

국내 가압경수형 원전에 대한 가압열충격 재평가 연구

정성규* · 김현수* · 진태은* · 장창희**

Pressurized Thermal Shock Re-Evaluation Studies for Korean PWR Plant

Sung-Gyu Jung, Hyun-Su Kim, Tae-Eun Jin and Chang-Hee Jang

Key Words: Pressurized Thermal Shock(가압열충격), Probabilistic Fracture Mechanics(확률론적 파괴역학), Screening Criteria(심사기준), Failure Probability(파손확률)

Abstract

The PTS reference temperature of reactor pressure vessel for one of the Korean NPPs has been predicted to exceed the screening criteria before it reaches its design life. To cope with this issue, a plant-specific PTS analysis had been performed in accordance with the Regulatory Guide 1.154 in 1999. As a result of that analysis, it was found that current methodology of RG. 1.154 was very conservative. The objective of this study is to examine the effects of changing various input parameters and to determine the amount of conservatism of the current PTS analysis method. To do this, based on the past PTS analysis experience, parametric study were performed for various models using modified VISA-II code. This paper discusses the analysis results and recommendations to reduce the conservatism of current analysis method.

1. 서 론

가동중인 가압경수형 원자로 압력용기에서 급격한 냉각과 함께 압력이 높게 유지되는 현상인 가압열충격에 대한 건전성을 확보하기 위해 미국 원자력 규제위원회(NRC)는 가압열충격 심사기준 온도를 정의하고 이를 초과할 것으로 예상되는 원전에 대해서는 상세 안전성분석을 수행할 것을 요구하고 있다⁽¹⁾. 가압열충격 심사기준 온도 (RT_{PTS})는 원전 수명종료시점에서 판재, 단조재 및 축방향 용접부에 대해서 270°F이고 원주방향 용접부에 대해서 300°F로 제시되고 있다⁽¹⁾. 이러한 심사기준 온도를 초과하는 경우에는 RG 1.154⁽²⁾에 제시된 절차를 이용하여 열유동 해석과

확률론적 파괴해석 등을 수행하고, 그 결과를 토대로 산출한 종합 파손빈도가 $5 \times 10^{-6}/Rx-yr$ 을 초과하지 않아야 한다고 제시하고 있다. 이러한 배경에서 국내 최초의 상업용 원전인 고리 1호기에 대한 가압열충격 심사기준 온도를 계산한 결과 수명종료시점에서 300°F를 초과하는 것으로 평가되어 RG 1.154에 따라 상세 가압열충격 평가를 수행한 바 있다⁽³⁾. 평가결과 종합 파손빈도가 60년 운전시점에서도 제한치인 $5 \times 10^{-6}/Rx-yr$ 을 초과하지 않는 것으로 나타났으나, 평가수행 과정에서 RG 1.154의 방법 중 결합형상, 파괴인성치 등의 측면에는 과도한 보수성이 내재되어 있고 반면에 잔류응력 측면에서는 비 보수적인 문제점을 발견하였다. 따라서 본 논문에서는 기존의 고리 1호기 가압열충격 평가결과를 기준으로 하여 RG 1.154에서 제시된 변수들의 변화에 대한 종합 파손빈도의 영향을 평가하기 위해 확률론적 파괴해석 측면에서 재평가를 수행하였다.

* 한국전력기술(주) 전력기술개발연구소

** 전력연구원 원자력연구실 PSR 그룹

2. 과도상태 선정 및 열수력해석 결과

2.1 초기사건 및 과도상태 선정

가압열충격 평가를 위해 선정된 초기사건은 주중기관 파단사고, 증기발생기 세관 파단사고, 주급수 상실사고, 소형 원자로냉각재 상실사고, 열제거원 상실사고 등 5개로서, 선정시 RG 1.154의 권고사항 등을 반영하였다⁽⁴⁾. 5개 초기사건에 대한 계통 및 운전절차를 검토하여 사건수목을 구성한 결과 가압열충격 초기사건에 따라 발생 가능한 사건추이는 총 134개가 도출되었다. 그러나 여기서 도출된 모두 사건추이에 대해 열수력 계통해석을 수행한다는 것은 시간 및 비용 측면에서 매우 비효율적이므로 원자로 가동년수당 사건추이 발생빈도 $1.0E^{-7}/Rx-yr$ 를 기준으로 사건추이를 재분류 및 그룹화하여 총 24개의 대표 사건을 선정하였다⁽⁴⁾.

2.2 열수력 해석 결과

열수력 계통 및 유동해석의 목적은 원자로 압력용기의 조건부 파손확률을 구하는데 필요한 원자로 냉각재의 온도, 압력 및 열전달계수를 계산하기 위한 것이다. 열수력 계통해석은 앞에서 선정된 5개의 초기사건에 대한 24개의 대표 사건추이를 대상으로 수행하였다. 이 때 열수력 계통해석 결과 열성장 현상이 발생하는 6개의 사건추이에 대하여 열유동 혼합해석을 수행하여 압력용기 하향유로의 온도를 상세평가하였다. 이들 결과 중 지배적인 사건에 대한 해석결과⁽⁴⁾를 Table 1에 요약하여 제시하였으며, 이는 가압열충격 해석을 위한 확률론적 파괴역학 해석에 주요 입력데이터로 사용된다.

3. 확률론적 파괴해석

3.1 해석절차

확률론적 파괴해석에서는 파손확률을 산출하기 위해 과도상태에 대한 결정론적 파괴해석 결과를 토대로 몬테카를로 기법을 사용하여 수많은 모사를 수행한다. 결함발생 및 성장에 대한 결정론적 해석을 반복할 때마다 초기 RT_{NDT} 값, 중성자 조사량, 결함크기 및 위치 등 다양한 변수들이 각각의 분포로부터 추출되어 모사된다. 첫 번째 모사에서 결함 크기 및 위치 등의 조건에 대해 결정된 응력확대계수는 파괴인성치 K_{Ic} 와 비교하여

Table 1 T/H analysis results for representative transients

초기사건	온도(°F)			HTC (BTU/hr.ft²F)	
	초기	최저	최종		
SGTR	FP	541.5	363.0	487.0	400
		541.5	214.0	347.4	300
	HZIP	547.5	115.4	115.4	150
		547.5	100.0	125	200
SB-LOCA	FP	545	85.0	85.0	166
		545	145.2	153.3	188
		545	141.8	165.1	205

결함성장 여부를 결정한다.

만약 결함이 성장하지 않는 것으로 판정되면 과도상태 시간의 다음 단계 해석을 수행하며, 결함이 성장한 경우는 K_{Ia} 와 비교하여 결함성장 억제 여부를 판정한다. 그 결과, 압력용기 벽을 관통할 때까지 결함이 억제되지 않고 성장하거나 순간면 소성붕괴(Net Section Plastic Collapse) 조건을 만족할 경우 파손이 1회 발생한 것으로 간주하며, 이러한 모사를 반복하여 수행하면 해당 원자로 압력용기의 조건부 파손확률이 결정된다.

한편 기존의 확률론적 파괴역학 해석코드들은 다양한 파괴인성 및 잔류응력 등을 모사하지 못하므로 본 연구에서는 기존 VISA-II 코드⁽⁵⁾의 일부 기능을 개선하여 해석을 수행하였다⁽⁶⁾.

4. 해석모델

결함형상 및 위치, 결함크기 분포 그리고 파괴인성치 및 잔류응력이 기존에 수행된 고리 1호기 가압열충격 해석결과에 미치는 영향을 분석하기 위해 다양한 변수값을 변화시키면서 평가를 수행하였다. 해석모델은 Table 2와 같다.

4.1 모델 1 : 기준해석

기준해석은 Table 2의 "Base"로 제시한 RG 1.154에서 수행한 방법과 동일한 방법을 사용한 것이다. 여기서, 가압열충격 과도상태 동안 초기 균열은 원주방향 용접부에 존재하는 무한 표면결함이며, 결함분포는 마샬 결함분포를 사용하였다. 한편 파괴인성치는 NRC가 제시한 평균 파괴인성 곡선을 적용하였으며, 이외에 해석에 사용된 주요 입력데이터로는 원자로 용기의 기하학적 형상 및 재료물성치를 포함하여 압력용기 벽 표면에서

Table 2 Analysis models

번호	결함			파괴인성 종류	잔류응력 반영여부	비고
	형상	위치	분포			
Base	무한결함	표면	Marshall	NRC	미반영	RG 1.154
Case 1	AR=6	표면	Marshall	NRC	미반영	결함형상 수정
Case 2	AR=6	내재	Marshall	NRC	미반영	결함형상 및 위치 수정
Case 3	무한결함	표면	Octavia	NRC	미반영	결함분포 수정
Case 4	무한결함	표면	Marshall	ORNL	미반영	파괴인성 수정
Case 5	무한결함	표면	Marshall	Master	미반영	파괴인성 수정
Case 6	무한결함	표면	Marshall	NRC	반영	잔류응력 영향 고려
Case 7	무한결함	표면	Marshall	Master	반영	잔류응력 영향+Master 곡선

의 증성자 조사량, 구리와 니켈함량 그리고 초기 RT_{NDT} 및 RT_{NDT} 의 변화량 등이 있다.

본 연구의 기준 해석에 사용된 주요 입력데이터에 대한 평균값 및 표준편차는 Table 3에 제시하였다. 여기서, 각 매개변수들의 분포는 결함크기를 제외하고 모두 정규분포의 형태를 갖는 것으로 가정하였다.

4.2 모델 2 : 결함형상/위치 및 분포 수정

모델 2는 기준해석에서 결함형상과 위치 및 결함분포를 수정하여 이들에 대한 영향을 평가하기 위한 것이다. 이 때 초기 결함형상은 유한결함으로 가정하였으며, 결함의 성장이 시작되면 점차 무한결함 형태로 성장한다고 가정하였다(Case 1). 또한 결함형상과 위치에 대한 영향을 평가하기 위해 결함형상비가 6인 내재결함의 경우를 가정하였다(Case 2). 한편 결함분포에 대한 영향을 평가하기 위해 심사기준 도출당시 적용한 옥타비아 분포를 사용하였다(Case 3). 옥타비아 분포를 이용하는 경우에는 용기내 축방향 용접부에 1개의

결함(원주방향의 경우 6개)이 있는 것으로 가정하였으나, 가동전 검사결과를 반영한 마살분포를 이용하는 경우에는 결함밀도함수 $f(a)$, 초음파 검사로부터의 결함 미탐지확률, $B(a)$ 그리고 결함밀도(0.068개/ft³)와 용접부 체적(3.27ft³)을 고려하였다. 이로부터 총 결함수($N(a)$)는 식 (3)과 같이 나타나며 본 연구에서는 0.131개로 산출되었다.

$$f(a) = 4.06\exp(-4.06a) \tag{1}$$

$$B(a) = 0.005+0.995\exp(-2.88a) \tag{2}$$

$$N(a) = \int_0^{\infty} 0.068 \times 3.27(4.06e^{-4.06a})(0.005+0.995e^{-2.88a})da=0.131 \tag{3}$$

여기서, a 는 결함깊이(인치)이다. 한편 Fig. 1은 본 연구에서 고려한 마살과 옥타비아 결함분포를 비교하여 도시한 것이다.

4.3 모델 3 : 파괴인성치 수정

모델 3은 기준해석에 사용된 파괴인성치 대신 ORNL이 제시한 식과 Master 곡선을 적용한 것이다. 기준해석에 사용된 NRC의 파괴인성치 곡선⁽²⁾은 식 (4)와 같으며 ORNL이 제시한 식은 ASME의 하한곡선을 보정한 것으로 식 (5)와 같다.

$$K_{IC} = 36.2 + 49.4e^{0.0104(T - RT_{NDT})}, T - RT_{NDT} \leq -50$$

$$K_{IC} = 55.1 + 28e^{0.0214(T - RT_{NDT})}, T - RT_{NDT} > -50 \tag{4}$$

$$K_{Ia} = 19.9 + 43.9e^{0.00993(T - RT_{NDT})}, T - RT_{NDT} \leq 50$$

$$K_{Ia} = 70.1 + 6.5e^{0.0196(T - RT_{NDT})}, T - RT_{NDT} > 50$$

$$K_{IC} = 1.43[33.2 + 2.806e^{0.02(T - RT_{NDT} + 100)}] \tag{5}$$

$$K_{Ia} = 1.25[26.7 + 1.222e^{0.0145(T - RT_{NDT} + 160)}]$$

Table 3 Input parameters for base case analysis

매개변수	평균값	표준편차 (σ)	버림값
플루언스	$3.895 \times 10^{19} \text{ n/cm}^2$	0.16μ	f=0
구리함량	0.29 (wt, %)	0.07	-
니켈함량	0.68 (wt, %)	0.05	-
RT_{NDT0}	-10°F	0	$\pm 3\sigma$
ΔRT_{NDT}	RG 1.99 Rev.2	14°F	$\pm 3\sigma$
K_{IC}	NRC	0.15μ	$\pm \sigma$
K_{Ia}	NRC	0.10μ	$\pm \sigma$
결함형상/위치	무한표면	-	-
결함크기분포	Marshall	-	-
결함밀도	0.068개/ft ³	-	-
해석영역	원주방향 용접부	-	-
조사량 감소상수	0.24	-	-

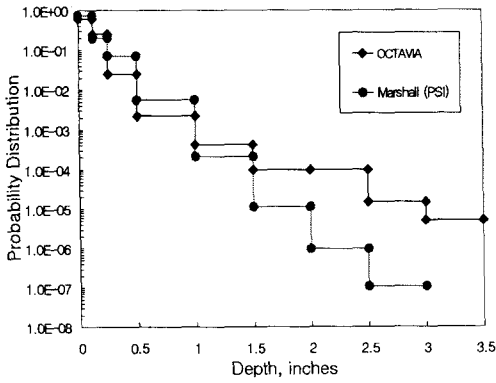


Fig. 1 Marshall and Octavia flow distributions

여기서, T는 재료 온도(°F)이고 RT_{NDT}는 무연성 천이 기준온도(°F)이다.

그러나 최근 들어 상기와 같은 파괴인성치가 너무 보수적이라는 의견이 제시됨에 따라 이에 대한 대안으로 Master 곡선에 대한 적용연구가 국내외에서 활발하게 진행되고 있다. 따라서 본 연구에서는 ORNL의 파괴인성치를 적용한 경우 (Case 4) 외에 Master 곡선을 적용하여 그 영향을 평가하였다(Case 5). Master 곡선을 적용하기 위해 문헌⁽⁷⁾에 제시된 WF-70 용접부에 대한 식 (6)을 이용하여 증성자 조사량에 따른 기준온도(T₀)를 산출하였으며, 문헌⁽⁸⁾에 제시된 식 (7)과 같은 관계를 사용하여 RT_{T0}를 산출하고 이를 기존 NRC 파괴인성곡선에 사용되었던 RT_{NDT} 대신 대입함으로써 Master 곡선을 도출하였다.

$$T_0(^{\circ}\text{C}) = [1 - \exp(-5 \times f)] \times (1.8f + 96) - 58 \quad (6)$$

$$RT_{T0}(^{\circ}\text{F}) = [T_0 + 35] \quad (7)$$

여기서, f는 증성자 조사량이고, RT_{T0}는 T₀에 의한 무연성 천이온도이다. 한편, 운전년수 증가에 따라 원자로 노심대 영역 용접부의 무연성 천이 기준온도는 증가하고 최대 상부 파괴인성치는 크게 감소하는 경향을 보인다. 이 경우 감소된 상부 에너지값을 반영하여야 하나 심사기준 도출 당시에는 이를 고려하지 않고 단순히 200ksi/in의 값을 최대 상부 파괴인성치로 가정하였다. 따라서 본 연구에서는 이러한 최대 상부 파괴인성치의 감소정도를 RG 1.161에 제시된 Linde 80 용접부에 대한 J-R 곡선 예측식을 이용하여 산출하였다.

$$J_R = C_1(\Delta a)^{C_2} \exp[C_3(\Delta a)^{C_4}] \quad (8)$$

여기서, C₁=exp[-3.67+1.45ln(CVN)-0.00308T], C₂=0.077+0.116ln(C₁), C₃=-0.0812-0.0092ln(C₁), C₄=-0.5 이고 Δa는 결함깊이, CVN은 샤피에너지, T는 시험온도이다.

식 (8)로부터 운전종료 시점에서 산출한 J-적분값은 식 (9)를 사용하여 선형탄성 파괴해석을 위한 파괴인성치로 변환하였다.

$$K_c = \sqrt{\frac{EJ_{(mean)}}{(1-\nu^2)}} \quad (9)$$

최대 상부 파괴인성 결정을 위해 RG 1.161에 제시된 0.1인치 균열진전시의 J-적분값을 의미하는 J_{0.1(mean)}값에 해당하는 값을 최대 상부 파괴인성치로 선정하였다. 일반적인 수명말기의 CVN 값을 적용하여 계산한 결과 최대 상부 파괴인성치는 130ksi√in로 도출되었다.

4.4 모델 4 : 용접부 잔류응력 반영

모델 4는 기준해석에 용접부의 잔류응력을 고려한 경우(Case 6)와 용접부 잔류응력의 영향을 완화시키기 위한 방안으로 Case 6에 Master 곡선을 파괴인성치로 적용한 것이다(Case 7).

기존 연구결과⁽⁹⁾에서 용접부 잔류응력분포는 Fig. 2와 같이 모재 표면에서는 8ksi의 인장응력, 가운데 지점에서는 8ksi의 압축응력이 작용하는 Cosine 분포를 나타내는 것으로 도출된 바 있다. 이러한 잔류응력을 SECY 82-465나 RG 1.154에서는 고려하지 않았으며, VISA-II 코드에서도 이를 모사할 수 없기 때문에 해외에서는 잔류응력을 8ksi의 인장응력이 전 벽두께에 걸쳐 작용하는 것으로 보수적으로 가정하여 상기 코드의 압력항에 추가시킨 후 해석을 수행한 바 있으나, 이는 너무 보수적인 결과를 도출하는 것으로 나타났다⁽¹⁰⁾. 따라서 이러한 보수성을 완화하기 위해 본 논문에서는 Fig. 2와 같은 원자로 압력용기의 두께별 잔류응력을 고려할 수 있도록 Tada 핸드북에 제시된 식 (10)과 같은 굽힘변형이 제한되고 응력분포 형태가 Cosine 함수인 경우에 대한 응력확대계수식을 사용하여 VISA-II 코드를 수정하였다.

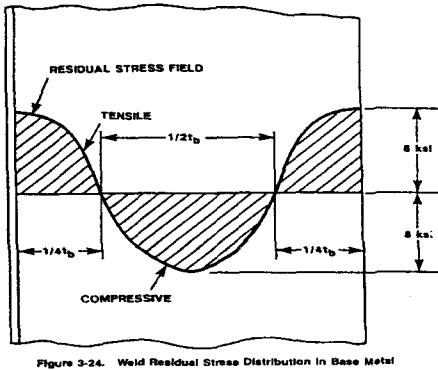


Figure 3-24. Weld Residual Stress Distribution in Base Metal

Fig. 2 Typical residual stress distribution of the RPV

$$K_1 = \sigma_0 \sqrt{\pi a} \sqrt{\frac{W}{\pi a} \tan \frac{\pi a}{W} \left(\cos \frac{\pi a}{W} \right)^2 \left[3 \left(\cos \frac{\pi a}{W} \right)^2 - 2 \right]} \quad (10)$$

여기서, σ_0 는 표면에서의 최대응력, a 는 결함 깊이, W 는 응력주기이다.

5. 평가결과

RG 1.154에서 제시된 허용기준과 비교하기 위해 4개의 모델을 대상으로 총 7개의 가압열충격 해석을 수행한 결과는 다음과 같다.

5.1 기준해석 결과

본 연구의 기준해석 결과인 고리 1호기 가압열충격 평가결과는 Fig. 3과 같다. 그림에서 제시된 바와 같이 고리 1호기 원자로 압력용기는 가압열충격 허용기준을 만족함을 알 수 있으며, 선정된 가압열충격 과도상태 중 SGTR과 SBLOCA가 가장 큰 비중을 차지하고 있음을 알 수 있다.

5.2 결함형상/위치 및 분포의 영향

Case 1, 2, 3에 대한 해석결과는 Fig. 4에 제시하였다. Case 1의 해석결과, 종합 파손빈도는 기준해석의 경우보다 약 3.4배 정도 감소하였다. 표면결함 대신 내재결함으로 가정한 Case 2의 해석결과, 종합 파손빈도는 기준해석의 경우보다 약 11배 정도 감소하였다. 반면에 마찰 결함분포 대신 옥타비아 결함분포를 사용한 Case 3의 경우는 약 2배 정도 종합 파손빈도가 증가하였다.

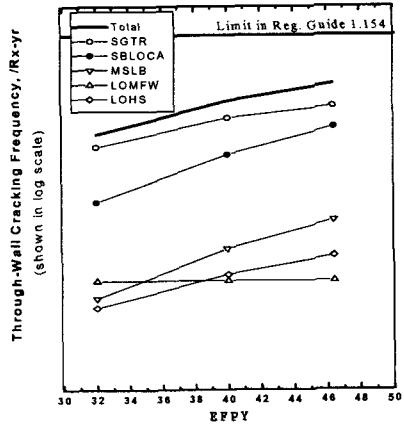


Fig. 3 Analysis results for base case

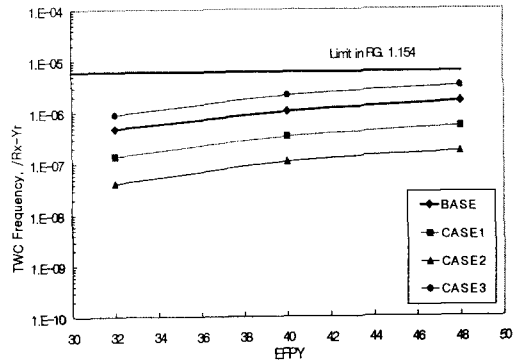


Fig. 4 Analysis results for case 1, 2, 3

5.3 파괴인성치 영향

Case 4, 5에 대한 해석결과는 Fig. 5에 제시하였다. Case 4의 해석결과, NRC 파괴인성 곡선 대신 ORNL 곡선을 적용하는 경우 종합 파손빈도는 약 3배 정도 증가하였으나 60년 운전시점에서도 심사 기준은 만족하는 것으로 도출되었다. 반면 파괴인성치로 Master 곡선을 적용하는 경우에는 종합 파손빈도가 약 12배 정도 감소하는 것으로 도출되었다. 이러한 결과로부터 현재 적용되는 파괴인성 곡선 중에 ORNL 곡선이 가장 보수적임을 알 수 있었다.

5.4 잔류응력의 영향

Case 6, 7에 대한 해석결과는 Fig. 6에 제시하였다. 코사인 형태의 잔류응력 분포를 고려한

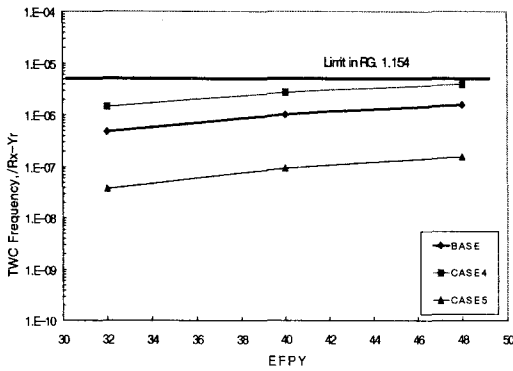


Fig. 5 Analysis results for case 4, 5

Case 6의 해석결과, 종합 파손빈도는 50배 이상 증가하였으며 이 경우 40년 운전시점에서 심사기준을 초과하는 것으로 나타났다. 그러나 Case 6의 경우에 Master 곡선을 적용한 Case 7의 해석 결과 종합 파손빈도는 기준해석의 경우보다 1.6배 정도 감소함을 보였다. 이러한 결과로부터 종합 파손빈도를 감소시킬 수 있는 효과적인 방안은 Master 곡선을 적용하는 것이라는 것을 알 수 있었다.

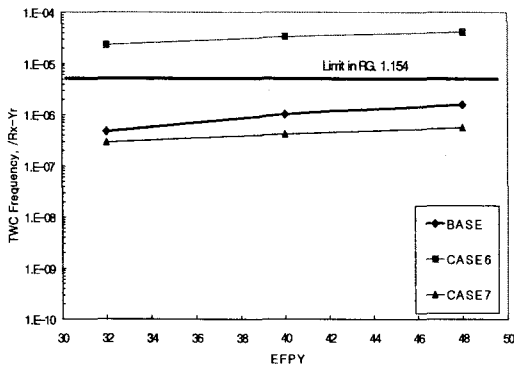


Fig. 6 Analysis results for case 6, 7

6. 결론

RG 1.154에 제시된 값을 기준으로 다양한 입력 변수들을 변화시키면서 가압열충격에 대한 원자로 압력용기의 건전성을 재평가한 결과 전반적으로 큰 문제는 없을 것으로 판단되었다. 다만 잔류응력을 고려하는 경우 종합 파손빈도가 매우 크게 증가함을 보였으나, 이러한 영향은 Master

곡선을 적용함으로써 완화할 수 있을 것으로 판단되었다. 본 연구의 결론은 다음과 같다.

○ 결합형상, 위치 수정시 종합 파손빈도가 감소하였으며, 옥타비아 분포보다 마샬분포를 적용하는 경우가 더 비 보수적이다.

○ 파괴인성 측면에서 ORNL 곡선을 적용하는 경우가 가장 보수적이며 Master 곡선을 적용하는 경우가 가장 비보수적이다.

○ 잔류응력을 고려하는 경우 종합 파손빈도가 급격히 증가하므로 이러한 영향을 완화하기 위해서는 Master 곡선을 적용하는 것이 바람직할 것으로 판단된다.

참고문헌

- (1) USNRC, 1985, Fracture Toughness Requirements for Protection Against Pressurized Thermal Shock Events, 10CFR50.61.
- (2) USNRC, 1987, Format and Content of Plant-Specific Pressurized Thermal Shock Safety Analysis Reports for Pressurized Water Reactors, Regulatory Guide 1.154.
- (3) 한국전력공사, 1996, 원전수명관리연구(I).
- (4) 전력연구원, 1999, 고리 1호기 원자로 압력용기 가압열충격 평가.
- (5) F. A. Simonen, et. al., VISA-II, 1986, A Computer Code for Predicting the Probability of Reactor Vessel Failure, NUREG/CR-4486.
- (6) 정성규 등, 1999, "가압열충격에 의한 가압경수로형 원자로 압력용기의 건전성평가연구" 한국원자력학회 추계학술대회 논문집.
- (7) K.K. Yoon, 1997, New Development in Reactor Vessel Integrity Assessment, SAFE9702.
- (8) ASME Sec.XI, 1998, Proposed Code Case for Application of Master Curve Method, Code Case N-xxx.
- (9) EPRI, 1993, White Paper on Reactor Vessel Integrity Requirements for Level A and B Conditions, TR-100251.
- (10) 정성규 등, 2000, "원자로 압력용기의 확률론적 파괴해석 프로그램 개발을 위한 가압열충격 심사기준 검토", 한국에너지공학회 춘계학술발표회.