

원자로 압력용기의 확률론적 파괴해석 프로그램 개발을 위한 가압열충격 심사기준 검토

정성균, 김현수, 진태은, 김명현*, 김상녕*
한국전력기술 주식회사, 경희대학교*

A Study on the PTS Screening Criteria of the RPV for Developing PFM Analysis Program

S.G Jung, H.S Kim, T.E Jin, M.H Kim*, S.N Kim*
Korea Power Engineering Company, Kyung Hee University*

1. 서론

운전 중인 가압경수형 원자로 압력용기에서 급격한 냉각과 함께 압력이 높게 유지되거나 재 가압되는 가압열충격(pressurized thermal shock) 현상 발생시 압력용기의 건전성을 확보하기 위해 미국의 원자력 규제위원회(NRC)는 가압열충격 심사기준 온도(screening criteria)를 정의하고, 이를 초과할 것으로 예상되는 원전에 대해 상세 안전성분석을 수행할 것을 요구하고 있다[1]. 이러한 가압열충격에 의한 심사기준 온도(RT_{PTS})는 미국내 원전을 대상으로 결정론적 파괴역학해석을 수행하여 파괴인성의 한계값인 임계 RT_{NDT} 를 산출하고[2] 이를 토대로 원전 수명종료 시점에서 산출된 값으로서, 판재, 단조재 및 축방향 용접부의 경우 270°F, 원주방향 용접부의 경우 300°F이다[1]. 또한 NRC는 SECY 82-465에 제시된 확률론적 파괴해석(PFM) 결과를 이용하여 RG 1.154[3]에 원자로 압력용기의 가압열충격 평가를 위한 PFM 해석 절차와 종합 파손확률의 제한치($5 \times 10^{-6}/RY$)를 제시하였다.

그러나 NRC에서 심사기준 도출시 사용한 SECY 82-465의 방법은 초기결함을 무한 표면 결함으로 가정하는 등 PFM 측면의 여러 부분에서 보수적인 가정사항을 포함하고 있기 때문에 최근 미국의 EPRI를 중심으로 이러한 보수적인 가정사항들에 대해 재검토를 수행하는 등 과도한 보수성을 저감시키기 위한 연구가 활발히 진행되고 있다.

본 논문에서는 원자로 압력용기의 확률론적 파괴해석 프로그램 개발에 앞서 SECY 82-465에서 수행한 PFM 해석모델을 기준으로 불확실성이 매우 큰 것으로 알려진 주요 변수들에 대한 파손확률의 영향을 파악하였으며, 이로부터 허용 RT_{NDT} 의 변화를 검토하여 기존에 제시된 가압열충격 심사기준 온도와 비교 분석하였다.

2. 가압열충격 과도상태 선정

확률론적 파괴역학해석에 의한 가압열충격 종합 파손빈도의 임계치는 그림 1에 제시된 4개 사건별 종합 파손빈도로부터 도출된 PRA Total 곡선을 사용하여 결정되었다. 그림 1에 나타난 바와 같이 가압열충격 심사기준 온도인 210°F 부근에서는 Extended HPI 사건이 원자로 압력용기의 종합 파손빈도를 지배하므로, 본 논문에서는 이 사건을 대표사건으로 선정하여 PFM 해석을 수행하였다. Extended HPI 사건은 냉각재 온도가 초기에 550°F에서 200분만에 125°F까지 강하하며 압력은 2.25ksi로 유지되는 사건으로서, 이 사건의 발생빈도는 1

$\times 10^{-4}/R_x - Y_r$ 로 제시되었다[2]. 따라서 이 과도상태에 대한 조건부 파손확률인 5×10^{-2} 에 해당하는 평균 RT_{NDT} 가 가압열충격 심사기준 온도가 되기 때문에 다양한 매개변수 변화시 동일한 파손확률에 해당하는 RT_{NDT} 값의 변화로부터 가압열충격 심사기준 온도의 추이를 평가할 수 있다.

3. 확률론적 파괴해석 방법

가압열충격 심사기준 검토를 위한 확률론적 파괴해석은 다양한 파괴인성 및 잔류응력 등을 모사하기 위해 기존 VISA-II 코드[4]의 일부 모듈을 수정하여 수행하였다[5].

확률론적 파괴해석은 압력 및 온도 과도상태에 대한 결정론적 파괴해석 결과를 토대로 파손확률을 산출하기 위해 몬테카를로 기법을 사용하여 수많은 모사를 수행하는 것으로서, 결합발생 및 성장에 대한 결정론적 해석을 반복할 때마다 초기 RT_{NDT} 값, 내벽에서의 조사량, 결합크기 및 위치, 구리와 니켈함량 등이 각각의 분포로부터 추출되어 모사된다. 이 때 첫 번째 모사에서 결합 크기 및 위치 등과 해당 조건에 따라 결정된 작용 응력확대계수는 파괴인성치 K_{Ic} 와 비교하여 결합성장 여부를 결정한다. 만약 결합이 성장하지 않는 것으로 판정되면 과도상태 시간의 다음단계 해석을 수행하며, 결합이 성장한 경우는 K_{Ia} 와 비교하여 결합성장 억제여부를 판정한다. 이러한 판정결과 결합성장이 억제되지 않고 압력용기 벽 끝까지 성장하거나 순단면 소성붕괴(Net Section Plastic Collapse) 조건을 만족하는 것으로 판정되면 파손이 1회 발생한 것으로 간주하며, 이러한 모사를 수백만번 이상 수행하여 원자로 압력용기의 조건부 파손확률을 산출한다.

한편 본 연구에 사용한 압력용기 벽의 온도분포는 과도상태동안 압력용기의 벽 온도가 지수함수 형태로 감소한다는 가정 하에 식 (1)을 이용하였다[2].

$$T(t) = T_f + (T_{init} - T_f) \exp(-\beta t) \quad (1)$$

여기서, $T(t)$ 는 임의시간 t 에서의 냉각재 온도이고, T_{init} 는 초기 냉각재 온도, T_f 는 최종 냉각재 온도이며 β 는 Exponential Decay 상수이다.

4. 해석모델

가압열충격 심사기준에 대한 검토를 위해 SECY 82-465에 제시된 모델 및 방법을 기준으로 결합, 파괴인성 및 잔류응력의 영향에 대해 평가를 수행하였으며, 해석모델을 정리하면 표 1과 같다.

표 1 해석모델

번호	결합		파괴인성		잔류응력	비고
	형상	분포	종류	상한값		
Case 1	무한결합	NRC*	HEDL	200	미반영	SECY82-465(기준)
Case 2	AR=6	NRC*	HEDL	200	미반영	결합형상 수정
Case 3	무한결합	Marshall	HEDL	200	미반영	결합분포/밀도 수정
Case 4	무한결합	NRC*	RG 1.99	200	미반영	RT_{NDT} 수정
Case 5	무한결합	NRC*	Master	200	미반영	파괴인성 수정
Case 6	무한결합	NRC*	HEDL	130	미반영	최대 USE 감소분 반영
Case 7	무한결합	NRC*	HEDL	200	반영	압력으로 치환
Case 8	무한결합	NRC*	HEDL	200	반영	VISA-II 코드 수정
Case 9	무한결합	NRC*	Master	200	반영	Master 곡선+잔류응력

[주] * : NRC가 적용한 Octavia 결합분포

4.1 기준해석

기준해석은 표 1의 Case 1로 제시한 바와 같이 SECY 82-465에서 수행한 방법과 동일한 방법을 사용하였다. 이 모델에서 가압열충격 과도상태 동안 초기 균열은 축방향 용접부에 존재하는 무한 표면결함으로 가정하였으며, 결함분포의 경우 NRC가 적용한 Octavia 결함분포를 사용하였다. 한편 기준해석에 사용된 각각의 입력 데이터에 대한 평균값 및 표준편차는 참고문헌 [2]에 제시된 값을 이용하였으며, 각 매개변수들의 표준편차는 결함크기를 제외하고 모두 정규분포의 형태를 갖는 것으로 가정하였다.

4.2 결함형상 및 분포

표 1에 제시된 바와 같이 Case 2에서는 결함 성장전의 초기 결함형상을 유한결함으로 가정하였으며, 결함의 성장이 시작되면 점차 무한결함 형태로 성장한다고 가정하였다.

한편 결함분포의 경우 심사기준 도출당시 적용한 옥타비아 분포가 불확실성이 매우 크다고 알려지고 있으므로 Case 3에서는 가압경수형 원자로 압력용기의 제작과정에서 발견된 결함에 근거하여 수립된 마살 결함분포를 사용하였다. 옥타비아 분포를 이용하는 경우에는 압력용기내 축방향 용접부에 1개의 결함이 있는 것으로 가정하였으나, 가동전 검사결과를 반영한 마살 분포를 이용하는 경우에는 식 (2), (3)과 같이 마살이 제시한 결함밀도함수 $f(a)$, 초음파 검사로부터의 결함 미탐지 확률 $B(a)$ 그리고 $0.03\text{개}/\text{ft}^3$ 의 결함밀도와 용접부 체적을 고려하였다. 이로부터 식 (4)와 같이 표현되는 총 결함수는 0.106 개로 산출되었다.

$$f(a)=4.06\exp(-4.06a) \quad (2)$$

$$B(a) = 0.005 + 0.995\exp(-2.88a) \quad (3)$$

$$N(a)= \int_0^{\infty} 0.03 \times 6.0(4.06e^{-4.06a})(0.005+0.995e^{-2.88a})da=0.106 \quad (4)$$

여기서, a 는 결함깊이이다.

한편 그림 2는 본 연구에서 고려한 각종 결함분포를 제시한 것으로 심사기준 도출당시 NRC가 사용한 결함분포와 결함 미탐지 확률을 적용한 경우의 마살 분포를 보여주고 있다.

4.3 파괴인성치

가압열충격 심사기준을 도출할 당시의 RT_{NDT} 변화는 HEDL식을 사용하였으며[4], 파괴인성치는 NRC가 제시한 평균 K_{Ic} 와 K_{Ia} 곡선[2]을 사용하였다. 재료의 파괴인성치는 원자로 압력용기의 파손확률에 가장 큰 영향을 주는 인자 중 하나이며 이는 RT_{NDT} 의 변화량에 가장 큰 영향을 받는다. 따라서 Case 4에서는 RT_{NDT} 변화식을 심사기준 도출당시 사용된 HEDL 식 대신 최근에 제시된 RG 1.99 Rev.2 식을 사용하였으며, 초기 RT_{NDT} 와 RT_{NDT} 변화량에 대한 표준 편차도 보수성을 제거하여 사용하였다.

한편 PFM 해석에 Master 곡선을 적용하기 위해 참고문헌 [6]에 제시된 WF-70 용접부에 대한 식 (5)를 이용하여 중성자 조사량에 따른 기준온도(T_0)를 산출하였으며[5], 참고문헌 [7]에 제시된 식 (6)과 같은 관계를 사용하여 RT_{T_0} 를 산출하고 이를 기존 NRC의 파괴인성 곡선에 사용되었던 RT_{NDT} 대신 대입함으로써 Master 곡선을 도출하였다.

$$T_0(^{\circ}\text{C})=[1-\exp(-5 \times f)] \times (1.8f+96)-58 \quad (5)$$

$$RT_{T_0}(^{\circ}\text{F}) = [T_0 + 35](^{\circ}\text{F}) \quad (6)$$

여기서, f 는 중성자 조사량이고, RT_{T_0} 는 T_0 에 의한 무연성 천이온도이다.

일반적으로 운전년수 증가에 따라 원자로 노심대영역 용접부의 무연성 천이온도는 증가하고 최대 상부 파괴인성치는 크게 감소하는 경향을 보인다. 이러한 경우 PFM 해석 수행시 감소된 상부 에너지 값을 사용하여야 하나 심사기준 도출 당시에는 이를 고려하지 않고 단 순히 $200\text{ksi}/\sqrt{\text{in}}$ 값을 최대 상부 파괴인성치로 가정하였다. 따라서 Case 6에서는 이러한 최대 상부 파괴인성치의 감소를 반영하기 위해 RG 1.161에 제시된 Linde 80 용접부에 대한

J-R 곡선 예측식 (7)을 이용하였다.

$$J_R = C_1(\Delta a)^{C_2} \exp[C_3(\Delta a)^{C_4}] \quad (7)$$

여기서, $C_1 = \exp[-3.67 + 1.45\ln(\text{CVN}) - 0.00308T]$, $C_2 = 0.077 + 0.116\ln(C_1)$, $C_3 = -0.0812 - 0.0092 \ln(C_1)$, $C_4 = -0.5$ 이고 Δa 는 결함깊이, CVN은 샤피에너지, T는 시험온도이다.

한편 식 (7)을 사용하여 운전종료 시점에서 산출한 J-적분 값은 식 (8)을 사용하여 선형 탄성 파괴해석을 위한 파괴인성치로 변환하였다.

$$K_c = \sqrt{\frac{EJ_{(mean)}}{(1-\nu^2)}} \quad (8)$$

이러한 절차를 통해 RG 1.161에 제시된 바와 같이 저인성 파괴해석의 기준인 0.1인치 균열 진전시의 J-적분값에 해당하는 K값을 최대 상부 파괴인성치로 선정하였으며, 이 값은 $130\text{ksi}\sqrt{\text{in}}$ 이었다.

4.4 용접부의 잔류응력

용접부 잔류응력의 크기 및 분포는 원자로 압력용기의 건전성에 큰 영향을 미칠 수 있으며, 잔류응력은 주로 용접과정, 용접후 열처리 뿐만 아니라 재료물성치와도 관련되어 있다. 기존 연구결과[8]에서 용접부의 잔류응력 분포는 그림 3과 같이 모재 표면에서는 8ksi의 인장응력, 가운데 지점에서는 8ksi의 압축응력이 작용하는 코사인 분포의 형태를 보이는 것으로 나타났다. 이러한 잔류응력은 SECY 82-465나 RG 1.154에서는 고려하지 않았으며 VISA-II 코드에서도 이를 정확히 모사할 수 없기 때문에, Case 7에서는 잔류응력이 8ksi의 인장응력으로 전체 벽두께에 걸쳐 작용하는 것으로 보수적으로 가정하고 해석을 수행하였다. 한편 Case 8에서는 이러한 해석상의 보수성을 완화하기 위해 그림 3에 표현된 원자로 압력용기의 두께별 잔류응력을 고려할 수 있도록 식 (9)를 사용하여 VISA-II 코드를 수정한 후 해석을 수행하였다.

$$\text{벽두께별 잔류응력} = \text{표면 인장응력} \times \text{COS}(2\pi \times x/T) \quad (9)$$

여기서, x 는 결함깊이이고 T는 원자로 압력용기의 전체 벽두께이다. 한편 Case 9에서는 잔류응력을 보수적으로 고려한 Case 7에 Master 곡선을 적용하여 평가를 수행하였다.

5. 평가결과

RG 1.154에 제시된 조건부 파손확률의 기준인 5×10^{-2} 과 비교하기 위해 총 9개의 평가모델을 대상으로 PFM 해석을 수행한 결과는 그림 4~그림 6과 같다.

5.1 결함형상 및 분포의 영향

그림 4에 제시한 바와 같이 Case 2의 해석결과 표면 RT_{NDT} 가 약 320°F 정도에서 원자로 압력용기 파손확률이 5×10^{-2} 을 초과하였다. 즉, 무한결함 대신 반타원형 결함으로 고려한 경우 기준 파손확률 5×10^{-2} 에 해당하는 표면 RT_{NDT} 는 270°F에서 320°F로 증가하였다.

한편 Case 3의 경우는 Case 1에서 사용한 Octavia 결함분포 대신 가동전 결함 미탐지 확률을 고려한 마살 결함분포를 사용한 것으로서, 표면 RT_{NDT} 는 기준 파손확률값에 비해 매우 낮은 것으로 나타났다.

5.2 파괴인성치의 영향

그림 5에 제시한 바와 같이 Case 4의 해석결과 표면 RT_{NDT} 가 약 275°F 정도에서 원자

로 압력용기의 파손확률이 5×10^{-2} 을 초과하였으며, RT_{NDT} 의 변화량 예측식을 변경한 경우 기준 파손확률 5×10^{-2} 에 해당하는 표면 RT_{NDT} 는 약 5°F 정도 증가하였다. 한편 Case 5의 경우는 Master 곡선을 적용한 것으로서 표면 RT_{NDT} 는 기준 파손확률값에 비해 매우 낮은 것으로 나타났으며, Case 6의 경우는 최대 상부에너지 감소량을 고려한 것으로서 감소량을 고려하지 않은 경우와 거의 유사한 경향을 보였다.

5.3 잔류응력의 영향

그림 6에 제시한 바와 같이 잔류응력 분포를 일정하게 가정한 Case 7의 해석결과 평가에 사용된 표면 RT_{NDT} 범위에서 원자로 압력용기의 파손확률은 5×10^{-2} 을 초과하였다. 반면에 Case 8의 경우는 잔류응력 분포를 보다 실제적으로 고려한 것으로서 표면 RT_{NDT} 는 약 235°F 정도에서 기준 파손확률을 초과하는 것으로 나타났다. 한편 Case 9의 경우는 잔류응력과 Master 곡선을 동시에 반영한 것으로서 이 경우 표면 RT_{NDT} 는 기준 파손확률값에 비해 낮은 것으로 나타났다.

6. 결론

본 연구에서 SECY 82-465에 제시된 모델 및 해석방법을 기준으로 결합형상 및 분포, 파괴인성치, 잔류응력 등을 변화시키며 확률론적 파괴해석을 수행한 결과는 다음과 같다.

- 결합형상, 결합분포를 수정한 경우 파손확률은 각각 37, 10배 정도 감소하였다.
- 파괴인성 측면에서 RG 1.99 Rev.2 식 및 Master 곡선 적용시의 파손확률은 각각 1.5, 120배 정도 감소하였으나, 상부 최대 파괴인성치를 제한하는 경우는 거의 변화가 없었다.
- 잔류응력을 고려하는 경우 파손확률은 약 4.5~9배 증가하였으나, Master 곡선 적용시 파손확률은 약 38배 정도 감소하였다.

해석 결과를 종합해 볼 때 현재 원자로 압력용기의 가압열충격 심사기준이 매개변수 변화에 따라 상당히 크게 변화할 수 있음을 확인하였으며, 잔류응력을 고려하는 경우 허용 RT_{NDT} 가 감소하나 결합형상 및 분포, 파괴인성 등을 수정한 경우 현재의 가압열충격 심사기준에 비해 상당한 여유도를 확보할 수 있는 것으로 나타났다. 향후에는 이러한 해석결과를 토대로 기존 코드의 단점을 보완한 확률론적 파괴해석 프로그램을 개발할 예정이다.

참고문헌

1. USNRC, Code of Federal Regulation 10CFR50.61, "Fracture Toughness Requirements For Protection Against Pressurized Thermal Shock Events", 1985, 1991 and 1995.
2. USNRC, "NRC Staff Evaluation of Pressurized Thermal Shock", SECY 82-465, 1982.
3. USNRC, Regulatory Guide 1.154, "Format And Content Of Plant-Specific Pressurized Thermal Shock Safety Analysis Reports For Pressurized Water Reactors", Jan. 1987.
4. F. A. Simonen et al., "VISA-II, A Computer Code for Predicting the Probability of Reactor Vessel Failure, Battelle Pacific Northwest Laboratories", NUREG/CR-4486, April 1986.
5. 정성규, 진태은, 장창희, 정일석, "가압열충격에 의한 가압경수로형 가동원전 원자로 압력용기의 건전성 평가연구", '99 한국원자력학회 추계학술대회 논문집, 1999. 10.29 - 30.
6. K.K. Yoon, "New Development in Reactor Vessel Integrity Assessment", SAFE9702, 1997.

7. ASME Sec.XI, 1998, "Proposed Code Case for Application of Master Curve Method", Code Case N-xxx.
8. EPRI TR-100251, "White Paper on Reactor Vessel Integrity Requirements for Level A and B Conditions," Jan. 1993.

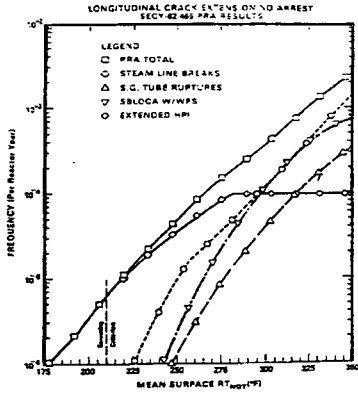


그림 1 SECY 82-466의 해석결과

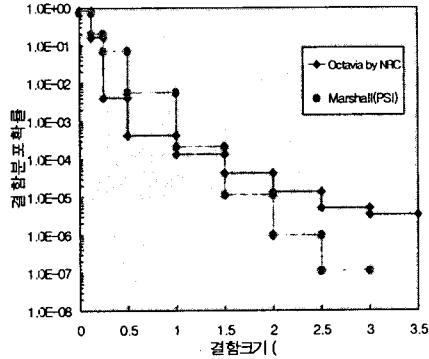


그림 2 결함분포

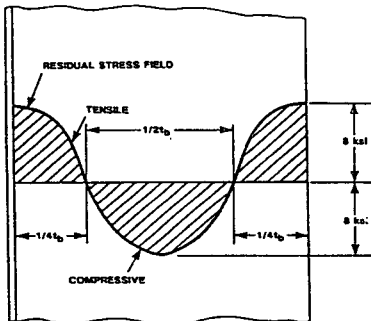


Figure 3-24. Weld Residual Stress Distribution in Base Metal

그림 3 원자로 압력용기 용접부의 잔류응력 분포

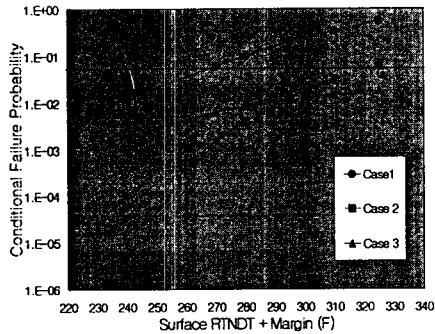


그림 4 Case 1, 2, 3의 표면 RT_{NDT}에 대한 압력용기의 파손확률 비교

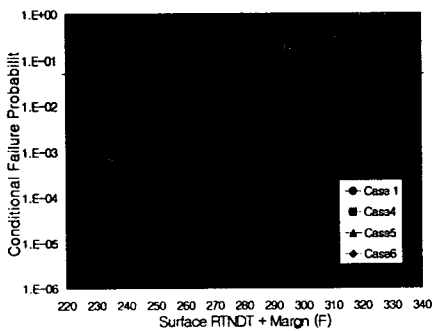


그림 5 Case 1, 4, 5, 6의 표면 RT_{NDT}에 대한 압력용기의 파손확률 비교

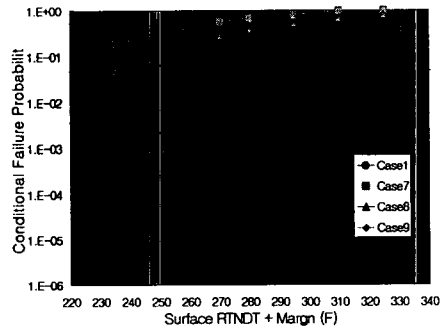


그림 6 Case 1, 7, 8, 9의 표면 RT_{NDT}에 대한 압력용기의 파손확률 비교