

가압열충격 사고시 클래드 하부균열 안전성 평가 방법에 관한 연구

김진수* · 구본걸* · 최재봉* · 김영진† · 박윤원**
(2001년 1월 18일 접수, 2001년 5월 14일 심사완료)

A Study on the Integrity Evaluation Method of Subclad Crack Under Pressurized Thermal Shock

Jin-Su Kim, Bon-Geol Koo, Jae-Boong Choi, Young-Jin Kim and Youn-Won Park

Key Words: Reactor Pressure Vessel(원자로 압력용기), Subclad Crack(클래드 하부균열), Cladding(클래딩), Surface Crack(표면균열), Pressurized Thermal Shock(가압열충격), Stress Intensify Factor(응력확대계수)

Abstract

The reactor pressure vessel (RPV) is usually clad with stainless steel to prevent corrosion and radiation embrittlement, and a number of subclad cracks have been found during an in-service-inspection. These subclad cracks should be assured for a safe operation under normal conditions and faulted conditions such as pressurized thermal shock (PTS). Currently available integrity assessment procedure for an RPV, ASME Code Sec. XI, are built on the basis of linear fracture mechanics (LEFM). In PTS condition, however, thermal stress and mechanical stress give rise to high tensile stress at the cladding and elastic-plastic behavior is expected in this area. Therefore, ASME Code Sec. XI is overly conservative in assessing the structural integrity under PTS condition. In this paper, the fracture parameter (stress intensity factor, K , and RT_{NDT}) from elastic analysis using ASME Sec. XI and finite element method were validated against 3-D elastic-plastic finite element analyses. The difference between elastic and elastic-plastic analysis became significant with increasing crack depth. Therefore, it is recommended to perform elastic-plastic analysis for the accurate assessment of subclad cracks under PTS which causes plastic deformation at the cladding.

1. 서론

냉각재상실사고(loss of coolant accident; LOCA)와 같은 비상사고가 발생하여 비상노심냉각계통(emergency core cooling system)이 가동되면 냉각수가 원자로의 노심대(beltline)로 흘러 들어오게 된다. 이로 인해 원자로 벽에 심한 열구배가 형성되어 큰 열응력을 발생시킬 뿐만 아니라 재료의 냉각으로 인해 파손 가능성이 매우 커지게 된

다. 이러한 환경하에서 높은 내부압력이 존재하거나 압력이 재상승하는 현상을 가압열충격(pressurized thermal shock; PTS)이라 한다. PTS와 같은 비상사고시에는 내압에 의한 기계적 응력과 더불어 온도변화에 따른 열응력이 구조물 건전성 평가에 큰 영향을 미치게 된다. 따라서 PTS 사고 발생시 정확한 안전성 평가는 매우 중요하며, 최근 이에 관한 많은 연구들이 진행되고 있다.^(1~4)

원자력발전소 주요기기의 경우, 페라이트(ferritic) 재료로 이루어진 모재가 운전환경에 의해 부식되는 것을 방지하기 위해 스테인리스강과 같이 부식에 강한 재료로 내벽을 클래드(clad)하게 된다. 이렇게 클래드된 재료와 모재 경계면 사이에는 균열이 존재할 확률이 높으며, 이를 클래드 하부균열(subclad crack)이라 정의한다.

* 회원, 성균관대학교 기계공학부
† 책임저자, 회원, 성균관대학교 기계공학부
E-mail : yjkim@yurim.skku.ac.kr
TEL : (031)290-5274 FAX : (031)290-5276
** 회원, 원자력안전기술원

ASME Sec. XI⁽⁵⁾에서는 클래드 하부균열에 대한 안전성 평가를 위해 타원 또는 반타원 균열로 이상화하도록 규정하고 있으며, 선형탄성 파괴역학 이론을 적용하여 안전성 평가를 수행하고 있다. 그러나 PTS 사고시에는 높은 인장응력에 의해 클래드부 재료가 탄소성 파괴 거동을 보일 수 있다. 따라서 클래드 하부균열에 대한 정확한 안전성 평가를 위해서는 탄소성 거동을 고려한 안전성 평가 방법이 필요하다.

Choi 등⁽⁶⁾은 PTS 사고시 클래드 하부균열에 대한 이상화 방법의 타당성에 관한 연구를 수행하였으며, 이상민 등⁽⁷⁾은 PTS 사고시 표면균열에 대한 최대허용 RT_{NDT} 를 유한요소해석을 통해 계산함으로써 원자로의 건전성 평가방법에 관한 연구를 수행한 바 있다. 한편, OECD/NEA에서는 원자로와 같은 대형구조물의 파괴해석 및 파괴거동 파악을 위해 FALSIRE(Fracture Analysis of Large Scale International Reference Experiments) 국제공동연구⁽⁸⁾를 추진하여, PTS 사고에 대한 연구를 수행한 바 있다. 유럽연합에서는 NESCS(Network for Evaluation Structural Components) 국제공동연구⁽⁹⁾를 통해 회전 실린더 실험을 통한 PTS 사고의 묘사, 클래드 하부균열과 얇은 균열에 대한 파괴거동 실험을 수행하고 있다.

최근 Dickson 등⁽¹⁰⁾은 가동을 중단한 2개의 원자로용기 내부에서 비파괴 및 파괴 검사를 통해 균열을 조사하였다. 그 결과 표면균열은 발견되지 않은 반면, 수백여개의 클래드 하부균열이 발견되었다. 따라서 원자로용기 건전성 평가에 있어서 클래드 하부균열에 대한 정확한 평가절차의 확립이 중요한 현안으로 대두되고 있다.

본 논문에서는 PTS 사고시 클래드 하부균열이 존재하는 원자로 용기에 대해 클래드 부의 탄소성 거동이 안전성 평가 결과에 미치는 영향을 파악하고자 3차원 유한요소해석을 수행하였다. 유한요소해석은 실제 거동이라고 볼 수 있는 탄소성 해석(elastic-plastic finite element analysis; EPFEA)과 탄성 해석(elastic finite element analysis; EFEA)으로 각각 나누어 수행하였다. 또한 유한요소해석결과와 ASME Sec. XI에 따른 평가 결과를 비교하였다.

2. PTS 사고 안전성 평가

2.1 최대허용 RT_{NDT} 평가 방법

최대허용 RT_{NDT} 는 균열이 존재하는 원자로 용기에 PTS 사고가 발생하였을 때, 균열이 불안정 성장을 일으키는 임계점으로, 원자로 용기의 건전성 판단의 기준이 된다. ASME Sec. XI에서는 균열진파여부를 판단할 수 있는 파괴인성치 K_{IC} 곡선을 정의하고 있다.

$$K_{IC} = 33.2 + 20.734 \exp[0.02(T - RT_{NDT})] \quad (1)$$

여기서 T는 온도(°F), RT_{NDT} 는 기준 무연성천이 온도(nil-ductility reference temperature), K_{IC} 는 파괴인성치($ksi\sqrt{in}$)이다. RT_{NDT} 는 재료의 충격시험을 통해 구하거나 재료의 화학조성에 의해 결정할 수 있다.⁽¹¹⁾

구조물의 안전여부는 K_I 값이 K_{IC} 값과 같아지는 지점에서의 RT_{NDT} 를 계산하여 최대허용 RT_{NDT} 라 정의하고 이를 재료의 RT_{NDT} 와 비교하여 판정한다.

최대허용 RT_{NDT} 를 구하는 방법에는 Fig. 2에 나타낸 바와 같이 접점기준(tangent criteria)과 최대점기준(maximum criteria) 두 가지가 있다. 접점기준은 RT_{NDT} 를 변화시키면서 얻은 K_{IC} 곡선과 K_I 곡선과 접하는 지점에서의 RT_{NDT} 값을 최대허용 RT_{NDT} 라 정의한다. 최대점기준은 K_I 값이 일정하게 유지되거나 감소하는 동안에는 비록 그값이 K_{IC} 값보다 크더라도 균열은 진전되지 않는다는 상온 선하중효과(warm pre-stressing effect)를 고려한 것

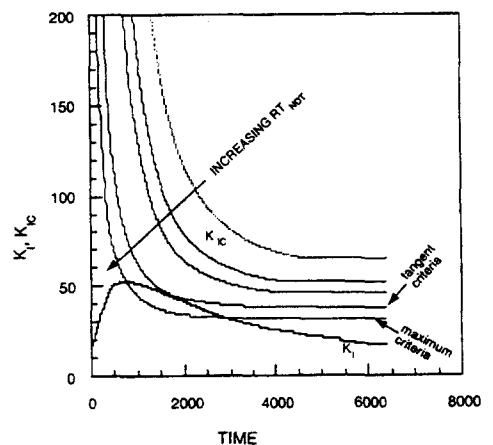


Fig. 1 Determination of maximum allowable RT_{NDT}

으로 K_{IC} 곡선이 K_I 곡선의 최대점과 만나는 지점에서의 RT_{NDT} 값이 최대허용 RT_{NDT} 로 정의된다.

2.2 응력확대계수 계산

최대 허용 RT_{NDT} 를 평가하기 위해서는 정확한 K_I 의 결정이 필수적이다. ASME Sec. XI에서는 반타원 표면균열과 타원형 내부균열에 대한 응력확대계수 계산식을 제시하고 있다. 클래드 하부균열의 경우, ASME Sec. XI에서는 표면균열이나 내부균열로 이상화하여 응력확대계수를 계산한다.

2.2.1 클래드 하부균열의 이상화

ASME Sec. XI, IWB 3610에 따르면 클래드 하부균열은 Fig. 2에 제시한 클래드두께 S 와 균열깊이 d 의 관계에 따라 표면균열 또는 내부균열로 이상화한다. 이상화 기준은 다음과 같다.

$$\begin{aligned} S &\geq 0.4d \text{ (내부균열)} \\ S &< 0.4d \text{ (표면균열)} \end{aligned} \quad (2)$$

2.2.2 표면균열에 대한 응력확대계수 계산

표면균열로 이상화된 경우, ASME Sec. XI에서는 균열면에서의 응력분포를 3차 다항식으로 이상화하여 응력확대계수를 계산한다. 응력분포를 결정하기 위한 식은 다음과 같다.

$$\sigma = A_0 + A_1(x/a^*) + A_2(x/a^*)^2 + A_3(x/a^*)^3 \quad (3)$$

여기서,

- x = 표면으로부터 거리
- a^* = 이상화된 균열 깊이
- A_0, A_1, A_2, A_3 = 응력분포식의 각 계수

응력분포가 결정되면 표면균열에 대한 응력확대계수는 식 (3)의 상수 $A_0 \sim A_3$ 을 이용하여 다

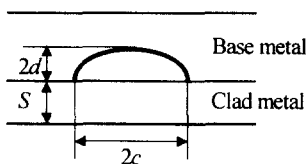


Fig. 2 Subsurface flaw of clad components

음과 같이 계산한다.

$$K = [(A_0 + A_p)G_0 + A_1G_1 + A_2G_2 + A_3G_3]\sqrt{\pi a^*/Q} \quad (4)$$

여기서,

- A_p = 내압
- G_0, G_1, G_2, G_3 = 자유표면수정계수
- Q = 결함형상매개변수

2.2.3 내부균열에 대한 응력확대계수 계산

내부균열로 이상화된 경우, 응력분포는 벽두께 방향으로 선형적으로 변화한다고 가정한다. 내부균열에 대한 응력확대계수 계산식은 다음과 같다.

$$K = [\sigma_m M_m + \sigma_b M_b]\sqrt{\pi a^*/Q} \quad (5)$$

여기서,

- σ_m = 막응력(membrane stress)
- σ_b = 굽힘응력(bending stress)
- M_m = 막응력 수정계수
- M_b = 굽힘응력 수정계수

3. 유한요소해석

본 논문에서는 Fig. 3과 같이 원자로 압력용기 내부에 존재하는 축방향 클래드 하부균열에 대한

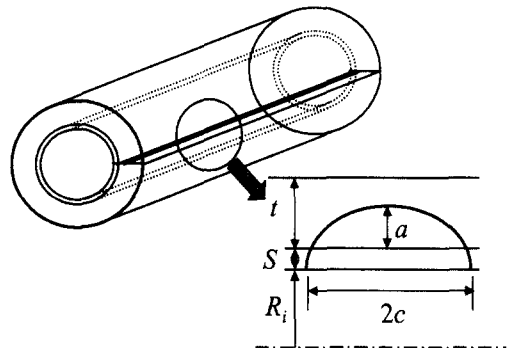


Fig. 3 A schematic illustration of the model

Table 1 Material properties of base and clad material

	Base material					Clad material				
	21	93	204	316	371	21	93	204	316	371
Temperature [°C]										
Modulus of elasticity [GPa]	191	186	179	173	169	195	190	183	174	170
Poisson's ratio	0.3	0.3	0.3	0.3	0.3	0.3	0.3	0.3	0.3	0.3
Thermal conductivity [W/m K]	40.9	41.5	40.9	38.8	37.6	14.2	15.2	16.9	18.5	19.4
Specific heat capacity [J/g K]	0.44	0.48	0.52	0.56	0.59	0.50	0.52	0.54	0.55	0.56
Thermal expansion coefficient [1/K × 10 ⁶]	10.3	11.1	12.1	12.9	13.5	15.0	16.0	16.0	19.0	21.0
Yield strength [MPa]	345	325	307	290	280	207	186	164	147	140

해석을 수행하였다. 유한요소해석에는 범용유한요소해석 프로그램인 ABAQUS⁽¹²⁾를 사용하였다. 해석은 클래드부의 변형거동을 탄성과 탄소성으로 나누어 각각의 경우에 대해 수행하였으며, 탄소성 해석시에는 클래드부가 완전탄소성(elastic fully-plastic)거동을 보인다고 가정하였다.

해석에 사용된 모델은 국내에서 현재 가동중인 A형 발전소의 원자로 용기이며 내반경은 1676.4 mm, 모재의 두께는 165.1 mm이다. 모재와 클래드부재의 재료물성치는 Table 1과 같다.

클래드 하부균열 형상은 Table 2에서와 같이 무차원 균열깊이(a/t)가 1/20, 1/10, 1/4인 3가지 경우로 설정하였으며, 이를 통해 균열깊이의 영향을 파악할 수 있도록 하였다. 이때 균열 형상비(a/c)는 1/3로, 클래드 두께는 최소 설계두께인 3.2 mm로 고정하였다. 해석에 사용한 PTS 사고는 주증기관 파단사고(main steam line break; MSLB)로 설정하였다. MSLB의 온도, 열전달계수(heat transfer coefficient; HTC) 및 압력의 변화는 Fig. 4와 같다.⁽¹³⁾

유한요소모델은 대칭성을 고려하여 원통형 압력용기의 1/4만을 모델링하였으며, 해석에 사용된 모델은 20 절점 사각주요소(quadratic brick element)로 구성하였다.

균열부는 Fig. 5의 확대된 부위에서 보이는 것처럼 집중요소망(focused mesh)으로 구성하였다. Fig. 5는 클래드 하부균열에 대한 3차원 유한요소모델의 한 예이다.

Table 2 Analysis matrix

Case No.	a/c	a/t	Analysis Method
1	1/3	1/20	ASME Sec. XI
2			LEFM
3			EPFM
4	1/3	1/10	ASME Sec. XI
5			LEFM
6			EPFM
7	1/3	1/4	ASME Sec. XI
8			LEFM
9			EPFM

4. 유한요소 해석결과

4.1 응력확대계수

응력확대계수(K)는 가상균열 진전법을 기초로 한 영역적분법⁽¹⁴⁾을 통해 계산된 J 적분값으로부터 구하였다. 균열 최심점에서의 J 적분값으로부터 K 값을 계산하였으며, 평면 변형률 조건으로 가정하였다. 평면변형률 조건에서의 J 값과 K 값의 관계는 다음과 같다.

$$K = \sqrt{\frac{IE}{1-\nu^2}} \quad (6)$$

Fig. 6~8은 균열깊이에 따른 K 계산 결과를 나타낸 것이다. ASME Sec. XI 식의 경우, 식 (2)에 따라 a/t 값이 1/20인 경우는 내부균열로, 1/10, 1/4인 경우는 표면균열로 이상화시켰으며, 식 (4)과 식 (5)를 이용하여 K분포를 구하였다. 이 때 응력분포는 탄성해석결과를 사용하였다. EFEA의 경우, 모재와 클래드부를 모두 탄성으로 가정하였으며, EPFEA의 경우, 클래드부가 탄성 완전 소성 (elastic perfectly plastic)체로 가정하였다.

Fig. 6은 $a/t = 1/20$ 인 얇은 균열에 대한 해석결과로 ASME Sec. XI 방법의 K값은 탄소성 유한요소 해석결과와 5% 이내로 잘 일치하였다.

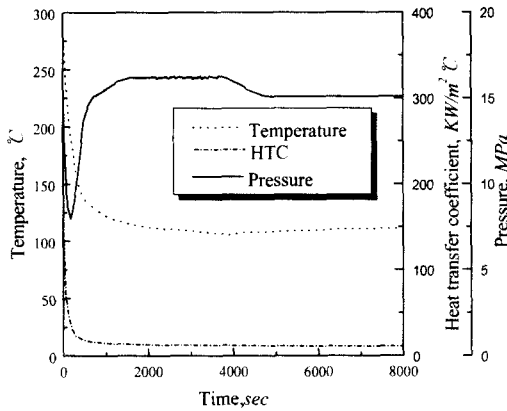


Fig. 4 Temperature, heat transfer coefficient and pressure distribution for MSLB

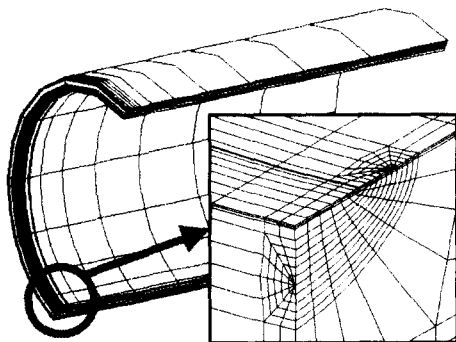


Fig. 5 A typical finite element mesh for $a/t = 1/4$

그러나 EPFA 결과는 EPFEA 결과에 비해 약 16% 작게 나타났다. 이는 PTS 사고시, Fig. 9에 나타낸 바와 같이 클래드부에 항복응력을 넘는 큰 응력이 발생하여 소성변형이 발생하게 되는데 탄성해석에서는 이를 제대로 묘사하지 못하기 때문이다.

Fig. 7과 Fig. 8은 a/t 가 각각 1/10, 1/4인 경우에 대한 K 계산결과로 ASME Sec. XI 결과가 EPFEA보다 크게 나타나다가 일정 시간 이후 더 작게 나타난다. K값이 EPFEA보다 크게 나타나는

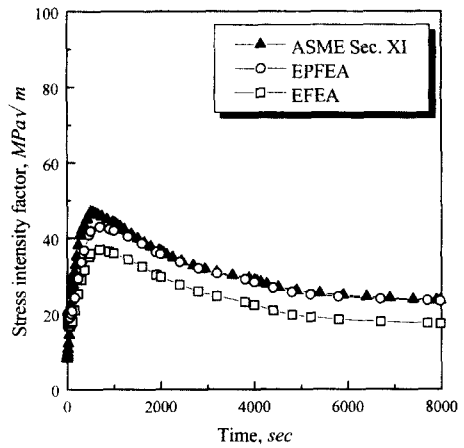


Fig. 6 Resulting stress intensity factors for $a/t = 1/20$

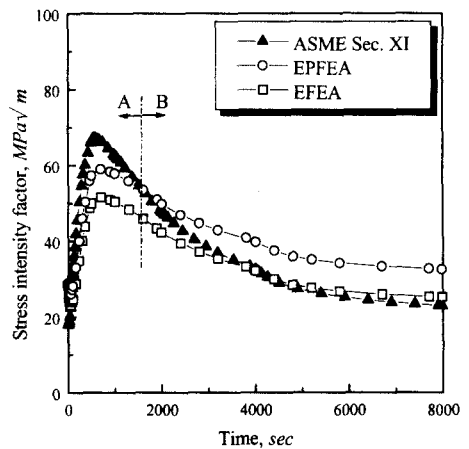


Fig. 7 Resulting stress intensity factors for $a/t = 1/10$

영역을 A, EPFEA에 비해 작게 나타나는 영역을 B라 가정하면 B 영역에서는 ASME Sec. XI 결과가 실제 경우라 할 수 있는 탄소성 해석에 비해 비보수적이게 된다. 이는 ASME Sec. XI의 이상화된 응력분포식으로 인해 발생한 문제로 판단된다. Fig. 10과 Fig. 11은 각각 A와 B영역에서의 균열면 응력분포를 나타낸 것으로 A영역(Fig. 10)에서는 ASME Sec. XI의 3차 응력분포식이 실제 응력분포를 잘 묘사하는 것으로 나타났다. 그러나

B영역의 경우(Fig. 11), ASME Sec. XI의 3차 응력분포식이 클래드와 모재부의 경계면에서의 응력차이를 제대로 묘사하지 못하는 것으로 나타났다. 따라서, ASME Sec. XI의 응력확대계수 계산식은 PTS 사고 해석시 경우에 따라 보수적 또는 비보수적인 해석결과를 초래할 수 있는 것으로 나타났다. 탄소성 유한요소 해석결과와 a/t 가 1/20인 경우와 마찬가지로 탄성 유한요소해석에 비해 전구간에 걸쳐 높게 나타났다.

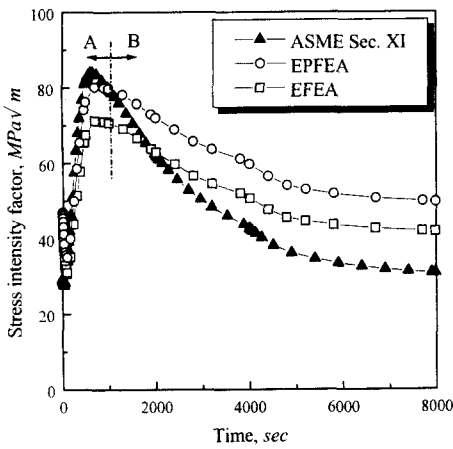


Fig. 8 Resulting stress intensity factors for $a/t = 1/4$

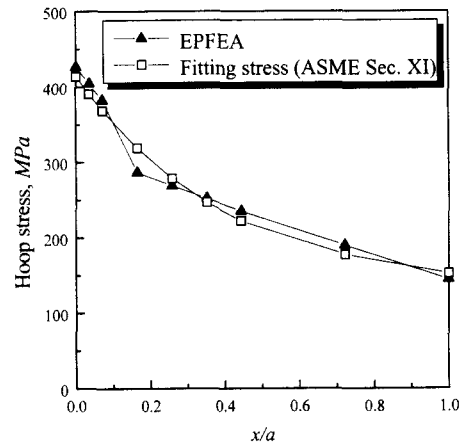


Fig. 10 A distribution of hoop stress ($a/t = 1/10$, 700sec)

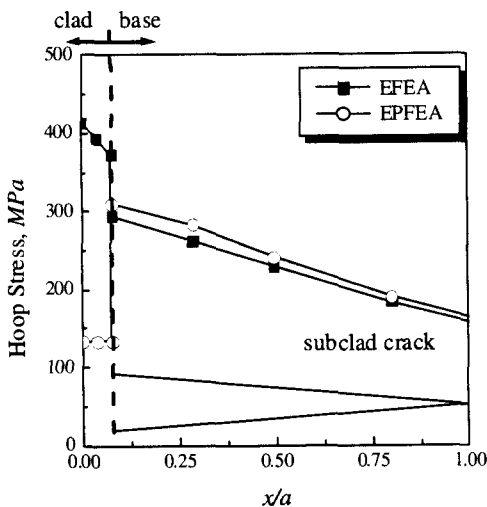


Fig. 9 A distribution of hoop stress ($a/t = 1/20$, 700sec)

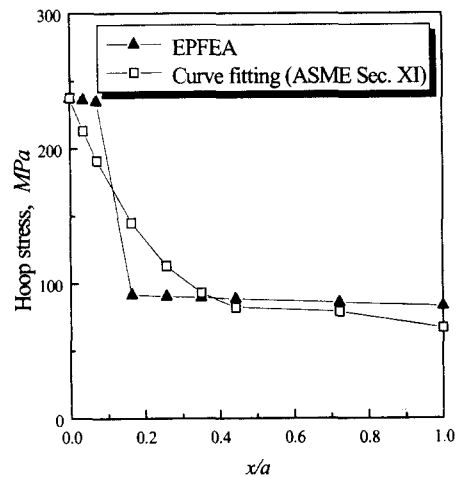


Fig. 11 A distribution of hoop stress ($a/t = 1/10$, 4000sec)

4.2 최대허용 RT_{NDT}

본 논문에서는 클래드 하부균열에 대한 안전성 평가를 위해 전술한 K분포로부터 최대점기준과 접점기준에 해당하는 최대허용 RT_{NDT} 를 구하였다. Fig. 12는 a/t 에 따라 각 해석방법에 따른 최대점 기준의 최대허용 RT_{NDT} 값을 나타낸 것이다. a/t 가 1/20, 1/10인 경우에는 ASME Sec. XI에 의한 평가가 탄소성 해석결과에 비해 더 작게 나타났으나, a/t 가 1/4인 경우에는 ASME Sec. XI에 의한 평가가 최대허용 RT_{NDT} 값을 약간 높게 나타냈다. 허용 RT_{NDT} 는 낮을수록 안전 여유도가 높은 것으로 보수적이라 할 수 있다. 따라서 $a/t=1/4$ 의 경우는 ASME Sec. XI 평가법이 비보수적이다. 탄성 해석결과는 탄소성 해석결과에 비해 모든 경우에 비보수적으로 나타났다.

Fig. 13은 접점기준에 의한 최대허용 RT_{NDT} 값을 나타낸 것이다. a/t 가 1/20인 경우 ASME Sec. XI의 평가 방법이 가장 작게 최대허용 RT_{NDT} 를 예측하는 반면, a/t 가 1/10, 1/4인 경우에는 ASME Sec. XI의 방법이 실제 경우라 볼 수 있는 탄소성 유한요소해석결과에 비해 큰 최대허용 RT_{NDT} 값을 예측함으로써 비보수적인 평가결과를 초래하였다. 접점기준에 의한 최대허용 RT_{NDT} 값은 균열깊이비가 깊어질수록 ASME Sec. XI 평가 결과와 탄소성 유한요소 해석평가결과가 더욱 큰 차이를 나타내었다. 이러한 현상은 최대점 기준을 적용하면 Fig. 7과 Fig. 8에 나타난 A영역에서 최

대허용 RT_{NDT} 가 결정되는 반면, 접점기준은 B영역에서 최대허용 RT_{NDT} 값이 결정되기 때문이다. Fig. 7과 Fig. 8에 나타난 바와 같이 균열깊이비가 깊어짐에 따라 B영역에서는 ASME Sec. XI에 의한 응력확대계수값이 탄소성 유한요소해석과 큰 편차를 보이고 있으며 이로 인해 최대허용 RT_{NDT} 계산결과에도 많은 오차가 발생하는 것으로 판단된다.

실제 PTS 평가시에는 접점허용기준이 적용되고 있다는 점을 감안할 때, ASME Sec. XI식을 적용하는 건전성평가는 경우에 따라 매우 비보수적인 결과를 초래할 수 있는 것으로 판단된다.

5. 결론

본 논문에서는 PTS 사고로 인한 열응력발생시 클래드된 원자로 압력용기에 존재하는 클래드 하부결함에 대한 안전성평가방법인 ASME Sec. XI의 타당성을 검토하기 위해 탄성 및 탄소성 유한요소해석을 수행하여 다음과 같은 결론을 얻었다.

- (1) ASME Sec. XI에 의한 평가방법은 PTS 사고시 클래드와 모재 경계면에서 발생하는 복잡한 응력분포를 제대로 고려하지 못하므로 경우에 따라 매우 비보수적인 평가를 초래할 수 있다.
- (2) 클래드부의 탄소성거동을 고려하지 않은 탄성해석은 실제경우(탄소성해석)에 비해 비보수적

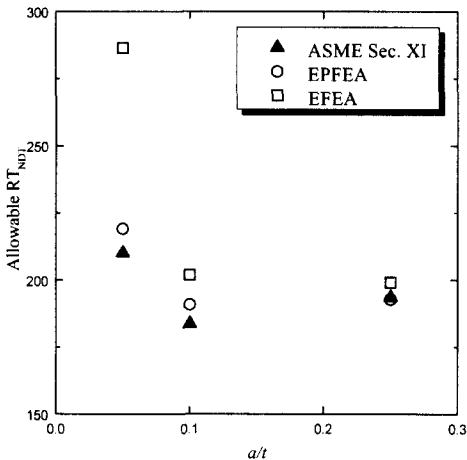


Fig. 12 Comparison of maximum allowable RT_{NDT} (maximum criteria)

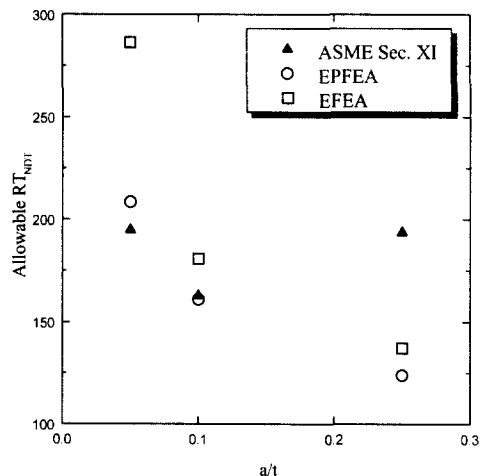


Fig. 13 Comparison of maximum allowable RT_{NDT} (tangent criteria)

인 평가결과를 나타내었다.

(3) PTS 사고시 클래드 하부균열에 대한 정확한 안전성평가를 위해서는 클래드부의 탄소성거동을 고려한 해석이 필요하다.

후 기

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

참고문헌

- (1) 정명조, 박운원, 이정배, 1997, "Integrity Evaluation of Kori-1 Reactor Vessel for Rancho Seco Transient," 대한기계학회논문집(A), 제21권, 제7호, pp. 1089~1096.
- (2) 광동욱, 최재봉, 김영진, 표창률, 박운원, 1999, "가압열충격을 고려한 원자로용기의 건전성 평가를 위한 결정론적 파괴역학 해석," 대한기계학회논문집(A), 제23권, 제8호, pp. 1425~1434.
- (3) Mukhopadhyay, N.K., Kumar, T.V., Chattopadhyay, J., Dutta, B.K., Kushwaha, H.S. and Raj, V.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.
- (4) Keim, E., Hertlein, R., Fricke, S., Schöpfer, A., Termin-Morin, F. and Bezdikian, G., 1999, "Thermal Hydraulics and Fracure Mechanics Analysis of a Small Break Loss of Coolant Accident in the French CP0-Type Reactor Pressure Vessel Integrity Assessment," *Proceedings of the ASME Pressure Vessels and Piping Conference*, Vol. 388, pp. 71~77.
- (5) ASME Boiler and Pressure Vessel Code Section XI, 1995, "Rules for In-Service Inspection of Nuclear Power Plant Components".
- (6) Choi, S.N., Jang, K.S., Kim, J.S., Choi, J.B. and Kim, Y.J., 2000, "Effect of Cladding on the Stress Intensity Factors in the Reactor Pressure Vessel," *Nuclear Engineering and Design*, Vol. 199, pp. 101~110.
- (7) 이상민, 1999, "주증기관 파단사고에 의한 가압열충격 사고시 원자로 용기의 건전성평가를 위한 결정론적 파괴역학해석," 99 추계학술발표회요약집, pp. 267, 한국원자력학회.
- (8) Bass, B.R., 1996, CSNI Project for Fracture Analysis of Large scale International Reference Experiments(FALSIRE II), USNRC Report NUREG/CR-6460.
- (9) Hurst, R, McGarry, D., Taylor N. and Wintle, J., 1999, "Evaluation of the NESC I Project," *Proceedings of SMiRT 15*.
- (10) Dickson, T.L., Bass, B.R. and Williams, P.T., 2000, "Validation of a Linear-Elastic Failure Methodology for Postulated Flaws Embedded in the Wall of a Nuclear Reactor Pressure Vessel," *Proceeding of ASME*, PVP-Vol. 403, pp. 145~151.
- (11) USNRC, 1988, "Radiation Embrittlement of Reactor Vessel Materials," US Nuclear Regulatory Commission Regulatory Guide 1.99 Rev. 2.
- (12) ABAQUS Ver. 5.8, 1999, Hibbitt, Karlsson and Sorensen, Inc.
- (13) 한국원자력안전기술원, 1999, "원전 수명연장 관련 주요기기 건전성 평가 세미나," KINS/AR-696.
- (14) Moran B. and Shih, C.F., 1987, "A General Treatment of Crack Tip Contour Integrals," *International Journal of Fracture*, Vol. 35, pp. 295~310.