

비부착텐던 PSC 격납건물에 대한 구조건전성시험 및 수치해석 I

노상훈^{1*} · 정래영² · 김성택¹ · 임상준¹

¹한국수력원자력(주) 중앙연구원, ²한국원자력안전기술원 구조부지평가실

The Structural Integrity Test for a PSC Containment with Unbonded Tendons and Numerical Analysis I

Sanghoon Noh^{1*}, Raeyoung Jung², Sung-Taek Kim³ and Sang-Jun Lim⁴

¹Central Research Institute, Korea Hydro and Nuclear Power Co. LTD, Daejeon, 34101, Korea

²Structural Systems and Site Evaluation Dept., Korea Institute of Nuclear Safety, Daejeon, 34142, Korea

Abstract

A reactor containment acts as a final barrier to prevent leakage of radioactive material due to the possible reactor accidents into external environment. Because of the functional importance of the containment building, the SIT(Structural Integrity Test) for containments shall be performed to evaluate the structural acceptability and demonstrate the quality of construction. An initial numerical analysis was performed to simulate the results obtained from the SIT for a prestressed concrete(PSC) structure. But the analysis results by the initial model expected smaller displacements than the measured ones by 30% at some locations. Accordingly, the research and development to improve the initial model to correlate the measured results of the SIT more properly have been performed. In this paper, the effects of the loss of concrete due to duct for tendons and the contact of duct and tendons in un-bonded tendon system are mainly evaluated based on the preliminary analysis results. In addition, the importances of the proper definition of mesh connectivity among structural elements of concrete, liner plates, rebars and tendons are discussed.

Keywords : tendon, containment structure, prestressed concrete, structural integrity, internal pressure

1. 서 론

일반적으로 원자로격납건물 내에서 냉각재 손실사고(loss of coolant accident, LOCA)가 발생하면 온도와 압력이 급격하게 상승하게 되며, 방사성물질의 최종차폐체인 원자로격납건물에 매우 큰 응력(stress)이 작용하게 된다. 원자로격납건물은 이러한 LOCA 시에도 구조물이 탄성 거동하도록 충분한 보수성을 반영하여 설계된다. 뿐만 아니라, 해당 설계가 유효하여 격납건물의 저항 능력 및 건전성이 유지되고 있음을 확인하기 위해 격납건물 시공 후 실증시험을 수행하는데 이를 구조건전성시험(structural integrity test, SIT)이라 한다.

국내 및 UAE 최신 건설 원전인 APR1400 노형 중 최초 호기인 신고리 3호기의 SIT 시험이 2012년에 수행(KHNP TR, 2013)되었으며, 후속 호기인 신고리 4호기의 SIT시험

이 2015년 중 수행 예정이다.

신고리 3호기 SIT 수행 시 예측된 변형률, 변위 등의 분석 결과, 구조물의 선형 및 탄성 거동 여부, 시험 후의 변위 회복률 등이 연관 설계 기준(ACI-ASME joint technical committee, 1998)을 만족하며 구조건전성이 확보됨을 확인하였다(KHNP TR, 2013).

한편, SIT결과 예측을 위해 기 개발된 해석모델(KHNP TR, 2013)에 의해 산정된 변위와 예측된 변위를 비교한 결과, 설계 의도 만족 여부와는 무관하나 각 방위각(azimuth)에 따른 반경 혹은 직경방향 변위 거동의 경향성이 해석과 예측에 있어 상이하게 나타났다. 특히, 텐던(tendon)을 정착하기 위하여 단면이 크게 보강된 부벽(buttress)의 강성 증가 효과가 해석결과 대비 실제 예측에서는 작은 것으로 분석되었다.

* Corresponding author:

Tel: +82-42-870-5843; E-mail: sanghoon.noh@khnp.co.kr

Received July 7 2015; Revised September 10 2015;

Accepted September 11 2015

©2015 by Computational Structural Engineering Institute of Korea

This is an Open-Access article distributed under the terms of the Creative Commons Attribution Non-Commercial License(<http://creativecommons.org/licenses/by-nc/3.0>) which permits unrestricted non-commercial use, distribution, and reproduction in any medium, provided the original work is properly cited.

이에 따라, 본 논문에서는 수치해석과 실험결과의 차이를 유발할 수 있는 주요 인자에 대한 영향을 분석하고 연관 예비 해석을 수행하였다. 예비 해석에서 도출된 주요 결론을 본 해석 모델 작성 시에 반영함으로써 수치해석 모델을 개선하고자 하였다. 특히 텐던과 덕트(duct)의 상호 밀착 여부에 대한 영향을 고려하여 격납건물 각 위치별 강성 분포를 실제 시공 상태와 한 단계 더 가깝도록 구현하였고, 개선된 모델을 통해 해석한 결과가 SIT 수행 결과와 유사함을 확인하였다.

본 논문은 2편으로 구성되었으며, I편에서는 SIT 계측 결과와 초기 해석모델에 따른 해석결과(KHNP TR, 2013) 비교 검토, 초기 해석모델 개선을 위한 예비해석 결과를 정리하였다.

2. 본 론

이 장에서는 SIT 수행 과정에 대한 소개, 초기 해석 모델에 따른 해석 결과(KHNP TR, 2013)와 SIT 계측 결과를 비교 검토하였다. 또한 예비해석 결과 및 주요 고려사항을 분석함으로써 초기 해석모델의 개선 방안을 정리하였다.

2.1 SIT 수행 과정

SIT에서는 원자로 격납건물 설계압력(APR1400 노형의 경우, 60psig)의 1.15배인 시험압력까지 가압 및 감압을 수행하면서 구조물의 변형 상태를 측정한다.

시험 수행 전에 격납건물 내부기기의 보호 작업 등을 수행하며, 변위 측정 시스템, 콘크리트 표면온도 측정 시스템, 철근 변형률 계측 시스템 등을 구축한다.

Fig. 1은 신고리 3호기에 사용된 변위 계측기 집합체인 LVDT와 스프링 조립체 및 벽체에 고정된 변위 계측기(extensometer)를 보여주고 있으며, 시험에서는 49개소의 변위를 측정하기 위하여 총 52개의 계측기가 사용되었다.

콘크리트의 표면 온도는, 가압착수 단계와 감압 완료 단계의 온도 변화가 있을 경우, 잔류 변위에 영향을 줄 수 있으며,



Fig. 1 LVDT and spring assembly, and extensometer mounted on the wall

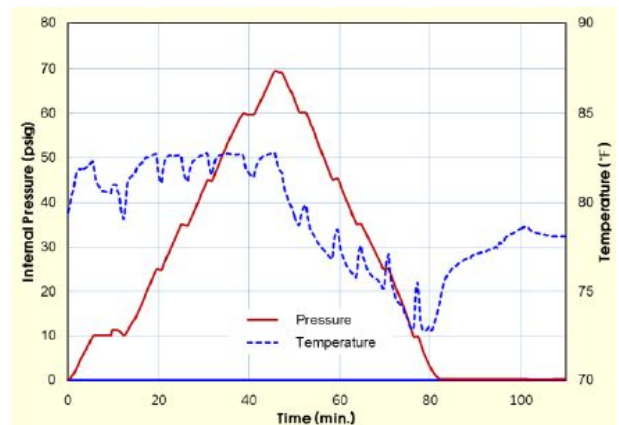


Fig. 2 Variation of the internal pressure and temperature during the test.

이러한 영향을 고려할 수 있도록 시험 수행 시 측정되었다.

Fig. 2에서는 가압 시작에서 감압 종료에 이르기까지 총 80여 시간의 SIT 수행 동안의 내부온도와 압력 이력을 나타내고 있다. 변위 계측 결과, 격납건물 변위의 회복율(최종 감압 상태의 잔류변위/최대 가압 상태의 변위)이 대부분 90% 이상을 상회하고, (-)방향 잔류변위가 발생하지 않아 연관 기술기준(ACI-ASME joint technical committee, 1998)을 충분히 만족하므로 온도에 따른 영향 평가는 별도로 수행되지 않았다.

2.2 SIT 변위 계측 결과

SIT 수행 시 총 49개소에서 변위가 계측되었다. 그 중 격납건물 벽체 반경 방향 12개소 및 직경 방향 9개소 등 총 21개소에서 계측되었는데, 이를 도식화하면 Fig. 3과 같으며 상세 계측 위치는 Table 1과 같다.

반경 방향은 60°에서 원환방향으로 90° 간격 기준으로 4개의 방향으로 3개 구역의 각 높이에서 계측되어 총 12개소에서 계측되었으며, 직경 방향은 3개의 부벽이 있는 위치와 맞은편 간의 연결을 기준으로 3개 구역의 각 높이에서 계측

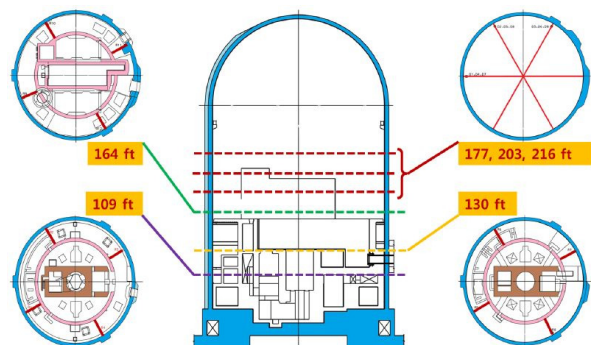


Fig. 3 Locations for displacement measurement at wall

Table 1 Measured displacements at each locations

No.	ID NO.	El.(ft)	AZM[°]	Maximum Displacement (69psig) [inch]	Note
1	R1	107.50	63	0.236	-
2	R2	108.25	150.5	0.211	-
3	R3	109.00	240	0.329	-
4	R4	106.88	330	0.205	buttress
5	R5	143.00	60.5	0.265	-
6	R6	142.00	151.92	0.242	-
7	R7	143.00	249	0.305	-
8	R8	143.00	325	0.28	buttress
9	R9	161.00	28.5	0.166	-
10	R10	162.58	147.25	0.254	-
11	R11	164.75	239	0.295	-
12	R12	162.33	330.75	0.267	buttress
13	D1	200.00	90 & 264.75	0.351	buttress + non buttress (opposite direction of buttress)
14	D2	206.50	150 & 328.5	0.482	
15	D3	204.00	210 & 29	0.298	
16	D4	212.0	90 & 264.76	0.355	
17	D5	217.5	150 & 328.5	0.492	
18	D6	219.79	208.6 & 29	0.308	
19	D7	228.85	90 & 264.77	0.35	
20	D8	229.5	150 & 328.5	0.459	
21	D9	232.00	208 & 29	0.315	

되어 총 9개소에서 계측되었다.

기 설치된 내부구조물 및 기기와의 간섭을 고려하여 최종적으로 설치된 변위 계측기의 위치와 계측된 변위는 Table 1에서와 같이 정리된다.

2.3 계측 변위 및 초기 해석모델의 예측 변위 비교

2.3.1 APR1400 격납건물 및 초기 해석모델 개요

APR1400 격납건물의 주요 형상 치수 및 재료 제원은 Table 2에 기술되었으며, 콘크리트 실린더의 벽체 내부 직경은 150ft(45.72m), 외부 직경은 158ft(48,16m), 벽체 및 돔 두께는 각각 4.0ft(1.22m) 및 3.5ft(1.07m)로 시공되었다. 텐던을 정착하기 위한 부벽은 90°에서부터 시계방향으로 120° 간격으로 배치되며, 기하학적 비대칭요소인 장비반입구, 작업자 출입구, 주증기 배관 등의 관통부가 설치되었다.

Table 2 Geometric dimensions and material properties

Parameter		Designed Value	
Inner diameter(radius) [ft]		150(75)	
Wall/Dome thickness [ft]		4 /3.5	
Design pressure(psig)		60	
Concrete	Compressive strength, MPa(psi)	Wall and Dome	41.37(6,000)
		Foundation	27.58(4,000)
	Elastic modulus, GPa(ksi)	Wall and Dome	30.44(4,415)
		Foundation	24.86(3,605)
	Poisson ratio	0.17	
Shrinkage strain, (×10 ⁻⁶)	120		
Rebar	Yield strength, Mpa(psi)	Rebar	413.6(60,000)
		Liner_wall	206.8(30,000)
		Liner_sleeve	262.0(38,000)
	Elastic Modulus, GPa(ksi)	200.0(29,000)	
Poisson ratio	0.3		
Tendon	Yield strength, MPa(psi)	1,675(243,000)	
	Elastic Limit, MPa(psi)	1,303(189,000)	
	Elastic Modulus, GPa(ksi)	193.0(28,000)	
	Poisson ratio	0.3	

Table 2의 기하학적 형상 조건과 재료 제원을 토대로 신고리 3호기의 SIT 시험 수행(KHNP TR, 2013) 시 활용된 해석모델(이하, 초기 해석모델)은 Fig. 4와 같이 구성되었다.

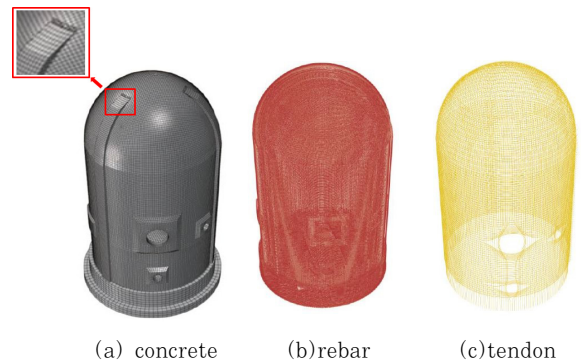


Fig. 4 Finite element models(KHNP TR, 2013)

수치해석에 사용된 프로그램은 범용코드인 ABAQUS 6.10이며, 초기 해석모델 개발 단계에서 콘크리트 요소의 종류(8절점 육면체, 20절점 육면체 등), 기준 요소 크기(1ft, 2ft, 4ft, 8ft 등), 콘크리트 벽체 두께 방향 요소의 수(1, 2, 4) 등에 대한 민감도 분석이 수행되었다. 민감도 분석 결과를 토대로 최종적으로 Fig. 4에서와 같이 콘크리트 벽체는 2ft 크기(두께 방향 2개 요소, 5절점)의 감차 적분요소(20절점 육면체, C3D20R)를 사용하여 초기 해석모델을 구성하였다.

Fig. 4(a)에서 확인할 수 있는 바와 같이 장비반입구 및 2개의 작업자 출입구는 우측의 2번 부벽(방위각 210°)과 좌

측의 3번 부벽(방위각 330°) 사이에 위치하고 있다. 주중기 배관 관통부는 방위각 0°와 180°를 중심으로 구성되어 있다.

또한 라이너플레이트는 3절점 멤브레인 요소(M3D3, 3-node triangle)를 사용하여 모델링되었으며, 철근과 텐던은 Fig. 4(b) 및 Fig. 4(c)에 보이는 것과 같이 2절점 트러스 요소(T3D2, 2-node 3-dimensional truss)를 이용하여 개별적으로 모두 구성하였다. 구조요소 간의 연결은 라이너플레이트는 콘크리트 벽체와 일체 거동을 하도록 벽체 내부 표면과 절점을 tie 옵션을 이용하여 연결하였으며, 철근 및 텐던은 콘크리트와 일체 거동을 하도록 완전히 매입되었다.

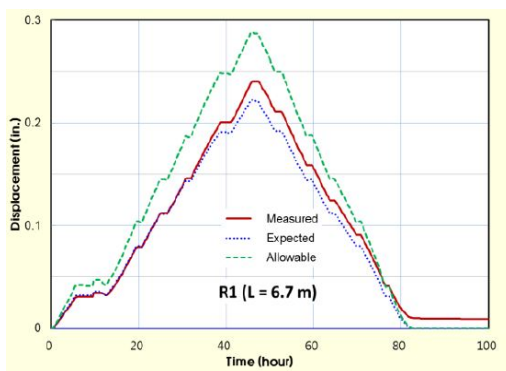
2.3.2 계측 변위와 예측 변위 간의 비교

Fig. 5(a)와 (b)에서는 각각 Table 1에서의 R1과 R4 위치에서의 계측(measured) 변위와 초기 해석모델에 의한 예측(expected) 변위를 가압시간에 따라 나타내고 있다.

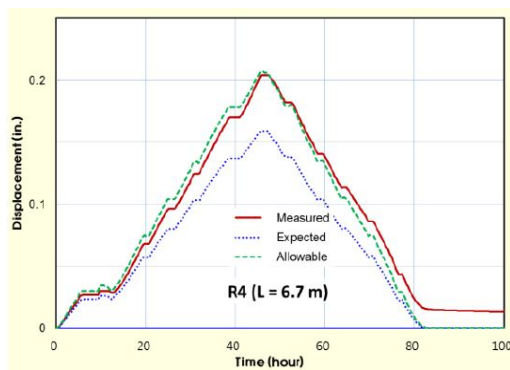
Fig. 5(a) 및 (b)에서 도시된 바와 같이 시간에 따른 각 가압 구간에서 기울기가 일정하게 유지되고 있으므로 선형 거동을 보임을 확인할 수 있다.

또한 R1 및 R4 위치에서 잔류 변위도 5% 내외로 회복을 요건도 충분히 만족함을 확인하였다.

반면 Table 1에서 기술한 21개소의 변위 계측값과 예측값을 전반적으로 비교하면, R1과 같이 부벽 및 주요 관통부



(a) R1



(b) R4

Fig. 5 Displacement at R1(63°) and R4(330°)

Table 3 Maximum displacement comparison(at 69psig)

ID NO.	(1) Measured (inch)	(2) Expected (inch)	Ratio(%) [(1)/(2)]
(a) R1	0.236	0.220	107
(b) R4	0.205	0.158	129
Ratio(%) [(a)/(b)]	115%	139%	

로부터 상대적으로 멀리 떨어진 일반 벽체 단면에서의 계측 결과와 예측결과 간의 차이는 대략 ±10% 수준인 반면, R4와 같이 부벽에서는 +30% 수준으로 예측값 대비 큰 계측값을 나타내었다.

예를 들어, Table 3에 따른 변위 결과를 산술적으로 단순 비교해 보면, 계측값에서는 부벽이 있는 벽체 위치(R4)에서의 강성이 부벽이 없는 일반 벽체 위치(R1)의 강성 대비 15% 가량 증가한 정도인 반면, 초기 해석 모델에 의한 예측값에서는 39% 가량으로 계측값 대비 과대 평가한 것으로 볼 수 있다.

SIT 수행의 참여 기술진 회의에서는 상기의 계측값과 예측값 간의 경향성 차이는 구조물을 구성하는 재료의 역학적 특성에 따른 불확실성을 감안하더라도 다소 큰 것으로 논의되었다(KHNP TR, 2013).

2.4 초기 해석모델의 분석 및 고찰

2.4.1 초기 해석모델 개선을 위한 주요 고려사항

초기 해석모델에서는 2.3.1절에서 기술한 바와 같이 장비 반입구를 비롯한 관통부 및 부벽 등의 원환방향 비대칭 요소가 3차원적으로 상세히 반영되었다. 또한 민감도 분석을 통하여 최적의 요소종류 및 크기가 선정되었고 라이너플레이트, 철근, 텐던 등 구조물의 구성요소가 모두 정밀하게 반영되었다.

그럼에도 불구하고, 앞서 기술한 바와 같이 부벽의 강성이 과대평가되는 경향이 있어 구조해석 모델의 개선 필요성이 요구되었으며, 이를 위하여 해석결과에 영향을 많이 미치는 주요 인자를 다음과 같이 정리하였다.

(A) 콘크리트 해석 요소 상호간 연결 설정

초기 해석모델에서 부벽의 강성이 과대평가 되었다는 관점에서 콘크리트 해석 요소(mesh)간의 연결 방법이 주요한 개선사항으로 고려되었다.

관통부 및 부벽 등 격납건물의 기하학적 형상이 복잡함에 따라, 해석 요소의 모든 절점이 인근 요소의 절점과 완벽하게 일치하도록 구성하기가 어렵다. 이에 따라 초기 해석모델에서는 부벽과 원환 방향 벽체간의 해석 요소를 유사한 크기

로 구성한 후, 연결면에서의 절점간의 접촉 거동(contact, surface to surface 혹은 nodes to surface)을 통해 일체화 하였다. 즉, Fig. 4(a)에서 부벽과 돔 부분의 해석 요소 간의 접합면을 보면, 부벽에서는 원환방향으로 직사각형 형태로 해석 요소가 구성되어 있는 반면, 접촉면의 돔에서는 원환방향으로 마름모꼴로 되어 있음을 확인할 수 있다.

이러한 연결면의 접촉 거동은 연결면에서의 절점 이동을 상호간 구속함에 따라, 의도하지 않은 변형 구속 효과가 유발될 수 있다. 특히, Fig. 4(a)에서와 같이 주 접합면(master surface)과 부 접합면(slave surface)의 요소의 크기는 유사 수준이면서도 분포 패턴이 상이할 경우에 더욱 우려되는 사항이다. 또한 Fig. 4(a)에서 볼 수 있는 바와 같이 돔 부분의 의도치 않은 구속으로 수직 방향으로 변형이 왜곡될 가능성이 있다.

이러한 잠재적 오차발생 요인을 줄이기 위하여 개선 모델에서는 상기 유형의 접촉 거동을 배제하고, 해당 부위에서의 콘크리트 요소의 절점이 연속적으로 연결될 수 있도록 콘크리트 해석 요소를 재구성하였다.

(B) 콘크리트 요소와 라이너플레이트 요소 간 연결

초기 해석모델에서는 콘크리트 해석요소와 라이너플레이트 해석모델을 별도로 구성한 후에 접촉면을 일체화(tie)하는 방법을 적용하였다.

초기 해석모델의 콘크리트 및 라이너플레이트 요소의 크기가 비교적 작은 크기로 정밀하게 구성되었기 때문에 묶음(tie) 거동에 따른 구속 효과 영향이 상대적으로 크지 않을 수 있으나, 정량적으로 분석할 필요가 있다.

개선 모델에서는 콘크리트 벽체 내측 표면의 절점을 공유하도록 라이너플레이트 요소를 구성하였다.

해석 시 철근을 개별 모델링하여 콘크리트에 철근을 매입함을 통해 일체화한 연결 설정은 선형/탄성거동 범위 수준의 SIT 거동을 모사하는 목적에는 적합하다. 좀 더 엄밀히 따지자면, 실제 시공 시에는 콘크리트 벽체 단면 내 철근이 차지하는 부피만큼 콘크리트 단면과 강성이 제외되지만, 벽체 크기 대비 철근의 부피, 철근과 콘크리트의 강성비(6.6배), 철근 및 콘크리트의 설계 강도 대비 실제 강도 증가 수준 등을 고려하면, 그 영향은 매우 작을 것으로 판단된다. 이러한 영향은 본 해석에 앞선 예비 해석 등을 통해 추가로 검토되었다.

(D) 콘크리트 해석 요소와 텐던 요소 간의 연결

콘크리트 해석 요소와 텐던 요소 간의 연결은 신고리 3호기와 같이 비부착식 텐던일 경우 주의를 요한다. 부착식 텐던의 경우라면 텐던이 설치되는 덕트 내부가 시멘트 그라우트로 채워지므로, (C)항에서의 철근과 유사한 방법으로 콘크리트에

텐던을 매입하여 일체화하는 모델링 방법은 적절하다.

반면, 비부착식 텐던의 경우는 덕트를 그리스 등의 경화되지 않는 유체로 채움에 따라, 덕트와 텐던 사이가 완전히 부착되지 않는다. Kim 등(2013)의 연구와 같이 이러한 비부착텐던의 거동을 적절하게 모사하기 위한 연구가 수 십년간 진행되어 오고 있다. 특히, 이러한 연구는 극한 내압 능력을 평가하기 위한 해석에서 구조물의 국부파손(local failure) 또는 콘크리트와 텐던 간의 마찰 거동을 정확히 모사하는 방법론을 개발하는데 초점을 두고 진행되어 왔다.

본 연구에서는 Kim 등(2013)의 연구와 같은 선행 연구에서는 주요하게 고려되지 않았으나, 텐던을 콘크리트에 매입할 경우 부벽의 강성이 과대평가될 수 있으므로 텐던과 덕트의 밀착 여부가 해석 결과에 미치는 영향과 덕트에 따른 콘크리트 단면 손실에 따른 영향을 분석하고자 하였다.

Fig. 6은 격납건물 콘크리트 벽체 단면의 개념도로, 벽체를 구성하는 요소의 배치상태를 보여준다. 벽체의 대표 단면은 내측의 라이너플레이트, 철근, 벽체 중심부의 수직 텐던과 덕트, 내측으로부터 약 3ft(914mm) 위치에 설치되는 직경 0.5ft(6inch, 152mm)의 수평 덕트 및 텐던 등으로 구성된다.

Fig. 6에 도시된 바와 같이 텐던과 덕트 사이는 그리스로 채워진다. Fig. 6에서 상부의 수평텐던과 같이 텐던이 벽체 내부 방향으로 덕트와 밀착되는 경우, 내압하중 작용 시 텐던은 전체 벽체 강성 증가에 기여할 것이다. 반면 Fig. 6에서 하부의 수평텐던과 같이 텐던이 덕트에 밀착되지 않거나, 외부 방향으로 덕트와 밀착될 경우에는 내압하중 저항 강성에 거의 기여하지 못한다.

덕트의 내부 단면적은 텐던의 내부 단면적에 비하여 2배 이상이 되도록 규정되어 있으므로 Fig. 6 하부 수평텐던의 경우에서와 같이 덕트의 중심에 텐던이 위치할 경우, 텐던 외면과 덕트 내면간의 거리는 약 0.9inch(23mm)로, 이는 SIT 최대압력 작용 시 벽체에 발생할 것으로 예상되는 변위 0.3inch(8mm)수준의 3배 가량이다. 따라서, SIT 이전에 Fig. 6의 하부 수평 텐던과 같이 텐던과 덕트가 배치되는 경

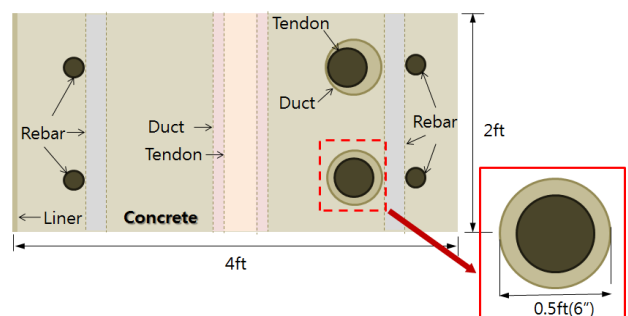


Fig. 6 Schematic diagram of structural elements at wall

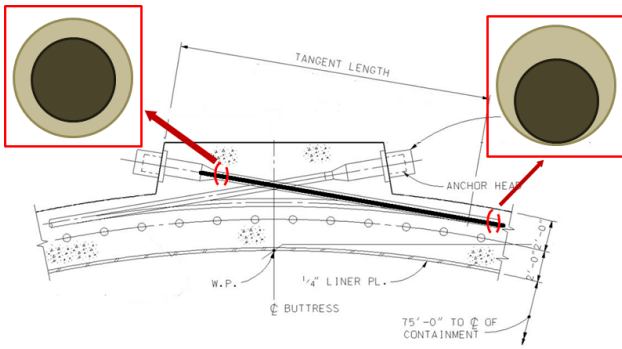


Fig. 7 Typical section at buttress

우, SIT 최대 가압 시점에서도 덕트와 텐던이 밀착되지 않아 횡방향 변위에 대하여 텐던은 저항할 수 없게 된다.

실제 원자로 격납건물에서도 Fig. 7에서와 같이 부벽에 정착되는 텐던은 정착부 부근에서 직선으로 연결되며, 정착부에서는 텐던이 덕트의 정 중앙에 위치하게 된다. 따라서 정착부 부근에서 텐던이 직선으로 설치되는 구간에서는 텐던과 덕트가 밀착되지 않는다.

개선 모델에서는 Fig. 7에서와 같이 텐던이 덕트에 밀착되어 설치되지 않는 부분에서는 텐던의 강성 증가 효과가 배제되도록 접촉 조건을 조정하였다.

(E) 구조 재료의 불확실성

격납건물 벽체를 구성하는 구조재료인 콘크리트, 라이너플레이트, 철근, 텐던의 실제 강도와 탄성계수는 설계 시 가정된 값을 상당히 상회하며, 이러한 차이는 구조물 전체의 강성뿐만 아니라 강성 분포, 즉 위치별 상대적인 강성 증감에도 영향을 준다. 원자로 격납건물의 경우, 구조물의 위치별로 사용된 재료의 상세 정보가 시공시기에 따라 기록되고 있으나 이러한 구조 재료의 모든 불확실성을 해석에 고려하는 것은 현실적으로 매우 어렵다. 따라서 본 연구에서는 구조물의 기하학적 형상 이외의 재료의 불확실성에 따른 영향은 평가에서 제외하였다.

(F) 벽체 단면 내 국부적 강성 증가 효과 및 단면 손실

벽체 단면 내부에는 철근 이음부 등 국부적으로 강성을 증가시키는 요소가 있다. 이러한 국부적 강성 증가 효과는 명확한 시공 정보가 반영된다면 해석 시 고려 될 수 있다.

하지만 본 연구에서는 상세한 연관 시공 정보가 확보되지 않아 이 효과를 배제하였다.

한편, 유체인 그리스로 채워진 덕트의 낮은 강성을 적절히 고려할 필요가 있다. 해석 시 초기 해석모델에서 적용한 방법과 같이 텐던을 콘크리트에 단순 매입할 경우, 텐던의 강성 증가만이 고려된다.

본 연구에서는 예비해석 등을 통해 이러한 효과를 분석하고, 본 해석의 결과 평가 과정에서 이를 적절히 고려하고자 하였다.

2.4.2 예비 해석

(A) 벽체 구성 요소의 강성 기여도

본 해석에 앞서 해석 결과의 사전 예측을 위해 벽체 구성 요소의 강성 기여도를 단순 비교해 보았다.

탄성 이론에 따르면, 단면내의 변형률은 식 (1)과 같이 표현될 수 있다.

$$\epsilon = \frac{P}{EA} + \frac{M}{EI}y = \frac{\sigma}{E} + \frac{M}{EI}y \tag{1}$$

여기서, ϵ : 변형률

σ : 응력

E : 탄성계수

I : 단면 2차 모멘트

A : 단면적

P : 축력 ($\sigma = P/A =$ 축응력)

M : 휨모멘트

y : 중립축으로부터의 거리

Fig. 6에서와 같은 격납건물 벽체 단면의 중립축($y=0$)에서의 변형률은 식 (1)로부터 식 (2)와 같이 표현된다.

$$\epsilon = \frac{P}{EA} = \frac{P}{\sum E_i A_i} = \frac{P}{E_c A_c + E_t A_t + E_l A_l + E_r A_r} \tag{2}$$

여기서, E_c, E_t, E_l, E_r 는 각각 콘크리트, 텐던, 라이너플레이트, 철근의 탄성계수

A_c, A_t, A_l, A_r 는 각각 콘크리트, 텐던, 라이너플레이트, 철근의 단면적

식 (2)에 의거하여, 각 구조 요소의 강성 기여도를 산술적으로 단순 계산하여 정리하면 Table 4와 같다.

단위 높이(1ft, 305mm)를 가지고 두께가 4ft(122mm)인 콘크리트 벽체를 기준으로 할 때 철근, 텐던, 라이너플레이트의 합성에 따른 추가 강성은 각각 8.4%, 6.7%, 3.4% 가량으로 콘크리트만의 강성에 비하여 약 18% 가량 증가됨을 확인할 수 있다.

한편, 철근, 텐던(덕트 포함), 라이너플레이트 매입에 따라 감소되는 콘크리트 단면적은 $38.6in^2(24,900mm^2)$ 으로

Table 4 Typical section area and space

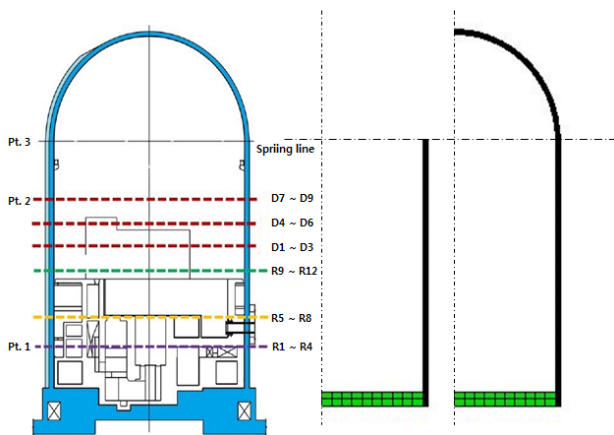
Item		Sectional Area, A (in ² /ft)	Ratio of Elastic Modulus (E_i/E_c)	$E_i \cdot A_i$	$\frac{E_i A_i}{E_c A_c}$ (%)
Circular Rebar (A_{ri}, A_{ro})	inner	3.68	6.57	24.2	4.2
	outer	3.68	6.57	24.2	
Horizontal Tendon(A_t)		6.076	6.37	38.7	6.7
Concrete(A_c)		576 (48×12)	1	576	100
Liner Plate(A_l)		3 (0.25×12)	6.57	19.7	3.4
Sum					118.2

콘크리트만의 강성을 기준으로 할 때 약 7% 가량 감소된다. 특히, 덕트의 단면적은 18.8in²(12,130mm²)으로 콘크리트 강성 기준으로 약 3.2%의 감소 효과가 예상되며, 이에 대한 영향을 상세히 검토하기 위하여 덕트에 해당하는 면적이 제거된 축대칭 해석모델 및 3차원 해석모델을 구성하고 예비해석을 수행하였다.

(B) 덕트에 따른 강성 감소 영향 분석 I (축대칭 해석)

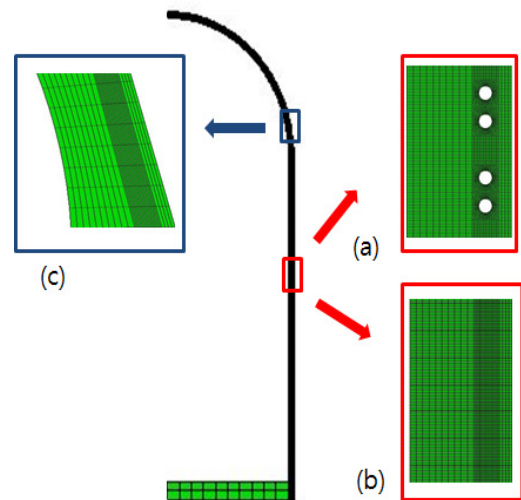
덕트는 두께가 매우 얇은 주름관 형태로 인장, 압축, 휨강도가 매우 작으며, 내부도 그리스(grease)로 채워지므로 강성이 영(zero)에 가깝다고 할 수 있다. 이러한 사실에 따른 효과를 분석하기 위하여 Fig. 8(a) 및 Fig. 8(b)와 같이 일차적으로 원자로격납건물의 축대칭 모델을 구성하여 해석을 수행하였다.

덕트 설치에 따른 강성감소 효과를 앞에서 설명한 단순 수계산 결과와 비교하기 위하여 Fig. 8(a)의 해석 모델에서는 실린더 벽체와 상부 돔의 경계 부위인 스프링라인(spring line)까지의 벽체를 모델링하였으며, 끝단의 경계조건은 자



(a) From base to spring line (b) From base to dome

Fig. 8 Axi-symmetric models



(a) wall with duct hole, (b) wall without duct hole, (c) dome

Fig. 9 Concrete models

유단으로 설정하였다.

Fig. 8(b)의 해석 모델에서는 실제 구조물과 동일하게 돔 및 벽체의 기하학적 형상과 재료의 역학적 특성을 반영하도록 모델링하였다. 단, 비축대칭 요소인 부벽 및 관통부 등은 고려되지 않았다.

Fig. 8(a) 및 (b)의 모델을 이용한 해석은 Fig. 9(a)에서와 같이 덕트의 무강성 효과를 고려하기 위하여 덕트 단면적에 해당하는 부분을 제거한 경우와 Fig. 9(b)와 같이 덕트를 고려하지 않은 경우로 구분하여 각각 수행되었다.

또한, 덕트 내 텐던이 매입된 경우와 매입되지 않은 경우에 대한 해석도 각각 수행되었다.

모든 해석에 있어 라이너플레이트는 콘크리트 벽체의 내면에 절점을 일치시켜 고려하였고 철근은 해석에서 고려되지 않았다. 돔(dome)부의 콘크리트 해석요소는 Fig. 9(c)와 같이 덕트의 무강성 효과를 고려하지 않고 구성되었다.

각 해석에서 경계조건은 중심부 축대칭 및 기초 바닥을 고정하는 조건을 반영하였으며, 하중으로는 SIT 압력인 69psig (0.47MPa)가 적용되었다.

Fig. 8(a)의 해석모델을 기준으로 (1) 덕트 무강성 효과 고려, (2) 덕트 무강성 효과 미고려, (3) 덕트 무강성 효과 및 텐던을 고려한 경우로 구분하여 영향을 분석하였고 그 결과는 Table 5와 같다.

Table 5의 (1)과 (2)의 경우를 비교해 보면, 덕트에 해당하는 단면적을 제외한 경우 각 위치에서 변위가 약 3.1% 정도 큰 것으로 나타났다. 이는 앞의 (A)절에서 기술한 바와 같이 덕트 단면적을 제외하고 단순하게 계산할 경우 약 3.2%의 강성 저감 효과가 예상된 것과 매우 일치하는 결과

Table 5 Displacements at each analysis I

(inch)

No.	El. [ft]	(1) DH_NT*	(2) NDH_NT**	(3) DH_T***	(4) [(1)/(2)]	(5) [(1)/(3)]
1	109.0	0.283	0.274	0.266	1.031	1.063
2	143.0	0.287	0.279	0.268	1.031	1.071
3	164.0	0.286	0.278	0.268	1.031	1.069
4	177.0	0.288	0.279	0.269	1.031	1.069
5	203.0	0.292	0.283	0.273	1.031	1.070
6	216.0	0.294	0.285	0.275	1.031	1.070
7	254.5	0.299	0.290	0.279	1.031	1.069

* DH_NT : Duct Holes and No Tendon

** NDH_NT : No Duct Hole and No Tendon

*** DH_T : Duct Holes and Tendons

라고 할 수 있다.

Table 5의 (1)과 (3)의 경우를 비교해 보면, 높이별 각 위치에서 약 7% 정도 변위가 큰것으로 나타났으며, 이는 앞서 (A)절에서의 텐던에 의한 횡방향 강성 증가 효과(6.7%)와 잘 일치한다고 할 수 있다.

Fig. 8(b)의 해석모델을 기준으로 (1) 덕트 무강성 효과 고려, (2) 덕트 무강성 효과 미 고려, (3) 덕트 무강성 효과 및 텐던을 고려한 경우에 대하여 해석을 수행하였고 각각에 대한 영향 분석 결과는 Table 6과 같다.

Table 6 Displacements at each analysis II

(inch)

No.	El. [ft]	(1) DH_NT	(2) NDH_NT	(3) DH_T	(4) [(1)/(2)]	(5) [(1)/(3)]
1	109.0	0.268	0.259	0.253	1.037	1.061
2	143.0	0.278	0.268	0.263	1.037	1.059
3	164.0	0.286	0.275	0.272	1.041	1.051
4	177.0	0.294	0.281	0.280	1.043	1.047
5	203.0	0.311	0.297	0.299	1.048	1.040
6	216.0	0.322	0.307	0.311	1.051	1.037
7	254.5	0.296	0.280	0.296	1.060	1.000

Table 5와 6에 기술된 내용을 공학적으로 비교 분석하기 위해서는 해석에 이용된 각 모델의 변형 특성이 먼저 파악되어야 한다. Fig. 10(a) 및 (b)에는 Table 5 및 6의 해석 결과에 상응하는 해석 모델의 변형 형상(300배 배율 적용)을 각각 도시하고 있다.

Fig. 10(b)의 모델에서는 스프링라인(S.L.)의 절점들이 Fig. 10(a)의 경우와 달리 반시계 방향으로 회전되어 있음이 확인된다. 이러한 현상은 Fig. 10(b)의 해석모델에서 스프링라인의 절점들이 구속되지 않고 상부 돔과 연결되어 휨 변형이 발생될 수 있기 때문에 나타난다.

Table 6의 (1)과 (2)의 경우를 비교하면, 높은 위치로 갈수록 즉, 스프링 라인에 가까워질수록 덕트의 무강성 영향

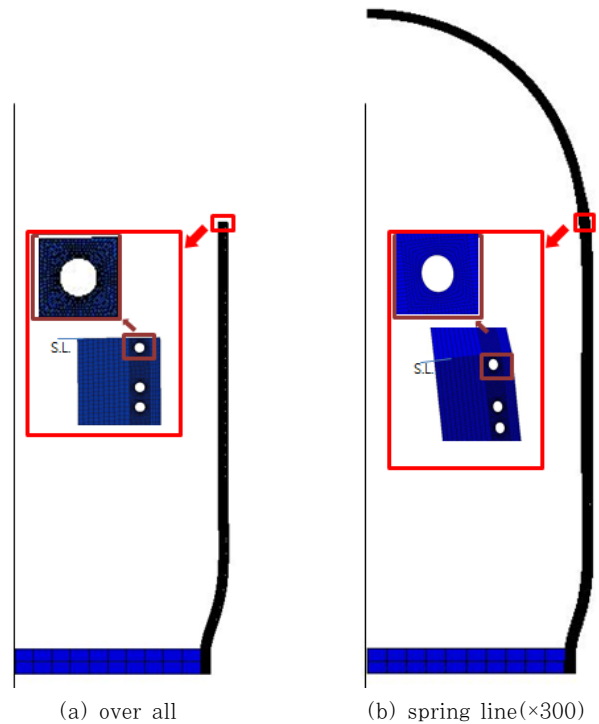


Fig. 10 Deformed shape

에 의한 변형 증대 효과 커져 6.0% 수준까지 변위가 증가한다. 앞서 (A)절에서 덕트 단면적의 단순 산술계산에 의한 강성 저감효과(3.2%)와 비교하면, 109.0ft(33.2m)높이에서의 변위 증가는 3.7%로 16% 증가한 반면, 254.5ft(77.6m) 높이에서의 변위 증가는 6.0%로 87% 증가하였다.

즉, 회전방향 변위가 유도되는 위치에서는 덕트의 무강성이 벽체단면 축 강성뿐만 아니라 휨강성 저하 영향까지 더해져, 벽체의 변위가 더 크게 증가하는 것을 확인할 수 있다.

한편, Table 6의 (1)과 (3)의 경우를 비교하면, 회전방향 변위의 영향이 커지는 스프링라인 쪽으로 갈수록 텐던의 강성 증가 효과가 저감됨을 확인할 수 있다. 이는 텐던의 매입에 따른 휨 거동에 대한 강성 증가 효과가 크지 않다는 것을 의미한다.

예비해석 결과를 통해, 덕트 부위 단면 손실(덕트 무강성)이 변위 증가에 미치는 영향이 위치별로 상이하며, 최대 6.0% 까지 벽체의 변위가 증가하는 것으로 분석되었다. 또한 텐던 매입에 따른 영향은 대체로 벽체 변위를 7% 가량 감소시키며, 휨 강성 기여도는 크지 않음이 확인되었다.

(C) 덕트에 따른 강성 감소 영향 분석 II(3차원 해석)

앞서 2.4.2 (B)절의 축대칭 모델에 의한 해석은 내압 작용 시, 원자로 격납건물 벽체 높이에 따른 수평방향 덕트 무강성 효과 및 텐던의 강성 기여 효과를 간단히 파악할 수 있는 결과를 제공하였다.

반면, 축대칭 해석 모델은 수직 방향 덕트의 무강성, 수평 텐던의 비축대칭 배치(3부벽, 240° 원호꼴 교차 배치), 부벽 및 관통부 등의 영향을 확인하기는 한계가 있다.

이에 따라, 부벽 및 수직방향 덕트의 무강성 효과 등을 파악하기 위해서 3차원 예비해석을 수행하였다.

단, 부벽 위치의 텐던 정착부의 덕트와 텐던과의 밀착 여부 효과와 수직 및 수평방향 덕트의 무강성 효과 파악에 초점을 맞추기 위해서 본 3차원 예비해석에서는 장비 반입구, 작업자 출입구, 주증기관 배관 관통부 등은 해석 모델 구성 시에 배제하였다.

Fig. 11에는 (a) 콘크리트 모델 전체, (b) 돔 모델, (c) 벽체 및 부벽 모델을 도시하고 있다. 돔 부위의 부벽을 포함한 돔 모델에는 총 27,466개의 감차 적분 고체요소(8절점 육면체, C3D8R)를 사용하였으며, 덕트의 무강성 효과는 별

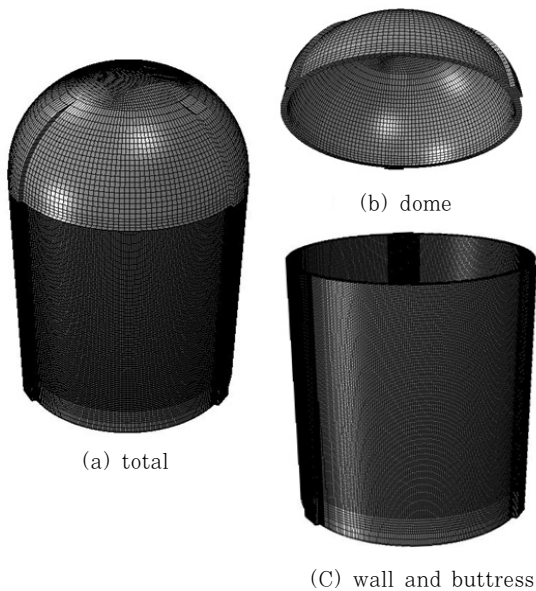


Fig. 11 Concrete Models for 3D Pre-analysis

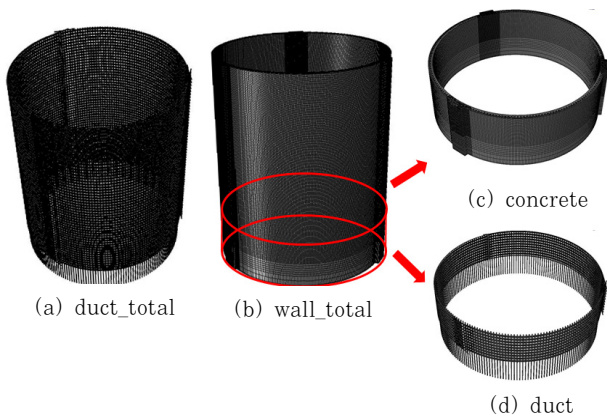


Fig. 12 Concrete and duct models for wall and buttress

도로 고려하지 않았다.

한편, 벽체 및 부벽에서의 요소는 콘크리트 및 덕트 모델을 위해 각각 1,281,282개 및 96,423개의 고체요소(C3D8R 혹은 C3D6)를 사용하였다.

특히, 덕트 요소는 Fig. 12(b)의 벽체 및 부벽 모델 구성 시에 Fig. 12(a)와 같이 별도로 설정되었다.

즉, 벽체의 일부 구간을 도시한 Fig. 12(c) 및 Fig. 12(d)는 각각 덕트 부위를 제외한 콘크리트 요소들과 덕트 부위의 요소들을 나타내고 있으며, 콘크리트 요소와 덕트 요소는 절점들이 상호간에 연속적으로 연결되도록 모델링하였다.

덕트 요소는 등가의 직육면체 요소로 고려하여, 감차 적분 고체요소(8절점 육면체, C3D8R)를 사용하여 모델링하였다.

Fig. 13과 같이 덕트의 실제 기하학적 형태인 원형 단면(직경 $d=0.5\text{ft}$, 0.15m)을 직사각형(한변 길이 $d=0.5\text{ft}$, 0.15m)으로 대체하고, 직사각형과 원형 단면적 차이 만큼 존재하는 콘크리트의 축강성을 직사각형 단면 전체에 균일 분포 시키는 방법을 통해 이상화하였다.

$$E_c(A_{sq} - A_{duct}) = E' A_{sq} \quad (3)$$

$$E' = \frac{A_{sq} - A_{duct}}{A_{sq}} E_c = \frac{d^2 - (\pi/4)d^2}{d^2} E_c = 0.21E_c \quad (4)$$

여기서, E_c 는 콘크리트 탄성계수

A_{duct} , A_{sq} 는 각각 덕트의 원형 단면적 및 직사각형의 대체 단면적

E' 는 대체 단면적 상의 등가 탄성계수

식 (3) 및 식 (4)에 따라, 등가의 직육면체로 고려된 덕트 요소의 탄성계수(E')는 콘크리트 탄성계수(E_c)의 21%로 설정되어 해석에 반영되었다.

기초 부분의 콘크리트 모델은 벽체 끝단에서 텐던 갤러리에 이르는 10ft(68~78ft, 20.7~23.8m) 구간의 벽체만 모델링한 후, 해당 구간에 위치한 절점들의 경계조건을 고정으로 설정하였다.

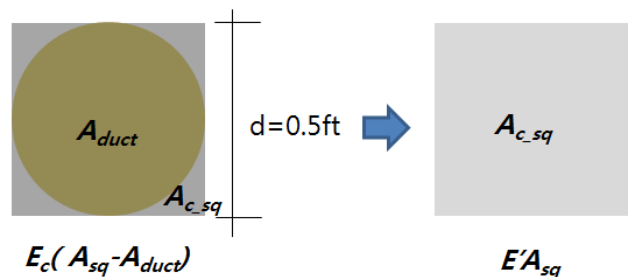


Fig. 13 Concept of equivalent stiffness for duct

Table 7 Displacements resulted from 3D Pre-analysis (inch)

ID NO.	El. [ft]	(1) NDH_AE*	(2) DH_AE**	(3) DH_PE***	(4) [(1)/(2)]	(5) [(1)/(3)]
R1	107.5	0.250	0.265	0.265	105.9	105.9
R2	108.3	0.255	0.272	0.272	106.6	106.5
R3	109.0	0.252	0.268	0.268	106.3	106.3
R4	106.9	0.152	0.162	0.165	106.2	108.3
R5	143.0	0.263	0.279	0.278	106.0	105.9
R6	142.0	0.280	0.299	0.299	106.8	106.7
R7	143.0	0.275	0.293	0.292	106.6	106.4
R8	143.0	0.187	0.200	0.205	106.9	109.4
R9	161.0	0.290	0.309	0.309	106.7	106.6
R10	162.6	0.290	0.310	0.309	106.7	106.6
R11	164.8	0.267	0.285	0.284	106.4	106.3
R12	162.3	0.178	0.191	0.195	107.1	109.6
Apex	333.0	0.311	0.326	0.326	104.6	104.6

* NDH_AE : No Duct Hole and All Tendons Embedded
 ** DH_AE : Duct Hole and All Tendons Embedded
 *** DH_PE : Duct Hole and Tendons Embedded Partially

텐던 요소는 Fig. 12(a) 덕트 요소 내부에 위치하는 2절점 트러스 요소(T3D2)로 모델링되었다.

Fig. 11의 해석모델을 활용하여 (1) 덕트 무강성 효과 미고려 및 텐던 전체 매입 (2) 덕트 무강성 효과 고려 및 텐던 전체 매입 (3) 덕트 무강성 효과 고려 및 텐던 일부 매입을 고려한 세가지 경우에 대한 해석을 수행하였고, 그 결과는 Table 7과 같다.

Table 7에는 Table 1의 SIT 시의 변위 계측 위치에 상응하는 지점 및 돔의 정점(apex)에서의 해석에 의한 변위를 정리하였다.

Table 7의 (1)과 (2)의 경우를 비교해 보면, 덕트의 무강성 효과를 고려할 경우의 수평방향 변위가 각 위치에서 약 6~7% 정도 큰 것으로 나타났으며, 돔 정점에서의 수직 변위는 4.6% 큰 것으로 나타났다.

Table 7의 (2)의 해석에서는 텐던의 모두 매입하도록 설정한 반면, (3)의 해석에서는 Fig. 7의 수평텐던 정착부에 이르는 직선구간(tangent line)과 하부 정착부 및 스프링라인을 제외한 수직 텐던 전체를 매입하지 않도록 설정하였다.

Table 7의 (2)와 (3) 해석 결과에서 돔 정점의 수직 방향 변위를 비교해 보면, (2)와 (3)의 경우가 (1)의 결과 대비 4.6% 큰 수준에서 동일함을 알 수 있다. 이는 벽체 단면의 중간 지점, 즉 단면의 중립축에 수직덕트 및 수직텐던이 위치하여 각각의 회전 강성에의 감소 및 증가 효과가 크지 않음에 따른 현상이다. 또한 수직 방향으로의 변위가 두 경우에 있어 동일함은 수직 텐던의 강성 기여도는 해석 시 콘크리트 요소 내 매입 여부와 무관하게 나타남을 확인할 수

있다.

Table 7의 (2)와 (3) 해석 결과에서 수평방향 변위를 비해 보면, 부벽 위치를 제외하고는 거의 동일하다. (3)의 경우에는 수직 방향의 텐던은 콘크리트 요소에 매입하지 않았으나, 이러한 영향이 해석 결과에 미치는 영향은 거의 없는 것으로 평가된다.

한편, 부벽의 위치(R4, R8, R12)에서는 (3)의 해석 결과가 (2)의 해석 결과 대비 2% 증가되었다. 이는 수평텐던 정착부에 이르는 직선구간(tangent line)에의 수평 텐던이 매입되지 않음에 따른 영향이다.

본 절의 3차원 예비 해석에서는 관통부 등이 모델링에 반영되지 않음에 따라, 수평 텐던의 매입 효과가 2% 수준으로 평가 되었으나, 관통부 등을 고려한 본 해석에서의 효과는 관통부 보강에 따른 상대적인 강성 크기 분포 차이의 영향으로 인한 수평 텐던의 매입 효과는 예비 해석의 경우와 상이할 수 있다.

이에 따라, 본 해석(Noh *et al.*, 2015)에서도 수평 텐던의 매입 여부를 해석 모델링 과정에서 고려하였다.

3. 결 론

본 연구에서는 APR1400 노형의 원자로격납건물에 대한 구조해석 모델 개발 시 고려해야할 주요 인자와 이러한 인자가 해석결과에 미치는 영향을 분석하였다.

구체적인 접근 방법으로 구조해석 및 설계에 일반적으로 사용되는 해석모델과 실제 구조물의 주요 차이점을 분석하여 개선사항으로 도출하였다.

특히, 다양한 예제 해석의 결과를 통해 비부착식 텐던으로 시공된 구조물에서 덕트관에 의한 강성 저감 효과 및 덕트관을 사이에 둔 텐던과 콘크리트간의 밀착 여부에 따른 강성 영향이 위치에 따라 6~10% 수준의 추가 변위를 유발하므로 해석 시 이를 적절히 고려하는 것이 중요함을 확인하였다.

감사의 글

본 연구는 2014년도 산업통상자원부의 재원으로 한국에너지기술평가원(KETEP)의 지원을 받아 수행한 연구과제 성과입니다(No.201451010169B).

References

ACI-ASME Joint Technical Committee (1998)
 Code for Concrete Containments, ASME Boiler and

- Pressure Vessel Code, Section III, Division 2, *American Society of Mechanical Engineers*, New York.
- Jung, R.Y., Cho, H.I., Ahn, S.M.** (2013) The Structural Integrity Test for the Shin-Kori Unit 3 Containment and Acceptance Criteria, Transactions, *SMIRT-22* Division VI.
- KHNP TR** (2013) Structural Integrity Test Report_Shin Kori 3, *Korea Hydro and Nuclear Power Co. Ltd.*
- Kim, C., Pekka, V** (2013) Simulation of PCCV with Grouted or Non-grouted Tendons, Transactions, *SMIRT-22* Division V.
- Noh, S.H., Jung, R.Y., Lee, B.S., Lim, S.J.** (2015) The Structural Integrity Test for a PSC Containment with Unbonded Tendons and Numerical Analysis II, *J. Comput. Struct. Eng. Inst. Korea*, 28(5), pp.535~542.

요 지

원자로 격납건물은 냉각재상실사고와 같이 내부의 과도한 압력이 유발되는 사고에 있어서도 방사성 물질이 외부로 누출되지 않도록 막는 최종의 방벽이다. 이러한 격납건물의 기능적 중요성에 기인하여, 건설 초기 구조건전성시험(SIT)을 수행한다. 신고리 3호기 SIT 시험 당시 계측된 변위를 예측하기 위한 초기 해석 모델은 일부 위치에서 실제 변위를 과소 평가하는 경향을 보임에 따라 이를 개선하고자 하는 연구가 수행되었다. 해당 연구의 결과를 I 편과 II 편의 논문으로 정리하였으며, 본 I 편에서는 초기 해석모델을 개선해가는 과정에서의 해석모델 구성 시의 주요 고려사항의 분석 및 예비해석 결과를 제시하고 있다. 우선적으로 콘크리트 자체의 해석요소(mesh) 구성과 라이너, 철근, 텐던 등의 요소간의 연결 설정이 중요함을 확인하였다. 또한, 다양한 예비해석의 결과를 통해 비부착식 텐던으로 시공된 구조물에서 덕트관에 의한 강성 저감 효과 및 덕트관을 사이에 둔 텐던과 콘크리트간의 밀착 여부에 따른 강성 영향을 적절히 고려하는 것이 중요함을 확인하였다.

핵심용어 : 텐던, 격납건물, 원자로 건물, 내압 해석, 프리스트레스트 콘크리트, 구조건전성