

'97 춘계학술발표회 논문집
한국원자력학회

대형 사용후핵연료 수송용기의 자유낙하충돌해석

구정희, 서기석, 민덕기, 도재범
한국원자력연구소
대전광역시 유성구 덕진동 150

김영진
성균관대학교
경기도 수원시 장안구 천천동 300

요 약

국내 원전의 사용후핵연료를 경제적으로 수송할 수 있는 대형 수송용기의 국내개발을 위하여 10년의 냉각기간을 갖는 28다발의 PWR 사용후핵연료를 수송할 수 있도록 기본 설계기준을 설정하였다. 이 대형 수송용기에 대하여 개념설계로부터 결정된 차폐두께와 치수를 기준으로 기본 구조를 결정하고 정상수송조건 및 가상사고 조건에 대한 구조해석을 수행하였다. 대형 수송용기는 내부에 많은 양의 PWR 사용후핵연료를 담고 있으므로 이들 핵연료의 중량은 구조설계에 큰 영향을 미치게 된다. 본 연구의 목적은 28다발의 PWR 핵연료를 담은 대형 수송용기가 9 m 높이에서 자유낙하하여 충돌사고를 일으켰을 때의 안전성을 파악하기 위한 것이다. 수송용기가 충돌시 충격면에 발생하는 충격력으로 인한 충격완충체의 변형과 충격흡수, 수송용기에 발생하는 응력, 가속도, 충돌력 등의 동적거동을 파악하여 안전성을 입증하였다.

1. 서 론

대형 수송용기는 많은 양의 사용후핵연료 집합체에서 방출되는 강한 방사선과 높은 열에 대한 안전성이 충분히 보장되어야 한다. 특히, 각종 충돌사고조건에 대해서는 약 18톤 정도에 이르는 수송용기 내부의 사용후핵연료 집합체의 중량에 대한 영향을 고려한 구조적 건전성평가가 매우 중요하다. 원자력법과 IAEA Safety Series No.6 등의 자유낙하 규정에서는 수송용기의 충돌

사고 조건에 대해서 내부에 방사성물질을 담은 상태로 강제 수평면에 수송용기에 최대손상이 예측되는 부분으로 충돌할 때 내부에 있는 방사성물질이 누출되지 않도록 구조적 건전성을 유지할 것을 요구하고 있다.

스테인리스강 셸로 구성된 구조재 내부에 납과 실리콘 복합재 등을 주조하여 구성된 복합구조의 수송용기의 충돌해석에 대하여 지금까지는 해석의 복잡성 및 비용등의 문제로 내부의 핵연료를 단순화한 모델을 사용한 해석에 그쳤으나,¹ 대형 수송용기의 경우 내부의 핵연료 및 바스켓의 구조도 함께 평가해야만 수송용기의 구조적 건전성을 보장할 수 있다. 본 연구에서는 9 m 높이에서의 수송용기가 각각 수직 및 수평으로 낙하하는 충돌사고를 3차원 유한요소해석을 통하여 수송용기의 충돌거동을 분석하였다.

2. 자유낙하해석

2.1 해석모델

대형 수송용기는 총중량은 약 110 ton 정도이며, 전체길이는 약 5.9 m, 외경이 약 2.5 m에 이른다. 수송용기의 자유낙하해석에는 수송용기의 원통형 대칭구조를 이용하여, 수송용기의 1/2 단면을 Fig. 1과 같이 수송용기의 1/2단면을 20,512개의 절점과 13,344개의 solid 요소, 5,590개의 shell 요소를 갖는 3차원 요소로 모델링하였다. 한편, 수직낙하에 대해서는 상부 충격완충체의 요소분할을 조금 크게 하여 해석소요시간을 줄이도록 하였다. 유한요소해석 프로그램으로는 충돌 해석 및 접촉요소 기능이 우수한 LS-DYNA3D^{2,3} 코드를 사용하였다.

또한 Regulatory guide 7.8의 하중조합조건에 대한 규정에 따라 내부 구조물과 핵연료의 무게의 영향을 고려하기 위하여 수송용기 본체와 용기내부의 핵연료바스켓과 바스켓고정판 및 내부에 담기는 개당 약 656 kg인 28개의 PWR 핵연료를 등가의 질량을 갖는 등가의 핵연료 요소(dummy fuel element)를 함께 모델링하였다. 이들 핵연료집합체는 각각의 바스켓 내부에 삽입되는 것으로 모델링하였으며, 연료와 바스켓은 서로 단순접촉하는 것으로 가정하여 내부 핵연료의 관성력 영향을 고려하여 수송용기의 자유낙하해석을 수행하였다.

수송용기 중앙의 1/2 단면부분에는 대칭경계조건을 적용하였다. 하중조건으로는 9 m 높이에서 자유낙하로 인한 수송용기의 초기속도 13.3 m/s ($V = \sqrt{2gH}$)를 적용하여 수송용기의 전체 절점이 13.3 m/s 의 속도로 전체좌표계상의 y-축의 (-)방향으로 움직이는 것으로 하였다. 수송용기의 충돌면은 무한히 크고 평편한 강제평면(infinite flat rigid wall)으로 가정하고, 3차원 공간에 고정되어 있는 것으로 모델링하였다. 충돌면과 수송용기의 접촉은 충돌면에 접촉가능한 모든 절점들이 접촉가능하도록 모델링하였다.

수송용기 구성요소인 스테인레스강, 납차폐체, 중성자차폐체 등이 접촉하는 부분은 단일면접촉

(single surface contact) 요소를 사용하여 모두 단순접촉 상태로 모델링하였다. 수송용기 본체와 뚜껑의 볼트 체결부는 강제절점구속조건(rigid nodal constraint condition)과 구속접촉요소(tied-interface element)를 사용하여 볼트로 고정되는 것과 같이 구속하였다. 수송용기와 충격완충체의 볼트체결부분도 구속접촉요소(tied-interface element)를 사용하여 볼트체결 부분을 구속하였다. 수송용기의 구성재료의 기계적 물성치는 모두 변형률경화를 고려하여 탄소성재료로 고려하였다. 특히 충격완충체 내부의 balsa wood와 red wood의 결방향에 따라 압축강도 및 특성이 다른 이방성 압축성재료(orthotropic crushable material)이기 때문에 각각 수송용기의 축방향, 방사상방향으로 삽입되어 있는 나무의 결방향 배열과 압축특성을 고려하여 모델링하였다.⁴⁵

2.2 수송용기의 자유낙하충돌거동

Fig. 2는 수송용기 수직낙하에 대하여 내부의 핵연료를 고려하였을 경우와 고려하지 않은 경우에 대하여 충돌면(target surface)에 발생하는 충격력의 변화를 비교한 것이다. 내부의 핵연료를 고려하지 않은 경우 최대충돌력의 크기는 충돌시작 후 약 17 ms에서 최대 72 MN이고, 핵연료를 고려한 경우 최대충돌력은 충돌시작 후 약 18 ms에서 최대 81 MN으로 나타났고, 충돌후 약 22 ms 이후 충돌력이 급격히 감소하여 충돌거동은 유사하지만 충격력이 약 12 % 정도 증가하며, 충돌소요시간은 35 ms로 약 3 ms 정도 길어짐을 알 수 있다.

Fig. 3은 핵연료를 고려한 수송용기의 수직낙하 충돌시 충격완충체의 변형량(deformation)이 최대에 이르는 충돌시작 후 22 ms에서의 수송용기에 발생하는 Von Mises 응력의 분포 및 충격완충체의 변형된 모습을 나타내고 있다. 충격완충체는 핵연료를 고려한 경우 최대 147 mm, 핵연료를 고려하지 않은 경우에는 최대 143 mm가 찌그러지는 것으로 나타났다. 수직낙하시 수송용기 셀의 하부에서 발생하는 최대응력은 핵연료를 고려한 경우 내부셀과 중간셀 모두 충돌시작 후 16 ms 근처에서 발생했으며, 내부셀은 최대 75 MPa, 중간셀은 최대 87 MPa의 응력이 발생하였다. 한편, 내부의 핵연료를 고려하지 않은 경우 최대응력은 내부셀이 최대 80 MPa, 중간셀이 최대 84 MPa로 응력이 큰 차이가 없었다. 그러나, 핵연료의 충격을 직접 받는 수송용기 내부 바닥부분의 경우 핵연료를 고려하지 않은 경우에는 74 MPa인데 반해 핵연료를 고려한 경우에는 최대 103 MPa의 응력이 발생하여 약 39 % 정도 증가하는 것으로 나타났다.

Fig. 4는 수송용기의 수평낙하에 대하여 충돌면(target surface)에 발생하는 충격력의 변화를 비교한 것이다. 핵연료를 고려한 경우 최대충돌력의 크기는 충돌시작 후 약 37 ms에서 최대 72 MN으로 나타났고, 충돌후 약 38 ms 이후 충돌력이 급격히 감소하는 것을 알 수 있다. 수평낙하 충돌시 충격완충체의 변형량(deformation)은 충돌시작 후 37 ms에서 최대 306 mm가 찌그러지는 것으로 나타났다. 이 시간은 수직낙하에서의 충격완충체의 최대변형 발생시간인 22 ms에 비해 시간이 훨씬 지연된 것임을 알 수 있다. 한편, 핵연료를 고려하지 않은 경우에는 최대 충격력이

50 MN으로 약 42 % 감소하였으며, 전체 충돌소요시간은 거의 같으나 최대충격력이 발생하는 시간이 27.5 ms로 훨씬 앞당겨짐을 알 수 있다. 한편 충격완충체의 변형량은 충돌후 33 ms에서 최대 254 mm 변형되는 것으로 나타나 핵연료를 고려한 경우 보다 약 19 % 적게 찌그러졌다. Fig. 5는 수평낙하충돌시 수송용기 충격완충체의 변형된 모습과 수송용기 본체에 발생하는 Von Mises 응력분포를 나타내고 있다. 최대응력은 내부셀과 외부셀 모두 충돌시작 후 30 ms 근방에서 발생했으며, 내부셀에서는 최대 81 MPa, 중간셀에서는 최대 93 MPa의 응력이 발생하였다. 한편, 핵연료를 고려하지 않은 경우에는 내부셀에서 최대 65 MPa, 중간셀에서는 최대 82 MPa의 응력이 발생하여 Fig. 6에 비교된 것과 같이 수평낙하시 수송용기의 내부셀의 하단에 발생하는 응력은 핵연료를 고려하지 않은 경우와 최대 20 % 정도까지의 차이를 보였다.

2.3 해석결과 고찰

수직낙하에서는 핵연료를 고려한 경우 핵연료를 고려하지 않은 경우 보다 충격력이 약 12 % 정도 증가하지만 전체적인 충돌거동은 거의 유사하며 원통형의 셀부분에는 크게 영향을 미치지 않음을 알 수 있었다. 그러나 내부 핵연료의 무게가 대부분 수송용기의 바닥에 영향을 미치기 때문에 수송용기의 상하부는 수직낙하시 핵연료의 영향을 크게 받음을 알 수 있다. 그러나 수평낙하의 경우에는 내부의 핵연료의 중량은 충돌이 발생하는 셀의 하단부위에 직접 영향을 미치지 때문에 셀에 큰 영향을 미치는 것으로 판단된다. 이것은 수송용기 총중량의 약 16 %에 이르는 18 ton의 핵연료의 무게로 인한 관성력의 차이가 충돌에 직접 관여하는 부분에는 크게 나타나기 때문으로 판단된다.

수평낙하는 수직낙하 보다 충격완충체의 변형량이 크고 최대 변형이 발생하는 시간이 늦어지지만 최대응력이 큰 이유는 다음과 같다. 첫째, 실린더형의 충격완충체의 측면이 충돌하면서 최초 충격완충체의 일부만이 충돌에 관여하다가 충돌되는 부분의 면적이 충돌의 진행과 함께 점차 증가하기 때문에 초기충격을 잘 완화하고 충격을 지연시키는 효과가 크지만, 충격을 흡수하는 데 포함되는 충격완충체의 전체 체적이 작아 충돌의 후반부에 수송용기의 외부셀의 일부가 충돌면에 부딪치기 때문이다. 둘째, 수송용기가 측면으로 충돌하기 때문에 수송용기의 바닥쪽 측면에서 많은 하중을 감당하기 때문이다. 이것은 수직낙하의 경우 응력이 초기에 급격히 증가한 후 충격완충체의 변형이 감소하기 시작하며 다시 증가하는데 비해 수평낙하에서는 응력이 비교적 서서히 증가하여 최대에 이른 후 감소하는 경향을 보이고 있다. 이것은 수직낙하의 경우 충격완충체의 바닥면이 동시에 부딪치며 충격을 받지만, 수평낙하의 경우 실린더형의 충격완충체 측면이 최초 접선형태로 충돌하면서 충돌면적이 점차 증가하기 때문이다.

수직낙하의 경우와는 달리 수평낙하에서는 Fig. 4에서와 같이 핵연료를 고려한 경우와 고려하지 않은 경우에는 충돌거동에 큰 차이가 발생하였다. 이것은 핵연료를 고려하지 않은 경우 수평낙하에서는 충격완충체의 최대변형량이 254 mm로 충격완충체 자체만의 변형으로 충격을 전부

흡수하지만, 핵연료를 고려한 경우에는 충격완충체의 최대변형량이 313 mm로 충격완충체 자체만의 변형으로 충격을 전부 흡수하지 못하고 충격이 계속 진행되어 변형량이 292 mm에 이르면 외부셀과 외부셀과 중간셀 사이의 중성자 차폐층 까지 찌그러지면서 충격을 함께 흡수하기 때문에, 본체의 외부에 충격이 시작되는 순간부터 충격력이 급격히 증가되는 것임을 알 수 있다.

3. 결 론

대형 수송용기의 충돌해석을 통하여 다음과 같은 결론을 얻었다. 첫째, 대형 수송용기 내부의 핵연료는 수송용기의 충돌시 충격력, 내부용력 및 충격완충체의 변형량을 증가시키기 때문에 대형 수송용기의 충돌해석에서는 내부 핵연료의 영향을 함께 고려하여 평가하여야만 한다. 특히, 수직낙하에서는 수송용기의 충돌방향의 하부 구조물, 수평낙하에서는 원통형 셀의 응력에 큰 영향을 미친다. 둘째, 대형 수송용기는 수직낙하의 경우 충격완충체의 변형에 의해서 대부분의 충격력을 흡수하지만 수평낙하의 경우에는 본체의 외부셀 및 중성자 차폐층에서도 충격력의 일부를 흡수하는 것으로 평가되었다. 셋째, 대형 수송용기의 내부 핵연료의 영향은 수평낙하의 경우에 수직낙하의 경우 보다 훨씬 크게 나타난다. 그러므로, 수송용기의 설계시 수평낙하 충돌 때 충격완충체 및 외부셀의 충격흡수에 대한 것을 고려해야만 한다.

참 고 문 헌

- (1) C.M. Charman and R.M. Grenier, 1982, "Large Deformation Inelastic Analysis of Impact For Shipping Cask," Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, Vo.33, pp759-784.
- (2) Hallquist, J.O., 1991, "LS-DYNA3D Theoretical Manual," LSTC Report 1018, Livermore Software Technology Corporation, USA.
- (3) G.L. Goudreau and J.O. Hallquist, 1982, "Recent Development in Large-Scale Finite Element Lagrangian Hydrocode Technology, Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, Vo.33, pp725-757.
- (4) Hill, T.K. and Joseph, W.W., 1974, "Energy Absorbing Characteristics of Materials," SLA-74-0159, Sandia National Laboratories, USA.
- (5) S.M. Cramer, J.C. Hermanson and W.M. McMurtry, 1995, "Crush Performance of Redwood for Developing Design Procedures for Impact Limiters, Proceedings of 11th International Symposium on the Packaging and Transportation of Radioactive Materials., pp 875-882.

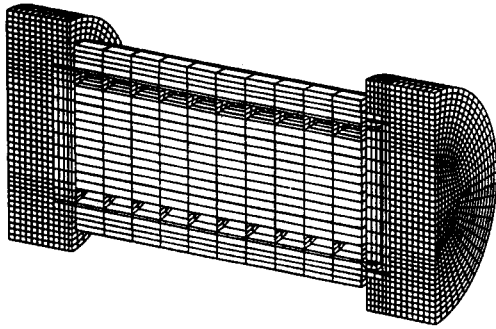


Fig.1 Impact analysis model of KSC-28 cask.

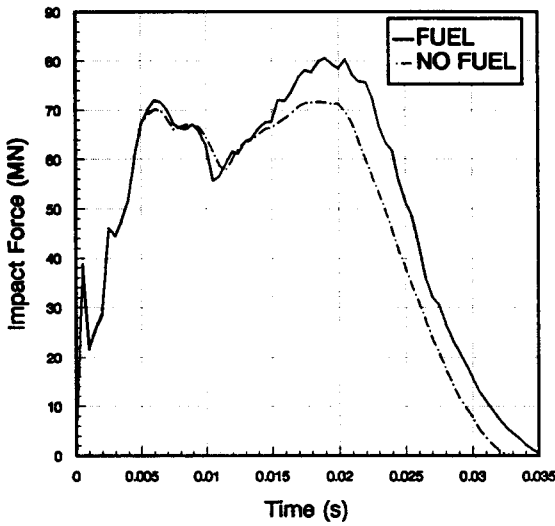


Fig.2 Comparison of impact force - time histories for 9m bottom drop.

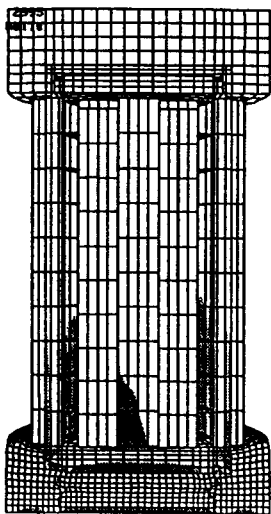


Fig.3 Deformed shape and stress contour of KSC-28 cask under 9m bottom drop.

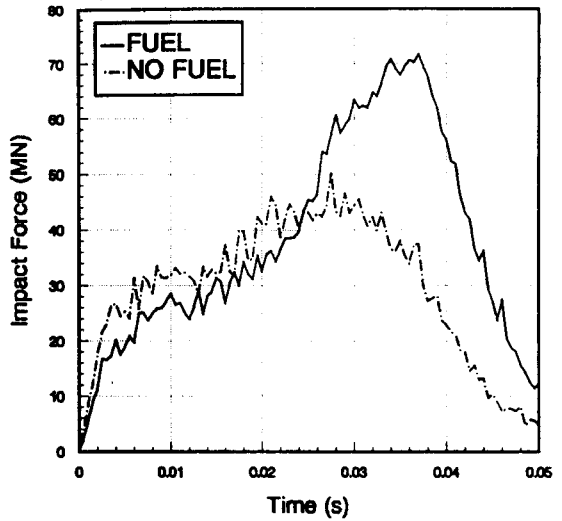


Fig.4 Comparison of impact force - time histories for 9m horizontal drop.

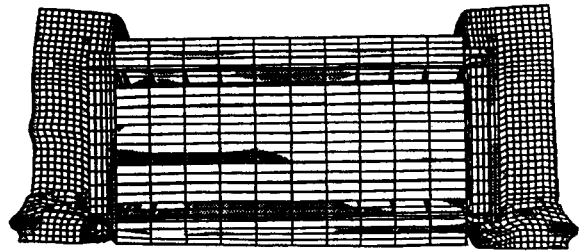


Fig.5 Deformed shape and stress contour of KSC-28 cask under 9m horizontal drop.

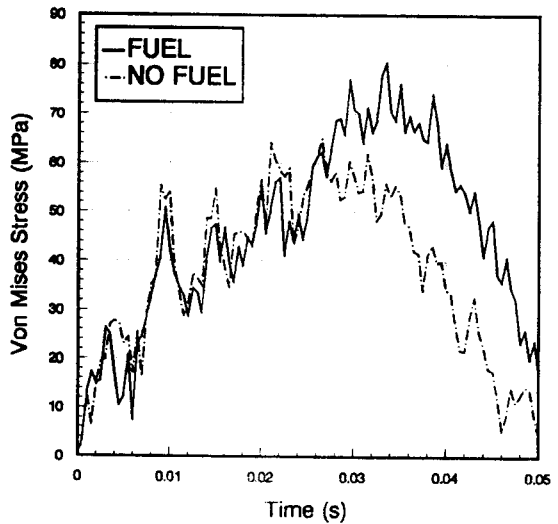


Fig. 6 Comparison of stress - time histories for 9m horizontal drop.