

<연구논문>

가압열충격에 의한 OPR1000 원자로용기의 파손확률 민감도 해석

오창식[†]·정명조*·최영인*

Sensitivity Analyses for Failure Probabilities of the OPR1000 Reactor Vessel Under Pressurized Thermal Shock

Changsik Oh[†], Myung Jo Jhung* and Youngin Choi*

(Received 30 October 2019, Revised 5 December 2019, Accepted 11 December 2019)

ABSTRACT

In this paper, failure probabilities of the OPR1000 reactor vessel under pressurized thermal shock (PTS) were estimated using the probabilistic fracture mechanics code, R-PIE. Input variables of initial crack distribution, crack size, copper contents, and upper shelf toughness were selected for the sensitivity analyses. A wide range of the input data were considered. Through-wall cracking frequencies determined by the product of the vessel failure probability and the corresponding occurrence frequency of the transient were also compared to the acceptance criterion. The results showed that transient history had the most significant impact on the vessel failure probability. Moreover, conservative assumptions resulted in extremely high through-wall cracking frequencies.

Key Words : Pressurized thermal shock (가압열충격), OPR1000 reactor vessel (OPR1000 원자로용기), Probabilistic fracture mechanics (확률론적 파괴역학), Sensitivity analysis (민감도 해석)

기호설명

T : Temperature at an inner wall of a vessel
 RT_{NDT} : Reference temperature of nil-ductility transition
 K_{IC} : Critical stress intensity factor for stable crack growth in the mode I
 K_{IR} : Critical stress intensity factor for crack arrest in the mode I
 K_{apply} : Stress intensity factor corresponding to crack driving force

1. 서론

원자로용기는 운전기간 중 다양한 과도상태에서도

건전성을 유지하도록 가장 신뢰성이 높게 설계된다. 하지만 예상치 못한 급격한 과도상태는 벽면의 급격한 온도변화로 인한 열응력과 낮은 온도에 의한 낮은 파괴인성 저하로 원자로용기 건전성에 악영향을 미친다.

1980년대 초 미국 원자력 규제기관인 USNRC는 “가압열충격(PTS: Pressurized Thermal Shock)”을 정의하였으며⁽¹⁾, 이후 수행한 종합 가압열충격 평가(Integrated PTS study) 결과⁽²⁻⁴⁾를 반영하여 미국 연방법 10CFR50.61⁽¹⁾을 제정하였다. 10CFR50.61에서는 가압열충격 사건에 있어 원자로용기 건전성을 유지하기 위한 파괴 인성 요건을 다루고 있다. 만일 10CFR50.61에 따라 원자로용기 감시시험 결과 등을 기반으로 계산한 RT_{PTS} 값이 심사기준(Screening Criterion)을 초과할 경우, 가압열충격에 의한 위험도를 정량적으로 평가하기 위한 추가적인 해석이 수행되어야 한다⁽⁵⁾. 국내에서는 고리 1호기에 대해서 이러한 해석이 수행된 바 있으며⁽⁶⁻⁷⁾, 확률론적 파괴역

[†] 책임저자, 오창식, 한국원자력안전기술원

E-mail : csch2011@kins.re.kr

TEL : (042) 868-0938

* 한국원자력안전기술원

학 평가와 관련된 연구도 다수 수행되었다^(8,9).

미국에서는 증가하는 노후 원전에 대해 20년 이상의 감시시험 결과와 운전경험을 바탕으로 새로운 가압 열충격 평가방법이 제시되었으며, 미국연방법 10CFR50.61a⁽¹⁰⁾로 제정되었다. 이 방법은 확률론적 파괴역학 평가결과를 바탕으로 하며, 1980년대 사용된 입력자료의 불확실성과 보수성을 개선함으로써 새로운 심사기준을 제시하고 있다. 이 기준은 미국 내 원전을 대상으로 해석이 수행되었으므로, 국내 원전에 적용 가능한지는 검토가 필요하다. 과거 국내 원전의 원자로에 대해 수행한 확률론적 가압열충격 평가는 1980년대에 사용된 입력자료의 불확실성과 보수성을 그대로 담보 하였다. 따라서 민감도 해석을 통해 원자로용기의 파손 확률에 미치는 영향 인자를 파악할 필요가 있다.

본 연구에서는 한국표준형 원전인 OPR1000 원자로압력용기를 대상으로 확률론적 파괴역학 해석을 수행하였으며, 대표적인 입력변수에 대하여 파손확률에 미치는 영향을 고찰하였다.

2. 민감도 해석 모델 및 방법

2.1 해석 대상

해석대상인 OPR1000은 2개의 루프(Loop)를 가진 가압경수형 원자로를 가지며, 설계수명은 40년이다. OPR1000 원자로용기는 SA508 Class 3 (현행 Grade 3 Class 1) 저합금강으로 제작되었으며 용기 내벽에서는 냉각재에 의한 부식을 방지하기 위해 스테인레스강(SS316)으로 클래딩 되어 있다. 원자로용기의 내경은 6.83 ft, 클래딩을 포함한 벽두께는 8.22 inch, 클래딩 두께는 0.16 inch이다.

원자로용기 재료의 500°F에서의 주요 열적 물성 정보는 Table 1과 같으며, 클래딩 재료에 대한 세부 열적 물성은 Table 2에 나타내었다. 또한 원자로용기 모재 및 클래딩에 대한 기계적 물성은 Table 3에 나타내었다.

원자로용기의 파괴인성은 재료의 온도에 따라 연성 또는 취성을 나타내며, 이러한 현상을 보다 쉽게 다루기 위하여 기준무연성천이온도(RT_{NDT})를 경험적으로 사용하고 있다. 결정론적 평가에서는 ASME 코드의 하한곡선을 사용하지만, 확률론적 평가에서는 파괴인성의 평균곡선을 사용하는 것이 일반적이다. 본 연구에 사용된 파괴인성 곡선은 ASME 코드 하한곡선의 기반이 된 ORNL 평균곡선⁽¹¹⁾이 사용되었다.

Table 1 Thermal properties of the base metal (in US unit)

Property	Value	
Poisson's ratio		0.3
Density, ρ	lb·in ⁻³	0.280
Conductivity, k	Btu·ft ⁻¹ ·hr ⁻¹ ·°F ⁻¹	22.70
Specific heat, c	Btu·lb ⁻¹ ·°F ⁻¹	0.1314
Thermal diffusivity, $\alpha = k/\rho c$	ft ² ·hr ⁻¹	0.357
Thermal expansion, β	E-06 °F ⁻¹	7.300

Table 2 Thermal properties of the clad metal (in US unit)

Property	Value	
Poisson's ratio		0.3
Density, ρ	lb·in ⁻³	0.281
Conductivity, k	Btu·ft ⁻¹ ·hr ⁻¹ ·°F ⁻¹	10.23
Specific heat, c	Btu·lb ⁻¹ ·°F ⁻¹	0.1283
Thermal diffusivity, $\alpha = k/\rho c$	ft ² ·hr ⁻¹	0.16
Thermal expansion, β	E-06 °F ⁻¹	9.72

Table 3 Mechanical and chemical properties of the metals (in US unit)

Base metal		
Young's modulus	ksi	25,700
Yield stress	ksi	50
Flow stress	ksi	65
Initial RTNDT	°F	-20
Std. dev. of RTNDT	°F	28
Copper contents (average)	wt%	0.03
Copper contents (std. dev)	wt%	0.006
Nickel contents (average)	wt%	0.108
Nickel contents (std. dev.)	wt%	0.0216
Std. dev. of K_{IC} (NRC mean curve)	%	15
Std. dev. of K_{IA} (NRC mean curve)	%	10
Upper shelf toughness	ksi·in ^{1/2}	132
std. dev. of fluence	%	16
Clad metal		
Young's modulus	ksi	25,817
Yield stress	ksi	19.31
Flow stress	ksi	40.56

$$K_{IC} = 1.43 [33.2 + 2.806 \exp(0.02(T - RT_{NDT} + 100))] \quad (1)$$

$$K_{IR} = 1.25 [26.7 + 1.223 \exp(0.0145(T - RT_{NDT} + 160))] \quad (2)$$

여기서 K_{IC} 는 안정균열진전 파괴인성을, K_{IR} 는 균열정지 파괴인성을 말하며, 각각의 표준편차는 0.15

및 0.1이다.

중성자에 조사된 재료는 파괴인성이 저하되어 기준무연성천이온도가 증가하게 된다. 본 연구에서는 중성자 조사된 재료의 기준무연성천이온도를 예측하기 위한 방법으로 USNRC 규제지침 1.99 (Rev. 2)⁽¹²⁾의 방법을 사용하였다.

2.2 해석 모델

OPR1000 원자로용기의 파손확률에 영향을 미치는 주요 입력변수를 선정하여 Table 4 및 Table 5에 나타내었다. 해석에 고려된 과도상태는 3가지이며, 입력변수는 6개이다. 이 중 *표시된 변수는 기준 해석에 사용되었다.

기준 해석에 사용된 입력변수를 다양하게 변화시킴으로써 원자로용기의 파손확률 및 관통파단(Through-wall cracking, TWC) 확률에 미치는 영향을 살펴보았다. 원자로용기의 파손은 균열이 원자로용기 두께의 75%에 도달하였을 때 관통된 것으로 간주하였다.

관통파단확률은 각 과도상태의 발생빈도와 원자로용기 파손확률의 곱으로 구할 수 있다. 각 과도상태의 발생빈도는 USNRC 보고서⁽¹³⁾를 참조하였으며, Table 4의 발생빈도 값을 사용하였다. 계산된 관통파단확률은 미국 규제지침 1.154⁽⁵⁾에 제시된 허용기준(5×10^{-6})과 비교하였다.

Table 4 Transients for sensitivity analysis(13,14)

ID	Transient	Frequency
SBLOCA	Small break loss of coolant accident	5.0E-4
PTS	Pressurized thermal shock with repressurization	5.0E-3
SLB	Steam line break	1.0E-3

Table 5 Analysis matrix for sensitivity

Condition	values
Initial crack distribution	Marshall+PSI*, Marshall, OCTAVIA
crack size (l/a)	infinite*, 12, 6, 3
Copper contents (wt%)	0.03*, 0.1, 0.15
Upper shelf toughness (ksi√in)	132*, 200
Fluence ($\times 10^{19}$ n/cm ²)	0.5, 1, 2*, 4, 6, 8, 9
Crack orientation	Circumferential*, Axial*

*: base case

2.2.1 과도상태

본 연구에서는 OECD/NEA PROSIR⁽¹⁴⁾ 연구에서 사용된 세 가지 과도상태를 활용하였다. 선정된 과도상태들은 원자로용기의 건전성에 큰 영향을 미칠 수 있는 대표적인 과도상태이며, 각 과도상태의 특징은 다음과 같다.

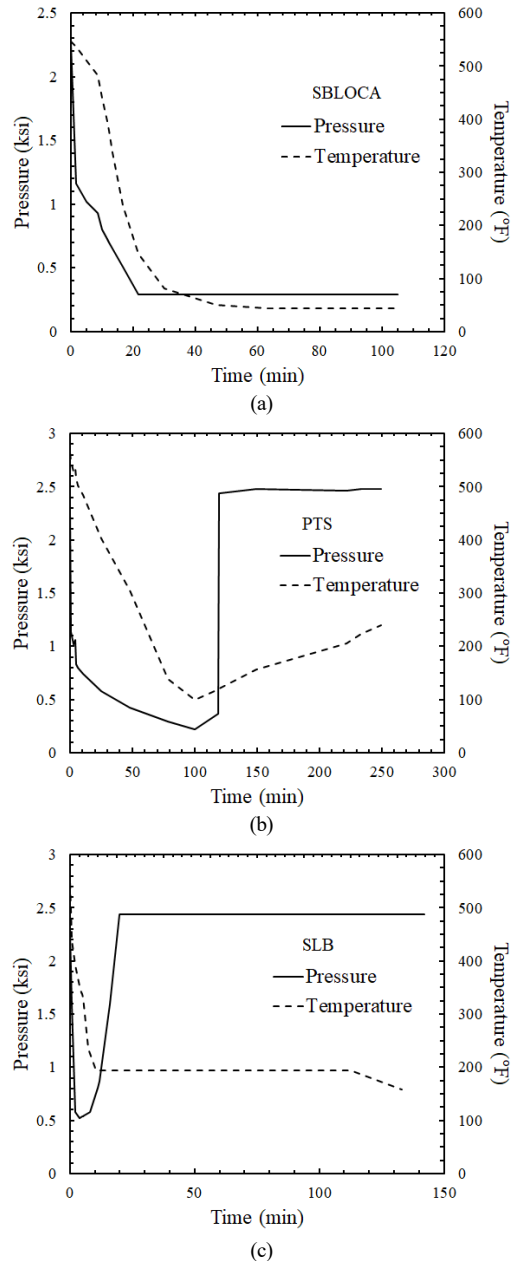


Fig. 1 Transient histories of (a) SBLOCA, (b) PTS and (c) SLB

소형과단 냉각재상실사고(SBLOCA)는 Fig. 1(a)와 같이 소형배관 파단에 의한 냉각재상실사고이다. 이 과도상태는 급격한 온도감소로 인한 열하중과 낮은 냉각재 온도에 의한 낮은 파괴인성이 원자로용기 건전성의 큰 저해요인이 될 수 있다.

가압열충격 후 재가압(PTS)은 Fig. 1(b)와 같이 누설로 인한 과냉각 과도상태로 가정된다. 온도 감소에 의한 열하중 뿐만 아니라 급격한 압력 증가는 원자로용기 건전성의 큰 저해요인이 될 수 있다.

주증기배관 파단사고(SLB)는 Fig. 1(c)와 같이 주증기배관 파단사고에 의한 과도상태를 나타낸다. 이 과도상태는 PTS 과도상태와 유사하나 더욱 빠르게 온도가 감소하며 압력 회복에 걸리는 시간이 짧은 것이 특징이다.

2.2.2 초기 균열분포

원자로용기의 파손은 초기 균열의 생성 여부와 직접 연관이 있다. 일반적으로 원자로용기의 초기 균열은 제작 동안 발생한 균열이 대부분이며 그 중 가동전검사에서 발견되지 않은 미세 균열이 주를 이룬다. 본 연구에 사용된 초기 균열분포는 기존 가압열충격 문제에 사용되었던 Modified OCTAVIA 모델⁽¹⁵⁾, Marshall 모델⁽¹⁶⁾ 및 사용전검사 결과를 반영한 Marshall 모델⁽¹⁷⁾을 선정하였으며, 상기 분포는 Fig. 2와 같다. 기준해석에는 사용전검사 결과를 반영한 Marshall 모델이 고려되었다.

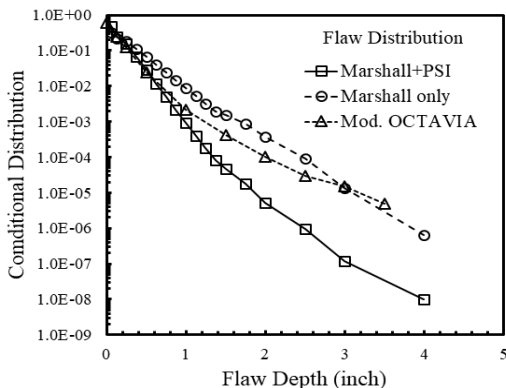


Fig. 2 Initial crack distribution models

2.2.3 균열 크기

USNRC 규제지침 1.154에서는 모든 원주방향 균열에 대해 길이가 무한한 것으로 가정하도록 제시

하고 있어, 본 연구에서는 무한 길이를 가진 균열을 기준해석에 사용하였다.

무한 길이의 균열은 규제 관점에서 보수적으로 사용되고 있을 뿐, 실제 균열 형상과는 차이가 있다. 균열 크기에 따른 원자로용기 파손확률의 영향을 확인하기 위하여 무한 길이의 균열 크기뿐만 아니라 균열 길이 대 깊이의 비(l/a)가 12, 6 및 3인 균열을 고려하였다.

2.2.4 구리 함량비

중성자 조사취화에 의한 파괴인성 변화는 재료의 구리 함량비와 니켈 함량비의 영향을 받는다. 초기 원자로용기의 화학 조성비를 살펴보면, 니켈 함량비는 비교적 낮게 유지되나, 구리 함량비는 높게 조성되어 중성자 조사취화 영향을 많이 받았다. 이후 지속적인 재료기술 발전에 따라 최신 원자로용기는 매우 낮은 구리 함량비를 유지하고 있다. 본 연구에서는 OPR1000 원자로용기 용접부의 평균 구리 함량비인 0.03 wt%부터 최대 0.15 wt%까지 고려하였다.

2.2.5 파괴인성 상한치

재료의 파괴인성 상한치(Upper shelf toughness, UST)는 온도에 따른 재료 특성과 균열이 받는 하중 형태에 따라 결정되기 때문에 특정 값으로 결정하기 어렵다. 실제 구조물의 건전성 평가에 있어 규제적 관점에서는 보수적으로 파괴인성 상한치를 요구하는 것이 일반적이다.

본 연구에서는 고리 1호기 가압열충격 평가⁽⁷⁾에 사용되었던 파괴인성 상한치인 132 ksi√in를 기준해석에 고려하였으며, ASME 코드⁽¹⁸⁾에서 제안하고 있는 200 ksi√in에 대해 민감도 해석을 수행하였다.

2.2.6 균열 방향

OPR1000 원자로용기는 축방향 용접부를 포함하고 있지 않으므로 축방향 균열의 발생 가능성은 매우 희박하다. 따라서 일반적으로 원주방향 균열이 가정된다. 그럼에도 불구하고 축방향 균열은 원주방향 균열에 비해 내압에 의한 영향을 더 많이 받음에 따라 보수적으로 가정되어 왔다. 본 연구에서는 균열 방향에 따른 영향을 확인하기 위해 기본 해석에서만 축방향 균열을 고려하였다.

2.3 확률론적 파괴역학 전산코드

본 연구에 사용된 확률론적 파괴역학(PFM: Probabilistic Fracture Mechanics) 전산코드는 R-PIE (Reactor - Probabilistic Integrity Evaluation)로써 한국원자력안전기술원에서 2008년에 개발하였으며⁽¹⁹⁾, 해석 흐름도는 Fig. 3와 같다.

R-PIE는 앞서 미국에서 개발한 VISA-II 코드⁽²⁰⁾를 기반으로 개발되었으며, 응력확대계수, 클래딩 응력 등의 결정론적 계산 모듈이 개선되었다. 확률론적 해석 부분에서는 균열 크기, 중성자조사량, 구리 및 니켈 함량, 기준무연성전이온도 등과 같은 다양한 입력변수들이 고려된다. 온도분포에 따른 무연성전이온도를 이용하여 파괴인성 곡선식으로부터 파괴인성값이 계산되고 앞서 계산된 응력확대계수와 비교하여 균열의 진전 및 정지 여부를 결정한다. 백만 번 이상의 반복 계산을 통해 최종적인 원자로용기의 파손확률을 결정한다.

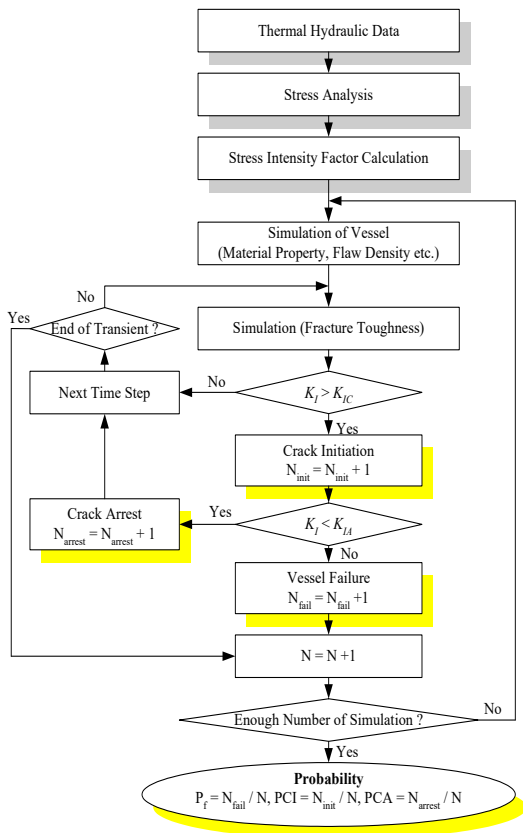


Fig. 3 Schematic diagram of the probabilistic fracture mechanics analysis

3. 해석 결과

3.1 기준해석 결과

Table 5에 제시된 기준해석 입력변수에 대하여 OPR1000 원자로용기의 파손확률을 계산하였으며, 그 결과를 Fig. 4에 나타내었다. SLB 과도상태가 가장 큰 파손확률을 나타내었으며, SBLOCA 과도상태의 파손확률의 약 3배로 크게 나타났다. 원주방향 균열에 대해 PTS 과도상태의 파손확률은 10^{-7} 미만으로 계산되었다.

일반적으로 축방향 균열이 원주방향 균열에 비해 매우 보수적인 결과를 보여준다. OPR1000 원자로용기의 경우, 축방향 용접부가 존재하지 않기 때문에 축방향 균열의 가정은 현실적이지 않다. 그러나 원주방향 균열에 대한 파손확률이 매우 낮게 예측되어 결과를 분석하는데 어려움이 있으므로, 축방향 균열에 대한 민감도 해석결과는 해석결과의 분석에 유용할 수 있다.

축방향 균열에 대한 기준해석 결과를 보면, SLB 과도상태의 파손확률이 SBLOCA에 비해 약 70배 크게 나타났다. 또한 원주방향 균열의 경우와 비교해 보면, SLB 과도상태는 100배 이상의 차이를 보였으며, SBLOCA 과도상태도 10배 이상의 높은 파손확률을 나타내었다. SBLOCA는 압력에 의한 응력 대신 급속한 냉각에 의한 열응력과 낮은 온도에 의한 낮은 파괴인성의 영향이 큰 반면, SLB는 높은 압력이 빠른 시간 내에 복원되므로 압력에 의한 응력의 영향이 크다. SLB 과도상태에서 축방향 균열의 파손확률이 원주방향 균열에 비해 매우 크게 나타나는 것이 이러한 경향에 기인하는 것으로 판단된다.

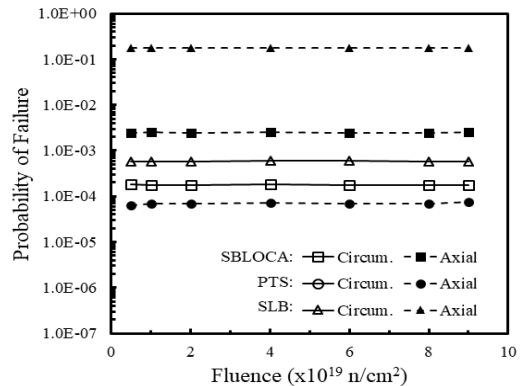


Fig. 4 Probability of vessel failure for the base case with respect to the transient

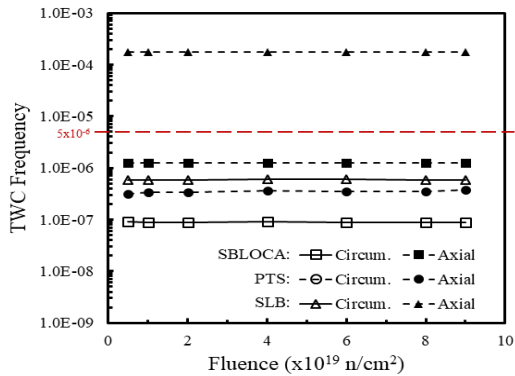


Fig. 5 Through-wall cracking frequency for the base case with respect to the transient

기준해석에 대한 관통과단확률은 Fig. 5에 나타나 있었다. SLB 과도상태는 높은 발생 빈도로 인하여 다른 과도상태에 비해 큰 관통과단확률을 나타내고 있으며, SBLOCA와 PTS 과도상태의 차이는 줄어들었음을 알 수 있다. 원주방향 균열의 경우, 모든 과도상태와 중성자 조사량에 대해서 계산된 관통과단확률이 허용기준보다 낮음을 알 수 있다.

3.2 민감도 해석 결과

3.2.1 과도상태

3.1절의 기준 해석의 경우 원자로용기의 파손확률은 SLB 과도상태에서 가장 크게 나타났으며, SBLOCA, PTS 순으로 크게 나타났다. 앞서 2.2.1절에서 서술한 바와 같이 SLB 과도상태는 과도 초기의 빠른 온도 감소와 압력의 초기 회복으로 인해 원자로용기에 가해지는 하중이 크게 영향을 미친 것으로 판단되며, SBLOCA 과도상태는 과도 초기에 온도가 빠르게 감소하고 낮은 온도로 계속 유지됨에 따라 낮게 예측된 파괴인성이 파손확률에 크게 영향을 미친 것으로 판단된다. 반면 PTS 과도상태는 재가압에 의한 압력상승을 동반하지만 완만한 온도 감소와 높은 온도가 유지됨에 따라 다른 과도상태에 비해 높은 인성을 유지한 것으로 판단된다.

이러한 경향은 Fig. 5의 축방향 균열의 결과에서 더욱 뚜렷하게 나타나고 있다. 축방향 균열은 압력에 의한 균열진전력을 크게 증가시키므로, PTS 및 SLB 과도상태의 파손확률이 크게 증가하였다.

3.2.2 초기 균열분포

초기 결함분포는 균열의 생성확률 및 균열깊이를

결정하는데 사용되므로 원자로용기 파손확률에 큰 영향을 미친다. Fig. 6에 나타난 바와 같이 Marshall 모델이 전체적으로 높은 균열 생성확률을 나타냄에 따라 원자로용기의 파손확률도 다른 모델에 비해 크게 예측되었다. 반면 Modified OCTAVIA 모델의 파손확률이 Marshall+PSI 모델에 비해 다소 크게 예측되었지만, 그 차이가 크지 않음을 알 수 있다. 이러한 경향은 Modified OCTAVIA 모델과 Marshall+PSI 모델이 작은 균열에서 비슷한 생성확률을 나타내고 큰 균열에서만 Modified OCTAVIA 모델이 큰 생성확률을 나타내는 경향에 기인한 것으로 판단된다.

Fig. 7은 초기 결함분포별 원자로용기의 관통과단 확률을 보여준다. SBLOCA 및 PTS 과도상태의 경우, 중성자 조사량과 상관없이 모든 초기 결함분포에 대한 관통과단확률이 허용기준보다 낮음을 알 수 있다. 반면 SLB 과도상태의 경우, Marshall 모델에 대한 관통과단확률이 허용기준을 초과하였다. 이는

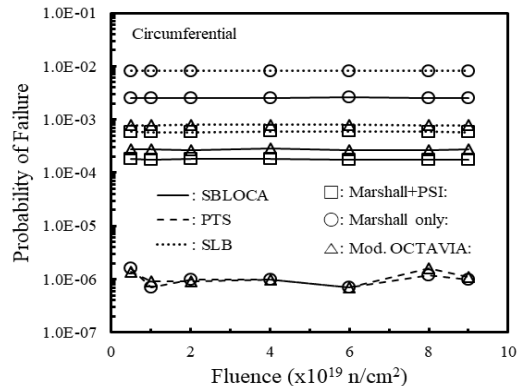


Fig. 6 Probability of vessel failure with respect to the initial crack distribution

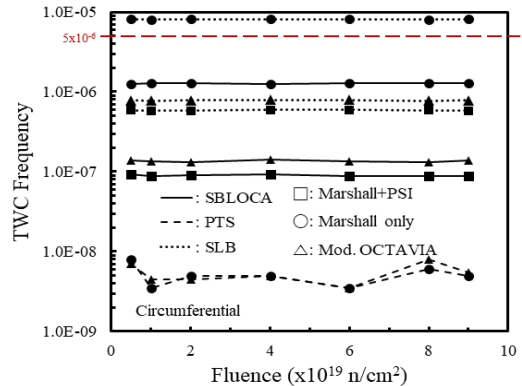


Fig. 7 Through-wall cracking frequency with respect to initial crack distribution

제작검사 또는 사용전검사를 통한 결함 검출 능력이 원자로용기의 관통파단확률에 큰 영향을 미침을 보여준다.

3.2.3 균열 크기

기준 해석으로부터 균열 크기(l/a)를 3에서 무한대까지 변화시켰으며, 파손확률을 비교하여 Fig. 8에 나타내었다. 원주방향 균열의 경우 l/a 가 3, 6 및 12인 경우는 대부분의 과도상태에서 파손확률이 10^{-7} 미만으로 계산되었으며, 중성자 조사량의 영향은 나타나지 않았다. SLB 과도상태의 경우, 무한 길이의 균열에 대한 파손확률이 $l/a=12$ 인 경우에 비해 약 100배 크게 나타났다. 이는 무한 길이의 균열 크기 가정에 내재된 보수성이 매우 큼을 보여준다.

Fig. 9는 무한 길이의 균열에 대한 관통파단확률을 보여준다. 모든 과도상태와 중성자 조사량에 대해서

계산된 관통파단확률이 허용기준보다 낮음을 알 수 있다.

3.2.4 구리 함량비

기준 해석으로부터 구리 함량비를 증가시키면서 파손확률을 비교하여 Fig. 10에 나타내었다. SBLOCA 및 PTS 과도상태에서 구리 함량비가 증가함에 따라 파손확률이 크게 증가하였고, PTS 과도상태에서는 파손확률은 10^{-7} 미만으로 계산되었다. SLB 과도상태에서는 구리 함량비의 영향이 나타나지 않았는데 이는 SLB 과도상태의 최저 온도가 194°F 정도라서 과도상태 동안 높은 파괴인성을 유지하였기 때문이다.

Fig. 11는 원자로용기의 관통파단확률을 보여준다. SBLOCA 과도상태의 경우, 구리함량이 0.15%로 높은 경우 중성자 조사량이 약 $7.9 (\times 10^{19} \text{ n/cm}^2)$ 를 초과하면 관통파단확률이 허용기준을 초과하게

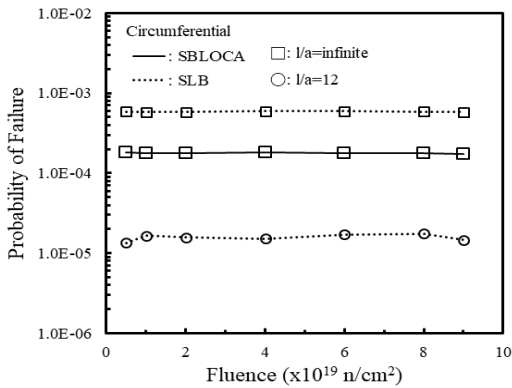


Fig. 8 Probability of vessel failure with respect to the crack size

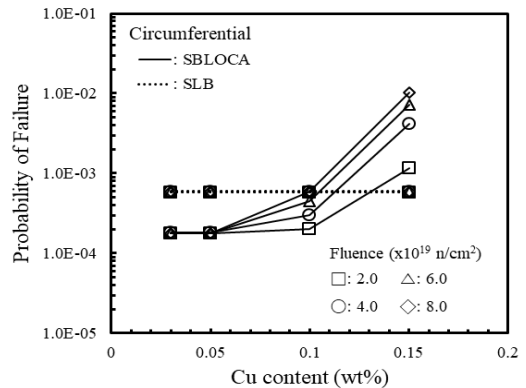


Fig. 10 Probability of vessel failure with respect to the copper contents

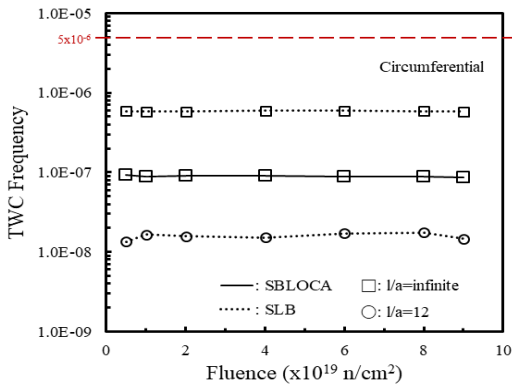


Fig. 9 Through-wall cracking frequency with respect to the crack size

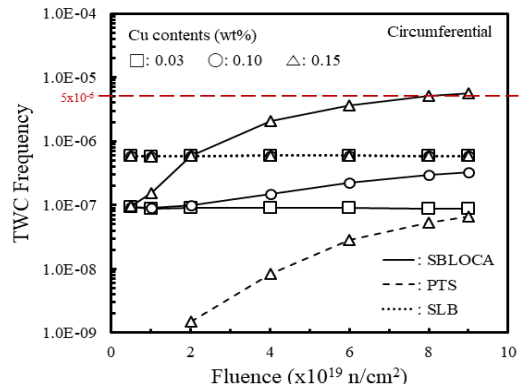


Fig. 11 Through-wall cracking frequency with respect to copper contents

된다. 반면 다른 과도상태에서는 모든 경우에 대한 관통파단확률이 허용기준보다 낮았다. 이는 SBLOCA 과도상태의 낮은 냉각재 온도로 인한 낮은 파괴인성에 기인한 것으로 판단된다.

3.2.5 파괴인성 상한치

기준 해석으로 사용한 파괴인성 상한치보다 큰 200 ksi√in을 적용하여 해석을 수행하였으며, 입력 변수의 영향을 자세히 관찰하기 위해 구리 함량비가 0.15 wt%인 해석결과를 Fig. 12에 나타내었다. 파괴인성 상한치가 증가하였을 때 SBLOCA 및 SLB 과도상태에서의 원자로용기 파손확률이 감소하였으며, PTS 과도상태에서는 파손확률의 변화가 없었다. 이러한 원인을 살펴보기 위해 기준 해석 중 파손이 가장 많이 발생한 시간에서의 두께방향 응력확대계수와 파괴인성 값을 추출하여 Fig. 13에 나타내었다. 이때 모든 입력변수의 값은 확률분포의 평균값이 사용되었다.

SBLOCA 과도상태의 경우(Fig. 13(a)), 파괴인성 상한치가 낮을 때 균열이 관통두께(전체 두께의 75%)에 도달하기 전에 정지하지 못한 반면, 상한치가 높을 때에는 균열진전 개시 직후 정지하게 된다.

PTS 과도상태의 경우(Fig. 13(b)), 균열이 깊어질수록 균열 진전력이 급격히 증가함에 따라 파괴인성 상한치에 관계없이 파손이 발생함을 알 수 있다. Fig. 13(c)에 나타난 SLB 과도상태의 결과도 PTS 과도상태와 유사한 경향을 나타내었다. 그럼에도 SLB 과도상태에서 파괴인성 상한치에 따라 원자로용기

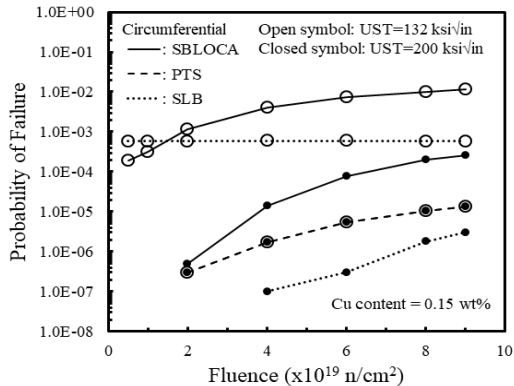


Fig. 12 Probability of vessel failure with respect to upper shelf toughness

파손확률이 변한 원인은 균열진전이 개시되는 시점 때문인 것으로 판단된다. 두 과도상태에서는 작은 균열에서의 작은 균열진전력으로 인해 균열개시가 발생하지 않으며, 일정 크기 이상의 초기 균열이

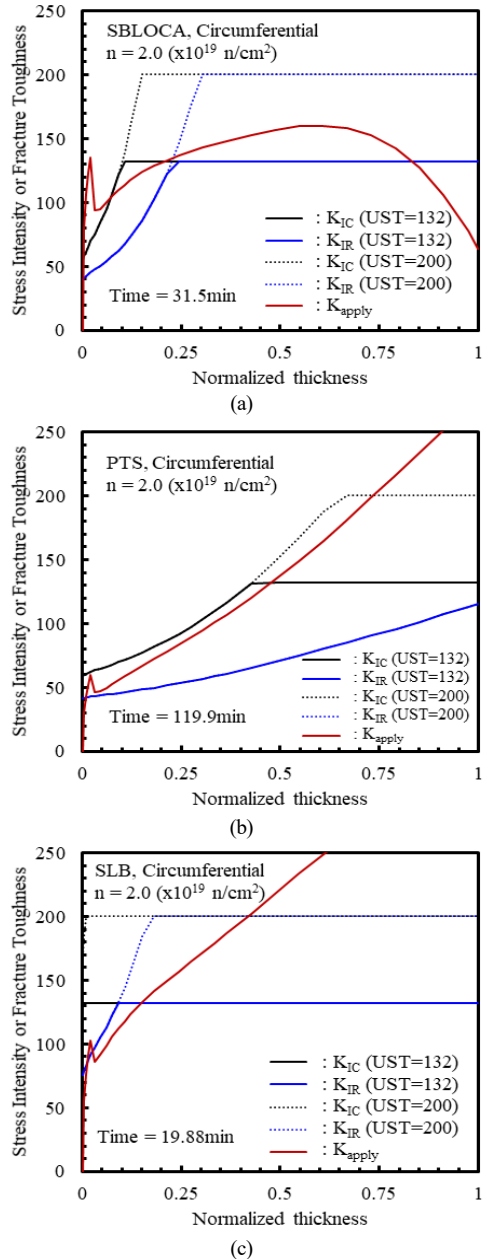


Fig. 13 Applied stress intensity factor vs. fracture toughness through the thickness at neutron fluence= 2×10^{19} n/cm²: (a) SBLOCA, (b) PTS and (c) SLB

생성되어야 균열이 진전할 수 있다. PTS 과도상태의 경우, 파괴인성 상한치에 따른 균열진전 개시 균열 깊이는 132 ksi $\sqrt{\text{in}}$ 일 때 3.92인치, 200 ksi $\sqrt{\text{in}}$ 일 때 6.03인치이다. Fig. 2에서 보는 바와 같이 4인치 이상의 균열이 발생될 확률은 매우 낮기 때문에 PTS 과도상태의 경우 파괴인성 상한치의 영향이 거의 없는 것으로 판단된다. 반면 SLB의 과도상태의 경우의 균열개시 균열깊이는 132 ksi $\sqrt{\text{in}}$ 일 때 약 1.23인치, 200 ksi $\sqrt{\text{in}}$ 일 때 약 3.44인치이므로 초기 균열분포의 확률이 원자로용기 파손확률에 크게 영향을 미치게 될 것이다.

Fig. 14는 중성자 조사량이 9×10^{19} n/cm² 일 때 PTS 및 SLB 과도상태에서 두께 단면의 응력확대계수 및 파괴인성 분포를 나타낸다. PTS 과도상태의 경우 파괴인성 상한치에 관계없이 일정한 균열진전 개시

균열깊이에서 균열이 진전하는 반면, SLB의 과도상태의 경우는 파괴인성 상한치에 따라 균열진전 개시 균열깊이가 달라짐을 알 수 있다. 따라서 PTS 과도상태에서는 중성자 조사량이 증가함에 따라 원자로용기의 파손이 발생하는 경우의 수가 증가할 뿐 파괴인성 상한치의 영향이 나타나지 않음을 알 수 있다.

4. 결 론

본 연구에서는 확률론적 가압열충격 평가에 있어 각 입력변수가 원자로용기 파손확률에 미치는 영향을 확인하기 위해 민감도 분석을 수행하였다. 확률론적 파괴역학 해석코드인 R-PIE를 활용하여 OPR1000 원자로용기를 대상으로 분석을 수행하였다. 세 가지 과도상태와 입력변수로는 초기 균열분포, 균열 크기, 구리 함량비, 파괴인성 상한치를 고려하였다.

OPR1000 원자로용기의 파손확률은 과도상태에 따라 크게 달라졌으며, 원주방향 균열에 대해 SBLOCA, SLB, PTS 순으로 파손확률이 크게 예측되었다. 계산된 원자로용기 파손확률과 과도상태 발생빈도에 따라 OPR1000 원자로용기의 관통과단 확률을 구하였으며, 무한 길이의 원주방향 균열, 0.1 wt% 이하의 구리 함량비, 가동전검사를 고려한 초기 균열분포를 가정한 경우에 중성자 조사량이 9×10^{19} n/cm² 이상이라도 OPR1000 원자로용기의 건전성이 유지되었다.

본 연구에서의 민감도 해석은 실제 가압열충격 평가에 필요한 입력자료를 선택할 때 유용한 정보를 제공할 것으로 기대된다.

후 기

본 연구는 원자력안전위원회의 재원으로 한국원자력안전재단의 지원을 받아 수행한 원자력안전연구사업의 연구결과입니다. (No. 1805005)

참고문헌

- (1) 10CFR50.61, 1985, "Fracture Toughness Requirements for Protection against Pressurized Thermal Shock Events," U.S. Nuclear Regulatory Commission,

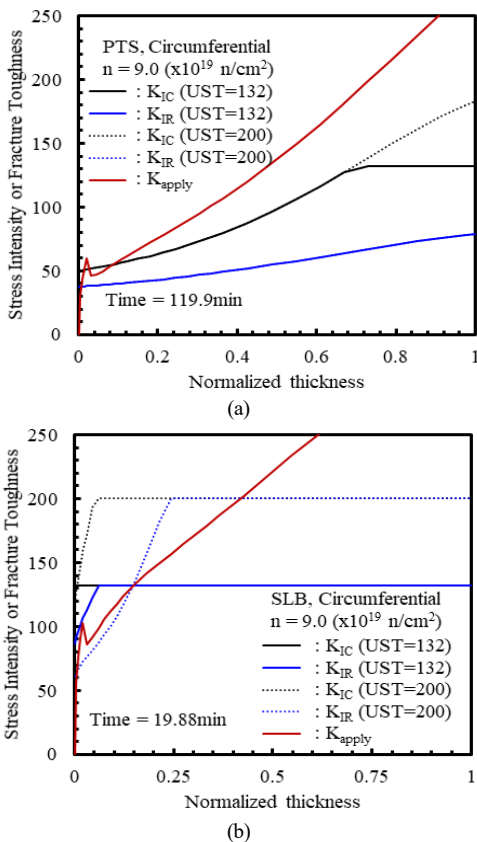


Fig. 14 Applied stress intensity factor vs. fracture toughness through the thickness at neutron fluence= 9×10^{19} n/cm²: (a) PTS and (b) SLB

- Washington, DC.
- (2) USNRC, 1982, "Pressurized Thermal Shock (PTS)," U.S. Nuclear Regulatory Commission, Washington, DC, *SECY-82-465*.
 - (3) Selby, D. L., 1985, "Pressurized Thermal Shock Evaluation of the HB Robinson Unit 2 Nuclear Power Plant. Volume 1," Oak Ridge National Lab., TN, *NUREG/CR-4183*.
 - (4) Burns, T. J., Cheverton, R. D., Flanagan, G. F., White, J. D., Ball, D. G., Lamonica, L. B., Olson, R., 1986, "Pressurized Thermal Shock Evaluation of Oconee Unit 1 Nuclear Power Plant," Oak Ridge National Lab., TN, *NUREG/CR-3770 (ORNL/TM-9176)*.
 - (5) Reg. Guide 1.154 Rev.0, 1987, "Format and Content of Plant-Specific Pressurized Thermal Shock Safety Analysis Reports for Pressurized Water Reactors," U.S. Nuclear Regulatory Commission, Washington, DC.
 - (6) Jang, C. H., 2001, "PTS evaluation for the reactor pressure vessel of the Kori unit 1 - activities and technical outcomes," *Nuclear Industry*, Vol. 21, No. 7, Korea Atomic Industrial Forum, Inc., Seoul.
 - (7) Choi, Y. H., Jhung, M. J., 2008, "Failure probability of Kori 1 reactor pressure vessel for pressurized thermal shock," Korea Institute of Nuclear Safety, Daejeon, *KINS/RR-598*.
 - (8) Kim, J. W., Lee, G. M., Kim, T. W., 2008, "Evaluation of Probabilistic Fracture Mechanics for Reactor Pressure Vessel under SBLOCA," *Trans. of the KPVP*, Vol. 4, No. 2, pp. 13-19.
 - (9) Choi, Y. H., Park, J. S., Jhung, M. J., 2010, "Evaluation of Reference Temperature on Pressurized Thermal Shock for Domestic Pressurized Water Reactors," *Trans. of the KPVP*, Vol. 6, No. 2, pp. 42-46.
 - (10) 10CFR50.61a, 2010, "Alternate Fracture Toughness Requirements for Protection Against Pressurized Thermal Shock Events," U.S. Nuclear Regulatory Commission, Washington, DC.
 - (11) Jang, C. H., Jhung M. J., Kang S. C., Choi, Y. H., 2004, "The effect of analysis variables on the failure probability of the reactor pressure vessel by pressurized thermal shock," *Transactions of the Korean Society of Mechanical Engineers*, Vol. 28, No. 6, pp. 693-700.
 - (12) Reg. Guide 1.99 rev.2, 1988, "Radiation embrittlement of reactor vessel materials," U.S. Nuclear Regulatory Commission, Washington, DC, USA.
 - (13) USNRC, 1999, "Rates of initiating events at U.S. nuclear power plants: 1987-1995," U.S. Nuclear Regulatory Commission, Washington, DC, *NUREG/CR-5750*.
 - (14) OECD/NEA, 2008, "Proceedings of the CSNI workshop on structural reliability evaluation and mechanical probabilistic approaches of NPP components," NEA Committee on the Safety of Nuclear Installations, Paris, *NEA/CSNI/R(2007)18*.
 - (15) Vesely, W. E., Lynn, E. K., Goldberg, F. F., 1978, "The Octavia Computer Code: PWR Reactor Pressure Vessel Failure Probabilities due to Operationally Caused Pressure Transients," U.S. Nuclear Regulatory Commission, Washington, DC, *NUREG-0258*.
 - (16) Marshall, W., 1977, "An assessment of the integrity of PWR pressure vessel- A U.K. study group report," *4th International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology*, San Francisco.
 - (17) Marshall W., 1982, "An assessment of the integrity of the PWR pressure vessels: Second report," UKAEA, London.
 - (18) ASME Section XI Appendix G, 2017, "Fracture toughness criteria for protection against failure," American Society of Mechanical Engineers, NY.
 - (19) Jhung, M. J., 2008, "Reactor Probabilistic Integrity Evaluation (R-PIE) Code: User-Guide," Korea Institute of Nuclear Safety, Daejeon, *KINS/RR-545*.
 - (20) Simonen, F. A., Jonshon, K.I., Liebetau, A.M., Engel, D.W., Simonen, E.P., 1986, "Visa-II - a computer code for predicting the probability of reactor pressure vessel failure," Pacific Northwest Labs., Richland, WA, *NUREG/CR-4486*.