

중공형 콘크리트 충전 FRP Tube 말뚝의 휨강도 산정

김형준¹, 정홍진^{2*}

An Evaluation of Flexural Strength of Hollow Concrete Filled FRP Tube Piles

Hyung-Joon Kim¹, Heung-Jin Chung^{2*}

Abstract: In this study, Hollow Concrete Filled FRP Tube Pile(HCFFT Pile) was proposed as a model to utilize the advantages of composite piles and solve the problem of corrosion, which is a disadvantage of CFT piles, and a numerical analysis model was developed to analyze their behavior. The strain compatibility method was applied considering the damage plastic behavior of concrete, the yield plastic behavior of steel, and the elastic behavior of FRP. The flexural strength calculation equation of HCFFT piles was proposed considering the change of the FRP tube section according to the distance from the neutral axis. The flexural strength calculation equation, numerical analysis results, and experimental results were compared and analyzed to verify their adequacy. The results of this study can be used as basic data for the optimal design of various HCFFT piles using FRP.

Keywords: FRP, Hollow concrete filled FRP tube pile, Strain compatibility method, Composite materials

1. 서 론

구조물에 작용하는 하중을 안전하게 지지층에 전달하여 구조물을 지지하는 역할을 하는 말뚝으로, 콘크리트와 강선으로 제작되는 PHC (Prestressed High-strength Concrete) 말뚝과 강재로 제작되는 강관말뚝이 일반적으로 사용되고 있다. PHC 말뚝은 압축강도가 인장강도에 비하여 매우 크기 때문에 수직하중에 대한 저항성은 우수하나, 수평하중에 의하여 발생하는 휨에 대한 저항성은 상대적으로 취약하다. 반면, 강관말뚝은 압축강도와 인장강도가 동일하기 때문에 휨강도가 우수하지만, PHC 말뚝에 비해서 자재비가 3~4배 정도 고가이기 때문에 경제성이 떨어지고, 부식에 의한 단면감소가 발생할 우려가 있으며, 압축부에서 좌굴이 발생할 우려가 있다.

최근에는 지진하중 등 수평하중에 대한 중요도가 높아지고 있는 추세이며, PHC 말뚝과 강관말뚝의 문제점을 보완하기 위하여 콘크리트 충전 강관말뚝(Concrete Filled Steel Tube Pile, CFT 말뚝)에 대한 연구가 활발히 진행되고 있다. CFT 말뚝은 강관 내부에 콘크리트를 충전한 것으로, 강관말뚝에 비하여 강재 사용량을 줄일 수 있으며, 강관부가 내부에 충전되

는 콘크리트의 변형을 구속하는 구속효과로 인하여 콘크리트의 압축강도가 커지고, 콘크리트는 강관부의 압축영역에서 발생 가능한 국부좌굴을 억제함으로써 인하여 콘크리트나 강관 단일 구조에 비하여 휨, 압축, 전단에 대한 저항성이 뛰어난 것으로 밝혀졌다(Kang et al., 2011).

하지만, CFT 말뚝은 여전히 부식에 의한 손상이 발생할 우려가 있고, CFT 말뚝은 경제성을 고려하여 강관말뚝보다 강관부의 두께가 작게 설계되기 때문에 부식에 의한 단면축소가 더욱 심각한 강도저하를 야기시킬 수 있다. 특히, 염해지역에서는 CFT 말뚝의 내구성이 현저히 떨어질 것으로 우려되는 바이다.

강재의 단점을 보완할 수 있는 FRP 계열의 재료를 이용한 연구가 활발히 진행되어 오고 있다. CFRP Sheet로 감싸서 보강한 원형 콘크리트 압축부재에 대하여 CFRP Sheet의 구속효과에 의한 압축내력 향상효과에 대한 연구가 수행되었고(Moon et al., 2015), Mohamed and Masmoudi는 콘크리트가 완전히 충전된 원형 FRP Tube Beam의 휨강도와 거동에 대하여 제시하였다(Mohamed and Masmoudi, 2010).

본 연구에서는 Mohamed and Masmoudi가 제시한 모델보다 콘크리트 물량을 줄이면서 충분한 휨강도를 발휘할 수 있고, 기존 PHC 말뚝과 같은 원심성형에 의한 제작이 가능하며, CFT 말뚝의 단점인 부식에 대한 문제점을 해결할 수 있는 모델로, FRP Tube 안쪽에 강선을 배치하고 중공형으로 콘크리트를 충전하는 중공형 콘크리트 충전 FRP Tube 말뚝(Hollow Concrete Filled FRP Tube Pile, HCFFT 말뚝)을 제시하였다.

Mohamed and Masmoudi는 콘크리트가 완전히 충전된 원형

¹정회원, 청운대학교 토목환경공학과 교수

²정회원, 전주대학교 토목환경공학과 교수

*Corresponding author: hjchung@jj.ac.kr

Dept. of Civil & Environmental Eng., Jeonju University, Jeollabuk-do, 55069, Korea

•본 논문에 대한 토의를 2023년 1월 31일까지 학회로 보내주시면 2023년 2월 호에 토론결과를 게재하겠습니다.

FRP Tube Beam의 휨강도 산정식을 제시하였으나, 탄성거동을 하는 FRP Tube의 압축력과 모멘트 산정 시 중립축으로부터의 거리에 따른 FRP Tube 단면의 변화에 대한 고려를 하지 않았으므로, 중립축의 위치와 압축/인장력 및 모멘트 산정식에 오류가 있을 것으로 판단된다(Mohamed and Masmoudi, 2010).

본 연구에서는 콘크리트가 손상 소성 거동, 강재가 항복 소성 거동, FRP가 탄성 거동을 한다는 것을 고려하여 HCFEET말뚝의 거동을 변형률적합법을 적용하여 해석하였고, 중립축으로부터의 거리에 따른 FRP Tube 단면의 변화를 고려하여 HCFEET말뚝의 압축/인장력과 모멘트 산정식을 도출하였으며, 구조해석 프로그램 ABAQUS를 사용하여 유한요소 수치 해석을 수행하고, 실험시험을 통한 결과값과 비교하여 HCFEET말뚝의 휨거동에 대하여 규명하였다.

2. 본 론

2.1 콘크리트 손상 소성 거동

본 연구에서는 EUROCODE2에서 제시하는 콘크리트 압축응력-변형률 관계식과 ABAQUS에서 제시한 콘크리트 손상 소성 모델을 활용하여 HCFEET말뚝의 콘크리트 손상 소성 거동에 대하여 수치해석하였다.

2.1.1 콘크리트의 압축응력-변형률 관계

EUROCODE2에서 제시하는 콘크리트 압축응력-변형률 곡선은 Fig. 1과 같다.

압축강도 f_{cm} 의 0.4배의 응력구간까지 선형탄성 거동하는 것으로 가정하였으며, 이 구간의 탄성계수는 E_{cm} 이다. EUROCODE2에서 제시한 콘크리트 압축응력(σ_c)과 변형률(ϵ_c)의 관계식은 다음과 같다.

$$\sigma_c = f_{cm} \frac{k\eta - \eta^2}{1 + (k-2)\eta} \quad (1)$$

$$\eta = \frac{\epsilon_c}{\epsilon_{c1}} \quad (2)$$

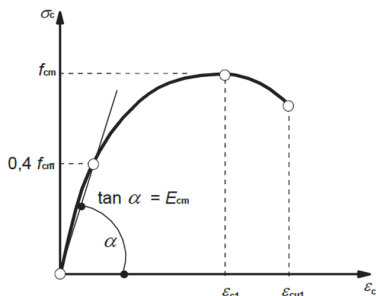


Fig. 1 Stress-strain curve of concrete (EC2)

$$k = 1.05 E_{cm} \frac{\epsilon_{c1}}{f_{cm}} \quad (3)$$

여기서, ϵ_{c1} 는 최대압축응력 발생 시의 변형률이고, $\epsilon_{c1} = 0.7 f_{cm}^{0.31} \leq 2.8 (\text{‰})$ 이다(EUROCODE2 Table 3.1).

2.1.2 콘크리트 손상 소성 모델

콘크리트의 비선형 거동은 균열 등에 의한 손상 및 소성 변형에 의하여 발생하고, 콘크리트의 손상은 일반적으로 콘크리트의 강도와 강성의 저하를 야기한다. Lubliner et al.은 콘크리트 손상 소성 모델과 강성의 저하를 나타내는 관계식을 제시하였다(Lubliner et al., 1989).

손상을 고려한 압축응력(σ_c)과 변형률(ϵ_c)의 관계식 및 인장응력(σ_t)과 변형률(ϵ_t)의 관계식은 다음과 같다(Fig. 2 참조).

$$\sigma_c = (1 - d_c) E_0 (\epsilon_c - \epsilon_c^{pl}) \quad (4)$$

$$\sigma_t = (1 - d_t) E_0 (\epsilon_t - \epsilon_t^{pl}) \quad (5)$$

여기서, d_c 와 d_t 는 각각 압축과 인장 시의 손상계수, E_0 는 초기 탄성계수, ϵ_c^{pl} 와 ϵ_t^{pl} 는 각각 압축과 인장 시의 소성변형률이다. 손상계수 d_c 및 d_t 는 손상에 의한 탄성계수의 저하를 특성화하

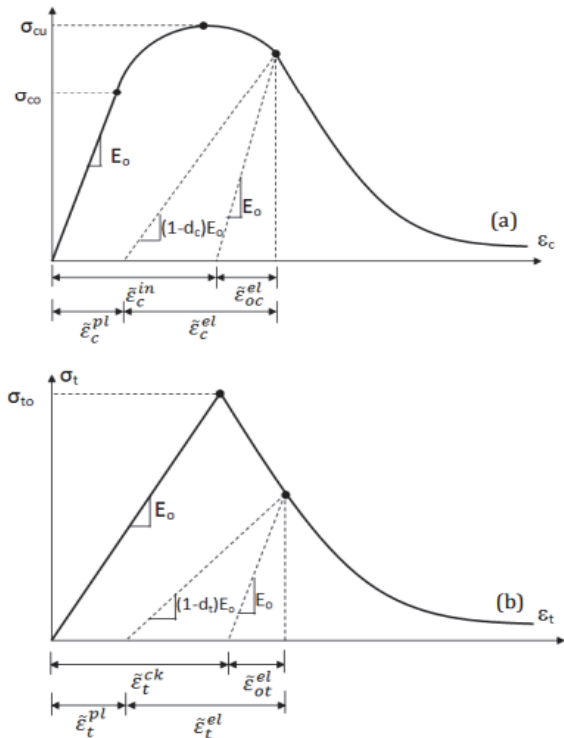


Fig. 2 Behavior of concrete under compressive stress (a) and tensile stress (b)

는 계수로서 0에서 1 사이의 값을 가지며, 0일 때는 손상이 없는 상태, 1일 때에는 완전히 손상된 상태를 의미한다.

손상이 진행되는 조건에서의 탄성계수(E)는 압축과 인장에 대하여 각각 다음과 같다.

$$E = (1 - d_c) E_0 \quad (6)$$

$$E = (1 - d_t) E_0 \quad (7)$$

손상이 고려되지 않는다면 식 (4)과 식 (5)는 다음과 같이 정리된다.

$$\sigma_c = E_0 (\epsilon_c - \epsilon_c^{pl}) \quad (8)$$

$$\sigma_t = E_0 (\epsilon_t - \epsilon_t^{pl}) \quad (9)$$

이 때, 소성변형률 ϵ_c^{pl} 및 ϵ_t^{pl} 은 강성의 저하가 없을 때의 소성변형률 ϵ_c^p 및 ϵ_t^p 과 같다.

강성 저하 모델은 비가역성 변형의 존재 여부에 따라 탄성 저하 모델과 소성 저하 모델로 분류할 수 있다(Lubiner et al., 1989). 탄성 저하 모델은 총 변형률과 관련되어 거동하고, 소성 변형은 존재하지 않음을 의미한다($\epsilon_c^p = \bar{\epsilon}_c^p = 0$, $\epsilon_t^p = \bar{\epsilon}_t^p = 0$, 여기서 $\bar{\epsilon}_c^p$ 및 $\bar{\epsilon}_t^p$ 는 강성 저하에 의한 소성변형률). 따라서, 하중을 제거하면 응력-변형률 곡선은 원점을 통과하고, 이 경우 식 (4)과 식 (5)는 다음과 같이 정리할 수 있다.

$$\sigma_c = (1 - d_c) E_0 \epsilon_c \quad (10)$$

$$\sigma_t = (1 - d_t) E_0 \epsilon_t \quad (11)$$

Lubiner et al.은 탄성 저하 모델의 개념이 총 변형과 관련이 있지만 손상 기준은 필요하지 않다고 강조하였다. 이러한 탄성 저하 모델의 약점을 보완하기 위하여, 총 변형 대신에 소성 변형을 강성 저하와 연관시키는 소성 저하 모델이 도입되었다(Lubiner et al., 1989). 이는 손상이 발생한 후에 비가역적 변형, 즉 소성변형률이 존재한다는 의미이다($\bar{\epsilon}_c^p \neq 0$, $\bar{\epsilon}_t^p \neq 0$). 이 경우 식 (4)과 식 (5)는 다음과 같이 정리할 수 있다.

$$\sigma_c = (1 - d_c) E_0 (\epsilon_c - \bar{\epsilon}_c^p) \quad (12)$$

$$\sigma_t = (1 - d_t) E_0 (\epsilon_t - \bar{\epsilon}_t^p) \quad (13)$$

2.2 복합말뚝 단면설계법

2.2.1 소성응력분포법

소성응력분포법은 강재가 인장력 또는 압축력에 의하여 항복응력에 도달하였을 때 콘크리트 또한 $0.85f_{ck}$ 의 압축응력에

도달한 소성응력분포를 보이는 것으로 가정하고, 단면에 작용하는 하중의 평형조건식만을 이용하여 단면의 강도를 산정하는 방법이다. 각 재료의 소성강도만 적용되고, 전체 거동에 대한 응력-변형률 관계가 고려되지 않는다(Lee et al., 2013).

하지만, 본 연구에서 사용하는 HCFEFT말뚝의 재료는 강선, 콘크리트뿐만 아니라 FRP가 포함되고, FRP를 사용하여 제작된 Tube가 인장재의 역할을 한다. FRP Tube는 소성 변형을 거의 일으키지 않고, 탄성 거동 후 바로 파괴가 일어나는 취성과 파괴의 형태를 나타내므로, 소성 거동을 가정하는 소성응력분포법으로는 단면설계가 불가능하다.

2.2.2 변형률적합법

변형률적합법은 부재의 단면에 따라 변형률이 선형으로 분포하는 것으로 가정하고, 변형률에 대응하는 각 재료의 응력을 구하여 단면의 강도를 산정하는 방법이다. 이 방법은 각 재료의 응력-변형률 관계만 정확하게 주어지면 적합조건 및 평형조건을 만족시키게 되므로, 정해에 가까운 결과가 얻어질 수 있다(Lee et al., 2013).

본 연구에서는 변형률적합법을 이용하여 각 변형률에 대응하는 힘과 모멘트를 산정하여 HCFEFT말뚝의 휨강도를 산정하였다.

2.3 HCFEFT말뚝의 휨강도 산정

본 연구에서는 HCFEFT말뚝의 휨강도를 산정하기 위하여 변형률적합법을 적용하였다(Fig. 3 참조). 콘크리트와 강선은 소성거동을 일으키지만 FRP는 탄성거동 후 바로 파괴되는 취성과 파괴의 형태가 발생한다. 따라서, 콘크리트와 강선은 소성 상태, FRP Tube는 탄성상태를 가정하여 축력을 산정하였고, 중립축은 식 (14)와 같이 인장력과 압축력의 평형조건으로도 출하였다.

$$C_F + C_C = T_F + T_S \quad (14)$$

여기서, C_F 는 압축부 FRP Tube의 압축력, C_C 는 압축부 콘크리트의 압축력, T_F 는 인장부 FRP Tube의 인장력, T_S 는 인장

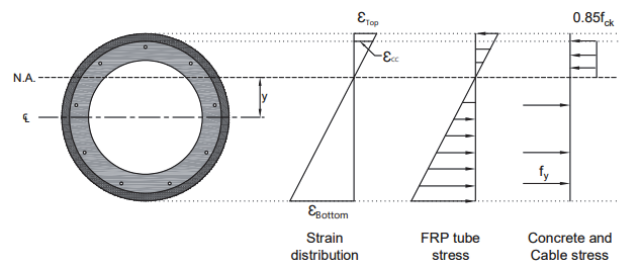


Fig. 3 HCFEFT pile cross section and strain, stress distribution

부 강선의 인장력이다.

변형률적합법에 의하여 임의의 각 θ 에서 압축부 FRP Tube의 변형률은 다음과 같다(Fig. 4, Fig. 5 참조).

$$\epsilon_{\theta} = \epsilon_{\alpha} \frac{r_f(\sin\theta - \sin\theta_f)}{r_{\omega} - y} \quad (15)$$

여기서, ϵ_{α} 는 콘크리트 압괴변형률이다.

FRP는 탄성거동을 하므로, 임의의 각 θ 의 미소면적 dA 에 작용하는 압축부 FRP Tube의 압축력은 다음 식과 같다.

$$dC_F = E_f \epsilon_{\alpha} \frac{r_f(\sin\theta - \sin\theta_f)}{r_{\omega} - y} dA \quad (16)$$

$dA = t_f r_f d\theta$ 이므로, 압축부 FRP Tube 전체에 작용하는 압축력 C_F 는 다음과 같이 산정할 수 있다. 여기서, t_f 는 FRP Tube의 두께이다.

$$\begin{aligned} C_F &= 2 \int_{\theta_f}^{\frac{\pi}{2}} E_f \epsilon_{\alpha} \frac{r_f(\sin\theta - \sin\theta_f)}{r_{\omega} - y} t_f r_f d\theta \\ &= E_f \epsilon_{\alpha} \frac{2t_f r_f^2}{r_{\omega} - y} \left[\left(\theta_f - \frac{\pi}{2} \right) \sin\theta_f + \cos\theta_f \right] \end{aligned} \quad (17)$$

인장부에서는 임의의 각 θ 에서 인장부 FRP Tube의 변형률이 다음과 같다(Fig. 4, Fig. 5 참조).

$$\epsilon_{\theta} = \epsilon_{\alpha} \frac{r_f(\sin\theta_f - \sin\theta)}{r_{\omega} - y} \quad (18)$$

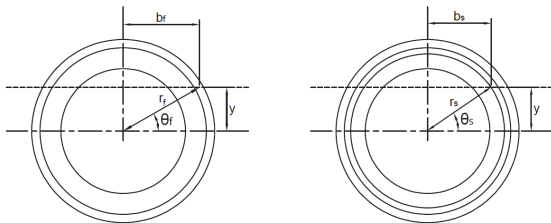


Fig. 4 Geometry of HCFFT pile section for FRP tube and rebars

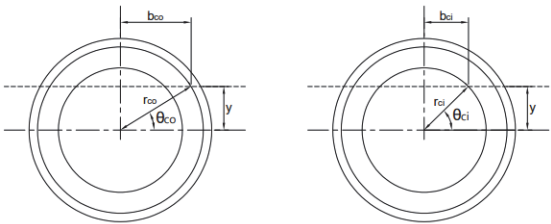


Fig. 5 Geometry of HCFFT pile section for concrete

따라서, 인장부 FRP Tube 전체에 작용하는 인장력 T_F 는 다음과 같이 산정할 수 있다.

$$dT_f = E_f \epsilon_{\alpha} \frac{r_f(\sin\theta_f - \sin\theta)}{r_{\omega} - y} dA \quad (19)$$

$$\begin{aligned} T_F &= 2 \int_{-\frac{\pi}{2}}^{\theta_f} E_f \epsilon_{\alpha} \frac{r_f(\sin\theta_f - \sin\theta)}{r_{\omega} - y} t_f r_f d\theta \\ &= E_f \epsilon_{\alpha} \frac{2t_f r_f^2}{r_{\omega} - y} \left[\left(\theta_f + \frac{\pi}{2} \right) \sin\theta_f + \cos\theta_f \right] \end{aligned} \quad (20)$$

압축부 콘크리트에 작용하는 압축력 C_C 는 다음과 같다(Fig. 5 참조).

$$\begin{aligned} C_c &= \frac{0.85f_{ck}}{2} [(\pi - 2\theta_{\omega})r_{\omega}^2 - 2yb_{\omega}] \\ &\quad - \frac{0.85f_{ck}}{2} [(\pi - 2\theta_{\alpha})r_{\alpha}^2 - 2yb_{\alpha}] \end{aligned} \quad (21)$$

여기서, f_{ck} 는 콘크리트의 압축강도이다.

강선의 인장력을 산정하기 위하여 강선을 환산 두께 t_s 를 가진 띠의 형태로 가정하였고, 다음 식으로 산정할 수 있다 (Chung and Paik, 2018).

$$t_s = \frac{nA_s}{2\pi r_s} \quad (22)$$

여기서, n 은 강선의 개수, A_s 는 강선 한 개의 단면적이다.

따라서, 인장부 강선에 작용하는 인장력 T_s 는 다음 식과 같다(Fig. 4 참조)

$$T_s = t_s r_s f_y (\pi + 2\theta_s) \quad (23)$$

여기서, f_y 는 강선의 항복응력이다.

HCFFT말뚝의 휨강도는 각 구조요소에 작용하는 모멘트의 합으로 산정할 수 있다.

$$M = M_{FC} + M_{FT} + M_C + M_S \quad (24)$$

여기서, M_{FC} 는 압축부 FRP Tube의 모멘트, M_{FT} 는 인장부 FRP Tube의 모멘트, M_C 는 압축부 콘크리트의 모멘트, M_S 는 인장부 강선의 모멘트이다.

FRP는 탄성거동을 하므로, 임의의 각 θ 에서 압축부 FRP Tube에 작용하는 압축응력은 다음과 같다.

$$f_{\theta} = E_f \epsilon_{\alpha} \frac{r_f(\sin\theta - \sin\theta_f)}{r_{\omega} - y} \quad (25)$$

임의의 각 θ 의 미소면적 dA 에 작용하는 압축부 FRP Tube의 모멘트는 다음 식과 같다.

$$\begin{aligned} dM_{FC} &= r_f(\sin\theta - \sin\theta_f)f_{\theta}dA \\ &= E_f \epsilon_{\alpha} \frac{t_f r_f^3}{r_{\omega} - y} (\sin\theta - \sin\theta_f)^2 d\theta \end{aligned} \quad (26)$$

따라서, 압축부 FRP Tube 전체에 작용하는 모멘트 M_{FC} 는 다음과 같이 산정할 수 있다.

$$\begin{aligned} M_{FC} &= 2 \int_{\theta_f}^{\frac{\pi}{2}} E_f \epsilon_{\alpha} \frac{t_f r_f^3}{r_{\omega} - y} (\sin\theta - \sin\theta_f)^2 d\theta \\ &= E_f \epsilon_{\alpha} \frac{t_f r_f^3}{r_{\omega} - y} \left[(\pi - 2\theta_f) \sin^2\theta_f - 3\sin\theta_f \cos\theta_f - \theta_f + \frac{\pi}{2} \right] \end{aligned} \quad (27)$$

인장부에서는 임의의 각 θ 에서 인장부 FRP Tube의 인장응력이 다음과 같다.

$$f_{\theta} = E_f \epsilon_{\alpha} \frac{r_f(\sin\theta_f - \sin\theta)}{r_{\omega} - y} \quad (28)$$

따라서, 인장부 FRP Tube 전체에 작용하는 모멘트 M_{FT} 는 다음과 같이 산정할 수 있다.

$$\begin{aligned} dM_{FT} &= r_f(\sin\theta_f - \sin\theta)f_{\theta}dA \\ &= E_f \epsilon_{\alpha} \frac{t_f r_f^3}{r_{\omega} - y} (\sin\theta_f - \sin\theta)^2 d\theta \end{aligned} \quad (29)$$

$$\begin{aligned} M_{FT} &= 2 \int_{-\frac{\pi}{2}}^{\theta_f} E_f \epsilon_{\alpha} \frac{t_f r_f^3}{r_{\omega} - y} (\sin\theta_f - \sin\theta)^2 d\theta \\ &= E_f \epsilon_{\alpha} \frac{t_f r_f^3}{r_{\omega} - y} \left[(2\theta_f + \pi) \sin^2\theta_f - 3\sin\theta_f \cos\theta_f + \theta_f + \frac{\pi}{2} \right] \end{aligned} \quad (30)$$

압축부 콘크리트에 작용하는 모멘트 M_C 는 다음 식과 같다.

$$\begin{aligned} M_C &= 0.85f_{ck}b_{\omega} \left[(r_{\omega} - y^2) - \frac{b_{\omega}^2}{3} \right] \\ &\quad - 0.85f_{ck}b_{ci} \left[(r_{ci} - y^2) - \frac{b_{ci}^2}{3} \right] \end{aligned} \quad (31)$$

인장부 강선에 작용하는 모멘트 M_S 는 다음 식과 같다 (Chung and Paik, 2018).

$$M_S = 2t_s r_s f_y b_s \quad (32)$$

2.4 수치해석

본 연구에서는 HCFEFT말뚝의 거동을 분석하기 위하여 유한요소해석프로그램 ABAQUS를 활용하여 수치해석을 수행하였고, 콘크리트 손상 소성 거동과 복합재료 파괴기준을 적용하여 해석을 수행하였다. HCFEFT말뚝의 외경은 500mm, FRP Tube의 두께 23mm, 콘크리트 두께 57mm, 강선(9EA)의 지름 9mm로 설계되었다(Fig. 6).

콘크리트 손상 소성 거동 해석에는 KSD 14 20 10을 적용하여 콘크리트 압축강도 80MPa, 탄성계수 37,500MPa를 적용하였고, EUROCODE2 Table 3.1에서 제시한 콘크리트 최대 인장응력 4.8MPa, 최대 압축응력 발생 시 변형률 0.0028을 적용하였으며, ACI 변형률적합법의 콘크리트 압괴변형률 0.003을 적용하였다. FRP Tube의 물성치는 ACI 440의 기준을 적용하였다. 본 연구의 수치해석 및 실험실시험에서 적용한 FRP Tube는 짧은 섬유가 모체에 섞여 들어가 있는 형태로 섬유 방향성이 없으므로, 종방향과 횡방향 물성치를 동일하게 가정하여 해석을 수행하였다.

본 연구 2.3절에서 제안한 휨강도 산정식을 적용하여 계산한 결과는 중립축의 위치(y) 109.9mm, 휨강도 770.3 kN·m로 계산되었다.

Fig. 7은 파괴 시의 콘크리트 부분 손상 상태를 보여주는 해석그림으로서, 하중이 가해지는 곳에서 가장 큰 손상이 발생했음을 알 수 있다. Fig. 8은 인장균열 발생 전의 콘크리트 축방향 응력 분포, Fig. 9는 인장균열 발생 후의 콘크리트 축방향 응력 분포를 나타내는 그림으로서, 소성거동이 진행되면서 중립축이 상승하는 것을 확인할 수 있다. Fig. 8, Fig. 9는 HCFEFT말뚝 중앙단면의 응력상태를 확인하기 위하여 전체

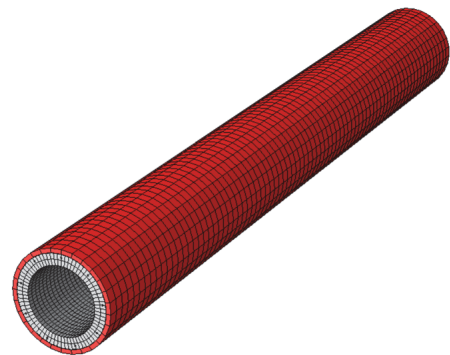


Fig. 6 Analysis model of HCFEFT pile

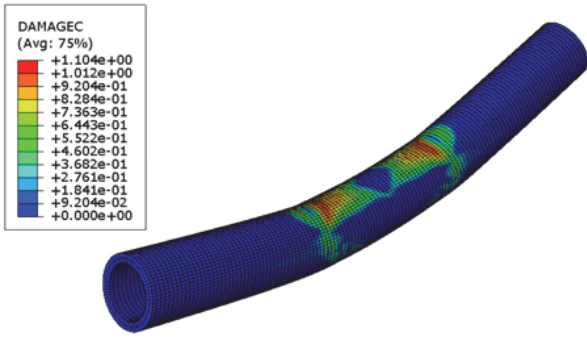


Fig. 7 Concrete damage at flexural failure

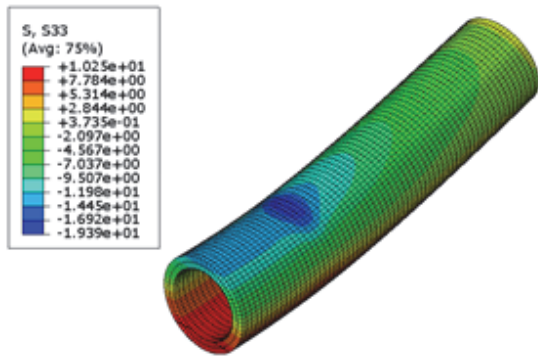


Fig. 8 Axial stress distribution of concrete before tensile cracking

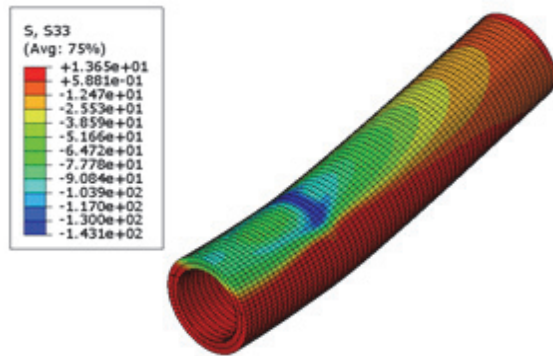


Fig. 9 Axial stress distribution of concrete after tensile cracking

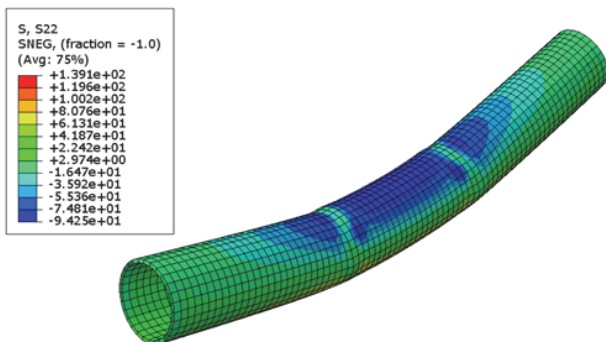


Fig. 10 Axial stress distribution of FRP tube at flexural failure

모델을 절반으로 나눈 형상이다. Fig. 10은 파괴 시의 FRP Tube 축방향 응력분포를 나타내는 그림으로서, HCFFT말뚝이 파괴되어 더 이상 휨에 대해 저항하지 못할 때까지 FRP Tube 자체는 파괴되지 않은 것으로 나타났다.

수치해석을 통하여 각 변위에 대한 반력값을 계산하여 휨강도 816.8 kN·m의 결과를 얻었다.

2.5 실물시험 및 결과 분석

실물시험은 Fig. 11, Photo 1과 같이 4Point Bending으로 총 3회 실시하였고(Fig. 11의 단위는 mm), 휨 거동 분석을 통하여 각각 휨강도 789.0 kN·m, 764.2 kN·m, 785.1 kN·m (평균 779.4 kN·m)의 결과를 얻었다.

Fig. 12는 실물시험 및 수치해석을 통하여 얻어진 휨하중-휨



Photo 1 Flexural strength test

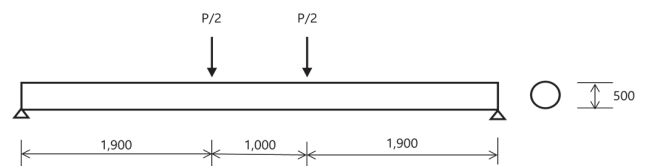


Fig. 11 Experimental model for flexural behavior of HCFFT piles

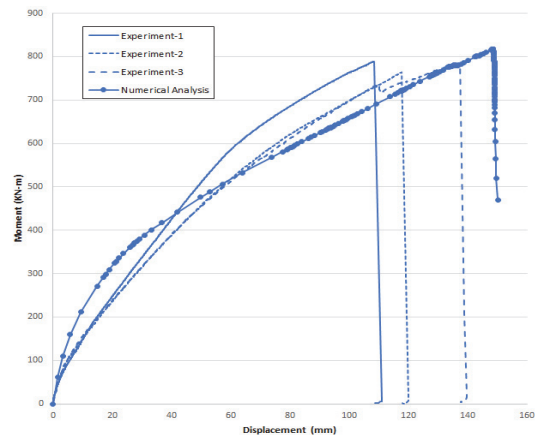


Fig. 12 Experiment and analysis results on the flexural behavior of HCFFT piles

Table 1 Results of flexural strength

Equation	Analysis	Flexural strength (kN·m)		
		Test1	Test2	Test3
			Test ave.	
770.3	816.8	789.0	764.2	785.1
			779.4	

양부 변위 곡선이고, Table 1은 2.3절에서 제시한 HCFFT말뚝의 휨강도 산정식을 이용하여 계산된 휨강도, 수치해석과 실물시험을 통하여 도출된 휨강도를 비교하여 정리한 것이다.

실물시험으로부터 도출된 휨강도의 평균값이 산정식으로 계산된 휨강도보다 약간 높았으나 유사한 결과값을 보이고 있고, 수치해석으로부터 얻은 결과값은 상대적으로 약간 크게 나타났다. 시험결과 및 해석결과와 비교해 보면 제안한 HCFFT말뚝의 휨강도 산정식을 적용할 수 있을 것으로 판단된다.

3. 결 론

본 연구에서는 FRP Tube 안쪽에 강선을 배치하고 중공형으로 콘크리트를 충전하는 중공형 콘크리트 충전 FRP Tube 말뚝(HCFFT말뚝)의 휨강도 산정식을 제시하였고, 휨 거동을 분석하기 위한 수치해석 모델을 개발하였으며, 실물시험을 통하여 휨강도 산정식과 수치해석 모델의 타당성을 검증하여 다음과 같은 결론을 도출하였다.

- (1) 콘크리트의 손상 소성 거동, 강재의 항복 소성 거동, FRP의 탄성 거동을 고려하여 변형률적합법을 적용하고, 중립축으로부터의 거리에 따른 FRP Tube의 단면 변화를 고려하여 HCFFT말뚝의 휨강도 산정식을 제안하였다. 수치해석과 실물시험 결과와 비교하여 타당성을 검증하였다.
- (2) HCFFT말뚝의 거동을 분석하기 위하여 비선형 유한요소 수치해석 모델을 개발하였고, 실물시험과 비교하여 적정성을 파악하였다. 수치해석 상의 휨강도가 산정식 및 실물시험의 휨 강도보다 약간 높게 나왔는데, 수치해석 상으로 FRP Tube의 구속효과가 반영되었기 때문인 것으로 판단된다.
- (3) 실물시험을 통하여 도출된 평균 휨강도는 산정식으로부터 계산된 휨강도보다는 약간 높게 나왔고, 수치해석 상의 휨강도보다는 낮게 나왔다. 산정식에는 구속효과가 반영되지 않았으므로, 구속효과로 인하여 시험 결과값이 산정식보다 높게 나온 것으로 판단된다. 반면에, FRP는 불균질 재료이므로 실제 구속효과가 해석 상의 효과보다 작게 나타나는 것으로 보이고, 이에 따라 시험

결과값이 해석 결과값보다 작게 나온 것으로 판단된다.

- (4) HCFFT말뚝이 파괴되어 더 이상 휨에 대해 저항하지 못할 때까지 FRP Tube 자체는 파괴되지 않은 것으로 나타났다. 산정식 계산, 수치해석, 실물시험 모두 FRP Tube가 극한강도나 한계변형률에 다다르기 전에 콘크리트 압축파괴가 발생하였다. 따라서, 본 연구에서 제안한 HCFFT말뚝의 파괴는 콘크리트 압축파괴가 지배함을 알 수 있었다.

본 연구의 결과는 향후 다양한 물성치의 FRP Tube와 다양한 제원의 HCFFT말뚝 최적 설계 및 거동분석에 기초자료로 활용될 수 있을 것으로 판단된다. 균질재료인 강재에 비하여 비균질재료인 FRP의 신뢰성을 확보하기 위해서는 제작 과정의 품질 관리가 매우 중요할 것으로 판단된다. FRP는 방향성을 가지므로, 섬유 배열에 따른 다양한 조건의 해석모델과 추가 실물시험에 의한 검증이 필요하고, 구속효과를 고려하는 휨강도 산정식에 대한 추가 연구가 필요하다고 판단된다.

감사의 글

본 연구는 청운대학교 2022학년도 학술 연구 조성비 지원을 받아 수행되었으며, 연구비 지원에 감사드립니다.

References

1. Kang, H. K., Lee, C. H., and Rha, C. S. (2011), Flexural Strength of Concrete-filled Steel Tubular Members Subjected to Pure Bending Moment, *Journal of Architectural Institute of Korea*, 27(4), 11-21.
2. Chung, H. J., and Paik, K. H. (2018), Analysis on Flexural Behavior of Hollow Prestressed Concrete Filled Steel Tube Piles, *Journal of the Korea Institute for Structural Maintenance and Inspection*, 22(2), 133-140.
3. Moon, K. T., Park, S. Y., and Kim, M. K. (2015), Strengthening Effect of Axial Circular Concrete Members Wrapped by CFRP sheet, *Journal of the Korea Institute for Structural Maintenance and Inspection*, 19(5), 10-21.
4. Mohamed, H. M., and Masmoudi, R. (2010), Flexural strength and behavior of steel and FRP-reinforced concrete-filled FRP tube beams, *Engineering Structures*, 32, 3789-3800.
5. Lee, C. H., Kang, K. Y., Kim, S. Y., and Koo, C. H. (2013), Review of Structural Design Provisions of Rectangular Concrete Filled Tubular Columns, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, 25(4), 389-398.
6. Sumer, Y., and Aktas, M. (2015), Defining parameters for concrete damage plasticity model, *Challenge Journal of Structural Mechanics*, 1(3), 149-155.
7. Lubliner, J., Oliver, J., Oller, S., and Onate, E. (1989), A plastic-damage model for concrete, *International Journal of Solids and Structures*, 25(3), 299-326.

8. Tao, Y., and Chen, J. (2015), Concrete damage plasticity model for modeling FRP-to-concrete bond behavior, *Journal of Composites for Construction*, 19(1).
9. Yoo, S. W., and Kang, G. R. (2017), Influence of Various Parameter for Nonlinear Finite Element Analysis of FRP-Concrete Composite Beam Using Concrete Damaged Plasticity Model, *Journal of the Korea Academia-Industrial cooperation Society*, 18(2), 697-703.
10. Shin, E. S. (2014), *Mechanics & Applications of Composite Materials*, Chonbuk National University Press, chapter 6, 1-9.
11. KDS 14 20 10, Korea Construction Standards Center.
12. ACI 440, American Concrete Institute.
13. Abaqus for Windows, Simulia.
14. EUROCODE2, European Committee for Standardization.

Received : 11/04/2022

Revised : 11/29/2022

Accepted : 12/08/2022

요 지 : 본 연구에서는 복합말뚝의 장점을 활용하고 CFT말뚝의 단점인 부식에 대한 문제점을 해결할 수 있는 모델로 중공형 콘크리트 충전 FRP Tube 말뚝(Hollow Concrete Filled FRP Tube Pile, HCFFT말뚝)을 제시하였고, 수치해석 모델을 개발하여 거동을 분석하였다. 콘크리트가 손상 소성 거동, 강재가 항복 소성 거동, FRP가 탄성 거동을 한다는 것을 고려하여 변형률적합법을 적용하고, 중립축으로부터의 거리에 따른 FRP Tube 단면의 변화를 고려하여 HCFFT말뚝의 휨 강도 산정식을 제안하였다. 휨 강도 산정식과 수치해석 결과, 실험결과를 비교 분석하여 적정성을 검증하였다. 본 연구 결과는 FRP를 이용한 다양한 HCFFT말뚝의 최적설계에 기초자료로서 활용될 수 있을 것으로 판단된다.

핵심용어 : FRP, 중공형 콘크리트 충전 FRP Tube 말뚝, 변형률적합법, 복합재료
