 이때 체적변화는 소산된 간극수의 체적과 같다. 이와 같은 변화과정을 그림 1에 도시하였다. 그림 1(a)는 지진력이 가해지기 전의 느슨한 사질토지반을 나타내고 있으며 그림 1(b)는 지진력이 가해졌을 때 지반에 전단변형이 일어나며 과잉간극수압이 발생하는 순간, 즉 액상화가 발생한 순간의 모습을 나타낸 그림이다. 그림 1(c)는 액상화 발생 후 과잉간극수압이 소산되고 지반침하가 발생하여 다시 강도를 회복한 상태를 나타낸다. 이와 같이 액상화 현상이란 느슨한 사질토지반에 지진 등과 같은 동적하

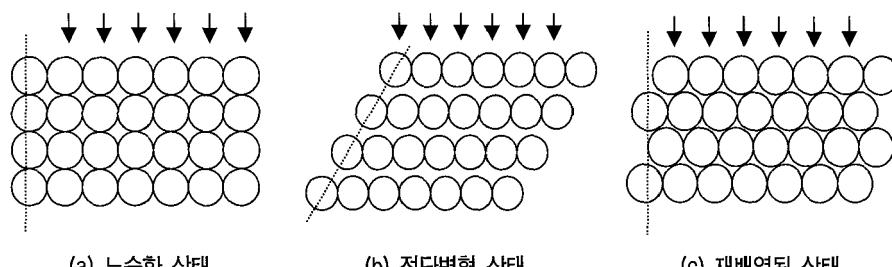


그림 1. 액상화 발생과정에 따른 사질토 입자배열변화 모식도(Port and Harbour Research Institute, 1997)

중이 급속히 재하 될 때 발생하는 과잉간극수압으로 인해 지반이 유효응력을 잃고 액상화되는 현상을 말한다.

2.2 간극수압에 의한 액상화 저항강도

액상화 발생과정을 간극비와 유효응력간의 관계로 설명할 수 있다. 그림 2는 자유배수가 허용된 상태에서 진동하중을 재하하게 되면 초기상태의 응력과 간극비 상태를 나타내는 압축곡선상의 점 A는 간극수의 배수로 인해 Δe 만큼의 부피감소가 발생하여 점 B로 이동하나 비배수 상태로 간주하면 부피감소가 없으므로 과잉간극수압의 증가로 인해 유효응력은 점차 감소하여 응력상태는 점 C로 이동한다. 즉 액상화는 급속한 하중을 받아 발생하게 되는 과잉간극수압이 초기응력과 같아짐에 따라 유효응력이 0이 된 상태에서 발생한다고 할 수 있다. 특히 Law 등(1990)은 액상화를 정의할 때 과잉간극수압비 $r_u = \Delta u / \sigma'_c$ 값을 사용하였다. 이는 이방으로 구속된 시료($K \leq 1$)의 진동삼축시험시 수직유효구속압보다 작은 수평유효구속압에 의해 과잉간극수압비가 먼저 1이 되어 액상화가 발생하는 현상에 의한 것이기 때문이다. 본 연구에서는 과잉간극수압의 발현됨에 따라 유효응력이 감소하는 원리에 의해 간극수압을 초기수평유효구속압으로 정규화 시킨 과잉간극수압비의 발현 정도로 액상화 저항강도를 판단하였다. 과잉간극수압이 초기수평유효구속압과 같아져 과잉간극수압비가 1이 되면 유효응력은 0이 되므로 액상화에 의한 파괴가 일어난 것이다.

3. 시험방법 및 구성

본 연구에서는 불규칙한 실지진 하중에 의한 포화 사질토의 동적 거동을 분석하기 위하여 진동삼축시험을 수행하였다. 액상화 저항강도는 과잉간극수압의 발현정

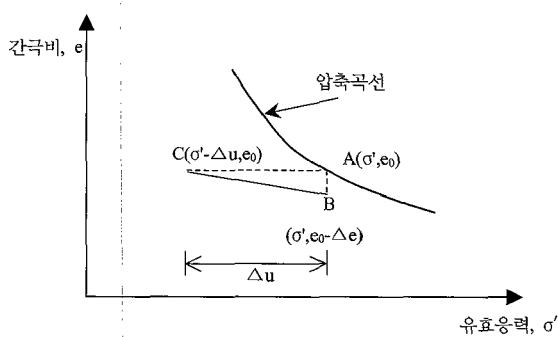


그림 2. 반복하중에 의한 간극수압 발생개념도

도에 따라 판단하고 실제 지반의 응력 상태를 고려하기 위해 다양한 이방 구속 조건에서 시험을 수행하고 결과를 분석하였다. 진동삼축시험은 주문진 표준사를 대상으로 액상화가 발생하기 쉬운 조건 하에서 지진파와 같은 불규칙한 동하중을 재현 할 수 있는 ELE 진동삼축시험기를 이용하였다.

전술한 과정의 연구목적을 효율적으로 수행하기 위하여 주문진 표준사를 이용할 때 액상화가 발생하기 쉬운 지반심도와 재현가능한 지진파를 고려해서 초기 유효 구속압 50kPa, 상대밀도 50%로 한정하여 시험을 수행하였다. 시료는 직경 70mm, 높이 135mm의 원주형 시료를 사용하였다. 시험 시 사용한 실지진파는 현재 액상화 평가 시 많이 사용되는 전형적인 단주기파의 특성을 보이는 Ofunato 지진파, 장주기파의 특성을 보이는 Hachinohe 지진파를 사용하였다. 실제 지반의 응력 조건과 가깝게 모사하기 위하여 지반의 응력상태는 등방 조건과 여러 이방 조건에 따라 시료를 압밀시켰는데, 압밀 응력비 (k)는 0.5~1.0까지 다양하게 설정하여 시험을 수행하였다. 과잉간극수압의 발현정도를 액상화 저항강도로 판단하여 시험 결과를 분석하였고, 특히 압밀 응력비 (k)에 따른 과잉간극수압의 발현정도를 비교하여 이방 조건에서의 액상화 저항강도와 등방 조건에서의 액상화 저항강도를 비교 분석하였다.

3.1 진동삼축시험기의 구성

ELE 진동삼축시험기는 영국의 ELE사가 개발한 진동 삼축시험기(Cyclic triaxial testing system)이다. 시험기는 압력, 변위, 체적변화, 축 하중 및 간극수압 등의 자료 값을 변환기(transducer)로 측정하여 컴퓨터로 자동 저장시키고 얻어진 자료 값에 따라 다시 컴퓨터에서 압력을 조절하여 측압과 축차응력을 제어하는 부분, 즉 제어 및 데이터 획득 시스템(Control and Data Acquisition System)과 실제로 시험이 실시되는 실행부분으로 구성되어 있다. 본 진동삼축시험기는 모든 제어를 컴퓨터로 수행하며, 결과를 자동으로 저장하는 자동화시스템이다. 사용자가 임의의 반복하중을 작성하여 적용할 수 있고 70Hz의 높은 진동수까지 재하가 가능하므로 지진하중을 충분히 구현할 수 있다.

이러한 삼축기의 계통도를 보면 컴퓨터의 제어에 의해 발생된 신호를 제어 및 데이터 획득 시스템(CDAS)에서 변조하여 각각의 측정기기에 연결되어 있는 전기-

압력 변환기(E/P transducer)로 보낸다. 그리고 축응력 장치(actuator)와 압력제어장치(pressure panel)를 제어하여 축하중과 구속압을 가하게 된다. 압력이 가해짐에 따라 시료와 셀에 발생된 축하중과 축변위, 구속압, 간극수압, 체적변화를 로드셀, LVDT, 압력측정장치, 체적변화측정장치에서 각각 전기신호로 읽어 다시 제어 및 데이터 획득 시스템(CDAS)을 통해 신호를 컴퓨터에 보내게 된다. 그럼 3은 이러한 ELE 진동삼축시험기의 제원을 나타낸 것이다.

3.2 시험방법 및 대상 시료

진동삼축시험을 수행하기 위해 시료의 공학적인 기본물성을 파악하는 것이 중요하다. 본 연구에서 사용된 주문진 표준사는 우리나라의 대표적인 사질토로 이미 많은 시험 연구의 시험재료로 사용되었다. 주문진 표준사의 기본적인 물성치는 아래 표 1과 같다.

진동삼축시험은 간단하게 시료성형, 포화, 압밀, 하중재하의 네 단계로 구분할 수 있다. 특히 각각의 시험을 수행하는 중에 하중 재하 전 압밀 단계까지 시료를 유사

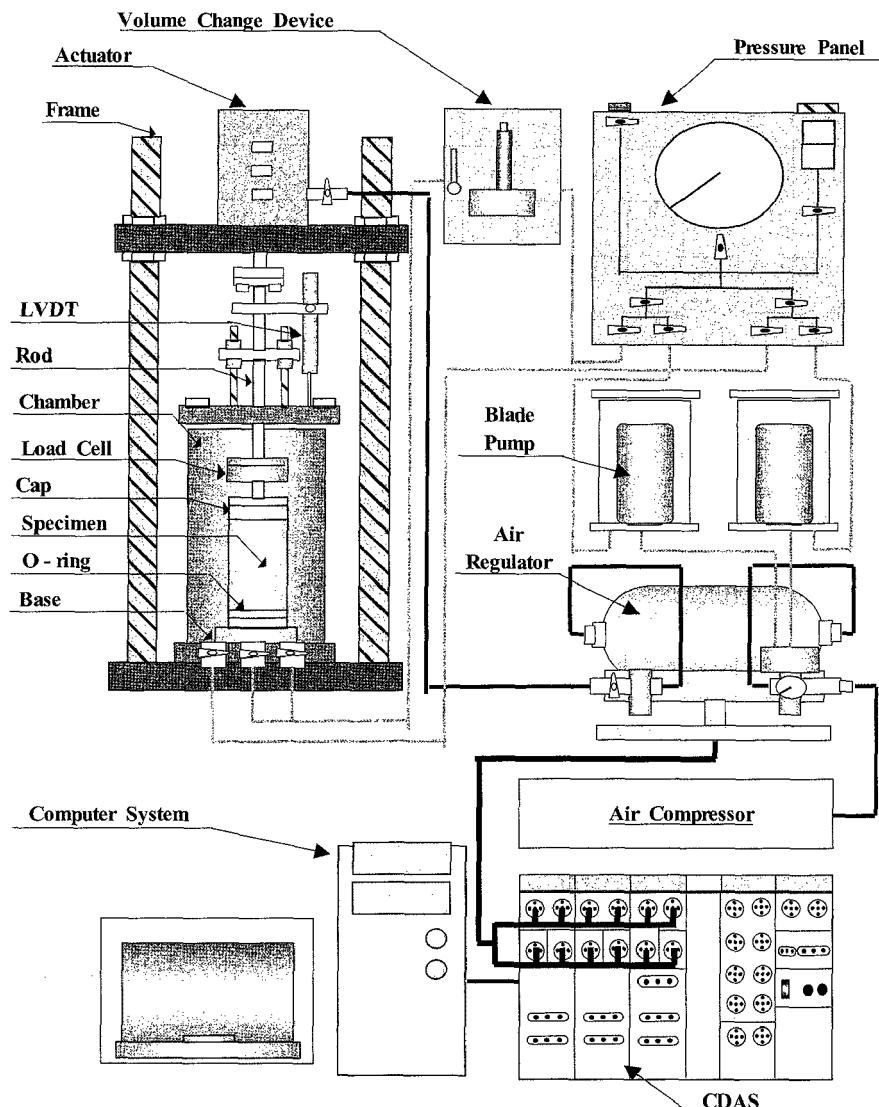


그림 3. ELE 진동삼축시험기 제원

표 1. 주문준 표준사의 물성치(황선주, 2004)

D_{max} (mm)	D_{min} (mm)	D_{10} (mm)	D_{60} (mm)	C_u (mm)	C_c (mm)	γ_{dmin} (kN/m ³)	γ_{dmax} (kN/m ³)
0.84	0.07	0.37	0.50	1.35	1.14	13.63	15.69

하게 준비하는 것이 중요하다.

첫 번째 시료성형단계는 우선 상대밀도 50%의 시료를 성형하기 위해 앞서 기술한 기본물성시험에서 구한 최대건조단위중량 및 최소건조단위중량과 몰드의 부피를 고려하여 시료의 무게를 정하여 시료를 준비하였다. 이어 준비된 시료를 멤브레인을 거치시킨 몰드에 탈기 수를 넣은 채 탈기수 위로 깔때기를 이용하여 수면 위에서 자유낙하 시켜 시료를 성형하였다. 이 때 시료가 균일하게 다져지도록 몰드 주위를 상, 하, 좌, 우 대칭으로 가볍게 두드리면서 원하는 상대밀도가 얻어지도록 공시체의 높이를 조정하였다. 수중침강법은 액상화가 일어나기 쉬운, 즉 지하수위가 높은 사질토 지역의 지반을 적절하게 모사할 수 있는 시료 성형방법(Vito Nicola Ghionna, 2006)이고 재료의 분리 없이 연속적인 시료를 성형할 수 있는 방법이다.

두 번째 단계는 시료의 포화단계이다. 시료의 포화방법은 측방향 하중(Cell Pressure)과 배압(Back Pressure)을 5~10kPa 차이가 나게 설정하여 배압을 단계적으로 늘렸다. 이때 배압은 80~120kPa 까지 가하였으며, 하중과 동시에 간극수압의 증가량을 측정하여 Skempton 간극수압 계수, B 값을 검토하여 0.97이상이 되면 완전 포화된 시료로 간주하여 다음 단계를 진행하였다.

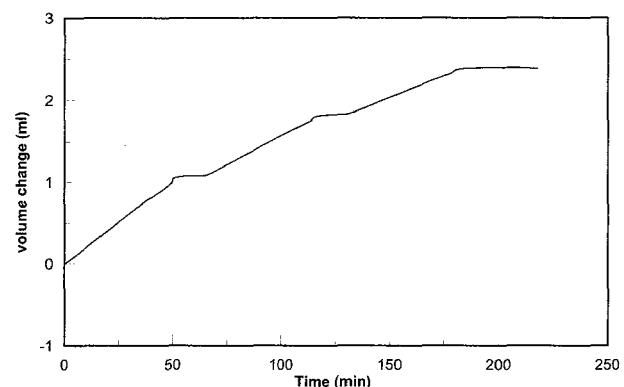
세 번째 단계는 압밀단계이다. 압밀은 등방압밀과 이방압밀의 두 가지 방법으로 수행 했는데, 등방압밀은 횡방향과 축방향에 같은 응력을 재하 하여 압밀하는 과정으로 원하는 초기유효구속압을 설정하고 체적변형률이 일정하게 될 때까지 압밀을 수행한다. 이방 압밀과정은 등방 압밀 과정 보다 복잡한 과정을 거치면서 수행된다. 진동삼축시험기에서 1축방향 하중은 $\sigma_1 = \sigma_d + \sigma_3$ 의 원리이다. 시료를 원하는 압밀 응력비와 초기유효구속압으로 압밀시키기 위해서 식 (1)과 식 (2)을 이용하여 축차응력(σ_d)과 압력실에 가해질 측압(σ_3)을 사전에 계산한다.

$$\sigma_{d0}' = \frac{\sigma_1 + 2\sigma_3}{3} \quad (1)$$

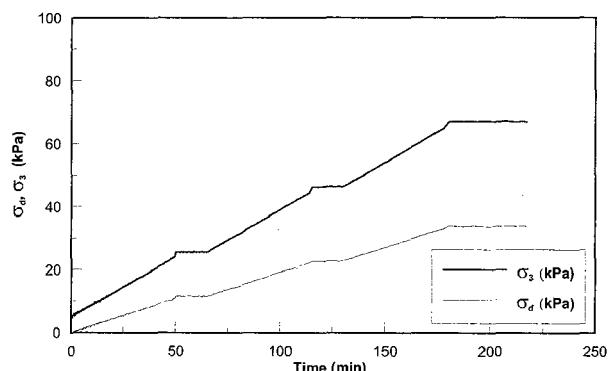
$$K = \frac{\sigma_3}{\sigma_1} \quad (2)$$

여기서, σ_{d0}' 는 초기유효구속압이고, K 는 압밀 응력비이다. 이렇게 계산된 σ_d 와 σ_3 은 하중의 크기와 재하시간을 조절하며 1~5단계로 나누어 압밀 시킬 수 있다. 본 연구에서는 시료의 파괴와 지속적인 하중 증가로 인한 변형을 막기 위해 3단계로 나누어 하중을 재하 하였다. 사질

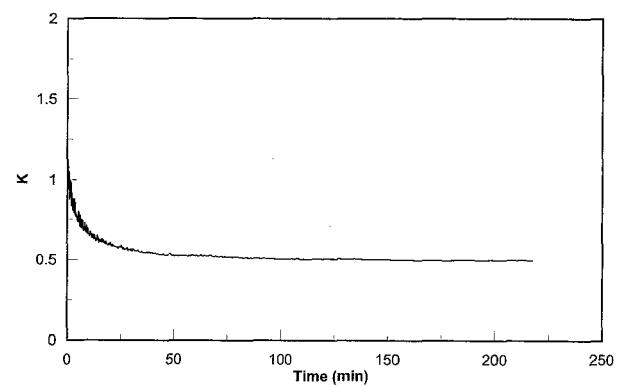
토의 특성상 압밀 시작 후 비교적 빠른 시간 안에 대부분의 부피변형이 끝나 압밀이 거의 완료된다는 것을 알 수 있다. 그래서 각 단계마다 하중 유지시간은 약 15분 정도로 설정하여, 최대한 안정되게 시료가 압밀되도록 했다. 하중 재하 속도는 약 0.5kPa/min 이하가 되도록 하였다. 그림 4(a)는 초기유효구속압 100kPa, 압밀 응력비(K) 0.5를 목표로 이방 압밀 시킨 시료의 시간-부피변화 그래프이다. 그림 4(b)는 시간-유효구속압(σ_1' 와 σ_3') 그래프로 재하한 축방향 하중과 축방향 하중을 나타낸다. 3 단계로 나누어서 압밀과 유지를 반복하여 부피변화량이



(a) 시간-부피변화



(b) 시간-유효구속압



(c) 시간-압밀 응력비(K)

그림 4. $\sigma_{d0}' = 100\text{kPa}$, $K = 0.5$, 이방압밀

그에 비례하여 증가와 유지를 반복한다. 그림 4(c)는 시간-압밀 응력비(K) 그래프를 나타낸 것이다. K 는 초기 값 1에서 급격히 변화하여 목표 값인 0.5에 25분 전후에 도달함을 알 수 있다. 즉 K 는 첫 번째 재하단계가 끝나기 전에 거의 목표 값인 0.5에 이르렀음을 알 수 있다.

압밀이후 부피 변화에 따른 상대밀도의 차이를 검토하기 위해 매 시료마다 압밀이 완료된 후 부피변화를 검토 했다. 초기 몰드 부피를 고려했을 때 부피변화는 최대 약 0.8%정도가 발생했고 이에 따라 상대밀도는 최대 50.2%에서 최소 54.9% 까지 변하였다. Ishihara(1985)는 상대밀도가 평균에서 $\pm 3.5\%$ 범위 안에서는 시험결과에 큰 영향을 끼치지 않는다고 했기 때문에 본 연구에서 상대밀도의 차이에 의한 시험결과 신뢰성에는 별 무리가 없는 것으로 간주할 수 있다.

네 번째 단계는 압밀된 시료에 하중을 가하는 단계이다. 가해진 축응력은 시료에 전단력을 가하여 지진력을 재현하게 된다. 이와 같은 시험과정을 통해 시료의 간극수압, 변위, 응력 및 응력-변형률관계 곡선 등에 대한 자료를 얻을 수 있다.

4. 결과분석

4.1 시험결과

본 연구에서는 13건의 시료에 대하여 실험을 수행하였으며 시험 종류 및 조건과 결과는 표 2와 같다. 압밀 응력비(K)에 따른 과잉간극수압비의 발현 정도를 알아보기 위해 압밀 응력비(K)를 0.5~1.0까지 변화 시키면서 최대 축하중 45kPa인 Ofunato 지진파를 이용하여 진동삼축시험을 수행하였다. 그리고 최대축하중 변화에 의한 영향을 분석하기 위해 동일한 조건에서 최대 축하중을 65kPa로 변화 시킨 후 Ofunato 지진파를 재하 하여

시험하였다. 마지막으로 지진파 변화에 의한 영향을 분석하기 위해 Hachinohe 지진파를 이용하여 최대 축하중 45kPa를 재하 하여 시험을 수행하였다.

그림 5는 Of-10에 대한 결과를 나타낸 것이다.

그림 5(a)에는 재하시간과 초기유효구속압으로 정규화 시킨 과잉간극수압비와 재하 하중인 Ofunato 지진파를 같이 나타내었는데, 과잉간극수압비가 1이 넘었기 때문에 액상화가 일어나 시료가 파괴된 것으로 판단 할 수 있다. 입력 지진파 모양과 비교해 보았을 때, 최대 축하중이 재하 되는 시점에 과잉간극수압비가 급격히 발현되었다. 이는 점진적으로 과잉간극수압비가 증가하며 발현되는 정현하중을 이용한 시험결과와는 차이가 있다. 그림 5(b)는 유효응력경로($p'-q$)와 전응력경로($p-q$)를 나타냈는데 p' 은 평균유효주응력으로 $(\sigma_1' + \sigma_3')/2$ 이고 q 는 축차응력으로 $(\sigma_1' - \sigma_3')/2$ 이다. 하중이 재하 됨에 따라 과잉간극수압이 증가되고 이에 따라 유효응력은 감소한다. 그래서 응력경로는 지진파형태에 따라 아래 위로 진동하며 왼쪽으로 이동되는 것을 확인할 수 있다. 그림 5(c)는 응력-변형률 이력곡선(hysteresis loop)으로 실지진파에 의한 불규칙한 거동을 보여준다. 그림 5(d)는 시간-변형률을 곡선인데 최대 변형률이 약 1%, 영구 잔류 변형률은 0.5% 발생하였다. 정현파인 sine파를 이용하여 진동삼축시험을 수행했을 때 변형률은 액상화 파괴가 일어난 시점부터 크게 변하기 시작하여 무너지기 시작하지만, 실지진 하중을 이용한 시험에서는 그림 5(d)에서 보듯이 축하중이 크게 작용한 시점에서 변형률이 가장 크게 변하고, 그 후 일정하게 유지되는 경향을 보인다.

그림 6은 초기유효구속압을 50kPa, 압밀 응력비를 0.7로 압밀 후 최대 축하중을 45kPa로 Ofunato 하중을 재하 한 것이다. 과잉간극수압비가 약 0.39정도 발현되었고 변형률도 0.1%에 못 미치며 영구 변형률은 거의 발생하

표 2. 응력 압밀비(K)에 따른 최대과잉간극수압

시험 종류	최대축하중 (kPa)	압밀 응력비 (K)	최대과잉 간극수압비	시험 종류	최대축하중 (kPa)	압밀 응력비 (K)	최대과잉 간극수압비
Of-1	45	0.5	0.21	Of-8	65	0.6	0.56
Of-2	45	0.6	0.28	Of-9	65	0.7	0.85
Of-3	45	0.7	0.39	Of-10	65	1.0	1.17
Of-4	45	0.8	0.46	Ha-1	45	0.5	0.17
Of-5	45	0.9	0.59	Ha-2	45	0.7	0.41
Of-6	45	1.0	0.71	Ha-3	45	1.0	0.84
Of-7	65	0.5	0.48				

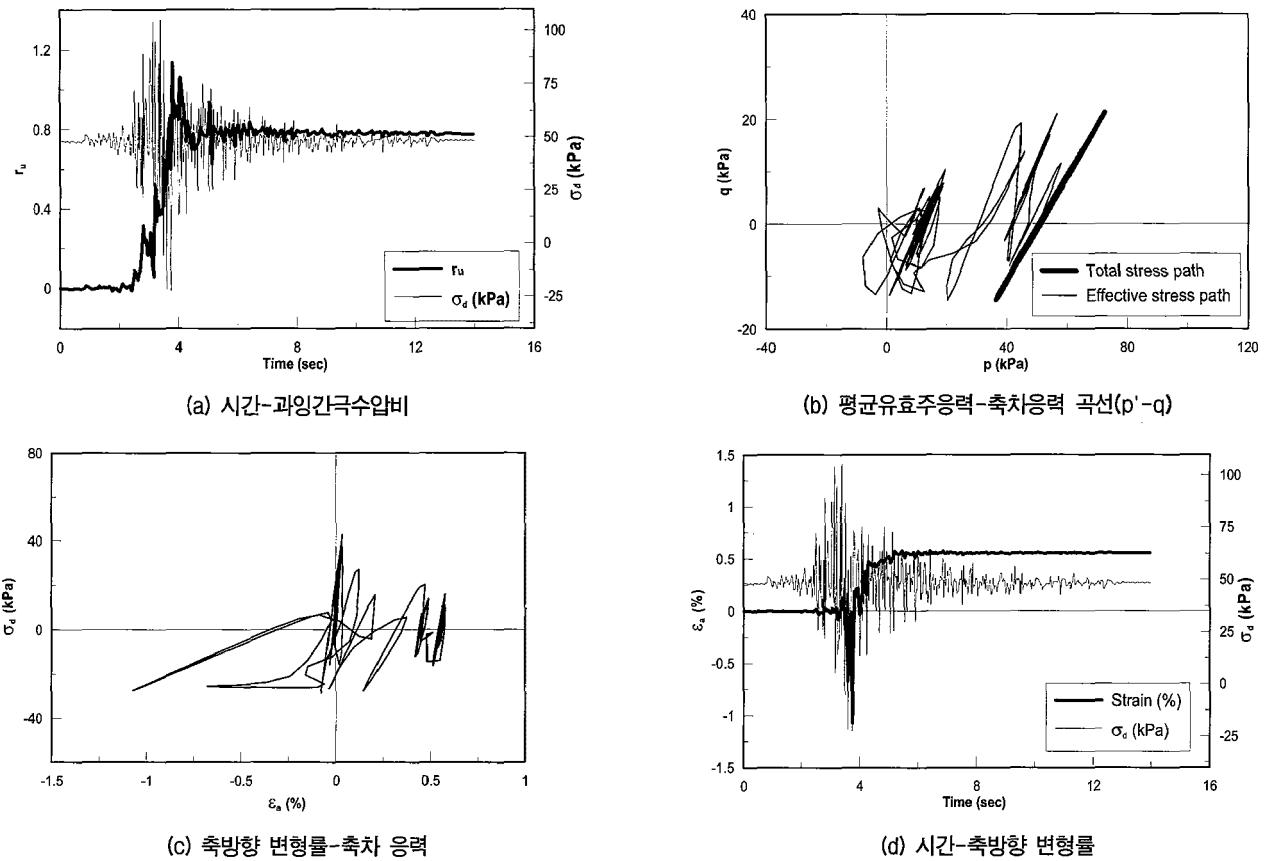


그림 5. 진동삼축시험결과($\sigma_{c0}' = 50\text{kPa}$, $K = 1$, $\sigma_{d,\text{max}} = 65\text{kPa}$, Ofunato 지진파)

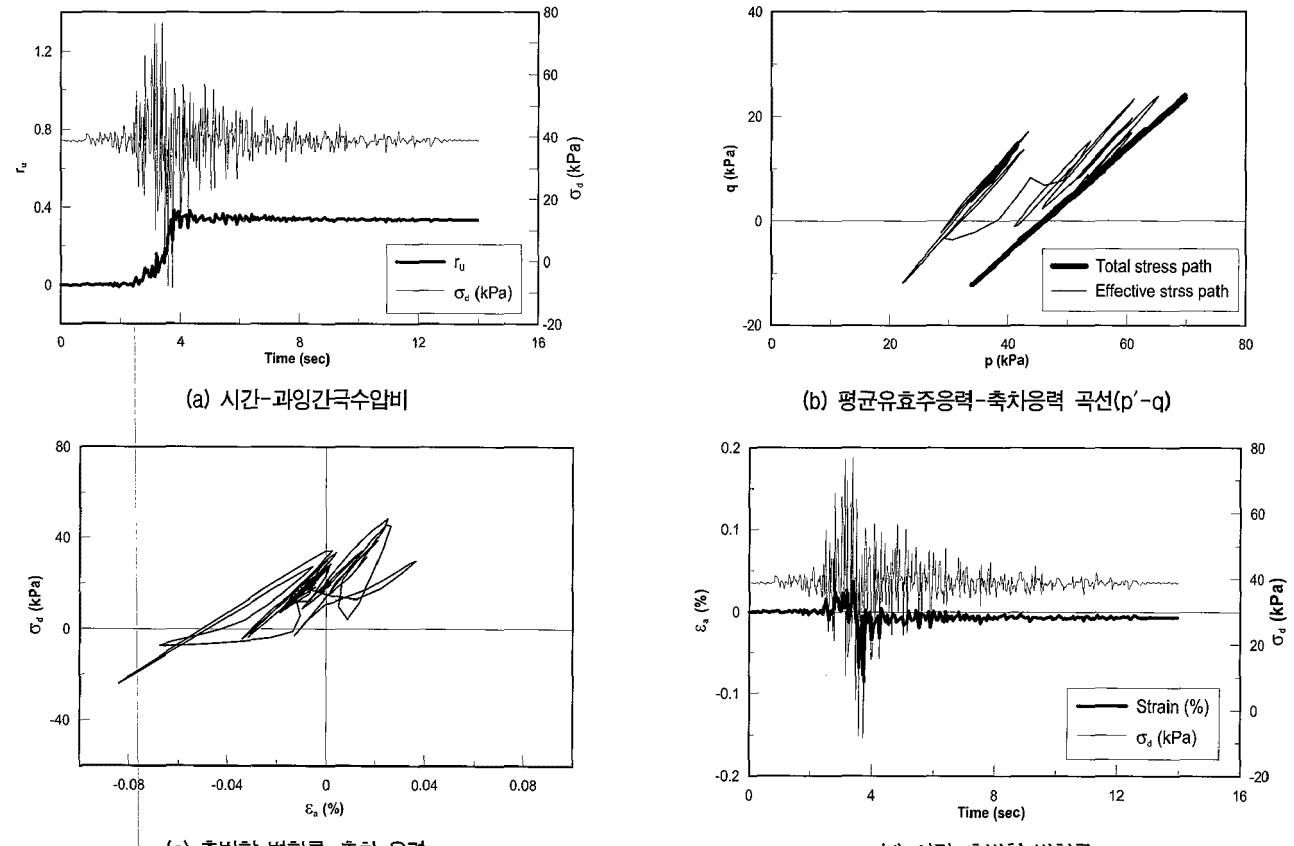


그림 6. 진동삼축시험결과($\sigma_{c0}' = 50\text{kPa}$, $K = 0.7$, $\sigma_{d,\text{max}} = 45\text{kPa}$, Ofunato 지진파)

지 않았다. 특히 그림 6(b)의 $p'-q$ 곡선의 응력경로를 보면, 응력경로가 원쪽으로 이동하는 정도가 크지 않는 것을 알 수 있다. 이는 압밀 응력비(K)가 0.7인 경우 압밀 응력비(K)가 1.0인 경우에 비해 최대과잉간극수압비가 0.39로 작게 발생하여 유효응력경로의 감소가 작게 나타나기 때문이다. 이것은 전응력 곡선과 비교했을 때 발현된 과잉간극수압비에 따라 응력경로의 이동 정도를 보고 판단 할 수 있다.

4.2 압밀 응력비(K)에 따른 액상화 저항강도

시험 결과를 바탕으로 압밀 응력비(K)와 최대과잉간극수압의 관계를 알아보기 위해 표 2의 결과를 그림 7에 도시하였다.

그림 7에서 Ofunato 지진파를 이용한 시험결과는 압밀 응력비(K)에 따라 발현되는 최대과잉간극수압비가 선형적으로 증가하는 경향을 보인다. Hachinohe 지진파를 재하 한 결과도 유사한 경향을 보인다. 특히 최대과잉간극수압비의 발현은 Ofunato 지진파나 혹은 Hachinohe 지진파에 관계없이 비슷하게 나타났으며, 시험 중 최대과잉간극수압비의 발현은 최대 축하중이 65 kPa일 때 가장 크게 되는 것을 알 수 있다. 압밀 응력비(K)가 증가 할수록 과잉간극수압비가 증가하는 경향을 보이며 이는 동일 조건에서 압밀 응력비(K)와 액상화에 대한 저항강도의 관계가 비례하지 않음을 알 수 있다.

시험 결과 최대축하중과 지진파에 관계없이 모두 비슷한 기울기를 가지고 있고, 재하 한 최대 축차응력에 따라 발현된 최대과잉간극수압의 크기가 다르기 때문에 하중을 정규화 시켜 하나의 수식으로 나타낼 수 있다. 그림 8은 과잉간극수압비를 최대 축하중과 초기유효구속압으로 나누어 정규화 시킨 후 근사식을 구한결

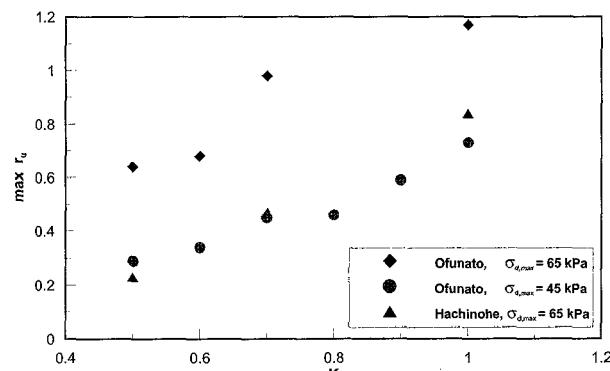


그림 7. 압밀 응력비(K)와 최대간극수압비와의 관계

과이다. 이방 조건에서 실지진 하중을 재하 하였을 때 최대과잉간극수압비($\text{max } r_u$)와 압밀 응력비(K)와의 관계는 다음 식 (3)과 같이 나타낼 수 있다.

$$\text{max } r_u = (\sigma_{d,\max}/\sigma_{3c0}')^n (AK + B) \quad (3)$$

여기서, $\sigma_{d,\max}$ 는 최대 축하중이고, σ_{3c0}' 은 초기수평유효구속압이다. n 은 응력보정상수이고 표 3에 A와 B 및 R^2 값을 나타내었다. 그리고 이와 비교하여 식 Vaid와 Chern (1983)이 최대간극수압($\text{max } \Delta u$)에 대하여 다음과 같은 식 (4)를 제안하였다.

$$\text{max } \Delta u = \sigma_{3c}' (1 - \frac{K_c - 1}{2} \cdot \frac{\sin \phi'}{1 - \sin \phi'}) \quad (4)$$

여기서, K_c 는 $1/K$ 즉, σ_1'/σ_3' 이고 ϕ' 은 유효내부마찰각이다. 이식은 가해지는 하중과 관계없이 흙의 내부 마찰각과 압밀 응력비에 그리고 초기 유효구속압에 따라 발현될 수 있는 최대과잉간극수압을 나타냈다. 그리고 본 논문에서 실제 수행된 실험의 결과에서는 이방 구속 조건에서 과잉간극수압비가 1이 넘는 결과를 얻었지만, 위 식에서 K_c 가 1이 아닌 값에서는 과잉간극수압비가 1이 나올 수 없음을 알 수 있다.

시험결과 초기유효구속압과 축하중으로 정규화 시킨 최대과잉간극수압비는 압밀 응력비(K)에 선형적인 증가율을 보였다. 2절에서 언급했듯이 지반내 과잉간극수압의 증가로 인해 유효응력이 점차 감소하므로, 과잉간극수압의 발현정도가 액상화 저항 강도 판단의 하나의 기준이 될 수 있다. 이를 바탕으로 지반내 이방 조건일

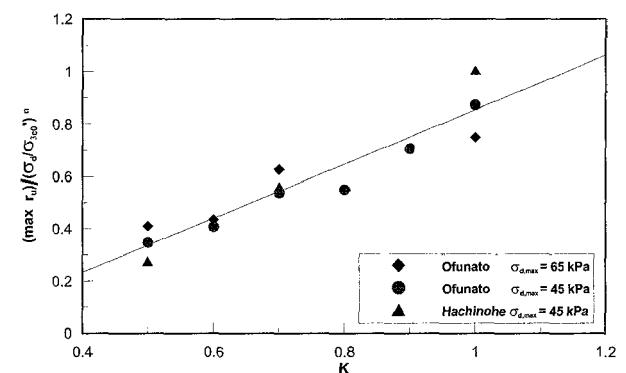


그림 8. 압밀 응력비(K)와 정규화 시킨 최대간극수압비와의 관계

표 3. 상수 값

계 수	A	B	n	R^2
값	1.04	0.17	1.7	0.88

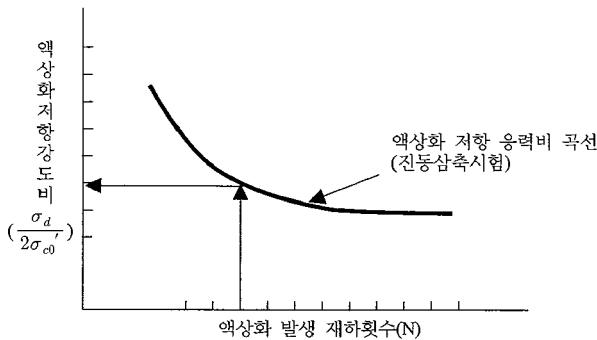


그림 9. 진동삼축시험에 기초한 액상화 평가(PHRI, 1997)

때, 등방 조건일 때 보다 액상화 저항 강도가 더 작지 않다는 사실을 알 수 있다.

그림 9는 액상화 저항 강도를 구하기 위해서 등방 압밀 시킨 시료에 정현하중을 재하 하는 진동삼축시험을 3회 이상 수행하여, 파괴 시 재하횟수와 그에 따른 저항 강도 값을 구하여 액상화 저항응력비 곡선을 구하는 것을 보여준다. 액상화 저항강도를 산정할 때, 파괴 시 재하 횟수에 해당하는 저항응력비를 구한 후 지반의 응력 상태에 따라 K_0 조건으로 보정하기 위하여 보정계수 $(1+2K_0)/3$ 를 사용했지만, 본 연구의 시험결과 보정계수를 다시 고려해 볼 필요가 있으며 보정계수는 다음의 과정을 통하여 구할 수 있다.

등방 조건($K=1$)일 때 액상화 파괴가 일어났다면 과잉간극수압비(r_u)는 1이다. 즉, 이때의 저항 응력비($\sigma_{d,max}/\sigma_{c0}$)_i는 식 (3)에서 유도할 수 있다.

$$1 = (A + B) \left(\frac{\sigma_{d,max}}{\sigma_{3c0}^r} \right)_i^n \quad (5)$$

양변에 \log 를 취해 저항 응력비에 관하여 정리하면,

$$n \log \left(\frac{\sigma_{d,max}}{\sigma_{3c0}^r} \right)_i = -\log(A+B) \quad (6)$$

$$\log \left(\frac{\sigma_{d,max}}{\sigma_{3c0}^r} \right)_i = -\frac{1}{n} \log(A+B) \quad (7)$$

$$\left(\frac{\sigma_{d,max}}{\sigma_{3c0}^r} \right)_i = (A+B)^{-\frac{1}{n}} \quad (8)$$

이방 조건일 때 저항 응력비($\sigma_{d,max}/\sigma_{c0}$)_a를 다시 식 (3)에서 구하면,

$$\left(\frac{\sigma_{d,max}}{\sigma_{3c0}^r} \right)_a = (AK_0 + B)^{-\frac{1}{n}} \quad (9)$$

새로운 보정계수(η)를 구하기 위해 $(\sigma_{d,max}/\sigma_{c0})_i$ 에 대한 $(\sigma_{d,max}/\sigma_{c0})_a$ 비는 식 (8)과 식 (9)을 통해 구할 수 있다.

$$\eta = \frac{\left(\frac{\sigma_{d,max}}{\sigma_{3c0}^r} \right)_a}{\left(\frac{\sigma_{d,max}}{\sigma_{3c0}^r} \right)_i} = \left(\frac{A+B}{AK_0 + B} \right)^{\frac{1}{n}} \quad (10)$$

보통 지반의 K_0 값이 0.35~0.65이므로 보정계수(η)는 1보다 큰 값을 가진다. 즉 기존의 지반내 응력상태 보정 계수인 $(1+2K_0)/3$ 과 반대로 액상화 저항 응력비 곡선을 보정한다.

5. 결 론

액상화 저항강도 산정 시 널리 사용되는 진동삼축시험은 등방 압밀 조건에서 정현하중을 사용하여 수행된다. 이는 실제 지반 조건과 지진하중을 정확히 모사하지 못하므로, 결과값을 보정하여 사용한다. 본 연구는 실제 지반의 응력 상태를 모사하기 위해 여러 압밀 응력비(K)로 압밀된 시료에 실제 지진파 하중을 재하 하여, 액상화 저항강도의 특성을 관찰 분석하였다.

본 연구에서 수행한 진동삼축시험 결과로부터 얻은 결론은 다음과 같다.

- (1) 불규칙한 실지진 하중을 재하하여 진동삼축시험을 수행한 결과 정현하중을 재하한 결과와 액상화 발생 특성이 다름을 확인 할 수 있었다. 과잉간극수압비가 반복 횟수에 따라 점차 증가하는 양상을 보이는 정현하중과 달리 실지진 하중일 경우 하중이 가장 큰 시점에서 과잉간극수압이 급격히 발현되어 유지되는 경향을 보인다.
- (2) 초기유효구속압, 최대 축하중, 시료의 상태 밀도 등 다른 조건이 같을 때, 압밀 응력비(K)가 클수록 과잉간극수압비는 크게 발현되었다. 정현파를 이용한 시험에서도 등방으로 압밀된 시료가 이방 압밀된 시료보다 같은 조건에서 과잉간극수압 발현이 더 크게 되었다. 과잉간극수압의 발현이 액상화 파괴를 판단하는 하나의 기준이 될 수 있으므로, 이방 조건으로 압밀된 시료와 등방 압밀된 시료의 액상화 저항 강도의 비교는 추가적인 실험과 연구가 필요할 것으로 판단된다.

- (3) K 에 따른 최대과잉간극수압은 지진파의 모양과 관계없이 유사한 기울기의 선형인 형태로 증가했다. 지진파의 종류가 다른 경우와 최대 축하중의 차이가 있는 경우에도 비슷한 경향성을 보였다. 그리고 최대과잉간극수압비는 최대 축하중과 초기유효구속압으로 정규화 시킬 수 있었다. 정규화 시킨 최대과잉간극수압비는 시료의 특성에 따른 K 와의 관계를 하나의 식으로 나타낼 수 있다.
- (4) 정규화 시킨 최대과잉간극수압비와 K 의 관계를 수식으로 표현할 수 있다. 이를 통하여 등방 조건에서의 액상화 저항강도를 이방 조건으로 보정할 수 있는 보정계수를 유도할 수 있었다.

참 고 문 헌

- 강병희 (2000), “이방압밀이 흙의 강도에 미치는 영향”, 한국지반공학회 2000 가을 학술발표회 논문집, pp.3-14.
- 김방식, 윤여원, 이승훈 (2005), “이방압밀된 자갈-모래 혼합토의 액상화 거동”, 한국지반환경공학회 학술발표회 논문집, pp.279-284.
- 박성용 (2002), “실지진하중을 이용한 중진 지역에서의 액상화 저항강도에 관한 실험적 연구”, 연세대학교 석사학위 논문.
- 신윤섭 (1999), “우리 나라 지진특성을 고려한 액상화 평가기법의 개선방안에 관한 연구”, 연세대학교 석사학위 논문.

5. 이송, 구자감, 윤향현, 정기문 (2003), “사질토의 액상화 저항에 대한 이방압밀의 영향”, 한국구조물진단학회 2003년도 봄 학술발표회 논문집, pp.183-194.
6. 한국지반공학회 (2006), “지반구조물의 내진설계”, 구미서판, pp.343-347.
7. 황선주 (2004), “다양한 입력하중에서의 액상화 발생 특성 비교 연구”, 연세대학교 석사학위 논문.
8. Erguvanli, M. A. and Ozaydin, I. K. (1983), “Effect of Initial Stress Conditions on Liquefaction of Sands : Experiments and An Interpretation”, *Soils and Foundations*, Vol.23, No.1, pp.102-107.
9. Ghionna, V. N. and Porcino, D. (2006), “Liquefaction Resistance of Undisturbed and Reconstituted Samples of a Natural Coarse Sand from Undrained Cyclic Triaxial Tests”, *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, ASCE, Vol.132, Issue 2, pp.194-202.
10. Ishihara, K. and Li, S. I. (1972), “Liquefaction of Saturated Sand in Triaxial Torsion Shear Test”, *Soils and Foundations*, Vol.12, No.2, pp.19-39.
11. Ishihara, K. and Yamazaki, A. and Haga, K. (1985), “Liquefaction of K_0 -Consolidated Sand Under Cyclic Rotation of Principal Stress Direction with Lateral Constraint”, *Soils and Foundations*, Vol.25, No.4, pp.63-74.
12. Law, K. T. and Cao, Y. L. (1990), “An Energy Approach for Assessing Seismic Liquefaction Potential”, *Canadian Geotechnical Journal*, Vol.23, 19, pp.320-329.
13. Port and Harbour Research Institute (1997), *Handbook on Liquefaction Remediation of Reclaimed Land*, A. A. Balkema.
14. Vaid, Y. P. and Chern, J. C. (1983), “Effects of Static Shear on Resistance to Liquefaction”, *Soils and Foundations*, Vol.23, No.1, pp.47-60.

(접수일자 2009. 8. 17, 심사완료일 2010. 2. 25)

가압 그라우팅 쏘일네일링 공법의 인발거동 특성

Pull-out Characteristics of Multi-Packer Pressurized Soil Nails

조재연¹ Cho, Jae-Yeon

이성준² Lee, Sung-June

정상섬³ Jeong, Sang-Seom

안병흔⁴ Ahn, Byeong-Heun

Abstract

A series of field pull-out tests were carried out to investigate the behaviour of multi-pressurized soil nails. Ten soil nails were constructed in weathered soil and then, subjected to pull-out loads. The test results showed that the ultimate pull-out resistances of soil nails constructed with high pressure were about 42~142% larger than those obtained from conventional soil nails. The deduced interface shear strength at the ground-grout interface was 71 kPa for conventional soil nails, while higher shear strength of 95~166 kPa was obtained for pressurized nails. The diameter of grouted borehole increased by about 12~27% compared to ordinary soil nails under low pressure. Also, the predicted value by the cavity expansion theory is in good agreement with the measured expanded radius of grout under injection pressure by field pull-out tests.

요지

본 연구에서는 현장 인발시험을 통하여 강판다단 가압식 쏘일네일링의 거동특성을 분석하였다. 이를 위하여 총 10공의 쏘일네일을 풍화토에 시공하여 인발시험을 실시하였다. 인발시험 결과에 의하면 쏘일네일의 극한인발력은 가압식 쏘일네일이 중력식 쏘일네일에 비하여 42~142% 증가하는 것으로 나타났다. 네일과 주변지반 경계면에서의 전단강도는 중력식 네일이 71kPa, 가압식 네일이 95~166kPa를 보이는 것으로 확인되었다. 가압식 쏘일네일의 경우 중력식 쏘일네일에 비하여 그라우트의 직경이 약 12~27% 증가하는 것으로 나타났다. 또한, 공팽창이론에 의한 가압 시 지반 변위 산정값과 현장 인발시험을 통하여 측정한 값을 비교하였으며, 그 결과는 대체적으로 비슷한 경향을 보였다.

Keywords : Cavity expansion, Expanded radius of grout, Field pull-out test, Pressurized soil nail, Pullout resistance

1. 서 론

Soil nailing 공법은 보강재를 일정한 간격으로 지중에 삽입하여 원지반의 전단강도를 증가시키고 변형을 억제시켜 굴착도중 및 굴착완료 후에 지반의 이완을 방지함으로써 지반의 안정성을 유지시키는 것이 기본원

리이다. 국내에서는 1990년대 이후 천공의 충진을 위해 중력식 쏘일네일링 공법이 사면 및 가시설 등의 보강에 널리 사용되었고, Smith 등(1997), 이선근(1999)은 중력식 네일로 보강된 사면에 대한 수치 해석적 연구도 활발히 수행되었다. 그러나 중력식 네일의 경우 그라우트의 반복주입에 따른 시공성 저하 및 충진 불량의 단점

1 연세대학교 토목공학과 박사과정 (Graduate Student, Dept. of Civil Engrg., Yonsei Univ.)

2 정회원, 연세대학교 토목공학과 박사 후 연구원 (Member, Post-Doc., Dept. of Civil Engrg., Yonsei Univ.)

3 정회원, 연세대학교 토목공학과 교수 (Member, Prof., Dept. of Civil Engrg., Yonsei Univ., soj9081@yonsei.ac.kr, 교신저자)

4 정회원, 신풍컨설팅 대표이사 (Member, CEO, Shinpoong Consultant)

* 본 논문에 대한 토의를 원하는 회원은 2010년 8월 31일까지 그 내용을 학회로 보내주시기 바랍니다. 저자의 검토 내용과 함께 논문집에 게재하여 드립니다.

을 가지고 있으며, 이러한 경우 그라우트 주면마찰력의 저하로 안정성 확보가 어렵다. 최근에는 천병식 등(2000), 김홍택 등(2002), 황영철 등(2002) 및 배경태 등(2008) 등에 의해 가압식 쏘일네일에 대한 연구가 실시되고 있으며, 주입압에 비례하여 네일과 지반사이의 마찰 저항력이 증가하고(Yin 등, 2009), 유효경 증가에 따라 전체적인 안전을 또한 증가하는 효과를 얻을 수 있는 것으로 보고되고 있다.

본 연구에서는 패커시스템을 적용한 가압식 쏘일네일의 보강효과 및 거동을 규명하기 위하여 경기도 송추 지역의 OO도로 현장의 절토사면에 가압식과 중력식 네일을 시험시공 하였으며, 가압식 쏘일네일의 설계단계에서 천공경 변위예측에 적용 가능한 이론식을 통하여 천공경의 확공량을 예측하고 현장 인발시험을 통하여 가압식 네일의 인발저항력 증가 및 천공경의 확공을 중력식 네일과 비교·분석하였다.

2. 가압식 쏘일네일링

2.1 개요

장판다단 쏘일네일 공법은 고강도 장판의 내부와 외부에 약 500~1,000kPa의 압력을 동시에 주입하여 충진 효과를 증대시키고 길이가 짧은 6m이내의 장판에 대해서는 앵커디스크를 설치하여 부착력을 보완하여 시공하는 공법이다.

본 연구에서 사용된 장판은 6m이며, 외부패커는 스틸 밴드(체결링)와 고무패킹을 한 조로 구성되어 있으며 주입구 쪽에는 고정구와 플레이트 그리고 고정구캡으로 구성되어 있다. 또한 그라우팅을 위하여 장판의 내부에도 패커를 설치하여 그라우팅이 내·외부에 동시에 진행되어 그라우트의 충진성을 향상 시켰다(그림 1 참조).

2.2 천공경 확공 예측

가압식 쏘일네일의 설계에 있어서 가압에 따른 주변 지반의 변위 산정은 시멘트 그라우트의 실제적인 확장 범위를 예측함으로서 인발저항력 및 설계변수 산정에 중요한 요소로 작용한다. 기존의 연구결과에서 공팽창 이론(Cavity Expansion Theory)을 지반공학 분야에 도입하여 천공 내 한계 주입압(Carter 등, 1986)이나, 압력이 작용하였을 때 지반의 변위를 산정하는 방법이 널리 알려졌다. 그러나 Kleyner 등(1995)의 지반변위 산정 방법은 시간경과를 고려한 압밀방정식의 형태이므로 실제 설계단계에서의 변위예측이 쉽지 않다.

본 연구에서는 Yu와 Houslsby(1991)의 공팽창이론을 바탕으로 현장 지반조건을 반영하여 천공경의 확공량을 예측하였다. 공팽창 이론의 장점은 변위산정 시 지반의 탄성계수(E), 포아송비(ν), 접착력(c), 내부마찰각(Φ), 팽창각(Ψ), 그리고 초기지증응력(P_0)을 이용하기 때문에 지반조사 결과를 통하여 쉽게 확공량을 산정할 수 있다. 식 (1)은 확공반경(a)과 초기 천공반경(a_0)의 비를

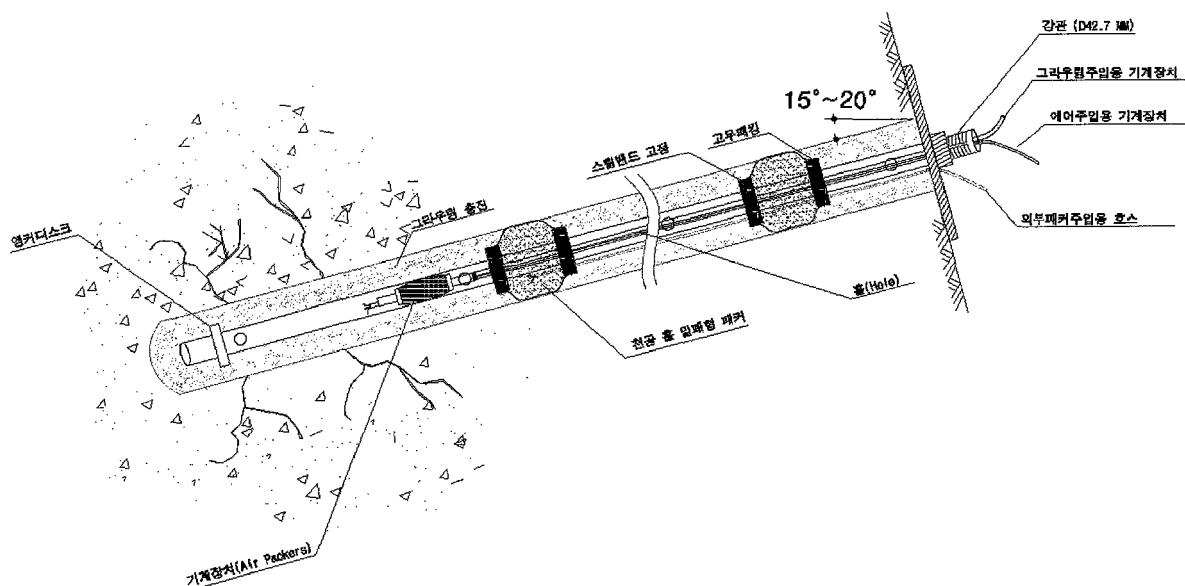


그림 1. 장판다단 쏘일네일 공법 개요도

산정하는 식과 R(cavity pressure ratio) 및 지반정수를 이용하여 정의되는 여러 상수들을 표시하였다.

$$\frac{a}{a_0} = \left\{ \frac{R^{-\gamma}}{(1-\delta)^{\frac{\beta+m}{\beta}} - \frac{\gamma}{\eta} A_1(R, \xi)} \right\}^{\frac{\beta+m}{\beta}} \quad (1)$$

여기서, $m = 1$ (cylindrical analysis), 2 (spherical analysis)

$$Y = \frac{2c \cos \Phi}{1 - \sin \phi}, \quad R = \frac{(m+\alpha)(Y + (\alpha-1)p)}{\alpha(1+m)(Y + (\alpha-1)p_0)}$$

$$\alpha = \frac{1 + \sin \phi}{1 - \sin \phi}, \quad \beta = \frac{1 + \sin \psi}{1 - \sin \psi}, \quad \gamma = \frac{\alpha(\beta+m)}{m(\alpha-1)\beta}$$

$$\delta = \frac{Y + (\alpha-1)p_0}{2(m+\alpha)G}$$

$$\eta = \exp \left\{ \frac{(\beta+m)(1-2\nu)(Y + (\alpha-1)p_0)(1+(2-m)\nu)}{E(\alpha-1)\beta} \right\}$$

$$\xi = \frac{(1-\nu^2(2-m))(1+m)\delta}{(1+\nu)(\alpha-1)\beta} (\alpha\beta + m(1-2\nu) + 2\nu - \frac{m\nu(\alpha+\beta)}{1-\nu(2-m)})$$

$$A_1(x,y) = \sum_{n=0}^{\infty} A_n^1$$

$$A_n^1 = \frac{y^n}{n!} \ln x \quad (n=\gamma), \quad \frac{y^n}{n!(n-\gamma)} [x^{n-\gamma} - 1] \quad (n \neq \gamma)$$

3. 현장인발시험

3.1 현장지반조건

본 연구에서 실시된 시험시공 및 인발시험은 경기도 송추지역의 OO도로공사 현장에서 실시되었다. 먼저 시험네일의 시공을 위하여 주로 풍화토로 구성된 지반을 절취하여 수직에 가까운 절취면을 형성하였다. 시험에 앞서 쏘일네일이 시공될 예정지역에 시추조사 및 표준 관입시험을 실시하여 시험대상 사면의 개략적인 공학적 특성을 분석하였다.

표 1. 지반물성 산정결과

구분	γ_t (kN/m ³)	E (kN/m ²)	ν	c (kN/m ²)	Φ (deg.)	Ψ (deg.)	G (kN/m ²)	N치
Layer1	17	31,255	0.3	5	29.4	0	12,020	6~9
Layer2	18	55,828	0.3	5	32.9	0	21,470	14~18
Layer3	18	82,537	0.3	6	36.0	0	31,750	18~32
Layer4	19	118,862	0.3	7	39.7	0	45,720	30~43
Layer5	20	141,298	0.3	10	41.8	0	54,350	34~50

풍화토층에서 실시된 표준관입시험에 의해 얻은 결과를 보여주고 있다. 각 시추공에서 5회의 표준관입시험이 실시되었다. 풍화토층에서 실시된 표준관입시험 결과는 그 값이 심도가 깊어질수록 증가하는 경향을 보여주고 있는데 6타/30cm ~ 50타/20cm로 나타나서 전형적인 풍화토의 특성을 보여주고 있으며 그 평균값은 약 25타/30cm로 분석되었다. 표 1은 표준관입시험 N치를 이용하여 산정한 지반 물성값이다.

3.2 쏘일네일의 시공

본 연구에서는 가압식 쏘일네일의 인발저항력 증가 및 구근의 확장을 분석하기 위하여 10공의 시험시공을 실시하였다(그림 2). 한편 비교를 위한 1공의 중력식 쏘일네일을 시공하였다. 그림 3은 시험시공 완료 후 현장 및 인발시험 종류를 나타냈으며, 특히 가압식 쏘일네일의 경우 일정한 주입압을 유지하기 위하여 가압펌프를 이용한 그라우트 주입을 실시하였다. 각 네일의 간격은 수평, 수직에 대하여 각각 2m의 거리로 시공되었다.

네일의 시공을 위한 천공경은 105mm이었으며, 시험에 사용된 네일의 전체길이는 6m였다. 실제로 지중에 근입된 보강재의 길이는 약 4.9~5.5m이다. 강판의 직경은 42.7mm이며 그 두께는 2.6mm이다. 그라우팅 시 주입압은 약 300kPa이며, 그라우트의 물시멘트비는 42%에 팽창제를 사용하여 그라우트의 수축을 방지하였다. 중력식 네일의 경우는 그라우트의 주입을 위해 약 50kPa의 압력을 작용시켰다. 한편 그라우트의 일축압축 강도는 4일 양생 강도는 9,400kPa, 9일 양생을 기준으로 27,100kPa이다. 그라우팅이 종료된 후 약 10일간의 양생을 거친 후에 인발시험을 실시하였다. 네일의 시공은 수평면에 대하여 약 5°정도의 각도로 시공되었으며, 지표에서의 거리는 6~7m이다.

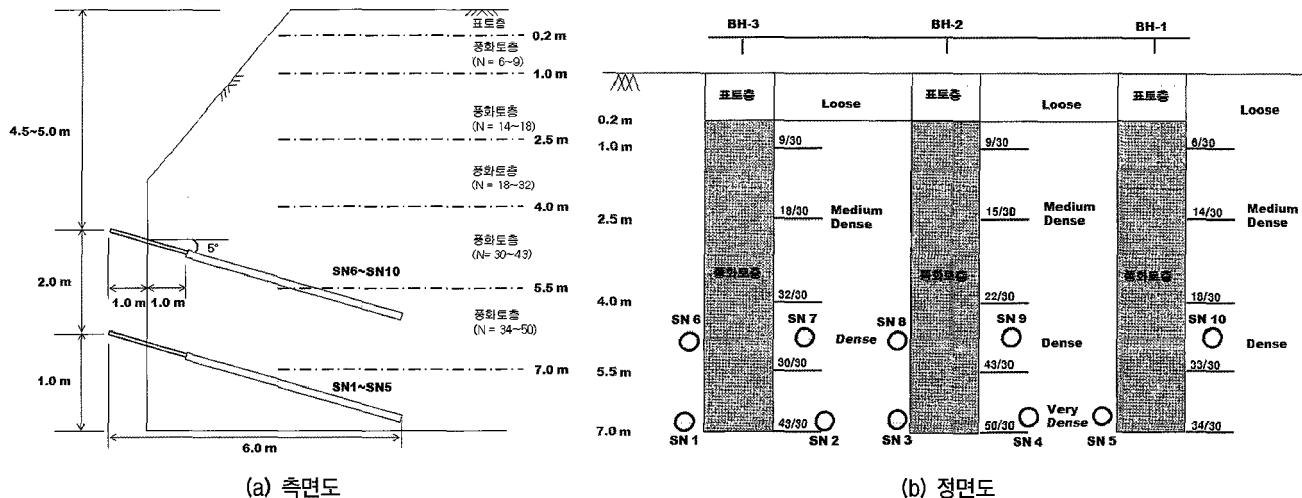


그림 2. 지층 구조 및 네일 시공 위치도



그림 3. 현장 수평인발 시험

3.3 인발시험 개요

총 10공의 시험 네일의 시공위치에 대한 지반조사 자료를 이용하여 네일의 극한주면마찰저항력과 철근의

인장강도 중 작은 값을 예상파괴하중으로 산정한 후 하중재하 시 예상파괴하중의 10%에 해당하는 하중을 단계별로 일정하게 증가시켰으며, 하중 제하(unloading)는 예상파괴하중의 50% 하중단계에서 실시하였다(한국도

로공사, 2003). 하중을 증가시켜 파괴가 발생하여 더 이상의 인장력을 작용시킬 수 없는 경우를 파괴하중으로 산정하였다.

대부분의 경우 네일의 파괴는 그라우트와 주변지반의 경계면에서 발생한 전단파괴의 형태였다. 인발시험에서는 변위 및 인발력을 측정하였으며, 각 하중 단계별로 네일에 발생하는 인장력의 분포를 스트레인 게이지 를 이용하여 분석하였다.

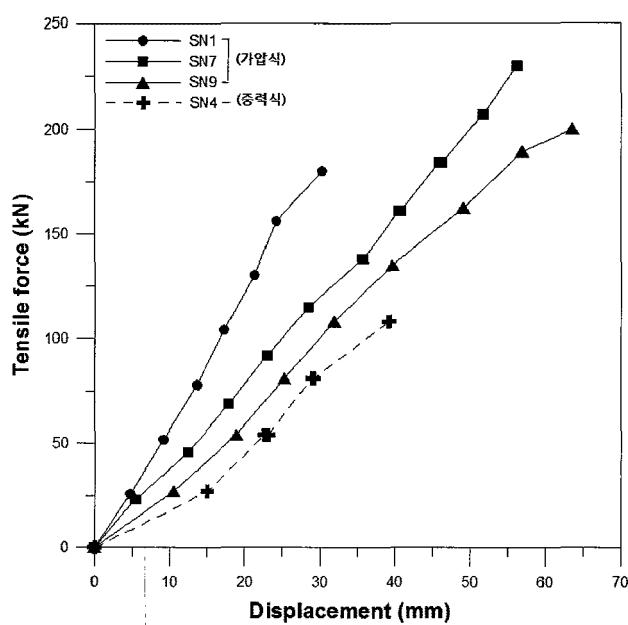
4. 시험결과

4.1 하중-변위 및 극한인발력

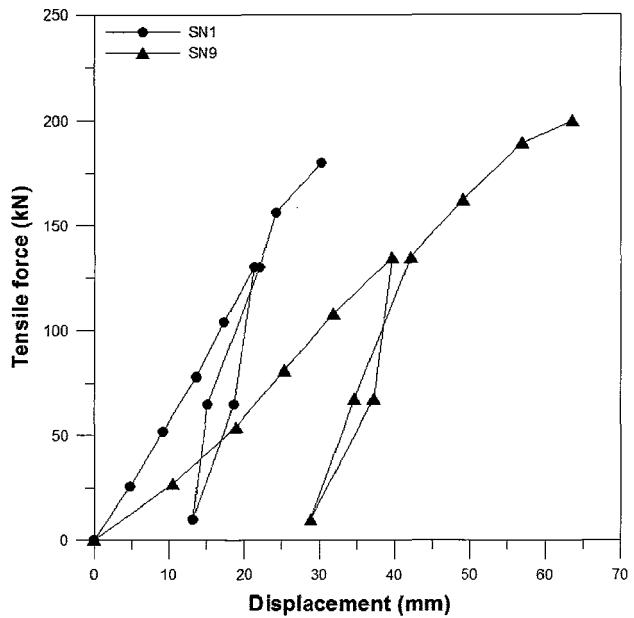
그림 4는 전체 10공 중 인발시험을 통해 측정한 가압

식 쏘일네일(SN1, SN7, SN9) 및 중력식 쏘일네일(SN4) 4공에 대한 재하하중 및 제하하중-변위 관계를 보여주고 있다. 여기서 자유장의 탄성변형량은 제외하였고 중력식 네일의 경우 제하단계 이전에 파괴가 발생하여 제하하중 대학 변위 관계는 알 수 없었다. 가압식 네일의 경우 하중-변위가 선형에 가까운 상태로 증가를 하다가 갑자기 파괴가 발생하는 특성을 보이고 있으며, 동일한 하중에서 중력식 네일의 변위가 더 크게 발생하는 것을 알 수 있다.

가압식 네일의 경우 파괴하중은 170~290kN이었으며 중력식의 경우 120kN에서 파괴가 발생하였다. 중력식에 비해 가압식 네일의 극한인발력은 약 42-142%의 증가를 보이고 있다(표 2 참조). 특히 10번 네일의 경우 초기기증응력이 가장 작고 주입압에 따른 그라우트의



(a) 재하하중-변위



(b) 재하 및 제하하중-변위

그림 4. 중력식 및 가압식 쏘일네일의 하중-변위 곡선

표 2. 극한인발력 비교

네일 No.	시공법	그라우트 주입압 (kPa)	네일경사 (deg.)	측정 극한인발력 (kN)	극한인발력 증가량 (%)
1	가압식	300	5	180	+50%
2	가압식	300	5	170	+42%
3	가압식	300	5	180	+50%
4	중력식	50	5	120	-
5	가압식	300	5	230	+92%
6	가압식	300	5	250	+108%
7	가압식	300	5	230	+92%
8	가압식	300	5	230	+92%
9	가압식	300	5	200	+67%
10	가압식	300	5	290	+142%

확공량 또한 가장 크게 측정되었기 때문에 인발력의 증가량이 다른 가압식 네일과 비교하여 크게 나타난 것으로 판단된다. 이를 단위길이당 극한인발력으로 환산하면 중력식의 경우 23kN/m, 가압식의 경우 31~55kN/m로 산정되었고, 네일과 주변지반의 경계면에서의 전단강도는 중력식 71kPa, 가압식 95~166kPa로 나타났다.

4.2 인발하중 전이

본 연구에서는 네일의 보강재에 1m 간격으로 동일한 위치에 대하여 180°의 각도로 2개소에 전기저항식 스트레인 게이지를 설치하여 변형률을 측정하고 하중 단계별 네일에 발생하는 인장력을 산정하였다.

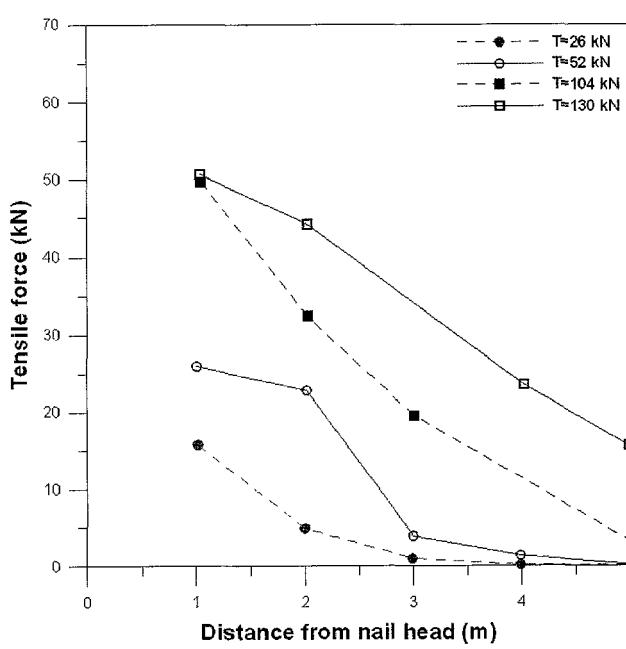
그림 5는 2공(SN1, SN9)의 가압식 네일의 하중단계별 인장력의 분포를 나타내었다. 전반적으로 네일의 두부에 가해진 하중에 비해 작은 인장력이 측정된 경향을 보이고 있다. 모든 시험을 통하여 네일에 발생하는 인장력은 선단부로 갈수록 점차 감소하는 경향을 보이고 있으며, 네일의 선단부에서는 거의 인장력이 발생하지 않는다. 이는 네일의 선단부에서 인발저항력이 거의 없다는 것을 고려하면 타당한 측정결과라고 판단된다(Gässler, 1993). 인발력이 감소되는 경향은 네일의 두부에서 크고 선단부로 갈수록 약간 감소하고 있는데 이는 네일-주변지반 사이의 상대변위가 충분히 크지 않아 선단부에서는 전

단강도가 충분히 발현되지 못했기 때문인 것으로 판단된다.

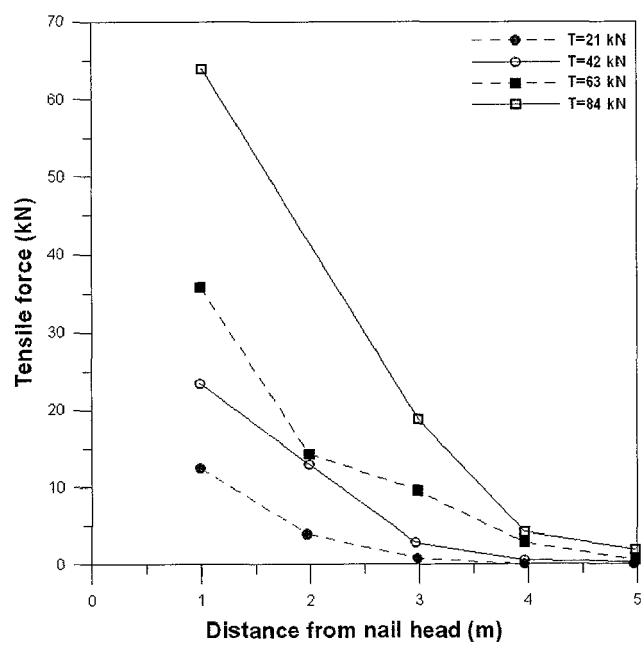
4.3 가압에 의한 확공결과

국내 풍화토지반에서 수행된 기존의 연구에 의하면 500kPa의 압력을 작용시킨 가압식 쏘일네일의 경우 중력식에 비해 약 24%(정경한 등, 2008) 확공되는 것으로 보고되었다. 본 연구에서 분석된 바에 의하면 가압으로 인한 확공의 정도는 중력식의 경우에 비해 약 12~27%로 나타났다. 기존의 연구와 유사하거나 작은 편이라고 할 수 있는데, 이는 수압파쇄현상(hydraulic fractures)을 고려하여 그라우트 주입압을 300kPa로 제한하였기 때문이다. 천공경의 직경은 105mm로서 중력식(무압)으로 시공할 경우 그라우트의 둘레는 약 33cm 정도이다.

또한 지반조사결과를 바탕으로 산정한 지반 물성과 표층으로부터 네일의 시공 위치까지의 초기 지중응력(P_0)을 식 (1)을 이용하여 네일 주변지반의 변위량을 예측한 값과 실제 시공된 가압식 네일의 그라우트 확공량을 비교하였다(표 3 참조). Yu와 Houlsby(1991)의 이론으로 산정한 그라우트의 확장된 둘레와 현장 측정값이 비교적 유사한 것으로 나타났으며, 초기 지중응력이 증가할수록 가압으로 인한 확공의 효과는 감소하고, 확공



(a) SN1



(b) SN9

그림 5. 하중 단계별 네일의 인장력 분포

표 3. 천공반경 확공량의 비교

네일 No.	시공법	P_0 (kPa)	a (m)	이론값 (cm) (Yu와 Houlsby, 1991)	현장측정값 (cm)
1	가압식	57.21	0.0557	34.98 (+6.0%)	38.2 (+15.8%)
2	가압식	60.64	0.0554	34.79 (+5.4%)	37.0 (+12.1%)
3	가압식	60.64	0.0554	34.79 (+5.4%)	38.2 (+15.8%)
4	중력식	59.79	-	-	35.0 (+6.1%)
5	가압식	65.79	0.0549	34.48 (+4.5%)	37.4 (+13.3%)
6	가압식	40.20	0.0590	37.05 (+12.3%)	40.7 (+23.3%)
7	가압식	42.64	0.0582	36.55 (+10.8%)	39.0 (+18.2%)
8	가압식	42.64	0.0582	36.55 (+10.8%)	38.7 (+17.3%)
9	가압식	42.64	0.0582	36.55 (+10.8%)	39.5 (+19.7%)
10	가압식	40.06	0.0590	37.05 (+12.3%)	41.9 (+27.0%)

()안의 수치는 천공경 105mm(둘레길이: 32.9cm)와 비교한 그라우트체 둘레의 증가율

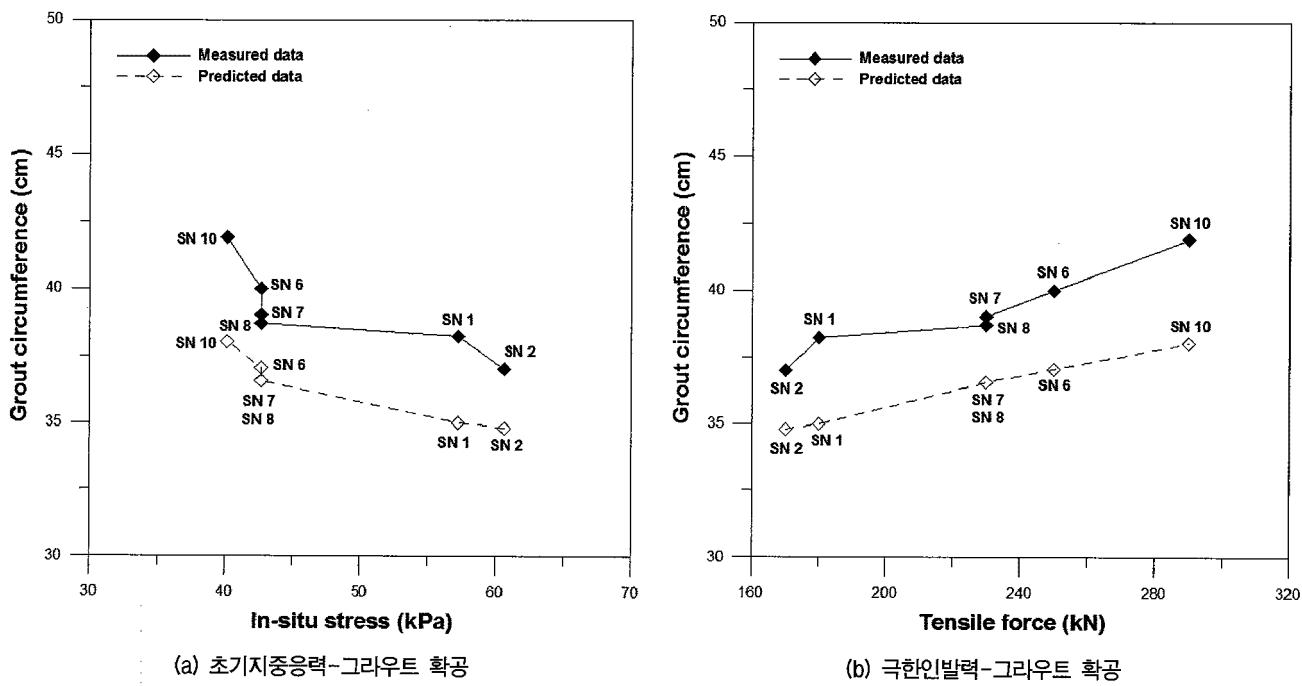


그림 6. 그라우트 확공량 분포

량이 증가할수록 쏘일네일의 인발저항력이 증가하는 경향을 알 수 있다(그림 6 참조).

5. 결 론

본 연구에서는 풍화토에 시공된 가압식과 중력식 쏘일네일의 수평인발시험을 통하여 인발저항력과 하중전이 경향 및 가압식 쏘일네일의 그라우트 확장에 대하여 이론적·실험적인 검토를 수행하였다. 본 연구의 결과를 요약하면 다음과 같다.

(1) 중력식 쏘일네일은 120kN, 가압식은 170~290kN

에서 파괴가 발생하였으며, 극한인발력의 증가량은 약 42~142%의 분포를 보였다. 또한 시험시공된 네일의 하중-변위 관계를 살펴보면 선형에 가까운 상태로 변위가 증가를 하다가 갑자기 파괴가 발생하는 특성을 보이고 있으며, 동일한 하중에서 중력식 네일의 변위가 더 크게 발생하는 것을 알 수 있었다.

- (2) 보강재에서의 하중전이 특성을 분석한 결과 대부분의 네일에 발생하는 인장력은 선단부로 갈수록 점차 감소하는 경향을 보이고 있으며, 네일의 선단부에서는 거의 인장력이 발생하지 않았다.
- (3) 인발시험 후 그라우트 구근에 대한 유효경을 측정한 결과 가압식 네일이 중력식 네일과 비교하여 약 12~

- 27%의 구근확장이 일어나는 것으로 나타났다.
- (4) 현장지반조건을 반영하여 공동확장이론으로 그라우트의 확장량을 예측한 결과 실험측정값과 비교적 유사한 결과를 보였으며, 초기 지중응력이 증가할수록 확공의 효과는 감소하고, 확공량이 증가할수록 콜일네일의 인발저항력이 증가하는 경향을 이론 및 현장실험을 통하여 알 수 있었다.

참 고 문 헌

1. 김홍택, 강인규, 권영호, 김찬동 (2002), “압력분사 그라우팅 콜일네일의 유효경 평가와 실내모형실험”, 대한토목학회 논문집, 제 22권, 2C호, pp.121-131.
2. 배경태, 최경진, 조국환, 김현정, 김지환 (2008), “고무막 패커시스템을 적용한 가압그라우팅 콜일네일링 공법의 인발거동 특성”, 한국지반공학회 봄 학술발표회 논문집, pp.405-411.
3. 이선근 (1999), 전단강도 감소기법을 이용한 보강사면의 상호작용 효과, 석사학위 논문 연세대학교, pp.59-75.
4. 정경한, 박성원, 최항석, 이충원, 이인모 (2008), “가압 그라우팅 콜일네일링의 인발저항력 증가 원인에 관한 연구”, 한국지반공학회 논문집, 제24권, 제4호, pp.101-114.
5. 천병식, 최창현 (2000), “쓰일네일링 시공 시 가압 그라우팅에 의한 지반 확공에 관한 연구”, 대한토목학회 논문집, 제20권, 5C호, pp.419-427.
6. 한국도로공사 (2003), 비발면 보강공사용 콜일네일 현장 인발시험 기준(안), pp.13-14.
7. 황영철, 김낙영 (2002), “풍화암 사면에서의 압력분사 그라우팅 네일 보강효과 연구”, 한국지반환경공학회 논문집, 제3권, 1호, pp.47-55.
8. Carter, J.P., Booker, J.R. and Yeung, S.K. (1986), “Cavity expansion in cohesive frictional soils”, *Geotechnique*, Vol.36, No.3, pp.349-353.
9. Gässler, G. (1993), *Discussion leader's report : Slope and excavations*, Earth Reinforcement Practice, Ochiai, Hayashi & Otani (eds), pp.950-960.
10. Smith I. M. and Su N. (1997), “Three-dimensional FE analysis of a nailed soil wall curved in plan”, *Int. J. Numer. Anal. Meth. Geomech.*, Vol.21, pp.583-597.
11. Kleyner, I.M., and Krizek, R.J. (1995), “Mathematical Model for Bore-Injected Cement Grout Installations”, *Journal of Geotechnical Engineering, ASCE*, Vol.121, No.11, pp.782-788.
12. Yin, J.H., Su, L.J., Cheung, R.W.M., Shiu, Y.K., Tang, C. (2009), “The influence of grouting on the pullout resistance of soil nails in compacted completely decomposed granite fill”, *Geotechnique*, Vol.59 No.2, pp.103-113.
13. Yu, H.S., and Houlsby, G.T. (1991), “Finite cavity expansion in dilatant soils : loading analysis”, *Geotechnique*, Vol.41, No.2, pp.173-183.

(접수일자 2009. 8. 17, 심사완료일 2010. 2. 26)

도로성토체로 사용된 실트질 계열의 경량기포혼합토에 대한 물의 영향

Effect of Water on the Lightweight Air-Mixed Soil Containing Silt Used for Road Embankment

황 중 호¹ Hwang, Joong-Ho

안 영균² Ahn, Young-Kyun

김 태형³ Kim, Tae-Hyung

Abstract

This study was especially conducted to find out the characteristics of the lightweight air-mixed soil (slurry density 10 kN/m^3) containing silt related to water. Compression strength, permeability, and capillary height of the lightweight air-mixed soil were studied, and also to support these studies, the structure of that soil was analyzed in detail. Air bubbles of various sizes are inside the lightweight air-mixed soil, and its distribution in a location is almost constant. A numerous tiny pores are inside the air bubbles so that the lightweight air-mixed soil can be saturated with water. Porosity is also estimated through the image analysis. Peak strength of the lightweight air-mixed soil is not dependent on water, but behavior of stress-strain is affected by the water. Permeability is about $4.857 \times 10^{-6} \text{ cm/sec}$, which is a little bit higher than the clay's permeability. Capillary rise occurs rapidly at the beginning of the test until the lapse of 100 minutes and then its increase rate becomes slow. The capillary rise causes the increase of the density of the lightweight air-mixed soil, and thus it is required to pay attention to this phenomenon during structure design and maintenance of the lightweight air-mixed soil.

요지

본 연구는 특별히 물과 관련된 실트질 계열의 경량기포혼합토(기포슬리리밀도 10kN/m^3 대상)의 특성변화를 알아보기 위해 수행되었다. 일축압축강도, 투수계수, 모관상승과 등에 대한 연구가 이루어졌으며, 이들 연구를 뒷받침할 수 있는 경량기포혼합토의 미세구조에 대한 연구도 아울러 진행되었다. 사진을 통한 미세 구조 분석 결과 경량기포혼합토 내의 기포는 다양한 크기로 존재하며, 위치별 기포의 분포는 거의 일정한 것으로 밝혀졌다. 또한 기포 안에 아주 많은 미세한 공극들이 존재하여 물에 의해 경량기포혼합토가 포화상태에 가까이 도달될 수 있음이 밝혀졌다. 이미지를 이용한 간극률 산정도 같이 이루어졌다. 일축압축강도 시험 결과, 물에 의한 극한강도 값의 변화는 없으나 응력-변형거동에는 영향을 주는 것으로 나타났다. 경량기포혼합토의 투수계수는 평균 $4.857 \times 10^{-6} \text{ cm/sec}$ 로 점토보다는 약간 큰 값을 갖는 것으로 나타났다. 경량기포혼합토의 모관상승은 시험초기부터 100분 이내에는 가파르게 진행되고, 그 이후 경과시간에 따라 상승속도가 점진적으로 완만하게 진행됨을 알 수 있다. 모관상승은 곧 재료의 단위중량 증가를 유발하므로 경량기포혼합토의 설계와 유지관리 시 각별한 주의가 요구된다.

Keywords : Capillary rise, Compression strength, Lightweight air-mixed soil, Permeability, Slurry density

1 학생회원, 한국해양대학교 토목환경공학과 석사과정 (Graduate Student, Dept. of Civil and Environmental Engrg., Korea Maritime Univ.)

2 정회원, 한국해양대학교 토목환경공학과 박사과정 (Graduate Student, Dept. of Civil and Environmental Engrg., Korea Maritime Univ.)

3 정회원, 한국해양대학교 건설환경공학부 조교수 (Assistant Prof., Div. of Civil and Environmental Engrg., Korea Maritime Univ., kth67399@hhu.ac.kr, 교신저자)

* 본 논문에 대한 토의를 원하는 회원은 2010년 8월 31일까지 그 내용을 학회로 보내주시기 바랍니다. 저자의 검토 내용과 함께 논문집에 게재하여 드립니다.

1. 서 론

경량기포혼합토는 건설발생토 등과 같은 원료토에 물과 시멘트 등의 고화재를 혼합하여 유동화 시킨 것에 기포를 혼합하여 만든 재료를 말한다. 단위중량(슬러시 상태의 습윤단위중량을 일컬음)은 보통 10kN/m^3 전후로 조정이 가능하나 여러 조건(예, 압축강도)이나 품질 관리(예, 소포문제)에 따라 실제적용에 제한적인 면이 있을 수 있다. 경량기포혼합토는 토사에 비해 가벼워서 지반 등에 미치는 하중을 경감할 수 있고 유동성이 높으므로 펌프 압송에 의한 타설을 할 수 있으며 전압이 필요 없으므로 시공이 용이한 장점을 가지고 있다. 이러한 장점 때문에 연약지반 위의 성토, 옹벽의 뒤채움, 구조물의 되메우기, 침하부분 충진 등에 효과적인 재료로 인식되어 현재 사용범위가 증가되고 있는 추세이다(하이그레이드소일 연구컨소시엄, 2005).

경량기포혼합토 이전에 경량성토를 필요로 하는 곳에는 EPS(Expanded Poly Styrene)가 주로 이용되었다. EPS는 석유정제 과정에서 발생하는 Styrene Monomer(액체) 중화제로서 얻어지는 Poly Styrene(고체)과 여기에 첨가되는 발포제를 주요 원료로 하고 있다. 그 단위 중량이 흙의 $1/100$ 정도로 극히 가벼워 이를 활용하여 연약지반 상에 EPS블록이 성토체, 교대와 같은 구조물의 뒤채움부에 사용 되었다(한국건설기술연구원, 1996). 하지만, EPS가 갖는 자체 소성변형으로 인한 장기적인 압축성(크리프)과 블록의 파괴, 단차 침하발생으로 인한 문제점이 노출되기 시작하면서 최근 원료토에 물과 시멘트를 첨가하여 유동화 시킨 것에 기포를 혼합하는 경량기포혼합토를 적용시키고자 하는 노력이 여러 연구자들에 의해 진행되고 있다(임종철 등, 2007)

경량기포혼합토의 압축강도에 영향을 미치는 인자들에 대한 국내 연구로서는 김과 이(2002)에 의해서 시료의 초기함수비, 시멘트 함유율, 기포의 함유율 및 양생 방법 등이 주요인자로 알려졌으며, 이후 윤과 김(2004)에 의해 이러한 영향인자들을 이용하여 경량기포혼합토의 임의 배합에 따른 일축압축강도를 추정하는 기법이 개발되었다. 이후 윤과 유(2004)의 연구에서는 현장 발생토의 초기함수비, 시멘트 첨가량, 기포 첨가량을 고려한 정규화계수로 표현되는 일축압축강도의 적절한 회귀식을 제시하고 있으며, 정규화계수가 원료토의 채취지역에 따라 달라지는 것을 지적하고 있다. 원료토의 채취지역에 따라 경량기포혼합토의 일축압축강도가 달

라지는 이유는 원료토를 구성하고 있는 모래, 실트, 점토의 함유량에 따라 모래와 점토의 함유율이 증가하면 일축압축강도가 낮아지며, 실트의 함유율이 높으면 일축압축강도가 증가하는 경향을 보이기 때문이다. 또한 타설 높이에 따른 일축압축강도는 곡률계수가 커지면 상부와 하부의 단위중량 및 강도의 차이가 더 크게 발생하였으며, 곡률계수의 변화가 심하고 조립토의 함유율이 높을 경우, 기포의 소산율이 높으므로 이러한 원료토를 이용하는 경우에는 타설 높이를 제한할 필요가 있음이 지적되었다(송준호 등, 2008).

이와 같은 경량기포혼합토와 관련된 연구 결과를 보면 주로 압축강도와 관련된 연구가 주로 이루어졌음을 알 수 있다. 하지만 경량기포혼합토가 현장에 시공된 후 강우, 강설, 주변상황에 따라 지하수위 변화로 인한 물의 영향은 피할 수 없을 것이다. 현재까지 물의 영향은 설계 시 부력에 대한 영향 검토를 하는 것으로 되었으며, 물과 관련된, 예를 들어 물에 의한 압축강도 변화, 투수계수, 모관상승고 등에 관련된 연구가 거의 이루어지지 않은 상태이다. 또한 이들 현상을 뒷받침할 수 있는 경량기포혼합토의 미세구조에 대한 연구도 깊이 있게 이루어 지지 않은 상태이다.

따라서 본 연구에서는 현장에서 발생된 원료토를 이용한 경량기포혼합토의 물과 관련된 특성들에 대해 파악하고자 한다. 이를 위해 경상남도 OO현장에 시공된 경량기포혼합토 성토체에 사용된 시료를 공시체로 이용하였다.

2. 기존 자료 분석

2.1 사진 판독

경량기포혼합토에 대한 기포의 분포를 확인하기 위해 주로 SEM등을 이용한 단면 촬영이 이루어졌다(임종철 등, 2008). 촬영된 단면을 통해 기포의 분포를 확인, 그 상태가 양호한지 판단을 하는 자료로 활용이 되었다. 이와 같은 분석은 단순히 공극의 분포를 확인하는 것 이외에 더 세부적인 고찰은 이루어지지 않았다. 이와 같이 기존 연구들은 대부분 단순한 사진 촬영을 통한 기포 확인이 주로 이루어졌는데 반해 본 연구에서 경량기포 혼합토 내의 기포의 분포 확인은 물론, 기포의 상태와 고화재와 결합된 혼합토 내부 성분 분석, 내부 간극률 산정 등을 시도해 보고자 한다.

2.2 압축강도

현재까지 경량기포혼합토와 관련된 연구의 대부분은 압축강도와 관련되어 진행이 되었다. 압축강도와 관련된 연구는 주로 일축압축시험을(삼축압축시험 이용, 김주철 등, 2002) 활용하여 진행되었으며 대부분 다음과 같은 항목들에 대한 검토가 이루어졌다; 양생조건에 따른 특성, 양생일수에 따른 특성, 고화재의 함유량에 따른 특성, 시험결과를 이용한 응력-변형 특성 등이다. 구체적인 결과들을 살펴보면 양생압력, 유효구속압, 양생일수가 증가할수록 압축강도는 증가하고, 고화재의 첨가량에 따라 좌우되는 것으로 보고되었다. 수치해석에서 전단강도와 함께 중요한 해석 변수는 변형계수(E_{50})인데 압축강도가 클수록 변형계수도 커지며, 압축강도와 변형계수는 배합시 여러 조건들에 따라 영향을 받아 분산된 경향을 보여주는 것으로 나타났다(송준호 등, 2008)

일단 경량기포혼합토가 현장에 시공되면 강우 또는 주변 환경 변화에 따라 지하수위가 변동되어 물에 의한 혼합토의 침수로 인해 많은 영향을 받을 것으로 사료된다. 따라서 양생이 끝난 후 일정 기간 동안 침수시킨 시료에 대한 압축강도 변화에 대한 고찰이 본 연구에서 이루어졌다.

2.3 투수계수

일반적으로 지반에서 투수계수는 흙과 물의 성질에 따라 변하는데 그 중에서 흙의 성질과 관련된 것으로는 간극비, 흙 입자의 모양, 입도분포, 포화도 등이 있으며 물의 성질과 관련된 것으로는 물의 점성계수와 단위증량이 있다. 물의 오염정도가 심하지 않고 온도차이가 크지 않으면 점성계수와 단위증량은 상온에서 그 차이가 별로 크지 않으므로 투수계수에 큰 영향을 미치는 것은 주로 흙의 성질이다. 그러므로 경량기포혼합토의 투수계수도 경량기포혼합토의 성질에 많은 영향을 받을 것으로 판단된다.

표 1. 재료에 따른 투수계수(건설교통부, 1997)

구 분	투수계수 k (cm/sec)
조립모래	$1.1 \times 10^{-1} \sim 3.6 \times 10^{-1}$
세립모래	$2.6 \times 10^{-3} \sim 1.4 \times 10^{-1}$
조립실트	$4.0 \times 10^{-5} \sim 2.8 \times 10^{-4}$
경량기포혼합토	$9.5 \times 10^{-8} \sim 7.2 \times 10^{-4}$
조립점토	3.0×10^{-6} 이하
모르터	$1.0 \times 10^{-12} \sim 8.0 \times 10^{-11}$
보통콘크리트	$9.2 \times 10^{-13} \sim 1.9 \times 10^{-9}$

본 논문에서는 경량기포혼합토에 대한 정확한 투수계수 산정을 위해 기존 방법을 개선한 시험장치가 개발되어 사용되었다. 표 1은 참고로 여러 재료에 대한 투수계수 값으로 경량기포혼합토는 보통콘크리트나 모르터의 투수계수보다는 클 것으로 예상된다.

2.4 모관상승고

흙에서 간극은 물이 지하수면 위로 상승하게 하는 모세관 같은 역할을 하며, 이러한 모세관 현상은 모관흡수력의 크기와 간극크기에 따라 달라진다. 모관흡수력은 외부환경의 변화에 의해 변하며 일반적으로 지반공학적 문제에서는 모관흡수력이 전 흡수력 변화를 좌우하며, 삼투압 흡수력은 무시할 정도로 미미하다. 표 2는 여러 재료들에 대한 일반적인 모관상승고 범위를 나타낸 것으로 세립모래의 경우 약 0.5m까지 모관상승이 발생하는 것을 알 수 있다.

일반적으로 경량기포혼합토는 품질관리를 측면에서 1단 시공높이를 1m 내로 제한하고 있다. 본 연구에 선택된 현장의 경우도 60cm가 1단 시공높이로 적용되어 최대 3단~4단이 시공된 점을 감안하면 1.8m~2.4m 높이까지 경량기포혼합토가 시공되었며 이에 대해 모관상승높이, 상승속도 등에 대해 관찰을 하였다.

3. 시 험

3.1 재료

본 연구에서는 원료토로 해운대 OO신축공사현장에서 발생한 흙을 사용하였으며 물성치는 표 3과 같고, 입도분포곡선은 그림 1과 같다. 이 흙은 통일분류법에 의해 ML로 분류된다.

기포제는 동물성, 식물성, 합성유계 등이 있으며 다른 재료와 혼합한 상태에서 안정적인 기포를 얻을 수 있는 것을 선정해야하며, 본 연구에서는 식물성 계면활성제를 사

표 2. 모관상승고(Chow, 1979)

재료	모관상승고(m)
Sands	0.03 ~ 0.1
Fine sands	0.1 ~ 0.5
Clayey sands	0.5 ~ 2.0
Loess	2.0 ~ 5.0
Clay-loam soils	~ 10

표 3. 원료토사의 물성

USCS	모래 (%)	실트 및 점토 (%)	함수비 w (%)	비중 G _s	액성한계 LL (%)	소성한계 PL (%)	소성지수 PI (%)	비고
ML	22.2	77.82	45.85	2.63	40.44	26.87	13.57	C _u =14.12 C _g =2.65

표 4. 고로시멘트 B종의 규격 및 성분

항 목	화학성분			물리성능					모르터의 공기함유량 (%)
	삼산화황 (SO ₃) (%)	강열감량 (%)	황분 (S) (%)	분말도	안정도	응결시간		압축강도	
				비표면적 (cm ² /g)	오토클레이브 팽창도(%)	길모아 시험	비이커 시험	3일 7일 28일 (MPa)	
KS L 5210 (2종)	4.0 이하	3.0 이하	2.0 이하	3,000 이상	0.20 이하	60 이상 10 이하	60 이상 10 이하	6.0 이상 12.0 이상 28.0 이상	12 이하
사용 재료	4.0 이하	2.0 이하	1.0 이하	4,000 이상	0.05 이하	230 이상 8 이하	200 이상 8 이하	17.0 이상 26.0 이상 40.0 이상	6 이하

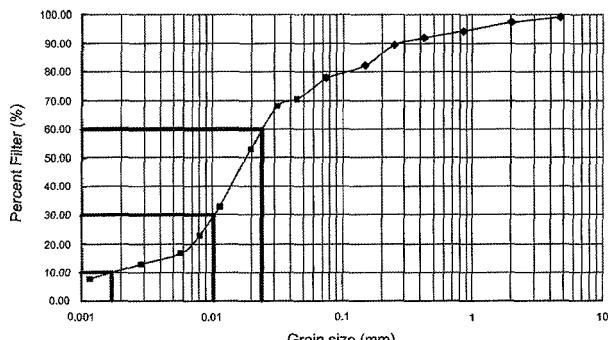


그림 1. 원료토의 입도분포곡선

용하였다. 일부에서 식물성은 환경적인 측면에서 안전하고 동물성은 냄새가 나는 관계로 안전하지 않다고 인식되고 있으나 두 종류 기포제 모두 환경적인 측면에서 안정하다. 본 현장에서는 기포제를 물과 1:19의 비율로 혼합한 후 기포발생장치를 통해 발포시킨 기포를 시멘트 슬러리에 혼합하는 선기포 방식을 채용하였다. 선기포 방식은 기포의 양을 조절하기 쉽고 현장 발포가 용이한 장점이 있다.

고화재는 토사의 종류에 의해 선정하나 일반적으로 강도 발현이 좋은 점성토 등에는 보통 포틀랜드 시멘트 또는 고로시멘트 B종이 사용되며 관동룸(Loam)이나 유기질토 등에는 시멘트계 고화재가 이용된다. 또한 육가크롬에 대해 반응성이 높은 토사에는 시멘트계의 특수 토용 고화재도 이용되고 있다(하이그레이드소일 연구 컨소시엄, 2005). 사용하는 고화재는 기포혼합토의 육가크롬 용출시험에 토양환경기준에 적합한 것을 이용한다. 본 연구에서는 고로 시멘트 B종을 사용하였으며 규

격 및 성분은 표 4와 같다. 고로 시멘트는 포틀랜드 시멘트보다 분말도가 높아 동일한 수량에서도 작업성이 우수하며 수화열이 낮고, 내구성이 높으며, 화학적 저항성이 크고, 장기강도가 우수하며, 투수가 적은 특징이 있다. 따라서 댐 등의 대규모 콘크리트 공사, 호안, 배수구, 터널, 지하철 공사에 사용된다.

3.2 배합시험

배합시험에 이용되는 토사는 사전에 5mm의 체에 걸려 이물질이나 자갈을 걸러내어 균일하게 한 뒤 물을 넣어 혼합하였다. 준비된 토사에 고화재를 넣고 충분히 혼합한 후 기포를 넣고 믹서혼합 한다. 배합 기준은 목표 단위중량 10kN/m³, 목표 일축압축강도 500kPa, 플로우값 200±20mm이며 구조물의 설계에서 고려한 안전도를 확보하기 위해서 고화재량을 1m³당 1.0kN, 1.5kN, 2.0kN의 세 가지로 구분하여 소요강도를 확인하기 위해 시멘트양 별로 배합시험을 실시하였다. 플로우값은 크기 350×350mm 유리판위에 인지름80mm, 높이 80mm인 아크릴 원통을 세운 후 경량기포혼합토를 상부까지 붓고 남은 윗부분은 수평하게 제거하고 원통을 살며시 들어 올려 1분 후에 시료가 퍼진 4방향에 대해 등간격으로 측정한 길이의 평균값을 의미한다(KS F 4039:2004). 일축압축강도는 시멘트의 양과 양생일의 증가에 따라 강도가 증가하는 것으로 나타났다. 이 결과를 이용하여 표 5와 같은 최종 배합표를 결정하였다. 공시체는 표 5의

최종 배합표를 이용하여 직경 5cm, 높이 10cm로 제작된 특수 종이캔을 사용하여 현장 시공 시에 제작되었다.

3.3 광물조성과 구조

경량기포혼합토의 광물조성을 확인하기 위해 X-선 회절(XRD)을 실시하였고, 표면과 내부의 기포의 크기, 배열, 부피를 산정하기 위해 실체현미경과 전자현미경, X-선 투과촬영을 통해 획득한 영상을 판독하였다. 각 장비에 대한 구체적인 사양은 표 6과 같다.

3.4 압축강도시험

본 연구에서는 압축강도에 대한 물의 영향을 조사하기 위하여 28일간 습윤양생 시킨 공시체를 탈형 후 물속에 2일간 수침 시킨 후, 일축압축강도시험을 실시하였다. 시료의 수침은 28일간 양생한 공시체를 탈형한 후 물을 채운 수조에 이틀간 담가 놓은 후 일축압축시험을 실시하였다. 시료를 수조에 넣으면 처음에는 가로로 수면에 떠 있는 상태로 2분 정도 경과 후부터 공시체의 한쪽부터 물속에 잠겨 세로로 선 상태가 되고, 다시 30~40초정도가 경과하면 완전히 바닥에 가라앉는 양상을 보였다.

3.5 투수시험

투수계수를 구하는 실내시험법으로는, 정수위 투수시험과 변수위 투수시험이 규정되어 있는데 두 방법 모

두 포화토를 대상으로 하며, 사질토인 경우는 정수위 투수시험으로, 실트질 일 때는 변수위 투수시험을 실시하여 투수계수를 구하나, 변수위 투수시험 시에는 시료를 포화시키는데 있어 많은 시간과 여러 어려움이 있을 뿐 아니라 자연 수두를 이용하여 투수시험을 실시하므로 시간도 상당히 오래 소요되는 단점이 있다.

따라서 본 연구에서는 삼축셀을 이용한 투수시험 장치로써 투수계수가 낮은 시료의 경우에도 짧은 시간 내에 포화는 물론 투수계수를 측정할 수 있도록 하였다. 그림 2는 실험에 사용된 장비의 모식도이다.

시험은 시료의 포화, 투수의 단계로 실시되었다. 시료는 직경 5cm, 높이 10cm로 제작된 공시체를 양생 28일 후 탈형하여 사용하였다. 포화는 먼저 공시체에 CO₂를 10분정도 통과시킨 후, 공시체에 물을 공급하고 백압(Back pressure)을 이용하여 공시체를 포화시켰다. 포화가 끝난 상태에서 p₁을 100kPa을 주고, σ₃을 p₁보다 10kPa이 높은 110kPa을 주었으며, p₂는 대기압 상태(0kPa)로 두고 시험을 실시하였다. 이 때 시료와 멤브레인 사이로 물이 흐르지 않도록 σ₃ > p₁ > p₂의 상태가 되도록 하여야 한다. p₂로 빠져나오는 물의 양이 일정해질 때까지 시험을 실시하여 아래의 식 (1)을 사용하여 투수계수를 산정하였다.

$$q = kiA \Rightarrow k = \frac{q}{iA}$$

$$i = \frac{\Delta h}{L} = \frac{(\Delta p / \gamma_w)}{h}, (\gamma_w = 0.001 \text{kg/cm}^3)$$

$$\therefore k = \frac{qh}{\Delta p \cdot 10^3 \times A \times 60} \quad (\text{cm/sec}) \quad (1)$$

표 5. 최종 배합 표

중량(kN)				체적(m ³)					
조정니토		시멘트	기포제	합계	조정니토		시멘트	기포제	합계
원료토	물				원료토	물			
4.481	3.854	1.51	0.155	10.0	0.2553	0.3854	0.0493	0.310	1.0

표 6. 분석 장비 목록

장비명	제조사	특 징
Scanning Electron Microscope(SEM) (주사전자현미경)	Hitachi(Japan) S-2700	<ul style="list-style-type: none"> - Electron gun: Tungsten Filament type - Resolution: 4.0nm - EDS: Horiba
X-ray Scanner (X-선 투과 촬영기)	Softex(Japan) VIX-150(A)	<ul style="list-style-type: none"> - Camera size: 12", 9", 4.5". CCD - Resolution: 12/18/22 Lp/cm
Microscope (실체현미경)	Nikon(Japan) SMZ 2B	<ul style="list-style-type: none"> - 배율: 20, 40, 80, 160, 200
X-ray Diffractometer(XRD) (X-선 회절분석기)	Philips(Netherlands) X'PERT-MPD	<ul style="list-style-type: none"> - 광물조성 확인

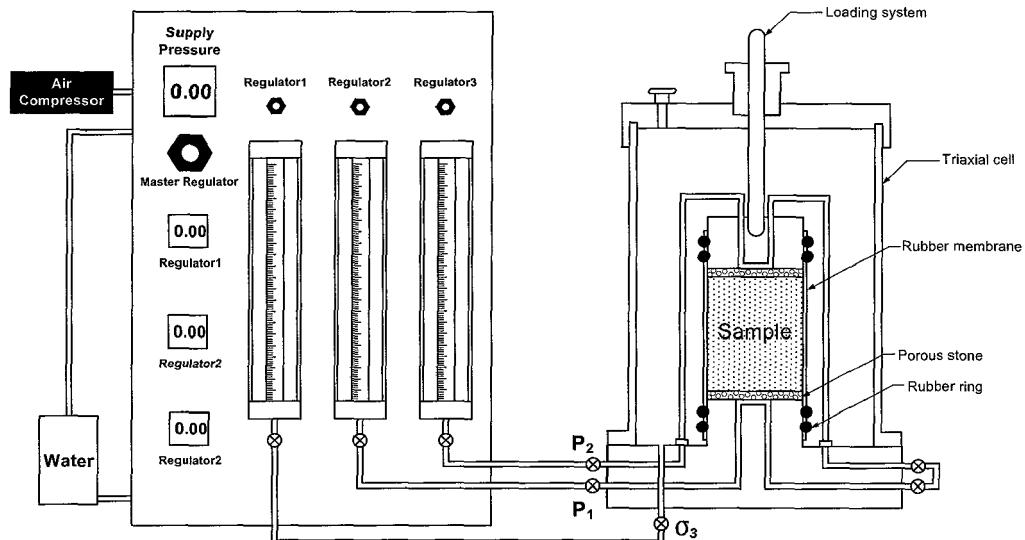


그림 2. 삼축투수시험 장비 모식도

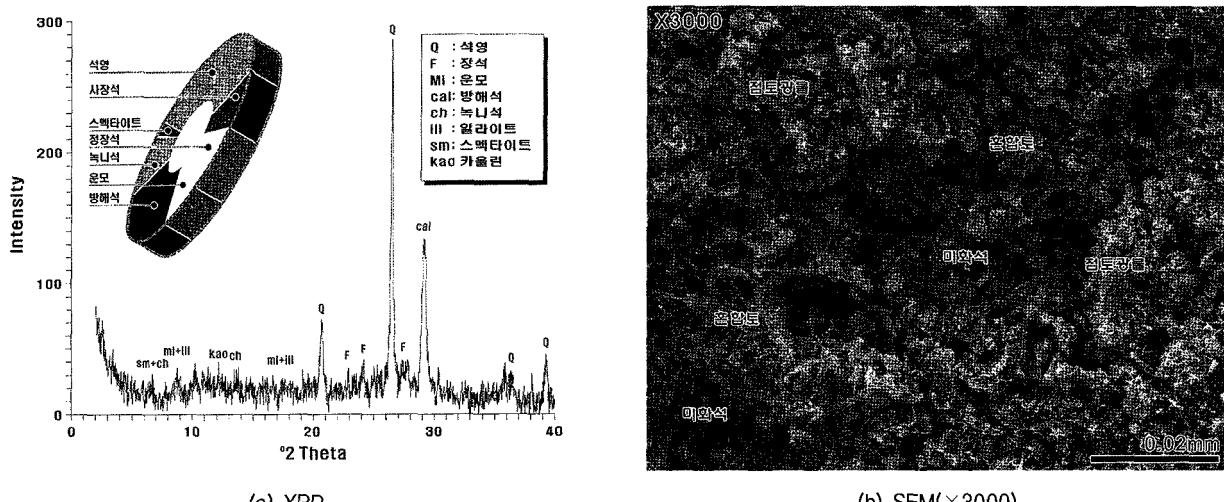


그림 3. 경량기포혼합토의 광물 조성

여기서, q : 유량이 일정할 때의 투수량(cm^3/min)

k : 투수계수(cm/sec)

i : 동수경사

A : 시료의 단면적(cm^2)

h : 시료의 높이(cm)

$\Delta p : p_1 - p_2 (\text{kg}/\text{cm}^2)$, $1\text{kg}/\text{cm}^2 = 98.07\text{kPa}$

3.6 모관상승고

모관상승고 시험은 시공 시 제작된 공시체(직경 5cm, 높이 10cm)에 대해 실시되었다. 방법은 1cm 정도의 물이 담기 용기에 공시체를 넣고 경과시간에 따른 모관상승고를 관찰하였다. 또한 이때는 용기 내 물의 높이가 1cm로 유지되도록 세심한 주의가 요구된다.

4. 결과 및 분석

4.1 광물조성

X-선 회절분석에 의한 본 연구에 사용된 경량기포혼합토의 광물조성은 석영과 장석이 우세한 규산염계에 해당하며, 점토광물은 카올린과 일라이트의 함량이 우세하며 팽윤성의 스詈타이트광물이 소량 포함된다. 10% 이상의 함량을 보이는 방해석(Calcite)은 혼합토의 제조과정에서 고화재로 사용한 탄산염계의 시멘트에서 기원된 것이다. 그림 3(b)는 3,000배로 확대한 경량기포혼합토의 전자현미경 영상으로 얇은 판상형이 중첩된 층상구조의 점토광물과 미화석이 대등한 분포를 보이며, 고화재에 의한 혼합부분은 방사상의 띠를 형태로 집합체를 이루고 있다.

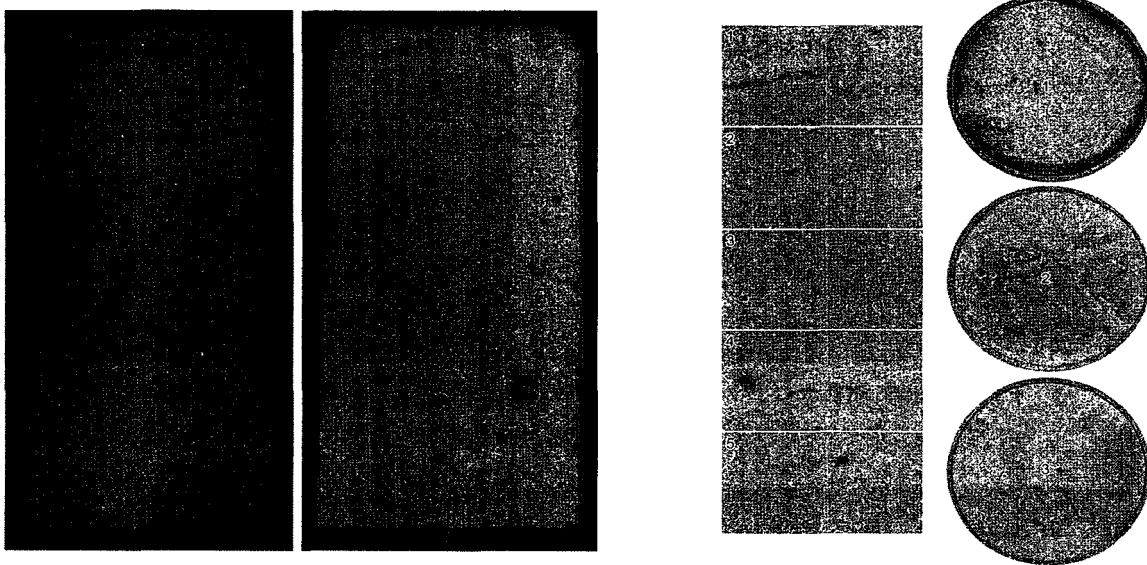


그림 4. 수직과 수평방향으로 절단한 공시체

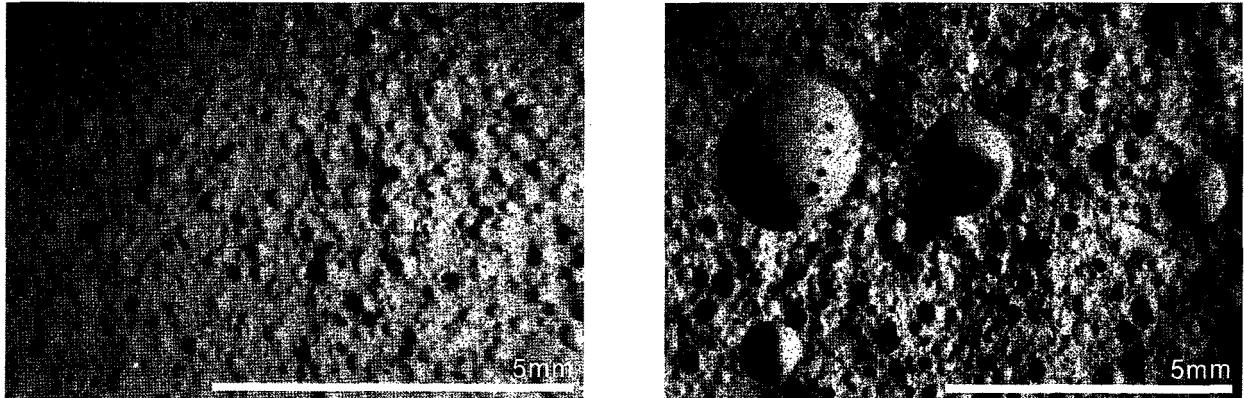


그림 5. 실제현미경 이미지

4.2 표면 구조

28일간 양생시킨 공시체를 원통형 시료를 수평과 수직 단면으로 성형(그림 4)한 후 표면에 분포하는 경량기포혼합토 간극의 형태와 분포를 분석하였다. 경량기포 혼합토는 건조과정에서 원료토에 포함된 점토의 영향으로 균열이 발생하며, 기포의 크기와 빈도는 거의 일정한 것으로 나타났다.

그림 5는 최대 200배까지 배율을 달리하며 관찰한 실제 현미경의 영상으로 표면에 분포하는 기포의 빈도는 위치에 관계없이 일정하다. 최대와 최소 크기의 기포의 직경을 기준으로 50배 이상이며, 대공극의 분포는 불규칙하다.

그림 6은 공시체의 X-선 투과 영상으로 그림의 좌측은 반전된 영상으로 기포제에 의해 형성된 공극은 원형의 흑색 점으로 표현되며, 원료토사에 포함된 굵은 입자는 모양이 일정하지 않은 백색의 점으로 관찰된다. 위치에 따른

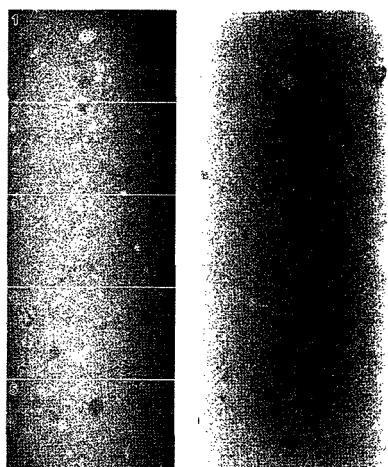
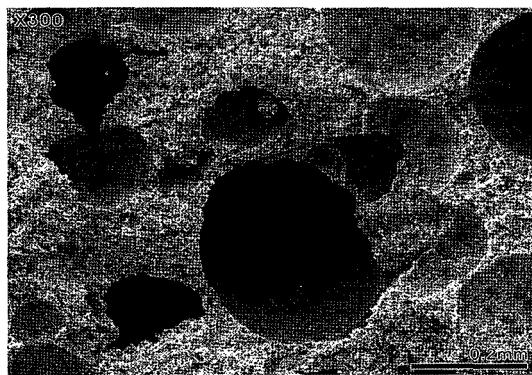


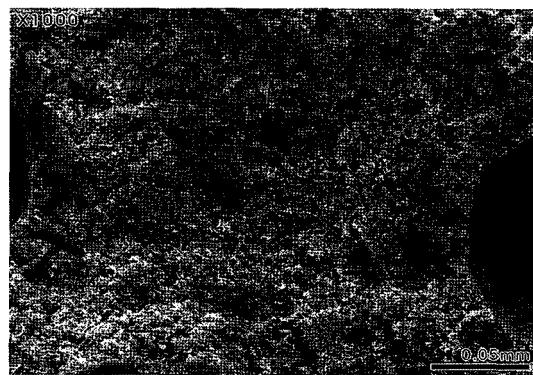
그림 6. X-ray 투과영상(좌: Negative, 우: Positive)

공시체의 기포 발생 빈도는 거의 일정한 것을 볼 수 있다.

그림 7은 공시체의 주사전자현미경 영상으로 기포는 거의 원형에 가까운 형태를 보이며, 크기는 일정한 규칙

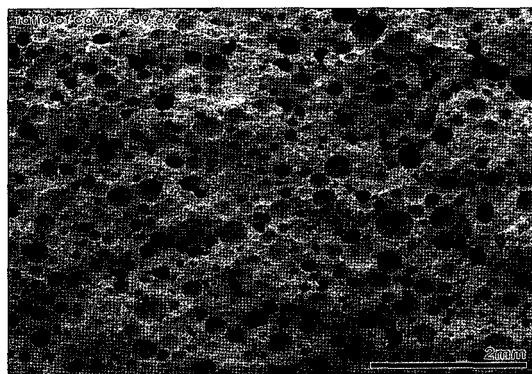


(a) 300배 확대

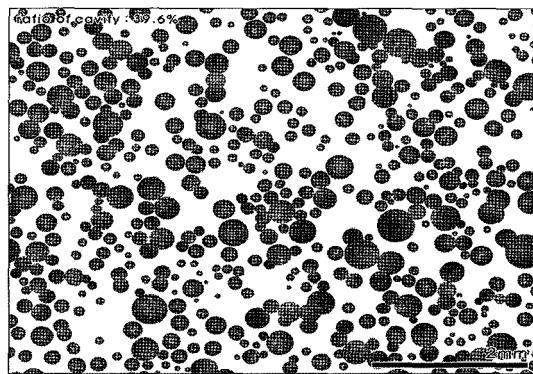


(b) 1000배 확대

그림 7. 공시체의 SEM 영상



(a) 전자현미경 영상($\times 40$)



(b) 공극의 분포

그림 8. SEM 이미지를 이용한 공극(간극률) 산정

이 없이 무질서한 것을 보여준다. 소규모 공극의 일부는 서로 중첩되거나 공극이 형성되는 동안 외암에 의해 변형된 모양을 보이기도 하지만 대공극의 경우는 경계가 분명하며, 독립적인 형태를 유지하고 있다. 대공극의 표면은 원료토사와 고화제의 상이한 입도분포에 의해 형성된 미세 공극이 관찰되며, 경량기포혼합토가 지하수면 하부에 놓이게 되면 미세 공극을 따라 유입된 지하수에 의해 포화 상태에 도달할 것으로 판단된다.

그림 8은 공시체 단면의 현미경 영상을 이용하여 산정한 간극율의 예로써 공극이 구의 형태를 가지므로 단면에서 차지하는 공극의 면적비는 부피의 비와 동일한 것을 전제할 수 있다. 공시체 단면의 위치별 간극률은 39.2~40.1%로 일정한 분포를 보이는 것으로 나타났다. 이것은 공시체의 간극 부피가 약 78.5cm^3 임을 의미하는 것으로 추후 목표 단위중량이 10kN/m^3 이하인 공시체에 대한 참고자료로 활용하고자 한다.

4.3 압축강도

공시체에 대한 일축압축시험 결과 목표 강도인 500kPa

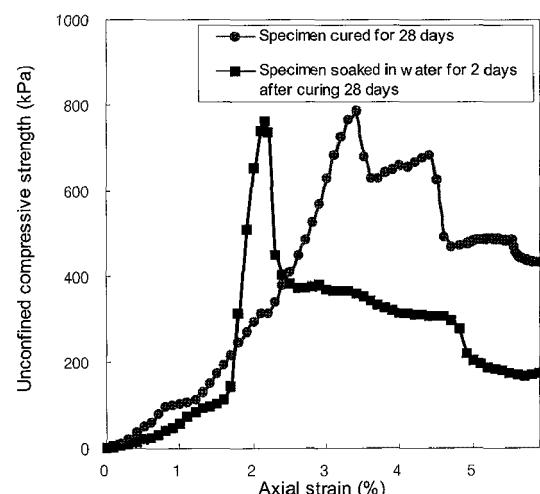


그림 9. 일축압축시험 결과(응력-변형률 곡선)

에 만족하는 것으로 나타났다. 물에 의한 압축강도의 영향을 알아보기 위해 28일 양생 후 탈형한 시료를 2일간 수침 시킨 후 일축압축시험을 실시하였다. 그 결과를 비수침 시료의 강도와 비교했을 때 약간 작은 값을 보이나 큰 차이는 없음을 알 수 있다(그림 9). 응력-변형 거동을 살펴보면, 두 시료 모두 변형이 낮은 단계에서 응력-변형

거동이 계단형의 형태를 보이고 있음을 알 수 있다. 이것은 공시체 내부에 서로 다른 크기의 기포가 존재하여 일정 순간까지는 저항하다 파괴되는 거동을 보이기 때문인 것으로 사료된다. 잔류강도의 크기는 수침시킨 공시체의 강도가 그렇지 않은 공시체보다 작게 나타났고, 수침시킨 공시체에는 낮은 변형 단계에서 극한강도에 다다를 수 있다. 즉 결론적으로 물에 의한 강도 값에는 영향이 없으나 응력-변형거동에는 영향이 있음을 알 수 있다.

4.4 투수계수

그림 2의 투수시험기를 이용한 투수시험 결과는 표 7과 같다. 본 연구에 사용된 경량기포혼합토의 투수계수는 평균 4.857×10^{-6} cm/sec로 산정되었다. 이 값은 경량기포혼합토의 투수계수가 점토(3.0×10^{-6} cm/sec)보다는 약간 크고, 보통콘크리트(9.2×10^{-13} cm/sec ~ 1.9×10^{-9} cm/sec)보다는 매우 큰 값을 가진다는 것을 알 수 있다. 이 값을 이용하여 현장에 시공된 경량기포혼합토 구조물의 침투속도를 예상해 보면 피복토가 덮여진 경량기포혼합토에 강우가 직접적으로 침투하기는 어려울 것으로 예상되나, 만약 강우가 경량기포혼합토에 직접 침투하여 포화상태가 되고, Darcy의 법칙을 적용하고 동수경사(i)를 1로 가정하면 경량기포혼합토의 침투속도는 투수계수와 같다고 볼 수 있다.

물론 이것은 가장 극단적인 경우이며, 대부분의 경우 현장의 경량기포혼합토 구조물은 불포화 상태이므로 투수계수는 본 연구에서 측정된 투수계수보다 작을 것이다. 침투속도는 불포화상태에서 모관흡수력이 포화상

태에 비해 더 커 동수경사가 포화상태에 비해 크므로 불포화 초기에는 침투속도가 빠를 것이며 포화가 진행되면서 일정한 속도에 이를 것으로 판단된다.

4.5 모관상승고

모관상승고 시험은 1cm 정도의 물이 담긴 용기에 높이 10cm 공시체를 넣고 경과 시간에 따른 상승고를 관찰하는 것으로 이루어졌다. 이 때 용기 내의 물의 높이가 1cm로 일정하게 유지되도록 하였다. 경량기포혼합토의 시간 경과에 따른 모관상승고는 그림 10과 같다. 관찰 10시간 경과 후 높이 10cm의 공시체의 끝까지 상승하는 것으로 나타났다. 이것은 그림 7에서 볼 수 있는 바와 같이 경량기포혼합토 내에 미세한 공극이 존재하기 때문으로 판단된다.

이 결과를 모관상승고와 시간의 그래프로 표현하면 그림 11과 같다. 이 그림에서 볼 수 있는 바와 같이 100분 이내에서 모관상승고가 가파르게 진행되고, 그 이후 시간에서 상승속도가 점진적으로 완만하게 진행됨을 알 수 있다. 경과시간에 따른 모관상승고의 추세를 수식으로 나타내면 아래의 식 (2)와 같이 나타났다.

$$h_c = 5.15 \cdot t^{0.29} \quad (2)$$

여기서, h_c : 모관상승고(cm)

t : 경과시간(hour)

모관상승은 곧 경량기포혼합토 성토체의 단위중량 증가를 유발하는데 이를 알아보기 위해 공시체 단위중

표 7. 투수시험 결과

셀압 σ_3 (kPa)	내압 p_1 (kPa)	유량 q (cm ³ /min)	투수계수 k (cm/sec)
110	100	0.536	5.055×10^{-6}
		0.499	4.706×10^{-6}
		0.510	4.810×10^{-6}

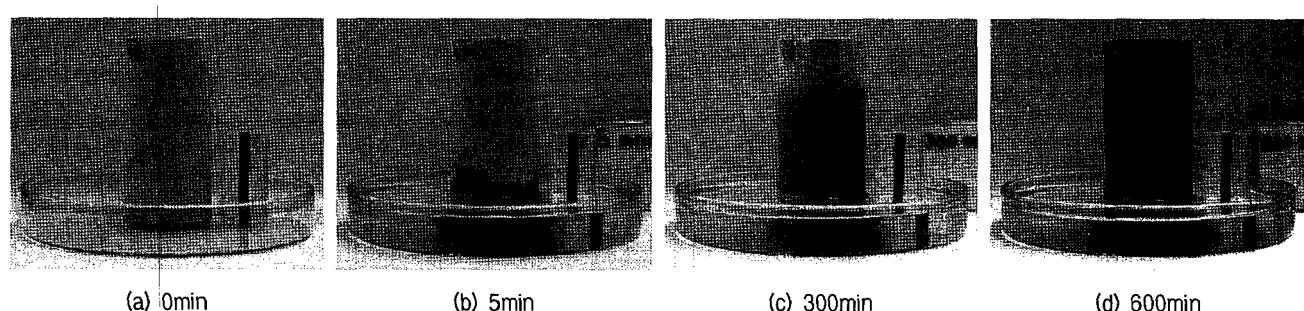


그림 10. 실험실 공시체

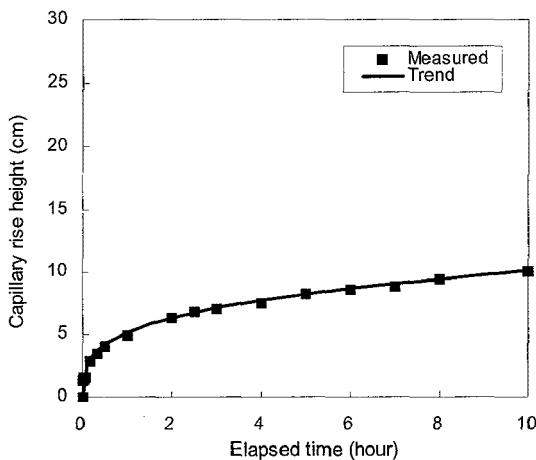


그림 11. 경과시간에 따른 모관상승고 경향

량 변화를 다음 시간대 별로 살펴보았다; 공시체 제작 시, 28일 양생 후 2일간 공기건조시, 2일간 수침 시킨 후. 공시체 제작 시 10kN/m^3 인 단위중량은 28일 양생 후 9.7kN/m^3 정도로 거의 변화가 없음을 알 수 있었다. 2일간 공기 건조된 후 단위중량은 8.3kN/m^3 으로 약 1.7kN/m^3 정도의 단위중량이 감소되었으며, 28일 양생 된 시료를 2일간 침수시킨 시료의 단위중량은 12kN/m^3 로 약 2.0kN/m^3 가 증가되었다. 모관상승에 의한 단위중량의 변화는 지반의 거동을 유발할 수 있으므로 이에 대한 대비가 설계와 유지·관리에서 측면에서 각별히 요구되며, 또한 경량기포혼합토의 최종 모관상승고를 파악하기 위해서는 추가적인 실험이 필요할 것으로 판단된다.

5. 결 론

본 연구의 목적은 건설현장에서 발생되는 흙(원료토)을 이용하여 만든 경량기포혼합토(기준 슬러리밀도 10kN/m^3)의 내부구조를 관찰하고, 물과 관련된 경량기포혼합토의 특성 변화를 알아보는데 있다. 본 연구를 통해 다음과 같은 결론을 도출하였다.

(1) 사진을 통한 미세 구조 분석 결과, 경량기포혼합토 내의 기포는 다양한 크기로 존재하며, 위치별 기포의 분포는 거의 일정한 것으로 밝혀졌다. 또한 기포 안에 아주 많은 미세한 공극들이 존재하여 물에 의해 경량기포혼합토가 포화상태에 가까이 도달될 수 있음을 예측할 수 있다. 본 연구에 사용된 공시체는

약 40%의 간극률을 가진 것으로 이미지 분석을 통해 산정되었다.

- (2) 일축압축강도 시험 결과, 물에 의한 극한강도 값의 변화는 없으나 응력-변형 거동에는 영향을 주는 것으로 나타났다. 이것은 경량기포혼합토 내의 다양한 크기의 간극들이 존재하기 때문으로 사료된다.
- (3) 경량기포혼합토의 투수계수는 평균 $4.857 \times 10^{-6}\text{ cm/sec}$ 로 점토보다는 약간 크고, 보통 콘크리트보다는 매우 큰 값을 가진다는 것을 알 수 있다. 경량기포혼합토의 모관상승 경향은 초기에 가파르게 상승이 진행되다가 시간의 경과에 따라 상승속도가 점진적으로 완만하게 진행됨을 알 수 있다. 이러한 경량기포혼합토의 모관상승은 곧 재료의 단위중량 증가를 유발하므로 경량기포혼합토 공법의 설계 및 유지·관리 시에 각별한 주의가 요구되며, 또한 최종 모관상승고를 파악하기 위한 추가적인 실험이 필요할 것으로 판단된다.

감사의 글

본 연구는 교육과학기술부와 한국산업기술진흥원의 지역혁신인력양성사업으로 수행된 연구결과임.

참 고 문 헌

1. 하이그레이드소일 연구진소시업 (2005), 기포혼합토공법 기술자료.
2. 한국건설기술연구원 (1996), EPS 성토공법을 적용한 도로확장용 성토체의 설계·시공 및 계측 연구.
3. 임종철, 장지건, 이성우 (2007), “경량기포혼합토공법의 적용성”, 2007년 한국지반공학회 가을 학술발표회.
4. 김주칠, 이종규 (2002), “준설토를 이용한 경량기포혼합토의 역학적 특성 연구”, 한국지반공학회 논문집, 제18권, 4호, pp.309-317.
5. 윤길립, 김병탁 (2004), “경량기포혼합토의 압축 및 강도특성 연구”, 한국지반공학회 논문집, 제20권, 4호, pp.5-13.
6. 윤길립, 유승경 (2004), “현장발생토를 활용한 경량기포혼합토의 강도 및 변형특성” 한국지반공학회 논문집, 제20권, 9호, pp.125-131.
7. 송준호, 임종철, 홍석우(2008), “원료토의 특성에 따른 경량기포 혼합토의 압축강도 영향인자 분석”, 한국지반공학회 논문집, 제24 권, 11호, pp.1-10.
8. 건설교통부 (1997), 경량기포콘크리트 재료개발연구.
9. V. T. Chow (1979), *Developments in Water Science*; 7, Elsevier.
10. KS F 4039:2004 현장 타설용 기포 콘크리트.
11. K. H. Head (1986), *Manual of Soil Laboratory Testing*, Vol.3 : Effective Stress Tests.

(접수일자 2009. 8. 20, 심사완료일 2010. 2. 10)

단일심정 지열히트펌프의 수치적 모델링

Part I: 수치해석 모델 검증

Numerical Simulation of Standing Column Well Ground Heat Pump System

Part 1: Validation of the Numerical Model

박 두 희¹ Park, Du-Hee

김 광 균² Kim, Kwang-Kyun

곽 동 엽³ Kwak, Dong-Yeop

장 재 훈⁴ Chang, Jae-Hoon

박 시 삼⁵ Park, Si-Sam

Abstract

Geothermal energy is gaining wide attention as a highly efficient renewable energy and being increasingly used for heating/cooling systems of buildings. The standing column well (SCW) is especially efficient, cost-effective, and suitable for Korean geological and hydrological conditions. However, a numerical model that simulates the SCW has not yet been developed and applied in Korea. This paper describes the development of the SCW numerical model using a finite-volume analysis program. The model, through hydro-thermal coupled analyses, simulates heat transfer through advection, convection, and conduction. The accuracy of the model was verified through comparisons with field data measured at SCWs in the U.S. and Korea. Comparisons indicated that the SCW numerical model can closely predict the performance of a SCW. The numerical model was used to perform a comprehensive parametric study in the companion paper.

요 지

지열은 고효율 신재생에너지로 각광을 받고 있으며 건축물의 냉난방 설비 시스템으로 활용이 점차 확산되고 있다. 지열 히트펌프 중에서 지하수를 열원으로 사용하는 단일심정(Standing column well)은 특히 효율이 높고 초기설치비용이 저렴하며 국내 지반·수리조건에 적합하다. 반면, 국내에는 아직 SCW의 성능을 평가할 수 있는 수치해석 모델이 없으며 국내 자료를 적용한 수치해석이 수행된 바 없다. 본 연구에서는 SCW 수치해석 모델을 유한체적해석 프로그램을 이용하여 구축하였다. 수치적 모델은 수리·열 연계해석을 수행하여 열이류, 대류, 전도를 모두 모사한다. SCW 모델은 미국과 국내에서 계측된 현장 데이터를 통하여 검증하였다. 비교 결과 본 연구에서 구축된 수치해석 모델은 정확하게 SCW의 거동을 예측할 수 있는 것으로 나타났다. 검증된 수치해석 모델은 동반논문에서 매개변수연구에 활용되었다.

Keywords : Finite-volume method, Geothermal Heat Pump, Hydro-thermal coupled analysis, Numerical model, Standing column well

1 정희원, 한양대학교 건설환경공학과 조교수 (Member, Assistant Prof., Dept. of Civil and Environmental Engrg., Hanyang Univ., dpark@hanyang.ac.kr, 교신저자)

2 정희원, 한양대학교 건설환경공학과 박사 후 과정 (Member, Post Doc., Dept. of Civil and Environmental Engrg., Hanyang Univ.)

3 UCLA 건설환경공학과 박사 과정 (Ph.D Course, Dept. of Civil and Environmental Engrg., Univ. of California, Los Angeles)

4 한양대학교 건설환경공학과 석사 과정 (Graduate Student, Dept. of Civil and Environmental Engrg., Hanyang Univ.)

5 정희원, GS건설(주) (Member, Ph.D., GS E&C Corp.)

* 본 논문에 대한 토의를 원하는 회원은 2010년 8월 31일까지 그 내용을 학회로 보내주시기 바랍니다. 저자의 검토 내용과 함께 논문집에 게재하여 드립니다.

1. 서 론

화석연료의 고갈로 인한 에너지 위기를 극복하고, 화석연료의 연소과정에서 발생하는 대기오염 물질에 의한 지구 온난화 현상을 해결하기 위한 방안으로 국내외에서 신재생에너지 이용에 대한 관심이 날로 증가하고 있다. 신재생에너지 중에서 초기투자비용 및 에너지 효율적인 측면에서 가장 실용화에 근접한 시스템은 지열에너지를 이용한 지열 히트펌프 시스템(ground source heat pump system)이라고 할 수 있으며, 최근 들어 국내외 건축물의 냉난방 설비 시스템으로 많이 사용되고 있다. 다양한 종류의 지열 열펌프 시스템 중, 현재 국내외에서 주를 이루고 있는 시스템은 지중 열원 열펌프 시스템(ground-coupled heat pump system)과 지하수 열원 열펌프 시스템(ground-water heat pump system)이다. 지중 열원 시스템은 지하수 열원 시스템과 비교하였을 때 열전달 성능이 다소 떨어져 초기 지열을 포집하기 위한 면적을 많이 차지하며 초기 공사비용이 높은 단점이 있다. 이에 반해 지하수 열원 열펌프 시스템은 열전달 성능, 설치공사비용 및 설치면적 등 여러 가지 측면에서 상대적으로 우수하다(Kavanaugh 등, 1997).

지하수 열원 히트펌프 시스템 중 가장 보편적인 방식은 단일심정(SCW, Standing Column Well)이며 이를 수주 지열정, 에너지정(energy well), 난류정(turbulent well)이라고도 한다(한정상 등, 2006). SCW는 단일 수직 심정에서 지하수를 뽑아서 히트펌프에 통과시켜 열을 추출·배출한 후, 이를 동일한 심정에 다시 재주입하는 방식으로 현재 해외에서 활용실적이 크게 증가하고 있는 추세이다. SCW는 기반암 심도가 60m 이하이며 지하수 조건이 우호적일 경우에 특히 매우 효율적이다. 국내는 일반적으로 기반암 심도가 얕고(대략 50m 미만) 지하수 위가 높으며(지표면으로부터 약 5~10m, 국가 지하수 정보센터 자료: <http://www.gims.go.kr>), 지하수량이 풍부하여 SCW를 적용하기 위한 이상적인 조건을 가지고 있다(한정상 등, 2006).

반면 현재 국내에는 SCW 관련된 활용 실적이 많지 않고 연구 성과 또한 미비한 실정이다. 또한 국내 지반/지하수 특성이 반영된 설계기준이 아직 정립되지 않아 대부분의 미국의 설계지침(Bose 등, 1988; Collins 등, 2002; Rawling, 2004)을 수정 없이 사용하고 있는 실정이다. SCW의 활용 증대를 위해서는 광범위한 계측결과와 수치해석 결과를 기초로 국내지반특성을 반영한 설

계기준이 수립되어야 하지만 아직 현장계측결과도 부족하고 수치해석모델 또한 개발되어 있지 않는 상황이다.

본 연구에서는 SCW 성능을 평가하기 위한 수치해석 모델을 구축하였다. 수치해석 모델은 심정과 주변지반에서의 물의 흐름과 열전달을 동시에 모사할 수 있는 정밀한 모델이다. 구축된 SCW 수치해석 모델의 정확성은 미국과 국내 의령에서 계측된 데이터를 통하여 검증하였다.

2. SCW 시스템

SCW는 약 300m 이하의 연중 온도가 일정한 지하수를 열원으로 이용하는 히트펌프 시스템이다. 그림 1은 SCW를 개략적으로 도시한 구성도이다. SCW의 유입관(suction pipe)은 심정의 저부에서 연중 일정한 온도의 지하수를 채수하여 히트펌프로 공급하며 히트펌프의 열교환기를 통과시켜서 열을 추출·배출한 후 심정 상부에 설치된 유출관(discharge tube)을 통하여 심정으로 환수한다. 유입구는 심정 저부에 위치하지만 실질적으로 지하수를 뽑아내는 수중펌프는 상부에 위치한다. 이는 수중펌프의 심도가 증가할수록 펌프의 양수 동력비가 과다하게 소요되어 비경제적이기 때문이다. 유입관으로부터 히트펌프로 펌핑되는 지하수를 유입수라고 하며 유출관으로 방출되는 물을 유출수라고 한다. 유입수와 유출수를 통합하여 순환수라고 한다. 겨울에는 지상에 비해 상대적으로 따뜻한 순환수를 채수하여 히트펌프

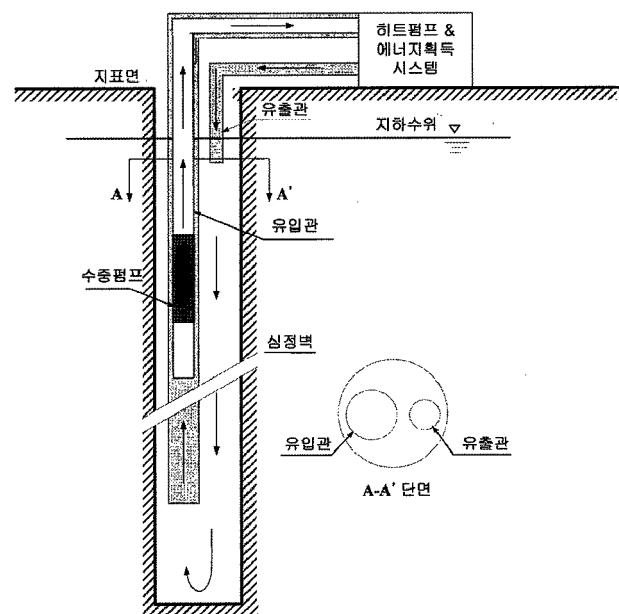


그림 1. 단일심정시스템의 개략도

의 열교환기를 통과시킨 후 온도가 상승한 냉매의 열에
너지는 난방용으로 이용하고 열이 추출되어 차가워진
순환수는 심정으로 환수된다. 여름에는 반대로 냉방용
으로 이용되며 열이 흡수되어 따뜻해진 순환수로 재주
입된다.

지중열 히트펌프 시스템이 단순하게 열전도를 통하여 열을 포집하는 반면, SCW는 단일 심정 내에서 유출수, 유입수, 파이프, 주변지반, 지하수 등이 복합적이며 다양한 경로를 통하여 열교환을 하게 되며 열전달 경로로는 심정 벽면에서의 순환수-지반 열전도, 지층에서의 열복사, 순환수-지반 그리고 심정 내 순환수의 열대류, 펌핑으로 인하여 발생하는 지하수의 반경방향 흐름과 이로 인한 열이류 등이며 이러한 열이동 메커니즘은 그림 2에 도식화하였다. 심정 벽면을 통한 지하수의 반경방향 흐름은 심정 저부에서는 펌핑으로 인한 수두저하로 인해 지하수가 흡입되는 반면, 상부에서는 유출관에서의 환수로 인하여 순환수가 심정 밖으로 밀려나가게 된다. 심정 중간부분에서는 반경방향흐름이 0이 된다.

심정내의 온도가 과도하게 상승하거나 떨어지면 SCW 을 멈추거나 일부분의 유출수를 심정 외부로 배출하여 온도를 조절할 수 있으며 이를 블리딩(bleeding)이라 한

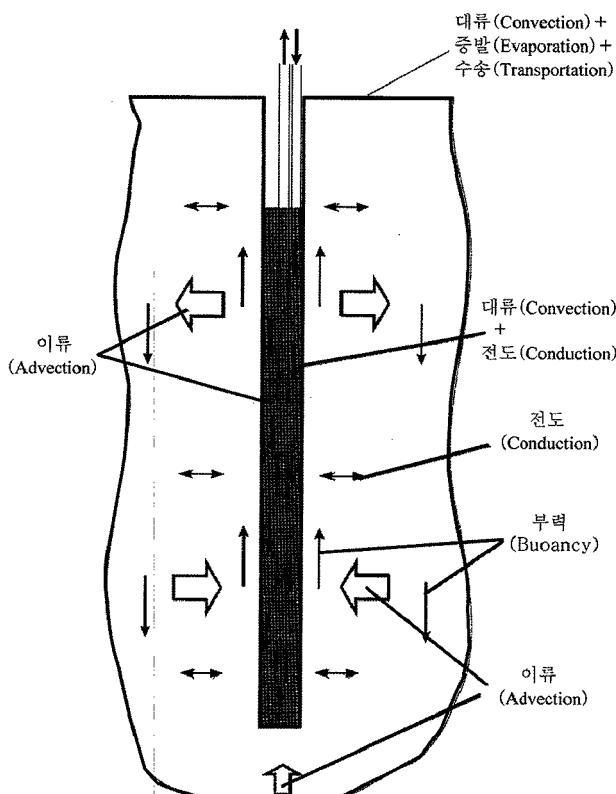


그림 2. SCW 시스템의 열 이동 메커니즘(Rees 등, 2004)

다. 블리딩을 하게 되면 유입수가 유출수보다 많아져 심정 내에 압력차가 증가하여 심정 내부로 지하수의 흡입이 증가하여 열교환이 더욱 활발해진다.

이와 같이 SCW를 모델링하기 위해서는 전술한 다양한 열교환 메커니즘을 모사해야 한다. SCW의 수치해석 모델은 여러 연구자들에 의해 개발되었다(Braud 등, 1983; Deng, 2004; Mikler, 1993; Oliver 등, 1981; Orio, 1995; Rees 등, 2004; Yuill 등, 1995).

Braud 등(1983)과 Oliver 등(1981)은 물의 흐름을 층류로 가정하고 열전도만이 열전달 메커니즘에 고려된 수치모델을 개발하였다. 하지만 이는 SCW의 장기거동 모사에 대하여 열이동을 과소예측하고 블리딩을 고려하지 못하는 단점이 있다. Mikler(1993)와 Yuill 등(1995)은 SCW 주변의 대수층을 전도와 대류를 통해 수리적-열적 에너지 이동을 모사하였으나 대수층을 층류와 등방성으로 단순화하고 블리딩을 모사하지 않았으며 수직방향의 열전달을 고려하지 않았다. Orio(1995)는 Kelvin의 층이론을 이용하여 SCW의 열전달을 모델링하였다. Orio(1995)는 블리딩이 유효 열전도도를 증가시킬 수 있음을 밝혀냈지만 Kelvin의 층이론으로는 이를 직접적으로 모사할 수 없었다. Deng(2004)과 Rees(2001)는 수리-열 연계해석이 가능한 2차원 축대칭 수치해석 프로그램을 개발하였으며 이를 계측자료를 통하여 검증하였다. 이 모델은 균등한 지반에만 적용할 수 있으며 3차원으로 확장할 수 없어 복수 SCW의 연계 성능을 평가할 수 없다는 단점을 가지고 있다. 또한, 이 프로그램은 공개되지 않았기 때문에 사용할 수 없다.

3. SCW 시스템 수치해석 모델 구축

3.1 유체흐름 및 열전달 모델

본 연구에서는 Fluent(Fluent, 2006) 프로그램을 이용하여 SCW를 모델링 하였다. Fluent(Fluent, 2006)는 ANSYS 사에서 개발된 유한체적 해석프로그램이며 유체흐름, 난류해석, 열전도 등 수리-열 해석에 널리 사용된다. Fluent(Fluent, 2006)는 질량 및 운동량 보존방정식을 풀어서 유체흐름을 모델링 한다. 질량보존법칙은 다음 식으로 표현할 수 있다.

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \vec{v}) = S_m \quad (1)$$

여기서, ρ = 밀도, t = 시간, v = 유속, S_m = 연속체에 추가되는 질량원을 나타낸다. 한편 운동량 보존방정식은 식 (2)와 같이 표현될 수 있다.

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \vec{v}) + \nabla \cdot (\rho \vec{vv}) = -\nabla p + \nabla \cdot (\bar{\tau}) + \rho \vec{g} + \vec{F} \quad (2)$$

여기서 p = 정수압, $\bar{\tau}$ = 응력 텐서, $\rho \vec{g}$ = 중력에 의하여 작용하는 체력(gravitational body force), \vec{F} = 외부에서 작용하는 체력(external body force)이다.

지반, 심정, 파이프 내의 흐름은 기본적으로 층류로 가정하였다. 지반은 Darcy flow라고 가정하였으며 지반에서의 수두(압력)손실은 식 (3)과 같이 계산하였다:

$$\nabla p = -\frac{\mu}{k} \vec{v} \quad (3)$$

여기서 μ = 점성, k = 수리전도도이다. 파이프와 심정내의 흐름은 non-Darcy flow이다지만 유효 수리전도도를 식 (4)와 같이 적용하여 Darcy flow로 모델링하였다(Chen 등, 1999).

$$k_{eff} = \begin{cases} k & \text{지반} \\ \frac{d^2 \rho g}{32 \mu} & \text{파이프} \\ \frac{2gd}{uf} & \text{심정내} \end{cases} \quad (4)$$

여기서, d = 심정직경, ρ = 물의 밀도, g = 중력가속도, μ = 점도, u = 심정내 평균유속, f = 마찰계수이다. 특히 심정벽면과 인접한 흐름은 벽면의 거칠기 때문에 층류로 가정할 수 없으며 난류로 모델링 해야 한다. 실제로 난류해석을 수행하기 어려우며 많은 수의 변수를 산정해야 하므로 식 (4)와 같이 유효 수리전도도를 적용하는 것이 효율적이다. 난류계산을 위한 마찰계수 f 는 다음 식 (5)로 산정한다(Chen, 1979).

$$\frac{1}{\sqrt{f}} = 3.48 - 1.7372 \ln \left[\frac{\varepsilon}{a} - \frac{16.2426}{Re} \ln A_2 \right] \quad (5)$$

여기서, Re 는 식 (6)으로 계산한다.,

$$Re = \frac{D_h V}{\nu} \quad (6)$$

여기서, D_h = 수력학적 직경, V = 유체 속도, ν = 유체 동점성계수이다. 계수 A_2 는 식 (7)로 계산한다.

$$A_2 = \frac{(\varepsilon / a)^{1.1098}}{6.0983} + \left(\frac{7.149}{Re} \right)^{0.8981} \quad (7)$$

여기서, ε = 표면거칠기, a = 덕트반경이다.

Fluent(Fluent, 2006)에서 적용된 열 전달 모델은 다음의 식과 같다.

$$\begin{aligned} & \frac{\partial}{\partial t}(\rho E) + \nabla \cdot (\vec{v}(\rho E + p)) \\ &= \nabla \cdot \left[k_{eff} \nabla T - \left(\sum_i h_i \vec{J}_i \right) + \left(\bar{\tau} \cdot \vec{v} \right) \right] + S_h \end{aligned} \quad (8)$$

여기서, E = 매질의 에너지, ρ = 매질의 밀도, k_{eff} = 유효 열전도도, T = 온도, h = 엔탈피, J = 확산선속, S_h = 열 원의 엔탈피를 나타낸다. 우변항 세 개의 항은 전도, 확산과 점성 소산으로 인한 에너지 전달을 나타낸다. 다공성 매체에서는 식 (8)을 식 (9)로 대체하게 된다.

$$\begin{aligned} & \frac{\partial}{\partial t}(n \rho_f E_f + (1-n) \rho_s E_s) + \nabla \cdot (\vec{v}(\rho_f E_f + p)) \\ &= \nabla \cdot \left[k_{eff} \nabla T - \left(\sum_i h_i \vec{J}_i \right) + \left(\bar{\tau} \cdot \vec{v} \right) \right] + S_f^h \end{aligned} \quad (9)$$

여기서, n = 매질의 공극률, E_f = 전체 유체의 에너지, E_s = 전체 고체의 에너지, ρ_f = 유체의 밀도, ρ_s = 고체의 밀도, S_f^h = 유체의 엔탈피를 나타낸다. 식 (9)의 유효 열전도도는 다음의 식과 같다.

$$k_{eff} = n k_f + (1-n) k_s \quad (10)$$

여기서 k_f , k_s 는 각각 유체와 고체의 열 전도도를 나타낸다.

Fluent(Fluent, 2006)에서는 지반은 Solid zone(Porous media)로 지정하고 심정 내 영역(유출관, 유입관, 심정내부)은 Fluid zone으로 지정하여, 각각의 지정된 zone에 대하여 유효 수리전도도를 적용하게 된다(식 (4)). 단, 유효 수리전도도를 적용하기 위해서는 f 를 정의해야 한다. f 는 나아가 식 (5)에 의하여 결정되며, 식 (5)의 Re 을 구하기 위해서는 유속 V 가 필요하며 Re 로부터 식 (5)의 A_2 가 결정되기 때문이다. 본 연구에서는 매시간 단계마다 유속 V 로부터 $A_2 - f - k_{eff}$ 을 순차적으로 계산하는 UDF(User Defined Function)을 개발하여 해석에 적용하

였다. 또한, Fluent(Fluent, 2006)에는 장기 가동 모델링을 위하여 SCW를 반복적으로 가동·정지하는 기능을 수행하는 기능이 없으므로 마찬가지로 이에 대한 UDF 모델을 개발하여 적용하였다. UDF는 SCW 가동 시에는 0 보다 큰 유량을 적용하며 정지기간에는 0을 적용한다.

3.2 재료 모델 및 경계 조건

SCW 시스템의 수치 모델은 심정과 심정을 둘러싼 지반 두 구역으로 구성되어 있다. 심정은 모델 중앙에 위치하며 심정경계, 유입관, 유출관, 유입구, 유출구로 구성되어 있다. 지반은 다공성 매체(porous medium)로 모델링 하였고 지하수위는 지표면에 위치하는 것으로 가정하였다. 실제의 우물관 내 유입관 및 유출관의 단면형상은 그림 3(a)와 같지만 축대칭 해석을 수행하기 위해서 유입관과 유출관의 형상을 그림 3(b)와 같이 수정하여 나타내었다. 수정된 유출관은 링 형상이며 실제 형상과는 다르지만 실제 유출관의 단면적과 동일하도록 링의 두께를 결정하였다.

수치 모델의 측면, 상부 및 하부 경계면은 압력 입력 경계를 적용하였고 지표면에서의 전체수두는 대기압으로 초기화하였다. 지반의 온도는 주어진 지열경사에 상응하도록 초기 온도 경계조건을 적용하였다. 지반 입력 물성은 수리전도도, 열전도도, 밀도, 비열 및 공극률이며, 파이프의 입력물성치는 밀도, 비열, 열전도도이다. 지반은 균일하지 않을 경우, 다층으로도 모델링이 가능하다. SCW 설계변수는 심정 심도, 심정 직경, 유입 및 유출관의 직경, 유입 및 유출구의 심도이다.

심정과 주변지반에서의 물의 흐름은 유입관과 유출관의 유량을 적용함에 따라 활성화된다. 블리딩을 사용하지 않을 경우에는 유입관-유출관의 유량을 동일하게 적용하며, 블리딩을 적용할 경우에는 유출관의 유량을

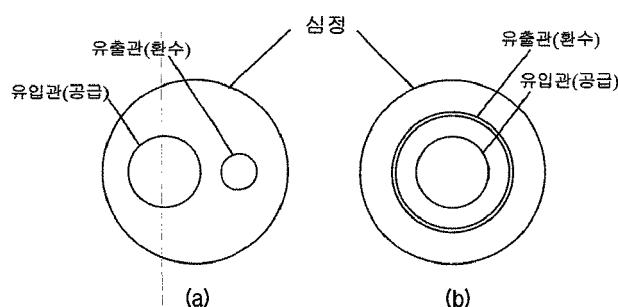


그림 3. SCW 단면 (a) 실제형상, (b) 축대칭해석에서 적용된 등가환산 형상

블리딩을 만큼 감소시켜 유입수의 양을 상대적으로 크게 적용하여 지하수의 흡입량을 증가시킨다. 해석 시, 유입구의 유입유량과 유출구의 유출수 온도 및 유출유량을 경계조건으로 적용하였으며 이로 인한 유입구의 유입온도를 계산하였다.

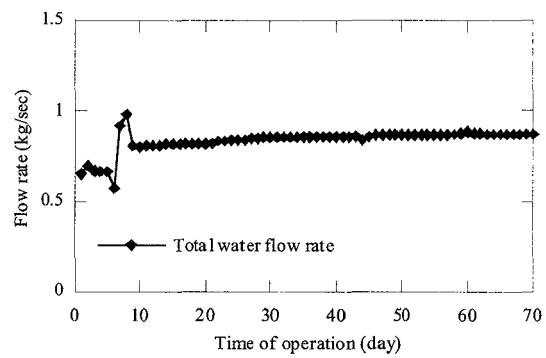
4. 해석 모델링 검증

본 연구에서 제안된 수치해석 모델의 정확성을 검증하기 위하여 미국 Pennsylvania State 대학에 설치된 SCW와 국내 의령 체육진흥센터에 설치된 SCW의 현장 계측 데이터와 수치해석 결과를 비교하였다.

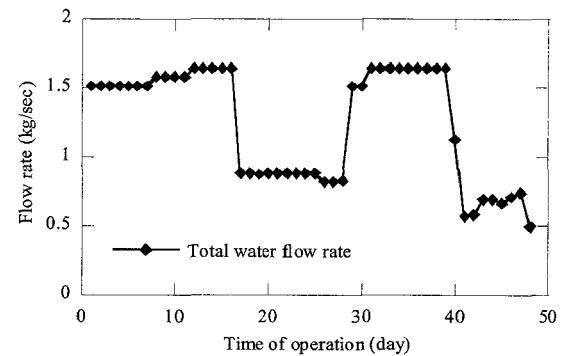
4.1 미국 Pennsylvania State 자료 검증

Mikler(1993)는 Pennsylvania State 대학 내에 심도 320m의 SCW를 모니터링 목적으로 설치 및 운영하였다. Pennsylvania State 대학에 설치된 SCW의 대상 지반은 석회암이며 심정의 직경은 약 15cm, 심도는 350m이다. 지하수위는 지표면으로부터 30m 하부에 위치한다.

Mikler(1993)는 온도측정센서를 심정에 깊이별로 설



(a) 난방모드



(b) 냉방모드

그림 4. Mikler(1993) 현장실험 검증에 적용한 입력유량

치하여 심정 내 지하수의 온도를 측정하였다. 또한 온도 측정센서를 유입관과 유출관 입구에 설치하여 유입수 및 유출수 온도를 측정하였다. 심정 내 순환하는 물의 유속과 유량은 유량 센서를 설치하여 계측하였다. SCW는 1992년 8월 4일부터 9월 20일까지 총 48일간 연속으로 가동되었다. 이후 42일간 SCW의 가동을 중지하였고, 그 후 12월 10일부터 2월 19일까지 연속으로 난방모

드로 운영하였다. 그림 4는 냉·난방 가동 시 측정된 유출유량을 나타내며 그림 5에는 유출수 및 유입수 온도를 도시하였다. 그림 5에서 To pump는 유입수를 의미하고 To well은 유출수를 의미한다. Mikler(1993)는 블리딩을 적용하지 않았으므로 유출수량과 유입수량은 동일하다. 전술한 바와 같이, 유출수의 유량과 온도는 입력자료로 활용되었으며 이로 인한 유입수의 온도를 계

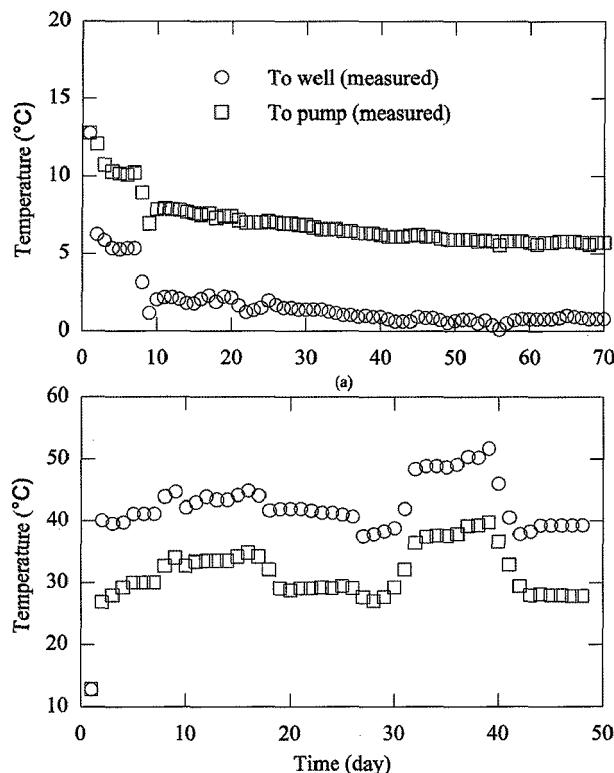


그림 5. Pennsylvania에 설치된 SCW에서 측정된 유출수 및 유입수 온도(Mikler, 1993)

표 1. Mikler(1993)의 현장실험 검증에 적용한 심정과 유입, 유출관의 치수 및 물성치

	심정	유출관	유입관
깊이	320m	2m	318m
지름	152.4mm	33.4mm	101.6mm
벽두께	—	3.05mm	6.35mm
열전도도	—	4W/m-°C	0.1W/m-°C
표면거칠기	1.5mm	1.5mm	1.5mm

표 2. Mikler(1993)의 현장실험 검증에 적용한 지반의 열적 및 수리적 물성

열적 물성		수리적 물성	
열전도도 (k_s)	3.81W/m-°C	수리전도도	7.00×10^{-5} m/s
지열경사	$T(°C) = 16.0 + 0.0225 \times \text{depth(m)}$	공극률	27.5%
밀도	2700kg/m ³	비중	$1 \times 10^{-5} m^{-1}$
비열	1000J/kg-°C	—	—

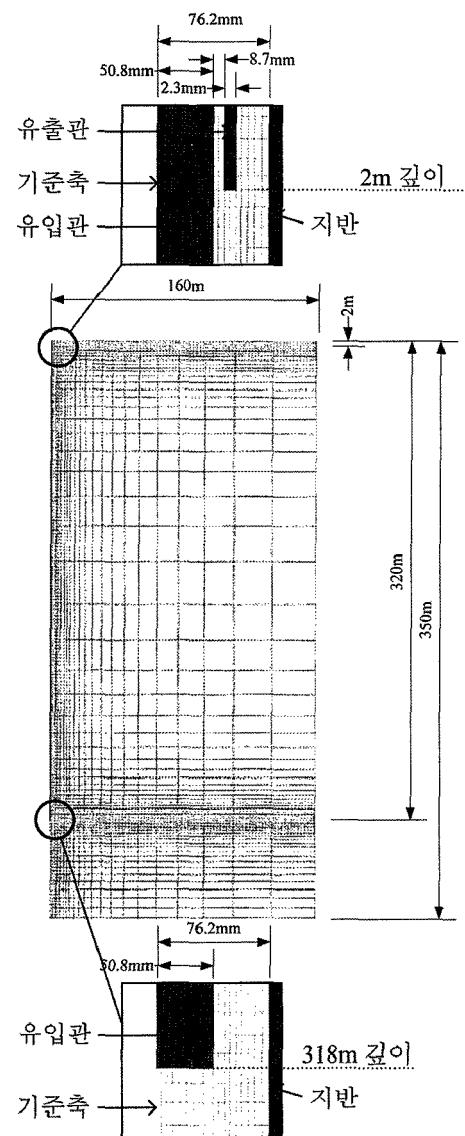


그림 6. Mikler(1993) 자료검증에 사용된 해석영역과 요소망

산하였으며 이를 측정치와 비교하였다. Mikler(1993)의 자료는 Deng(2004)의 수치모델을 검증하는 데에도 활용된 바 있다.

수치해석의 입력 자료는 Deng(2004)과 동일하며 표 1과 표 2에 정리하였다. 심정 내에 발생하는 난류는식 (4)의 유효 수리전도도를 적용하여 모사하였다. 그림 6에는 SCW 시스템의 2D 축대칭 해석 영역과 요소망을 도시하였다. 해석은 지하수위 하부만을 모델링하였으며 해석 시 적용된 심정심도는 심정 깊이 320m이며 유입관은 심정저부로부터 2m 위에 위치한다(유입관 길이 = 318m). 해석영역은 수직방향으로 350m와 반경 160m을 적용하여 하부·측면 경계조건의 영향을 받지 않도록 하였다. 유출관과 유입관의 단면과 길이는 표 1에 나타내

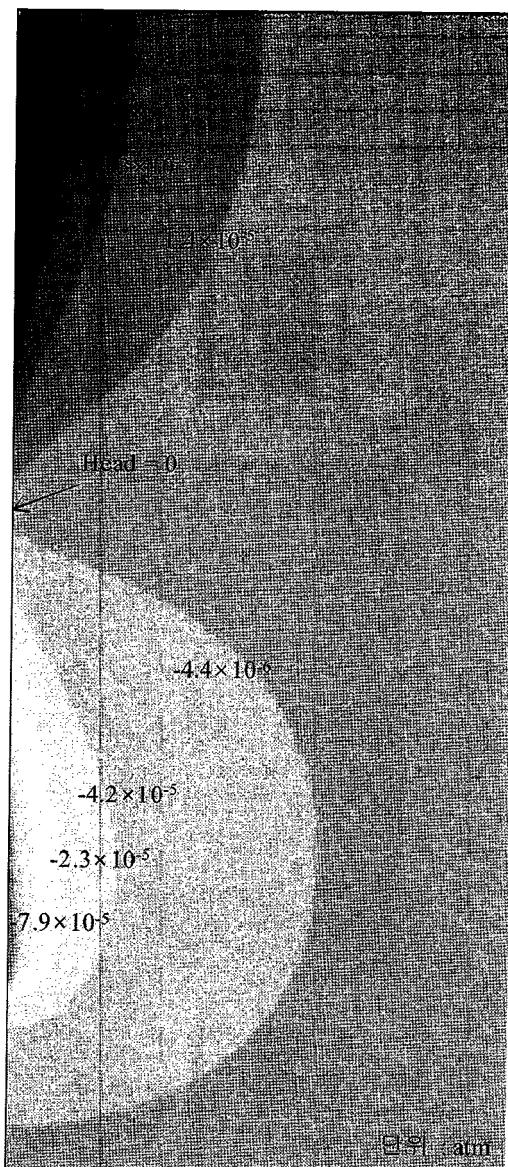


그림 7. 지반에서 계산된 압력수두 분포

었다. 2D 축대칭 수치해석에는 총 15375개의 8절점 사각형 요소가 사용되었다.

그림 7에는 수치해석으로 계산된 수두분포를 도시하였다. 그림 7의 수두 분포는 압력 수두 분포를 나타낸다. 유입관이 지하수를 흡입하는 심정 하부에서는 음의 수두가 발생하여 주변 지하수를 흡입하고 있으며, 유출관이 순환수를 방출하는 심정 상부에서는 양의 수두가 발생하여 주변지반으로 순환수를 배출하고 있는 것을 확인할 수 있으며, 수두의 변화가 주변지반에 미치는 범위는 대략 반경 100m인 것으로 나타났다. 심도 160m 부근에서는 반경방향 흐름이 0이 되며 최대 반경방향 속도는 0.0125m/s로 계산되었다.

그림 8은 냉방과 난방 모드에서 Mikler(1993)의 계측 결과와 본 연구에서 계산된 유입수의 온도를 비교하고 있다. 그림 8(a)의 난방모드 결과의 경우, 본 연구의 해석결과와 계측결과는 온도차 0.5°C 이내로 거의 일치하는 것을 볼 수 있다. 냉방모드(그림 8(b))는 현장계측결과와 최대 1.5°C 이내의 차이를 보이고 있으며, 완벽하게 일치하지는 않지만 전체적인 온도변화경향이 유사

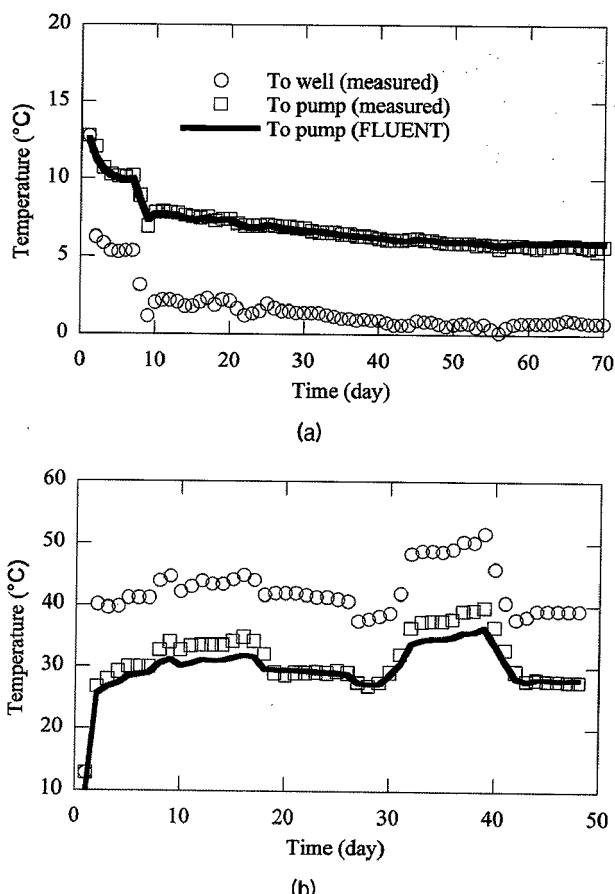


그림 8. Pennsylvania SCW에서 측정된 유입수(Mikler, 1993) 및 계산된 유입수 온도 비교

한 것으로 나타났다. 그림 8는 본 연구에서 구축한 SCW 수치해석 모델은 상당히 정확하게 SCW의 성능을 예측하며 심정 내 온도변화와 열교환을 모사하는 것을 입증하고 있다.

4.2 의령 체육진흥센터 SCW

의령 체육진흥센터에는 보조 에너지원으로 두개의 SCW를 활용하고 있다. 그림 9는 체육진흥센터 SCW의 개략적인 단면을 나타낸다. SCW의 심도는 350m이며 심정의 직경은 45m까지는 약 25cm이며 이후에는 17.5cm로 줄어든다. 지하수위는 약 18m이며 연암층 심도인 20m 까지 케이싱이 설치되었다. 유출구와 유입구의 깊이는 각각 18m와 345m이다. 지반구성은 인접 관측정 자료(국가 지하수정보센터 자료: <http://www.gims.go.kr>)를 근거로 산정하였다. 대상지반은 심도 20m 하부는 대부분 세일로 구성된 암반이다. 심도 18~20m까지는 풍화암, 풍화암 하부로 약 53m까지는 연암, 그리고 그 하부는 경암으로 분류되었다. SCW 심정, 유입관, 유출관의 물성은 표 3에 정리하였다.

그림 10은 SCW 시스템의 2D 축대칭 수치해석을 위한 해석영역과 요소망을 보여준다. SCW 수치해석에서는 지하수위 하부만 모델링하였다. 따라서 유출구의 위치는 해석영역에서는 심도 2m이며 심정 심도는 332m가 된다. 유입구는 심정 저면으로부터 5m 위에 위치한

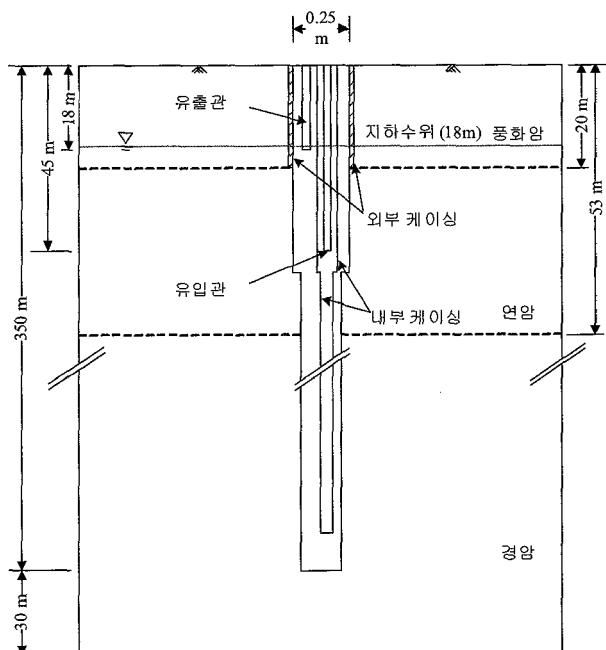


그림 9. 의령 체육진흥센터 SCW 개략도

다. 해석영역의 반경방향 폭은 160m이며 수직방향 길이는 362m이다. 2D 축대칭 해석에는 총 22873개의 8절점 사각형 요소가 사용되었다.

지반에 적용된 물성치는 표 4에 정리하였다. 세일의 열전도도는 송윤호 등(2008)의 자료를 근거로 $2.5\sim5.8\text{W/m}\cdot\text{C}$ 를 적용하였다. 퇴적암인 세일은 심도에 따라서 공극률이 감소하며 열전도도가 증가할 것으로 예측하여 풍화암층에는 $2.5\text{W/m}\cdot\text{C}$ 를 적용하였으며 연암층과 경암층에는 각각 3.5 와 $4.5\text{W/m}\cdot\text{C}$ 를 적용하였다. 지반의 수리전도도는 의령 지역 관측정의 계측자료를 이용하였으며(국가 지하수정보센터 자료: <http://www.gims.go.kr>), 비

표 3. 의령군 현장 계측 데이터 검증에 적용한 심정과 유입, 유출관의 치수 및 물성치

	심정	유출관	유입관
깊이	350m	2m	345m
지름	250mm	60mm	100mm
벽두께	-	5.5mm	5.5mm
열전도도	-	$0.22\text{W/m}\cdot\text{C}$	$0.22\text{W/m}\cdot\text{C}$

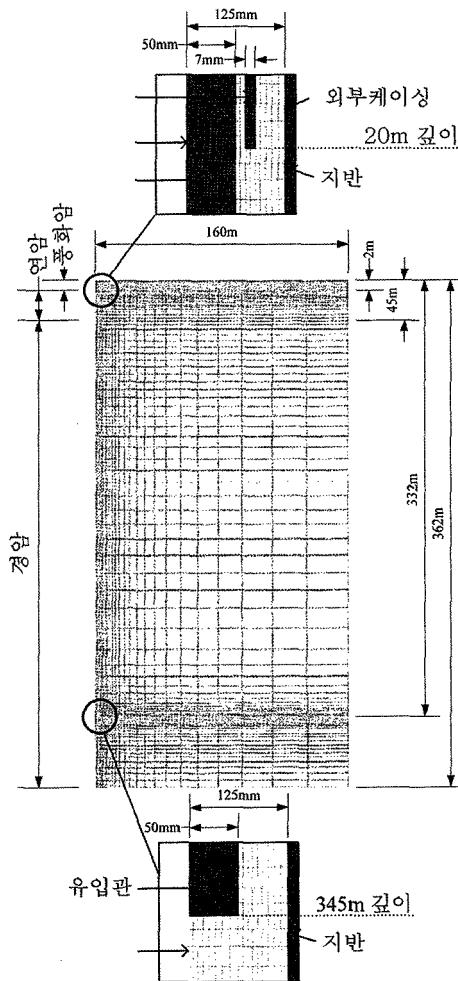


그림 10. 의령 체육진흥센터 자료 검증에 적용된 해석영역과 요소망

표 4. 의령군 현장 계측 데이터 검증에 적용한 지반의 열적 및 수리적 물성치

열적 물성			수리적 물성		
열전도도 (W/m·°C)	풍암	2.5	수리전도도 (m/s)	3.52×10^{-7}	
	연암	3.5			
	경암	4.5			
지열경사	$T(°C) = 16.0 + 0.0225 \times \text{depth(m)}$			공극률(%)	
밀도	2.7kN/m^3			비중(m^{-1})	
비열	$1000 \text{J/kg} \cdot \text{°C}$			-	

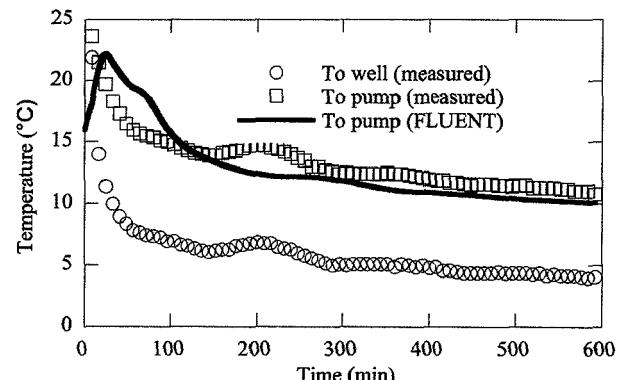
열, 비중 및 공극률은 Hellstrom(1991)이 제안한 세일의 대표값을 적용하였다.

의령 체육진흥센터 SCW의 가동시간은 평균 10시간/일이다. 단, 의령 SCW 시스템은 전술한 바와 같이 복수정으로 구성되어 있어 하나의 SCW가 연속적으로 가동되는 것이 아니라 두개의 SCW가 각각 불규칙적인 간격으로 번갈아서 가동되므로 단일 SCW가 연속적으로 가동된 경우는 제한적이었다. 가동 시 유입관과 유출관의 온도가 측정되었으나 관 입구에서 측정된 것이 아니라 각각 히트펌프 입구와 출구에서 측정되었다. 히트펌프로 연결된 관들은 공기 중에 노출되었으므로 측정 시 공기온도의 영향을 받았다. 해석 시에는 측정된 유출수의 온도를 심정 내에 위치한 관 입구의 온도라고 가정하여 입력자료로 적용하였으며 이로 인한 유입수의 온도변화를 계산하였다.

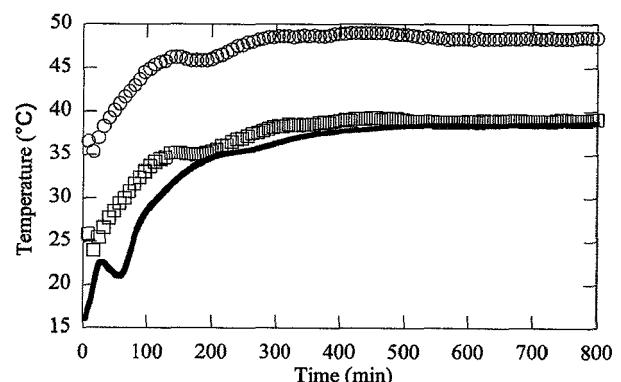
신뢰성 있는 비교분석을 위해 계측자료 중에서 가장 연속적인 데이터를 선택하여 검증에 사용하였다. 사용된 계측치는 냉방 모드의 경우 2008년 6월 5일 9시부터 22시까지 13시간 동안 측정된 데이터가 이용되었고, 난방 모드의 경우 2008년 11월 4일 23시부터 2008년 11월 5일 9시까지 10시간 동안 계측된 자료가 이용되었다. 시스템 상에서 시간별 펌프유량은 관측되지 않았으므로 평균 펌프 용량($180\text{l}/\text{min} \approx 3\text{kg/s}$)을 해석유량으로 적용하였다.

계측된 데이터와 수치해석결과는 그림 11에 비교하였다. 난방모드의 경우 그림 11(a)와 같이 가동이 지속됨에 따라 유출수의 온도가 감소하고 또한 시스템의 효율이 저하되면서 유입수의 온도가 지속적으로 감소하는 것으로 나타났다. 계측된 유입수의 온도와 해석결과는 100분 이후에는 매우 유사한 것으로 나타났다. 단, 해석 초기에는 큰 차이가 있는 것으로 나타났다. 이에 대한 첫 번째 이유는 계측된 유출수와 유입수가 Mikler(1993)와 같이 파이프 입구에서 계측된 것이 아니라 지표면에 설치된 히트펌프 입구·출구에서 계측되었으며 수치해

석은 심정 내부에서의 온도를 나타내기 때문이다. 계산된 유출수의 초기온도는 지하수 위치에서의 온도를 나타내서 15°C 인 반면, 측정된 온도는 25°C 로 매우 높은 것을 볼 수 있다. 차이가 발생한 두번째 이유는 계측치는 가동 전에 충분한 휴지기를 통하여 심정 내 온도가 지열경사에 상응하는 온도로 초기화된 것이 아니라 가동 중간의 일부 데이터를 추출하여 비교한 것으로 온도분포가 수치해석과 다르다. 마지막으로, 지반과 지하수에 대한 입력물성치는 SCW 현장에서 측정된 것이 아니라 인근 관측정에서 측정된 자료를 기반으로 산정되었으므로 정확하지 않다. 이와 같은 여러 불확실성이 존재함에도 불구하고 계측치와 해석결과는 가동시간이 경



(a) 난방 모드



(b) 냉방 모드

그림 11. 의령군 현장 계측 데이터와 해석결과 비교

과됨에 따라 점점 근접해가며 200분 이후에는 1°C 이내의 차이를 보여준다.

냉방모드(그림 11(b))에서는 SCW 가동에 따라 유출수의 온도가 증가하고 시스템 내의 온도 또한 열교환에 의해 증가하므로 유입수의 온도도 시간경과에 따라서 지속적으로 증가하는 것을 볼 수 있다. 현장에서 측정된 유입수의 온도와 계산된 수치는 초기에는 상당한 차이를 보이지만 200분 이후에는 매우 유사한 것을 확인할 수 있다. 가동 초기에 계측치와 해석결과가 차이가 날 수 밖에 없는 이유는 난방모드의 경우와 동일하다.

SCW 시스템은 실제 냉·난방의 목적으로 사용될 때 연속적으로 가동되는 것이 아니라 일반적으로 하루 중 일정시간 동안만 가동되며 나머지 가동중지 기간 중에는 온도를 회복하게 된다. 이와 같은 가동·중지를 반복하는 장기거동을 수치해석 모델이 정확하게 모사할 수 있는지를 평가하기 위하여 계측 데이터 중 2008년 11월 6일 23시부터 11월 10일 9시까지 총 4일간 평균 10시간/일 가동되는 난방구간을 선택하여 동일한 조건으로 수행한 수치해석 결과와 비교해 보았다. 그림 12에는 계측된 유입수·유출수 온도와 수치해석으로 계산된 유입수 온도를 비교하였다. 그림 12의 공백구간은 가동중지 기간을 나타낸다. 가동기간 중에는 온도가 하강하지만 가동이 중지된 시간 동안 어느 정도 지하수 및 주변지반의 온도가 회복되어 초기온도에 가깝게 상승하는 것을 볼 수 있다. SCW 가동에 따라서 이와 같이 온도 하강·회복 패턴이 반복되게 된다. 계측결과와 수치해석결과의 유사성은 가동중지 기간과 가동 기간으로 각각 분리하여 분석해 보았다.

가동중지 기간 중에는 이류에 의한 열교환이 발생하지 않으므로 온도회복은 열대류와 열전도에 의해서만 이루어진다. 즉, 온도회복을 정확하게 예측하기 위해서

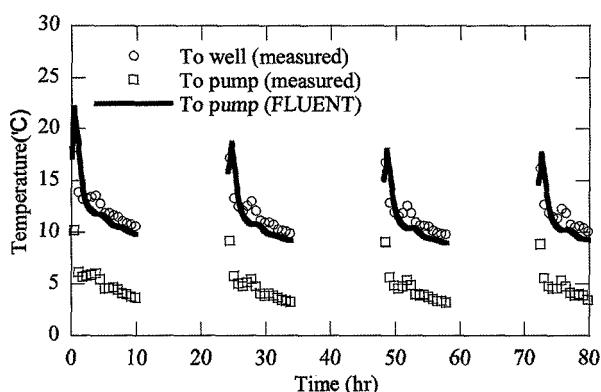


그림 12. 80시간 가동주기 동안의 의령군 현장 계측 데이터와 수치해석결과 비교

는 산정된 지반의 열물성치가 적절해야 한다. 그림 12는 수치해석 모델이 펌프 중지기간 동안 시스템의 온도 회복 정도를 상당히 유사하게 예측함을 보여주고 있다. 즉, 수치해석 모델에서 적용된 열물성치는 적절하며 수치해석 모델은 열대류와 열전도 메커니즘을 정확하게 모델링하는 것을 입증한다.

가동기간 중에는 열이류, 대류, 전도 등의 메커니즘이 복합적으로 작용하게 된다. 대류, 전도는 이미 정확성을 입증하였으므로 가동기간 시뮬레이션이 계측결과와 유사하다는 것은 지하수와 순환수 흐름, 그리고 이로 인한 열이류 메커니즘을 정확하게 모사함을 입증한다.

결론적으로 본 연구에서 구축한 SCW 수치해석 모델은 가동·중기의 반복된 운영에 따른 온도변화를 정확하게 모델링하며, 장기거동을 모사할 수 있다는 것으로 나타났다. 이 모델은 동반논문(박두희 등, 2009)에서 매개변수연구에 활용되었다.

5. 결 론

본 연구에서는 지열 히트펌프 시스템의 대표적인 방식인 단일심정(SCW) 시스템의 수치해석 모델을 구축하였다. 수치해석 모델은 수라-열 연계해석이 가능한 유한체적해석 프로그램으로 구축하였다. 수치해석 모델은 지하수 흐름과 심정 내 순환수로 인하여 발생하는 열이류와 더불어서 열대류, 열전도를 모두 정밀하게 모사할 수 있는 장점을 가지고 있다. 수치해석 모델의 정확성은 미국 Pennsylvania state에 설치된 SCW 데이터와 국내의령 체육진흥센터의 SCW에서 계측된 데이터와의 비교를 통하여 검증되었다. 비교결과 수치해석 모델은 SCW의 가동에 따른 순환수의 온도를 비교적 정확하게 예측하는 것으로 나타났다. 나아가 SCW 수치해석 모델은 국내 계측 자료를 기반으로 가동·중지를 반복하는 장기거동 예측에 적용되었다. 비교 결과, SCW은 가동뿐만 아니라 가중중지 기간의 온도회복을 상당히 정확하게 예측하는 것으로 나타났다.

이와 같이 국내외 자료로써 검증된 수치해석 모델은 추후 대상지별 최적화된 SCW 설계기준을 도출하는데 활용될 수 있을 것으로 기대된다. 본 모델은 SCW의 성능에 영향을 미치는 변수를 규명하며 이들의 영향 정도를 평가한 동반논문에 활용되었다.

감사의 글

본 연구는 GS 건설(주)의 지원으로 수행되었으며, 이에 깊은 감사를 드립니다.

참 고 문 현

1. 박두희, 김광균, 장재훈, 곽동엽, 나상민 (2009), “단일심정 지열 히트펌프의 수치해석 모델링 Part II: 단일심정 지열히트펌프의 성능평가를 위한 매개변수 연구”, *한국지반공학회*, 제26권, 제2호, pp.45-54.
2. 송윤호, 김형찬, 심병완, 김형수 (2008), 지하 열 자원 부존·활용 정보 시스템 구축, 2005-R-GH01-P-01, 지식경제부, 과천, pp.44-56.
3. 한정상, 한혁상, 한찬, 김형수, 전재수 (2006), “수주지열정(SCW)을 이용한 천부지열 냉난방시스템 설계지침”, *자원환경지질*, 제39권, 제5호, pp.607-613.
4. Bosc, J., Adams, D., Price, E., and Weaver, B. (1988), “Closed-Loop/Ground-Source Heat Pump Systems Installation Guide”, *Oklahoma State University. International Ground Source Heat Pump Association, Still water. Oklahoma*.
5. Braud, H., Klimkowski, H., and Oliver, J. (1983), “Earth-source heat exchanger for heat pumps”, *Transactions of ASAE*, Vol.26, pp.1818-1822.
6. Chen, C., and Jiao, J.J. (1999), “Numerical simulation of pumping tests in multiplayer wells with non-darcian flow in the well bore”, *Groundwater*, Vol.37, No.3, pp.465-474.
7. Chen, N. (1979), “An explicit equation for friction factor in pipe”, *Industrial & Engineering Chemistry Fundamentals*, Vol.18, No.3, pp.296-297.
8. Collins, P., Orio, C., and Smiriglio, S. (2002), *Geothermal Heat Pump Manual*, New York City Department of Design and Construction, New York, NY, US.
9. Deng, Z. (2004), *Modeling of standing column wells in ground source heat pump systems*, Ph.D. Thesis, Oklahoma State University, p.303.
10. Fluent Inc. (2006), *FLUENT 6.3 User's Guide*, Lebanon, NH.
11. Hellstrom, G. (1991), *Ground Heat Storage. Thermal Analyses of Duct Storage Systems-Theory*, Department of Mathematical Physics, University of Lund, Sweden.
12. Kavanaugh, S., and Rafferty, K. (1997), *Ground-source heat pumps: Design of geothermal systems for commercial and institutional buildings*, American Society of Heating, Refrigerating and Air-Conditioning Engineers.
13. Mikler, V. (1993), *A theoretical and experimental study of the "energy well" performance*, Masters thesis, The Pennsylvania State University.
14. Oliver, J., and Braud, H. (1981), “Thermal exchange to earth with concentric well pipes”, *Transactions of ASAE*, Vol.24, pp.906-910.
15. Orio, C. (1995), “Design, use and examples of standing column wells”, *IGSPHA Technical Meeting*.
16. Rawling, P. (2004), *Geo Outlook*, IGSPHA, pp.26.
17. Rees, S. (2001), “Advances in modeling of standing column wells”, *International Ground Source Heat Pump Association Technical Conference & Expo*, Stillwater, Oklahoma.
18. Rees, S., Spitzer, J., Deng, Z., Orio, C., and Johnson, C. (2004), “A study of geothermal heat pump and standing column well performance”, *Transactions of ASAE*, Vol.109(1), pp.3-13.
19. Yuill, G., and Mikler, V. (1995), “Analysis of the effect of induced groundwater flow on heat transfer from a vertical open-hole concentric-tube thermal well”, *TRANSACTIONS-AMERICAN SOCIETY OF HEATING REFRIGERATING AND AIR CONDITIONING ENGINEERS*, Vol.101, pp.173-173.

(접수일자 2009. 12. 8, 심사완료일 2010. 2. 18)

단일심정 지열히트펌프의 수치적 모델링

Part II: 단일심정 지열히트펌프의 성능평가를 위한 매개변수 연구

Numerical Simulation of Standing Column Well Ground Heat Pump System

Part II: Parametric Study for Evaluation of the Performance of Standing Column Well

박 두 희¹ Park, Du-Hee

김 광 균² Kim, Kwang-Kyun

곽 동 엽³ Kwak, Dong-Yeop

장 재 훈⁴ Chang, Jae-Hoon

나 상 민⁵ Na, Sang-Min

Abstract

The SCW numerical model described in the companion paper was used to carry out a comprehensive parametric study to evaluate the performance of the SCW. The five ground related parameters, which are porosity, hydraulic conductivity, thermal conductivity, specific heat, geothermal gradient, and five SCW design parameters, which are pumping rate, well depth, well diameter, dip tube diameter, bleeding rate, were used in the study. Two types of numerical simulations were performed. The first type was used to perform short-term (24-hour) simulation, while the second type 14 day simulation. The study results indicate that the parameters that have important influence on the performance of SCW were hydraulic conductivity, thermal conductivity, geothermal gradient, pumping rate, and bleeding rate. The thermal conductivity had the most important influence on the performance of the SCW. With the increase in the geothermal gradient, the performance increased in the heat mode, but decreased in the cooling mode. The hydraulic conductivity influenced the performance when the value was larger than 10^4 m/s. The depth of the well increased the performance, but at the cost of increased cost of boring. The bleeding had an important influence on SCW, greatly enhancing the performance at a limited increased cost of operation. Overall, this study showed that various factors had a cumulative influence on the performance of the SCW, and a numerical simulation can be used to accurately predict the performance of the SCW.

요 지

본 논문에서는 동반논문에서 구축된 수치해석 모델을 이용하여 SCW의 성능을 평가하기 위한 매개변수연구를 수행하였다. 매개변수연구에는 공극률, 투수계수, 열전도도, 비열, 지열경사 등 5개의 지반환경변수와 유량, 심정심도, 심정직경, 유입관 직경, 블리딩율의 설계변수가 적용되었다. 수치해석은 24시간 연속가동과 가동·중지를 반복하는 14일간의 가동 두 가지로 수행되었다. 해석결과 SCW 성능에 중요한 영향을 미치는 변수는 열전도도, 수리전도도, 지열경사, 유량, 심정 심도, 블리딩율인 것으로 나타났다. 열전도도가 높을수록 SCW의 효율이 향상되는 것으로 나타났다. 지열

1 정희원, 한양대학교 건설환경공학과 조교수 (Member, Assistant Prof., Dept. of Civil and Environmental Engrg., Hanyang Univ., dpark@hanyang.ac.kr, 교신저자)

2 정희원, 한양대학교 건설환경공학과 박사 후 과정 (Member, Post Doc., Dept. of Civil and Environmental Engrg., Hanyang Univ.)

3 UCLA 건설환경공학과 박사 과정 (Ph.D Course, Dept. of Civil and Environmental Engrg., Univ. of California, Los Angeles)

4 한양대학교 건설환경공학과 석사 과정 (Graduate Student, Dept. of Civil and Environmental Engrg., Hanyang Univ.)

5 GS건설(주) (Ph.D., GS E&C Corp.)

* 본 논문에 대한 토의를 원하는 회원은 2010년 8월 31일까지 그 내용을 학회로 보내주시기 바랍니다. 저자의 검토 내용과 함께 논문집에 게재하여 드립니다.

경사가 클수록 심정 저부의 온도가 증가하여 난방모드에서는 효율이 향상되지만, 냉방모드에서는 유입수의 온도가 증가하여 오히려 효율이 감소하는 것으로 나타났다. 수리전도도는 10^4m/s 이상일 경우에는 큰 영향을 미칠 수 있으나 10^6m/s 이하에서는 영향이 적은 것으로 나타났다. 심정심도가 증가할수록 SCW의 효율이 향상되는 것으로 나타났지만 심정심도를 높일수록 시공비가 증가하게 된다. 블리딩을 적용하며 추가적인 비용 없이 심정온도를 조절할 수 있으며 성능을 향상시킬 수 있는 매우 효과적인 방법인 것으로 나타났다. 단, 블리딩은 유출수를 배출할 공간이 확보되며 지하수량이 풍부한 경우에만 적용할 수 있다. 본 매개변수 연구결과, SCW의 성능에 영향을 미치는 요소는 매우 다양하며 이들의 복합적인 영향을 정확하게 규명하기 위해서는 수치적 모델을 수행해야 할 필요가 있는 것으로 나타났다.

Keywords : Design parameters, Geothermal heat pump, Numerical analysis, Parametric study, Standing column well

1. 서 론

최근 들어 에너지 파일, 지중 열원 히트펌프, 지하수 열원 히트펌프 등 다양한 형태의 지열 히트펌프들이 도심지역 주거건물의 냉·난방 시스템으로 각광을 받고 있다. 이중 지하수 열원 히트펌프는 지하수의 열을 에너지화하는 시스템으로 에너지 효율, 설치공사비용 및 설치 면적 등이 우수하여 여러 가지 측면에서 실용화에 근접한 지열 히트펌프 시스템이다. 지하수 열원 히트펌프 시스템 중 가장 보편적인 방식은 단일심정(SCW, Standing Column Well)이며 이는 심정에서 지하수를 펌핑하여 열을 추출·배출한 후, 이를 동일한 심정에 다시 방출하는 방식으로 현재 해외에서 활용실적이 크게 증가하고 있는 추세이다.

국내는 지하수가 풍부하며 지하수위가 높으며 기반 암층 심도가 낮아 SCW을 적용하기에 이상적임에도 불구하고 SCW 관련된 활용 및 연구 실적이 제한적이며 설계기준이 아직 정립되지 않았다. SCW을 보다 널리 활용되기 위해서는 SCW의 성능에 미치는 요소들을 규명하며, 각각의 영향정도를 평가하며 이를 기반으로 가장 이상적인 설계기준이 도출되어야 한다. 본 연구에서는 동반논문에서 구축한 수치적 모델을 이용한 매개변수연구를 수행하여 SCW 성능에 중요한 영향을 미치는 변수를 산정하였으며 각각의 영향정도를 분석하였다.

2. 매개변수 연구

본 연구에서 수행된 매개변수 연구는 1차와 2차에 나

누어 수행되었다. 1차 매개변수 연구에서는 SCW의 성능에 영향을 미치는 변수들의 중요도를 평가하고자 단시간 연속(24시간) 시뮬레이션을 수행하여 각각의 영향 정도를 평가하였다. 1차 매개변수 연구에서 영향이 큰 것으로 나타난 변수들에 대해서는 2차 매개변수 연구를 수행하여 좀 더 세밀하게 각각의 영향을 분석하였다. 2차 매개변수 연구에서는 장기간 불연속(14일) 시뮬레이션을 수행하였으며 최대한 사실적으로 SCW를 모델링하였다.

매개변수에서는 동반논문(박두희 등, 2009)에서 검증된 SCW 수치적 모델을 사용하였다. 매개변수에 사용된 SCW 시스템의 해석영역과 요소망은 그림 1에 도시하였다. 해석 반경은 160m이며 수직방향 영역은 심정 심도 + 50m이다. 지하수위는 지표면에 위치한다고 가정하였다. 해석에 사용된 심정 심도, 유입관 직경은 해석 별로 다르게 적용하였으되 유출관의 단면은 고정하였다. 유출관은 동반논문(박두희 등, 2009)에서와 같이 링 형상으로 모델링 하였으며 두께는 7mm를 적용하였다(등가직경 = 외경 68mm, 내경 61mm, 벽두께 = 7mm). 유출관 입구는 지하수위(지표면)로부터 2m 하부에 위치하며 유입관 입구는 심정 저부 2m 위에 위치한다.

연구에 적용된 매개변수는 공극률, 수리전도도, 열전도도, 비열, 지열경사, 유량, 심정심도, 심정직경, 유입관 직경, 블리딩을 등이다. 지반의 단위증량과 심정 벽면 표면거칠기는 각각 2.7kN/m^3 과 1.5mm로 가정하였다(박두희 등, 2009). 해석에서 유입관 및 유출관의 물성은 고밀도 폴리에틸렌 소재의 물성을 적용하였으며 밀도, 비열, 열전도율은 각각 952kg/m^3 , $1670\text{J/kg}\cdot\text{^\circ C}$, $0.22\text{ W/m}\cdot\text{^\circ C}$

이다.

SCW 운영 시 유출수의 온도는 유입수의 온도에 의하여 결정되며 이는 가동시간에 따라서 변화하므로, 매개 변수 연구에서는 유출수와 유입수 온도간의 상호관계

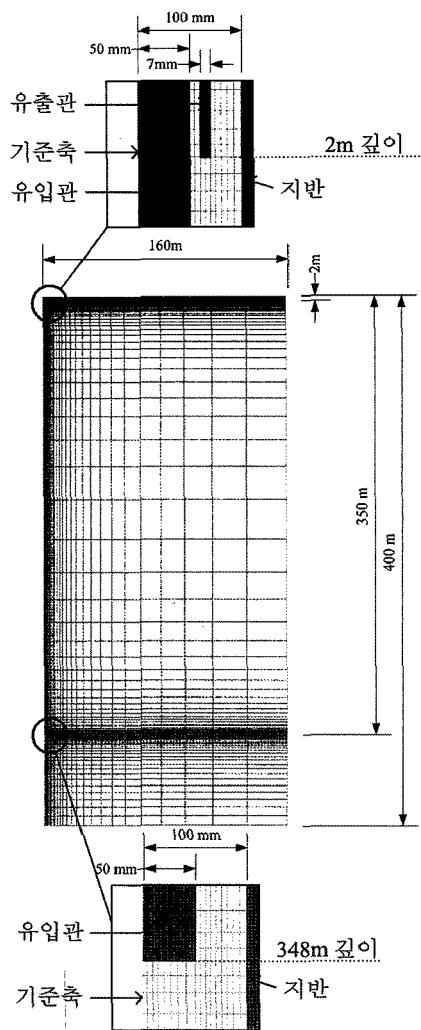


그림 1. 매개변수연구에 사용된 해석영역과 요소망(기준값 적용)

를 모사한 해석을 수행하였다. 동반논문(박두희 등, 2009)에서 제시된 의령 체육센터에 설치된 SCW 계측자료에 의하면 유출수와 유입수간의 온도차는 대략 7°C 인 것으로 나타났다. 즉, 펌핑된 순환수가 열교환기를 통과하면 난방모드에서는 7°C 만큼의 열을 배출되어 온도가 낮아지게 되며 냉방모드에서는 7°C 열을 추출하여 그만큼 온도가 상승하게 된다. 매개변수 연구에서는 유출수의 온도를 심정 하부에서 펌핑된 순환수의 온도에서 냉난방 모드에 따라서 7°C 만큼 가감하였다. 여기서 7°C 는 절대적인 수치가 아닌 평균값이며 냉·난방 모드, 히트펌프 종류, 유입수 온도에 따라서 변화할 수 있으나 본 연구에서는 이를 고정하였음을 밝혀둔다.

3. 1차 매개변수 연구

1차 매개변수 연구는 전술한 바와 같이 SCW의 성능에 영향을 미치는 변수들의 중요도를 평가하고자 단기간(24시간) 시뮬레이션을 수행하였다. 1차 매개변수 연구에 적용된 변수는 지반환경과 관련된 변수 5개(공극률, 수리전도도, 열전도도, 비열, 지열경사)와 설계변수 5개(유량, 심정심도, 심정직경, 유입관 직경, 블리딩율) 총 9개이며 이들은 표 1에 정리하였다. 표 1에서 각각 매개변수의 기준값은 회색바탕으로 차별화하였다.

해석에 사용된 지반환경 변수들은 국내외 포괄적인 자료 조사를 기반으로 산정되었다. 암반의 공극률은 Hellstrom (1991)과 이인모(2001)의 자료를 근거로 2.5% 부터 40.0% 까지 총 4개를 적용하였으며 기준값으로는 10.0%를 적용하였다. 암반의 수리전도도는 농어촌진흥공사(1996), 이인모(2001), Goodman(1989) 자료에 근거하여 $1.0 \times 10^{-3} \text{ m/s}$ ~ $1.0 \times 10^{-9} \text{ m/s}$ 를 적용하였다. 수리전도도는 총 5가지 값을

표 1. 1차 매개변수 연구에 사용된 변수값들

매개변수	단위	Case				
		1	2	3	4	5
공극률	%	2.5	10	20	40	
수리전도도	m/s	1×10^{-9}	1×10^{-6}	1×10^{-5}	1×10^{-4}	1×10^{-3}
열전도도	W/m- $^{\circ}\text{C}$	1.5	3.5	4.5	5.5	
비열	J/kg- $^{\circ}\text{C}$	600	800	1000	1200	
지열경사	$^{\circ}\text{C}/\text{m}$	$16 + 0.015 \times \text{깊이}$	$16 + 0.025 \times \text{깊이}$	$16 + 0.035 \times \text{깊이}$		
유량	kg/s	1.5	2	3	4.5	
심정 심도	m	250	300	350	400	
심정 직경	mm	150	175	200		
유입관 직경	mm	75	100	120		
블리딩율	%	0	10	20	30	

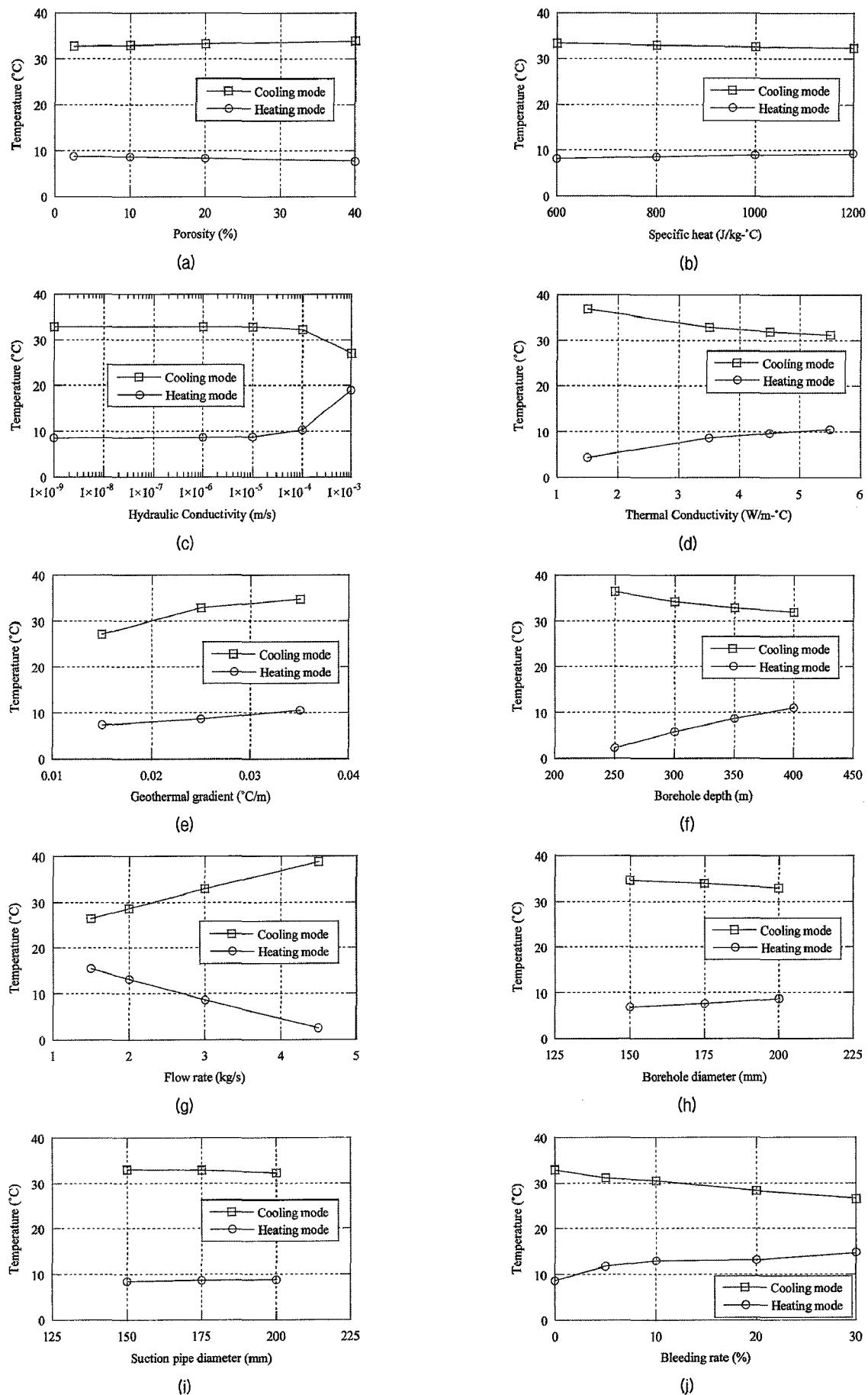


그림 2. 1차 매개변수 연구 결과

변수로 적용하였으며 기준값으로는 $1.0 \times 10^{-6} \text{ m/s}$ 를 사용하였다. 암반의 열전도도는 송윤호 등(2008)의 자료를 기반으로 $2.5 \text{ W/m}\cdot\text{C}$, $3.5 \text{ W/m}\cdot\text{C}$, $4.5 \text{ W/m}\cdot\text{C}$, $5.5 \text{ W/m}\cdot\text{C}$ 총 4가지 값을 채택하였으며 기준값으로 $3.5 \text{ W/m}\cdot\text{C}$ 을 적용하였다. 암반의 비열은 선행 연구자(권오일 등, 2006; 최병윤, 2004; Hellstrom, 1991; Salomone 등, 1989)의 자료를 토대로 $800 \text{ J/kg}\cdot\text{C}$ 를 기준값으로 사용하였으며 600부터 $1200 \text{ J/kg}\cdot\text{C}$ 까지 총 4종류를 적용하였다. 지열경사 범위는 선행 연구자(송윤호 등, 2008; 이영민 등, 2006; 한정상 등, 2006) 자료를 기초로 기준값으로 $0.025 \text{ }^{\circ}\text{C}/\text{m}$ 를 적용하였으며, $0.015 \text{ }^{\circ}\text{C}/\text{m}$ 와 $0.035 \text{ }^{\circ}\text{C}/\text{m}$ 를 추가적으로 적용하였다.

유량, 심정심도, 심정직경, 유입관 직경 등의 설계변수들은 실제 SCW 시스템에서 사용되는 일반적인 수치를 적용하였다. 유량은 1.5, 2.0, 3.0, 4.5 kg/s 4가지(기준: 3.0 kg/s)를 적용하였다. 심정심도는 국내에서 일반적으로 적용하는 심도 350m를 기준값으로 적용하였으며 이에 250, 300, 400m 3가지 경우를 추가하여 영향을 평가하였다. 심정직경은 150, 175, 200mm 3가지를 해석에 적용하였으며(기준: 200mm) 유입관 직경은 75, 100, 120mm(기준: 100mm)를 적용하였다. 국내에서는 블리딩을 적용한 사례가 제한적이므로 기준은 0%를 적용하였으며 10%, 20%, 30% 총 4개의 블리딩율을 적용하였다. 기준값을 포함하여 총 29개의 매개변수 대한 해석이 수행되었으며 난방 모드와 냉방 모드 두 개의 모드를 적용하여 총 58회의 해석이 수행되었다.

1차 매개변수 연구결과는 그림 2에 도시하였다. 그림 2는 24시간 가동 후 계산된 유입수의 온도를 나타낸다. 기준값들을 적용하였을 경우 계산된 유입수의 온도는 $9.5 \text{ }^{\circ}\text{C}$ 로 350m 심도에서의 초기온도인 $23 \text{ }^{\circ}\text{C}$ 에 비하여 $13.5 \text{ }^{\circ}\text{C}$ 감소하였다. 계산된 유입수의 총 범위는 $2 - 10 \text{ }^{\circ}\text{C}$ 이었다. 냉방모드에서 계산된 유입수 온도는 기준값을 적용하였을 경우 $32 \text{ }^{\circ}\text{C}$ 이었으며 이는 초기 온도에 비하여 $9 \text{ }^{\circ}\text{C}$ 상승한 수치이다.

다음에는 매개변수 각각의 영향정도를 분석하였다. 먼저, 지반환경과 관련된 변수들의 영향을 조사하였다. 공극률은 SCW의 온도변화에 영향이 매우 미비한 것으로 나타났다(그림 2(a)). 비열의 경우, 비열이 증가함에 따라 난·냉방 모드에서 각각 유입수의 온도가 증가·감소하여 결과적으로 SCW의 성능이 향상되는 것을 볼 수 있다(그림 2(b)). 하지만, 비열의 영향정도는 크지 않은 것으로 나타났다. 그림 2(c)는 수리전도도에 따른 유입수

의 온도 차이를 도시하였다. 수리전도도는 $10^9 \sim 10^5 \text{ m/s}$ 까지는 영향정도가 제한적이지만 10^4 m/s 이상인 경우에만 결과에 영향을 미친다. 난·냉방모드에서 10^3 m/s 에서의 온도는 10^9 m/s 에 비하여 각각 200% 상승 및 18% 하강하여 성능이 크게 향상되는 것으로 나타난다. 그럼 2(d)는 열전도도의 영향을 나타낸다. 열전도도가 1.5에서 $5.5 \text{ W/m}\cdot\text{C}$ 까지 증가하면서 난방모드에서 유입수의 온도는 $4.3 \text{ }^{\circ}\text{C}$ 에서 $10.5 \text{ }^{\circ}\text{C}$ 로 약 2.5배 증가하였다. 지열경사가 증가할 수록 지중의 온도가 증가하므로 난방모드와 냉방모드에서 유입수의 온도변화에 큰 영향을 미치는 것으로 계산되었다(그림 2(e)).

다음은 SCW 설계변수의 영향을 분석하였다. 설계변수 중 심정 심도(그림 2(f)), 유량(그림 2(g)), 블리딩율(그림 2(j))은 주목할만한 영향을 미치는 반면 심정 직경(그림 2(h))과 유입관 직경(그림 2(i))은 영향이 미비한 것으로 나타났다. 심정 심도는 지열경사와 마찬가지로 난방모드에서는 큰 영향을 미치며 냉방모드에서는 상대적으로 영향이 작은 것으로 나타났다. 유량이 증가하면 심정 내 수직방향 유속이 증가하여 심정 내 잔류시간이 줄어들어서 열교환이 충분하게 이루어질 수 없어서 효율이 감소하게 된다. 블리딩의 경우 온도변화에 상당한 영향을 미치는 것으로 나타났다.

종합해보면 SCW의 성능에 중요한 영향을 미치는 매개변수는 열전도도, 수리전도도, 지열경사 등의 3개의 지반변수와 심정심도, 유량, 블리딩율 등의 3개의 환경변수로 나타났으며 이들에 대한 2차 매개변수연구는 다음 절에 설명하였다.

4. 2차 매개변수 연구

2차 매개변수 연구에서는 열전도도, 수리전도도, 지열경사, 심정 심도, 블리딩율, 유량의 영향정도를 보다 사실적인 해석을 통하여 분석하였다. 1차 매개변수 연구에서는 SCW의 24시간 연속적으로 가동하였으나 실제 운영 시에는 냉·난방 모드와 건물의 운영시간에 따라서 가동과 정지를 반복하게 된다. 2차 매개변수 연구에서는 의령 체육진흥센터 평균 운영시간을 근거로 SCW 가동시간을 결정하였다. 가동시간은 1일 10시간 가동, 14시간 휴지를 반복하는 패턴으로 1주 5일 연속 가동하였으며 주말에 2일의 휴지기간을 적용한 후 다시 5일 가동·휴지를 반복하여 총 2주간 해석을 수행하였다. 또

한, 1차 매개변수연구와 같이 유입수 온도에 따라서 결정되도록 하여 유출수와 유입수 온도와의 상호관계를 모사한 해석을 수행하였다.

4.1 열전도도

14일 동안 SCW를 수치적으로 가동하여 열전도도의 영향을 평가한 결과는 그림 3에 도시하였다. 난방모드의 경우 그림 3(a)와 같이 가동기간 동안은 유입구에서의 순환수 온도가 점차적으로 하강하며 가동 중지기간 동안 온도를 회복한다. 10시간/일 SCW를 가동하였을 경우, 14시간의 가동중지기간에 초기 온도를 완벽하게 회복하지 못하는 것으로 나타났다. 따라서, 5일 동안 가동주기를 반복하였을 경우, 유입수의 온도가 17.8°C 에서 14.9°C 로 지속적으로 하강하는 것으로 나타났다. 이를 기간의 가동 휴지기 동안 순환수의 온도는 다시 비선

형적 패턴으로 상당 부분 회복되지만 초기온도에는 미치지 못하며 다시 5일간 SCW를 가동하면 지속적으로 온도가 하강하는 것을 확인할 수 있다. 열전도도가 높을 수록 가동 중에 온도하강율이 완만해지고 가동중지기간 동안 온도회복은 오히려 가속되어 2주 후에는 열전도도에 따라 심정 내에 상당한 온도차이가 발생하는 것으로 나타났다. 이는 열전도도가 높을수록 순환수가 심정벽면을 타고 흐를 때 발생하는 열대류와 전도가 증가하여 순환수의 온도가 지반과 가까워지기 되기 때문이다.

한편 냉방모드에서는 난방모드와 반대로 유입수의 온도가 유출수의 온도보다 7°C 높게 설정되어 해석되었으며 그림 3(b)와 같이 온도가 지속적으로 상승하는 것을 볼 수 있다. 냉방모드에서는 난방모드와는 다르게 온도변화가 복잡한 패턴을 보이고 있다. SCW를 가동하면 점차적으로 심정상부의 물이 유입관으로 흡입된다. 심정저부에 비하여 상부의 순환수는 온도가 낮으므로 초기에는 지속적으로 온도가 하강한다. 유입수가 열교환기를 통과하면서 온도가 상승한 후, 심정으로 환수된 후 다시 심정저부에 위치한 유입관으로 펌핑되면 한 사이클을 완성하게 된다. 이 때 열교환기를 통과한 유출수는 온도가 높으므로 유출수가 유입관에 도달하면 유입수의 온도가 급격하게 상승하게 된다. 가동중지 기간 동안은 완만하게 다시 온도가 하강한다. 난방모드와 동일하게 휴지기간 동안 지반은 초기온도를 충분하게 회복하지 못한다. 따라서 이와 같은 가동을 반복하게 되면 심정온도가 지속적으로 상승하게 된다.

그림 4는 12일 가동 후에 계산된 최대 및 최소 유입수를 나타낸다. 난방모드에서는 열전도도가 $2.5\text{W/m} \cdot ^{\circ}\text{C}$ 에서 $5.5\text{W/m} \cdot ^{\circ}\text{C}$ 로 증가할수록 유입수의 온도는 14.1°C 에서 16.2°C 로 증가하였고, 냉방모드에서는 27.2°C 에서 25.2°C

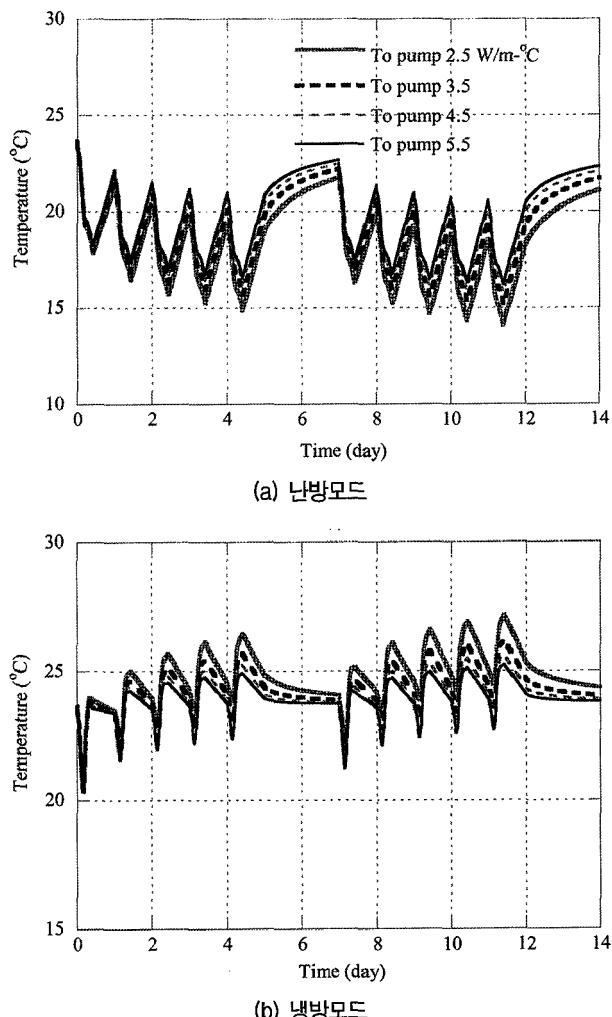


그림 3. 열전도도에 따른 유입수의 온도의 경시변화

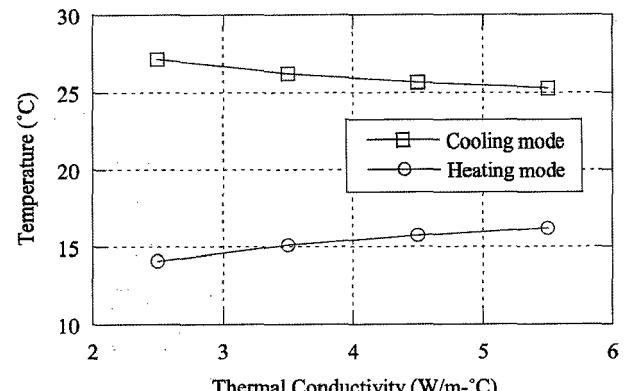
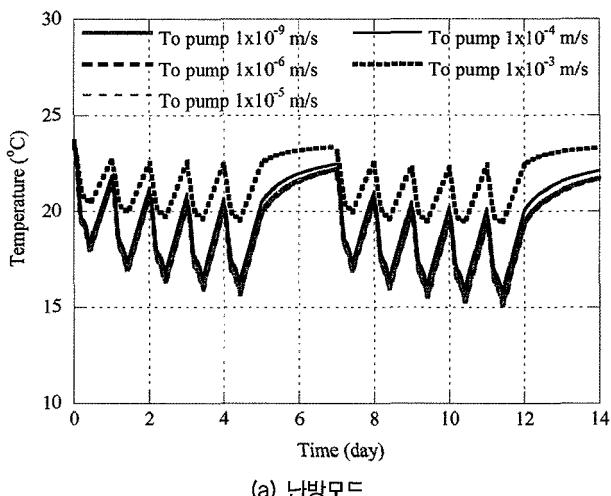


그림 4. 열전도도에 따른 12일 후 유입수의 온도변화

로 감소하였다. 이와 같은 온도차이는 가동기간이 증가할수록 더욱 벌어지게 된다.

4.2 수리전도도

SCW를 수치적으로 14일 동안 가동하여 수리전도도의 영향을 평가한 결과는 그림 5에 도시하였다. 난방모드의 경우 그림 5(a)에 나타나듯이 수리전도도 $1 \times 10^{-3} \text{ m/s}$ 에서 유입수의 온도가 5일 가동으로 20.4°C 에서 19.5°C 로 지속적으로 하강하지만 휴지기 동안 초기온도를 완전히 회복하고 있다. 반면 수리전도도가 $1 \times 10^{-9} \text{ m/s}$ 에서 $1 \times 10^{-4} \text{ m/s}$ 인 경우에는 지속적으로 하강한 온도는 휴지기 동안 초기온도를 충분하게 회복하지 못한다. 이는 다음 7일 동안에도 동일한 패턴을 보이고 있다. 냉방모드의 경우도 마찬가지로 5일 가동으로 지속적으로 상승한 유입수의 온도는 수리전도도 $1 \times 10^{-3} \text{ m/s}$ 에서 휴지기 동



(a) 난방모드

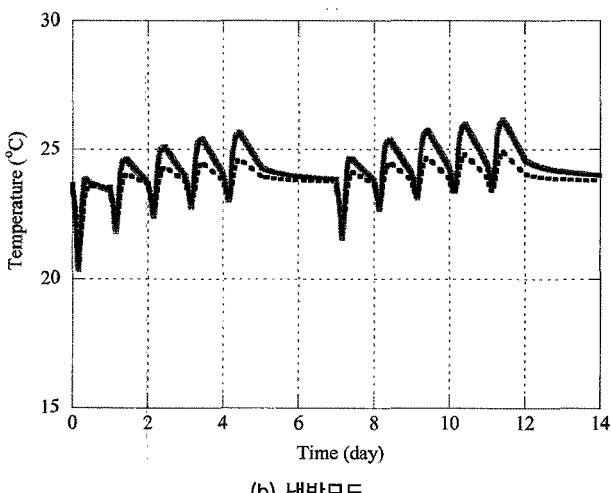


그림 5. 수리전도도에 따른 유입수의 온도의 경시변화

안 온도가 하강하면서 초기온도를 완전히 회복하고 있다. 반면 수리전도도가 $1 \times 10^{-9} \text{ m/s}$ 에서 $1 \times 10^{-4} \text{ m/s}$ 인 경우에는 지속적으로 상승한 온도가 가동 휴지기 동안 충분한 회복을 못하고 있다.

난방모드와 냉방모드 두 경우 모두 수리전도도에 따른 유입수의 온도변화는 유사한 경향을 나타내고 있다. 이는 수리전도도가 증가할수록, 지반에서의 지하수 흐름이 증가하기 때문에 이로 인한 열이류가 활성화되어 SCW의 성능이 향상되는 것이다. 전술한 지반과 심정내부 상호간의 지하수 흐름 증가는 그림 6에 도시하였다. 그림 6은 수리전도도의 변화에 따른 지반에서의 반경방향 유속을 나타낸다. $1 \times 10^{-5} \text{ m/s}$ 까지는 반경방향 유속이 $4.3 \times 10^{-8} \text{ m/s}$ 로 매우 작지만, $1 \times 10^{-4} \text{ m/s}$ 에서는 유속이 $4.1 \times 10^{-6} \text{ m/s}$ 로 급격하게 증가하며 $1 \times 10^{-3} \text{ m/s}$ 에서는 유속이 $3.1 \times 10^{-5} \text{ m/s}$ 로 $1 \times 10^{-4} \text{ m/s}$ 의 경우에 비하여 7.5배 증가하는 것으로 계산되었다.

그림 7은 수리전도도를 적용하여 계산된 12일 가동 후에 계산된 최대 및 최소 유입수의 온도를 나타낸다. 난방모드에서는 수리전도도가 $1 \times 10^{-9} \text{ m/s}$ 에서 $1 \times 10^{-5} \text{ m/s}$ 까지는 수리전도도가 증가하여도 유입수의 온도가 약

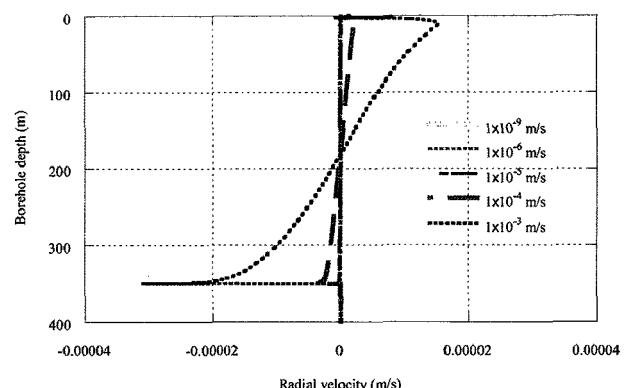


그림 6. 수리전도도에 따른 심정과 지반의 이류속도

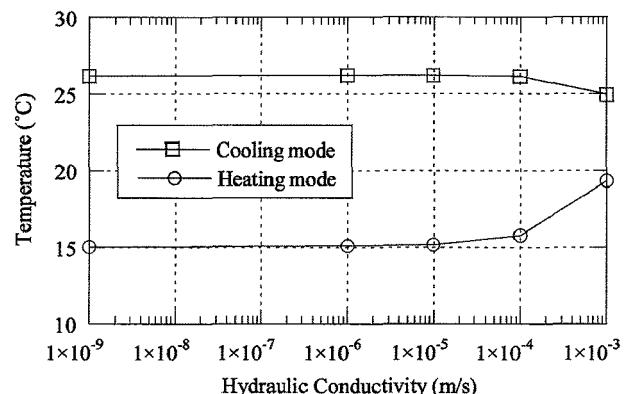


그림 7. 수리전도도에 따른 12일 후 유입수의 온도변화

15.0°C로 거의 변화가 없지만 1×10^{-4} m/s에서는 15.7°C로 미세하게 증가하고 1×10^{-3} m/s에서는 19.3°C로 급격하게 증가하며 1×10^{-2} m/s의 경우에 비하여 약 23% 증가하는 것으로 계산되었다. 냉방모드에서도 마찬가지로 1×10^{-9} m/s와 1×10^{-5} m/s 범위내에서는 유입수의 온도변화가 거의 없지만 1×10^{-4} m/s에서는 미세하게 감소하며 1×10^{-3} m/s에서는 1×10^{-2} m/s의 경우에 비하여 약 5% 감소하는 것으로 계산되었다.

4.3 지열경사

지열경사는 0.015, 0.025, 0.035°C/m 총 3가지를 적용하여 이의 영향을 분석하였다. 그림 8에는 지열경사의 변화에 따른 유입수의 온도변화를 도시하였다. 지열경사가 증가할수록 지반의 온도가 상승하므로 유입관 입구가 위치한 심정 저부에서의 온도는 높아진다. 따라서 난방 모드에서는 유입수의 온도가 증가하므로 효율이 향상되게 된다. 반대로 냉방 모드 사용에는 유입수의 온도가 높아짐으로 효율이 오히려 감소한다. 12일 가동직후 난방모드에서는 지열경사가 0.015°C/m에서 0.035°C/m로 증가함에 따라 유입수온이 13.6°C에서 22.7°C로 급격하게 상승하였으며 냉방모드에서는 21.4°C에서 26.7°C로 증가한 것으로 나타났다.

4.4 심정 심도

그림 9는 심정의 심도에 따른 SCW 시스템의 온도변화를 나타낸다. 심정 심도가 증가함에 따라 심정저부에서의 온도가 증가하므로 난방모드에서는 효율이 향상되게 된다. 난방모드에서는 심도가 250m에서 400m로 증가함에 따라서, 유입수의 온도가 12일 후 40%이상 증

가하였다. 냉방모드에서는 난방모드에 비하여 심정 심도의 영향이 크지 않은 것으로 나타났다. 이는 심정 심도가 증가할수록 유입구 주변의 온도가 높아져 효율이 감소하지만, 반면 순환수가 심정을 따라서 유입구 방향으로 흐르면서 심정 벽면과 열교환이 증가한다. 이와 같이 상호 영향이 상쇄되면서 심정 심도의 영향이 줄어들며 냉방모드에서는 유입수의 온도에 민감하지 않은 것으로 나타났다.

4.5 블리딩율

블리딩율의 변화에 따른 유입수의 온도변화는 그림 10에 도시하였다. 냉·난방모드 모두에서 블리딩율이 증가할수록 온도변화율이 증가하여 효율이 향상되는 것을 확인할 수 있다. 이는 블리딩율이 증가할수록 주변지반에서 흡입하는 지하수의 양과 범위가 증가하여 열이류가 활성화되고 보다 효율적인 열교환이 이루어지기 때문이다. 블리딩율 0%와 30%에서의 심정주변의 수두변화는 그림 11에 비교하였다. 블리딩 0%일 경우, 최대수두차가 0.01atm이며 반경방향 유속이 4.3×10^{-8} m/s인

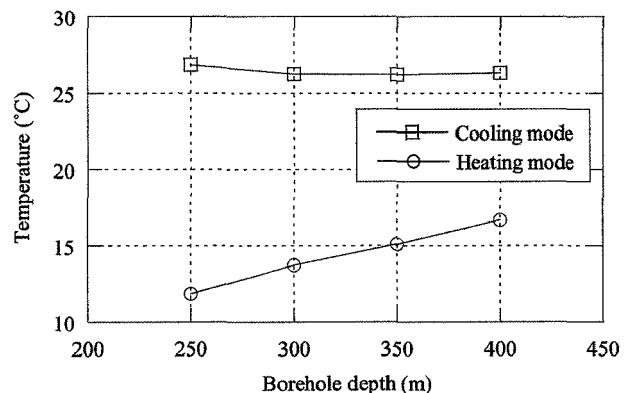


그림 9. 심정심도에 따른 12일 후 유입수의 온도변화

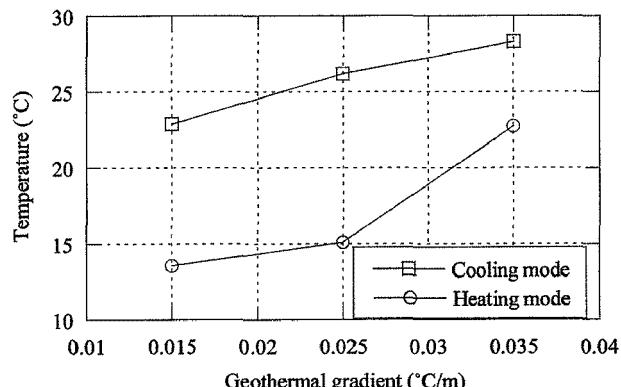


그림 8. 지열경사에 따른 12일 후 유입수의 온도변화

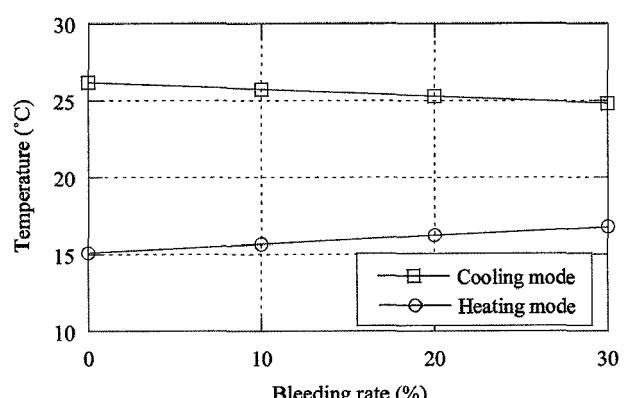


그림 10. 블리딩율에 따른 12일 후 유입수의 온도변화 비교

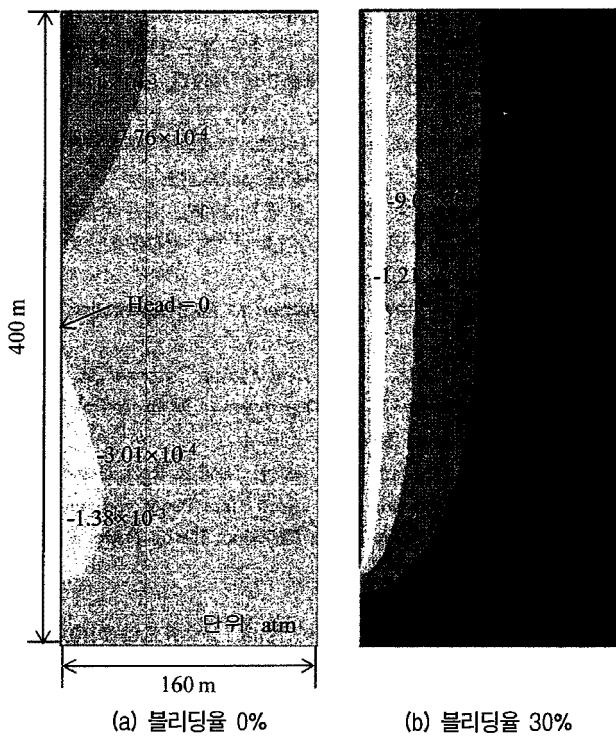


그림 11. 블리딩율에 따른 수두변화

반면, 블리딩 30%일 경우 유속이 7.9×10^{-6} m/s로 증가한다. 블리딩율이 0%에서 30%까지 증가하였을 때 냉방모드에서는 5%, 난방모드에서는 15%의 온도변화가 발생하는 것으로 나타났다.

4.6 유량

그림 12에 나타나듯이 유량이 증가할수록 냉방 모드에서는 유량이 2kg/s에서 4.5kg/s로 증가할 때, 온도는 약 25°C에서 33°C로 증가하고 난방 모드에서는 약 16.5°C에서 9.4°C로 감소하고 있다. 그림 12에서 알 수 있듯이 온도 변화는 비교적 선형적으로 나타나고 있으며, 냉난방 효율이 감소하고 있음을 알 수 있다. 이는 유량이 증가하면서, 열교환을 위한 심정 내 잔류시간이 줄어들기 때문으로 판단된다.

5. 결 론

본 논문에서는 동반논문(박두희 등, 2009)에서 구축된 SCW 수치해석 모델을 이용한 포괄적인 매개변수연구를 수행하였다. 매개변수연구에는 공극률, 투수계수, 열전도도, 비열, 지열경사 등 5개의 지반환경변수와 유량, 심정심도, 심정직경, 유입관 직경, 블리딩율의 설계

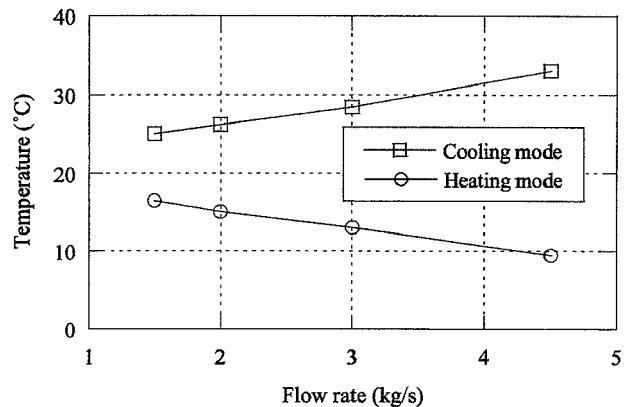


그림 12. 유량에 따른 12일 후 유입수의 온도변화 비교

변수가 적용되었다. 수치해석은 24시간 연속가동과 가동·중지를 반복하는 14일간의 가동 두 가지로 수행되었다. 다음은 연구에서 도출한 결론이다.

- (1) SCW 성능에 중요한 영향을 미치는 변수는 열전도도, 수리전도도, 지열경사, 유량, 심정 심도, 블리딩율인 것으로 나타났다.
- (2) 열전도도가 높을수록 SCW의 효율이 향상되는 것으로 나타났다. 심정으로 유입된 지하수로부터 심정벽면을 통해 전이된 열 에너지가 좀 더 빠르고 광범위하게 지반내로 흡수되므로 온도변화에 미치는 열전도도의 영향이 큰 것으로 나타났다.
- (3) 수리전도도는 10^4 m/s 이상일 경우에는 큰 영향을 미칠 수 있으나 10^4 m/s 이하에서는 흡입되는 수량이 매우 작아서 영향이 제한적인 것으로 나타났다.
- (4) 지열경사가 커질수록 깊이별 지반온도가 증가하므로 난방모드에서는 효율이 증가한다. 반면, 냉방모드에서는 순환수의 온도가 증가하여 효율이 오히려 감소하는 것으로 나타났다.
- (5) 심정 심도가 증가할수록 난방모드에서는 SCW의 효율이 향상되는 것으로 나타났지만 냉방모드에서는 영향이 작은 것으로 나타났다.
- (6) 블리딩을 적용하면 심정과 주변지반과의 압력차가 증가하여 심정 방향으로 침투되는 지하수의 유량이 증가하게 된다. 즉, 열이류가 지배적인 열교환 메커니즘이 되어 심정온도가 지반과 유사해진다. 블리딩은 적은 비용으로 SCW의 성능을 향상시킬 수 있는 매우 효과적인 방법인 것으로 나타났다.
- (7) 유량이 증가할수록 난방모드와 냉방모드에서 모두 SCW의 효율이 감소되는 것으로 나타났다.

감사의 글

본 연구는 GS 건설(주)의 지원으로 수행되었으며 이에 감사를 드립니다.

참 고 문 헌

1. 권오일, 백용, 서용석, 임성빈 (2006), “국내 기온분포와 암종에 따른 암반의 열화심도 추정에 관한 연구”, 한국지반환경공학회 학술발표회논문집, pp.135-140.
2. 농어촌진흥공사 (1996), 한국지하수총람, 농어촌진흥공사, 의왕, p.1097.
3. 박두희, 김광균, 곽동엽, 장재훈, 박시삼 (2009), “단일심정 지열 히트펌프의 수치해석 모델링 Part I: 수치해석 모델 검증”, 한국 지반공학회, 제26권, 제2호, pp.33-43.
4. 송윤호, 김형찬, 심병완, 김형수 (2008), 지하 열 자원 부존·활용 정보 시스템 구축, 2005-R-GH01-P-01, 지식경제부, 과천, pp.44-56.
5. 이영민, 김형찬, 송윤호 (2006), “시추공 온도자료를 이용한 고기후 연구에 대한 개관”, 자원환경지질, 제39권, 제1호, pp.95-102.
6. 이인모 (2001), 암반역학의 원리, 새론, 서울, p.372.
7. 최병윤 (2004), “국내 열펌프 보급의 문제점 및 해결방안”, 대한 설비공학회 강연회 및 기타간행물, pp.89-113.
8. 한정상, 한혁상, 한찬, 김형수, 전재수 (2006), “수주지열정(SCW) 을 이용한 천부지열 냉난방시스템 설계지침”, 자원환경지질, Vol.39, No.5, pp.607-613.
9. Goodman, R.E. (1989), *Introduction to Rock Mechanics*, Wiley, p.562.
10. Hellstrom, G. (1991), *Ground Heat Storage. Thermal Analyses of Duct Storage Systems-Theory*, Department of Mathematical Physics, University of Lund, Sweden.
11. Salomone, L., and Marlowe, J. (1989), “Soil & Rock Classification for the Design of Ground Coupled Heat Pump Systems: Field Manual”, Special Report EPRI CU-6600, Eletric Power Research Institute.

(접수일자 2009. 12. 8, 심사완료일 2010. 2. 18)

폐타이어 입경에 따른 폐타이어-저회 혼합토의 전단특성

Shear Properties of Waste Tire-Bottom Ash Mixture with Different Particle Size of Waste Tire

김 윤 태¹ Kim, Yun-Tae
강 효섭² Kang, Hyo-Sub

Abstract

This paper investigates the shear properties of waste tire-bottom ash mixture with various particle size of waste tire powder. Test specimens were prepared at 5 different percentages of waste tire powder content (i.e., 0%, 25%, 50%, 75%, 100% by weight of the dry bottom ash), and with three different particle sizes of waste tire powder (i.e., 0.1 mm~2.0 mm, 0.9 mm~5 mm and 2 mm~10 mm). In this study several series of direct shear tests were carried out. The experimental results indicate that the mechanical characteristics of waste tire-bottom ash mixture are strongly influenced by the particle size as well as waste tire powder content. It is shown that the shear strength and internal friction angle of waste tire-bottom ash mixture decrease with an increase in waste tire powder content. However, the shear strength and internal friction angle of the mixture increase due to interlocking effect between waste tire powder and bottom ash as the particle size of waste tire powder increases.

요지

폐타이어 분말 입경에 따른 폐타이어-저회 혼합토의 전단특성에 관한 연구를 수행하였다. 건조된 저회 중량을 기준으로 5개의 폐타이어 분말 함량(0%, 25%, 50%, 75%, 100%)과 3종류의 폐타이어 분말 입경(0.1mm~2.0mm, 0.9mm~5mm, 2mm~10mm)에 따라 공시체를 준비하였다. 직접전단시험을 수행한 결과 폐타이어-저회 혼합토의 역학적 특성은 폐타이어 분말 입경과 함량에 크게 의존하는 것을 알 수 있다. 폐타이어 분말 함량이 증가함에 따라 혼합토의 전단강도와 내부마찰각은 감소하나, 폐타이어 분말 입경이 커짐에 따라 입자간의 억물림 효과에 의해 전단강도와 내부마찰각은 증가하는 경향을 가진다.

Keywords : Bottom ash, Interlocking, Recycling, Size effect, Waste tire powder

1. 서 론

최근에 경제성장에 따라 저회 및 폐타이어 등과 같은 산업폐기물의 발생량이 증가하고 있다. 이러한 산업폐기물의 처리 및 매립으로 인해 상당한 비용이 소요될 뿐만 아니라 매립부지 확보로 인해 사회적·환경적 문

제를 야기할 때도 있다. 또한 천연골재의 부족과 가격 상승으로 인해 공사비 증가와 골재의 수급문제가 대두되고 있다. 따라서 산업폐기물을 지반공학적 재료로 재활용하기 위한 연구가 절실히 필요한 시점이다.

화력발전소에서 부산물로 발생되는 석탄회량은 매년 급증하여 2010년 경에는 발생량이 약 600만 톤에 이

1 정회원, 부경대학교 해양공학과 부교수 (Member, Associate Prof. Dept. of Ocean Engrg., Pukyong National Univ., yunkim@pknu.ac.kr, 교신저자)

2 정회원, 부경대학교 해양공학과 석사과정 (Member, Graduate Student, Dept. of Ocean Engrg., Pukyong National Univ.)

* 본 논문에 대한 토의를 원하는 회원은 2010년 8월 31일까지 그 내용을 학회로 보내주시기 바랍니다. 저자의 검토 내용과 함께 논문집에 게재하여 드립니다.

를 것으로 예상되고 있다(산업자원부, 2002). 저회(bottom ash)는 석탄화 발생량의 15~20%로서 비회(fly ash)보다 상대적으로 적게 발생된다. 시멘트 원료 및 콘크리트 혼화제로 널리 재활용되는 비회와는 달리 저회는 재활용 비율이 낮아 수십년 동안 Ash pond에 단순 매장되는 실정이어서 전체 저회양은 전국적으로 수백만 톤에 이른다.

또한 폐타이어는 산업의 고도성장과 경제생활의 향상과 더불어 자동차수가 매년 증가함에 따라 폐타이어 발생량이 매년 증가하고 있는 추세이다. 국내에서는 매년 약 2000만 본의 폐타이어가 발생되어 약 70%가 회수되고 있는 것으로 나타났다(코오롱 건설, 2001). 그러나 회수 또는 처리되지 못한 폐타이어는 미관훼손 및 화재의 위험성 등으로 인해 환경적, 사회적 문제를 야기하고 있다.

따라서 본 연구는 저회와 폐타이어 분말을 재활용하기 위해 경량성이 확보된 복합지반재료를 개발하는데 목적을 두고 있다. 폐타이어를 지반재료로서 재활용함으로써 경량성, 단열성, 내구성 등과 같은 건설적인 측면에서 이점이 있을 뿐만 아니라 저회-폐타이어의 비축률을 감소시킴으로써 매립공간과 부지확보 문제 해결 등과 같은 환경적인 측면에서도 장점이 있다. 또한 골재자원으로 재활용함으로써 폐기물 처리비용 절감과 같은 경제적인 측면에서도 이점을 준다. 이처럼 산업폐기물인 저회 및 폐타이어의 재활용은 자원 재활용 측면 뿐만 아니라 건설, 환경 및 경제적인 측면에서 큰 장점을 가진다.

김윤태와 강효섭(2008a; 2008b; 2009)은 입경이 0.1mm~0.2mm 범위인 폐타이어 분말과 준설토, 저회 및 시멘트를 혼합한 유동화된 혼합경량토에 대한 실험적 연구를 수행함으로써 혼합경량토의 유동 특성 및 역학적 특성을 분석하였다. 폐타이어 분말은 분말의 입경이 작을수록 재활용률은 높아지는데 비해 가공비용은 일반적으로 증가한다. 따라서 본 연구에서는 서로 다른 입경(0.1mm~2.0mm, 0.9mm~5.0mm, 2mm~10mm)을 가지는 3가지 종류의 폐타이어 분말을 이용하여 폐타이어 분말과 저회를 혼합한 혼합토를 대상으로 폐타이어 분말의 입경과 배합비에 따른 역학적 특성을 파악하고자 하였다. 이를 위해 폐타이어-저회 혼합토를 대상으로 직접전단시험을 수행하여 폐타이어 분말의 입경(3가지)과 배합비(5가지)에 따른 전단강도 정수 및 전단응력-변형거동 특성을 파악하였다.

2. 폐타이어-저회 혼합토

폐타이어를 사용한 선행 연구를 살펴보면, 폐타이어 조각(tire chips, scrap tires)을 뒷채움재, 도로성토재 등으로 활용하기 위해 모래와 폐타이어 조각을 혼합하고, 이들 재료에 대한 역학적 특성을 주로 연구하였다(Zornberg et al., 2004; Masad et al., 1996; Foose et al., 1996; Lee et al., 1999; Lok and Yu, 2006; Youwai and Bergado 2003; Ghazavi and Sakhi 2005a; Ghazavi and Sakhi 2005b). 또한 Ghazavi와 Sakhi(2005a), Masad 등(1996), Zornberg 등(2004)에 의해 타이어 너비와 길이, 함량에 따른 역학적 특성과 최적배합 특성에 대한 연구도 수행되었다. 폐타이어를 이용하여 지반공학적 재료로 재활용하고자 했던 기존 연구는 폐타이어 조각을 주로 대상으로 하였다. 또한 폐타이어 조각과 모래를 혼합한 연구가 대부분이다. 따라서 저회와 폐타이어 분말을 혼합한 폐타이어-저회 혼합토에 대한 연구는 아직 미진한 실정이다. 모래 대체재료로서 저회를 혼합함으로써 모래 부족 문제를 해결할 수 있고, 폐타이어 분말을 혼합함으로써 혼합토의 경량성을 확보할 수 있다. 궁극적으로 저회와 폐타이어와 같은 산업부산물의 재활용률을 높일 수 있다. 경량성이 확보된 폐타이어-저회 혼합토는 일반 토사와 비교하여 경량화된 재료이므로 안벽이나 옹벽의 뒷채움재료로 사용시 토압을 저감할 수 있고, 압축성 지반에서 침하를 경감할 수 있는 장점이 있다.

3. 혼합재료 및 시험방법

3.1 재료 특성

저회는 삼천포 화력발전소에서 발생한 것으로서 균등한 공시체 제작을 위해 No.4체를 통과시켜 자갈크기의 입자를 배제하였다. 표 1은 비중시험, 입도분석시험, 다짐시험 및 X-선 분석을 통해 구한 저회의 물리적 특성을 나타내고 있다. 저회의 비중은 2.0이고, 유효입경(D_{10})은 0.12mm이다. 저회의 균등계수는 11.25, 곡률계수는 1.14로 비교적 양호한 입도분포를 가진 모래와 유사한 특성을 가진다. 다짐시험을 통해 구한 저회의 최적함수비와 최대 건조단위중량은 각각 15.3%와 10.5kN/m³으로 나타났다. 또한 XRF(X-ray Fluorescence)와 XRD(X-ray Diffractogram)을 통하여 저회의 화학적 성분 및 주요결정상을 분석하였다. 표 1은 XRF 분석 결과로부

터 구한 저희의 화학적인 성분을 나타낸 것으로 실리카(SiO_2)와 알루미나(Al_2O_3) 성분이 많이 함유되었다. XRD 분석 결과로부터 얻은 저희의 주요결정상은 Quartz(SiO_2)와 Mullite($\text{Al}_2\text{O}_3 \cdot 2\text{SiO}_2$)로 나타났다(김윤태와 강효섭(2008a)).

폐타이어 분말은 C사에서 제조된 타이어 분말로서 사전 1과 같이 입자크기에 따라 폐타이어 분말을 A, B, C로 구분하였다. 본 연구에서 사용된 폐타이어 분말은 상온에서 절단된 폐타이어 조각을 동결조(Freezer, -120°C)

에 투입하여 유리온도($T_g = -68^\circ\text{C}$) 이하에서 동결, 분쇄하여 철심과 섬유질이 제거된 분말이다.

그림 1은 3가지 종류의 폐타이어 분말에 대한 입도분포곡선을 나타내고 있다. 입도분포곡선을 통해 구한 폐타이어 분말 A, B, C의 입경 분포는 각각 0.1mm~2.0mm, 0.9mm~5.0mm, 2.0mm~10.0mm이며, 유효입경(D_{10})은 각각 0.18mm, 0.93mm, 2.16mm이다. 각각의 폐타이어 분말의 건조단위중량을 측정하기 위해 표준다짐을 실시하였다. 내경 100mm, 높이 127.3mm의 표

표 1. 저희의 물리적 특성

비중시험	G_s	2.0
입도시험	$D_{10}(\text{mm})$	0.12
	$D_{30}(\text{mm})$	0.43
	$D_{60}(\text{mm})$	1.35
	균등계수(C_u)	11.25
	곡률계수(C_c)	1.14
다짐시험	최적함수비(w_{opt})	15.3%
	최대건조단위중량(r_{dmax})	10.5kN/m ³
X-선 분석(XRF, XRD)	주요구성성분(함량)	$\text{SiO}_2(52.7\%), \text{Al}_2\text{O}_3(19.3\%)$
	주요결정상	Quartz, Mullite

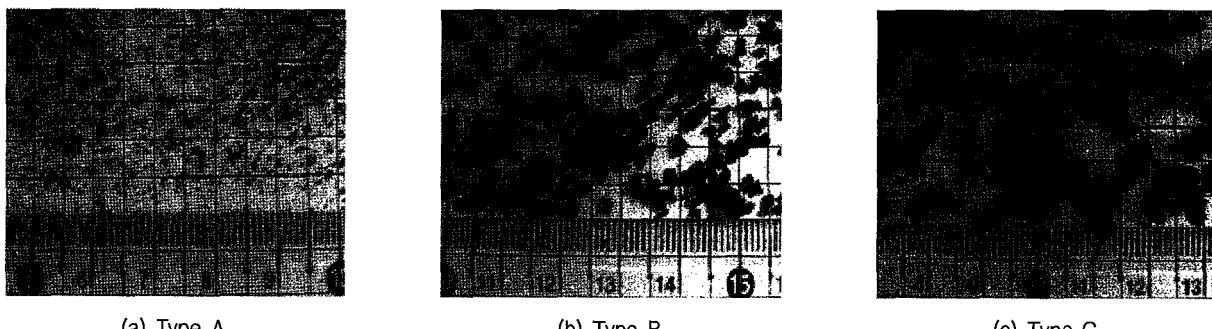


사진 1. 입자크기에 따른 폐타이어 분말

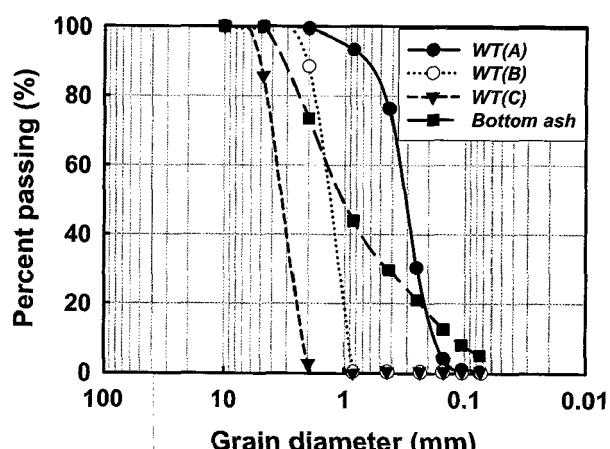


그림 1. 저희와 폐타이어 분말의 입도분포곡선

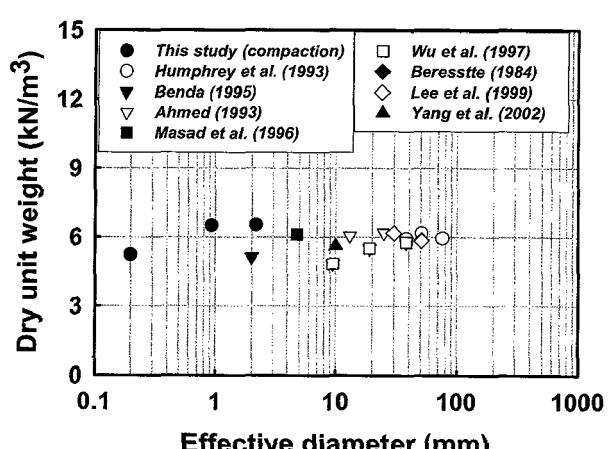


그림 2. 폐타이어 유효입경에 따른 건조단위중량

준몰드에 시료를 3층으로 넣고 각 층마다 2.5kgf의 해머를 30cm의 높이에서 25회씩 떨어뜨려 다짐하는 방법을 적용하였다. 표준다짐시험으로 얻어진 폐타이어 분말의 건조단위중량은 약 5.24kN/m³에서 6.55kN/m³의 범위로 나타났다. Epps(1994)는 다짐된 폐타이어 조각의 단위 중량 범위는 3.16kN/m³에서 7.11kN/m³이라고 보고하였다. 그림 2는 여러 연구자들에 의해 보고된 폐타이어의 유효입경에 따른 건조단위중량을 나타내고 있다. 대부분 4.8kN/m³에서 6.6kN/m³의 범위를 나타내고 있음을 알 수 있다. 그림 2와 같이 건조단위중량은 폐타이어 유효입경에 크게 영향을 받지 않는 것으로 나타났다. 본 연구에서 사용한 폐타이어 분말의 건조단위중량은 Epps(1994)의 실험결과 값과 그림 2의 여러 연구자들에 의해 얻어진 값의 범위 안에 포함되어 있음을 알 수 있다.

3.2 직접전단시험

폐타이어 입경에 따른 폐타이어-저회 혼합토의 전단강도 특성을 파악하기 위해 표 2와 같이 저회, 폐타이어(A, B, C) 및 폐타이어-저회 혼합토(WT-BA mixture)를 대상으로 직접전단시험을 수행하였다. 폐타이어-저회 혼합토는 건조된 저회의 무게에 대한 폐타이어 분말의 비율을 다양하게 혼합(0%, 25%, 50%, 75%, 100%)하여 시편을 제작하였다. 전단상자의 크기는 100cm×100cm×60cm

로서 직육면체 형태이다. 전단시 적용된 연직응력은 30kPa, 60kPa, 90kPa, 120kPa이며, 전단변형률은 1.0%/min으로 제어하였다.

저회, 폐타이어 및 폐타이어-저회 혼합토에 대한 직접전단시험 시 각각의 시료의 초기 조건을 동일하게 유지하기 위해 초기 상대밀도를 일정하게 유지함으로써 시험에 대한 일관성을 확보하였다. 저회 및 폐타이어-저회 혼합토의 초기 상대밀도를 각각 60%로 설정하였다. 그러나 순수한 폐타이어 분말의 경우 직접전단시험 시 수직하중에 의한 폐타이어 분말의 큰 압축성을 고려하여 상대밀도를 90%로 설정하였다. 상대밀도는 폐타이어-저회 혼합토의 최대 건조단위중량과 최소 건조단위중량을 바탕으로 산정되었다. 최대 건조단위중량은 표준다짐방법을 사용하여 측정하였다.

4. 실험결과 및 분석

4.1 건조단위중량

표 2와 그림 3은 폐타이어-저회 혼합토의 배합비에 따른 최대 및 최소 건조단위중량의 변화를 나타낸다. 폐타이어-저회 혼합토의 단위중량은 일반 토사의 단위중량에 비해 훨씬 작아서 경량성을 확보할 수 있음을 알 수 있다. 폐타이어 분말 함량이 증가함에 따라 폐타이어

표 2. 폐타이어-저회 혼합토의 배합조건과 직접전단시험 결과

번호	종류	배합비 (BA:WT)	상대밀도 (D _r , %)	γ_{dmax} (kN/m ³)	γ_{dmin} (kN/m ³)	점착력 (kPa)	마찰각 (°)	파괴시 기준응력
1	BA	1 : 0	60	10.90	8.32	20.07	50	Peak
2	WT(A)	0 : 1	90	5.24	3.43	2.72	23.1	13% ε
3	WT(B)	0 : 1	90	6.52	4.57	3.41	27.1	13% ε
4	WT(C)	0 : 1	90	6.55	4.63	1.39	28.4	13% ε
5	WT(A)-BA Mixture	1 : 0.25	60	9.17	7.50	17.32	34.4	Peak
6		1 : 0.50	60	8.33	6.58	11.24	30.0	Peak or 13% ε
7		1 : 0.75	60	7.58	5.75	8.5	27.0	13% ε
8		1 : 1.00	60	7.27	5.37	7.9	25.0	13% ε
9	WT(B)-BA Mixture	1 : 0.25	60	9.73	7.63	17.84	37.4	Peak
10		1 : 0.50	60	9.30	7.10	16.06	35.0	Peak
11		1 : 0.75	60	8.98	6.86	16.77	33.3	Peak or 13% ε
12		1 : 1.00	60	8.34	6.48	15.86	29.2	13% ε
13	WT(C)-BA Mixture	1 : 0.25	60	9.48	7.96	33.2	45.9	Peak
14		1 : 0.50	60	9.35	7.39	24.97	43.9	Peak
15		1 : 0.75	60	8.79	7.08	24	36.5	Peak
16		1 : 1.00	60	8.64	6.76	30.69	31.2	Peak or 13% ε

BA: bottom ash, WT: waste tire powder

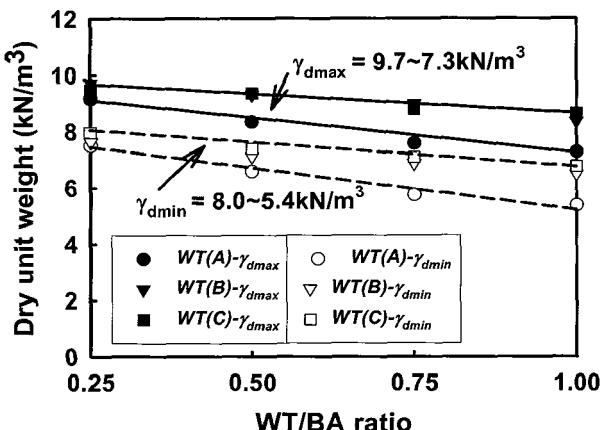


그림 3. 저회와 폐타이어 분말 혼합비에 따른 건조단위중량

의 경량성으로 인해 폐타이어-저회 혼합토의 최대 및 최소 건조단위중량은 점진적으로 감소한다. 최대 건조단위중량은 약 $7.3 \sim 9.7 \text{ kN/m}^3$, 최소 건조단위중량은 약 $5.4 \sim 8.0 \text{ kN/m}^3$ 의 범위에 있다. 또한 최대 건조단위중량은 최소 건조단위중량 보다 약 20% 큰 값을 가진다.

4.2 전단응력-변형 곡선

그림 4는 연직응력 60 kPa 하에서 폐타이어(A)-저회 혼합토의 전단시험 결과를 나타낸다. 이 결과에서 알 수 있듯이 순수한 저회($\text{BA:WT}=1:0$)의 경우 뚜렷한 첨두강도와 잔류강도를 가진다. 순수한 폐타이어 분말($\text{BA:WT}=0:1$)의 경우는 축 변형률이 증가함에 따라 전단응력이 계속해서 증가하는 경향을 나타내고 있다. 일반적으로 타이어 조각 또는 분말은 압축성이 크고 연성이 큰 재료이기 때문에 순수한 폐타이어의 응력-변형곡선은 뚜렷한 첨두강도를 나타내지 않고, 축변형률이 커짐에 따라 전단응력이 증가하는 경향을 나타낸다. Zornberg 등(2004)은 타이어 조각-모래 혼합토의 거동 연구에서 이와 비슷한 결과를 보고하였다. 또한 그림 4에서 폐타이어-저회 혼합토의 경우 폐타이어 분말 함량이 증가함에 따라 순수한 폐타이어 분말($\text{BA:WT}=0:1$)의 응력-변형곡선과 유사한 형태로 거동하는 것을 알 수 있다. 이러한 경향은 그림 5의 저회 함량과 폐타이어 분말 함량에 따른 폐타이어 혼합경량토의 일축압축강도(UCS)에서도 나타내고 있다.

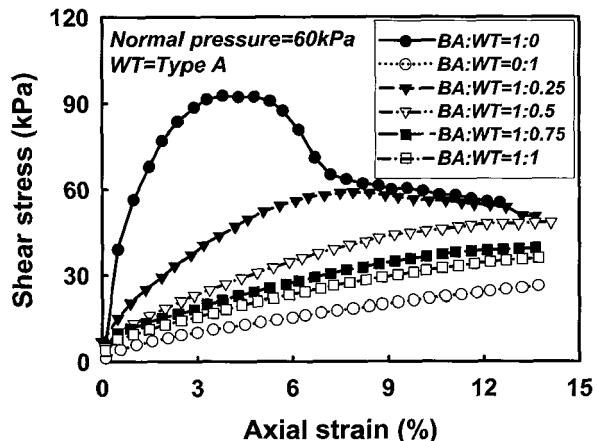


그림 4. 폐타이어(WT(A))-저회 혼합토의 전단응력-변형곡선

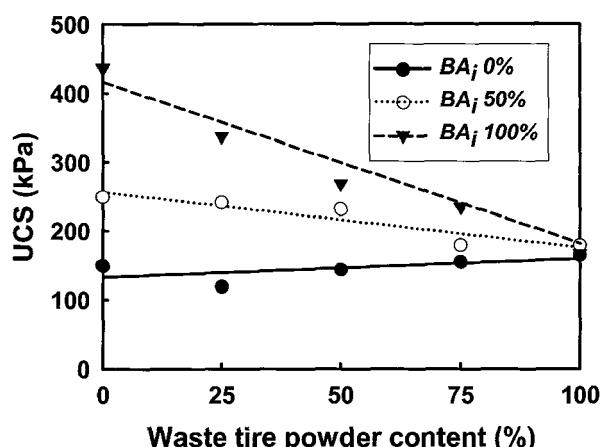


그림 5. 저회와 폐타이어 분말 함량에 따른 폐타이어 혼합경량토의 일축압축강도(Kang and Kim, 2009)

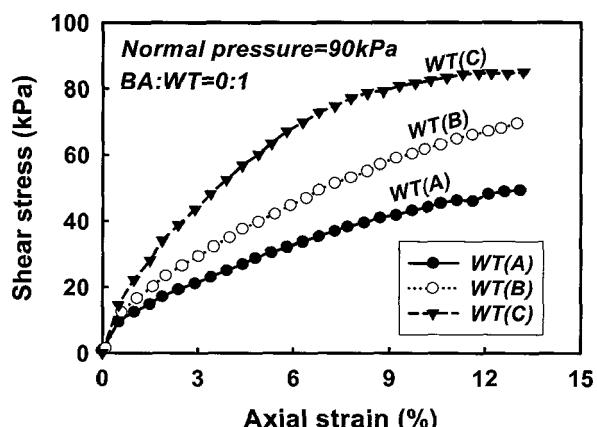


그림 6. 순수한 폐타이어 분말(A, B, C)에 대한 전단응력-변형곡선

어 분말에 크게 의존함을 알 수 있다.

그림 6은 폐타이어 분말 입경에 따른 순수한 폐타이어 분말의 응력-변형곡선을 나타낸다. 연직하중은 90 kPa 이다. 폐타이어 분말 입경이 클수록 전단강도가 크게 발

현되고 있음을 알 수 있다. 이와 같은 결과로부터 폐타이어 분말 입경이 클수록 입자간 억물림(interlocking) 현상이 크게 발생된다는 것을 알 수 있다.

4.3 전단강도 정수

그림 7과 같은 전단응력-변형 곡선의 거동 특성에 따라 첨두응력 또는 수평변형률 13%에 대응하는 전단응력을 이용하여 전단강도 정수를 산정하였다. 순수한 폐타이어 분말의 경우 응력-변형률 관계에서 첨두응력이 뚜렷하지 않기 때문에 수평변형률 13%에 대응하는 전단응력을 바탕으로 전단강도 정수를 산정하였다. 표 2는 직접전단시험을 통해 구한 저희, 폐타이어, 폐타이어-저회 혼합토에 대한 전단강도 정수를 나타낸 것으로 폐타이어 입경과 배합비에 따라 전단강도 정수를 정리하였다.

4.3.1 폐타이어 분말 입경에 따른 영향

표 2에서 알 수 있는 것과 같이 직접전단시험을 통해 구한 순수한 저회의 내부마찰각은 약 50°로서 상당히 큰 값을 가진다. 이와 같은 결과는 저희의 입자가 모나고 각진 입자의 형태를 가지고 있기 때문인 것으로 사료된다. 또한 순수한 폐타이어 분말의 내부마찰각(BA:WT=0:1)은 표 2 혹은 그림 8과 같이 폐타이어 분말의 종류, 즉 입경에 따라 약 23.1°에서 28.4°의 범위를 나타내고 있다. 입경이 클수록 입자간의 억물림 작용으로 인하여 내부마찰각이 크게 나타남을 알 수 있다. 이러한 경향은 폐타이어-저회(WT/BA)의 배합비가 0.5인 그림 8의 연직응력과 전단응력 관계에서도 잘 나타난다. 폐타이어

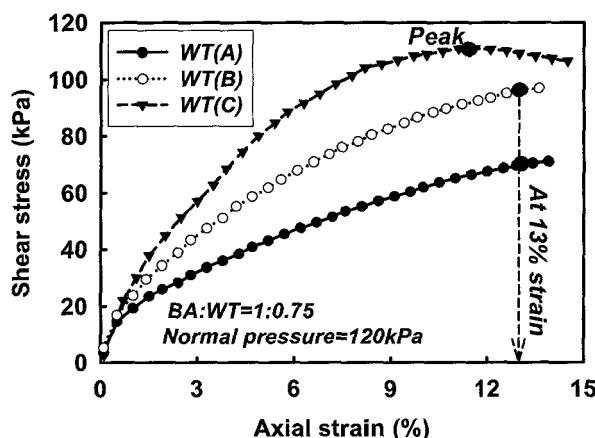


그림 7. 폐타이어 분말 입경에 따른 전단응력

분말 입경이 커짐에 따라 동일한 연직응력하에서 전단강도가 증가하며, 내부마찰각도 약 30.0°에서 43.5°로 증가하고 있다. Lambe과 Whitman(1979)은 실험적 연구를 통해 각진 입자는 등근 입자에 비해 입자간의 억물림이 더 양호하기 때문에 내부마찰각도 더 크다고 보고하였다. 사진 1과 같이 폐타이어 분말의 입경이 커짐에 따라 각진성(angularity)이 커져 내부마찰각에 영향을 주는 것으로 판단된다.

그림 9는 폐타이어-저회 배합비와 폐타이어 분말 입경에 따른 전단강도 관계를 나타내고 있다. 연직응력은 60kPa이다. 폐타이어 분말의 유효입경이 커짐에 따라 입자간 억물림 작용에 의해 전단강도가 증가하였다.

4.3.2 폐타이어 분말 함량에 따른 영향

그림 10은 폐타이어-저회 배합비에 따른 내부마찰각의 변화를 보여주고 있다. 폐타이어 분말 함량이 증가함에 따라 내부마찰각은 감소하는 경향을 나타내고 있다. 내부마찰각의 감소는 그림 9에서도 알 수 있듯이 전단강도

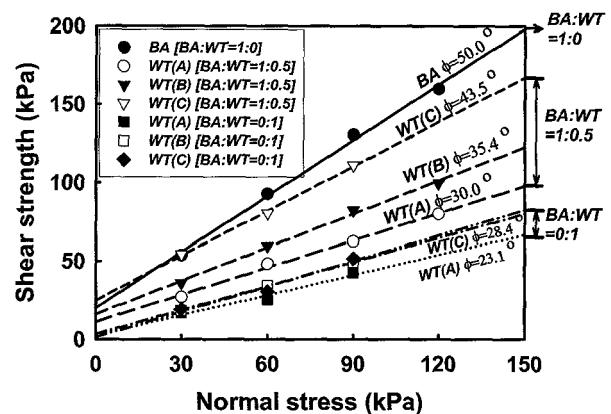


그림 8. 각각의 순수한 폐타이어 분말에 대한 연직응력과 전단응력 관계

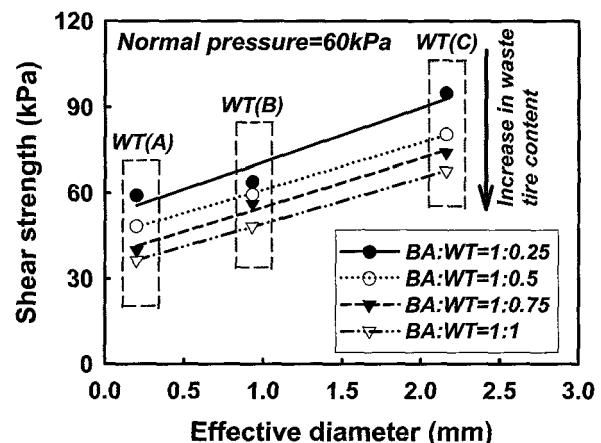


그림 9. 폐타이어 분말 입경과 전단강도 관계

의 감소를 의미한다. 이것은 폐타이어 분말 함량이 증가함에 따라 폐타이어-저회 입자간의 억물림(interlocking) 작용이 감소하는 것에 기인한다. 준설토-폐타이어-저회 혼합경량토의 전단특성에서도 유사한 결과가 보고되었다(김윤태과 강효섭, 2009). 그림 11은 준설토, 시멘트, 폐타이어 및 저회가 혼합된 유동성 혼합경량토의 억물림 작용을 나타내고 있다. 전단시 저회 입자사이에 있는 폐타이어 분말의 탄성적인 성질로 인해 폐타이어 분말의 함량이 증가함에 따라 저회간의 억물림 작용을 방해하는 역할을 하고 있다. 이처럼 폐타이어-저회 혼합토의 전단특성은 폐타이어 분말 함량에 크게 의존하고 있음을 알 수 있다. 폐타이어-저회 혼합토의 전단강도 정수와 전단응력-변형 곡선을 종합해 볼 때 폐타이어 분말 입경이 클수록 전단특성에 긍정적인 영향을 주고 있으나, 폐타이어 분말 함량이 증가함에 따라서 전단특성에 부정적인 영향을 주고 있음을 알 수 있다.

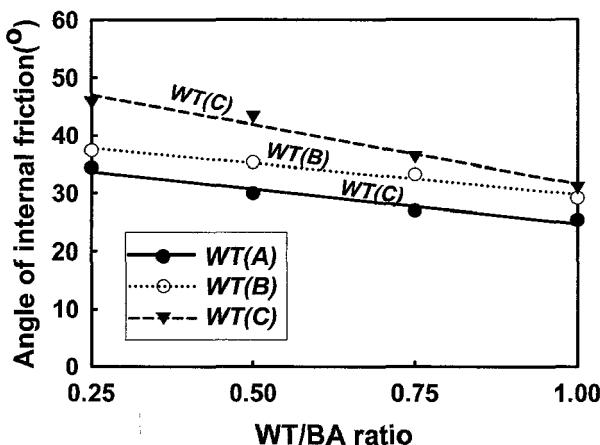


그림 10. 폐타이어 분말/저회 배합비에 따른 내부마찰각 변화

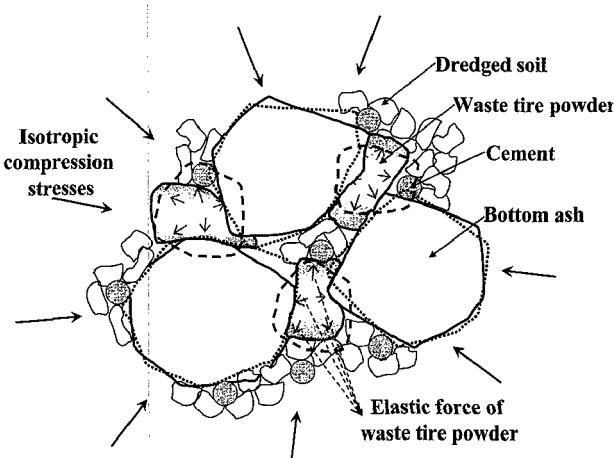


그림 11. 폐타이어 혼합경량토의 억물림 작용(김윤태와 강효섭, 2009)

5. 결 론

폐타이어 분말 입경과 함량에 따른 폐타이어-저회 혼합토의 역학적 특성을 파악하기 위해 저회 및 폐타이어 분말을 다양하게 배합한 혼합토를 대상으로 직접전단시험을 수행하였다. 시험결과로부터 얻은 결론은 다음과 같다.

- (1) 순수한 폐타이어 분말의 전조단위중량은 약 5.24kN/m^3 에서 6.55kN/m^3 의 범위로 나타났다. 폐타이어-저회 혼합토의 경우 폐타이어 분말 함량이 증가함에 따라 폐타이어의 경량성으로 인해 최대 및 최소 전조단위중량은 각각 9.7kN/m^3 에서 7.3kN/m^3 , 8.0kN/m^3 에서 5.4kN/m^3 로 감소한다.
- (2) 순수한 저회의 전단응력-변형 곡선은 첨두응력이 뚜렷이 나타나는 반면, 순수한 폐타이어 분말의 전단응력-변형 곡선은 변형률이 증가함에 따라 전단응력이 계속 증가하는 경향을 나타낸다. 폐타이어-저회 혼합토에서 폐타이어 분말 함량이 증가함에 따라 순수한 폐타이어 분말의 전단응력-변형 곡선과 유사한 거동특성을 가진다.
- (3) 직접전단시험 결과, 순수한 저회의 내부마찰각은 약 50° 로 나타났고, 순수한 폐타이어의 내부마찰각 입경에 따라 23° 에서 28° 의 범위를 가진다. 또한 폐타이어 입경이 커짐에 따라 내부마찰각은 증가하는 경향을 가진다. 폐타이어 분말의 입경이 커짐에 따라 억물림 작용이 보다 강하게 작용하여 전단강도 및 내부마찰각 증가에 영향을 주는 것으로 판단된다.
- (4) 폐타이어-저회 혼합토의 직접전단시험 결과 폐타이어 분말 함량이 증가함에 따라 내부마찰각은 감소한다.

후 기

이 논문은 2009년도 정부(교육과학기술부)의 재원으로 한국연구재단의 지원을 받아 수행된 기초연구사업임(No. 2009-0086833).

참 고 문 헌

1. 김윤태, 강효섭 (2009), “직접전단시험에 의한 폐타이어 혼합경량토의 전단특성 연구”, 한국해양공학회지, 제23권, 제3호, pp.20-29.

2. 김윤태, 강효섭 (2008a), “폐타이어 분말을 이용한 혼합경량토의 역학적 특성 연구”, 대한도토목학회논문집, 제28권, 제4C호, pp.247-253.
3. 김윤태, 강효섭 (2008b), “유동성 뒷채움재인 폐타이어 혼합경량토에 대한 실험적 연구”, 한국해양공학회지, 제22권, 5호, pp.112-118.
4. 산업자원부 (2002), 자원활용·소재 및 리사이클링 기술동향 분석연구, 최종보고서, pp.22-25.
5. 코오롱건설 (2001), 폐타이어 고무분말 특성분석 및 국내·외 시장조사를 통한 마케팅 전략 수립, 코오롱건설주식회사.
6. Ahmed, I. (1993), *Laboratory Study on Properties of Rubber-Soils*, Purdue University, Indiana, Joint highway Research Project, Report No.FHWA/IN/JHRP-93/4.
7. Benda, C. C. (1995), *Engineering Properties of Scrap Tires Used in Geotechnical Applications*, Report No. 95-1, Vermont Agency of Transportation, Montpelier, VT
8. Bressette, T. (1984), *Used Tire Material as An Alternative Permeable Aggregate*, Report No. FHWA/CA/TL-84/07, Office of Transportation Laboratory, California Department of Transportation, Sacramento, CA.
9. Epps, Jon A. (1994), *Use of Recycled Rubber Tires in Highways*, National Cooperative Highway Research Program Synthesis of Highway Practice No. 198, Transportation Research Board, Washington, DC.
10. Foose, G., Benson, C., and Bosscher, P. (1996), “Sand Reinforced with Shredded Waste Tires”, *Journal of Geotechnical Engineering*, Vol.122, No.9, pp.760-767.
11. Ghazavi, M., and Sakhi, M. A. (2005a), “Influence of Optimized Tire Shreds on Shear Strength Parameters of Sand”, *International Journal of Geomechanics*, Vol.5, No.1, pp.58-65.
12. Ghazavi, M., and Sakhi, M. A. (2005b), “Optimization of Aspect Ratio of Waste Tire Shreds in Sand-Shred Mixtures Using CBR Tests”, *Geotechnical Testing Journal*, Vol.28, No.6, pp.564-569.
13. Humphrey, D. and Sandford, T. (1993), *Tire Chips as lightweight subgrade fill and retaining wall backfill*, Proc., Symp. on Recovery and Effective Reuse of Discarded Materials and By-Products for Constr. of Hwy. Fac., Federal highway Administration, Denver, Colo., 5-55-5-68.
14. Kang, H. S., and Kim, Y. T. (2009), “Strength and Mechanical Behavior of Waste Tire Powder-Added Lightweight Soil”, *International Conference on Civil and Environmental Engineering*, ICCEE-2009, Busan.
15. Lee, H. J., Salgado, R., Bernal, A., and Lovell, W. C. (1999), “Shredded Tires and Rubber-Sand as Lightweight Backfill”, *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, Vol.125, No.2, pp.132-141.
16. Lambe, T. W., and Whitman, R. V. (1979), *Soil Mechanics(SI Version)*, John Wiley and Sons.
17. Lok, M. H., and Yu, H. J. (2006), “Laboratory Study on the Mechanical Behavior of Tire Chip-Sand Mixture”, *Pavement Mechanics and Performance (GSP 154)*, ASCE, pp.157-164.
18. Masad, E., Taha, R., Ho, C., and Papagiannakis, T. (1996), “Engineering Properties of Tire/Soil Mixtures as a Lightweight Fill Material”, *Geotechnical Testing Journal*, Vol.19, No.3, pp.297-304.
19. Wu, W. Y., Benda, C. C., and Cauley, R. F. (1997), “Triaxial Determination of Shear Strength of Tire Chips”, *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, Vol.123, No.5, pp.479-482.
20. Yang, S., Lohnes, R. A., and Kjartanson, B. H. (2002), “Mechanical Properties of Shredded Tires”, *Geotechnical Testing Journal*, Vol.25, No.1, pp.44-52.
21. Youwai, S., and Bergado, D. T. (2003), “Strength and Deformation Characteristics of Shredded Rubber Tire-Sand Mixtures”, *Canadian Geotechnical Journal*, Vol.40, No.2, pp.254-264.
22. Zornberg, J. G., Cabral, A. R., and Viratjandr, C. (2004), “Behavior of Tire Shred-Sand Mixtures”, *Canadian Geotechnical Journal*, Vol.41, No.2, pp.227-241.

(접수일자 2010. 1. 14, 심사완료일 2010. 2. 25)