Vol.29, No.1, pp.61-71, February, 2017



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. 서 론

원통형 GFRP쉘의 형태를 사용하고 있는 국내의 개인 하 수처리시설은 국내 하수도법의 시행규칙에 따라 동일재질의 직사각형 단면을 가진 보강링을 길이방향에 대해 1.5m 간격 으로 설치하도록 규정하고 있다^[1]. 그러나 설계 기준을 만족 하는 GFRP 재질의 직사각형 단면의 보강링은 제조공정이 어렵고 비경제적이기 때문에 제작이 간편하고 상대적으로 강성이 강한 원형강관을 보강링으로 대체하여 사용하고 있 다. 하지만 GFRP 쉘과 합성된 강관 보강링의 휨 거동에 대 한 연구 결과는 미비한 실정이고 그에 따라 관련 설계 규정도 아직 제정되지 않고 있다. 본 논문에서는 이와 같이 GFRP와 원형강관으로 구성된 합성형 보강링의 휨거동에 대한 연구 를 통하여, 원통형 GFRP쉘 내부에 설치된 합성형 보강링의

Tel. +82-43-261-3241 Fax. +82-43-275-2377 E-mail. sbkim@chungbuk.ac.kr 항복, 균열, 극한하중 등을 예측하고 효과적인 설계를 수행 할 수 있도록 한다.

Kim et al. (2010)^[2]이 기존에 사용되는 홈관과 GFRP관의 거동을 수치 해석적으로 비교하였고, Han et al. (2006)^[3]은 GFRP 적층판의 인장 압축 시험을 통하여 재료특성을 파악 하고 GFRP 적층판이 여러 개의 탄성계수를 가지는 이선형 거 동임을 확인하였다. Han et al. (2010)^[4]은 지중매설된 GFRP 관로 및 플랜지의 거동과 좌굴안정성을 유한요소해석을 통 하여 분석하였다. Kim et al. (2013)^[5]은 여러 지반조건에 대 한 원통형 개인하수처리시설이 지중에 매립되었을 때 극한거 동에 대한 매개변수해석을 수행하였다. Kim et al. (2014)^[6]은 강관으로 보강된 GFRP 원통형 쉘구조에 정적재하 시험을 수 행하여 GFRP 쉘구조가 충분한 연성도를 가지고 있음을 입 증하였다. Kim et al. (2012)^[7]은 실험과 유한요소해석을 통 하여 원전 냉각수 취수용으로 사용되는 GFRP관의 장기관변 형을 예측하였다. Choi et al. (2014)^[8]은 FRP 스트립으로 보 강한 철공보의 휨거동에 관한 실험적 연구를 진행하였다.

본 연구에서는 GFRP와 강관으로 구성된 합성형 강관 보 강링의 휨강성 산정과정에서 GFPR 쉘구조의 본체 일부분을 유효한 것으로 고려하여 합성형 보강링의 휨거동을 분석하 였다. 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.

의 위치 및 항복하중, 균열하중, 극한하중을 산정하였으며 그 결과를 Kim *et al.* (2010)^[6]의 실험결과 및 범용유한요소 해석 프로그램인 ABAQUS^[9]를 이용한 정밀해석 결과와 비 교, 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 모 멘트는 식 (2)로 나타낼 수 있으며, 이 두 식을 정리하면 모 멘트와 변위에 관한 식 (3)을 얻는다.

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

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

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

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

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

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



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

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

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

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

한편, 원형링의 변형에너지 U는 다음과 같다.

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

Castigliano의 정리에 의해 변형에너지 U를 *M*_o에 대하 여 편미분한 값은 A점에 대한 회전각과 같다는 조건을 적용 하면 *M*_o의 값은 다음과 같다.

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

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

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

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

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

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

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

$$w_{(\theta=\pi/2)} = \frac{PR^3}{4EI} \left(\frac{\pi}{2} - \frac{4}{\pi}\right)$$
(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 GFRP쉘의 형 태를 띠고 있고 Fig. 3과 같이 쉘 내부에 1.5m 간격으로 강 관 보강링이 설치되어 있다. 이와 같이 GFRP와 강관이 합성 된 보강링으로 이루어진 형태에 외압과 같은 하중이 작용할 경우 대부분은 강관 보강링이 부담하지만 GFRP 본체와 강 관의 GFRP 피복부도 일정수준의 하중을 부담할 것이다. 강 관 피복부는 두께가 2mm 내외로 매우 얇아서 극한 하중에 미치는 영향이 거의 없을것으로 판단되나 GFRP 쉘 본체의 두께는 7mm 이상이므로 합성형 보강링의 휨거동에 일정부 분 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 분석하 였다.

2.2 GFRP-강관 합성형 보강링의 극한거동

GFRP는 취성파괴를 보이는 재료이기 때문에 극한 변형 률의 값이 거동평가에 매우 중요하다. Fig. 5는 강관 보강링 의 항복정도에 따른 변형률과 응력을 나타낸 것이다. (a)는 강관 보강링이 항복하지 않은 탄성구간이며, (b)는 강관 보 강링의 최하단부분이 항복하였을 때, (c)는 강관 보강링의 부분적인 항복구간, (d)는 GFRP 피복부가 파괴됐을 때, (e) 는 극한 상태에 이르렀을 때이다. ε₁은 GFRP의 상단, ε₂는 피복부의 부분절단면의 상단, ε₃은 강관의 최상단, ε₄는 강 관 상단 내부, ε₅는 강관 하단의 내부, ε₆은 강관의 최하단, ε₇은 피복의 최하단의 변형률을 나타낸 것이며, *f*는 GFRP 의 응력, σ은 강관의 응력이다.

단면 내부의 변형률은 GFRP 최하단 피복 변형률(*e*₇)을 보 강링의 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 있 다. 변형률에 탄성계수를 곱해주면 응력 또한 계산할 수 있다.

$$\varepsilon = \frac{\varepsilon_7}{(0.5d_c + c)} x \tag{12}$$

휨응력은 중립축에서 0을 나타내므로 항복정도에 따라 변 화한 응력의 합이 0이 되는 지점이 중립축이 된다. 중립축위 치를 변화시켜 각각의 위치에 따른 변형률과 응력을 구하였 으며 이 응력의 합을 계산하여 0이 되는 위치를 결정하였다. 이때 계산된 변형률에 탄성계수를 곱하여 응력분포를 계산 하였으며, 각 부분에서 상단응력과 하단응력의 합을 GFRP 와 피복, 강관링등의 면적을 곱해 그 위치에서 각각 가해지 는 하중을 구하였다. 이후에 중립축에서 떨어진 위치에 대하 여 모멘트를 계산하였으며 총 모멘트의 합을 식 (10)에 대입 하여 각각의 항복하중, 균열하중, 극한하중을 계산하였다.

항복하중은 강관의 최하단 변형률 (e_6) 이 항복변형률 $(e_y \left(=\frac{\sigma_y}{E}\right))$ 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 c의 위치를 결정한 뒤 식 (13)와 같이 항복모멘트를 계산하여 식 (10)에 대입하면 식 (14)와 같이 항복하중을 얻는다.

$$M_y = \sum P x_p \tag{13}$$

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

균열하중은 GFRP 최하단 피복변형률(ε_7)이 균열변형률 ($\varepsilon_{cr} \left(= \frac{f_{cr}}{E_{GFRP}} \right)$)과 같아질 때 항복하중과 같은 과정으로 계 산하였다. 이때 f_{cr} 은 80MPa으로 GFRP의 인장실험^[6]을 통 해 얻은 균열응력이다.

극한 하중은 강관 피복부의 GFRP는 무시하고 GFRP 쉘 본체의 응력은 f_{σ} , 강관 단면의 응력은 항복응력 σ_y 임을 가 정하여 산정하였다.

Table 1은 유효폭 계수 m값을 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 P의 작용 점 x_p 를 나타낸 것이다. 원의 지름 d와 부분면적의 높이h 부 분면적 상단의 응력 f_t , 하단응력 f_b 을 통하여 합력을 구할 수 있다. 부분원의 도심(x_c)과 원점에 대한 단면 2차 모멘트 (I_c)는 다음과 같은 식에 의해 계산할 수 있다^[11].

$$x_{c} = \frac{1}{A} \int_{0}^{\alpha} 2\left(\frac{d}{2}\sin\theta\right) \left(\frac{d}{2}\sin\theta\right) \left(\frac{d}{2}\sin\theta\right) = \frac{2dsin^{3}\alpha}{3\left[2\alpha - \sin2\alpha\right]}$$
(15)



Fig. 6. Resultant force of partial circle

$$I_{o} = \int_{0}^{\alpha} 2\left(\frac{d}{2}\sin\theta\right) \left(\frac{d}{2}\sin\theta\right)^{2} \left(\frac{d}{2}\sin\theta\right) d\theta = \frac{d^{4}}{256} \left[4\alpha - \sin4\alpha\right]$$
(16)

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

$$\begin{split} P &= \int_{0}^{\alpha} f dsin\theta \bigg(\frac{d}{2} \sin \theta \bigg) d\theta \\ &= \frac{d^2}{48h} [4d(f_t - f_b) \sin^3 \alpha + 3 \big\{ d(f_t - f_b) - 2f_t h \big\} \\ &\times (-2\alpha + \sin 2\alpha)] \end{split} \tag{17}$$



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	+	-	-	+

$$\begin{split} x_p &= \frac{1}{P} \int_0^\alpha (fdsin\theta) \left(\frac{d}{2}\sin\theta\right) \left(\frac{d}{2}\sin\theta\right) d\theta \\ &= \frac{d[322f_th - d(f_t - f_b)\sin^3\alpha + 3d(f_t - f_b)(4\alpha - \sin4\alpha)]}{16[4d(f_t - f_b)\sin^3\alpha + 32f_th - d(f_t - f_b)(2\alpha - \sin2\alpha)]} \end{split}$$
(18)

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

GFRP와 강관으로 구성된 합성형 보강링의 설계

Kim et al. (2010)^[6]은 하수도법 시행규칙에 따른 직사각 형 GFRP 보강링의 설계를 실제 사용하는 원형 강관 보강링 의 특성을 고려한 환산식으로 식 (19)와 같이 변환하여 설계 를 진행하였다. 그러나 GFRP 쉘 본체를 제외한 보강링의 특 성만을 고려하여 설계를 수행하였으므로 본 연구에서는 보강 링과 GFRP 쉘 본체의 특성을 반영하기 위하여 본체의 일부 분이 포함된 환산단면에 대하여 설계를 수행하였다.

$$\frac{f_c}{f_{ca}} + \frac{f_b}{f_{ba}} \le 1 \tag{19a}$$

$$\frac{P_{cr}}{P} = \frac{3E_s I}{PR^3} \ge 2 \tag{19b}$$

$$f_c = \frac{PR}{nA} \tag{19c}$$

$$f_b = 0.14 \frac{PR^2}{nS} \tag{19d}$$

여기서, f_c 는 보강링의 설계 축응력, f_{α} 는 허용축응력, f_b 는 설계휨응력, f_{ba} 는 허용휨응력, P_{α} 은 정수압을 받는 원형링 의 좌굴하중, E_s 는 원형 강관 보강링의 탄성계수, P는 단위 폭당 설계토압, A는 보강링의 단면적, R은 GFRP 구조물의 본체반경, S는 원형 강관 보강링의 단면계수, n은 강재의 탄 성계수와 GFRP의 탄성계수의 비이다. 하수도법 시행규칙 에 제시된 설계 기준 값은 Table 3에 나타내었다.

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

Table 3. Design value of GFRP septic tack

Table 4. Design of composite ring (D = 2R = 1500 mm, assumed m = 5)

Diamatan	Thickn-	Stress ratio		Buckling load ratio		Check	
(mm)	ess	only	with	only	with	only	with
(IIIII)	(mm)	steel	GFRP	steel	GFRP	steel	GFRP
		ring	tank	ring	tank	ring	tank
	1.99	1.32	1.67	1.01	1.79	NG	NG
33.7	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
	2.55	0.67	0.75	2.60	4.11	OK	OK
42.4	3.09	0.57	0.68	3.03	4.59	OK	OK
	3.79	0.49	0.61	3.54	5.16	OK	OK
40.7	2.30	0.72	0.78	2.45	3.94	OK	OK
42.7	2.50	0.67	0.75	2.62	4.14	OK	OK

Table 5. Design of composite ring (D=2R=1700 mm, assumed m=5)

Diameter (mm)	Thickn-	Stress ratio		Buckling load ratio		Check	
	ess (mm)	only steel ring	with GFRP tank	only steel ring	with GFRP tank	only steel ring	with GFRP tank
	1.99	1.68	1.17	0.68	0.9	NG	NG
33.7	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
	2.55	0.85	0.64	1.77	2.77	NG	OK
42.4	3.09	0.73	0.58	2.06	3.09	OK	OK
	3.79	0.62	0.53	2.41	3.46	OK	OK
10.7	2.30	0.91	0.66	1.66	2.67	NG	OK
+2.7	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 쉘 본체 두께를 각각 7mm와 8mm로 설정하였다.

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

	Cylinder	(GFRP)	Stiffener ring (Steel)		
Name	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	

Table 6. Design results of GFRP shell

결과는 Table 4와 Table 5에 제시하였다.

Table 4와 Table 5에 제시된 응력비(Stress ratio)와 좌 굴하중비(Buckling load ratio)는 식 (19a), (19b)로서 응력 비는 1보다 작고, 좌굴하중비는 2보다 큰 경우 규정을 만족 하는 시험체이다.

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

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

이상과 같이 설계된 시험체의 제원이 Table 6에 정리되었 다. GFRP 쉘 본체의 직경을 D, 강관 보강링의 직경을 d로 표현하여 GFRP 쉘 본체의 직경이 1500mm이고 강관 보강 링의 직경이 34mm인 경우 D15d34로 표기하였다.

4. 수치해석

4.1 합성형 보강링의 유효폭

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

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

 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 AQBAQUS의 보요소를 이용하 여 합성형 보강링의 휨거동에 대한 FEM 해석을 수행하였다. GFRP 원통형 쉘구조의 중립축에서 합성형 보강링의 중립축 까지의 거리를 반지름으로 하는 원으로 모델링하였으며 상 단에 집중하중을 재하하고 하단변위는 고정하였다. Table 7 에 나타낸 유효폭계수 m값에 따라 달라지는 단면 특성 값을 보요소에 입력하여 하중-변위 거동을 통해 m값을 검증하였 다. D15d42, D17d34, D17d60 세 모델에 대하여 해석을 수 행하였다. Fig. 8과 같이 해석결과 이론식으로 계산한 힘-변위 값과 FEM 결과는 는 거의 일치하는 모습을 보였다. D15d34는 실험결과가 m이 6일 때 보다 큰 기울기를 보였지 만 D15d42는 m값이 4일 때 실험결과와 이론, FEM값이 매 우 유사한 형태를 보이며 D17d34와 D17d60은 m값이 4와 6 사이에 위치함을 알 수 있다. 즉 강관 보강링 상부의 GFRP 쉘 본체 중에서 강관 직경의 4에서 6배정도의 범위에 있는 부분이 강관의 휨강성에 포함될 수 있다고 판단된다.



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 계산 한 합성형 보강링의 항복하중, 파괴하중, 극한하중 값을 실 험결과와 비교하여 나타낸 것이다. 실험체의 직경이 1500mm 및 1700mm일 때 강관 보강링의 직경 및 GFRP본체의 유효 폭의 변화에 따른 항복하중, 균열하중, 극한하중을 나타내 었다. 항복하중은 유효폭 계수 m이 4일 때 D17d42는 실험 값과 1.8%의 차이를 보였으며 D17d60의 경우 4%의 차이를 보였다. 균열하중의 경우 m이 6일 경우 D15d42에서 1.2%, D17d34에서 2.2%의 차이를 보였으며, 극한하중은 유효폭 계수(m)이 4일 때 D15d42에서 1.8%, D17d34 에서 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)						
Madal	Thi	is study (k				
Model	m=4	m=5	m=6	Experiment (KN)		
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	Th	is study (l	Europinsont (IN)	
	m=4	m=5	m=6	Experiment (KN)
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)

Madal	Th	is study (l	Exportment (IN)	
Widdel	m=4	m=5	m=6	Experiment (KN)
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 극한거 동을 파악하기 위하여 Fig. 9와 같이 ABAQUS를 이용하여 GFRP본체와 피복 강관링, 공시체를 모두 고체요소인 solid 로 모델링을 하였다. 공시체 상단부 중앙에 집중하중을 재하 하였으며 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 고려하 였다. 이 모델은 응력과 변형률의 비선형특성을 다음의 식 (20)과 같이 나타낸다.

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

여기서 ε 은 변형률, σ 은 응력, σ_o 는 재료의 항복응력, E는 탄성계수, α 는 항복 offset, n은 재료특성을 고려하는 상수 이다. Table 10과 같이 실험을 통하여 얻은 물성치^[6]를 사용 하였다.

Fig. 10은 ABAQUS를 이용하여 얻은 힘-변위 관계를 실 험결과와 비교한 그래프이다. 초기 선형적인 거동과 극한상 태에서의 힘-변위 관계가 잘 일치하게 나타남을 알 수 있다. 그러나 실험체가 항복되거나 피복에 파단이 일어나 하중감 소가 일어나는 부분까지 해석이 되지는 않아 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. 11. Comparison of Centroid

있음을 알 수 있다.

Fig. 11은 Fig. 5에 나타낸 것처럼 외력의 증가에 따른 GFRP 본체의 최상단의 하중재하점과 강관 보강링의 최하단 에서의 변형률 분포를 나타낸 것이다. 변형률 그래프가 y축 과 만나는 점이 GFRP와 강관으로 구성된 합성형 강관 보강 링의 중립축의 위치를 나타낸다. 실선의 변형률은 2.2절에 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 항 복했을 경우로 변형률과 중립축의 위치가 본 논문에서 계산 한 이론값과 FEM해석 및 실험결과가 잘 일치하며, (b)는 (a) 와 동일모델에 대하여 GFRP 피복부에 균열이 발생했을 경 우로 (a)와 비교하여 중립축의 위치가 상승했음을 알 수 있 다. (c)는 D17d60의 강관 보강링의 최하단부가 항복했을 경 우이며, (d)는 (c)와 동일모델에서 GFRP 피복부에 균열이 발생했을 경우이다. 강관 보강링의 최하단부가 항복하기 시 작한 (a). (c)의 경우에 본 논문에서 해석적으로 도출한 휨거 동은 실험결과 및 고체요소를 사용한 FEM 해석결과와 비교 적 유사함을 알 수 있다. 그러나 강관보강링의 피복부인 GFRP 에 균열이 발생하는 (b), (d)에서는 (a), (c)에 비하여 세 가 지 변형률의 분포의 차이가 발생하고 있다. 특히 본 논문에 서 제시한 이론적인 변형률 분포는 ABAQUS 고체요소를 활 용한 FEM결과와는 비교적 흡사하지만 실험결과와는 차이 를 보이고 있다. 이는 강관 보강링 하단부가 항복이 시작되 는 (a), (c)와 달리 GFRP 피복부가 균열이 발생하는 구간에 서는 강관과 GFRP 피복사이의 미끄러짐 거동 및 합성 단면 의 비선형 변형 등의 영향이라고 판단된다.

5. 결 론

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

- (1) 강관링으로 보강된 GFRP 쉘구조의 합성단면에 대한 설 계를 진행한 결과, GFRP 쉘 본체 일부분을 포함하여 설 계하였을 때 강관만을 고려하여 설계한 결과에 비하여 보다 경제적이며 GFRP 쉘 본체의 직경이 클수록 그 효 과는 크게 나타났다.
- (2) 강관 보강링 상부의 GFRP 쉘 본체 일부분을 포함한 합 성형 보강링의 휨거동을 제시하였고, ABAQUS를 활용 한 유한요소 해석 및 실험결과를 비교하여 유사한 휨거 동을 나타냄을 확인하였다. 특히 강관 보강링 상부의 GFRP 쉘 본체 중에서 강관 직경의 4~6배정도의 범위 에 있는 부분이 합성형 보강링의 휨강성에 포함될 수 있 다고 판단된다.
- (3) 이론적인 GFRP 쉘구조의 합성형 보강링 대한 항복하 중, 파괴하중, 극한하중을 계산하여 실험값과 비교하였 으며, 대부분의 모델에서 4% 미만의 차이를 보여서 본 논문에서 제시한 휨거동의 타당성을 확인하였다.

감사의 글

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

참고문헌(References)

[1] 하수도법시행규칙, 제55조개인하수처리시설 제조제품의 구조 및 규격 등의 기준(2013).

Enforcement Decree of the Sewerage Act of 2013, Article 55 Standards for Manufactured Products of Private Sewage Treatment Facilities (2013, Republic of Korea, in Korean).

 [2] 김홍택, 권혁준, 윤명준, 윤순종, 한연진(2010) 수치해석 을 통한 지중매설된 GFRP관의 적용성 평가, 한국지반환 경공학회 논문집, 한국지반환경공학회, 제11권, 제8호, pp. 73-82.

Kim, H., Kwon, H., Yoon, M., Yoon, S., and Han, Y. (2010) Verification of Applicability of Buried GFRP Pipe through Numerical Analysis, *Journal of the Korean Geo-Environmental Society*, KGES, Vol.11 No.8, pp.73-82 (in Korean).

- [3] 한택희, 서주형, 염응준, 강영종(2006) 리브로 보강된 GFRP 관로의 탄성 좌굴거동 특성, 한국강구조학회논문집, 한국 강구조학회, 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, 강영종(2010) 지중 매설 GFRP 관로 및 플랜지의 거동 분석, 한국복합신소재구조 학회 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 Burried GFRP Pipes and Flanges, *Journal of the Korean Society for Advanced Composite Structures*, KOSACS, Vol.1 No.1, pp. 22-33 (in Korean).

 [5] 김성보, 조광제(2013) 원통형 GFRP 개인하수 처리시설의 극한 거동에 대한 매개변수해석, 대한토목학회논문집, 대 한토목학회, 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 the Korean Society of Civil Engineers, KSCE, Vol.33, No.4, pp.1337-1347 (in Korean).

- [7] 김선희, 박준석, 윤순종(2012) 원전 냉각수 취수용 GFRP 관의 장기관변형 예측, 한국복합신소재구조학회 논문집, 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 Korean).
- [8] 최성모, 박재우(2014) 섬유보강플라스틱(FRP) 스트립으

로 보강한 철골보의 휨거동에 관한 실험적연구, 한국강구 조학회논문집, 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 Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.26, No. 2, pp.69-79 (in Korean).

- [9] Dassault Systèmes Simulia Corp. (2010) Abaqus/CAE User's Manual, Ver. 6.10, DSS, USA.
- [10] Timoshenko, S.P., and Gere, J.M. (2009) *Theory of Elastic Stability* (2nd Ed.), Dover, USA.
- [11] Hsiao, J.K. (2012) Bending-Axis Effect on Load-Moment (P-M) Interaction Diagrams for Circular Concrete Columns Using a Limited Number of Longitudinal Reinforcing Bars, *Electronic Journal of Structural Engineering*, EJSE International, Vol.12, No.1, pp.10-16.
- [12] Ramberg, W., and Osgood, W.R. (1943) Description of Stress-Strain Curves by Three Parameters, NACA-TN-902, National Advisory Committee for Aeronautics, USA.

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 항 복정도에 따라 변화하는 GFRP 보강링의 이론적인 변형률 값을 이용하여 항복하증, 균열하증, 극한하증을 구하여 실험결과와 비교하고 ABAQUS solid 모델을 이용하여 중립축의 변화를 확인하였다.

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