

고온관 누설에 의한 가압열충격 사고시 원자로 용기의 건전성 평가를 위한 결정론적 파괴역학 해석

이상민* · 최재봉* · 김영진† · 박운원** · 정명조**
(2001년 6월 15일 접수, 2002년 8월 5일 심사완료)

Deterministic Fracture Mechanics Analysis of Nuclear Reactor Pressure Vessel Under Hot Leg Leak Accident

Sang-Min Lee, Jae-Boong Choi, Young-Jin Kim,
Youn-Won Park and Myung-Jo Jhung

Key Words: PTS(Pressurized Thermal Shock; 가압열충격), Stress Intensity Factor(응력확대계수),
Finite Element Analysis(유한요소해석), Surface Crack(표면균열), Subclad Crack(내부
균열)

Abstract

In a nuclear power plant, reactor pressure vessel (RPV) is the primary pressure boundary component that must be protected against failure. The neutron irradiation on RPV in the beltline region, however, tends to cause localized damage accumulation, leading to crack initiation and propagation which raises RPV integrity issues. The objective of this paper is to estimate the integrity of RPV under hot leg leaking accident by applying the finite element analysis. In this paper, a parametric study was performed for various crack configurations based on 3-dimensional finite element models. The crack configuration, the crack orientation, the crack aspect ratio and the clad thickness were considered in the parametric study. The effect of these parameters on the maximum allowable nil-ductility transition reference temperature (RT_{NDT}) was investigated on the basis of finite element analyses.

1. 서 론

원자로 용기(Reactor Pressure Vessel; RPV)는 내부에 핵연료 집합체와 관련 구조물들이 매우 복잡하게 설치되어 있으며 정상 가동시에는 핵분열로 인한 고온, 고압의 냉각수를 유지하는 매우 중요한 구조물이다. 따라서 원자로 용기는 엄격한 법규 및 기준에 따라 설계, 제작되고 있으며 사용중의 건전성 확보를 위해서도 많은 연구가

* 성균관대학교 기계공학부

† 책임저자, 회원, 성균관대학교 기계공학부

E-mail : yjkim@yurim.skku.ac.kr

TEL : (031)290-5274 (031)290-5276

** 한국원자력안전기술원

진행되고 있다.⁽¹⁻⁵⁾ 특히 1978년 미국의 Rancho Seco 발전소에서 발생한 가압열충격(Pressurized Thermal Shock; PTS) 사고 이후 PTS는 원자로 용기의 중요한 안전 문제로 대두되었다.⁽⁶⁾ PTS란 내압이 유지 또는 재상승하는 상태에서 심한 냉각이 발생하는 사고를 말한다.⁽⁷⁾ PTS가 발생하면 심한 냉각으로 인한 열응력과 내압으로 인한 응력이 중첩되어 용기벽 내부에 큰 인장 응력이 작용한다. 한편 용기벽의 온도가 냉각에 의해 기준 무연성 천이온도(Nil-Ductility Transition Reference Temperature; RT_{NDT})보다 낮아지게 되면 재료의 파괴인성치가 현저하게 감소한다. 따라서 원자로 용기벽에 균열이 존재하는 경우, PTS와 같은 과도 상태 발생시 균열의 진전 가능성을 증가시켜 원자로 용기의 대형 파괴 사고를 일으킬

수 있다.

최근 PTS 사고 해석에 대한 관심이 고조되면서 국제공동연구에 의한 해석 방법 정립의 필요성이 제기되었다. 1996년 독일의 GRS(Gesellschaft für Anlagen-und Reaktorsicherheit)와 미국의 ORNL(Oak Ridge National Lab.)에서는 Western Type 4-loop 원자로 용기를 대상으로 다양한 PTS 시나리오를 설정하여 국제공동연구(PTS-ICAS)를 제안하였다.⁽⁸⁾ 이러한 PTS 시나리오의 하나로 고온관 누설(Hot Leg Leak)에 의해 발생한 사고를 선정하였다. 고온관 누설에 의한 PTS 사고는 냉각수가 원자로 용기 내부에 국부적인 냉각 폭의 변화를 일으키며 쏟아지는 경우에 유발된다.

본 논문은 PTS-ICAS의 일환으로 수행되었으며 독일의 GRS사가 제안한 고온관 누설에 의해 발생한 PTS 사고를 고려하여 결정론적 파괴역학 해석을 수행하였다. 파괴역학적인 해석은 3차원 유한요소해석으로 수행하였으며 응력확대계수 (Stress Intensity Factor; SIF)와 최대 허용 RT_{NDT} 를 평가 파라미터로 설정하였다.

2. 유한요소해석

2.1. 개요

본 연구에 사용된 원자로 용기는 Western Type 4-loop RPV이며 용기 내부에는 부식 방지를 위한 클래드부가 존재한다. Fig. 1은 RPV의 기하학적 형상을 나타낸 것으로 내경은 5,000 mm, 벽 두께는 243 mm, 그리고 클래드부의 두께는 6 mm이다. 사고 조건 하에서 임의의 균열은 노즐의 하단부에서 2,263 mm 떨어진 원주방향 용접부에

존재한다고 가정하였다. Fig. 2는 해석에 사용된 가상 균열의 형상을 나타내고 있다. 원자로 용기의 모재와 클래드부의 재료 물성치는 Table 1에 제시하였다.

유한요소해석시 입력 조건으로 사용한 과도 상태는 고온관 누설에 의해 발생한 PTS 조건이다. 이에 따른 내압, 온도 및 열전달계수의 변화는 Figs. 3~5에 도시하였다. 고온관 누설에 의한 PTS 사고는 인접한 두 저온관(Cold Leg)의 강수관(Downcomer)에서 유입되는 냉각수의 국부적인 변화에 의해 발생한 사고로 Figs. 3~5에 제시한 바와 같이 용기 내벽의 축 방향 및 원주 방향 위

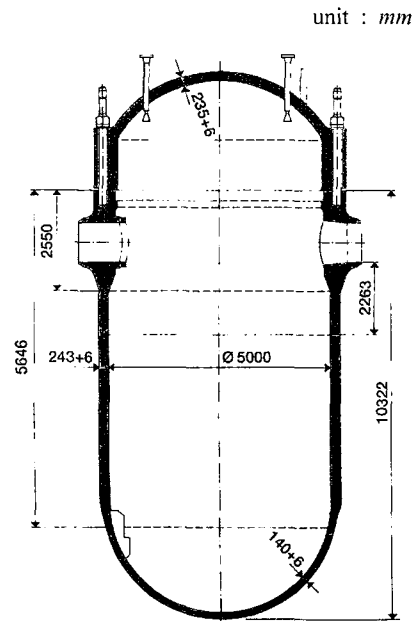
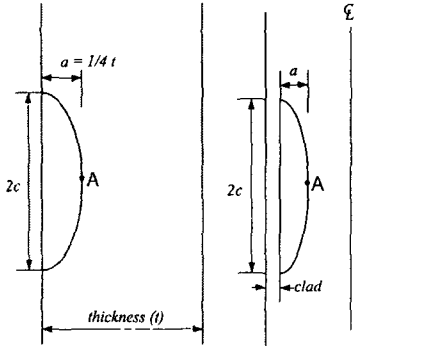


Fig. 1 Geometry of the reactor pressure vessel

Table 1 Material properties of base, weld and austenitic cladding

Temperature [°C]	base and weld metal					cladding metal				
	20	100	200	300	350	20	100	200	300	350
Young's modulus E [GPa]	206	199	190	181	172	200	194	186	179	172
Poisson's ratio ν	0.3	0.3	0.3	0.3	0.3	0.3	0.3	0.3	0.3	0.3
Thermal conductivity [W/mmK]	44.4	44.4	43.2	41.8	39.4	16.0	16.0	16.0	17.0	18.0
Specific heat capacity [J/gK]	0.45	0.49	0.52	0.56	0.61	0.5	0.5	0.5	0.54	0.59
Mean thermal expansion coeff. [$1/K \times 10^{-6}$]	10.3	11.1	12.1	12.9	13.5	15.0	16.0	16.0	19.0	21.0



(a) Surface crack (b) Subclad crack
Fig. 2 Postulated cracks

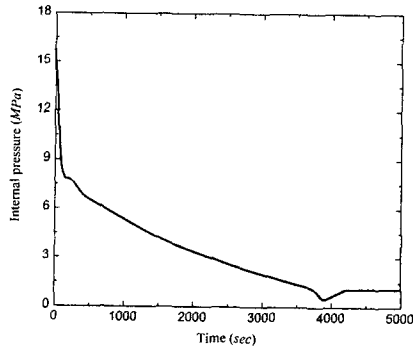


Fig. 3 Pressure in the primary circuit

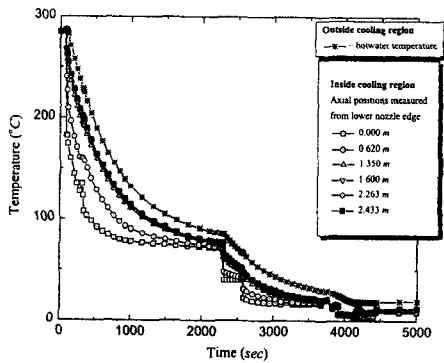


Fig. 4 Fluid temperature in the RPV downcomer near the inside RPV wall

치에 따라 내압, 온도 및 열전달계수의 변화가 상이하다. 따라서 본 연구에서는 Fig. 6과 같이 냉각수가 쏟아지는 영역을 Plume width로 설정하고 축 방향 위치에 따라 냉각 폭을 다르게 부여하였다. 이러한 냉각 폭은 Transient의 진행에 따라서도 변화하도록 설정하였다. 시간에 따른 각

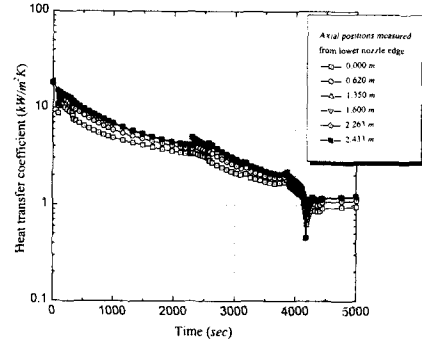


Fig. 5 Heat transfer coefficient inside the cooling region

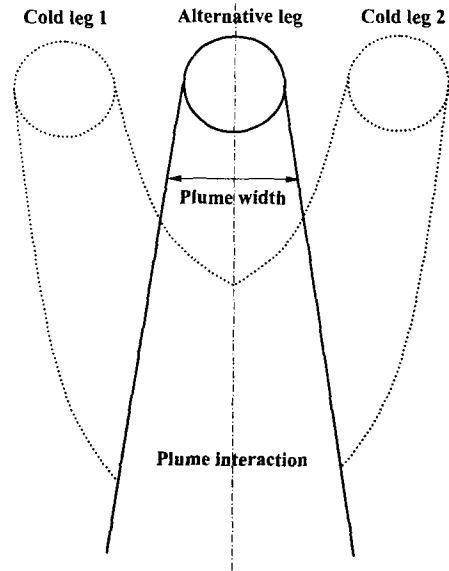


Fig. 6 Scheme of injection through two neighbored nozzles

위치별 냉각 폭의 변화는 Fig. 7과 같다. 유한요소해석 모델은 원자로 용기의 노즐부나 지지 구조물을 고려하지 않은 단순한 원통 용기로 설정하였다. Plume width에 해당하는 부분에 대해서는 요소망을 세분화하여 축 방향 위치에 따라 다른 Transient의 적용이 용이하도록 구성하였다. 유한요소해석은 다양한 파라미터가 해석 결과에 미치는 영향을 파악하는 목적으로 수행하였다. 해석 시 설정한 파라미터는 원자로 용기 내벽에 존재하는 균열의 종류, 삽입 방향, 형상비 및 클래드 부이며 이를 고려하여 총 15가지 경우에 대해 해석을 수행하였다. 각 파라미터의 영향은 응력확

대계수를 기준으로 평가하였다. 각각의 유한 요소 모델에 대한 정보는 Table 2에 수록하였다.

유한요소해석에는 Hibbit, Karlsson & Sorensen, Inc.에서 구조해석용으로 개발한 범용 유한요소 프로그램 ABAQUS Version 5.7⁽⁹⁾을 사용하였으며, 재료의 거동은 탄성 거동으로 가정하였다.

2.2. 유한요소 모델링

원자로 용기의 내부에 원주 방향 360° 연속 균열(crack 1)이 존재하는 경우, 유한요소모델은 전체 구조물과 하중 조건의 대칭성을 고려하여 Fig. 8과 같이 원자로 용기의 1/2로 단순화하여 작성하였다. Crack 1의 유한요소모델에 사용된 요소망의 요소수와 자유도는 각각 2,860과 45,269이고 요소형태는 20 절점 등계수 사각주요소(20-nodes isoparametric brick element)를 사용하였다.

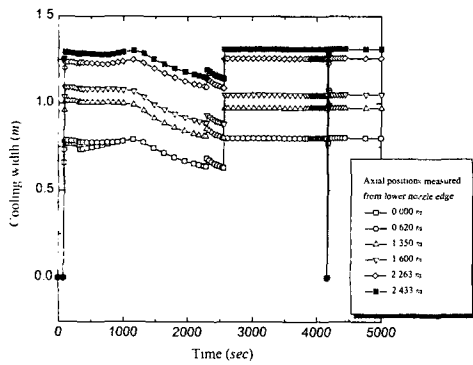


Fig. 7 Cooling width in the RPV downcomer

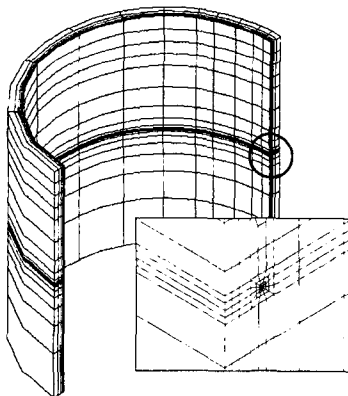


Fig. 8 A typical finite element mesh for 360° circumferential surface crack

원자로 용기의 내부에 원주 방향 표면 균열(crack 2)과 축 방향 표면 균열(crack 3)이 존재하는 경우, 전술한 바와 같이 원자로 용기의 1/2을 고려하여 유한요소모델을 작성하였다. Fig. 9는 원주 방향 표면 균열에 대한 유한요소모델을 나타낸 것으로, 이에 사용된 요소수와 자유도는 각각 2,304와 37,211이다. Fig. 10은 축 방향 표면 균열에 대한 유한요소모델을 나타낸 것으로, 이에 사용된 요소수와 자유도는 각각 2,640과 41,618이다.

원자로 용기의 내벽에 원주 방향 내부 균열(crack 4)과 축 방향 내부 균열(crack 5)에 대한 유한요소모델은 원주 방향 및 축 방향 표면 균열에

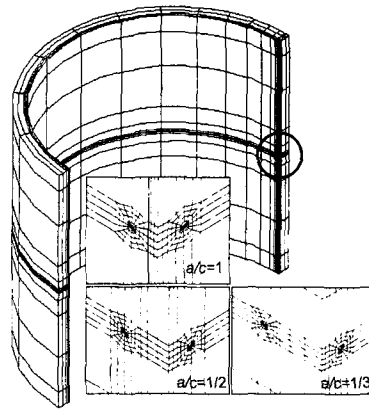


Fig. 9 A typical finite element mesh for circumferential surface crack

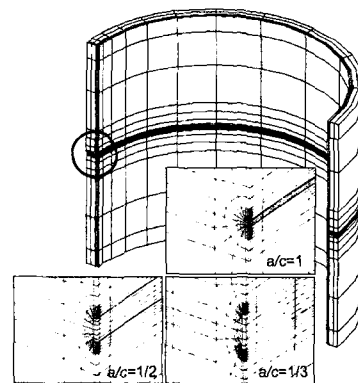


Fig. 10 A typical finite element mesh for axial surface crack

대한 유한요소모델에서 클래드부의 경계조건을 구속함으로써 작성하였다.

3. 유한요소해석 결과

응력확대계수는 균열 선단 최심점(Fig. 2의 A)에서의 값을 계산하였다. 이는 PTS 사고시 균열의 벽개 파괴가 원자로 용기에 가장 치명적인 손상을 준다는 측면을 고려한 것이다. 응력확대계수는 균열 선단 최심점에서의 응력 상태가 평면 변형률이라는 가정 하에서 J -적분값을 치환하여 계산하였으며, 이때 J -적분값과 응력확대계수 K 의 관계식은 다음과 같다.

$$K = \sqrt{\frac{IE}{1-\nu^2}} \quad (1)$$

여기서, J 와 K 는 각각 J -적분값과 응력확대계수, E 와 ν 는 탄성계수와 포아송의 비를 나타낸다.

본 논문에서는 균열의 종류, 삽입 방향, 형상비 및 클래드부의 두께를 변화시키며 각각의 파라미터가 해석 결과에 미치는 영향에 대해 비교하였다.

Fig. 11은 원주 방향 360° 연속 균열(crack 1)에서 측정된 시간에 따른 응력확대계수의 변화를 나타낸 것이다. 응력확대계수는 클래드부의 두께를 9, 6, 4 mm로 변화시키면서 구한 값이고 최대가 되는 시점은 사고 발생 후 약 21분경으로 나타났다. 응력확대계수가 가장 큰 경우는 클래드부의 두께가 9 mm일 때이며 그 값은 108.5

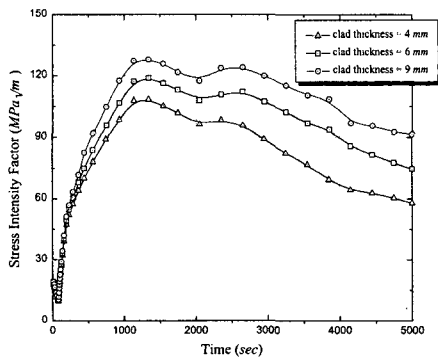


Fig. 11 Comparison of SIF for various clad thicknesses (crack 1)

$MPa\sqrt{m}$ 였다. 클래드부의 두께가 9 mm에서 6 mm 그리고 4 mm로 줄어들며 따라 응력확대계수값은 각각 약 10% 정도 감소하였다. 이는 클래드부에 작용하는 인장 응력이 모재에 작용하는 응력보다 약 2배 이상 크기 때문에 나타나는 현상으로 판단된다. 이러한 경향은 Small LOCA에 의해 발생한 PTS 해석 결과 중 클래드 효과가 응력확대계수에 미치는 영향과 동일한 결과를 나타낸다.⁽¹⁰⁾

Fig. 12는 원주 방향 표면 균열(crack 2)의 클래드부 두께를 6 mm로 일정하게 고정된 후 균열형상비(a/c)를 1/3, 1/2, 1로 변화시키면서 응력확대계수값을 비교한 것이다. a/c 가 1/3일 때 응력확대계수값이 가장 크며, 그 최대값은 83.7 $MPa\sqrt{m}$ 였다. a/c 가 1/3에서 1/2로 증가할 때 그 값이 약 10% 정도, 1/3에서 1로 증가할 때 그 값

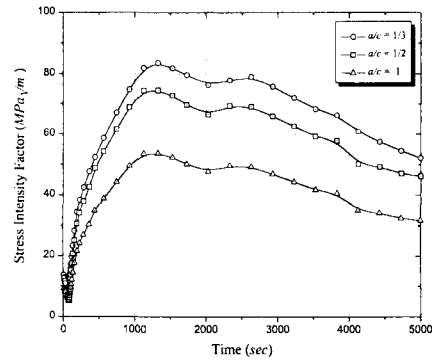


Fig. 12 Comparison of SIF for various aspect ratios (crack 2)

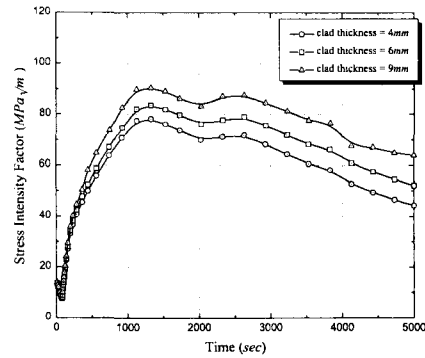


Fig. 13 Comparison of SIF for various clad thicknesses (crack 2)

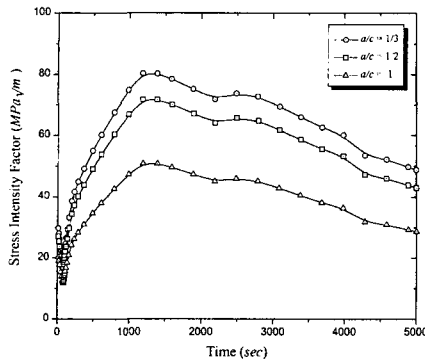


Fig. 14 Comparison of SIF for various aspect ratios (crack 3)

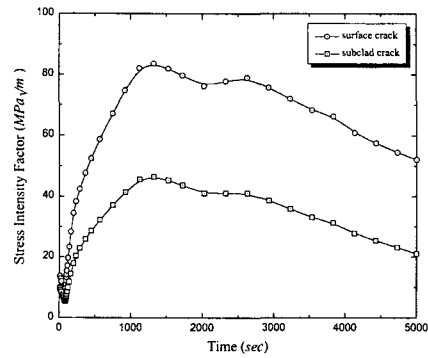


Fig. 16 Comparison of SIF between surface and subclad cracks (crack 2 vs. crack 4).

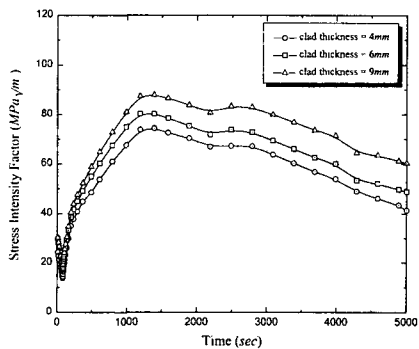


Fig. 15 Comparison of SIF for various clad thicknesses (crack 3)

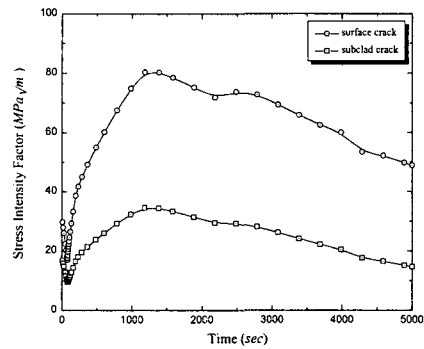


Fig. 17 Comparison of SIF between surface and subclad cracks (crack 3 vs. crack 5).

이 약 35% 정도 감소하였다.

Fig. 13은 원주 방향 표면 균열(crack 2)의 a/c 를 1/3로 고정된 후 클래드부의 두께를 9, 6, 4 mm로 변화시키면서 응력확대계수를 비교한 것이다. 응력확대계수가 가장 큰 경우는 클래드부의 두께가 9 mm일 때이며 그 값은 $90.8 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ 였다. 클래드부의 두께가 9 mm에서 6 mm 그리고 4 mm로 줄어들며 따라 응력확대계수값은 각각 10% 정도 감소하였다.

Fig. 14는 축방향 표면 균열(crack 3)의 클래드부 두께를 6 mm로 일정하게 고정된 후 a/c 를 1/3, 1/2, 1로 변화시키면서 응력확대계수값을 비교한 것이다. a/c 가 1/3일 때 응력확대계수값이 가장 크며, 그 최대값은 $80.9 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ 였다. a/c 가 1/3에서 1/2로 증가할 때 그 값이 약 11% 정도, 1/3에서 1로 증가할 때 그 값이 약 35% 정도 감소하였다. 이러한 경향은 원주 방향 표면 균열

의 결과와 유사하다.

Fig. 15는 축 방향 표면 균열(crack 3)의 a/c 를 1/3로 고정시킨 후 클래드부의 두께를 9, 6, 4 mm로 변화시키면서 응력확대계수를 비교한 것이다. 응력확대계수가 가장 큰 경우는 클래드부의 두께가 9 mm일 때이며 그 값은 $88.3 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ 였다. 클래드부의 두께가 9 mm에서 6 mm 그리고 4 mm로 줄어들며 따라 응력확대계수값은 각각 약 8% 정도 감소하였다.

Fig. 16은 원주 방향 표면 균열 및 내부 균열에 대한 응력확대계수를 비교한 것이다. 비교는 a/c 가 1/3이고 클래드부의 두께가 6 mm인 경우를 대상으로 하였다. 응력확대계수의 최대값을 비교한 결과 표면 균열의 값이 내부 균열의 값에 비해 약 2배 이상 크게 나타났다. 이러한 결과는 내부 균열에서는 클래드부가 구속되어 있기 때문에 균열 열림이 어렵고, 온도 전달이 어렵게 되

Table 2 Summary of the PTS analysis results

① analysis number ② crack number ③ crack aspect ratio ④ clad thickness				$K_{I,max}(MPa\sqrt{m})/time(min.)$	Maximum allowable RT_{NDT} (°C)	
①	②	③	④		Maximum criteria	Tangent criteria
1	1	infinite	6	100.1/21.3	77.95	25.1
2	2	1/3	6	83.70/21.4	121.2	41.42
3	3	1/3	6	80.90/21.2	123.5	49.24
4	4	1/3	6	46.47/21.4	167.7	128.6
5	5	1/3	6	34.76/21.1	unlimited	unlimited
6	2	1/2	6	75.00/21.2	127.4	51.67
7	2	1	6	54.00/21.2	148.9	93.33
8	3	1/2	6	72.20/21.1	129.4	58.61
9	3	1	6	51.20/21.2	153.9	106.5
10	1	infinite	4	90.00/20.8	83.82	35.94
11	1	infinite	9	108.5/21.6	75.62	18.00
12	2	1/3	4	78.52/20.9	122.2	51.67
13	2	1/3	9	90.80/21.5	121.9	39.17
14	3	1/3	4	74.70/20.9	124.6	57.60
15	3	1/3	9	88.30/21.5	123.3	42.30

어 축 방향 인장 응력이 작아지기 때문인 것으로 판단된다.

Fig. 17은 축 방향 표면 균열 및 내부 균열에 대한 응력확대계수를 비교한 것으로 그 결과는 원주 방향 균열의 경우와 거의 일치하였다.

4. 최대 허용 RT_{NDT} 의 평가

PTS 사고에 따른 결함의 안전 여부에 대한 평가는 원자로 용기의 파괴인성치 K_{IC} 와 PTS 조건에 의한 K_I 값을 비교하여 수행한다. 원자로 용기의 K_{IC} 값은 재료의 RT_{NDT} 값과 온도의 함수로 표현되며 그 식은 다음과 같다.⁽¹¹⁾

$$K_{IC} [MPa\sqrt{m}] = Min. [33.2 + 2.80e^{0.020(T - RT_{NDT} + 100)} ; 195] \quad (2)$$

여기서, T 는 평가 지점에서의 시간에 따른 온도를 나타낸다. PTS 조건에 따른 균열 선단에서의

온도 변화는 유한요소해석을 통해 구할 수 있으므로 파괴인성치는 RT_{NDT} 값에 의해 결정된다. 따라서 PTS 해석시에는 해당 결함에 대한 허용 가능한 RT_{NDT} 를 결정하여 원자로 용기의 안전성에 대한 평가 기준으로 사용한다.

일반적으로 최대 허용 RT_{NDT} 를 결정하는 방법은 Tangent criteria와 Maximum criteria 두 가지가 있다.^(12,13) Tangent criteria에 의해 결정되는 최대 허용 RT_{NDT} 는 Fig. 18의 B로 정의되는 값으로 파괴인성치 K_{IC} 곡선과 K_I 의 곡선이 만나는 접점을 의미한다. Maximum criteria에 의한 최대 허용 RT_{NDT} 는 Fig. 18의 A로 정의되는 값으로 K_I 의 곡선이 최대값에 이르렀을 때의 해당 RT_{NDT} 를 의미한다. 이는 WPS(Warm Prestressing)효과를 고려하여 설정한 값이다.⁽¹⁴⁾

본 논문에서 최대 허용 RT_{NDT} 결정은 보수적인 측면과 균열 진전 개시 시점의 중요성을 고려하여 Tangent criteria를 적용하였다. Table 2는 총 15가지 경우에 대해 각각의 기준에 의해 결정된 최대 허용 RT_{NDT} 값을 나타낸다.

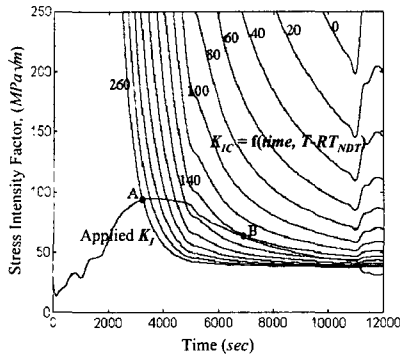


Fig. 18 A schematic illustration of the maximum allowable RT_{NDT} calculation

5. 결론 및 고찰

본 연구에서는 고온관 누설에 의해 원자로 용기에 PTS 사고가 발생하는 경우를 가정하여 3차원 유한요소해석을 수행하였다. 해석은 균열의 삽입방향, 형상비 및 클래드부의 두께를 파라미터로 하여 총 15가지의 경우에 대해 수행하였으며 해석 결과는 다음과 같다.

(1) 모든 해석 대상에 대하여 클래드부의 두께가 9 mm에서 6 mm 그리고 4 mm로 줄어들 때 응력확대계수는 각각 약 10% 감소하였다.

(2) 원주 방향 및 축 방향 표면 균열일 경우 클래드부의 두께를 일정하게 고정된 후, 균열형상비를 1/3에서 1/2 그리고 1/2에서 1로 증가시킬 때 응력확대계수는 각각 10%, 35% 씩 감소하였다.

(3) 원주 방향 표면 균열에서 계산된 응력확대계수는 각각의 균열 형상비 및 클래드부의 두께 변화에 따라 축 방향 표면 균열에서 계산된 값보다 약 3~5% 크게 계산되었다.

(4) 원주 방향 및 축 방향 내부 균열에서 계산된 응력확대계수는 각 경우의 동일 형상의 표면 균열에 대한 값에 비해 약 80~130% 작게 계산되었다.

일반적으로 원자로 용기에 균열이 존재할 경우, 과도 사고 발생시 균열 진전 가능성은 축 방향 균열이 원주 방향 균열보다 크다고 알려져 있다. 이는 원자로 용기 내에 작용하는 압력으로 인해 원주 방향 응력이 축 방향 응력에 비해 크기 때문이다. 그러나 본 논문에서와 같이 PTS 사

고에 의해 열 응력의 영향이 커지는 경우에는 용기 내벽 및 클래드부에 큰 축 방향 인장 응력이 작용하므로 원주 방향 균열의 진전 가능성이 축 방향 균열에 비해 큰 것으로 해석되었다. 따라서 PTS 해석 시에는 각 사고 형태에 따라 개별적인 해석이 필요한 것으로 판단된다.

후 기

본 논문은 한국과학재단 산하 성균관대학교 산업설비 안전성평가 연구센터와 한국원자력안전기술원의 연구비 지원으로 이루어진 것으로서, 이에 관계자 여러분들께 감사드립니다.

참고문헌

- (1) Jhung, M. J., Park, Y. W. and Lee, J. B., 1997, "Integrity Evaluation of Kori 1 Reactor Vessel for Rancho Seco Transient," *Transactions of the KSME, A*, Vol. 21, No. 7, pp. 1089~1096.
- (2) Korea Electric Power Research Institute, 1997, "Pressurized Thermal Shock Evaluation of Kori-1 Reactor Pressure Vessel," *KEPRI Technical Report*.
- (3) Soneda, N. and Onchi, T., 1996, "Benchmarking Studies of Probabilistic Fracture Mechanics Analysis Code, PROFMAC-II, for Assessing Pressurized Thermal Shock Events," *Journal of Nuclear Science and Technology*, Vol. 33, No. 1, pp. 87~98.
- (4) Kwak, D. O., Choi, J. B., Kim, Y. J., Pyo, C. R. and Park, Y. W., 1999, "Deterministic Fracture Mechanics Analysis on the Integrity Evaluation of RPV Under Pressurized Thermal Shock," *Transactions of the KSME, A*, Vol. 23, No. 8, pp. 1425~1434.
- (5) Mukhopadhyay, N. K., Pavan Kumar, T. V., Chattopadhyay, J., Dutta, B. K., Kushwaha, H. S. and Venkat Raj, V., 1998, "Deterministic Assessment of Reactor Pressure Vessel Integrity Under Pressurised Thermal Shock," *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, Vol. 75, pp. 1055~1064.

- (6) Stahlkopf, K. E., 1984, "Pressure Vessel Integrity under Pressurized Thermal Shock Conditions," *Nuclear Engineering and Design*, Vol. 80, pp. 171~180.
- (7) U.S. NRC, 1996, "Fracture Toughness Requirements for Protection against Pressurized Thermal Shock Events," *Code of Federal Regulations*, 10 CFR Part 50.61.
- (8) Sievers, J., 1997, "Reactor Pressure Vessel Pressurized Thermal Shock International Comparative Assessment Study," OECD/NEA PWG-3.
- (9) ABAQUS, 1998, "ABAQUS User's manual Ver. 5.7," Hibbit, Karlsson and Sorensen, Inc..
- (10) Kim, J. S., Choi, J. B., Kim, Y. J., Choi, S. N. and Jang, K. S., 1998, "Effect of Cladding on Stress Intensity Factors in Reactor Pressure Vessel," *Transactions of the KSME, A*, Vol. 22, No. 10, pp. 1938~1946.
- (11) ASME, 1995, "Rules for In-Service Inspection of Nuclear Power Plant Components," *ASME Boiler and Pressure Vessel Code SECTION XI*.
- (12) Jhung, M. J., Park, Y. W. and Song, S. H., 1998, "Maximum Allowable RT_{NDT} of Nuclear Reactor Vessel for Pressurized Thermal Shock Accident," *Journal of the Computational Structural Engineering Institute of Korea*, Vol. 11, No. 1, pp. 153~160.
- (13) Chung, S. K. and Jin, T. E., 1996, "The Critical RT_{NDT} Estimation for Pressurized Water Reactor Vessels," *POWER ENGINEERING*, Vol. 7, pp. 139~148.
- (14) McGowan, J. J., 1979, "Application of Warm Prestressing Effects to Fracture Mechanics Analyses of Nuclear Reactor Vessels during Severe Thermal Shock," *Nuclear Engineering and Design*, Vol. 51, pp. 431~444.