CFT를 활용한 피암터널의 형식 제안 및 정적 성능평가

Design and Static-Performance Evaluation of Concrete-Filled-Tube Rock Shed Structure

이주호* · 이형덕** · 송종걸*** · 문지호****

Lee, Juho*, Lee, Hyeoung-Deok**, Song, Jong-Keol***, and Moon, Jiho****

Abstract

Rockfall protection facilities are necessary to reduce damages from rockfall or debris flow on roads near steep cut slopes. In Korea, rockfall protection fences and rock sheds are widely utilized for rockfall protection facilities. The rock shed is made of reinforced concrete or steel in the shape of a tunnel, and it is used for protecting the road from massive rockfall (up to 3,000 kJ of rockfall energy). In this study, a new type of rock shed comprising a Concrete-Filled-Tube (CFT) was designed. First, the proposed CFT rock shed could resist up to 3,000 kJ rockfall energy. Next, the performance of the CFT was verified through static analysis in which the 3,000 kJ rockfall energy was considered as the equivalent static load.

Key words : Rockshed, Concrete-Filled-Tube (CFT), Static Design, Finite Element Analysis

요 지

급경사지 및 비탈면 인근 도로에는 낙석이나 토사에 의한 피해를 저감하기 위하여 낙석방지시설을 설치할 필요가 있다. 국내에서 많이 사용되는 낙석방지 시설에는 낙석방지울타리와 피암터널이 있다. 피암터널은 대규모의 낙석(최대 3,000 kJ의 낙석에너지)이 발생할 수 있는 비탈면에 철근콘크리트 혹은 강재를 이용하여 터널형태로 구조물을 건설하여 낙석을 방지하는 시설이다. 본 연구에서는 콘크리트 충전강관(Concrete-Filled-Tube, CFT)을 사용한 피암터널의 형식을 제안하였다. 먼저, 강도와 연성이 우수한 CFT를 사용하여 3,000 kJ의 낙석에너지에 저항할 수 있는 CFT 피암터널을 제시하였다. 그 이후 제시된 CFT 피암터널에 대하여 3,000 kJ의 낙석에너지에 해당하는 등가 정적 하중을 산정하고 유한요소해석을 수행하여 제안된 CFT 피암터널의 성능을 평가하였다.

핵심용어 : 피암터널, 콘크리트 충전강관 (CFT), 정적설계, 유한요소해석

1. 서 론

낙석방지시설은 도로의 급경사 비탈면 및 절개면에 설치하며 도로에 낙석이나 토사류가 유입되는 것을 방지하기 위하여 설치한다. 낙석방지시설은 보호공법으로 구분되며 낙석방지망, 낙석방지울타리, 낙석방지옹벽, 피암터널 등

네 가지로 구분된다. 그중 피암터널은 비교적 큰 규모의 낙석이 예상되는 장소나 낙석방지망 및 낙석방지울타리의 설치가 불가능한 환경에 설치한다(MLTM, 2008). 이 중 낙석방지울타리의 경우 국내의 기준에 따르면 약 50 kJ의 낙석에너지에 저항할 수 있는 것으로 보고되고 있다. 대규모의 낙석이 발생할 수 있는 경우에는 낙석방지옹벽 혹은

*정회원, 강원대학교 토목공학과 석사과정(E-mail: wng02398@gmail.com)

Member, Master's Course, Department of Civil Engineering, Kangwon National University

**정회원, 강원대학교 토목공학과 박사과정

Member, Ph.D. Course, Department of Civil Engineering, Kangwon National University

***정회원, 공학박사, 강원대학교 토목공학과 교수

Member, Professor, Department of Civil Engineering, Kangwon National University

****교신저자, 정회원, 공학박사, 강원대학교 토목공학과 조교수(Tel: +82-33-250-6234, Fax: +82-33-259-5543, E-mail: jmoon1979@kangwon.ac.kr)

Corresponding Author, Member, Assistant Professor, Department of Civil Engineering, Kangwon National University

피암터널을 설치한다. 해외의 사례를 보면 Yosida et al. (2007)과 Schellenberg (2009)은 피암터널의 최대 설계 낙석 에너지를 3,000 kJ로 설정하고 있어 낙석방지울타리와 비교하여 대규모의 낙석에도 저항을 할 수 있는 것을 알 수 있다.

피암터널의 대표적인 형태는 사용재료에 따라 철근콘크리트(RC) 피암터널과 강재형 피암터널이 있다. RC형 피암터널의 경우, 구조형태가 정립되고 시공사례가 많아 가장 일반적으로 사용된다. 하지만, 주로 피암터널이 시공되는 도로 폭이 협소한 산악지형을 고려하면 도로의 차단 및 양생으로 인한 시공성이 떨어지는 단점이 있다. 강재형 피암터널의 경우에는 조립시공을 통한 시공기간을 단축할 수 있으나 좌굴을 방지하기 위하여 적절히 보강재를 설치해야 하며 설계법이 복잡한 단점이 있다. 최근에는 이러한 문제를 보완하기 위하여 파형강판을 활용한 피암터널이 개발되기도 하였다(Hwang et al., 2004).

본 연구에서는 콘크리트 충전강관(Concrete-Filled-Tube, CFT)을 활용한 피암터널을 개발하고 정적 해석을 통하여 성능을 검증하는데 목적이 있다. CFT는 강관에 콘크리트를 주입하는 일종의 합성부재로 콘크리트 타설에 따로 거푸집이 필요하지 않으며 강관의 구속효과로 인하여 내부 콘크리트의 강도와 연성이 증가한다. 또한, 내부 콘크리트의 영향으로 CFT 부재의 전체 좌굴(Global Buckling) 및 강관의 국부좌굴(Local Buckling) 저항력도 증가된다(Chung et al., 2009). 따라서, 이러한 CFT 부재를 활용하여 기존의 콘크리트 및 강재 피암터널의 시공성 및 좌굴 저항력을 향상시킬 수 있다. 이 밖에 Demartino et al. (2017)은 RC 부재보다 CFT 부재의 충격저항능력이 우수하다고 보고하고 있어 CFT 부재를 피암터널에 활용하여 충격성능을 향상시킬 수 있을 것으로 기대된다.

본 연구에서는 첫째로 CFT 피암터널의 제원을 개념설계를 통하여 정립하였다. 여기서 제안된 피암터널의 성능은 3,000 kJ의 낙석에너지에 저항할 수 있도록 설정하였다. 개념설계 후 제안된 피암터널의 성능을 정적 유한요소해석을 통하여 검증하였다. 국내·외 설계기준(JRA, 2000; ASTRA, 2008; MLTM, 2011)에서는 낙석에너지를 등가의 정적하중으로 치환하여 설계를 하도록 규정하고 있다. 본 연구에서는 이러한 기준에 따라 3,000 kJ에 해당하는 등가 정적 하중을 산정하고 이를 이용하여 정적 유한요소해석을 수행하였다. 해석 결과 나타난 단면력을 부재의 강도와 비교하여 제안된 피암터널의 성능을 평가하였다.

2. CFT 피암터널 제원 설정

일반적인 철근콘크리트 피암터널은 Fig. 1과 같이 완충재(Cushion Layer), 보호 콘크리트(Roof Concrete), 주구조체(Main Structure)로 구성된다. 완충재로는 주로 모래, 폐타이어, ESP(발포폴리스틸렌)이 사용되며 보호 콘크리트는 완충

Fig. 1. Typical RC Rockshed

재를 통하여 전달되는 충격에너지를 주구조체로 전달하는 역할을 한다(MLTM, 2008). 본 연구에서 제안하고자 하는 CFT 피암터널의 경우 완충재 및 보호 콘크리트는 일반적인 RC형 피암터널에서 사용되는 제원을 사용하였으며 주구조체로 CFT 부재를 활용하여 합리적으로 개선하고자 하였다.

국내 도로에 설치되는 시설물은 도로 구조시설 기준에서 제시하는 시설한계(Clearance)를 만족해야 한다. 국토교통부(MOLIT, 2020)에 따르면 터널의 경우 최소 차로 폭은 3.0 m, 터널의 높이는 4.5 m를 확보하여야 한다. 본 연구에서는 이러한 시설한계를 고려하여 피암터널의 CFT 주구조체의 제원을 Fig. 2와 같이 결정하였으며 차선의 수는 일반적으로 피암터널이 설치되는 국도 2차선을 가정하였다. Fig. 2는 CFT 피암터널의 주구조체를 나타내며 본 연구에서는 피암터널 길이방향에 대하여 5 m 간격으로 5개의 주구조체를 설치, 총 20 m 길이의 CFT 피암터널로 구성하였다. Fig. 2에서 L 은 CFT 피암터널의 폭을 나타내며 일반적인 국도 2차선 폭을 고려하여 10 m로 설정하였다. H 는 피암터널의 상부 곡선부를 제외한 높이로 5.4 m이다. h 는 피암터널 상부 곡선부의 높이로 0 m에서 1.5 m까지 변화한다. 상부 곡선의 높이는 본 연구에서 주요한 해석 변수로 낙석에 효과적으로 저항하기 위하여 상부구조를 아치형태로 구성하였으며 아치 라이즈비(h/L)의 영향에 따른 단면력의 변화를 해석을 통하여 분석하였다.

Fig. 2에 나타난 CFT 주구조체는 원형 단면의 세로보(Stringer)로 연결하여 일체 거동을 하도록 하였다. 또한, 보호 콘크리트층과 CFT 주구조체를 연결하기 위하여 원형 단면의 수직 연결재를 설치하였다. 최종적으로 Fig. 2(a)~(c)에 나타난 단면으로 구성한 CFT 피암터널의 모습은 Fig. 3(a)~(c)와 같다. Fig. 3에 나타난 피암터널 CFT 주구조체 강관의 직경(D_m)은 800 mm, 두께(t_m)은 13 mm로 모두 동일하다. 따라서, CFT 주구조체의 폭두께비(D_m/t_m)는 약 61.5로 EC4 (EN 1994, 2004)에서 요구하는 조밀단면의 조건을 만족한다. CFT 주구조체의 항복강도는 SS490강재에 해당하는 325 MPa을 사용하였으며 콘크리트의 압축강도(f_c)는 30 MPa이다. 앞서 설명하였듯이 주구조체 간 연결을 위하여 세로보를 설치하고 주구조체와 보호 콘크리트의

Fig. 2. Dimensions of Main Structure of CFT Rockshed: (a) $h/L = 0$; (b) $h/L = 0.1$; (c) $h/L = 0.15$

Fig. 3. Schematic View of Proposed CFT Rockshed: (a) $h/L = 0$; (b) $h/L = 0.1$; (c) $h/L = 0.15$

연결을 위하여 수직 연결재를 Fig. 3과 같이 설치하였다. 세로보와 수직 연결재는 모두 원형 강관을 사용하였다. 세로보와 수직 연결재의 강관폭은 400 mm이며 두께는 10 mm로 EC3 (EN 1993, 1993)의 조밀단면 조건을 만족시킨다. 세로보와 수직 연결재의 항복강도도 CFT와 동일하게 325 MPa로 설정하였다.

3. CFT 피암터널의 등가 정적 설계하중

낙석방지시설의 설계는 일반적으로 낙석에너지를 기반으로 수행된다. 낙석방지울타리의 경우 50 kJ, 낙석방지옹벽은 600 kJ의 낙석에너지에 저항할 수 있어야 한다(MLTM, 2008). 서론에서 언급하였듯이 본 연구에서는 기존의 연구자들(Yosida et al., 2007; Schellenberg, 2009)의 최대 설계 낙석에너지를 고려하여 제안된 피암터널의 설계 낙석에너지를 3,000 kJ로 설정하였다.

Fig. 4와 같이 비탈면에서 질량이 m_r 인 낙석이 낙하하는 경우, 낙석에너지 (E_i)는

$$E_i = \left(1 - \frac{\mu}{\tan \theta_r}\right) \times (1 + \beta) m_r g H_r \quad (1)$$

과 같이 산정할 수 있다. Eq. (1)에서 μ 는 등가마찰계수, θ_r 은 경사각, β 는 회전계수(낙석이 원형인 경우 0.1), g 는 중력가속도, H_r 은 낙하높이를 나타낸다. 절개면의 경사각의 경우 기존 연구 결과 국내 절개면의 평균적인 경사각은

Fig. 4. Rockfall on the Slope

54.55°로 보고되어 경사면에 대한 정보가 없는 경우 이 값을 준용하여 사용할 수 있다(Suk et al., 2014). 경사각이 54.55°이고 낙하높이가 30 m인 경우 3,000 kJ에 해당하는 낙석의 질량은 약 10.4 ton으로 계산된다.

효과적인 피암터널의 설계를 위하여 국·내외의 설계기준에서는 등가 정적 설계하중(P_s)을 다음과 같이 규정하고 있다.

$$P_s = 2.455 \lambda^{\frac{2}{5}} W^{\frac{2}{3}} H_r^{\frac{3}{5}} i \quad (a) \quad (2)$$

$$P_s = 2.108 (m_r g)^{\frac{2}{3}} \lambda^{\frac{2}{5}} H_r^{\frac{3}{5}} \alpha \quad (b)$$

where, $\alpha = \frac{P_{\max}}{P_{\max}(\lambda = 1000)} = \left(\frac{T}{D}\right)^{-0.5}$

$$P_s = CP_k \quad (c)$$

where, $P_k = 2.8 e^{-0.5} r^{0.7} E_s^{0.4} \tan(\theta_{\text{soil}}) \left(\frac{m_r v_r^2}{2}\right)^{0.6}$

Eq. 2(a-c)는 각각 국내(MLTM, 2011), 일본(JRA, 2000), 스위스(ASTRA, 2008)의 설계기준에서 규정하고 있는 등가 정적 설계하중이다. Eq. (2a)에서 λ 는 Lamé's Constant (일본 도로협회 권장 수치로 1,000 kN/m²를 사용), W 는 낙석의 무게, H_r 는 낙석의 높이(m), i 는 모래층 두께에 관한 보정계수이다(완충재의 두께가 1.0 m 이상인 경우 1을 사용). 일본의 정적 설계하중 Eq. (2b)는 국내의 설계기준과 형식이 유사한 것을 알 수 있으며 계수들에서 차이가 나타나는 것을 알 수 있다. Eq. (2b)에서 α 는 모래층 두께에 관한 보정계수를 나타내며, T 와 D 는 각각 모래층의 두께와 낙석의 두께를 나타낸다. Eq. (2c)는 스위스에서 규정하고 있는 정적 설계하중으로 Eq. (2a, b)와는 다른 형태인 것을 알 수 있다. Eq. (2a, b)가 위치에너지로 기반으로 등가 정적하중을 산정하였다면, Eq. (2c)는 운동에너지 기반으로 등가 정적하중을 산정하는 것을 알 수 있다. Eq. (2c)에서 C 는 구조물의 재료적 특성을 고려한 계수로 연성파괴가 발생하는 경우 0.4, 취성과 파괴가 발생하는 경우는 1.2를 사용한다. 본 연구에서는 피암터널의 CFT 주구조체가 연성거동을 할 것으로 가정하여 등가 정적하중을 산정 시 $C = 0.4$ 를 적용하였다. 그리고 Eq. (2c)에서 e 는 모래층의 두께, r 은 낙석의 반지름, E_s 는 모래층의 탄성계수, θ_{soil} 는 모래의 내부마찰각, v_k 는 낙석의 충돌속도이다.

본 연구에서 목표로 하는 피암터널의 설계에너지는 3,000 kJ이다. 앞서 설명하였듯이 국내의 평균 경사각 54.55°에서 낙하높이 30 m로 10.4 ton의 낙석이 낙하하는 경우 3,000 kJ의 낙석에너지가 발생한다. 이러한 조건을 Eq. (2a-c)에 대입하여 등가 정적하중으로 계산하면 Eq. (2a-c)에 대하여 등가 정적하중은 6,527 kN~6,810 kN의 범위를 가지게 된다. 보수적인 설계를 위하여 정적하중의 범위 중 가장 큰 값에 대하여 해석의 편의를 위하여 최종 등가 정적하중을 7,000 kN으로 결정하였다.

Fig. 5는 경사각 54.55°에서 낙하높이 30 m에서 낙석의 질량을 변수로 하여 등가 정적하중과 낙석에너지와의 관계를 보여주는 그림이다. 이 그림에서 알 수 있듯이 전반적으로 국내, 일본, 스위스 규정이 낙석에너지에 대한 등가 정적하중을 유사하게 예측하는 것으로 나타났다.

Fig. 6은 각 설계기준 상에 나타난 등가 정적하중이 작용하는 넓이를 나타낸다. 이 그림에서 알 수 있듯이 국내와 일본의 규정에서는 작용 면적이 낙석의 크기와는 무관하고 완충재

Fig. 5. Rockfall Energy vs. Equivalent Static Load Based on Various Specifications

Fig. 6. Loading Area of Equivalent Static Load: (a) Korea; (b) Japan; (c) Swiss

의 높이(h_c)에 지배받는 것을 알 수 있다. Fig. 6에 나타난 작용 면적 중 본 연구에서는 낙석의 작용 면적을 Fig. 6(a)에 나타난 국내기준을 적용하였다.

4. CFT 피암터널 주구조체의 정적 성능평가

4.1 유한요소해석 모델

본 연구에서는 2장에서 제안된 CFT 피암터널에 3장에서 산정된 등가 정적 설계하중을 입력하여 유한요소해석을 수행하였다. 유한요소해석 결과를 통하여 CFT 주구조체의 단면력을 산출하고 이를 설계기준과 비교하여 CFT 주구조체의 성능을 평가하였다.

유한요소해석은 주구조체, 세로보, 수직 연결재, 보호 콘크리트를 모두 모델링 하였으며 해석의 주요한 목적이 설계 하중에 대한 단면력을 산정하는 것이므로 기하비선형을 고려한 탄성해석을 수행하였다. 해석프로그램으로는 범용 구조해석 프로그램인 ABAQUS (2018)을 사용하였다. 보호 콘크리트는 4절점 쉘 요소(S4R)를 사용하였고, 수직 연결재, 이음재, 주구조체는 3차원 2절점 보 요소(B31)를 사용하였다. 보호 콘크리트의 탄성계수는 31,181 MPa, 강재의 탄성계수는 205,000 MPa를 사용하였으며 콘크리트와 강재의 푸아송비는 각각 0.2와 0.3을 적용하였다.

Fig. 7. FEM Analysis Model (Rendering) for $h/L = 0$

Fig. 7은 2장에서 제안된 CFT 피암터널 중 $h/L = 0$ 에 대한 유한요소해석 모델을 나타낸다. 앞서 설명하였듯이 주구조체의 간격은 5 m로 피암터널의 총 길이는 20 m이며 폭은 10 m이다. 주구조체와 세로보, 수직 연결재 및 보호 콘크리트는 모두 강결로 연결되어 있다고 가정하였다. 주구조체의 밑면은 고정지점으로 가정하여 6자유도를 모두 구속하였다. 탄성해석(기하비선형성 고려)을 수행하였고 CFT 주구조체의 합성단면은 등가의 환산단면을 사용하여 모델링 하였다. 환산단면에 사용된 유효단면적(A_{eff})과 유효단면2차모멘트(I_{eff})는

$$A_{eff} = (E_s A_s + E_c A_c) / E_s \quad (a) \quad (3)$$

$$I_{eff} = (E_s I_s + E_c I_c) / E_s \quad (b)$$

과 같다. 여기서 E_s 는 강관의 탄성계수, A_s 는 강관의 단면적, E_c 는 충전 콘크리트의 탄성계수, A_c 는 충전 콘크리트의 단면적, I_s 는 강관의 단면2차모멘트, I_c 는 콘크리트의 단면2차모멘트이다.

해석변수는 피암터널 상단부 아치의 라이즈비(h/L)와 낙석의 낙하 위치이다. h/L 은 0, 0.1, 0.15, 총 3가지 경우를 고려하였으며 낙석의 위치는 Fig. 8에 나타난 것과 같이 피암터널의 대칭성을 고려하여 총 4가지를 설정하였다. Fig. 8에서 L1은 단부 외측에 하중이 작용하는 경우, L2는 단부 중앙에 작용하는 경우, L3는 피암터널 길이방향 중앙부에서 횡방향으로 외측에 낙석이 작용하는 경우 그리고 L4는 피암터널 중앙부에 하중이 작용하는 경우를 나타낸다.

Fig. 8. Analysis Cases: (a) $h/L = 0$, L1-L4; (b) $h/L = 0.1$, L1-L4; (c) $h/L = 0.15$, L1-L4

4.2 해석결과

총 12가지 경우에 대하여 해석을 수행하였으며 그 결과 나타난 대표적인 변형형상은 Fig. 9와 같다(L2, $h/L = 0$, 0.1, 0.15, 단면에서 최대 휨모멘트가 발생된 하중케이스). Fig. 9에서 볼 수 있듯이 피암터널 단면은 기둥부(Column Part), 루프부(Roof Part), 기둥-루프 천이구간(Transition Part)으로 구분하였다. δ_y 와 δ_x 는 각각 하중 작용부의 처짐과 기둥부 끝단에서의 수평변위를 나타낸다. 이 그림에서 알 수 있듯이 $h/L = 0$ 인 경우에는 수평변위가 거의 발생하지

Fig. 9. Deformed Shape from FEM Results: (a) $h/L = 0(L2)$; (b) $h/L = 0.1(L2)$; (c) $h/L = 0.15(L2)$

Fig. 10. Deformed Shape from FEM Results: (a) $h/L = 0(L2)$; (b) $h/L = 0.1(L2)$; (c) $h/L = 0.15(L2)$

않는 것을 알 수 있다($\delta_x = 0.45$ mm). 하지만, 루프부가 아치형태로 구성되는 $h/L = 0.1$ 과 0.15 의 경우, δ_x 는 각각 5.57 mm, 6.08 mm 발생한다. 이는 아치거동을 위하여는 양단의 수평변위가 구속되어야 하나 본 연구에서 고려한 피암터널의 루프는 아치형태를 가지고 있지만 루프부 양단의 수평변위로 인하여 아치거동을 잘 나타내지 못한다는 것을 간접적으로 나타낸다.

Fig. 10은 하중케이스 L2에서 각 h/L 에 따른 축력, 전단력, 휨모멘트 선도를 나타낸다. Fig. 10에서 x 축은 좌측 기둥 하단에서 시계방향으로 피암터널 중심축을 따라 우측 기둥 하단까지의 길이를 나타낸다. h/L 이 0에서 0.15로 증가하면서 루프 중앙부에서 발생하는 최대 인장력은 $3,760$ kN에서 $1,190$ kN으로 크게 감소하는 것을 알 수 있다. 반면 기둥부에서 발생하는 최대 압축력은 서로 유사하다. 기둥부와 루프부 사이에서 발생하는 최대 전단력 또한 h/L 이 증가하면서 $3,010$ kN에서 $1,380$ kN까지 감소한다. 휨모멘트의 경우 h/L 이 증가함에 따라 최대값은 약 $2,440$ kN·m에서 $2,460$

kN·m까지 변화하나 그 차이는 크지 않은 것으로 나타났다. 요약하면 제안된 피암터널에서 h/L 이 증가하면서 하중부 처짐 및 인장력은 감소하나 최대 압축력과 휨모멘트는 서로 유사한 것으로 나타났다.

4.3 CFT 피암터널의 정적 성능평가

본 장에서는 4.2장에서 수행한 해석 결과를 바탕으로 CFT 피암터널 구조체의 정적성능을 평가하였다. 정적성능 평가는 CFT 부재의 P - M 상관곡선과 해석에서 도출된 단면력을 상호 비교하여 평가할 수 있다. ANSI/AISC 360-10 (2010)에 따르면 소성응력분배법(Plastic Stress Distribution Method, PSDM)을 사용하여 CFT 부재의 P - M 상관곡선을 작도할 수 있다. 소성응력분배법에 따른 응력 분포는 Fig. 11과 같다.

Fig. 11에 나타난 응력 분포에 대하여 Moon et al. (2012)은

$$P = -4f_y t_m r_m \theta + 0.95f_c' \left[\frac{(\pi - 2\theta)r_i^2}{2} - yc \right] \quad (a) \quad (4)$$

Fig. 11. Stress Distribution for CFT based on PSDM

$$M = 0.95f'_c c \left[(r_i^2 - y^2) - \frac{c^2}{3} \right] + 4f_y t_m c \frac{r_m^2}{r_i} \quad (b)$$

과 같이 축력(P)과 휨모멘트(M)의 관계를 제안하였으며 본 연구에서는 Eq. (4)를 사용하여 CFT 단면의 P - M 상관곡선을 작도하였다. Eq. (4)에서 r_i 는 CFT 단면의 중심으로부터 강관 내부까지의 거리, r_m 은 CFT 단면의 중심으로부터 강관 중심까지의 거리, y 는 소성 중립축까지의 거리, c 는 압축부의 폭, t_m 은 강관의 두께, f'_c 은 콘크리트의 압축강도, f_y 는 강관의 항복강도이다. Eq. (4)는 CFT 단면에 대한 P - M 상관곡선으로 CFT 부재의 길이효과를 고려하지 않는다. 따라서, Eq. (4)로 작도된 P - M 상관곡선은 적절한 방법을 사용하여 길이효과를 고려한 P - M 상관곡선을 작도하여야 한다. 본 연구에서는 ANSI/AISC 360-10 (2010)에 의한 방법으로 길이효과를 적용하였다. Eq. (4)과 ANSI/AISC 360-10 (2010)에 따라 길이효과를 고려한 P - M 상관곡선은 Fig. 12와 같다.

Fig. 12. P-M interaction Curve for Proposed Main Structure of CFT Rockshed

본 연구에서는 기둥부의 경우에는 길이효과를 고려하였으며 Fig. 12에서 볼 수 있듯이 기둥의 끝단인 B점이 루프부와 연결이 되어 횡방향 및 회전 강성을 가지나 본 연구에서는 보수적인 예측을 위하여 B점을 자유단으로 고려하여 길이효과를 산정하였다. 또한, 루프부의 경우 Figs. 9-10에서 볼 수 있듯이 중앙부에 휨모멘트와 인장력이 발생하며 횡방향 변위로 인하여 아치거동이 적절히 나타나지 않고, 보의 거동을 주로 보이므로 길이효과를 고려하지 않은 단면의 P - M 상관곡선으로 성능을 평가하였다. Figs. 13-14는 각각 기둥

부와 루프부의 12가지 하중케이스에 대하여 계산된 최대 단면력과 P - M 상관곡선을 비교하여 제안된 피암터널의 정적성능을 평가한 그림이다. Fig. 13에서 볼 수 있듯이 기둥부의 경우, 모든 하중케이스의 유한요소해석으로 계산된 단면력이 P - M 상관곡선 안에 위치하여 요구성능을 만족하는 것으로 나타났다. 또한, 라이즈비가 증가함에 따라 휨모멘트가 감소하여 해석 결과들이 P - M 상관곡선 안에서 좌측으로 이동하는 것을 볼 수 있다. 반면에 루프부의 경우, Fig. 14에 볼 수 있듯이 $h/L = 0$ 인 경우, L2에서 요구성능을 만족하지 못하나 h/L 이 0.1, 0.15로 증가함에 따라 인장력이 감소하여 P - M 상관곡선 안에 단면력이 위치하는 것을 알 수 있다. 이러한 결과를 종합하면 제안된 CFT 피암터널 중 $h/L = 0$ 인 경우는 루프부에서 요구성능을 만족하지 못하여 사용이 어렵다고 판단되며 최소 $h/L = 0.1$ 이상이 되어야 함을 알 수 있다.

(a)

(b)

(c)

Fig. 13. Safety Evaluation based on P - M Interaction Curve (Column part): (a) $h/L = 0$; (b) $h/L = 0.1$; (c) $h/L = 0.15$

Fig. 14. Safety Evaluation based on P - M Interaction Curve (Roof part): (a) $h/L = 0$; (b) $h/L = 0.1$; (c) $h/L = 0.15$.

5. 결 론

본 연구에서는 CFT 피암터널의 제원을 제안하고 정적해석을 통하여 성능을 평가하였다. 본 연구에서 제안된 CFT 피암터널의 요구성능은 3,000 kJ의 낙석에너지에 저항을 하는 것으로 국·내외 설계기준을 적용하여 등가 정적하중으로 환산한 결과 보수적으로 약 7,000 kN으로 산정되었다. 이러한 등가 정적하중에 대하여 4개의 하중케이스 및 주구조체 루프부의 h/L (라이즈비)를 변수로 정적해석을 수행하였다. 그 결과, 루프부를 아치로 구성하는 경우에도 아치부 양단에서 발생하는 수평변위로 인하여 아치거동이 적절히 나타나지 않는 것으로 나타났다. 다만, h/L 이 증가하면서 낙석위치에서의 처짐과 인장력은 감소하는 것으로 나타났다. 마지막으로 정적해석을 통하여 계산된 단면력을 CFT 부재의 P - M 상관곡선과 비교하여 정적 성능을 정량적으로

평가하였다. 그 결과, $h/L = 0$ 인 경우에는 루프부에서 요구성능을 만족하지 못하는 것으로 나타났으며 $h/L = 0.1$ 과 0.15 의 경우는 등가 정적하중에 대하여 안전한 것으로 나타났다.

감사의 글

본 연구는 2020년 한국연구재단의 연구비지원(NRF-2018R1D1A3B0704759)에 의해 수행되었습니다. 이에 감사드립니다.

References

- ABAQUS. (2018). *ABAQUS analysis user's guide*.
- ANSI/AISC 360-10. (2010). *Specification for structural steel building*. American Institute of Steel Construction (AISC), Chicago, IL, USA.
- ASTRA. (2008). *Actions de chutes de pierres sur les galeries de protection* (in French). Office fédéral des routes OFROU, Switzerland.
- Chung, C., Song, N., Kim, I., and Jin, B. (2009). Flexural stiffness and characteristics of vibration in CFT truss girder. *Journal of the Korean Society of Civil Engineers*, Vol. 29, No. 1A, pp. 19-30.
- Demartino, C., Xu, J.J., Wu, J.G., Wang, X.Y., Ding, J.C., and Xiao, Y. (2017). A comparison of the impact behavior of RC and CFT circular columns under lateral impact loading. *Proceedings of Advance in Structural Engineering and Mechanics (ASEMI7)*.
- EN 1993. (1993). *Eurocode 3: Design of steel structure*. Comité Européen de Normalisation (CEN).
- EN 1994. (2004). *Eurocode 4: Design of composite steel and concrete structures*. Comité Européen de Normalisation (CEN).
- Hwang, W., Kang, S.P., and Wi, Y. (2004). Strength and stress distribution behavior for the connections of corrugated steel plates. *Journal of Korean Society of Steel Construction*, Vol. 16, No. 3, pp. 365-375.
- Japan Road Association (JRA). (2000). *Manual for anti-impact structures against falling rock* (in Japanese).
- Minister of Land, Transport and Maritime Affairs (MLTM). (2008). *Road rockfall prevention facility* (in Korean).
- Minister of Land, Transport and Maritime Affairs (MLTM). (2011). *Road-design guideline, The Chapter of tunnel* (in Korean).
- Ministry of Land Infrastructure and Transport (MOLIT). (2020). *Laws related to road structure and facility*

standards (in Korean).

- Moon, J.H., Roeder, C.W., Lehman, D.E., and Lee, H.E. (2012). Analytical modeling of bending of circular concrete-filled steel tubes. *Engineering Structures*, Vol. 42, pp. 349-361.
- Schellenberg, K. (2009). *On the design of rockfall protection galleries*. IBK Bericht, Institut für Baustatik und Konstruktion (IBK), Vol. 315
- Suk, J., Lee, J., Kim, Y., and Moon, J. (2014). A study on design criteria of rockfall protection fence considering reliability index. *Tunnel & Underground*

Space, Vol. 24, No. 4, pp. 275-281

- Yosida, H., Nomur, T., Wyllie, D.C., and Morris, A.J. (2007). Rockfall sheds-application of Japanese designs in North America. *Proceedings of 1st North American landslide Conference*, pp. 179-196.

Received	July 31, 2020
Revised	August 3, 2020
Accepted	August 14, 2020