

서해안 저소성 점토질 실트 지반의 비배수 전단강도 평가

Evaluation of Undrained Shear Strength for Clayey Silt with Low Plasticity from the West Coast

김 석 조¹ Kim, Seok-Jo
이 상 덕² Lee, Sang-Duk
김 주 현³ Kim, Ju-Hyun

Abstract

In order to analyze undrained shear strength for clayey silt with low plasticity from Hwaseong site, a series of laboratory and in-situ tests were performed. The Unconfined Compressive (UC) test and Simple Consolidated-Undrained Triaxial (SCU) test were examined in order to assess their applicability to the measurement of the undrained strength of this soil. In the case of clayey silt with low plasticity, although the samples were properly taken by undisturbed sampling method, the residual effective stress and the unconfined compressive strength were reduced considerably. Therefore, an effective confining pressure that corresponds to the typical marine clay should be applied to the soil specimen before shearing in order to compensate for the loss of residual effective stress. By evaluating the shear strengths of clayey silt with low plasticity as 75% of $s_{u(SCU)}$, the in-situ shear strength of this kind of soil can be duplicated.

요 지

화성 지역의 저소성 실트 지반에 대한 비배수 전단강도를 평가하기 위해 일련의 실내 및 현장 원위치 시험을 수행하였다. 저소성 지반에 대한 비배수 전단강도 산정을 위한 시험의 적용성을 분석하기 위해서 일축압축시험 및 간이 CU 시험을 실시하였으며, 저소성 실트 지반의 경우, 원지반에서 불교란 시료 채취가 적절하게 이루어진다 할지라도 시료 내부의 잔류유효응력이 매우 감소하게 되어, 일축압축강도가 현저하게 과소평가되는 결과가 얻어졌다. 따라서, 해성 점토 지반과 동일한 조건이 갖추어지도록 원위치 유효상재압으로 재압밀시킨 후, 전단시험에서 얻어진 간이 CU 강도, $s_{u(SCU)}$ 의 75%를 설계 비배수 전단강도로 적용한다면, 원위치 전단강도를 적절하게 평가할 수 있는 것으로 분석되었다.

Keywords : Clayey silt with low plasticity, Unconfined compressive test, Simple CU test, Undrained shear strength

1 정희원, 아주대학교 건설시스템공학과 박사과정 (Member, Ph. D. Student, Dept. of Civil and Transportation Eng., Ajou Univ.)

2 정희원, 아주대학교 건설시스템공학과 교수 (Member, Prof., Dept. of Civil and Transportation Eng., Ajou Univ.)

3 정희원, 알지오이엔씨 부설 기술연구소장 (Member, Research Director, Research Institute Affiliated with Rgeo E&C, Tel: +82-31-478-2080 Fax: +82-31-478-2085, soil1004@hotmail.com, Corresponding author, 교신저자)

* 본 논문에 대한 토의를 원하는 회원은 2017년 2월 28일까지 그 내용을 학회로 보내주시기 바랍니다. 저자의 검토 내용과 함께 논문집에 게재하여 드립니다.

1. 서론

항만 컨테이너 부두는 비교적 고풍수비 및 고압축성인 해성 점토지반 상에 조성되는 경우가 대부분이며, 안벽 케이스 구조물 설치를 위한 하부기초 지반처리 및 컨테이너 야적장으로 이용되는 배후부지의 지반개량 과정에서 소요되는 비용이 전체 공사비를 좌우하는 가장 중요한 요소가 된다. 이 때, 배후부지 지반개량을 위해 주로 적용되는 연직배수재 타설 및 선행재하공법 적용시 재하성토 규모 및 방치기간에 영향을 끼치는 주요 인자는 점토지반의 압축지수 및 압밀계수이며, 안정성이 확보되는 한계성토고 결정 및 단계성토시 적정 방치기간을 파악하기 위해서는 원지반 점성토의 비배수전단강도 및 강도증가율의 합리적인 평가가 중요한 요소가 된다. 또한, 안벽 케이스 구조물 하부 기초처리에 주로 적용되는 모래다짐말뚝, 심층혼합처리공법 적용시 최적 개량을 또는 치환율을 결정하기 위한 가장 중요한 요소는 원지반 점성토의 비배수전단강도가 된다. 현재까지 국내의 항만구조물 설계시, 점토지반의 비배수전단강도 평가는 대부분 원지반에서 채취된 불교란 시료를 이용한 일축압축시험(일반적으로 q_u 방법이라 칭함)을 통해서 이루어져왔으며, 현장 원위치에서 수행되는 피에조콘관입시험(CPTU) 및 현장베인시험(FVT) 등은 보조적 수단으로 적용되어 왔다. 현재까지 일축압축강도의 절반인 $q_u/2$ 가 비배수전단강도로 적용되어온 근거는 시료채취시 발생하는 교란효과로 인한 강도 저평가 현상과 응력이방성 및 변형률 속도 효과로 인해 강도가 과대 평가되는 현상이 균형을 이루어 별도의 보정작업 없이도 실내시험에서 얻어진 값을 그대로 설계 강도로 적용할 수 있다는 데 있다(Matsuo, 1984). 이러한 개념은 부산 및 광양지역과 같은 고소성 점토지반에 대해서는 현재까지 별다른 문제 없이 적용되어왔지만, 인천 및 군산과 같이 서해안 지역에 분포하는 모래 및 실트 함유량이 많은 저소성 지반 조건에 대해서도 동일한 개념으로 일축압축강도를 그대로 설계강도로 적용 가능한지에 대한 검증이 필요한 실정이다. 예를 들어, 국내에서 사석경사제와 같은 호안구조물 축조시 별도의 기초처리 없이 원지반점성토의 지지력이 확보되는 깊이까지 성토재로 치환시키는 강제치환공법이 가장 폭넓게 적용되어 왔는데, 이러한 이유는 타 공법에 비해 비교적 시공속도가 빠르며 경제적인 시공을 도모할 수 있기 때문이다. 실제, 부산 및 광양 지역과 같이 고소성

점토 지반의 경우에는 설계시 예상된 강제치환 깊이와 호완축조 완료후 원위치에서의 확인 보링을 통해서 실측된 치환깊이가 유사한 경향을 나타내어 본 공법의 적용성이 어느 정도 검증된 반면에, 서해안의 저소성 실트 지반조건인 인천 및 군산 지역의 경우에는 설계시 예상된 치환깊이의 절반에도 미치지 못하는 실측 치환 깊이가 얻어진 사례가 비일비재한 것으로 보고되고 있다(Kim et al., 2010). 이러한 원인으로 설계시에는 일시 재하되는 조건에 대해 치환깊이를 산정하지만, 현장에서는 사석재의 반입과정 및 시간에 따른 조위변화 등의 현장 여건에 따라 시간차를 두고 사석재의 투하 작업이 이루어지므로 원지반 강도의 텍소트로피 및 원지반의 압밀 효과에 의한 강도 증가 현상으로 인해 원위치 강도가 설계 조건보다 증가되어 실측된 치환깊이가 작게 평가될 수 있지만, 이러한 현상은 고소성 점토지반에서도 동일하게 발생할 수 있는 상황이다. 실제, 점성토 지반의 강제치환 깊이에 영향을 끼치는 가장 중요한 인자는 원지반의 비배수 전단강도이며, 이 값에 따라 원지반에서 발휘되는 지지력의 현저한 차이가 발생되므로, 모래 및 실트 함유량이 많은 지반조건에서의 일축압축강도가 원위치 전단강도를 적절하게 모사할 수 있는지에 대해 분석한 후 새로운 개념의 저소성 지반의 비배수 전단강도 평가 방법을 제시하고자 한다.

2. 점성토 지반의 비배수전단강도 특성

2.1 점성토의 비배수전단강도로서 일축압축시험(UC)의 적용성

점토지반에서 시료 채취시 발생된 교란 정도가 클수록 작은 전단강도가 얻어지게 되는데, Ladd와 Lambe(1963)은 튜브 삽입에 의한 천공(drilling)과 튜브 샘플링 그리고 튜브로부터의 시료 채취 및 트리밍(trimming) 과정 동안에 발생하는 유효응력의 변화를 통해서 시료의 교란효과를 설명하였다. Fig. 1은 튜브 샘플링 동안에 원지반에 있던 정규압밀 점토가 겪게 되는 가상의 유효응력경로를 나타내고 있다. 현장의 원위치에서 유효상재압을 받고 있는 흙을 “이상적인 시료(ideal sample)”로 부르며, σ'_{ps} 의 유효응력을 지닌 점 P는 완벽한 샘플링(perfect sampling) 상태에 해당되는데, 이 때, 시료 채취로 인해 원위치에서 받고 있던 축차응력의 해방으로 인한 교란 외에는 어떠한 외부적인 물리력이 시료에 발생

되지 않는 상태를 의미한다. 그리고, 샘플링 및 시험과정 동안에 발생하는 교란에 의한 영향이 시료에 반영되며, 이로 인해 시료 내부에 과잉간극수압이 생성되게 된다. 마지막으로, σ'_r 의 유효응력을 지닌 점 F는 일축압축 시험 당시에 실제 시료가 지니고 있는 잔류유효응력을 나타낸다. Okumara(1974)는 시료의 교란 효과에 대한 광범위한 연구를 통해서 다음 식 (1)로 정의되는 교란도 비를 제안하였는데, 일본공업규격(JIS) sampler에 의해 채취된 시료의 교란도는 2~5 사이에서 분포하며, 이로 인해 실내 일축압축시험으로 얻어진 전단강도가 원위치 강도에 비해 약 30% 감소된다는 연구결과를 제시하였다.

$$R = \frac{\sigma'_{ps}}{\sigma'_r} \quad (1)$$

여기서, σ'_r = 시료의 잔류유효응력

σ'_{ps} = Perfect sample의 유효응력

한편, 흙의 전단강도의 이방성은 두 가지 형태로 구분될 수 있는데, 첫 번째는 고유 이방성이며, 두 번째는 응력체계에 유발되는 이방성이다. 전자는 퇴적과정에서의 입자 배열의 차이로 인한 것이며, 후자는 전단과정 중에 발생하는 주응력의 회전으로부터 유발된 것이다. 실제 두 가지 형태의 이방성을 구분하는 것은 어려운 문제이므로, “combined anisotropy” 즉, 결합된 이방성

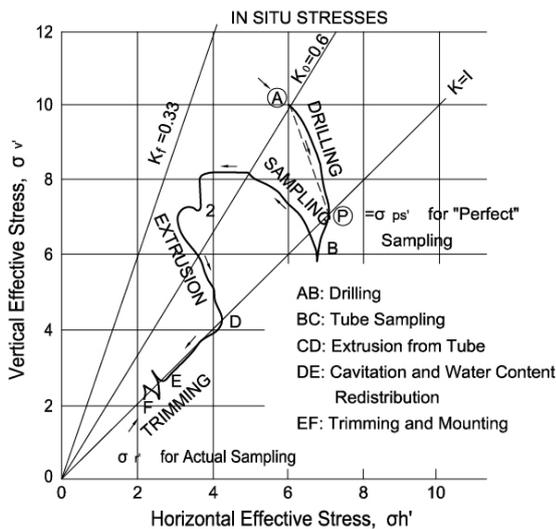


Fig. 1. Hypothetical effective stress path during boring and sampling (Ladd and Lambe, 1963)

의 개념이 적용된다(Ladd et al., 1977). Fig. 2는 원호활동 파괴면을 따라 발휘되는 전단강도의 이상적인 형태를 나타내고 있다. 각각의 서로 다른 위치에서 발휘되는 강도가 달라지는데, 이러한 차이를 이방성이라고 부른다. 압축, 인장 및 단순 전단시험조건에서 얻어진 점토의 비배수 강도를 비교했을 때, 압축강도가 가장 크고 인장강도는 가장 작은 값을 나타내게 되므로, 인장 및 압축강도의 비를 강도의 이방성으로 표현하게 된다. 일본 해성 점성토의 데이터를 이용하여 압축강도, s_{uc} 에 대한 인장강도, s_{ue} 의 비를 소성지수, I_p 의 값에 따라 Fig. 3에 나타내었는데, s_{ue}/s_{uc} 의 값은 저소성 점토와 고소성 점토에서 각각 0.5와 1.0에 가까운 값을 갖는다는 것을 알 수 있다. 이는 강도이방성은 소성지수가 감소할수록 증가하는 경향을 나타낸다는 Bjerrum(1973)의 연구결과와도 일치한다. 이 때, 일본 해성 점성토의 소성지수는 대부분 30~70%의 범위에서 분포되는 것을 고려하면, 강도비, s_{ue}/s_{uc} 는 0.70 ± 0.1 이 된다. Berre et al.(1973)은 경사가 비교적 완만한 점토지반 상에 제방하중이 가해지

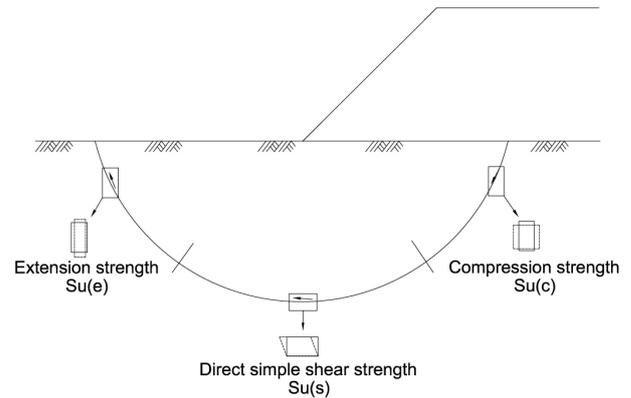


Fig. 2. Strength anisotropy

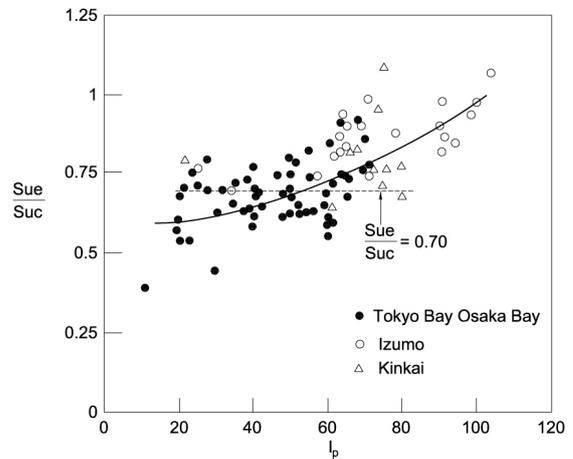


Fig. 3. Strength ratio, s_{ue}/s_{uc} with plasticity index

는 경우에 대해 이방성이 보정된 강도, s_u 를 다음 식 (2)와 같이 산정하도록 제시하였다. 단순전단강도, s_{us} 는 거의 압축과 인장강도의 평균값으로 간주할 수 있으므로 (Hanzawa and Tanaka, 1992), 보정된 강도는 거의 $(s_{uc}+s_{uc})/2$ 와 같게 된다.

$$s_u = (s_{uc}+2s_{us}+s_{uc})/4 \quad (2)$$

여기서, s_u = 비배수강도, s_{uc} = 압축측 비배수강도
 s_{us} = 단순전단측 비배수강도,
 s_{uc} = 인장측 비배수강도

점토의 비배수 강도에 영향을 끼치는 변형률 속도에 대한 수많은 연구가 진행되어 왔는데, Fig. 4는 다양한 소성지수를 갖는 해성 점토에 대해 삼축압축 및 인장시험을 통해서 얻은 변형률 속도에 따른 비배수 강도의 변화를 나타내고 있다(Hanzawa, 1977; Tsuchida et al., 1989). 변형률 속도가 빨라질수록 비배수 전단강도가 증가하지만, 29~62% 범위의 소성지수를 갖는 점토 지반조건에서, 이들 값의 변화에 따른 영향은 미미한 것을 알 수 있다.

여기서 중요한 문제는 지반구조물 설계시 어떤 변형률을 적용하는 것이 실제 현장 조건에 부합되는지에 대한 것인데, Ladd와 Foott(1974)은 0.008~0.015%/min 범위의 변형률을, Bjerrum(1973)은 $2\sim3 \times 10^{-5}$ %/min 범위의 변형률을 추천하였다. Nakase(1967)에 의해 보고된 항만 시설물의 원호활동 파괴에 대한 기존 사례조사에 따르면, 대부분의 경우에 있어서 움직임이 발생된 시점에서부터 완전한 파괴상태에 이르기까지 수 시간이 소요된다는 사실을 확인하였고, 대략적으로 수 시간에 대

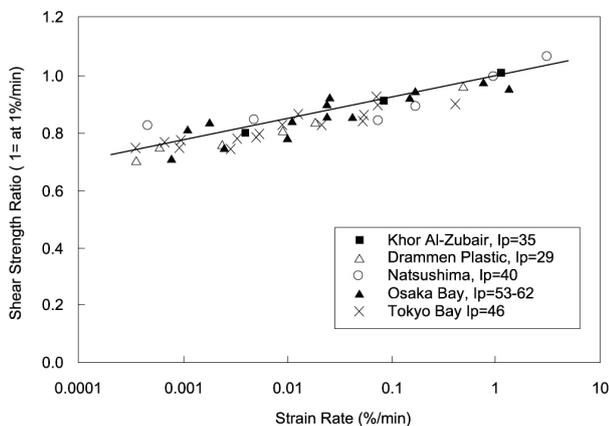


Fig. 4. Change in undrained strength with strain rate

응되는 변형률 0.01%/min을 적용해서 안정해석을 수행하는 것이 현장조건에 부합된다는 것을 제시하였다. 지금까지 앞에서 언급한 3가지 주요 영향인자들을 고려하면, 설계에 적용되는 비배수 강도 s_u 는 다음 식 (3)과 같이 나타낼 수 있다.

$$s_u = (q_{u(\text{mean})}/2)c_1c_2c_3 \quad (3)$$

여기서, $q_{u(\text{mean})}$ = 평균 일축압축강도,
 c_1 = 시료교란에 의한 강도감소 보정계수
 c_2 = 강도 이방성에 대한 보정계수,
 c_3 = 변형률 속도에 대한 보정계수

각각의 보정계수를 고려해보면, 실내 일축압축시험을 통해서 얻어진 비배수강도는 원위치 조건의 약 70%에 해당되므로 c_1 은 $1.0/0.7=1.43$ 이 된다. 점토의 인장강도는 압축강도의 약 70%이며, 일축압축시험의 전단모드는 압축조건이므로, 이방성에 대한 보정계수, c_2 는 $(1.0+0.7)/2=0.85$ 가 된다. Fig. 4는 비배수강도에 대한 변형률 속도의 영향을 나타내고 있는데, 현장에서 적용될 수 있는 변형률 속도가 0.01%/min이라고 가정하면, 일축압축시험시 적용되는 변형률 1.0%/min은 실제조건보다 100배 빠르게 되므로, 변형률 속도에 대한 보정계수 c_3 는 Fig. 4로부터 0.85가 된다. 앞에서 언급한 3가지 주요 영향인자에 대한 보정계수를 고려하면, 다음 식 (4)와 같이 나타낼 수 있다.

$$c_1c_2c_3=1.43 \times 0.85 \times 0.85 \approx 1.00 \quad (4)$$

식 (4)를 통해서 알 수 있는 바와 같이, 시료 교란으로 인한 일축압축강도의 감소효과는 강도 이방성 및 변형률 속도로 인한 강도 증가효과가 별도의 보정과정 없이도 균형을 이루게 되므로 식 (3)과 식 (4)에 제시한 바와 같이, 일축압축강도의 절반의 값을 안정성 검토를 위한 설계강도로서 별도의 보정과정이 없이 그대로 적용할 수 있는 근거가 된다. Matsuo(1984)는 식 (3)과 식 (4)의 관계를 “lucky harmony”라고 칭하였으며, 이에 대한 균형이 각각의 영향인자들을 어떻게 고려하는지에 따라 무너질 수 있으므로 이러한 값들을 평가할 때 상당한 주의를 기울여야 되는 것으로 언급하고 있다. 앞에서 언급한 내용들을 요약하면, 현재까지 해성 점성토 지반의 안정성 평가를 위한 설계 비배수전단강도로서 일축압

축강도의 적용성이 성립될 수 있다는 것을 알 수 있다.

2.2 저소성 실트 지반의 비배수 전단강도 특성

일반적으로 해저 지반에 대한 설계 전단강도의 평가는 사질토 지반과 점성토 지반으로 구분해서 이루어지는데, 항만시설의 기술상 기준·동해설(일본항만협회, 2007)에 따르면, 모래함유량이 80% 이상인 흙은 사질토 지반으로 분류하여 대부분 표준관입시험에서 얻어진 N값으로부터 내부마찰각(φ_d)를 추정하는 방법이 이용되고 있다(대부분의 경우에 $c_d=0$ 로 함). 모래함유량이 50% 미만의 흙은 점성토 지반으로서 주로 일축압축시험(UC)을 통해 설계 비배수 전단강도, s_u 를 구하게 된다. 지반을 사질토 지반과 점성토 지반으로 구분하여 고려하는 배경에는, 상시조건에서 사질토 지반은 지반 내에 과잉간극수압이 거의 발생되지 않는 배수조건에서 강도가 발현되는 반면에, 점성토 지반의 경우에는 투수계수가 작은 원인으로 인해 시공 중의 배수 현상을 거의 기대하기 어려운 비배수 상태에 놓이기 때문이다. 한편, 사질토 지반과 점성토 지반으로 명확하게 구분되기 어려운 중간적 성질을 갖는 지반에 대해 모래함유량이 50~80%의 범위에서 분포할 경우에 중간토로 분류한 후, 투수계수(k)가 10^{-4} cm/s 이상의 지반조건에 대해서는 사질토 지반에 해당되는 설계방법을 따르며, 투수계수(k)가 10^{-4} cm/s 보다 작을 경우에는 점성토 지반으로 고려하여 설계를 수행하도록 하고 있다. 다만, 모래함유량이 높은 저소성 실트질 지반에서 채취된 시료를 이용한 일축압축시험

(UC)은 전단강도를 과소평가하는 경향을 나타내므로, 일축압축시험과 삼축압축시험을 병행해서 설계 비배수 전단강도를 평가하도록 규정하고 있다(Tsuchida et al., 2012). Tanaka et al.(2001)은 일본 Miyagi현 Ishinomaki 항 지역에 분포하는 중간토와 노르웨이의 Drammen 지역의 lean clay를 대상으로 수행된 각종 실내시험과 현장시험을 통해, 일축압축시험에 의한 강도평가는 대상 지반의 전단강도를 상당히 과소평가하는 결과가 얻어진다고 보고하였다. 이러한 원인은 원지반의 유효상재압을 받고 있던 흙을 채취하여 대기압에 노출되면, 시료 내부에는 원위치에서 받고 있던 유효상재압의 일부가 부의 간극수압 형태로 존재하게 되는데, 이를 잔류유효응력(σ'_r)이라하며, 이러한 압력은 대기압 조건 하에서도 일축압축시험시 구속압으로 작용하게 된다. 일반적인 해성 점토 지반에서 채취된 시료의 경우에 원위치 유효상재압(σ'_0)의 1/5~1/6의 범위에 해당되는 값이 잔류유효응력으로 작용하게 되는데, Fig. 5에 나타난 바와 같이, 모래함유량이 많은 중간토 내지는 실트질 지반은 고소성 점토 지반에 비해 상대적으로 투수계수가 크므로 부의 간극수압이 유지되지 못하여 잔류유효응력이 현저하게 작아지는 현상이 발생된다(Tanaka et al., 2001). 이와 같은 원인에 의해 저소성 실트 지반에서 채취된 시료의 일축압축강도가 저평가되는 현상이 발생하게 되므로, 고소성 점토 지반으로부터 채취된 시료 내의 1/5~1/6 σ'_0 의 잔류유효응력이 보유한 상태에서 전단강도를 평가할수록 원위치 유효상재압으로 재압밀시킨 후 전단시험을 실시하도록 제안된 방법이 간이 CU 시험이다

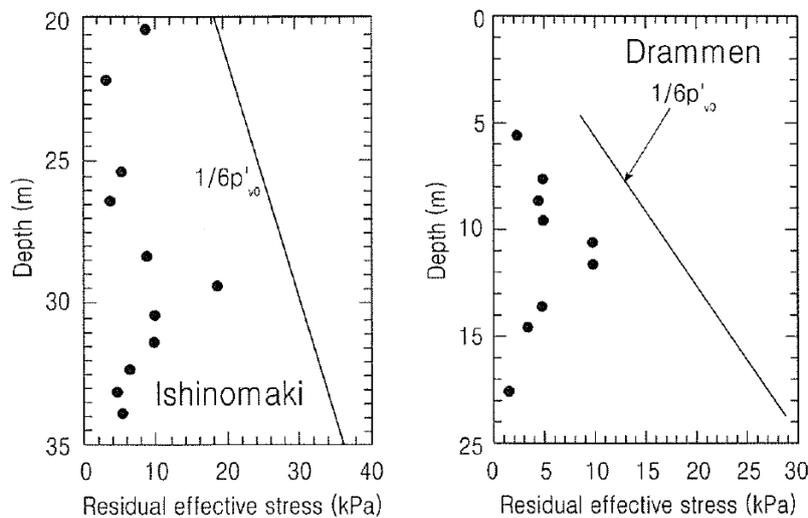


Fig. 5. Distribution of residual effective stress for Ishinomaki intermediate soil and Drammen clay (Tanaka et al., 2001)

(Tsuchida et al., 2012). 이에 대한 시험 및 전단강도 평가 방법에 대해서는 다음 절에서 상세히 다루도록 한다.

3. 시험방법 및 결과분석

3.1 물리시험결과 및 원위치 시험에 의한 토질특성

본 연구는 연약층 심도 8~14m 사이에서 분포하는 서해안 지역에 위치한 화성시 일대의 지반조사 결과를 토대로 이루어졌다. 흙 분류를 위해 실시하는 액성한계, 소성한계와 입도분석시험은 각각 ASTM 4318(2000), ASTM D422(1990)과 ASTM D2487(2000)에 따라 수행하였으며, 액성한계 시험은 Casagrande 방법을 적용하여 수행하였다. Fig. 6에 나타난 바와 같이, 함수비, 액성한계, 소성지수의 평균값은 각각 35%, 37%, 15%이며, 심도에 따라 모래 및 실트함유량이 매우 크게 변하는 특성을 나타내는데, 이는 하천에 의해 운반되어온 토사의 성분이 계절 또는 해가 바뀔에 따라 매우 크게 달라져 입도성분이 서로 다른 층이 퇴적되었기 때문인 것으로 판단된다. 모래함유량이 상대적으로 많은 층에서는 작은 함수비를 보이는 반면에 세립분 함유량이 많은 층에서는 보다 높은 함수비를 갖는 것을 알 수 있다. 입도에 따른 흙분류시 점토와 실트는 0.002mm 입경을 기준으로 구분하였으며, 일부 심도에서 30% 내외의 비교적 많은 모래함유량을 나타내는 층이 존재하지만, 전체적으로 심도에 따른 모래, 실트, 점토의 평균 함유율은 각각 14%, 69%, 17%로 실트질 성분이 우세한 특성을 보이는 것을 알 수 있다.

현장베인시험(FVT)은 로드와 지반과의 마찰이 거의 발

생하지 않는 이중관식 베인(vane)으로 표준규격은 직경(D) 40mm, 높이 80mm, 두께 1mm이며, ASTM D 2578 (2003) 규정에 따라 약 0.1°/sec(6°/min)의 회전속도로 시험을 실시하였다.

CPTU 시험은 ASTM D 5778(2003) 규정에 따라 시험결과에 영향을 주는 관입속도, 콘의 모양 및 크기, 지반의 응력이력, 압축성, 입자크기 등의 요소를 최소화하기 위해 원추모양의 Cone Probe의 관입속도를 일정한 속도(2cm/s)로 유지하고, 선단각을 60°, 선단면적 10cm², 주면면적 150cm²의 ASTM에서 통용되고 있는 표준콘을 적용하였다. 이 때, 간극수압 측정을 위한 필터는 콘 선단부 바로 뒤쪽에 위치하였다.

Fig. 7의 CPTU 시험결과에서도 심도에 따라 불균질한 물리적 특성을 파악할 수 있는데, 콘지수(q_c)는 심도가 깊어짐에 따라 급변하는 특성을 보이는 심도를 확인할 수 있다. 특히, 콘지수가 급변하여 큰 값이 얻어진 심도에서는 과잉간극수압(u_a)이 감소하는 특성을 나타내며, 일부 심도에서는 과잉간극수압(u_a)이 정수압(u_0) 이하의 값이 얻어진 것을 알 수 있는데, 이는 지층 내에 모래 함유량이 많은 배수층이 존재하기 때문이며, 물리적 특성 시험결과와 비교할 때 훨씬 더 불균질한 지층 상태를 파악할 수 있다. 특히, 흙의 물리적 특성을 분석하기 위해 실시되는 액·소성 한계와 입도분포 시험은 각각의 1m 심도에 대한 대푯값을 나타낸 반면에, CPTU 시험에서 얻어진 각각의 데이터는 콘 선단의 극히 일부분의 지반에 대해 연속적으로 얻어진 값이므로, 실트 및 모래함유량이 많은 서해안 지역의 지층 특성을 훨씬 더 명확하게 파악할 수 있는 장점이 있다.

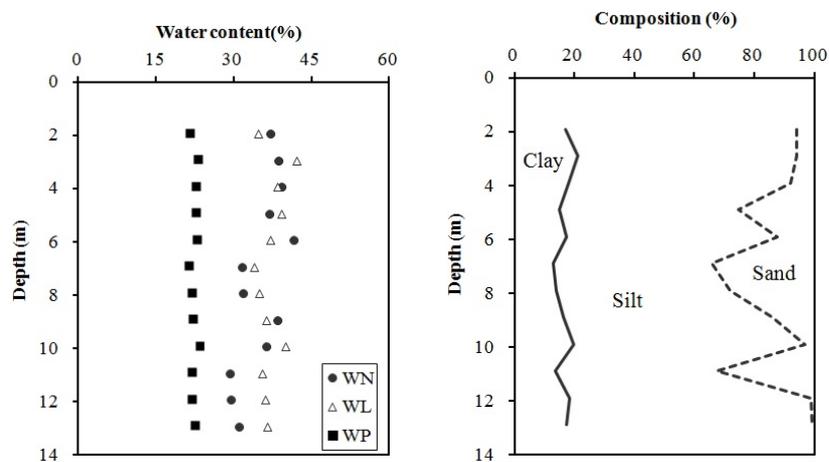


Fig. 6. Soil composition and index properties of Hwaseong clayey silt

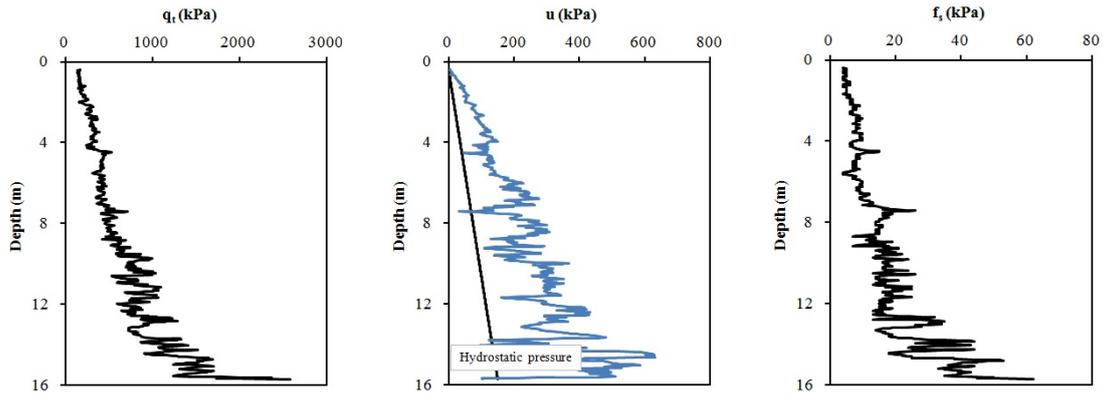


Fig. 7. Test results obtained from CPTU at Hwaseong site

3.2 저소성 실트 지반에서의 $q_u/2$ 강도 및 간이 CU 강도 $s_{u(SCU)}$ 의 비교

일축압축시험은 ASTM D2166(2003)에 따라 수행되었으며, 공시체의 높이와 직경은 각각 100mm, 50mm이며, 전단시험시 변형률 속도는 1%/min이 적용되었다. 표준압밀시험은 직경 60mm, 높이 20mm의 압밀링을 적용하여 포화된 공시체의 상하부를 통해서 양방향 배수가 이루어지도록 porous stone을 설치한 후, 각각의 하중단계별로 24시간 동안 재하시킨 후 전단계의 2배 하중을 적용시켜 압밀시험을 진행하였으며, Casagrande 방법으로 압밀항복응력을 평가하였다.

Fig. 8에 나타난 바와 같이, 일축압축시험으로 얻어진 심도에 따른 전단강도 증가비는 1.7kPa/m로, 국내 해성 점토 지반의 전형적인 경향과 비교할 때 상당히 작은 값을 나타내며, 이에 대응되는 강도 증가율(s_u/p'_c)은 0.178로 분석되었다. 예를 들어, 9m 심도의 $q_u/2$ 값과 압밀항

복응력(p'_c)은 각각 13kPa과 80kPa이 얻어져, 0.163의 상당히 작은 강도 증가율이 얻어졌다. Nakase et al.(1972)에 따르면, 채취된 시료 내에 모래함유량이 많은 경우에 일축압축강도가 작게 평가되는 것으로 보고하였는데, 본 연구에서는 모래 함유량과 일축압축강도와의 직접적인 상관관계는 발견되지 않았다. 심도 5m와 8m에서의 모래함유량은 약 25%로 거의 동일한 분포를 보인 반면에, $q_u/2$ 값은 각각 9kPa과 19kPa로 약 2배 차이가 발생되었으므로, 시료 내에 분포하는 모래함유량만으로 일축압축강도의 저평가가 원인을 설명하기에는 충분하지 않은 것을 알 수 있다. 또한, Fig. 9에 나타난 바와 같이, 일축압축시험의 파괴시 변형률(ϵ_f)도 거의 대부분 5% 미만이 얻어져, 국내 해성 점성토 지반에서 불교란 시료 채취가 적절하게 이루어졌을 때 발생하는 파괴변형률인 4~5% 미만에 해당되어 특별히 시료 채취시의 교란 효과로 인해 일축압축강도가 저평가된 원인으로 추정

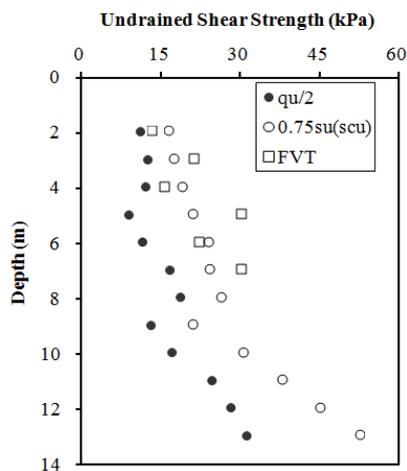


Fig. 8. Comparison of $q_u/2$ and $s_{u(SCU)}$ strengths for Hwaseong clayey silt

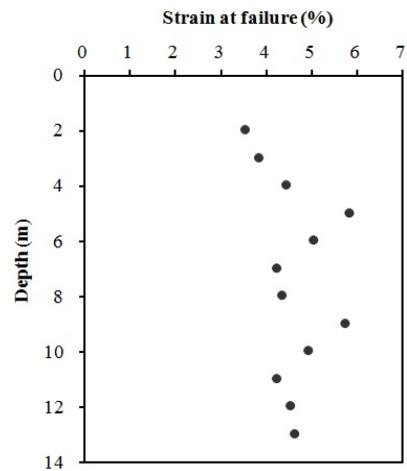


Fig. 9. Strain at failure of unconfined compression test for Hwaseong clayey silt

하기 어려운 것으로 판단된다.

한편, Anderson(1985)은 압밀시험결과를 이용한 시료의 품질 평가 방법을 제시하였는데, 각각 압밀시험의 재압축 구간에서의 체적 변형률(ϵ_v)이 1.0% 미만이면 매우 우수(very good to excellent), 1~2% 사이에 분포하면 우수(good), 2~4% 사이에 분포하면 보통(fair), 4~8% 사이에 분포하면 불량(poor), 8% 이상이면 매우 불량(very poor)으로 구분하였다. Fig. 10에 나타난 바와 같이, 압밀시험에 의한 재압축 구간의 체적 변형률(ϵ_v)은 보통 정도로 분류될 수 있는 상한값 4%를 초과하는 일부 시료를 제외한 평균은 2.7%로 보통 정도의 시료 품질 상태를 유지한 것으로 분석되었다. 그러나, 액성한계 70% 정도를 나타내는 부산 및 광양 점토 지반과 비교할 때 서해안 저소성 지반의 압축지수 및 초기간극비는 작은 값을 나타내므로, Anderson(1985) 방법을 그대로 적용한 시료 품질 평가방법이 적절하지 않을 수 있으므로 이에 대한 추가적인 검토가 이루어져야 할 것으로 판단된다.

앞에서 언급한 바와 같이, 일축압축시험은 강도의 과대 및 과소평가 요인들이 자동적으로 균형을 이루어, 별도의 보정과정 없이 그대로 설계 비배수강도로 적용되어 왔다. Tanaka et al.(2001)은 해성 점성토 지반에서 채취된 후에도 시료 내에 원위치 유효상재압(σ'_0)의 약 1/6에 해당되는 잔류유효응력(σ'_r)을 지니고 있는 것과 비교할 때, Ishinomaki 중간토와 Drammen 점토에서 측정된 잔류유효응력(σ'_r)은 상당히 작은 값을 나타내는 것으로 제시하였다(Fig. 5). 이와 유사한 토질 특성을 나타

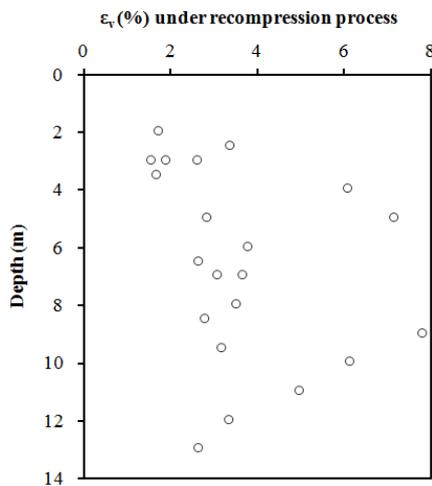


Fig. 10. Volumetric strain under recompression process for Hwaseong clayey silt

내는 서해안 저소성 실트 지반은 상대적으로 투수성이 크므로 시료 채취 후에 부의 간극수압이 시료 내부에서 유지되지 못하여 잔류유효응력이 현저하게 작아지는 현상, 즉, 내부응력 손실로 인해 일축압축강도가 저평가 되는 결과가 얻어진 것으로 추정할 수 있다.

그러므로, 저소성 실트질 지반의 비배수 전단강도를 평가할 때, 시료 채취 후에 손실된 잔류유효응력을 보상하기 위해서 전형적인 해성 점토에 상응하는 유효구속압으로 압밀시킨 후 전단강도를 평가하는 것이 합리적인 방법이라고 추천하였다.

Tsuchida et al.(1991)은 현장에서 채취된 시료에 대해 흙의 종류에 따른 다양한 시험을 통해서 원위치 유효구속압의 평균($\sigma'_{0v} \cdot (1+2K_0)/3$, 정지토압계수인 K_0 를 0.5로 가정하면, $2/3\sigma'_{0v}$ 임)으로 흙의 소성지수에 관계없이 동일하게 2시간 동안 등방압밀시킨 후, 0.1%/min의 전단속도로 비배수 조건에서 압축시험을 실시하여, 전단강도를 평가하는 방법을 제안하였으며, 본 시험을 간이 CU 시험으로 칭하며, 여기서 구한 최대 축차응력의 절반에 해당되는 비배수강도($s_{u(SCU)}$)를 간이 CU강도, $s_{u(SCU)}$ 로 표현하였다. 이러한 과정을 통해서 시료 채취시 발생된 유효구속압 감소에 대한 영향을 배제하게 되지만, 강도이방성 및 전단 변형률 속도에 대한 영향을 추가로 고려하기 위해 간이 CU강도, $s_{u(SCU)}$ 에 0.75를 곱한 값을 설계 비배수강도로 적용하도록 제안하였다.

Fig. 8에 나타난 바와 같이, $s_{u(SCU)}$ 값의 심도에 따른 전단강도 증가비는 2.9kPa/m로 전체적으로 $q_u/2$ 값보다 약 1.7배 정도 큰 값이 얻어졌다. 또한, 현장배인 전단강도, $s_{u(FVT)}$ 는 sandseam 분포가 예상되는 심도에서 큰 값이 얻어진 것을 제외하고는 간이 CU 강도와 유사한 경향을 나타내어 두 시험법 모두 응력 해방에 의한 영향이 배제된 상태의 전단강도라는 관점에서 볼 때 간이 CU 강도의 유효성을 간접적으로 평가할 수 있을 것으로 판단된다.

Fig. 11에 나타난 바와 같이, 각각 $q_u/2$ 강도, $s_{u(SCU)}$ 강도, $s_{u(FVT)}$ 강도에 의해 얻어진 심도에 따른 강도증가율(s_u/p'_c)에 대한 각각의 평균값은 0.178, 0.296, 0.301 (sandseam 위치의 값 제외)로 평가되어, 일축압축시험에 비해 간이 CU 시험의 경우가 국내 해성 점성토의 전형적인 값의 범위인 0.25~0.35 사이에 분포하는 결과가 얻어졌다.

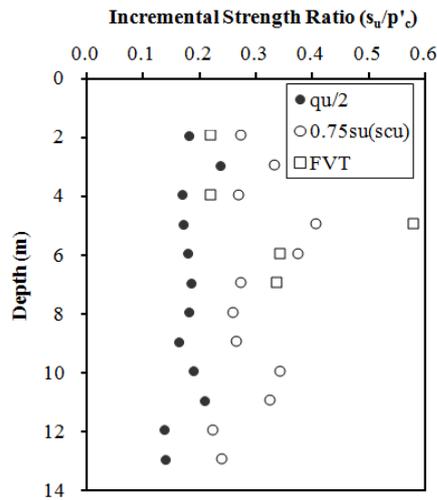
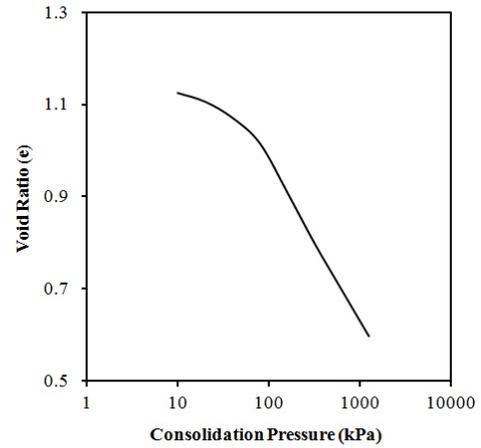


Fig. 11. Comparison of undrained shear strength normalized by yield consolidation pressure for Hwaseong clayey silt

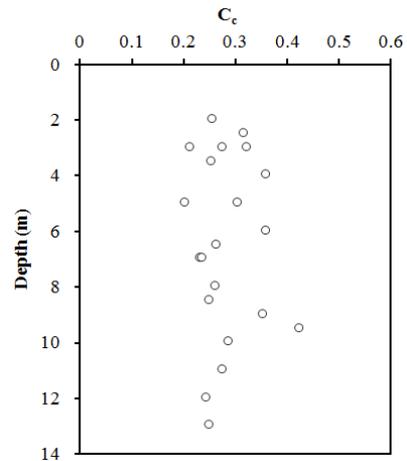
3.3 강도증가율과 연계한 압밀특성 및 간이 CU 시험의 적용성

Fig. 12는 화성지역에서 채취된 시료로 수행된 표준 압밀시험 결과를 토대로 e-logP 곡선, 심도에 따른 압축지수 및 과압밀비(OCR)를 나타내었는데, 대표적으로 6m 심도에서의 e-logP 곡선으로부터 압밀항복력(p_c)이 비교적 명확하게 파악되는 것을 확인 할 수 있으며, 평균 압축지수는 0.3으로 모래 및 실트함유량이 많은 저소성 지반의 전형적인 값을 나타내고 있다. 또한, 표층으로부터 약 4m 심도까지는 과압밀비(OCR) 3 정도를 갖는 과압밀 상태를, 그 이하의 심도에서는 정규압밀상태에 놓인 것으로 분석되었다. 일축압축시험 및 간이 CU시험 결과, 표층 근처에서의 과압밀 특성으로 인해 지표면에서도 각각 5kPa과 9kPa의 전단강도가 발휘되는 것으로 평가되었다. Berre와 Bjerrum(1973), Hanzawa와 Adachi (1983)에 따르면, 원지반 점토는 여러 가지 복잡한 aging effect로 인해 유효상재압을 경험하지 않은 상태에서도 전단강도가 증가되는 현상이 발생된다고 보고하였다. 실제 지반조사가 이루어진 화성지역은 퇴적 이력상으로 볼 때, 현재까지 유효상재압의 변화를 경험하지 않은 정규 압밀 조건에 해당되지만, 압밀시험결과에서 얻어진 표층 인근의 과압밀 현상은 cementation과 2차 압밀과 같은 지연압밀효과(delayed consolidation effect)에 의한 것으로, 이러한 지반 상태를 통상적으로 Normally Consolidated Aged (NCA) clay로 칭한다.

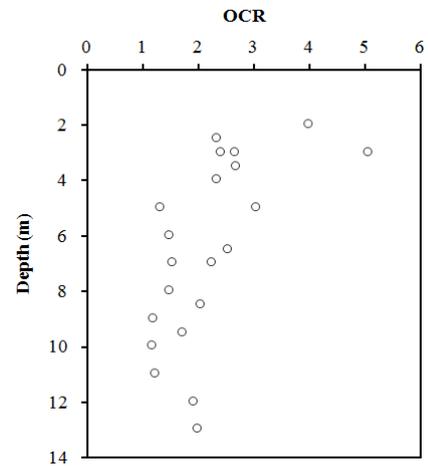
한편, Tanaka(2000)는 잔류유효응력(σ'_v)이 유효상재압의 1/5~1/6의 범위에 놓여있다고 할지라도 시료 채취



(a) e-logP curve at depth of 6 m



(b) C_c -depth



(c) OCRs-depth

Fig. 12. Consolidation characteristics for Hwaseong clayey silt

시의 품질확보가 제대로 이루어지지 않은 원인으로 흙의 구조가 파괴되었다면, $q_u/2$ 강도가 상당히 과소평가되며, e-logP 곡선 형태의 분석을 통해서 이러한 현상의 발생 유무를 판단할 수 있는 것으로 제시하였다. 시료 채취시 품질확보가 제대로 이루어져, 흙 구조의 파괴가

발생되지 않았다면, e-logP 곡선상에서 압밀항복응력(p'_c)이 명확하게 구분되며, 압밀항복응력(p'_c) 이전의 재압축지수(c_r)의 기울기가 매우 작게 평가되는 것으로 보고하였다. Fig. 12(a)의 e-logP 곡선상에서 압밀항복응력(p'_c)은 확실하게 파악되지만 압밀항복응력(p'_c) 이전의 재압축지수(c_r)의 기울기가 비교적 큰 값이 얻어진 것으로 분석되어 시료 채취시 흙 구조의 파괴 현상이 부분적으로 발생된 것으로 추정된다.

금회 실시된 일련의 실험과정에서 직접적인 잔류유효응력(σ'_r)의 측정은 이루어지지 못했지만, 시료 채취과정에서의 흙 구조의 부분적인 파괴 및 잔류유효응력의 손실로 인해 일축압축강도가 저평가된 원인인 것으로 추정할 수 있었다. 따라서, 모래 및 실트 함유율이 높은 저소성 지반조건에서 불교란 시료를 채취하여 전단강도를 평가할 때에는 시료 채취 과정에서 발생하는 잔류유효응력의 손실 및 흙 구조 파괴 현상에 의한 교란효과를 배제하기 위해, 원위치의 유효상재압으로 재압밀시킨 후에 전단시험을 실시하는 간이 CU 시험방법을 적용하는 것이 바람직할 것으로 판단된다.

한편, 간이 CU 시험에 의한 비배수 전단강도의 유효성 평가는 실제 항만공사가 이루어지는 현장을 대상으로 방파제 하부 기초 원지반에 대해 모래다짐말뚝공법, 심층혼합처리공법 등의 적용시 안정성이 확보되는 치환율에 대한 설계 및 이에 대한 시공과정에서의 안정성 평가 등을 통해서 이루어져야 한다. 이러한 사례분석이 없는 상태에서의 간이 CU 시험의 유효성을 평가할 수 있는 간접적인 방법은 강도증가율(s_u/p'_c)과의 연계성을 통한 분석이 될 수 있다. 연약지반상의 선행재하공법에 의한 지반개량을 실시할 경우에는 우선 원지반의 안정성이 확보되는 한계성토고를 검토한 후 방지기간 동안의 압밀도 분석을 통해 원지반의 전단강도 증가분을 고려하여 2차 재하성토 시기 및 규모를 결정하게 된다. 이러한 판단에서 있어서 가장 중요한 인자인 강도증가율(s_u/p'_c)은 원지반상에 재하되는 압밀압력에 비례해서 전단강도가 증가하는 선형관계, 즉, 일정한 상수값을 나타낸다. 앞에서 언급한 바와 같이, 일축압축강도에 의한 심도에 따른 평균 강도증가율은 국내 해성 점성토 지반의 일반적인 값의 범위인 0.25~0.35에서 벗어난 상당히 작은 값을 나타낸 반면에, 간이 CU 강도, $s_u(SCU)$ 의 값은 0.296으로 평가되어, 원지반에서 채취된 시료에 대해 원위치 유효상재압으로 등방압밀시켜서 잔류유효응

력의 감소현상을 상쇄시킨 후 전단강도를 평가하는 방법이 유효한 것으로 판단된다. 추후, 국내의 다양한 지반조건에 대한 충분한 데이터 축적 및 비교 분석으로 간이 CU 강도의 적용성에 대한 검증이 이루어져야 할 것이다.

4. 결 론

본 논문에서는 서해안 화성지역에 분포하는 모래 및 실트 함유량이 많은 저소성 지반 특성으로 인해 일축압축강도가 저평가되는 원인과 이에 대한 대책으로 간이 CU 시험에 의해 원위치 전단강도를 모사할 수 있는 평가방법을 제시하였으며, 주된 내용은 다음과 같다.

- (1) 해성 점성토 지반으로부터 채취된 시료 내부에는 대기압 조건에서도 원위치 유효상재압(σ'_0)의 약 1/5~1/6에 해당되는 잔류유효응력(σ'_r)이 구속압(부의 간극수압)의 형태로 작용하게 되는데, 광양 및 부산 등의 고소성 점토지반에 비해, 모래 및 실트분 함유량이 많은 서해안 저소성 지반은 상대적으로 투수계수가 크므로 공시체 내에 부의 간극수압을 유지하기 어렵게 된다. 이러한 원인으로 인해 서해안 화성 지역에서 채취된 시료를 이용하여 일축압축시험을 실시한 결과, 전단강도가 현저하게 과소평가되는 경향을 나타내어 설계 비배수 전단강도로서의 적용성이 떨어지는 것으로 분석되었다.
- (2) 고소성 점토 지반에서의 시료 채취시의 교란에 의한 원위치 전단강도의 과소평가 요인과 응력이방성 및 변형률 속도효과에 의한 전단강도의 과대평가 요인의 균형효과로 인해 별도의 보정과정 없이도 일축압축시험에서 얻어진 값을 설계 비배수 전단강도로 그대로 적용해 왔지만, 모래 및 실트 함유량이 높은 저소성 지반조건에서도 동일한 개념이 적용될 수 있는지에 대해 분석하기 위해 일축압축시험과 원위치 유효상재압으로 재압밀시킨 후 전단강도를 평가하는 간이 CU 시험을 실시하였다. 그 결과, 간이 CU 강도의 75%를 설계 비배수 전단강도로 적용한 값이 일축압축강도($q_u/2$)에 비해 약 1.7배 큰 값이 얻어졌다.
- (3) 간이 CU 시험의 유효성에 대해 강도증가율(s_u/p'_c)을 통해 분석한 결과, 일축압축강도에 의한 심도에 따른 평균 강도증가율은 국내 해성 점성토 지반의

일반적인 값의 범위인 0.25~0.35에서 벗어난 상당히 작은 값을 나타낸 반면에, 간이 CU 강도, $s_u(SCU)$ 의 값은 0.296로 평가되어, 모래 및 실트 함유량이 높은 저소성 지반 조건에서 간이 CU 시험을 실시한다면, 설계 비배수 전단강도를 보다 합리적으로 평가할 수 있을 것으로 판단된다. 추후, 국내의 다양한 지반조건에 대한 충분한 데이터 축적 및 비교 분석으로 간이 CU 강도의 적용성에 대한 검증이 이루어져야 할 것이다.

참고문헌 (References)

- Anderson, A. and Kolstad, P. (1985), "The NGI 54mm Samples for Undisturbed Sampling of Clays and Representative Sampling of Coaster Materials", *Proc. Int. Sympo. soil sampling, singapore*, pp.13-21.
- ASTM D422 (1990), "Standard Test Method for Particle-size Analysis of Soils", *ASTM International, West Conshohocken, PA*.
- ASTM D2487 (2000), "Standard Practice for Classification of Soils for Engineering Purposes (Unified Soil Classification System)", *ASTM International, West Conshohocken, PA*.
- ASTM D4318 (2000), "Standard Test Methods for Liquid Limit, Plastic Limit and Plasticity Index of Soils", *ASTM International, West Conshohocken, PA*.
- ASTM D2166 (2003), "Standard Test Method for Unconfined Compressive Strength of Cohesive Soil", *ASTM International, West Conshohocken, PA*.
- ASTM D2578 (2003), "Standard Test Method for Field Vane Shear Test in Cohesive Soil", *ASTM International, West Conshohocken, PA*.
- ASTM D5778 (2003), "Standard Test Method for Electronic Friction Cone Piezocone Penetration Testing of Soils", *ASTM International, West Conshohocken, PA*.
- Beere, T. and Bjerrum, L. (1973), "Shear Strength of Normally Consolidated Clays", *Proc. 8th Int. Conf. Soil. Mech. Found. Eng., Moscow, Russia*, Vol.1, No.1, pp.39-49.
- Bjerrum, L. (1973), "Problems of Soil Mechanics and Construction on Soft Clays and Structurally Unstable Soils", State of the art report, *Proc. 8th Int. Conf. Soil. Mech. Found. Eng., Moscow, Russia*, Vol.3, pp.111-159.
- Hanazawa, H. (1977), "Field and Laboratory behavior of Khor Alzubair Clay, Iraq", *Soils and Foundations*, Vol.17, No.4, pp.17-30.
- Hanzawa, H. and Adachi, K. (1983), "Overconsolidation of Alluvial Clays", *Soils and Foundations*, Vol.23, No.4, pp.106-118.
- Hanazawa, H. and Tanaka, H. (1992), "Normalized Undrained Strength of Clay in the Normally Consolidated State and in the Field", *Soils and Foundations*, Vol.32, No.1, pp.132-148.
- Japanese Port Association (2007), "Technical Standards for Port and Harbour Facilities in Japan" (in Japanese).
- Kim, J. H., Baek, W. J., Ishikura, R., and Matsuda, H. (2010), "Undrained Shear Strength Characteristics of Intermediate Soils and their Application to Rapid Banking Method", *Proc. the 9th national symposium on ground improvement, The Society of material science, Japan*, pp.209-304 (in Japanese).
- Ladd, C. C. and Foott, R. (1974), "New Design Procedure for Stabiity of Soft Clay", *Proc. ASCE, GT. 7*, pp.763-786.
- Ladd, C. C. and Lambe, W. (1963), "The Strength of Undisturbed Clay Determined from Undrained Tests", *ASTM, STP 361, Laboratory shear testing of soils*, pp. 342-371.
- Ladd, C. C., Foott, R., Ishihara, K., Schlosser, F., and Poulous, H. G. (1977), "Stress-deformation and Strength Characteristics", *State of the art report, Proc. of 9th Int. Conf. on Soil Mech. Found. Eng., Tokyo*, Vol.4, pp.421-494.
- Matsuo, M. (1984), "Geotechnical Engineering, Theory and Practice of Reliability-based Design", *Gihodo Syuppan*, pp.28-31 (in Japanese).
- Nakase, A. (1967), "The $\phi=0$ Analysis of Stability and Unconfined Compression Strength", *Soils and Foundations*, Vol.7, No.2, pp. 33-50.
- Nakase, A., Katsuno, M., and Kobayashi, M. (1972), "Unconfined Compression Strength of Soils of Intermediate Grading between Sand and Clay", *Rep. Port. Harbour. Res. Inst.*, Vol.11, No.4, pp. 83-102 (in Japanese).
- Tanaka, H. (2000), "Sample Quality of Cohesive Soils: Lessons from Three Sites, Ariake, Bothkennar and Drammen", *Soils and Foundations*, Vol.40, No.4, pp.57-74.
- Tanaka, H., Tanaka, M., and Shiwakoti, D. R. (2001), "Characteristics of Soils with Low Plasticity: Intermediate Soil from Ishinomaki, Japan and lean clay from Drammen, Norway", *Soils and Foundations*, Vol.41, No.1, pp.83-96.
- Tsuchida, T., Mizukami, J., Mori, Y., and Oikawa, K. (1989), "New Method for Determining Undrained Strength of Clayey Ground by Means of Unconfined Compression Test and Triaxial Test", *Rep. Port Harbour. Res. Inst.*, Vol.28, No.3, pp.81-145 (in Japanese).
- Tsuchida, T. and Mizukami, J. (1991), "Advanced Method for Determining Strength of Clay", *Proc. Int. Conf. Geotech. Eng., Coastal Dev. Yokohama, Japan*, Vol.1, pp.105-110.
- Tsuchida, T. and Imamura, T. (2012), "Evaluation of Design Shear Strength of Intermediate Soil for Construction of Breakwater", *Geotechnical Journal*, Vol.8, No.1, pp.1-14 (in Japanese).

Received : March 2nd, 2016

Revised : May 2nd, 2016

Accepted : May 31st, 2016