

2004 춘계학술발표회 논문집
한국원자력학회

사용후핵연료 금속전환체 저장용기 개념설정 및 안전성평가

Conceptual Assessment and Safety Analysis of Storage Cask for Conditioned Spent Fuel

이주찬, 방경식, 신희성, 서기석, 김호동

한국원자력연구소
대전광역시 유성구 덕진동 150

요 약

사용후핵연료 금속전환체 저장용기의 개념을 설정하고 저장용기에 대한 안전성평가를 수행하였다. 저장용기의 핵임계 및 방사선차폐해석 결과 금속전환체의 적용이 가능한 것으로 분석되었다. 열해석 결과 금속전환체의 최고온도가 허용온도보다 낮게 나타났으며, 구조적 건전성 측면에서도 금속전환체의 적용이 가능한 것으로 분석되었다. 따라서 금속전환체 저장용기는 핵임계, 차폐, 열전달 및 구조적 건전성 측면에서 금속전환체의 적용이 가능한 것으로 분석되었다.

Abstract

Storage concept has been established for conditioned spent fuel. Safety assessments of the storage cask was performed for application conditioned spent fuel. In the results of criticality and shielding analyses, the cask can be applied for the storage of conditioned spent fuel. The maximum temperatures of the conditioned spent fuel for the storage cask were lower than those of the allowable values. As for the results of the structural assessment, it is shown that the storage cask can be applied to the storage of conditioned spent fuel. Therefore, it was shown that the storage cask can feasibly accommodate the conditioned spent fuel in aspect of the criticality, shielding, thermal and structural safeties.

1. 서론

원자력의 발전과 더불어 필연적으로 발생하는 사용후핵연료는 직접처분 대상으로 간주하면 고준위 폐기물이지만 효과적으로 재순환할 경우에는 귀중한 미래의 에너지 자원이 될 수 있다. 따라서 원자력발전의 경제성 제고, 에너지 자원 활용의 극대화 및 환경 친화성 증진 측면에서 이러한 사용후핵연료의 효율적인 관리·이용 기술의 개발은 매우 중요하다.

한국원자력연구소의 사용후핵연료 관리·이용 기술개발 과제에서는 사용후핵연료의 고온 용융염 금속전환공정을 근간으로 하는 사용후핵연료 차세대관리공정에 관한 연구를 수행하고 있으며, 이를 통하여 급증하고 있는 사용후핵연료를 효율적으로 관리할 수 있는 종합적이고 체계적인 방안을 제시할 뿐만 아니라 독자적인 핵비확산성 핵연료주기 기술을 구축하고자 한다. 미래 지향적인 사용후핵연료의 관리 방안은 사용후핵연료의 관리에 따른 환경 친화성, 경제성, 핵확산 저항성을 제고함과 동시에 자원의 활용도를 극대화하는 것이다. 세라믹 형태의 PWR 사용후핵연료를 금속전환할 경우 PWR 핵연료와 비교하여 부피 및 발열량, 방사능을 약 1/4로 감소되는 특성을 갖는다. 금속전환체의 특성을 고려하여 기존 사용후핵연료 저장방식에 금속전환체를 적용할 경우, 동일한 저장부피에 최대 4배의 저장용량 증대 효과를 갖지만 내부 핵연료 중량 증가에 따른 구조적 건전성 평가, 금속연료의 저장 허용온도 유지를 위한 열안전성 평가, 연료봉 배열에 따른 핵임계 안전성 평가 및 방사선차폐 안전성 평가 등이 요구된다. 본 연구에서는 금속전환체의 건식저장을 위한 최적 저장용기 모델을 설정하고 저장용기에 대한 안전성을 평가하였다.

2. 금속전환체 저장용기 개념설정

사용후핵연료 금속전환체의 건식저장을 위한 저장용기 모델을 설정하였다. 금속전환체의 기준핵연료는 연소도 48,000 MWD/MTU, 초기 농축도 4.5 wt.%, 냉각기간 10년인 PWR 핵연료를 기준으로 하였으며, 표 1은 설계기준 핵연료를 금속전환할 경우 PWR 핵연료 및 금속전환체의 방사능량 및 붕괴열을 비교하여 나타내고 있다. 냉각기간이 10년인 PWR 핵연료를 금속전환할 경우 방사능이 약 1/5, 발열량이 약 1/4 이하로 감소함을 알 수 있다.

금속전환체의 연료봉 직경이 크고 및 길이가 길수록 저장 효율성 측면에서 유리하지만 취급여건을 고려하여 연료봉 길이는 950 mm로 하였으며, 연료봉 직경은 68 mm로 결정하였다. 금속전환체 단위저장 캐니스터는 열전달 효율을 증대시키고 중량을 최소화시키기 위하여 육각형 형태의 알루미늄 봉에 구멍을 뚫어 금속 연료봉을 끼워 넣는 구조로 하였다. 이와 같이 연료봉을 장전할 경우 열전달 효율 측면에

서 유리하며, 캐니스터의 구조적 건전성 측면에서도 이점이 있다. 그림 1은 단위저장 캐니스터를 나타내고 있으며, 육각형 알루미늄 봉에 직경 69 mm 길이 955 mm의 구멍을 뚫어 7개의 연료봉을 장전할 수 있다. 단위저장 캐니스터 내부에는 불활성 기체인 헬륨가스를 채우며, 뚜껑은 용접방식으로 체결하여 캐니스터 자체가 1차 격납 경계를 갖도록 하였다. 단위저장 컨테이너 용량은 PWR 핵연료집합체 1개에 상당하는 금속전환체가 장전할 수 있다. 금속 연료봉 1개의 중량은 약 66 kg이고 7개의 연료봉이 장전된 단위저장 컨테이너의 중량은 약 490 kg이다.

Table 1. Radioactivity and Decay Heat for PWR and Conditioned Spent Fuels

Fuel type	Radioactivity	Decay heat
Spent PWR fuel	5.461E+05 Ci/tHM	1,724E+03 W/tHM
Conditioned spent fuel	1.128E+05 Ci/tHM	4.53E+02 W/tHM
Rate of decrease	20.7 %	26.3 %

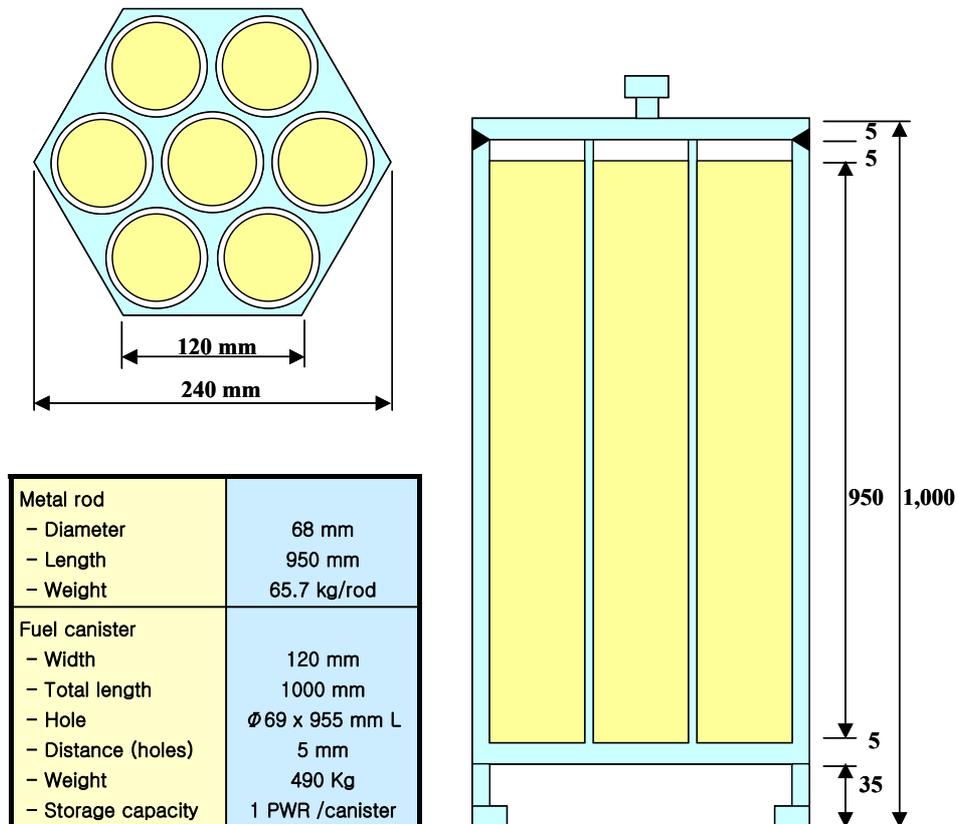


Fig. 1. Unit Storage Canister for Conditioned Spent Fuel.

금속 저장용기는 사용후핵연료를 금속제 용기에 장전하여 저장하는 방식으로 최근에는 수송 저장 겸용용기 방식으로 개발되고 있으며, 저장용량은 24 PWR 핵연료 집합체가 주류를 이룬다. PWR 사용후핵연료를 금속전환할 경우 방사능, 발열량 및 체적이 약 1/4로 감소되지만 금속전환체의 저장 허용온도가 PWR 연료에 비하여 훨씬 낮기 때문에 저장용량 4배 증대는 현실적으로 불가능하며, 1개의 저장용기에 28다발의 PWR 핵연료에 상당하는 금속전환체 저장용기 모델을 설정하였다.

그림 2는 저장용기의 단면을 나타내며, 금속전환체를 담은 저장 캐니스터와 용기 본체로 구성된다. 저장 캐니스터는 fuel basket, base plate, canister shell, 및 뚜껑 등으로 구성된다. 재질은 스테인레스강이며, 뚜껑을 외부 셸에 용접하여 밀봉을 유지하도록 하였다. 저장 캐니스터 내부에는 금속전환체 단위저장 캐니스터를 장전할 수 있는 7개의 바스켓이 설치된다. 바스켓은 육각형 바스켓을 밀집 배열하여 체적을 최소화 할 수 있도록 하였다. 저장용기의 핵연료 바스켓에 금속전환체 단위저장 캐니스터 4개를 4단으로 적재하여 1개의 바스켓에 4개의 PWR 핵연료집합체를 상당하는 금속전환체를 저장할 수 있다. 용기 본체는 구조재 및 감마선 차폐체 역할을 담당하는 단조강, 중성자 차폐재인 NS-4-FR과 스테인레스강 외부 셸로 구성된다. 중성자 차폐체인 NS-4-FR의 열전달 특성이 좋지 않아 중성자 차폐체 층에 탄소강으로 된 전열판을 설치하여 열전달이 잘 되도록 하였다. 격납방식은 용기 본체의 뚜껑 및 용기 내부에 장전되는 캐니스터가 격납경계를 갖는 이중 격납 구조를 갖도록 하였다. 용기의 외형치수는 직경 1,320 mm, 길이 4,730 mm이고 금속전환체 장전시 총 중량은 약 44톤이다.

표 2는 금속전환체 저장용기와 기존의 PWR 저장용기의 치수 및 중량을 비교 분석하였다. 비교대상 용기는 PWR 핵연료를 저장할 수 있는 대표적인 금속제 저장용기인 HI-STAR 100[1] 및 NAC-STC[2] 장용기를 기준으로 하였다. 24, 26 다발 PWR 핵연료 저장용기의 중량이 약 100 톤을 상회하는데 비하여 28다발의 PWR 핵연료에 상당하는 금속전환체 저장용기의 중량이 약 44톤으로 절반 이하로 줄일 수 있었다. 또한, 금속전환체 저장용기의 직경을 기존의 PWR 핵연료 저장용기에 비하여 약 절반으로 줄일 수 있으므로 저장효율성 및 경제성 측면에서 큰 이점이 있을 것으로 판단된다.

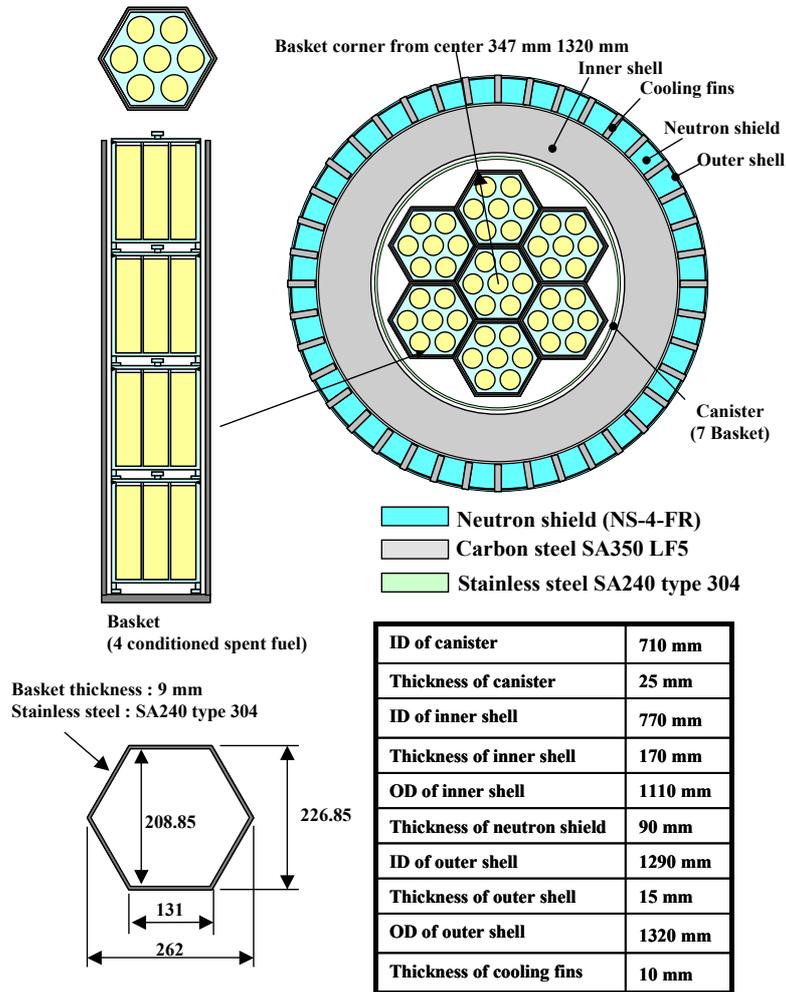


Fig. 2. Cross Section of Storage Cask for Conditioned Spent Fuel.

Table 2. Comparison of Storage Cask for PWR and Conditioned Spent Fuel

Item	Conditioned spent fuel cask	PWR fuel cask	
		HI-STAR 100	NAC-STC
Storage capacity	28 PWR fuels	24 PWR fuels	26 PWR fuels
Dimension			
- Outer diameter	1,320 mm	2,438 mm	2,516 mm
- Length	4,730 mm	5,159 mm	4,902 mm
Weight (loaded)	44 tons	105 tons	107 tons

3. 저장용기 안전성평가

사용후핵연료 금속전환체 저장용기에 대한 핵임계, 방사선차폐, 열전달 및 구조 분야 예비안전성 해석을 수행하여 금속전환체 적용성을 평가하였다.

3.1. 핵임계 안전성 평가

저장용기에서 단위 저장 캐니스터는 길이 방향으로 4 단으로 되어 있고, 수평으로 7 개가 배열되어 있다. 그러나 핵임계 해석에서는 보수성을 유지하는 조건하에 계산의 편의성을 위해 길이 방향의 4 단 배열을 1단 배열로 가정하여 그림 3과 같이 모델링하였다. 따라서 각 캐니스터에 사용후핵연료 집합체 4 다발에 해당되는 금속전환체가 장전되고, 7 개의 캐니스터가 저장용기에 장전된다.

표 3은 연소도 이득을 적용하지 않은 신핵연료를 고려한 경우의 핵임계 해석결과이며, 내부공간의 수분농도가 낮은 경우에는 미임계를 유지하지만 침수상태에서의 핵임계도는 0.94522 ± 0.00426 으로 나타났다. 이 핵임계도 계산값을 근거로 구한 95 % 신뢰도를 갖는 최대 핵임계도값은 0.95374이며, 이는 미임계 한계치 0.95를 초과한 값이다. 따라서 연소도 이득 적용을 하지 않으면 핵임계 안전성을 입증할 수 없다는 것을 알 수 있다. 그림 3의 정상상태 모델에서의 연소도 이득을 고려한 경우의 핵임계도값은 표 3에 제시된 바와 같이 0.49742 ± 0.00279 로 나타났다. 정상상태와 가상사고시 모두에서 기본적으로 침수를 가정하였고, 또한 용기가 무한 배열된 것을 가정하였다. 이런 상태에서 금속전환체봉이 한쪽으로 쏠린 경우와 캐니스터가 파괴되어 존재하지 않는 상태를 가상하여 핵임계도 분석을 수행하였다. 또한 이 두 가상 사건이 동시에 일어날 경우를 대비하여 핵임계 분석을 수행하였다. 표 3에 제시된 바와 같이 침수, 금속전환체 쏠림 및 쏠림과 캐니스터 파괴가 동시에 일어난 경우에 대한 핵임계도 계산값은 각각 0.63106 ± 0.00350 , 0.66477 ± 0.00314 및 0.68960 ± 0.00390 으로 나타났다. 이들 결과로부터 알 수 있듯이 전산코드의 계산오차 (2 %)를 고려하더라도 연소도 이득적용의 경우에는 정상상태 뿐만 아니라 가상사고시에도 핵임계도 계산값이 미임계 한계치보다 매우 낮다. 따라서 28 개 사용후핵연료 집합체에 해당되는 금속전환체를 장전한 저장용기가 무한 배열된 경우에도 핵임계 관점에서 안전할 것으로 판단된다.

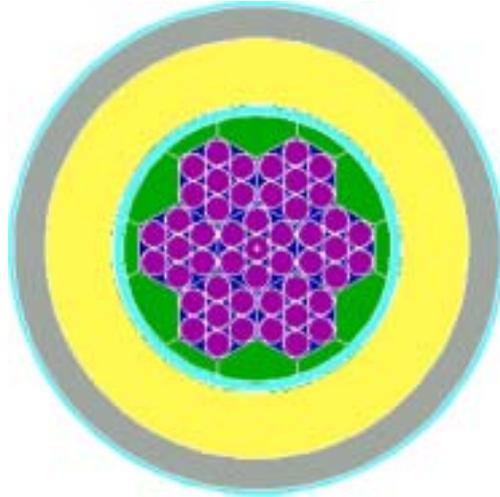


Fig. 3. Geometrical Model for Keff Calculation.

Table 3. Keff for Metal Cask Loading the Conditioned Spent Fuel

Assumption	Condition	Keff±σ
Fresh Fuel	Normal	0.72123±0.00325
	Hypothetical Accidental Condition	0.84893±0.00417
	-Water Flooding	0.91628±0.00381
	-Abnormal Location	0.94522±0.00426
	-Abnormal Location + Canister Removal	
Burnup Credit	Normal Condition	0.49742±0.00279
	Hypothetical Accidental Condition	0.63106±0.00350
	-Water Flooding	0.66477±0.00314
	-Abnormal Location	0.68960±0.00390
	-Abnormal Location + Canister Removal	

3.2. 방사선차폐 안전성 평가

ORIGEN2[3]코드를 이용하여 금속전환체에 포함된 핵종들의 방사선 세기를 구하고 감마선 선원을 중심으로 30 개 핵종을 선정하였다. 이들에 대한 방사능은 10년 냉각된 경우에 1.128×10^5 Ci/MTHM로 결정하였다.

MCNP[4] 코드의 차폐계산 모델은 핵임계 계산모델과 유사하게 그림 4와 같이 설정하였다. 이 모델을 그림 3과 비교해 보면 핵임계도 계산에서는 보수적인 관점에서 용기 외곽의 중성자 차폐체와 구조체를 무시한 반면에 차폐계산에서 이를 고려하여 실제 용기와 유사한 형태로 모델링하였다.

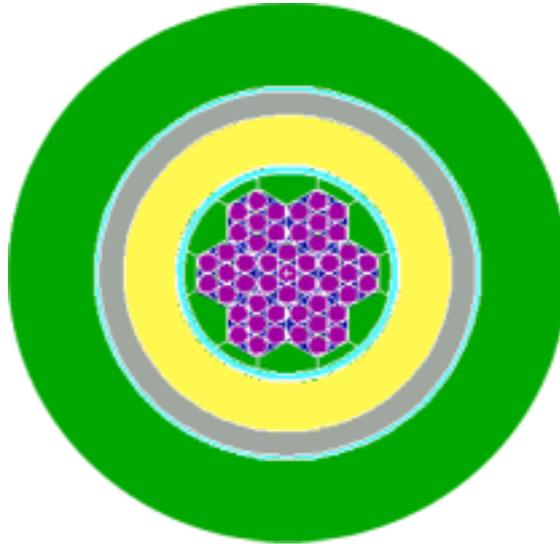


Fig. 4. Geometrical Model for Shielding Calculation.

차폐해석 결과 표면에서 방사선 선량은 12.3 mrem/hr로 나타났다. 이는 수송 기준 (200 mrem/hr)보다 매우 낮은 값이므로 금속저장체를 장전하여 수송하는데 문제가 없다고 볼 수 있다. 또한 이 저장용기의 표면에서의 방사선량 계산치는 방사선 작업장의 최대 허용선량을(1mrem/hr)보다 크지만 이 최대 허용선량은 용기의 표면에 적용하는 것이 아니고 작업자가 접근하는 저장시설의 외벽에 적용해야 한다. 훗날 저장시설의 개념도 완성되면 저장시설 외벽에 대한 선량율을 계산하여 이 최대허용선량을 이하를 유지하는지 확인하여 방사선 차폐 안전성을 판단할 수 있을 것이다. 현재의 용기표면의 선량율을 기준으로 저장시설 외벽의 방사선량을 추정해보면, 용기에서 외벽까지의 거리가 상당히 멀 것으로 예상되고, 벽에 의한 차폐효과가 있기 때문에 최대 허용선량을 이하로 나타날 가능성이 크다. 따라서 방사선 차폐 관점에서는 금속전환체를 저장하는데 문제가 없을 것으로 판단된다.

3.3. 열전달 안전성 평가

금속전환체 저장용기의 정상조건, 비정상조건 및 화재사고조건에 대한 열전달 해석을 수행하였다.

열전달해석에서 열원은 금속전환체의 붕괴열 및 용기 표면에서의 태양복사열로 구분되며, 28개 금속전환체의 총 붕괴열은 10년 냉각된 연료를 기준으로 5.835 kW를 고려하였다. 태양복사열은 10 CFR Part 71에서 규정하고 있는 용기 형상이 곡면일 경우 12시간동안 400 W/m²의 열유속을 고려하였다. 저장용기 주변온도는 정

상운전 조건에서는 연평균 대기온도를 기준으로 적용하며, 열해석에서는 보수적으로 가정하여 27 °C를 고려하였다. 비정상조건에서는 대기온도를 38 °C로 고려하였으며, 화재사고조건에서는 38 °C의 초기온도를 갖는 정상상태하에서 800 °C 화재가 30분 동안 진행된 후 자연냉각되는 조건을 고려하였다.

그림 5는 FLUENT[5] 열해석 모델을 나타내며, 2차원 1/4 단면모델을 사용하였다. 금속전환체 연료봉과 연료봉이 끼워지는 구멍사이에는 0.5 mm의 gap을, 단위저장 캐니스터와 육각형 바스켓 사이에 1 mm의 gap을 고려하였다. 이들 gap의 재질은 helium gas이며, gap에서의 열전도 및 복사열전달을 고려하였다. 용기 본체의 중성자차폐체 층과 구조재인 셸 사이에 0.5 mm의 air gap을 고려하였다.

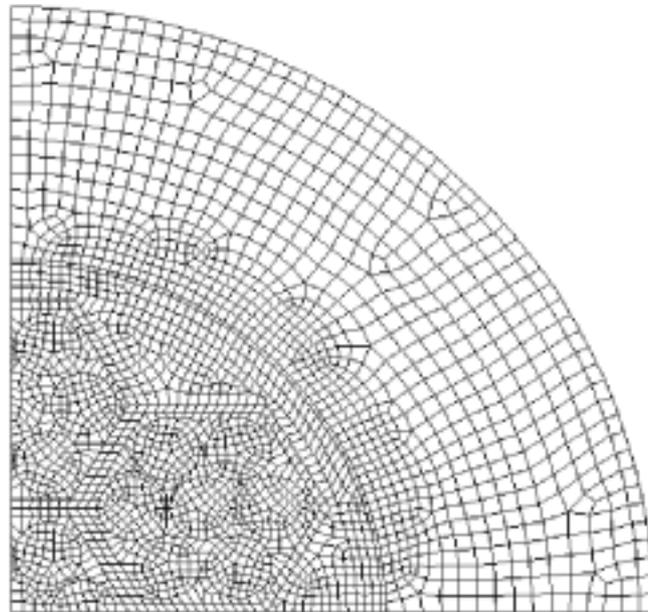


Fig. 5. Thermal Analysis Model for Metal Cask.

표 4는 정상 및 비정상 운전조건에 대한 열해석 결과를 나타내고 있다. 정상조건은 대기온도 27 °C, 비정상조건은 대기온도 38 °C에서 각각 태양열유속이 유입되는 조건이다. 비정상조건은 정상조건에 비하여 저장용기 외부온도가 11 °C 높은 조건이며, 저장용기 내부의 온도는 비정상조건에서 정상조건에 비하여 약 9 ~ 10 °C 정도 높게 나타났다. 금속연료봉의 최고온도는 정상조건에서 139 °C로 허용온도 기준으로 설정된 150 °C 이내로 계산되었으며, 비정상조건하에서 허용온도인 200 °C 이내로 계산되어 정상 및 비정상 조건하에서 연료봉의 열적 건전성이 충분히 유지될 것으로 판단된다. 그림 6은 정상조건에 대한 온도분포를 나타내며, 금속전환체의 단위저장 캐니스터 재질을 열전도율이 우수한 알루미늄 재질을 사용하고 바스켓 및

단위저장 캐니스터 내부 공간을 최소화함으로써 육각형 배스켓 내부에서의 온도편차가 거의 발생하지 않았다.

Table 4. Maximum Calculated Temperatures under Normal and Off-Normal Conditions

Location	Calculated temperature (°C)	
	Normal	Off normal
Fuel rod	139	148
Fuel basket	138	147
Canister	96	105
Inner shell	80	90
Neutron shield	72	82
Cask outer surface	58	67

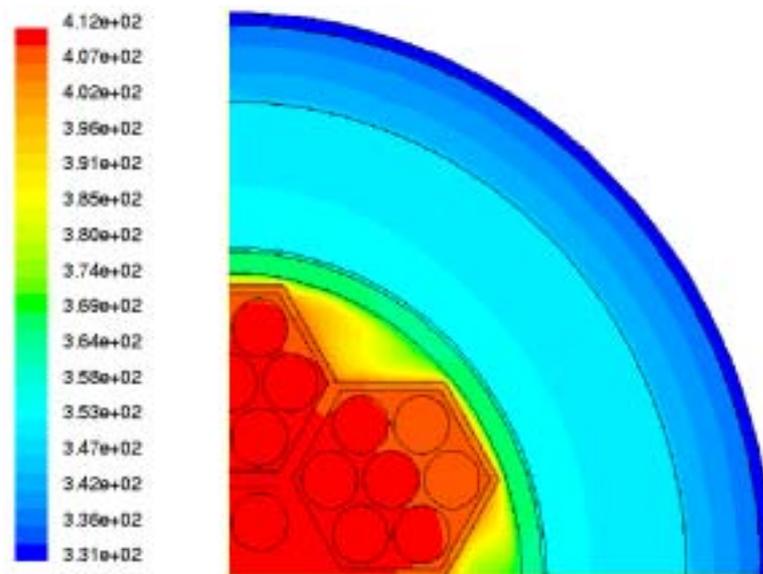


Fig. 6. Temperature Contour for Normal Condition.

표 5는 800 °C, 30분 화재사고조건에 대한 열해석 결과를 나타내고 있다. 800 °C 화재사고조건에 대한 초기조건은 주변온도 38 °C의 비정상조건을 고려하였다. 저장용기 표면은 화염과 직접 접촉하여 화재가 진행되면서 700 °C 이상까지 급속히 상승한 후 30분 화재가 끝나면서 급속히 냉각됨을 알 수 있다. 금속전환체 연료봉의 온도는 30분 화재가 끝난 후 약 20시간 이후에 최고 168 °C로 초기온도에 비하여

20 °C 정도 온도가 상승하였다. 이 온도는 금속전환체의 사고조건하에서 저장 허용 온도로 설정한 200 °C 이내이므로 800 °C 화재사고조건하에서도 금속전환체 연료봉의 열적 건전성이 충분히 유지됨을 알 수 있다. 이상의 결과로 보아 열안전성 측면에서 저장용기에 금속전환체 단위저장 캐니스터 28개의 적용이 가능할 것으로 판단된다.

Table 5. Maximum Calculated Temperatures under Fire Accident Condition

Location	Calculated temperatures (°C)												
	Initial	Transient time (h)											Max.
		0.25	0.5	0.75	1.0	2	4	6	9	12	18	24	
Fuel rod	148	148	148	148	148	148	152	157	163	167	168	168	168
Fuel basket	147	147	147	147	147	147	152	157	162	166	167	167	167
Canister	105	105	105	105	107	119	133	135	134	131	127	125	135
Inner shell	90	90	92	98	104	122	129	128	123	119	112	109	129
Neutron shield(core)	77	163	192	221	215	166	128	114	105	101	95	92	221
Cask outer surface	67	625	705	336	241	147	108	94	87	84	80	78	705

3.4. 구조 안전성 평가

저장용기의 구조해석은 사고조건으로 예측되는 낙하해석과 전복해석, 폭풍/홍수 및 미사일 타격의 관성모멘트 계산에 대해 구조적 안전성 여부를 평가하였다.

저장용기에서 예상되는 가장 가혹한 조건 중의 하나가 수평낙하 사고이다. 저장용기는 수평자세로 저장하지 않으므로, 전복조건이 수평낙하 조건보다 더 실제 상황과 가깝다. 따라서 전복 평가는 이와 대응하는 수평낙하 조건으로 평가하였다. 전복을 수평낙하로 전환하는 하중 조건은 전복초기에 저장용기의 무게 중심의 최대높이를 수평 낙하 높이로 가정하였다. 따라서 수평낙하의 최대 높이는 약 2.4 m로 적용하였다. 유한요소법은 상용 프로그램으로 동적 해석에 일반적으로 사용하는 ABAQUS/EXPLICIT 코드를 적용하였으며, 기하학적 모델은 그림 7과 같이 저장용기 단면에 대한 2차원 모델로 가정하였다.

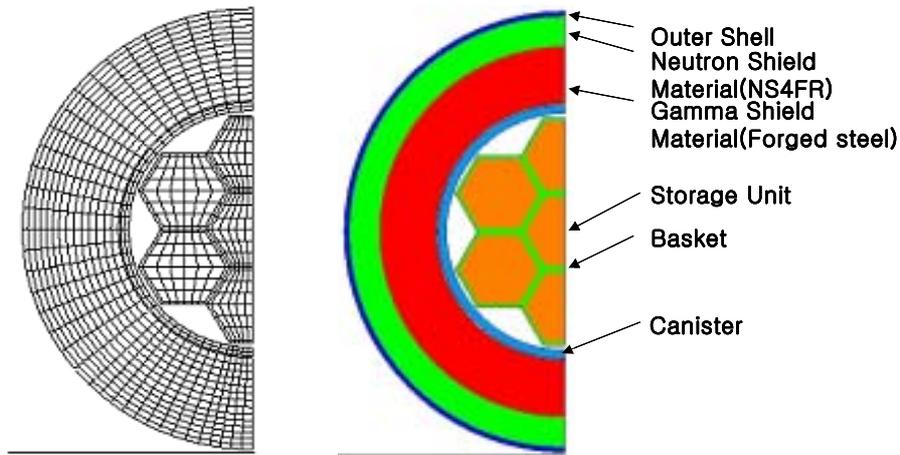


Fig. 7. FEM Simulation Model of Metal Storage Cask.

그림 8은 2.4 m 수직 낙하해석의 응력과 변형을 나타내고 있다. 최대 응력은 대부분 모든 구성물이 접촉하게 되는 7.5 ms 전후에서 발생하였다. 최대 응력은 그림 9와 같이 외부 셸과 강체인 바닥면의 접촉과 캐니스터와 바스켓의 접촉부에서 발생되었다. 바스켓 부분의 최대 응력은 최초 바닥 접촉 후 7.5 ms에서 270 MPa 정도로 허용응력 331 MPa에 미치지 못하고 있다.

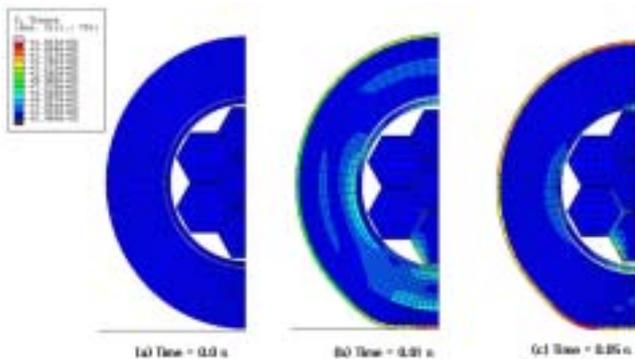


Fig. 8. Tresca Stress and Deformation on 2.4m of Drop Height.

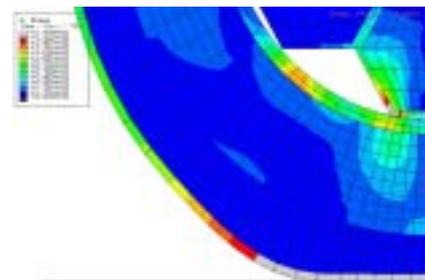


Fig. 9. Tresca Stress Contour at Impact Moment.

폭풍 및 홍수에 의한 풍속 및 유속은 압력으로 저장용기의 측면에 수평하중으로 작용한다. 이러한 힘은 그림 10과 같이 저장용기의 미끄러짐 혹은 전복의 원인이 된다. 홍수 및 폭풍에 의해 저장용기는 저장용기 바닥 면의 외곽 점을 중심으로 회전하게 된다. 풍속 161 m/s 와 홍수 유속 5.3 m/s을 초기 조건으로 가정하였다.

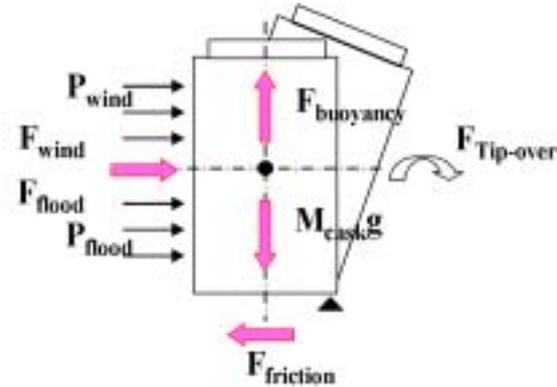


Fig. 10. Wind and flood load in concrete Storage cask.

$$P_{wind\ or\ flood} = \frac{1}{2} C_d \frac{\rho_{air\ or\ water}}{g} v_t^2 \quad \text{----- (1)}$$

$$F_{wind\ or\ flood} = P_{wind\ or\ flood} \cdot D \cdot H \quad \text{----- (2)}$$

C_d : 실린더 형상의 항력계수(폭풍에 의한 난류:0.6, 홍수에 의한 층류:1.0)

$\rho_{air\ or\ water}$: 공기 밀도 $1.2 \times 10^{-12} \text{ kg/m}^3$, 물 10^3 kg/m^3

v_t : 최대 풍속 161 m/s 및 홍수 유속 5.3 m/s

$P_{wind\ or\ flood}$: 풍속 및 유속에 의한 저장용기 측면의 압력

D : 저장용기의 최대 직경 1.320 m

H : 저장용기의 높이 4.730 m

$F_{wind\ or\ flood}$: 저장용기 투영면적에 대한 합력

저장용기에서 폭풍과 홍수에 의한 수평방향 힘 F_{wind} 와 F_{flood} 은 58.26 및 87.69 kN으로 계산되었다. 폭풍과 홍수 하중에 의한 모멘트가 저장용기의 자중에 의한 모멘트 보다 크다면 전복이 발생된다. 이 때의 전복 조건은 아래와 같다.

$$M_{cask} \cdot (D/2) \leq F_{wind} \cdot (H/2) \quad \text{----- (3)}$$

$$(M_{cask} \cdot g - F_{buoyancy}) \cdot (D/2) \leq F_{flood} \cdot (H/2) \quad \text{----- (4)}$$

따라서, 저장용기의 용기 높이의 1/2인 무게중심을 작용점으로 하여 폭풍 및 홍수에 의한 수평 하중의 모멘트는 각각 137.8 및 207.4 kN-m, 또한 단순 자중 및 부력을 고려한 자중에 의한 모멘트는 285.6 및 243.7 kN-m로 계산되었다. 따라서, 풍속 161 m/s 와 홍수 유속 5.3 m/s에서의 조건에서 전복이 발생되지 않는다.

또한, 미끄러짐 평가에서 부력을 고려한 자중을 고려한 계산결과, 폭풍에 의한 미끄러짐 유발력은 58.26 kN이고 홍수에 의한 미끄러짐 유발력은 87.69 kN이고 홍수에 의한 마찰력이 부력에 의해 보수성을 가지므로 이를 계산해 보면 92.31 kN로 계산

된다. 따라서, 폭풍 및 홍수에 대해 저장용기는 미끄러짐 현상이 발생하지 않는다.

$$F_{friction} = \mu(M_{cask} \cdot g - F_{buoyancy}) \text{ ----- (5)}$$

$F_{friction}$: 저장용기 자중에 의한 마찰력

μ : 마찰 저항계수 0.25

M_{cask} : 저장용기 질량

g : 중력가속도

$F_{buoyancy}$: 저장용기 체적에 대한 부력

저장용기의 관통자 충돌은 전복 평가는 일반적으로, 무게 1800 kg과 125 kg의 관통자가 56.32 m/s로 충돌하여 저장용기가 넘어지는 경우이다. 이 기준은 미국의 NUREG 자료를 토대로 기준을 정하였다. 다음 그림 11과 같이 저장용기의 상부를 가격할 때 저장용기 바닥면의 외곽 점을 중심으로 회전하여 전복하는 경우이다. 이때 관통자의 운동에너지가 저장용기의 회전으로 무게 중심위치가 수직선을 넘어가는 높이 차이 Δh 에 의한 위치에너지보다 클 때 전복이 발생한다.

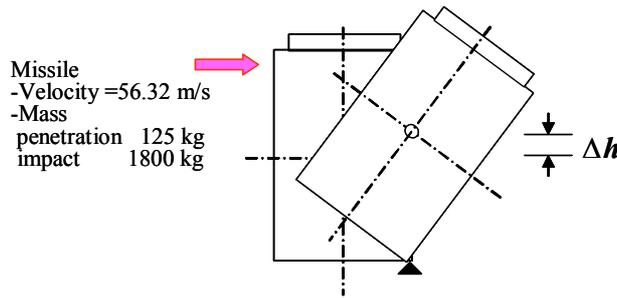


Fig. 11. Tip-over by missile impact load.

이에 대한 관계식은, 관통자의 운동에너지는 $E_k = \frac{1}{2} \cdot m_m \cdot V_m^2$ 이고, 저장용기의 전복이 가능한 위치에너지는 $E_p = M_c \cdot g \cdot \Delta h$ 가 된다. 여기서 m_m 은 미사일 질량, V_m 은 미사일 속도이며, M_c 은 저장용기의 질량이다. 계산 결과 미사일 질량이 125 kg일 때 미사일 운동에너지는 198 kN-m이고, 저장용기의 위치에너지는 751 kN-m이므로 전복이 발생하지 않는다. 다른 경우에 미사일 질량이 1800 kg일 때, 미사일 운동에너지는 2855 kN-m이므로 전복이 발생한다.

미국 기준에 따른 이러한 결과는 국내에서는 발생할 가능성이 없다고 판단되며, 만일 국내 기술기준 요건이 없어 미국 기준을 따른다면 용기 상부와 저장용기가 놓인 바닥면에 강 케이블로서 고정하는 방법이 있다.

4. 결 론

1개의 저장용기에 28다발의 PWR 핵연료에 상당하는 금속전환체를 저장할 수 있는 저장용기 모델을 설정하였으며, 금속전환체 저장용기는 PWR 연료 저장용기에 비하여 체적 및 중량이 1/2 이하로 감소하여 저장효율성 측면에서 이점이 있는 것으로 분석되었다. 저장용기에 대한 핵임계 해석결과 연소도 이득을 적용할 경우 저장 캐니스터 내부가 완전히 물로 채워진 침수되고 캐니스터가 파괴되는 가상 사고 조건에서도 핵임계 안전성이 유지되는 것으로 분석되었다. 차폐해석 결과 저장용기 표면 방사선량율이 12.3 mrem/h로 나타났다. 이는 수송 기준인 200 mrem/h보다 낮은 값이며, 저장용기의 표면선량율은 방사선 작업장의 최대 허용 선량율 1 mrem/h보다 크지만 최대 허용 선량율은 작업자가 접근하는 저장시설의 외벽에 적용해야 하므로 차폐 안전성 측면에서도 문제가 없는 것으로 분석되었다. 열해석 결과 연료봉의 최고온도는 정상조건에서 139 °C로 허용온도 기준으로 설정된 150 °C 이내로 계산되었으며, 화재사고조건 하에서도 허용온도인 200 °C 이내로 계산되어 연료봉의 열적 건전성이 충분히 유지되는 것으로 나타났다. 저장용기의 낙하, 폭풍, 홍수 조건 등 가상사고조건에 대한 구조해석 결과 저장용기 주요부위의 응력이 허용치 이내로 평가되었다. 이상의 결과로 저장용기는 핵임계, 차폐, 열 및 구조적 안전성 측면에서 금속전환체의 저장이 가능한 것으로 분석되었다.

감사의 글

본 연구는 과학기술부의 원자력연구개발사업의 일환으로 수행되었음.

참고문헌

- [1] Topical Safety Analysis Report for the HI-STAR 100 Cask System, Holtec Report HI-941184, Rev.5, NRC Docket No. 72-1008, September, (1996).
- [2] Topical Safety Analysis Report for the NAC Storable Transport Cask for Use at an Independent Spent Fuel Storage Installation, Rev. 3A, NAC International (1995).
- [3] A.G. Croff, A User's Manual for the ORIGEN2 Computer Code, ORNL/TM-7175, Oak Ridge National Laboratory (1980).
- [4] Briesmeister, J. F., "MCNP-4B Monte Carlo N-Particle Transport Code System", CCC-200, 1993.
- [5] "FLUENT Computational Fluid Dynamics Software Version 6", Fluent Inc., 1998.