

가압열충격에 의한 원자로 압력용기의 파손확률에 미치는 해석변수의 영향

장창희* · 정명조† · 강석철* · 최영환**

(2003년 6월 24일 접수, 2004년 4월 13일 심사완료)

The Effect of Analysis Variables on the Failure Probability of the Reactor Pressure Vessel by Pressurized Thermal Shock

Jang Changheui, Jhung Myung Jo, Kang Suk-Chull and Choi Young Hwan

Key Words : Pressurized Thermal Shock(가압열충격), Reactor Pressure Vessel(원자로압력용기), Probabilistic Analysis(확률론적 해석), RT_{NDR} (무연성 천이기준온도), Flaw Distribution(균열분포), Fracture Toughness(파괴인성)

Abstract

The probabilistic fracture mechanics(PFM) is a useful analytical tool to assess the integrity of reactor pressure vessel(RPV) at the event of pressurized thermal shock(PTS). In PFM, the probabilities of flaw initiation and propagation are estimated by comparing the applied stress intensity factor with the fracture toughness calculated by the simulation of various stochastic variables. It is known that the results of PFM analyses are dependent on the choice of the stochastic parameters and assumptions. Of the various variables and assumptions, we investigated the effects of the RT_{NDR} shift equations, fracture toughness curves, and flaw distributions on the PFM results for the three PTS transients. The results showed that the combined effects of the RT_{NDR} shift equations and fracture toughness curves are complicated and dependent on the characteristics of the transients, the chemistry of the materials, the fast neutron fluence, and so on.

1. 서론

원자력발전소 운전 중에 특정한 과도상태 발생 시 원자로 압력용기의 급격한 냉각과 함께 압력이 높게 유지되거나 재가압되는 경우가 발생할 수 있다. 이러한 현상을 가압열충격(PTS, pressurized thermal shock)이라 하며 이때 열응력 및 압력에 의한 응력이 동시에 작용하여 중성자 조사취화로 인하여 파괴인성이 저하된 원자로 압력용기에 균열이 존재하는 경우 급격한 파손을 유발할 수 있다.

가압열충격에 의한 위험도를 정량적으로 평가하기 위해서는 가압열충격을 유발할 수 있는 과도상태 사건추이 선정 및 정량화, 열수력해석, 확률론적 파괴역학 해석(PFM, probabilistic fracture mechanics analysis)을 수행하여야 한다.⁽¹⁾ 확률론적 파괴역학 해석을 위해서는 열수력조건에 대한 결정론적 해석 및 확률변수를 Monte Carlo 기법으로 모사하는 확률론적 해석을 수행해야하며 이를 위해 여러 해석코드들이 개발되어 실제 원전의 가압열충격 평가에 사용되기도 하였다. 특히 FAVOR 코드⁽²⁾는 1994년에 ORNL에서 개발된 후 현재까지도 계속적으로 코드의 개선이 이루어지고 있다.

한편 국내에서는 중성자 조사취화가 가장 심각한 고리 1호기 원자로 압력용기를 대상으로 상세 가압열충격평가를 수행하였으며 이 때 VISA-II 및 FAVOR 코드를 사용한 PFM을 수행하였다.⁽³⁾ 한국 원자력안전기술원에서는 가압열충격에 대한 건전

* 한국원자력안전기술원 금속재료실

† 책임저자, 회원, 한국원자력안전기술원 원자력안전연구실
E-mail : mjj@kins.re.kr

TEL : (042)868-0467 FAX : (042)868-0457

** 회원, 한국원자력안전기술원 원자력안전연구실

성평가 기술 확보를 위해 PTS-ICAS와 같은 국제 Round Robin 평가에 참여하고⁽⁴⁾ 이어서 국내 관련 기관 및 전문가들이 참여한 PTS Round Robin⁽⁵⁾을 주관하여 국내 PTS 평가기술의 향상을 도모하였다. 그러나 PTS-ICAS Round Robin은 가압열충격 평가 전반에 걸친 평가로써 상대적으로 PFM 평가에 초점이 충분히 맞춰지지 않았으며 국내 PTS Round Robin 역시 결정론적인 파괴역학 해석을 중심으로 수행되었다. 이에 따라 OECD/NEA 주관으로 PFM 평가에 대한 Round Robin이 추진중이며⁽⁶⁾ 본 논문에서는 그 일환으로 OCA-P 및 VISA-II 코드를 기반으로 개선된 PFM 해석 코드를 이용하여 RT_{NDT} 증가식, 파괴인성곡선, 균열분포 및 방향과 같은 주요 변수가 원자로 용기의 파손확률에 미치는 영향을 평가 하였다.

2. 확률론적 파괴역학 해석

2.1 해석 개요

가압열충격 발생시 원자로 압력용기의 파손확률을 구하기 위한 PFM 해석은 크게 두 부분으로 구성된다. 첫째, 원자로 압력용기 내벽에서의 온도, 압력, 열전달계수를 이용하여 원자로 압력용기 내부의 온도, 응력, 그리고 응력확대계수를 시간과 위치의 함수로 구하는 결정론적 해석(DFM, deterministic fracture mechanics analysis) 부분이 있다. 둘째로는 중성자 조사취화와 관련된 변수들을 Monte Carlo 기법을 이용하여 모사하고 이로부터 균열선단의 파괴인성치를 추출하여 균열에 작용하는 응력확대계수와 비교함으로써 균열의 진전, 정지, 그리고 재진전여부를 판단하여 최종적으로 관통균열 발생확률을 정량적으로 평가하는 확률론적 해석 부분이 있다.

확률론적 해석은 그 원리 면에서 보면 각 균열 깊이별, 시간별로 수많은 결정론적 해석이 수행되는 것으로 볼 수 있다. 결정론적 해석을 반복할 때마다 압력용기 내벽에서의 조사량, 균열크기, 균열위치, 화학조성을 각각의 분포로부터 임의추출하고 이로부터 RT_{NDT} 값을 계산한다. 모사된 특정 압력용기부위 및 결합위치에 대해 시간에 따른 과도해석을 수행하고 이때 구한 온도와 앞에서 구한 RT_{NDT} 값으로부터 파괴인성을 구하여 균열선단의 응력확대계수와 비교하여 균열진전 및 정지여부를 판별한다. 이 때 응력확대계수는 결정론적 해석에서 산출된 값을 사용한다.

2.2 해석 인자

PFM 해석에는 여러가지 확률변수들이 사용되지

만 본 논문에서는 기존에 주로 사용되었던 FAVOR 방법론⁽²⁾과 OECD/NEA에서 추진중인 PROSIR 방법론⁽⁶⁾을 중심으로 해석결과에 영향을 미칠 수 있는 다음과 같은 인자들을 검토하였다

2.2.1 균열밀도 및 분포

PFM 해석 결과에 큰 영향을 미치는 변수임에도 원자로 압력용기에 존재하는 균열분포를 정확히 파악하기는 매우 어려우며 현재까지 여러 가지 균열분포함수를 가정하여 해석이 수행되어 왔다. 이중 가압열충격 관점에서 중요한 0.25인치 및 0.5인치 부근의 균열이 존재할 확률은 다른 균열분포함수에 비해 Marshall 분포가 상당히 보수적으로 예측하고 있다.⁽⁷⁾ 이러한 이유로 RG 1.154에서는 Marshall 분포를 적용할 것을 권고하고 있으며 실제로 IPTS 연구 및 Yankee Rowe의 해석 그리고 고리 1호기 가압열충격 평가에서도 Marshall 분포를 적용하였다. 이에 비해 단일 크기의 균열이 존재하는 것으로 가정하기도 한다.

2.2.2 RT_{NDT} 증가식

원자로 압력용기 재료의 중성자 조사취화 정도는 무연성 천이기준온도(RT_{NDT})로 표시되며 이는 초기 RT_{NDT} 에 조사취화로 인한 변화량과 여유도를 더하여 산출한다.⁽⁸⁾ RT_{NDT} 의 변화는 중성자 조사량 및 화학성분에 의존하며, 이와 관련하여 여러 식들이 제안되었으나 주로 RG 1.99 Rev. 2⁽⁹⁾에서 제안된 용접재와 판재에 대한 식을 사용한다. RG 1.99 Rev. 2에서는 용접재와 판재에 대한 개별적인 변동식을 제시하였으며, 모두 식 (1)과 같이 ΔRT_{NDT} 를 조사량과 화학성분 인자의 곱으로 정의한다.

$$\Delta RT_{NDT} = FF \cdot CF \quad (1)$$

윗 식에서 조사량 인자(FF)는 용접재와 판재의 경우 모두 동일하지만, 화학성분 인자(CF)는 각각 상이하다. 용접재 및 판재의 화학성분 인자는 구리와 니켈의 함량에 따른 표로 표시된다.

한편, RT_{NDT} 의 오차성분은 초기 RT_{NDT} 의 오차와 ΔRT_{NDT} 계산시 발생한 오차를 토대로 계산하며, RT_{NDT} 의 오차를 추정하는 방법은 RG 1.99 Rev. 2에 기술되어 있다. 이 때 사용자는 ΔRT_{NDT} 와 초기 RT_{NDT} 에 대한 표준편차를 입력해야 하며, 오차에 대한 상한값과 하한값을 정의할 수 있다. 오차성분 M 은 다음 식과 같이 계산된다.

$$M = 2 \cdot \sqrt{\sigma_l^2 + \sigma_d^2} \quad (2)$$

여기서 σ_l 는 초기 RT_{NDT} 의 표준편차이고 σ_d 는 ΔRT_{NDT} 에 대한 표준편차이다. 이로부터 adjusted $RT_{NDT} = \text{초기 } RT_{NDT} + \Delta RT_{NDT} + M$ 으로 계산한다.

한편 PROSIR 방법론에서는 중성자 조사취화 평가에 인(phosphorous)의 영향을 포함하는 평균 ΔRT_{NDT} 식을 모재 및 용접부에 대하여 각각 식 (3) 및 (4)와 같이 제시하고 있다.

$$\Delta RT_{NDT} = [17.3 + 1537 \cdot (P - 0.008) + 238 \cdot (Cu - 0.08) + 191 \cdot Ni^2 \cdot Cu] \cdot (F/10^{19})^{0.35} \quad (3)$$

$$\Delta RT_{NDT} = [18 + 823 \cdot (P - 0.008) + 148 \cdot (Cu - 0.08) + 157 \cdot Ni^2 \cdot Cu] \cdot (F/10^{19})^{0.45} \quad (4)$$

또한 평균값에 표준편차의 2배를 더한 값(평균값 + 2σ)에 대하여는 모재 및 용접부에 대하여 각각 식 (5) 및 (6)과 같다.

$$\Delta RT_{NDT} = 8 + [24 + 1537 \cdot (P - 0.008) + 238 \cdot (Cu - 0.08) + 191 \cdot Ni^2 \cdot Cu] \cdot (F/10^{19})^{0.35} \quad (5)$$

$$\Delta RT_{NDT} = 22 + [13 + 823 \cdot (P - 0.008) + 148 \cdot (Cu - 0.08) + 157 \cdot Ni^2 \cdot Cu] \cdot (F/10^{19})^{0.45} \quad (6)$$

위의 식 중 평균값에 대한 식은 FIM, 평균값 + 2σ에 대한 식은 FIS식으로 불린다.⁽⁸⁾ 위의 식으로부터 평균값 및 σ_d를 구할 수 있고 이를 식 (2)에 대입하여 Monte Carlo 모사를 위한 확률분포를 구할 수 있다. Fig. 1은 본 논문에서 사용한 용접부의 화학조성을 모사하여 두가지 방법으로 구한 RT_{NDT} 증가량을 비교한 것이다. 그림에서 보듯이 조사취화가 증가할수록 FIM/FIS 식에 의한 평균 RT_{NDT} 증가량은 RG 1.99 Rev. 2에 비해 커지며 결정론적 해석에 사용되는 adjusted RT_{NDT} 역시 유사한 결과를 나타내었다. 또한 특정 조사취화 정도를 경계로 그 이하에서는 RG 1.99 Rev. 2가, 이 이상에서는 FIM/FIS 식이 각각 보수적으로 RT_{NDT}를 크게 계산함을 알 수 있다.

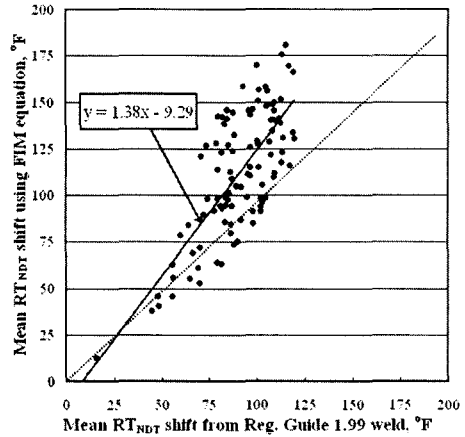
2.2.3 파괴인성곡선

특정 크기의 균열선단에서의 임계 RT_{NDT} 계산 등을 위한 결정론적 파괴역학 해석에서는 기준과 파괴인성곡선으로 ASME 하한곡선을 적용하고 있으나 확률론적 해석에서는 파괴인성치의 통계적인 특성을 반영하여 하한곡선 대신 평균곡선을 사용한다. 일반적으로 파괴인성치는 온도와 RT_{NDT} 값의 함수로 표현될 수 있으며 ORNL에서 ASME 하한곡선을 기반으로 개발한 다음과 같은 평균곡선 식⁽²⁾이 주로 사용되고 있다.

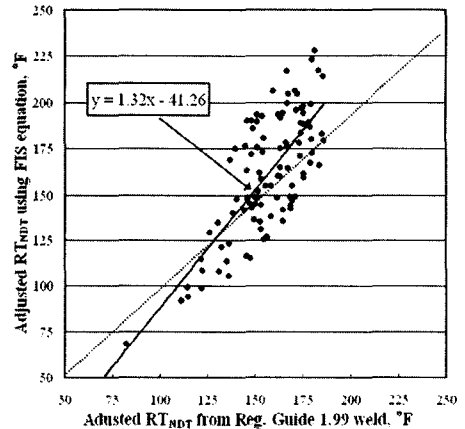
$$K_{IC}(\text{mean}) = 1.43 \cdot K_{IC}(\text{low bound}) = 1.43 \cdot (33.2 + 2.806 \cdot \exp(0.02 \cdot (T - RT_{NDT} + 100))) \quad (7)$$

$$K_{IR}(\text{mean}) = 1.25 \cdot K_{IR}(\text{low bound}) = 1.25 \cdot (26.7 + 1.223 \cdot \exp(0.0145 \cdot (T - RT_{NDT} + 160))) \quad (8)$$

위 두 식에서 주의하여야 할 점은 각각의 평균곡선으로부터 2배의 표준편차를 뺀 값이 하한곡선이



(a) Mean RT_{NDT}



(b) Adjusted RT_{NDT}

Fig. 1 Comparison of RT_{NDT}

되도록 평균곡선과 표준편차(K_{IC}의 경우 0.15, K_{IR}의 경우 0.10)가 정해졌다는 점이다. 한편 PROSIR에서는 위의 ORNL 곡선과 마찬가지로 ASME 하한곡선을 기반으로 사용하였으나 평균 K_{IR}곡선 결정에 다음 식을 제시하였으며⁽⁶⁾ ORNL곡선과의 차이는 K_{IR}곡선의 표준편차가 K_{IC}곡선과 같이 0.15로 주어졌다.

$$K_{IR}(\text{mean}) = 1.43 \cdot K_{IR}(\text{low bound}) = 1.43 \cdot (26.7 + 1.223 \cdot \exp(0.0145 \cdot (T - RT_{NDT} + 160))) \quad (9)$$

최근의 파괴인성평가 기법의 발달로 소형시편으로부터 재료의 파괴인성특성을 직접적으로 구하는 Master Curve 방법이 개발되었다.^(10, 11) ASTM 표준 시험법에 의해 구해진 index 온도 T₀로부터 재료의 파괴인성 특성은 다음 식 (10) 및 (11)로 나타낼 수 있고 이들에 대한 표준편차는 식 (12)로 나타낼 수 있으며 이로부터 통계적인 tolerance bound는 식 (13) 및 (14)로 나타낼 수 있다.

Table 1 Comparison of toughness curves

Toughness curve	Mean value	Standard deviation
ORNL-based curve	K_{IC} : Eq. 7 K_{IR} : Eq. 8	15% 10%
PROSIR curve	K_{IC} : Eq. 7 K_{IR} : Eq. 9	15% 15%
Master Curve	K_{IC} : Eq. 10 K_{IR} : Eq. 11	Eq. 12 Eq. 12

$$K_{IC}(\text{mean}) = 27.27 + 63.63 \cdot \exp(0.019 \cdot \frac{5}{9}(T - T_o)) \quad (10)$$

$$K_{IR}(\text{mean}) = 27.27 + 63.63 \cdot \exp(0.019 \cdot \frac{5}{9}(T - T_o - 95)) \quad (11)$$

$$\sigma_{KIC} = 0.2787 \cdot (K_{IC}(\text{mean}) - 18.18) \quad (12)$$

$$\sigma_{KIR} = 0.2787 \cdot (K_{IR}(\text{mean}) - 18.18) \quad (12)$$

$$K_{IC_TB} = (27.27 - 2.534 \cdot z) + (63.63 - 17.735 \cdot z) \cdot \exp(0.019 \cdot \frac{5}{9}(T - T_o)) \quad (13)$$

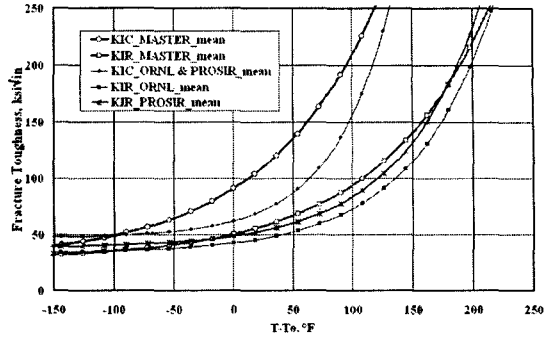
$$K_{IR_TB} = (27.27 - 2.534 \cdot z) + (63.63 - 17.735 \cdot z) \cdot \exp(0.019 \cdot \frac{5}{9}(T - T_o - 95)) \quad (14)$$

여기서 z 는 표준정규분포의 표준편차로 5% 및 1% tolerance bound에 대해 각각 1.645 및 2.326의 값을 가진다. 식 (13) 및 (14)로부터 통계적으로 의미있는 하한곡선을 구할 수 있다. 한편 Master curve로부터 구한 index 온도 T_o 와 RT_{NDT} 는 식 (15)로 나타낼 수 있다.

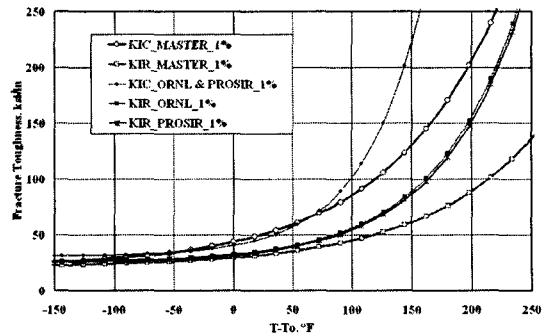
$$RT_{NDT} = T_o + 35 \quad (15)$$

Table 1에서 앞에서 거론한 각 파괴인성곡선의 평균 및 표준편차를 정리하였다. 표에서 보듯이 ORNL 곡선 및 PROSIR 곡선은 파괴인성치의 일정비율을 표준편차로 정의하였으나 Master 곡선의 경우 파괴인성치가 커질수록 표준편차가 커지는 경향을 보인다.

Fig. 2에서는 평균곡선 및 1% 하한곡선(평균값 - 표준편차의 2.326 배)을 비교하였다. K_{IC} 및 K_{IR} 의 평균치는 Master curve가 다른 파괴인성곡선에 비해 매우 크게 계산되었다. ORNL 곡선 및 PROSIR 곡선은 유사한 파괴인성치를 보이나 ORNL 곡선의 K_{IR} 값이 PROSIR에 비해 다소 낮게 계산된다. 1% 하한곡선의 경우 Master curve에 의한 K_{IC} 값 및 K_{IR} 값 모두 ORNL 곡선 및 PROSIR 곡선이 비해 낮게 계산되었다. 이는 파괴인성이 증가할수록 표준편차가 증가하는 Master curve의 특성 때문에 나타나는 현상으로 볼 수 있다.



(a) Mean fracture toughness



(b) 1% Lower bound fracture toughness

Fig. 2 Comparison toughness between ORNL, PROSIR and Master curves

3. 해석모델 및 과도상태

3.1 원자로 압력용기 형상 및 조건

해석에 사용된 원자로 압력용기의 내경은 157인치, 클래딩두께는 0.295인치, 클래딩을 포함한 압력용기의 두께는 8.169인치이다. 본 해석에서는 노심대영역의 용접부를 가정하였으며 재료물성치 및 조사취화 관련 변수들은 Table 2와 3에 정리되어 있다. 본 해석에서 가정한 균열은 깊이/길이비가 3/10인 표면균열로 단일균열의 경우 깊이를 0.4724인치 (12 mm)로 가정하고 분포를 가지는 경우 modified Marshall 분포를 가정하였다.

3.2 해석대상 과도상태

본 해석에 사용된 과도상태는 PROSIR에서 제시한 소형냉각제상실사고(SBLOCA), 주증기배관파손사고(MSLB), 재가압(Repressurization) 등 3가지 형태의 가압열충격 사건⁽⁶⁾으로 과도상태 기간동안의 압력, 온도, 열전달계수의 변화는 Fig. 3과 같다. 그림에서 보듯이 초기에 급격한 온도감소를 수반하고 최소도달온도가 가장 낮은 SBLOCA가

Table 2 Material properties of reactor pressure vessel

Material Property	Carbon Steel (Base & Weld)	Stainless Steel Cladding
Thermal Conductivity, btu/hr-ft-deg F	29.0	9.6
Specific Heat, btu/lb-deg F	0.1210	0.1206
Density, lb/ft ³	489.02	489.02
Modulus of Elasticity, ksi	28200	27050
Thermal Expansion Coefficient, in/in-deg F	6.615E-6	9.470E-6

Table 3 Mean and standard deviation values for toughness calculation

Parameters	Mean	Standard Deviation
Copper, wt %	0.12	0.01
Nickel, wt %	0.17	0.05
Phosphorous, wt %	0.018	0.001
Initial RT_{NDT} (deg F)	-22	34
Fluence on the inner surface, n/cm ²	10 (at 60 years), 7.5, 5, 3, 1	10%
Flux Attenuation through Vessel, /in	0.3175	
RT_{NDT} shift, mean and standard deviation	Shown in Eqs. (1)-(6)	

Table 4 Analysis cases

Variables	Cases and Notation	Remark
Transient	SBLOCA→SB, MSLB→MS PTS repressurization→PT	
Materials	Welds→W	
Toughness Curve	ORNL Curve→O, Master Curve→M PROSIR→P	RG1.99 Rev. 2 will be used except PROSIR toughness curve.
RT_{NDT} Shift Eq.	Reg. Guide 1.99→R, PROSIR (FIM/FIS)→P	OR, MR, PP → 3 cases
Flaw Distribution	Single→S, Modified Marshall→M	
Flaw Orientation	Circumferential→O, Axial→A	
Fluence Level	5 levels	Treated in a single file
Total Cases	3×1×3×2×2×5 = 180 cases	

가장 심각할 것으로 예상되며 압력 측면에서는 과도상태 초기에 재가압이 발생하는 MSLB 와 원자로 압력용기가 충분히 냉각된 과도상태 후반부에 재가압이 발생하는 Repressurization 이 심각할 것으로 예상된다.

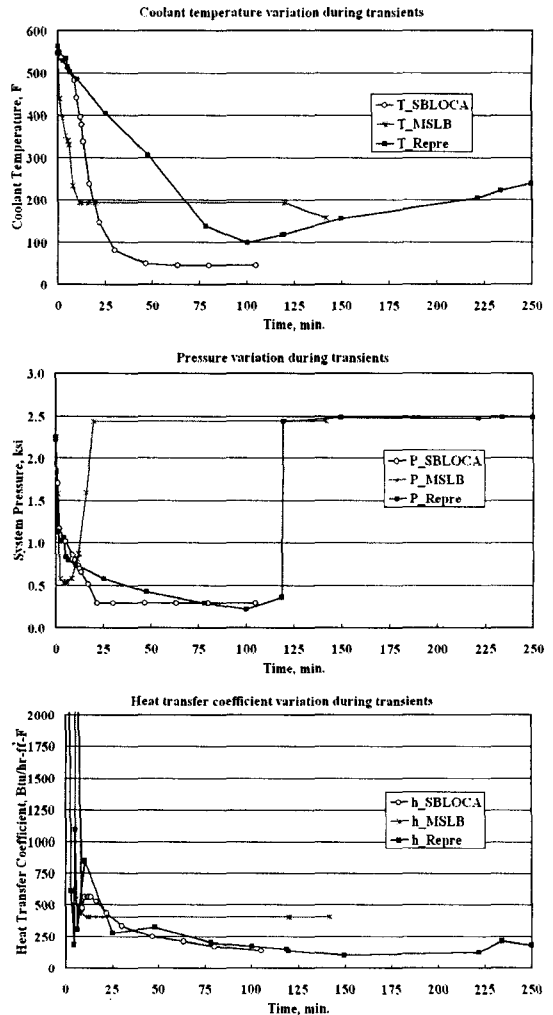


Fig. 3 Transient histories

3.3 해석 Case

Table 4 는 확률론적 파괴역학 해석을 수행한 경우를 요약한 것이다. 표에서 보듯이 과도상태 (3)× RT_{NDT} 증가식과 파괴인성곡선의 조합(3)×균열 분포(2)×균열방향(2)×중성자조사량(5)의 180 경우에 대한 해석을 수행하여 균열진전확률(initiation probability)과 압력용기 파손확률(failure probability)을 구하였다.

4. 결과 및 고찰

해석결과를 Fig. 4 ~ 6 에 나타내었다. 원주방향 용접부에 원주방향 표면균열을 가정하는 경우 균열진전확률이 매우 낮을 뿐만 아니라 모든 경우에

서 압력용기 파손확률이 1×10^{-6} 이하로 평가되었다. 과도상태별로는 SBLOCA가 가장 큰 균열진전확률을 나타내었으며 MSLB가 가장 낮은 균열진전확률을 나타내었다. 축방향 용접부에 축방향 표면균열을 가정하는 경우 전반적으로 균열진전확률이 원주방향 균열에 비해 증가하였으며 파손확률 또한 크게 나타났다. 균열진전확률 측면에서는 원주방향 균열과 유사하게 SBLOCA가 가장 크고 MSLB가 가장 작았다. 그러나 압력용기 파손확률 측면에서는 해석 조건에 따라 서로 다른 거동을 보였다.

Fig. 4 ~ 6에서와 같이 원자로 압력용기 내부표면에 0.4724 인치 깊이의 단일균열을 가정하는 경우가 modified Marshall 분포를 가정하는 경우에 비해 낮은 균열진전확률 및 압력용기 파손확률을 보이고 있다. 즉 단일균열을 가정하는 경우 0.4724 인치 이상의 깊은 균열이 모사되지 않으나 modified Marshall 분포의 경우 약 1% 미만의 0.4724 인치 이상의 깊은 균열이 모사되며 이러한 깊은 균열이 균열진전 및 압력용기 파손확률에 미치는 영향이 큼을 알 수 있다.

Fig. 4와 Fig. 5를 비교하면 SBLOCA의 경우 원주방향 균열과 축방향 균열의 진전확률이 큰 차이가 없음을 알 수 있다. SBLOCA는 급격한 냉각이 발생하여 압력에 의한 영향보다는 열응력에 의한 영향이 큰 과도상태로 이 경우 균열방향이 균열진전확률에 미치는 영향은 크지 않은 것을 알 수 있다. 반면 MSLB 및 Repressurization의 경우 압력에 의한 영향이 크므로 균열방향에 따라 응력확대계수의 차이가 발생하여 축방향 균열의 진전확률이 원주방향 균열에 비해 크게 증가하였다. 압력용기 파손확률의 경우 균열방향이 미치는 영향은 더욱 크게 나타났다. 이러한 현상은 성장하는 균열선단에서 나타나는 두 가지 현상 즉 균열이 깊어짐에 따라 응력확대계수 증가하나 균열선단에서의 온도증가 및 RT_{NDR} 감소로 파괴인성치가 증가하기 때문으로 설명할 수 있다.

RG 1.99 Rev. 2 조사취화 증가식을 동일하게 사용하는 경우 파괴인성곡선의 영향을 검토하였다. Fig. 4와 Fig. 5에 나타나 있듯이 ORNL 곡선을 사용하는 경우(이하 OR case)가 Master curve를 사용하는 경우(이하 MR case)에 비해 약 3~10 배 정도 높은 균열진전확률을 나타내었다. 이는 Fig. 2(a)에 나타난 평균 파괴인성곡선의 차이로 인한 것으로 볼 수 있다. 축방향 균열 파손확률의 경우 그 차이가 증가하거나(SBLOCA의 경우) 비슷하게 유지되었다(MSLB 및 Repressurization).

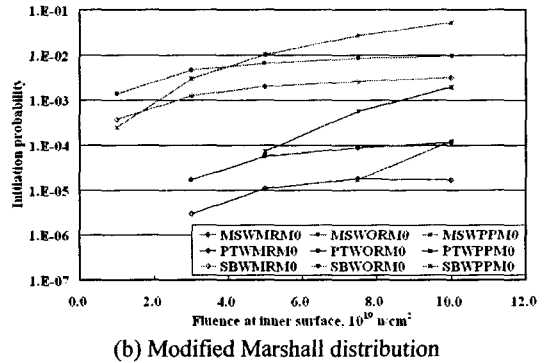
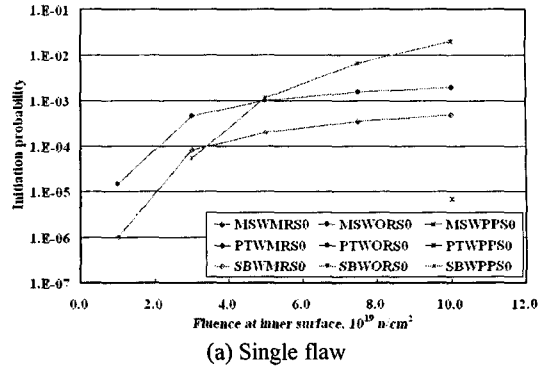


Fig. 4 Initiation probability of circumferential crack

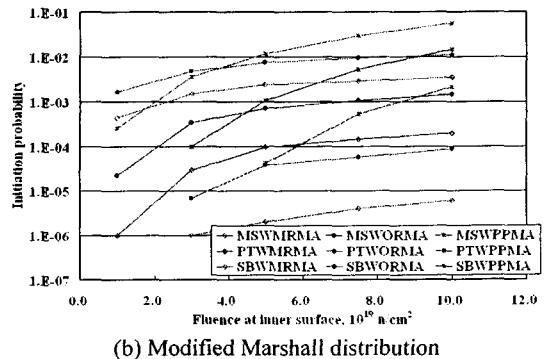
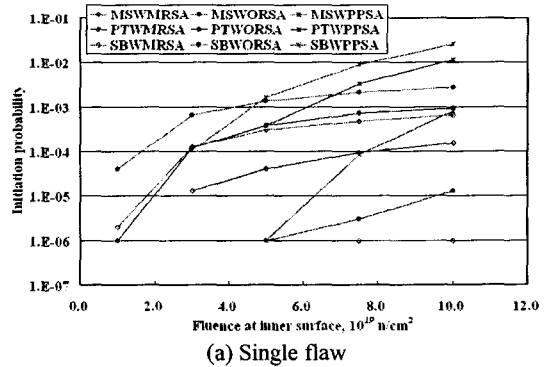
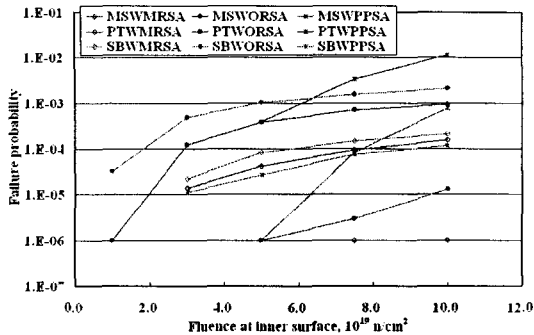
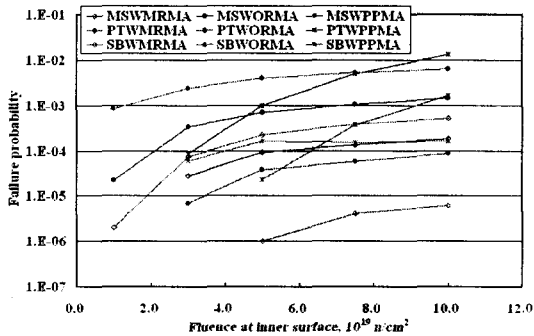


Fig. 5 Initiation probability of axial crack



(a) Single flaw



(b) Modified Marshall distribution

Fig. 6 Failure probability of axial crack

FIM/FIS 조사취화 증가식을 사용하고 PROSIR 파괴인성곡선을 사용하는 경우(이하 PP case) 전반적으로 OR case 보다 높은 균열진전확률을 보인다. 그러나 MR case 에 비해서는 약 5×10¹⁹/cm²에 해당하는 중성자 조사량을 경계로 그 이하에서는 MR case 가 그 이상에서는 PP case 가 높은 균열진전확률을 보이고 있다. 이는 전반적으로 Fig. 1 에 나타난 RT_{NDT} 증가량 거동 (특정 조사취화 정도를 경계로 그 이하에서는 RG 1.99 Rev. 2 가, 이 이상에서는 FIM/FIS 식이 각각 보수적으로 RT_{NDT} 를 크게 계산함)과 일치하는 것이며 이러한 경향은 3 가지 해석대상 과도상태에서 모두 나타났다.

축방향 균열을 가지는 압력용기 파손확률에 미치는 조사취화 증가식의 영향은 과도상태에 따라 다르게 나타났다. 즉 MSLB 및 Repressurization 과 같이 압력에 의한 영향이 큰 과도상태의 경우 균열진전확률의 거동(PP > OR > MR 순서)이 압력용기 파손확률에도 유사하게 나타나지만 SBLOCA 처럼 열응력에 의한 영향이 큰 경우 위에서 언급한 균열진전확률의 거동이 사라졌으며 PP case 가 가장 낮은 압력용기 파손확률을 나타내었다. 이는 압력에 의한 응력이 충분하지 않은 경우 균열깊이가 증가할수록 온도증가로 인한 파괴인성의

Table 5 Summary of effect of axial crack for SBLOCA

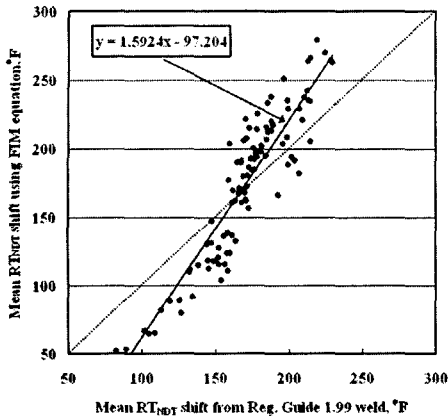
Case	RT _{NDT} shift at high fluence	K _{IC} curve at RT _{NDT}	Resulting K _{IC} at same T	RT _{NDT} shift at low fluence	K _{IC} curve at RT _{NDT}	Resulting K _{IC} at same T	Remark
PP	large	low	low	small	high	high	High initiation + Low failure
OR	small	low	medium	large	low	low	Medium initiation + Medium failure
MR	small	high	high	large	high	medium	Low initiation + Low failure

Note) all notation are relative to other cases

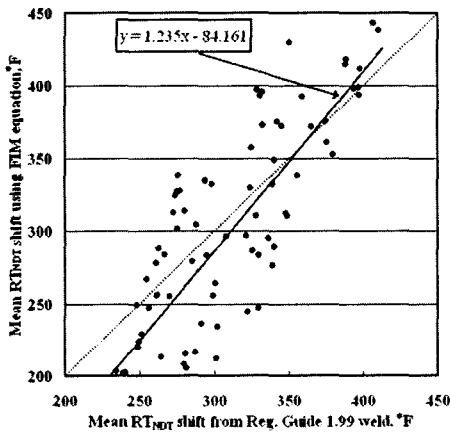
증가가 큰 PP case 에서 많은 균열정지가 발생하기 때문이며 그 결과 압력용기 파손확률의 크기는 OR > MR > PP 순으로 바뀌었다. 그러나 압력에 의한 응력이 큰 경우(MSLB 및 Repressurization) 이러한 파괴인성의 증가를 극복하고 계속적인 균열진전이 발생하여 최종적인 압력용기 파손으로 이어지는 경향을 보인다. 이는 균열이 깊어질수록 압력응력에 의한 응력확대계수가 급격히 증가하는 특성과 밀접한 관련이 있다. 따라서 균열진전확률과 마찬가지로 파손확률의 크기도 PP > OR > MR 순이 유지된다 (Table. 5).

지금까지 주로 RT_{NDT} 증가식 및 파괴인성곡선이 확률론적 파괴역학 해석결과에 미치는 영향이 매우 큼을 살펴보았다. 검토결과 비슷한 파괴인성곡선을 사용하는 OR case 와 PP case 의 경우 RT_{NDT} 증가식에 의해 해석결과가 영향을 받음을 알 수 있었다. Fig. 1 에 제시된 결과는 PROSIR 에서 제공한 화학조성을 사용하였으나 다른 화학조성에서의 RT_{NDT} 증가식 거동의 차이를 추가로 알아보았다. 이를 위해 본 해석에 사용된 화학조성(Cu : 0.12 ± 0.01, Ni : 0.17 ± 0.05, P : 0.018 ± 0.001)을 L로 표시하고 추가로 M(Cu : 0.20 ± 0.02, Ni : 0.38 ± 0.02, P : 0.018 ± 0.001) 및 H(Cu : 0.29 ± 0.05, Ni : 0.68 ± 0.01, P : 0.018 ± 0.001)의 경우에 대해 다른 RT_{NDT} 증가식 거동의 차이를 분석하였으며 그 결과를 Fig. 7 에 나타내었다.

Fig. 1 및 Fig. 7 의 결과를 보면 중성자 조사취화에 민감한 화학조성으로 변할수록 FIM/FIS 식이 RG 1.99 Rev. 2 보다 보수적으로 평가하는 범위가 줄어들 뿐 아니라 두 선이 서로 교차하는 지점의 RT_{NDT} 증가량도 증가하였다. 따라서 중성자 조사취화에 민감한 원자로 압력용기의 경우 대부분의 영역에서 RG 1.99 Rev. 2 가 보수적인 RT_{NDT} 증가량을 제시할 것으로 예상할 수 있다. 이 경우 Fig. 4 와 Fig. 5 에 나타난 바와는 다르게 중성자 조사량이 높은 경우에도 PP case 에 의한 균열진전확률이 OR case 및 MR case 보다 낮아질 것으로 예상



(a) Medium chemical composition



(b) High chemical composition

Fig. 7 RT_{NDT} shift by RG. 1.99 Rev. 2 and FIM/FIS

된다. 따라서 RT_{NDT} 증가식 및 파괴인성곡선이 확률론적 파괴역학 해석에 미치는 결과는 과도상태 특성, 화학조성, 중성자 조사량에 따라 달라질 수 있음에 주의하여야 한다.

5. 결론

가압열충격 확률론적 파괴역학 해석에 사용되는 확률변수 및 가정조건 중 RT_{NDT} 증가식, 파괴인성곡선 및 가상균열분포 등이 PFM 해석결과에 미치는 영향을 평가한 결과 다음과 같은 결론을 얻었다.

(1) 12 mm 깊이의 단일균열을 가정하는 경우가 modified Marshall 분포를 가정하는 경우에 비해 낮은 균열진전확률 및 압력용기 파손확률을 보였으며 이는 깊은 균열이 균열진전 및 압력용기 파손확률에 미치는 영향이 매우 크기 때문으로 사료된다.

(2) 균열방향이 균열진전확률에 미치는 영향은 급격한 냉각이 발생하는 SBLOCA의 경우에는 미

미하였으나 중간정도의 냉각율과 재가압이 발생하는 과도상태의 경우 매우 크게 나타났다.

(3) 원주방향 균열의 경우 모든 해석조건에서 압력용기 파손확률이 1.0×10^{-6} 이하로 평가되었으나 축방향 균열의 경우 과도상태에 따라 1.0×10^{-2} 이상의 파손확률을 보이는 등 균열방향의 영향이 크다.

(4) 동일한 RT_{NDT} 증가식을 사용하는 경우 평균 파괴인성곡선의 차이에 따라 균열진전확률 및 압력용기 파손확률의 차이가 발생하였다. 그러나 RT_{NDT} 증가식 및 파괴인성곡선이 각각 다른 경우 과도상태 특성, 화학조성, 중성자 조사량에 따라 균열진전확률과 압력용기 파손확률에 미치는 영향이 달라질 수 있으므로 이들 변수들을 종합적으로 고려하여야 한다.

참고문헌

- (1) USNRC, 1987, Format And Content of Plant-Specific Pressurized Thermal Shock Safety Analysis Reports For Pressurized Water Reactors, Regulatory Guide 1.154, US Nuclear Regulatory Commission.
- (2) Dickson, T. L., 1994, FAVOR : A Fracture Analysis Code for Nuclear Reactor Pressure Vessels, Release 9401, ORNL/NRC/LTR/94/1, ORNL.
- (3) KEPRI, 1999, PTS Evaluation of Kori 1 Reactor Pressure Vessel, TR.96NJ12.J1999.81, Korea Electric Power Research Institute.
- (4) OECD/NEA, 1999, Final Report on the International Comparative Assessment Study of Pressurized Thermal Shock in Reactor Pressure Vessels, NEA/CSNI/R(99)3, OECD.
- (5) KINS, 2000, Round Robin Analysis of Pressurized Thermal Shock for Reactor Pressure Vessel, KINS/RR-029, Korea Institute of Nuclear Safety.
- (6) OECD/NEA, 2003, PROSIR - Probabilistic Structural Integrity of a PWR Reactor Pressure Vessel Round Robin Analysis, OECD.
- (7) Jang, C. H., et al., 2001, "Development of the Improved Probabilistic Fracture Mechanics Analysis Code: VINTIN," Proc. 2001 Spring Meeting of KNS, Jeju, Korea.
- (8) Pierre Petrequin, 1996, A Review of Formulas for Predicting Irradiation Embrittlement of Reactor Pressure Vessel Materials, AMES Report No.6.
- (9) USNRC, 1988, Radiation Embrittlement of Reactor Vessel Materials, Regulatory Guide 1.99 Rev. 2, US Nuclear Regulatory Commission.
- (10) USNRC, 1998, Technical Basis for an ASTM Standard on Determining the Reference Temperature, T₀, for Ferritic Steels in Transition Range, NUREG/CR-5505, US Nuclear Regulatory Commission.
- (11) EPRI, 1998, Application for Master Curve Fracture Toughness Methodology for Ferritic Steels, TR-108390, Electric Power Research Institute.