

사용후핵연료 저장용기의 열응력해석

Thermal Stress Analysis of Spent Fuel Storage Cask

*박계승, **이주찬, **방경식, **서기석, ***이홍영

*충남대학교

대전광역시 유성구 궁동 220

한국원자력연구소, *원자력환경기술원

대전광역시 유성구 덕진동 150

요 약

본 연구에서는 콘크리트 저장용기의 개념설계 단계로 열팽창에 따른 용기내의 간극 변화와 열응력을 계산하였다. 단순화된 열응력 해석기법을 수립하여 수치해석 방법으로 저장용기의 정상운전조건에 대하여 열팽창으로 인한 열응력을 계산하였다. 또한, 상용프로그램인 ABAQUS 코드를 이용한 해석결과와 비교하여 단순화된 열응력 해석기법을 검증하였다. 수치해석 결과와 전산해석 결과가 비교적 잘 일치하여 해석방법 및 절차에 대한 신뢰성이 입증되었으며, 저장용기의 정상운전조건에서 열팽창으로 인한 구조적 건전성이 입증되었다.

Abstract

Clearance variation and thermal stress of spent fuel storage cask have been calculated by using the simplified analytical method as a step of conceptual design. The simplified analytical method was developed to calculate the thermal stress due to the temperature variation of storage cask under normal operation condition. The results obtained from the analytical method were compared with the computational analysis results of the ABAQUS code. There were good agreement between the results of analytical method and computational analysis. Therefore, it was proved that the analytical method and procedure were successfully established to estimate the thermal stress of storage cask. The maximum thermal stress was lower than the allowable value.

1. 서론

경수로 사용후연료의 저장방식은 발전소 내의 저장조와 같이 습식저장과 발전소 외 별도의 저장시설로서 건식 저장으로 구분될 수 있다. 발전소 외 저장시설은 일반적으로 건식 저장이 대부분이다. 특히, 최근에 2003년 6월 IAEA에서 개최된 발전소 외 사용후연료 저장에 관한 국제학술대회에서 발표된 논문 및 각 국가간 현황에서 살펴보면, 대다수 논문이 건식 저장을 발표하고 있다. 건식 저장의 장점은 안전성이 뛰어나며, 운영비가 상대적으로 적고, 저장용량 및 확장성이 월등하다는데 있다.

건식저장 방식은 크게 볼트방식, 콘크리트 모듈방식, 콘크리트 용기 및 금속용기 방식 등으로 구분된다. 이 중에서 콘크리트 저장용기 방식은 사용후연료를 금속으로 된 캐니스터에 담아 사일로 형태의 수직 원통형 콘크리트 구조물에 밀봉 저장하는 방식이다. 이 방식은 운반 연계성 등 유연성 측면에서 불리하나 용량 확장성이 좋고 제작 비용이 저렴하여 경제적인 면에는 유리하다. 이러한 장점을 가진 콘크리트 저장용기 방식으로 사용후연료를 안전하게 저장 관리하기 위해서는 국내·외 관련법규에서 요구하는 건식 저장시스템에 대한 기술기준 및 설계요건을 수립하여야 하고, 그러한 기술기준 및 요건에 대한 구조 및 열 해석을 수행해야 한다.

본 연구에서는 콘크리트 저장용기의 개념설계 단계로 열팽창에 따른 용기내의 간극 변화와 열응력을 계산하였다. 단순화된 해석기법을 수립하여 간단하게 열응력을 계산하고 그 결과를 기존의 해석코드와 비교하여 해석기법을 검증하였다.

2. 콘크리트 저장용기의 열전달 특성

콘크리트 저장용기의 열전달 특성은 그림 1과 같다. 캐니스터 내부에 위치한 연료 바스켓 구조물에 21개의 사용후연료 집합체가 적재되어 있어 여기서 발생한 열이 수평 방향으로 캐니스터 벽을 지나 저장용기의 내외부 벽과 차폐체를 통해 대기로 방출되고, 수직방향으로는 캐니스터 상하단 판을 지나 top lid를 통해 대기로 방출된다. 열전달 기구는 벽체 사이의 간극에서는 복사 열전달, 벽체와 차폐/절열체 내부에서는 열전도, 외표면에서는 대류와 복사 열전달이 진행되는 복합적인 현상으로 구성된다.

기호 설명

ΔT_{1h}	저장용기 내부 셀에서의 온도변화 [°C]
ΔT_{2h}	외부 셀에서의 온도변화 [°C]
ΔT_{3h}	캐니스터 셀의 평균반경에서의 온도변화 [°C]
ΔT_{4h}	캐니스터 바스켓의 외부 면에서의 온도변화 [°C]
ΔT_{5h}	바스켓 중심에서의 헬륨가스 온도변화 [°C]
a	저장용기의 외부 반경 [mm]
b	저장용기의 내부 반경 [mm]
R_{can}	캐니스터 셀의 평균반경 [mm]
RC_{mo}	캐니스터와 저장용기사이의 반경방향 초기 간극 [mm]
L_{ovp}	저장용기의 축방향 길이 [mm]
L_{can}	캐니스터의 축방향 길이 [mm]
AC_{mo}	캐니스터와 저장용기 사이의 축방향 초기간극 [mm]
L_{bas}	바스켓의 축방향 길이 [mm]
AC_{bm}	바스켓과 캐니스터 뚜껑 사이의 축방향 초기간극 [mm]
RC_{bm}	바스켓과 캐니스터 셀 사이의 반경방향 초기간극 [mm]
R_b	바스켓의 외부 반경 [mm]
α_{can}	캐니스터 셀의 열팽창계수 [°C ⁻¹]
α_{bas}	바스켓의 열팽창계수 [°C ⁻¹]

그림 2는 콘크리트 저장용기의 개념설계도이다. 밀봉 캐니스터 내부에는 불활성 기체인 헬륨이 채워지며, 헬륨 가스가 캐니스터 내부의 연료 바스켓 구조물 내부와 외부로 순환하여 자연냉각 되도록 하였다.

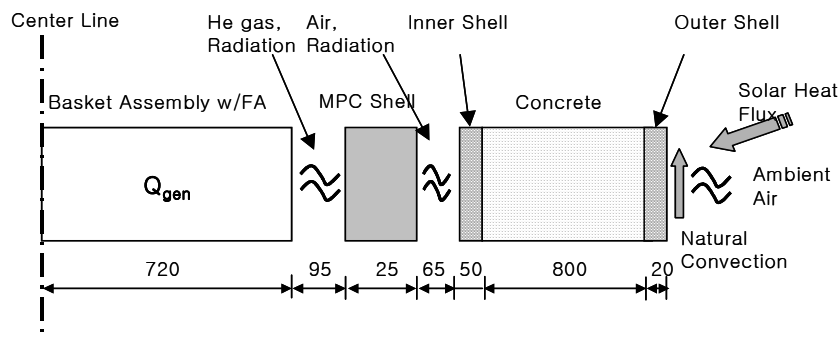


그림 1 콘크리트 저장용기의 열전달 특성

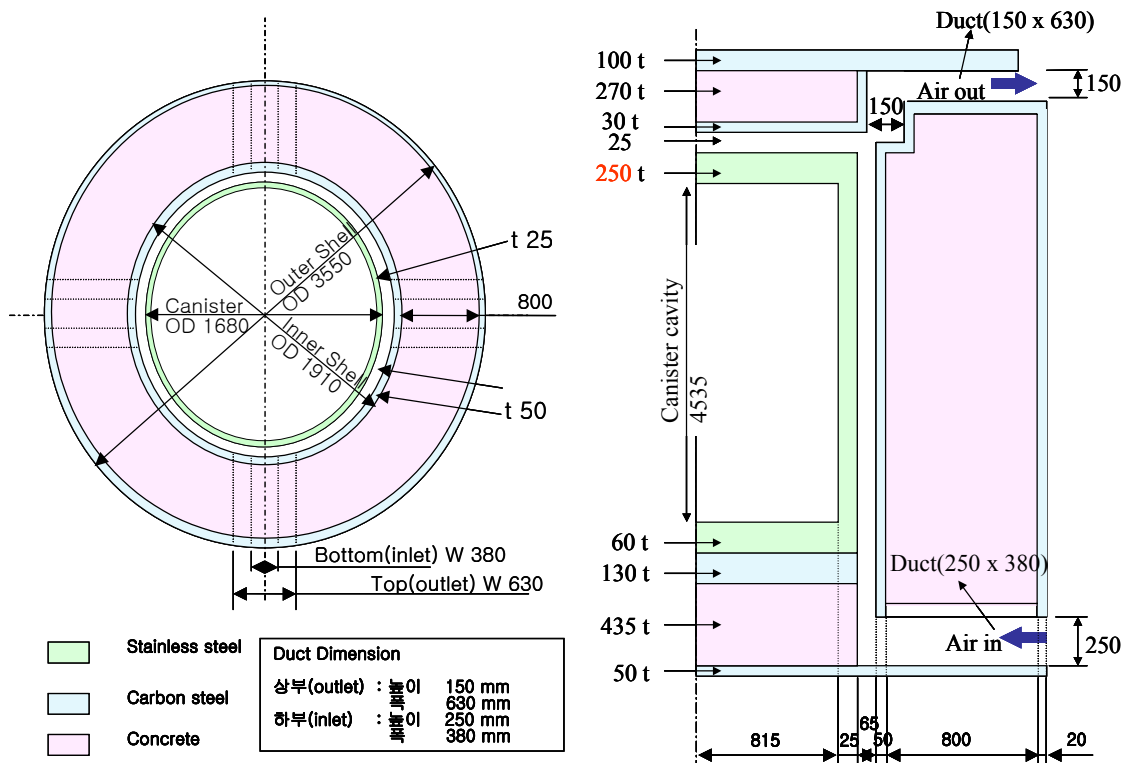


그림 2 콘크리트 저장용기의 개념도

저장용기 상하단에 90°간격으로 각각 4개의 공기 순환 덕트가 설치되며, 밀봉 캐니스터와 콘크리트 저장용기 사이에 65 mm의 gap을 고려하여 외부 공기 순환에 의한 자연냉각이 일어나도록 하였다. 정상운전조건에서 용기 주변의 대기온도는 우리나라 남부지방의 연평균 온도 15 °C를 고려하였다. 저장용기의 장기 저장시 정상운전조건에 대한 온도분포를 범용 열유동해석 프로그램인 Fluent 코드를 사용하여 계산하였다. 밀봉 캐니스터 내부에 설계기준 연료로 설정된 PWR 사용후 연료 21다발을 장전할 경우 연료집합체의 붕괴열은 22.05 kW(1.05 kW/Ass'y)로 고려하였다. 정상운전조건에 대한 환경온도는 15 °C이며, 용기 표면에 태양열이 유입되는 조건이다. 표 1.은 Fluent 코드로 해석한 저장용기 주요부위의 온도를 나타낸다.

표 1 정상조건에서의 저장용기 온도 분포

Item	Maximum temperature (°C)
Fuel rod	334
Canister outer surface	168
Overpack inner surface	86
Overpack outer surface	32
Air outlet	65

3. 열응력 해석기법

용기의 반경 방향과 축 방향으로 열이 전달되어 구조물이 팽창하게 되므로 바스켓과 캐니스터 셸, 캐니스터 셸과 저장용기 사이의 간극이 변화하게 된다. 본 연구에서는 열전달해석으로 예측한 바스켓과 캐니스터 셸, 저장용기의 온도변화를 통해 열팽창에 따른 간극을 계산하고 저장용기 내에 발생한 열응력을 계산하였다. 경계에서의 온도는 용기 내부의 온도분포를 결정하는데 사용되며, 내부의 온도분포를 이용하여 열팽창을 계산하였다. 용기의 초기온도는 15 °C로 가정하였다. 그림 3은 열팽창에 따른 간극과 열응력을 계산하는 과정을 나타낸 흐름도이다.

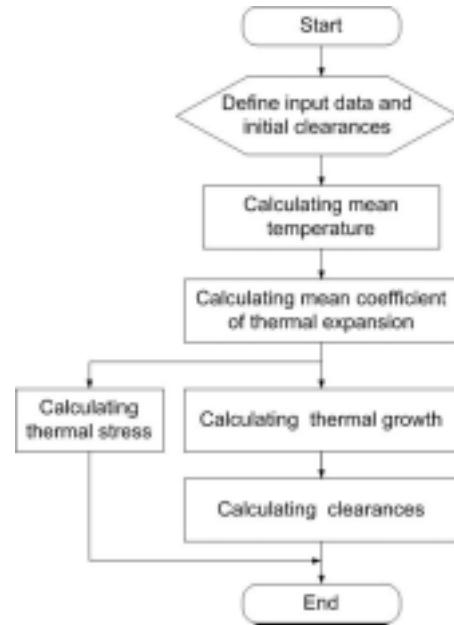


그림 3 열응력 계산 흐름도

3.1 입력자료

저장용기와 캐니스터 셸, 바스켓의 열팽창을 계산하기 위해서 각 해당하는 위치에서의 초기온도에 대한 온도변화량을 결정한다. 초기 입력자료인 ΔT_{4h} 는 10% 증가시킨 값을 계산에 사용하여 가중된 열팽창 결과를 얻도록 하였다. 열팽창계수는 캐니스터 셸과 바스켓의 평균온도에 해당하는 값을 사용하였다. 표 2에는 계산에 필요한 초기 입력자료를 정리하였다.

3.2 저장용기 본체의 열팽창

저장용기의 본체는 내부 셸과 콘크리트 차폐체, 외부 셸로 구성되어 있다. 저장용기 본체에서 생기는 열팽창과 그에 따른 응력을 계산기위해 먼저 시스템을 균일한 공동의 원통형으로 가정하고 저장용기 본체에서의 평균온도 변화를 구한다.

평균온도 변화는 내부 면과 외부 면에서 주어진 온도를 이용하여 다음의 식으로 계산한다.

$$T_{bar} = \frac{2}{b^2 - a^2} \cdot \int_a^b \left[C_a + C_b \left(\ln \left(\frac{r}{a} \right) \right) \right] \cdot r \, dr \quad \text{-----(1)}$$

여기서,

$$C_a = \Delta T_{1h} \text{ 이고,}$$

$$C_b = \frac{\Delta T_{2h} - \Delta T_{1h}}{\ln\left(\frac{b}{a}\right)} \quad \text{이다.}$$

표 2 열응력 해석기법의 입력데이터

Input Data		Unit	Storage Cask
Temperature change at the overpack inner shell	ΔT_{1h}	℃	71
Temperature change at the overpack outer shell	ΔT_{2h}	℃	17
Temperature change at the mean radius of the MPC shell	ΔT_{3h}	℃	155
Temperature change at the outside of the MPC basket	ΔT_{4h}	℃	280.5
Temperature change at the center of the basket (helium gas)	ΔT_{5h}	℃	315
Outer radius of the overpack	b	mm	1775
Inner radius of the overpack	a	mm	905
Mean radius of the MPC shell	R_{can}	mm	827.5
Initial MPC-to-overpack nominal radial clearance	RC_{mo}	mm	65
Axial length of the overpack	L_{ovp}	mm	4870
Axial length of the MPC	L_{can}	mm	4845
Initial MPC-to-overpack nominal axial clearance	AC_{mo}	mm	25
Axial length of the basket	L_{bas}	mm	4483
Initial basket-to-MPC lid nominal axial clearance	AC_{bm}	mm	52
Initial basket-to-MPC shell nominal radial clearance	RC_{bm}	mm	5
Outer radius of the basket	R_b	mm	810
Coefficient of thermal expansion for the MPC shell	α_{can}	℃ ⁻¹	5.0391×10^{-6}
Coefficient of thermal expansion for the basket	α_{bas}	℃ ⁻¹	5.3483×10^{-6}

그리고 열팽창계수를 구하는 경우도 저장용기를 공동이 있는 하나의 원통으로 가정하여 효과적인 열팽창계수를 구할 수 있다. 내부 쉘의 두께(t_1)와 평균반경(r_1), 열팽창계수(α_1), 마찬가지로 콘크리트 차폐체의 두께(t_2)와 평균반경(r_2), 열팽창계수(α_2), 그리고 외부 쉘의 두께(t_3)와 평균반경(r_3), 열팽창계수(α_3)를 이용하여 아래의 식 (2)로 평균 열팽창계수(α_{avg})를 구하였다.

$$\alpha_{avg} = \frac{r_1 t_1 \alpha_1 + r_2 t_2 \alpha_2 + r_3 t_3 \alpha_3}{\frac{a+b}{2} \cdot (t_1 + t_2 + t_3)} \quad \text{-----} \quad (2)$$

따라서 저장용기의 내부 반경에서의 반경방향으로의 열팽창은 다음과 같다.

$$\Delta R_{ah} = \alpha_{avg} \cdot a \cdot T_{bar} \quad \text{-----} \quad (3)$$

저장용기의 축방향 열팽창의 계산은 식 (1)에서 구한 평균온도(T_{bar})를 적용함으로써 보다 큰 열팽창을 구하였다. 가중된 열팽창으로 보다 안정적인 설계를 고려할 수 있다. 계산식은 식 (4)와 같다.

$$\Delta L_{ovph} = L_{ovp} \cdot \alpha_{avg} \cdot T_{bar} \quad \text{-----} \quad (4)$$

3.3 캐니스터 셀의 열팽창

캐니스터 셀에서 반경방향과 축방향으로의 열팽창은 아래의 식 (5)와 (6)으로 계산하였다.

$$\Delta R_{canh} = \alpha_{can} \cdot R_{can} \cdot \Delta T_{3h} \quad \text{-----} \quad (5)$$

$$\Delta L_{canh} = L_{can} \cdot \alpha_{can} \cdot \Delta T_{3h} \quad \text{-----} \quad (6)$$

3.4 바스켓에서의 열팽창

중심과 외부 면에서의 온도가 주어졌고 반경방향으로의 온도분포가 포물선형이라고 가정하며, 고체 회전체에 대한 식을 사용하면 다음과 같이 평균온도를 계산할 수 있다^[2].

$$T_{bar} = \frac{2}{R_b^2} \int_0^{R_b} \left(\Delta T_{5h} - \Delta T_{bas} \cdot \frac{r^2}{R_b^2} \right) \cdot r dr \quad \text{-----} \quad (7)$$

여기서 $\Delta T_{bas} = \Delta T_{5h} - \Delta T_{4h}$ 이다.

따라서 반경방향으로 바스켓의 열팽창은 아래의 식 (8)을 사용하여 계산하였고 축방향의 열팽창은 식 (9)와 같이 계산하였다.

$$\Delta R_{bh} = \alpha_{bas} \cdot R_b \cdot T_{bar} \quad \text{-----} \quad (8)$$

$$\Delta L_{bh} = \Delta R_b \cdot \frac{L_{bas}}{R_b} \quad \text{-----} \quad (9)$$

3.5 열팽창에 따른 간극 계산

앞에서 계산한 저장용기와 캐니스터 셀, 바스켓에서의 열팽창을 종합하여 용기 내에서의 간극을 계산하였다.

가) 캐니스터 셀과 저장용기 사이의 간극

아래의 식 (10)은 반경방향, (11)은 축 방향으로의 간극을 계산하는 식이다.

$$RG_{moh} = RC_{mo} + \Delta R_{ah} - \Delta R_{canh} \quad \text{-----} \quad (10)$$

$$AG_{moh} = AC_{mo} + \Delta L_{ovh} - \Delta L_{canh} \quad \text{-----} \quad (11)$$

나) Fuel 바스켓과 캐니스터 셀 사이의 간극

바스켓과 캐니스터 셀 사이의 간극은 아래의 식으로 계산되며, 식 (12)는 반경방향, (13)은 축 방향 간극을 계산하는 식이다.

$$RG_{bmh} = RC_{bm} - \Delta R_{bh} + \Delta R_{canh} \text{ ----- (12)}$$

$$AG_{bmh} = AC_{bm} - \Delta L_{bh} + \Delta L_{canh} \text{ ----- (13)}$$

3.6 열팽창에 따른 응력 계산

온도구배에 의해 저장용기에서 생기는 열응력을 계산하였다. 여기서 탄성계수 E는 저장용기 본체의 온도에 따른 값을 사용하였다. 저장용기의 내면과 외면에서의 열응력은 다음의 식으로 계산하였다.

탄성계수 E(저장용기)= 199396 MPa

- 저장용기의 내면 :

$$\sigma_{ca} = \alpha_{avg} \cdot \frac{E}{a^2} \left[2 \cdot \frac{a^2}{b^2 - a^2} \cdot Int - (C_a) \cdot a^2 \right] \text{ ----- (14)}$$

- 저장용기의 외면 :

$$\sigma_{cb} = \alpha_{avg} \cdot \frac{E}{b^2} \left[2 \cdot \frac{b^2}{b^2 - a^2} \cdot Int - \left[C_a + C_b \cdot \left(\ln \frac{b}{a} \right) \right] \cdot b^2 \right] \text{ ----- (15)}$$

온도구배에 따른 반경방향 응력은 저장용기의 내면과 외면에서 0이다. 응력이 최대가 되는 위치에서의 반경(r)은 시행착오법으로 구하였고 최대응력은 아래의 식 (16)을 사용하여 계산하였다.

$$\sigma_r = \alpha_{avg} \cdot \frac{E}{r^2} \left[\frac{r^2 - a^2}{2} \cdot T_{bar} - \int_a^r \left[C_a + C_b \cdot \left(\ln \frac{y}{a} \right) \right] \cdot y dy \right] \text{ ----- (16)}$$

바스켓에서의 열응력은 반경방향의 온도 변화에 의해 생긴 축방향의 응력을 아래의 식 (17), (18)로 구하였다. 탄성계수는 가장 높은 온도로서 330 °C의 Alloy X에 해당하는 탄성계수를 사용하였다.

탄성계수 E(저장용기)= 173541 MPa

- 바스켓 중심에서의 축방향 응력 :

$$\sigma_{zi} = E \cdot \frac{\alpha_{bas}}{0.7} \cdot (T_{bar} - \Delta T_{5h}) \text{ ----- (17)}$$

- 바스켓 외부 면에서의 축방향 응력 :

$$\sigma_{zo} = E \cdot \frac{\alpha_{bas}}{0.7} \cdot (T_{bar} - \Delta T_{4h}) \text{ ----- (18)}$$

3.7 해석코드에 의한 열응력 해석

해석기법에 의해 계산된 열팽창과 열응력을 검증하기 위해서 상용 프로그램인 ABAQUS/Standard를 사용하여 유한 요소 모델링 및 해석을 수행하였다. 콘크리트 저장용기 본체의 단면에 대하여 1/4 대칭형상을 모델로 사용하였고, 해석에 사용된 요소는 CPE4RT이다. Coupled temperature displacement 기법을 사용했으며 해석 기법의 계산에 적용한 저장용기 본체의 내부 면과 외부면 온도를 경계조건으로 주었다. 물성치는 재질과 온도에 해당하는 값을 적용하였다.

4. 열응력해석 결과

4.1 열팽창에 따른 저장용기 내부 간극변화

단순화된 해석기법으로 열팽창에 따른 저장용기의 간극 변화계산 결과를 표 3에 나타냈다. 저장용기에서 캐니스터 셀과 저장용기 사이의 간극을 반경방향으로 65 mm, 축방향으로 25 mm로 초기 값을 설정했고 열팽창 후에는 각각 64.46 mm과 22.78로 줄어들었다. 반경방향으로는 거의 차이가 없으며 축방향으로는 초기 값에 대해 2.22 mm 줄어들었다. 바스켓과 캐니스터 셀 사이의 간극은 반경방향으로는 5 mm에서 4.36 mm로 줄었고 축방향으로는 52 mm에서 48.65 mm로 줄어들었다. 결국 모든 간극이 줄어들었으나 초기 값에 대한 차이가 매우 작으므로 열팽창이 생겨도 저장용기에 무리가 없음을 확인할 수 있다.

해석기법으로 계산한 결과를 ABAQUS 프로그램으로 검증하기 위하여 저장용기본체 내부 면에서 해석을 수행하였다. 해석기법의 계산결과는 0.106 mm 이고 ABAQUS 해석 결과는 0.168 mm로 차이가 다소 있음을 확인하였다. 그림 5는 ABAQUS 프로그램의 해석결과로써 저장용기 본체의 열팽창량을 나타내고 있다.

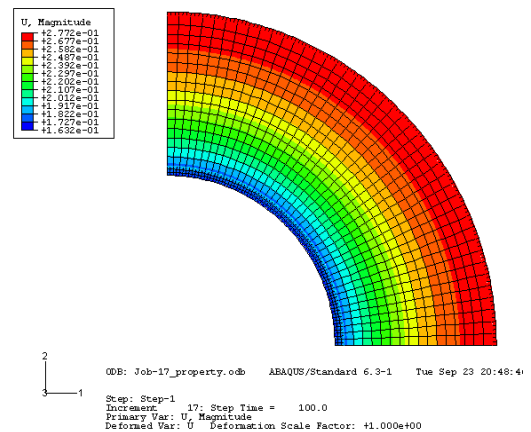


그림 4 저장용기 본체의 열팽창량

표 3 콘크리트 저장용기의 내부 간극

		Initial Clearance	Thermal Expansion
Can. Shell-to-Overpack	Radial Clearance	65 mm	64.46 mm
	Axial Clearance	25 mm	22.78 mm
Fuel Basket-to-Can. Shell	Radial Clearance	5 mm	4.36 mm
	Axial Clearance	52 mm	48.65 mm

4.2 열팽창에 따른 저장용기 내부 열응력 해석결과

열팽창에 의해 발생한 열응력을 수치해석 방법으로 계산하였다. 저장용기의 내부 면과 외부 면에서의 반경방향 응력을 구하였고, 저장용기 본체에서 반경방향으로 발생하는 최대응력을 구하였으며 바스켓 중심에서 축방향 응력과 바스켓 외부 면에서 축방향 응력을 구하였다. 또한 수치해석기법으로 구한 열응력의 신뢰성을 검증하기 위해 ABAQUS 프로그램을 이용하여 저장용기 본체의 응력을 계산하였다. 수치해석기법에 의한 계산결과와 ABAQUS 해석결과를 표 4에 나타냈다.

표 4에서 알수 있듯이 저장용기 본체 내부 면에서는 반경방향의 응력차이가 1% 정도로 작으나 외부 면에서는 28%의 다소 많은 차이가 나는 것을 확인할 수 있다.

콘크리트 저장용기 내부에서 열팽창에 의해 발생한 응력들이 구조적으로 안전한지 판단하기 위해서 비교하였다. 해석결과와 설계응력 강도를 표 4에 비교하였다. 저장용기의 응력이 모두 설계응력 강도 이내이므로 콘크리트 저장용기의 정상운전조건에서 온도상승으로 인한 구조적 건전성이 유지될 것으로 판단된다.

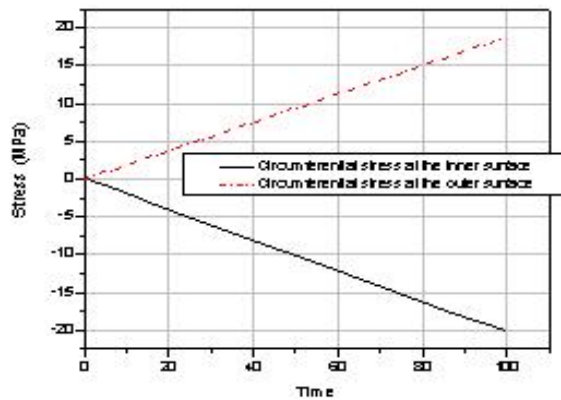


그림 5 저장용기 열응력해석 결과

표 4 콘크리트 저장용기 내부에서 발생한 응력

	Calculated Stress (MPa)	Analyzed Stress (MPa)	Error (%)	Design Stress Intensity (MPa)
Radial Stress at the I.D. of the Overpack	-20.076	-20.312	-1.1	159
Radial Stress at the O.D. of the Overpack	13.076	18.759	-28	161
Maximum Radial Stress at the Overpack	-2.657	·	·	15
Axial Stress at the Basket Centerline	-22.872	·	·	124
Axial Stress at the Basket Outer Edge	22.872	·	·	132

5. 결론

개념설계 단계로 콘크리트 저장용기의 열팽창에 따른 간극 변화와 열응력을 단순화된 수치해석기법을 통해 계산하였다. 캐니스터 셸과 저장용기 본체와의 반경방향으로의 간극은 초기값보다 0.54mm 줄어들었으며 바스켓과 캐니스터 셸 사이의 간극은 0.64 mm 줄어들었으나 간극의 변화가 설계 값에 비하면 무시할 수 있을 정도로 작아 저장용기의 건전성에 영향을 미치지 않는 것으로 나타났다. 콘크리트 저장용기 내에서 발생한 응력들이 설계응력 강도를 모두 만족시키므로 구조적인 안정성을 확인하였다. 또한 ABAQUS 전산프로그램을 이용하여 단순화된 열응력 해석기법을 검증하였다. 저장용기 본체의 내·외부 면에서 계산된 반경방향 응력이 ABAQUS 해석으로 계산한 결과와 유사했으며 내부 면의 열팽창량도 해석기법에 의한 계산결과와 ABAQUS에 의한 계산결과와 비교적으로 잘 일치하였다. 따라서 열응력 해석기법의 신뢰성이 입증되었다. ABAQUS를 이용한 해석에서 바스켓과 캐니스터 셸에서의 해석이 이루어지지 않았으므로 추후 이에 대한 해석을 통해서 단순화된 열응력 해석기법을 더욱 정확하게 검증할 필요가 있다.

참고문헌

- [1] 서기석 외, 건식저장 시스템 구조/열해석 및 안전성시험 평가, 한국원자력연구소/원자력환경기술원, KAERI/CR-161/2003, 2003.
- [2] Boley and Weiner, Theory of Thermal Stresses, John Wiley, 1960, Sec. 9.10, pp. 288~291.
- [3] Burgreen, Elements of Thermal Stress Analysis, Arcturus Publishers, Cherry Hill NJ, 1988.