

준설매립토의 자중 압밀시 침하, 체적 변화 및 전단강도 변화에 관한 예측 Prediction of Settlement, Volume Change and Shear Strength of Dredged and Reclaimed Soil during Selfweight Consolidation

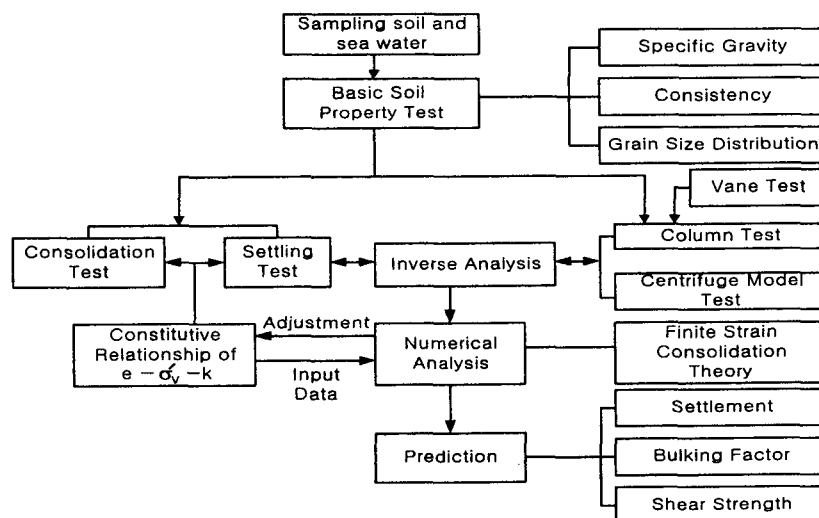
유남재¹⁾, Nam-Jae Yoo

¹⁾ 강원대학교 토목공학과 교수

1. 서 론

최근 경제성장과 급속한 해의 무역량의 증가 추세에 비하여 해안의 활용가능 지반의 제한적 수급으로 인하여 해안매립에 의한 부지조성이 최근 심각하게 요구되고 있다. 이와 같은 해안매립사업 수행시 지반 성토를 위한 적정의 흙을 육상 또는 해상에서 채취하여 포설·다짐하는 것이 일반적으로 이루어지고 있는 상황이다. 해상에서 점토 또는 세립질의 흙을 준설하여 매립하거나, 또는 양호한 입도의 육상 흙을 운반, 다짐, 성토 할 때 준설매립토 자체의 압밀침하량, 또는 지반성토에 따른 하부 연약지반의 압밀침하거동에 관한 예측은 효율적인 매립지 설계 및 경제적인 시공관리상 매우 중요한 의미를 지닌다.

특히, 준설토의 자중 압밀이 진행되는 동안 침하량, 체적변화량, 전단강도의 변화를 예측하는 것은 준설 물량에 따른 매립물량의 산정, containment dyke의 높이 결정, 준설 장비의 선정, 준설 및 매립 공사기간 결정 및 그에 따른 시공비 결정, 준설 매립토의 전단강도 변화에 따른 적정의 공사장비의 투입시기 및 지반보강 공법의 결정 등에 영향을 미치는 매우 중요한 사항이다. 기존의 그와 관련하여 예측 방법이 다양하게 제시되어 온바 본 연구에서는 실내에서 수행한 준설토의 자중 압밀 특성을 구하기 위하여 <Fig. 1.1>에 보인바와 같이 column 실험, 원심모형실험, 전단강도 실험 등의 실내 실험결과를 종합적으로 비교 분석하여 역해석 기법에 의하여 유효응력-간극비-투수계수의 구성관계와 간극비-전단강도 변화관계식을 추정하고 현장조건의 주어진 시공조건에 대하여 준설매립토의 자중압밀시 침하량, 체적비, 및 전단강도 변화의 예측을 실시하였다.

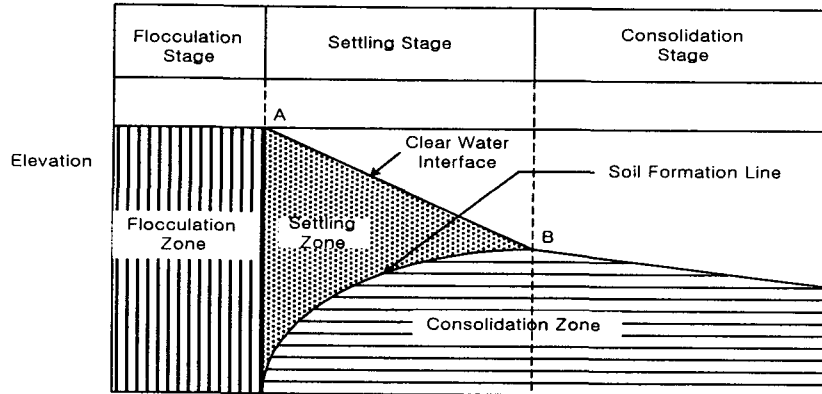


<Fig. 1.1> Flow Chart of Research Scope

2. 이론고찰

2.1 준설매립토의 침강-압밀

해성점토를 준설하여 매립장에 투기시 매립토는 높은 함수비의 액상상태를 지닌다. 이러한 액상상태의 흙은 자중하에 침강시 평형상태에 도달할 때까지 액체상태를 유지하며 떠있다. 흙입자의 현탁액은 상부에서는 중력에 의해 침전과 하부에서는 침전물의 누적에 따른 압밀이 진행되는 과정은 <Fig. 2.1>에 보인 바와 같이 세 단계로 구별할 수 있다.



<Fig. 2.1> Flocculation/Settling/Consolidation

준설매립 투기장은 일반적으로 준설토의 퇴적과 유출, 수질의 정화기능으로 분류할 수 있다. 두 기능은 준설·매립토의 침강특성, 퇴적과정과 직접적으로 관련 있으며 투기장의 용량산정에 중요한 설계변수가 된다. 특히 지속적인 준설토의 투기장내의 투여와 적절한 유출수질의 유지를 위하여 슬러리의 준설토류의 체류시간 산정과 관련한 준설토의 침강속도와 준설매립토의 침강-압밀에 의한 체적 변화량 결정은 매우 중요한 사항이다.

준설토의 침강-압밀특성에 관한 이론적 배경은 고함수비 슬러리의 침강과 압밀 과정으로 구별될 수 있다. 침강에 관한 내용은 주로 상하수도 공학의 상·하수 정수장 시설별 설계 개념에서 주로 침강속도와 관련하여 이론적 전개 및 발전을 하였으며 준설매립토의 거동과 같이 슬러리의 압밀현상에 관하여는 지반공학과 관련하여 이론적으로 발전하였다.

준설매립토의 침강과 관련하여 Hazen(1904)은 유체내의 부유물질의 각 입자는 직경, 무게, 유체의 점성계수에 따라 중력방향으로 침강된다는 기본적인 제안을 하였다. 그의 제안에서는 침강하는 입자에 인접하는 입자의 영향이 없는 것으로 가정하였으며 부유물질의 최종적인 퇴적과정에서는 침강물질의 바닥면적에 관련 있으며 깊이에는 무관하다는 결론을 제시하였다.

Coe와 Clevenger(1916)는 상·하수 처리장 시설물에서 발생하는 슬러지의 퇴적메카니즘을 4개의 영역으로 구별하여 정의하였다(상징수 영역, 일정속도로 침강되는 영역, 침강영역과 압밀영역 사이의 전이영역, 압밀영역). 그들은 처음으로 부유물질의 농도에 따라 침강속도에 영향을 주는 방해침강(Hindered Settling)과 시간경과에 따라 유체가 배수되는 침강압축(Settling Compression)으로 구별하였다. 현탁액의 주어진 농도에 대하여 고형물의 유출량이 결정되어서 만일 임의 층내의 고형물이 한 계 값 보다 적을 때는 상층부의 고형물이 유출되는 속도보다 유입량이 많아서 그의 두께가 점차 증

가한다는 개념의 침전이론 (Thickening Theory)을 제시하였다. 한편, Camp(1936)는 Hazen(1904)의 연구결과를 확장하여 침전이론(Theory of Clarification)을 제안하였다. 그의 이론은 각 부유입자의 독립성이 유지되어 일정한 속도로 침강하게 되는 경우에만 적용 가능한 것으로 알려져 있으며 침강 속도는 Stoke의 법칙에 의해 산정된다. 그의 이론에 의하면 고형물의 제거율은 주어진 유출량에 대하여 침강깊이나 체류시간과 무관하다는 것으로, 실제로 현장조건과는 크게 차이가 있음을 인정하였다. 한편, Kynch(1952)는 확산층 내 입의 점에서 단일입자의 침강속도는 입자들의 국부적인 농도에 의하여 결정된다는 근거 하에서 침강에 대한 수학적 접근을 시도하였다. 이와 같은 근거는 주어진 현탁액 속에서 입자의 낙하속도와 국부적인 농도사이에는 유일한 관계가 있음을 의미한다. 그는 모든 입자들은 균등한 입경과 모양으로 균질하게 분포되어 있는 것으로 가정하였으나 준설토에서는 응집에 의하여 압축성이 있는 응집입자로 구성되어 있으며 균등한 입경과 원형을 지닌 경우는 드물다. Kynch의 이론은 Talmage와 Fitch(1955)에 의하여 위생공학에서 침전조의 설계에서 적용되기는 하였으나 Dick와 Ewing(1969)에 의하여 생물학적 슬러지인 응집물질에는 적용되기 어렵다는 사실을 확인하였다.

McLaughlin(1959)은 현탁액내의 부유물질의 침강특성을 구하는 해석적 실험적 방법을 개발하여 입자들의 퇴적율을 예측하는 방법을 제시하였다. 그는 부유물질의 침강특성을 유체의 조건과 슬러리의 침강특성으로 구별하여 주어진 온도, 압력, 유속, 난류도에 대하여 슬러리의 입자는 침강, 응집하며 때로는 확산할 수 있다고 하였다. 이와 같은 슬러리의 거동은 Column실험에서 실험적으로 결정되어야 함을 제시하였다. Fitch(1962)는 Kynch 이론의 적용은 실제 설계시에는 부적절하다고 언급하였으며 Coe와 Clevenger(1916)의 개념 적용을 추천하였다.

Vesilind(1968)은 슬러리 농도에 따른 침강속도의 관계식을 실험적으로 결정하여 침전조의 면적을 산정하는 방법을 제시하였다. 그는 슬러리의 침강속도는 농도, 초기깊이, 실험용기의 직경, 응집 정도에 따라 결정된다고 제안하여 실험실내 소규모 batch실험 실시를 추천하였다. 또한 응집효과는 비교적 낮은 부유물질의 농도, 장기간 투여시간, 큰 직경의 Column실험에서 촉진되며 저속의 교반에 따른 응집효과가 있음을 제시하였다.

Mallory와 Nawrochi(1974)는 준설토의 투기장 면적에 대한 설계개념을 Stoke의 침강이론을 사용하여 세립토의 이상적인 침강속도를 결정하여 정리하였으며, Krizek, Fitzpatrick과 Atmatzidis(1976)는 준설투기장·유출수의 필터시스템에 관하여 조사하였으며, Hazen(1904)이 제시하고 Camp(1936)의 보정 확장된 이론을 사용한 투기장 면적 설계법을 제시하였다.

한편, 준설매립토와 같이 고함수비 슬러리의 압밀거동은 주로 지반공학측면에서 많은 연구가 이루어졌다. 침전에 관한 이론적인 배경은 Kynch(1952), Richardson과 Zaki(1954)의 연구에 의해 확립되었다. Kynch(1952)는 침전속도는 단지 국부적인 농도의 함수라는 단순한 가정을 통해 방해침전에 관한 해석을 실시하였으며 침전물의 형성에 명확한 개념을 정립하였다. 그후 Richardson과 Zaki(1954)는 분산상태의 토립자에 작용하는 힘을 이론적으로 조사하였으며, Michael과 Bolger(1962), Packer와 Kiby(1977) 등은 침하하는 입자 또는 floc에 대해 Stock's 법칙에 기본을 두어 해석을 실시하였으며, Monte와 Krizek(1976)은 침강과 압밀의 전이영역에 대해 한계 함수비의 개념을 도입해 유성 한계 보다 큰 함수비에서의 단계는 토립자간 상호응력이 작용하지 않는 상태이며 압밀은 이 단계를 지나 흙으로 형성될 때의 순간부터 적용한다고 발표하였다. McRoberts와 Nixon(1976), Been과 Sills(1981), Yong(1984), Pane과 Schiffman(1985), Schiffman et al.(1988) 등은 Slurry에 대한 일련의 실험을 통해 침하하는 동안 유효응력이 없고 Slurry 거동은 액체라는 견해를 제안하였으며, Mikasa(1965), Gibson et al.(1967), Been과 Sills(1981) 등은 일단 한 구조의 흙이 형성되면 유효응력이 측정되며 Slurry는 그 시점에서 흙으로 거동한다고 제안하였다. Michaels 과 Bolger(1962)는 이 부분

에 대한 연구를 통해 그곳은 전이영역으로서 유효응력이 부분적으로 발전한다고 제안하였으며, Been과 Sills(1981)은 초기간극비가 약 11로 일정한 Slurry를 포함한 일련의 실험을 통해 극한 표면간극비가 6.5인 것을 알아냈으며, 이러한 침하진행을 통한 표면간극비의 변화를 이용해 자중압밀을 설명하기 위해 “Imaginary Overburden Pressure”의 개념을 도입하였다. 그러나 이러한 접근은 극한 표면간극비에 대한 “Imaginary Overburden Pressure”값이 알려져 있지 않고 Slurry에 대한 유효응력과 투수계수에 대한 간극비 관계식의 결정이 어려워 접근하기에 상당한 어려움이 있었다. 한편, 이들은 침하진행시 표면간극비가 시간에 따라 변하는 것은 자중압밀이 아니라 침전이라는 사실을 알아냈으며, 무엇이 본질적인 침하 진행인가를 알아내기 위해 자중하의 압밀이론을 유도하였으며, 이러한 이유에서 “Imaginary Overburden Pressure”의 개념을 도입하였다.

Imai(1981)는 간단한 장치를 만들어 침전관속의 혼합체를 잘라내서 직접적인 함수비를 측정하여 침전과 침전형성 그리고 압밀의 상호작용과 침전물의 형성상태에 관한 조사를 실시하였다. 이 연구를 통해 붉은 점토와 혼합체의 침전과정은 일반적으로 Flocculation, Settling, Consolidation의 세 가지로 구분되며, 응집의 단계는 입자 사이에서 Flocculation만 발생하며 함수비는 초기와 일정한 상태를 유지하며, 침전물의 형성선과 함수비 선이 일정하다는 사실을 알아냈다. 따라서 이 값은 유일한 값이 아니며 초기함수비와 매우 밀접한 관계를 갖고 있음을 밝혔다. 그리고 Monte와 Krizek(1976)이 침강과 압밀의 전이영역에 대해 한계함수비의 개념을 도입한 유성한계의 값은 상수가 아님을 밝혀냈다. 한편, Pane과 Schiffman(1985)은 심지어 이 전이영역을 설명하기 위하여 상호계수를 도입하였다. 그러나 침하와 압밀이론 사이의 연결에 관한 연구는 상당히 적으며 이 부분에 관한 연구는 Bloomist와 Townsend(1984), Townsend et al.(1986) 등이 원심모형실험에 통해 이 부분에 관한 연구를 시도하였으며, Been(1984)은 Kynch(1952)와 Gibson et al.(1967)의 침강이론과 비선형 유한변형을 압밀이론의 사이의 관계에 대해 밝힌 바가 있다.

토립자와 물의 혼합체의 침강 및 압밀과정에 대한 종합된 이론은 Pane(1985), Pane과 Schiffman(1985)에 의해 발전되었다. 이 이론은 혼합체의 거동은 전체적으로 침강과 압밀 두 과정이 일어나는 동안 같은 재료의 특성에 의해 지배된다고 하였다. 이러한 침강과 압밀에 관한 연결은 Schiffman et al.(1984)의 수정된 유효응력법칙에 의해 제공됐으며, Pane(1985)은 분산상태의 투수계수 개념으로 확장하였다.

최근에 Tang과 Yong et al.(1990)은 Kynch's 이론이 Slurry점토의 침하를 설명하는데 대한 유효성을 조사하였으며, 일련의 Slurry 점토에 대한 침전실험을 통해 침하속도는 농도뿐만 아니라 초기조건에도 예민한 관계가 있음을 알아냈다. 따라서 초기조건에 대한 의존도를 설명하기 위해 경험적인 변수 α 를 도입해서 초기조건의 효과를 측정하는데 이용하였다.

2.2 유한변형을 압밀이론

연약점토의 일차원 압밀에 관한 이론식은 Terzaghi(1923,1936)가 열전도형(Heat Conduction)의 압밀지배방정식을 제안한 이래로 보다 일반적인 압밀지배방정식이 소개되었다. Richart(1957)는 얇은 점토층에 관한 일차원 압밀해석을 위하여 유효응력-간극비 관계를 비선형 함수를 사용하여 축소 좌표(Reduced Coordinate, z)로 표현한 유한변형을 압밀지배방정식을, Raymond(1969)는 Richart(1957)의 지배방정식을 개선하여 간극비-유효응력-투수계수 관계의 경험식을 고려한 유한변형을 압밀지배방정식을, Mikasa(1963)는 최초로 토립자의 자중압밀효과를 고려한 압밀지배방정식을 유도하였으며 초기간극비가 점토층의 깊이에 따라 일정하다는 제한조건하에 일반적인 유한변형을 압밀지배방정식의 형태를 제시하였다. Schiffman과 Gibson(1964)은 제한조건이 없는 비선형 구성관계를 고려한 일반적인 미

소변형률 압밀지배방정식을, Davis와 Raymond(1965)는 비선형적 유효응력-간극비 관계의 경험식을 사용한 미소변형률 압밀식을, Gibson, Schiffman과 Cargill(1981)은 일정한 압밀함수 및 간극비-유효응력간의 지수함수를 사용한 압밀지배방정식을 사용하였다.

일반적으로 점토층 지반에서 발생하는 일차원 압밀량 및 압밀도를 산정하기 위하여 이용되고 있는 Terzaghi 압밀이론은 이론 전개시 여러 가정을 설정하였으며 이러한 가정은 현장조건과 불일치하고 있다. 그 대표적인 것은 압밀 중 투수계수와 압축계수가 일정하다는 가정이며, 시간에 따른 유효연직응력 및 깊이에 따른 일정한 간극비 등의 제한된 초기조건에 대하여 해가 주어졌다. 또한, 압밀을 해석함에 있어 미소변형률 가정을 한다면 압밀층의 두께는 일정하며 기준면으로부터의 거리도 항상 일정하다고 할 수 있으므로, 시간에 관계없이 고정좌표인 Eulerian 좌표를 생각할 수 있다.

연약점토 처럼 변형이 클 경우 Eulerian 좌표의 사용은 토립자의 위치를 추적할 수 없는 한계성을 지니고 있기 때문에 침하이동하는 토립자에 기준을 둔 상대적인 변위를 알 수 있는 Lagrangian 좌표의 사용이 요구된다. 따라서 유한변형률 압밀이론에서는 Eulerian 좌표의 일반적인 경우인 시간의 변화에 따른 좌표의 변화를 고려한 이류 좌표(Convective Coordinate)를 사용하는 한편 Lagrangian 좌표와의 변환관계를 이용하므로써 시간변화에 따른 압밀층 두께의 변화 및 임의 점에서의 간극비 또는 과잉간극수압의 크기를 정확히 추적할 수 있다.

Gibson, England와 Hussey(1967)는 간극의 완전 포화, 유효응력 법칙과 Darcy 법칙의 유효, 토립자와 간극수의 비압축성 등의 기본 가정 하에 간극수와 토립자로 구성된 혼합체의 힘의 평형, 토립자와 간극수의 시간변화에 대한 질량보존을 고려한 연속정리, 간극비와 유효응력의 구성식, 간극비와 투수계수의 구성식을 이용하여 다음과 같은 비선형 유한변형률 압밀지배방정식을 유도하였다.

$$\left[\frac{v_s}{v_w} - 1 \right] \frac{d}{de} \left[\frac{k(e)}{e+1} \right] \frac{\partial(e)}{\partial z} + \frac{\partial}{\partial z} \left[\frac{k(e)}{v_w(1+e)} \frac{d\sigma'}{de} \frac{\partial e}{\partial z} \right] + \frac{\partial e}{\partial t} = 0 \dots\dots\dots (2.1)$$

여기서, v_s : 흙의 단위중량, v_w : 물의 단위중량, e : 간극비

k : 투수계수, σ' : 유효응력, z : 축소좌표, t : 시간

상기의 지배방정식의 특징은 간극비-유효응력 및 간극비-투수계수의 관계에 대하여 특정의 제한 조건 없이 유효응력과 투수계수의 변화를 간극비의 함수로 표시하므로써 임의의 비선형 구성관계에 대하여도 적용 가능한 비선형 압밀이론으로, 축소 좌표로 구성식을 표시함으로써 이류 좌표로 변환이 가능할 뿐 아니라 점토층의 압밀에 의한 변형률의 크기에 제한을 받지 않는 유한변형률 압밀지배방정식의 형태를 지니고 있다.

2.3 무차원 축소 좌표(Y)를 이용한 압밀지배방정식

축소 좌표(z)를 이용한 식 (2.1)은 일정한 흙의 체적에서 점토 층의 높이가 변하지 않는 고정된 압밀 층에서 경계치 문제를 해결하는데 사용되었다. 그러나 시간의 경과에 의해 점토 층의 두께가 증가되어 흙이 퇴적되는 경우 축소 좌표는 자중의 증가와 배수거리의 변화, 그리고 간극수압의 발생 등이 동하는 경계조건문제(Moving Boundary Condition)로 그 적용에 한계성이 있다.

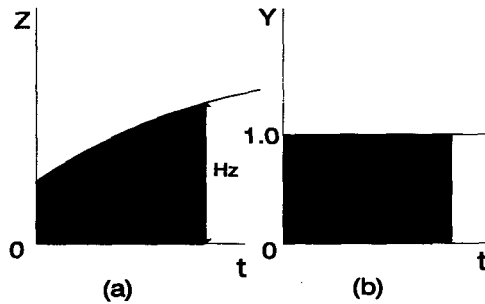
따라서, 점진적 준설매립 지반의 자중압밀일 경우 다음 식에 의해 정의된 무차원 축소 좌표(Y)로 문제점을 해결할 수 있다.

$$Y = \frac{z}{h_z} \dots\dots\dots (2.2)$$

여기서, h_z : 토립자의 전체 높이

경계들은 시간에 고정되고 그 변화는 $Y=0$ 에서 $Y=1$ 사이이다. <Fig. 2.2> (b)에 나타난 것과 같이 좌표변형은 $Y=1$ 의 값으로 일정하게 만들어진다. 따라서 시간에 의해 두께가 증가되는 점토 층의 이동경계조건 문제는 고정된 좌표로 변화시킬 수 있고 그 관계식은 다음과 같다.

$$\frac{\partial Y}{\partial z} = \frac{1}{h_z} \dots\dots\dots (2.3)$$



<Fig. 2.2> Dimensional and Non-Dimensional Reduced Coordinates

따라서, 무차원 축소 좌표와 축소 좌표의 관계식을 이용, 좌표를 변환하여 시간의 경과에 의해 점토 층의 두께가 증가하는 경우 유한 압밀지배방정식은 다음과 같이 확장될 수 있다.

$$\left[\left(\frac{v_s}{v_w} - 1 \right) \frac{d}{de} \left(\frac{k(e)}{(1+e)} - Yv_z \right) \frac{\partial (e)}{\partial Y} \right] \dots\dots\dots (2.4)$$

$$+ \frac{1}{h_z} \frac{\partial}{\partial Y} \left[\frac{k(e)}{v_w(1+e)} \frac{d\sigma}{de} \frac{\partial e}{\partial Y} \right] + \frac{1}{h_z} \frac{\partial e}{\partial t} = 0$$

상기의 지배방정식은 간극비-유효응력, 간극비-투수계수의 관계를 간극비의 지수함수로 표시하고, 이동하는 경계치 문제를 무차원의 축소 좌표를 사용하여 고정된 경계치 문제로 변환시켜 시간에 의한 배수거리의 변화와 자중의 증가를 고려한 점진적으로 누적 성토되는 준설매립지반의 자중압밀 해석 기법이다.

식 (2.4)의 지배방정식에서 간극비, 유효응력 및 투수계수 사이의 관계를 표시하는 구성식을 다음의 매개변수식을 사용하여 단순화시킴으로써 다음과 같은 매개변수 압밀방정식으로 표시할 수 있다.

$$\frac{1}{h_z^2} \frac{\Phi_2(e)}{v_w} \frac{\partial^2 (e)}{\partial Y^2} + \frac{\Phi_2'(e)}{v_w} \left[\frac{\partial (e)}{\partial Y} \right]^2 \frac{1}{h_z^2} + \left[\frac{v^* \Phi_1'(e)}{h_z} - \frac{Yv_z}{h_z} \right] \left[\frac{\partial e}{\partial Y} \right] + \frac{\partial e}{\partial t} = 0 \dots\dots\dots (2.5)$$

여기서, $\Phi_1(e) = \frac{k(e)}{e+1}$, $\Phi_2(e) = \frac{k(e)}{e+1} \frac{d\sigma'}{de}$, $\Phi_1'(e) = \frac{d}{de} \left[\frac{k(e)}{e+1} \right]$

$$\Phi_2'(e) = \frac{d}{de} \left[\frac{k(e)}{e+1} \left[\frac{d\sigma'}{de} \right] \right], \quad v^* = \left[\frac{v_s}{v_w} - 1 \right]$$

매개변수 식 Φ_1 , Φ_2 , Φ_1' , Φ_2' 는 실험을 통하여 구한 간극비-유효응력과 간극비-투수계수 관계의 일차 및 이차 도함수로 표시한 식이다.

2.4 유한변형을 압밀식의 차분화

매개변수로 단순화시킨 압밀지배방정식을 이용하여 주어진 경계조건 및 초기조건에 대한 해를 구하기 위하여 양해유한차분의 수치해석기법을 사용하였다.

압밀지배방정식의 해를 만족시키면서 주어진 시간에 대한 간극비의 깊이에 따른 분포를 구하기 위하여 공간계에서는 중앙 차분법을, 시간계에서는 전향 차분법을 사용하여 간극비의 공간에 대한 일, 이차 편도함수와 간극비의 시간에 대한 일차 편도함수를 각각 다음과 같이 표시할 수 있다.

$$\frac{\partial e}{\partial Y}(y_i, t) \equiv \frac{\partial f_i}{\partial y} = \frac{1}{2\delta} [f_{i+1} - f_{i-1}] \dots\dots\dots(2.6)$$

$$\frac{\partial^2 e}{\partial Y^2}(y_i, t) \equiv \frac{\partial^2 f_i}{\partial y^2} = \frac{1}{\delta^2} [f_{i+1} - 2f_i + f_{i-1}] \dots\dots\dots(2.7)$$

$$\frac{\partial e}{\partial t}(y_i, t) = \frac{1}{\tau} [e_i - f_i] \dots\dots\dots(2.8)$$

정규압밀상태의 연약점토 층에서 자중압밀이 진행되는 경우, 두 가지의 경계조건을 고려할 수 있다. 압밀 층의 상하부면이 간극수가 자유롭게 빠져나갈 수 있는 양면배수의 경우와 상부 층은 배수 층이고 하부는 불투수층인 경우이다.

상부 층(Y=0)에서 배수되는 경우, 압밀직전(t=0)때 경계면에 작용하는 연직 유효응력, q_0' 와 압밀 중 가해지는 상재하중, $\Delta q(t)$ 의 합에 대응하는 간극비률, \bar{e} 라고 할 때 간극비-유효응력 구성 경계조건식으로 다음과 같이 표시할 수 있다.

$$e(0, t) = \bar{e}(\sigma'(0, t)) = \bar{e}(q_0' + \Delta q(t)) \dots\dots\dots(2.9)$$

압밀 층 하부(Y= ℓ)가 배수상태인 경우, 전술의 경계조건에 압밀 층의 자중에 의한 연직유효응력이 추가되어 다음 식과 같이 표시할 수 있다.

$$e(\ell, t) = \bar{e}(\sigma'(\ell, t)) = \bar{e}(q_0' + \Delta q(t) + (v_s - v_w)\ell) \dots\dots\dots(2.10)$$

여기서, ℓ 은 하부경계의 재료 좌표로써 다음과 같이 구할 수 있다.

$$\ell = \int_0^{h(0)} \frac{da}{1 + e(a, 0)} \dots\dots\dots(2.11)$$

여기서, $h(0)$ 는 Lagrangian 좌표로 표시한 압밀 층의 초기높이를 나타낸다.

한편, 압밀 층 하부(Y= ℓ)에서, 비배수 상태인 경우에는 비배수조건, 즉 토립자의 이동속도와 간극수의 이동속도가 동일한 조건과 토립자와 간극수로 형성된 혼합체의 힘의 평형관계를 무차원 축소 좌표(Non-dimensional Reduced Coordinate)로 표시하면 다음 식과 같이 정리할 수 있다.

$$\frac{\partial e}{\partial Y}(\ell, t) = \frac{\partial \sigma'}{\partial y} \frac{de}{d\sigma'} = h_z(v_s - v_w) \frac{de}{d\sigma'} \dots\dots\dots(2.12)$$

상기 식을 차분 식으로 나타내면 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\frac{\partial e}{\partial Y}(\ell, t) = \frac{1}{2\delta} [f_{i+1} - f_{i-1}] = h_z(v_s - v_w) \frac{de}{d\sigma'} \dots\dots\dots(2.13)$$

상기 식을 중앙과 우변을 정리함으로써 다음의 유한 차분 식으로 표시할 수 있다.

$$f_{n+1} = f_{n-1} + 2\delta \cdot h_z(v_s - v_w) \left[\frac{de}{d\sigma'} \right]_n \dots\dots\dots(2.14)$$

여기서, f_{n+1} 은 경계면, $i=n$ 에서 간극비, e_n 을 구하기 위한 가상점 $i=n+1$ 에서 간극비이다. 한편, 초기조건은 제한 조건 없이 압밀층 깊이에 따른 임의 형태의 간극비의 분포를 사용할 수 있다.

3. 실험내용

해안 준설매립토의 침강·압밀특성에 관한 자료를 구하고 현장 투기조건에 따라서 자중압밀침하량, 체적변화량, 전단강도 변화를 추정하고자 현장에서 채취한 재성형 시료에 대하여 기본물성실험을 실시하였으며 표준압밀 및 변수위투수실험, 침강실험을 수행하였다. 배수조건과 초기함수비를 변화시키면서 8개의 대형 Column실험을 수행하였고, 원심모형실험장치를 사용하여 배수조건, 시료의 높이, 중력수준을 변화하면서 자중압밀실험을 실시하였다. 한편, 준설매립토의 전단강도 변화를 구하기 위하여 Column실험의 시료에 대하여 실내 배인실험을 수행하였다.

3.1 기본물성실험

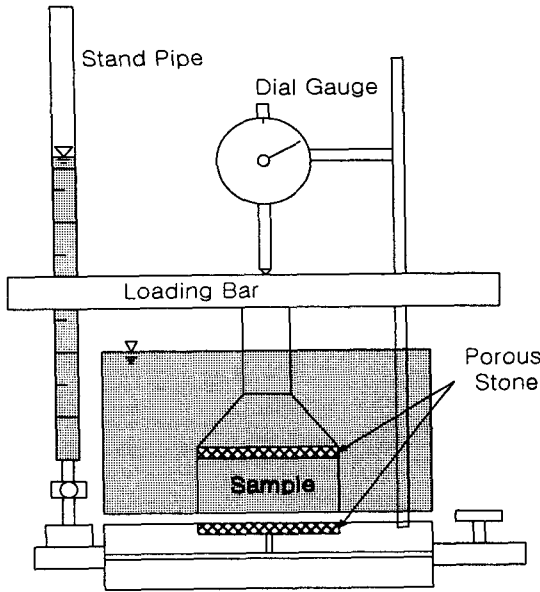
부산인근에서 채취한 기본물성 실험결과는 <Table 3.1>에 보인 바와 같다.

<Table. 3.1> Basic Soil Property Test Results

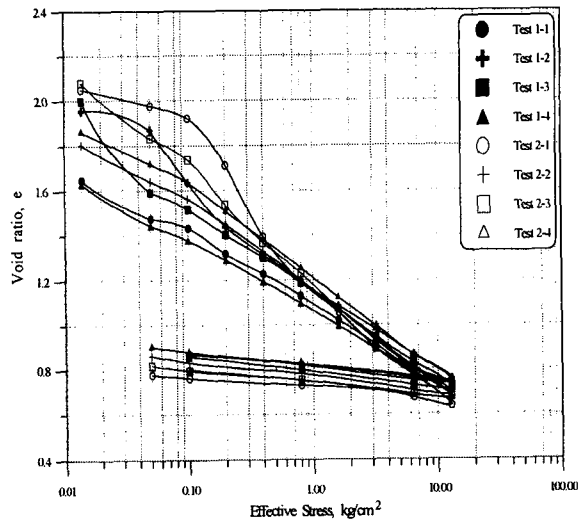
| Gs | LL | PL | PI | USCS |
|------|-------|-------|-------|------|
| 2.72 | 47.05 | 26.77 | 20.28 | CL |

3.2 압밀실험

본 실험은 KS F 2316 규정에 의거하여 시료에 점증적으로 하중을 가하여 시료의 압밀을 유도하는 단계별 점증하중 재하 형태의 표준압밀실험을 실시하여 간극비-유효응력의 구성관계를 구하고, 압축지수, 체적압축계수, 압밀계수 등의 압밀정수를 구하였다. 한편, 표준압밀실험을 수행하는 동안 각 하중 단계에서 압밀 완료 후 주어진 소정의 간극비에 대한 투수계수를 측정하기 위하여 <Fig. 3.1>에 보인 바와 같이 시료의 하부 배수경계면에 Stand Pipe를 설치하여 변수위투수실험을 수행하여 간극비-투수계수의 구성관계를 구하였다.

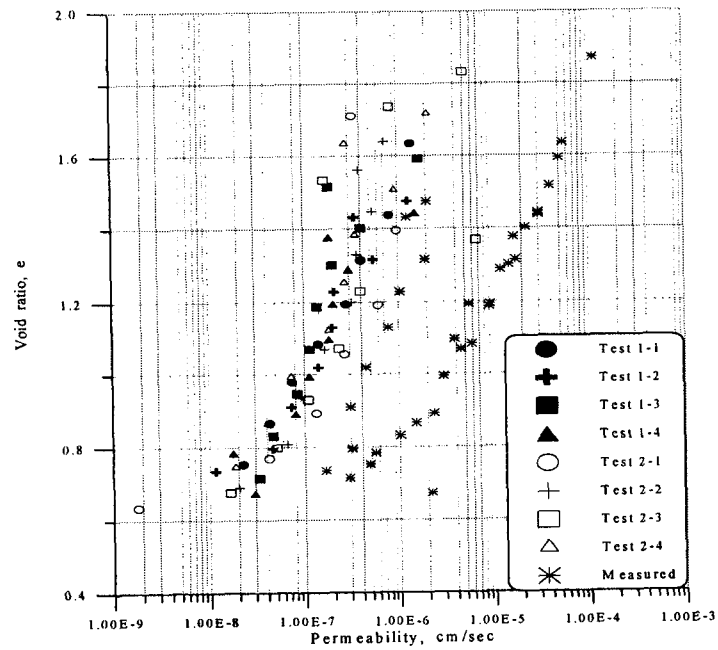


<Fig.3.1>Schematic of Consolidometer with Stand Pipe



<Fig.3.2>Void Ratio-Effective Stress Curves from Consolidation Test

<Fig. 3.2>는 표준압밀실험 결과 획득한 간극비-유효응력 관계를 보여주는 결과이다. <Fig. 3.3>은 표준압밀실험 결과 획득한 간극비-투수계수 관계를 나타내는 실험결과이다. 그림에서 Test 1, 2는 각 실험 하중단계에서 시간에 따른 침하곡선을 log t법으로 분석하여 압밀계수 C_v 를 산정 한 후, 투수계수 $k=C_v m v \gamma_w$ 의 관계식을 이용하여 추정 한 결과이고, Measured는 Stand Pipe를 장착하여 각 하중단계 압밀완료 후 변수위 투수실험을 수행하여 획득한 실측결과이다.



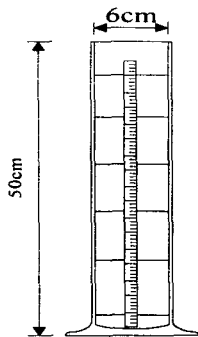
<Fig. 3.3> Void Ratio - Permeability Relation

3.3 침강실험

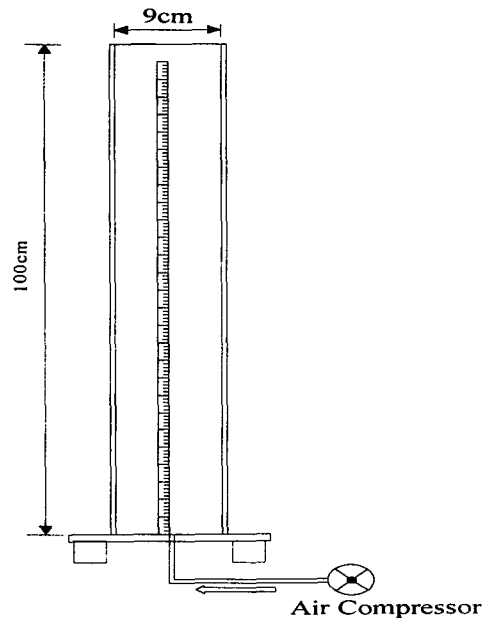
현장 준설매립토의 시간경과에 따른 침강압밀특성을 실내실험실에서 재현하기 위하여 1000ml 메스 실린더와 직경9cm, 높이100cm 침강용기를 사용하여 침강실험을 수행하였다. <Fig. 3.4>의 메스실린더 침강실험은 시료의 초기높이를 약 35cm로 고정하고 초기함수비를 100, 130, 150, 200, 250, 300, 350, 400, 450, 500, 550, 600, 700, 800, 1000, 1200, 1400, 1600, 1800, 2000%로 변화시켜 가며 실험을 수행하였다. 한편, <Fig. 3.5>의 직경 9cm, 높이 100cm 침강용기를 사용한 실험은 <Table 3.2>와 같이 시료의 초기높이와 함수비를 변화시키면서 수행하였다.

<Table 3.2> Matrix of Settling Test with 100cm Ht. of Column

| Water Content(%) | 500 | 700 | 1000 | 1400 | 2000 |
|---------------------------|-----|-----|------|------|------|
| Initial Slurry Height(cm) | 90 | 90 | 90 | 90 | 90 |
| | 75 | 75 | 75 | 75 | 75 |
| | 50 | 50 | 50 | 50 | 50 |



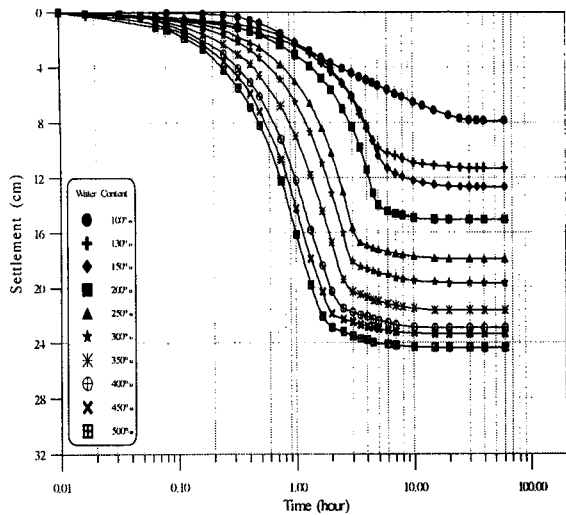
<Fig. 3.4> Messcylinder



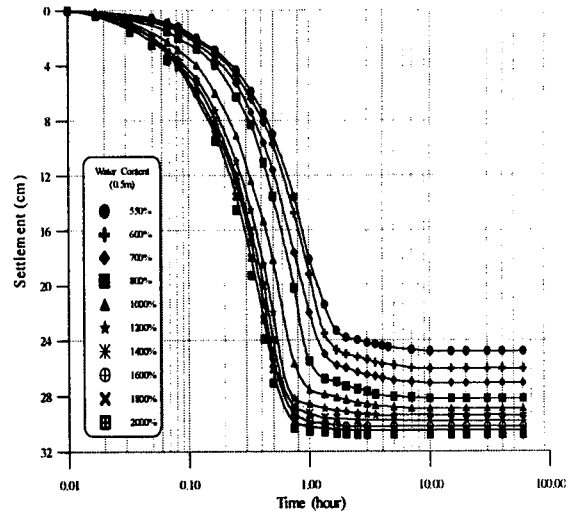
<Fig. 3.5> Column (100cm)

3.3.1 메스실린더실험

<Fig. 3.6>과 <Fig. 3.7>은 초기함수비를 100%에서 2000%까지 변화 시키면서 수행한 계면의 침하량 변화를 $\log t$ 에 대하여 도시한 결과를 보여준다.



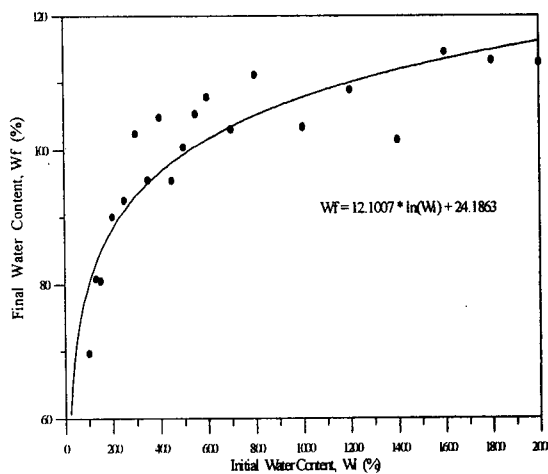
<Fig.3.6>Interface Settlement with Time(log t, w=100~500%)



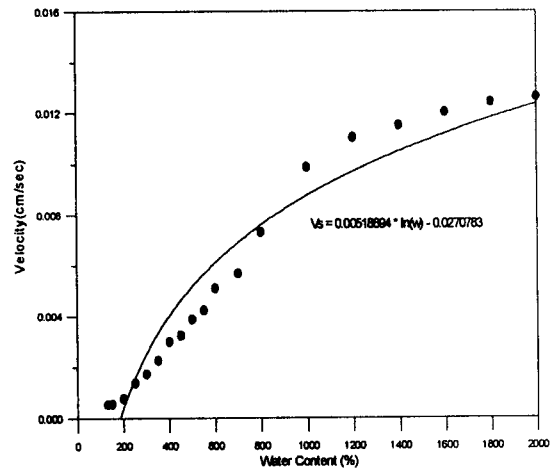
<Fig.3.7>Interface Settlement with Time (log t, w=550~2000%)

<Fig. 3.6>과 <Fig. 3.7>에 보인 바와 같이 고함수비 1,000~2,000% 사이에서의 응집단계는 대체로 6분 정도에서 완료되며 침강이 지속하여 발생함을 알 수 있다. <Fig. 3.7>에 보인 바와 같이 침강 완료 후 자중 압밀은 1~2시간 정도에서 유발되고 있음을 알 수 있다. <Fig. 3.6>의 500% 이하의 저함수비로 갈수록 압밀시점이 점진적으로 지연되고 있음을 알 수 있다. 함수비 100%에서는 변곡점이 없는 초기 상태부터 자중압밀로 시작되는 곡선을 보여주고 있음을 알 수 있다. 전반적으로 초기함수비가 증가할수록 침강속도가 일관성 있게 증가하는 경향을 보여주고 있으며 압밀시점은 감소하고 있음을 알 수 있다.

<Fig. 3.8>은 침강실험 수행결과 획득한 초기함수비와 최종함수비의 관계를 보여준다. 그림에서 나타낸바와 같이 부분적으로 자료분산을 보이고 있으나 전반적으로 초기함수비가 클수록 최종함수비가 증가하는 경향을 나타내고 있다. 이것은 초기함수비가 클수록 실질토량의 무게가 감소함에 따라 토립자 자중에 의한 유효응력의 크기가 감소하기 때문에 압밀종료 시점의 최종함수비가 증가하는 경향을 나타내고 있는 것으로 판단된다. 그와 같은 경향은 초기함수비가 증가할수록 최종함수비 증가율이 적어지는 log 함수형태로 표현됨을 알 수 있다



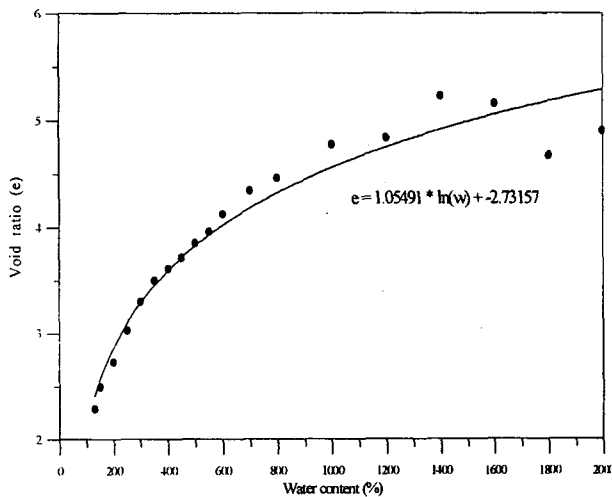
<Fig.3.8>Relationship between Initial and Final Water Contents



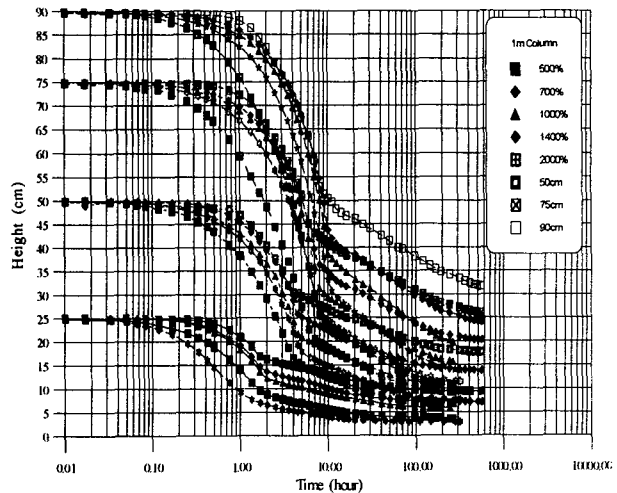
<Fig. 3.9> Relationship between Settling Velocity and Initial Water Content

<Fig. 3.9>는 초기함수비와 침강속도의 관계를 보여주고 있다. 침강속도는 시간경과에 따른 계면고의 변화에 대한 계측 결과에서 기울기를 나타낸 것이다. 초기함수비가 증가할수록 침강속도가 비선형적으로 증가하고 있음을 알 수 있다.

<Fig. 3.10>은 초기함수비와 자중압밀시점 단계의 간극비의 상관관계를 도시한 결과이다. 초기함수비의 증가에 따라 압밀 시작시의 평균간극비가 증가하다가 평균 간극비 5.0이상에서는 초기함수비의 증가에도 불구하고 더 이상 증가가 없음을 알 수 있다. 이와 같은 결과로 본격적인 자중압밀 시작점의 간극비는 약 5.0으로 추정된다.



<Fig.3.10>Relationship between Initial Water Content and Void Ratio at Initiating Consolidation

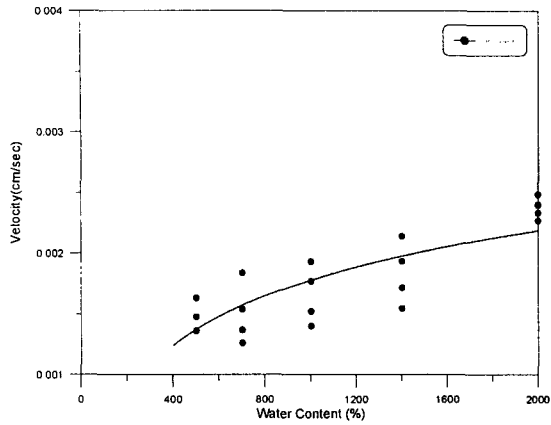


<Fig.3.11>Interface Height with Time for Different Initial Water Contents and Heights

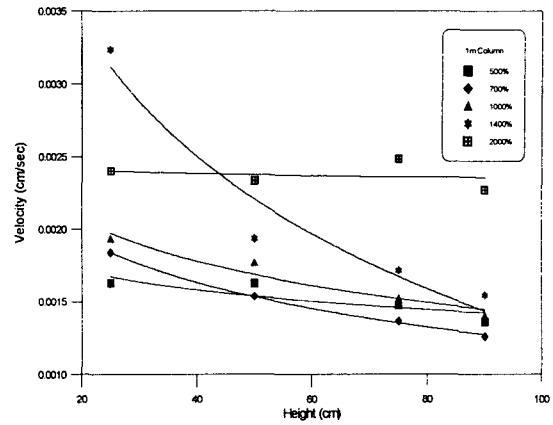
3.3.2 1m 높이 침강용기 사용

<Fig. 3.11>은 1m 높이의 침강용기를 사용하여 초기함수비를 500, 700, 1000, 1400, 2000%로 변화시키고 각 초기함수비 조건에서 시료높이를 25, 50, 75, 90cm로 변화시키는 침강실험 결과이다. 메스 실린더를 사용한 실험결과와 유사하게 초기함수비가 증가할수록 침강속도가 증가하며 압밀시점은 짧은 시간에 일어나고 있음을 알 수 있다.

<Fig. 3.12>에서 보인 바와 같이 초기함수비가 증가할수록 침강속도가 증가하는 경향을 보여주고 있으며 다음과 같은 초기 함수비에 대한 침강속도의 관계식을 구하였다.



<Fig.3.12>Settling Velocity with Water Content



<Fig.3.13>Relationship between Settling Velocity and Initial Water Content

직경 9cm의 Column을 사용한 <Fig. 3.12>의 결과와 직경6cm의 메스실린더를 사용한 <Fig. 3.9>의 결과를 비교하여 볼 때 동일한 초기함수비에 대하여 작은 직경의 Column을 사용한 경우는 침강하는 토립자 골격과 Column용기 내벽사이의 침투류 형성에 의하여 침강속도가 가속화되는 Bridging Effect에 의하여 큰 침강속도가 측정된 것으로 사료된다.

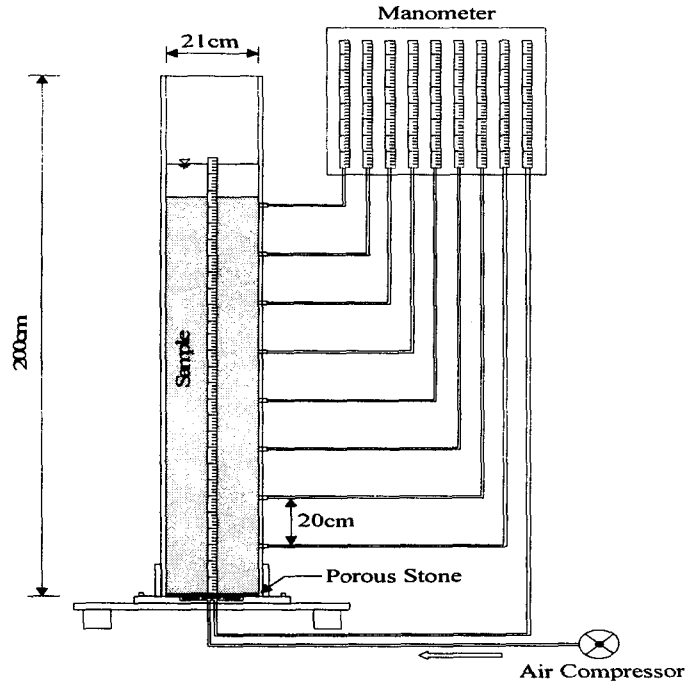
한편, <Fig. 3.13>은 시료높이 변화에 대한 침강속도를 도시한 것으로 2000%의 고함수비에서는 시료높이에 따른 영향이 없는 것으로 나타났으며 저함수비로 갈수록 시료의 초기높이가 증가할수록 침강속도가 감소하는 경향을 보여준다.

3.4 Column실험

<Fig. 3.14>의 Column을 사용하여 <Table 3.3>과 같이 실험을 수행하였다. 균일한 시료분포를 만들기 위해 Column바닥에 Air Compressor를 이용한 압축공기를 불어넣으면서, 계산된 혼합시료를 Column에 넣고, 충분히 교반 시킨 후 실험을 실시하였다. 시간에 따른 압밀침하량의 측정은 Column외벽에 눈금이 새겨진 줄자를 부착하여 침전계면을 읽음으로써 측정하였으며, 간극수압의 측정은 Column벽면에 일정한 간격으로 구멍을 뚫고 연결관과 밸브를 사용해 Manometer에 연결하여 깊이별 간극수압을 측정하였다.

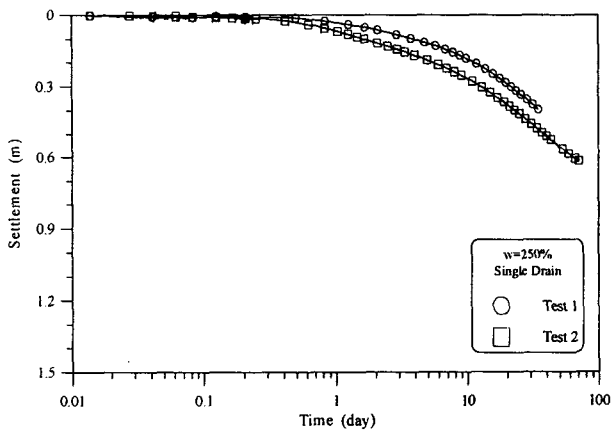
<Table 3.3> Testing Number of Column Test

| Drainage Condition | Initial Water Content (%) | | | |
|--------------------|---------------------------|-----|------|------|
| | 250 | 500 | 1000 | 1500 |
| Single | 2 | 2 | 2 | 2 |
| Double | 2 | 2 | 1 | 1 |

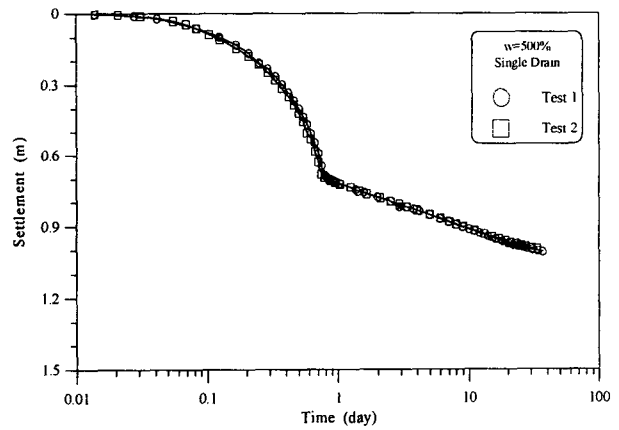


<Fig. 3.14> Column (200cm)

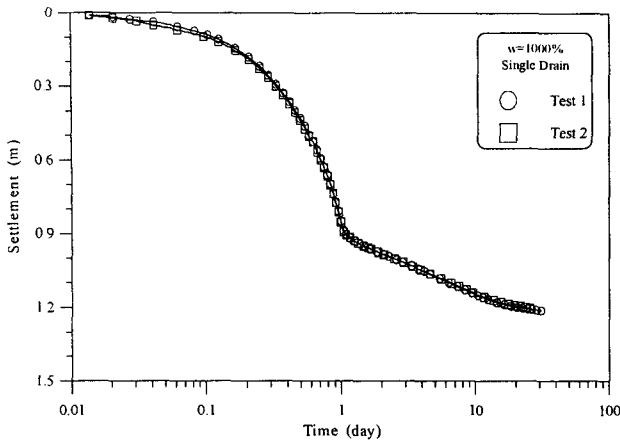
침강압밀특성을 분석하기 위하여 준설토의 초기조건에 따라 함수비를 250, 500, 1000, 1500%로 변화시켜가며 일면배수조건으로 실험을 수행하였다. 시간의 경과에 따른 침하계면을 측정하므로써 <Fig. 3.15~3.18>과 같은 시간-침하 곡선을 얻을 수 있었다.



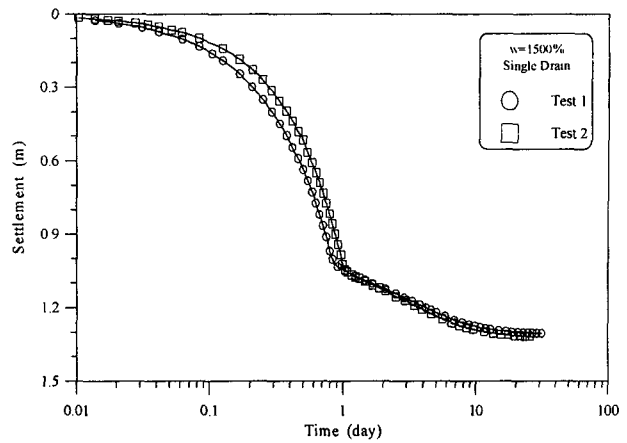
<Fig. 3.15> Settlement with Time
(w=250%, Single Drain)



<Fig. 3.16> Settlement with Time
(w=500%, Single Drain)

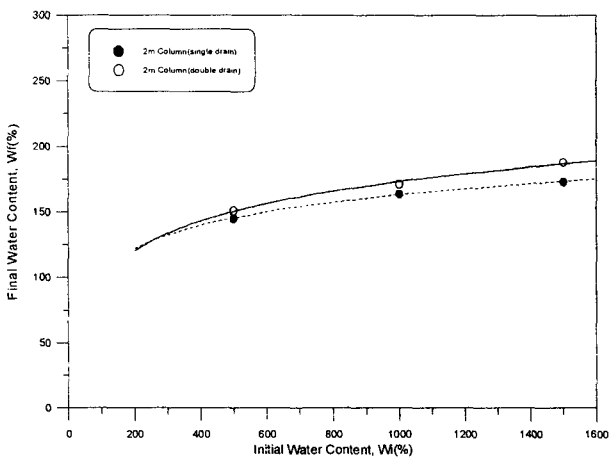


<Fig.3.17>Settlement with Time
(w=1000%, Single Drain)

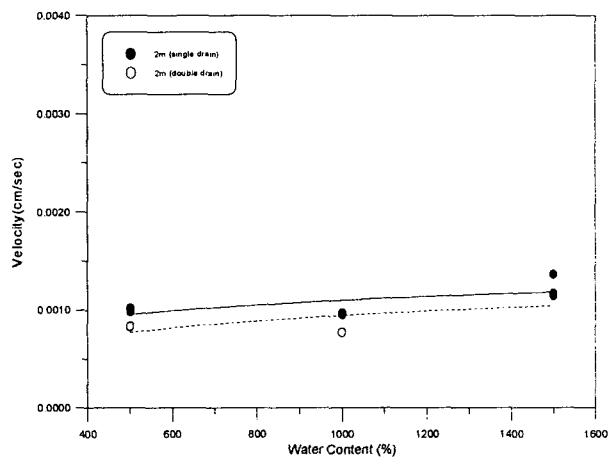


<Fig.3.18>Settlement with Time
(w=2000%, Single Drain)

<Fig. 3.19>는 2m Column의 일면 양면배수에 대한 초기함수비와 최종함수비의 관계를 도시한 것이다. 이것 역시 <Fig. 3.16>의 1m Column의 실험결과와 같이 초기함수비가 증가하면 최종함수비가 증가하는 동일한 결과를 보인다



<Fig.3.19>Relationship between Initial and Final Water Contents



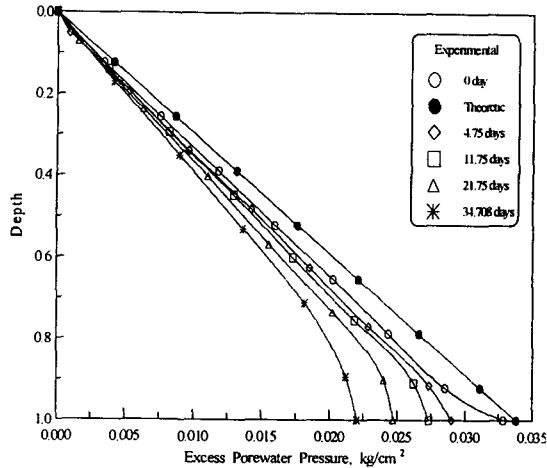
<Fig.3.20>Settling Velocity with Water Content

<Fig. 3.20>은 2m Column에 대한 초기함수비와 침강속도의 관계를 도시한 결과이다. 일면배수와 양면배수 조건일 때 두 값의 차이는 크게 보이지 않으나 초기함수비가 증가할수록 침강속도가 증가하는 경향을 보여주고 있으며 직경 9cm의 Column에서 얻은 침강속도와 유사한 범위 내에서 측정되었음을 알 수 있다.

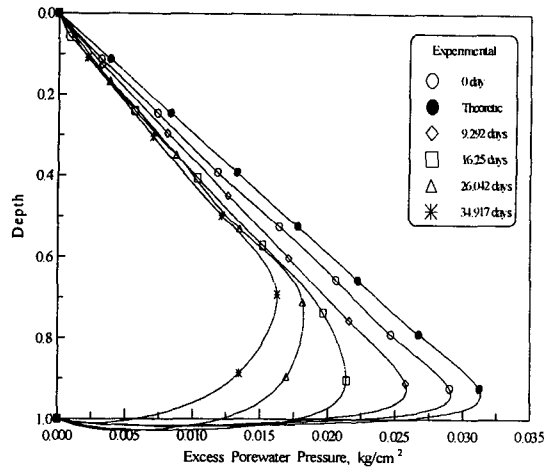
과잉간극수압의 측정은 Column측면에 바닥으로부터 상단까지 20cm간격으로 Standpipe를 설치하여 Manometer에 연결하므로써, Column내에 시료를 투기한 직후 준설토의 침강 및 자중압밀 동안에 변

화하는 과잉간극수압을 측정하였다.

<Fig. 3.21> ~ <Fig. 3.22>는 초기함수비, 배수조건을 각각 변화시키면서 측정한 과잉간극수압의 깊이별, 시간경과에 따른 분포를 도시한 결과이다. 그림에서 깊이는 무차원으로 표시($\frac{z}{H}$; 여기서, z 는 시료의 깊이, H 는 계면고의 높이)한 것이며 이론치(Theoretic)는 슬러리 투여직후($t=0$) 간극수압분포($u = v z$; 여기서, v 는 슬러리의 유효단위중량, z 는 깊이)를 나타낸 것으로 측정치($t=0$ day)와 비교하기 위한 것이다.



<Fig.3.21>Distribution of Measured Excess Pore Water Pressure with Depth and Time (w=250%, Single Drain)



<Fig.3.22>Distribution of Measured Excess Pore Water Pressure with Depth and Time (w=250%, Double Drain)

3.5 전단강도실험

준설매립토의 투기 후 매립깊이 및 시간경과에 따라 전단강도 변화를 예측하기 위하여 실내 배인 시험기를 이용하여, 비배수 전단강도실험을 수행하였다. 획득한 자료분석 결과를 종합하여 현장조건에서 매립완료 후 시간경과 및 매립깊이변화에 따른 전단강도 변화를 예측하였다.

3.5.1 실험방법

가. 재성형 시료

현장 채취 준설토를 사용하여 함수비를 변화시키면서 시료 성형 직후 배인실험을 수행하였다. 실험은 <Table 3.4>에 보인 바와 같이 배인의 크기에 따른 전단강도측정 결과의 일관성을 확인하기 위하여 직경×높이(1.27cm×1.27cm, 3.27cm×5.00cm)가 서로 다른 2가지의 배인을 사용하여 함수비 변화를 39.08%~69.57%와 51.30%~102.01%의 시료에 대하여 실험을 수행하였다.

<Table 3.4> Matrix of Vane Test for Remolded Samples

| Vane Size (cm×cm) | Range of Water Content(%) | No. of Sample |
|----------------------|---------------------------|---------------|
| 1.27×1.27 | 39.08 ~ 69.57 | 18 |
| 3.27×5.00 | 51.30 ~ 102.01 | 15 |

한편, 동일한 함수비 108%의 시료에 대하여 경과시간 0, 2, 6, 11, 17, 24, 27일에 따른 강도발현현상을 확인하기 위하여 크기가 3.27cm×5.00cm인 베인을 사용하여 실험을 수행하였다.

나. Column 시료

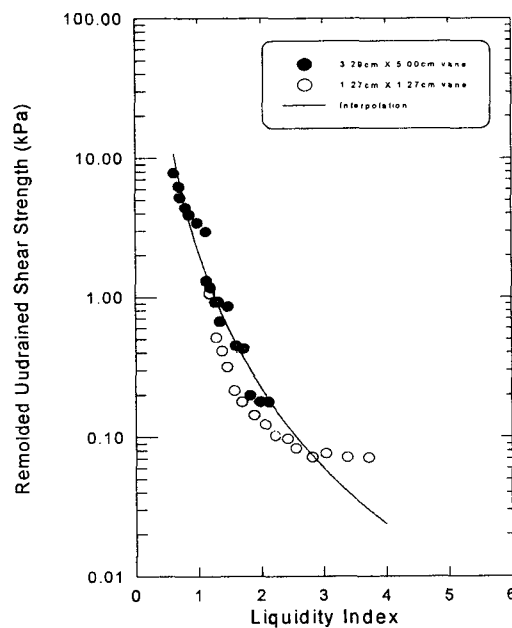
침강실험을 수행한 Column 시료에 대하여 실험완료 후 베인시험기를 Column 상부에 장착하여 <Table 3.5>에 보인 바와 같이 일면배수와 양면배수 시료에 대하여 각각 두 Group에 대하여 실험을 실시하였다.

<Table 3.5> Matrix of Vane Test for Column Test Specimen

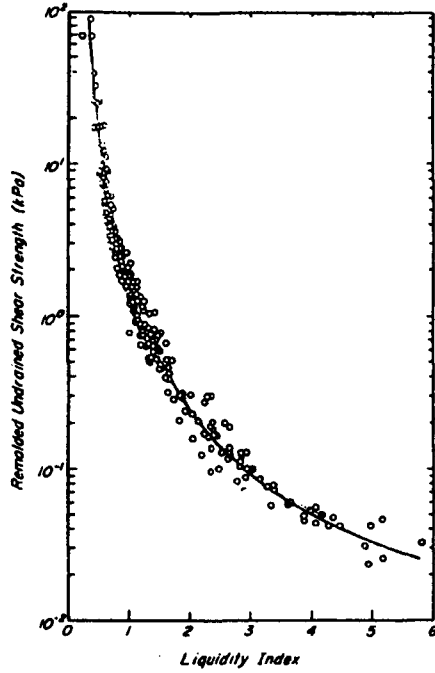
| Single Drained Specimen | | Double Drained Specimen | |
|-------------------------|---------|-------------------------|---------|
| Group A | Group B | Group A | Group B |
| 1500% | 1500% | 1500% | 1500% |
| 1000% | 1000% | 1000% | 1000% |
| 500% | 500% | 500% | 500% |
| 250% | 250% | 250% | 250% |

3.5.2 재성형 시료 실험결과

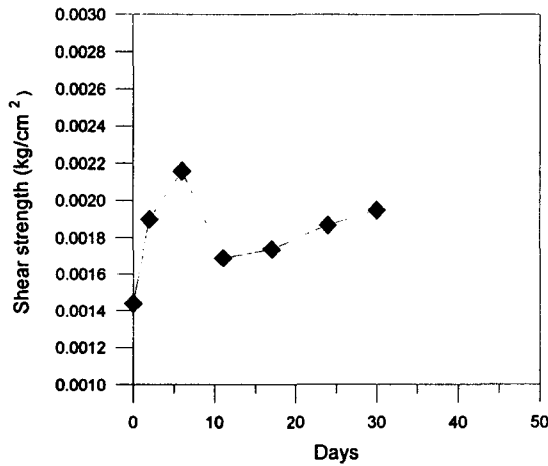
<Fig. 3.23>은 다른 크기의 베인을 사용하여 재성형 시료에 대하여 함수비를 변화시켜 측정 한 비배수 전단강도를 액성지수(LI)에 대하여 나타낸 것이다.



<Fig. 3.23> Undrained Shear Strength with LI



<Fig. 3.24> Relationship between Undrained Shear Strength and Liquidity Index for Remolded Clay (Terzaghi & Peck, 1948)



<Fig. 3.25> Change of Shear Strength with Time

<Fig. 3.23>에 보인 바와 같이 함수비 (액성지수: $LI = \frac{w - PL}{PI}$) 변화에 따라 전단강도가 대수 함수적으로 변화됨을 확인하였다. <Fig. 3.24>에 보인 바와 같이 그의 변화 경향에 대하여 문헌고찰 (Terzaghi & Peck, 1948)을 실시하여 비교하여 본 결과 측정된 실험결과와 매우 근접하고 있음을 확인하였다. 함수비 변화에 따른 측정된 전단강도 변화를 회귀 분석하여 아래와 같이 실험적인 공식을 얻을 수 있었다.

$$Su = 0.6 \times 10^{(0.327832 - 3.09909 \log LI)} \text{ (kPa)}$$

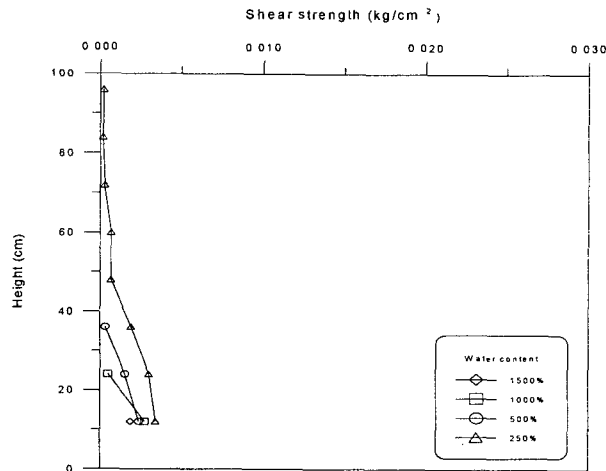
한편, 재성형 시료의 시간경과에 따른 전단강도 발현효과(Thixotropy) 경향을 알아보기 위하여 동

일한 함수비로 조성한 재성형 시료를 시간을 변화시키면서 배인실험을 수행한 실험결과를 <Fig. 3.25>에 도시하였다.

초기함수비 108%로 성형하였으나 시간경과에 따른 자중압밀효과, 시료교란, 실험오차 등으로 분산되는 함수비 변화가 측정되었으나 시간경과에 따라 전단강도가 증가하는 경향을 보인다. 특히 시료 성형 직후의 전단강도가 0.00144 kg/cm^2 에 비하여 30일 경과 후에는 0.00195 kg/cm^2 으로 약 30%의 강도증진이 측정되었다.

3.5.3 Column시료 실험결과

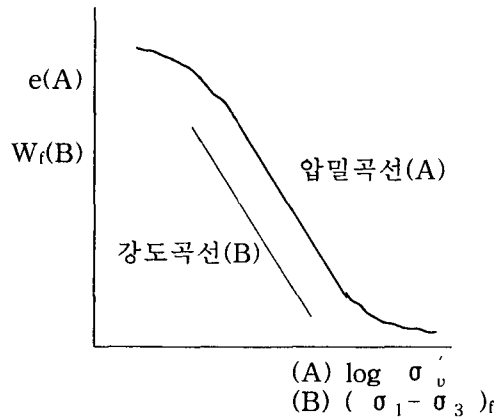
<Fig. 3.26>은 양면배수 조건하의 Column 시료(Group A)에 대하여 측정된 배인시험기의 비배수 전단강도 값을 정리한 도시한 것이다. 1500% 함수비 시료는 최종시료 높이가 낮고 함수비가 높아서 매우 작은 값을 보여주고 있다. 1000%와 500% 시료에 대하여는 시료깊이 증가에 따라 비배수 전단강도가 증가하는 경향을 보이고 있다. 특히 초기함수비가 낮은 250% 시료에 대하여는 시료깊이에 따라서 비배수 전단강도가 증가하는 경향을 알 수 있다.



<Fig. 3.26> Undrained Shear Strength with Height

한편, 준설매립토는 준설지역에서 준설장비에 의하여 교란된 상태에서 준설지역의 원지반 흙을 채취, 운송하고 매립지에 투기하여 자중압밀과정을 거쳐서 압밀이 진행되기 때문에 자중압밀에 의한 함수비의 감소에 따라 비배수 전단강도의 증가가 예상된다. 따라서 준설매립토의 비배수 전단강도는 정규압밀토의 거동에 준하여 발휘된다.

포화된 정규압밀점성토의 전단특성은 Rutledge(1947)의 가설에 준하여 거동하는 것으로 알려져 있다. Rutledge 가설(Rutledge Hypothesis)은 정규압밀점토에 대한 다양한 삼축압축실험 결과들을 종합·분석하여 <Fig. 3.27>에 보인 바와 같이 연직 유효압밀응력(σ_v)와 간극비(e)의 유일성(곡선A), 파괴시 함수비(w_f 또는 e_f)와 파괴시 축차응력, ($\sigma_1 - \sigma_3$)_f와의 유일성(곡선B), 즉 연직유효응력-간극비-파괴시 축차응력 간의 유일성 개념(Concept of Uniqueness of Water Content and Effective Stress)을 제안하였다.



<Fig. 3.27> Relationship between Effective Stress and Void Ratio,

이와 같은 개념은 중간주응력, 응력이력, Fabric, 층상구조점토 등에 따라 영향을 받는 것으로 알려져 있으나 정규압밀토나 약간 과압밀토 점토 (OCR <5) 에서는 유효한 것으로 보고되었다. 한편, 압밀 특성곡선(A)와 강도특성곡선(B)가 경험적으로 평행한 값을 갖는 것은 강도 증가비 $\frac{\tau_f}{\sigma_{vc}} = \frac{S_u}{\sigma_{lc}} = \frac{c}{p} = \text{일정함}$ 을 의미한다.

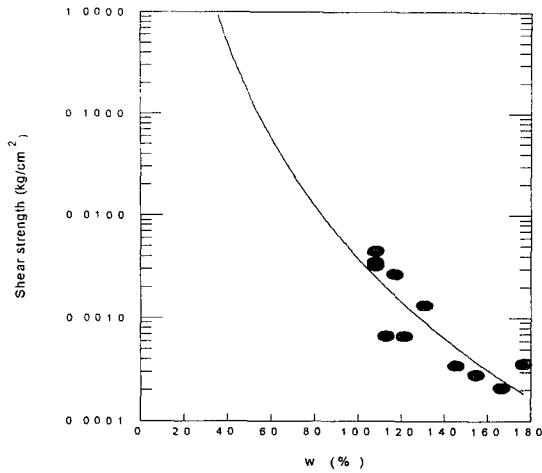
실험결과를 분석하기 위하여 <Table 3.10>에 보인 바와 같이 여러 연구자에 의해 제안된 관계식 중에서 현실적으로 적용성이 있는 공식을 사용하여 비교 분석하였다. 각 관계식을 적용함에 있어서 Column실험에서는 깊이별 유효응력이나 함수비 분포를 측정하지 않았기 때문에 유한변형률 압밀이론을 사용한 수치해석 프로그램을 이용하여 각 Column 실험조건에서 유효응력과 함수비 분포를 구하였다. Column실험에서 측정한 전단강도 값을 수치해석 프로그램에 의한 함수비 분포와 대응하여 함수비 변화에 따른 전단강도 변화관계를 <Fig. 3.28>에 나타내었으며 그의 상관 관계식을 다음과 같이 구하였다.

$$S_u = e^{(18.9 - 5.32 \ln w)}$$

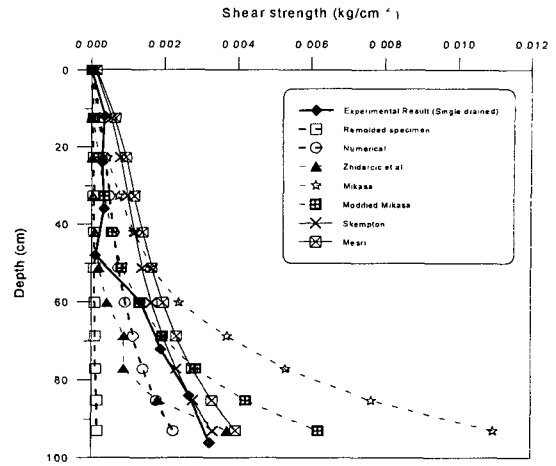
여기서 w = 함수비(%), S_u = 비배수 전단강도(kg/cm²)

<Table 3.10> Equation for Undrained Shear Strength of Normally Consolidated Soil

| Author | Equations |
|----------------------------|--|
| Craig and Chua (1987) | $\log_{10}(S_u) = 3.804 - 0.101 W$ |
| Znidarcic et al. (1994) | $\log S_u = \frac{1.945 - e}{0.435}$ |
| Mikasa (1998) | $S_u = 0.32 \times 10^{(1.6 - 2.52w)/0.8}$ |
| Modified Mikasa (1998) | $S_u = 0.30 \times 10^{(1.6 - 2.7w)/0.8}$ |
| Skempton and Bishop (1954) | $S_u = (0.11 + 0.0037 \times PI) \times \sigma'_v$ |
| Skempton (1948) | $S_u = \frac{[K + (1 - K) A_f] \sin \phi'}{1 + (2 A_f - 1) \sin \phi'} \times \sigma'_v$ |
| Mesri (1975) | $S_u = 0.22 \sigma'_v$ |
| Schofield (1968) | $S_u = \frac{M}{2} \exp[-(1 - \frac{\kappa}{\lambda})] \times \sigma'_v$ |



<Fig.3.28>Undrained Shear Strength Water Content



<Fig.3.29>Comparison of Measured Shear Strength with Estimated Values (Single Drain - 30 days)

<Fig. 3.29>는 250% 초기함수비의 Column실험에서 측정된 실험결과와 예측치를 비교한 것이다. 재성형 시료에 대한 관계식을 사용하여 추정된 결과는 실험치와 비교하여 매우 작은 값을 나타내고 있으며 장기적인 투기 후 방치의 현장조건을 고려할 때 재성형 시료에 의한 전단강도 예측은 공학적 의미를 지니지 못하는 것으로 판단된다.

전단강도 측정치와 수치해석에 의한 간극비 분포의 역해석을 사용한 관계식에 의한 방법으로 추정된 전단강도 분포는 측정치와 유사한 값을 보여주고 있다. Mikasa 관계식과 수정 보완된 Mikasa 관계식은 실험치와 비교할 때 Column 시료 상부의 고함수비 분포에는 매우 근접하고 있으나 하부 자료는 크게 산정되는 경향이 있다. 본래의 Mikasa 관계식에 의한 추정은 실험치 보다 상당히 크게 평가되고 있는 반면에 수정 보완된 Mikasa 관계식은 그에 비하여 실험치에 접근하고 있음을 알 수 있다. 또한 유효응력으로 표현한 Skempton과 Mesri의 제안식에서는 실험치와 접근하고 있음을 알 수 있다. 이는 Skempton의 제안 $S_u = (0.11 + 0.0037 \times PI) \times \sigma'_v = (0.11 + 0.0037 \times 20.28) \times \sigma'_v = 0.185 \sigma'_v$ 과 Mesri의 관계식 $S_u = 0.22 \sigma'_v$ 는 서로 유사한 범위의 값으로 표현되기 때문이다. 안전측 예측을 고려할 때 Skempton의 제안식이 추천된다. 따라서, 현장조건에 의한 전단강도 변화 예측은 역해석에 의한 관계식, 수정 보완된 Mikasa 관계식, Skempton의 제안식을 사용하여 실시하였다.

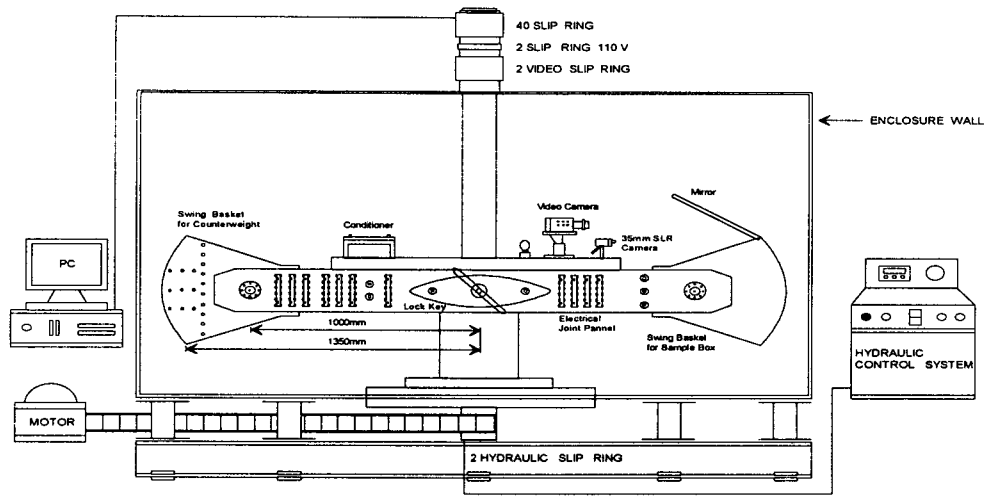
3.6 원심모형실험

준설매립토의 자중압밀특성을 규명하고 실험결과를 바탕으로 고함수비 상태의 유효응력-간극비-투수계수의 구성관계식을 역해석하기 위하여 초기함수비, 시료높이, 중력수준 등을 변화시키면서 원심모형실험을 수행하였다.

3.6.1 강원대학교 원심모형시험기

강원대학교에 설치된 원심모형시험기의 개요도를 <Fig. 3.30>에 나타내었다. 원심모형시험기의 용량은 20g.ton이며 시험가능한 모형토조의 크기는 500×500×600mm이고, 원심모형기의 중심 축으로부터 Hinge까지의 거리가 1m, Swing Basket의 저면 까지 거리는 1.35m이다. Slip Ring은 총 40개의 Channel이고 Conditioner의 구동 및 Video Camera의 전원을 공급하는 Slip Ring을 분리 설치하였으

며, 2개의 유압식 Slip Ring은 원심모형실험기의 하단에 설치하였다. 또한 8mm Video Camera와 35mm SLR Camera는 원심모형실험기의 중심 축 좌우에 설치되었다.



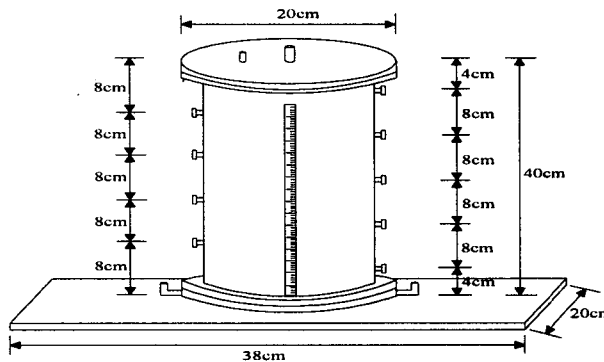
<Fig. 3.30> Schematic of Centrifuge Model Testing Apparatus

3.6.2 모형토조 및 계측장비

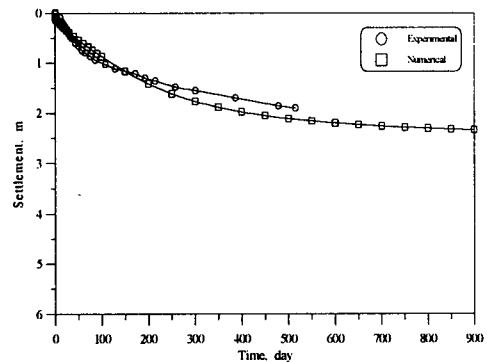
원형토조의 직경은 14cm이며 높이는 40cm이고, 토조의 측면에는 간극수압계를 설치할 수 있도록 2cm간격으로 단자가 설치되어 있다. 원형토조는 실험시 원심모형시험기내의 Swing Basket에 장착이 되며 토조의 전면 판은 투명한 아크릴 판으로 제작되어 실험시 시험기내에 있는 비디오 카메라와 SLR 카메라를 이용하여 시간에 따른 시료의 침하를 관찰할 수 있다. 또한, 시료의 침하를 관찰하기 위하여 토조의 전면 판 위에 Scale을 부착하였다.

3.6.3 원심모형실험결과

초기함수비, 시료높이, 중력수준, 배수조건등을 변화시킨 원심모형실험에서 측정된 시간경과에 따른 압밀침하량, 시간경과에 따른 간극수압분포, 실험완료후 추출한 시료의 함수비 분포를 측정된 것에 대하여 분석을 실시하였다.

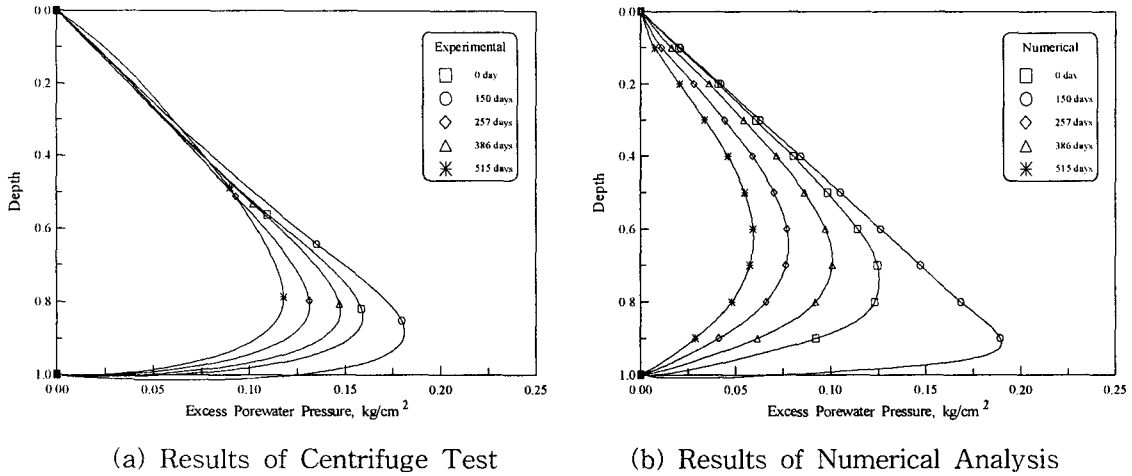


<Fig. 3.31>The Model Container of Column



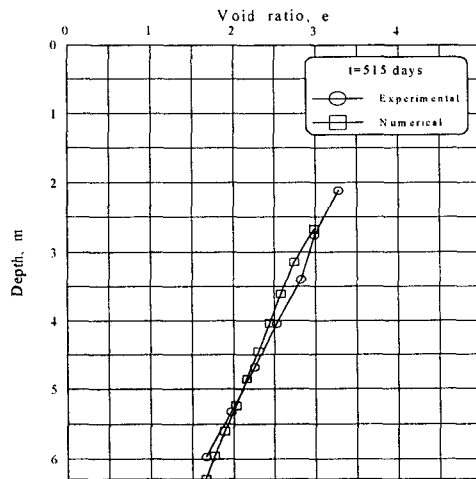
<Fig. 3.32>Settlement with Time
(Test 2, $w=150\%$, $e=4.08$,
double drain, $h=20\text{cm}$, 30G)

<Fig. 3.32>는 초기함수비 $w=150\%$, 대응간극비 $e=4.08$, 시료높이 $h=20\text{cm}$ 의 모형시료를 30G에서 압밀배수 조건에서 수행한 원심모형 실험결과에서 시간 경과에 따른 측정된 계면의 침하량을 나타낸 것이다. 실험결과를 추정된 구성 관계식을 바탕으로 유한변형을 압밀이론을 사용한 수치해석 program으로 예측한 수치해석 결과를 비교 분석한 것이다. 도시된 침하 및 시간에 대한 좌표축은 실험조건을 원형의 현장 조건으로 환산하여 표현하였다. 실험결과에 비하여 수치해석 결과가 초기에 빠른 침하량을 나타내고 있으나 시간 경과에 따라 실험치에 접근함을 알 수 있다. <Fig. 3.33>은 측정된 과잉간극수압과 수치해석 결과를 비교 도시한 결과이다.



<Fig. 3.33> Distribution of Excess Pore Water Pressure with Depth
(Test 2, $w=150\%$, $e=4.08$, Double Drain, $h=20\text{cm}$, 30G)

원심모형실험 완료 후 시료 추출기로 모형토조에서 시료를 채취한 후 깊이별로 얇게 절단하여 함수비를 측정하여 간극비를 산정하고 측정된 깊이별 간극비 분포를 구성관계식 추정에 의한 유한변형을 이론 수치해석 결과와 비교를 실시하였다.



<Fig. 3.34> Void Ratio Distribution with Depth
(Test2, $w=150\%$, $e=4.08$, Double Drain, $h=20\text{cm}$, 30G)

3.7 수치해석에 의한 구성관계식 추정

점토의 압밀특성을 파악하기 위해서는 간극비-유효응력과 간극비-투수계수의 구성관계식을 정교하게 유도하는 것이 매우 중요한 변수로 작용한다. 특히 현장에서의 준설매립 지반과 같이 큰 초기함수비 상태에서의 구성 관계식을 비교적 정확하게 추정한다는 것은 준설토량의 산정과 이후 시공성에 미치는 영향에 절대적이므로 매우 중요한 부분이지만 현실적으로 고함수비일 때의 실험장비의 제약 등의 문제로 정확한 값을 획득하기란 어려운 실정이다. 따라서, 이 연구에서는 Column실험과 원심모형 실험을 통하여 획득한 시간경과에 따른 계면고의 변화량에 대한 자료에 대하여 역해석 기법의 해석방법을 실시하여 적정의 구성관계식을 추정하는 방법을 사용하였다.

해석방법은 우선 유효한 간극비-유효응력, 간극비-투수계수의 구성관계식을 표준압밀실험, 변수위투수실험 등을 통하여 비교적 작은 간극비($e < 2.0$)인 경우에 대하여 획득한 자료를 기지점으로 하여 다음의 지수함수 형태의 구성관계를 지닌 것으로 가정하여 해석을 실시하였다.

$$\begin{cases} e = A(\sigma)^B \\ k = C(e)^D \end{cases} \dots\dots\dots (3.1)$$

한편, 식 (3.1)에서 사용한 구성식 관계를 기본식으로 하여 개략적인 구성식을 조성한 다음, 식 (3.2)와 같은 정교한 지수함수를 사용하여 구성식을 완료하였다. 압밀식은 2차 편미분 방정식으로 압밀량의 경우 초기시간에 대하여 급격히 비선형적으로 변하고 시간이 지남에 따라서 기울기가 완만해지는 특성이 있으며, 특히 간극비가 큰 경우에는 시간변화에 따라 압밀량이 크게 변하는데, 이러한 특성에 적절한 구성식을 다음과 같이 지수함수형태로 표현함으로써, 간극비의 폭이 클 경우에도 식의 상수 값만으로 임의의 미분점을 구할 수 있도록 단순화하였으며, 변곡점에서의 수치해석상 오차를 방지할 수 있어 해의 안정성을 도모하였으며, 수행시간의 단축 등의 장점이 있다.

$$e = \frac{AA + BB \times \ln(\sigma')}{1 + CC \times \ln(\sigma') + DD \times (\ln \sigma')^2} \dots\dots\dots (3.2)$$

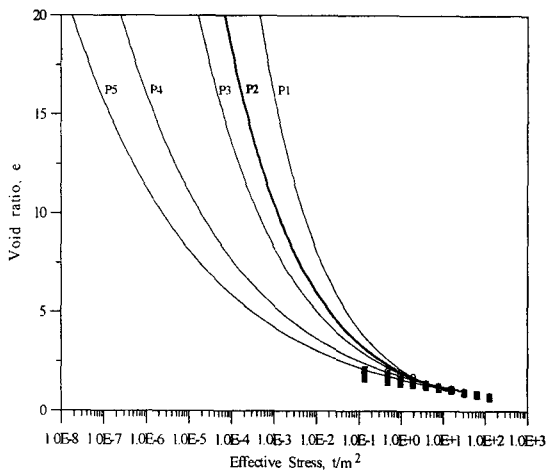
$$e = \frac{EE + FF \times \ln(K)}{1 + GG \times \ln(K) + HH \times (\ln K)^2}$$

먼저, 표준압밀실험과 변수위투수실험 등을 통하여 획득한 기지점으로부터 기울기를 달리하여 식 (3.1)을 이용하여 여러개의 구성식을 추정한 다음, 식 (3.2)로부터 각각의 구성식의 상수(AA-HH)값들을 유도하여 Column실험과 원심모형실험에서 획득한 시간경과에 따른 계면고의 변화에 관한 자료와, 유도된 상수 값을 이용하여 수치해석을 실시하여 얻은 결과를 비교하여 가장 근접한 분석결과에 대응하는 유효응력 - 간극비 - 투수계수의 구성관계를 확정하는 방법을 사용하였다. 이와 같이 구한 구성관계를 바탕으로 향후 현장조건에서 예상되는 투기조건하에서 준설매립토의 자중압밀에 의한 침하량을 예측할 수 있다.

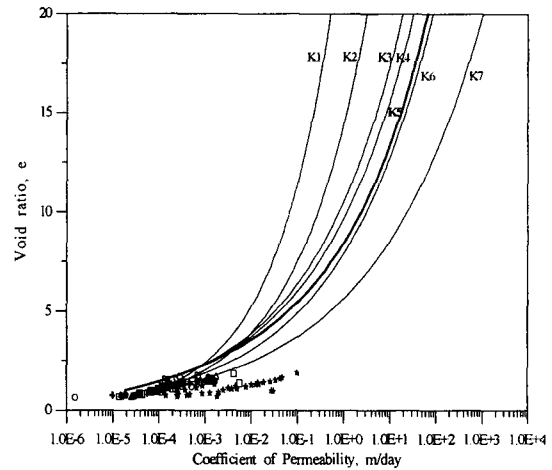
<Fig. 3.35>의 간극비-유효응력의 구성관계에서 표준압밀실험에서 획득한 기준점을 바탕으로 P1, P2, P3, P4, P5 형태의 구성관계식 변화를 시도하였다. 이와 같은 방법으로 <Fig. 3.36>의 간극비-투수계수의 구성관계에서도 표준압밀실험 및 변수위 투수실험에서 구한 기준점을 근거로하여 K1, K2, K3, K4, K5, K6, K7 형태의 구성관계식을 변화시키면서 해석을 수행하였다. 역해석 기법에 적용한 실험은 Column실험 중 초기함수비가 가장 작은 경우의 250%의 실험과 상사법칙에 의거, Column실험과 동일한 조건에서의 원심모형실험으로 각기 실시하였으나, Column실험결과와 원심모형실험 결과가 상

의하게 나타남에 따라 두 실험결과를 동시에 만족하는 구성식을 획득하기가 어려웠다. 따라서, 각각의 구성식을 사용한 수치해석 결과와 비교한 결과 간극비-유효응력 구성관계식은 최종 침하량이 두 실험결과가 비슷하게 나타났기 때문에 실험결과와 가장 근접한 P2로 추정하였고, 시간에 대한 침하경향은 두 실험결과와 비교적 근접한 K5로 추정하였다. 이와 같은 과정을 통해 본 실험에서 가장 적정하다고 판단되는 간극비-유효응력, 간극비-투수계수 관계의 상수를 획득할 수 있었다.

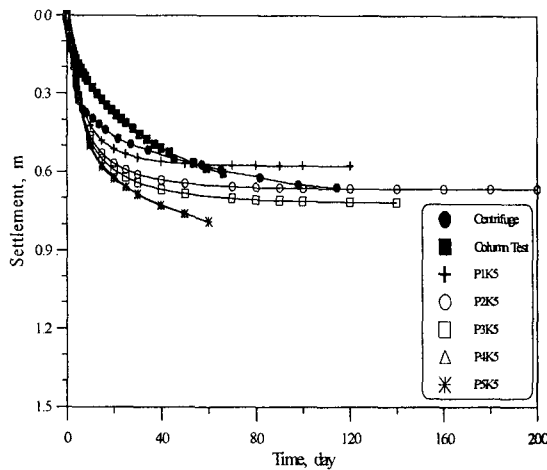
이와 같이 획득한 구성관계식으로 실험결과와 비교해 볼 때 <Fig. 3.37~3.38>에 보이는 바와 같이 전반적으로 실험치와 역해석에 의한 예측치가 근접하고 있음을 알 수 있다. 이와 같은 역해석 결과로 보아주어진 현장조건에서의 예측에 대한 신뢰성을 확보할 수 있을 것으로 사료된다.



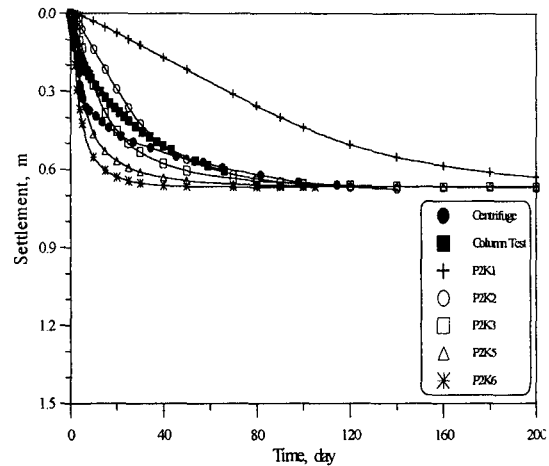
<Fig. 3.34> Prediction of Void Ratio-Effective Stress Relationship



<Fig. 3.36> Prediction of Void Ratio-Permeability Relationship



<Fig. 3.37> Prediction of Consolidation Settlement with Changing Void Ratio-Effective Relationship and Constant Void Ratio-Permeability Relationship



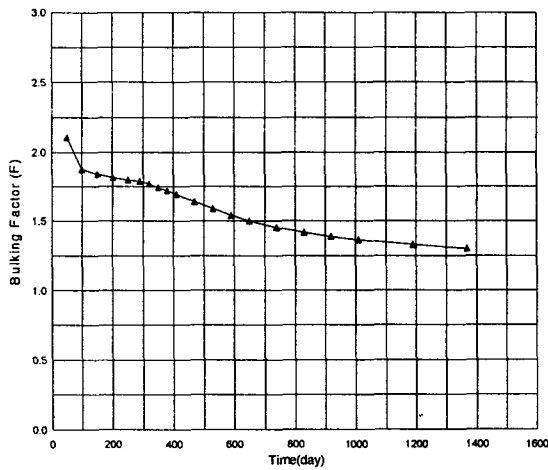
<Fig. 3.38> Prediction of Consolidation Settlement with Changing Void Ratio-Permeability Relationship and Constant Void Ratio-Effective Stress Relationship

3.8 예 측

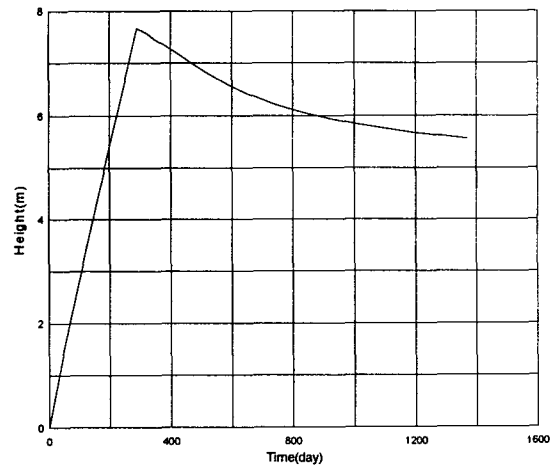
3.8.1 첨하량 및 체적변화 예측

<Table 3.11> Determination of Parameters for Filling Dredged Soil

| | | | | | | | | | |
|--|---------------------------------|-----------|------------|---------------------------------|-----------|------------|--------------------------------|-----------|------------|
| Dredged Slurry Concentration | 15%(A) | | | 15%(B) | | | 20%(C) | | |
| Water Content(w) | 596% | | | 596% | | | 437.63% | | |
| Void Ratio(ei) | 16.21 | | | 16.21 | | | 11.9 | | |
| Bulking Factor(f) ($= \frac{1+e_i}{1+e_f}$) | $(1+16.21)/(1+1.534)$ =6.792 | | | $(1+16.21)/(1+1.534)$ =6.792 | | | $(1+11.9)/(1+1.534)$ =5.091 | | |
| Fill Ht./day(h) (m/day) | Pocket I | Pocket II | Pocket III | Pocket I | Pocket II | Pocket III | Pocket I | Pocket II | Pocket III |
| | 0.100 | | | | | | | | |
| | 0.075 | | | | | | | | |
| Final Fill Ht. (m) | 7.67m | 7.18m | 7.07m | 8.17m | 7.68m | 7.57m | 8.17m | 7.68m | 7.57m |



<Fig.3.39>Changes of Bulking Factors with Time (w=596%, Ht=7.67m, 10cm/day)



<Fig.3.40>Changes of Height with Time(7.67m, 596%, 10cm/day)

간극비-유효응력-투수계수의 구성관계식을 전술의 역해석 기법을 이용하여 획득한 후 유한변형을 압밀이론의 수치해석 기법을 사용하여 <Table 3.11>의 현장조건에 대하여 예측을 실시하였다.

매립한계고(지반고+DL(+))7.67m, w=596%인 경우(Pocket I)

함수비 596%, 간극비 16.21인 경우 투기 이후 289일 소요 후 매립한계고에 도달하였으며 최종침하

량은 2.58m, 투기 이후 방치 3년 경과시 약 82%의 압밀도를 유지하는 지반이 형성될 것으로 추정된다. 한편, 투기 및 투기 이후의 계면고 및 간극비, 체적비의 변화를 <Table 3.12>에 나타내었다. 투기 후 시간 경과에 따른 체적비 및 계면고의 변화는 <Fig. 3.39>와 <Fig. 3.40>에 각각 나타내었다.

<Table 3.12> Changes of Bulking Factors with Time (w=596%,
Ht=7.67m, 10cm/day)

| Time | Time after Finishing Reclaim.(day) | Height (m) | Void Ratio (e) | Water Content (%) | Bulking Factor |
|----------|------------------------------------|------------|----------------|-------------------|----------------|
| 50 | | 1.521 | 4.340 | 159.56 | 2.107 |
| 100 | | 2.833 | 3.780 | 138.97 | 1.880 |
| 150 | | 4.125 | 3.670 | 134.93 | 1.843 |
| 200 | | 5.406 | 3.606 | 132.57 | 1.818 |
| 250 | | 6.683 | 3.564 | 131.03 | 1.801 |
| 289 | Fill Finish | 7.670 | 3.541 | 130.18 | 1.792 |
| 319 | 30 | 7.581 | 3.489 | 128.27 | 1.772 |
| 349 | 60 | 7.450 | 3.422 | 125.81 | 1.745 |
| 379 | 90 | 7.354 | 3.354 | 123.31 | 1.718 |
| 409 | 120 | 7.238 | 3.285 | 120.77 | 1.691 |
| 469 | 180 | 7.007 | 3.149 | 115.77 | 1.637 |
| 529 | 240 | 6.787 | 3.018 | 110.96 | 1.586 |
| 589 | 300 | 6.589 | 2.901 | 106.65 | 1.539 |
| 649 | 360 | 6.421 | 2.802 | 103.01 | 1.500 |
| 739 | 450 | 6.218 | 2.681 | 98.57 | 1.453 |
| 829 | 540 | 6.060 | 2.588 | 95.15 | 1.416 |
| 919 | 630 | 5.936 | 2.514 | 62.43 | 1.387 |
| 1009 | 720 | 5.836 | 2.455 | 90.26 | 1.363 |
| 1189 | 900 | 5.676 | 2.360 | 86.76 | 1.326 |
| 1369 | 1080 | 5.566 | 2.295 | 84.38 | 1.300 |
| Infinity | Infinity | 5.090 | 2.014 | 74.04 | 1.189 |

유한변형을 압밀이론에 의한 체적변화계수(F)

<Table 3.13> Bulking Factors of Fill Velocity 10cm/day

| Slurry concentration | 15%(A) | | | 15%(B) | | | 20%(C) | | |
|-----------------------------------|--------|-------|-------|--------|-------|-------|--------|-------|-------|
| Pocket Time(Mos.) | I | II | III | I | II | III | I | II | III |
| Just after Reclaim. | 1.792 | 1.796 | 1.797 | 1.788 | 1.792 | 1.792 | 1.817 | 1.822 | 1.823 |
| 1 | 1.772 | 1.773 | 1.773 | 1.770 | 1.772 | 1.772 | 1.796 | 1.799 | 1.799 |
| 2 | 1.745 | 1.745 | 1.744 | 1.746 | 1.745 | 1.745 | 1.769 | 1.769 | 1.769 |
| 3 | 1.718 | 1.715 | 1.715 | 1.721 | 1.718 | 1.717 | 1.742 | 1.739 | 1.738 |
| 4 | 1.691 | 1.685 | 1.684 | 1.696 | 1.691 | 1.690 | 1.713 | 1.708 | 1.707 |
| 6 | 1.637 | 1.327 | 1.625 | 1.646 | 1.637 | 1.635 | 1.657 | 1.648 | 1.646 |
| 8 | 1.586 | 1.573 | 1.571 | 1.597 | 1.586 | 1.583 | 1.604 | 1.592 | 1.589 |
| 10 | 1.539 | 1.526 | 1.523 | 1.552 | 1.539 | 1.537 | 1.556 | 1.543 | 1.540 |
| 12 | 1.500 | 1.487 | 1.485 | 1.513 | 1.500 | 1.498 | 1.515 | 1.502 | 1.499 |
| 15 | 1.453 | 1.441 | 1.439 | 1.464 | 1.453 | 1.450 | 1.465 | 1.453 | 1.451 |
| 18 | 1.416 | 1.405 | 1.404 | 1.427 | 1.416 | 1.414 | 1.427 | 1.418 | 1.415 |
| 21 | 1.387 | 1.378 | 1.376 | 1.396 | 1.387 | 1.385 | 1.396 | 1.388 | 1.386 |
| 24 | 1.363 | 1.355 | 1.355 | 1.371 | 1.363 | 1.362 | 1.372 | 1.364 | 1.362 |
| 30 | 1.326 | 1.322 | 1.320 | 1.333 | 1.326 | 1.325 | 1.333 | 1.328 | 1.327 |
| 36 | 1.300 | 1.297 | 1.296 | 1.305 | 1.300 | 1.299 | 1.306 | 1.302 | 1.301 |
| Infinity | 1.189 | 1.201 | 1.204 | 1.178 | 1.189 | 1.191 | 1.184 | 1.195 | 1.197 |
| Time Reached to Reclaim. Ht.(day) | 289.0 | 269.6 | 265.0 | 308.0 | 289.0 | 285.0 | 227.0 | 212.5 | 209.5 |
| Final Settlement(m) | 2.580 | 2.378 | 2.334 | 2.787 | 2.580 | 2.538 | 2.849 | 2.644 | 2.598 |

3.8.2 전단강도 변화예측

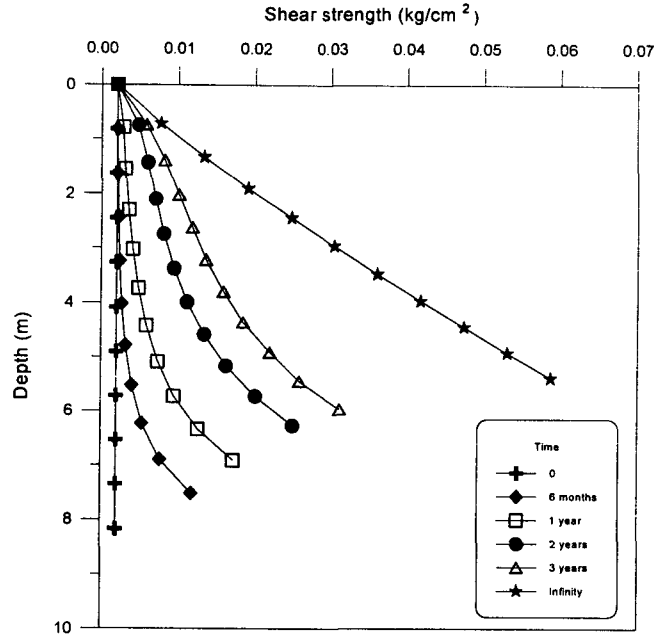
현장조건에 대한 전단강도의 변화예측은 Column 시료에 대한 실내 배인 실험결과 실험치와 비교적 유사한 상관관계를 보여준 관계식인 수정 보완된 Mikasa 관계식, Skempton의 제안식, 역해석에 의한 전단강도 추정식 등 3개의 관계식을 사용하였다.

<Table 3.14>과 <Fig. 3.88>는 Skempton의 경험식을 이용하였을 때 추정되는 전단강도 변화를 정리 도시한 예측치이다.

수정 보완된 Mikasa 관계식, Skempton의 제안식, 역해석에 의한 전단강도 추정식을 비교하여 볼 때 Skempton의 제안식이나 역해석의 전단강도 추정식은 매우 유사한 값의 전단강도 분포가 예측되고 있는 반면에 Mikasa의 수정식은 두 방법에 비하여 4~5배정도 크게 평가되고 있음을 알 수 있다. 안전측의 설계 및 예측 결과의 신뢰성을 고려할 때 Mikasa의 수정식 보다 상호 유사한 예측결과를 보여주는 Skempton의 제안식이나 역해석에 의한 전단강도 추정식의 사용이 추천된다.

<Table 3.14> List of Shear Strength Distribution with Depth and Time by Skempton's Eq. (15%, 8.17m, Pocket I, 10cm/day)

| Fill Finish | | 6 months | | 1 year | | 2 years | | 3 years | | Infinity | |
|-------------|--------------------------|-----------|--------------------------|-----------|--------------------------|-----------|--------------------------|-----------|--------------------------|-----------|--------------------------|
| Depth (m) | Su (kg/cm ²) | Depth (m) | Su (kg/cm ²) | Depth (m) | Su (kg/cm ²) | Depth (m) | Su (kg/cm ²) | Depth (m) | Su (kg/cm ²) | Depth (m) | Su (kg/cm ²) |
| 0 | 0.00201 | 0 | 0.00201 | 0 | 0.00201 | 0 | 0.00201 | 0 | 0.00201 | 0 | 0.00201 |
| 0.817 | 0.00201 | 0.816 | 0.00205 | 0.788 | 0.00282 | 0.748 | 0.00477 | 0.736 | 0.00579 | 0.718 | 0.00768 |
| 1.634 | 0.00201 | 1.628 | 0.00210 | 1.549 | 0.00310 | 1.431 | 0.00601 | 1.389 | 0.00824 | 1.329 | 0.01335 |
| 2.451 | 0.00201 | 2.436 | 0.00219 | 2.300 | 0.00352 | 2.098 | 0.00700 | 2.018 | 0.01004 | 1.902 | 0.01902 |
| 3.268 | 0.00201 | 3.235 | 0.00237 | 3.027 | 0.00408 | 2.744 | 0.00809 | 2.624 | 0.01181 | 2.441 | 0.02469 |
| 4.085 | 0.00201 | 4.020 | 0.00268 | 3.737 | 0.00484 | 3.375 | 0.00946 | 3.216 | 0.01361 | 2.963 | 0.03036 |
| 4.902 | 0.00201 | 4.785 | 0.00318 | 4.425 | 0.00589 | 3.989 | 0.01116 | 3.795 | 0.01592 | 3.468 | 0.03603 |
| 5.719 | 0.00201 | 5.523 | 0.00400 | 5.088 | 0.00738 | 4.586 | 0.01341 | 4.359 | 0.01846 | 3.962 | 0.04170 |
| 6.536 | 0.00201 | 6.228 | 0.00535 | 5.724 | 0.00949 | 5.164 | 0.01625 | 4.908 | 0.02195 | 4.444 | 0.04737 |
| 7.353 | 0.00201 | 6.895 | 0.00771 | 6.332 | 0.01264 | 5.723 | 0.02009 | 5.442 | 0.02580 | 4.917 | 0.05304 |
| 8.170 | 0.00201 | 7.518 | 0.01182 | 6.910 | 0.01722 | 6.263 | 0.02494 | 5.962 | 0.03114 | 5.383 | 0.05871 |



<Fig. 3.41> Distribution of Shear Strength with Depth and Time by Skempton's Eq. (15%, 8.17m, Pocket I, 10cm/day)

4. 결론

준설토 투기장의 용적계산과 침강 후 압축량 산정을 위한 준설토의 체적변화특성 및 침강특성과 준설토 방치 및 성토에 의한 압밀특성과 강도특성을 파악하기 위하여 기본물성실험, 표준압밀실험, 변수위투수실험, 침강실험, Column실험, 원심모형실험을 실시하고 실험결과에서 시간경과에 따른 침하량 변화에 대한 자료를 관독하고 유한변형률 압밀 이론에 의한 수치 해석을 실시하여 준설패립 예정토의 간극비-유효응력-투수계수의 구성관계식을 획득하고 현장투기조건에 대하여 매립한계고 도달시간, 침하발생에 의한 체적비의 변화등에 대하여 예측을 실시하였다. 한편, 실내 베인 실험에 의하여 함수비-비배수 전단강도의 상관 관계식을 구하여 현장 투기시 시간경과에 따른 전단강도 변화에 대하여 예측을 실시하였다.

5. 참고문헌

- Been, K. and Sills, G. C.(1981), " Self-weight Consolidation of Soft Soils : An Experimental and Theoretical Study ", Geotechnique, Vol. 31, pp. 519-535.
- Davis, E. H. and Raymond, G. P.(1965), " A Non-linear Theory of Consolidation ", Geotechnique, Vol. 15, pp. 161-173.
- Gibson, R. E., England, G. L. and Hussuy, M. J. L.(1967), " The Theory of One-dimensional Consolidation of Saturated Clay I: Finite Non-linear Consolidation of Thin Homogeneous Layers ", Geotechnique, Vol. 17, pp. 261-273.

- Gibson, R. E., Schiffman, R. L. and Cargill, K. W.(1981), " The Theory of One-dimensional Consolidation of Saturated Clay II : Finite Non-linear Consolidation of Thick Homogeneous Layers ", Canadian Geotechnique Journal, Vol. 18, pp. 280-293.
- Imai, G. (1981), " Experimental Studies on Sedimentation Mechanism and Sediment Formation of Clay Materials ", Soil and Foundations, Vol.21, No.1, pp. 7-20.
- Mikasa, M.(1963), " The Consolidation of Soft Clay - A New Consolidation Theory and Its Application ", Kajima Institution Publishing Co., Ltd., (In Japanese).
- Pane, V. and Schiffman, R. L.(1985), " A Note on Sedimentation and Consolidation ", Geotechnique, pp. 69-72.
- Schiffman, R. L. and Gibson, R. E.(1964), " Consolidation of Non-homogeneous Clay Layers ", Journal of The Soil Mechanics and Foundation Division, ASCE, 90. SM5, Proceedings Paper 4043, pp. 1-30.
- Skempton, A. W. and Bishop, A. W.(1954), Soils, Ia: Building materials.; their elasticity and inelasticity. Ed. by M. Rainer. Amsterdam, North-Holland Publ. Co., Chapter x. pp. 417-482
- Tan, T. S., Yong, K. Y., Leong, E. C. and Lee. S. L.(1990), " Sedimentation of Clayer Slurry ", Geotechnical Engineering, Vol. 116, No. 6, pp. 885-898.
- Vesilind, P. A.(1968), Design of Thickeners from Batch Tests, Water and Sewage Works, Vol. 115, No. 9.
- 矢野弘一郎(1985), "浚渫粘土による軟弱地盤の性状とその豫測", 土木學會 論文集, 第364號, pp. 1-4.