

강관링으로 보강된 GFRP 쉘구조의 극한 거동

김인규¹ · 임승현¹ · 김성보^{2*}

¹석사과정, 충북대학교 토목공학부 ²교수, 충북대학교 토목공학부

Ultimate Behavior of GFRP Shell Structure Stiffened by Steel Pipe Ring

Kim, In Gyu¹, Lim, Seung Hyun¹, Kim, Sung Bo^{2*}

¹MSc. student, School of Civil Engineering, Chungbuk National University, Cheongju, 361-763, Korea

²Professor, School of Civil Engineering, Chungbuk National University, Cheongju, 361-763, Korea

Abstract - The experiment and FE analysis of ultimate behavior of GFRP cylindrical shell structure stiffened by steel pipe ring instead of rectangular cross-section ring was presented. Four kinds of test models were designed and flexural failure experiment was performed to investigate ultimate behavior characteristic according to the size of cross section of steel pipe ring and diameter of GFRP shell. Material properties of specimens were experimented by bending, tensile and compressive test. Displacements and strains were measured to evaluate failure behavior of steel pipe ring and GFRP shell structure. The experimental results were compared with the FEA results by commercial program ABAQUS. It is observed that GFRP shell structure stiffened by steel ring have enough ductility to bending failure, and an increase of bending rigidity of steel ring is very effective to increase of failure strength of GFRP shell structure.

Keywords - GFRP, Ultimate Behavior, Steel Pipe Ring, Cylindrical Shell Structure

1. 서론

원통형 쉘구조는 내부 공간이 넓고 하중을 분산시키는 효과가 우수해 대형 냉각탑, 해양 시추선의 지지 기둥, 항공기 동체, 핵 저장용기, 대형 구조물의 기초 말뚝, 그리고 대형 가스 저장탱크 등 다양한 공학구조물에 사용되고 있다. 이런 장점으로 인하여 개인하수 처리시설 또한 원통형 쉘구조로 제작되고 있다.

현재 국내의 개인하수 처리시설 시장은 경제성장과 더불어 전국적으로 제조실적이 크게 증가하고 있으나, 설계기준의 미흡, 등록기준완화 등 여러 가지 이유로 부실시공 사례가 증가하고 있으며, 이에 따른 수질환경 보전을 저해하

는 문제점이 나타나고 있다(Jang *et al.*, 2010^[1]). 오수처리 시설은 그 목적의 특성상 화학적 부식의 위험이 크다. 그 때문에 현재 하수도법 시행규칙^[2](2013)에서는 개인하수처리 시설의 구조재료를 내화학성이 우수한 유리섬유 강화플라스틱(Glass Fiber Reinforced Plastic, 이하 GFRP)으로 사용하도록 규정하고 있다. 또한 지중 매립되었을 때, 토압에 의한 큰 상부하중을 지지하기 위하여 Fig. 1과 같이 원통형 쉘 구조의 내부에 길이 방향으로 1.5m 간격의 보강링을 설치하도록 규정하고 보강링이 직사각형 단면의 GFRP일 때의 경우에만 설계기준이 제시되고 있다. 하지만 실제 제조업체에서는 보강링의 재료로 GFRP보다 강성이 우수한 강관을 사용하여 제작하고, 직사각형 단면의 GFRP 보강링을 강관 보강링으로 대체하였을 때 강관 보강링과 GFRP본체의 합성 거동에 대한 특성 분석 및 내하력 평가 없이 사용되고 있다.

GFRP는 성형이 쉬우면서 강도가 크고 내구성과 내화학성이 크다는 장점이 있어 현재 국내외에서 활발한 연구가 이루어지고 있다. 본 연구와 유사한 지중 매설된 구조물에

Note.-Discussion open until December 31, 2014. This manuscript for this paper was submitted for review and possible publication on May 12, 2014; revised May 24, 2014; approved on May 28, 2014.

Copyright © 2014 by Korean Society of Steel Construction

*Corresponding author.

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

E-mail. sbkim@chungbuk.ac.kr

대한 연구로는 Kim *et al.*^[3]이 기존에 사용되는 흙관과 GFRP 관의 거동을 수치 해석적으로 비교하였고, Han *et al.*^[4]은 리브로 보강된 GFRP 관로의 탄성좌굴거동 특성을 파악하기 위하여 해석적인 방법으로 연구를 수행하였다. Kim and Cho^[5]은 다양한 지반조건을 고려하여 지중에 매립된 원통형 개인 하수처리시설의 극한거동에 대한 매개변수해석을 수행하였다. 한편, 강재와 GFRP의 합성거동에 따른 연구로는 GFRP 시트를 강형의 하부플랜지에 접착하여 휨 보강재로 사용하는 많은 연구가 이루어지고 있다. Ryu *et al.*^[6]과 Ji^[7], Son and Ji^[8]는 GFRP 복합소재 바닥판의 거동에 대하여 실험적 방법과 해석적 방법으로 연구를 수행하였고, Kabir and Sief^[9]와 El Damatty *et al.*^[10]은 강재에 GFRP 시트를 부착하였을 때 각각 휨-비틀림 좌굴과 휨-인장에 대한 강도 증진효과가 우수함을 입증하였다. 상기와 같이 기존의 연구에서는 주로 GFRP의 재료적 비선형성 및 GFRP시트가 하부플랜지에 부착된 강재 들보의 강도증진 효과에 대한 연구가 수행되었다.

본 연구에서는 원통형 GFRP 셸구조를 원형 강관링으로 보강한 시험체를 설계·제작하여 유한요소해석 및 실험 중 재하 실험을 통하여 강관 보강링의 극한 휨 거동을 파악하였다. 원통형 셸 구조에 집중하중이 재하될 때, 강관 보강링의 단면과 GFRP본체의 직경에 따른 휨-변위관계 및 휨-변형 거동을 예측하여 그 결과를 범용유한요소해석 프로그램인 ABAQUS^[11]에 의한 결과와 비교·분석하였다.

2. 원형 강관링으로 보강된 GFRP 셸구조의 설계

2.1 시행규칙에 따른 시험체의 설계

개인하수처리시설의 내부에 설치된 직사각형 GFRP 보강링의 설계절차는 하수도법 시행규칙^[2]에서 다음과 같이 명시하고 있다.

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

$$P_{cr} = \frac{3EI}{r^3} \geq 2P \quad (2)$$

여기서, f_c 는 보강링의 설계 축응력, f_{ca} 는 허용 축응력, f_b

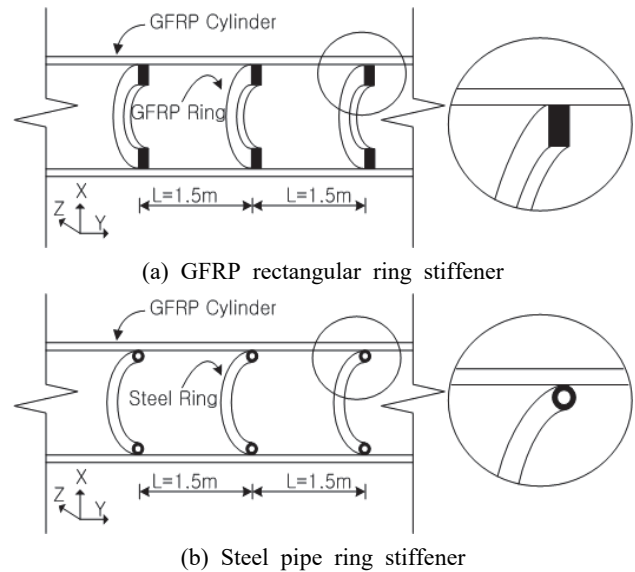


Fig. 1. GFRP Septic tank with ring stiffener

는 설계 휨응력, f_{ba} 는 허용 휨응력이다. 또한 식 (2)에서 P_{cr} 은 정수압을 받는 원형링의 좌굴하중으로서 E 는 원통형 셸 내부에 1.5m 간격으로 설치된 보강링의 탄성계수, I 는 보강링의 단면 2차모멘트, r 은 구조물 본체의 반경이며 P 는 단위 폭당 설계토압이며, 설계 기준 값은 Table 1과 같이 제시되어 있다.

Table 1. Design value of GFRP septic tank

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

허용 응력을 기준으로 제시된 식 (1)은 응력에 대한 안전성 검토로서 설계 축응력과 허용 축응력의 비와 설계 휨 응력과 허용 축응력의 비의 합이 1 이하이어야 함을 의미한다. 또한 식 (2)에서는 외압에 대한 좌굴 안정성의 검토로서 정수압을 받는 보강링의 좌굴하중이 단위 폭당 설계 토압보다 2배 이상 커야 한다고 규정하고 있다. GFRP의 허용 축응력과 허용 휨응력, 단위 폭당 설계 토압은 동 시행규칙에 kgf, cm 단위로 제시되어있고, Table 1에 N, mm 단위로 환산하여 나타내었다.

설계 축응력과 설계 휨응력에 대해서는 다음과 같은 식 (3)과 (4)로 계산하도록 제시하고 있다.

$$f_c = \frac{Pr}{A} \quad (3)$$

$$f_b = 0.84 \frac{Pr^2}{bt^2} \quad (4)$$

여기서, A 는 보강링 단면의 면적, b 는 직사각형 보강링 단면의 폭, t 는 보강링의 두께이다. 하수도법 시행규칙에서 제시된 위의 식은 구조물의 재료가 FRP이며, 보강링이 직사각형 단면인 경우에만 적용할 수 있다.

실제 GFRP 셸구조의 제작과정은 유리섬유원단에 경화제를 바르고 건조작업을 반복해 약 1mm 두께의 GFRP 한층을 완성한다. 이 모든 과정은 수작업으로 이루어지기 때문에 두께가 두꺼워질수록 제품의 품질이 균일하게 나타나기 힘들다. 따라서 보강링의 강도증진과 제작시간 단축 및 품질의 표준화를 위해 실제 제조업체에서는 Fig. 1(b)에 나타난 것과 같이 직사각형 GFRP 보강링을 대신해 원형 강관 보강링을 사용하고 있으므로 이에 대한 설계절차 확립 및 거동특성에 대한 분석이 수행되어야 한다.

직사각형 단면의 GFRP 보강링에 대한 설계 기준식 (3), (4)는 원형 강관의 재료적, 형상적 특성을 고려하여 다음의 식 (5), (6)과 같이 변환된다.

$$f_c = \frac{Pr}{nA} \quad (5)$$

$$f_b = 0.14 \frac{Pr^2}{nS} \quad (6)$$

여기서, A 는 보강링의 단면적, S 는 원형 강관 보강링의 단면계수, n 은 강재의 탄성계수와 GFRP의 탄성계수의 비로서 $n=26$ 이다.

상기 식 (5), (6)을 적용하여 원통형 셸구조의 시험체 설계를 수행하였다. 시험체의 직경은 설계기준에 제한된 3,000mm 이내에서 현재 가장 일반적으로 사용 중인 1,500mm와 1,700mm로 설정하였다. 설계기준에 따라 직경이 1,500mm인 시험체의 GFRP 본체 두께를 7mm, 직경이 1,700mm인 시험체 두께를 8mm로 설정하였다. 또한 보강링의 직경과 두께는 현재 통상적으로 사용 중인 KS D3566과 BS기준에 제시된 강관들에 대하여 식 (5), (6)으로 검토하였다. 직경 1,500mm, 1,700mm에 대한 설계결과는 각각 Table 2와 Table 3에 제시되었다.

Table 2. Design of circular steel ring (D=1,500mm)

Diameter (mm)	Thickness (mm)	Stress ratio	Buckling load ratio	Experiment model
33.7	1.99	1.34	0.99	
	2.41	1.15	1.15	
	2.93	0.99	1.34	
34.0	2.30	1.17	1.15	D15d34
42.4	2.55	0.68	2.56	
	3.09	0.58	2.99	D15d42
	3.79	0.5	3.48	
42.7	2.30	0.73	2.41	
	2.50	0.68	2.58	

Table 3. Design of circular steel ring (D=1,700mm)

Diameter (mm)	Thickness (mm)	Stress ratio	Buckling load ratio	Experiment model
33.7	1.99	1.70	0.67	
	2.41	1.46	0.78	
	2.93	1.25	0.91	
34.0	2.30	0.69	1.63	D17d34
42.4	2.55	0.86	1.74	
	3.09	0.74	2.02	D17d42
	3.79	0.63	2.36	
42.7	2.30	0.96	1.64	
	2.50	0.86	1.76	

Table 2와 3에 제시된 응력비(Stress ratio)는 식 (1)의 좌변값이고, 좌굴 하중비(Buckling load ratio)는 식 (2)의 좌굴하중과 설계하중의 비이다. 응력비가 1보다 작고, 좌굴 하중비가 2보다 큰 경우가 시행규정을 만족하는 시험체이다. 본 연구에서는 보강링의 휨강성과 GFRP 본체 직경을 실험변수로 설정하기 위하여 본체 직경이 1,500mm일 때와 1,700mm일 때 모두 만족하는 강관 보강링의 직경 42.4mm에 두께 3.09mm인 강관을 사용하였다. 또 시행규정에 부합하는 시험체와 부합하지 않는 시험체를 비교하기 위하여 강관 보강링의 직경 34.0mm에 두께 2.30mm의 보강링을 사용하여 시험체를 제작하였다. GFRP 셸 본체의 직경이 1,500mm, 1,700mm인 경우 각각 'D15', 'D17'으로 표기하였으며, 보강링의 직경이 34.0mm, 42.4mm인 경우 각각 'd34', 'd42'로 나타내었다. 이상과 같이 본 연구의 극한 휨 거동 분석을 위해 설계된 시험체의 제원이 Table 4에 정리되었다.

Table 4. Design results of GFRP shell

Name	Cylinder (GFRP)		Stiffener ring (Steel)		
	Diameter (mm)	Thickness (mm)	Diameter (mm)	Thickness (mm)	Moment of inertia (mm ⁴)
D15d34	1,500	7	34.00	2.30	28,923
D15d42	1,500	7	42.40	3.09	74,166
D17d34	1,700	8	34.00	2.30	28,923
D17d42	1,700	8	42.40	3.09	74,166

Table 5. Bending test specimens (GFRP)

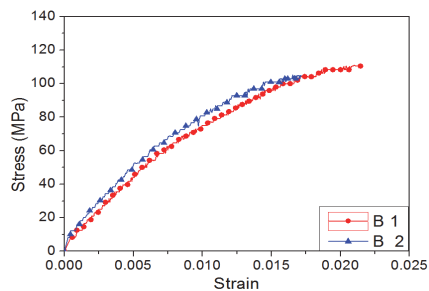
Name	L (mm)	B (mm)	H (mm)	A (mm ²)
B 1	300	30	30	900
B 2	300	29	31	899

Table 6. Tensile test specimens (GFRP)

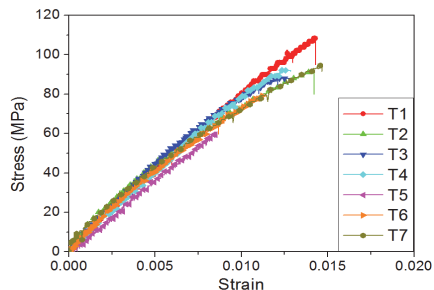
Name	T 1	T 2	T 3	T 4	T 5	T 6	T 7
A(mm ²)	81.0	81.0	81.0	85.5	67.2	90.0	82.0

Table 7. Compressive test specimens of steel pipe

Name	L (mm)	d (mm)	t (mm)
C 1	100.0	34.0	3.0
C 2	100.0	34.0	3.0
C 3	80.0	42.4	3.1
C 4	80.0	42.4	3.1



(a) Stress-strain curve of bending test



(b) Stress-strain curve of tensile test

Fig. 2. Material test of GFRP

2.2 재료 시험

GFRP 및 강재의 재료적 특성을 파악하기 위하여 GFRP에 대한 휨 시험, 인장시험 그리고 강관에 대한 압축시험을 실시하였다.

Fig. 2는 GFRP의 휨 시험과 인장시험의 결과이다. Fig. 2(a)의 휨 시험에서는 응력-변형률의 비선형성이 보이지만 Fig. 2(b)의 인장시험에 대해서는 항복구간을 찾기 힘들고, 즉시 파단이 일어나는 취성거동을 보였다. 극한 응력은 휨에 대하여 110~120MPa, 인장에 대하여 90~110MPa로 휨에 대한 강도가 1.1~1.3배 크게 나타났다. 파단이 일어났을 때의 극한 변형률은 휨 시험에서는 0.017~0.022, 인장 시험에서는 0.014정도로 역시 휨에서의 극한 변형률이 1.2~1.6배 크게 나타났다. GFRP의 초기 탄성계수는 평균 7,300~7,900MPa로 나타났으며, 평균 7,600MPa로 시행 기준에서 제시하고 있는 7,848MPa 보다 3% 작게 측정되었다.

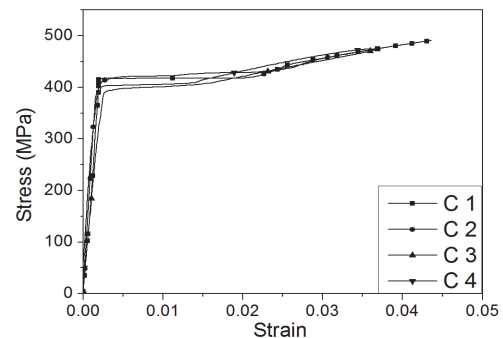
**Fig. 3.** Stress-strain curve of steel pipe

Fig. 3는 강관의 압축 시험결과이다. 항복응력은 380~420MPa, 항복변형률은 0.0018, 초기 탄성계수의 평균은 210,000MPa이고, 변형경화가 시작되는 변형률은 약 0.016, 변형경화구간에서 점선탄성계수의 평균치는 약 2,900MPa로 초기 탄성계수의 약 1/70의 값을 나타내는 것으로 계측되었다.

3. 유한요소해석

범용 유한요소해석 프로그램 ABAQUS^[11]를 사용하여 셸구조의 비선형 거동에 대한 전산해석을 수행하였다. 실제 개인하수처리시설은 Fig. 1과 같이 1.5m 간격으로 보강링

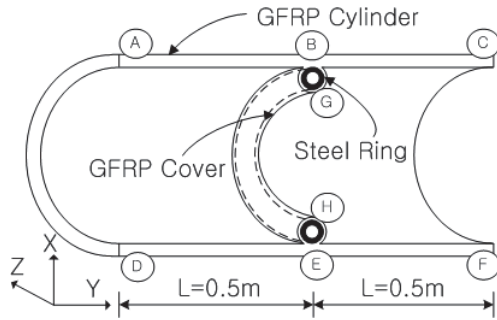


Fig. 4. Modeling conceptual diagram

Table 8. Boundary condition of FEM model

Point	Dx	Dy	Dz	Rx	Ry	Rz
Ⓐ,Ⓑ,Ⓒ	Free	Free	Fix	Fix	Fix	Free
Ⓓ,Ⓔ,Ⓕ	Fix	Fix	Fix	Fix	Fix	Fix
Ⓖ,Ⓗ	Free	Free	Fix	Fix	Fix	Free
Ⓐ,Ⓑ,Ⓒ,Ⓓ,Ⓔ,Ⓕ			Ⓖ,Ⓗ			
Edge of GFRP cylinder			Edge of steel pipe ring			

이 설치되어 상재하중을 지지하므로 본 연구에서는 축방향으로 1m인 원통형 GFRP 셸구조가 강관으로 보강되었을 때의 휨거동을 해석하였다. 보강링 상부에 집중하중이 재하되면 구조물의 거동은 좌우가 서로 대칭이므로 유한요소 해석 모델은 Fig. 4와 같이 실제 시험체의 1/2만을 셸요소로 모델링하였다. 1/2 모델로 실제의 거동을 나타내기 위하여 해석 경계조건을 Table 8과 같이 설정하였고, 하중은 Fig. 4의 Ⓑ점에 집중하중을 재하하였다. 원통형 셸, 원형 단면의 강관 및 강관을 피복하고 있는 2mm두께의 GFRP 피복부 모두를 각각 요소의 도심축을 따라 셸요소로 이상화하였다. 또한 ABAQUS의 해석 조건 중 Tie option을 적용하여 GFRP 본체, 강관 보강링, 보강링의 GFRP피복의 세 가지 셸요소를 각각 결합시켰다. GFRP 본체와 강관 보강링이 맞닿는 부분은 Ⓑ와 Ⓔ를 잇는 곡선으로 이 선들을 따라 GFRP 본체와 강관 보강링을 Tie연결 하였다. 강관 보강링과 GFRP 피복면의 결합은 강관 보강링의 외벽을 Master surface로 설정하고, GFRP 피복의 내측을 Slave surface로 설정하여 해석시 수렴성을 높이기 위해 Tie, Surface-to-Surface option을 사용하였다.

GFRP와 강관의 비탄성적 재료특성을 고려하기 위하여 ABAQUS에서 제공하는 Ramberg-Osgood Model^[12]을 적용하였다. 이 방정식은 항복근처의 응력과 변형률 사이의 비선형 관계 즉, 응력-변형률 곡선을 나타내기 위한 식으

Table 9. Material property

Material name	Elastic Modulus [MPa]	Yield stress [MPa]	Hardening exponent (n)	Yield offset (α)
GFRP	7,848	80	50	0.5
Steel	210,000	415	50	0.1

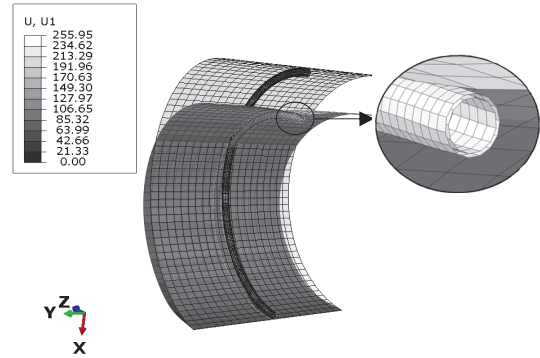


Fig. 5. FEM model

로 다음의 식 (7)과 같다.

$$\epsilon = \frac{\sigma}{E} + \alpha \frac{\sigma_0}{E} \left(\frac{\sigma}{\sigma_0} \right)^n \quad (7)$$

여기서, ϵ 은 변형률, σ 는 응력, σ_0 는 재료의 항복응력, E는 탄성계수, α 는 항복 offset, n은 재료특성을 고려하는 상수이다. 물성실험을 통해 GFRP의 탄성계수를 7,848MPa, 항복응력을 80MPa, α 와 n값을 0.1, 50으로 결정하였다.

유한요소해석에 사용된 물성치는 재료실험을 통해 얻은 값을 사용하였으며 Table 9에 정리하였다. GFRP의 탄성계수는 설계규정에 제시된 값이고, 보강링으로 사용된 강재의 탄성계수와 항복응력은 재료실험치의 평균값을 사용하였다. 상기와 같은 조건으로 작성된 유한요소해석 모델은 Fig. 5에 제시되었고 ABAQUS를 이용한 유한요소해석 결과는 실험결과와 함께 다음 장에 비교·분석하였다.

4. 극한 휨거동 실험

4.1 실험방법

유한요소해석의 결과를 바탕으로 응력과 변위의 최대 발생위치와 각도에 따른 변화를 예측하기 위하여 LVDT와 Strain

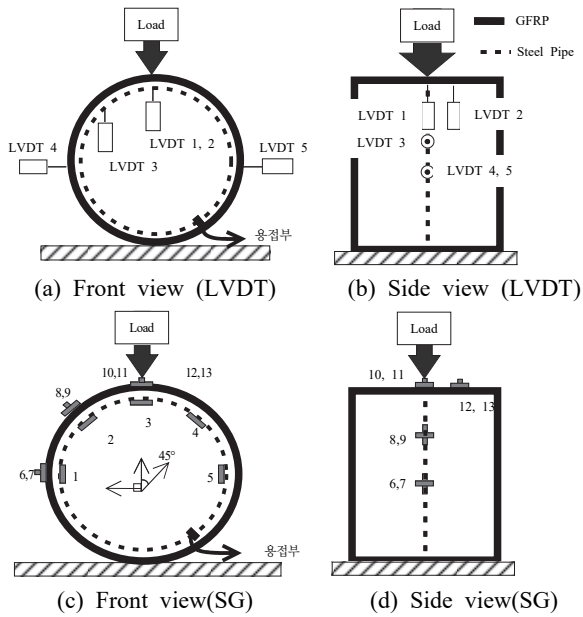


Fig. 6. Displacement(LVDT) and strain gauge(SG)

게이지의 위치를 Fig. 6과 같이 설치하였다.

LVDT와 Strain 게이지의 측점은 하중 재하점을 0° 로 하여 좌우로 45° , 90° 에 설치하였다. 또한 하중 재하점에서 축방향으로 10cm 이격된 곳에 LVDT와 strain 게이지를 추가로 설치하였다. Fig. 6(c), (d)에서 GFRP 본체에 부착된 strain 게이지는 GFRP 본체 기준으로 좌우가 후프방향이고, 홀수가 축방향이다. Fig. 6(a)와 같이 GFRP 셸 내부 중앙에 설치된 강관 보강링은 링의 시·중점부를 폐합시키는 용접부가 있기 때문에 응력이 집중될 것으로 예상되는 0° , 90° , 180° 에 용접부가 위치되는 것을 피하여 Fig. 6의 (a), (c)와 같이 용접부의 위치를 조정하였다. 하중은 변위제어를 통해 분당 5mm의 속도로 재하하였다.

4.2 파괴형상

Fig. 7은 가력 전·후의 시험체 형상을 나타낸 것이다. 하중 재하 전의 원형 단면에서 가력 중에 타원형으로 변형되었다가 강관 보강링의 소성변형으로 인하여 하중 제거 후에도 타원형의 잔류변형이 유지되었다. Fig. 7(a)는 직경 1,500mm의 GFRP 셸구조에 직경 34mm의 강관 보강링으로 제작된 시험체(D15d34)의 가력 전·후 형상이다. 가력 전에 GFRP 셸 형태가 이미 제작과정에서 변형이 발생하여 완전한 원의 형상이 아니었다. 제작과정에서 발생한 형상불량의 영향으로 인해 가력 후의 모습 또한 좌우가 대칭되지 않고, 초기

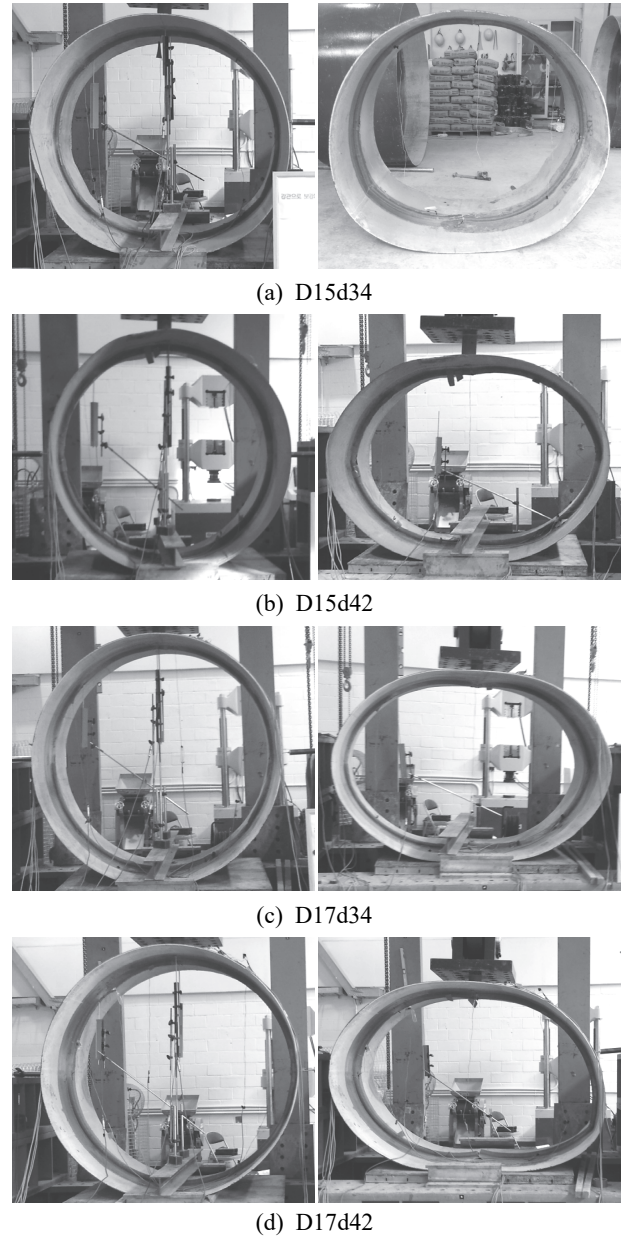
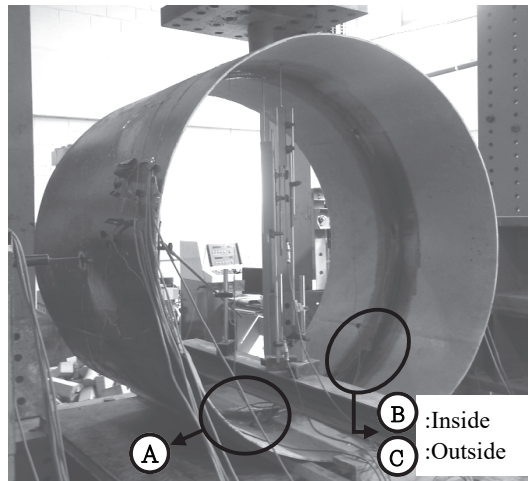


Fig. 7. Failure shape of specimen

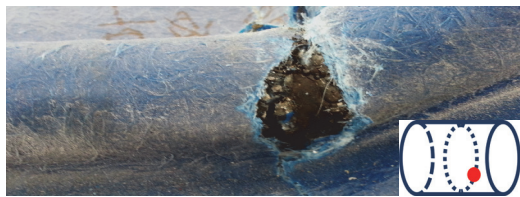
변형된 방향으로 더 심한 비대칭 변형이 발생하였다. Fig. 7(b)와 (c)는 각각 D15d42와 D17d34의 가력 전과 후의 형상으로 가력 전 GFRP 셸의 초기 형상이 완전한 원형에 가깝기 때문에 하중 재하시 좌우의 대칭적인 변형이 일어났다. Fig. 7(d)는 D17d42의 가력 전·후 모습이다. 초기형상의 결함은 없지만 가력 중에 강관 보강링의 시·중점의 용접부에서 먼저 파단이 일어나면서 용접부가 있던 오른쪽 135° 방향으로 편향된 변형이 발생하였다. 초기 형상 변형이 심한 D15d34와 보강링의 용접부 파단이 발생한 D17d42에서



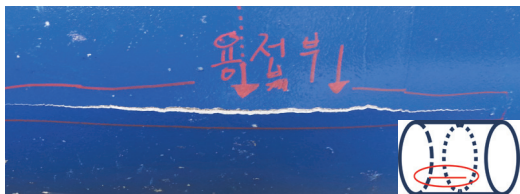
(a) Whole specimen before loading



(b) Type A: sheath fracture in the steel pipe ring



(c) Type B: weld zone fracture in the steel pipe ring



(d) Type C: GFRP main body fracture

Fig. 8. Failure type

는 완전한 형상을 갖는 시험체의 극한강도보다 작은 극한강도를 보이며 파괴되었다.

Fig. 8과 같이 하중 재하시 시험체의 파괴는 하중의 증가와 함께 단계별로 크게 3가지 형태로 나타났다. 첫 번째는 Fig. 8(b)와 같이 보강링을 감싸고 있는 GFRP 피복이 파단되면서 강관과 분리되는 형태이다. 이와 같은 파괴는 모든 시험체에서 발생하였고 3가지 파괴 형상 중에 가장 우선적으로 발생하였다. 하중 작용점(0°)과 지점부(180°)의 보강링 피복부분에서 GFRP 피복 파단이 가장 먼저 발생한다.

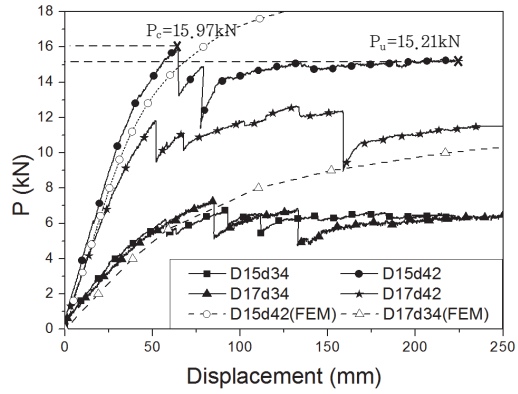
두 번째는 Fig. 8(c)와 같은 보강링의 시·종점부를 용접한 용접부 파단이다. 유한요소해석 결과를 바탕으로 부재력이 작게 발생하는 45° 위치에 용접부가 위치하도록 시험체를 설치하였으나 D17d42의 시험체는 Fig. 7(d)와 같이 용접부 방향으로 편향된 변형이 발생하고 이로 인해 Fig. 8(d)에서처럼 GFRP 본체의 축방향 균열이 나타났다. GFRP 본체의 축방향 균열은 D15d34에서도 발생 하였는데, 이는 D15d34 시험체의 초기 형상결함으로 인하여 GFRP 본체에서 응력 집중이 발생되었기 때문으로 판단된다.

4.3 극한거동 분석

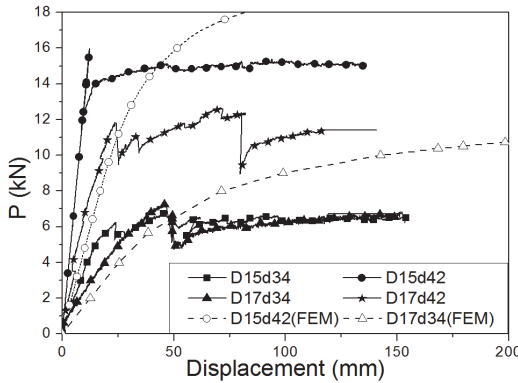
Fig. 9는 4가지 시험체의 실제 실험과 유한요소해석을 통한 힘-변위 관계곡선이다. 앞 절에 기술한 바와 같이 시험체의 초기형상이 완전한 원형에 가까운 D15d42와 D17d34의 유한요소해석 결과를 실험결과와 함께 비교하였다. Fig. 8(b)와 같이 하중 작용점/지점부의 원형강관 보강링의 피복(GFRP)이 파단되면서 강성이 순간적으로 감소하다가 다시 회복되며 이후 하중의 증가와 함께 재충점의 변위는 지속적으로 증가한다. 이는 적층구조로 만들어진 GFRP의 고유한 재료적 특성에서 기인한다고 볼 수 있다.

Fig. 9(a)는 하중 재하점에서의 힘-수직변위 관계곡선이고, 이를 표로 나타낸 것이 Table 10다. 가력 중 Fig. 8(b)와 같은 GFRP 피복 균열(Type A)이 최초로 발생하였을 때의 하중과 변위를 P_c , δ_c 라 하고, 실험 종료시의 하중과 변위를 각각 P_u , δ_u 라고 하였다. Table 10에서 시험체에 따른 초기 균열하중(P_c)과 극한하중(P_u)의 차이는 최대 6%로 크게 차이가 나지 않았다. 하지만 극한변위(δ_u)는 초기 균열변위(δ_c)보다 3.3~5.4배 크게 나타났다. 이를 통해 보강링을 피복한 GFRP에 첫 번째 균열을 발생시키는 하중이 최종적인 극한하중(P_u)이 되고, 강관을 보강링으로 사용하여 GFRP의 파단 이후 강재 보강링의 항복과 함께 연성거동이 발현되어 극한 변위는 초기 균열변위보다 4배 이상임을 알 수 있다. 강관 보강링의 단면 2차모멘트를 2,893mm⁴(d34)에서 74,165mm⁴(d42)로 2.56배 증가시키자 시험체의 휨 강성이 증가되어 초기 균열하중(P_c)과 극한하중(P_u)이 약 1.61~2.55배로 증가하였다.

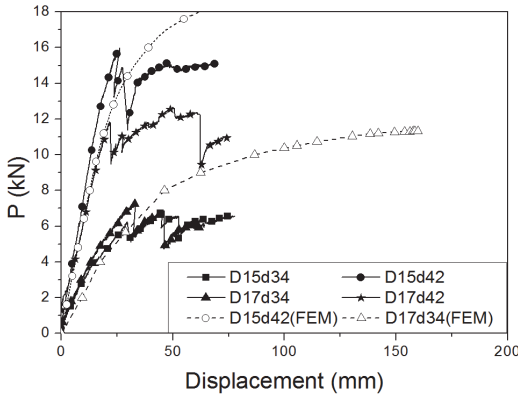
Fig. 9(b)는 하중 재하점을 기준으로 45° 이격된 위치의 수직변위이다. 각각의 시험체에서 첫 번째 균열이 발생했을 때의 하중(P_c)에서 변위 값을 비교하면 하중 작용점에서 45° 이격된 위치의 수직 변위는 하중 작용점(0°)에서 수직



(a) Vertical displacement (LVDT 1) at $\theta=0^\circ$



(b) Vertical displacement (LVDT 3) at $\theta=45^\circ$



(c) Horizontal displacement (LVDT 4) at $\theta=90^\circ$

Fig. 9. Load-displacement curve

Table 10. Load-displacement (LVDT 1) at $\theta=0^\circ$

	Initial crack		Ultimate failure	
	P_c (kN)	δ_c (mm)	P_u (kN)	δ_u (mm)
D15d34	6.25	57.39	6.51	222.51
D15d42	15.97	64.68	15.21	227.04
D17d34	7.35	85.26	6.94	281.97
D17d42	11.84	51.54	11.80	276.06

변위의 0.19~0.55배로 작게 나타났다. Fig. 9(a)에서 하중재하점의 힘-변위곡선은 유한요소해석 결과가 실험결과와 잘 일치하고 있으나, Fig. 9(b)에서 원주방향으로 45° 이격된 위치에서의 힘-변위 곡선은 비교적 큰 차이를 보이고 있다. 이는 실험체에서 변위를 측정하는 45° 이격된 계측점이 하중재하에 따른 변형으로 인하여 하중재하점 방향으로 미끄러져서 이동되면서 나타나는 현상이다. Fig. 9(c)는 90° 이격된 위치의 수평변위의 힘-변위 관계곡선이다. 하중 작용점에서 좌우측 90° 위치에 LVDT를 총 2개 설치하여 수평변위를 측정하였지만, 두 값의 차이가 미소하여 좌측 90° 위치의 LVDT값만 나타내었다. GFRP 초기 피복 균열이 발생했을 때의 변위값을 비교하면 하중 작용점에서 90° 위치에서의 수평 변위는 하중 작용점(0°)에서 수직변위의 40~52%의 값을 나타낸다.

Fig. 10(a), (b)는 하중이 14kN 재하되었을 때의 항복 정도를 나타낸 해석 결과이다. ABAQUS의 'AC Yield'를 적용하여 항복응력에 대한 항복의 정도가 비율로 나타나며 항복된 부분이 검은색으로 표시된다. Fig. 10(a)의 GFRP 본체와 피복이 항복하지 않았음에도 Fig. 10(b)의 강관 보강링은 하중재하부와 지점부 및 90° 이격된 부분이 항복되어 검게 표시되는 것을 확인할 수 있다.

Fig. 11은 강관 보강링의 힘-변형률 곡선이다. Fig. 11(a)는 하중 재하점 아래에서 강관 보강링의 변형률이다. 보강링의 변형률이 재료실험에서 얻은 항복변형률 $\epsilon_y = 0.0018$ 에 도달했을 때의 하중을 항복하중(P_y), GFRP 피복 균열이 발생될 때의 하중을 초기 균열하중(P_c), 추가적인 하중의 증가없이 변형만을 수반하는 상태에서 실험 종료를 종료하였으므로 이때의 하중을 극한하중(P_u)이라고 하여 Fig. 11(a)의 값을 Table 11에 정리하였다. 강관 보강링의 항복하중(P_y)은

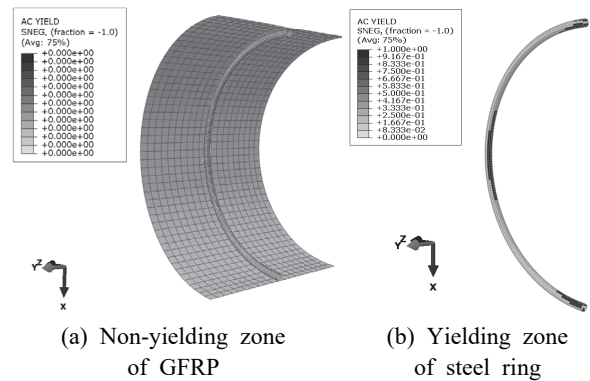
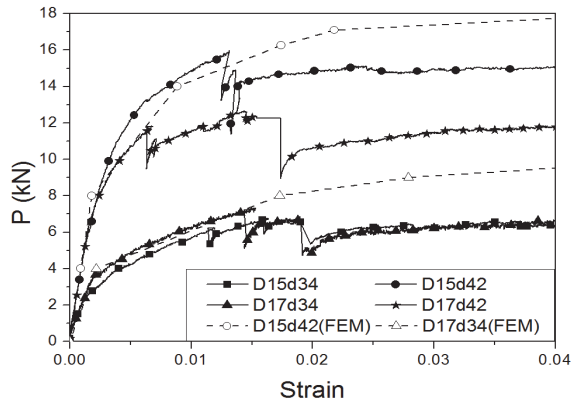
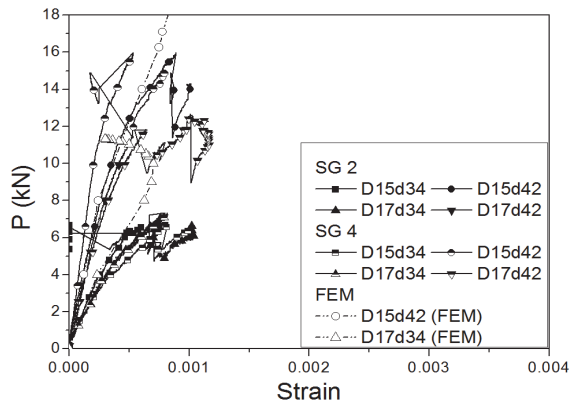


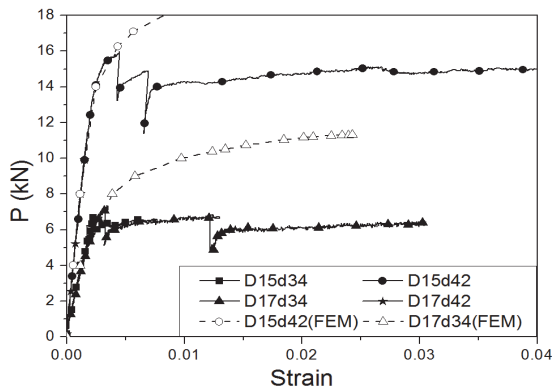
Fig. 10. Yielding of D15d42 under $P=14$ kN



(a) Flexural strain (SG3) at $\theta=0^\circ$



(b) Flexural strain (SG2, SG4) at $\theta=45^\circ$



(c) Flexural strain (SG1, SG5) at $\theta=90^\circ$

Fig. 11. Flexural strain curve on steel pipe ring

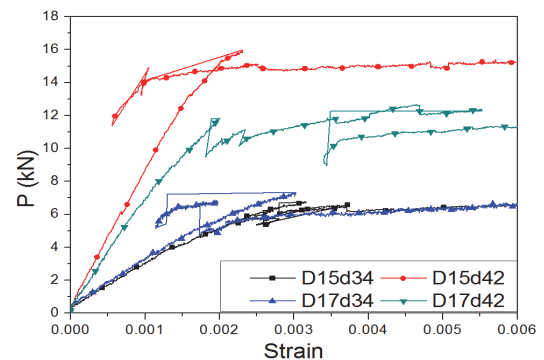
Table 11. Flexural strain on steel pipe ring at $\theta=0^\circ$

	Steel yield		Initial crack		Ultimate failure	
	ε_y	P_y (kN)	ε_c	P_c (kN)	ε_u	P_u (kN)
D15d34	0.0018	2.70	0.0119	6.25	0.0529	6.51
D15d42		6.62	0.0131	15.97	0.0949	15.21
D17d34		3.41	0.0153	7.35	0.0595	6.94
D17d42		6.82	0.0067	11.84	0.0464	11.80

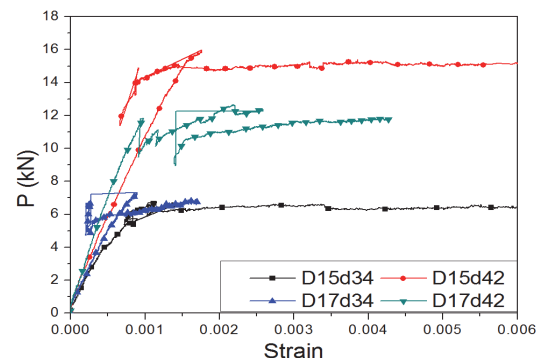
GFRP의 초기 균열 하중(P_c)의 0.41~0.58배이므로 GFRP의 피복균열 발생 이전에 강관 보강링은 항복했음을 알 수 있다. 이는 Fig. 10의 유한요소해석 결과에서도 동일하게 확인하였다.

Fig. 11(b)는 하중 재하점을 기준으로 보강링의 좌우측 45°에 위치한 SG 2, 4의 변형률 측정값이다. 측정결과 음의 휨에 의한 음수의 변형률이 계측되었으나 계측값의 크기가 작고 가시성을 높이기 위하여 모두 양수로 표시하였다. Fig. 11(c)는 하중 재하점을 기준으로 보강링의 좌우측 90° 위치에서의 변형률(SG1, SG5)을 나타낸 것이다. 좌우측 양쪽 값이 유사하여 SG 1의 값만을 도시하였다. 동일한 초기 균열하중(P_c)에서 강관 보강링에 부착된 게이지의 위치에 따른 변형률을 값이 가장 큰 D15d42기준으로 비교하면 하중 작용점(SG3)에서 가장 크고, 90° 위치(SG1, SG5)에서는 0.3배, 45°위치(SG2, SG4)에서는 0.07배로 미소한 값이 계측되었다.

Fig. 12은 GFRP 쉘 본체에서의 힘-변형률 그래프이다. 실제 실험에서 GFRP의 초기 균열이 발생함과 동시에 큰 소리와 진동이 동반된다. 그 진동의 영향으로 초기 균열 발



(a) Hoop Strain (SG10), ($\theta=0^\circ$)



(b) Axial Strain (SG11), ($\theta=0^\circ$)

Fig. 12. Load-Strain Curve on GFRP Shell

Table 12. Hoop strain on GFRP

	Initial crack		Ultimate failure	
	ε_c	$P_c(\text{kN})$	ε_u	$P_u(\text{kN})$
D15d34	0.0027	6.25	0.0146	6.51
D15d42	0.0023	15.97	0.0074	15.21
D17d34	0.0030	7.35	0.0072	6.94
D17d42	0.0020	11.84	0.0097	11.80

Table 13. Comparison of yield, Initial crack and ultimate loads

	D15d42/D15d34	D17d42/D17d34
P_c	2.56	1.61
P_y	2.45	2.00
P_u	2.34	1.70

생지점에서 하중의 감소와 함께 변형률 값이 순간적으로 급격하게 감소하였다가 다시 증가되는 현상을 나타낸다.

Fig. 12(a), (b)는 GFRP 본체의 하중작용점에서의 하중-후프방향 및 축방향 변형률 관계곡선이고, Table 12에 초기 균열이 발생 했을 때와 극한 상태에서의 변형률과 하중을 표시하였다. Table 13에서는 강관 보강링의 단면 차이에 따른 초기 균열하중(P_c)과 항복하중(P_y), 극한하중(P_u)의 비를 나타내었다.

모든 시험체에서 초기 균열하중(P_c)과 극한하중(P_u)의 큰 차이는 없었고 GFRP 셸의 직경이 1,700mm, 강관 보강링의 직경이 34mm인 D17d34 시험체에서 최대 6%임을 보였다. 또한 GFRP 셸의 직경이 1,500mm에서 1,700mm로 13% 증가하였을 때 극한하중(P_u)은 15.21kN에서 11.80kN으로 22%정도 감소하였다. 그리고 동일한 직경의 GFRP 셸에서 보강링의 직경이 34mm에서 42.4mm로 증가하였을 때, 즉, 보강링의 휨강성이 2.56배 증가하였을 때, 초기 균열하중(P_c)과 극한하중(P_u)은 각각 1.61~2.56배, 1.70~2.34배 증가하였으며 GFRP 셸의 직경이 작을수록 그 효과는 크게 발생하였다.

5. 결론

본 연구에서는 원형 강관으로 보강된 원통형 GFRP 셸구조의 극한 휨거동을 분석하고자 실험체를 설계·제작하여 정적 하중 재하 실험을 실시하여 유한요소해석 결과와 비교하였다. 원통형 셸구조의 직경, 강관 보강링의 크기 변화 따

른 극한 거동변화를 분석하기 위하여 네 종류의 강관 보강링을 가진 실험체를 제작하였다. 본 연구를 통한 결론은 다음과 같다.

- (1) 강관 보강링의 피복이 파열될 때의 하중인 초기 균열하중(P_c)과 극한하중(P_u)의 차이는 최대 6%이내로 적게 발생하였다. 즉, 피복 두께가 2mm인 네 가지 실험체에서 강관 보강링을 피복하고 있는 GFRP의 휨 균열을 발생시키는 하중과 원통형 셸구조의 극한하중(P_u)에 대한 유사성을 확인하였다.
- (2) 하중의 증가와 함께 강관 보강링의 일부가 최초 항복한 이후 강관 보강링의 연성거동으로 인하여 GFRP 피복부에 초기 균열이 발생하는 파괴시 변형률은 최초 항복 하중시에 발생된 변형률보다 2~3배 이상 크게 발생하여 강관링으로 보강된 GFRP 셸구조의 휨거동에 대한 충분한 연성도가 발휘됨을 파악하였다.
- (3) 보강링의 직경을 변화시켜 휨 강성을 2.6배 증가시킨 실험체는 항복하중(P_y), GFRP피복의 균열하중(P_c), 극한하중(P_u)이 1.6~2.6배 증가하여 보강링의 휨 강성이 전체 셸구조의 극한강도 증진에 효과적임을 확인하였다.
- (4) 강관 보강링의 GFRP 피복부에 최초균열이 발생하는 초기균열 하중과 추가적인 하중의 증가없이 변위만을 수반하는 극한하중이 유사하므로, GFRP 피복 두께 증가에 따른 셸구조의 극한강도 변화에 대한 추가적인 연구의 필요성이 있다고 판단된다.

감사의 글

본 연구는 한국연구재단의 일반연구자 지원사업(No. 2013R1A1A2044646)의 지원으로 수행되었으며, 저자는 연구비 지원에 감사드립니다.

참고문헌(References)

- [1] 장효주, 이장훈, 강선홍(2010) 개인하수처리시설의 제도 개선에 관한 연구, 상하수도학회지, 대한상하수도학회, 제 24권, 제1호, pp.33-40.
Jang, H.-J., Lee, J.-H., and Kang, S.-H. (2010) The System

- Improvement of the Individual Sewage Treatment System, *Journal of Korean Society of Water and Wastewater*, KSWW, Vol.24 No.1, pp.33-40 (in Korean).
- [2] 하수도법 시행규칙, 별표 12: 개인하수처리시설 제조제품의 구조·재질 및 성능 기준 (제55조 관련) (2013) Enforcement Rule of the Sewerage Act, Attached Table 12 Standards for Manufactured Products of Private Sewage Treatment Facilities (Related to Article 55) (2013, Republic of Korea, in Korean).
- [3] 김홍택, 권혁준, 윤명준, 윤순중, 한연진(2010) 수치해석을 통한 지중매설된 GFRP관의 적용성 평가, 한국지반환경공학회 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).
- [4] 한택희, 서주형, 염응준, 강영종(2006) 리브로 보강된 GFRP 관로의 탄성 좌굴거동 특성, 한국강구조학회논문집, 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).
- [5] 김성보, 조광제(2013) 원통형 GFRP 개인하수 처리시설의 극한 거동에 대한 매개변수해석, 대한토목학회논문집 A, 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 the Korean Society of Civil Engineers A*, KSCE, Vol.33, No.4, pp.1337-1347 (in Korean).
- [6] 류재호, 박세호, 주영규, 김상대(2011) GFRP를 이용한 경량합성바닥의 휨성능에 대한 실험적 평가, 한국강구조학회논문집, 한국강구조학회, 제23권, 제1호, pp.125-135.
Ryu, J.H., Park, S.H., Ju, Y.K., and Kim, S.D. (2011) An Experimental Evaluation on Flexural Performance of Light-Weight Void Composite Floor Using GFRP, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.23, No.1, pp.125-135 (in Korean).
- [7] 지효선(2012) GFRP 슬래브 교량의 장기성능 평가, 한국강구조학회논문집, 한국강구조학회, 제24권, 제3호, pp.349-360.
Ji, H.S. (2012) Long-Term Performance Evaluation of a GFRP Slab Bridge, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.24, No.3, pp.349-360 (in Korean).
- [8] 손병직, 지효선(2013) GFRP 복합소재 바닥판의 간편해석법, 한국강구조학회논문집, 한국강구조학회, 제25권, 제4호, pp.359-368.
Son, B.J., and Ji, H.S. (2013) A Simplified Analysis Method of GFRP Composites Deck, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.25, No.4, pp.359-368 (in Korean).
- [9] Kabir, M.Z., and Sief, A.E. (2010) Lateral-Torsional Buckling of Retrofitted Steel I-Beams Using FRP Sheets, *Scientia Iranica*, Sharif University of Technology, Vol.17, No.4, pp.262-272.
- [10] El Damatty, A.A., Abushagur, M., and Youssef, M.A. (2003) Experimental and Analytical Investigation of Steel Beams Rehabilitated Using GFRP Sheets, *Steel and Composite Structures*, Techno-Press, Vol.3, No.6, pp.421-438.
- [11] Dassault Systèmes Simulia Corp. (2010) *Abaqus/CAE User's Manual*, Ver. 6.10, DSS, USA.
- [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 : 원형 강관으로 보강된 GFRP 재질의 원통형 셸구조에 대한 극한 휨 실험 및 범용 유한요소해석 프로그램인 ABAQUS를 사용한 전산해석을 수행하였다. 개인하수처리 시설의 설계 기준에서 제시된 직사각형 단면형상의 GFRP 재질의 보강링이 적용된 설계기준을 바탕으로 원형 강관 보강링에 대한 단면·재료 특성이 반영된 식을 검토하여 설계하였다. 보강링의 단면, GFRP 본체의 직경과 두께에 의한 극한 거동 특성을 분석하기 위하여 총 4개의 시험체를 설계·제작하여 집중하중 정적재하 시험을 수행하였다. 실험결과 강관 보강링이 사용된 GFRP 셸구조는 휨파괴가 발생할 때까지 충분한 연성도를 가지고 있으며, 강관 보강링의 휨강성 증가에 따른 전체 구조물의 강도증진이 효과적임을 확인하였다.

핵심용어 : GFRP, 극한 거동, 강관 보강링, 원통형 셸구조