

재성형된 단섬유 보강점토의 구성과 보강 효과

Composition and Reinforcing Effect of Remolded Short Fiber Reinforced Clay

박 영 곤*¹ Park, Young-Kon
장 병 옥*² Chang, Pyoung-Wuck

Abstract

A series of consolidated undrained triaxial compression tests were performed to increase field applications of soil admixtures mixed with short fiber. Kaolin clay and three types of fiber were selected and auto cutter was used to obtain reliable length of fibers. Remolded soil specimens were tested for obtaining the basic data to be applied to the reinforcement of soft clay, embankment or barrier and clay liner of wastes landfill etc. Conversion equations from weight to volume of clay mixed with short fiber are introduced and relationships between fiber content and fiber concentration are derived. It is found that reinforcing effect by aspect ratio and mixing ratio of short fiber decreases as confining pressure increases. The best efficient reinforcing effect is given at the aspect ratio of 80 ~ 120 and the fiber content of 1.2% ~ 2.4% and the fiber diameter of 0.27mm.

요 지

단섬유 보강점토의 거동 해석을 위한 기초 연구로서 흙 속에 분포된 단섬유의 중량비와 체적비의 관계를 해석적으로 정립하였고, 이를 실험적으로 검증하였다. 연구에 사용된 시료로써 흙은 대표적인 점토광물인 카올린이 주성분인 점토를 사용하였고, 단섬유는 인장강도, 형태, 직경에 따라 폴리에스테르 섬유 2종과 폴리프로필렌 섬유 1종을 사용하였다. 향후 단섬유가 연약지반, 도로 성토재 및 매립장의 점토 라이너 등의 보강에 이용될 경우를 고려하여 단섬유로 보강된 공시체를 제작하였고, 압밀 비배수 삼축시험으로 얻어진 전단강도를 이용하여 단섬유에 의한 보강효과를 분석하였다. 단섬유 보강토 제작시 단섬유의 초기 중량비와 체적비의 관계는 폴리에스테르 섬유의 경우 체적비가 중량비의 약 1.34배, 폴리프로필렌 섬유는 2.06배로 나타났는데, 이는 향후 단섬유 보강토의 침하 및 체적변화 특성을 연구하는데 아주 중요할 것으로 판단된다. 형상비에 따른 단섬유 보강점토의 보강효과는 구속응력이 증가될수록 감소되었는데 보강효과가 가장 큰 형상비는 80~120이었다. 섬유의 혼합비에 따른 보강효과는 형상비와 마찬가지로 구속응력이 증가될수록 감소하였고, 1.2%~2.4%의 중량 혼합비에서 가장 큰 보강효과를 보였다. 또한 섬유의 직경 및 종류에 따른 보강효과는 0.27mm 직경의 폴리에스테르 섬유에서 가장 크게 나타났다.

Keywords : Short fiber, Reinforcement, Reinforcing effect, Remolded clay, Triaxial test

1. 서론

자연 및 합성섬유로 흙을 보강하는 것은 흙의 강도 및 재하능을 증가시키는 확실한 기술이다. 천연섬유, 짚, 식물의

뿌리 등과 같은 자연섬유는 오래 전부터 흙과 혼합하여 주택 등의 건축 구조물에 이용되어 왔고, 최근에는 합성섬유를 이용함으로써 보다 다양한 토목구조물에의 적용을 도모하고 있다.

*1 정회원, 한국철도기술연구원, 선임연구원

*2 정회원, 서울대학교 농업생명과학대학 생물자원공학부 교수

단섬유를 이용하여 흙을 보강할 경우 기존의 다른 보강재와 마찬가지로 사질토 및 점토의 전단강도를 증진시킬 뿐만 아니라 강도의 등방성과 지속성이 우수하며, 정렬된 토목섬유, 강철막대 및 띠장 등에서 보강재를 따라 평행하게 발생될 수 있는 잠재적인 취약면이 없다는 장점을 가지고 있다(Maher와 Gray, 1990). 지금까지의 연구에 따르면, 단섬유의 삽입은 정적 및 동적 하중조건하에서 흙의 거동을 크게 개선시키는데 Gray와 Ohashi(1983)는 모래에 단섬유를 삽입할 경우 최대 전단강도가 크게 증가하며 정적 하중 하에서 흙의 전단저항의 파괴 후 강도저하가 현저히 줄어드는 것을 보였고 섬유유 양, 전단면에 대한 섬유유 방향, 섬유유 강성 등과 같은 매개변수들이 강도를 증가시키는데 큰 영향을 미친다는 것을 보였다. Gray와 Al-Refeai(1986), Gray와 Maher(1989), Maher(1988) 그리고 Ranjan, Vasana와 Charan(1996)은 단섬유 보강토와 관련된 파괴 메카니즘 그리고 정적하중 조건하에서의 섬유보강토의 거동에 영향을 미치는 매개변수의 지식을 더욱 확장하였다. 조삼덕과 김진만(1993)은 국내에 널리 분포되어 있는 화강 풍화토와 실트질 흙에 폴리에스테르 섬유를 무작위로 배열하여 일축 및 삼축시험을 실시하였고 섬유유 매개변수 즉, 형상비와 중량혼합비에 따른 단섬유 보강토의 전단강도 영향을 검토한 바 있다. 하지만 단섬유 보강토의 구성관계에 대한 미정립으로 섬유유 혼합비를 단순히 중량개념으로만 표시함으로써, 단섬유 보강토의 거동분석에 있어 제한적인 분석만을 수행하였다. 또한 Ingold(1983)가 평면적인 형태의 섬유유 보강된 점토를 토류구조물의 뒤 채움재로 사용할 경우 그 보강효과를 분석한 예는 있지만 단섬유를 점토와 혼합하고 재성형된 경우에 대한 압밀 비

배수 보강 효과에 대한 시험은 현재 전무한 상태이다.

따라서, 본 연구에서는 향후 단섬유로 보강된 지반의 침하 및 체적변형과 단섬유 보강점토의 응력·변형 거동에 대한 기초 연구로서 흙에 단섬유를 혼합하였을 때 단섬유의 중량비와 체적비의 관계를 제시하고, 실내에서 재성형된 단섬유 보강점토에 대한 압밀 비배수 삼축시험을 실시함으로써 연약지반 개량 및 각종 구조물의 보강재로서 그 현장 적용성의 증대를 도모하고자 하였다.

2. 단섬유 보강토의 구성과 상호관계

자연상태의 흙은 흙입자, 물, 공기의 삼상으로 존재한다. 여기에 단섬유를 첨가하게 되면 흙입자, 물, 공기 이외에 단섬유가 일정부분의 체적을 차지하게 되는데 이때 단섬유는 자연상태의 흙의 고체 부분의 체적을 흙입자와 공유하게 된다. Michalowski와 Zhao(1996)는 단섬유 보강 모래의 간극비 정의에서 단섬유의 체적을 보강토체의 일부분으로 간주하였는데 이와 같은 사실에 근거하여 Fig. 1과 같이 단섬유 보강토의 구성을 정의하고 중량개념을 체적개념으로 변환하여 각 구성 성분간의 상호관계를 유도하였다.

먼저, Fig. 1(a)는 단섬유를 혼합하지 않은 자연상태에서 존재하는 흙의 체적 V 와 무게 W 인 토체(soil element)이며, Fig. 1(b)는 단섬유를 혼합한 흙의 체적 V^* 와 무게 W^* 인 토체이다. 여기서 무보강토로 이루어진 토체와 단섬유 혼합된 토체의 간극이 차지하는 체적이 동일하다고 가정하였다.

Fig. 1로부터 단섬유 보강토의 체적(V^*) 및 중량(W^*)은

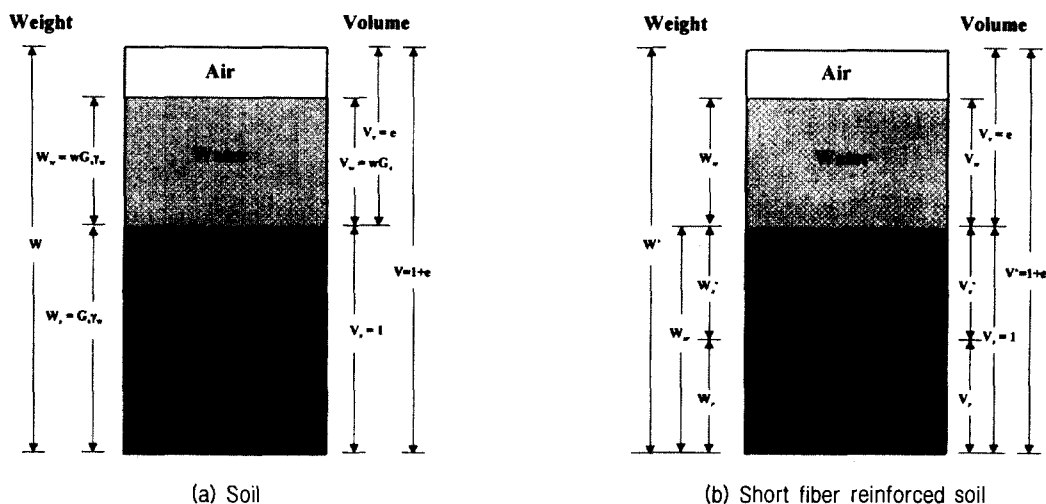


Fig 1. Mass-volume relationship of a soil element and a soil element reinforced with short fiber

식(1), 식(2)와 같고 단섬유 보강토의 함수비는 식(3)과 같이 토립자와 단섬유의 고체(solid) 부분의 중량에 대한 물의 중량으로 정의된다.

$$V^* = V_s + V_v = V_s^* + V_r + V_v \quad (1)$$

$$W^* = W_s^* + W_r + W_w \quad (2)$$

$$w = \frac{W_w}{W_{sr}} \times 100 \quad (3)$$

여기서, V_s : 고체 부분(토립자+단섬유)의 체적, V_s^* : 토립자의 체적, V_r : 단섬유의 체적, V_v : 간극 부분의 체적, W_s^* : 토립자의 중량, W_r : 단섬유의 중량, W_w : 물의 중량, W_{sr} : 고체 부분(토립자+단섬유)의 중량, w : 함수비(%)이다.

섬유 체적비(volumetric fiber content 또는 fiber concentration) ρ 는, 단섬유 보강토 전체 체적에 대한 단섬유의 체적비로 식(4)와 같이 정의하였다.

$$\rho = \frac{V_r}{V^*} \quad (4)$$

섬유 중량비(weight fraction of fiber 혹은 fiber content) ρ_w 를 계산하면 식(5)와 같다.

$$\rho_w = \frac{W_r}{W^*} = \frac{\rho(1+e)G_r}{(1+w)G_s + \rho(1+e)(G_r - G_s)} \quad (5)$$

여기서, G_r : 섬유의 비중, G_s : 흙의 비중,

e : 간극비 ($= \frac{V_v}{V_s}$)이다.

식(4), (5)로부터 단섬유의 체적 V_r 와 단섬유의 중량 W_r 을 구하면,

$$V_r = \frac{\rho_w(1+w)G_s}{(1-\rho_w)G_r + \rho_w G_s} \quad (6)$$

$$\begin{aligned} W_r &= \frac{V_r}{1+e} V_r G_r \gamma_w \\ &= \frac{V_r}{1+e} \frac{\rho_w(1+w)G_s G_r}{(1-\rho_w)G_r + \rho_w G_s} \gamma_w \end{aligned} \quad (7)$$

식(1)에서 단섬유 보강토 내의 흙의 체적 V_s^* 를 구하면,

$$V_s^* = V_s - V_r = \frac{(1-\rho_w)G_r - \rho_w W G_s}{(1-\rho_w)G_r + \rho_w G_s} \quad (8)$$

과 같고, 따라서 흙의 중량 W_s^* , 물의 중량 W_w 는 식(9), (10)과 같다.

$$\begin{aligned} W_s^* &= \frac{V_s^*}{1+e} V_s^* G_s \gamma_w \\ &= \frac{V_s^*}{1+e} \frac{(1-\rho_w)G_s G_r - \rho_w W G_s^2}{(1-\rho_w)G_r + \rho_w G_s} \gamma_w \end{aligned} \quad (9)$$

$$W_w = \frac{V_r}{1+e} (w G_s \gamma_w) \quad (10)$$

식(2)에 식(7), (9), (10)를 대입하여 정리하면 단섬유 보강토의 중량 W^* 는 식(11)과 같다.

$$W^* = \frac{V_r}{1+e} \frac{(1+w)G_s G_r \gamma_w}{(1-\rho_w)G_r + \rho_w G_s} \quad (11)$$

단섬유 보강토의 단위중량, 간극비, 함수비의 관계를 구하면 다음과 같다.

$$\begin{aligned} \gamma_t^* &= \frac{W^*}{V^*} = \frac{W_s^* + W_r + W_w}{V^*} \\ &= \frac{1}{1+e} \frac{(1+w)G_r G_s \gamma_w}{(1-\rho_w)G_r + \rho_w G_s} \end{aligned} \quad (12)$$

여기서, γ_t^* : 단섬유 보강토의 습윤체적중량이다. 또한 단섬유 보강토의 건조체적중량 γ_d^* 는,

$$\begin{aligned} \gamma_d^* &= \frac{W_s^* + W_r}{V^*} \\ &= \frac{1}{1+e} \frac{\{(1+w\rho_w)G_r - w\rho_w G_s\}}{(1-\rho_w)G_r + \rho_w G_s} G_s \gamma_w \end{aligned} \quad (13)$$

과 같다.

3. 재료 및 시험방법

본 연구에 사용된 흙 시료는 하동 지역의 회백색 점토로서 #200번 체를 모두 통과하는 실트분이 많고 소성도가 낮은 흙이다. 흙 시료의 주요 물리적인 특성은 Table 1과 같다. 또한 흙 시료의 주요 광물을 조사하기 위해 X선 회절분석(X-ray diffraction analysis)을 실시한 결과 주광물은 카올리나이트(Kaolinite)이고 헤로이사이트(Halloysite)가 소량으로 존재하였다.

재성형 점토의 비배수 응력-변형 거동을 연구하기 위해 폴리에스테르 섬유 2종과 현재 콘크리트 섬유로 많이 이용되고 있는 폴리프로필렌 섬유 1종을 선정하였으며 주요 물리적 특성은 Table 2와 같다. 섬유의 표면을 50배 확대해서 살펴본 결과 폴리에스테르 및 폴리프로필렌 섬유 모두 표면이 매끈하였지만 전자는 원형 단면을, 후자는 직사각형 형태의 납작한 단면을 가지는 것으로 나타났다. 섬유의 직경은 폴리에스테르 섬유의 경우 마이크로미터(micrometer)를 이용하여 직접 측정하였고 폴리프로필렌은 데니어(denier)에서 환산된 직경을 사용하였다. 섬유의 인장강도 및 인장계수(김경환과 조현호, 1989)는 독일 Zwick사의 z1010모델의 만능강도 시험기(Universal Testing Machine)를 사용하였고 ASTM 규정에 의해 측정되었다. 또한 섬유의 길이 및 형상비에 대한 신뢰도를 높이기 위해 섬유절단기를 사용하였다.

슬러리(slurry)를 만들기 위한 최초의 함수비로, Amerasinghe와 Parry(1975), Graham과 Li(1985), Nakase와 Kamei(1988), Maher와 Ho(1994)는 액성한계의 2배,

Atkinson, Richardson과Robinson(1987)은 약 2.3배, Lade와 Musante(1978)는 1.64배의 함수비를 사용하였는데 본 연구에서는 분말상태의 점토를 물과 혼합하여 액성한계의 2배의 함수비인 88%의 슬러리를 만들었다. 시료 내부의 기포 제거와 균질화를 위해 Graham과 Li(1985)와 Amerasinghe와 Parry(1975)는 진공상태를 유지하였고, Hambly(1972)는 38cmHg의 진공압력을 가하는 방법을 이용한 바 있다.

본 연구에서는 점토 슬러리를 플라스크 속에 넣은 후 플라스크 밑판을 회전시켰으며 동시에 플라스크 상부에서는 Hambly의 방법을 사용하여 38cmHg의 진공을 12시간 이상 가하였다.

슬러리 제작 후 흙과 혼합되는 단섬유의 양은 점토의 건조중량에 대한 단섬유의 중량비로 혼합하였다. 일반적으로 단섬유 보강도는 형상비, 혼합비에 따라 흙 속에서 단섬유들의 엉킴현상이 발생하며 흙 속에 단섬유를 균등하게 분포시키는 것이 쉽지 않다. 따라서 이와 같은 현상을 최소화하기 위해 흙 시료와 단섬유의 혼합은 진동과 봉 끝에 가는 막대가 붙어있는 오거를 조합한 방법(Maher와 Ho, 1994)을 사용하였다. 단섬유의 분포상태는 시험 후 시료 내의 단섬유의 양을 계량하는 과정에서 확인하였으며 매우 양호하였다.

Table 1. Physical properties of Kaolinite clay

Specific gravity Gs	Liquid limit LL(%)	Plasticity Index PI(%)	Grain composition		D50 (mm)	USCS*
			Silt(%)	Clay(%)		
2.62	44	8	73	27	0.0095	CL

*USCS : Unified Soil Classification System

Table 2. Physical characteristics of fibers

Properties	Specific gravity Gr	Melting point (°C)	Diameter d(mm)	Denier (g/9000m)	Tensile strength (kPa)	Tensile modulus (kPa)	Yielding stress σ_o (kPa)
Polyester	1.38	240	0.20	390	5.11×10^5	9.79×10^6	1.30×10^5
			0.27	711	5.10×10^5	1.02×10^7	1.47×10^5
Polypropylene	0.91	164	0.084	45	2.11×10^5	1.21×10^6	1.13×10^5

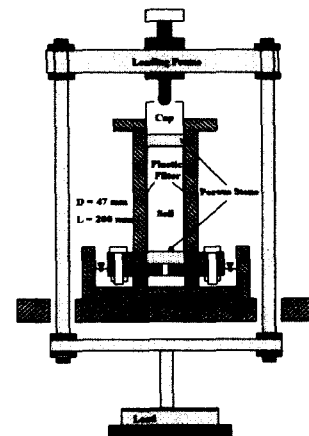


Fig 2. Consolidation device for remolded samples

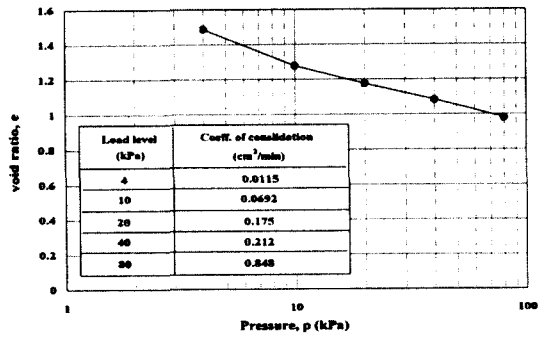


Fig 3. Results from standard oedometer consolidation test for clay

이와 같이 소정의 중량으로 계량된 단섬유를 점토 슬러리 속에 넣어 봉 끝에 막대가 붙은 교반기로 20~30 분간 혼합한 후, Fig. 2의 일차원 압밀 재하장치를 이용하여 공시체를 성형하였다. 이때 압밀하중은 연구자들에 따라 60~120kPa로 다소 차이가 있지만 본 연구에서는 재성형토의 삼축시험에서 최초의 구속응력인 100kPa보다 20kPa이 적은 80kPa(Graham과 Li, 1985)을 선정하였다. 급작스런 하중의 재하로 인해 시료 내부에 과잉간극수압이 발생하는 것을 방지하기 위해서 압밀응력을 4, 10, 20, 40, 80kPa로 단계적으로 가하였으며, 압밀기간은 Fig. 3과 같이 무보강토에 대한 표준압밀시험 결과를 바탕으로 하였다. 공시체는 소정의 강도를 가지기 위해 약 2주일간 일차원 압밀시킨 후 공시체 성형 실린더를 뒤집어 다시 1주일 이상 압밀시켰는데, 이와 같은 재하기간 및 방법은 박용원(1985)에 의해 이용된 바 있다.

삼축시험은 영국의 GDS 삼축시험기(Bishop과 Wesley, 1975; Menzies, 1988; Ranjan, Vasan과 Charan, 1996)를 사용하여 압밀 비배수시험을 실시하였다. 공시체의 크기는 직경 47mm인 원통형 시료를 사용하였는데 공시체의 길이는 경우에 따라 약간씩 차이가 나지만 직경에 대한 길이의 비가 2 이상이 되도록 하였다. 특히 단섬유 보강된 시료의 경우 시료 속에 단섬유가 산재되어 있어 길이 100mm로 정확히 절단하기 어렵기 때문에 압밀상자에서 추출된 시료를 그대로 사용하였다. 이때 압밀을 위해 사용된 필터는 모두 플라스틱 필터로, 표면이 미끄럽고 재사용이 용이하였다. 시험은 무보강토, 단섬유 보강토에 대해 전체 30회의 시험을 수행하였으며, 단섬유 보강된 흙의 경우 섬유 종류, 형상비, 혼합비 등을 달리하여 27회의 시험을 수행하였다. 재성형된 시료의 제작이 3주간이라는 긴 시간이 소요되기 때문에 단섬유 보강토의 경우에는 일부 실험을

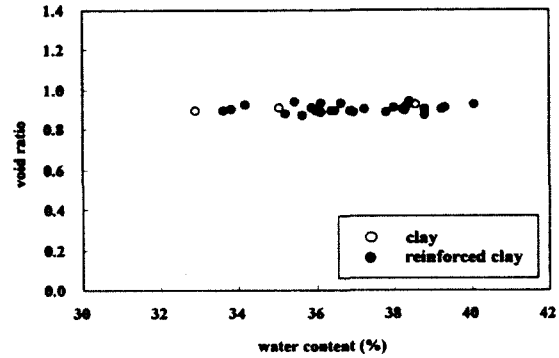


Fig 4. Relationship between initial void ratio and initial water content

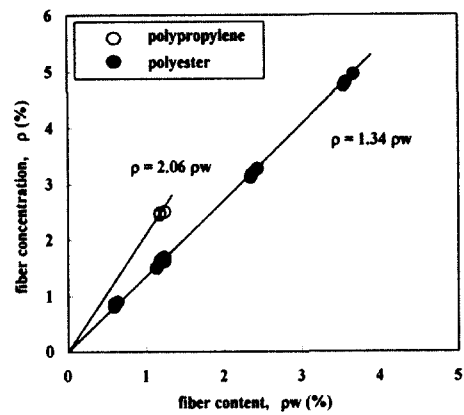


Fig 5. Relationship between fiber content and fiber concentration

제외하고 시험의 정도를 최대한 높이는 방향으로 수행하였고 무보강토의 경우는 기준이 되는 중요한 시험이기 때문에 각 하중단계별로 2번 이상의 시험을 수행하였다. 시험된 삼축시험의 종류를 요약하면 Table 3과 같다.

4. 결과 및 고찰

4.1 단섬유 보강토의 중량-체적 관계

삼축시험을 수행하기 위해서는 압밀장치를 통해 얻어진 시료가 삼축셀에 설치될 수 있도록 소정의 강도를 가지고 있어야 한다. 본 연구에 사용된 재성형된 무보강토의 자체강도는 22kPa이다.

슬러리 상태의 시료를 압밀장치로 재성형하였을 때 초기 간극비와 초기 함수비와의 관계는 Fig. 4와 같다. 그림에서 초기 간극비는 무보강토의 경우 32.9%~38.6%의 함수비 변화에 대해 0.889~0.923의 간극비 변화를 나타내

Table 3. Schedule for triaxial test

Test No.	Fiber type*	Effective confining stress (kPa)	Aspect ratio $\eta (=l/d)$	Fiber content ρ_w (%)
1-3	-	100,200,400	-	-
4-24	PE0.20	100,200,400	40,80,120,160	0.6,1.2,2.4,3.6
25-27	PE0.27	100,200,400	59	1.2
28-30	PP	100,200,400	190	1.2

* PE0.20 : Polyester fiber of 0.2mm in diameter
 PE0.27 : Polyester fiber of 0.27mm in diameter
 PP : Polypropylene fiber of 0.084mm in diameter

Table 4. Duncan's multiple range test (DMRT) for void ratio

Group	Type	Aspect ratio	Fiber content (%)	Average of e
1	soil	-	-	0.906 *
2	PE0.20	80	0.6	0.908 *
3	"	80	1.2	0.908 *
4	"	80	2.4	0.898 *
5	"	80	3.6	0.908 *
6	"	40	1.2	0.896 *
7	"	120	1.2	0.909 *
8	"	160	1.2	0.910 *
9	PE0.27	59	1.2	0.897 *
10	PP	190	1.2	0.885 *
Avg.				0.902

DMRT at 0.05%

*: Not significant

었다. 형상비와 혼합비를 달리하여 제작된 단섬유 보강토의 경우는 33.6%~40.15%의 함수비 변화에 대해 0.887~0.936의 간극비 변화를 보였는데, 양자의 초기 간극비의 차이는 거의 없는 것으로 사료된다.

이를 통계적인 방법으로 검정하기 위해 Duncan의 다중범위검정 방법을 사용하였으며 형상비와 혼합비를 달리한 각 그룹의 간극비 평균간의 차이를 비교하였다. 분석 결과는 Table 4에 나타내었는데, *는 유의차가 없는 평균값을 나타내는 것으로 유의수준 5% 이내에서 모든 처리의 평균값간에 차이가 없음을 보여준다. 이는 재성형 시료에 여러 종류의 단섬유를 혼합하여도 무보강토와 단섬유 보강토의 간극비는 동일함을 의미한다. 섬유 중량비 ρ_w 에 따른 섬유의 체적비 ρ 를 계산하는데 있어 간극비는 전체의 평균값인 0.902를 사용하였다. 따라서, 단섬유 보강토의 중량과 체적 관계식을 유도하면서 무보강토의 간극비와 단섬유 보강토와의 간극비가 동일하다고 가정하였는데, 실험적으로 이와 같은 가정이 확인되었다.

Fig. 5는 섬유의 체적비 ρ 와 섬유의 중량비 ρ_w 와의 관

계를 나타낸 것으로, 섬유의 체적비는 식(5)로부터 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\rho = \frac{1+w}{1+e} \frac{G_s \rho_w}{\{G_r + \rho_w(G_s - G_r)\}} \quad (14)$$

여기서, e: 간극비, w: 함수비, G_r : 섬유의 비중, G_s : 흙의 비중을 나타낸다. 그림에서 폴리에스테르 섬유의 체적비는 중량비의 약 1.34배이며, 폴리프로필렌 섬유는 2.06배이다.

단섬유로 보강된 흙의 전단강도는 섬유의 특성 즉, 혼합비, 형상비, 재질 및 종류에 따른 항복응력에 따라 크게 달라진다. 각각의 섬유의 특성에 따른 재성형된 단섬유 보강점토의 압밀 비배수 보강 효과는 4.2절에 기술되어 있다.

4.2 섬유의 특성에 따른 보강 효과

섬유의 형상비에 따른 보강 효과를 살펴보기 위해 형상비 40, 80, 120, 160 즉, 길이가 8mm, 16mm, 24mm, 32mm인 0.20mm 폴리에스테르 섬유를 사용하여 재성형된 경우에 대한 압밀 비배수 삼축시험을 수행하였다.

Fig. 6은 무보강된 경우와 형상비가 120인 폴리에스테르 0.20mm 섬유를 1.2% 혼합하여 재성형시킨 경우에 대한 삼축시험 결과를 상호비교한 예이다. 그림에서 구속응력이 100kPa일 경우 단섬유 보강된 재형토의 파괴시 축차응력은 변형률 10.4%에서 150.7kPa이었으며, 그때의 간극수압은 53.2kPa이었는데 이를 무보강토의 값과 서로 비교하면 파괴시 축차응력은 약 40% 정도 증가하였으며 간극수압은 2.3%로 약간 증가하였다. 구속응력이 200kPa일 경우 파괴시 축차응력은 변형률 14.6%에서 266.6kPa, 간극수압은 112.2kPa이었는데 무보강토에 비해 파괴시 축차응력은 28%, 간극수압은 6.5% 정도 증가하였다. 구속

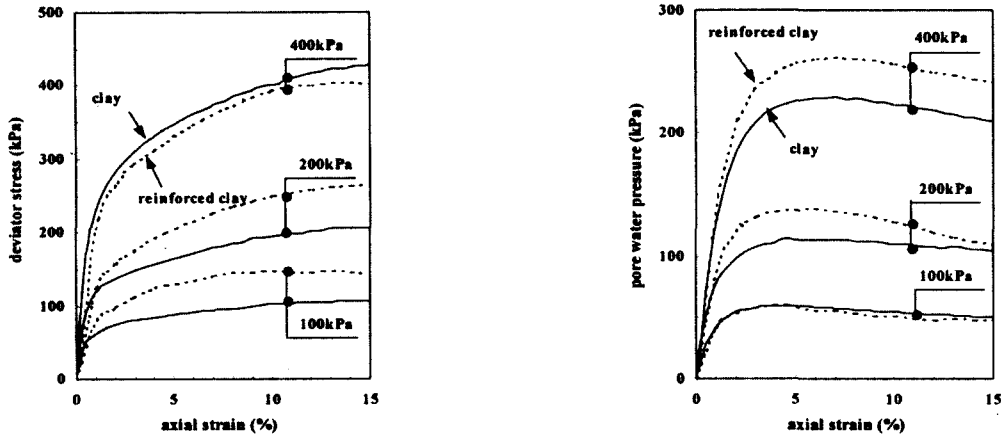


Fig 6. Deviator stress and pore water pressure behavior for different confining pressure (PE0.20, $\rho_w = 1.2\%$, $\eta = 120$)

응력이 400kPa일 경우 파괴시 축차응력은 변형률 13.7%에서 405.9kPa, 간극수압은 246.4kPa로 나타났는데 무보강토에 비해 파괴시 축차응력은 5.2% 감소하였으며 반대로 간극수압은 약 18%로 크게 증가하였다. 따라서 구속응력이 증가할수록 무보강토의 파괴시 축차응력에 대한 단섬유 보강토의 파괴시 축차응력 증가폭은 점점 감소하였으며, 반대로 간극수압은 크게 증가하였다.

이와 같은 원인을 규명하기 위해 구속응력에 따른 시료의 초기압밀에 의한 체적감소를 살펴보았다. 즉, 전단되기 전에 각 구속응력에 의한 체적감소의 폭이 크게 되면 공시체 내에 혼합되어 있는 섬유 배열 및 상태에 큰 영향을 미치기 때문에 단섬유보강토의 강도에도 영향을 미치게 된다.

Fig. 7은 전체 시료에 대한 초기압밀 후 공시체의 체적변화를 보여주는 것으로, 무보강토의 체적감소는 100kPa인 경우 원래 체적의 약 5.5%, 200kPa인 경우 약 7.9%, 400kPa인 경우 약 9.5%였다. 또한 Fig. 6의 시험조건에서 단섬유 보강된 시료의 체적감소는 구속응력이 100kPa인 경우 원래 체적의 약 6.3%, 200kPa인 경우 약 6.3%, 400kPa인 경우 약 12.2%였다. 여기서 구속응력이 낮은 100kPa, 200kPa인 경우에는 무보강토와 단섬유 보강토의 체적변화가 큰 차이를 보이지 않지만 구속응력이 400kPa인 경우에는 단섬유 보강토가 2.7% 가량의 체적감소가 더 발생되기 때문에 단섬유 보강토 내에서 섬유가 재강도를 발휘하는데 영향을 미치리라 판단된다. 따라서 이 경우 구속응력이 400kPa일 때 단섬유 보강토의 과도한 체적 감소로 인해 단섬유 보강토의 축차응력이 무보강토에 비해 상대적으로 낮고, 간극수압이 상대적으로 많이 발생하는 것으로 판단

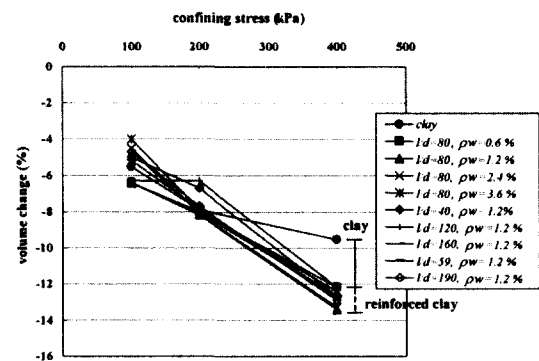


Fig 7. Volume change of specimens after consolidation (- : reduction)

된다.

Fig. 8은 폴리에스테르 0.20mm 섬유를 1.2% 혼합하여 재성형시킨 경우에 대해 형상비와 강도증진비의 관계를 도시하였다. 강도증진비는 무보강된 흙의 파괴시 축차응력 ($\Delta\sigma_f(u)$)에 대한 보강된 흙의 파괴시 축차응력 ($\Delta\sigma_f(r)$)의 비로써, 섬유혼합으로 인한 보강효과의 정도를 나타낸다. 구속응력이 증가할수록 강도증진비는 감소하였는데, 섬유혼합으로 인한 보강효과는 큰 구속응력에서는 거의 나타나지 않는다. 이는 구속응력이 커질수록 시료의 체적변화가 크게 발생되어 시료내의 섬유의 배열 및 상태에 영향을 미치기 때문으로 사료된다. 가장 높은 보강효과는 100kPa의 낮은 구속응력에서 나타났으며 형상비 120에서 약 40% 정도의 강도증진을 보였다. 따라서 현장 적용을 위해서는 낮은 구속응력 즉, 심도 또는 높이가 5m 이내의 비배수 조건의 재성형 지반일 경우 형상비가 120

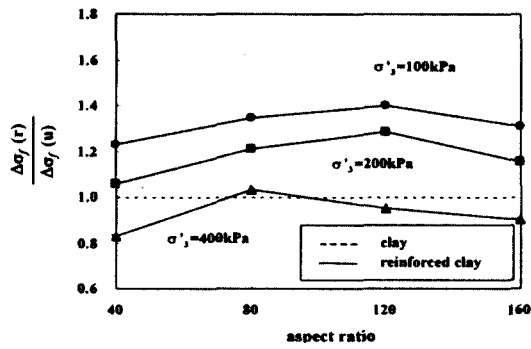


Fig 8. Influence of aspect ratio on short fiber contribution (PE0.20, $\rho_w = 1.2\%$)

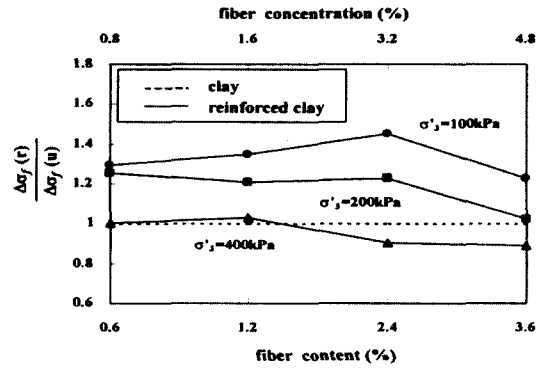


Fig 9. Influence of mixing ratio on short fiber contribution (PE0.20, $\eta = 80$)

인 섬유를 1.2% 혼합할 때 가장 높은 보강효과를 볼 수 있을 것으로 기대된다. 또한 최대의 보강효과를 얻기 위한 적절한 형상비는 80~120인 것으로 판단된다.

섬유의 혼합비에 따른 보강 효과를 살펴보기 위해 0.6%, 1.2%, 2.4%, 3.6%의 중량비로 0.20mm 폴리에스테르 섬유를 혼합하여 압밀 비배수 삼축시험을 실시하였다. 각각의 경우에 있어 형상비는 80으로 동일하다. Fig. 9는 섬유 혼합비에 따른 강도증진비를 도시한 것으로, 단섬유에 의한 보강효과는 형상비와 마찬가지로 구속응력이 증가할수록 감소하였으며 400kPa의 구속응력에서는 거의 보강효과가 없었다. 가장 큰 보강 효과는 구속응력이 100kPa인 경우로서 2.4%의 중량비에서 약 45%의 보강효과를 가져왔고 400kPa의 높은 구속응력에서는 1.2%의 중량비에서 보강효과가 가장 크게 나타났다. 따라서, 재성형된 알은 현장지반에 적용하기 위한 적절한 중량비는 2.4%로 나타났다.

상기의 결과는 Maher(1988)의 결과와도 그 경향이 일치하는데, 그는 동일한 균등계수를 가진 여러 모래에 직경이 0.3mm이고 형상비가 80인 유리섬유를 0.3% 혼합하여 만든 공시체에 대한 삼축시험에서 100kPa 이내에서는 구속응력이 증가할수록 강도증진비는 서서히 증가하지만 그 이후에는 급격히 떨어져 50kPa일 때 3.5배인 것이 300kPa일 경우 1.5배 정도까지 감소함을 보였다.

섬유의 직경과 종류에 따른 단섬유 보강점토의 압밀 비배수 강도 특성을 살펴보기 위해 동일한 섬유(폴리에스테르)에서 2종류의 직경(0.20mm, 0.27mm)과 2형태의 섬유(폴리에스테르, 폴리프로필렌)를 선정하였다. 직경과 종류에 따른 변화를 살펴보기 위해 선정된 섬유의 길이(l)를 16mm로 일정하게 하였는데, 이때 각각의 형상비는 폴리프로필렌 섬유의 경우는 190, 폴리에스테르 0.20mm의

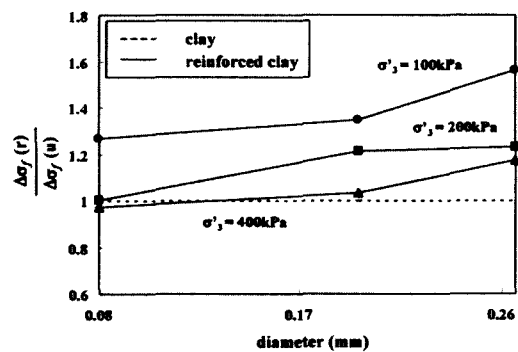


Fig 10. Influence of diameter of fibers on short fiber contribution ($l = 16\text{mm}$, $\rho_w = 1.2\%$)

경우는 80, 폴리에스테르 0.27mm의 경우는 59이다. 또한 섬유의 중량은 상호간의 비교를 위해 1.2%로 일정하게 하였다. Fig. 10은 섬유의 직경과 종류에 따른 보강효과의 결과로, 섬유의 형상비와 혼합비와 마찬가지로 구속응력이 증가할수록 단섬유 혼합에 의한 보강효과는 감소하였으며 가장 큰 보강효과를 보이는 조건은 구속응력이 100kPa일 때 약 56%의 강도증진을 가져왔다. 섬유의 형상비에 따른 보강효과의 비를 보여주는 Fig. 8과 비교할 경우 강도증진비의 변화양상이 거의 비슷함을 알 수 있다. 따라서, 섬유의 직경 및 종류에 따른 변화는 섬유의 기하학적 형상인 형상비와 밀접하게 연관되어 있기 때문에 섬유의 형상비에 따른 변화 양상을 비교하면 그 보강효과를 추론하는데 도움이 될 것으로 판단된다.

5. 결론

본 연구는 향후 단섬유로 보강된 지반의 침하 및 체적변화와 단섬유 보강토의 응력-변형 거동을 분석하기 위한 기

초 연구로서, 흙 속에 단섬유를 혼합할 경우 단섬유의 중량비와 체적비의 관계를 이론적으로 정립하였다. 또한 재성형된 단섬유 보강토의 보강효과를 규명하기 위해 카올린이 주성분인 점토에 인장강도, 형태, 직경에 따라 폴리에스테르 섬유 2종과 폴리프로필렌 섬유 1종을 각각 혼합하여 제작한 섬유보강 공시체에 대해 압밀비배수 삼축시험을 실시하였다. 그 연구결과는 다음과 같다.

- (1) 무보강토로 이루어진 토체와 단섬유 보강된 토체의 간극이 차지하는 체적이 동일하다는 전제하에서 섬유의 중량비와 체적비의 관계를 유도하였고, 실험적으로 이를 검증하였다. 이와 같은 섬유의 중량비와 체적비의 관계는 합성섬유 이외에 강봉, 강섬유, 천연섬유 등 형상비를 달리하는 모든 선형적인 형태(thread type)의 섬유에 적용 가능할 것으로 판단된다. 폴리에스테르 섬유의 체적비는 중량비의 약 1.34배, 폴리프로필렌 섬유는 2.06배로 나타났다.
- (2) 무보강된 경우와 형상비가 120인 폴리에스테르 0.02mm 섬유를 1.2% 혼합하여 재성형시킨 경우에 대한 삼축시험에서, 구속응력이 증가할수록 무보강토의 파괴시 축삭응력에 대한 단섬유 보강토의 파괴시 축삭응력 증가폭은 점점 감소하였으며, 반대로 간극수압은 크게 증가하였다. 이는 구속응력이 증가할수록 체적감소의 폭이 크게 되어 공시체 내에 혼합되어 있는 섬유의 배열 및 상태에 큰 영향을 미치기 때문으로 판단된다.
- (3) 형상비에 따른 단섬유 보강점토의 보강효과는 구속응력이 증가할수록 감소되어 구속응력이 400kPa인 경우에는 무보강된 경우보다 더 작게 나타났으며, 보강효과가 가장 큰 형상비는 80~120인 것으로 나타났다.
- (4) 섬유의 혼합비에 따른 보강효과는 형상비와 마찬가지로 구속응력이 증가할수록 감소되었고, 중량 혼합비 1.2%~2.4%에서 큰 보강효과를 보였다. 또한 섬유의 직경 및 종류에 따른 보강효과는 0.27mm 직경의 폴리에스테르 섬유에서 가장 크게 나타났다.

참고 문헌

1. 김경환, 조현욱(1989), 섬유시험법, 형설출판사
2. 박영곤(1999), "섬유혼합토의 전단파괴 예측 모델의 개발과 비배수 전단강도 특성 분석", 박사학위논문, 서울대학교
3. 박용원(1985), "포화 정규압밀점토의 간극수압-변형의 관계", 박사학위논문, 서울대학교
4. 안영무(1995), 섬유학, 학문사
5. 조삼덕, 김진만(1993), "섬유혼합 보강토의 전단특성", National

- Conference/ Ground Stabilization and Reinforcement, pp.23-28
6. Amerasinghe, S.F. and Parry R.H.G.(1975), "Anisotropy in Heavily Overconsolidated Kaolin", Journal of Geotechnical Engineering Div., ASCE, Vol.101, No.12, pp.1277-1293
7. Atkinson, J.H., Richardson, D. and Robinson, P.J.(1987), "Compression and Extension of Ko Normally Consolidated Kaolin Clay", Journal of Geotechnical Engineering Div., ASCE, Vol.113, No.12, pp.1468-1482
8. Bhatia, S.K. and Smith, J.L.(1996), "Geotextile Characterization and Pore Size Distribution : Part I. A Review of Manufacturing Processes", Geosynthetics International, Vol.3, No.1, pp.85-105.
9. Bishop, A.W. and Wesley, L.D.(1975), "A Hydraulic Triaxial Apparatus for Controlled Stress Path Testing", Geotechnique, Vol.25, No.4, pp.657-670
10. Graham, J. and Li, E.C.C.(1985), "Comparison of Natural and Remolded Plastic Clay", Journal of Geotechnical Engineering Div., ASCE, Vol.111, No.7, pp.865-881
11. Gray, D.H. and Ohashi, H.(1983), "Mechanics of Fiber Reinforcement in Sand", Journal of Geotechnical Engineering Div., ASCE, Vol.109, No.3, pp.335-353
12. Gray, D.H. and Al-Refaei, T.(1986), "Behavior of Fabric versus Fiber Reinforced Sand", Journal of Geotechnical Engineering Div., ASCE, Vol.112, No.8, pp.804-820
13. Gray, D.H. and Maher, M.H.(1989), "Admixture Stabilization of Sands with Discrete, Randomly Distributed Fibers", Proc. of the 12th International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering, Rio de Janeiro, Brazil, pp.1363-1366
14. Hambly, E.C.(1972), "Plane Strain Behaviour of Remolded Normally Consolidated Kaolin", Geotechnique, Vol.22, No.2, pp.301-317
15. Ingold, T.S.(1983), "Reinforced Clay Subjected to Undrained Triaxial Loading", Journal of Geotechnical Engineering Div., ASCE, Vol.109, No.5, pp.738-744
16. Lade, P.V. and Musante, H.M.(1978), "Three-Dimensional Behavior of Remolded Clay", Journal of Geotechnical Engineering Div., ASCE, Vol.104, No.2, pp.193-209
17. Leflaive, E.(1988), "Texol : Already More Than 50 Successful Application", Int. Geotech. Symp. on Theory and Practice of Earth Reinforcement, Balkema, Rotterdam, pp.541-545
18. Maher, M.H.(1988), "Static and Dynamic Force Response of Sands Reinforced with Discrete, Randomly Distributed Fibers", Ph.D. The University of Michigan
19. Maher, M.H., Gray, D.H.(1990), "Static Response of Sands Reinforced with Randomly Distributed Fibers", Journal of Geotechnical Engineering Div., ASCE Vol.116, No.11, pp.1661-1677
20. Maher, M.H. and Ho, Y.C.(1994), "Mechanical Properties of Kaolinite/Fiber Soil Composite", Journal of Geotechnical Engineering Div., ASCE Vol.120, No.8, pp.1381-1393
21. Menzies, B.K.(1988), Advanced Triaxial Testing of Soil and Rock, STP977, ASTM, pp.82-94
22. Michalowski, R.L. and Zhao, A.(1996), "Failure of Fiber-reinforced Granular Soils", Journal of Geotechnical Engineering Div., ASCE, Vol.122, No.3, pp.226-234
23. Nakase, A. and Kamei, T.(1988), "Undrained Shear Strength of Remolded Marine Clays", Soils and Foundations, Vol.28, No.1, pp.29-40
24. Ranjan, G., Vasan, R.M. and Charan, H.D.(1996), "Probabilistic Analysis of Randomly Distributed Fiber-reinforced Soil", Journal of Geotechnical Engineering Div., ASCE, Vol.122, No.6, pp.419-426

(접수일자 2000. 8. 10)