



샌드위치형 GFRP 아치의 구조적 거동 및 현장 적용성 Structural Behavior of Sandwich Type GFRP Arch and Field Applicability

황대원* · 김광우* · 김용성* · 연규석*[†]

Hwang, Dae-Won · Kim, Kwang-Woo · Kim, Yong-Seong · Yeon, Kyu-Seok

Abstract

This study investigated the structural behavior and field applicability of sandwich type GFRP arches with polymer mortar in core. As a result, in case of crack loading and failure loading, total strains at crown were the highest; the fracture strain at crown was 0.01690, which is 4.2 times greater than the fracture strain (0.004) of cement concrete. The 3 % deflection load was 17.42 kN, the flexural strength was 163.98×10^{-3} GPa, and the flexural elastic modulus was 11.884 GPa. From load-deflection relationship up to 3.5 % deflection, 3D analysis results and experimental values were observed to be almost identical. It was considered reasonable to set a deflection rate limit to be 3 % for structural safety purpose. The standard external flexural strength of semicircular arch used in this study was approximately 2.64 times higher than that of hume pipe (2 type standard) and tripled composite pipe. The external pressure strength at fracture was approximately 1.57 times higher than that of hume pipe. It was confirmed that the implementing semicircular arch had mechanically more advantage than the circular pipe. Optimum member thickness was 8~53 mm according to arch radius of 450~1,800 mm and cover depth of 2~10 m. It was found that the larger strength could be obtained even if the thickness of member was smaller than that of concrete structure. In field application study, figures and equations were derived for obtaining applicable cover depth and optimum member thickness according to loading conditions. These would be useful data for design and manufacture of sandwich type semicircular arch.

Keywords: GFRP, polymer mortar, sandwich type, semicircular arch, structural behavior, triple composite pipe

1. 서 론

오늘날 소재산업의 발달로 인하여 건설산업 분야에서도 경제적이면서 재료의 구입이 용이하고 형상을 자유롭게 만들 수 있는 재료가 많이 이용되고 있다. 이러한 재료들은 적당한 강도를 얻을 수 있지만 큰 자중과 낮은 인장강도와 휨 강도, 약한 내약품성 등의 단점을 가진 것들도 많기 때문에 이러한 점들의 개선을 위한 연구개발이 꾸준히 이루어지고 있다(Jin et al., 2004).

이에 따라 구조물의 경량화, 고강도화와 함께 내구성 확보가 가능한 고분자 물질을 사용하여 연구 개발한 새로운 재료가 폴리머 복합체이다. 폴리머 복합체는 시멘트 복합체에 비해 물리·화학적 성질은 물론 압축, 휨, 인장 강도 등 역학적 성능이 우수하여 지하나 해양 등과 같은 특수 환경에 건설되는 구조물용으로 널리 이용되고 있다(Yeon et al., 1987; Yeon,

2009; Choi, 2017). 그리고 GFRP는 유리섬유(fiber glass) 복합재료로서 보강재로 많이 이용되며, 불포화 폴리에스터 수지, 에폭시 수지, 비닐에스테르 수지, 페놀 수지 등이 사용된다.

이러한 폴리머 복합체와 GFRP의 장점을 이용하여 연구 개발한 것 중의 하나가 샌드위치형 3중 복합관이다. 이것은 외압강도가 높고 내식성이 우수하여 하수관용으로 적합하며, 이에 대한 규격, 내하력의 기준, 시공방법 등에 대한 기준들도 정립되어 있다(Jin et al., 2013).

이 연구에서는 이러한 3중 복합관의 단면을 2등분하여 제작한 샌드위치형 GFRP 아치의 구조적 거동과 현장 적용성에 대하여 구명하고자 한다. 그러나 이에 대한 기존의 연구 결과는 물론 이와 관련된 각종 기준들을 찾아 볼 수가 없다.

일반적으로 아치 구조는 휨 모멘트나 전단력이 발생하지 않고 축방향력만 발생하여 인장강도에 비해 압축강도가 높은 콘크리트 재료의 특성을 극대화 할 수 있는 것으로 알려져 있다(Gilbert et al., 1994). 즉 아치 구조는 휨 모멘트보다 축방향력을 받는 구조물로서 연직하중에 의해 발생하는 지점부의 수평반력이 휨 모멘트를 상쇄시키는 작용을 하기 때문에 인장강도가 작고 압축강도가 큰 콘크리트를 사용하는 것이 유리하다(Choo et al., 1991; Desayi et al., 1964).

이 연구에서 대상으로 하고 있는 샌드위치형 GFRP 아치 구조는 철근 콘크리트를 사용한 일반적인 아치구조와 달리

* Department of Regional Infrastructure Engineering, Kangwon National University

† Corresponding author

Tel.: +82-33-250-6465 Fax: +82-33-259-5560

E-mail: ksyeon@kangwon.ac.kr

Received: October 20, 2017

Revised: January 11, 2018

Accepted: January 11, 2018

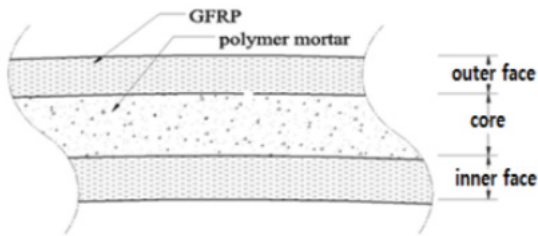
단면두께가 얇은 것이 특징이다. 그래서 프리캐스트 제품으로 제작에 유리하다. 공장에서 제작한 제품을 현장에서 조립할 경우 동바리나 거푸집 등이 불필요하기 때문에 시공인력의 최소화과 공기 단축 등이 가능하여 경제성을 확보할 수 있으면서 하자 발생도 줄일 수가 있다. 이러한 아치 구조물은 유지관리를 위해 일정한 내부 높이를 확보해야 되는 수로용이나 도로용 압거의 상부재로 사용하거나 독립적인 칼버트(culvert) 등에 이용할 수 있다.

이 연구에서는 이와 같은 샌드위치형 GFRP 아치 구조의 축소 모형에 대한 실험과 수치해석을 통하여 구조적 거동 특성을 구명함으로써 이것의 설계와 제작에 활용할 수 있는 기초자료를 도출함과 동시에 실제 현장에서의 적용 가능성에 대하여 검토하여 보고자 한다.

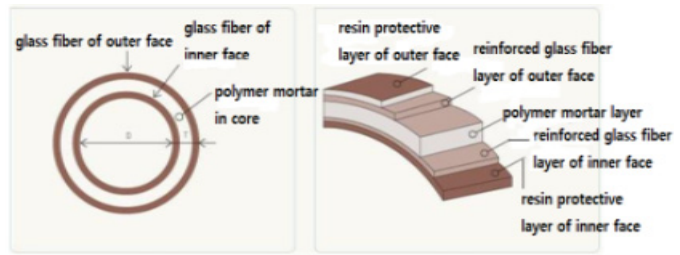
II. 시험체 제작 및 실험

1. 단면 구성

외층과 내층은 GFRP로, 중간층은 폴리머 모르타르로 구성된 3중 복합 단면으로서 그 형상은 다음 Fig. 1과 같다.



(a) Cross section for composite material



(b) Typical cross section

Fig. 1 Cross section of GFRP 3-layer composite materials [http://www.rrcpipe.co.kr/sub_page/print.php?write=product]

Table 1 Properties of unsaturated polyester resin

Density (25 °C)	Viscosity (25 °C, MPa·s)	Acid value	Styrene content (%)
1,13	300	20,0	40

Table 2 Properties of the MMA monomer

Density (25 °C)	Viscosity (20 °C, MPa·s)	Molecular weight (g/mol)	Apperance
0,9420	0,56	100	Transparent

Table 3 Properties of initiator

Component	Specific gravity (25 °C)	Active oxygen
MEKPO 55 % DMP 45 %	1,12	10,0

2. 사용재료

가. 폴리머 모르타르 제조

(1) 불포화 폴리에스터 수지

사용한 불포화 폴리에스터 수지는 한국의 A사 제품으로서 올소타입 (ortho type)이며, 그 성질은 Table 1과 같다.

(2) MMA 모노머

MMA 모노머는 주 결합재인 불포화 폴리에스터 수지에 일정한 비율로 혼합하여 사용하였으며, 그 성질은 Table 2와 같다.

(3) 개시제 (initiator)

일반적으로 불포화 폴리에스터 수지에는 경화 촉진제가 첨가되어 있으며 경화반응을 위해 개시제를 사용한다. 사용한 개시제의 성질은 Table 3과 같다.

(4) 수축 저감제

폴리에스터 수지는 경화시 보통 6~10 % 정도의 큰 경화수축이 발생하여 치수의 안정성을 저해할 수 있기 때문에 수축 저감제를 사용하며, 그 성질은 Table 4와 같다.

Table 4 Properties of shrinkage reducing agent

Density (20 °C)	Viscosity (at 20 °C, MPa·s)	Nonvolatile substance (%)	Appearance
1,11	3,100~4,100	34~38	Transparent

(5) 골재 및 충전재

골재로는 실리카 샌드 (silica sand)를 사용하였으며, 최대 크기는 5 mm이고 함수율이 0.1 %이하가 되도록 하였으며, 이에 대한 물리적 성질은 Table 5와 같다. 충전재는 증질탄산 칼슘을 사용하였으며, 그 성질은 Table 6과 같다.

(6) 폴리머 모르타르의 배합비

폴리머 모르타르의 배합비는 반복시험에 의해 결정 하였으며, 그 결과는 다음 Table 7과 같다.

나. GFRP의 제조

(1) 유리섬유

사용된 유리섬유는 칩 스트랜드 (chopped strand)로서 길

이 40~50 mm, 폭 1 mm, 두께 0.3 mm인 단섬유이며 화학적 성분과 물리·역학적 특성은 Table 8 및 9와 같다.

(2) GFRP의 조성비

결합재로 불포화 폴리에스터 수지를 사용하였으며, 강성 증가와 뒤틀림 및 힘 방지, 수축방지 등을 위하여 충전재로 증질탄산 칼슘을 사용하였다. 조성비는 결합재 20.0 wt%, 충전재 20.0 wt%, 유리섬유는 60.0 wt%로 하였다.

3. 시험체 제작

시험체는 원심성형 (centrifugal casting)공법으로 제조한 원형관을 반원 형태로 절단하여 제작하였으며 그 형상은 Fig. 2와 같다.

Table 5 Physical properties of aggregate

Size (mm)	Apparent density (g/cm ³)	Unit weight (kg/m ³)	Finess modulus	Water contents (%)	Organic impurities
0,08~5	2,64	1,648	3,09	< 0,1	Nil

Table 6 Properties of heavy calcium carbonate

Specific gravity	Absorption (%)	Moisture content (%)	PH	Mean grain size (μm)	Retained Percentage of 325 mesh sieve (%)
2,75	0,20	0,3 less	8,8	13	14,3

Table 7 Binder formation and mixture proportion of polymer mortar

(unit : wt %)

Binder content	Binder formation			Filler	Fine aggregate
	UP : MMA	MEKPO (phr*)	DMA (phr*)		
12,0	80 : 20	1,5	1,0	18,0	70,0

phr* : parts per hundred parts of resin

Table 8 Chemical components of glass fiber

(unit : %)

SiO ₂	Al ₂ O ₃	CaO	MgO	B ₂ O ₃	Na ₂ O-K ₂ O	SO ₃
52~72	0,6~16	10~25	0~2,5	2~13	0~14,2	0,7

Table 9 Physical and mechanical properties of glass fiber

Specific gravity	Tensile strength (MPa)	Modulus of elasticity (MPa)	Max. elongation (%)	Max. absorption (%)	Coefficient of thermal expansion
2,54	1,500	74,000	4	0,3	5,0×10 ⁻⁶ /°C

시험체 3개에 대한 길이와 두께를 측정한 값은 Table 10과 같다. 시험체의 표준 치수는 Fig. 3 (a)에서 볼 수 있는 바와 같이 길이 $L=300$ mm, 내측반경 $R=450$ mm, 두께 $t=20$ mm 이며, 스트레인 게이지의 부착 위치 및 하중의 재하 형태는 Fig. 3 (b)에 나타낸 바와 같다.

4. 실험방법

시험체의 양지점은 힌지가 되도록 하였으며, 반원형 아치의 정점부에 집중하중을 재하 하였다. 이 때 LVDT는 정점부의 하부에 설치하였으며, 스트레인게이지는 정점부 내측에 부착하였다. 재하에는 1,000 kN 용량의 압축 시험기를 사용하였으며, 10 mm/min의 속도로 재하 하여 처짐과 변형률을 측정하였다 (Fig. 3 참조).



Fig. 2 View of arch specimen

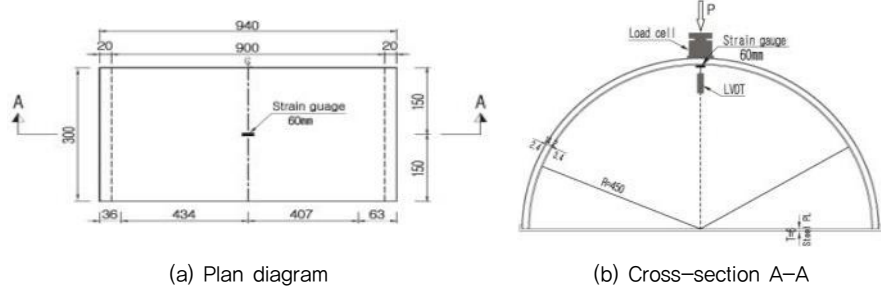


Fig. 3 Standard dimensions of arch specimen

IV. 결과 및 고찰

1. 변형특성 분석

1) 균열 및 파괴 양상

균열의 발생 양상을 Fig. 4에서 살펴보면 아치 정점부의 하단 GFRP층과 폴리머 모르타르 경계점에서 균열이 발생되기 시작하여 중립축 방향으로 전파되면서 사인장 균열로 진행됨을 알 수 있다. 파괴양상은 휨 균열과 사인장 균열이 급속하게 진전되어 중심부를 관통함과 동시에 파괴가 일어났다. 이러한 파괴양상만 보면 취성파괴로 볼 수 있으나 상당한 변위(35 mm 이상)로서 높이의 7.8 %에 해당하는 변형)를 발생시킨 후에 일어나는 파괴이므로 취성파괴라고 볼 수는 없다.

2) 하중-변형률 관계

3개의 시험체에 대한 하중-변형률 곡선은 Fig. 5에 나타낸 바와 같다. 시험체 파괴 시 정점부 평균 변형률은 0.01690로서 철



(a) Specimen A



(b) Specimen B



(c) Specimen C

Fig. 4 Failure details

Table 10 Specification for arch specimen

(unit: mm)

Division	Specimen A				Specimen B				Specimen C			
Length	285,17				256,67				308,58			
Specimen	outer face	core	inner face	total	outer face	core	inner face	total	outer face	core	inner face	total
Thickness	2,46	13,71	3,54	19,71	2,42	14,42	3,33	20,17	2,38	14,58	3,29	20,25

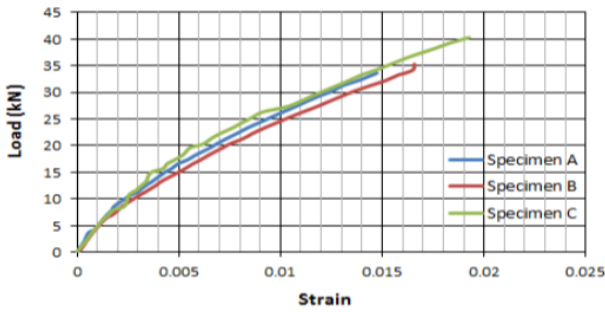


Fig. 5 Load - strain curves

근 콘크리트의 콘크리트 파괴시 변형률인 0.004 (McCormac et al., 2013)보다 약 4.2배 크게 나타남을 알 수 있다. 이러한 결과로부터 폴리머 복합재료는 포틀랜드 시멘트 콘크리트 보다 탄성적임을 알 수 있다.

3) 하중-변위 관계

3개의 시험체에 대한 하중-변위 곡선은 Fig. 6에 나타낸 바와 같다. 여기서 균열하중은 평균 36.075 kN이었고, 파괴하중은 평균 36.408 kN으로서 차이가 크지 않았다. 그리고 균열발생시의 변위는 평균 38.42 mm이었으며, 파괴시의 변위는 평균 39.84 mm로서 역시 큰 차이를 보이지 않았다. 여기서 측정된 3% 변위는 식 (2)에서 휨 탄성계수를 구하는데 이용된다.

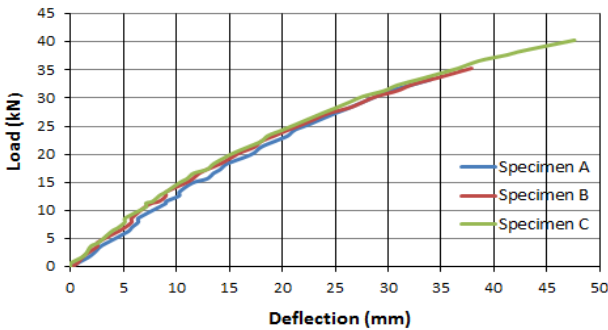


Fig. 6 Load - deflection curves

4) 휨 강도 및 휨 탄성계수

시험체에 대한 휨 강도는 현장 적용성 검토에, 휨 탄성계수는 수치해석 및 현장 적용성 검토에 필요한 요소이다. 휨 강도와 휨 탄성계수는 다음 식 (1) 및 (2)에 의해 구하였다.

$$\text{휨 강도}(\sigma_f : \text{MPa}) = \frac{M}{Z} = \frac{3PR}{\pi B t^2} (\pi - 2) \quad (1)$$

$$\begin{aligned} \text{휨 탄성계수}(E_f : \text{MPa}) \\ = \frac{PR^3}{\delta_c I} \left[\frac{1}{8} (3\pi - 8 - \frac{4}{\pi}) \right] = \frac{3PR^3(3\pi^2 - 8\pi - 4)}{2\delta_c \pi B t^3} \quad (2) \end{aligned}$$

여기서, M: 휨모멘트, Z: 단면계수, P: 작용하중
R: 아치 반경, B: 부재 폭, t: 부재 두께
I: 단면2차 모멘트, δ_c : 아치 정점부의 3% 변위

휨 강도와 휨 탄성계수 산출을 위한 기준 변위는 국내 하수 도시설 기준에서 연성관의 경우 5%로 정하고 있으므로 반원형의 경우 변위를 2.5%로 하여야 하나 3% 변위까지 가능한 것으로 보고, 이 값을 적용하여 구한 휨 강도 및 휨 탄성계수는 다음 Table 11과 같다.

2. 수치해석에 의한 응력해석

가. 해석 모델링

본 연구의 수치해석에는 SAP 2000 프로그램을 사용하였다. 수치해석 시 모델링은 입체 쉘 구조로 하였으며, 모델링 시 약 30 mm 쉘 요소 부재로 구성하였다. 지점의 경계조건은 실험과 동일한 조건으로서 양측 지점을 힌지로 하였다.

나. 적용 물성치와 작용하중

수치해석 시 적용한 물성치는 실험결과에 의해 산출된 휨 탄성계수를 사용하고 자중은 GFRP 복합관의 실제 중량인 20.76 kN/m³을 적용하였다. 그리고 물성치는 Table 11과 같고 아치 시험체에 대한 제원은 Table 12와 같다. 하중은 Fig. 7과 같은 집중하중을 재하 하였다.

Table 11 Flexural strength and flexural elastic modules

Specimen	Experiment			Flexural strength ($\times 10^{-3}$ GPa)	Flexural elastic modules (GPa)
	Failure		Load (kN)		3% deflection
	load (kN)	deflection (mm)	3% deflection		
A	33,633	34,02	16,650	155,45	11,700
B	35,298	37,89	17,649	173,26	13,076
C	40,293	47,61	17,982	163,23	10,876
Average	36,408	39,84	17,427	163,98	11,884

Table 12 Elements required for numerical analysis

Specimen		
Division	Width (mm)	Thickness (mm)
A	285.17	19.71
B	256.67	20.17
C	308.58	20.21

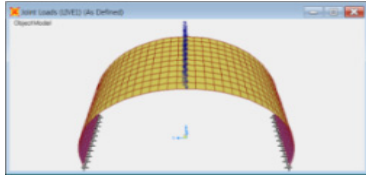


Fig. 7 Load acting on arch model

다. 응력에 대한 검토

각 시험체에 대한 3D 해석 결과는 Fig. 8, Fig. 9, Fig. 10과 같다. 수치해석에 의한 응력의 적정성을 검토하기 위하여 재하 하중에 따른 실험응력, 이론응력 및 3D 해석 응력을 비교하여 나타낸 것이 Fig. 11이다. 여기서 이론적 해석에는 식 (3)을 이용하였다.

$$\sigma_{\theta} = \frac{6PR}{Bt^2} \left[\frac{1}{2}(1 - \cos\theta) - \frac{\sin\theta}{\pi} \right] \quad (3)$$

Fig. 11에서 이론응력은 5% 변위가 발생하는 약 25 kN까지는 실험응력보다 크게 발생하였으나 이 점을 지나면서 부

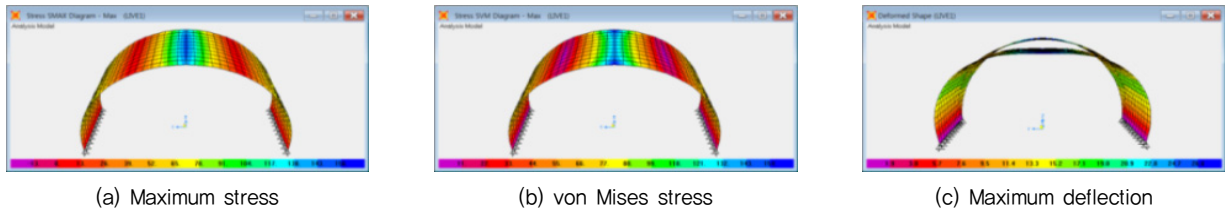


Fig. 8 3D analysis results for specimen A

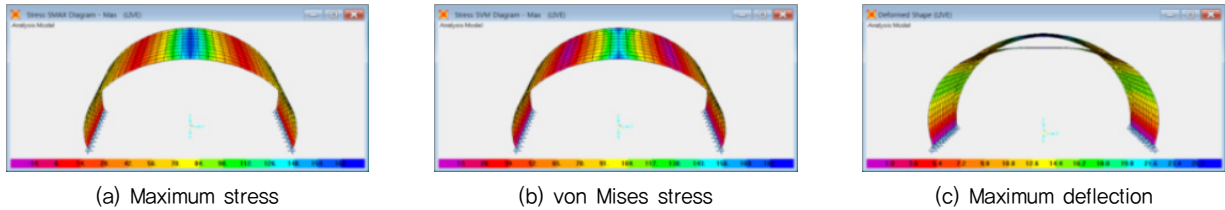


Fig. 9 3D analysis results for specimen B

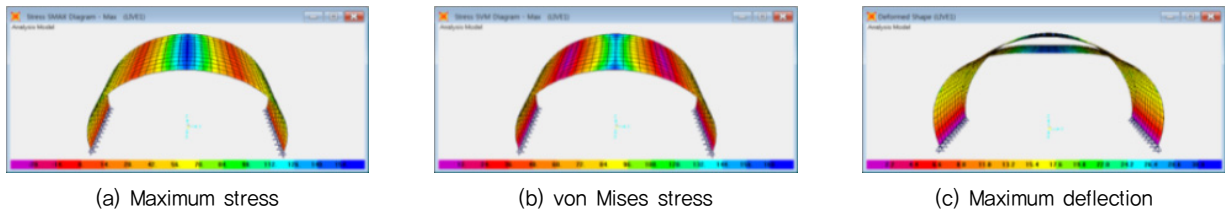


Fig. 10 3D analysis results for specimen C

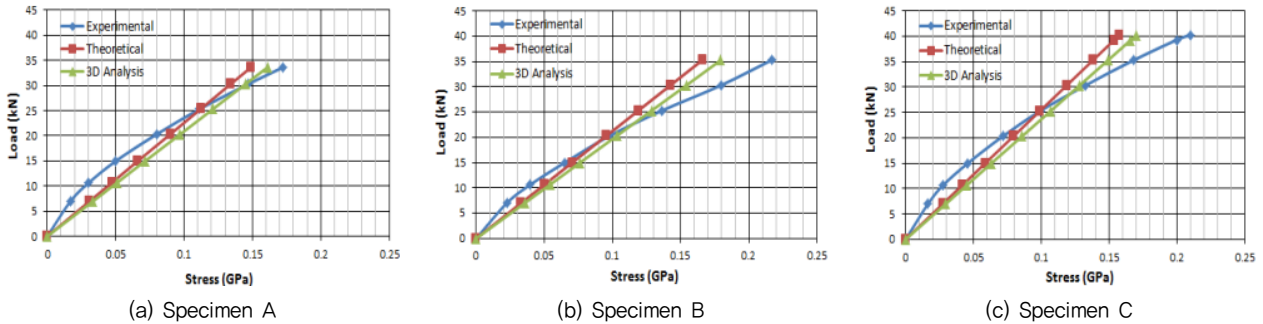


Fig. 11 Load – stress relationships

터는 작아짐을 알 수 있다. 그리고 3D 수치해석 응력은 평균 약 5.6 %의 변위가 발생하는 약 28 kN 까지는 실험응력보다 크게 발생하였으나 이 점을 지나서 부터는 작아졌다. 이와 같이 이론응력이나 수치해석 응력이 5 % 변위까지는 실험응력보다 크게 나타난 것은 안전성 확보 측면에서 유리한 점이라고 할 수 있다.

이것은 앞에서 제시한 수직 변위 3 %를 기준으로 응력에 대한 안전성 검토 시 실험응력 보다 이론응력이나 수치해석 응력이 크게 나타나므로 이를 응력 검토 시 적용하면 불리한 응력으로 검토하기 때문에 안전성 확보 측면에서 유리하다고 할 수 있다.

라. 변위에 대한 검토

수치 해석에 의해 산출된 변위값의 적정성을 검토하기 위하여 실험과 이론적 해석, 3D 해석에 의해 산출된 하중-변위 관계도는 Fig. 12와 같다. 여기서 이론적 해석에는 식 (4)를 이용하였다.

$$\delta_{\theta} = \frac{R^3}{EI} \left[\frac{P}{2} \left(\frac{3\theta}{2} - 2\sin\theta + \cos\theta + \frac{\sin 2\theta}{4} - \frac{\cos 2\theta}{4} - \frac{3}{4} \right) + \frac{P}{\pi} \left(\frac{\theta}{2} + \cos\theta - \frac{\sin 2\theta}{4} - \frac{\cos 2\theta}{4} - \frac{3}{4} \right) \right]$$

이 결과에서 보면 3.3 % 변위율에 해당하는 약 15 mm의 변위가 발생할 때까지는 이론적인 변위와 실험에 의해 구한 변위가 거의 선형적으로 변하면서 일치하는 경향을 보였다. 약 3.3 % 변위율 발생 이후 이론적인 변위는 작용하중의 크기에 비례하여 직선으로 나타나지만 실험에 의한 변위는 비선형적으로 나타나고 있다.

하중-변위 관계에서 변위율 3.5 %까지는 3D 해석한 것과 실험적인 것이 거의 일치하고, 변위율 3.5 %부터 6 %까지는 실험시 변위가 약 14.4 % 크게 나타나다가 파괴점인 8.8 % 변위율에서는 약 29.3 %의 다소 큰 차이의 변위를 보이고 있

다. 이러한 현상은 3D로 수치해석한 변위는 탄성거동에 의한 변위만을 나타내고 실험시의 변위는 탄성거동 이후 소성거동 단계까지 포함하기 때문인 것으로 판단된다.

앞에서 제시한 휨 탄성계수도 하중-변위 관계도에서 수치 해석 값과 실험값을 비교해 보면 변위율 3.3 %까지 거의 일치함을 볼 때 변위율의 3.0 %에 해당하는 휨 탄성계수를 사용하는 것이 적정한 것으로 판단된다.

수치해석의 적정성 검토 시 변위 3 %일 때 기준 휨 외압강도는 61.47 kN/m이고 파괴시 외압강도(즉 파괴강도)는 128.43 kN/m으로 나타났다. 이러한 외압강도는 반경이 450 mm인 흙관의 경우 KS 규격(2중 기준)에서는 5 % 변형시 기준 휨 외압강도가 23.27 kN/m이고 파괴시 외압강도가 81.53 kN/m이고 3중 복합관에서는 5 % 변형시 기준 휨 외압강도가 23.30 kN/m이고 파괴시 외압강도가 81.60 kN/m인 것을 비교해 볼 때 기준 휨 외압강도는 약 2.64배, 파괴시 외압강도는 약 1.57배가 큰 유리한 구조체임을 알 수 있다.

3. 현장 적용성 검토

가. 작용하중

일반적으로 지중에 매설되는 아치는 상부에 토사의 자중이나 차량하중이 작용하고, 측면에는 토사와 자동차 등에 의한 정지토압이 작용하는 구조물로 해석하고 있으며, 이를 그림으로 나타내면 Fig. 13과 같다.

- 자동차 하중이 작용하는 경우 (W_T)
- 토사 하중이 작용하는 경우 ($W_v = \gamma_s \times H$)
- 아치 구조물의 정점부 측면에 작용하는 하중 ($w_{ht} = W \times k_H$)
- 아치 구조물의 지점부 측면에 작용하는 하중 ($w_{hb} = k_H (W + \gamma_s \times R)$)

여기서, γ_s : 토사의 단위중량(일반적으로 19 kN/m³을 적용),

H: 토피고 (m), k_H : 토압계수, R: 아치 구조물의 높이 혹은 아치 구조물의 반경

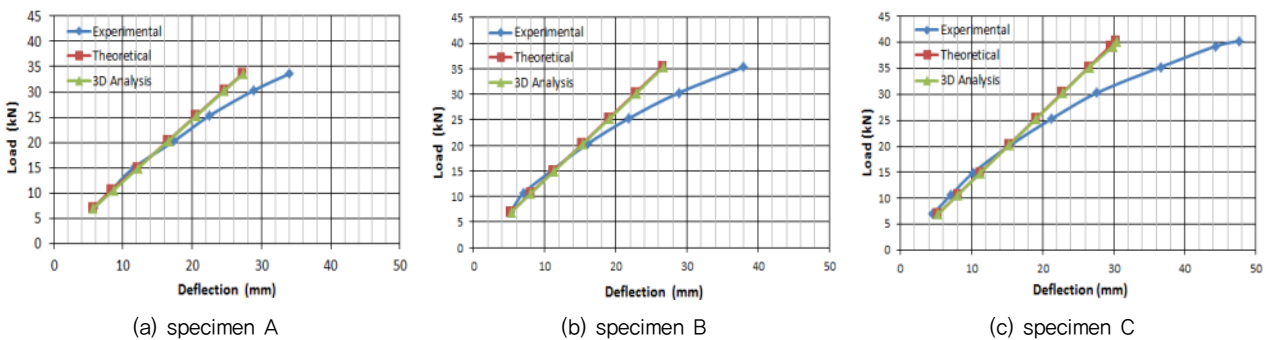


Fig. 12 Load – deflection relationships

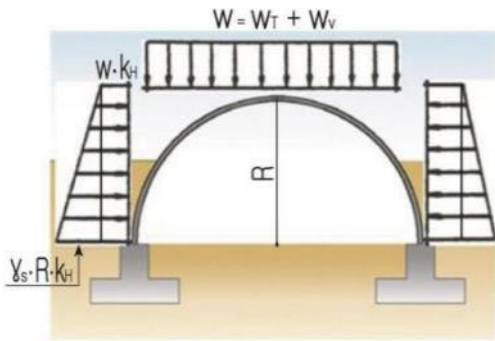


Fig. 13 Load acting on model

(1) 아치 구조물의 상부에 작용하는 하중

아치 구조물의 상부에 작용하는 하중은 연직하중으로서, DB-24인 자동차 하중이 작용하는 경우 토피와 아치의 기간에 따라 등분포 하중으로 환산한 하중을 적용하였다.

나. 적용 물성치

반원형 아치 시험체의 치수와 재료의 물성치는 Table 13과 같다. 여기서 시험체의 치수는 3개의 시험체에 대한 평균 값이다.

다. 적정 토피고 산정

아치 부재가 연성재료일 경우 시공 중에 발생한 변위가 시공 완료 후에도 원래의 상태로 복원되지 않아 역학적 측면에서 불리하다. 이를 고려하여 본 연구에 사용한 샌드위치형 반원형 아치 구조물도 변위에 대한 안전성 확보 측면에서의 검

토 기준 설정이 필요하다. 본 연구에서 수행한 하중-변위 실험 결과와 3D로 수치 해석한 결과를 비교해 보면 약 3% 변위까지는 변화 경향이 거의 일치하므로 3%의 변위를 구조 검토의 기준으로 설정하였다.

아치 구조물을 수로나 통로의 암거와 같은 지중 구조물에 적용할 경우 토사의 되메우기 방법에 따라 아치 부재의 응력과 변위가 다르게 나타나게 된다. 따라서 토사 되메우기 상태와 시간 변화에 따라 발생하는 응력과 변위 값을 구하였으며, 이를 이용하여 시간 변화와 토사 되메우기 방법에 의해 발생하는 응력과 변위를 구할 수 있는 그래프를 다음 Fig. 14 및 Fig. 15와 같이 도출하였다.

Fig. 15에서 편측 토압 작용시 최대 변위는 수평방향으로 발생하며, 아치의 반경이 1,200 mm 이상이면 3% 변위를 초과하고, 양측 토압 작용시 최대 변위는 수직방향으로 발생하며, 아치의 반경이 1,400 mm 이상이면 3% 변위를 초과하였다. 이러한 결과로 부터 편측 토압 작용 시에는 아치 반경 1,200 mm 이하에서 안전하고, 양측면 토압 작용 시에는 아치 반경 1,400 mm 이하에서 안전함을 알 수 있다.

라. 적정 부재 두께 산정

시공 가능한 토피고를 2~10 m까지 적용하여 아치 반경의 크기에 따른 부재의 적정 두께를 검토하였다. 적용 토피고를 2 m씩 증가시키면서 구한 적정 부재 총 두께를 0.5 mm 단위로 산정하였다. 산출된 적정 부재 총 두께와 응력 값을 이용하여 아치의 반경과 토피고에 따라 적정 부재 총 두께를 구할 수 있는 그래프를 도출하였으며, Fig. 16과 같다. 이 결과에서 보

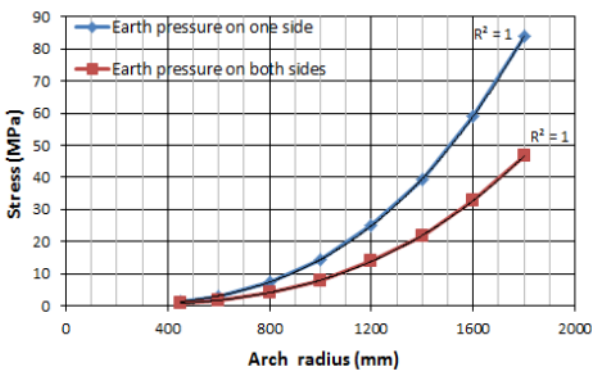


Fig. 14 Induced stress during construction due to difference of arch radius

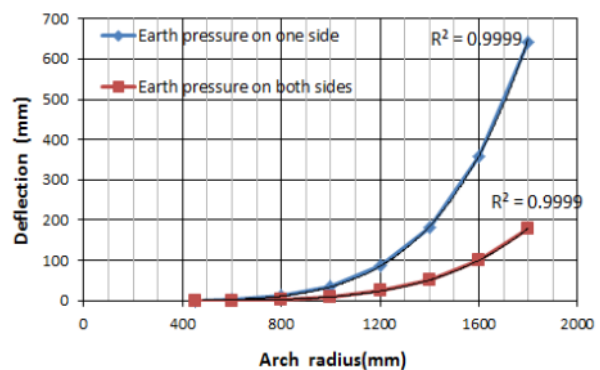
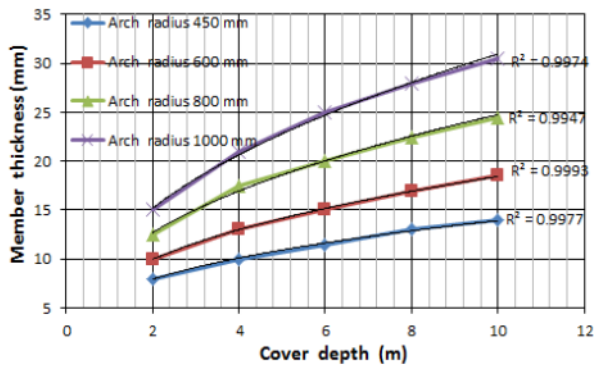


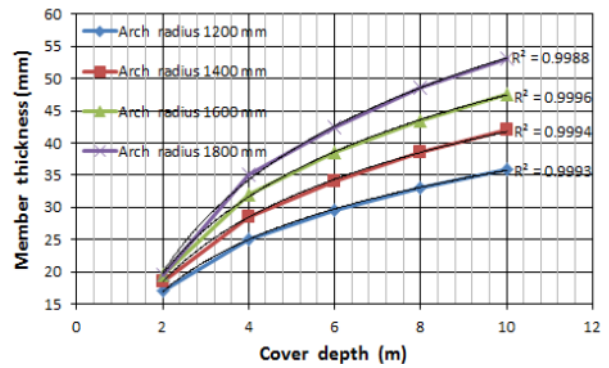
Fig. 15 Induced deflection during construction due to difference of arch radius

Table 13 Specimen size and material properties of semicircle arch structure

Specimen size		Unit weight (kN/m)	Flexural elastic modulus (GPa)	Flexural strength ($\times 10^{-3}$ GPa)	Poisson's ratio (ν)
Width (mm)	Thickness (mm)				
1,000	20.03	0.609	11,884	163.98	0.17



(a) Arch radius 450~1,000 mm



(b) Arch radius 1,200~1,800 mm

Fig. 16 Optimum thickness of member according to arch radius and cover depth

면 토피고 2~10 m일 때 아치 반경이 450~1800 mm인 경우 아치 부재의 적정 총 두께는 8~53 mm로 산정되었다.

그리고 제조방법상의 특성, 재료상의 특성, 구조상의 특성을 고려한 연구가 수행되어야 할 것이다.

VII. 결 론

본 연구를 통해 얻어진 결론은 다음과 같다.

1. 균열하중과 파괴하중의 경우 모두 정점부에서 변형률이 가장 크게 나타났으며, 시험체 파괴시의 정점부 변형률은 0.01690로서 시멘트 콘크리트 파괴시 변형률인 0.004 보다 약 4.2배 크게 나타났다.
2. 지중에 설치하는 아치 구조물의 3 % 변위 하중은 17.42 kN을 나타냈으며, 휨 강도는 163.98×10^{-3} GPa, 휨 탄성 계수는 11.884 GPa로 나타났다. 이러한 역학적 성질은 반원형 아치 설계 및 제작시 활용할 수 있을 것이다.
3. 하중 변위 관계로부터 3.5 % 변위까지는 3D 해석한 결과와 실험에 의한 값이 거의 일치함을 볼 때 구조물의 안전성 확보를 위한 기준을 변위율 3 %로 정하는 것이 타당하다고 판단된다.
4. 본 연구에 사용한 반원형 아치의 외압강도는 흙관 (2중 기준) 및 3중 복합관보다 기준 휨 외압강도는 약 2.64배, 파괴 시 외압강도는 약 1.57배가 크게 나타나 원형관보다 역학적으로 유리함을 확인 할 수 있었다.
5. 아치 반경의 크기 (450~1,800 mm)와 적용 토피고 (2~10 m)에 따라 적정 부재 총 두께는 8~53 mm를 나타냈다. 이 결과로부터 콘크리트 구조에 비하여 부재 두께가 작아도 큰 강도를 얻을 수 있음을 알 수 있다.
6. 샌드위치형 GFRP 아치는 지중 구조물에 효율적이라고 판단되며, 향후 추가적으로 단면 두께 및 시험체의 크기

REFERENCES

1. Choi, Y. S., 2017. Predictive Models of Flexural Fatigue Life for Polymer Concrete. *Ph. D. Dissertation*, Kangwon National University (in Korean).
2. Choo, B. S., M. G. Coutie, and N. G. Gong, 1991. Finite Element Analysis of Masonry Arch Bridges using Tapered Element. *Proceedings of the Institution of Civil Engineers*, 91(4): 755-770, <http://doi.org/10.1680/iicep.1991.17489>
3. Desayi, P., and S. Krishnan, 1964. Equation for the Stress-Strain Curve of Concrete. *ACI Journal* 61(3): 345-350.
4. Gilbert, M., and C. Melbourne, 1994. Rigid-Block Analysis of Masonry Structures. *The Structural Engineer* 72(21): 356-361.
5. Jin, N. J., 2004. Flexural Behaviors of Steel and GFRP Reinforced Polymer Concrete T-beam. *Ph. D. Dissertation*, Kangwon National University (in Korean).
6. Jin, N. J., H. G. Hwang, and J. H. Yeon, 2013. Structural Analysis and Optimum Design of GRP Pipes based on Properties of Materials. *Construction and Building Materials* 38: 16-326, <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2012.07.115>
7. McCormac, J. C., and R. H. Brown, 2014. Design of Reinforced Concrete. 9th Edition, John Wiley & Sons, Inc. ISBN: 978-1-118-43081-1 (BRV)
8. Yeon, K. S., D. W. Fowler, and D. L. Wheat, 1987. Static Flexural Behavior of Various Polymer Concrete Beam. *Proceedings of the 5th International Congress on Polymers in Concrete*: 85-90.
9. Yeon, K. S., 2009. Stress-Strain Curve Modeling and Length Effect of Polymer Concrete Subject to Flexural Compressive Stress. *Journal of Applied Polymer Science* 114(6): 3819-3826, [doi:10.1002/app.30992](https://doi.org/10.1002/app.30992)