

포화도 변화를 고려한 화강풍화토의 전단강도

Shear Strength of Weathered Granite Soil Considering Change of Saturation

김민욱¹⁾ · 김영묵[†]

Kim, Minwook · Kim, Youngmuk

ABSTRACT : This study was aimed to suggest reliable information of shear strength characteristics due to change of saturation in the landfills or slopes during rainfall infiltration. According to the Mohr-Coulomb failure criteria, the characteristics of shear strength due to change of saturation were analyzed for the weathered residual soils which were sampled in the road construction site of Daejeon city. From the direct shear strength tests, the cohesions and the shear resistance angles were showed maximum values in the condition of optimum moisture content, and then decreased in the condition of wet side compaction. In this study, the cohesions were decreased more than 50% according to increasing saturation by infiltration for the compaction soils. But the reductions of the shear resistance angles were about 1~2° which was small value, and thus the changes of the saturation were not nearly influenced the shear resistance angle. The influences of the saturation were seemed to very small for the residual strength parameters according to Mohr-Coulomb failure criteria.

Keywords : Weathered granite soils, Shear strength, Residual shear strength, Degree of saturation

요지 : 본 연구는 성토지반이나 사면에서의 강우 침투 시 포화도 변화에 따른 전단강도 특성을 규명하고자 대전지역 도로공사현장을 대상으로 성토재료로 쓰이는 화강풍화토에 대하여 포화도 변화에 따른 전단강도특성을 분석하였다. 다짐함수비를 달리한 시료에 대해 직접전단시험을 실시하여 분석한 결과 최적함수비와 건조측 다짐함수비에서 점착력과 전단저항각이 가장 크게 나타났으며, 다짐함수비가 습윤측으로 갈수록 점착력이 감소하는 경향을 보였다. 또한, 다짐함수비별 시료에 대하여 포화도 변화에 따른 전단특성을 연구한 결과 침투한 물에 의해 포화도가 증가할수록 점착력은 50% 이상 감소하는 경향을 보였으나, 상대적으로 전단저항각의 감소폭은 1~2° 정도로 작았다. 또한, 잔류전단강도정수에 대한 포화도 변화의 영향은 실용적 차원에서 효과를 기대하기가 어려울 것으로 판단된다. 즉, Mohr-Coulomb의 파괴규준에서 포화도 변화가 잔류전단강도 변화에 미치는 영향은 미미한 것으로 판단된다.

주요어 : 화강풍화토, 전단강도, 잔류전단강도, 포화도

1. 서론

강우 영향을 고려한 토사면의 안정성 여부에 대한 판단은 근본적으로 강우 조건, 대상 사면의 포화 및 불포화 침투 특성과 이에 관련한 지반의 강도특성에 대한 정확한 정보 등에 기초한 분석이 요구된다. 강우 전 사면을 구성하고 있는 지반은 불포화 상태로 존재하게 되며, 강우 침투는 지반 내에서 불포화 흐름으로 나타나게 된다. 불포화 흐름은 결과적으로 전단강도의 변화를 유도하게 되고 이로 인해 사면의 안정성도 변하게 된다.

불포화 흐름에 대한 고려는 이미 많은 연구에서 논리적 타당성이 검토되어 왔음에도 불구하고 실무적 차원에서는 기본적으로 불포화 특성 파악을 위한 시험이 복잡하고, 요구되는 입력값의 결정이 용이하지 않아 실제 사면 설계에는

제한적으로 사용되고 있는 것이 현실이다. 최근 이상기후에 의한 집중호우가 빈번하게 발생하고 있으며, 그로 인해 실제 사면에서 거동하는 불포화 전단강도의 특성을 고려한 실용적 차원의 접근 필요성이 더욱 대두되고 있다.

일반적으로 사면안정 해석 시 적용되는 불포화 및 포화 조건은 건기와 우기의 조건으로 적용되고 있다. 건기 시에는 불포화 상태의 강도정수를 적용하고 우기 시에는 동일한 강도정수의 조건에서 지표면 또는 지표하 일정부분까지 지하수위가 위치하는 것으로 적용하는 것이 통상적인 방법이다(건설교통부, 2004; 한국토지공사, 2005; 국토해양부, 2008).

이러한 통상적인 방법은 적용이 용이하지만 논리적 모순을 갖고 있으며, 특히 지표면까지 지하수위를 위치시키고 강도정수가 동일하다는 것은 지반공학적으로 실제와 다른 조건이 된다. 이 때문에 우기 시의 강도정수를 별도로 적용

1) 정회원, 한밭대학교 대학원 석사

† 정회원, 한밭대학교 공과대학 토목공학과 교수(E-mail : kym@hanbat.ac.kr)

하는 방법이 제안되고 있다. 특히 불포화 흐름을 고려하는 경우 통상적인 방법에 의한 사면의 안정성 결과와 다르게 되며 이는 결과적으로 안정성에 대한 오판 요인이 될 수 있다(오진규, 2006).

한편, 일반적으로 강도정수의 분석에서 주로 언급되는 것은 최대강도(peak strength)의 조건이다. 그러나 실제 사면 안정 문제 분석 시 잔류강도(residual strength)에 대한 고려를 해야 하는 경우, 즉 실무적인 관점에서 보면 최대강도뿐만 아니라 잔류강도가 불포화 조건에서 포화조건이 될 때의 변화에 대한 관계 규명이 필요하다.

현실적으로 우기 시 사면의 안정성을 올바르게 예측하고 판단하기 위해서는 통상적으로 구한 건기 시의 강도정수에 대한 우기 시 변화를 고려한 강도정수의 결정이나 예측이 중요하다. 이에 따라 실무에서 통상적으로 사용하고 있는 방법에 관련하여 보다 실용적으로 활용할 수 있는 자료의 제시가 필요하다.

따라서 본 연구는 평상 시 불포화 조건에서 우기 시 포화 조건으로 변화되어 갈 때 강도정수의 변화를 최대강도 조건과 잔류강도 조건으로 구분하여 실험적으로 분석한 것으로 실용적인 적용에 도움을 주고자 하는 것이다. 또한, 사면안정 해석과 같은 사면재해 분석 등을 위한 강도정수의 결정 시 합리적인 판단이나 예측에 도움을 주고자 한다.

2. 불포화 전단강도

Fredlund 등(1978)이 제안한 수정 Mohr-Coulomb 파괴규준에 의하면 불포화 전단강도는 모관흡수력에 따른 전단강도의 증가를 나타내는 ϕ^b 함수로 식 (1)과 같이 표현하고 있다.

$$\tau = c' + (\sigma_n - u_a) \tan \phi' + (u_a - u_w) \tan \phi^b \quad (1)$$

여기서, c' 는 유효점착력, $(\sigma_n - u_a)$ 는 전단면에서의 순수직응력, u_a 는 간극공기압, u_w 는 간극수압, ϕ' 는 유효마찰각, ϕ^b 는 모관흡수력의 증가에 따른 전단강도 증가량이다.

Fredlund 등(1978)의 제안은 모관흡수력에 따른 전단강도의 증가를 나타내는 ϕ^b 가 모관흡수력에 따라 선형적 관계를 갖는다는 것이다. 그러나 이후 많은 연구들에 의해 이는 비선형적인 관계를 보인다고 증명되고 있다(Fredlund 등, 1987; Gan 등, 1988; 김상규 등, 2000; 임성운, 2007). 이러한 비선형적 관계를 그림 1과 같이 쌍곡선 형태로 수식화하여 여러 다른 실험결과와 비교한 결과 잘 일치하고 있다는 연구를 발표한 바 있다(이성진 등, 2004; 건설교통부, 2007).

불포화 상태에서 실험적으로 구한 점착력은 겉보기점착력(apparent cohesion, c_A)으로 유효점착력 c' 와 모관흡수력의 함수로 표시할 수 있다. 즉, 이는 식 (1)로부터 식 (2)와 같이 표시할 수 있다(Gan 등, 1988).

$$c_A = c' + (u_a - u_w) \tan \phi^b \quad (2)$$

오진규(2006)의 경우 국내 화강풍화토에 대해 직접전단시험결과를 토대로 하여 $c=29\text{kPa}$, $\phi=34^\circ$ 인 조건에서 함수특성곡선을 고려하여 추정된 포화 시 강도정수는 $c'=7.5\text{kPa}$, $\phi=34^\circ$ 로써 높이 15m, 기울기 1:1.5인 토사사면에 대해서 우기 시 안전율을 구한 결과 통상적인 방법의 경우 1.397이었는데, 함수특성을 고려하여 불포화 흐름을 적용한 경우 안전율이 0.722로써 실제 강우 시 붕괴 가능성을 제시하고 있다.

3. 재료 및 시험

시험에 사용된 시료는 화강풍화토로서 행정구역상 대전광역시 유성구의 3개 지구 도로공사현장의 절토사면에서 교란 상태로 채취한 것이다. 본 시료 채취 지역은 대전광역시 서쪽 부분으로 유사한 지질적 구성대를 갖고 있고 넓게 평야 및 구릉지대를 형성하고 있는 지역으로 기반암은 복운모 화강암으로 구성되어 있다.

시료 채취는 3개 지구에서 동일한 조건을 부여하기 위해 동일한 방법에 의해 굴토사면의 절취부에서 일정량을 채취하였다. 채취된 시료는 실험을 실시하기 전 시료의 조건을 가능한 한 동일한 상태로 유지하고 함수비 조절을 위하여 시료에 인위적으로 타격을 가하거나 과도한 힘을 가하지 않았으며, 채취 시 약간 습윤한 상태이므로 입자의 파쇄를 최대한 방지하기 위해 서로 멍쳐 있는 덩어리를 손을 이용하여 균등하게 부순 다음 2주간 상온에서 자연 건조시켰다.

채취된 교란 시료에 대하여 기본 물성시험을 행하고 최적함수비의 산정과 직접전단시험에서 필요한 다짐 함수비

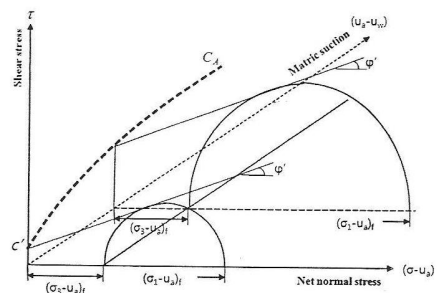


그림 1. 비선형 불포화 전단강도(이성진 등, 2004)

상태 시료의 조성을 위해 흙의 다짐시험방법(KS F 2312)의 A 다짐시험을 실시하였다. A 다짐은 통상적으로 노체 성토 시 주로 이용하는 다짐 방법으로 다짐은 숙련도에 따라서 그 차이가 다소 발생할 수 있으므로 자동다짐기를 이용하여 다짐의 균일성을 확보하였다.

다짐 시 시료의 최적함수비 상태를 기준으로 하여 건조측 함수비 5%, 습윤측 함수비 15%, 20%의 4가지로 조성하였다. 최적함수비를 기준으로 습윤측 함수비를 15%와 20%로 나눈 것은 실제 지반은 강우 침투 시 자연 함수비 상태인 불포화 상태에서 포화상태로 변하게 되고 포화가 되면 가장 불안정한 조건이 되므로 이에 대한 강도정수 변화를 알기 위해서이다.

각각의 함수비 조건에서 다짐을 실시하고, 다짐 완료 후 다짐 몰드내에서 내경 60mm, 높이 20mm의 컷팅링으로 일정하게 압력을 가하여 정적으로 압입하여 시료 샘플링을 하였다. 컷팅링에 의해 채취된 시료는 양단면을 일정하게 트리밍하여 시료를 성형시켰다. 그리고 다짐함수비에 대한 포화도를 미리 산정한 후 성형된 시료를 컷팅링 상태로 수침을 실시하였다.

수침방법은 성형된 시료를 수침 시 침투수로 인한 시료의 유실 및 이완을 방지하기 위하여 원형 종이 필터 및 0.42mm 체 눈 크기의 철망을 양쪽면에 부착하고 일정한 압력을 가하여 채적변화를 방지시켰다. 완전 포화 상태의 시료를 조성하기 위하여 수침 전 시료의 무게를 측정하고 수침이 진행되는 동안 소요된 시간을 측정하면서 시료의 습윤상태 무게를 측정하였다.

수침 시 단계별 포화도(S) 산정은 식 (3)과 같다.

$$S = \frac{G_s w}{e} = \frac{G_s}{e} \frac{(W_w + \Delta W_{wt})}{W_s} \quad (3)$$

식 (3)에서 G_s 는 사용된 흙 시료의 비중, w 는 다짐함수비, e 는 간극비, W_w 는 각 함수비 상태에서 샘플링한 시료 내의 물 무게, ΔW_{wt} 는 수침 시 샘플내 공극에 침투한 물의 무게, W_s 는 샘플내 흙 입자의 무게를 의미한다. 여기서 간극비 e 는 시료 성형 후 건조단위중량으로부터 구하였으며, 수침이 진행되는 동안 체적변화를 방지하게 하면 식 (3)으로부터 포화도를 구하게 된다. 즉, 수침 후 습윤상태 무게 W_t 에서 수침 전 전체 무게 W_o 를 빼면 침투한 물의 무게 ΔW_{wt} 가 측정되고, 기존 함수비에 대한 물의 무게 W_w 와 합산하면 식 (3)에서 수침 후 일정한 단계마다 포화도를 산정할 수 있다.

실제 조성된 시료의 초기 함수비와 입도분포가 차이가 있으므로 완전히 포화상태에 이르기까지의 시간은 시료마

다 차이가 있었으며, 대략 최대 4시간 정도의 시간이 소요되었다. 즉, 완전포화의 유무는 예비시험을 통하여 식 (3)으로부터 미리 계산된 중량이 도달하는지의 여부로부터 구하였으며, 또한 수침 완료 후 함수비를 구하여 완전포화 여부를 확인할 수 있다.

포화도가 진행됨에 따라 시료의 중량이 증가하였으며, 완전포화가 되면서 시료의 중량은 일정한 상태가 되었다. 한편, 수침시작 후 이때까지 소요되는 시간을 수차례 반복 시험을 실시하여 시료별 완전포화시간을 측정하였다.

수침 후 완전 포화된 시료는 상온에서 자연 배수시켜가면서 10분 간격으로 시료의 습윤 상태의 무게를 측정하였다. 단계별 시료의 포화도의 변화는 다짐 후의 초기조건으로부터 완전 포화가 되도록 한 다음 자연 배수를 이용하여 포화도가 85%, 75%, 65% 등 포화도를 약 10~15%씩 감소시켜 시료상태를 조성하였다.

본 시험에서 사용한 직접전단시험기는 국내에서 제작된 Bishop형 상부 이동식 전단시험기로써 전단상자 내부공간은 내경 60mm, 높이 20mm이다. 본 시험기의 Level Ratio는 10:1이고, 전단시험에서 사용한 수직응력은 1단계 37kPa(0.374 kg/cm²)로부터 4단계 최대 153kPa(1.563kg/cm²)까지 수직응력을 증가시켜가면서 행하였으며, 전단방법은 변형률 제어법을 사용하였다. 이때 시료에 급격한 변화를 주지 않기 위해 전단속도를 0.5mm/min로 일정하게 유지하였다.

전단시험은 예비시험을 통하여 얻어진 결과를 토대로 하여 최대전단력(peak shear force)과 잔류전단력(residual shear force)이 만족하게 구해질 때까지 시험을 행하였으며, 수평변위가 8mm 발생될 때까지 시험을 실시하여 측정하였다. 시험값의 측정에는 전단력의 경우 100kg 용량의 로드 셀을 사용하였으며, 수직변위와 수평변위의 경우에는 각각 전단박스의 수직·수평방향으로 25mm의 디지털 변위계를 설치하여 측정하였다

4. 결과 및 분석

4.1 물성 특성

입도분석시험 시 노건조 후 중량을 재고 이를 물로 세척하여 75 μ m체 통과율을 구하였다. 체분석과 비중계분석시험을 실시하였으며, 입도분석시험 결과는 그림 2와 같다. 또한, 각종 물성시험 결과를 정리하면 표 1과 같다.

시험 결과 75 μ m체 통과율은 A시료(노은지구) 25.4%, B시료(덕명지구) 21.3%, C시료(관저지구) 17.4%로써 대략 20% 내외의 굵은 실트에 해당하는 세립분을 함유하고 있었

표 1. 시험시료의 물리적 성질

시료의 종류	비중 (G_s)	액성한계 (%)	소성지수	D_{10} (mm)	D_{30} (mm)	D_{60} (mm)	균등계수 (C_u)	곡률계수 (C_g)	75 μ m체 통과율(%)	US CS
A(노은지구)	2.61	-	N.P	0.020	0.115	0.445	22.25	1.49	25.4	SM
B(덕명지구)	2.57	-	N.P	0.030	0.160	0.500	16.67	1.71	21.3	SM
C(관저지구)	2.65	-	N.P	0.020	0.210	0.650	32.5	3.39	17.4	SM

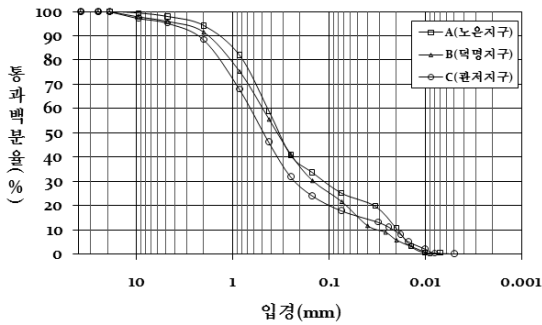


그림 2. 입도분포곡선

으며, 3곳 시료가 거의 유사한 입도분포 형태를 보이고 있다. 시료 채취 지역이 유사한 지질 구성을 갖는 지역이고 기반암이 동일한 복운모 화강암이고 유사한 물리적 특성을 갖는 시료를 연구대상으로 함으로써 화강풍화토의 전단강도에 영향을 주는 여러 요소들의 영향을 최소화하여 가능한 연구 결과 및 분석에서의 객관성을 유지하기 위함이다. 통일분류법(UCSC)에 의하면 시료 모두 SM으로 전형적인 우리나라 화강풍화토의 조건을 보이고 있다(김상규 등, 1996).

4.2 다짐 특성 및 포화도 변화

4.2.1 다짐시험 결과

그림 3은 시험 시료의 A 다짐시험방법에 의해 작성된 다짐 곡선이다. 다짐시험 결과 시료 A의 경우 최대건조단위중량은 17.4kN/m³, 최적함수비는 11.0%로 나타났으며, 시료 B는 최대건조단위중량 17.6kN/m³, 최적함수비는 12.5%이다. 그리고

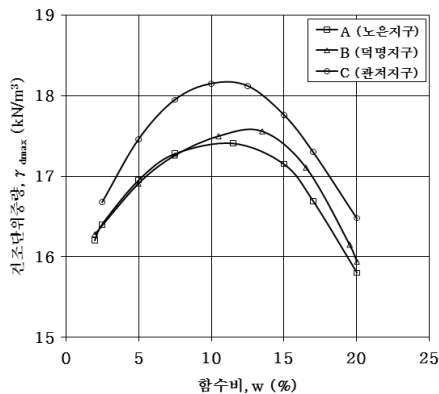


그림 3. 다짐 시험 결과

시료 C의 최적함수비 11.0%, 최대건조단위중량 18.2kN/m³로 나타났다.

4.2.2 다짐 함수비와 포화도 변화 양상

표 2는 시험 시료의 수침 전 제작된 공시체의 초기 조건 상태를 정리한 것으로 다짐 함수비의 변화에 따라 제작된 공시체의 포화도, 간극비 및 건조단위중량의 크기를 나타낸 것이다.

그림 4는 다짐 함수비에 대한 포화도의 변화 양상을 나타낸 것으로 변화 양상이 2차 포물선 형태로 나타나고 있다. 즉, 본 시험에 사용된 시료의 시험 결과를 토대로 하여 보면 건조축 다짐 조건으로부터 습윤축 다짐 조건 변화에 따른

표 2. 시험 시료의 초기 조건

시료의 종류	함수비 (%)	포화도 (%)	간극비	건조단위중량 (kN/m ³)
A(노은지구)	5	26	0.50	17.1
	11	61	0.47	17.4
	15	79	0.49	17.2
	20	85	0.62	15.8
B(덕명지구)	5	26	0.49	16.9
	12.5	75	0.43	17.6
	15	81	0.45	17.4
	20	88	0.58	15.9
C(관저지구)	5	27	0.49	17.5
	11	68	0.43	18.2
	15	85	0.46	17.8
	20	91	0.57	16.6

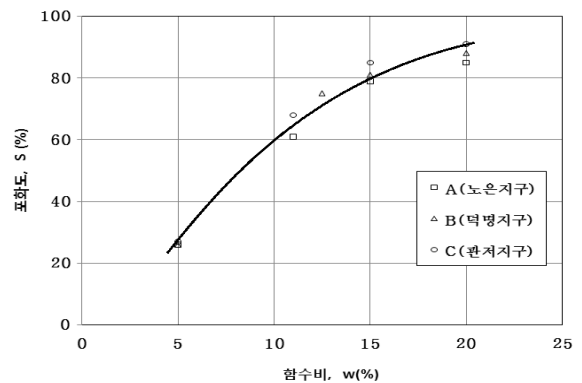


그림 4. 다짐 시 함수비와 다짐 후 공시체의 포화도의 관계

다짐 후 초기 포화도는 비선형적 변화 추세 양상을 보이고 있으며, 최적 함수비가 대략 10%를 약간 상회하는 경우 포화도가 60% 이상이 됨을 알 수 있다.

화강풍화토에 대해 최적함수비 상태에서 포화도는 입도 분포, 세립함유율 등에 따라 다르겠지만 60% 이상이 되는 사례는 여러 연구를 통해 종종 볼 수 있다(김상규 등, 1996; 김범주 등, 2008). 한편으로 다짐 시 함수비를 어떻게 조절하는가에 대한 문제가 다짐 효과의 관점에서 뿐만 아니라 우기 시 안정성 판단에도 중요한 요소가 될 수 있음을 예측할 수 있다.

4.3 함수비 변화에 따른 전단강도 특성

직접전단시험 후 수직응력 및 전단응력-수평변위 곡선을

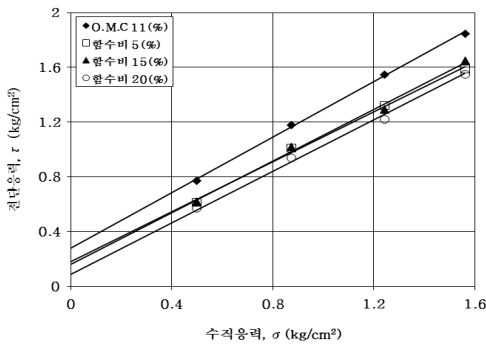


그림 5. 다짐 함수비와 전단강도(시료 A)

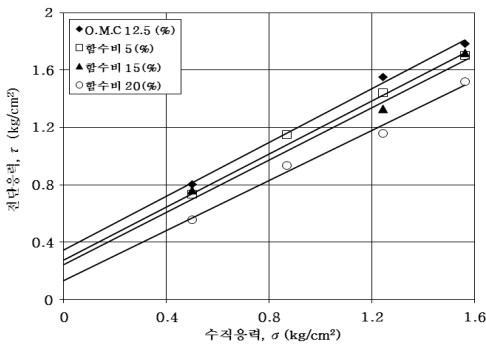


그림 6. 다짐 함수비와 전단강도(시료 B)

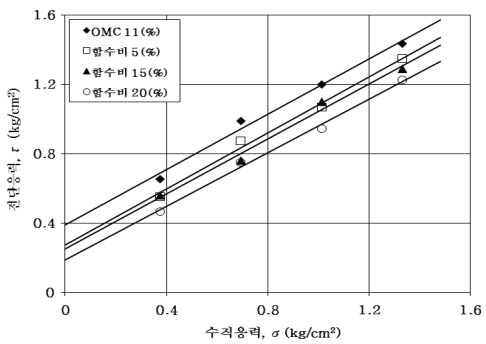


그림 7. 다짐 함수비와 전단강도(시료 C)

작성하여 최대전단응력의 강도가 얻어진 결과를 바탕으로 Mohr-Coulomb의 파괴 기준에 따라 전단강도정수를 산정하였다.

그림 5, 그림 6, 및 그림 7은 각각 시료 A, B, C에 대한 직접전단시험 결과를 나타낸 것이고 이로부터 전단강도정수를 정리하면 표 3과 같다.

시료 A의 점착력은 최적함수비 11%에서 31.4kPa(0.32kg/cm²)로 가장 크게 나타났으며, 습윤측 함수비 20%에서는 12.3kPa(0.125kg/cm²)로써 최적함수비에서보다 60%이상 감소되어 가장 작게 나타났다. 또한, 전단저항각은 다짐 시 함수비를 기준으로 최적함수비에서 43.5°로 가장 큰 값을 보였으나, 함수비 변화에 따라 1~2°정도의 작은 차이를 보였다.

시료 B와 시료 C의 전단시험 결과 시료 A와 유사하게 점착력은 최적함수비에서 최대를 보였으며, 최적함수비 조건보다 습윤측 함수비 20%에서의 점착력은 50%이상 감소하였으나, 최적함수비를 기준으로 습윤측 함수비와 건조측 함수비의 전단저항각의 차이는 시료 A와 유사하게 1° 내외를 나타냈다.

그림 8은 표 3의 다짐 함수비별 강도정수의 변화 양상을

표 3. 다짐 함수비에 따른 강도정수

구분	다짐 함수비(%)	점착력(kPa)	전단저항각(°)
시료 A (노은지구)	5	19.6	41.6
	11	31.4	43.5
	15	18.1	42.8
	20	12.3	41.2
시료 B (택명지구)	5	27.5	41.6
	12.5	33.4	42.0
	15	25.5	41.4
	20	11.8	41.2
시료 C (관저지구)	5	27.0	38.7
	11	38.7	38.7
	15	24.0	38.0
	20	17.7	37.6

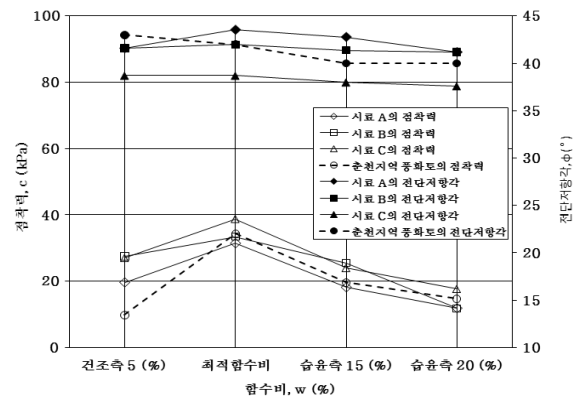


그림 8. 다짐 함수비와 전단강도정수의 변화

구체적으로 보기 위해 점착력과 전단저항각으로 나누어 나타낸 것이다. 한편, 그림 8에서 춘천지역의 화강풍화토에 대한 시험결과는 본 시험결과와 비교하기 위해 기존 연구 자료(김범주 등, 2008)로부터 도시한 것이다. 여기서 춘천지역 다짐 화강풍화토의 물리적 특성은 본 시험 시료와 유사하였으며, 다짐 시 함수비 변화에 대한 강도정수 변화 양상은 그림 8과 같이 최적함수비를 기준으로 다짐 시 함수비가 포화 상태에 근접하면서 점착력은 34.3kPa에서 14.7kPa으로 50% 이상 감소한 것으로 나타났다. 전단저항각의 경우는 41°에서 전체적으로 2~3°내외로 감소하였다.

한편, 김범주 등(2008)은 편마암 풍화토나 댐코아재의 경우 건조측으로부터 함수비가 증가함에 따라 점착력이 감소한다고 보고하고 있으며, 이문수 등(1999)에 의하면 화강풍화토가 포화가 되면 장식 내지 운모 성분의 2차 광물이 세립화되거나 전단 시 입자자체의 결합력(interlocking)이 감소한 것으로 판단하고 있다.

그림 4에 의하면 최적함수비로부터 습윤측으로 갈수록 포화도가 증가하고 있어 이로 인해 식 (1)과 식 (2)에서의 결보기 점착력이 감소될 수 있다. 그러나 화강풍화토는 다짐 함수비 변화에 따라 다짐 시 조성광물의 세립화 등 다양한 영향을 받을 수 있어 습윤측으로 갈수록 점착력이 감소하는 그림 8의 결과가 단순히 포화도 증가로 인한 결보기 점착력 감소 때문으로 판단하기에는 무리일 것으로 사료된다.

결과적으로 다짐 시 최대건조단위중량이 나타나는 최적 함수비 근처에서 최대전단강도정수를 보이며, 다짐 함수비가 큰 습윤측으로 갈수록 점착력이 저하되어 화강풍화토에서 최적함수비의 다짐이 흙의 전단강도 측면에서도 가장 유리한 것으로 판단된다.

4.4 포화도 변화에 따른 전단강도 특성

일정한 지반조건하에서 강우 침투의 영향을 고려하기 위해서는 동일 지반조건하에서 포화도 변화에 따른 강도정수의 변화를 판단하기 위한 분석이 필요하다.

강우 침투 시 불포화 상태에서 완전 포화에 도달되는 과정에서의 전단강도특성을 파악하기 위해 최적함수비, 건조측 및 습윤측으로 성형된 시료를 일정시간 수침시킨 후 직접전단시험을 행하여 포화도별 강도정수를 산정하였다. 그 결과를 정리하면 표 4와 같다.

4.4.1 점착력

그림 9, 그림 10 및 그림 11은 표 4에 대하여 시료 A, B, C의 포화도 변화에 따른 점착력의 변화를 나타낸 것이다. 분석결과 A, B, C 시료 모두 전반적으로 포화 상태에 가까

워질수록 점착력은 선형적으로 감소하고 있다. 그러나 성형 조건에서 포화에 이르는 과정에서의 점착력 감소비율은 다짐함수비 조건에 따라 다르게 나타났으며, 이는 그림 9~그림 11의 기울기로 추측할 수 있다. 특히, 다짐함수비 15%, 20%의 습윤측 다짐 시 건조측에 비해 이러한 감소현상은 보다 크게 나타나고 있어 포화도 증가에 따른 점착력의 감소효과가 상대적으로 큰 것으로 보인다. 즉, 표 3에서 알 수

표 4. 포화도 변화에 따른 강도정수

구분	다짐함수비 (%)	포화도 (%)	점착력 (kPa)	전단저항각 (°)	
시료 A	5	26	19.6	41.6	
		65	13.2	41.0	
		75	10.3	40.8	
		85	7.8	39.5	
		100	4.9	39.1	
	11	61	31.4	43.5	
		75	24.5	43.2	
		85	17.7	43.0	
		100	10.8	42.8	
	15	79	18.1	42.8	
		85	12.3	41.8	
	20	100	10.8	41.0	
		85	11.8	41.2	
	시료 B	5	26	27.5	41.6
			65	21.6	41.2
			75	18.6	40.8
85			17.7	40.0	
12.5		100	12.8	40.0	
		74	33.4	42.0	
		85	30.4	41.2	
15		100	24.5	41.2	
		85	25.5	41.4	
20		100	11.8	39.1	
		88	11.8	41.2	
시료 C		5	27	27.0	38.7
			65	23.1	39.1
			75	20.6	37.3
			85	17.2	37.8
		11	100	16.2	37.8
	68		38.7	38.7	
	75		33.4	38.7	
	15	85	29.9	36.4	
		100	25.0	36.9	
	20	75	24.0	38.0	
		100	15.7	37.8	
	20	91	17.7	37.6	
		100	12.8	36.9	

있는 바와 같이 건조단위중량이 거의 유사한 크기임에도 불구하고 다짐 함수비 5%인 건조측에서의 포화도의 변화가 점착력의 변화에 주는 영향은 상대적으로 작게 나타나고 있다. 결과적으로 명확하게 구분하기는 어렵겠지만 다짐조건에 따라 강우침투로 인한 포화도 변화 시 점착력의 감소효과는 다르게 나타날 수 있음을 예상할 수 있다.

한편, 본 연구의 직접전단시험에 의해 구해진 점착력은 식 (2)에서의 겔보기점착력이라 할 때 포화도에 따른 모관흡수력에 기인하는 점착력, 즉 $(u_a - u_w)\tan\phi^b$ 에 해당하는 부분은 포화 시의 유효점착력과 불포화 시의 겔보기점착력과의 차이므로 개략적으로 포화도와 선형적 관계로 표시될

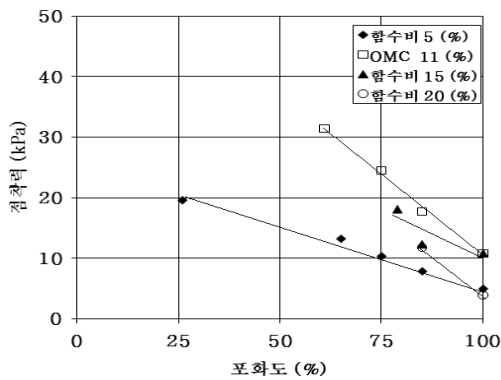


그림 9. 포화도에 따른 점착력의 변화(시료 A)

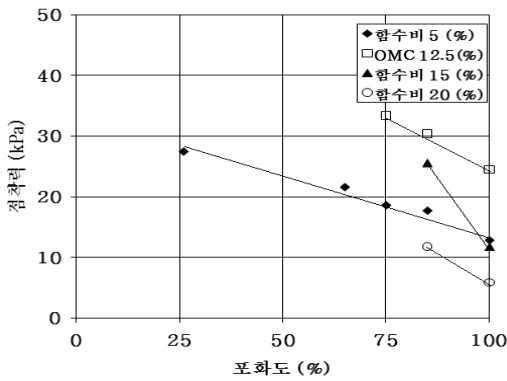


그림 10. 포화도에 따른 점착력의 변화(시료 B)

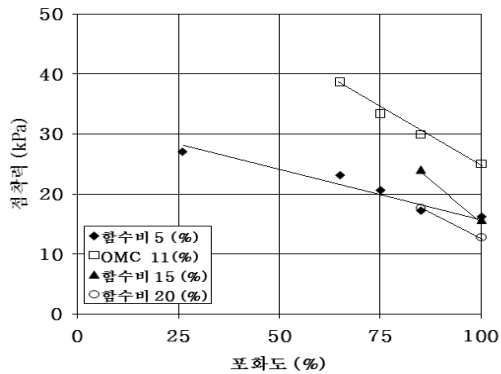


그림 11. 포화도에 따른 점착력의 변화(시료 C)

수 있음을 추론할 수 있다. 특히, 일반적으로 자연지반이나, 성토 시 최적함수비 조건으로 다짐이 행하여진 지반의 경우 이미 어느 정도 이상의 함수 조건을 갖고 있어 포화 조건까지의 변화를 이러한 선형적 관계로 표시하는 것은 실용적 차원에서 가능할 것으로 생각된다.

표 2와 표 4에 제시한 바와 같이 본 연구의 시험에서도 최적함수비의 경우 포화도가 대략 60% 이상임을 감안하여 볼 때 포화조건까지의 이러한 선형적 추정은 현실적으로 실용적인 차원에서 보면 타당성을 부여할 수 있을 것으로 사료된다.

참고로 화강풍화토에 대한 최적 다짐 시 포화도에 대해 김종렬 등(2005)의 연구에서는 석회암 풍화토에 대한 자연상태의 시험결과 포화도가 78.56%이었음을 보고한 바 있다.

한편, 그림 9~그림 11에서 유사한 건조단위중량을 보이고 있는 최적함수비의 건조측 함수비 5%와 습윤측 함수비 15%의 경우 다짐 시에는 거의 유사한 크기의 점착력을 보이고 있으나, 함수비 5%의 공시체의 경우 함수비 15%에 해당되는 포화도에 도달하게 되면 함수비 15%의 공시체보다 적은 점착력을 보이고 있다. 이는 함수비 5%에서의 포화도가 약 25%이고 함수비 15%에서의 포화도가 75% 이상인 조건을 고려하여 볼 때 함수비 5%인 공시체의 경우 수침으로 인해 포화도가 50%이상 증가하면서 식 (1) 및 식 (2)에서 모관흡수력 감소 영향에 기인한 것으로 사료된다.

그림 12는 최적함수비 상태에서의 포화도에 따른 점착력의 변화 양상을 구체적으로 나타낸 것으로 포화 시 점착력에 대한 불포화 시 점착력의 비로 표시한 것이다. 그림 12에 의하면 불포화로부터 완전포화에 이르는 과정에서 점착력은 포화도와 선형적인 관계를 보이고 있으며, 시험 시료 모두 서로 유사한 변화 양상을 보이고 있다.

안정해석 시 최대강도를 기준으로 강우 시 불포화에서 포화조건으로 변화 시 점착력을 얼마나 감소시킬 것인가에 대한 판단은 지반을 구성하고 있는 흙의 조건에 따라 일정하지 않을 것이다. 그러나 실용적인 차원에서 불포화와 포

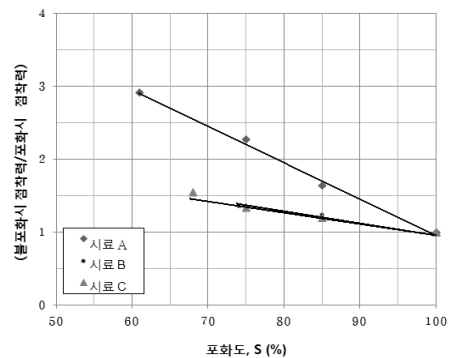


그림 12. 최적함수비 상태에서의 포화도와 점착력 관계

화 사이의 변화는 단순하게 선형적으로 판단해도 큰 무리는 없을 것으로 사료된다.

4.4.2 전단저항각

그림 13, 그림 14, 및 그림 15는 시료 A, 시료 B, 시료 C에 대하여 포화도 변화에 따른 전단저항각의 크기를 나타낸 것이다. 여기서 보면 포화도 증가에 따른 전단저항각은 전반적으로 약간 감소하는 경향을 보이고 있으나 그 감소폭이 대부분 1~2°내외이었다. 이러한 변화 양상은 세 지역 모두 유사하게 나타나고 있다.

분석결과 시료 조성 시 동일한 다짐으로 입도구성과 분

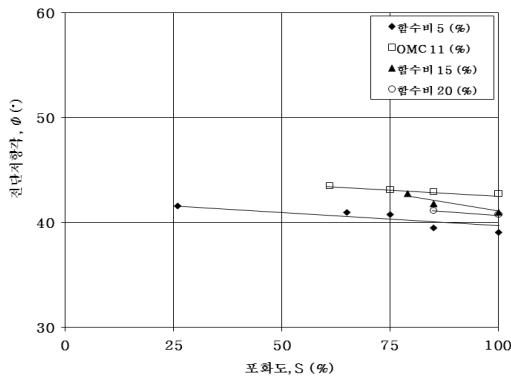


그림 13. 포화도에 따른 전단저항각 변화(시료 A)

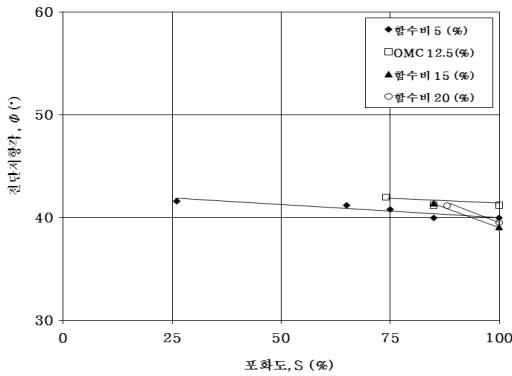


그림 14. 포화도에 따른 전단저항각 변화(시료 B)

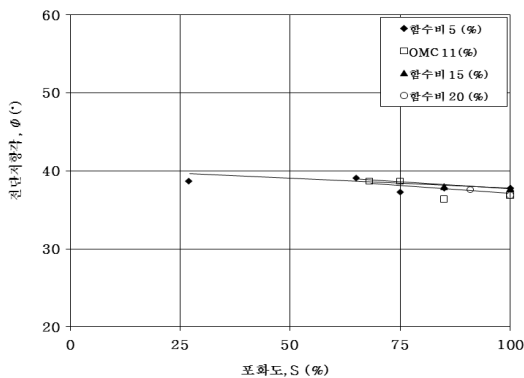


그림 15. 포화도에 따른 전단저항각 변화(시료 C)

포가 비교적 일정한 상태에서의 침투수에 의한 전단저항각의 변화는 작았으며, 실제 강우 시 포화도 증가가 전단저항각에 미치는 영향은 작다고 판단된다.

따라서 포화도 증가에 따른 강도정수의 변화는 전단저항각 보다는 점착력에서 두드러지게 나타났으며, 실제 강우 침투 시 전단저항각보다 점착력 변화에 대한 고려를 하여 안정해석을 행하여야 보다 실제에 근접하는 결과를 기대할 수 있을 것으로 판단된다.

포화도에 따른 전단저항각의 변화는 여러 연구결과가 보고되고 있다. 이문수 등(1999)에 의하면 화강풍화토에 대해 직접전단시험결과 불포화 시 $c=13.0\text{kPa}$, $\phi=38.5^\circ$ 에서 포화 시 $c=8.6\text{kPa}$, $\phi=32.7^\circ$ 로써 주로 점착력의 감소효과가 큰 것으로 밝히고 있으나, 한편 김종렬 등(2005)은 석회암 풍화토에 대해 불포화 시 강도정수 $c=3.0\text{t/m}^2$, $\phi=40.2^\circ$ 에서 포화 시 $c=0.72\text{t/m}^2$, $\phi=27.7^\circ$ 로 변한 것을 발표한 바 있다.

이러한 연구사례를 종합하여 보면 포화로 인한 흙의 전단강도 감소효과는 주로 점착력의 감소가 주원인이라 할 수 있으나 흙에 따라서는 마찰력에 대한 부담도 발생할 수도 있음을 추측할 수 있다.

4.5 잔류전단강도 특성

그림 16, 그림 17 및 그림 18은 시료 A와 시료 B, 시료 C에 대해 각 시료의 다짐 함수비를 기준으로 잔류전단강도

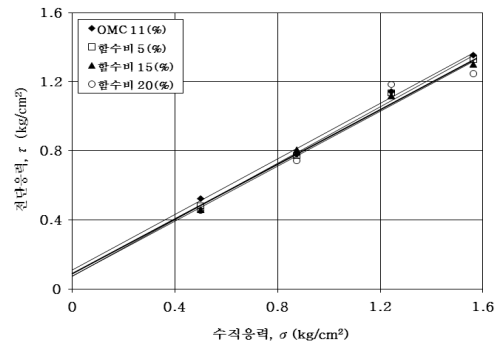


그림 16. 다짐 함수비와 잔류전단강도(시료 A)

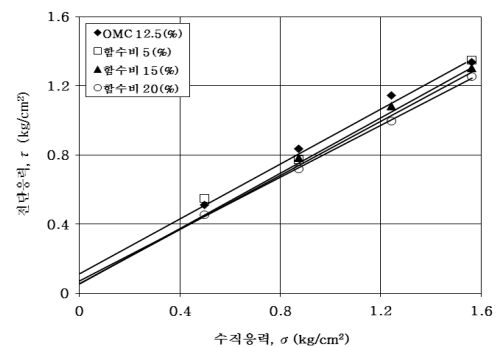


그림 17. 다짐 함수비와 잔류전단강도(시료 B)

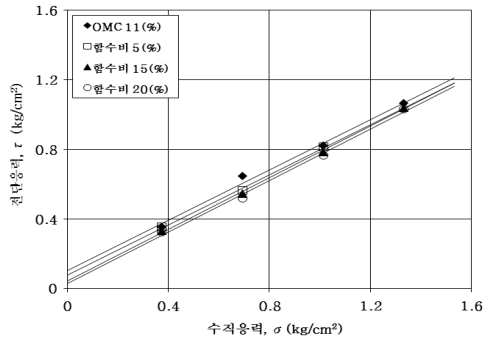


그림 18. 다짐 함수비와 잔류전단강도(시료 C)

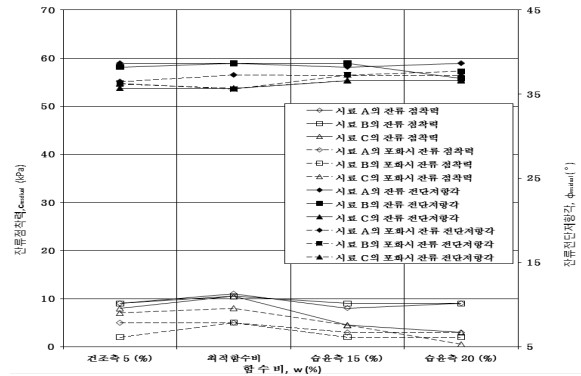


그림 19. 다짐 함수비에 따른 잔류강도정수 변화

표 5. 다짐 함수비별 잔류전단강도정수

구분	다짐 함수비 (%)	잔류점착력 (kPa)		잔류전단저항각 (°)	
		불포화 시	포화 시	불포화 시	포화 시
시료 A	5	9	5	38.7	36.5
	11	11	5	38.7	37.3
	15	8	3	38.2	37.2
	20	9	3	38.7	37.2
시료 B	5	9	2	38.2	36.3
	12.5	11	5	38.7	35.6
	15	9	2	38.7	37.3
	20	9	2	36.9	37.7
시료 C	5	11	8	35.7	35.7
	11	8	7	35.7	36.2
	15	5	5	36.6	36.6
	20	3	1	36.6	36.6

의 크기를 나타낸 것이다. 그리고 표 5는 잔류전단강도정수를 구하여 정리한 것이다.

그림 16~그림 18 및 표 5에 의하면 잔류전단강도는 다짐 함수비의 변화에 거의 영향이 없이 일정한 값을 보이고 있다. 즉, 다짐 함수비에 따라 다짐도가 차이가 나므로 최대 전단강도는 다르게 나타나고 있으나, 잔류전단강도는 표 5에서 알 수 있는 바와 같이 변화의 차이가 거의 없음을 알 수 있다.

그림 19는 다짐 함수비에 따른 잔류전단강도의 변화를 나타낸 것이다. 또한, 앞에서 기술한 바와 같이 기존의 연구 자료(김범주 등, 2008)로부터 춘천지역의 풍화토에 대한 시험결과를 같이 나타내었다.

그림 19에 의하면 전반적으로 다짐 함수비의 조건이 다름에도 불구하고 잔류전단강도정수는 거의 일정한 값으로 나타나고 있음을 알 수 있으며, 이러한 결과는 기존 연구에서 밝혀진 결과와 유사하다(김상규 등, 2000).

다짐함수비의 조건에 대한 잔류전단강도정수의 이러한 현상은 결과적으로 우기 시 포화도가 변하는 조건에서도 포화가 잔류강도정수에 미치는 영향이 크지 않을 것이라는 예

측이 가능하게 한다. 김범주 등(2008)은 잔류전단응력에 대해 Mohr-Coulomb의 파괴규준을 따를 경우 모관흡수력의 영향이 반영되지 않는다고 하였다.

다짐 함수비 상태에서 수침 후 완전 포화상태에도 달하였을 때의 잔류전단강도는 표 5에서 보는 바와 같다. 포화 시 잔류점착력은 5kPa 이하로써 아주 작은 값을 보이고 있으며, 이는 불포화 시의 값보다 시료 조건에 따라서는 대략 50%정도 감소한 것으로 감소비율로 보면 최대강도 시의 점착력 변화와 유사한 것으로 보이지만 실용적 차원에서 보면 고려할만한 가치가 미미한 값이라 판단된다. 또한, 잔류전단저항각도 불포화 시보다는 약간 감소하였으나, 그 값은 1~2° 정도로 작은 값이었다.

결과적으로 본 연구 대상의 경우 잔류점착력은 수침 전 다짐함수비의 차이에도 불구하고 그 크기가 11kPa(0.11kg/cm²) 이하로써 작은 값이었으며, 포화 시 50% 정도 감소하는 경향을 보였으나 그 값의 변화를 실용적으로 고려하는 것은 일반적으로 별 의미는 없을 것으로 생각된다. 잔류전단저항각의 변화폭 역시 1~2°내외로 작은 값을 감안하여 볼 때 본 시험시료와 같은 화강풍화토에서 잔류전단강도정수에 대한 포화도의 영향은 아주 작을 것으로 판단된다.

5. 결 론

대전광역시 유성구 3개 지구의 화강풍화토를 대상으로 물성시험과 다짐시험을 수행하고, 직접전단강도 시험을 통하여 강우 시 포화도 변화에 따른 화강풍화토의 전단강도 변화를 최대강도와 잔류강도로 분리하여 연구한 결과 다음과 같다.

- (1) 화강풍화토에 대해 직접전단시험을 실시한 결과 최적 함수비 상태에서 가장 큰 강도를 보였으며, 건조축과 습윤축에서 감소하는 경향을 보였다. 이때 다짐 함수비 변

화로 인한 점착력의 변화폭은 50% 이상으로 큰 반면, 전단저항각의 변화는 1~2° 정도로 작게 나타났다.

- (2) 다짐 함수비별 시료의 포화도가 증가할수록 점착력은 감소하였으며, 포화도에 따른 점착력의 변화는 전반적으로 선형적인 관계를 보였다. 포화도 변화에 따른 점착력의 변화는 크게 나타난 반면, 전단저항각의 변화는 평균 1~2°정도로 작게 나타났다.
- (3) 잔류점착력은 각 다짐 함수비의 변화에 따라 약 11kPa 이하의 비교적 일정한 값을 보였으며, 1°정도의 전단저항각의 변화를 나타내고 있어 다짐함수비 변화가 잔류 전단강도에는 거의 영향을 미치지 않았다.
- (4) 수침으로 인한 포화 시 잔류점착력의 감소율은 대략 50% 정도이고 전단저항각의 경우 1~2°내외의 변화를 보이고 있어 최대강도 시와 유사하게 점착력의 변화가 크게 나타났다. 그러나 본 연구대상 화강풍화토의 포화 시 잔류점착력은 약 5kPa 이하로 작은 값이며 일반적으로 잔류강도정수에 대한 포화도의 영향은 실용적 차원에서 효과를 기대하기가 어려울 것으로 판단된다.

참 고 문 헌

1. 건설교통부(2007), 불포화 사면 및 다짐지반 최적화 표준설계를 위한 지반정수 산정기술, 연구보고서, pp. 51~57.
2. 국토해양부(2008), 국도건설공사 설계실무 요령, pp. 101~105.
3. 김범주, 김기웅, 이승호, 황영철, 박동순(2008), 지반의 함수비 조건에 따른 Mohr-Coulomb 강도 정수의 변화, *한국지반환경 공학회 논문집*, Vol. 9, No. 1, pp. 47~54.
4. 김상규, 류지협(2000), 불포화 풍화토의 강도 특성, *대한토목 학회논문집*, Vol. 20, No. 2-C, pp. 109~118.
5. 김상규, 이은수(1996), 보강토구조물 뒤채움 재료로서 화강풍화토의 적용성, *한국지반공학회논문집*, Vol. 12, No. 1, pp. 66~71.
6. 김종렬, 강승구, 강희복, 박승균, 박철원(2005), 강우 시 석회암 풍화토 사면의 안정해석에 관한 연구, *대한지질공학회*, Vol. 15, No. 1, pp. 9~17.
7. 오진규(2006), 강우침투를 고려한 불포화 사면 설계 방안, 석사학위논문, 한국과학기술원, pp. 59~70.
8. 이문수, 이광찬(1999), 화강풍화토의 전단정수 평가, *한국지반공학회논문집*, Vol. 12, No. 2, pp. 182~194.
9. 임성운(2007), 불포화 사질토의 전단특성, *한국지반공학회논문집*, Vol. 23, No. 10, pp. 57~64.
10. Fredlund, D. G., Morgenstern, N. R. and Widger, R. A.(1978), The Shear Strength of Unsaturated Soils, *Canadian Geotechnical Journal*, Vol. 15, No. 2, pp. 261~276.
11. Fredlund, D. G., Rahardjo, H. and Gan, J.(1987), Nonlinearity of Strength Envelope for Unsaturated Soils, *Proceedings of the Sixth Int. Conf. Expansive Soils*, New Delhi, December. Vol. 1, pp. 49~54.
12. Gan, J. K. M., Fredlund, D. G. and Rahardjo, H.(1988), Determination of the Shear Strength Parameters of an Unsaturated Soil using the Direct Shear Test, *Canadian Geotechnical Journal*, Vol. 25, pp. 500~510.

(접수일: 2010. 5. 18 심사일: 2010. 5. 20 심사완료일: 2010. 7. 29)