

가압열충격 사고시 결함 이상화 방법이 구조물 건전성 평가에 미치는 영향

김진수* · 최재봉* · 김영진* · 박윤원**
(2000년 6월 26일 접수)

Effect of Flaw Characterization on the Structural Integrity Evaluation Under Pressurized Thermal Shock

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

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

Abstract

The reactor pressure vessel is usually clad with stainless steel to prevent corrosion and radiation embrittlement. Number of subclad cracks may be found during an in-service-inspection due to the presence of cladding. It is specified, in ASME Sec. XI, that a subclad crack is characterized as a surface crack when the thickness of the clad is less than 40% of the crack depth. This condition is provided to keep the crack integrity evaluation conservative. In order to refine the fracture assessment procedures for such subclad cracks under a pressurized thermal shock condition, three dimensional finite element analyses are applied for various subclad cracks existing under cladding. A total of 36 crack geometries are analyzed, and the results are compared with those for surface cracks. The resulting stress intensity factors for subclad cracks are 6 to 44 % less than those for surface cracks. It is proven that the flaw characterization condition as specified in ASME Sec. XI can be overly conservative for some subclad cracks.

1. 서론

냉각재상실사고(Loss of Coolant Accident; LOCA)와 같은 비상사고가 발생하여 비상노심냉각계통(Emergency Core Cooling System)이 가동되면 냉각수가 원자로 압력용기의 노심대(beltline)로 흘러 들어오게 되며, 이에 따라 내벽에 심한 열구배를 형성하여 큰 열응력을 유발할 뿐만 아니라 재료의 파괴인성치를 급격히 감소시키게 된다.

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⁾

대부분 원자력발전소 주요기기의 경우, 페라이트(ferritic) 재료로 이루어진 모재가 운전환경에 의해 부식되는 것을 방지하기 위해 스테인리스강(stainless steel)과 같이 부식에 강한 재료로 내벽을 클래드(clad)하게 된다. 이렇게 클래드된 재료와 모재 사이에는 미소 결함이 존재할 확률이 높으며 이러한 미소 결함 중 일부는 가동시 계속적인 반복하중을 받음으로써 기기 건전성에 영향

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

** 회원, 한국 원자력 안전기술원

을 미칠 수 있는 크기의 결함으로 성장할 수도 있다. 가동중인 원자력발전소에서 이러한 결함이 발견될 경우 ASME Sec. XI⁽⁵⁾에 준한 결함 안전성 평가를 수행하여 그 안전성이 입증되어야만 원자력발전소를 계속 가동할 수 있다. 그러나 ASME Sec. XI에 제시된 결함 안전성 평가 절차는 매우 보수적이며, 이를 향상하기 위한 다각적인 연구^(6~8)가 진행되고 있다.

실제 가동중 검사를 통해 발견되는 결함을 그대로 안전성 평가에 적용하는 것은 매우 어렵다. 따라서 ASME Sec. XI에서는 가동중 검사이 발견되는 결함을 결함 안전성 평가를 위해 타원 또는 반타원 결함으로 이상화하도록 규정하고 있다. 클래드된 재료와 모재 사이에 발생한 결함의 경우 ASME Sec. XI, IWB-3610의 방법에 준하여 표면 결함 또는 표면하 결함(subsurface flaw)으로 이상화한다. 그러나 이 규정에 근거하여 클래드하부 결함(subclad flaw)을 표면 결함(surface flaw)으로 이상화하면 응력확대계수를 과대평가하게 되어 결함 안전성을 지나치게 보수적으로 평가하게 된다. 특히 정확한 안전성 평가가 요구되는 PTS 사고의 경우, 지나치게 보수적인 안전성 평가 결과로 인해 막대한 경제적 손실이 발생할 수 있다.

Keeny-Walker 등⁽⁹⁾은 원자로 압력용기에 대한 파괴역학분석을 수행하여, 클래드 부재가 결함 진전을 저지하며 응력확대계수와 J 적분값을 감소시킨다고 보고하였다. 또한 허용학 등⁽¹⁰⁾은 압력용기에 존재하는 표면 결함에 대한 성장거동을 예측하였으며, 주식재⁽¹¹⁾는 피로 하중하에서 표면 결함의 성장방향에 대한 연구를 수행하였다. 그러나 이러한 연구들은 일반적인 표면 결함 문제에 국한되어 왔다. 저자들은 전보⁽¹²⁾에서 내압이 존재하는 경우에 대한 탄성유한요소해석을 수행하여 클래드된 재료에 존재하는 클래드하부 결함을 표면 결함으로 이상화하면 응력확대계수를 23~68% 크게 평가한다고 밝힌 바 있다. 그러나 PTS와 같은 비상조건시, ASME Sec. XI에 제시한 결함 이상화방법이 결함 안전성 평가에 미치는 영향에 대해서는 아직까지 보고된 바 없다.

따라서 본 연구에서는 3차원 유한요소해석을 수행하여 가압열충격으로 인한 열응력 발생시, 클래드하부 결함을 ASME Sec. XI, IWB-3610에 준하여 표면 결함으로 이상화한 경우와 실제 결함으로 둔 경우에 대한 응력확대계수를 비교하였

다. 이를 통해 IWB-3610에 의한 결함이상화 방법이 결함 안전성 평가에 미치는 영향을 정량적으로 평가하였다.

2. 관련이론

2.1 표면하 결함의 이상화

클래드된 재료에 존재하는 결함은 ASME Sec. XI, IWB 3610에 따라 크게 클래드 표면에 존재하는 표면 결함과 클래드 내부에 존재하는 표면하 결함으로 분류한다. Fig. 1과 Fig. 2는 각각 표면 결함 형상과 표면하 결함 형상을 나타낸 것이다.

Fig. 1은 클래드 표면에 존재하는 대표적인 결함 형상을 나타낸 것이다. IWB 3610에 따르면 Fig. 1(a)와 같은 결함은 구조물 건전성에 영향을 주지 않으므로 결함 안전성 평가가 필요없으며, Fig. 1(b)와 같은 결함의 경우 결함 깊이 a 와 결함길이 $2c$ 의 반타원 표면 결함으로 이상화하여 안전성 평가를 수행한다.

Fig. 2는 클래드 표면 내부에 존재하는 대표적인 결함 형상을 나타낸 것이다. Fig. 2와 같은 결함은 S 와 a 의 관계에 따라 표면 결함 또는 표면하 결함으로 이상화한다. 이상화 기준은 다음과 같다.

$$\begin{aligned} S &\geq 0.4a \text{ (표면하 결함)} \\ S &< 0.4a \text{ (표면 결함)} \end{aligned} \quad (1)$$

여기서 S 는 Fig. 2에 도시한 바와 같이 내부표면에서 결함표면까지의 최단거리를 나타낸다. 표면 결함으로 이상화된 경우 결함 깊이 a 는 클래드 표면에서 결함 최심점까지의 거리로 재정의된다.

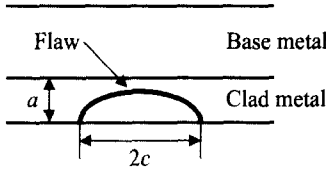
2.2 표면 결함에 대한 응력확대계수 계산

ASME Sec. XI에서는 표면하 결함과 표면 결함에 대한 응력확대계수 계산식을 제시하였다. 표면 결함의 경우(Fig. 1), 응력확대계수 계산에 필요한 응력분포는 균열이 없는 구조물에 대한 벽두께 방향으로의 응력변화를 3차 다항식 형태로 이상화하여 사용한다.

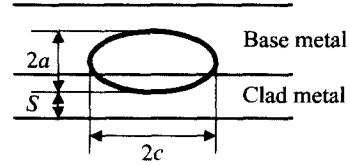
$$\sigma = A_0 + A_1(x/a) + A_2(x/a)^2 + A_3(x/a)^3 \quad (2)$$

여기서

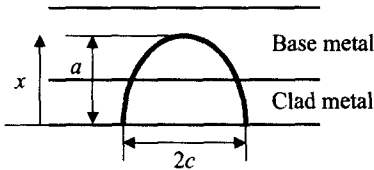
벽두께 방향으로 선형적으로 변화한다고 가정한다



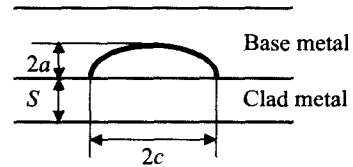
(a) A flaw that lies entirely in the clad metal



(a) A flaw that lies in both metals



(b) A flaw that extends into the base metal



(b) A flaw that lies entirely in the base metal and terminates at the weld metal interface

Fig. 1 Surface flaw of clad components

x = 표면으로부터 거리
 a = 결함깊이

응력분포가 결정되면 표면 결함에 대한 응력확대계수는 식 (2)의 상수 $A_0 \sim A_3$ 을 이용하여 다음 식에 따라 계산한다.

$$K = [(A_0 + A_b)G_0 + A_1G_1 + A_2G_2 + A_3G_3]\sqrt{\pi a/Q} \quad (3)$$

여기서

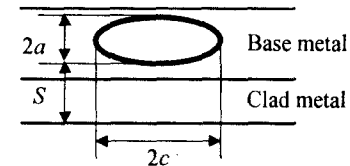
A_b = 내압

G_0, G_1, G_2, G_3 = 자유표면수정계수

Q = 결함형상매개변수

2.3 표면하 결함에 대한 응력확대계수 계산

표면하 결함(Fig. 2)의 경우, 응력확대계수 계산에는 결함 표면에서 결함 최심점까지의 응력분포를 사용하며, 이때 응력분포는 표면 결함과 달리



(c) A flaw contained entirely in the base metal

Fig. 2 Subsurface flaw of clad components

다. 표면하 결함에 대한 응력확대계수 계산식은 다음과 같다.

$$K = [\sigma_m M_m + \sigma_b M_b]\sqrt{\pi a/Q} \quad (4)$$

여기서

σ_m = 막응력(membrane stress)

σ_b = 굽힘응력(bending stress)

M_m = 막응력 수정계수

M_b = 굽힘응력 수정계수

Table 1 Material properties of base and clad material

Temperature [°C]	Base material					Clad material				
	20	100	200	300	350	20	100	200	300	350
Modulus of elasticity [GPa]	206	199	190	181	172	200	194	186	179	172
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]	44.4	44.4	43.2	41.8	39.4	16.0	16.0	16.0	17.0	18.0
Specific heat capacity [J/g K]	0.45	0.49	0.52	0.56	0.61	0.5	0.5	0.5	0.54	0.59
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

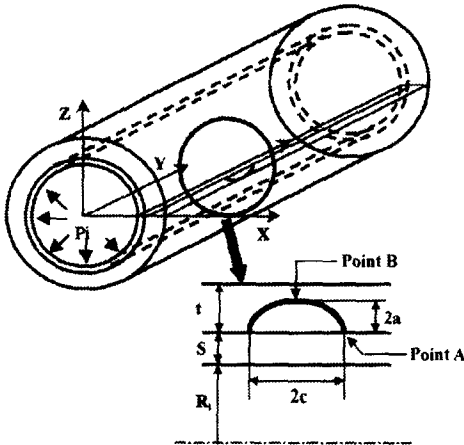


Fig. 3 A schematic illustration of the model

3. 유한요소모델링

모재와 클래드부 사이에는 불연속층이 형성되므로 결함이 발생할 확률이 높다.⁽¹³⁾ 특히 원자로 압력용기의 경우, 모재에 발생한 결함이 경계면을 통해 클래드부를 관통하기는 어렵기 때문에 Fig. 2.(b)와 같은 형태가 존재하는 경우가 대부분이다. 이런 결함 형상을 클래드하부 결함이라 정의한다. 본 연구에서는 Fig. 3과 같이 클래드된 원자로 압력 용기 내부에 축방향 클래드하부 결함이 존재할 때, 실제 형상에 대한 응력확대계수와 IWB 3610에 따라 이상화한 경우에 대한 응력확대계수를 비교함으로써 IWB 3610의 보수성을 정량적으로 비교하였다. 응력확대계수 계산을 위해 클래드된 원자로 압력 용기에 대해 범용유한

Table 2 Finite element analyses matrix

Case No.	R _i [mm]	t [mm]	S [mm]	2a [mm]	c [mm]
1	1993.90	200.15	2.79	22.86	66.04
2					114.30
3				40.64	66.04
4					114.30
5				60.96	66.04
6					114.30
7			4.06	22.86	66.04
8					114.30
9				40.64	66.04
10					114.30
11				60.96	66.04
12					114.30
13			5.33	22.86	66.04
14					114.30
15				40.64	66.04
16					114.30
17				60.96	66.04
18					114.30

요소해석 프로그램인 ABAQUS를 사용하여 3차원 탄성 유한요소해석을 수행하였다.

해석에 사용된 모델은 국내에서 현재 가동 중인 "A" 발전소의 원자로 압력용기이며 내반경은 1993.90mm, 모재의 두께는 200.15mm이다. 모재와 클래드 부재의 재료물성치는 독일의 GRS에서 PTS 사고에 대한 국제 비교 평가 연구⁽¹⁴⁾로 제시한 자료를 사용하였으며, Table 1과 같다.

PTS 사고 발생시에는 심한 냉각으로 인한 열 응력으로 인해 용기 내벽에 존재하는 클래드 부재에 큰 인장응력이 작용하며, 따라서 클래드 부

재는 소성거동을 보인다. 본 연구에서는 클래드 부재가 탄성 완전 소성(elastic perfectly-plastic) 거동을 한다고 가정하였으며, 항복강도값은 320MPa이다.

클래드하부 결함 형상은 Table 2에 제시한 바와 같이 S , $2a$ 및 c 를 변화시켰으며, 이를 통해 각 파라미터의 영향을 파악할 수 있도록 하였다. 클래드 두께가 응력확대계수 계산에 미치는 영향을 파악하기 위해 클래드 두께는 2.79, 4.06, 5.33mm로 변화시켰다. 실제로 원자로 압력 용기에 설치된 클래드 두께는 용접 특성상 균일하지 않으며 약 3~5mm로 분포되어 있다. 결함형상에 대한 영향을 알아보기 위해 결함 길이 $2a$ 는 22.86, 40.64, 60.96mm로, 결함 길이 c 는 66.04, 114.30mm로 변화시켰다. 각 클래드하부 결함 모델의 클래드부에 대한 축방향으로의 구속조건을 제거함으로써 동일한 결함형상에 대한 표면 결함 모델을 작성하였으며, 이들에 대한 유한요소해석

을 수행하여 응력확대계수를 계산 비교하였다. 따라서 본 연구에서는 총 36가지 경우에 대한 3차원 유한요소해석을 수행하였다. 운전조건은 독일 GRS가 제시한 소규모 LOCA 조건을 사용하였으며, 이때 열응력에 의한 영향만을 파악하기 위해 내압에 의한 효과는 고려하지 않았다. 본 연구에서 사용한 온도 및 열전달계수의 변화는 Fig. 4와 같다.

유한요소모델은 대칭성을 고려하여 원통형 압력 용기의 1/4만을 모델링하였으며, 해석에 사용된 모델은 20 절점 사각 주요소(quadratic brick element)로 구성하였다. 본 연구에서 사용한 유한요소모델의 타당성은 이미 전보⁽¹²⁾에서 입증된 바 있다.

결함부는 Fig. 5의 확대된 부위에서 보이는 것처럼 6×8 집중요소망(focused mesh)으로 구성하였다. Fig. 5는 클래드하부 결함에 대한 3차원 유한요소모델의 한 예이다.

4. 유한요소해석결과

응력확대계수는 영역적분법⁽¹⁵⁾을 통해 계산된 J 적분값으로부터 구하였다. 클래드 하부 결함에 대해 결함 표면점에서의 J 적분값은 유한요소망의 구성상 계산하기 어렵다. 따라서 본 연구에서는 결함 최심점(point B in Fig. 3)에서의 J 적분값으로부터 계산한 응력확대계수값을 비교하였다. 주어진 해석모델에 대해 J 적분은 서로 다른

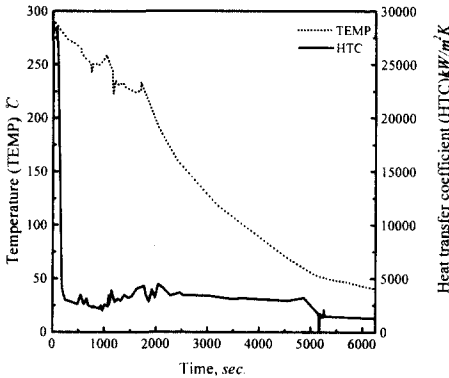


Fig. 4 Temperature and convective heat transfer coefficient distributions⁽¹³⁾

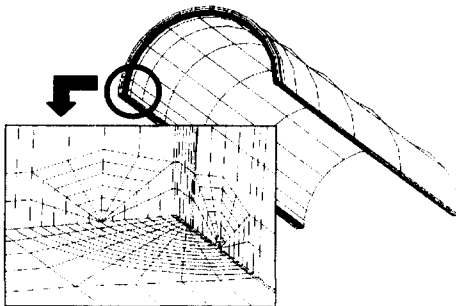


Fig. 5 A typical finite element mesh

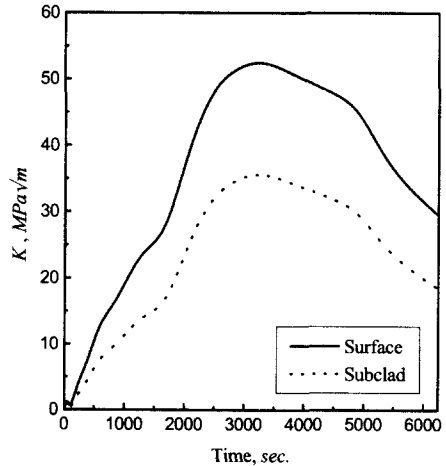


Fig. 6 A distribution of stress intensity factors (Case No. 7)

6개의 경로로부터 계산하였으며, 각 경로에 대한 차이는 1% 이내였다. 최심점에서의 응력확대계수는 평면 변형률 조건으로 가정하여 구하였다. 평면변형률 조건에서의 J 와 K 의 관계는 다음과 같다.

$$K = \sqrt{\frac{IE}{1-\nu^2}} \quad (5)$$

본 연구에서는 최대 응력확대계수 발생시점에서의 클래드하부 결함에 대한 응력확대계수를 표면 결함에 대한 결과와 비교하였다. Fig. 6은 Case No. 7에 대한 해석결과를 시간에 따라 나타낸 것이다. 모든 시간역에 대해 표면 결함에 대한 응력확대계수는 클래드하부 결함에 비해 더 크게 나타난다. 최대 응력확대계수 발생시점은 모든 경우에 대해 Fig. 6과 같이 약 3,276 초 후에 발생하였다.

Fig. 7은 모든 결함에 대한 최대 응력확대계수를 결함 깊이비(a/t) 변화에 따라 나타낸 것이다. 클래드하부 결함에 대한 응력확대계수는 표면 결함에 대한 값보다 항상 작게 나타났다. 클래드하부 결함의 경우 동일한 클래드 두께에 대해 결함 깊이비와 결함 길이(c)가 커질수록 결함 최심점에서의 응력확대계수는 증가하였다. 또한 결함 길이가 114.30mm인 경우에 대한 응력확대계수의 변화는 66.04mm인 결함에 비해 더 크게 나타났다. 표면 결함의 경우에도 결함 길이가 커질수록

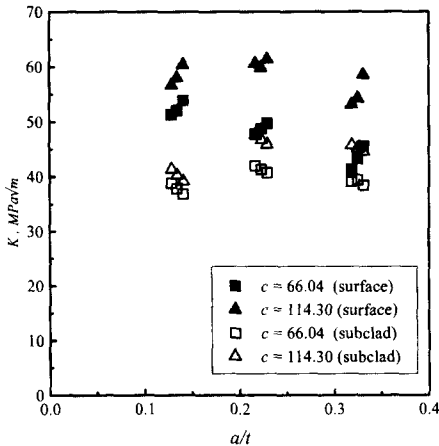


Fig. 7 Resulting stress intensity factors

결함최심점에서의 응력확대계수는 증가하였다.

Fig. 8과 9에서는 각각 두가지 다른 결함길이에 대해 표면 결함에 대한 응력확대계수와 클래드하부 결함에 대한 응력확대계수의 차이를 비교하였는데, 클래드 두께가 커질수록 두 응력확대계수의 차이는 더 커졌다. 결함 길이 2a가 작은 경우 클래드 두께의 영향은 거의 나타나지 않았다. 이러한 경향은 긴 결함형상($c=114.30mm$)인 경우에 대해 좀더 명확하게 나타났다.

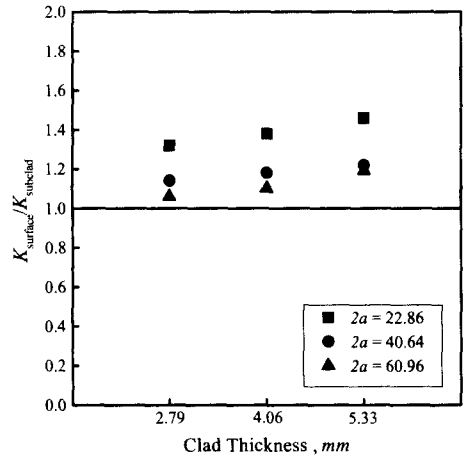


Fig. 8 Comparisons of stress intensity factors for $c = 66.04mm$

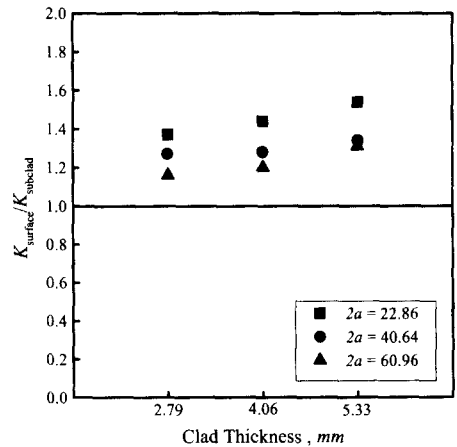


Fig. 9 Comparisons of stress intensity factors for $c = 114.30mm$

4.1 표면하 결함으로 이상화되는 경우

Fig. 8과 9에서 가장 얇은 결함($2a=22.86mm$)에 대해 클래드 두께가 $5.33mm$ 인 경우는 결함이상화조건인 $0.4a$ 보다 클래드 두께가 두꺼워져 표면하 결함으로 이상화되는 경우이다. 이 경우, ASME Sec. XI에서는 결함형상을 타원형으로 가정하여 해석하도록 규정하고 있다. 본 연구에서는 클래드하부 결함을 타원형 표면하 결함과 표면 결함으로 가정하여 해석결과를 비교하였다. Table 3은 표면 결함으로 가정한 경우와 표면하 결함으로 이상화한 경우에 대한 결과를 비교한 것이다. 표면 결함에 대한 응력확대계수는 ASME Sec. XI의 식과 유한요소해석에 의해 계산하였다. 표면하 결함으로 이상화시킨 경우에 대한 응력확대계수는 ASME Sec. XI의 식을 사용하였다. Table 3에 제시한 바와 같이 표면 결함으로 가정하여 해석하면 약 46% 큰 값을 나타낸다. 또한 ASME Sec. XI식에 의한 표면 결함의 응력확대계수는 유한요소해석결과에 비해 결함 길이가 $66.06mm$ 일 때 약 6%, $114.3mm$ 일 때 약 8% 적게 나타났다. 이는 응력확대계수 계산에 사용되는 3차 응력분포식이 클래드 부위에서의 높은 응력분포거동을 제대로 모사하지 못하기 때문인 것으로 판단된다. 이러한 결과는 내압만 작용하는 경우, 3% 이내의 차이를 보였던 전보⁽¹²⁾와는 대조적으로 과도한 열응력이 클래드부위에 형성되면서 발생하는 현상으로 판단된다. 즉, 열응력이 크게 작용하는 경우, 기존의 ASME Sec. XI식이 경우에 따라 비 보수적인 수도 있음을 의미한다. 표면하 결함으로 이상화시켜 ASME Sec. XI식을 적용할 경우, 실제보다 15%이상 작은 응력확대계수값을 산출하였다. 이 또한 선형화된 응력분포식이 클래드 부위의 높은 응력분포거동을 제대로 모사하지 못하기 때문인 것으로 사료된다.

4.2 표면 결함으로 이상화되는 경우

Fig. 8과 9에서 결함 이상화 조건을 만족하는 경우 클래드하부 결함에 대해 얻은 응력확대계수는 표면 결함에 비해 작게 나타난다. 두 응력확대계수의 차이는 클래드 두께가 $4.06mm$, 결함깊이 $2a$ 가 $22.86mm$ 인 경우에 가장 크게 발생하며, $c=66.04mm$ 일 때 약 38%, $c=114.30mm$ 일 때 약 44% 적게 나타난다. 또한 결함 길이가 $66.04mm$ 인 경우 $2.79mm$ 로 클래드된 가장 작은 결함($2a=22.86mm$)에 대해 최소 6%의 차이가 발생하였다. 결함 길이가 $114.30mm$ 에 대한 응력확대계수의 최소 차이는 약 16%이다. 이러한 결과는 ASME Sec. XI, IWB 3610에 의한 가정이 보수적임을 의미하며, 내압만 작용할 때의 해석결과와 그 경향이 일치한다. 그러나 동일 결함 형상에 대해 내압이 작용하는 경우가 23~68% 보수적으로 평가하는 것에 비해 더 적은 차이를 나타낸다. 그러나 일반적으로 응력확대계수값을 10% 과대 평가하면, 결함 성장량을 실제보다 2배 이상 크게 예측하게 되며 이로 인해 수명말기에서의 결함크기가 지나치게 크게 평가되어 원전 수명 단축이라는 막대한 경제적 손실을 가져올 수 있다.

5. 결론

본 연구에서는 PTS 사고로 인한 열응력발생시 클래드된 원자로 압력 용기에 존재하는 축방향 클래드하부 결함을 ASME Sec. XI, IWB 3610에 의해 이상화시켰을 때 응력확대계수에 미치는 영향을 검토하기 위하여 3차원 유한요소해석을 수행하였으며, 결론은 다음과 같다.

- (1) ASME Sec. XI, IWB 3610의 조건에 따라 클래드하부 결함을 표면 결함으로 이상화하는 경우, 실제 결함에 비해 응력확대계수를 6~44% 과

Table 3 Comparisons of stress intensity factor (case No. 13,14)

	c = 66.04			c = 114.30		
	Surface		Subclad	Surface		Subclad
	ASME	FEM	ASME	ASME	FEM	ASME
Idealized crack [$MPa\sqrt{m}$]	49.25	53.87	42.27	56.5	60.34	46.05
Real crack [$MPa\sqrt{m}$]	36.86			39.14		
Difference [%]	33.6	46.1	14.7	44.4	54.2	17.7

대 평가한다.

(2) 온도 및 열전달에 의한 열응력만 존재하는 경우, 내압이 작용하는 경우에 비해 더 작은 응력확대계수의 차이를 보인다.

(3) 가압열충격사고시 ASME Sec. XI 응력확대계수 계산 결과는 클래드부의 영향으로 실제보다 더 작게 나타날 수 있다.

후 기

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

참고문헌

- (1) 정명조, 박윤원, 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, 박윤원, 1999, "가압열충격을 고려한 원자로용기의 건전성 평가를 위한 결정론적 파괴역학 해석," 대한기계학회 논문집(A), 제23권, 제8호, pp. 1425~1434.
- (3) 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.
- (4) Keim, E., Hertlein, R., Fricke, S., Schöpfer, A., Termin-Morin, F. and Bezdikian, G., 1999, "Thermal Hydraulics and Fracture 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, J.B., Lee, T.J., Kim, Y.J., Jang K.S., Choi, S.N., 1998, "Effects of Thickness to Radius to Stress Intensity Factors for Internal Surface Cracks," *Proceedings of the ASME Pressure Vessels and Piping Conference*, Vol. 373, pp. 511~515.
- (7) 장창희, 정일석, 1998, "원자로 압력용기 원주 방향 용접부의 가압열충격 심사기준 온도의 적정성 평가," 제5회 원전 기기 건전성 WORKSHOP, pp. 479~488.
- (8) Mohan, R., Wilkowski, G.M., Bass, R. and Bloom, J.M., 1998, "A Study of Effects of Pipe Geometry on FAD Curves for Austenitic Stainless Steel and Ferritic Steel Piping Materials," *ASME Journal of Pressure Vessel Technology*, Vol. 120, pp. 86~92.
- (9) Keeney-Walker, J., Bass, B.R. and Pennell, W.E., 1991, "Evaluation of the Effects of Irradiated Cladding on the Behavior of Shallow Flaws Subjected to Pressurized Thermal Shock Loading," *Transactions of the 11th International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology*, Vol. G, pp. 195~200.
- (10) 허용학, 이주진, 이해무, 1990, "압력용기소재에서의 표면균열의 형상변화," 대한기계학회논문집(A), 제14권 제3호, pp. 617~623.
- (11) 주석재, 1996, "'안정피로성장 중인 표면균열 형상변화의 해석,' 대한기계학회논문집(A), 제20권 제9호, pp. 2843~2853.
- (12) 김진수, 최재봉, 김영진, 최성남, 장기상, 1998, "원자로의 클래드효과가 응력확대계수에 미치는 영향," 대한기계학회논문집(A), 제22권, 제10호, pp. 1938~1946.
- (13) Schuster, D.J., Doctor, S.R. and Heasler, P.G., "Characterization of Flaws in U.S. Reactor Pressure Vessels," NUREG/CR-6471, Vol. 1, Pacific Northwest National Laboratory, 1998
- (14) GRS, 1997, Reactor Pressure Vessel Pressurized Thermal Shock International Comparative Assessment Study.
- (15) Moran, B. and Shih, C.F., 1987, "A General Treatment of Crack Tip Contour Integrals," *International Journal of Fracture*, Vol. 35, pp. 295~310.