

가압열충격을 고려한 원자로 압력용기의 파괴역학적 해석

박상윤 · 박재학[†]

충북대학교 안전공학과

(2001. 7. 11. 접수 / 2001. 12. 7. 채택)

Fracture Mechanics Analysis of a Reactor Pressure Vessel Considering Pressurized Thermal Shock

Sang-Yun Park · Jai-Hak Park[†]

Department of Safety Engineering, Chungbuk National University

(Received July 11, 2001 / Accepted December 7, 2001)

Abstract : The purpose of this paper is to evaluate the structural integrity of a reactor pressure vessel subjected to the pressurized thermal shock(PTS) during the transient events, such as main steam line break(MSLB) and small break loss of coolant accident(SBLOCA). For postulated surface or subsurface cracks, variation curves of stress intensity factor are obtained by using the three different methods, including ASME section XI code analysis, the finite element alternating method and the finite element method. From the stress intensity factor curves, the maximum allowable nil-ductility transition temperatures(RT_{NDT}) are determined by the tangent criterion and the maximum criterion for various crack configurations and two initial transient events. As a result of the analysis, it is noted that axial cracks have smaller maximum allowable RT_{NDT} values than same-sized circumferential cracks for both the transient events in the case of the tangent criterion. Axial cracks have smaller RT_{NDT} values than same-sized circumferential cracks for MSLB and circumferential cracks have smaller values than axial cracks for SBLOCA in the case of the maximum criterion.

Key Words : pressurized thermal shock, FEM, fracture toughness, stress intensity factor

1. 서 론

가압열충격(pressurized thermal shock, PTS)이란 어떠한 계통(system)의 압력이 높은 상태이거나 증가 중인 상태에서 급속하고 과도한 냉각이 발생하는 것을 의미한다. 이러한 냉각에 의해 원자로용기의 외벽보다 내벽이 빨리 냉각되어 상당한 온도차이가 발생하고 이 온도차이에 따라 용기 내벽에 최대인장 열응력이 발생한다. 또한 과냉각 사고후 원자로가 재가압되면 압력에 의한 응력이 열응력과 결합하여 큰 인장응력으로 작용하게 된다. 또한 용기벽의 온도가 재료의 기준 무연성 천이온도(reference nil-ductility transition temperature, RT_{NDT})보다 낮아지게 되면 균열의 전파로 인한 심각한 원자로 냉각수 상

실사고를 유발할 수 있다.

이에 여러 연구기관에서는 가압열충격에 대한 해석과 함께 일련의 실험을 하였고 이러한 연구 결과는 미국 원자력 규제위원회가 1982년 제시한 가압열충격 방어규정에 대한 필요성을 보여주었으며, 그 후 미국 원자력 규제위원회는 가압열충격 방지에 대한 내용을 10 CFR 50¹⁾에 첨가하기에 이르렀다.

여러 연구와 관심에도 불구하고 사용된 가정 및 해석방법에 따라 상이한 결과가 얻어지므로 신뢰성 있는 건전성 평가를 위하여 보다 깊은 연구가 요구되고 있다.

본 논문에서는 가압열충격을 유발시킬 수 있는 조건 중 주 증기관 파단사고(main steam line break, MSLB)와 소형냉각제 손실사고(small break loss of coolant accident, SBLOCA) 두 가지에 대하여 해석하였다. 해석 대상으로는 국내에서 가장 오래된 원자로 압력용기를 선정하였고 용기에 존재하는 균열의

[†]To whom correspondence should be addressed.
jhpark@cubucc.chungbuk.ac.kr

형상비, 균열방향, 클래드 등을 고려하여 그에 따른 영향을 평가하였다.

가압열충격을 일으킬 수 있는 초기사건이 원자로 압력용기에 발생했을 경우에 시간에 따른 용기내의 압력, 온도, 열전달계수의 변화에 대한 데이터를 이용하여 2차원 유한요소해석을 수행하였고, 그 결과 산출된 온도분포 및 응력분포를 이용하여 응력강도계수(stress intensity factor)를 구하였다. 응력강도계수를 구하는 방법으로는 ASME 섹션XI²⁾에 의한 해석과 유한요소교호법³⁾을 사용하였다. 또한 3차원 유한요소해석을 수행하여 3차원 균열에 대한 응력강도계수를 구하였다.

이 논문의 목적은 가정된 가압열충격 유발사고 및 가정된 균열형상에 대한 응력강도계수의 변화곡선을 얻고, 이를 이용하여 최대허용 무연성 천이온도를 결정하려는 것이다. 이러한 자료가 마련된다면 증성자 조사에 의하여 증가된 압력용기 재료의 무연성 천이온도 값을 최대허용 무연성 천이온도와 비교함으로써 원자로 용기의 건전성 평가에 이용할 수 있을 것이다.

2. 유한요소해석

2.1. 가정된 사고

해석을 수행한 원자로용기는 국내 원자로 중의 하나인 가압수형 원자로(PWR)를 선정하였다. 내부에는 부식 방지를 위한 클래드부가 있으며 원자로 용기 형상은 내경 132in, 벽두께 6.5in, 그리고 클래드부 두께 0.125in이다.

Fig. 1은 원자로 압력용기의 기하학적 형상과 기

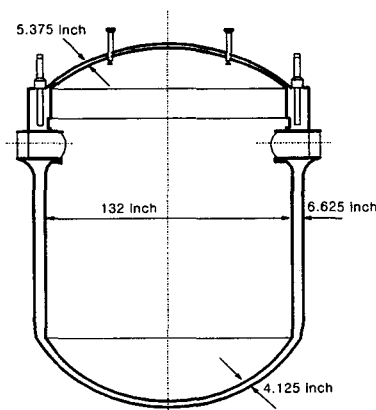


Fig. 1. Geometry of the reactor pressure vessel

하학적 데이터를 나타낸다.

원자로용기 모재부의 재료는 SA508 Grade2 Class1 (3/4Ni-1/2Mo-1/3Cr-V)이며 클래드부의 재료는 스테인리스강(23Cr-12Ni)으로 구성되어 있다.

원자로용기 내벽에 존재하는 균열의 종류, 방향 및 균열형상비가 응력강도계수에 미치는 영향을 평가하기 위해 총 7가지의 형상의 균열에 대해 해석을 수행하였고 초기사건의 영향을 비교하기 위해 2가지의 초기사건을 선정하였다. 가정된 7가지의 가상균열 형상과 그에 대한 정의를 Table 1과 Fig. 2에 나타내었고 가압열충격의 초기사건을 Table 2에 정리하였다. 사용된 재료의 물성치는 Table 3과 Table 4에 온도의 함수로 정리하였다.

본 연구에 사용한 초기사건 추이에 따른 온도, 압력, 열전달 계수의 이력은 EPRI(electric power research institute)에서 개발된 열수력 해석 코드인 RETRAN-3D를 사용하여 정명조 등⁴⁾이 구한 값을 이용하였다. 주증기관 파단사고와 소형냉각제 손실사고에 대한 압력, 내벽온도와 열전달계수의 이력은 각각 Fig. 3과 Fig. 4에 제시하였다.

2.2. 온도분포 및 응력분포 해석

원자로용기 내벽에 존재하는 균열의 종류, 방향 및 균열형상비가 응력강도계수에 미치는 영향을 평가하기 위해 2차원 유한요소해석을 수행하였다. 원

Table 1. Postulated cracks

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

Table 2. Initiating events

Transient number	Description	History plot
T1	Main steam line break (MSLB)	Pressure, Temperature, Heat transfer coefficient
T2	Small break LOCA (SBLOCA)	Pressure, Temperature, Heat transfer coefficient

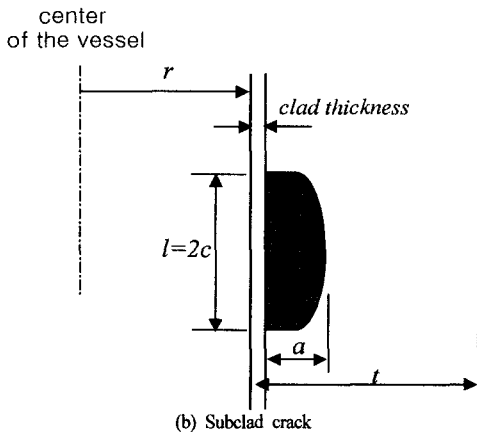
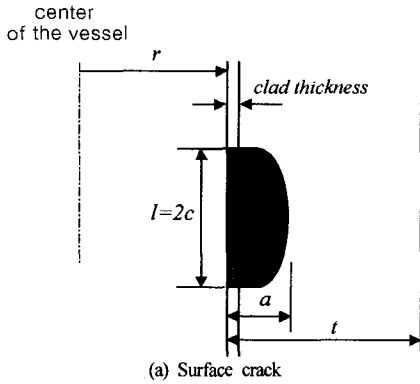


Fig. 2. Postulated cracks

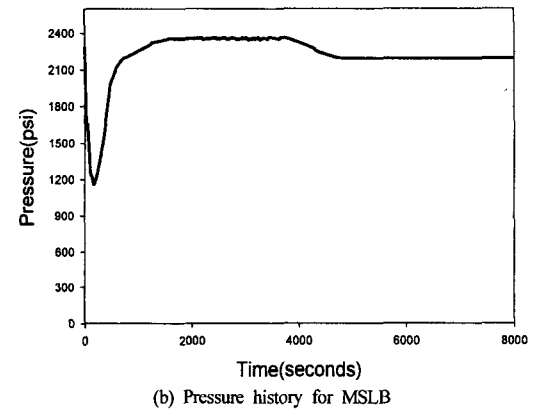
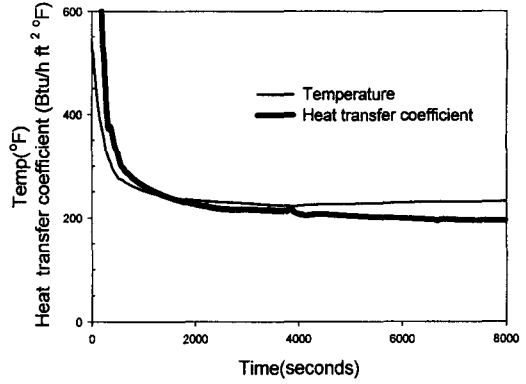


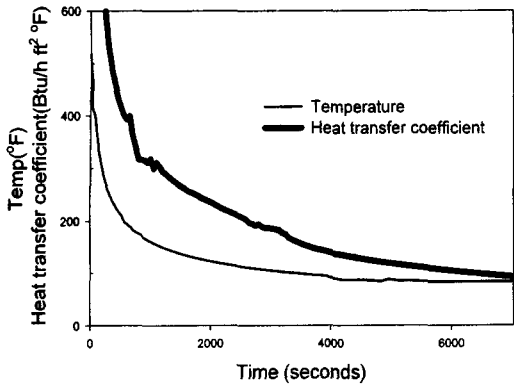
Fig. 3. History plot for MSLB

Table 3. Material properties of base and weld metal(3/4Ni-1/2Mo-1/3Cr-V)

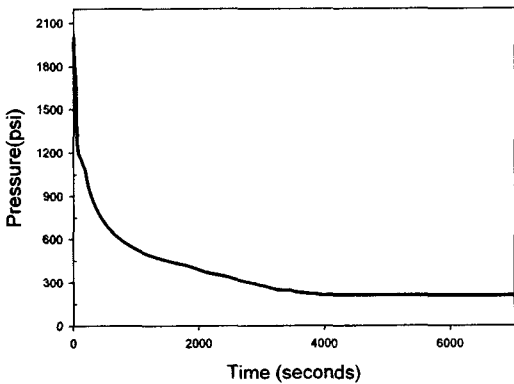
Temperature(°F)	70	100	200	300	400	500	600	700	800
Modulus of elasticity × 10 ⁶ (psi)	27.8	-	27.1	26.7	26.1	25.7	25.2	24.6	23.0
Poisson's ratio	0.3	0.3	0.3	0.3	0.3	0.3	0.3	0.3	0.3
Thermal conductivity (Btu/hr-ft-°F)	23.6	23.7	24.0	23.9	23.6	23.1	22.4	21.7	21.0
Thermal diffusivity (ft ² /hr)	0.454	0.447	0.427	0.406	0.385	0.362	0.339	0.316	0.293
Mean thermal expansion coefficient × 10 ⁻⁶ (in/in-°F)	-	6.50	6.67	6.87	7.07	7.25	7.42	7.59	7.76
Yield strength(ksi)	50.0	50.0	47.2	45.2	44.5	43.2	42.0	40.6	38.8
Specific heat(Btu/lb-°F)	0.106	0.108	0.115	0.120	0.125	0.130	0.135	0.140	0.147

Table 4. Material properties of cladding (23Cr-12Ni)

Temperature(°F)	70	100	200	300	400	500	600	700	800
Modulus of elasticity × 10 ⁶ (psi)	28.3	-	27.6	27	26.5	25.8	25.3	24.8	24.1
Poisson's ratio	0.3	0.3	0.3	0.3	0.3	0.3	0.3	0.3	0.3
Thermal conductivity (Btu/hr-ft-°F)	8.2	8.3	8.8	9.3	9.8	10.2	10.7	11.2	11.6
Thermal diffusivity (ft ² /hr)	0.139	0.140	0.145	0.152	0.155	0.160	0.165	0.170	0.175
Mean thermal expansion coefficient × 10 ⁻⁶ (in/in-°F)	-	8.87	9.02	9.10	9.14	9.18	9.21	9.25	9.28
Yield strength(ksi)	30.0	30.0	27.0	25.3	23.8	22.5	21.3	20.3	19.4
Specific heat(Btu/lb-°F)	0.120	0.121	0.124	0.127	0.129	0.130	0.133	0.135	0.136



(a) Temperature and heat transfer coefficient history for SBLOCA



(b) Pressure history for SBLOCA

Fig. 4. History plot for SBLOCA

자로용기의 기하학적 형상과 하중조건에 대한 대칭성을 고려하여 Fig. 5와 같은 유한요소 모델을 설정하였다. 모델에서 균열에 대한 경계조건은 적용시키지 않았다. 다만 균열선단 부근에서의 상세한 결과를 위하여 균열선단 부근의 요소를 잘게 나누었다. 상용 유한요소 프로그램인 ANSYS를 이용하였고, 비정상 열전달을 해석하기 위한 8절점 열요소(plane77)와 응력해석을 위한 8절점 이차원 요소(plane82)를 이

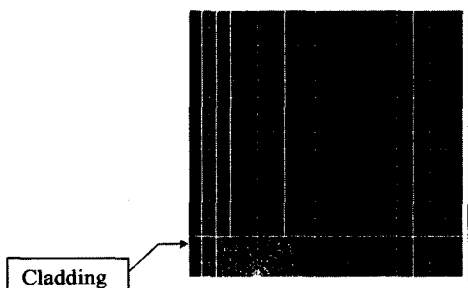


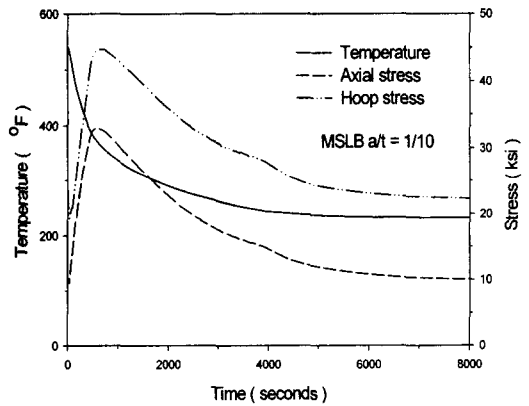
Fig. 5. Two dimensional element model

용하였다.

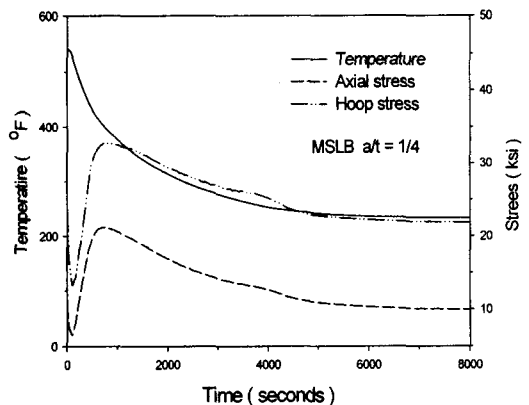
용기내부에서의 시간에 따른 온도분포를 구하기 위한 열해석에는 Fig. 3과 Fig. 4에 주어진 각 초기 사건에 따른 온도와 열전달계수의 이력을 사용하였고, 재료의 밀도, 비열, 열전도도는 온도의 함수로 하였으며, 용기의 외부표면에는 단열조건을 적용하였다.

또한 열응력을 계산할 때 사용되는 기준온도(reference temperature)로는 각 초기사건이 발생했을 때의 초기온도를 적용하였다. 이때 주증기관 파단사고의 기준온도는 541.5°F이며 소형냉각제 손실사고의 기준온도는 518.5°F이다.

열해석을 행한 후 각 초기사건에 따라 구해진 Fig. 3과 Fig. 4의 각 시간에서의 압력을 내벽에 적용시켜 응력해석을 행하였다. 원자로용기 내벽에는 범선 방향으로 내압이 작용하고 있기 때문에 원자로용기 끝단에는 내압에 의한 축방향의 응력이 작용하게



(a) $a/t = 1/10$



(b) $a/t = 1/4$

Fig. 6 Temperature and stress histories at crack tip for MSLB

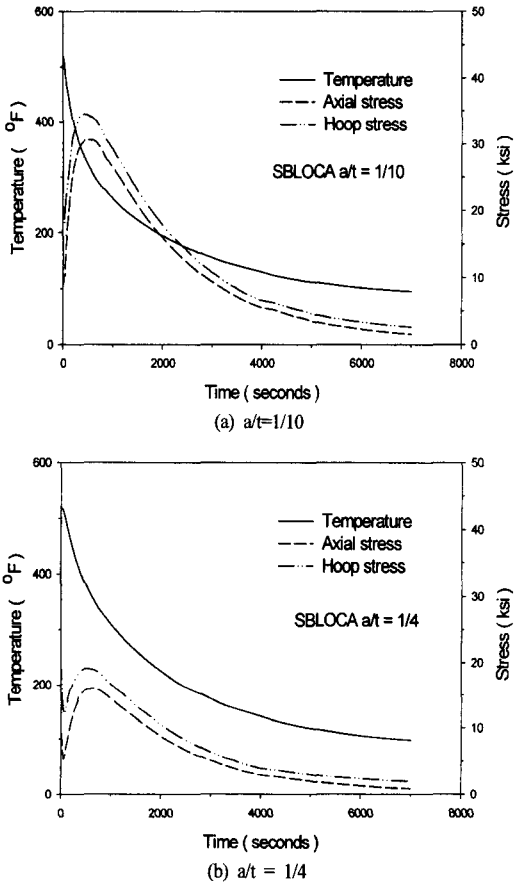


Fig. 7. Temperature and stress histories at crack tip for SBLOCA

된다. 본 해석에서는 내벽 압력의 4.733~4.782배를 축방향 응력으로 적용하였다.

Fig. 6과 Fig. 7은 각 초기사건에 대하여 해석한 균열선단에서의 시간에 따른 온도와 응력의 변화를 나타낸 것이다. 여기서 보면 $a/t = 1/4$ 에서 보다 $a/t = 1/10$ 에서의 응력이 큰 값을 보였으며 원주방향의 응력이 축방향 응력보다 상대적으로 큰 값을 보였다. 또한 축방향과 원주방향 응력의 차이는 SBLOCA보다 MSLLB에서 크게 나타났다.

3. 최대허용 RT_{NDT} 결정

3.1. 응력강도계수 해석

응력강도계수 계산에는 3가지 방법을 이용하였다. 이 중 ASME 보일러 및 압력용기 코드 섹션 XI에서 제시한 방법과 유한요소 교호법을 이용하는 방법에서는 2차원 유한요소해석을 통해 구한 응력

을 적용하여 응력강도계수를 계산하였다.

ASME 보일러 및 압력용기 코드 섹션 XI에서 제시된 반타원형 표면균열에 대한 응력강도계수 K_I 를 구하는 식은 다음과 같다.²⁾

$$K_I = (M_m \sigma_m + M_b \sigma_b) \sqrt{\pi a/Q} \quad (1)$$

여기서, σ_m 은 막응력(membrane stress), σ_b 는 굽힘응력(bending stress), M_m 은 막응력계수(correction factor for membrane stress), M_b 는 굽힘응력계수(correction factor for bending stress), Q 는 결함형상계수(flow shape parameter) 그리고 a 는 결함깊이이다. 이때 막응력과 굽힘응력은 벽 두께를 고려하여 균열위치에서의 비선형 응력분포를 선형화하여 구한다.

ASME식을 이용한 해석 결과의 정확성을 검토하기 위하여 ASME식을 이용하여 구한 결과 중 축방향 관통균열과 원주방향 관통균열에 대해 유한요소 교호법을 이용하여 문제를 해석한 후 그 결과를 ASME식을 이용한 해석결과와 비교하였다.

유한요소 교호법의 적용에는 박재학, 김만원 등³⁾에 의하여 개발된 유한요소 교호법 프로그램을 이용하였다.

2차원 유한요소해석의 결과로 도출해 낸 응력상태와 응력강도계수는 원주방향 균열에서보다 축방향 균열에서 상대적으로 큰 값을 나타냄을 알 수 있다. 따라서 3차원 유한요소해석에서는 축방향 반타원 균열만을 해석하여 ASME 섹션 XI의 해석방법과 비교하였다.

원자로용기 내부에 존재하는 축방향 삼차원 균열의 경우 대칭조건을 고려하여 Fig. 8과 같이 전체의

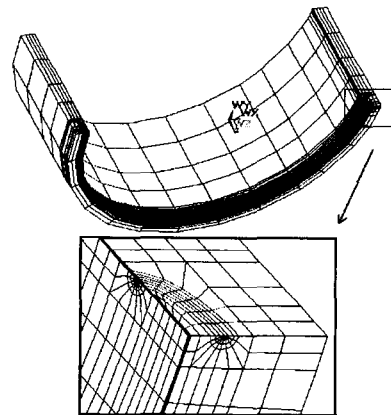


Fig. 8. Three dimensional finite element model

1/4만을 모델링하였다. 비정상 열전달을 해석하기 위해 8절점의 요소(solid 70)를 이용하였으며 정확한 해를 얻기 위해 균열선단 부근에는 20절점의 요소(solid 90)를 이용하였다.

응력해석과 응력강도계수를 구하기 위해서 각 절점에 대해 3개의 자유도를 갖는 8절점 요소(solid 45)를 이용하였으며 균열선단 부근에는 20절점 요소(solid 95)를 사용하였다.

균열을 고려하지 않고 ASME 섹션 XI과 유한요소 교호법(finite element alternating method ; FEAM)을 이용하여 응력강도계수를 구했던 2차원 유한요소해석과는 다르게 3차원 유한요소해석에서는 균열을 고려하여 모델링을 하였다. 3차원 유한요소해석은 균열깊이 방향의 균열선단에서 3개의 절점 변위를 이용하여 응력강도계수를 구한다.

관통 균열에 대하여 ASME식을 이용하여 응력강도계수를 구하였다. Fig. 9에서 Fig. 12는 MSLB의 초기 사건에 대한, 그리고 Fig. 13에서 Fig. 16은 SBLOCA의 초기사건에 대한 결과이다. 해석 결과의 정확성을 검토하기 위하여 유한요소 교호법을 이용하여 몇 가지 문제를 해석한 후 그 결과를 ASME식을 이용한 해석결과와 비교하였다.

MSLB의 축방향 표면 관통균열(T1C2, T1C4)에서 약간의 차이를 보이긴 하였지만 대체로 두 해석방법에 의한 결과가 일치함을 보였다. 응력강도계수의 최고값에 도달하는 시간은 유한요소 교호법으로 해석했을 경우 420초에서 615초 사이에서 발생했다. 반면에 ASME식을 이용했을 때에는 좀더 넓은 영역에서 응력강도계수가 최고값에 도달하였다. 이러한 차이를 보이는 이유에는 FEAM에서는 균열면에서의 응력분포를 가우스 적분점에 대해 보간하였으

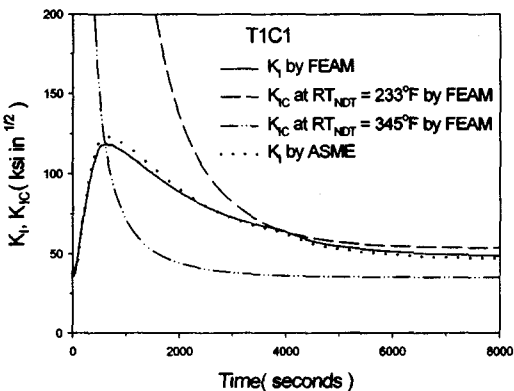


Fig. 9. A distribution of stress intensity factors for T1C1

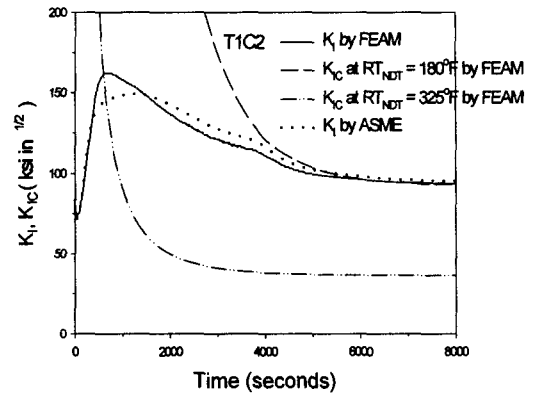


Fig. 10. A distribution of stress intensity factors for T1C2

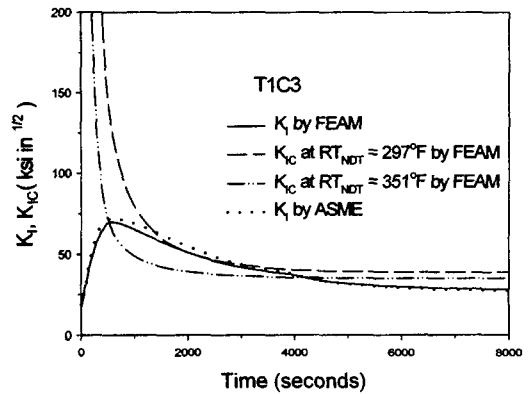


Fig. 11. A distribution of stress intensity factors for T1C3

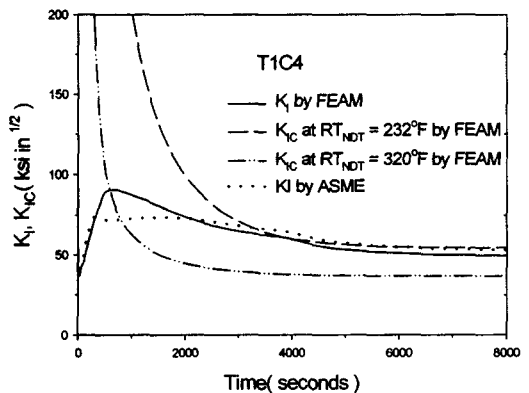


Fig. 12. A distribution of stress intensity factors for T1C4

로 두 점을 이용하여 보간하는 ASME식보다 좀더 실제적에 가까운 응력분포를 사용하여 해석한 값이기 때문이라 판단된다.

3차원 유한요소해석을 통해 얻은 축방향 반타원 표면균열(T1C8과 T2C8)의 응력강도계수 변화를 ASME

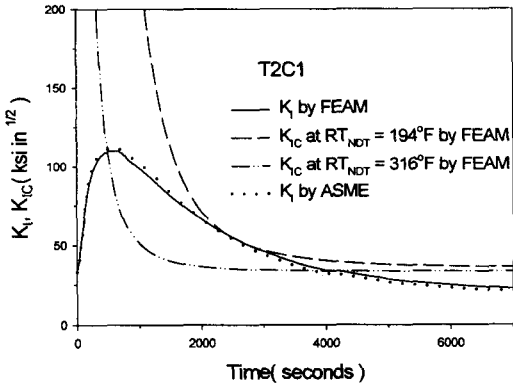


Fig. 13. A distribution of stress intensity factors for T2C1

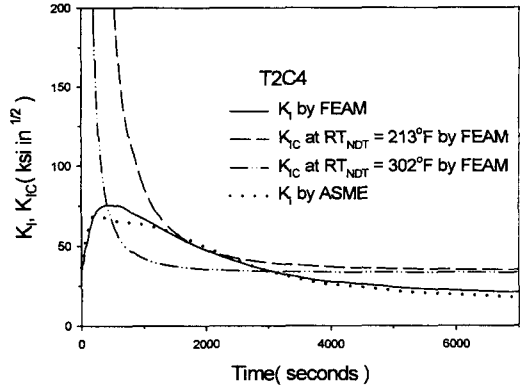


Fig. 16. A distribution of stress intensity factors for T2C4

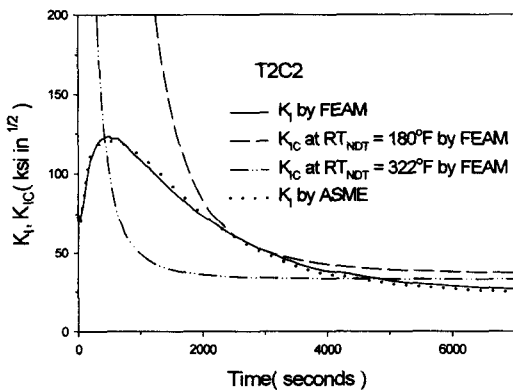


Fig. 14. A distribution of stress intensity factors for T2C2

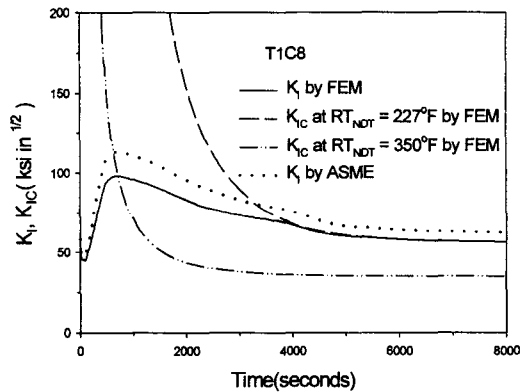


Fig. 17. A distribution of stress intensity factors for T1C8

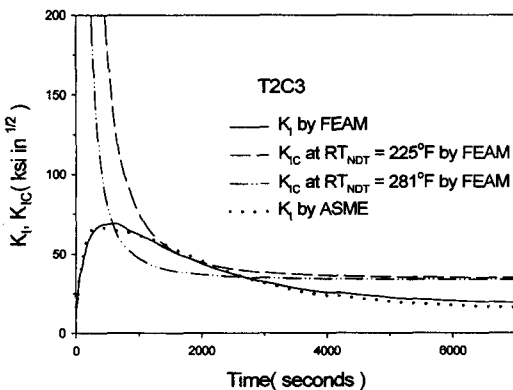


Fig. 15. A distribution of stress intensity factors for T2C3

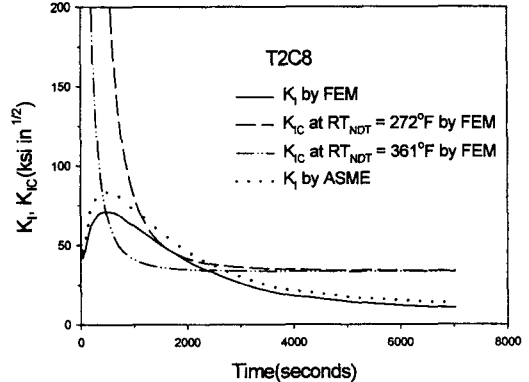


Fig. 18. A distribution of stress intensity factors for T2C8

식을 이용하여 구한 응력강도계수와 비교하여 Fig. 17과 Fig. 18에 나타내었다. ASME식을 이용하여 구한 응력강도계수 분포가 3차원 유한요소해석을 통해 구한 값보다 크게 나타났다. ASME식에 의하여 응력강도계수를 구할 때 결합형상계수 Q에는 항복

강도를 고려하기 때문에 3차원 유한요소해석을 수행한 결과보다 더 보수적임을 알 수 있다.

Fig. 19와 Fig. 20은 반타원 내부균열(T1C10과 T2C10)에 대해 3차원 유한요소 해석을 수행하여 구한 응력강도계수의 변화를 나타낸다. T1C10인 경우 최대

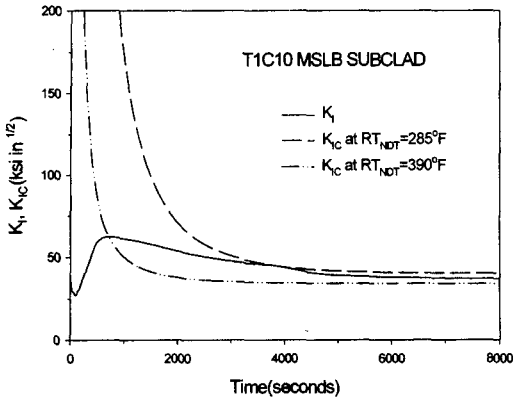


Fig. 19. Determination of allowable RT_{NDT} for an axial subclad crack ($a/l=1/6$, $a/t=1/4$) for MSLB

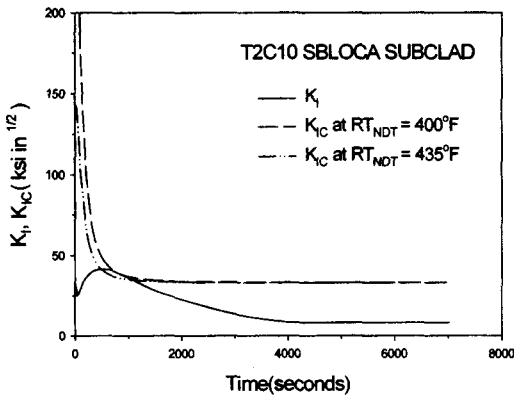


Fig. 20. Determination of allowable RT_{NDT} for an axial subclad crack ($a/l=1/6$, $a/t=1/4$) for SBLOCA

응력강도계수는 $63 \text{ ksi}\sqrt{\text{in}}$ 이고 T2C10인 경우는 $41 \text{ ksi}\sqrt{\text{in}}$ 이다.

3.2. 파괴인성치 계산

응력강도계수가 결정되면 재료의 파괴인성치 K_{IC} (plane strain fracture toughness) 및 K_{IA} 와 비교하여 균열거동을 평가한다. 외부하중이 작용되는 균열에서의 K_I 값이 재료의 K_{IC} 값과 같게 되면 균열이 성장을 시작할 수 있고, 동적으로 성장하고 있는 균열에서의 K_I 값이 낮아져 재료의 K_{IA} 에 도달하면 균열 성장이 정지(arrest)된다.

K_{IA} 와 K_{IC} 는 ASME 보일러 및 압력용기 코드 섹션 XI, 부록 A에 제시된 다음 식을 이용하여 온도의 함수로 예측할 수 있다.

$$K_{IA} = 26.8 + 1.233 e^{0.0145(T - RT_{NDT} + 160)} \quad (2)$$

$$K_{IC} = 33.2 + 2.806 e^{0.020(T - RT_{NDT} + 100)} \quad (3)$$

식(2) 및 식(3)에서 K_{IA} , K_{IC} 의 단위는 $\text{ksi}\sqrt{\text{in}}$ 이고 온도의 단위는 $^{\circ}\text{F}$ 이다.

일반적인 선형 탄성파괴역학에 따르면 K_I 이 K_{IC} 보다 커지는 시점에서 균열이 진전된다. 하지만 McGowan⁵⁾와 Curry⁶⁾ 등의 연구에 의하면 재료에 고온 고압이 가해진 후는 낮은 온도에서 파괴인성치가 현격히 증가하는 현상(warm prestress effect, WPS)을 보여주고 있다. 따라서 WPS를 고려하면 K_I 이 증가하는 중에, 즉 K_I 이 최대값에 도달하기 전에 K_I 이 K_{IC} 보다 커질 때에 균열 전파가 발생하고, K_I 이 감소하는 중에는 K_I 값이 비록 K_{IC} 와 같아지더라도 균열전파가 발생되지 않는다.

이에 본 논문에서는 이러한 이론에 근거하여 Fig. 21에 제시된 것처럼 $dK_I/dt = dK_{IC}/dt$ 와 $K_I = K_{IC}$ 의 두 가지 조건을 만족할 때의 RT_{NDT} 를 구하는 접선기준(tangent criterion)과 K_I 의 최대값이 K_{IC} 와 일치할 때의 RT_{NDT} 를 구하는 최대기준(maximum criterion)에 대하여 최대허용 RT_{NDT} 를 계산하였다. 이때 식(2) 및 식(3)의 계산에서 온도는 해당 시간에서의 균열 선단에서의 온도이다.

Fig. 9에서 Fig. 20의 각 경우의 응력강도계수 변화에 대하여 접선 기준과 최대 기준에 의하여 최대허용 RT_{NDT} 를 계산하였다. 얻어진 최대허용 RT_{NDT} 와 응력강도계수의 최고치 도달시간을 함께 Table 5에 정리하였다. Table 5의 첫 번째 칼럼에서 *표시는 유한요소 교호법에서 구한 값, **표시는 유한요소법에서 구한 값을 의미한다.

ASME 식(1)로부터 계산된 응력강도계수에 대하여 접선기준과 최대기준으로부터 계산된 최대허용

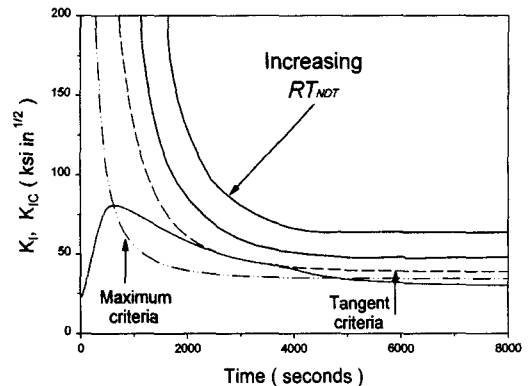


Fig. 21. Determination of maximum allowable RT_{NDT}

RT_{NDT} 값은 축방향의 균열이 원주방향의 균열보다 작은 값을 나타내고 있으며 균열깊이가 $a/t=1/4$ 인 균열이 $a/t=1/10$ 인 균열보다 작은 값으로 되었다.

유한요소 교호법을 수행하여 얻은 응력강도계수에 대하여 접선기준과 최대기준으로부터 계산된 최대허용 RT_{NDT} 값은 ASME식을 이용한 해석과 비교할 때 접선기준 최대허용 RT_{NDT} 의 차이는 9°F 이하로 작은 반면에, 최대기준 최대허용 RT_{NDT} 는 TIC2인 경우에 54°F, TIC4인 경우에 59°F, T2C4인 경우는 73°F의 차이를 보였다.

3차원 유한요소해석을 통해 얻은 축방향 반타원 표면균열(TIC8과 T2C8)과 반타원 내부균열(TIC10과 T2C10)의 응력강도계수에 대하여 접선기준과 최대기준으로부터 계산된 최대허용 RT_{NDT} 값을 보면 TIC10인 경우 285°F와 390°F이고 T2C10인 경우는 400°F와 435°F이다. T2C10인 경우는 접선기준과 최대기준 최대허용 RT_{NDT} 의 차이가 크지 않았으며 접선기준 최대허용 RT_{NDT} 에서 최대기준 최대허용 RT_{NDT} 에 이르는 시간이 짧았다.

4. 결론

원자로 압력용기에 있을 수 있는 여러 가지 균열 상황을 가정하여 응력분포와 응력강도계수를 구하였다. 접선기준과 최대기준을 적용하여 최대허용 RT_{NDT} 로부터 결정하였다.

1) 응력해석 결과 원주방향 열응력이 축방향 열응력보다 큼을 알 수 있었다. 또한 열응력 발생 후 재가압되는 현상을 보인 MSLB가 재가압 현상이 없는 열충격 사건인 SBLOCA보다 축방향응력과 원주방향응력의 차이가 컸다.

2) MSLB의 경우, 원주방향 응력이 축방향 응력에 비하여 크기 때문에 동일한 형상인 경우 축방향 균열에서의 응력강도계수가 원주방향 균열에서보다 높았다.

3) ASME식과 유한요소교호법을 비교한 응력강도계수 결과를 비교한 결과 원주방향 균열은 잘 일치하는 경향을 보였고 축방향 균열에서는 약간의 차이를 보였다.

4) MSLB 초기사건에서의 최대허용 RT_{NDT} 를 살펴보면, 접선기준 RT_{NDT} 는 원주방향보다 축방향 균열에 있어서 22%~28% 작은 값을 나타냈으며 최대기준에 있어서는 $a/t = 1/10$ 인 경우에 오히려 11% 증가를 나타냈지만 나머지 경우에 있어서는 10%~20%

Table 5. Maximum stress intensity factors and allowable RT_{NDT}

Case	Maximum stress intensity factor		Maximum allowable RT_{NDT}			
			Tangent criteria		Maximum criteria	
	ksi	\sqrt{in}	°F	second	°F	second
TIC1	123	645	235	3829	338	645
TIC1*	119	615	233	3830	345	615
TIC2	149	1245	179	5671	271	1245
TIC2*	162	615	180	6194	325	615
TIC3	72	584	288	1893	341	585
TIC3*	697	525	297	1972	351	525
TIC4	75	345	225	3830	379	345
TIC4*	90	600	232	3820	320	600
TIC7	81	630	298	2616	371	630
TIC8	114	720	216	5554	335	720
TIC8**	98	720	227	5791	350	720
TIC10**	63	720	285	3705	390	720
T2C1	112	600	197	2276	295	600
T2C1*	110	500	194	2385	316	500
T2C2	120	500	182	2562	308	500
T2C2*	123	430	180	2598	322	430
T2C3	67	360	219	1699	327	360
T2C3*	69	580	225	1727	281	580
T2C4	69	200	207	1878	375	200
T2C4*	76	420	213	1769	302	420
T2C7	74	600	266	1514	329	600
T2C8	83	470	247	1746	342	470
T2C8**	71	480	272	1634	361	480
T2C10**	41	490	400	767	435	490

의 감소를 나타냈다. 또한, 균열의 깊이에 따른 RT_{NDT} 의 영향은 접선기준과 최대기준 모두에서 균열깊이가 클수록 RT_{NDT} 는 작아졌다.

5) SBLOCA 초기사건에서의 최대허용 RT_{NDT} 를 살펴보면, 접선기준 RT_{NDT} 는 원주방향보다 축방향 균열에 있어서 5%~8% 작은 값을 나타냈으며 최대기준에 있어서는 4%~15%의 증가를 나타냈다. SBLOCA인 경우는 압력의 재상승이 일어나지 않는 단순 열충격사고이기 때문에 균열 방향의 영향이 크지 않았다. 또한, 균열의 깊이에 따른 RT_{NDT} 의 영향은 접선기준과 최대기준 모두에서 균열깊이가 클수록 RT_{NDT} 는 작아졌다.

감사의 글 : 본 논문은 한국과학재단 산하 성균관대학교 선업설비 안전성평가 연구센터의 연구비 지원으로 이루어진 것으로, 이에 관계자 여러분께 감사드립니다.

참고문헌

- 1) USNRC, Fracture toughness requirements for pro-

- tection against pressurized thermal shock events, 10 CFR 50.61, 1996.
- 2) ASME, ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Section XI, Appendix A, 1986.
 - 3) 박재학, 김만원, S. N. Atluri, "등방성 유한판 내에 존재하는 곡선균열의 유한요소 교호법을 이용한 해석", 대한기계학회논문집, A권, 제22호, pp. 2296~2304, 1998.
 - 4) 정명조, 박윤원, 장창희, 정일석, "주중기관 과단사고에 대한 원자로 용기의 가압열충격 해석," 한국전산구조공학회논문집, Vol. 12, No. 3, pp. 271~279, 1999.
 - 5) J. J. McGowan, "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, 1979.
 - 6) D. A. Curry, "A Model for Prediction the Influence of Warm Prestressing and Strain Ageing on the Cleavage Fracture Toughness of Ferritic Steels," International Journal of Fracture, Vol. 22, pp. 145~159, 1983.
 - 7) M. J. Jhung and Y. W. Park, "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, 1999.
 - 8) 이택진, 최재봉, 김영진, 박윤원, 정명조, "원자로용기 건전성평가를 위한 RVIES 시스템의 개발," 대한기계학회논문집, A권, 제24권, 제8호, pp. 2083~2090, 2000.
 - 9) USNRC, Radiation Embrittlement of Reactor Vessel Materials, Regulatory Guide 1.99, Rev. 2, US Nuclear Regulatory Commission, May, 1988.
 - 10) P. C. Paris and G. C. Sih, "Stress Analysis of Cracks," in Fracture Toughness and Testing and its Applications, American Society for Testing and Materials, Philadelphia, STP 381, pp. 30~83, 1965.