

원자로 용기의 가압열충격에 대한 파괴역학 해석 - 탄소성 거동과 클래드부의 영향 -

주재황*, 강기주†, 정명조**
(2001년 1월 26일 접수, 2001년 11월 3일 심사완료)

Fracture Mechanics Analysis of Reactor Pressure Vessel Under Pressurized Thermal Shock - The Effect of Elastic-Plastic Behavior and Stainless Steel Cladding -

Jai-Hwang Joo, Ki-Ju Kang and Myung-Jo Jhung

Key Words : RPV(Reactor Pressure Vessel:원자로 용기), PTS(Pressurized Thermal Shock:가압열충격), LOCA(Loss of Coolant Accident:냉각재 상실사고), MSLB(Main Steam Line Break:주증기관파단), SIF(Stress Intensity Factor:응력확대계수)

Abstract

Performed here is an assessment study for deterministic fracture mechanics analysis of a pressurized thermal shock(PTS). The PTS event means an event or transient in pressurized water reactors(PWRs) causing severe overcooling(thermal shock) concurrent with or followed by significant pressure in the reactor vessel. The problems consisting of two transients and 10 cracks are solved and maximum stress intensity factors and maximum allowable nil-ductility reference temperatures are calculated. Their results are compared each other to address the general characteristics between transients, crack types and analysis methods. The effects of elastic-plastic material behavior and clad coating on the inner surface are explored.

1. 서론

원자로 용기는 원자력발전소의 여러 가지 계통, 구조물 및 기기 가운데 안전성 측면에서 가장 중요한 기능을 담당하고 있다. 내부에 핵연료 집합체와 핵연료의 냉각 및 비등을 방지하기 위한 관련된 구조물들이 매우 복잡하게 설치되어 있다. 또한 정상가동 시에는 핵분열로 인한 고온, 고압의 냉각수를 유지하는 구조물로 안전상 가장 중요하므로 엄격한 법규 및 기준에 따라 설계, 제작되고 있으며 이에 대한 건전성 확보를 위하여 많은 연구가 진행되고 있다.

원자로 용기는 가동 중 중성자에 조사되어 재

료의 강도와 경도가 증가하고 연성 및 인성이 감소하는 조사취화 현상이 발생한다. 이러한 조사취화는 발전소 가동년수가 증가함에 따라 취성파괴의 위험을 가중시키게 되며 결국 발전소의 수명을 단축시키는 재료열화의 원인으로 작용하게 된다. 이를 위하여 압력용기에 대한 수명관리 연구가 활발히 진행 중이며 특히 가압열충격(Pressurized Thermal Shock : PTS)에 의한 건전성 평가가 중요한 안전문제로 대두된 1980년대 초 USNRC(US Nuclear Regulatory Commission)를 중심으로 활발한 연구가 진행되었다. 그 결과 1985년 USNRC는 가압열충격에 대한 평가지침을 법제화하였다.⁽¹⁾ 그러나, 최근 전세계적으로 수명말기에 도달하는 원자력발전소가 증가함에 따라 수명연장이 시도되고 있으며 이에 따라 또 다시 가압열충격이 중요한 문제로 대두되고 있다. 이를 위하여 국제적으로 PTS에 대한 연구가 다시 활발하게 진행되고 있으며 OECD/NEA/CSNI에서는 회원국을 대상으로 국

* 전남대학교 대학원

† 책임저자, 회원, 전남대학교 자동차공학부

E-mail : kjkang@chonnam.ac.kr

TEL : (062)530-1668 FAX : (062)530-1689

** 회원, 한국원자력안전기술원

제 공동 비교평가 연구를 수행한 바 있다.^(2,3)

한편 국내에서 가장 오래된 고리 1 호기 원자로 용기는 국내 원전 중 운전이력이 가장 길어 중성자 조사량이 가장 많으며 용접부위의 불순물 함량도 다른 발전소에 비해 상대적으로 많기 때문에 PTS 사고로 인한 건전성 상실의 위험이 가장 큰 것으로 판단되고 있다. 재료감사시험의 결과 파괴인성의 여유가 크지 않은 것으로 밝혀졌다. 따라서 2008 년 수명이 종료되는 고리 1 호기의 경우 수명연장이 시도될 때 가장 크게 대두되는 안전 현안이 PTS 에 대한 원자로 용기의 건전성 유지 여부이다.⁽⁴⁾

최근 국내 공동비교 연구를 한국원자력안전기술원(KINS)의 주도로 국내의 여러 기관이 참여하여 PTS 에 대한 결정학적 파괴해석을 공동으로 수행(Round Robin)한 바 있다. 이 연구들에서 미흡한 점을 들면 다음과 같다. 첫째, 탄성해석만을 수행하였다.(오직 한 기관에서 클래드부가 탄성-완전소성 거동하는 경우를 해석하였다.) 그러나, 원자로의 소재는 연성이 매우 높아 균열진전시 선단의 둔화, 큰 소성영역 발생 등을 동반하므로 이를 고려하지 않은 탄성해석은 지나치게 보수적인 결과를 초래할 수 있다. 둘째, 원자로 내부면에는 운전 환경에 의해 원자로 모재가 부식되는 것을 방지하기 위하여 얇은 스테인리스층(클래드;Clad)이 부착되어 있는데 이 영향을 조사하지 않았다. 비록 두께는 얇지만 열전달 및 기계적특성이 모재와 다르기 때문에 파괴거동에 상당한 영향을 미칠 것으로 예상된다.

본 연구에서는 국내 PTS Round Robin 에서 수행한 절차를 기초로 위의 2 가지 미흡한 점을 중점으로 파괴역학 해석을 수행하였다. 국내 원전에 적용할 수 있는 데이터를 이용하여 유한요소법에 의한 응력해석을 수행한 후 여러 가지 형태의 균열에 대한 응력확대계수(Stress Intensity Factor : K_I)를 계산하였다. 균열선단에서의 시간에 따른 온도 분포로부터 기준 무연성천이온도(Nil-Ductility Reference Temperature : RT_{NDT})를 가정하여 정지하고 있는 균열전파여부를 판단하는 파괴인성치 K_{IC} 를 산출하였다. 또한 K_I 와 K_{IC} 를 비교함으로써 최대 허용 RT_{NDT} 를 결정하고 탄성과 탄소성거동 특성을 비교하고 클래드부의 영향을 고찰하였다.

2. 해석

2.1 원자로 용기 및 가압열충격 사고

해석에 사용된 원자로 용기는 국내 원전 중 가

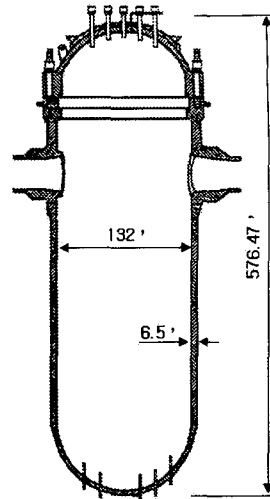


Fig. 1 Geometry of the reactor pressure vessel

장 취약할 것으로 예상되는 원자력발전소를 대상으로 하였으며 내경이 132 인치(3352.8mm), 벽 두께가 6.5 인치(165.1mm), 그리고 클래드부의 두께가 0.125 인치(3.175mm)로 Fig. 1 과 같다. 해석 대상인 원자로 용기의 모재는 SA508 Grade 2 Class 1로 이루어졌으며, 모재가 운전 환경에 의해 부식되는 것을 방지하기 위한 클래드부는 스테인리스강으로 구성되었다. 모재와 클래드부의 재료물성치는 각각 Table 1 및 Table 2 와 같다.⁽⁵⁾

한편, 탄소성(Elastic-Plastic) 재료거동은 변형소성론(Deformation Plasticity) 즉, Ramberg-Osgood 모델에 의존한다고 정의하였다.

$$E\varepsilon = \sigma + \alpha \left(\frac{|\sigma|}{\sigma_o} \right)^{n-1} \sigma \quad (1)$$

여기서, σ_o 는 항복응력, n 은 변형률 경화지수(Strain hardening exponent), α 는 경화상수이며 각각 10, 1로 가정하였다.

임의균열의 위치는 노즐 하단부로부터 약 128 인치 아래의 원주방향 용접부로 설정하였다. 용접부는 취성이 높고 균열발생의 빈도가 높은 부위로 사고발생시 균열의 진전으로 인한 파단 가능성이 가장 높은 부분이다. 균열의 형상은 원주방향을 따라 단면전체에 걸쳐 존재하는 360° 연속균열(Continuous crack) 또는 형상비(a/l)가 1/6 인 3 차원 반타원(Semi-elliptic) 균열로⁽⁶⁾ 가정하였고, 균열의 방향에 따라 원주방향 및 축방향 균열로 분류하였으며, 균열이 클래드부를 관통하였는지의 여부에 따라 클래드 관통균열(Through-clad crack)과 클래드

내부균열(Sub-clad crack)로 분류하였다. Fig. 2 는 이 두 종류의 균열형상을 보여주고 있다. 해석에 사용한 균열의 종류는 Table 3 에 나열하였다.

해석에 사용된 가압열충격 사고는 주증기관 파단사고(Main Steam Line Break : MSLB)와 소형 냉각재 상실사고(Small Break Loss of Coolant Accident : SBLOCA)로서, 사고가 발생하면 원자로 용기 내부의 온도와 압력은 급격히 저하된다. 이 때 원자로 용기 내부 전체에 걸쳐 압력, 냉각재의 온도 및 열전달계수는 모두 동일하게 변한다고 가정하였다. 그리고 주증기관 파단사고(MSLB)를 T1, 소형 냉각재 상실사고(SBLOCA)를 T2 로 분류하였으며 각 사고에 대한 압력, 냉각재의 온도 및 열전달 계수

의 이력을 Fig. 3 에 도시하였다.

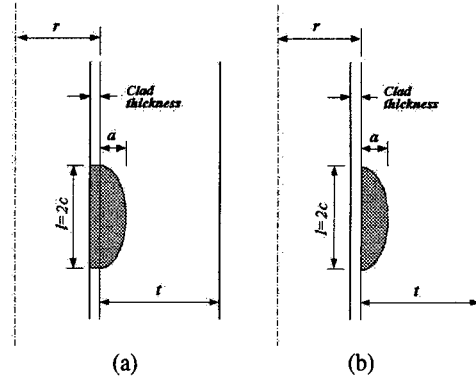


Fig. 2 Two kinds of semi-elliptic crack in the internal vessel wall: (a) Through-clad crack; (b) Sub-clad crack

Table 1 Material properties of base metal

Temperature (°F)	100	300	500	700	800
E , Modulus of elasticity $\times 10^6$ (psi)	27.8	26.7	25.7	24.6	23.0
ν , Poisson's ratio	0.3	0.3	0.3	0.3	0.3
Thermal conductivity (Btu/hr-ft-°F)	23.7	23.9	23.1	21.7	21.0
Thermal diffusivity (ft ² /hr)	0.447	0.406	0.362	0.316	0.293
α , Mean thermal expansion coeff. $\times 10^6$ (in/in/°F)	6.50	6.87	7.25	7.59	7.76
σ_o , Yield strength(ksi)	65.0	58.8	57.1	56.0	54.3

Table 2 Material properties of the stainless steel cladding

Temperature (°F)	100	300	500	700	800
E , Modulus of elasticity $\times 10^6$ (psi)	28.3	27.0	25.8	24.8	24.1
ν , Poisson's ratio	0.3	0.3	0.3	0.3	0.3
Thermal conductivity (Btu/hr-ft-°F)	8.3	9.3	10.2	11.2	11.6
Thermal diffusivity (ft ² /hr)	0.14	0.15	0.16	0.17	0.175
α , Mean thermal expansion coeff. $\times 10^6$ (in/in/°F)	8.87	9.10	9.18	9.25	9.28
σ_o , Yield strength(ksi)	30.0	25.3	22.5	20.3	19.4

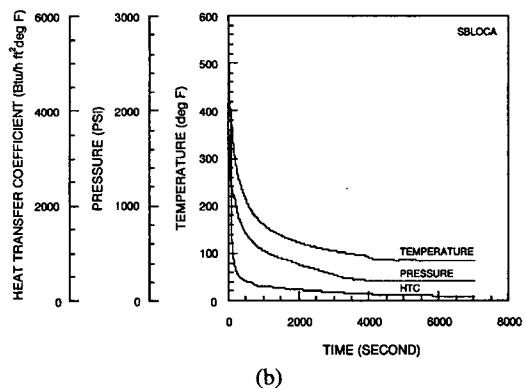
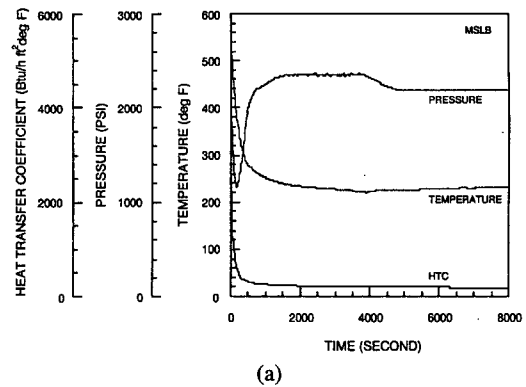


Fig. 3 Transient histories of pressure, temperature and heat transfer coefficient: (a) Main Steam Line Break, (b) Small Break LOCA

Table 3 Identifications for cracks of various configurations

Crack Identification	Location	Direction	Shape	Aspect ratio (a/l)	Depth (a/t)
C1	through-clad	circumferential	infinite	0	1/4
C2	through-clad	axial	infinite	0	1/4
C3	through-clad	circumferential	infinite	0	1/10
C4	through-clad	axial	infinite	0	1/10
C5	subclad	circumferential	infinite	0	1/4
C6	subclad	circumferential	infinite	0	1/10
C7	through-clad	circumferential	semi-elliptical	1/6	1/4
C8	through-clad	axial	semi-elliptical	1/6	1/4
C9	subclad	circumferential	semi-elliptical	1/6	1/4
C10	subclad	axial	semi-elliptical	1/6	1/4

2.2 해석방법

가압열충격 평가는 세가지 분야 즉 결정론적 해석(Deterministic Analysis), 확률론적 해석(Probabilistic Analysis) 및 열수력 해석으로 나누어진다. 확률론적 해석은 균열개시 및 용기 파괴의 확률조건을 산출하며, 결정론적 해석은 RT_{NDT} 분포 해석 및 결정론적 파괴해석 등을 결정하여 원자로 용기의 안전성에 대한 평가 방법이다. 그 중 결정론적 해석은 파괴역학에 대한 충분한 이해와 경험을 토대로 정확하게 원자로 용기의 건전성을 결정할 수 있는 좋은 예이다.

결정론적 해석 즉 가압열충격 규정에 따라 평가된 원자로 용기의 무연성천이온도가 운전수명 종료 이전에 해당기준을 초과할 것으로 예측되는 경우 상세평가를 수행해야 한다. 결정론적 파괴역학(Deterministic Fracture Mechanics) 해석절차는 초기사건 선정, RT_{NDT} 분포해석 그리고 결정론적 파괴해석 등의 절차로 이루어진다. 그래서, 균열선단에서의 시간에 따른 온도분포로부터 RT_{NDT} 를 가정하면 정지하고 있는 균열의 전파여부를 판단하는 파괴인성치인 K_{IC} 를 다음과 같이 구할 수 있다.⁽⁷⁾

$$K_{IC} = 33.2 + 20.734 \exp [0.02 (T - RT_{NDT})] \quad (2)$$

여기서, T 는 균열선단에서의 온도이다.

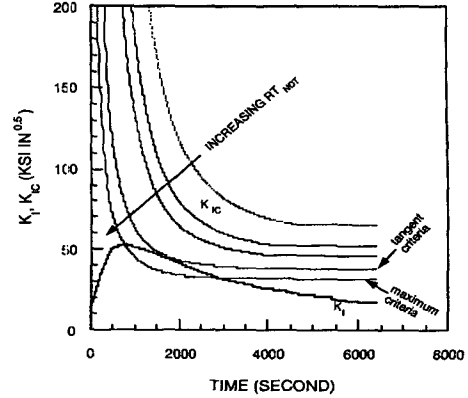
**Fig. 4** Determination of maximum allowable RT_{NDT}

Fig. 4 는⁽⁸⁾ 균열선단에서의 응력확대계수 K_I 과 파괴인성치의 변화를 시간에 따라서 비교하였다. 외력에 의한 K_I 이 재료의 저항 K_{IC} 보다 클 때 균열이 전파하기 시작하므로 RT_{NDT} 를 변화시키면서 K_I 이 K_{IC} 보다 최초로 커지는 K_{IC} 곡선을 구할 수 있고 이 때의 RT_{NDT} 가 최대 허용값이 된다. 즉 K_I 곡선과 K_{IC} 곡선이 접할 때의 RT_{NDT} 가 최대 허용치이고 이를 접선기준(tangent criteria)에 의한 값이라고 한다. 한편 응력확대계수가 일정하게 유지되거나 감소하는 동안에는 비록 이것이 파괴인성치보다 크더라도 균열은 진전되지 않는다는 초기응력(Warra Prestressing : WPS) 효과를 고려하면 K_I 이 감소하고 있는 동안에는 균열의 진전이 발생하지 않으므로 이를 제외하면 K_{IC} 곡선이 K_I 곡선의 최대점과 만날 때의 RT_{NDT} 가 최대 허용치가 되며 이를 최대기준(maximum criteria)에 의한 값이라고 한다. 여기서, WPS 효과란 재료가 인성이 큰 고온 상태에서 높은 응력을 받은 후에 저온 상태가 되면 이 때의 파괴인성이 본래의 값보다 증가하는 현상으로서 균열의 재진전에 큰 영향을 미치는 것을 말한다. 이러한 영향의 원인은 하중제하시 발생하는 잔류응력, 균열선단의 둔화 및 소성영역의 변형경화 등이다.

3. 파괴역학해석

3.1 유한요소해석

내부벽면에 존재한다고 가정한 균열선단에서의 응력확대계수를 계산하기 위하여 상용 유한요소해석 코드인 ABAQUS Ver. 5.8 을 사용하였다.⁽⁹⁾

원주방향 무한결합(circumferential infinite crack)을 가진 원자로 압력용기의 경우는 2 차원 축대칭 요소(8-node quadratic axisymmetric element : CAX8R), 축방향 무한결합(axial infinite crack)을 가진 경우에

는 평면 변형률 요소(8-node quadratic plane strain element : CPE8R) 그리고 반타원형 결함을 가진 경우는 3 차원 사각주 요소(20-node quadratic brick element : C3D20R)를 이용하였다. 각각의 유한요소 모델 예는 Fig. 5 와 같다.

모델은 원자로 용기의 노즐부나 지지 구조물을 고려하지 않고 원통형 용기로 단순화하였다. 그러나, 원자로용기의 상하부가 막혀있는 구조를 원통형으로 단순화하였으므로 이를 보정하기 위하여 내압에 의한 축방향의 응력을 적용하였다.

균열 성장을 야기할 수 있는 하중으로는 크게 두가지를 들 수 있다. 하나는 불규칙한 열전달에 의한 응력 구배이고 다른 하나는 내부 증기압에 의한 것이다. 증기압에 의한 영향도 증기압이 부재의 축방향과 원주방향으로 야기하는 간접적인 응력에 의한 것과 균열면에 직접적으로 가해지는

것으로 구별할 수 있다.

본 연구에서는 위의 모든 경우를 고려하여 해석하였다. 단, 클래드 내부균열의 경우에는 증기가 클래드를 관통할 수 없으므로 증기압이 균열면에 직접 가하는 양향을 배제하였다.

Fig. 5 는 여러 가지 균열형상을 나타내고 있다. Fig. 5(a), (b)에는 균열면에 직접 가해지는 증기압이 표시되어 있다. 또한 해석과정에서 전술한 바와 같이 온도분포 및 이에 따른 열응력도 함께 고려되었다. 원자로의 정상작동 온도인 590°F 를 초기온도로 설정하였다.

3.2 응력확대계수(Stress Intensity Factor)

균열길이에 비해 충분히 큰 등방성 균질재료의 경우 열림모드, 즉 모드 I 에서 균열이 가장 잘 진전하며 균열의 진전도 궁극적으로 모드 I 이 되는

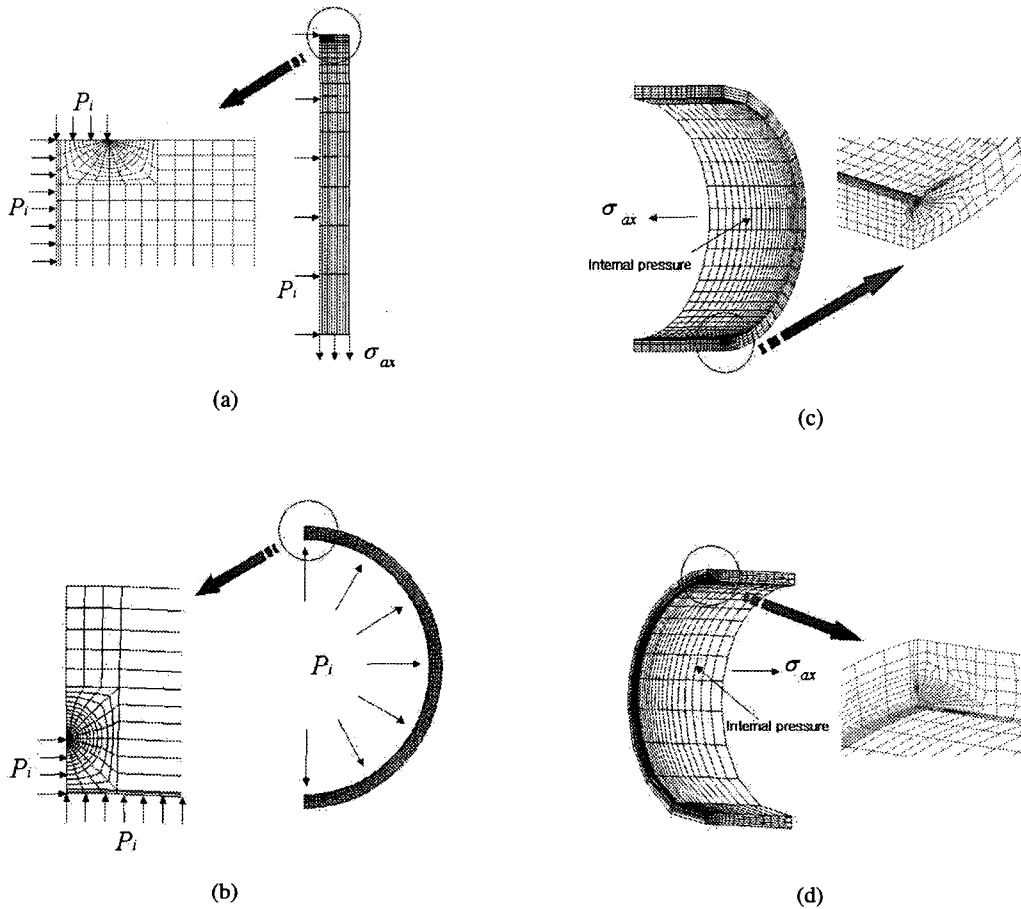


Fig. 5 The two and three dimensional finite element mesh of the postulated flaw in Reactor Pressure Vessel: (a) circumferential through-clad crack; (b) axial through-clad crack; (c) circumferential semi-elliptic crack; (d) axial semi-elliptic crack

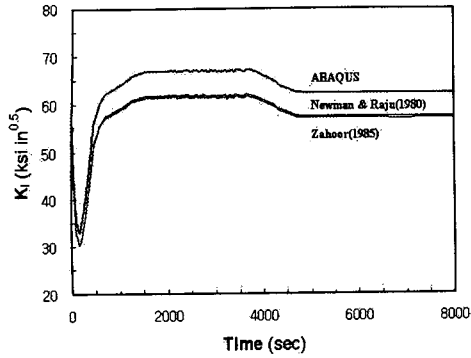


Fig. 6 Stress intensity factor histories at axial semi-elliptic flaw

방향으로 나아가려는 경향이 있다. 따라서 균열선단의 응력확대계수는 항상 순수 모드 I 인 것으로 가정하는 것이 합리적이며 안전 측면에서 유리하다. 먼저 J -적분값을 균열선단에 수직인 평면상에서 영역적분법⁽¹⁰⁾에 의하여 계산한 후 다음 식을 이용하여 응력확대계수로 환산하였다.

$$K = \sqrt{\frac{JE}{1-\nu^2}} \quad (3)$$

해석방법의 정확성을 검증하기 위하여 3 차원 축방향 반타원형 균열에 대한 응력확대계수 계산 결과를 Newman 과 Raju⁽¹²⁾ 및 Zahoor⁽¹³⁾의 경험식에 의한 것과 비교하였다. Fig. 6은 MSLB의 압력 조건만을 적용하여 산출한 응력확대계수 계산결과이다. 축방향과 원주방향으로 야기하는 간접적인 응력과 균열면에 직접적으로 가해지는 것을 고려하였다. 본 연구의 계산결과는 Newman 과 Raju 경험식과 비교하여 최대 5% 정도 높다.

계산을 간편하게 하기 위하여 Kaiser 와 Nonty의 논문을 참조하여 응력확대계수는 열응력(thermal stress)에 의한 것과 내부 압력에 의한 것을 중첩(superposition)하여 구하였다.⁽¹¹⁾ 즉, 다음과 같은 식이 성립한다고 가정하였다.

$$K_I = K_{Ip} + K_{It} \quad (4)$$

여기서, K_I 는 모드 I 응력확대계수, 하첨자 p, t 는 각각 내부압력과 열응력에 의한 것임을 나타낸다. 위 가정의 타당성을 검증하기 위하여 축방향 무한 균열을 가진 2 차원 모델(Table 3의 C2)을 대상으로 온도 및 압력변화를 동시에 가하면서 계산된 결과와 따로 계산한 후에 중첩한 결과를 비교하였다.

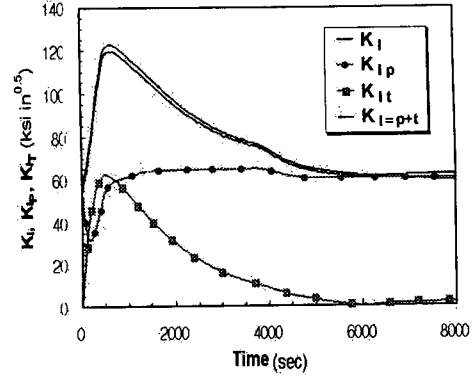
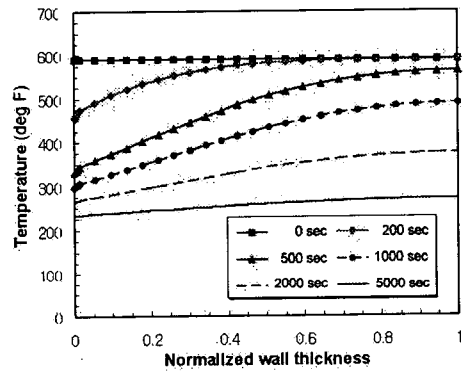
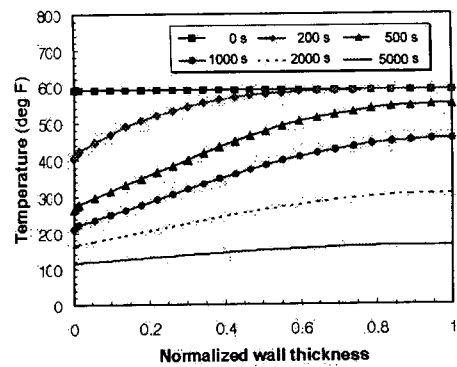


Fig. 7 Superposition of the stress intensity Factors at crack tip due to MSLB with a axial through-clad crack of $a/w=1/4$ (case T1C2)



(a)



(b)

Fig. 8 Temperature distribution at vessel wall: (a) Main Steam Line Break(T1C1), (b) Small Break LOCA(T2C1)

Fig. 7은 그 하나의 예로 사고이력 T1(MSLB), 균열형상 C2에 대한 계산 결과이다. 상위 두곡선

Table 4 Maximum stress intensity factors and allowable RT_{NDT} s by elastic-plastic analysis

Case	Maximum stress intensity factor		Maximum allowable RT_{NDT}			
			Tangent criteria		Maximum criteria	
	ksi \sqrt{in}	second	°F	second	°F	second
T1C1	91.51	608	265	2410	320	608
T1C2	119.26	682	208	3980	295	682
T1C3	60.71	562	311	1400	344	562
T1C4	71.91	592	279	2210	323	592
T1C5	67.89	592	351	1820	418	592
T1C6	46.82	532	394	1040	425	532
T1C7	77.65	592	290	2000	337	592
T1C8	108.15	623	231	3920	326	623
T1C9	51.27	592	405	1400	450	592
T1C10	76.58	713	298	3770	399	713

이 각각 동시 계산 및 중첩계산 결과로서 최대 오차는 2.4% 이내에서 잘 일치함을 보여주고 있다. 이하의 서술에서 기호 T_i, C_j 는 2.1 절에서 정의된 T_i 사고이력과 C_j 균열형상을 의미한다.

4. 결과 및 고찰

4.1 열전달해석

해석모델의 용기면에 균일한 시간의존 대류열 전달 경계조건을 모두 적용하고 클래드 관통균열의 경우에 대해서만 균열면에 직접 냉각재의 접촉을 고려하여 열전달 해석을 수행하였다. MSLB(T1) 및 SBLOCA(T2) 사고시 원자로 압력용기 벽의 온도분포를 시간별로 Fig. 8 에 도시하였다.

가압열충격 사고 발생시 원자로 벽의 열응력의 발생원인을 정성적으로 알 수 있게 한다.

4.2 탄성 및 탄소성 해석

MSLB(T1)에 대하여 탄소성 해석을 수행한 경우의 균열의 위치 및 크기에 따른 최대응력확대계수 및 최대 허용 RT_{NDT} 는 Table 4 와 같다. 또한 MSLB 및 SBLOCA(T2)에 대하여 탄성해석 결과를 Table 5 에 나타내었다.

Table 5 Maximum stress intensity factors and allowable RT_{NDT} s by elastic analysis with stainless clad

Case	Maximum stress intensity factor		Maximum allowable RT_{NDT}			
			Tangent		Maximum	
	ksi \sqrt{in}	second	°F	second	°F	second
T1C1	92.70	592	266	2390	315	592
T1C2	122.6	652	207	3950	295	652
T1C3	62.32	532	313	1310	343	532
T1C4	75.18	592	275	2180	320	592
T1C5	47.56	622	415	1430	455	622
T1C6	36.27	562	480	712	495	562
T1C7	89.37	592	277	2270	325	592
T1C8	112.93	622	223	3980	323	622
T1C9	49.29	652	404	1550	450	652
T1C10	63.48	712	311	3800	417	712
T2C1	90.41	455	208	1660	279	455
T2C2	101.03	415	196	1760	280	415
T2C3	64.55	415	239	1160	301	415
T2C4	67.76	375	235	1240	300	375
T2C5	44.94	515	398	1080	440	515
T2C6	37.58	435	403	655	435	435
T2C7	87.82	415	216	1620	294	415
T2C8	68.99	415	252	1240	310	415
T2C9	45.91	515	374	1100	442	515
T2C10	50.77	475	368	1260	440	475

MSLB 와 SBLOCA 에 대한 이력 증 큰 차이는 MSLB 인 경우 압력이 재상승하지만 SBLOCA 인 경우 압력의 재상승이 일어나지 않는다는 점이다. 이로 인한 가장 큰 차이는 압력에 의한 응력이지 만 두 경우 모두 응력이 최대 발생 하는 시점에서는 압력에 의한 응력이 열응력에 비하여 작기 때문에 최대 응력확대계수에 미치는 영향은 크지 않는 것으로 판단된다. 따라서, 최대 허용 RT_{NDT} 도 큰 차이를 보이지 않으나 최대 허용값이 얻어지는 순간을 비교하면 SBLOCA 가 MSLB 에 비하여 사고 발생 후 더 빨리 균열이 진전될 수 있음을 보여주고 있다.

동일한 사건(transient)에 대하여 축방향 및 원주방향 균열의 최대허용 RT_{NDT} 를 비교하면 전형적인 가압열충격 사고인 MSLB 인 경우는 축방향 균열이 원주방향 균열보다 10~30°F 정도 낮은 값을

가지고 있다. 그러나, 압력의 재상승이 일어나지 않는 단순 열충격 사고인 SBLOCA 인 경우는 축방향과 원주방향 균열의 최대허용 RT_{NDT} 가 큰 차이를 보이고 있지 않으며 경우에 따라서는 원주방향의 값이 축방향보다 낮은 경우도 있었다.

Table 4 와 Table 5 의 결과를 비교하면 탄성 해석을 수행한 경우 최대응력확대계수는 탄소성 해석에 비해 약 4% 크게 나타났으며, 최대허용 RT_{NDT} 값은 약 2% (최대기준) 작게 계산되었다. 이는 재료가 탄소성 거동을 하여 균열선단에 일정크기 이상의 소성영역이 발생하면 그 부분과 근처의 열응력이 이완되어 열응력에 의한 응력확대계수를 감소시키기 때문이다. 즉 Fig. 7 에 나타낸 바와 같이 응력확대계수를 발생시키는 2 가지 하중, 압력과 열응력 중 압력에 의한 응력확대계수는 재료의 소

성변형 대부분에 큰 영향을 받지 않으나 열응력에 의한 것은 현저히 감소하기 때문이다. 따라서, 탄소성 결과를 원자로 용기에 적용하면 수명을 조금 더 연장할 수 있다는 것을 의미한다.

그러나, 클래드 내부균열의 경우에는 클래드부가 균열면에 직접적인 냉각재의 접촉 및 압력을 차단한다는 가정으로 인하여 오히려 탄소성 해석의 K_I 값이 높게 나타남을 알 수 있다.

Table 5 의 해석 결과의 예로 균열선단에서의 시간에 따른 온도분포로부터 RT_{NDT} 를 가정하여 균열의 전파여부를 판단하는 파괴인성치인 K_{IC} 및 응력확대계수 이력을 각각 Fig. 9 에 도시하였다.

4.3 클래드부의 영향

클래드부는 스테인리스강으로 부식을 방지하기

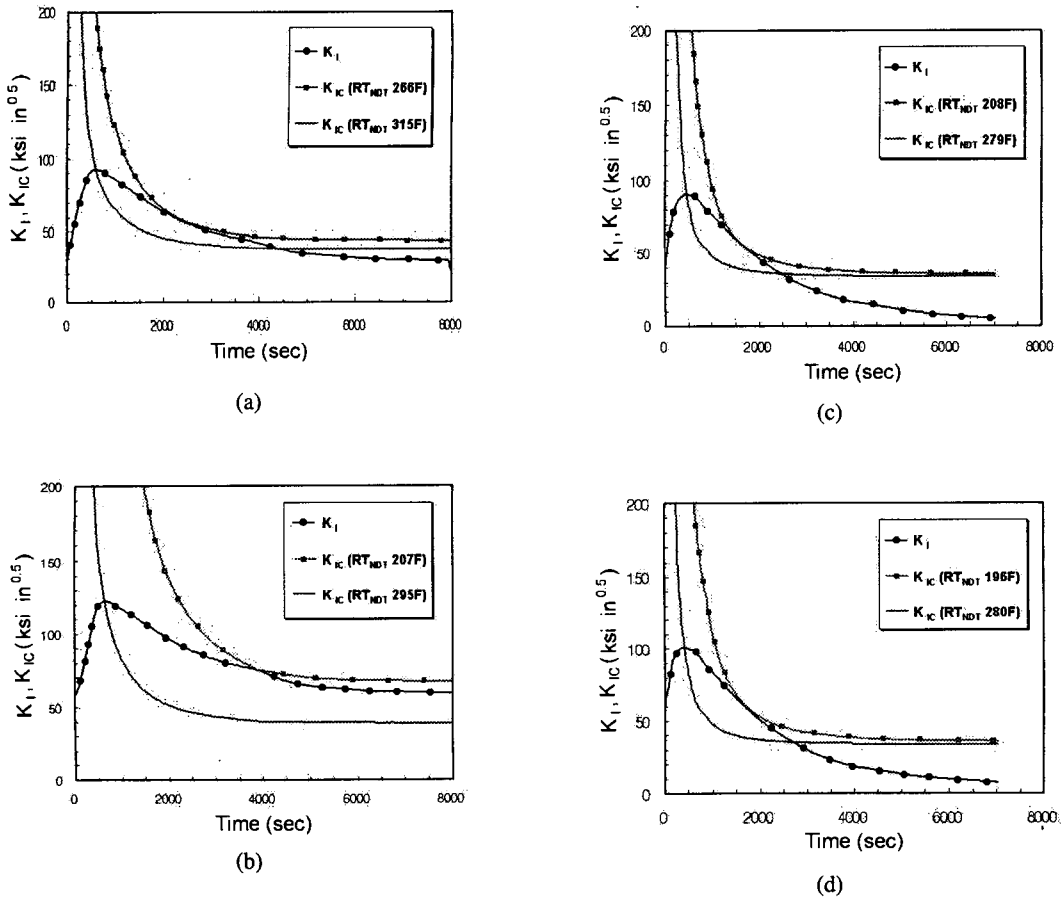


Fig. 9 Stress intensity factor histories at crack tip due to MSLB with a circumferential through-clad crack of $a/w=1/4$ (a), MSLB with a axial through-clad crack of $a/w=1/4$ (b), SBLOCA with a circumferential through-clad crack of $a/w=1/4$ (c) and MSLB with a axial through-clad crack of $a/w=1/4$ (d)

Table 6 Maximum stress intensity factors and allowable RT_{NDT} s without stainless clad by elastic analysis

Case	Maximum stress intensity factor		Maximum allowable RT_{NDT}			
	ksi \sqrt{in}	second	Tangent		Maximum	
			°F	second	°F	second
TIC1	97.02	592	260	2450	315	592
TIC2	127.59	592	203	3950	295	592
TIC3	67.67	502	300	1370	333	502
TIC4	80.35	592	265	2360	307	592
TIC5	48.18	592	410	1460	455	592
TIC6	37.09	532	466	682	475	532
TIC7	84.04	533	283	2000	333	533
TIC8	108.9	593	230	3920	325	593
TIC9	44.06	592	434	1160	470	592
TIC10	63.64	713	312	3680	410	713

위한 목적으로 원자로 내부에 부착되어 있다. 이의 영향을 알아보기 위해 클래드부가 모재와 같은 재료로 구성되어 있는 경우와 비교하였다.

Table 5 와 Table 6 의 결과에서 알 수 있는 바와 같이 클래드부가 모재와 같은 경우와 스테인리스강인 경우에 대한 해석 결과 클래드부가 모재로 구성된 경우가 최대 응력확대계수가 높아서 보수적인 결과를 보였다. 이 원인은 클래드부의 소재인 스테인리스강의 열전달 특성이 모재와 크게 다르기 때문인 것으로 보인다.

5. 결론

국내 원전의 데이터를 이용하여 가압열충격에 대한 파괴역학 해석을 수행하였다. 가압열충격 사고의 가정된 결함에 대한 탄성 및 탄소성 해석 및 클래드부의 영향을 검토하여 다음과 같은 결론을 얻었다.

(1) 가압열충격에 대한 탄소성 해석의 경우 균열선단에 소성영역이 발생하여 열응력이 이완되어 탄성해석에 비하여 최대 응력확대계수가 낮게 나타난다. 그러나, 그 차이가 크지 않고 해석의 편이성을 감안하면, 특히 안전성이 우선되는 원자력 규제(보수적인) 관점에서 보면 탄성해석을 수행하는 것이 타당하다고 판단된다.

(2) 클래드부가 모재와 같은 재료로 구성된 경우와 스테인리스강인 경우에 대한 해석 결과 클래드부가 모재로 같은 재료로 구성된 경우가 더 보수적인 결과를 보였다.

후기

본 연구는 2000 년도 두뇌한국 21 사업에 의하여 이루어진 것으로 이에 관계자 여러분들께 감사드립니다.

참고문헌

- (1) USNRC, 1985, Fracture Toughness Requirements for Protection against Pressurized Thermal Shock Events, 10 CFR 50.61, 8/28/1996 (revised).
- (2) OECD/NEA, 1999, Final Report on the International Comparative Assessment Study of Pressurized - Thermal - Shock in Reactor Pressure Vessels, NEA/CSNI/R(99)3, May.
- (3) Jung, M.J. and Park, Y.W., 1999, "Deterministic Structural and Fracture Mechanics Analyses of Reactor Pressure Vessel for Pressurized Thermal Shock," *Structural Engineering and Mechanics*, Vol. 8, No. 1, pp. 103~118.
- (4) 정명조, 박윤원, 이정배, 1997, "Rancho Seco Transient 에 대한 고리 1 호기 원자로용기의 건전성평가," 대한기계학회논문집(A), 제21 권, 제 7 호, pp. 1089~1096.
- (5) ASME, 1998, ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Section II Materials, Part D Properties, The American Society of Mechanical Engineers.
- (6) ASME, 1998, ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Section XI Rules for Inspection of Nuclear Power Plant Components, Appendix G Fracture Toughness Criteria for Protection Against Failure, The American Society of Mechanical Engineers.
- (7) ASME, 1998, ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Section XI Rules for Inspection of Nuclear Power Plant Components, Appendix A Analysis of Flaws, The American Society of Mechanical Engineers.
- (8) 정명조, 박윤원, 장창희, 정일석, 1999, "주중기 관 파단사고에 대한 원자로 용기의 가압열충격 해석," 한국전산구조공학회 논문집, 제12 권, 제 3 호, pp. 271~279.
- (9) ABAQUS User's Manual, Version 5.8, Hibbit, Karlsson & Serensen, Inc., 1998.
- (10) Li, F.Z., Shih, C.F and Needleman, A, 1985, "A Comparison of Methods for Calculation Energy Release Rates," *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 21, p. 405.
- (11) Kaiser, W.T. and Nonty, B.S., 1986, "Emergency Response Guidance for Reactor Vessel Pressurized Thermal Shock," *Transactions of the ASME*, Vol. 108, pp. 346~351.
- (12) Newman, J.C., Jr. and Raju, I.S., 1980, "Stress-Intensity Factors for Internal Surface Cracks in Cylindrical Pressure Vessels," *Transactions of the ASME, Ser. J*, Vol. 102, pp. 342~346.
- (13) Zahoor, A., 1985, "Closed Form Expression for Fracture Mechanics Analysis of Cracked Pipes," *Journal of Pressure Vessel Technology*, Vol. 107, pp. 203~205.