

인천 송도지역 준설토의 침강 및 압밀특성에 대한 실험 및 해석적 연구

Experimental and Numerical Studies for Sedimentation and Consolidation Characteristics of Dredged Soil in Songdo Area, Incheon

이 충 원¹⁾ · 최 항 석[†]
Chung-Won Lee · Hangseok Choi

Received: October 21st, 2015; Revised: October 23rd, 2015; Accepted: December 7th, 2015

ABSTRACT : Accurate settlement estimation of dredged soft soil deposits is significantly important to prevent potential disasters during land reclamation. An application of the non-linear finite strain consolidation theory is inevitable in dealing with a very soft ground formation such as dredged fill. In this paper, a series of the sedimentation-consolidation test, self-weight consolidation test and CRS test were conducted to clarify sedimentation and consolidation characteristics of dredged fill in the Songdo area, Incheon. In addition, the settlement of dredged fill was numerically simulated using the PSDDF program. The dredged soil obtained from the Songdo area was classified as low-compressible silt (ML) based on USCS (Unified Soil Classification System), and the final bulking factors were estimated to be 1.56 and 1.17 by Yano's method and the numerical simulation, respectively. This difference is attributable to relatively high reclaimed height and large permeability of dredged soil in this region.

Keywords : Dredged soil, Non-linearity, Finite strain consolidation theory, Sedimentation-consolidation, Self-weight consolidation, Numerical simulation

요 지 : 연약지반의 특성에 부합하는 이론을 이용하여 침하량을 합리적으로 예측하는 것은 건설방재적 관점에서 대단히 중요하다. 특히, 준설토매립지반과 같은 초연약지반의 압밀거동 모사를 위해서는 비선형 유한변형 압밀이론을 적용할 필요성이 있다. 본 연구에서는 인천 송도지역 준설토의 침강 및 압밀특성을 파악하기 위하여 침강압밀시험, 자중압밀시험 및 CRS 압밀시험을 수행하였으며, 그 결과를 PSDDF를 이용한 수치해석의 입력치로 사용하여 준설토매립지반의 거동을 해석하였다. 본 지역의 준설토는 통일 분류법에 의해 저압축성 실트(ML)로 분류되었으며, Yano법 및 수치해석을 통하여 얻어진 최종 체적변화비는 각각 1.56, 1.17로 나타났다. 이러한 결과의 차이는 계면고가 상대적으로 높고 투수성이 큰 해당 구간 준설토매립토의 토질 특성에 기인한 것으로 사료된다.

주요어 : 준설토, 비선형성, 유한변형 압밀이론, 침강압밀, 자중압밀, 수치해석

1. 서 론

연약지반의 침하량을 계산함에 있어 일반적으로 쓰여지고 있는 Terzaghi의 일차원 압밀이론식은 간극비와 유효응력의 선형적 관계, 압밀 진행 중 일정한 투수계수, 그리고 미소변형이라는 세 가지 가정이 중심이 된다. 이러한 가정에 유도된 Terzaghi의 압밀이론식으로 준설토매립지반과 같이 큰 침하 양상을 보이는 연약지반의 압밀거동을 해석하는 것은 적절하지 않다고 알려져 있다. 따라서 큰 압밀 침하량이 예상되는 준설토매립지반의 일차원 압밀거동을 해석하기 위해서는 유효응력-간극비-투수계수($e - \sigma' - k$) 구성관계의 비선형성 및 압밀에 따른 변형률의 영향이 고려된 유한변형 압밀이론의 적용이 필요하다(Gibson et al., 1967; Cargill,

1982; Stark et al., 2005). 연약지반의 특성에 부합하는 이론을 이용하여 침하량을 합리적으로 예측하는 것은 건설방재적 관점에서 대단히 중요하다. 이러한 비선형 유한변형 압밀이론을 적용하기 위해서는 초기 간극비, 비선형적 간극비-유효응력($e - \sigma'$) 관계 및 비선형적 간극비-투수계수($e - k$) 관계가 요구된다.

본 연구에서는 인천 송도지역 준설토의 침강 및 압밀특성을 파악하고자 하였다. 이를 위해 해당 지역의 준설토매립지반에서 시료를 채취하여 일련의 침강압밀시험, 자중압밀시험, CRS 압밀시험을 수행하였다. 아울러 시험을 통해 얻어진 준설토매립토의 압밀특성을 PSDDF(Primary consolidation, Secondary compression, and Desiccation of Dredged Fill) 수치해석의 입력치로 사용하여 현재 매립되어 있는 지반의

1) National Civil Defense and Disaster Management Training Institute, Ministry of Public Safety and Security

† School of Civil, Environmental and Architectural Engineering, Korea University (Corresponding Author : hchoi2@korea.ac.kr)

상태를 1차원 유한차분 해석법(Finite Difference Method, FDM)을 통하여 추정하였다. 본 연구를 통해 얻어진 준설매립토의 물성치 및 수치해석을 통한 현장 상태분석은 향후 연약지반 개량설계 시에 기초자료로 이용될 것이다.

2. 이론적 배경

2.1 준설점토의 퇴적 특성

Imai(1981)는 준설점토의 침강형태에 따라 분산침강, 응집침강, 구간침강, 압밀침강 등으로 구분하였다. 여기서, 구간침강(Zone Settling)은 응집단계(Flocculation Stage), 침강단계(Settling Stage), 압밀단계(Consolidation Stage)의 3단계로 명확히 구분된다. 침강단계에서 침강구역과 압밀구역이 분명하게 나타나며, 퇴적 형성선(Soil Formation Line)에 의해 두 구역이 구분된다. 이후, 압밀침강(Consolidation Setting)에서는 물과 점토 혼합물의 농도가 진할 때 주로 자중압밀에 의해 침강이 일어난다. 현장에서 채취된 시료를 이용한 침강퇴적시험을 통하여 슬러리의 초기 높이를 변화시키면서 시험을 실시하면 실제 준설토에 함유된 실질토량고와 초기 계면고와의 관계는 Eq. (1)과 같이 나타낼 수 있다.

$$H_s = \frac{H_0}{1 + (G_s/G_w)\bar{w}} = \frac{H_0}{1 + \bar{e}} \quad (1)$$

여기서, H_s : 실질토량고, H_0 : 슬러리 초기 계면고(투기 고), G_s : 토립자의 비중, G_w : 물의 비중, \bar{e} : 슬러리의 초기 평균간극비, \bar{w} : 슬러리의 초기 평균함수비

2.2 비선형 유한변형 압밀방정식

Gibson et al.(1967)은 간극수와 토립자로 구성된 혼합체의 힘의 평형, 토립자와 간극수의 시간 변화에 대한 질량보존을 고려한 연속정리, 간극비와 유효응력의 구성식, 간극비와 투수계수의 구성식을 이용, Eq. (2)와 같은 비선형 유한변형을 압밀지배방정식을 유도하였다.

$$\left(\frac{\gamma_s}{\gamma_w} - 1 \right) \frac{d}{de} \left[\frac{k(e)}{(1+e)} \right] \frac{\partial e}{\partial z} + \frac{\partial}{\partial z} \left[\frac{k(e)}{\gamma_w(1+e)} \frac{d\sigma'}{de} \frac{\partial e}{\partial z} \right] + \frac{\partial e}{\partial t} = 0 \quad (2)$$

여기서, γ_s 는 흙의 단위중량, γ_w 는 물의 단위중량, e 는 간극비, $k(e)$ 는 간극비의 함수인 투수계수, z 는 물의 흐름

과 변형에 대한 축소좌표, σ' 는 유효응력, t 는 시간을 나타낸다. Eq. (2)의 비선형 유한변형을 압밀이론은 각 유효응력 단계별 압축성과 투수성의 변화를 고려한 것이다. 지배방정식은 준설매립지반과 같이 큰 변형이 예상되는 경우에 적합한다. 그 이유는 자중압밀을 고려할 수 있고, 투수계수가 압밀 중 간극비의 함수로 나타내어지며, 응력단계에 의존하는 비선형 간극비-유효응력 관계가 적용될 수 있기 때문이다.

2.3 초기 간극비 상관관계

초기 간극비란 침강 과정이 종료되고 자중압밀이 시작되는 시점의 간극비를 의미한다. 이론적으로 초기 간극비 상태의 준설토에 작용하는 유효응력은 영(0)이다. Cargill(1984)의 수치해석 모델링에 근간을 두고 있는 비선형 유한변형 압밀해석 프로그램인 PSDDF 해석을 위해서는 모든 준설매립토의 초기 간극비가 반드시 필요하고, 이는 자중압밀 계산의 시작점이 된다(Stark et al., 2005). 자중압밀이 종료된 시점에서 하부에 퇴적된 시료 표면의 함수비를 측정함으로써 초기 간극비를 Eq. (3)을 통해 얻어낼 수 있다. 여기서, e_{00} 는 초기 간극비, w_{00} 는 퇴적된 시료 표면의 함수비, S 는 포화도로서 100%이므로 따로 고려할 필요가 없다.

$$e_{00} = \frac{w_{00}G_s}{S} \quad (3)$$

2.4 간극비-유효응력-투수계수 상관관계

간극비-유효응력($e-\sigma'$) 관계와 간극비-투수계수($e-k$)의 관계를 규명하기 위해서는 자중압밀을 지배하는 저응력 상태와 추가하중을 고려할 수 있는 고응력 상태를 고려할 수 있는 별도의 압밀시험이 요구된다. 자중압밀 시험에서는 유효응력이 약 1.0kPa보다 낮은 응력상태에서의 간극비-유효응력 관계와 간극비-투수계수의 관계를 얻어낼 수 있으며, 표준 압밀시험이나 CRS 압밀시험은 1.0kPa보다 높은 유효응력에서의 간극비-유효응력 관계와 간극비-투수계수와 관계를 얻어낼 수 있다. 이 실험결과들을 결합하여 준설매립 현장에서 발생할 수 있는 유효응력 범위 내의 간극비 관계를 해석에 적용하는 것이 일반적이다.

전술한 바와 같이 Gibson et al.(1967)에 의해 처음으로 소개된 비선형 유한변형을 압밀이론은 각 유효응력 단계별 압축성과 투수성의 변화를 고려하며, Gibson et al.(1981)은 간극비와 유효응력의 관계를 일정한 함수형태로 나타내는 대신에 비선형계수 $g(e)$, $\lambda(e)$ 를 통해 간극비와 유효응력의 관계를 도입하였다. 그러나 비선형 계수는 고정된 상수가 아니라 유효응력 단계에 따라 변화하는 변수이므로 간극비-유효

응력간의 비선형성을 압밀예측에 충분히 반영하기 위해서는 함수형태로 표현하는 것이 필요하며, 많은 연구자들이 이에 대한 일반식을 수립하기 위한 연구(Koppula & Morgenstern, 1982; Somogyi, 1979; Carrier & Beckman, 1984; Schiffman et al., 1985; Yano, 1985; Gibson et al., 1981)를 수행하여 왔다. 이와 함께 간극비-투수계수의 관계 또한 여러 연구자들의 연구 성과(Koppula & Morgenstern, 1982; Somogyi, 1979)가 있다. 이와 같은 다수의 간극비-유효응력($e-\sigma'$) 및 간극비-투수계수($e-k$) 관계로부터 이들에 대한 정확한 관계를 제안하는 것은 매우 어려움을 알 수 있다. 본 연구에서는 초연약 준설점토가 경험하게 될 간극비-유효응력($e-\sigma'$)의 관계 및 간극비-투수계수($e-k$) 관계를 침강 및 자중압밀시험, CRS (일정변형률 압밀시험)를 통해 도출하여 Somogyi(1979)의 누승함수 형태의 제안식을 통한 구성관계를 수립하였다. 본 제안식은 Eq. (4), (5)와 같이 표현된다.

$$e = A\sigma'^B \quad (4)$$

$$k = Ce^D \quad (5)$$

여기서, A, B, C, D : 누승형태 곡선의 각 계수

2.5 침강 및 자중압밀곡선 이론

2.5.1 Yano(1985)의 자중압밀 산정식

실내에서 침강실험을 실시하면 투기된 준설점토는 침강 퇴적 및 압밀침강의 과정을 거치게 되며, 자중압밀 곡선식을 결정하기 위해서는 시료 높이에 따른 침강압밀계수를 결정하여야 한다.

1) 침강압밀계수의 결정

Fig. 1에서 가상의 자중압밀 시점(t_0)과 자중압밀 종점(t_{100}) 사이의 시간-침하곡선을 직선으로 가정하면 Eq. (6)으로 나타낼 수 있다. 이 식은 Yano 방법에서 자중압밀 산정식으로

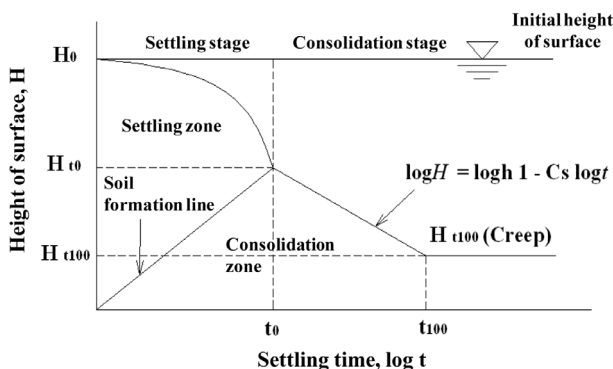


Fig. 1. Schematic diagram on self-weight consolidation (Yano, 1985)

볼리며, 직선의 기울기, C_s 를 침강압밀계수라 한다.

$$\log H = \log h_1 - C_s \log t \quad (6)$$

여기서, H=임의 시간의 계면고, C_s =침강압밀계수, t=시간, h_1 =직선의 연장선에 대한 y 절편

따라서 침강 및 자중압밀 실험의 초기 시료 높이에 따라 $\log t$ 와 $\log H$ 관계곡선에서 직선의 기울기를 각각 구하면 침강압밀계수를 Eq. (7)과 같이 구할 수 있다.

$$C_s = \frac{\log(H_{10}/H)}{\log(t/t_0)} \quad (7)$$

2) 계면고(H)와 실질토량고(H_s)의 관계

현장에서 채취한 시료를 이용하여 초기 높이를 변화시키면서 침강압밀 실험을 실시하여 계면고와 실질토량고의 관계를 구하고, 실질토량고에 의한 체적변화를 비교하여야 한다. 실질 토량고는 Eq. (1)과 같이 나타낼 수 있음을 앞에서 보였다. 동일한 초기 함수비에 높이가 다른 슬러리를 침강시켜 자중압밀 시점과 종점에 대한 계면고 H와 실질토량고 H_s 를 $\log H$ - $\log H_s$ 로 표시하면 직선관계에 있으며, 이로부터 매립지반의 초기 계면고에 대한 실질토량고를 구할 수 있고, 이들의 관계를 식으로 나타내면 Eq. (8)과 같다.

$$\log H = \log h_2 + C_k \log H_s \quad (8)$$

여기서, $\log h_2$, C_k : 계면고와 실질토량고 그래프의 절편과 기울기

Fig. 2에서 보듯이 자중압밀에서는 임의의 압밀도를 갖는 임의시간 t_0 에 대한 계면고와 실질토량은 직선관계에 있다.

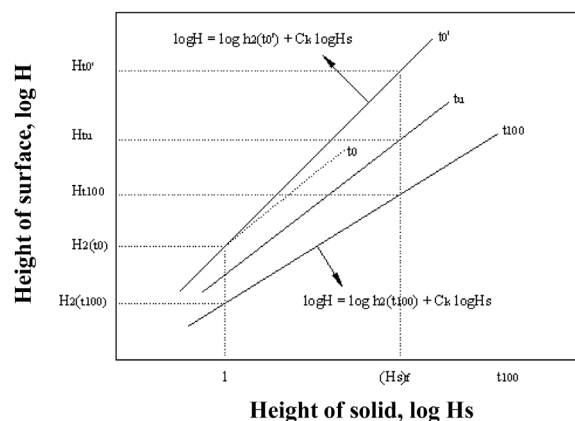


Fig. 2. Relation between heights of surface and solid

그러나 자중압밀 시점 t_0 에서의 직선의 기울기가 자중압밀 종점 t_{100} 의 기울기보다 약간 작은 경향을 나타내는데 H 가 크게 되면 t_0 의 직선과 t_{100} 의 직선이 교차하게 되어 불합리하다. 이는 t_0 의 직선은 침강퇴적과정에 대해서도 퇴적고의 상승에 따라 하층에서 압밀이 진행하고 있는 것을 의미하고 있다. 즉, 계면침강현상에서 압밀과정에 들어간 시간 t_0 에서는 그 퇴적토의 평균 압밀도가 0을 의미하지 않는다. 또한, $\log H - \log H_s$ 의 관계에서의 직선의 기울기는 1 이하가 되어야 한다.

2.5.2 침하량 및 체적비 예측

체적비 및 침하량의 산정은 각 초기함수비에 대하여 자중압밀 시·종점 사이의 직선식을 통하여 구한 침강압밀계수를 Curve fitting한 후 각 함수비에 대한 평균 침강압밀계수를 구하고, 실질토량고와 초기 계면고 관계인 Eq. (1)을 이용하여 자중압밀 시·종점(t_0 와 t_{100})에 해당하는 계면고(H_{t_0} 와 $H_{t_{100}}$)를 대수눈금으로 Plotting하여 직선식을 얻은 후 현장 매립지반의 초기 높이에 따른 실질토량고를 구할 수 있다. 또한, 자중압밀 종점에서의 Eq. (8)을 이용하여 실질토량고에 대응하는 압밀완료 후 최종 퇴적고를 구할 수 있다. 투기 완료 시까지의 소요된 시간과 그때의 계면고 높이에 대하여 Eq. (6)을 이용하여 h_1 을 구할 수 있으며, 산정된 h_1 과 각 함수비에 해당하는 평균 침강압밀계수를 이용, 투기 완료 후의 각 경과 시간에 대한 계면고를 구할 수 있다. 예 측된 각 매립 높이에 대한 원지반의 간극비와 비중 값을 사용하여 투기완료 후의 함수비를 구할 수 있으며, 또한 원지반의 체적에 대한 투기완료 후의 각 시간에 해당하는 준설 매립토의 체적으로 체적비를 구할 수 있다.

3. 실험내용 및 방법

3.1 침강압밀 시험

본 실험에 사용된 침강압밀 시험장치는 Fig. 3에 제시된 바와 같이 직경 15cm, 높이 100cm인 투명 아크릴로 제작되었으며, 측면에는 침강 및 자중압밀이 이루어지는 동안 발생하는 시료 내부의 간극수압을 측정할 수 있도록 10cm 간격으로 직경 8mm의 구멍을 내고 밸브를 설치하였고, 이를 플라스틱 관으로 piezometer에 연결하였다. 시료 투입 시 전체 높이에 대한 함수비를 균일하게 할 수 있도록 하기 위하여 하부에 Air compressor를 연결하여 공기압을 주입함으로써 시료투입과 동시에 시료가 교반될 수 있도록 되어 있다. 각 아크릴 컬럼은 10cm 간격으로 분리할 수 있게 제작되어 침강압밀 종료 후 퇴적 시료의 함수비 분포를 측정할 수 있도록 하였다. 또한, 별도로 CRS 압밀시험을 위한 시료 채취를 위

하여 하부에 CRS 압밀링을 설치함으로써 침강 및 자중압밀이 끝난 시료를 이용하여 CRS 압밀시험을 할 수 있도록 고안하였다. 현장 준설매립토의 시간 경과에 따른 침강압밀특성을 파악하기 위하여 슬러리의 초기함수비는 500%, 시료 높이는 70cm, 100cm로 달리하여 침강압밀 시험을 수행하였다.

3.2 자중압밀 시험

자중압밀 시 낮은 응력상태(1kPa보다 작은 경우)의 간극비-유효응력($e-\sigma'$) 및 간극비-투수계수($e-k$)의 관계를 얻기 위하여 침강압밀 시험 후 조성된 시료의 표면함수비를 초기함수비로 하여 초기 투기고 30cm로 자중압밀 시험을 실시하였다. 자중압밀 시험장치의 구성은 Fig. 4에 제시되어 있다. 침강시험기와 같이 본체는 15cm의 직경으로 하였으며, 재질은 청동을 사용하였다. 자중압밀 종료 후 깊이별로 각 층의 시료 채취 및 함수비 측정을 위하여 1.5cm 간격으로 분리할 수 있도록 고안하였으며, 별도로 guide plate를 제작하여 함수비 측정을 위한 시료의 채취를 용이하게 하였다. 실제 시험 시 분리된 개개의 cell 사이로의 누수가 발생할 수 있으므로 이를 방지하기 위하여 vacuum grease를 사용하였다. 또한, 유한변형 압밀이론을 적용할 수 있도록 자중

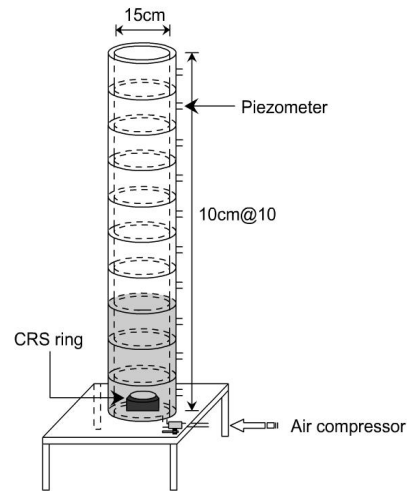


Fig. 3. Schematic diagram of sedimentation-consolidation test apparatus

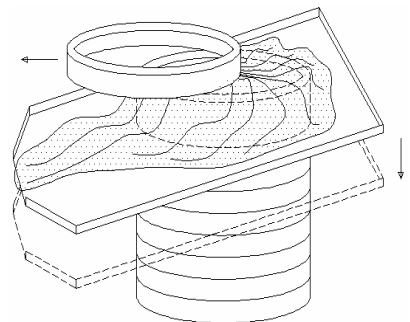


Fig. 4. Schematic diagram of self-weight consolidation test apparatus

압밀 도중 침하량을 측정할 수 있도록 설계하였다.

3.3 CRS 압밀 시험

자중압밀 시험에서 얻을 수 없는 비교적 높은 응력상태의 간극비-유효응력($e-\sigma$), 간극비-투수계수($e-k$)의 관계를 얻기 위하여 CRS 압밀 시험을 수행하였다. 이는 침강압밀 후 얻어진 시료는 초연약 상태이므로 표준압밀 시험으로는 시료의 세팅과 가압에 문제가 있고, 각 하중단계에서의 투수계수를 산정하기 어려움에 기인한 것이다.

4. 시험결과 및 분석

4.1 물성 시험결과

본 연구에 사용된 해성점토의 비중(G_s)은 2.658, 액성한계(Liquid Limit, LL)는 25.7%, 소성지수(Plastic Index, PI)는 3.0%로 분석되었다. Casagrande의 소성도(Plasticity chart)로부터, 본 시료는 저압축성 실트(ML)로 분류되었다. 소성도에 의한 분류를 Fig. 5에 나타내었다. 본 결과는 Lee et al. (2011)이 인천신항 인근에서 채취한 준설토에 대하여 비중(G_s) 2.69의 저압축성 실트(ML)로 분류한 것과 거의 일치한다. 또한, 염분함유량 시험 결과 채취된 시료의 평균 염분

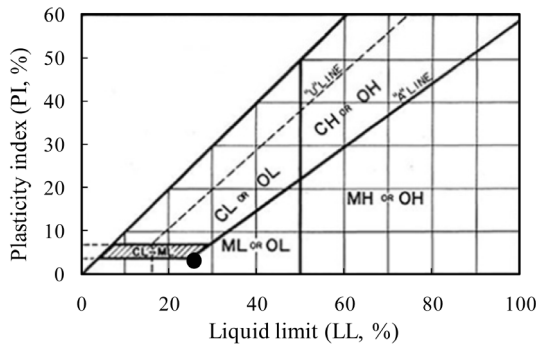


Fig. 5. Soil classification based on plasticity chart

비는 약 3.4%로 나타나 일반적으로 알려진 해수의 평균 염분비 3.5%와 유사하였다.

4.2 침강압밀 시험결과

4.2.1 자중압밀 시작점 및 종료 시점 추정

본 시험에서는 500%인 초기함수비의 시료를 가지고 투기고 70cm, 100cm의 높이가 다른 시료의 침강시험을 실시하여 침강속도 및 자중압밀 시·종점에 대한 분석을 실시하였다. Fig. 6은 침강압밀곡선을 Yano(1985)가 제안한 방법으로 자중압밀의 시·종점을 파악하기 위해 좌표를 전대수(Full logarithmic scale)로 표현한 그래프이다. Table 1에서와 같이 동일한 함수비에서 초기 투기 높이가 낮을수록 자중압밀의 시점 및 종점이 빠른 경향을 나타내었다.

4.2.2 침강압밀계수(C_s)의 산정

시간-침하량 관계를 대수눈금으로 나타낸 침강곡선에서 자중압밀 시작 시점 t_0 와 종료 시점 t_{100} 을 산정한 후 Eq. (6)을 이용하여 그 기울기를 계산함으로써 침강압밀계수 C_s 를 산정할 수 있다. Eq. (6)을 이용해 계산된 시료에 대한 침강압밀계수를 Table 2에 정리하였다.

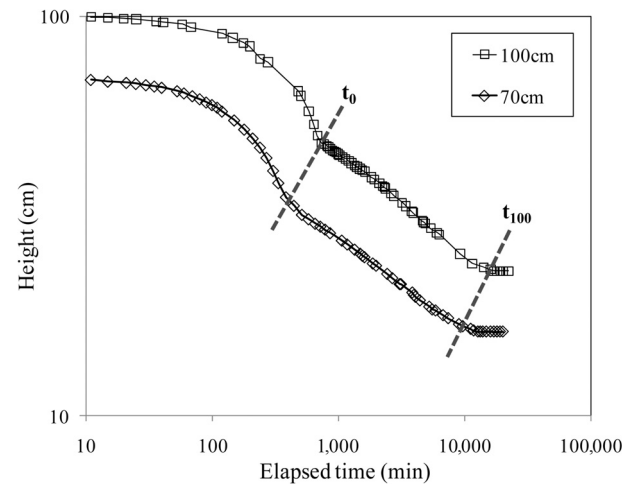


Fig. 6. Sedimentation-consolidation curve

Table 1. Estimation of starting and ending points of self-weight consolidation

Sample	Initial water content (%)	Dumping height (cm)	Starting point		Ending point	
			t_0 (min)	H_{t_0} (cm)	t_{100} (min)	$H_{t_{100}}$ (cm)
Low-compressible silt (ML)	500	70	385	35.2	9,640	16.7
		100	734	48	16,980	23

Table 2. Comparison of sedimentation-consolidation coefficient with dumping height

Initial water content (%)	Dumping height (cm)	Sedimentation-consolidation coefficient (C_s , cm/min)
500	70	0.23
	100	0.23

4.2.3 계면고(H)와 실질 토랑고(H_S)와의 관계

초기 함수비가 동일하고 높이가 다른 시료를 침강시켜 t₀와 t₁₀₀에 대한 계면고를 산정한다. 이렇게 구한 계면고와 Eq. (1)을 통하여 산정한 실질 토랑고(H_S)를 자중압밀 시점과 종점에 대하여 대수눈금으로 표시하면 Fig. 7과 같이 직선관계가 된다. Table 3은 시료에 대한 t₀(자중압밀 시점)와 t₁₀₀(자중압밀 종점)에서의 관계식을 보여준다.

4.2.4 자중압밀 침하량 및 체적변화비 산정

앞에서 구한 자중압밀 시점과 종점에서 계면고와 실질토랑고 관계를 이용하여 임의 시간의 자중압밀 침하량과 체적변화비를 Yano의 이론을 이용하여 계산하였다. 준설 매립토의 초기함수비를 500%, 자중압밀 시점 시 계면고(H_i)를 12.5m로 가정하면 자중압밀 시점 t₀에서 실질토랑고와 이에 해당

하는 자중압밀 종료 시점 t₁₀₀에서의 계면고 H_f는 Eq. (9), (10)과 같이 산정된다. 자중압밀 시점 시 계면고(H_i) 12.5m는 해당 구간의 최종 준설매립고를 고려한 것이다.

$$t_0 : \log H_i = 0.95 + 0.87 \log H_S \rightarrow H_i = 1,250 \text{cm} \text{이므로, } H_S = 296.70 \text{cm} \quad (9)$$

$$t_{100} : \log H_f = 0.69 + 0.89 \log H_S \rightarrow H_S = 296.7 \text{cm} \text{이므로, } H_f = 776.88 \text{cm} \quad (10)$$

초기 함수비가 500%인 경우 매립토의 침강압밀계수 C_s는 Table 2에서 제시된 바와 같이 평균 0.23으로 나타난다. 자중압밀 시점의 계면고를 12.50m, 투기기간을 365일로 가정하였을 경우, $\log H = \log h_1 - C_s \log t$ 로 나타나는 Yano의 제안식을 이용하여 추정한 자중압밀 시점 365일 전의 계면고 h₁을 산정하면 Eq. (11)과 같다.

$$\log(1,250) = \log h_1 - 0.23 \log(365) \rightarrow h_1 = 4,855.5 \text{cm} \quad (11)$$

Eq. (11)의 결과와 자중압밀 종료 시점의 계면고(H_f=776.88)를 이용하여 자중압밀 완료 시점의 소요시간을 Eq. (12)와 같이 산정할 수 있다.

$$\log(776.88) = \log(4,855.5) - 0.23 \log(t_{100}) \quad (12)$$

여기서 t₁₀₀을 구하면 2,887일이 소요된다. 각 압밀시간에 따른 매립고, 평균함수비, 평균간극비, 체적변화비를 Table 4에 정리하였다. 이와 함께, 시간에 따른 매립고 변화와 체

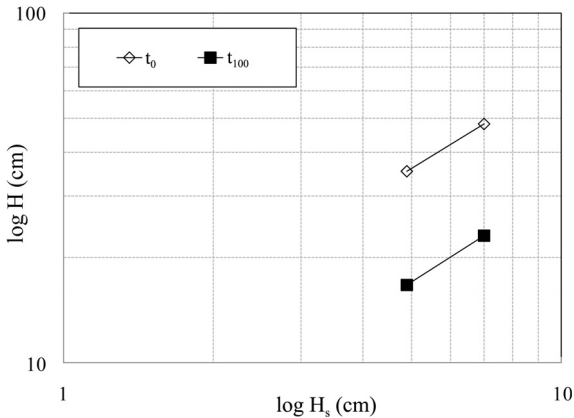


Fig. 7. Relation between height of surface and height of solid (Full-logarithmic scale)

Table 3. Relation between height of surface and height of solid

Relation	Starting point of self-weight consolidation (t ₀)		Ending point of self-weight consolidation (t ₁₀₀)	
	log h ₂	C _K	log h ₂	C _K
Coefficients	0.95	0.87	0.69	0.89
Correlation line	log H _i = 0.95 + 0.87 log H _S		log H _f = 0.69 + 0.89 log H _S	

Table 4. Height of surface and bulking factor with time after dredged soil dumping (H₁₀ = 12.5 m, w₀ = 500%)

Settling time (day)	Consolidated time (day)	Height of surface (cm)	Water content (%)	Void ratio (e)	Bulking factor (B.F.)	Settling time (day)	Consolidated time (day)	Height of surface (cm)	Water content (%)	Void ratio (e)	Bulking factor (B.F.)
365	0	1,250.0	120.88	3.21	2.50	1,700	1,335	877.5	73.65	1.96	1.76
500	135	1,162.7	109.82	2.92	2.33	1,850	1,485	860.6	71.50	1.90	1.72
650	285	1,094.6	101.18	2.69	2.19	2,000	1,635	845.3	69.56	1.85	1.69
800	435	1,043.6	94.71	2.52	2.09	2,150	1,785	831.3	67.79	1.80	1.66
950	585	1,003.1	89.58	2.38	2.01	2,300	1,935	818.5	66.17	1.76	1.64
1,100	735	969.9	85.36	2.27	1.94	2,450	2,085	806.7	64.67	1.72	1.62
1,250	885	941.8	81.80	2.17	1.89	2,600	2,235	795.8	63.29	1.68	1.59
1,400	1,035	917.5	78.73	2.09	1.84	2,750	2,385	785.6	61.99	1.65	1.57
1,550	1,185	896.3	76.03	2.02	1.79	2,887	2,522	776.8	60.89	1.62	1.56

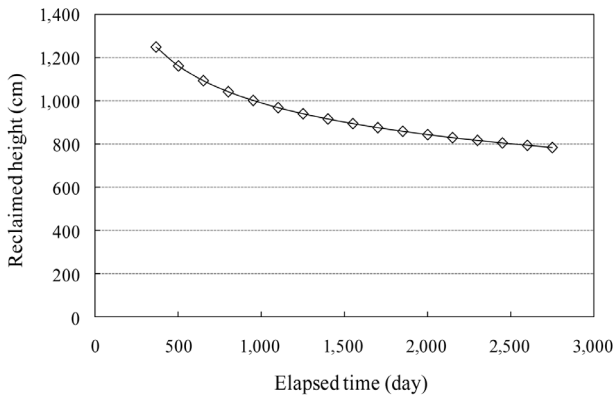


Fig. 8. Reclaimed height with time ($H_{10} = 12.5$ m, $w_0 = 500\%$)

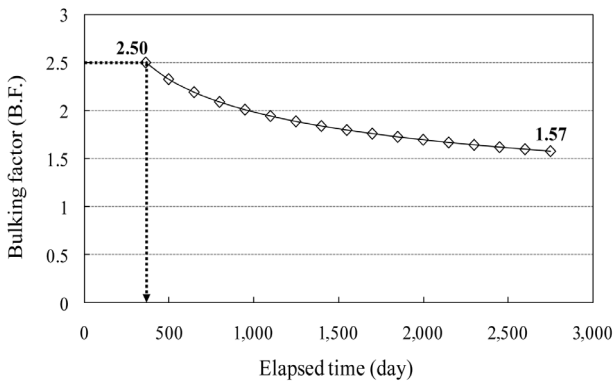


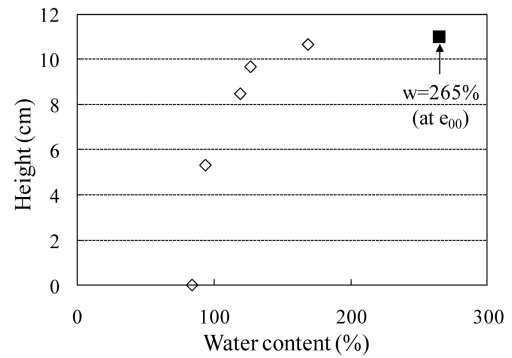
Fig. 9. Bulking factor with time ($H_{10} = 12.5$ m, $w_0 = 500\%$)

적변화비를 Fig. 8 및 Fig. 9에 각각 도시하였다.

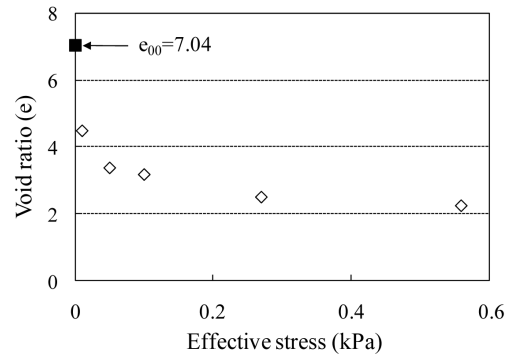
Yano법에 의한 자중압밀 해석은 일반적으로 고태수비에 며 계면고가 낮은 경우에 적용성이 좋은 것으로 알려져 있다. 본 시험 결과 투기 직후의 체적변화비는 2.50이며 1.56 까지 감소하는 것으로 나타났으나, 비교적 높은 계면고를 가지며 투수성이 커서 자중압밀 시 함수비가 급격히 감소하는 해당 구간에서는 설계 적용에 신중을 기할 필요가 있다고 사료된다. 따라서 본 방법보다는 적합성을 확보한 구성관계식을 이용한 수치해석(PSDDF)을 통해 설계 체적변화비를 결정하는 것이 합리적일 것으로 판단된다.

4.3 자중압밀 시험결과

침강압밀 시험종료 후 얻어진 시료의 표면에서의 측정된 함수비를 이용하여 구한 초기간극비 e_{00} 는 7.04이다. 여기에 해당하는 시료 표면의 함수비는 265%이며, 이렇게 조성된 슬러리를 이용하여 자중압밀 시험을 수행하였다. 즉, 자중압밀 시점에서는 전체 시료가 초기간극비(e_{00}) 상태에 있다고 가정한다. 자중압밀이 완전히 끝난 시료의 깊이별 함수비를 측정 후 Eq. (3)을 이용하여 깊이별 간극비를 계산할 수 있다. 또한, 깊이별 유효응력은 Eq. (13)을 통하여



(a) Distribution of water content



(b) $e-\sigma'$ relation

Fig. 10. Results of self-weight consolidation test on dredged soil

계산된다.

$$\sigma' = \frac{G_s - 1}{1 + e} \Delta z \quad (13)$$

여기서, G_s 는 시료의 비중, e 는 Eq. (3)에서 w_{00} 대신 측정된 w 를 대입하여 얻을 수 있는 깊이별 간극비, Δz 는 표면에서부터의 누적 깊이를 나타낸다.

Fig. 10은 자중압밀 시험 결과로 구해진 심도별 함수비 분포와 이를 바탕으로 얻어진 유효응력이 1.0kPa 미만인 구간의 간극비-유효응력($e-\sigma'$)의 관계를 나타낸다. 본 결과는 후술하는 구성관계식 결정의 기초자료로 활용된다. 본 실험 결과로부터 Terzaghi의 압밀이론에서 제시하는 간극비와 유효응력의 선형적 관계는 초연약 준설 점토에서 자중압밀이 발생하는 경우에는 적용이 어려움을 알 수 있다.

4.4 CRS 압밀 시험결과

유효응력이 1.0kPa을 넘는 응력상태에 대해 간극비-유효응력($e-\sigma'$)의 상관관계를 얻기 위해 CRS 압밀 시험을 실시하였다. 본 시험에서 변형률 속도는 액성한계에 따른 ASTM 규정에 따라 0.04%/min을 적용하였다. 시험결과는 Fig. 11과 같으며, 선행압밀하중은 뚜렷하게 확인되지 않음을 알

수 있다. 이는 자중압밀이 완료된 시점에서 시료에 작용하고 있는 선행압밀하중은 매우 미소하기 때문인 것으로 판단된다. 향후 설계 시 전체 준설 매립층을 대표할 수 있는 압축지수를 다른 토질 정수들과의 연관성 및 추가 지반조사를 통하여 산정할 것을 제안한다. 이와 함께, 본 시험으로부터 도출된 간극비-투수계수($e-k$)의 상관관계를 Fig. 12에 도시하였다.

CRS 압밀 시험결과로부터 간극비-유효응력($e-\sigma'$)의 관계가 비선형적이며 압밀 진행 중 투수계수가 일정하지 않고 간극비의 변화에 따라 변화하는 것을 알 수 있다. 이는 Terzaghi 압밀 이론의 일정 투수계수 조건이 초연약 준설점토에는 적용될 수 없음을 잘 설명해 주고 있다.

4.5 구성관계식의 수립

자중압밀 및 CRS 시험 결과를 통해 얻어진 간극비-유효응력($e-\sigma'$) 및 간극비-투수계수($e-k$) 관계를 결합하여 하나의 그래프로 표시하면 Fig. 13과 같은 구성관계식을 구할 수 있다.

본 구성관계는 비선형 유한변형 압밀이론을 적용하기 위한 중요한 인자로서 전술한 바와 같이 Somogyi(1979)의 누승함수식으로 근사화시켰다. 본 관계식은 PSDDF와 같은

유한변형 압밀해석 프로그램의 입력 데이터로 사용할 수 있으며, 이를 통해 준설매립 과정 모사는 물론 매립 일정에 따른 현재 및 미래 시점에서의 지반 침하량 및 간극수압 분포를 구함으로써 지반의 압밀도 산정에도 이용할 수 있다.

5. 수치해석

5.1 해석 조건

PSDDF 프로그램을 이용한 준설토의 침하 거동 해석을 위해서는 다음과 같은 입력치가 필요하다.

- 1) 준설토의 비선형 간극비-유효응력-투수계수($e-\sigma'-k$) 관계
- 2) 기존 연약층(원지반)의 간극비-유효응력-투수계수($e-\sigma'-k$) 관계
- 3) 준설 매립 일정, 즉 기간별 투기량 및 투기 시간
- 4) 대상 지반의 지질 주상도

이 중 1)항의 경우 자중압밀 및 CRS 시험을 통해 수립한 구성관계식을 활용하며, 2)항의 경우 지반조사 결과를 참조하여 입력이 가능하다. 3)항의 경우 1년간 준설투기가 시행

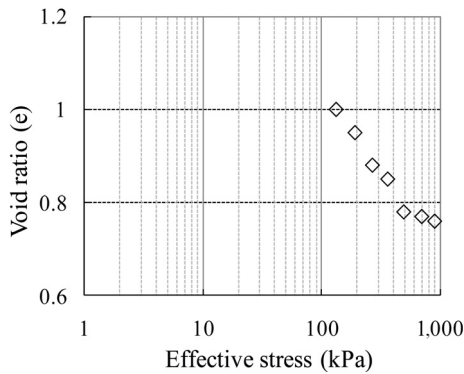


Fig. 11. $e-\sigma'$ relation of dredged soil (CRS test)

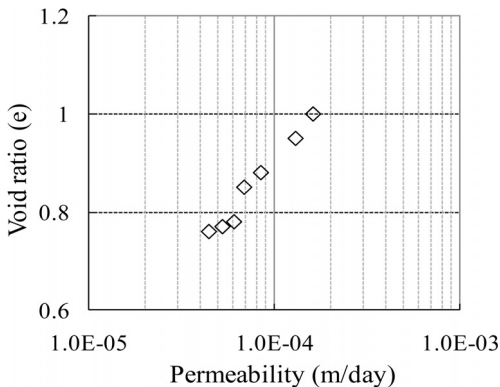
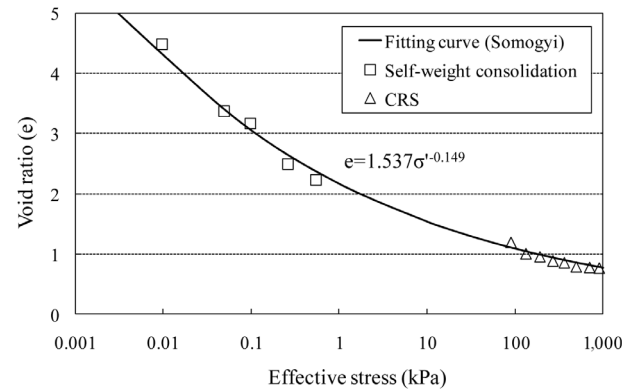
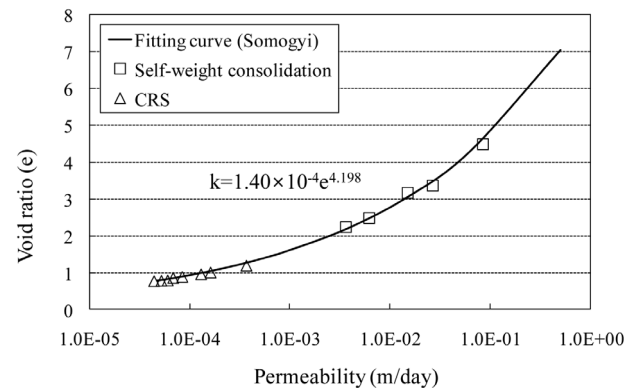


Fig. 12. $e-k$ relation of dredged soil (CRS test)



(a) $e-\sigma'$ relation



(b) $e-k$ relation

Fig. 13. Consolidation characteristics of dredged soil

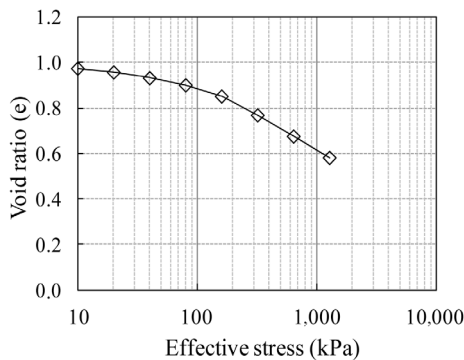
되는 조건을 반영하여 해당 기간 동안 연속적인 투기가 이루어지는 것으로 모델링하였으며, 그 시점에서 최대 매립고 까지 매립 후에 침하 양상을 고찰하는 것으로 한다. 마지막으로 4)항의 지질 주상도를 통해 원지반층 두께를 합리적으로 결정하여 해석 단면의 대표치로서 입력하도록 한다.

해석 단면은 목표 매립고로서 DL(+10.5m)를 설정하였으며, 원지반 점토층의 지반고는 DL(-)2.0m로 설정하였다. 또한, 원지반의 층후는 15.0m로 설정하였다. 1일당 매립두께(투기속도)는 침강 완료 후의 자중압밀을 고려하는 PSDDF의 특성상, 실질토량 기준으로 6.5cm/day로 설정하였다.

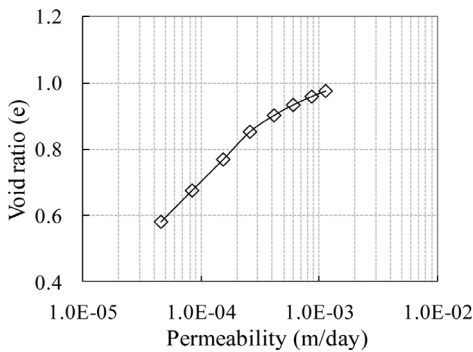
준설토의 압밀 특성은 Fig. 13과 같이 본 연구에서 수행한 자중압밀 시험과 CRS 압밀 시험을 토대로 수립한 구성관계식을 사용하며, 원지반 점토층의 경우 지반조사 결과를 반영하여 해석에 적용하였다. 원지반 점토층의 간극비-유효응력($e-\sigma'$) 및 간극비-투수계수($e-k$) 관계를 Fig. 14에 나타내었다. 이를 통하여 준설매립에 의한 유효응력 증가로부터 발생하는 원지반 점토층의 침하량도 동시에 고려하였다. 본 수치해석은 일차압밀이 종료되는 시점까지 수행하였으며, 건조효과(Desiccation) 및 2차 압밀은 고려하지 아니하였다.

5.2 해석 결과

목표 매립고로서 DL(+10.5m)까지 실질토량 기준으로 평



(a) $e-\sigma'$ relation



(b) $e-k$ relation

Fig. 14. Consolidation characteristics of original ground

균 6.5cm/day로 준설매립한 경우의 해석 결과를 원지반 침하량 고려 및 미고려 시에 대하여 Fig. 15에 도시하였다. 그림에 나타난 계면고는 자중압밀을 고려한 매립층의 높이를 나타내는 것으로서 계면고는 투기 즉시 침강이 완료되고 자중압밀을 시작하는 것으로 가정하고 계산한 높이이다. 해석 결과 준설매립층은 투기완료 시점부터 총 5.27m의 침하량이 발생하는 것으로 나타났으며 투기 후 3.5년 시점(누적시간 4.5년)에서 자중압밀도가 95%에 도달하는 것으로 분석되었다. 원지반의 침하량은 투기완료 직후에 4.1cm, 최종 29.6cm가 발생하므로 준설매립층의 침하량에 비해 매우 미소한 것으로 나타났다.

해당 구간에서의 준설 전 점토의 초기간극비 e_0 는 지반조사 결과 1.00으로 나타났으며, 이에 따라 체적변화비의 산정이 가능하다. 체적변화비(Bulking Factor) $B.F. = \frac{1+e_i}{1+e_0}$ 로 산출되며, 지층의 평균간극비를 이용하여 체적변화비를 산출, 도시한 것이 Fig. 16이다. 준설매립 완료 시기인 1년 시점에서 체적변화비는 1.59로 분석되었으며, 최종적으로는 1.17로 수렴하는 것으로 나타났다. 해석 결과를 살펴보면 매립 이후에 상당 기간에 걸쳐 잔류침하가 발생하므로 압밀도를

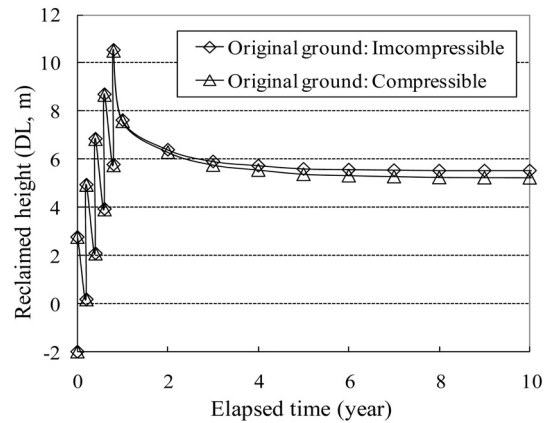


Fig. 15. Reclaimed height-time relation with compressibility of original ground

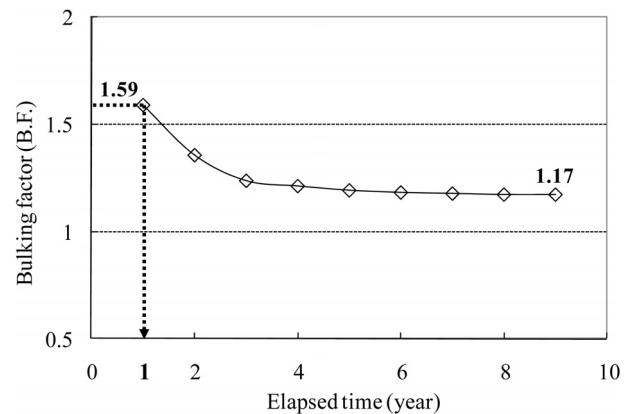


Fig. 16. Bulking factor with time obtained from numerical simulation

고려하여 준설매립량을 증가시키는 것에 대해서도 향후 검토할 필요가 있다고 사료된다.

6. 결 론

본 연구에서는 인천 송도지역 준설토에 대하여 일련의 침강압밀 시험, 자중압밀 시험 및 CRS 압밀 시험을 수행하여 침강 및 압밀특성을 파악하고, 이를 PSDDF를 이용한 수치해석의 입력치로 사용하여 준설매립 지반의 상태를 추정하였다. 본 연구를 통해 얻어진 결과는 다음과 같다.

- (1) 본 지역의 준설토는 통일 분류법(USCS)에 의해 저압축성 실트(ML)로 분류되었으며, Yano법에 의한 체적 변화비는 투기 직후(1년)의 2.50에서부터 최종적으로 1.56까지 감소하였다. 그러나 본 방법은 일반적으로 고함수비이며 계면고가 낮은 경우에 적용성이 좋은 것으로 알려져 있으므로 비교적 높은 계면고를 갖고 투수성이 커서 자중압밀 시 함수비가 급격히 감소하는 해당 구간에서는 설계 적용에 신중을 기할 필요가 있다고 생각된다.
- (2) 준설토에 대하여 자중압밀시험 및 CRS(일정변형률 압밀 시험)를 수행하고, 그 결과들을 Somogyi의 누승함수식으로 근사화하여 간극비-유효응력($e-\sigma$) 및 간극비-투수계수($e-k$) 구성관계식을 도출하였다. 이를 반영한 수치해석 시 목표 매립고로서 DL(+10.5m)까지 실질토량 기준으로 평균 6.5cm/day로 준설매립하는 상황을 모델링하였으며, 그 결과 준설매립층은 투기완료 시점부터 총 5.27m의 침하량이 발생하였고 투기 후 3.5년 시점(누적 시간 4.5년)에서 자중압밀도가 95%에 도달하는 것으로 분석되었다. 이때 원지반의 침하량은 투기완료 직후에 4.1cm, 최종 29.6cm가 발생하므로 준설매립층의 침하량에 비해 매우 미소한 것으로 나타났다.
- (3) 해당 구간의 준설 전 점토의 초기간극비 e_0 는 1.00이며, 수치해석에 의한 지층의 평균간극비를 이용하여 체적 변화비를 산출한 결과 준설매립 완료 시기인 1년 시점에서 체적변화비는 1.59로 분석되었으며, 최종적으로는 1.17로 수렴하는 것으로 나타났다. 이는 Yano법에 의하

여 구해진 최종 체적 변화비 1.56보다 작게 평가된 것이며, 이러한 차이는 계면고가 상대적으로 높고 투수성이 큰 해당 구간 준설매립토의 토질 특성에 기인한 것으로 사료된다.

References

1. Cargill, K. W. (1982), Consolidation of soft layers by finite strain analysis (No. WES/MP/GL-82-3), Army Engineer Waterways Experiment Station Vicksburg MS Geotechnical Lab.
2. Cargill, K. W. (1984), Prediction of consolidation of very soft soil, *Journal of Geotechnical Engineering*, Vol. 110, No. 6, pp. 775~795.
3. Carrier, W. D. and Beckman, J. F. (1984), Correlations between index tests and the properties of remoulded clays, *Geotechnique*, Vol. 34, No. 2, pp. 211~228.
4. Gibson, R. E., England, G. L. and Hussey, M. J. L. (1967), The theory of one-dimensional consolidation of saturated clays, *Geotechnique*, Vol. 17, No. 3, pp. 261~273.
5. Gibson, R. E., Schiffman, R. L. and Cargill, K. W. (1981), The theory of one-dimensional consolidation of thick homogeneous layers, *Canadian Geotechnical Journal*, Vol. 18, No. 2, pp. 280~293.
6. Imai, G. (1981), Experimental studies on sedimentation mechanism and sediment formation of clay materials, *Soils and Foundations*, Vol. 21, No. 1, pp. 7~20.
7. Koppula, S. D. and Morgenstern, N. R. (1982), On the consolidation of sedimenting clays, *Canadian Geotechnical Journal*, Vol. 19, No. 3, pp. 260~268.
8. Lee, B. J., Park, M. C. and Lee, S. (2011), Acceleration of Consolidation and Reclamation Capacity Increase of Dredged Soil, *Journal of the Korean Geotechnical Society*, Vol. 27, No. 2, pp. 17~26 (in Korean).
9. Schiffman, R. L., Pane, V. and Sunara, V. (1985), Sedimentation and consolidation, *Proc. Engineering Foundation Conf. on Flocculation, Sedimentation and Consolidation*, pp. 57~121.
10. Somogyi, F. (1979), Analysis and Prediction of Phosphatic Clay Consolidation: Implementation Package, Technical Report, Florida Phosphatic Clay Research Project, Lakeland, FL.
11. Stark, T. D., Choi, H. and Schroeder, P. R. (2005), Settlement of dredged and contaminated material placement areas, I: Theory and use of primary consolidation, secondary compression, and desiccation of dredged fill, *Journal of Waterway, Port, Coastal, and Ocean Engineering*, Vol. 131, No. 2, pp. 43~51.
12. Yano, K. (1985), Properties of very soft ground reclaimed by dredged marine clay and their prediction, *Journal of the Japan Society of Civil Engineers*, No. 364, pp. 1~14 (in Japanese).