

KSC-28 사용후핵연료 수송용기의 열해석 평가

이주찬, 방경식, 민덕기, 도재범, 노성기
한국원자력연구소

요 약

사용후핵연료는 장기간 강한 방사선과 붕괴열이 방출된다. 따라서 사용후핵연료를 안전하게 운반하기 위하여 수송용기는 방사선차폐의 건전성, 격납경계의 유지 및 내부 붕괴열의 적절한 제거 등의 설계기준을 만족하도록 설계되어야 한다. 본 연구에서는 28개의 PWR 사용후핵연료집합체를 운반할 수 있는 KSC-28 수송용기의 적절한 열전달 특성을 갖는 copper 냉각핀 및 aluminum 전열판을 설정하였다. 또한, 정상수송조건 및 화재사고조건에 대한 열전달해석을 수행하여 수송용기의 열적 건전성을 평가하였고 여기에서 얻어진 온도를 열하중으로 고려하여 열용력해석을 수행함으로써 수송용기의 온도변화에 따른 구조적 건전성을 평가하였다.

1. 서 론

수송용기의 열적인 안전성을 유지시키기 위하여 정상조건에서는 사용후핵연료로부터 발생하는 붕괴열을 수송용기 외부로 적절하게 열전달시켜야 하며, 반면에 가상 화재사고조건에서는 외부화염으로부터 유입되는 열을 적절히 차단하여 용기 내부의 온도를 가능한 낮게 함으로서 설계압력유지 및 차폐체의 건전성을 유지시켜야 하는 양면적인 설계요구사항을 갖고 있다. 국내 원자력법[1], IAEA Safety Ser. No.6[2] 및 USNRC 10 CFR 71[3]에서는 이러한 정상수송조건 및 가상 화재사고조건에 대한 사항을 엄격하게 규정하고 있다.

본 연구에서는 정상수송조건 및 가상 화재사고조건에 대한 열전달해석을 수행하고 또한 온도변화로 인한 수송용기의 구조적 건전성을 평가하기 위하여 열용력해석을 수행하였다.

2. KSC-28 수송용기의 개요

KSC-28 수송용기는 그림 1과 같이 28개의 PWR 사용후핵연료집합체를 운반 및 저장할 수 있는 용량을 갖는다. 운반대상 핵연료의 설계기준은 연소도가 50,000 MWD/MTU, 냉각기간이 10년인 핵연료를 기준으로 하였고, 이때 PWR 사용후핵연료집합체 28개로 부터 발생하는 방사능 붕괴열은 23.3 kW로 고려하였다. 냉각방식은 핵연료를 장전하는 내부 cavity에 불활성가스를 채우는 건식방식을 채택하였다.

수송용기의 구조재료는 스테인레스강을, 감마선 차폐체로는 납을 그리고 중성자 차폐체로는 실리콘복합체를 사용하였다. 실리콘복합체는 열전도율이 낮으므로 중성자차폐체 내부에 열전도성이 좋은 copper 냉각핀을 부착하였다. 또한, 수송용기 내부 cavity에는 aluminum 전열판을 부착하여 핵연료로부터 방출되는 붕괴열이 외부로 적절히 전달되도록 하였다.

3. 열전달해석 평가

3.1 열전달해석 모델링

수송용기의 열전달은 용기 내부 cavity의 냉각유체에 의한 대류 및 복사열전달, 용기 본체를 통한 열전도, 그리고 용기 외부표면에서의 대류, 복사열전달 등 3가지 열전달 모드로 구성된다.

대류열전달은 수송용기 내부공간에서의 자연대류와 용기 외부표면에서 대기에 의한 자연 대류 열전달로 구분된다. 이들 대류열전달계수는 실험적으로 혹은 이미 연구된 결과를 인용 하여 얻게 되며, 다음과 같은 열전달계수를 얻었다[4].

- 수송용기 내부공간 : $h_{nc} = 0.50(\Delta T)^{0.333} [W/m^2 \cdot ^\circ C]$

- 수송용기 외부표면 : $h_{nc} = 1.20(\Delta T)^{0.333} [W/m^2 \cdot ^\circ C]$

복사열전달은 주로 고온에서 크게 일어나며, 같은 온도에서는 재료의 방사율 (emissivity) 에 영향을 받는다. 수송용기의 외부표면은 stainless steel로 구성되며, 정상수송조건에서는 수송용기표면의 방사율을 0.36으로 적용하였다. 또한 화재사고조건에서는 용기표면의 방사율(ϵ)을 0.9로, 외부화염으로 부터의 흡수율(α)을 0.8로 적용하였다. 태양복사열은 용기표면 이 곡면인 경우에 법규에서 규정하고 있는 태양열유속 $400 W/m^2$ 을 고려하였으며, 수송용기 내부 cavity에 부착되는 aluminum 전열판의 방사율은 0.22를 적용하였다.

수송용기의 구조는 원통형이고 축방향의 전열동판 및 원주방향의 aluminum 전열판을 갖는 3차원 구조에 속하나 전체모델의 3차원 해석은 전산기의 기억용량의 한계, 계산시간의 과다 등에 의한 문제점이 있어 경제성을 고려하여 수송용기 구조를 2차원 단면 및 축대칭으로 단순 모델링하여 열전달해석을 수행하였다. 해석은 3단계로 수행하였으며, 1단계로 copper 냉각핀 수량의 변화에 따른 열전달 영향을 평가함으로써 가장 적절한 냉각핀의 수량을 설정하였다. 2단계로는 용기 내부 cavity의 aluminum 전열판 수량의 변화에 따른 열해석을 수행하여 적절한 전열판의 수량을 설정하였다. 마지막으로 위에서 설정된 냉각핀 및 aluminum 전열판을 갖는 KSC-28 수송용기의 열전달해석을 수행하였다. 열전달해석은 범용 열전달 해석 프로그램인 TOPAZ2D[5] 코드를 이용하여 수행하였다.

열해석을 위한 해석조건으로는 법규에서 규정하고 있는 정상수송조건 및 가상 화재사고조건을 적용하였다. 즉 초기조건은 주변온도가 $38^\circ C$ 이고 태양열유속이 최대인 고온조건이며, 이 상태에서 $800^\circ C$ 화재가 30분동안 진행된 후 자연냉각되는 조건이다.

수송용기 내부의 중성자차폐체에 부착되는 냉각핀 수량을 변화시켜 가면서 해석을 수행하여 최적의 열전달효과를 갖는 냉각핀을 두께 4 mm의 copper plate 60개로 설정하였다. 이때 냉각핀의 열전달 효과를 고려한 중성자차폐체의 등가열전도율은 $8 W/m \cdot ^\circ C$ 로 도출되었다. 2차원 축대칭 해석모델로서 용기 내부공간의 basket 구조물과 내부 shell 사이에 부착되는 aluminum 전열판 수량을 변화시켜 가면서 해석을 수행한 결과 최적의 열전달효과를 갖는 전열판은 두께 16mm의 전열판 24개로 분석되었다. 이때, 전열판의 열전도를 고려한 내부 cavity의 등가열전도율 ($keq = 7 W/m \cdot ^\circ C$)을 도출할 수 있었다.

위에서 얻은 중성자차폐체 및 내부 cavity의 등가열전도율을 고려하여 수송용기 및 핵연료집합체에 대한 단면모델을 설정하였으며, 그림 2는 해석모델을 나타내고 있다. 수송용기가 대칭구조이므로 해석모델은 1/4 단면모델로 하였으며, 핵연료집합체의 열전달해석은 핵연료봉과 핵연료봉 사이의 내부 공간에 대한 등가열전도율을 고려한 균질화모델을 사용하였다.

3.2 열전달해석 결과 및 평가

KSC-28 수송용기는 B형 용기로 분류되며, 이러한 수송용기는 정상수송조건 뿐만 아니라 가상화재사고조건하에 대한 열적인 영향을 평가하도록 규정하고 있다. 그림 2의 2차원 해석모델을 이용하여 주변온도가 38 ℃이고 용기 표면에 태양열이 유입되는 고온조건의 정상상태(steady state)하에서의 온도를 구한 후에 화재사고조건의 시간의 변화에 따른 과도상태(transient state)에 대한 열해석을 수행하였다.

그림 3은 정상조건 및 화재사고조건시 과도시간에 따른 수송용기 주요 부위에서의 온도분포를 나타내고 있다. 그림에서 핵연료봉의 온도는 800 ℃ 화재이후 약 8시간 부터 온도가 서서히 증가하는 경향을 나타내고 있다. 이와 같이 내부 핵연료봉의 온도가 서서히 증가하는 것은 수송용기의 내부 공간이 차지하는 체적이 커서 외부 화염으로 부터 30분동안 들어오는 열유량이 내부온도를 크게 증가시킬 만큼 충분하지 않기 때문이다. 용기표면인 outer shell은 외부에 직접 노출되는 부위로서 화재가 진행되면서 온도가 급격히 상승하다가 급격히 떨어지는 경향을 나타내고 있다.

수송용기의 주요 차폐체인 납차폐체의 온도는 화재가 진행된 약 2시간 이후에 최고 226 ℃까지 상승하는 것으로 나타났다. 그렇지만 이 온도는 납의 용점온도인 327 ℃ 보다 낮은 온도로서 화재사고에서도 납차폐체의 건전성이 유지됨을 알 수 있다. 핵연료봉의 온도는 정상조건에서는 347 ℃ 허용온도인 380 ℃보다 낮게 나타났다. 또한, 화재사고조건에서도 핵연료봉의 최대온도는 362 ℃로 허용치보다 낮게 나타났다.

이상의 결과로 보아 KSC-28 수송용기는 정상수송 및 화재사고조건에서 열적 건전성이 충분히 유지됨을 알 수 있다.

4. 열응력해석 평가

수송용기의 온도변화로 인한 구조적 건전성을 평가하기 위하여 열전달해석에서 얻어진 수송용기의 온도분포를 열하중으로 고려하여 정상수송조건 및 가상사고조건에 대한 열응력해석을 수행하였다.

4.1 열응력해석 모델링

열응력해석은 범용 구조해석 program인 ABAQUS[6] 코드를 사용하였으며, 해석모델은 2차원 축대칭구조로 하였다. KSC-28 수송용기는 감마선차폐체로 납을 사용하고 있으며, 납의 열팽창계수가 stainless steel에 비하여 약 2배 정도 크므로 납주조후 상온까지 냉각되는 과정에서 납의 응축으로 인하여 납과 shell 사이에 gap이 발생하게 된다. 따라서 납주조시 shell을 적정온도로 예열하여 납의 응고후 수축량을 shell의 예열에 의한 팽창량으로 보상하여 gap을 최소화한다[7]. 납차폐체와 수송용기 중간 shell 사이에 필연적으로 발생하는 gap을 예측하기 위하여 납이 응고되어 냉각되는 온도(327 ℃)를 초기조건으로 하여 이 온도에서 상온(20 ℃)까지 냉각시켰을 경우에 납과 shell 사이에 발생하는 gap을 계산한 결과 약 1 mm의 gap이 발생하는 것으로 나타났다. 실제 납주조시 용기 길이방향으로 서서히 주조하게 되므로 하부의 납이 응고후 냉각되는 동안에도 상부에서는 계속하여 납을 보충하게 된다. 따라서 실제 납과 shell 사이의 gap은 1 mm 보다는 다소 줄어들 것으로 예측된다.

열응력해석에서는 보수적인 해석을 위하여 초기조건에서 납과 shell 사이에 0.5 mm의 gap이 존재하는 것으로 가정하였고 납차폐체와 shell 사이에는 interface element를 사용하

였다. 열응력해석을 위한 초기온도 조건은 수송용기 모든 부위의 온도가 상온(20°C)인 것으로 가정하였다. 또한, 정상조건 및 화재사고조건하에서 수송용기 각 부위의 온도는 앞의 열전달해석 결과를 이용하였다.

4.2 열응력해석 결과 및 평가

정상조건에서 수송용기의 구조재인 stainless steel이 항복을 일으키지 않아야 하므로 탄성해석을 수행하였으며, 응력의 분류 및 평가기준은 ASME Sec.III[8]에 의거 온도변화에 따른 2차응력(secondary stress)을 계산하였다. 응력제한치는 Reg. Guide 7.6[9]에서 규정하고 있으며, 정상수송조건에서 2차응력은 설계응력강도(design stress intensity, S_m)의 3배, 즉 $3 S_m$ 보다 작아야 한다고 규정하고 있다.

표 1은 정상수송조건에서 용기 주요 부위에서의 해석결과를 나타내고 있다. 표의 결과에서 정상조건시의 최대 응력강도는 124 MPa 로서 허용응력강도 414 MPa 에 비하여 훨씬 낮으므로 수송용기가 구조적으로 건전함을 알 수 있다.

사고조건에서는 수송용기의 격납경계(containment boundary)를 이루고 있는 내부 shell이 항복(yield)을 일으키지 않아야 하므로 내부 shell은 탄성해석으로 기타 구조재 및 납차폐체는 탄소성해석으로 수행하였다. 사고조건에서 응력강도는 설계응력강도의 3.6배 ($3.6 S_m$) 또는 극한강도(ultimate strength, S_u) 보다 낮아야 한다고 규정하고 있다.

표 2는 화재사고조건에서 용기 주요 부위에서의 열응력해석 결과를 과도시간에 따라 나타내고 있다. 수송용기 구조재인 stainless steel이 온도에 따라 물성치가 변하므로 허용응력강도도 과도시간에 따라 다른 값을 보이고 있다.

표의 결과에서 수송용기의 격납경계를 이루는 내부 shell의 응력강도는 최대 274 MPa 로 허용치보다 낮은 것으로 나타났다. 또는 중간 shell 및 외부 shell도 최대 응력강도가 허용응력강도(S_u)에 비하여 낮으므로 화재사고 조건에서도 수송용기가 구조적으로 건전함을 알 수 있다.

5. 결 론

KSC-28 수송용기의 열전달 및 열응력해석을 수행하였으며, 본 연구를 통하여 다음과 같은 결론을 얻을 수 있었다.

- 1) 적절한 열전달효과를 효과를 고려하여 수송용기의 중성자차폐체층에 부착되는 copper 냉각판을 4 mm 두께의 전열동판 60개로 설정하였다.
- 2) 핵연료집합체로부터 발생하는 붕괴열을 적절히 열전달시키기 위하여 수송용기 내부 cavity에 부착되는 전열판을 두께 16 mm 의 aluminum 전열판 24개로 설정하였다.
- 3) 열전달해석 결과 수송용기의 주요 방사선차폐체 및 핵연료봉의 온도가 허용치보다 낮으므로 KSC-28 수송용기의 열적 건전성이 입증되었다.
- 4) 열응력해석 결과 정상조건 및 화재사고조건에서 수송용기의 구조재인 스테인레스강의 응력강도가 허용치 이하로 만족하여 구조적 측면에서도 건전성이 입증되었다.

참 고 문 헌

1. 과기처고시 제 85-8호, "방사성물질의 포장 및 운반에 관한 규정", 1985.
2. IAEA, "IAEA Regulations for the Safe Transport of Radioactive Materials", IAEA Safety Series No. 6, 1985.
3. USNRC, "Packaging of Radioactive Material for Transport and Transportation of Radioactive Material under Certain Conditions", 10 CFR Part 71, 1989.
4. J. P. Holman, "Heat Transfer", International Student Edition 4th Ed., 1976.
5. John O. Hallquist, "LS-TOPAZ2D User's Manual", LSTC, 1994.
6. "ABAQUS User's Manual Ver. 5.3", H.K.S. Inc., 1993.
7. 정신검 외, "핵연료 폐기물 수송용기 국산화를 위한 Model Cask 제작보고서", 한국중공업, 1989.
8. ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Sec. III, Nuclear Power Plant Components, Div. 1, Appendix I, 1986.
9. Reg. Guide 7.6, "Design Criteria for the Structural Analysis of Shipping Cask Container Vessels", USNRC, 1978.

㉮ 1. Summary of Maximum Stress Intensities under Normal Condition

Location	Calculated value(MPa)	Allowable value(MPa)	Temperature(°C)
Inner shell	116	414	126
Interm. shell	93	414	123
Outer shell	124	414	108

㉮ 2. Summary of Maximum Stress Intensities under Fire Accident Condition at Each Time Step (MPa)

Part Time(h)	Inner shell		Interm. shell		Outer shell	
	Calculated	Allowable	Calculated	Allowable	Calculated	Allowable
0.25	160	466	116	462	197	432
0.5	261	454	176	440	202	350
0.75	274	449	153	445	218	433
1.0	213	446	118	440	225	437
1.5	92	444	118	443	232	438
2.0	77	443	135	443	247	442
3.0	124	444	112	444	249	448
4.0	169	445	84	445	248	451
Max.	274	449	176	440	249	448

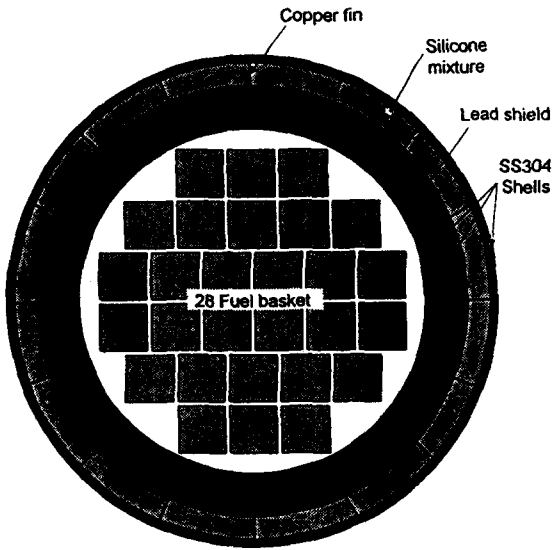


그림 1. Cross Section of KSC-28 Cask.

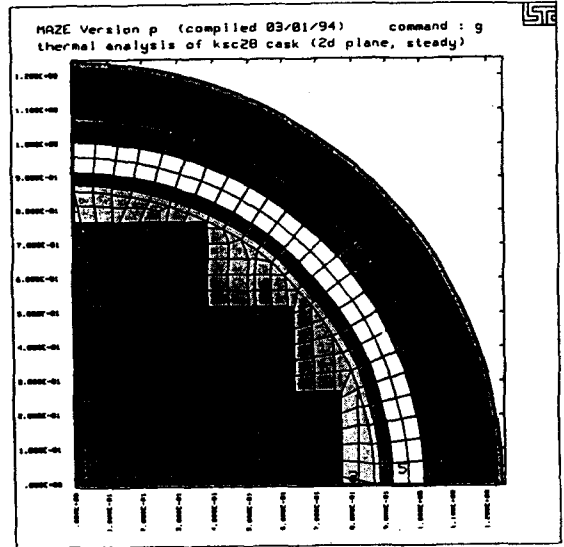


그림 2. Heat Transfer Analysis Model.

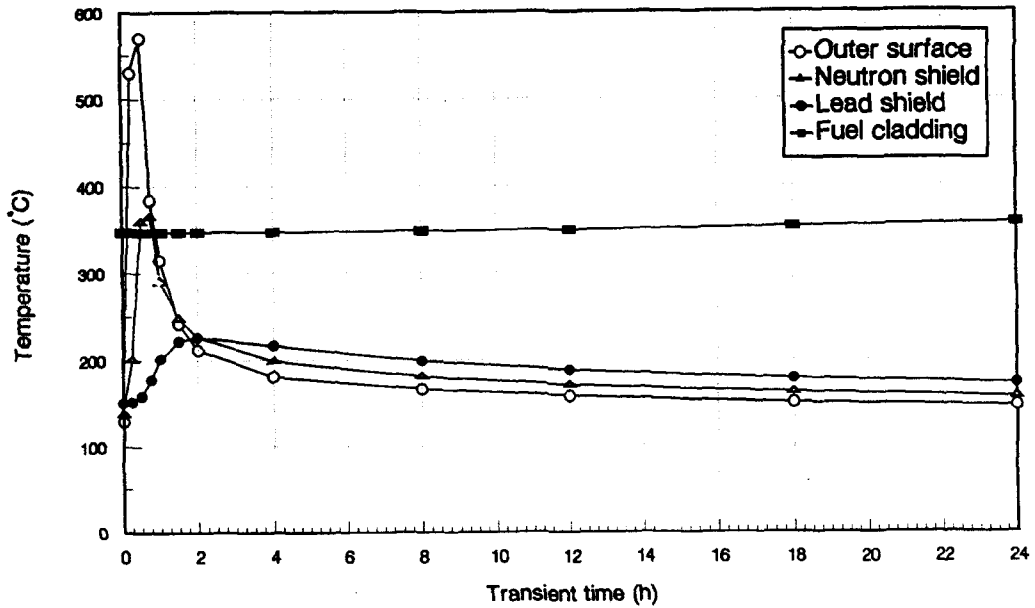


그림 3. Temperature Profiles under Fire Accident Condition.