

화강풍화토-벤토나이트 혼합토의 공학적 특성

An Engineering Characteristics of Weathered Granite Soil-Bentonite Mixtures

김대만[†] · 김기영^{*}

Kim, Daeman[†] · Kim, Kiyoung^{*}

Abstract

Recently, the more potential waste sites are being required as increasing the demand of better human life. But the construction of waste disposals has many restrictions because of lack of good quality clay and high cost of liners. So, in this study, we studied the liner materials to develop more cheaper soil liner that can be satisfied the environmental criterion for the coefficient of permeability and shear strength. A series of compaction test and triaxial (consolidation, permeability, and shear) tests were performed to obtain the optimized weight ratio of Bentonite-Soil mixture (B/S) including the least amount of bentonite. A series of soil tests were performed to acquire the appropriate weathered granite soil-bentonite mixture that is satisfied the environmental criterion of soil liner ($k=1 \times 10^{-7} \text{cm/sec}$). At first, weathered granite soils were classified with four different particle-size soils, and B/S ratio was increased as 5% step for each particle-size. The test results showed that in case of weathered granite soil passing through No. 100 sieve, B/S=15% satisfied the soil liner criterion. The measured coefficient of permeability and the Chapuis's two equations were also compared. And a predicting equation for the coefficient of permeability was suggested, which is suitable for the mixture soil with the B/S ratio used in this study. The optimal weight ratio for the mixture soils used in this study was 15% in the both cases of permeability and shear strength.

Keywords : Weathered Granite Soils, Bentonite, Permeability, Shear Strength

요 지

최근 인구증가에 따라 쓰레기 매립장의 수요가 점점 늘어가는 실정이나 쓰레기 매립장의 건설은 점토의 부족과 차수층의 고비용으로 인하여 많은 문제점이 있다. 이에 본 논문에서는 투수계수뿐만 아니라 전단강도도 확보되는 저렴한 차수재 개발을 위하여 우리나라에 널리 분포하고 있는 화강풍화토와 투수저감효과가 뛰어난 벤토나이트를 적절히 혼합하여 고가의 벤토나이트가 가장 적게 소요되는 최적의 중량비(B/S)를 산정하기 위하여 일련의 다짐시험과 삼축압축시험기를 이용한 압밀, 투수 및 전단시험을 실시하였다. 차수재의 기준인 $k=1 \times 10^{-7} \text{cm/sec}$ 이하를 만족시키기 위하여 모재인 화강풍화토를 네 가지의 입경으로 조절하여 시료성형을 하였으며 각 입경에 따라 B/S를 5%씩 증가시키면서 시험을 실시한 결과, No. 100체에 통과된 화강풍화토의 B/S=15%인 경우에서 차수재 기준을 만족하였다. 그리고, 투수시험결과 산정된 투수계수의 실측치와 Chapuis가 제안한 두 가지 투수계수 예측식을 비교분석하였으며, 본 논문에 사용된 화강풍화토-벤토나이트 혼합토에 적합한 투수계수 예측식을 제시하였다. 본 연구에 사용된 혼합토의 최적 중량비는 투수측면과 강도측면 모두에서 15%로 나타났다.

주요어 : 화강풍화토, 벤토나이트, 투수, 전단강도

[†] 비회원, 진주산업대학교 토목공학과 겸임교수(E-mail : ksmans11@hanmail.net)

^{*} 정회원, 수자원연구원 댐기술연구소 선임연구원

1. 서론

현재 각종 쓰레기는 대부분 매립에 의한 방법으로 처리되고 있으나 그에 따른 문제점들이 많이 발생하고 있다.

먼저 매립지 내에서 발생하는 침출수가 지하로 누출되어 주변환경 및 지하수를 오염시키는 원인이 되고 또한 지역 주민의 매립장 기피현상으로 각종 폐기물 매립장의 용지확보가 어려운 실정이어서 고체형 위생 매립장의 건설은 대부분 해안매립지역이나 산악지방에 위치하게 되어 폐기물 매립장 건설시 차수재로 사용될 양질의 점토가 부족한 상태이다.

현재 침출수 방지를 위한 매립장 차수층은 투수계수가 $k = 1 \times 10^{-7} \text{ cm/sec}$ 이하의 불투수성인 다짐 점토층으로 시공되고 있지만 현장 여건상 양질의 점토를 구하기가 어려운 경우 차수재료 확보를 위한 비용이 많이 든다. 국내 대다수의 매립장은 많은 양의 쓰레기 매립을 위해 성토를 실시하고 있으나 성토하중과 고형 쓰레기 자중에 의한 차수층의 전단파괴가 발생하여 침출수의 누출이 예상되지만 시공시에는 차수층의 투수계수만 고려할 뿐 대부분 전단강도는 고려하지 않고 있는 실정이다.

이에 본 논문에서는 차수재료로 국내에서 가장 널리 분포하고 있는 화강풍화토와 투수저감 효과가 뛰어난 벤토나이트를 적절히 혼합하여 투수계수뿐만 아니라 전단강도도 확보되는 차폐재료의 개발을 목적으로 연구하였다. 경제성을 고려하여 고가의 벤토나이트가 가장 작은 최적의 중량비율로 화강풍화토와 혼합하여 만든 혼합토의 다짐, 압밀, 투수 및 전단시험을 통하여 그 특성을 비교 검토하였으며, 그 결과를 이용하여 쓰레기매립장의 설계시 저비용으로 투수성과 전단강도를 장기적으로 확보할 수 있는 차수재료를 제시하는데 도움이 되고자한다.

1970년대에 이르러 지반공학분야에서 쓰레기 매립장 차수재의 개발에 관심을 가지기 시작하여 Auvinet와 Hiriart(1980)는 점토차수재에 관한 연구를 하였고, Lundgren(1981)과 Chapuis(1981)는 흙-벤토나이트 차수재에 관한 연구로 인공혼합차수재 개발에 중요한 역할을 하였다. 그리고 국내에서는 신은철 등(1998)과 정하익 등(1993) 등이 폐석회-점

토 및 플라이애쉬-화강풍화토의 차수재 연구를 수행하였다.

2. 이론적 배경

2.1 삼축시험기를 이용한 직접투수시험

투수계수가 10^{-6} cm/sec 이하의 시료에서는 보통 압밀시험을 통하여 간접적으로 투수계수를 산정하는데, 이는 직접적인 투수시험을 실시하는 것이 아니라 압밀이론식에 의하여 유추되는 결과로 실제와 많은 차이를 보인다. 따라서 투수계수가 아주 작은 시료에서도 고압의 back pressure을 가하여 투수계수를 측정할 수 있는 삼축압축시험기를 이용하여 시료를 압밀 후 투수시험을 실시하였다. 흐름을 유발하는 동수경사(i)는 시료 양끝의 압력차(Δp)로 발생시켜 시료에서 흘러나오는 유량(q)을 측정하였으며, 측정된 유량으로부터 식 (1)과 같이 Darcy 법칙을 이용하여 투수계수(k)를 산정하였다.

$$k = \frac{q}{Ai} \tag{1}$$

여기서, A : 시료의 단면적

$$i : \text{동수경사} (= \frac{h}{L})$$

L : 시료의 길이

$$h : \text{수두차} (= \frac{\Delta p}{\gamma_w})$$

식 (1)은 식 (2)로 나타낼 수 있으며, 식 (2)를 이용하여 삼축압축시험기에 의한 혼합토 시료의 투수계수를 산정하였다.

$$k = \frac{q \cdot L \cdot \gamma_w}{\Delta p \cdot A} \tag{2}$$

2.2 혼합토 투수계수 예측식

Chapuis(1989)는 벤토나이트 혼합토의 투수계수(k) 예측모델을 질량(mass)과 부피(volume)관계에 근거하여 두 가지 식을 제안하였다.

벤토나이트는 비표면적($5 \sim 12 \times 10^4 \text{ m}^2/\text{kg}$)이 크기

때문에 간극수를 인력으로 당기는데, 그림 1과 같이 인력에 의해 당겨져서 붙들린 간극수를 slow-moving water라 하고 비교적 자유로운 간극수를 fast moving water라 한다. Slow-moving water는 벤토나이트 함량(V_b/V_s)에 따라 비례하므로 $x(V_b/V_s)$ 로 표현할 수 있으며, x 는 벤토나이트 함량에 따른 비례상수로 Chapuis는 벤토나이트 종류에 무관하게 2가 적당하다고 제안하였다. 따라서 벤토나이트 혼합토는 간극수 중 fast-moving water를 나타내는 유효간극율(efficient porosity, n^*)는 식(3)으로 나타낼 수 있고, 첫 번째 투수계수(k_1) 예측식은 식(3)의 n^* 을 이용하여 식(4)와 같이 제안하였다.

$$n^* = n_f S_r - x(V_b/V_s) = n_f S_r - 2(V_b/V_s) \quad (3)$$

여기서, n^* : 유효 간극율

n_f : 간극율

S_r : 포화도,

V_b/V_s : 벤토나이트 함량

x : V_b/V_s 에 따른 비례상수

$$\log k_1 = 20(n^* - 0.45) \quad (4)$$

유효간극율(n^*)은 벤토나이트 함량이 클 때 (-)값을 나타낼 수 있는데, 이는 n^* 가 fast-moving water의 침투를 위한 유효공간에 상응하는 값으로 (-)값이면 간극수는 모두 벤토나이트를 수화시키는데 들어가는 slow-moving water이므로 이 경우 혼합토의 k 는 벤토나이트만의 k 와 비슷하게 된다. 식(4)을 이용하여 예측된 k_1 값은 포화도, $S_r > 90\%$ 인 시료에 대해서는 시험에 의해 측정된 k 값과 유사한 결과를 얻을 수 있으나, $S_r < 90\%$ 인 시료에 대해서는 예측 k_1 값이 측

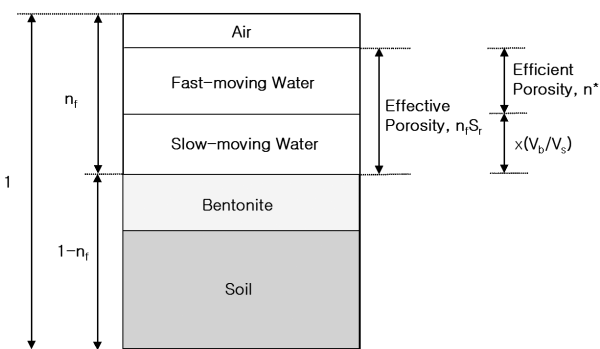


그림 1. 벤토나이트 혼합토의 질량과 부피의 관계

정 k 값보다 크게 나타나는 경향이 있다고 하였다.

두 번째 예측모델에서는 혼합토의 중량비(bentonite/soil, B/S)가 증가하면 혼합토의 swelling이 커져 $n_f S_r$ 값이 증가되며, $\Delta(n_f S_r)/\Delta(B/S)$ 값의 증가범위는 약 0.6~1.3정도로 이를 고려하여 유효간극율(n^*)을 식(5)로 제시하였고, 식(5)의 n^* 을 이용하여 두 번째 투수계수(k_2) 예측식을 식(6)과 같이 제안하였다.

$$n^* = n_f S_r + B/S - 2(V_b/V_s) \quad (5)$$

$$\log k_2 = 20(n^* - 0.52) \quad (6)$$

Chapuis는 식(6)으로 예측된 k_2 값은 $S_r < 90\%$ 인 시료에 대해서도 비교적 좋은 결과를 나타낸다고 하였다. 그리고 식(4), 식(6)에 의한 벤토나이트 혼합토의 k 값 예측은 어디까지나 실내시험에 대한 예측치이며, 현장 혼합토의 예측치는 될 수 없다고 하였고, 현장 혼합토의 예측은 실내시험을 실시한 후 모재인 흙의 특성, 지층두께의 변화 등의 현장성을 고려하여 현장 혼합토의 투수성을 예측할 수 있다고 하였다.

3. 시험방법

3.1 성형 방법

시료의 성형은 4.75mm(No.4), 2.36mm(No.8), 0.355mm(No.50), 0.15mm(No.100) 체를 각각 통과한 화강풍화토(각 체에 대한 통과 화강풍화토 시료를 각각 시료 A, B, C, D라 명명함)에 벤토나이트 중량비(B/S)를 0~20%까지 5%씩 증가시켜 섞은 후 KS F-1312

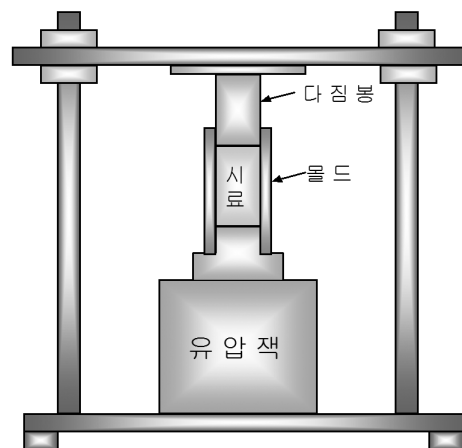


그림 2. 정적다짐 시료성형기

의 A방법의 동적다짐시험을 실시하여 최대건조단위중량, $\gamma_{d(max)}$ 과 최적함수비(OMC)를 구하였다. 동적다짐으로 구하여진 최대건조단위중량에 대한 시료의 건조무게를 최적함수비로 섞은 후 그림 2와 같은 정적다짐 시료성형기를 사용하여 직경 5cm, 높이 10cm로 성형하였다. 시료성형시 시료높이에 따른 균질성 확보를 위해 5등분으로 나누어 시료를 성형하였고, 성형 후 시료의 균질성을 검증하기 위해 B/S=0%인 A시료

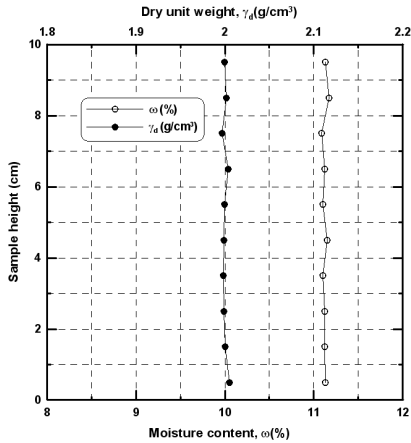


그림 3. 성형시료(A시료, B/S=0%)의 높이별 함수비와 건조단위중량

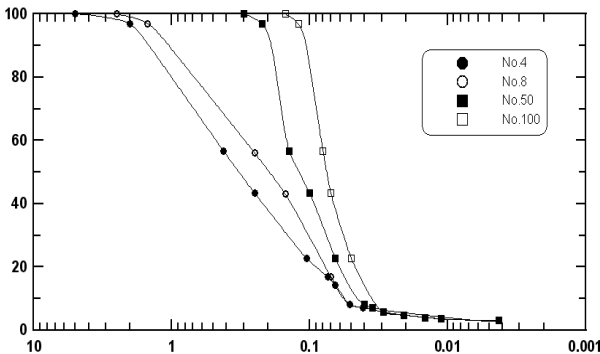


그림 4. 화강풍화토 입도곡선

를 시료높이별 1cm 간격으로 절단한 후 각각의 무게와 함수비를 측정된 결과 시료높이별 10개 시료조각의 함수비, 건조단위중량은 그림 3과 같이 거의 균일하게 나타났다. 정순용 등(1997)은 이와 같은 정적인 방법으로 다져진 시료와 불교란 시료에 대한 시험을 실시하여 변형률 1%의 미소변형률상태에서는 거의 일치하는 거동을 나타낸다고 하였다.

시험에 사용한 화강풍화토의 액·소성한계는 NP, 비중은 2.664로 나타났으며, A시료의 물리적 특성은 표 1에 나타내었으며, 모든 시료의 입도는 그림 4와 같다.

또한 본 연구에 사용된 벤토나이트는 나트륨계 벤토나이트로 물과 반응하면 원체적의 13~16배정도 팽창하며 무게의 5배까지 물을 흡수하는 특성이 있다. 벤토나이트의 물리적 특성은 표 2와 같다.

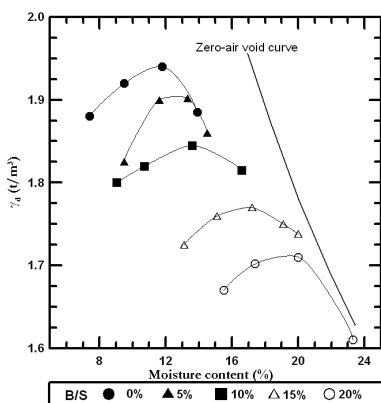
그림 5와 표 3은 화강풍화토 A, B, C, D 시료에서 벤토나이트 중량비에 따른 동적다짐결과를 나타낸 것으로 화강풍화토가 세립화되고, 벤토나이트 중량비가 증가함에 따라 최대건조단위중량은 감소하고 최적함수비는 증가하였으며, 다짐곡선 또한 중량비 증가에 따라 뾰족한 형상에서 완만한 형상으로 나타나 세립토의 증가에 따른 일반적인 다짐특성의 경향을 보였다.

표 1. 화강풍화토의 물리적 특성

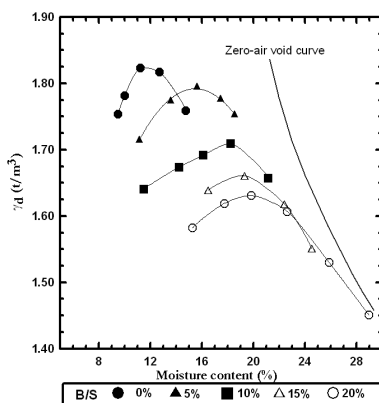
Gs	D ₅₀ (mm)	D ₁₀ (mm)	Cu	Cc	USCS
2.664	0.31	0.065	6.46	0.53	SP

표 2. 벤토나이트 물리적 특성

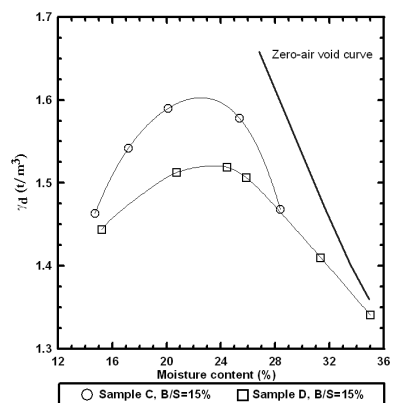
Gs	D ₁₀ (mm)	D ₃₀ (mm)	D ₆₀ (mm)	Cu	Cc
2.6	0.008	0.018	0.038	4.75	1.07



(a) A 시료



(b) B 시료



(c) C, D 시료

그림 5. 화강풍화토-벤토나이트 중량비(B/S)에 따른 다짐곡선

표 3. 다짐시험 결과

Sample	B/S (%)	w_{opt} (%)	$\gamma_{d(max)}$ (t/m ³)
A	0	11.0	1.994
	5	12.5	1.918
	10	14.0	1.850
	15	16.5	1.774
	20	18.8	1.714
B	0	12.9	1.832
	5	15.5	1.792
	10	16.8	1.691
	15	19.2	1.663
	20	19.6	1.621
C	15	22.2	1.614
D	15	23.2	1.516

3.2 시험 방법

각 성형시료는 삼축압축시험기를 이용하여 포화, 등방 압밀, 투수 그리고 전단시험의 순서로 시험이 진행되었으며, 본 연구에 사용된 삼축시험장치는 미국 GEOCOMP사에서 제작된 것으로 등방압밀, K_0 압밀, 이방압밀, 삼축투수시험, Rowe cell 압밀시험 그리고 일축 및 CBR 시험이 가능한 다기능 시험장치로서 하나의 자동 하중장치(Load Trac-II)와 2개의 독립된 압력장치(Flow Trac-II)로 구성되어있다.

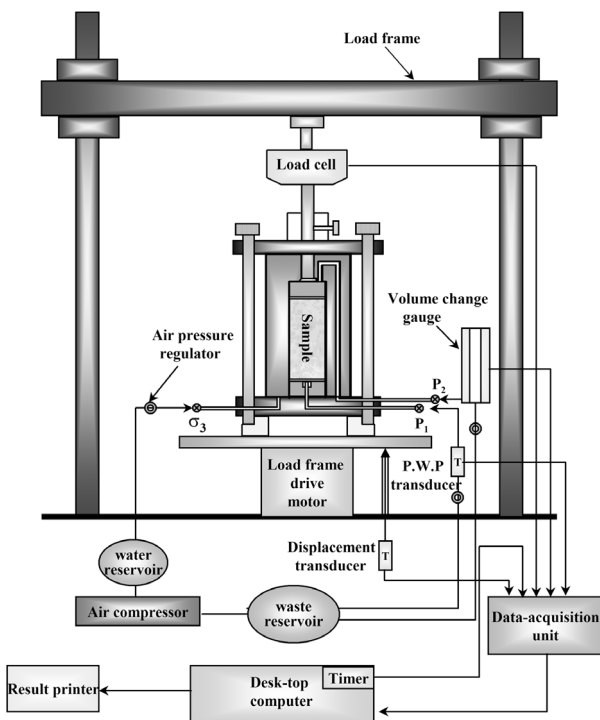
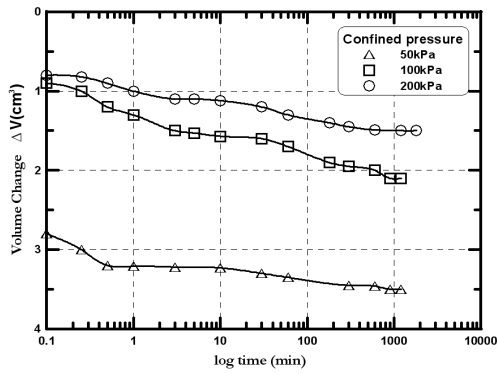


그림 6. 시험장치 모형도

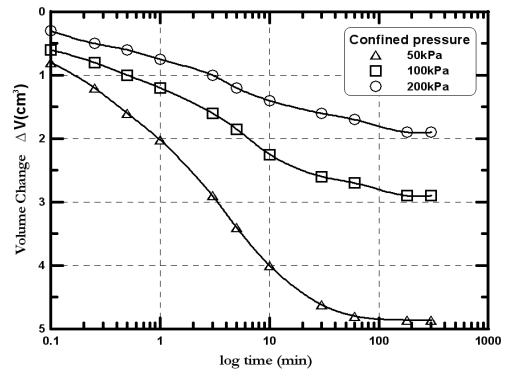
그림 6은 본 시험기의 모형도를 나타낸 것으로 시료와 membrane 사이에 흐르는 물인 preferred flow의 발생을 방지하기 위하여 상부 back pressure(p_2)를 구속압(σ_3)보다 조금 작은 압력을 가하면서 시료를 포화시켰다. 하부 back pressure(p_1)에는 간극수압 게이지를 설치하여 간극수압을 체크하였고, 간극수압이 일정해지면 p_2 밸브를 닫은 후 σ_3 를 증가에 따른 간극수압의 증가를 측정하여 B value($=\Delta u/\Delta\sigma_3$)를 체크하였다. 보통 B value가 0.9 이상이면 포화된 것으로 간주하나 본 시험에서는 0.98 이상으로 포화를 시켰다. B value 체크 결과 0.98 이하이면 같은 방법으로 증가된 σ_3 보다 조금 작게 p_2 를 증가시켜 최종적으로 $p_2=300\text{kPa}$ 의 압력으로 B value가 0.98 이상이 되게 하였다.

시료의 압밀은 포화가 끝난 상태에서 p_2 밸브를 잠그고 σ_3 를 p_2 보다 50kPa이 높은 350kPa를 주면서 p_2 밸브를 열어 압밀하중이 50kPa이 되도록 등방압밀을 실시하였다. p_1 밸브에는 간극수압 게이지를 부착하여 간극수압을 측정하였고, 물이 빠져나오는 p_2 밸브에는 체적변화 게이지를 설치하여 압밀이 진행되는 동안 체적변화를 측정하였다. 구속압 50kPa에서 압밀이 끝난 다음 투수시험을 실시하였으며, 투수시험 후 전단을 실시하였다. 구속압 200kPa에서의 전단시험은 일단 50, 100, 200kPa로 단계적으로 압밀하였고, 각 단계에서 압밀 후 투수시험을 실시하였다.

압밀 후 투수시험에서 흐름을 유발시키는 동수경사는 시료 양끝의 압력차(Δp)로 발생시켰으며, Δp 는 6, 10, 14kPa 세 가지로 하여 투수계수를 산정하였다. 이 때 시료 양끝 중 어느 한쪽에 Δp 를 가하거나 또는 감소시킬 경우 시료 내에 체적변화가 발생되는데 Δp 를 가했을 경우는 그에 해당하는 압력만큼 시료내의 유효응력이 감소하여 시료가 swelling을 보이고 반대로 Δp 만큼 감소시킬 경우는 그에 해당하는 압력만큼 시료내의 유효응력이 증가하여 증가된 유효응력에 해당하는 압밀현상이 나타나게 되어 체적변화가 일어난다. 이와 같이 동수경사를 발생시키는 Δp 에 의한 시료내의 체적변화를 최소화시키기 위해서 p_1 쪽에는 $\Delta p/2$ 만큼 감소시키고 p_2 쪽에는 $\Delta p/2$ 만큼 증가시켜 최종적으로 시료 내에 Δp 만큼의 압력차를 발생시켰다. 만일 시료의 초기상태가 과압밀 상태일 경우 체적



(a) B/S=0%



(b) B/S=20%

그림 7. B 시료의 시간에 따른 체적변화곡선

변화는 작고 압밀이 빨리 끝나므로 위와 같은 방법으로 시험을 하게 되면 $\Delta p/2$ 만큼 감소시킨 쪽에서 체적변화가 아주 크게 일어나므로 이 경우는 한쪽에만 Δp 를 증가시켜서 시험을 실시해야 한다.

삼축압축시험기로 실시된 투수시험에서 $\Delta p=6, 10, 14\text{kPa}$ 에 의한 시료내의 흐름은 모두 층류에 속하는 흐름으로 유량측정을 통한 Darcy법칙을 이용하여 식 (2)로 투수계수를 산정하였다.

각 시료의 투수시험이 끝난 후 각각 0, 5, 10, 15, 20%의 벤토나이트 중량비에 따라 세 가지 구속압 50, 100, 200kPa로 자동 하중장치(Load Trac-II)를 이용하여 전단시험을 실시하였다. 전단시 배수조건은 비배수 조건으로 전단속도 0.1%/min으로 하여 시험하였으며, 이 때 load cell과 간극수압계를 이용하여 deviator stress와 간극수압을 측정하였다.

4. 시험 결과 및 분석

4.1 압밀 특성

각각의 벤토나이트 중량비(B/S)에 따라 성형된 시료는 포화 후 구속압 50, 100, 200kPa로 등방압밀을 실시하였고, B/S=0%인 순수 화강풍화토는 통일분류법으로 SP에 해당하는 사질토로서 짧은 시간 내에 압밀이 종료되었으며 체적변화도 아주 작게 발생하였다. 그러나 B/S가 증가할수록 압밀시간 및 체적변화가 크게 증가되는 경향을 볼 수 있었다. 또한, 거의 모든 경우에서 초기 구속압인 50kPa에서 체적변화가 가장 크게 나타나 200kPa까지 전체 압밀량의 40% 이상이 50kPa에서 발

생되었다. 그림 7은 B 시료의 B/S가 0, 20%일 때의 압밀곡선을 나타낸 것이다. 시료 C 및 D에서 B/S=15%일 때는 초기 구속압 50kPa에서 200kPa까지의 체적변화의 55%이상을 차지하였다. 전체적으로 압밀시험시 초기 구속압 50kPa일 때는 화강풍화토가 세립화될수록 체적변화가 증가하고, 구속압이 100, 200kPa일 때는 화강풍화토가 세립화될수록 체적변화가 감소하는 경향을 보였다.

4.2 투수 특성

삼축압축시험기를 이용하여 실시된 투수시험은 구속압이 50, 100, 200kPa에 대하여 각각 Δp 을 6, 10, 14kPa를 가하면서 실시하였고, Δp 에 해당하는 동수경사(i)와 측정된 유출량으로부터 구해진 유속(v)과의 관계곡선에서 직선의 기울기인 투수계수를 산출하였다. 그림 8은 지면관계상 A 시료 B/S=0, 15%일 때의 시험결과로부터 나온 유속-동수경사 관계 그래프이다.

각 시료에 대하여 투수시험 중 큰 체적변화는 나타나지 않았으나 1차 압밀이 끝난 후 실시되므로 2차 압밀에 의한 체적변화가 예상되며 이로 인하여 투수계수의 오차가 발생할 수 있다. 2차 압밀에 의한 투수계수의 오차를 방지하기 위해서는 2차 압밀이 없어질 때까지 오랜 시간 유출량을 측정하여 일정한 유출량이 될 때까지 시험이 계속되어야 한다. 그러나 사질토의 경우는 짧은 시간 내에 압밀이 이루어져 2차 압밀이 없으나 동수경사를 일으키는 Δp 에 의해 오랜 시간동안 투수시험을 실시할 경우 토립자가 파쇄되어 오히려 시간이 지날수록 투수계수가 감소하는 경향이 생긴다.

따라서 B/S=0%인 화강풍화토의 투수시험은 짧은 시간 내에 유출량을 측정하여 투수계수를 산정하였으나, 그림 8(a)에서와 같이 구속압 50, 100, 200kPa하에서 동수경사에 따른 유속이 일정하지 않은 것을 볼 수 있는데, 이는 화강풍화토와 같은 사질토에서 구속압과 Δp 에 의하여 토립자가 파쇄되어서 동수경사 증가에 따라 유속의 증가가 비례하지 않게 나타난 것으로 사료된다.

각 시료 시험에서 B/S=0% 이외의 B/S=5, 10, 15, 20%인 경우는 동수경사의 변화에 따른 유속이 비교적 일정하게 나타났다.

표 4는 시험을 통한 각 시료의 B/S에 따른 동수경사-유속 관계곡선으로부터 구하여진 투수계수를 나타낸 것이다.

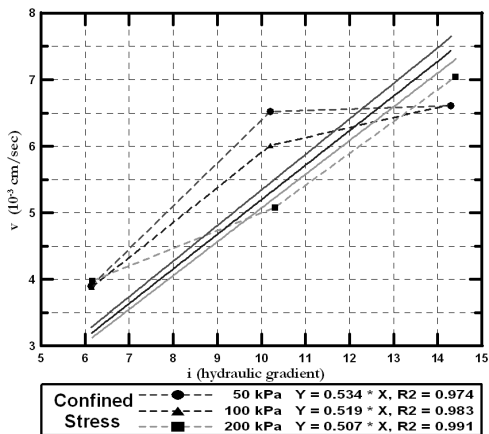
표 4로부터 B/S중량비 증가에 의하여 입자가 세립화될수록 그리고 구속압이 증가할수록 투수계수 값이 일반적으로 감소하는 것으로 나타났으며, 그림 9는 표 4를 이용하여 B/S 중량비 변화에 따른 A, B 시료의 투수계수를 나타낸 것이다. 먼저 구속압의 영향을 살펴보면 B/S=5%까지는 구속압이 증가하여도 투수계수의 값이 거의 비슷하나 B/S=10%에서부터 구속압 증가에 따른 투수계수의 변화가 크게 나타남을 알 수 있다. 그리고 B/S 중량비 증가에 따른 전반적인 투수계수의 변화는 B/S=0에서 5%증가 될 때는 투수계수의 감소가 미약하나 B/S=10, 15%로 증가하면서 아주 큰 감소를 나타내다가 B/S=20%에서부터 비교적 감소세가 둔해졌다. B/S증가에 따른 투수계수의 감소는 팽창성이 큰 벤토나이트 양이 많아지므로 인하여

수화에 필요한 slow-moving water가 상대적으로 많아지고 그에 따라 fast-moving water가 감소함에 의한 현상으로 볼 수 있다. A, B 시료의 연구결과 최적 B/S 중량비는 15%에서 나타나는 것으로 결정하였고, A, B 두 시료 모두 B/S=15%에서 차수재의 기준인 $k = 1 \times 10^{-7} \text{cm/sec}$ 이하로는 나타나지 않았는데, 이는 모재로 사용된 화강풍화토의 입경이 비교적 조립질을 사용하였기 때문인 것으로 판단되어 모재인 화강풍화토를 보다 세립질인 No. 50, 100체에 통과시킨 C, D시료에 대하여 B/S=15%로 시험을 실시하였다.

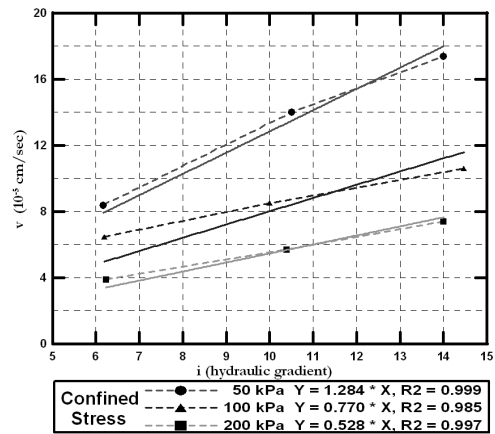
그 결과 시료 C의 B/S=15% 경우는 차수재 기준을

표 4. 투수계수시험 결과

구분 B/S	구속압 (kPa)	k (cm/sec)			
		Sample A	Sample B	Sample C	Sample D
0%	50	5.34E-04	3.64E-04		
	100	5.20E-04	3.57E-04		
	200	5.07E-04	3.18E-04		
5%	50	3.25E-04	2.04E-04		
	100	2.99E-04	1.80E-04		
	200	2.83E-04	1.68E-04		
10%	50	3.05E-05	1.70E-05		
	100	2.80E-05	1.44E-05		
	200	2.22E-05	8.10E-06		
15%	50	1.29E-05	6.53E-06	6.23E-07	9.83E-08
	100	7.70E-06	4.94E-06	4.47E-07	8.04E-08
	200	5.28E-06	3.85E-06	3.04E-07	7.22E-08
20%	50	7.22E-06	2.40E-06		
	100	5.35E-06	1.24E-06		
	200	3.98E-06	9.54E-07		

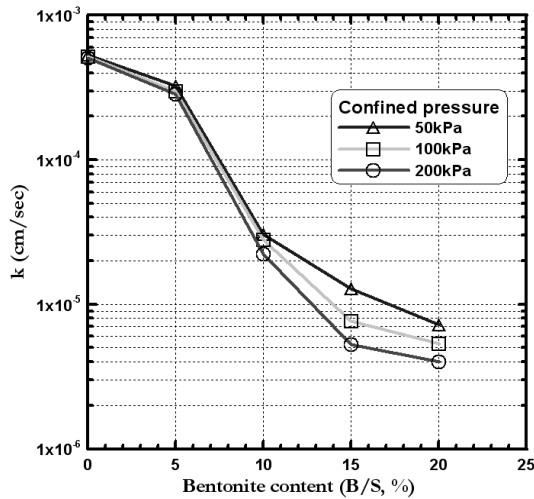


(a) B/S=0%

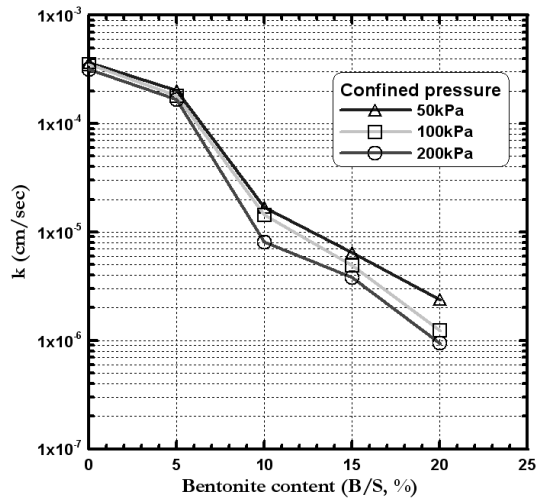


(b) B/S=15%

그림 8. A 시료의 동수경사에 따른 유속변화곡선



(a) A 시료



(b) B 시료

그림 9. B/S에 따른 투수계수 변화

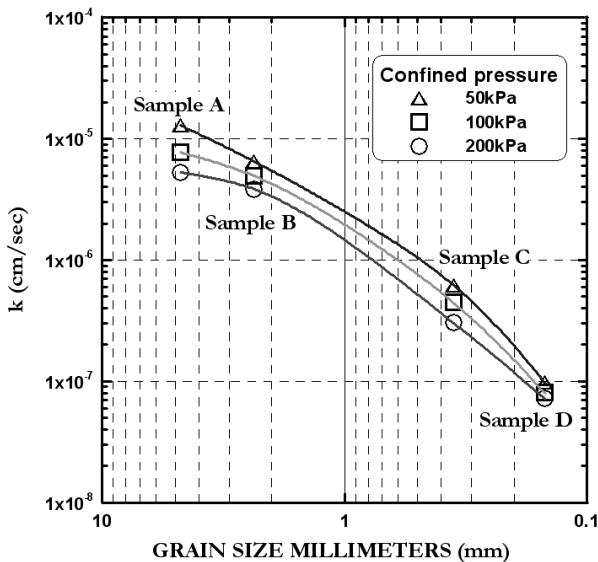


그림 10. B/S=15% 상태에서 화강풍화토 입경에 따른 투수계수변화

만족하지 못하였으나, 시료 D의 B/S=15%일 때 그림 10에서와 같이 구속압에 관계없이 차수재 기준에 만족하였다. 또한 화강풍화토의 입경이 세립화될수록 구속압에 대한 영향이 적어지는 경향을 볼 수 있었다.

벤토나이트 혼합토의 투수계수 예측을 위해 Chapuis (1989)가 제안한 식 (4), 식 (6)을 이용하여 예측치인 k_1 , k_2 를 각각 산정한 결과는 표 5와 같다. 표 5에서 두 예측치 k_1 , k_2 중 벤토나이트 중량비인 B/S가 고려된 유효간극률(n^*) 사용하여 구한 k_2 값이 k_1 값보다 실측치(k)에 보다 비슷한 결과로 나타났으나, 둘 다 비교적 정확한 예측값으로 보기는 힘든 것으로 생각되며, 이는 시험에 사용된 모재인 화강풍화토의 입

경을 고려하지 않음에 따른 오차로 추측된다. 따라서 식 (5)의 유효간극률 산정식을 모재의 입경이 고려된 식으로 수정하기 위하여 실측치 결과와의 비교분석을 통하여 입경계수(α)를 사용한 식 (7)을 제안하였다. 식 (7)을 식 (6)에 대입하여 구하여진 투수계수도 본 시험의 실측치와 상이한 결과를 보여 반복적인 시행착오를 거쳐 본 시험의 실측치에 적합한 투수계수 예측식인 식 (8)을 제안하였으며, 산정된 k_3 값은 표 5에 나타내었다.

$$n^* = n_f S_r + \alpha D \cdot B/S - 2 (V_b/V_s) \quad (7)$$

$$\log k_3 = 20 (n^* - 0.42) \quad (8)$$

여기서, D : 화강풍화토의 통과입경(mm)

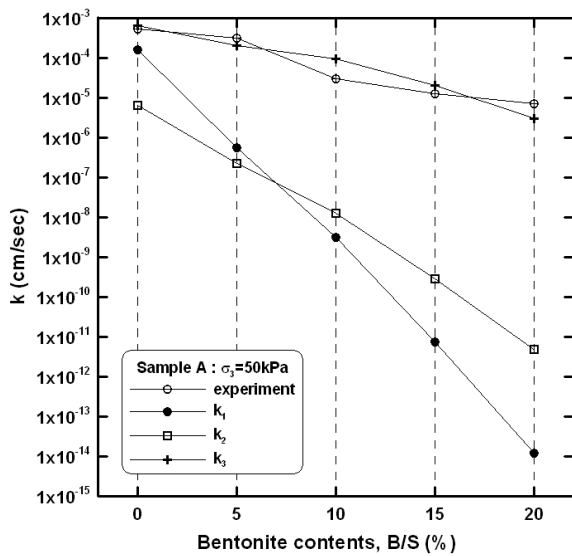
$$\alpha = 2.4 - 2.02 \exp(-0.27 D^{1.79}) : \text{입경계수}$$

그림 11은 B/S 변화에 따른 예측 투수계수(k_1 , k_2 , k_3)와 실측치(k)를 비교한 그래프로 지면상 A 시료(구속압 50kPa)와 B 시료(구속압 100kPa)일 때의 경우만 나타낸 것이다. 그림 11(a)의 A 시료는 본 논문에서 제안한 식 (8)에 의한 예측치인 k_3 값이 실측치와 거의 비슷한 결과를 나타내었고, 그림 11(b)의 B 시료는 k_3 값이 실측치에 비해 조금 과대하게 나타났으나 전반적으로 Chapuis(1989)가 제안한 두 예측치 보다는 실측치에 가깝게 나타남을 볼 수 있다.

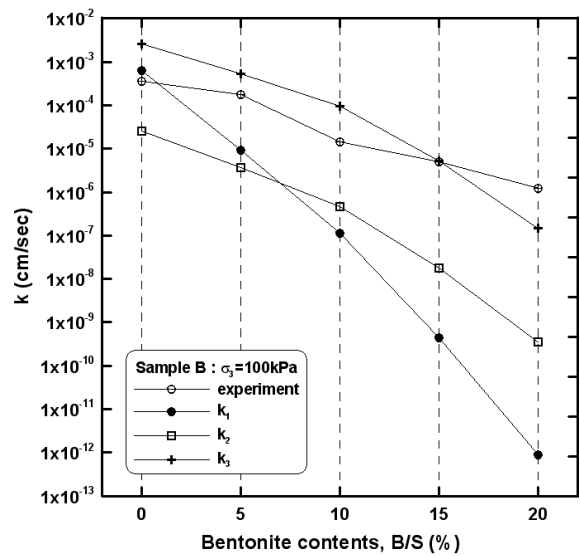
그림 12는 표 5의 결과를 이용하여 각 시료의 B/S=15%에서 구속압 변화에 대한 실측치와 예측치를 비

표 5. 투수계수 예측치

Sample	B/S(%)	구속압(kPa)	e	k (cm/sec)	k_1 (cm/sec)	k_2 (cm/sec)	k_3 (cm/sec)
A	0	50	0.358	5.34E-04	1.66E-04	6.60E-06	6.60E-04
		100	0.350	5.20E-04	1.36E-04	5.41E-06	5.41E-04
		200	0.340	5.07E-04	1.06E-04	4.21E-06	4.21E-04
	5	50	0.335	3.25E-04	5.78E-07	2.30E-07	2.04E-04
		100	0.326	2.99E-04	4.60E-07	1.83E-07	1.62E-04
		200	0.315	2.83E-04	3.46E-07	1.38E-07	1.22E-04
	10	50	0.347	3.05E-05	3.13E-09	1.25E-08	9.79E-05
		100	0.331	2.80E-05	2.09E-09	8.33E-09	6.54E-05
		200	0.319	2.22E-05	1.54E-09	6.12E-09	4.81E-05
	15	50	0.352	1.29E-05	7.39E-12	2.94E-10	2.05E-05
		100	0.331	7.70E-06	4.37E-12	1.74E-10	1.21E-05
		200	0.310	5.28E-06	2.54E-12	1.01E-10	7.02E-06
20	50	0.374	7.22E-06	1.22E-14	4.87E-12	3.00E-06	
	100	0.361	5.35E-06	8.94E-15	3.56E-12	2.20E-06	
	200	0.348	3.98E-06	6.49E-15	2.59E-12	1.59E-06	
B	0	50	0.430	3.64E-04	8.99E-04	3.58E-05	3.58E-03
		100	0.415	3.57E-04	6.41E-04	2.55E-05	2.55E-03
		200	0.403	3.18E-04	4.87E-04	1.94E-05	1.94E-03
	5	50	0.466	2.04E-04	1.17E-05	4.67E-06	6.70E-04
		100	0.454	1.80E-04	9.21E-06	3.66E-06	5.25E-04
		200	0.441	1.68E-04	6.98E-06	2.78E-06	3.98E-04
	10	50	0.528	1.70E-05	1.64E-07	6.54E-07	1.34E-04
		100	0.509	1.44E-05	1.15E-07	4.57E-07	9.40E-05
		200	0.494	8.10E-06	8.49E-08	3.38E-07	6.95E-05
	15	50	0.555	6.53E-06	5.83E-10	2.32E-08	6.84E-06
		100	0.542	4.94E-06	4.50E-10	1.79E-08	5.27E-06
		200	0.521	3.85E-06	3.03E-10	1.21E-08	3.55E-06
20	50	0.596	2.40E-06	1.19E-12	4.75E-10	2.00E-07	
	100	0.580	1.24E-06	8.98E-13	3.57E-10	1.51E-07	
	200	0.556	9.54E-07	5.76E-13	2.29E-10	9.68E-08	
C	15	50	0.597	6.23E-07	1.25E-09	4.96E-08	6.40E-07
		100	0.583	4.47E-07	9.63E-10	3.83E-08	4.95E-07
		200	0.565	3.04E-07	6.99E-10	2.78E-08	3.59E-07
D	15	50	0.622	9.83E-08	1.93E-09	7.68E-08	9.23E-08
		100	0.603	8.04E-08	1.39E-09	5.52E-08	6.64E-08
		200	0.591	7.22E-08	1.12E-09	4.46E-08	5.37E-08



(a) A 시료(구속압 50kPa)



(b) B 시료(구속압 100kPa)

그림 11. A, B 시료 투수계수 실측치와 예측치 비교

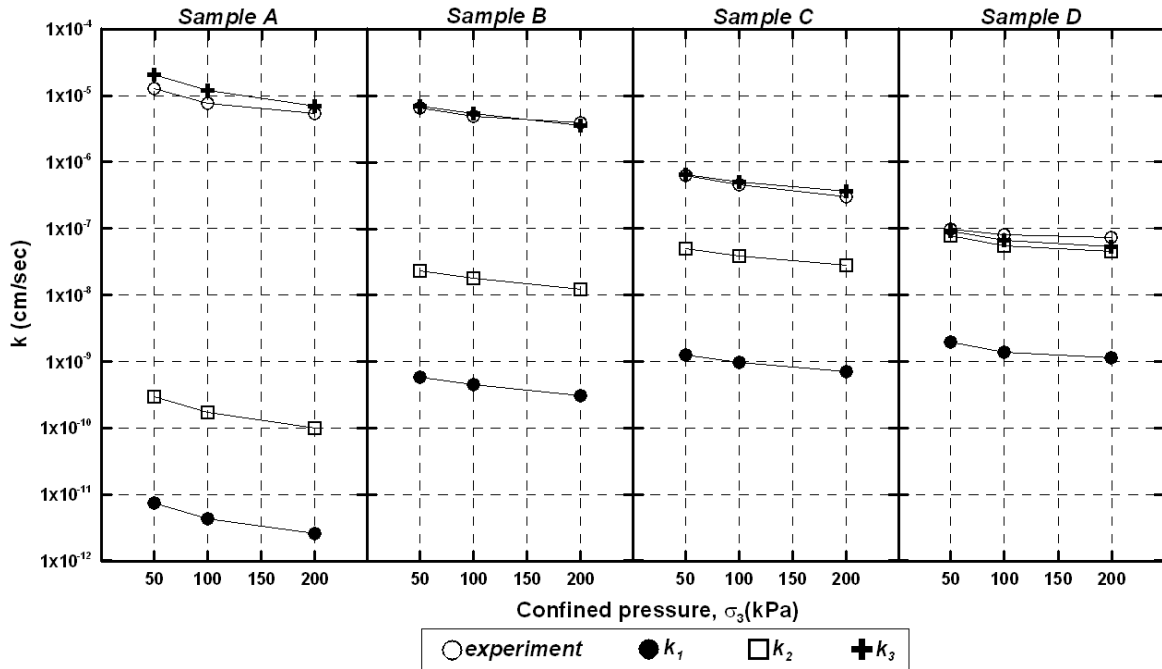


그림 12. B/S=15%에서 각 시료별 투수계수 실측치와 예측치 비교

교한 것을 나타낸 것으로 본 논문에서 제안된 식에 의한 예측치 k_3 값은 각 시료의 B/S=15%에서 실측치와 매우 비슷한 결과를 나타내었다.

본 결과로 벤토나이트 혼합토의 투수계수의 예측은 모재의 입경을 고려함으로써 보다 정확한 예측이 가능한 것을 볼 수 있으며, 본 연구에서 제안된 식 (8)은 모재가 화강풍화토인 경우에 대한 것으로 다른 흙인 경우에 대하여서는 추가적인 시험이 이루어져야 할 것으로 사료된다.

4.3 전단 특성

투수시험이 끝난 뒤 50, 100, 200kPa의 세 가지 구속 압으로 각각의 시료에 각 B/S 중량비에 대하여 비배수 조건으로 전단시험을 실시하였다. 전단시험시 deviator stress (σ_d)가 증가함에 따라 초기에는 양의 간극수압이 발생되다가 σ_d 가 계속 증가함에 따라 아주 큰 부의 간극수압이 발생하여 유효응력이 크게 증가하였는데, 이는 시료의 성형과정에서 가하여진 정적다짐 압력이 구속 응력에 비하여 아주 커서 나타난 현상으로 분석된다.

표 6은 각 시료의 유효응력해석에 따른 전단시험결과로 구하여진 전단강도정수 (c' , ϕ')을 나타낸 것이다. A, B 두 시료에서 B/S 증가에 따른 전단강도정수의 변화를 살펴보면 점착력은 대체로 증가하는 경향을 보

표 6. 전단강도정수 및 전단강도

Sample	B/S (%)	c' (kPa)	ϕ' (deg.)	전단강도, S (kPa)
A	0	70.0	37.2	145.9
	5	74.0	34.5	143.6
	10	77.5	32.6	141.5
	15	83.9	28.4	138.0
	20	74.9	26.6	125.0
B	0	43.0	31.0	103.1
	5	42.0	29.5	98.6
	10	67.0	26.5	116.8
	15	85.0	25.0	131.6
	20	85.0	26.0	133.8
C	15	88.0	25.0	134.6
D	15	88.0	24.5	133.6

였고, 내부마찰각은 감소하는 경향을 볼 수 있었으나 전반적인 전단강도의 변화는 살펴볼 수 없었다. 따라서 B/S 변화에 따른 전반적인 전단강도의 변화를 살펴보기 위해 모든 시료에 대하여 산정된 전단강도정수를 이용하여 일정한 수직응력 $\sigma_3 = 100kPa$ 의 경우에 대해서 Mohr-Coulomb 파괴포락선식을 이용하여 전단강도 (S)을 구하여 표 6에 나타내었다.

그림 13은 A, B 시료에 대하여 $\sigma_3 = 100kPa$ 에서의 B/S에 따른 전단강도와 투수계수의 변화를 나타낸 것으로 A 시료에서 전단강도 변화는 B/S=15%일 때까지 전단강도의 감소가 그리 크게 나타나지 않았으나

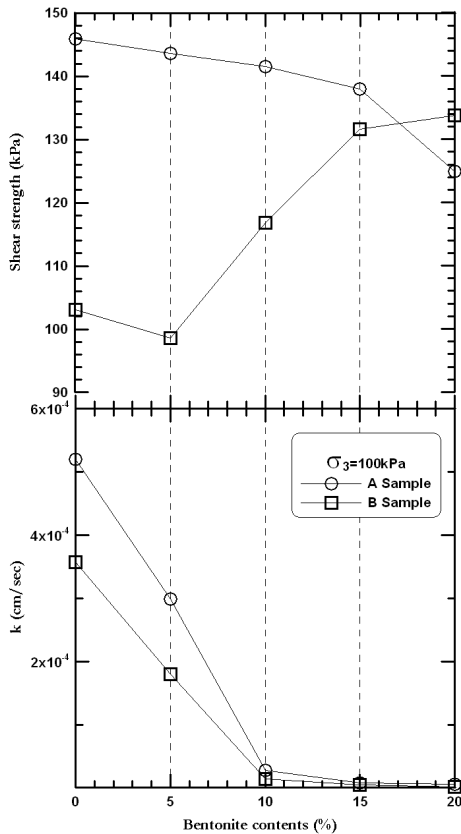


그림 13. B/S변화에 따른 전단강도, 투수계수의 변화($\sigma_3=100\text{kPa}$)

B/S=20%에서 전단강도의 감소가 상대적으로 크게 나타났으며, B 시료에서의 전단강도 변화는 오히려 B/S가 증가할수록 전단강도가 증가하는 것으로 나타났는데, 이는 화강풍화토가 세립화되고 B/S 중량비가 증가함에 따라 마찰각은 비교적 일정하나 점착력이 증가함에 따른 것으로 생각된다.

그림 13에서 관찰된 것처럼 B/S=15%일 때 투수측면에서와 마찬가지로 전단강도 측면에서도 최적 B/S 중량비로 나타났다. 그러나 이는 A, B 두 시료에 국한된 결과이고 C, D 시료를 포함한 전반적인 결과로는 볼 수 없으므로 이에 대한 추가적인 시험이 필요할 것으로 생각된다.

5. 결론

본 연구는 화강풍화토에 벤토나이트를 혼합한 화강풍화토-벤토나이트 혼합토에 대하여 시료 성형을 위한 다짐시험을 비롯한 압밀, 투수 및 전단시험을 통하여 공학적 특성을 분석함으로써 다음과 같은 결론을 얻었다.

- (1) 벤토나이트 중량비(B/S)에 따라 성형된 시료를 포화시킨 후 구속압 50, 100, 200kPa로 등방압밀을 실시한 결과 B/S가 증가할수록 압밀시간과 체적변화가 크게 증가되었고, 전체적인 경향은 구속압 50kPa일 때는 화강풍화토가 세립화될수록 체적변화가 증가하였고, 구속압이 100, 200kPa일 때는 화강풍화토가 세립화될수록 체적변화가 감소하는 경향을 나타냈다.
- (2) 혼합토 A, B 시료를 이용하여 B/S=0~20% 증가에 따른 투수시험으로부터 최적 투수계수를 나타내는 B/S 중량비는 15%로 나타났고, A, B 시료의 B/S=15%일 때 차수재의 기준에 미달되어, C, D 시료의 B/S=15%일 때를 시험한 결과 D 시료 B/S=15%일 때 모든 구속압에서 차수재의 기준인 $k = 1 \times 10^{-7} \text{cm/sec}$ 이하를 만족하였다.
- (3) Chapuis(1989)가 제안한 두 가지의 벤토나이트 혼합토 투수계수 예측식 중 벤토나이트 중량비인 B/S가 고려된 유효간극률(n^*)을 사용하여 구한 k_2 값이 k_1 값보다 실측치(k)에 보다 비슷한 결과로 나타났으나, 두 가지의 예측치 모두 실측치와 상이한 결과를 보였다. 이와 같은 결과는 시험에 사용된 모재인 화강풍화토의 입경을 고려하지 않음에 따른 오차로 추측되어 모재인 화강풍화토의 입경을 고려한 유효간극률 산정식을 제안하였고 이를 이용하여 본 시험의 실측치에 맞는 예측식을 제안하였다. 제안된 식에 의한 예측치는 전반적으로 실측치와 거의 일치하였으며, 특히 각 시료의 B/S=15% 경우 실측치와 아주 유사한 예측치를 나타냈다.
- (4) A, B 두 시료에 대하여 B/S 증가에 따른 전단시험결과로부터 구하여진 전단강도정수를 이용하여 일정한 구속응력 $\sigma_3=100\text{kPa}$ 에서의 전단강도를 산정한 결과, A 시료에서는 B/S=15%일 때까지 전단강도의 감소가 그리 크게 나타나지 않았으나 B/S=20%에서 전단강도의 감소가 상대적으로 크게 나타났고, B 시료에서는 A 시료와 반대로 B/S가 15%까지는 비교적 전단강도 증가량 크게 나타나다가 20%에서 상대적으로 작은 증가

를 보였다. 따라서, B/S=15%일 때 투수측면에서와 마찬가지로 전단강도 측면에서도 최적 B/S 중량비로 나타났다. 그러나 이는 A, B 두 시료에 국한된 결과이고 C, D 시료를 포함한 전반적인 결

과로는 볼 수 없으므로 이에 대한 추가적인 시험이 필요할 것으로 생각된다.

(접수일 : 2006. 6. 7 심사일 : 2006. 6. 13 심사완료일 : 2006. 10. 25)

참 고 문 헌

1. 신은철, 김성환(1998), 폐석회의 점토차수재로서 활용에 관한 연구, *한국지반공학회논문집*, 한국지반공학회, 제14권, 제5호, pp. 29~38.
2. 정순용, 김동수, 이승래, 권기철(1997), 화강풍화토의 거동 특성 규명을 위한 비교란 시료채취기 개발, *한국지반공학회논문집*, 한국지반공학회, 제13권, 제6호, pp. 13~23.
3. 정하익, 장연수(1993), 폐기물 매립장의 차폐재와 침출 화학성분과의 상호작용분석, *한국지반공학회논문집*, 한국지반공학회, 제9권, 제3호, pp. 49~60.
4. Auvinet, G. Y., and Hiriart, G.(1980), An artificial cooling pond for the Rio Escondido coal fired power plant, *Proceedings, ASCE Symposium on surface water impoundments*, Minneapolis, Vol. 2, pp. 1089~1098.
5. Chapuis, R. P.(1981), Permeability testing of soil-bentonite mixtures, *Proceedings, 10th International Conference on soil mechanics and foundation engineering*, Stockholm, Vol. 4, pp. 744~745.
6. Chapuis, R. P.(1989), Sand-bentonite liners : predicting permeability from laboratory tests, *Canadian Geotechnical Journal*, Vol. 27, pp. 47~57.
7. Lundgren, T. A.(1981), Some bentonite sealants in soil mixed blankets, *Proceedings, 10th International Conference on soil mechanics and foundation engineering*, Stockholm, Vol. 2, pp. 349~354.