

GFRP와 강관으로 구성된 합성형 보강링의 휨거동

윤아름¹ · 김수은¹ · 김성보^{2*}

¹석사과정, 충북대학교, 토목공학부, ²교수, 충북대학교, 토목공학부

Flexural Behavior of Composite Ring Stiffened by GFRP and Steel Pipe

Yoon, A Reum¹, Kim Su Eun¹, Kim, Sung Bo^{2*}

¹MSc. student, School of Civil Engineering, Chungbuk National University, Cheongju, 28644, Korea

²Professor, School of Civil Engineering, Chungbuk National University, Cheongju, 28644, Korea

Abstract - The flexural behavior of composite ring stiffened by GFRP and steel pipe is presented in this paper. The effective width is required to construct FEM beam element model to verify the composite flexural behavior of stiffened ring of cylindrical shell structure. The experimental results are compared with the theoretical and FEM results by commercial program ABAQUS to verify the effective width coefficient. The yield, crack and ultimate loads is calculated using theoretical strains that varies depending on yield state and compared with experiment result and FEM results by ABAQUS solid model.

Keywords - GFRP, Composite ring, Yield load, Crack load, Ultimate load, ABAQUS

1. 서론

원통형 GFRP셸의 형태를 사용하고 있는 국내의 개인 하수처리시설은 국내 하수도법의 시행규칙에 따라 동일재질의 직사각형 단면을 가진 보강링을 길이방향에 대해 1.5m 간격으로 설치하도록 규정하고 있다^[1]. 그러나 설계 기준을 만족하는 GFRP 재질의 직사각형 단면의 보강링은 제조공정이 어렵고 비경제적이기 때문에 제작이 간편하고 상대적으로 강성이 강한 원형강관을 보강링으로 대체하여 사용하고 있다. 하지만 GFRP 셸과 합성된 강관 보강링의 휨 거동에 대한 연구 결과는 미비한 실정이고 그에 따라 관련 설계 규정도 아직 제정되지 않고 있다. 본 논문에서는 이와 같이 GFRP와 원형강관으로 구성된 합성형 보강링의 휨거동에 대한 연구를 통하여, 원통형 GFRP셸 내부에 설치된 합성형 보강링의

항복, 균열, 극한하중 등을 예측하고 효과적인 설계를 수행할 수 있도록 한다.

김홍택 등^[2]이 기존에 사용되는 흙관과 GFRP관의 거동을 수치 해석적으로 비교하였고, 한택희 등^[3]은 GFRP 적층판의 인장 압축 시험을 통하여 재료특성을 파악하고 GFRP 적층판이 여러 개의 탄성계수를 가지는 이선형 거동임을 확인하였다. 한택희 등^[4]은 지중매설된 GFRP 관로 및 플랜지의 거동과 좌굴안정성을 유한요소해석을 통하여 분석하였다. 김성보 등^[5]은 여러 지반조건에 대한 원통형 개인하수처리 시설이 지중에 매립되었을 때 극한거동에 대한 매개변수해석을 수행하였다. 김인규 등^[6]은 강관으로 보강된 GFRP 원통형 셸구조에 정적재하 시험을 수행하여 GFRP 셸구조가 충분한 연성도를 가지고 있음을 입증하였다. 김선희 등^[7]은 실험과 유한요소해석을 통하여 원전 냉각수 취수용으로 사용되는 GFRP관의 장기관변형을 예측하였다. 최성모^[8] 등은 FRP 스트립으로 보강한 철공보의 휨거동에 관한 실험적 연구를 진행하였다.

본 연구에서는 GFRP와 강관으로 구성된 합성형 강관 보강링의 휨강성 산정과정에서 GFRP 셸구조의 본체 일부분을 유효한 것으로 고려하여 합성형 보강링의 휨거동을 분석하였다. 합성형 보강링의 이론적인 변형률을 계산하여 중립축

Note.-Discussion open until August 31, 2017. This manuscript for this paper was submitted for review and possible publication on September 27, 2016; revised November 10, 2016; approved on November 11, 2016.

Copyright © 2017 by Korean Society of Steel Construction

*Corresponding author.

Tel. +82-43-261-3241 Fax. +82-43-275-2377

E-mail. sbkim@chungbuk.ac.kr

의 위치 및 항복하중, 균열하중, 극한하중을 산정하였으며 그 결과를 김인규 등^[6]의 실험결과 및 범용유한요소해석 프로그램인 ABAQUS^[9]를 이용한 정밀해석 결과와 비교, 분석하였다.

2. 집중하중을 받는 원형링

2.1 집중하중을 받는 원형링의 휨거동

원형링의 이론적인 휨 거동은 다음 절차에 따라 구할 수 있다^[10]. 휨모멘트를 받는 곡선판에서의 곡률은 식 (1)로 모멘트는 식 (2)로 나타낼 수 있으며, 이 두 식을 정리하면 모멘트와 변위에 관한 식 (3)을 얻는다.

$$\frac{1}{\rho} = \frac{1}{R} \left(1 + \frac{w}{R} \right) + \frac{d^2w}{ds^2} \quad (1)$$

$$EI \left(\frac{1}{\rho} - \frac{1}{R} \right) = -M \quad (2)$$

$$\frac{d^2w}{d\theta^2} + w = -\frac{MR^2}{EI} \quad (3)$$

Fig. 1과 같이 집중하중을 받는 원형링의 평형조건은 A, B 점에 작용하는 모멘트(M_o)를 이용하면 다음과 같다.

$$M = M_o + \frac{PR}{2}(1 - \cos\theta) \quad (4)$$

식 (3)에 식 (4)를 대입하여 횡변위와 하중 및 모멘트의 관계식을 얻을 수 있다.

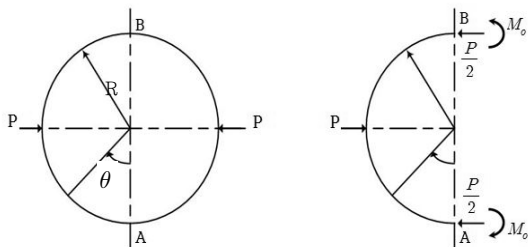


Fig. 1. Ring of radius R compressed by two force P

$$\frac{d^2w}{d\theta^2} + w = -\frac{M_o R^2}{EI} - \frac{PR^3}{2EI}(1 - \cos\theta) \quad (5)$$

대칭조건에 의해 $\theta = 0$, $\theta = \frac{\pi}{2}$ 에서 $\frac{dw}{d\theta} = 0$ 이므로 위 식의 일반해는 다음의 식 (6)과 같이 얻어진다.

$$w = \frac{PR^3}{4EI} \cos\theta - \frac{M_o R^2}{EI} - \frac{PR^3}{2EI} + \frac{PR^3}{4EI} \theta \sin\theta \quad (6)$$

한편, 원형링의 변형에너지 U는 다음과 같다.

$$U = \int_0^{2\pi} \frac{M^2 R d\theta}{2EI} = \frac{2R}{EI} \int_0^{\pi/2} M^2 d\theta \quad (7)$$

Castigliano의 정리에 의해 변형에너지 U를 M_o 에 대하여 편미분한 값은 A점에 대한 회전각과 같다는 조건을 적용하면 M_o 의 값은 다음과 같다.

$$M_o = \frac{PR}{2} \left(\frac{2}{\pi} - 1 \right) \quad (8)$$

최종적으로 식 (8)을 식 (6)에 대입하면 횡하중을 받는 원형링의 횡변위 w를 식 (9)와 같이 얻는다.

$$w = \frac{PR^3}{4EI} \left(\cos\theta + \theta \sin\theta - \frac{4}{\pi} \right) \quad (9)$$

한편, 식 (4)와 식 (8)로부터 하중 작용점의 휨모멘트는 식 (10)으로 표현된다.

$$M_{(\theta=\pi/2)} = \frac{PR}{\pi} \quad (10)$$

또한, θ 가 0과 $\frac{\pi}{2}$ 인 점에서 횡변위는 다음과 같다.

$$w_{(\theta=0)} = -\frac{PR^3}{4EI} \left(\frac{4}{\pi} - 1 \right) \quad (11a)$$

$$w_{(\theta=\pi/2)} = \frac{PR^3}{4EI} \left(\frac{\pi}{2} - \frac{4}{\pi} \right) \quad (11b)$$



Fig. 2. GFRP septic tank

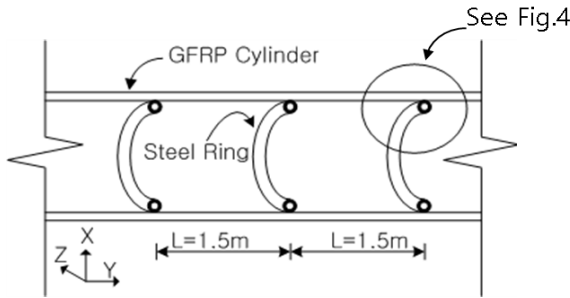


Fig. 3. GFRP septic tank with steel ring stiffener

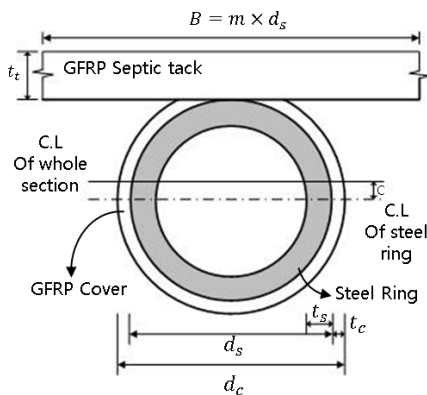


Fig. 4. Cross-section of steel pipe and GFRP tank

국내 하수처리시설은 Fig. 2와 같이 원통형 GFRP셀의 형태를 띠고 있고 Fig. 3과 같이 셀 내부에 1.5m 간격으로 강관 보강링이 설치되어 있다. 이와 같이 GFRP와 강관이 합성된 보강링으로 이루어진 형태에 외압과 같은 하중이 작용할 경우 대부분은 강관 보강링이 부담하지만 GFRP 본체와 강관의 GFRP 피복부도 일정수준의 하중을 부담할 것이다. 강관 피복부는 두께가 2mm 내외로 매우 얇아서 극한 하중에 미치는 영향이 거의 없을 것으로 판단되나 GFRP 셀 본체의 두께는 7mm 이상이므로 합성형 보강링의 휨거동에 일정부분 기여하고 있다고 판단된다.

Fig. 4에 보이는 것처럼 GFRP 본체의 일정범위가 합성형 보강링의 휨거동에 유효할 것이라고 판단하여, 본 연구에서

는 강관 보강링의 휨거동에 기여하는 GFRP 본체의 폭(B)을 강관 보강링의 직경(d_s)에 유효폭 계수(m)을 곱한 $B = m \times d_s$ 으로 설정하여 유효폭 계수의 변화에 따른 휨거동을 분석하였다.

2.2 GFRP-강관 합성형 보강링의 극한거동

GFRP는 취성과파괴를 보이는 재료이기 때문에 극한 변형률의 값이 거동평가에 매우 중요하다. Fig. 5는 강관 보강링의 항복정도에 따른 변형률과 응력을 나타낸 것이다. (a)는 강관 보강링이 항복하지 않은 탄성구간이며, (b)는 강관 보강링의 최하단부분이 항복하였을 때, (c)는 강관 보강링의 부분적인 항복구간, (d)는 GFRP 피복부가 파괴됐을 때, (e)는 극한 상태에 이르렀을 때이다. ϵ_1 은 GFRP의 상단, ϵ_2 는 피복부의 부분절단면의 상단, ϵ_3 은 강관의 최상단, ϵ_4 는 강관 상단 내부, ϵ_5 는 강관 하단의 내부, ϵ_6 은 강관의 최하단, ϵ_7 은 피복의 최하단의 변형률을 나타낸 것이며, f 는 GFRP의 응력, σ 은 강관의 응력이다.

단면 내부의 변형률은 GFRP 최하단 피복 변형률(ϵ_7)을 보강링의 반지름($\frac{1}{2}d_c$)에 중립축(c)을 더하여 나누어 준 값에 각 위치에서의 높이 값(x)을 곱하여 식 (12)와 같이 구할 수 있다. 변형률에 탄성계수를 곱해주면 응력 또한 계산할 수 있다.

$$\epsilon = \frac{\epsilon_7}{(0.5d_c + c)}x \tag{12}$$

휨응력은 중립축에서 0을 나타내므로 항복정도에 따라 변화한 응력의 합이 0이 되는 지점이 중립축이 된다. 중립축 위치를 변화시켜 각각의 위치에 따른 변형률과 응력을 구하였으며 이 응력의 합을 계산하여 0이 되는 위치를 결정하였다. 이때 계산된 변형률에 탄성계수를 곱하여 응력분포를 계산하였으며, 각 부분에서 상단응력과 하단응력의 합을 GFRP와 피복, 강관링등의 면적을 곱해 그 위치에서 각각 가해지는 하중을 구하였다. 이후에 중립축에서 떨어진 위치에 대하여 모멘트를 계산하였으며 총 모멘트의 합을 식 (10)에 대입하여 각각의 항복하중, 균열하중, 극한하중을 계산하였다.

항복하중은 강관의 최하단 변형률(ϵ_6)이 항복변형률($\epsilon_y = \frac{\sigma_y}{E}$)과 같아질 때의 하중으로서 임의의 중립축 위치 c 를 가정한 후 각 점의 변형률으로 도출된 응력을 계산하여 산

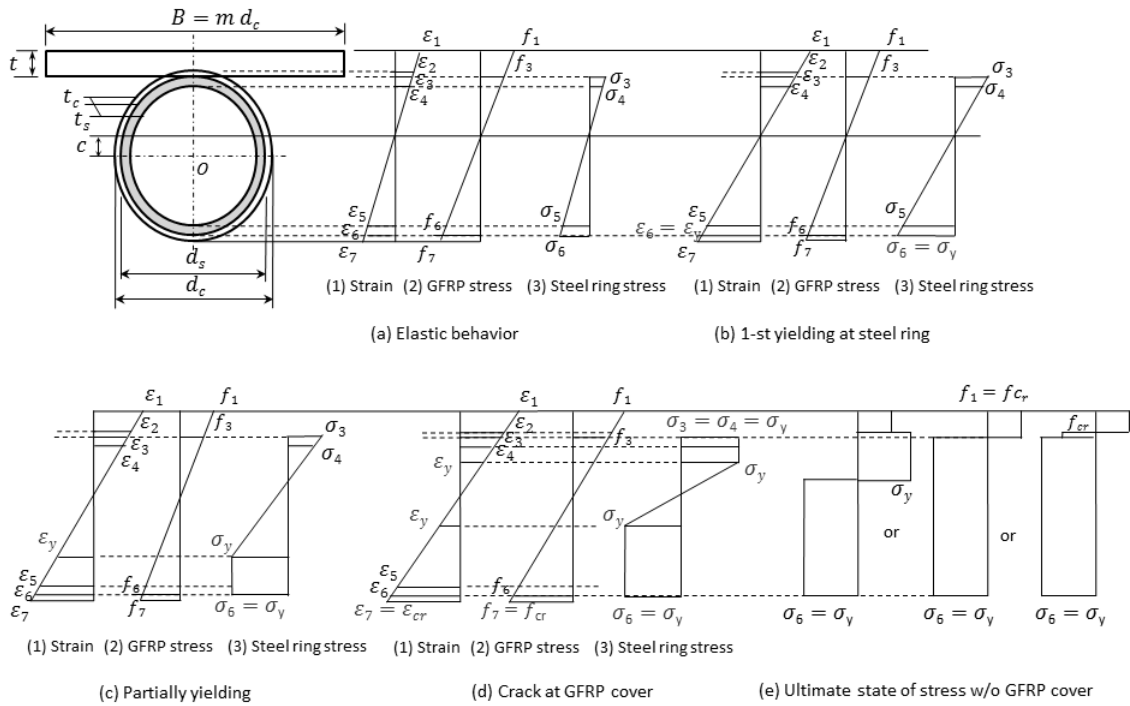


Fig. 5. Change of strain and stress according to flexural behavior

정하였다. 단면의 압축응력과 인장응력의 합응력이 0이 될 때까지 반복시산법을 통하여 중립축 c 의 위치를 결정 한 뒤 식 (13)와 같이 항복모멘트를 계산하여 식 (10)에 대입하면 식 (14)와 같이 항복하중을 얻는다.

$$M_y = \sum Px_p \tag{13}$$

$$P_y = \frac{\pi M_y}{R} \tag{14}$$

균열하중은 GFRP 최하단 피복변형률(ϵ_7)이 균열변형률 ($\epsilon_{cr} = \frac{f_{cr}}{E_{GFRP}}$)과 같아질 때 항복하중과 같은 과정으로 계산하였다. 이때 f_{cr} 은 80MPa으로 GFRP의 인장실험^[6]을 통해 얻은 균열응력이다.

극한 하중은 강관 피복부의 GFRP는 무시하고 GFRP 셀 본체의 응력은 f_{cr} , 강관 단면의 응력은 항복응력 σ_y 임을 가정하여 산정하였다.

Table 1은 유효폭 계수 m 값을 5로 가정하고 GFRP 피복 부분에 균열이 일어났을 때 각 위치에서의 변형률과 응력을 나타낸 것이다.

Table 1. Strain and stress (assumed location of centroid $c=5mm$)

Location	Coord. from Neutral Axis[x] [mm]	Strain	GFRP stress [MPa]	Steel stress [MPa]	Elastic stress of steel pipe [MPa]
1	17.33	0.0083	66.666		
2	11.33	0.0058	46.666		
3	9.33	0.0050	40.000	410	1050.00
4	7.03	0.0040	32.333	410	848.75
5	-22.37	-0.008	-65.66	-410	-1723.75
6	-24.67	-0.009	-73.33	-410	-1925.00
7	-26.67	-0.010	-80.00		

Fig. 6은 부분원에 작용하는 응력에 대한 합력 P 의 작용점 x_p 를 나타낸 것이다. 원의 지름 d 와 부분면적의 높이 h 부분면적 상단의 응력 f_t , 하단응력 f_b 을 통하여 합력을 구할 수 있다. 부분원의 도심(x_c)과 원점에 대한 단면 2차 모멘트 (I_o)는 다음과 같은 식에 의해 계산할 수 있다^[11].

$$x_c = \frac{1}{A} \int_0^\alpha 2 \left(\frac{d}{2} \sin\theta \right) \left(\frac{d}{2} \sin\theta \right) \left(\frac{d}{2} \sin\theta \right) = \frac{2d \sin^3 \alpha}{3[2\alpha - \sin 2\alpha]} \tag{15}$$

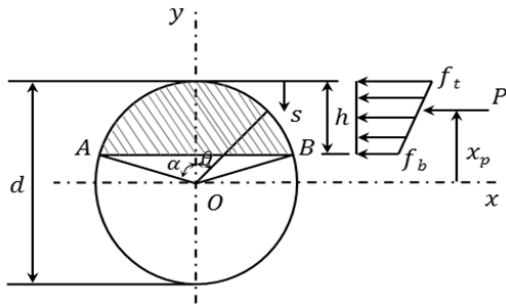


Fig. 6. Resultant force of partial circle

$$I_o = \int_0^\alpha 2 \left(\frac{d}{2} \sin\theta\right) \left(\frac{d}{2} \sin\theta\right)^2 \left(\frac{d}{2} \sin\theta\right) d\theta = \frac{d^4}{256} [4\alpha - \sin 4\alpha] \quad (16)$$

합력과 원점에서 합력의 위치까지의 거리는 식 (17), (18) 을 통하여 계산할 수 있으며, 앞서 구한 각 위치에 대한 응력을 통하여 강관 보강링과 피복부분에 대한 각각 면적에 작용하는 힘을 계산하여 이때 모든 면적에 대응하는 힘의 합이 0 이 되는 중립축의 위치를 반복시산법을 통하여 구하였다.

$$P = \int_0^\alpha f d \sin\theta \left(\frac{d}{2} \sin\theta\right) d\theta = \frac{d^2}{48h} [4d(f_t - f_b) \sin^3\alpha + 3\{d(f_t - f_b) - 2f_t h\} \times (-2\alpha + \sin 2\alpha)] \quad (17)$$

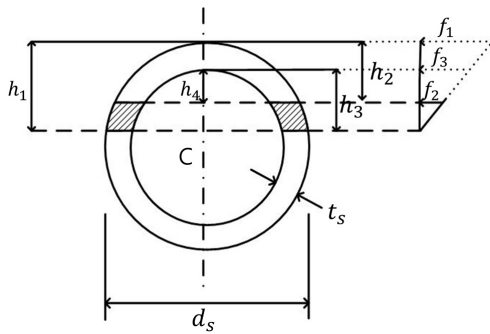


Fig. 7. Cross-section of steel pipe

Table 2. Axial force acting shaded area in Fig. 7

Diameter	d_s	d_s	$d_s - 2t_s$	$d_s - 2t_s$
Height	h_1	h_2	h_3	h_4
Top stress	f_1	f_1	f_3	f_3
Bottom stress	0	f_2	0	f_2
Sign of axial force	+	-	-	+

$$x_p = \frac{1}{P} \int_0^\alpha (f d \sin\theta) \left(\frac{d}{2} \sin\theta\right) \left(\frac{d}{2} \sin\theta\right) d\theta = \frac{d[322f_t h - d(f_t - f_b) \sin^3\alpha + 3d(f_t - f_b)(4\alpha - \sin 4\alpha)]}{16[4d(f_t - f_b) \sin^3\alpha + 32f_t h - d(f_t - f_b)(2\alpha - \sin 2\alpha)]} \quad (18)$$

예를 들어 Fig. 7과 같이 빗금친 부분에서의 강관 보강링에 발생하는 응력으로 인한 합력(P)과 합력의 작용점(x_p)는 Table 2와 같이 4개의 영역에 대한 부분원을 고려하여 합산하면 산정할 수 있다.

3. GFRP와 강관으로 구성된 합성형 보강링의 설계

김인규 등^[6]은 하수도법 시행규칙에 따른 직사각형 GFRP 보강링의 설계를 실제 사용하는 원형 강관 보강링의 특성을 고려한 환산식으로 식 (19)와 같이 변환하여 설계를 진행하였다. 그러나 GFRP 셸 본체를 제외한 보강링의 특성만을 고려하여 설계를 수행하였으므로 본 연구에서는 보강링과 GFRP 셸 본체의 특성을 반영하기 위하여 본체의 일부분이 포함된 환산단면에 대하여 설계를 수행하였다.

$$\frac{f_c}{f_{ca}} + \frac{f_b}{f_{ba}} \leq 1 \quad (19a)$$

$$\frac{P_{cr}}{P} = \frac{3E_s I}{PR^3} \geq 2 \quad (19b)$$

$$f_c = \frac{PR}{nA} \quad (19c)$$

$$f_b = 0.14 \frac{PR^2}{nS} \quad (19d)$$

여기서, f_c 는 보강링의 설계 축응력, f_{ca} 는 허용축응력, f_b 는 설계휨응력, f_{ba} 는 허용휨응력, P_{cr} 은 정수압을 받는 원형링의 좌굴하중, E_s 는 원형 강관 보강링의 탄성계수, P는 단위 폭당 설계토포, A는 보강링의 단면적, R은 GFRP 구조물의 본체반경, S는 원형 강관 보강링의 단면계수, n은 강재의 탄성계수와 GFRP의 탄성계수의 비이다. 하수도법 시행규칙에 제시된 설계 기준 값은 Table 3에 나타내었다.

Table 3. Design value of GFRP septic tack

f_{ca}	Allowable axial stress	41.2Mpa
f_{ba}	Allowable flexural stress	68.7Mpa
E_s	Elastic modulus	7,848MPa
P	Design earth pressure per unit width	40N/mm

Table 4. Design of composite ring ($D=2R=1500\text{mm}$, assumed $m=5$)

Diameter (mm)	Thick-ness (mm)	Stress ratio		Buckling load ratio		Check	
		only steel ring	with GFRP tank	only steel ring	with GFRP tank	only steel ring	with GFRP tank
33.7	1.99	1.32	1.67	1.01	1.79	NG	NG
	2.41	1.13	1.52	1.17	1.99	NG	NG
	2.93	0.97	1.38	1.36	2.21	NG	NG
34.0	2.30	1.15	1.51	1.16	2.00	NG	NG
42.4	2.55	0.67	0.75	2.60	4.11	OK	OK
	3.09	0.57	0.68	3.03	4.59	OK	OK
	3.79	0.49	0.61	3.54	5.16	OK	OK
42.7	2.30	0.72	0.78	2.45	3.94	OK	OK
	2.50	0.67	0.75	2.62	4.14	OK	OK

Table 5. Design of composite ring ($D=2R=1700\text{mm}$, assumed $m=5$)

Diameter (mm)	Thick-ness (mm)	Stress ratio		Buckling load ratio		Check	
		only steel ring	with GFRP tank	only steel ring	with GFRP tank	only steel ring	with GFRP tank
33.7	1.99	1.68	1.17	0.68	0.9	NG	NG
	2.41	1.44	1.06	0.80	1.34	NG	NG
	2.93	1.23	0.99	0.93	1.48	NG	NG
34.0	2.30	1.46	1.08	0.79	1.34	NG	NG
42.4	2.55	0.85	0.64	1.77	2.77	NG	OK
	3.09	0.73	0.58	2.06	3.09	OK	OK
	3.79	0.62	0.53	2.41	3.46	OK	OK
42.7	2.30	0.91	0.66	1.66	2.67	NG	OK
	2.50	0.85	0.64	1.78	2.8	NG	OK

상기 식 (19)를 적용하여 설계를 수행하였으며, 시험체의 직경을 가장 일반적으로 사용 중인 1500mm와 1700mm로 설정하였고, 설계기준에 따라 GFRP 셸 본체 두께를 각각 7mm와 8mm로 설정하였다.

강관 보강링의 단면은 현재 사용이 많은 KS D3566과 BS 기준에 맞는 단면을 가진 강관에 대하여 검토하였으며 설계

Table 6. Design results of GFRP shell

Name	Cylinder (GFRP)		Stiffener ring (Steel)	
	Diameter (mm)	Thickness (mm)	Diameter (mm)	Thickness (mm)
D15d34	1,500	7	34.00	2.30
D15d42	1,500	7	42.40	3.09
D17d34	1,700	8	34.00	2.30
D17d42	1,700	8	42.40	3.09
D17d60	1,700	8	60.50	3.20

결과는 Table 4와 Table 5에 제시하였다.

Table 4와 Table 5에 제시된 응력비(Stress ratio)와 좌굴하중비(Buckling load ratio)는 식 (19a), (19b)로서 응력비는 1보다 작고, 좌굴하중비는 2보다 큰 경우 규정을 만족하는 시험체이다.

설계결과 응력비는 GFRP 본체 직경이 1500mm인 경우 보강링만을 고려하였을 때와 GFRP 본체를 포함하였을 경우 큰 차이가 없지만, 직경 1700mm인 경우 GFRP 본체를 포함했을 때 더 많은 경우에서 1보다 작은 값을 나타내었다. 좌굴하중비는 직경 1500mm와 직경 1700mm 모두 GFRP본체를 포함했을 때 2보다 큰 값을 더 많이 나타내었다. 직경 1700mm이고 보강링직경이 42.7mm인 경우 보강링만을 고려하였을 경우 설계규정을 만족하지 않지만, GFRP 본체를 포함할 경우 설계규정을 만족하는 것으로 나타났다.

본 연구에서는 강관 보강링의 직경을 변수로 보고 직경 34.0mm에 두께 2.30mm와 직경 42.4mm에 두께 3.09mm와 직경 60.5mm에 두께 3.20mm의 보강링을 선택하여 휨거동을 비교하였다.

이상과 같이 설계된 시험체의 제원이 Table 6에 정리되었다. GFRP 셸 본체의 직경을 D, 강관 보강링의 직경을 d로 표현하여 GFRP 셸 본체의 직경이 1500mm이고 강관 보강링의 직경이 34mm인 경우 D15d34로 표기하였다.

4. 수치해석

4.1 합성형 보강링의 유효폭

GFRP 본체의 유효폭 계수(m)의 변화에 따른 단면특성을 적용하여 합성형 보강링의 휨-변위 거동을 식(11b)에 의한 이론해, FEM 해석 결과 및 실험결과와 비교하였다. 유효폭 계수 값의 변화에 따른 합성단면특성을 Table 7과 Table 8

Table 7. Sectional properties according to effective width (D15d34)

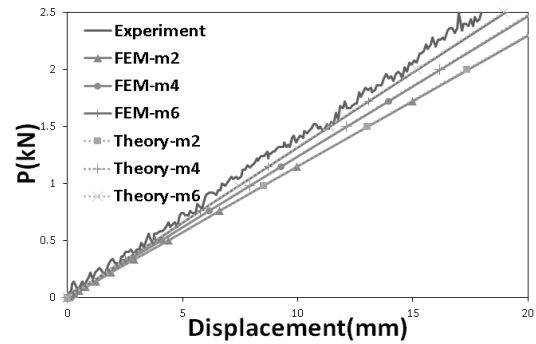
Effective width coefficient (m)	Effective width (B)	x_c (mm)	Area (mm ²)	Moment of inertia (mm ⁴)
1	34	0.709	246.28	34211.34
2	68	1.428	255.56	37759.55
3	102	2.097	264.85	41061.87
4	136	2.720	274.14	44143.31
5	170	3.303	283.43	47025.56
6	204	3.848	292.71	49727.60

Table 8. Sectional properties according to effective width (D17d34)

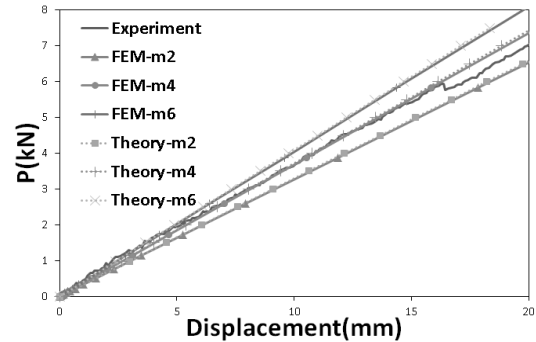
Effective width coefficient (m)	Effective width (B)	x_c (mm)	Area (mm ²)	Moment of inertia (mm ⁴)
1	34	0.821	247.25	34848.93
2	68	1.637	257.66	38979.58
3	102	2.389	268.08	42794.15
4	136	3.085	278.49	46328.10
5	170	3.731	288.90	49611.78
6	204	4.331	299.31	52671.30

에 나타내었다.

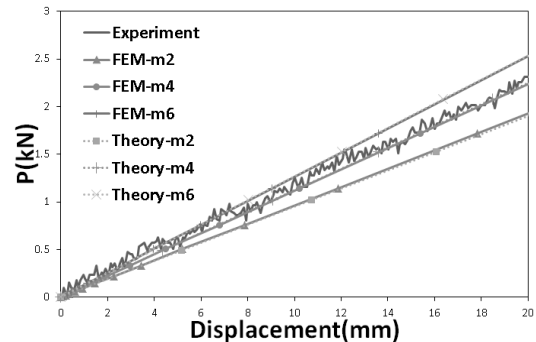
상용전산해석 프로그램인 AQBAGUS의 보요소를 이용하여 합성형 보강링의 휨거동에 대한 FEM 해석을 수행하였다. GFRP 원통형 셸구조의 중립축에서 합성형 보강링의 중립축까지의 거리를 반지름으로 하는 원으로 모델링하였으며 상단에 집중하중을 재하하고 하단변위는 고정하였다. Table 7에 나타난 유효폭계수 m값에 따라 달라지는 단면 특성 값을 보요소에 입력하여 하중-변위 거동을 통해 m값을 검증하였다. D15d42, D17d34, D17d60 세 모델에 대하여 해석을 수행하였다. Fig. 8과 같이 해석결과와 이론식으로 계산한 힘-변위 값과 FEM 결과는 거의 일치하는 모습을 보였다. D15d34는 실험결과가 m이 6일 때 보다 큰 기울기를 보였지만 D15d42는 m값이 4일 때 실험결과와 이론, FEM값이 매우 유사한 형태를 보이며 D17d34와 D17d60은 m값이 4와 6 사이에 위치함을 알 수 있다. 즉 강관 보강링 상부의 GFRP 셸 본체 중에서 강관 직경의 4에서 6배정도의 범위에 있는 부분이 강관의 휨강성에 포함될 수 있다고 판단된다.



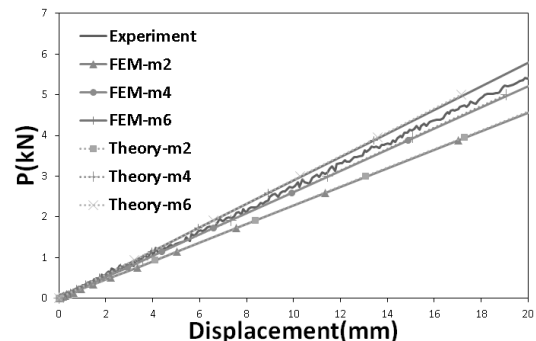
(a) D15d34



(b) D15d42



(c) D17d34



(d) D17d60

Fig. 8. Comparison of load-displacement diagram according to effective width coefficient (m)

4.2 합성형 보강링의 항복하중, 균열하중 및 극한하중

Table 9는 2.2절에서 기술한 해석기법을 적용하여 계산한 합성형 보강링의 항복하중, 파괴하중, 극한하중 값을 실험결과와 비교하여 나타낸 것이다. 실험체의 직경이 1500mm 및 1700mm일 때 강관 보강링의 직경 및 GFRP본체의 유효폭의 변화에 따른 항복하중, 균열하중, 극한하중을 나타내었다. 항복하중은 유효폭 계수 m 이 4일 때 D17d42는 실험값과 1.8%의 차이를 보였으며 D17d60의 경우 4%의 차이를 보였다. 균열하중의 경우 m 이 6일 경우 D15d42에서 1.2%, D17d34에서 2.2%의 차이를 보였으며, 극한하중은 유효폭 계수(m)이 4일 때 D15d42에서 1.8%, D17d34에서 9% 다른 결과가 얻어졌다. 전체적으로 본 연구에서 제시한 항복하중, 균열하중 및 극한하중 값이 실험결과와 잘 일치하고 있음을 확인하였다.

Table 9. Comparison of yield, crack and ultimate loads

(a) Yielding at bottom of steel ring (P_y)				
Model	This study (kN)			Experiment (kN)
	m=4	m=5	m=6	
D15d34	3.974	4.114	4.236	2.700
D15d42	7.687	7.917	8.124	6.620
D17d34	3.623	3.760	3.726	3.410
D17d42	6.947	7.175	7.140	6.820
D17d60	15.015	15.421	15.391	14.402

(b) First crack at bottom of GFRP cover (P_c)

Model	This study (kN)			Experiment (kN)
	m=4	m=5	m=6	
D15d34	8.049	8.329	8.554	6.250
D15d42	15.203	15.729	16.155	15.970
D17d34	7.388	7.650	7.518	7.350
D17d42	13.861	14.347	14.189	11.840
D17d60	28.840	29.742	29.568	19.011

(c) Ultimate state (P_u)

Model	This study (kN)			Experiment (kN)
	m=4	m=5	m=6	
D15d34	8.170	8.508	8.775	6.510
D15d42	15.483	16.247	16.811	15.210
D17d34	7.560	7.883	7.712	6.940
D17d42	14.248	14.949	14.766	11.800
D17d60	29.499	30.684	30.469	18.973

4.3 고체요소를 활용한 FEM 정밀해석

외력의 증가에 따른 합성형 GFRP-강관 보강링의 극한거동을 파악하기 위하여 Fig. 9와 같이 ABAQUS를 이용하여 GFRP본체와 피복 강관링, 공시체를 모두 고체요소인 solid로 모델링을 하였다. 공시체 상단부 중앙에 집중하중을 재하하였으며 GFRP 하단 변위를 고정하여 경계조건을 주었다. 하중의 크기는 실험에서 구한 극한하중보다 조금 더 큰 값을 입력하여 극한해석을 하였다. ABAQUS에서 제공하는 Ramberg-Osgood 모델^[12]을 이용하여 재료의 비탄성적 특성을 고려하였다. 이 모델은 응력과 변형률의 비선형특성을 다음의 식 (20)과 같이 나타낸다.

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E} + \alpha \frac{\sigma_o}{E} \left(\frac{\sigma}{\sigma_o} \right)^n \quad (20)$$

여기서 ε 은 변형률, σ 은 응력, σ_o 는 재료의 항복응력, E 는 탄성계수, α 는 항복 offset, n 은 재료특성을 고려하는 상수이다. Table 10과 같이 실험을 통하여 얻은 물성치^[6]를 사용하였다.

Fig. 10은 ABAQUS를 이용하여 얻은 힘-변위 관계를 실험결과와 비교한 그래프이다. 초기 선형적인 거동과 극한상태에서의 힘-변위 관계가 잘 일치하게 나타남을 알 수 있다. 그러나 실험체가 항복되거나 피복에 파단이 일어나 하중감소가 일어나는 부분까지 해석이 되지 않는 모델의 한계가

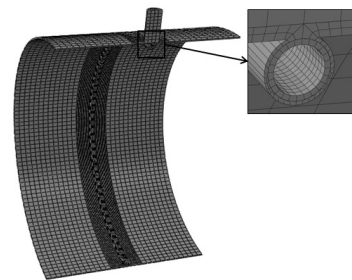


Fig. 9. FEM solid model

Table 10. Material property of GFRP and steel

Materials	Elastic modulus (Mpa)	Yield stress (Mpa)	Hardening exponent (n)	Yield offset (a)
GFRP	7,848	80	50	0.5
Steel	205,000	410	50	0.1

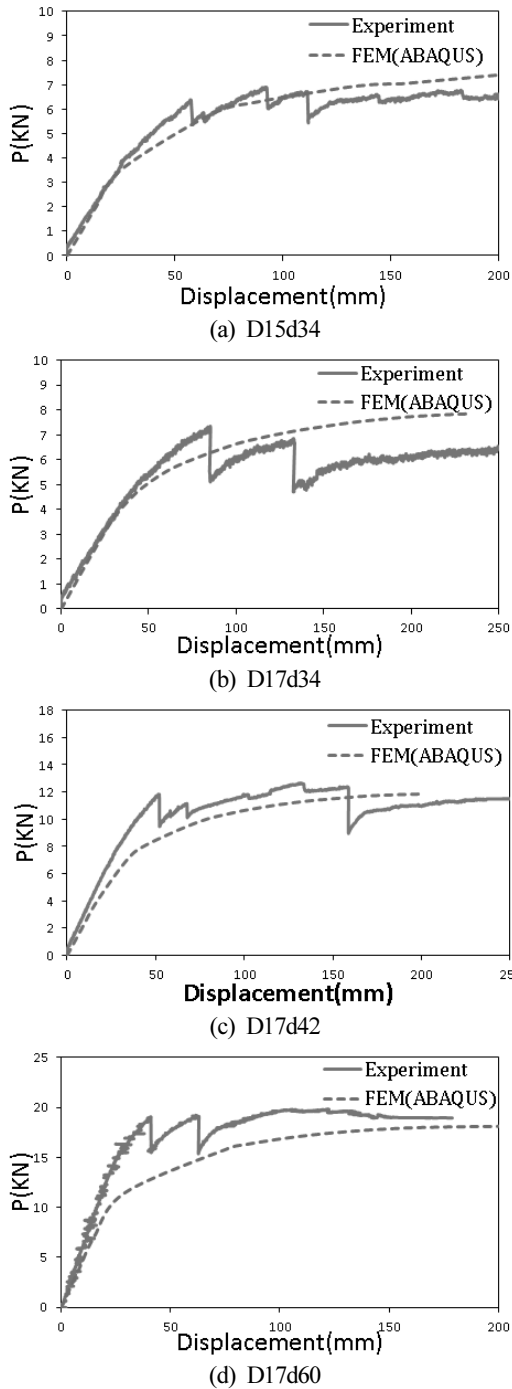
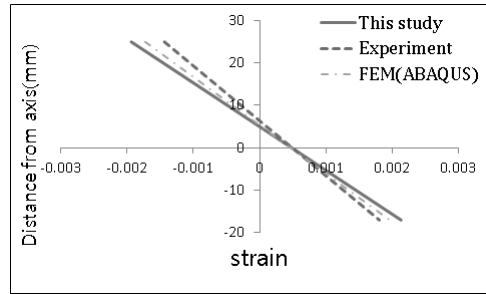


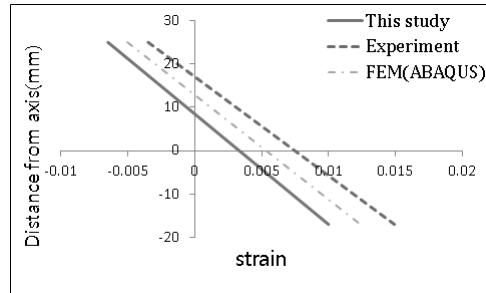
Fig. 10. Load-displacement curve

있음을 알 수 있다.

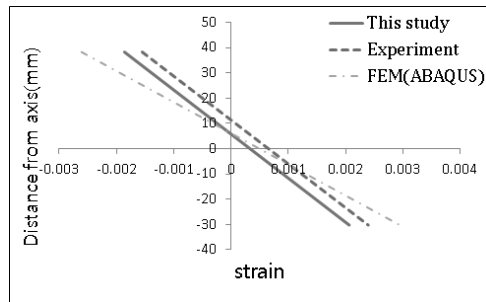
Fig. 11은 Fig. 5에 나타난 것처럼 외력의 증가에 따른 GFRP 본체의 최상단의 하중재하점과 강관 보강링의 최하단에서의 변형률 분포를 나타낸 것이다. 변형률 그래프가 y축과 만나는 점이 GFRP와 강관으로 구성된 합성형 강관 보강링의 중립축의 위치를 나타낸다. 실선의 변형률은 2.2절에



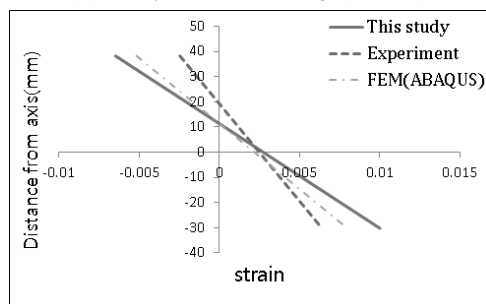
(a) 1-st yield at steel ring (D17d34)



(b) crack at GFRP cover (D17d34)



(c) 1-st yield at steel ring (D17d60)



(d) crack at GFRP cover (D17d60)

Fig. 11. Comparison of Centroid

나타낸 과정으로 계산된 이론값이고 점선은 실험결과^[6], 일 점쇄선은 ABAQUS Solid 해석을 이용하여 얻어진 변형률을 나타낸다.

Fig. 11(a)는 D17d34에서 강관 보강링의 최 하단부가 항복했을 경우로 변형률과 중립축의 위치가 본 논문에서 계산한 이론값과 FEM해석 및 실험결과가 잘 일치하며, (b)는 (a)

와 동일모델에 대하여 GFRP 피복부에 균열이 발생했을 경우로 (a)와 비교하여 중립축의 위치가 상승했음을 알 수 있다. (c)는 D17d60의 강관 보강링의 최하단부가 항복했을 경우이며, (d)는 (c)와 동일모델에서 GFRP 피복부에 균열이 발생했을 경우이다. 강관 보강링의 최하단부가 항복하기 시작한 (a),(c)의 경우에 본 논문에서 해석적으로 도출한 휨거동은 실험결과 및 고체요소를 사용한 FEM 해석결과와 비교적 유사함을 알 수 있다. 그러나 강관보강링의 피복부인 GFRP에 균열이 발생하는 (b), (d)에서는 (a), (c)에 비하여 세 가지 변형률의 분포의 차이가 발생하고 있다. 특히 본 논문에서 제시한 이론적인 변형률 분포는 ABAQUS 고체요소를 활용한 FEM결과와는 비교적 흡사하지만 실험결과와는 차이를 보이고 있다. 이는 강관 보강링 하단부가 항복이 시작되는 (a), (c)와 달리 GFRP 피복부가 균열이 발생하는 구간에서는 강관과 GFRP 피복사이의 미끄러짐 거동 및 합성 단면의 비선형 변형 등의 영향이라고 판단된다.

5. 결론

본 연구에서는 GFRP와 강관으로 구성된 합성형 보강링의 휨거동을 이론적으로 제시하였다. 이론적인 휨거동 및 항복하중, 균열하중, 극한하중을 계산하여 전산해석 결과, 실험값 등을 통하여 비교, 분석한 결과 도출된 결론은 다음과 같다.

- (1) 강관링으로 보강된 GFRP 셸구조의 합성단면에 대한 설계를 진행한 결과, GFRP 셸 본체 일부분을 포함하여 설계하였을 때 강관만을 고려하여 설계한 결과에 비하여 보다 경제적이며 GFRP 셸 본체의 직경이 클수록 그 효과는 크게 나타났다.
- (2) 강관 보강링 상부의 GFRP 셸 본체 일부분을 포함한 합성형 보강링의 휨거동을 제시하였고, ABAQUS를 활용한 유한요소 해석 및 실험결과를 비교하여 유사한 휨거동을 나타냄을 확인하였다. 특히 강관 보강링 상부의 GFRP 셸 본체 중에서 강관 직경의 4~6배정도의 범위에 있는 부분이 합성형 보강링의 휨강성에 포함될 수 있다고 판단된다.
- (3) 이론적인 GFRP 셸구조의 합성형 보강링 대한 항복하중, 파괴하중, 극한하중을 계산하여 실험값과 비교하였으며, 대부분의 모델에서 4% 미만의 차이를 보여서 본 논문에서 제시한 휨거동의 타당성을 확인하였다.

감사의 글

이 논문은 2015년도 충북대학교 학술연구지원사업의 교내연구비 지원에 의하여 연구되었음(This work was supported by the intramural research grant of Chungbuk National University in 2015).

참고문헌(References)

- [1] 환경부(2013) 개인하수처리시설 제조제품의 구조·재질 및 성능 기준 제55조.
Ministry of Environment (2013) *Standard of structural and material performance of underground septic tank, Code of sewerage 55* (in Korean).
- [2] 김홍택, 권혁준, 윤명준, 윤순중, 한연진(2010) 수치해석을 통한 지중매설된 GFRP관의 적용성 평가, 한국지반환경공학회 논문집, 한국지반환경공학회, 제11권, 제8호 pp.73-82.
Kim, H.T., Kwon, H.J., Yoon, M.J., Yoon, S.J., and Han, Y.J. (2010) Verification of Applicability of Buried GFRP Pipe through Numerical Analysis, *Journal of Korean Geo-Environmental Society*, KGES, Vol.11 No.8, pp.73-82 (in Korean).
- [3] 한택희, 서주형, 염응준, 강영중(2006) 리브로 보강된 GFRP 관로의 탄성 좌굴거동 특성, 한국강구조학회 논문집, 한국강구조학회, 제18권, 제6호 pp.737-745.
Han, T.H., Seo, J.H., Youm, E.J., and Kang, Y.J. (2006) Elastic Behavior Characteristics of GFRP Pipe Reinforced Ribs, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.18 No.6, pp.737-745 (in Korean).
- [4] 한택희, 김효산, 장영두, 박윤호, 강영중(2010) 지중 매설 GFRP 관로 및 플랜지의 거동 분석, 복합신소재구조학회 논문집, 한국복합신소재구조학회, 제1권, 제1호 pp.22-33.
Han, T.H., Kim, H.S., Jang, Y.D., Park, Y.H., and Kang, Y.J. (2010) Behavior Analysis of Buried GFRP Pipes and Flanges, *Journal of the Korean Society for Advanced Composite Structures*, KSACS, Vol.1 No.1, pp.22-33 (in Korean).
- [5] 김성보, 조광제(2013) 원통형 GFRP 개인하수 처리시설의 극한 거동에 대한 매개변수해석, 대한토목학회 논문집A, 대한토목학회, 제33권, 제4호 pp.1337-1347.
Kim, S.B. and Cho, K.J. (2013) Parametric Analysis on Ultimate Behavior of Cylindrical GFRP Septic Tank, *Journal of Korean Society of Civil Engineers*, KSCE, Vol.33 No.4 pp.1337-1347 (in Korean).

- [6] 김인규, 임승현, 김성보(2014) 강관링으로 보강된 GFRP 셸구조의 극한거동, 한국강구조학회 논문집, 한국강구조학회, 제26권, 제3호 pp.219-229.
Kim, I.G., LIM, S.H., and Kim, S.B. (2013) Ultimate Behavior of GFRP Shell Structure Stiffened by Steel Pipe Ring, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.26, No.3 pp.219-229 (in Korean).
- [7] 김선희, 박준석, 윤순중(2012) 원전 냉각수 취수용 GFRP 관의 장기관변형 예측, 한국복합신소재구조학회논문집, 한국복합신소재구조학회, 제3권, 제3호 pp.1-8.
Kim, S.H., Park, J.S., and Yoon, S.J. (2012) Long-term ring Deflection Prediction of GFRP Pipe in Cooling Water Intake for the Nuclear Power Plant, *Journal of the Korean Society for Advanced Composite Structures*, KSACS, Vol.3, No.3, pp.1-8 (in English).
- [8] 최성모, 박재우(2014) 섬유보강플라스틱(FRP) 스트립으로 보강한 철골보의 휨거동에 관한 실험적연구, 한국강구조학회 논문집, 한국강구조학회, 제26권, 제2호 pp.69-79.
Choi, S.M. and Park, J.W (2014) Experimental Study of Flexural Behavior of Steel Beam Strengthened with the Fiber Reinforced Polymer Plastic(FRP) Strips, *Journal of the Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.26, No.2, pp.69-79 (in Korean).
- [9] ABAQUS (2010) *ABAQUS/CAE User's Manual Version 6.10*, H. K&S Inc.
- [10] Stephan, P. Timoshenko, James M. Gere, (2009) *Theory of Elastic Stability* second edition, Dover, United State (in English).
- [11] J. Kent Hsiao (2012) Bending-Axis Effect on Load-Moment (P-M) Interaction Diagram for Circular Concrete Columns Using a Limited Number of Longitudinal Reinforcing Bars, *Electronic journal of Structural Engineering* 12(1) (in English).
- [12] Ramberg, W. and Osgod, W.R. (1943) Description of Stress-Strain curves by Three Parameters. Technical note No.908, National advisory Committee For Aeronautics, Washington DC (in English).

요 약 : GFRP와 강관으로 구성된 합성형 보강링 대하여 설계를 진행하고 휨거동을 분석하여 실험 결과 및 유한요소해석 프로그램인 ABAQUS를 통한 결과와 비교하였다. GFRP 합성단면에 대한 유효폭을 ABAQUS beam모델과 이론값을 이용하여 검증하였으며, 또한 항복정도에 따라 변화하는 GFRP 보강링의 이론적인 변형률 값을 이용하여 항복하중, 균열하중, 극한하중을 구하여 실험결과와 비교하고 ABAQUS solid 모델을 이용하여 중립축의 변화를 확인하였다.

핵심용어 : GFRP, 합성형 보강링, 항복하중, 균열하중, 극한하중, ABAQUS
