

스리랑카 콜롬보항만 시공 및 설계사례 (ELIPO 및 COLPO 현장)

Case studies on construction and design in Colombo port, Sri Lanka

이승원¹⁾, Seung-Won Lee, 정윤영²⁾, Yoon-Young Chung, 이갑열³⁾, Gab-Yeol Lee, 박경호⁴⁾, Kyoung-Ho Park

- 1) 현대건설 토목환경사업본부 설계부문 부장, Chief Engineer, Hyundai Eng. & Construction Co.
- 2) 현대건설 토목환경사업본부 설계부문 대리, Ass. Senior Engineer, Hyundai Eng. & Construction Co.
- 3) 현대건설 경인아라뱃길 제1공구 현장 차장, Chief Engineer, Hyundai Eng. & Construction Co.
- 4) 현대건설 토목환경사업본부 설계부문 상무, Vice President, Hyundai Eng. & Construction Co.

SYNOPSIS : The purpose of this paper is to introduce case studies on 2 projects for the construction of port facilities in Colombo, Sri Lanka. In Queen Elizabeth quay development project in 2000, the damage at the bottom of steel tubular piles were occurred when piles were driven into subsoil for piled wharf structure in Stage 1. In order to prevent same incident in Stage 2 & 3, the pile driveability analysis were executed by dynamic formulas, analysis program, test driving and pile load tests. Through pile driveability analysis, prevention plans were proposed. In Colombo port expansion project in 2008, the m_v method was applied to predict a primary consolidation settlement of a subsoil under a breakwater in the calculation stage. The m_v was estimated from results of cone penetration tests and the final settlement by consolidation was calculated with it.

Keywords : Pile driveability analysis, m_v method, Cone penetration test

1. 서론

인도 남부, 인도양 해상에 있는 섬나라 스리랑카는 한반도의 1/3 크기지만, 경제발전과 함께 지리적 이점을 이용해 서남아시아지역을 지나가는 컨테이너 화물선의 허브로 발돋움하려는 야심찬 계획을 세우고 있다. 이러한 추세에 맞춰 현대건설이 스리랑카의 수도이자 항구인 콜롬보에서 2건의 항만공사를 수주하였고 현재 완공 및 시공 중에 있다.



그림 1. 스리랑카 콜롬보 위치

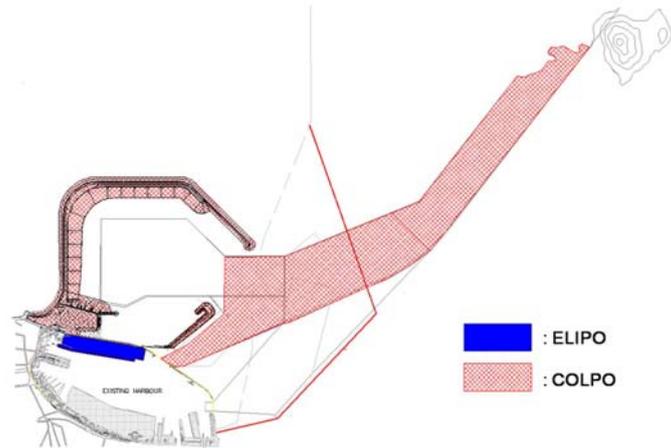


그림 2. 콜롬보항내 공사위치

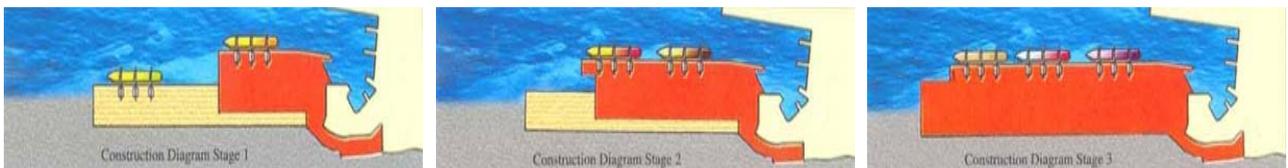
본 고에서는 먼저 지난 1999년부터 2003년까지 수행한 콜롬보항구 내 퀴엘리자베스부두 확장공사(이하 ELIPO)에서 강관말뚝 항타 시공 중에 발생한 말뚝의 선단손상에 대한 원인분석 및 개선과정에 대한 시공사례를 기술하려 한다. 그리고 2008년 4월부터 현재까지 수행하고 있는 콜롬보항만 확장공사(이하 COLPO)에서는 피에조콘관입시험에 의한 체적압축지수(m_v)를 이용하여 방파제 하부지반의 1차 압밀침하량 설계사례를 소개하고자 한다.

2. 퀴엘리자베스부두 확장공사 : 강관말뚝의 선단손상 및 개선사례

2.1 공사개요

ELIPO현장은 콜롬보항의 컨테이너터미널 운영사 중 하나인 South Asia Gateway Terminal이 퀴엘리자베스 부두를 확장하기 위해 발주한 공사로 현대건설이 미화 2억 4천만 달러에 수주하여 지난 1999년 9월부터 2003년 8월까지 48개월에 걸쳐 완공하였다.

기존부두 앞에 총연장 940m의 3선식 신설부두를 건설하기 위해 그림 3과 같이 총 3단계로 나뉘어서 시공하였다. 주요 공종 및 물량은 약 26만 m^3 의 항로준설, 약 150만 m^3 의 매립, 923본의 강관말뚝, 1,420개의 PC 블록 그리고 도로, 컨테이너 야적장 및 각종 부대시설물 등으로 구성되어 있다.



(a) 1단계 (L=340m)

(b) 2단계 (L=310m)

(c) 3단계 (L=290m)

그림 3. 시공단계도

ELIPO현장의 신설부두는 잔교식과 중력식, 두 가지 형식으로 시공되었다. 그 중 신설부두의 대부분을 차지하는 잔교식 부두(그림 4)는 우선 해저면 아래 해성점토를 준설한 후 직경 1,016mm, 914mm(두께 16mm) 두 종류의 강관말뚝(Open-ended steel pile)을 5열(A~E열)로 시공한 다음 배면을 매립하였다. 이후 사석으로 사면보호공을 조성하고 상부 및 기타 구조물을 시공하는 순서로 진행되었다.

포하는 양상을 보이고 있다.

1단계 지반조건과 비교해 모래층이 두껍게 분포하여 말뚝항타 시 주변마찰력의 증가로 말뚝선단에 작용하는 하중이 1단계에 비해 작을 것으로 판단된다.

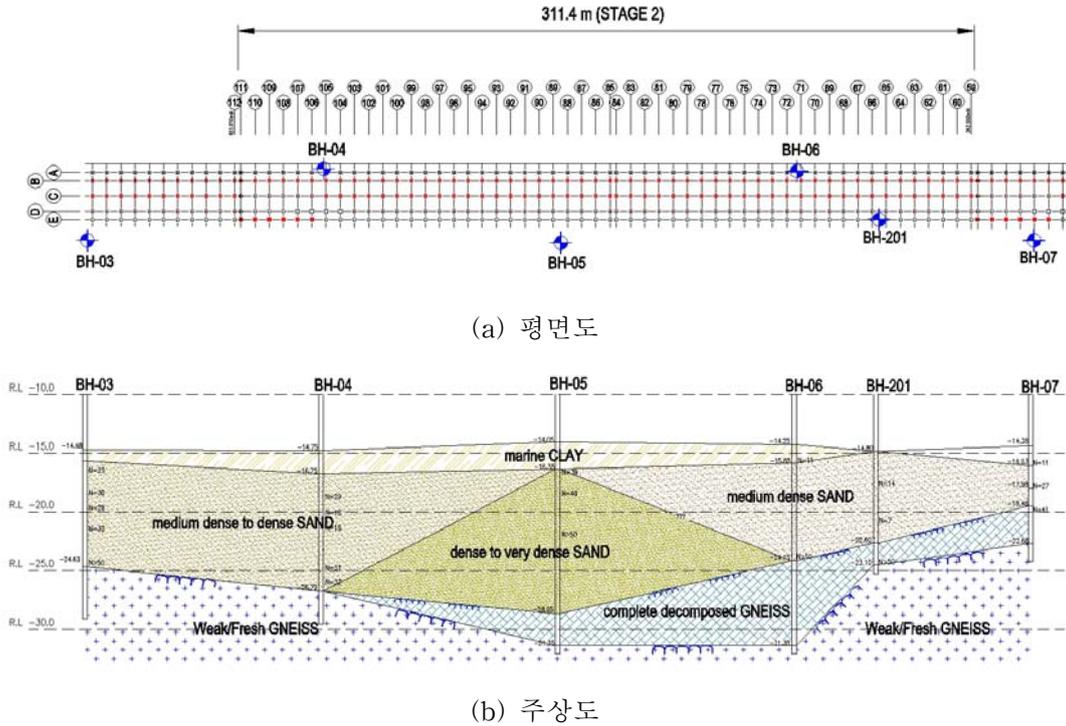


그림 6. 평면도 및 주상도(2단계)

2단계에서의 설계지지력 및 항타관입성 검토를 위하여 그림 7과 같이 3개의 대표단면을 선정하였다.

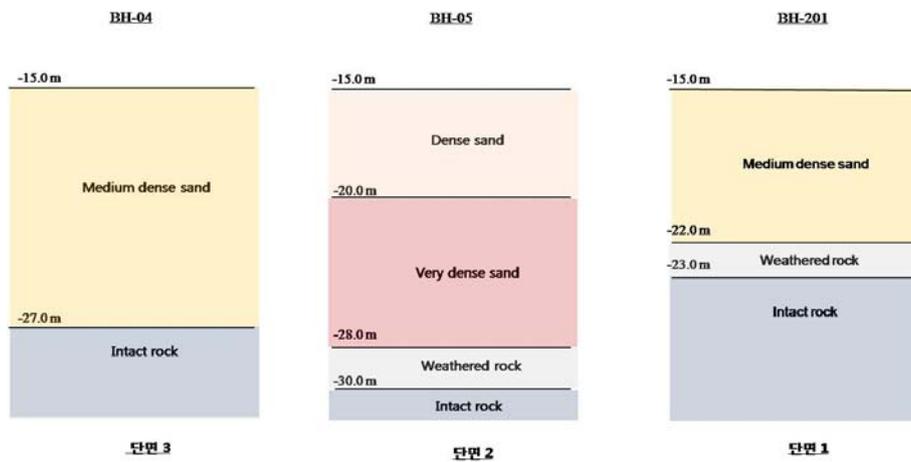


그림 7. 검토 대표단면도(2단계)

2.2.2 Set value 검토

각 열별 말뚝에 작용하는 설계하중을 말뚝직경별로 Type 1과 2로 분리하여 산정한 결과는 표 1과 같으며, Set value 검토를 위해 적용된 해머의 제원은 표 2와 같다.

표 1. 각 열별 설계하중

| 구 분 | Type 1 (D = 1,016 mm) | Type 2 (D = 914 mm) | 비 고 |
|-------|--------------------------|------------------------|-----|
| A 열 | 335 tonf | - | |
| B~D 열 | - | 295 tonf | |
| E 열 | 385 tonf | - | |

표 2. 해머의 제원

| | | | |
|--------|----------|----------|-------------|
| 제 조 사 | DELMAG | 총 무 계 | 약 13.0 tonf |
| 형 식 | 디 젤 | 최대 타격에너지 | 27.2 tonf·m |
| Ram 무게 | 8.0 tonf | 최대 타격높이 | 3.5 m |

예상 Set value 산정을 위해서 동역학적 공식인 Hiley 공식과 1차원 파동방정식에 근거한 GRLWEAP (Gobie Rausche Likins Wave Equation Analysis of Pile driving) 프로그램을 사용하여 비교하였다.

1) Hiley 공식에 의한 산정

에너지 보존법칙에 근거한 많은 동역학적 공식들 중 식 (1)과 같은 Hiley 공식을 검토에 사용하였다.

$$R_u = \frac{e_h W_r h}{s + \frac{1}{2}(C_1 + C_2 + C_3)} \frac{W_r + n^2 W_p}{W_r + W_p} \quad (1)$$

여기서, R_u 는 말뚝의 극한지지력, e_h 는 해머의 효율, W_r 은 램의 무게, h 는 해머의 타격높이, s 는 최종항타시 관입량, C_1 은 말뚝캡의 변형량, C_2 는 말뚝의 탄성변형량, C_3 는 지반의 탄성변형량, W_p 는 말뚝의 무게, n 은 말뚝의 반발계수이다. 식 (1)을 에너지 보존법칙에 의해 정립하면 다음과 같다.

$$\begin{aligned} \text{Energy in} &= \text{Energy out} (=work+impact\ loss+cap\ loss+pile\ loss+soil\ loss) \\ e_h W_r h &= R_u s + e_h W_r h \left(\frac{W_p(1-n^2)}{W_p + W_r} \right) + \frac{1}{2} R_u C_1 + \frac{1}{2} R_u C_2 + \frac{1}{2} R_u C_3 \end{aligned} \quad (2)$$

식 (2)를 말뚝의 최대전달에너지(EMX)에 대해 정리하면 다음과 같다.

$$EMX = e_h W_r h - e_h W_r h \left(\frac{W_p(1-n^2)}{W_p + W_r} \right) - \frac{1}{2} R_u C_1 \equiv R_u s + \frac{1}{2} R_u C_2 + \frac{1}{2} R_u C_3 \quad (3)$$

그리고 식 (3)을 최종항타시 관입량 s 에 대해 정리하면 다음과 같다.

$$s = \frac{EMX (= e_h W_r h_{\max})}{R_u} - \frac{1}{2} (C_2 + C_3) \quad (4)$$

여기서, e_h 는 1단계 말뚝시공시 도출된 평균값 0.35를 적용하였고, $(C_2 + C_3)$ 는 말뚝의 리바운드량으로 주로 C_2 에 지배되므로 다음 식을 적용하였다.

$$(C_2 + C_3) \approx C_2 = \frac{PL}{A_p E_p} \quad (5)$$

여기서, P 는 말뚝의 항타력, L 은 말뚝의 길이, A_p 는 말뚝의 단면적, E_p 는 말뚝의 탄성계수이다.

식 (4)에 의해 각 열별 최종항타시 관입량 Set value를 산정하면 결과는 표 3과 같다.

표 3. Hiley 공식에 의한 Set value 산정결과

| 구 분 | 종 류 | 극한지지력 (tonf) | Set value (mm/bl) | | |
|-------|--------|-----------------|-------------------|------|------|
| | | | 단면 1 | 단면 2 | 단면 3 |
| A 열 | Type 1 | 670 | 6.8 | 7.8 | 7.1 |
| B~D 열 | Type 2 | 590 | 8.9 | 9.8 | 9.1 |
| E 열 | Type 1 | 770 | 3.7 | 5.0 | 4.2 |

2) GRLWEAP에 의한 산정

1차원 파동방정식에 근거한 말뚝항타전용 프로그램 GRLWEAP으로 구한 Set value를 정리하면 표 4와 같으며, 이 때 말뚝에 작용하는 최대압축력과 선단압축력은 표 5와 같다.

표 4. GRLWEAP에 의한 Set value 산정결과

| 구 분 | 종 류 | 극한지지력 (tonf) | Set value (mm/bl) | | |
|-------|--------|-----------------|-------------------|------|------|
| | | | 단면 1 | 단면 2 | 단면 3 |
| A 열 | Type 1 | 670 | 4.6 | 5.5 | 3.3 |
| B~D 열 | Type 2 | 590 | 6.6 | 7.5 | 5.0 |
| E 열 | Type 1 | 770 | 6.2 | 7.4 | 4.8 |

표 5. GRLWEAP에 의한 말뚝의 최대압축력과 선단압축지지력

| 구 분 | 종 류 | 극한지지력 (tonf) | 최대압축력 (MPa) | | | 선단압축력 (MPa) | | |
|-------|--------|-----------------|-------------|-------|-------|-------------|------|-------|
| | | | 단면 1 | 단면 2 | 단면 3 | 단면 1 | 단면 2 | 단면 3 |
| A 열 | Type 1 | 670 | 184.5 | 159.6 | 160.0 | 149.2 | 32.1 | 109.1 |
| B~D 열 | Type 2 | 590 | 190.8 | 164.3 | 168.2 | 147.4 | 33.3 | 104.4 |
| E 열 | Type 1 | 770 | 199.5 | 162.0 | 164.2 | 159.5 | 31.7 | 118.4 |

표 5의 결과를 단면별로 비교하면 단면 1과 3은 단면 2에 비해 말뚝에 작용하는 최대압축력 대비 말뚝선단에 작용하는 압축력이 크을 볼 수 있다. 이는 말뚝이 선단에 의해 지지됨을 의미하며 말뚝항타시 말뚝선단의 손상을 방지하기 위해서 많은 주의가 필요함을 예상해 볼 수 있다. 단면 2는 말뚝에 작용하는 최대압축력 대비 선단에 작용하는 압축력이 작음을 보아 말뚝이 주변마찰에 의해 지지됨을 유추할 수 있다.

2.2.3 말뚝손상방지를 위한 개선방안

1) 시험말뚝에 의한 Set value 조정

2단계 전 지역 말뚝시공에 앞서 총 8본의 말뚝을 선정하여 시험항타를 실시하였다. 2단계 지역의 말뚝시공 전개순서와 다른 공정과의 간섭 등을 고려하여 선정한 시험말뚝의 위치는 그림 8과 같다.

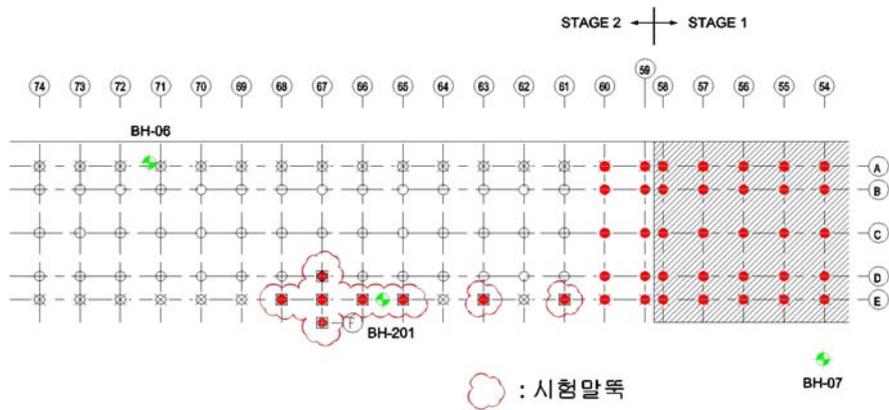


그림 8. 시험말뚝 위치도(2단계)

시험말뚝 항타결과를 말뚝의 극한지지력(SRD)에 따른 EMX, Set value, TC(Temporary Compression) 그래프로 정리하면 그림 9와 같다.

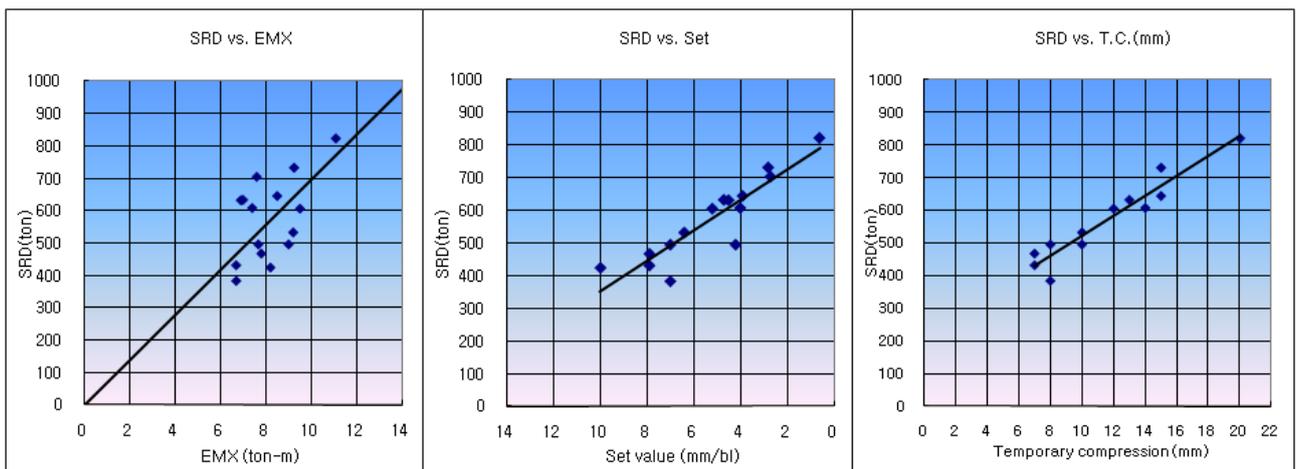


그림 9. 극한지지력에 따른 EMX, Set value, TC

그림 8에서 각 열별 극한지지력에 상응하는 EMX와 TC값을 이용하여 Set value를 역으로 추정하기 위해 다음의 식을 적용하였다.

$$s = \frac{EMX}{R_u} \eta - \frac{1}{2} TC \quad (6)$$

여기서, η 는 말뚝항타시 효율이다.

식 (6)을 이용하여 최종항타시 Set value를 산정하면 결과는 다음 표 6과 같다.

표 6. 시험말뚝 향타결과를 이용한 Set value 산정결과 ($\eta=0.77$ 적용)

| 구 분 | 종 류 | 극한지지력 (tonf) | EMX (tonf·m) | TC (mm) | Set value (mm/bl) |
|-------|--------|--------------|--------------|---------|-------------------|
| A 열 | Type 1 | 670 | 9.60 | 14~16 | 3.0~4.0 |
| B~D 열 | Type 2 | 590 | 8.40 | 12~14 | 4.0~5.0 |
| E 열 | Type 1 | 770 | 11.00 | 17~19 | 1.5~2.5 |

앞에서 향타공식, 전산해석프로그램, 시험말뚝을 통해 산정된 Set value를 정리하면 표 7과 같다.

표 7. 산정 Set value 정리

| 구 분 | Set value (mm/bl) | | | | | | 시험말뚝 |
|-------|-------------------|------|------|---------|------|------|---------|
| | Hiley 공식 | | | GRLWEAP | | | |
| | 단면 1 | 단면 2 | 단면 3 | 단면 1 | 단면 2 | 단면 3 | |
| A 열 | 6.8 | 7.8 | 7.1 | 4.6 | 5.5 | 3.3 | 3.0~4.0 |
| B~D 열 | 8.9 | 9.8 | 9.1 | 6.6 | 7.5 | 5.0 | 4.0~5.0 |
| E 열 | 3.7 | 5.0 | 4.2 | 6.2 | 7.4 | 4.8 | 1.5~2.5 |

표 7의 결과를 산정방식별로 비교해 보면 향타공식과 프로그램에 의해 산정되는 값에 비해 시험말뚝 결과에서 산정되는 값이 작게 나오고 있다. 이는 향타공식과 전산해석프로그램을 통한 값 산정 시 가정 조건과 단면이 실제 말뚝 향타 시와 상이함에서 나온 것으로 유추된다.

상기 Set value 비교·검토결과를 토대로 말뚝 향타 후 시간경과에 따라 말뚝의 지지력이 증가하는 Set-up 효과를 고려하여 2단계의 설계 Set value를 정하였고 그 결과는 표 8과 같다.

표 8. 설계 Set value

| 구 분 | 종 류 | 설계지지력 (tonf) | 극한지지력 (tonf) | Set value (mm/bl) |
|-------|--------|--------------|--------------|-------------------|
| A 열 | Type 1 | 335 | 670 | 4.0 |
| B~D 열 | Type 2 | 295 | 590 | 5.0 |
| E 열 | Type 1 | 385 | 770 | 2.5 |

현장에서는 표 10에서 정한 Set value를 시공기준으로 삼아 말뚝을 시공하였고, 이후 재하시험 등을 통해 지속적으로 Set value 및 설계지지력을 확인 및 조정하며 시공 중 발생할 수 있는 말뚝의 피해를 최소화하였다.

2) 일정한 말뚝 캡과 해머 사용

말뚝의 일정한 향타관리를 위해 말뚝 캡과 해머의 상태를 주기적으로 확인하며 향타시 해머의 효율을 지속적으로 유지하도록 하였다.

3) 불필요한 향타 제거

탄성과 탐사 및 추가 보링조사 등의 지반조사를 통해 암반상태를 검토하여 향타시 암반 도달 여부를 정확히 추정하도록 하였다. 그리고 말뚝선단이 암반에 도달하면 즉시 향타를 중지하고 최종향타 Set

value를 검토하여 추가 항타 여부를 결정하도록 하였다.

4) 말뚝선단 보강

현장여건에 따라 그림 10과 같이 십자형 보강재와 철판(t=20mm)을 사용한 폐쇄형 말뚝으로 변경하여 선단이 손상되는 것을 방지하도록 하였다.

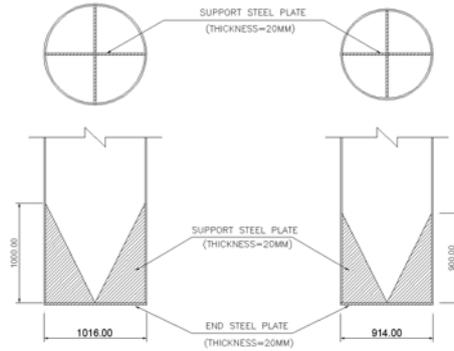


그림 10. 강관말뚝 선단보강

3. 콜롬보항만 확장공사 : 방파제 하부지반 1차 압밀침하량 산정사례

3.1 공사개요

COLPO현장은 스리랑카 항만청(SLPA)이 콜롬보항의 컨테이너 수용능력을 확장하기 위해 아시아개발은행(ADB)으로부터 차관을 도입하여 발주한 공사로, 현대건설이 미화 3억 3천만 달러에 수주하였다. 공사는 2008년 4월에 착공하여 현재 공사가 진행 중에 있으며, 총 공사기간은 48개월이다.



그림 11. 공사조감도

주요 공종 및 물량은 약 500만^m의 석재로 총 연장 약 6km의 방파제를 신설하고, 신설항만에 접근하기 위한 항로를 준설하여 주방파제 배면을 포함한 배후부지를 매립하고, 약 6km의 신설해저송유관 및 각종 항만부대시설을 건설하는 공사이다.

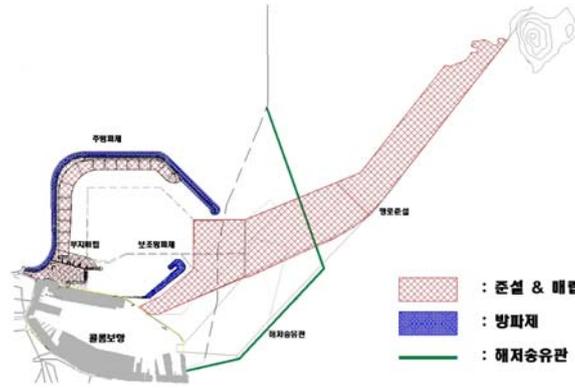


그림 12. 공사 평면도

COLPO현장의 주방파제는 그림 13에서 보는 바와 같이 사석 경사식 방파제로, 시공순서는 다음과 같다. 먼저 신설항만 진입로지역의 모래를 준설하여 부지를 매립조성한 다음에 사석(QRR)으로 제체를 시공하고, 이후 사석전면에 파력에 저항하기 위한 피복석(Rock)과 Core-Loc을 순차적으로 설치하고 마지막으로 월파방지를 위해 Wavewall을 시공한다.

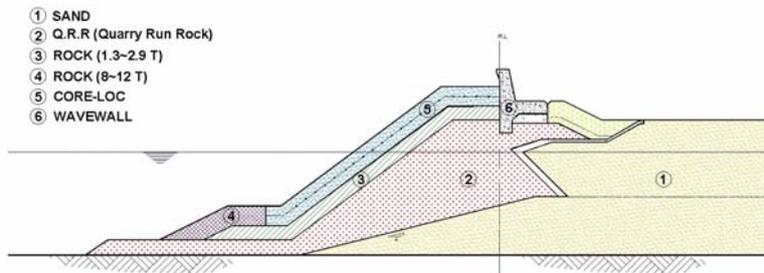


그림 13. 주방파제 단면도

3.2 지반조사

공사 착공 이전에 공사수행 전 지역에 대해 표준관입시험(SPT), 피에조콘관입시험(CPTu) 등의 현장 지반조사와 각종 실내시험을 수행하였다. 그러나, 주방파제 예정구간은 지반조사 공수가 적었을 뿐만 아니라 압밀시험을 미수행하여 대상지역의 압밀특성을 포함한 지반조건을 파악하기 힘들었다. 이에 주방파제 예정구간의 하부지반조건을 상세히 파악하기 위해 총 25공의 피에조콘관입시험을 추가로 수행하였다.

시험은 주방파제 설계기준선을 따라서 100~200m 간격으로 수행하였고 수행위치는 그림 14와 같다.

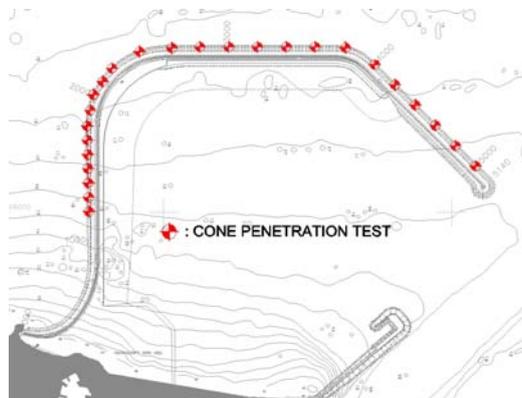


그림 14. 추가지반조사 위치도

시험은 해상날씨를 포함한 제한적인 주변상황으로 인해 해상조사선을 동원하였고, 선단단면적이 2cm²인 Miniature cone과 관련장치들이 포함된 해저착저형 시험상자를 사용하여 시험을 수행하였다.



그림 15. 해상조사선



그림 16. 해저착저형 시험상자

3.3 체적압축계수(m_v)법

실무에서 연약지반의 1차 압밀침하량 예측방법으로 Terzaghi의 1차원 압밀이론에 근거한 공식들 중 응력이력에 따라 침하량 산정이 용이한 압축지수(c_c)법을 많이 이용하고 있다. 압축지수법으로 1차 압밀 침하량을 산정하기 위해서는 불교란시료로 압밀시험을 수행하여 압축지수 및 초기간극비 같은 지반정수를 얻는 것이 필수적이다. 그러나 COLPO현장에서는 높은 파고로 인해 Jack-up Barge에 의한 불교란시료의 채취가 불가능하여 압밀시험을 수행하지 못 하였다. 따라서 해상조사선을 이용한 CPTu 시험결과로부터 체적압축계수(m_v)를 추정하여 주방과제 하부지반의 1차 압밀침하량을 산정하였다.

먼저 체적압축계수를 사용한 1차 압밀침하량 산정식은 다음과 같다.

$$S_c = m_v H \Delta p \quad (7)$$

여기서, S_c 는 1차 압밀침하량, m_v 는 체적압축계수, H 는 연약층의 두께, Δp 는 압밀하중증분이다. 정규 압밀영역 내에서 체적압축계수 m_v 는 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$m_v = \frac{1}{M} = \frac{1}{\alpha_m q_c} \quad (8)$$

여기서, M 은 1차원 구속변형계수, q_c 는 콘선단저항치이다. α_m 은 계수로 표 9에서 보는 바와 같이 점성토의 연경도와 콘선단저항치 범위에 따라 그 값이 결정된다.

표 9. 점성토의 구속변형계수 추정(Mitchell and Gardner, 1975)

| $M = 1/m_v = \alpha_m \cdot q_c$ | | |
|---|----------------------|---|
| $q_c < 0.7 \text{ MPa}$ | $3 < \alpha_m < 8$ | Clay of low plasticity (CL) |
| $0.7 \text{ MPa} < q_c < 2.0 \text{ MPa}$ | $2 < \alpha_m < 5$ | |
| $q_c > 2.0 \text{ MPa}$ | $1 < \alpha_m < 2.5$ | |
| $q_c > 2.0 \text{ MPa}$ | $3 < \alpha_m < 6$ | Silts of low plasticity (ML) |
| $q_c < 2.0 \text{ MPa}$ | $1 < \alpha_m < 3$ | |
| $q_c < 2.0 \text{ MPa}$ | $2 < \alpha_m < 6$ | Highly plastic silts and clays (MH, CH) |
| $q_c < 1.2 \text{ MPa}$ | $2 < \alpha_m < 8$ | Organic silts (OL) |
| $q_c < 0.7 \text{ MPa}$ | $1.5 < \alpha_m < 4$ | Peat and organic clay (Pt, OH) |
| $50 \% < w < 100 \%$ | | |
| $100 \% < w < 200 \%$ | | |
| $w > 200 \%$ | | |

3.4 1차 압밀침하량 산정에

추가지반조사 총 25공 중 연약층이 가장 두꺼운 1공(AW-CPT010)을 선정하여 앞서 설명한 체적압축 계수법으로 대상지역 방파제 하부지반의 1차 압밀침하량을 산정하였다.

선정한 AW-CPT010공의 지반은 그림 17에서 보는 바와 같이 주로 점토/실트층과 실트층으로 이루어져 있고 중간에 약 1.5m 두께의 모래층이 분포하고 있다.

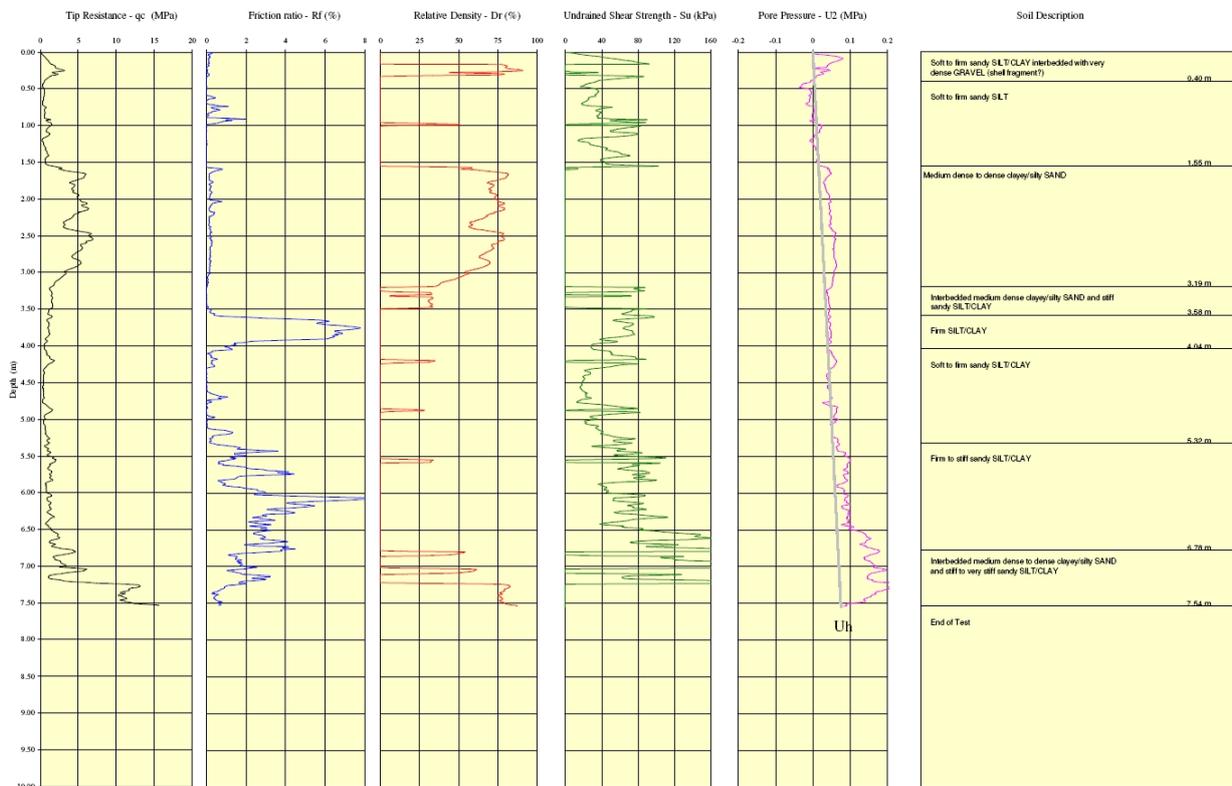


그림 17. CPTu 조사결과(AW-CPT010)

조사결과를 바탕으로 각 연약층별 체적압축계수(m_v)는 표 10과 같이 추정하였다.

표 10. 체적압축계수 m_v 추정(AW-CPT010)

| 지 층 | 심 도 ¹⁾ (m) | q_c 범위 (MPa) | q_c 평균 (MPa) | α_m | M (MPa) | m_v (m ³ /MN) |
|-----------|--------------------------|-------------------|-------------------|------------|--------------|-------------------------------|
| SILT/CLAY | 0.00~0.40 | 0.10~3.20 | 1.32 | 3.0 | 3.96 | 0.25 |
| SILT | 0.40~1.55 | 0.23~1.56 | 0.68 | 4.0 | 2.72 | 0.37 |
| SILT/CLAY | 3.19~3.58 | 1.00~2.39 | 1.51 | 3.0 | 4.53 | 0.22 |
| SILT/CLAY | 3.58~4.04 | 0.49~1.88 | 0.97 | 4.0 | 3.88 | 0.26 |
| SILT/CLAY | 4.04~5.32 | 0.27~1.88 | 0.71 | 4.0 | 2.84 | 0.35 |
| SILT/CLAY | 5.32~6.78 | 0.54~2.70 | 1.30 | 3.0 | 3.90 | 0.26 |

¹⁾ 심도는 해저면 기준

앞서 추정한 체적압축계수를 이용하여 각 연약층별 압밀침하량 및 총압밀침하량을 표 11과 같이 산정하였다. 그 결과, 대상지반에서는 총 58.3cm의 압밀침하가 발생하는 것으로 예측되었다.

표 11. 1차압밀침하량 산정(AW-CPT010)

| 지 층 | 심 도 (m) | H (m) | m_v (m ³ /MN) | Δp ¹⁾ (kN/m ²) | S_c (m) |
|-----------|------------|----------|-------------------------------|--|--------------|
| SILT/CLAY | 0.00~0.40 | 0.40 | 0.25 | 375.0 | 0.038 |
| SILT | 0.40~1.55 | 1.15 | 0.37 | 375.0 | 0.159 |
| SILT/CLAY | 3.19~3.58 | 0.39 | 0.22 | 375.0 | 0.032 |
| SILT/CLAY | 3.58~4.04 | 0.46 | 0.26 | 375.0 | 0.044 |
| SILT/CLAY | 4.04~5.32 | 1.28 | 0.35 | 375.0 | 0.169 |
| SILT/CLAY | 5.32~6.78 | 1.46 | 0.26 | 375.0 | 0.140 |
| 합 계 | | 5.14 | | | 0.583 |

¹⁾ Δp 는 최대상재하중 적용

4. 결론

본 논문에서는 스리랑카 콜롬보에서 현대건설이 완공 또는 시공 중인 항만공사의 설계 및 시공사례를 정리해 보았다.

ELIPO현장에서는 강관말뚝 시공 중에 발생한 말뚝선단 손상원인 및 개선사례를 살펴보았다.

- (1) 말뚝선단 손상원인을 파악하고 Hiley 공식과 GRLWEAP 프로그램을 통해서 대표단면별 말뚝의 관입성을 검토하였다.
- (2) 그리고 시험말뚝항타를 통해 현장지반여건에 적합한 말뚝시공기준을 제시하였고, 후속시공 말뚝의 손상방지를 위한 여러 개선방안을 마련하였다.
- (3) 이후 개선방안에 따라 말뚝시공을 수행하여 성공적으로 공사를 마무리할 수 있었다.

COLPO현장에서는 체적압축계수법을 적용하여 주방과제 하부 연약층의 1차 압밀침하량을 산정하는 설계사례를 살펴보았다.

- (4) 해상에서 수행된 CPTu 시험을 통해 체적압축계수를 추정하였으며 이를 1차 압밀침하량 산정에 반

영해 보았다,

- (5) 이렇게 산정된 1차 압밀침하량은 향후 계측침하량과 비교·분석을 통해 검증할 계획이다.
- (6) CPT_u 결과로부터 추정된 체적압축계수를 사용하는 1차 압밀침하량 산정법은 여타 산정법에 비해 실무에 적용하기에 아직 검증 및 연구가 미흡한 실정이다. 이를 보완하기 위해서는 다양한 연약지반의 CPT_u 결과 및 각종 압밀침하자료를 면밀히 비교·분석하여 CPT_u 결과로 합리적인 체적압축계수를 추정하는 방법에 대한 연구가 필요하다.

참고문헌

1. Joseph E. Bowles(1982), *Foundation Analysis and Design*, Third edition, McGraw-Hill, pp.643~647
2. Lunne, T., Robertson, P.K., and Powell, J.J.M.(1997), *Cone Penetration Testing in Geotechnical Practice*, Blackie Academic & Professional, pp.71~73
3. The overseas coastal area development institute of Japan(2002), *Technical Standards and Commentary for Port and Harbour facilities in Japan*, pp170~171
4. ELS Ltd and EGS Ltd(2008), *Colombo Port Expansion Project Report on Miniature Cone Penetration Tests*