

# 원통형 GFRP 개인하수 처리시설의 극한거동에 대한 매개변수해석

김성보\* · 조광제\*\*

Kim, Sung Bo\*, Cho, Kwang Je\*\*

## Parametric Analysis on Ultimate Behavior of Cylindrical GFRP Septic Tank

### ABSTRACT

The parametric analysis on ultimate behavior of buried cylindrical GFRP(Glass Fiber Reinforced Polymer) septic tank was presented. Two kinds of F.E. analysis model(soil-spring model and 3D full model) was constructed. The ultimate behavior of septic tank was investigated according to the size of stiffened steel ring and properties of underground soil. Ramberg-Osgood model and Druker-Prager model were used for material nonlinear characteristics of GFRP septic tank and soil, respectively. The diameter and thickness of stiffened steel ring inside septic tank, elastic modulus and internal friction angle of soil were selected for parametric variables. The ultimate behavior of septic tank, load-displacement, axial and hoop strain, were calculated and investigated.

**Key words :** Cylindrical, GFRP, Septic tank, Soil spring, 3D precision analysis

### 초 록

원통형 GFRP 개인하수 처리시설의 극한거동에 대한 매개변수해석을 수행하였다. 지반을 비선형 스프링으로 대체한 해석모델과 3차원 고체요소를 적용한 두 가지 해석모델이 작성되었다. 보강링의 형태와 지반조건의 변화에 따른 개인하수처리시설의 극한거동이 분석되었다. Ramberg-Osgood 모델과 Druker-Prager 모델이 각각 GFRP 및 지반의 비선형성을 나타내기 위하여 적용되었다. 원통형 개인하수처리시설 내부에 설치된 강관 보강링의 직경과 두께 및 지반 탄성계수 및 내부마찰각 등을 매개변수로 하여 하중-변위 관계, 축방향 변형률 및 후프방향 변형률 등이 주요요소해석을 통하여 도출되었고 여러 매개변수들이 강관으로 보강된 개인하수처리시설의 극한강도에 미치는 영향들이 분석되었다.

**검색어 :** 원통형, GFRP, 개인하수 처리시설, 지반스프링, 3차원 정밀 해석

## 1. 서론

개인하수 처리시설은 경제성장과 더불어 전국적으로 제조 실적이 크게 증가하고 있으나, 설계기준의 미흡, 등록기준완화 등 여러가지 이유로 부실시공 사례가 나타나고 이에 따라 수질환경 보전을 저해하는 문제점이 나타나고 있다.

현행 하수도법 시행규칙에 의하면 개인하수처리시설은 원통형 셸 구조형상이고 구조재료로서 박막의 유리섬유강화플라스틱(Glass Fiber Reinforced Polymer, 이하 GFRP)이 사용된다. 본 시설은 지중에 매설되어 상부하중에 의한 큰 토압을 지지하기 위하여 원통형 내부에 길이 방향으로 1.5m 간격으로 보강링을 설치하도록 규정되어 있다. 하지만 현행 설계기준은 보강링의 재료가 원통형 셸 구조와 동일한 GFRP인 경우에만 제시되고 보강링의 종류에 따른 설계절차가 확립되지 않았다. 뿐만 아니라 지반에 매립된 구조임에도 불구하고

\* 정회원 · 교신저자 · 충북대학교 토목공학과 교수, 공학박사 (Corresponding Author · Chungbuk National University · sbkim@chungbuk.ac.kr)

\*\* 충북대학교 토목공학과 · 공학석사 (zcho007@naver.com)

Received April 12 2013, Revised May 21 2013, Accepted June 17 2013

원통형 셸 구조의 안전성 평가에 지반의 영향을 고려하지 않고 있다.

본 연구에서는 원형 강관으로 보강된 개인하수 처리시설의 극한거동에 대한 매개변수해석을 수행하였다. 지반을 비선형 스프링으로 대체한 해석모델과 3차원 고체요소를 적용한 두 가지 해석모델을 이용하여, 보강링의 형태와 지반조건의 변화에 따른 개인하수처리시설의 극한거동을 해석하였다. GFRP 본체 및 지반의 비선형성을 나타내기 위하여 Ramberg-Osgood 모델(Ramberg and Osgood, 1943)과 Druker-Prager 모델(Druker and Prager, 1952)이 각각 적용되었다. 강관 보강링의 직경과 두께 및 지반 탄성계수 및 내부마찰각 등을 매개변수로 하여 하중-변위 관계, 축방향 변형률 및 후프방향 변형률 등이 유한요소해석을 통하여 도출되었다. 여러 매개변수들이 강관으로 보강된 개인하수처리시설의 극한강도에 미치는 영향들이 분석되어 개인하수 처리시설의 구조성능을 평가하였다.

## 2. 개인하수 처리시설의 설계 기준

환경부에서 발간된 하수도법 시행규칙(환경부, 2011)에 의하면, 개인하수처리시설의 구조·규격 및 성능기준은 다음과 같으며, 1)~5)항의 설계기준을 명기하고 4)항에 사용된 변수들에 대한 설명은 설계 기준 표기 이후에 제시하였다.

- 1) 오수처리시설 방류수 수질기준을 지킬 수 있는 처리능력을 갖춘 구조·규격이어야 한다.
- 2) 오수처리시설의 설치기준에 맞는 구조·규격 및 부품을 갖추어야 한다.
- 3) 구조물 본체의 직경이나 높이는 3m를 초과하여서는 안 된다.
- 4) 구조물을 원형으로 제조하는 경우에는 구조물의 내부에 1.5m마다 보강링을 구조물의 본체와 일체형으로 성형하여야 하며, 보강링의 단면은 안전성이 1보다 작고, 허용 좌굴하중이 단위 폭당 하중의 2배 이상이 되도록 하여야 한다.

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

$$P_{cr} = \frac{3EI}{r^3} \geq 2P \tag{1b}$$

- 5) 4)의 보강링은 유리섬유강화플라스틱으로 제작하여야 하고, 그 안전성 및 허용 좌굴하중의 계산식은 다음과 같다. 다만, 유리섬유강화플라스틱 외의 재질을 사용하려면 같은 수준 이상의 보강기능이 있어야 하며, 부식 등으로 인한 재질의 약화가 발생되지 아니하도록 방식처리 등을 하여야 한다.

**Table 1.** Material property of GFRP in Code of sewerage [kgf/cm<sup>2</sup>]

Elastic Modulus [E]	Allowable axial stress [ $f_{ca}$ ]	Allowable flexural stress [ $f_{ba}$ ]
80,000 (7845.3 MPa)	420 (41.2 MPa)	700 (68.6 MPa)

상기에서 제시된 바와 같이 하수도법 시행규칙에 제시된 개인하수처리시설 내부에 설치된 보강링의 설계는 식 (1a)와 같이 응력의 안전성 검토 및 식 (1b)와 같이 외압에 대한 좌굴안정성 검토를 통하여 수행된다. 보강링의 설계규정 4)항의 식 (1a)에서  $f_c$ 는 보강링의 설계 축응력,  $f_{ca}$ 는 허용 축응력,  $f_b$ 는 설계 휨응력,  $f_{ba}$ 는 허용 휨응력이다. 또한 식 (1b)에서  $P_{cr}$ 은 정수압을 받는 원형링의 좌굴하중으로서  $E$ 는 원통형 셸 형태의 개인하수처리시설 내부에 1.5m 간격으로 설치된 보강링 재료의 탄성계수,  $I$ 는 보강링의 단면2차모멘트,  $r$ 은 보강링의 중심 반경이며  $P$ 는 단위폭당 설계토압으로 하수도법 시행규칙에  $P = 40.73 \text{ kgf/cm}$ 으로 규정되어 있다. 한편 동 시행규칙에 의하면 GFRP 재질의 보강링에 대한 허용축응력 ( $f_{ca}$ ) 및 허용휨응력( $f_{ba}$ )은 Table 1의 값을 사용하도록 제시되었다.

또한, 본 규칙에 의하면 상재 하중으로 인한 직사각형 단면을 갖는 보강링에 발생하는 설계 축응력과 설계 휨응력을 식 (2)에 의하여 계산하도록 제시되고 있다.

$$f_c = \frac{Pr}{A} \tag{2a}$$

$$f_b = 0.84 \frac{Pr^2}{bt^2} \tag{2b}$$

여기서,  $r$ 은 보강링의 중심반경,  $A$ 는 보강링의 단면적,  $b$ 는 직사각형 단면을 갖는 보강링의 폭,  $t$ 는 직사각형 단면의 보강링의 두께이다. 보강링의 설계 축응력 및 설계 휨응력에 대한 식 (2)은 보강링이 직사각형 단면의 GFRP 재질로 제작된 경우에만 적용된다. 만일 원형의 강관 보강링을 사용하는 경우 GFRP의 재료특성 대신에 강재의 재료특성을 고려하여 설계 축응력을 다음과 같이 수정하여야 한다.

$$f_c = \frac{Pr}{nA} \tag{3}$$

여기서  $n$ 은 강재의 탄성계수와 GFRP의 탄성계수의 비로서  $n=26$ 이다. 그리고 식 (2b)는 직사각형 단면형태의 보강링에 대한 휨응력이므로 원형 강관으로 제작된 보강링의 휨응력은 다음과 같이 환산하여 나타낼 수 있다.

**Table 2.** Design of circular stiffened ring[mm]

Diameter of cylindrical shell	Diameter of steel pipe	Thickness of steel pipe	Stress ratio	Buckling load ratio	Stress check	Buckling check
1500	43.7	2.3	0.7	2.8	O.K	O.K
1700	43.7	2.3	0.9	1.9	O.K	N.G
1700	43.7	2.5	0.8	2.0	O.K	O.K
1700	48.6	2.3	0.7	2.7	O.K	O.K
2000	48.6	2.5	0.9	1.7	O.K	N.G
2000	48.6	2.8	0.8	1.9	O.K	N.G
2000	48.6	3.2	0.7	2.1	O.K	O.K
2500	48.6	3.2	1.1	1.1	N.G	N.G
2500	60.5	2.3	0.9	1.6	O.K	N.G
2500	60.5	3.2	0.7	2.2	O.K	O.K
2500	60.5	4.0	0.6	2.6	O.K	O.K
2800	60.5	3.2	0.9	1.5	O.K	N.G
2800	60.5	4.0	0.7	1.8	O.K	N.G
2800	76.3	2.8	0.6	2.9	O.K	O.K

$$f_b = 0.14 \frac{Pr^2}{nS} \quad (4)$$

여기서 S는 원형 강관 보강링의 단면계수이다.

상기와 같은 설계조건으로 개인하수 처리시설에 대한 설계를 수행하여 그 결과를 Table 2에 나타내었다. 개인하수 처리시설 본체의 외부 직경은 현행설계기준인 3m이내에 부합되도록 적용하였고, 원형강관 보강링의 직경 및 두께는 KSD 3556에 제시된 강관의 제원을 사용하였다.

식 (3)과 식 (4)로부터 설계 축응력과 설계 휨응력을 산정하고 이를 식 (1)에 대입하여 응력검토 및 좌굴하중 검토를 수행하였다. 식 (1b)의 좌변에 위치한 이론적인 좌굴하중( $P_{cr}$ )이 식 (1b)의 우변에 명기된 단위 폭 당 설계기준하중  $P = 40.73kgf/cm$ 의 2배 이상이 되어야 한다. 즉, Table 2에서 좌굴검토는 식 (1b)에서  $P_{cr}/P$  가 2보다 크면 OK임을 의미한다. 판정은 응력검토 및 좌굴검토의 부합여부를 나타낸다.

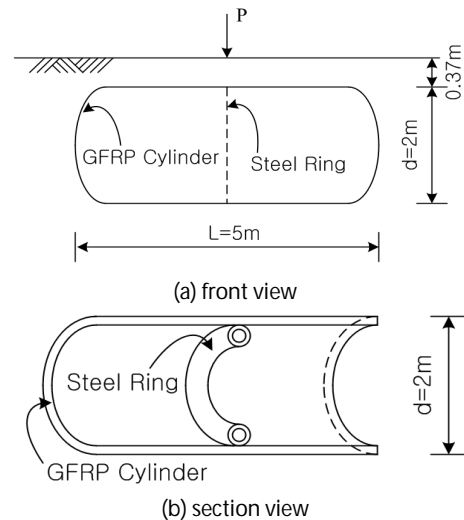
본 구조물의 외부 직경이 1.5m, 1.7m, 2.0m, 2.5m, 2.8m로 증가함에 따라 요구되는 원형강관 보강링의 외경은 43.7mm, 48.6mm, 60.5mm, 76.3mm 임을 알 수 있다. 즉, 본체의 직경이 커질수록 보강링의 직경은 최대 16mm까지 커져야 한다는 것을 알 수 있다. 본체의 외경이 2.0m, 2.5m일 때에는 요구되는 보강링의 두께는 동일하고 직경이 12mm 차이나지만, 본체의 직경이 2.8m일 때에는 요구되는 보강링의 직경은 증가하지만 두께는 2.0m, 2.5m인 경우보다 4mm 감소하는 것으로 설계되었다.

또한, 대부분의 강관 보강링 단면을 사용한 설계에서 식 (1a)의 응력에 대한 안전성을 만족하지만, 강관의 단면이 작은 경우에는

식 (1b)에 제시된 좌굴 안정성을 만족시키지 못하고 보강링의 단면을 크게 사용하여야 좌굴에 대한 설계 조건식을 만족하고 있다. 즉, 보강링의 설계규정 4)항의 두가지 식에서 식 (1b)의 좌굴조건식이 설계를 결정하는 중요한 요소임이 파악되었다.

### 3. 지반스프링을 적용한 해석

지중에 매립된 개인하수 처리시설의 극한거동해석을 위해 Fig. 1과 같이 강관 보강링으로 보강된 개인하수 처리시설에 대하여 범용 유한요소 해석 프로그램인 ABAQUS를 사용하여 해석을 수행



**Fig. 1.** Septic tank stiffened by steel pipe

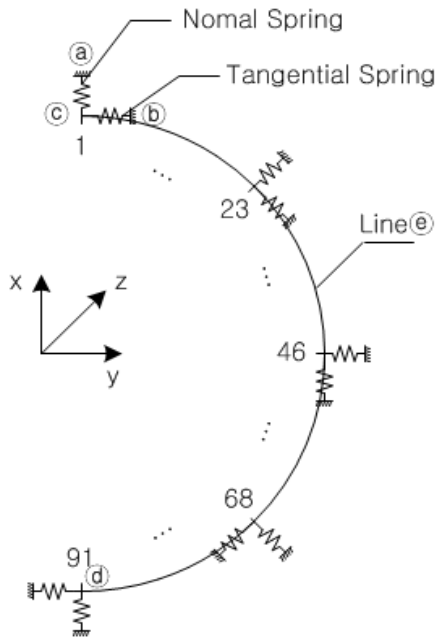


Fig. 2. F.E model of soil spring

하였다. 본체 구조물을 위하여 유한요소해석에서 사용한 요소는 4-절점 shell요소를 사용하였고, Fig. 2와 같이 하중 및 대상 구조물의 대칭성을 고려하여 전체구조물의 1/4만을 모델링하였다. 보강링은 공간 보요소를 사용하여 shell 요소에 강제 연결시켰으며 지반에 매립된 토질의 영향을 고려하기 위하여 Fig. 2와 같이 원통형 쉘 구조의 접선방향과 법선방향으로 SPRINGA 요소를 사용하였다. 유한요소해석에 사용한 요소의 물성치는 Table 3과 같다.

본체 구조물로 사용된 GFRP의 비선형 재료특성을 적용하기 위하여 Ramberg-Osgood 모델을 사용하였다. Ramberg-Osgood의 비선형 응력-변형률 관계식은 식 (5)와 같다.

$$\epsilon = \frac{\sigma}{E} + K \left( \frac{\sigma}{E} \right)^n \quad (5)$$

- 여기서,  $\epsilon$  : 변형률
- $\sigma$  : 응력
- $E$  : 탄성계수
- $K, n$  : 재료 특성에 따른 상수

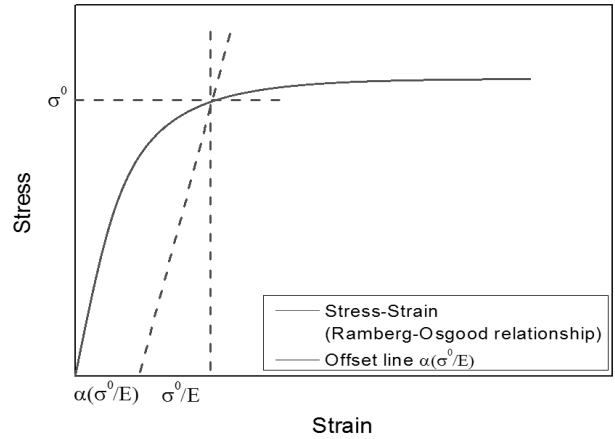


Fig. 3. Ramberg-Osgood Stress-strain curve

식 (5)에서 우변의 첫항은 탄성변형이고 두 번째 항은 소성변형을 나타내며,  $K$ 와  $n$ 은 재료의 경화거동을 나타내는 변수이다. 재료의 항복응력  $\sigma_0$ , 그리고 새로운 매개변수  $\alpha$ 를 도입하여 정리하면 Ramber-Osgood 모델의 변수들과의 관계식은 식 (6)과 같다.

$$\epsilon = \frac{\sigma}{E} + \alpha \frac{\sigma_0}{E} \left( \frac{\sigma}{\sigma_0} \right)^n \quad (6)$$

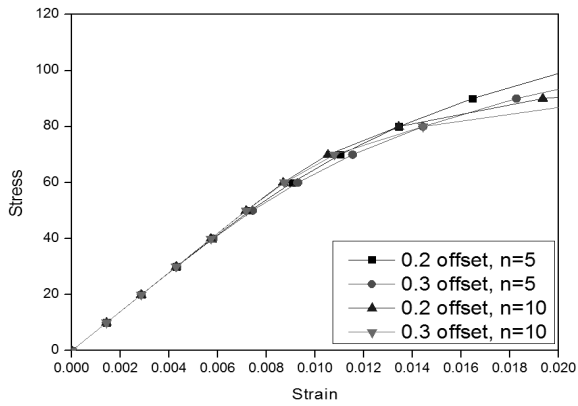
- 여기서,  $\sigma_0$  : 항복응력
- $\alpha$  : 항복 offset 변수

식 (6)에서  $\sigma = \sigma_0$ 일 때의 변형률  $\epsilon = (1 + \alpha)\sigma_0/E$ 에서  $\alpha(\sigma_0/E)$ 의 값은 Fig. 3에 도시된 비와 같이 항복 offset 비율을 의미한다.  $n$ 에 대해 일반적으로 사용되는 값은 5이상이며, 보다 정확한 값은 보통 인장 또는 압축 실험 데이터에 의해 얻을 수 있다.  $\alpha$ 에 대한 값 또한 실험 데이터에 맞는 방식으로 선정할 수 있지만, 일부 재료는 offset 비율을 가정하여 항복 offset을 사용한다.

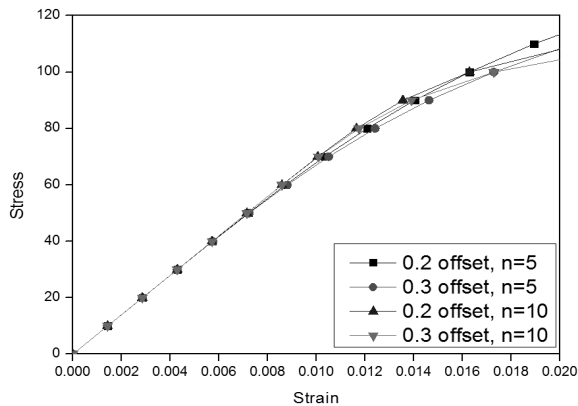
Fig. 4는 식 (6)을 사용하여 항복 offset( $\alpha$ ), 경화지수( $n$ ), 항복응력( $\sigma_0$ )을 변화시켜가면서 나타난 본체 구조물의 GFRP에 대한 응력-변형률 곡선이다. 경화지수는 5, 10, 항복응력은 80MPa, 100MPa, 120MPa를 적용하였으며,  $\alpha$ 값은 Table 4와 같이 0.2%와 0.3%의 항복offset 비율을 적용한 값을 사용하였다.

Table 3. Material properties of soil spring model

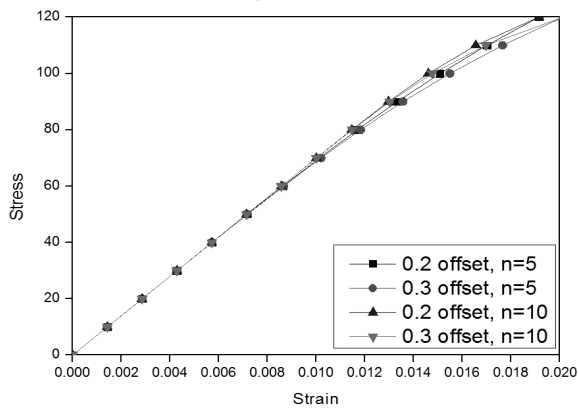
Member	Element	Section	Elastic Modulus [MPa]	Poisson ratio	Yiels stress [MPa]	Hardening index	Yield offset [%]
Cylindrical shell	S4R5	t=9	7000	0.3	80	5	0.2
steel pipe	B33	r=25 t=2.1	210000	0.3	240	-	-



(a)  $\sigma_0=80\text{MPa}$



(b)  $\sigma_0=100\text{MPa}$



(c)  $\sigma_0=120\text{MPa}$

Fig. 4. Stress-strain according to hardening parameter

Table 4. Hardening parameter( $\alpha$ ) according to yield stress and offset ratio

$\sigma_0$ [MPa]	offset ratio	
	0.2%	0.3%
80	0.175	0.263
100	0.140	0.210
120	0.117	0.175

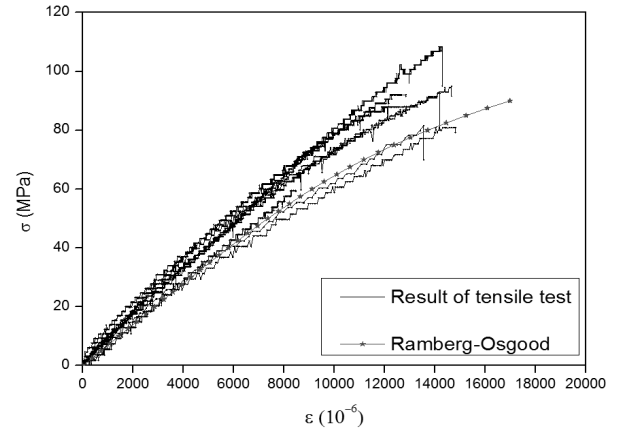
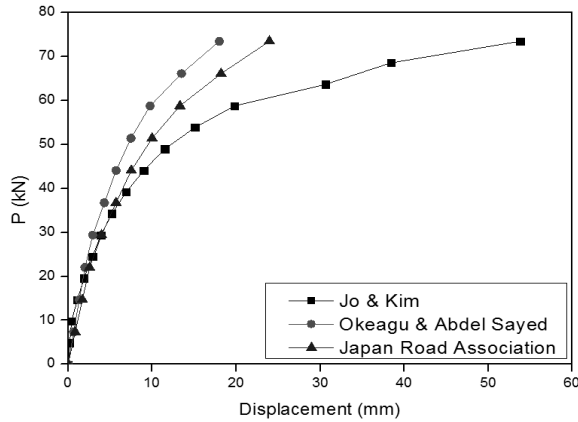


Fig. 5. Ramberg-Osgood model and Test results

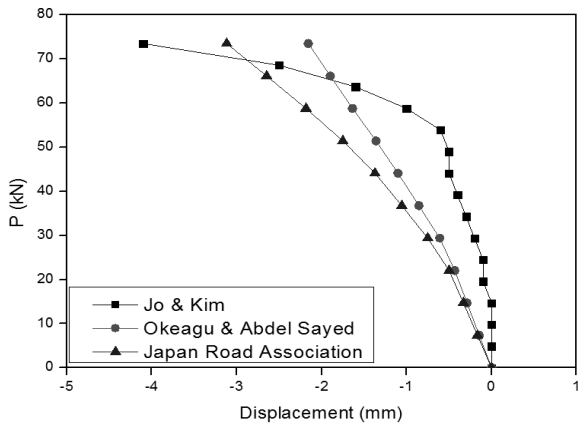
Fig. 4의 결과를 바탕으로 유한요소해석에 사용된 GFRP 물성치의 결과를 실제 재료실험결과(Jo and Kim, 2012)와 비교하여 Fig. 5에 나타내었다. 하수도법에 명시된 설계기준에 의하면 탄성계수 7845.3MPa, 허용축응력 41.2MPa, 허용휨응력 68.6MPa이고 Fig. 5에 도시된 비와 같이 인장실험결과와 탄성계수는 평균 7,500MPa, 극한응력은 80~100MPa, 극한변형률( $\epsilon$ )은 0.012~0.015로 예측 되었으므로, 안전율이 휨에 대하여 1.4~1.7, 그리고 축력에 대하여 1.9~2.3인 재료임을 알 수 있다. 이와 같은 재료실험결과를 반영하여, Ramberg-Osgood 모델(항복응력 80MPa, offset 비율 0.2%, 경화지수  $n=5$ )을 적용하여 유한요소해석에 사용된 GFRP의 응력-변형도 곡선 결과를 Fig. 5에서 나타내었다. 해석에 사용된 응력-변형률 곡선이 실험결과와 범위에 부합하고 있음을 알 수 있다.

매립된 구조물 주변의 지반을 스프링요소로 모델링하고 GFRP 셸요소에서 법선방향의 스프링상수와 접선방향의 스프링상수는 지반반력계수와 해당 셸요소의 면적을 곱하여 적용하였다. 지반과 구조물 사이의 지반반력계수는 Okeagu와 Abdel-Sayed(1984)가 제안한 식과 J. Oh(1999)가 소개한 일본의 도로협회식을 사용하여 지반스프링상수를 산정하여 유한요소해석에 적용하였다. 유한요소해석에 사용한 지반스프링 상수값에 대해서는 원형구조물의 접선방향의 반력계수는 법선방향 반력계수의 20%로 제한한 Okeagu와 Abdel-Sayed의 결과를 채택하였고 인장력에 대한 지반스프링 상수는 압축력에 대응하는 스프링상수의 10%의 값을 적용하였다.

원형강관으로 보강된 GFRP 개인하수 처리시설에 대한 유한요소해석 결과를 현장재하실험(Jo and Kim, 2012)과 비교하였다. Fig. 6은 유한요소해석 결과와 현장실험에 대한 하중-변위 그래프이다. 유한요소해석 결과 하중재하점 하단부와 45° 이격된 위치에서의 힘-변위도는 실험결과와 비교적 일치함을 확인할 수 있으며, 극한 상태에서의 변위는 Okeagu의 설계식에 의한 결과가 약 20% 정도 작게 평가하고 있는 것으로 나타났다.



(a) Loading point



(b) 45° side

Fig. 6. Load-displacement of soil spring model

### 4. 3차원 정밀 해석

지반에 매립된 개인하수 처리시설의 극한거동을 보다 정확히 분석하기 위하여 지반을 스프링요소 대신에 고체요소를 사용한 3차원 정밀 해석을 수행하였다. 지반스프링해석과 동일하게 하중 및 구조물의 대칭성을 고려하여 Fig. 7과 같이 전체구조물의 1/4만 고려하였다. 해석 모델의 크기는 X축으로 4.5m, Y축으로 5.37m, Z축으로 2.5m 이다.

Fig. 8(a)는 생성된 전체 해석모델이다. 지반에 매립된 GFRP 원통형 셸을 원주방향으로 2°씩 분할하여 180°까지 4절점 셸요소로 이산화하였다. Fig. 8(b)는 보강링 주변의 요소망을 확대한 그림으로 보강링과 가까운 곳을 세밀하게 분할하였으며, 원통형 셸의 외경이 2m이고 매립 깊이가 0.37m임을 고려하여 반원의 중심에서 1.37m 이상 떨어진 곳부터 Mesh의 크기를 증가시키면서 모델링하였다. Fig. 8(c)는 50mm 두께의 강판에 집중하중이 재하되는 부분으로서 Plate요소를 사용하여 재하판을 고려하였다.

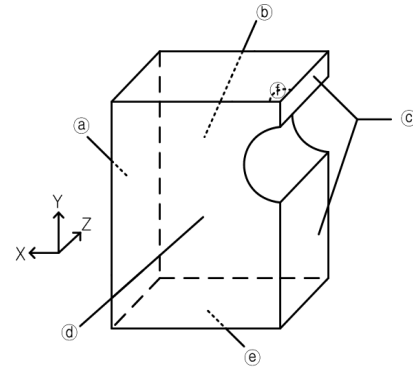


Fig. 7. 3D solid F.E. model

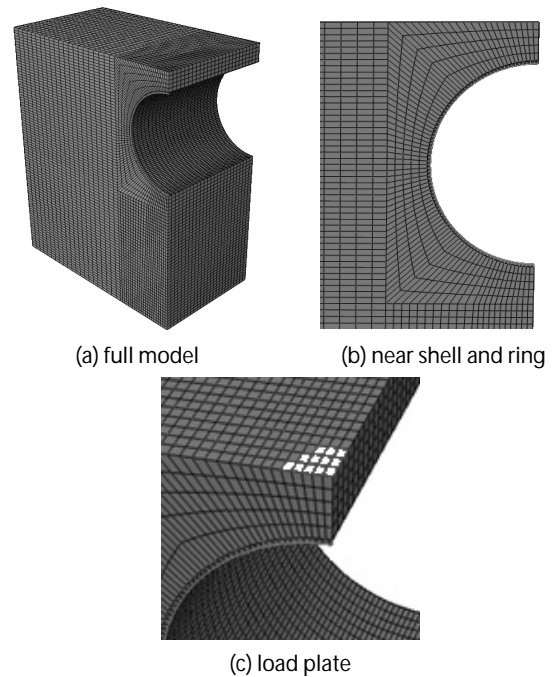


Fig. 8. F.E. analysis model

지반은 ABAQUS에서 제공되는 Drucker-Prager 모델을 사용하였으며, GFRP 재료의 원통형 셸은 Ramberg-Osgood 모델을, 강판 보강링은 탄성-완전소성임을 가정하였다. 경계조건으로 지반의 외곽은 지반의 유동성을 고려하여 각각 X축과 Z축에 대해 구속시켰으며, 최하단부는 모두 구속하였다. 1/4 모델링으로 인해 전체적인 구조물과 대칭이 되는 부분에 대해서는 ABAQUS에서 제공되는 대칭조건인 XSYMM과 ZSYMM을 사용하였다. 보강링의 경우 역시 ZSYMM을 사용하여 모델링하였다.

하중조건은 흙의 되메우기를 고려하여 먼저 전체적인 모델에 중력을 가하였고, 비선형 지반 해석의 수렴성을 위하여 Helwany (2007)가 제안한 것과 같이 속도하중을 적용하였다. 이 때 동적효과

가 발생하지 않도록 실제 하중이 작용하는 재하판에 대하여 저속의 0.1mm/sec씩 하향의 변위를 증가시키는 하중조건을 사용하였다. 각 해석 단계별로 실제 재하되는 하중의 크기는 하단부에서 발생하

Table 5. Material property of 3D solid model

Member	Element	Type	Density	Elastic Modulus	Poisson ratio
			$N$ ( $mm/s^2$ )( $mm^3$ )		
Soil	Solid	C3D8R	1.85e-9	4~10	0.25
GFRP	Shell	S4R5	1.7e-9	7000	0.3

Table 6. Boundary condition of 3D solid model

Supporting points	U1	U2	U3	UR1	UR2	UR3
(a)	Fix	Free	Free	Free	Free	Free
(b)	Free	Free	Fix	Free	Free	Free
(c)	Fix	Free	Free	Free	Fix	Fix
(d)	Free	Free	Fix	Fix	Fix	Free
(e)	Fix	Fix	Fix	Fix	Fix	Fix
(f)	Displacement Increase Load					

는 지점반력을 합산한 후에 이를 실제 하중으로 환산하여 계산하였다. GFRP와 보강링의 물성치는 Table 5와 같고 경계조건 및 하중조건은 Table 6과 같다.

Drucker-Prager 모델은 일반적으로 Mohr-Coulomb 모델과 함께 외압 의존적 비탄성 거동을 보이는 지반에 대해 주로 사용되고 있는 비탄성 재료 모델이다. 본 모델의 인자 중에 지반탄성계수와 지반의 내부마찰각( $\phi$ )을 변화시키면서 해석을 수행하였으며 지반의 내부마찰각에 따른 ABAQUS에서 제공되는 입력변수  $\beta$ 와의 관계식은 식 (7)과 같다.

$$\tan\beta = \frac{6\sin\phi}{3 - \sin\phi} \quad (7)$$

Fig 9는 하중 재하점 하단부 원통형 GFRP 셸의 힘변위 그래프이다. 지반탄성계수는 4MPa, 6MPa, 8MPa, 10MPa과 내부마찰각( $\phi$ ) 20°, 27°, 30°에 따른 변위의 변화를 보여주고 있다. 탄성계수 및 내부마찰각이 작을수록 하중에 대해 변위가 크게 나타나는 것을 볼 수 있다. 즉, 내부마찰각이 20°인 경우 지반의 탄성계수가 4MPa에서 10MPa로 2.5배 증가함에 따라 극한하중은 80kN에서

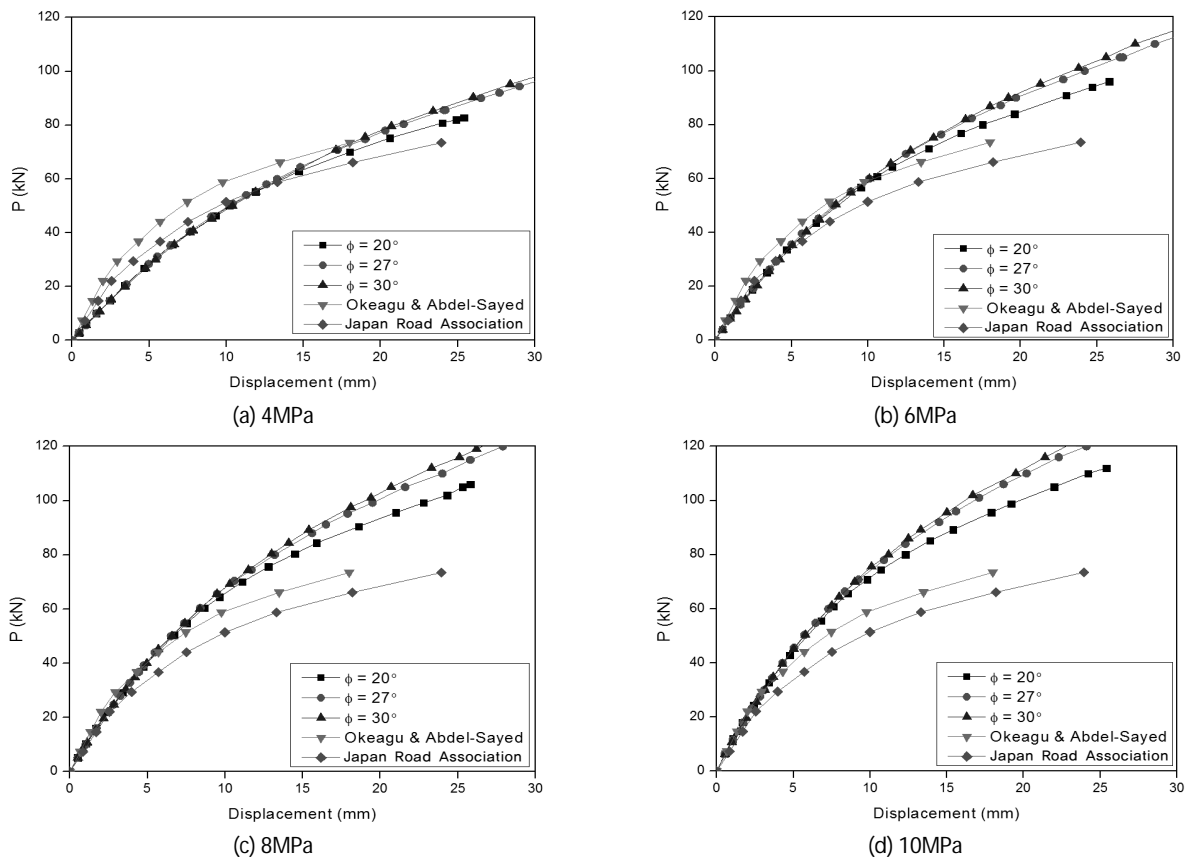


Fig. 9. Load-displacement curve

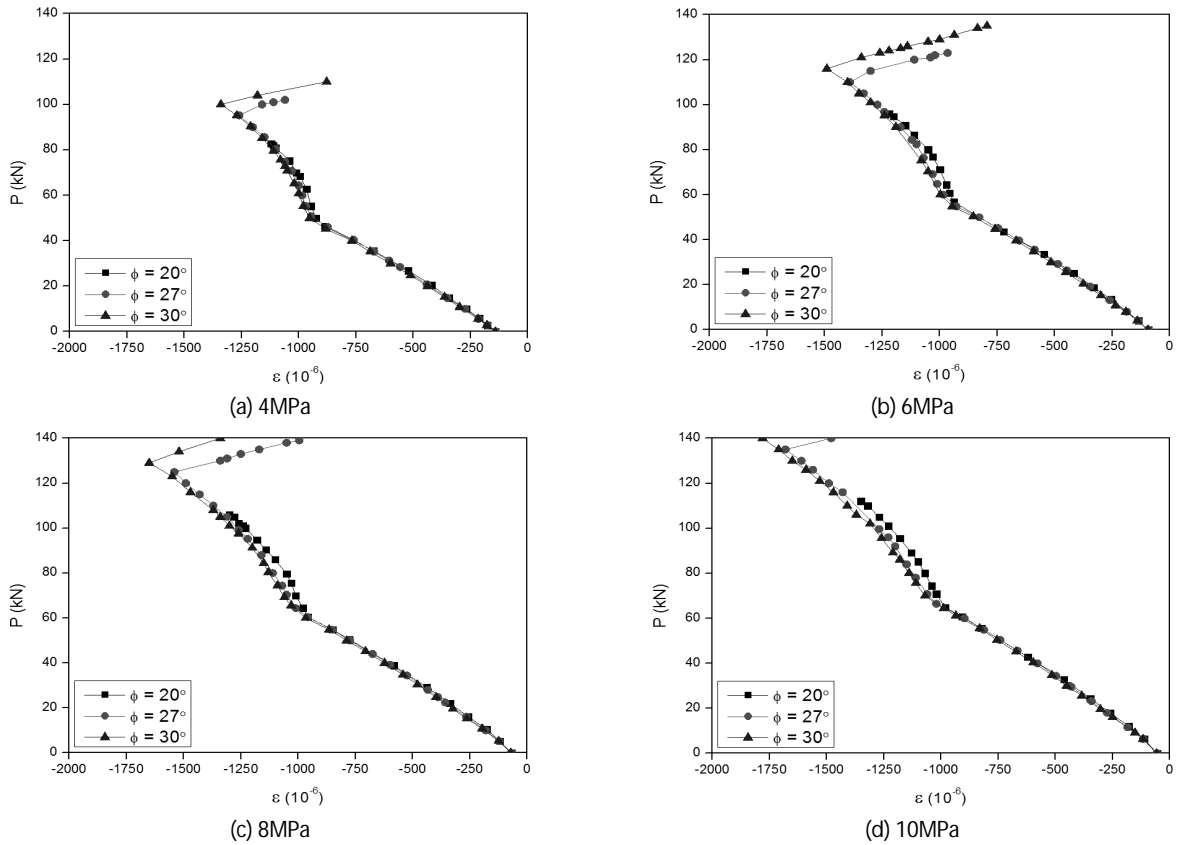


Fig. 10. Axial strain at loading point

110kN으로 1.4배 증가하였다. 한편, 지반의 탄성계수가 작은 경우 내부마찰각의 크기 변화에 따른 힘-변위 극한 거동의 차이는 크지 않으나 지반의 탄성계수가 커질수록 그 차이가 확연해지고 있다. 즉, 지반의 탄성계수가 4MPa인 Fig. 8(a)에서 내부마찰각이  $20^\circ \sim 30^\circ$ 로 변화할 때, 20mm의 변위를 발생시키는 하중은 75kN~80kN으로서 5kN의 폭을 보이지만, 지반의 탄성계수가 10MPa인 Fig. 8(d)에서는 100kN~160kN으로서 60kN의 큰 변동 폭을 보이고 있다.

또한, 지반스프링 해석과 3차원 정밀 해석에 대해 하중재하점 하단에서의 변위를 비교하였을 경우 지반의 탄성계수가 4MPa, 내부마찰각이  $20^\circ$ 일 때 비교적 일치하고 있음을 보이는데, 이는 지반스프링상수를 적용할 때 연약한 사질토에 가까운 지반을 적용하였기 때문이다.

Fig. 10은 힘-변형률 그래프로서 하중재하점 하부에서의 원통형 셸의 축방향 변형률 그래프이다. 힘-변형률 그래프 역시 탄성계수가 낮을수록, 내부마찰각이 작을수록 변형률이 증가함을 확인할 수 있다. 한편, 힘-변위 관계와 마찬가지로 지반의 탄성계수가 작은 경우 내부마찰각의 크기 변화에 따른 힘-변형률 거동의 차이는

크지 않으나 지반의 탄성계수가 커질수록 변형률의 변동폭이 증가하고 있다. 또한 지반의 내부마찰각이  $20^\circ$  정도로 작으면 극한하중 부근에서 변형률이 지속적으로 증가하고 있지만, 지반의 내부마찰각이  $20^\circ$  이상의 경우 극한하중 부근에서 변형률의 증분이 음으로 변화하며 이러한 현상은 지반의 탄성계수와 무관하게 나타나고 있다.

Fig. 11은 원통형 셸의 원주방향 변형률에 대한 그래프이다. 축방향 변형률과는 상이하게 지반의 내부마찰각이  $20^\circ$ 인 경우에 극한하중 부근에서 변형률의 증분이 음으로 변화되고 있음을 알 수 있다.

강관 보강링의 반지름과 두께의 변화에 따른 원통형 GFRP 셸의 변위와 변형률의 관계를 알아보기 위하여 개인하수 처리시설의 외경은 2m로 동일하게 하고 보강링의 반지름과 두께를 변화시켜 유한요소 해석을 진행하였다. 보강링의 반지름을 21.85mm, 24.3mm인 경우와 보강링의 두께를 2.3mm, 2.5mm, 그리고 3.2mm인 경우에 대해 지반내부마찰각을  $27^\circ$ 로 고정시키고 탄성계수를 4MPa, 6MPa, 8MPa, 10MPa로 변화시켜 가면서 극한해석을 수행하였다.



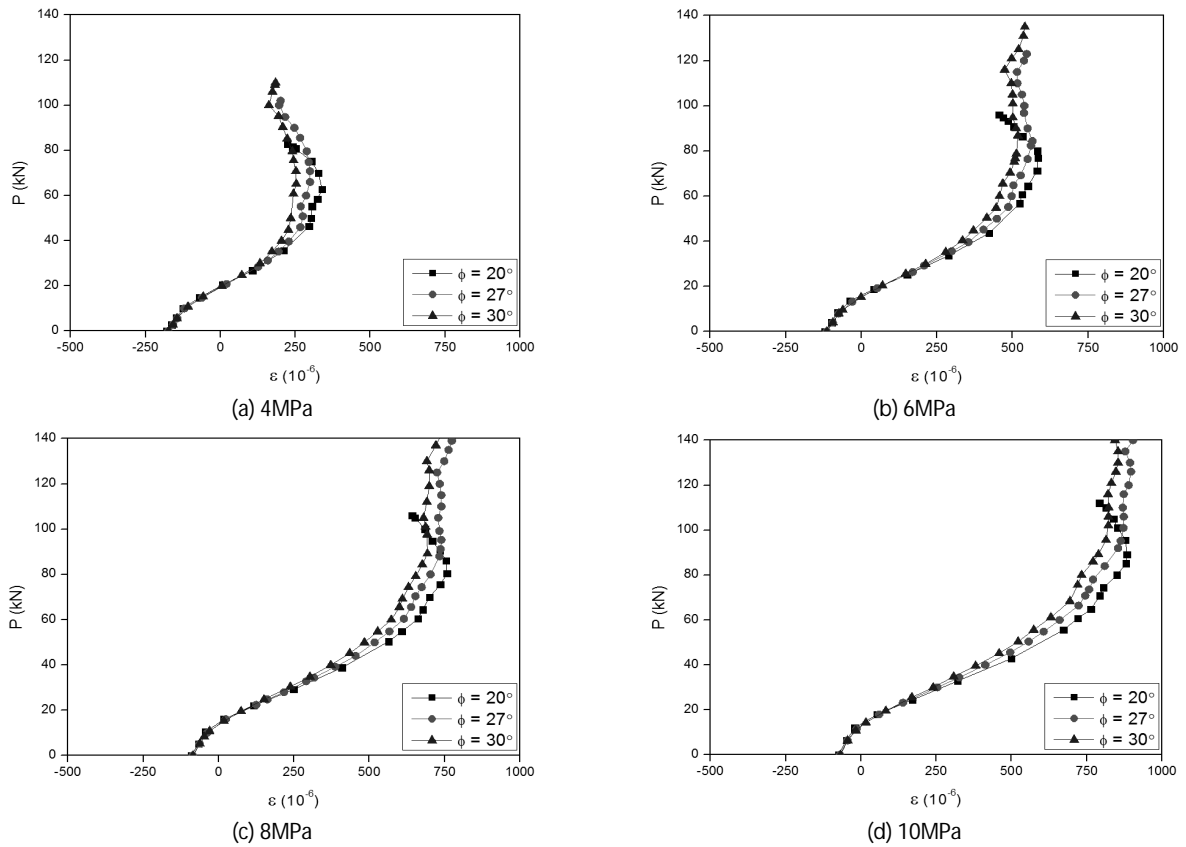


Fig. 11. Hoop strain at loading point

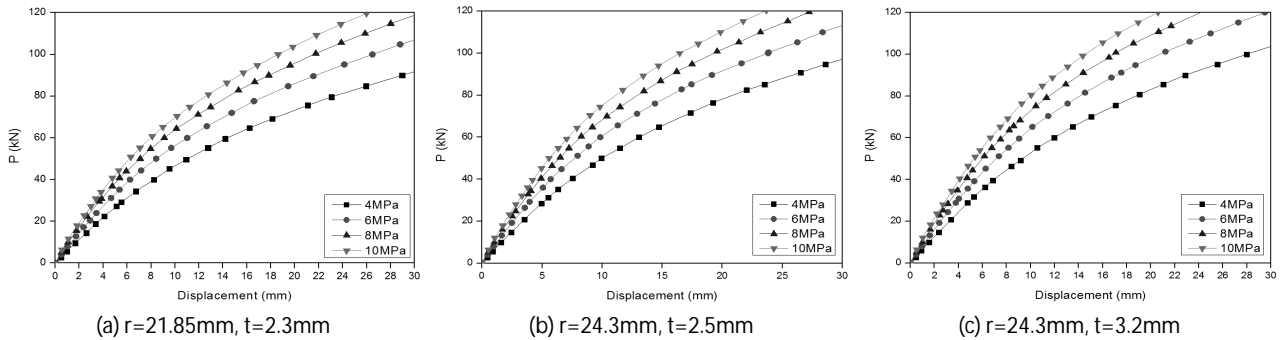


Fig. 12. Load-displacement according to ring size

Fig. 12는 보강링의 반지름과 두께에 대한 지반 조건의 변화에 따른 하중재하점 하단부의 힘-변위 그래프이다. 보강링의 반지름과 두께가 작을수록, 탄성계수가 작을수록 변위가 크게 발생하는 것을 알 수 있다. 반지름과 두께가 동일한 경우 지반탄성계수의 변화에 따라 4MPa인 경우가 10MPa보다 약 1.8배 변위가 많이 발생하는 것을 알 수 있으며, 탄성계수가 동일한 경우에는 반지름이 21.85mm, 두께가 2.3mm인 경우가 반지름이 24.3mm, 두께가 3.2mm인 경우보다 약 1.15배 변위가 많이 발생하는 것을 확인할 수 있다.

Fig. 13에서 하중재하점 하단부에서의 축방향 변형률을 도시하였다. 보강링의 반지름 및 두께가 작을수록 변형이 크게 발생하는 것을 확인 할 수 있다. 또한 극한하중 근처에 도달하면 축방향 변형률의 증분이 음으로 변하는 것을 확인할 수 있는데 보강링의 크기가 작을수록 이러한 거동이 확연히 나타났다. 이는 하중재하 초기에는 강관 보강링의 영향으로 GFRP 원통형 셸 구조가 축방향으로 음의 곡률로 휘어지다가 극한하중에 도달하면 축방향으로 양의 곡률로 휨변형이 변화하기 때문이라고 판단된다.

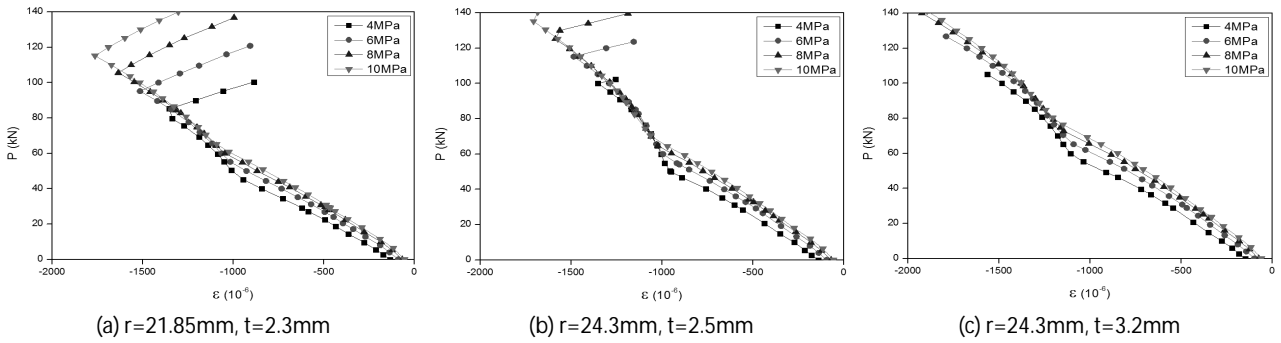


Fig. 13. Axial strain according to ring size

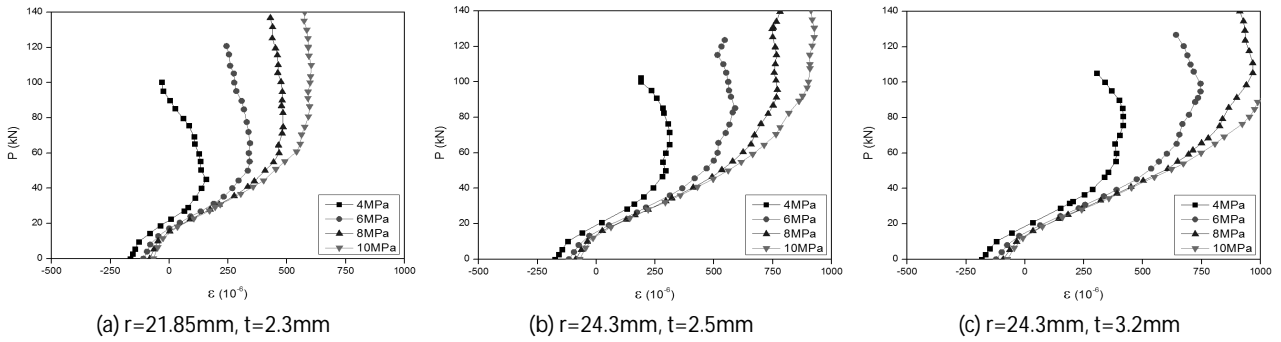


Fig. 14. Hoop strain according to ring size

Fig. 14는 하중재하점 하단부의 원통형 GFRP 셸의 후프방향 힘-변형률 그래프이다. 하중재하 초기 단계에서는 하중의 증가와 함께 점진적으로 원주방향으로 인장의 변형률이 증가하다가 극한 하중 근처에 도달하면 변형률의 증가가 점차 감소하고 있는데, 이는 하중재하판의 크기효과로 인하여 하중재하점 직하부의 원통형 셸의 원주방향 변형은 초기 하중 재하단계에서는 양의 곡률증가가 뚜렷하지만 극한 하중에 접근할수록 곡률의 증가 없이 수직변위가 증가하기 때문이라고 판단된다. 또한, 후프방향의 변형률은 지반탄성계수가 동일한 경우에는 반지름이 21.85mm, 두께가 2.3mm인 경우가 반지름이 24.3mm, 두께가 3.2mm인 경우보다 약 3.3배 크게 발생하는 것을 확인할 수 있다.

현행 개인하중처리시설의 보강링의 설계규정은, 상재하중에 대한 응력의 안전성에 대한 조건식 (1a) 및 정수압을 받는 원형링의 좌굴에 대한 규정식 (1b)이며 Table 2의 설계결과에 의하면 대부분 응력의 안전성은 만족하지만 좌굴 안정성 조건이 실제 설계를 좌우하고 있다. 하지만, 실제 대부분의 개인하수처리시설은 본 논문에서 해석한 바와 같이 지반에 30~40cm의 얇은 깊이로 매립되어 있으며 상재하중은 지반을 통하여 원통형 셸의 최상단 부분에 집중하여 작용한다. 따라서 외력의 증가와 함께 원통형 셸 본체 및 강관 보강링은 지속적으로 휨 변형이 발생하며 외압을

받는 원형링의 좌굴거동은 나타나지 않는다. 그러므로 현행 개인하중처리시설의 보강링의 좌굴설계규정에 대한 보완이 요구된다고 판단된다.

### 5. 결론

본 논문에서는 현행 개인하수 처리시설의 설계기준에 부합되는 원형강관으로 보강된 지중매설형 GFRP 개인하수 처리시설을 설계하고 유한요소해석을 수행하여 극한거동을 분석하였다. 지반을 비선형 스프링으로 대체한 해석모델과 3차원 고체요소를 적용한 두 가지 해석모델을 이용하여, 보강링의 형태와 지반조건의 변화에 따른 개인하수처리시설의 극한거동에 대한 매개변수 해석을 수행하였다.

3차원 정밀 해석을 통해 지반조건에 따라 매립된 원통형 셸구조의 극한 강도가 상이하게 나타났다. 지반의 탄성계수가 2.5배 변화함에 따라 극한 변위가 약 1.8배 크게 발생하였다. 지반내부마찰각의 변화에 따른 극한 변위는 초기탄성구간에서는 큰 차이가 없지만, 하중이 가해질수록 지반내부마찰각이 작을수록 크게 발생하였다. 또한, 대부분의 개인하수처리시설은 지반에 얇은 깊이로 매립되어 있어서 외력의 증가와 함께 원통형 셸 본체 및 강관 보강링은

지속적으로 휨 변형이 발생하며 현행 설계규정으로 사용되고 있는 외압을 받는 원형링의 좌굴거동은 발생하지 않음을 확인하였다.

즉, 지반에 매립된 개인하수처리시설의 극한거동에 중여한 영향을 주는 인자는 지반조건이지만 현행 설계조건에는 지반의 영향을 무시하고 있기 때문에 개인하수처리시설의 설계규정에 대한 보완이 요구된다고 판단된다.

### 감사의 글

본 연구는 한국연구재단의 일반연구자지원사업(No. 2012R1A1A2044646)의 연구비 지원으로 수행되었으며, 저자는 연구비 지원에 감사드립니다.

### References

Drucker, D. C. and Prager, W. (1952). "Soil mechanics and plastic analysis for limit design." *Quarterly of Applied Mathematics*, Vol. 10, No. 2, pp. 157-165.

Jo, K. J. and Kim, S. B. (2012). "Design of high strength underground FRP septic tank stiffend by circular steel pipe." *J. Korean Society of Civil Engineering*, 32(3A), pp. 171-181 (in Korean).

Ministry of Environment. (2011). Standard of structural and material performance of underground septic tank, Code of sewerage 58 (in Korean).

George Abdel-Sayed. (1978). "Stability of flexible conduits embedded in soil." *Canadian J. Civil Eng.*, 5(33), pp. 324-334.

Helwany, Sam. (2007). *Applied soil mechanics with ABAQUS applications*, John Wiley & Sons.

Medhat Ghobrial and George Abdel-Sayed. (1985). "Inelastic buckling of soil-steel structures." *Transportation Research Board*, pp. 7-14.

Oh, J. H. (1999). *Design and construction of soil retaining*, Engineers (in Korean).

Okeagu, B. N. and Abdel-Sayed, G. (1984). "Coefficients of soil reaction for buried flexible conduits." *Journal of Geotechnical Engineering*, ASCE, Vol. 110, pp. 908-922.

Ramberg, W. and Osgood, W. R. (1943). "Description of stress-strain surves by three parameters." *Technical Note No.902*, National Advisory Committee For Aeronautics, Washington DC.