

## 가압열충격 발생시 원자로용기의 건전성 평가를 위한 유한요소해석

곽동욱, 최재봉, 김영진  
성균관대학교  
표창률  
인덕전문대학  
박윤원  
한국원자력안전기술원

### 요약

원자로용기의 안전성은 가동중 운전조건과 조사취화등으로 인한 재료의 열화(degradation)를 검토함으로써 평가되는데, 특히 운전조건중, 비상사태에 해당하는 가압열충격에 관한 평가가 최근 중요한 안전문제로 부각되고 있다. 본 연구의 목적은 가압열충격 사고중 소규모 냉각재 손실사고(Small LOCA)가 발생하는 경우, 원자로용기 내벽에 존재하는 균열의 안전성을 유한요소해석을 통해 평가하는 것이다. 본 연구에서는 Small LOCA 발생시 원자로용기의 내벽에 존재하는 균열의 종류, 방향, 균열형상비 및 클래드부의 두께가 응력확대계수 계산에 미치는 영향을 평가하였으며, 이를 위해 총 14가지 경우에 대해서 3차원 유한요소해석을 수행하였다. 이러한 Small LOCA 해석수행의 기초로 다양한 가압열충격 사고에 대한 유한요소해석 모델링 기법, 해석 기법, 후처리 기법을 제시하였다.

### 1. 서론

원자로용기(Reactor Pressure Vessel : RPV)는 원자력 발전소의 여러가지 계통, 구조물 및 기기 가운데 안전성 측면에서 가장 중요한 부품으로 분류되고 있다. 가동년수가 증가함에 따라 원자로용기는 고속의 중성자 조사를 받아 강도 및 경도는 증가하고 연성(ductility) 및 인성(toughness)등 파괴저항성은 감소하는 중성자 조사취화(radiation embrittlement) 현상을 일으킨다. 이러한 중성자 조사취화는 원자로용기의 파괴인성을 떨어뜨려 파열각 사고시 용기내 균열진전에 의한 파괴가능성을 증가시키고 원자로용기를 안전하게 운전할 수 있는 운전영역을 감소시킴으로서 전체 원자력 발전소의 공학적인 수명에 치명적인 영향을 미치게 된다. 따라서 가동중인 원자력 발전소의 경우, 주기적인 감시시험을 수행하여 조사취화에 의한 파괴저항성등 기계적 성질의 저하를 항상 정략적으로 측정하도록 규정하고 있다.<sup>[1,2,3]</sup>

원자로용기의 안전성은 가동중 운전조건과 조사취화등으로 인한 재료의 열화(degradation)를 검토함으로써 평가되는데, 특히 운전조건중, 비상사태에 해당하는 가압열충격(Pressurized Thermal Shock : PTS)에 관한 평가가 최근 중요한 안전문제로 부각되고 있다. PTS는 내압이 유지 또는 재상승하는 상태에서 심한 냉각이 발생하는 사고를 의미한다. 이때 심한 냉각으로 인해 발생한 열응력은 내압으로 인한 응력과 중첩하여 용기벽 내부에 큰 인장응력으로 작용한다. 또한 냉각에 의해 용기벽의 온도가 무연성전이온도(Reference Nil-Ductility Transition Temperature : RT<sub>NDT</sub>)보다 낮아지게 되면 재료의 파괴인성치가 현저하게 감소한다. 이러한 경우, 인장응력의 증가와 파괴인성치의 감소는 원자로 내벽에 존재하는 균열을 성장하게하므로 대형 사고의 유발 가능성을 크게 한다.

미국에서는 1978년 Rancho Seco 발전소에서 발생한 사고 이후 PTS에 관한 우려가 심각하게 대두되었으며, 주로 결정론적 및 확률론적 파괴역학해석을 통하여 안전성을 평가하고 있다.<sup>[4]</sup> 최근에는 PTS해석에 관한 관심이 고조되면서 국제공동연구에 의한 PTS 해석방법의 비교검토 필요성이 제기되었다. 이를 위하여 1996년 독일 GRS에서는 Western type 4-loop 원자로용기를 대상으로 냉각재 손실사고(Loss Of Coolant Accident : LOCA)에 대한 건전성 평가 국제공동연구를 제안하였다(PTS ICAS Project)<sup>[5]</sup>.

본 연구에서는 PTS가 발생하였을 때 원자로용기의 내부에 존재하는 결함의 형상비, 균열방향 및 클래드부의 두께가 응력확대계수(Stress Intensity Factor : SIF)에 미치는 영향을 평가하고자 한다.

## 2. 문제정의

해석에 사용된 원자로용기는 내부에 부식방지를 위한 클래드부가 설치되어 있는 Western type 4-loop RPV로 설정하였다. Fig. 1은 RPV의 기하학적 형상을 나타낸 것으로 내경은 5000 mm, 벽두께는 243 mm, 그리고 클래드부의 두께는 6 mm이다. 모재와 클래드부의 재료물성치는 Table. 1에 수록하였으며, 해석에 사용된 균열의 종류는 Table. 2에 정리하였다. 해석시 입력조건으로 사용한 Small LOCA에 대한 시간에 따른 내압, 온도, 열전달계수의 변화는 Fig. 2~4에 도시하였다.

## 3. 유한요소해석

유한요소해석 모델은 원자로용기의 노즐부와 상·하단부의 대칭성을 고려하여 원통형 용기로 단순화하였다. 또한 유한요소해석은 원자로용기 내벽에 존재하는 균열의 종류, 방향, 균열형상비 및 클래드부의 두께가 응력확대계수 계산에 미치는 영향을 평가하기 위해 총 14가지 경우에 대해 수행하였으며, Analysis Matrix는 Table. 3에 수록하였다. 유한요소해석에는 Hibbit, Karlsson & Sorensen, Inc.에서 구조해석용으로 개발한 범용 유한요소 프로그램인 ABAQUS Version 5.6<sup>[6]</sup>을 사용하였다.

### 3.1 자동 요소망 생성 프로그램

원통형 압력용기 내부에 표면균열이 존재하는 경우, 유한요소망을 구성하는데 많은 어려움이 있다. 따라서 균열부 형상이나 클래드부 두께등을 바꾼 뒤 요소망을 새로 만드는 경우 많은 시간과 노력을 다시 기울여야 한다. 이러한 문제점을 해결하기 위해 본 연구에서는 원통형 압력용기의 내경, 표면균열의 형상 계수인 균열 길이와 균열깊이 및 클래드부의 두께를 변수로 하는 자동요소망 생성 프로그램을 개발하였다.

### 3.2 2차원 유한요소해석

원자로용기의 내부에 360° 원주방향 표면균열(crack 1)이 존재하고 하중조건이 축방향과 원주방향으로 대칭인 경우, 유한요소해석시에 형상과 하중조건의 대칭성을 이용하여 Fig. 5와 같이 2차원 축대칭 요소로 단순화하여 모델링할 수 있다. 본 연구에서는 이와같이 2차원으로 단순화하여 해석을 수행하였으며 유한요소해석에 사용된 요소수와 자유도는 각각 199와 1,591개이고 요소형태는 8절점 축대칭 요소(8-node isoparametric axisymmetric element)로 선정하였다.

압력용기 내면에는 법선 방향으로 내압이 작용한다고 가정하였으며, 압력용기의 끝단에서는 내압에 의한 축방향의 응력이 작용한다고 설정하였다. 여기서 축방향의 응력은 실제 원자로용기의 상하부가 막혀있는 구조를 오픈된 용기로 모델링하였으므로 이를 보정하기 위하여 적용한 것이다. 축방향 응력값은 압력용기의 하부를 고려하여 균열이 없는 모델에 대한 2차원 유한요소해석을 수행하여 구하였다. 계산된 축방향 응력값은

압력용기 내면에 작용하는 압력보다 4.64~4.9배 크게 나타났다. 유체온도와 열전달계수에 대한 하중조건을 고려하여 압력용기 내면에 유체에 의한 온도와 열전달계수를 적용하였으며 외부표면은 단열조건을 적용하였다.

### 3.3 3차원 모델링

원자로용기의 내부에 원주방향 표면균열(crack 2) 또는 축방향 표면균열(crack 3)이 존재하고 축방향과 원주방향으로 대칭인 하중이 작용하는 경우, 실제모델은 전체 구조물과 하중조건의 대칭성을 고려하여 Fig. 6과 같이 1/4로 단순화하여 모델링하였다. 3차원 유한요소망은 본 연구를 위해 개발된 자동 요소망 생성 프로그램으로 작성하였으며 사용된 요소수와 자유도는 각각 1,880와 30,032개이고 요소형태는 20절점 등계수 사각주요소(20-node isoparametric brick element)로 선정하였다. Fig. 7은 해석에 사용한 유한요소모델의 균열 선단부를 확대한 것으로  $a$ 는 균열깊이,  $c$ 는 균열길이이고  $s$ 는 클래드부의 두께이다. 본 연구에서는 parametric study를 위해 균열형상비( $a/c$ )와 클래드부의 두께( $s$ )를 변수로 다양한 형상의 유한요소망을 작성하였다. 원자로용기의 내벽에 존재하는 원주방향 내부균열(subsurface crack : crack 4)과 축방향 내부균열(subsurface crack : crack 5)의 경우, 표면균열에 대한 유한요소 모델의 클래드부(Fig. 7의 'A part')의 노드를 구속하여 모델링 하였다.

하중조건은 전술한 2차원 해석과 동일한 조건을 적용하였다.

## 4. 유한요소해석결과

Fig. 8과 9는 원주방향 360° 표면균열선단에서 측정된 시간에 따른 온도의 변화와 응력확대계수의 변화를 각각 나타낸 것이다. 유한요소해석결과 응력확대계수가 최대값에 이르는 시간은 PTS 사고 발생 후 약 60분 경이었으며 이때 응력확대계수 값은  $94.12 MPa\sqrt{m}$ 이었다. 벽두께 방향으로의 온도와 응력분포의 구배가 최대에 이르는 시간대 또한 사고발생후 60분경이어서 해석결과의 타당성을 확인하였다.

Fig. 10은  $a/c=1/3, 1/2, 1$ 인 표면균열의 최심점에서 (클래드부 두께 = 6 mm) 측정된 과도상태에서의 응력확대계수 값의 변화를 나타낸 것으로 360° 표면균열에 대한 응력확대계수의 변화와 그 경향이 거의 일치하였다.  $a/c$ 가 1/3일 때 응력확대계수 값은 가장 컸으며, 이때 최대응력확대계수는  $56.20 MPa\sqrt{m}$ 이었다.  $a/c$ 가 1/2인 경우는 응력확대계수 값이 1/3인 경우에 비해 평균 약 10%정도 낮았으나,  $a/c$ 가 1인 경우는 응력확대계수 값이 약 40%정도 낮게 나타났다.

Fig. 11은  $a/c=1/3$ 인 표면균열에 대한 해석으로 클래드부의 두께를 4, 6, 9 mm로 증가시켰을때, 응력확대계수 값의 변화를 보여준다. 클래드부 두께가 9 mm일 때 응력확대계수값이 가장 컸으며 그 최대값은  $63.45 MPa\sqrt{m}$ 이었다. 클래드부 두께가 4, 6, 9 mm로 증가함에 따라 응력확대계수의 평균값은 각각 약 10%씩 증가하였다. 이는 클래드부에 작용하는 인장응력이 모재에 작용하는 인장응력보다 약 2배이상 크기 때문에 발생하는 현상으로 사료된다.

축방향 표면균열에 대해 유한요소해석 결과 시간에 따른 응력확대계수 값의 변화는 원주방향 표면균열에 대한 해석결과와 유사한 경향을 보였다. 그러나 축방향 표면균열에 대한 응력확대계수 값은 원주방향 표면균열에 대한 응력확대계수 값보다 약 5%정도 크게 계산되었다. 표면균열의 균열을 확장시키는 주요응력은 축방향과 원주방향 표면균열에 대해 각각 원주방향과 축방향 응력이 된다. 벽두께 방향으로의 원주방향 응력은

축방향 응력에 비해 약 5%정도 크기 때문에, 축방향 균열의 응력확대계수가 원주방향 균열에 비해 크게 계산되었다.

Fig. 12는 축방향 표면균열의 클래드부 두께를 6 mm로 고정하고  $a/c$ 를 1/3, 1/2, 1로 변화시켰을 때 응력확대계수 값을 비교한 것이다. 원주방향 균열해석의 경우처럼 최대 응력확대계수는  $a/c$ 가 1/3일 때 발생하였으며, 그 값은  $60.42 \text{ MPa}\sqrt{m}$ 이었다.  $a/c$ 가 1/2인 경우에는 응력확대계수 값이  $a/c=1/3$ 인 경우에 비해 약 11%낮았으며,  $a/c$ 가 1인 경우에는  $a/c=1/3$ 인 경우에 비해 약 45%이상 낮게 나타났다.

Fig. 13은 표면균열의  $a/c$ 를 1/3로 고정하고 클래드부 두께를 4, 6, 9 mm로 증가시켰을 때 응력확대계수 값의 변화를 나타낸 것이다. 원주방향 균열해석의 경우와 마찬가지로 클래드부 두께가 9 mm일 때 응력확대계수가 최대로 나타났으며 그 최대값은  $65.47 \text{ MPa}\sqrt{m}$ 이었다. 클래드부 두께가 4, 6, 9 mm로 증가함에 따라 응력확대계수 값은 각각 약 9%씩 증가하였다.

원자로용기의 내벽에 존재하는 내부균열에 대한 평가를 위해 축방향 내부균열에 대해 유한요소해석을 수행하였다. 내부균열은 축방향으로 설정하고  $a/c$ 는 1/3로 클래드부 두께는 기본값은 6 mm로 설정하였다. 전술한 표면균열해석에서  $a/c=1/3$ 인 축방향 표면균열이 가장 큰 응력확대계수를 보였으므로 안전성 비교 평가의 차원에서 이러한 형상을 선정하였다.

Fig. 14는 클래드부 내부에 존재하는 축방향 내부균열과 클래드부를 관통한 축방향 표면균열에 대해 계산한 시간에 따른 응력확대계수 값의 변화를 비교한 것이다. 표면균열과 내부균열에 대해 응력확대계수를 비교한 결과, 내부균열의 최대 응력확대계수는 100%이상 낮게 나타났다. 이러한 차이는 내부균열은 클래드부의 구속효과로 인하여 균열열림(crack opening)이 어렵게 되며, 온도전달의 차단으로 인해 발생하는 열응력이 적기 때문인 것으로 생각된다.

## 5. 결론

본 연구에서는 소규모 냉각재 손실사고가 발생하였을 때 표면균열이 존재하는 원자로용기를 자동으로 모델링할 수 있는 자동 요소망 생성 프로그램을 개발하였으며, 균열의 방향, 균열형상비, 클래드부의 두께가 응력확대계수 계산에 미치는 영향을 평가하였으며 다음과 같은 결론을 얻었다.

1. 축방향 표면균열에 대한 응력확대계수 값은 원주방향 표면균열에 대한 응력확대계수 값보다 약 5%정도 컸으며, 축방향 표면균열의 응력확대계수는 내부균열의 응력확대계수보다 100%이상 크게 나타났다.
2. 균열의 균열형상비( $a/c$ )가 1/3에서 1/2, 1/2에서 1로 증가함에 따라 각각 10%와 40%정도 응력확대계수 값이 증가하였다.
3. 각각의 균열의 클래드부 두께가 4, 6 및 9 mm로 증가함에 따라 응력확대계수 값이 약 10%씩 감소하였다.

## 6. 참고문헌

- [1] 정명조, "가압 열충격에 대한 원자로용기의 구조건전성 평가프로그램의 개발," 전산구조공학 제9권 제2호, 1996
- [2] 정성규, 진태은, "원자로 압력용기의 가압열충격에 의한 임계  $RT_{NDT}$  평가," POWER ENGINEERING Vol. 7, 1996
- [3] USNRC, "Fracture toughness requirements for protection against pressurized thermal shock events," US Nuclear Regulatory Commission, 1996

- [4] SECY 82-465, United States Nuclear Regulatory Commission Policy Issue, 1982
- [5] Reactor Pressure Vessel Pressurized Thermal Shock International Comparative Assessment Study GRS, 1997
- [6] ABAQUS, ABAQUS Users manual, Hibbitt, Karlsson & Sorensen, Inc., 1997

Table 1. Material properties of base and clad metal

Temperature (°C)	base part					clad part				
	20	100	200	300	350	20	100	200	300	350
Modulus of elasticity E(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 $\lambda$ (W/m K)	44.4	44.4	43.2	41.8	39.4	16.0	16.0	17.0	17.0	18.0
Specific heat capacity $C_p$ (J/g K)	0.45	0.49	0.52	0.56	0.61	0.5	0.5	0.54	0.54	0.59
Mean thermal expansion coefficient $\alpha$ (1/K) $\times 10^{-6}$	10.3	11.1	12.1	12.9	13.5	15.0	16.0	17.0	19.0	21.0

Table 2. Postulated cracks

Crack	Modeling	Element Type (ABAQUS)
Crack 1	2D Modeling	CAX8
Crack 2	3D Modeling	C3D20
Crack 3		
Crack 4		
Crack 5		

Table 3. Analysis Matrix

Analysis No.	Crack Shape	Aspect ratio	Clad thickness
1	1	1/3	6
2	2	1/3	6
3	3	1/3	6
4	5	1/3	6
5	2	1/2	6
6	2	1	6
7	3	1/2	6
8	3	1	6
9	1	1/3	4
10	1	1/3	9
11	2	1/3	4
12	2	1/3	9
13	3	1/3	4
14	3	1/3	9

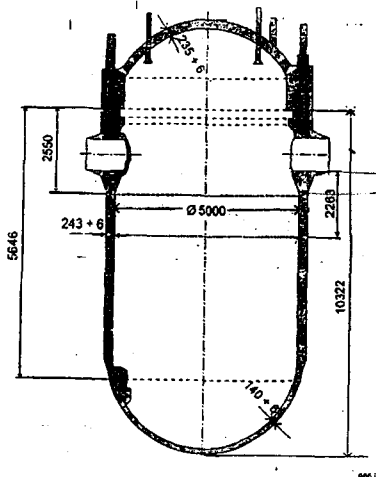


Fig. 1 Geometry of the RPV

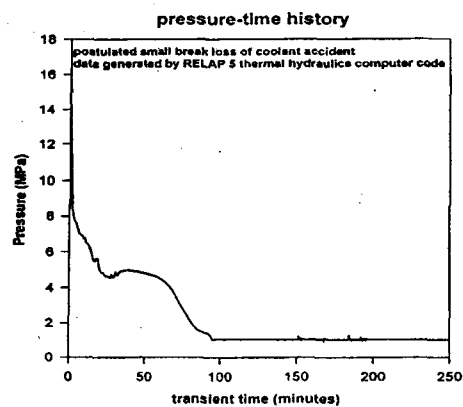


Fig. 2 Loading condition (pressure)

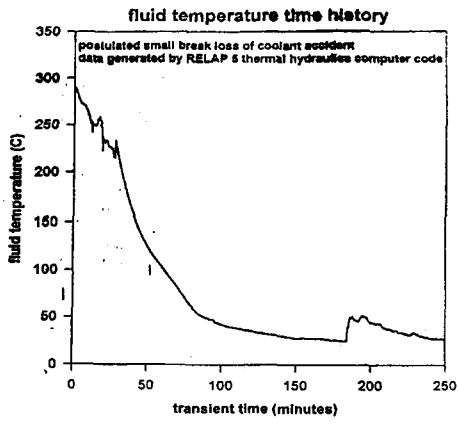


Fig. 3 Loading condition (fluid temperature)

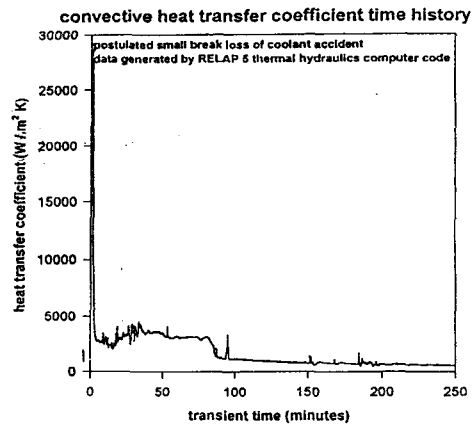


Fig. 4 Loading condition (convective heat transfer coefficient)

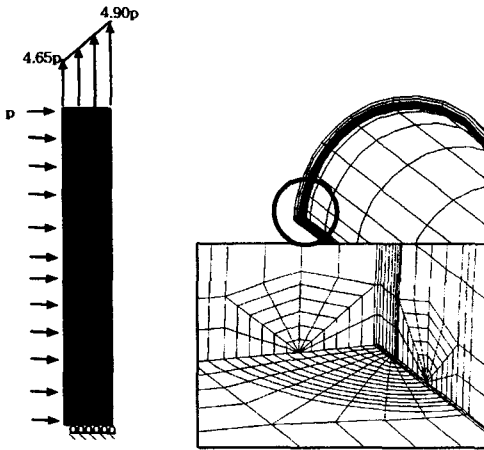


Fig. 5 A typical finite element mesh (2D)

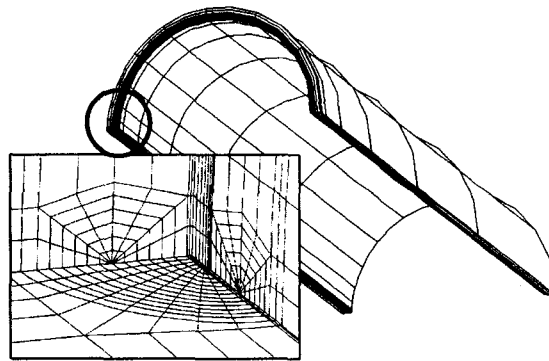


Fig. 6 A typical finite element mesh (3D)

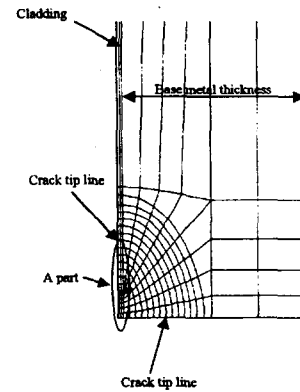


Fig. 7 A schematic illustration of subsurface crack

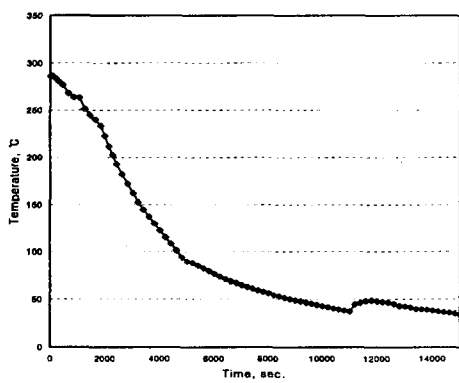


Fig. 8 Resulting temperature history at crack tip

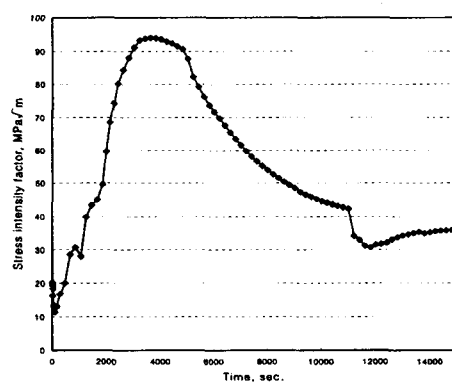


Fig. 9 Resulting stress intensity factor (crack 1)

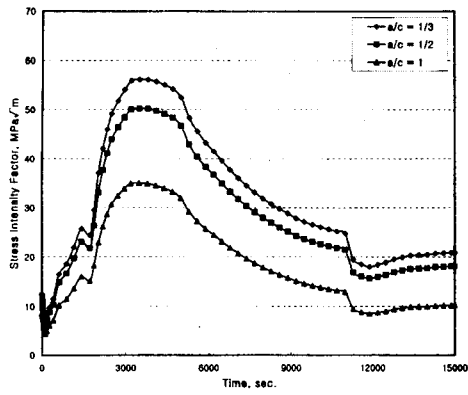


Fig. 10 Comparison of S.I.F. for various aspect ratios (crack 2)

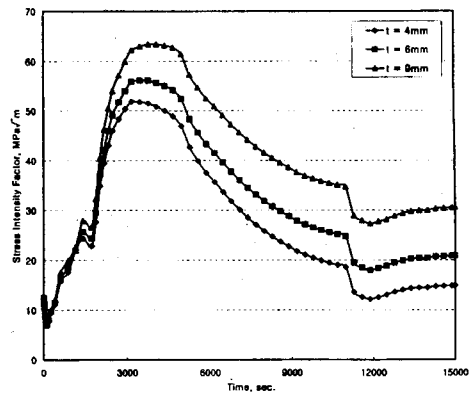


Fig. 11 Comparison of S.I.F. for various clad thicknesses (crack 2)

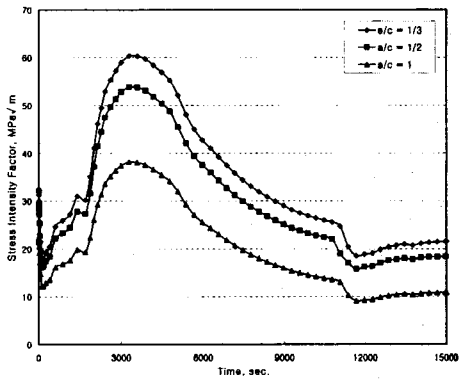


Fig. 12 Comparison of S.I.F. for various aspect ratios (crack 3)

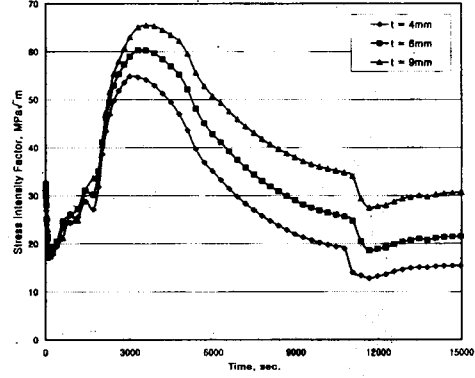


Fig. 13 Comparison of S.I.F. for various clad thicknesses (crack 3)

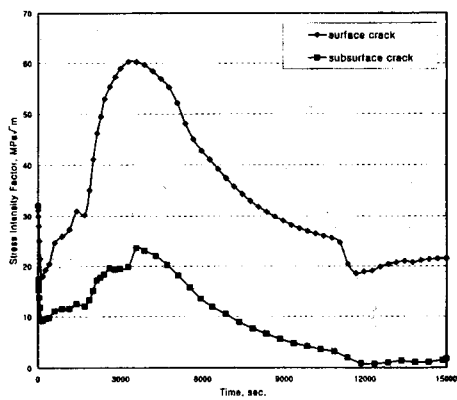


Fig. 14 Comparison of S.I.F. between surface and subsurface crack