2001 춘계학술발표회 논문집
한국원자력학회

가압열충격에 대한 일체형원자로 SMART의 파괴역학 평가

Fracture Mechanics Evaluation of the Integral Reactor SMART under Pressurized Thermal Shock

김종욱, 최순, 박근배

한국원자력연구소
대전광역시 유성우체국 사서함 105

요약

일체형원자로 SMART의 경우, 증기발생기, 가압기 그리고 펌프와 같은 주요기기들이 단일 압력용기 안에 내장되어 있다. 그러므로 압력용기의 구조건전성을 보장하기 위하여 구조건전성 평가절차와 방법론의 개발이 필요하다. 본 연구의 목적은 유한요소해석을 이용하여 가상 가압열충격을 받는 SMART 압력용기의 구조건전성을 평가하는 것이다. 파괴역학해석은 ABAQUS를 이용하여 수행하였다. 균열형상비와 클래드의 두께에 따른 영향을 고려하였고 또한 이러한 변수에 따른 기준무연성 천이온도의 영향을 알아보았다.

Abstract

In the integral type reactor, SMART, all the major components such as steam generators, pressurizer and pumps are located inside the single reactor pressure vessel. Thus, it is necessary to develop the structural integrity evaluation procedure and the adopted methodologies in order to assure the structural integrity of reactor vessel. The objective of this study is to evaluate the structural integrity for RPV of SMART under the postulated pressurized thermal shock by applying the finite element analysis. The fracture mechanics analysis was performed using the ABAQUS. The crack aspect ratio and the clad thickness were considered in the parametric study. Also, The effects of these parameters on the reference nil-ductility transition temperature were investigated on the basis of analyses.

1. 서 론

최근 세계적으로 원자력 에너지의 평화적 활용범위를 전력생산 이외의 분야로 넓히기 위한 노력이 활발하게 이루어지고 있으며 이와 관련하여 중소형 신형원자로의 개발에 대한 관심이 높아지고 있는 실정이다. 한국원자력연구소(KAERI)는 원자로 기술의 고도화 및 첨단화를 통한 향후 원자력에너지활용의 다변화에 대비한 시장의 기술력 선점을 목표로 다목적 활용을 위한 일체형원자로 SMART(System-integrated Modular Advanced ReacTor)를 개발하고 있다[1]. 기존의 분리형원자로는 원자로용기, 증기발생기, 가압기, 그리고 주냉각재펌프가 각각 별개의 압력용기로 존재하며 그 사이를 고온관(hot leg), 저온관(cold leg), 밀림관(surge line) 등의 배관으로 연결시킨 형태로 구성되어 있으며 각각의 증기발생기에 대하여 독립된 순환회로를 가지고 있다. 이에 반해 일체형원자로 SMART는 주요 기기들이 모두 단일 원자로용기 내에 위치하여 계통이 단순화되며 안전성과 신뢰성을 강조하고 공간활용면에서도 유리할 뿐만 아니라 방사선의 효율적 차폐가 가능한 상태에서 그 기능을 수행하도록 설계되어 있다.

새로운 원자로를 개발하는 경우에는 기존의 원자로와 비교할 때 여러 가지 새로운 개념이 적용되므로 개발초기 단계에서부터 구조해석 절차와 방법론의 개발이 상당히 중요하다[2,3]. 특히 SMART 원자로 압력용기는 방사선이 외부로 유출되는 것을 막는 방호용기 역할을 수행하며, 정상운전과 사고시 발생하는 하중으로부터 노심과 각종 기기를 보호하며 내부에 장치된 부품을 제자리에 위치시키고 지지하는 역할을 수행하는 중요한 구조물로써, 엄격한 법규 및 기준에 따라 설계 및 제작되어야 하며, 이에 대한 구조건전성 평가가 수행되도록 규정하고 있다. 10 CFR 50.61[4]은 압력용기의 가압열충격(Pressurized Thermal Shock) 방지 요건에 관한 규정이다. 비상 운전조건중 하나인 가압열충격은 내압이 유지 또는 재상승하는 상태에서 심한 냉각이 발생하는 사고[5~8]를 말하며, 이는 대형 냉각재 상실사고시의 단순한 열충격문제와는 달리 다음과 같은 가상사고를 일으킬 수 있다. 즉, 심한 냉각으로 인해 발생한 열응력은 내압으로 인한 응력과 합해져서 용기벽 내부에 큰 인장응력을 발생시키는 한편 냉각에 의해 용기벽의 온도가 기준무연성 천이온도보다 낮아지게 되면 재료의 파괴인성치가 현저하게 감소한다. 이때 용기내벽에 존재하는 균열은 인장응력상태로 인해 비선형 파괴거동을 나타낼 수 있다

따라서 본 연구에서는 원자로의 일차압력경계인 압력용기의 응력해석을 수행하고 이를 기반으로 가상 가압열충격을 받는 SMART 원자로 압력용기내에 원주방향 균열을 포함한 경우에 대해 구조건전성을 평가하였다. 우선 사고 transient에 대하여 원자로 압력용기내의 압력과 주입되는 냉각재의 온도변화가 주어지면 이들로부터 시간에 따른 압력용기에서의 온도와 응력분포를 구하고 이를 기반으로 균열크기에 따라 응력확대계수 K_I을 계산하였고, 이를 ASME code Section XI, Appendix A[9]에 따라 K_{IC}를 구하여 균열 성장거동을 예측하였다. 또한 클래드부가 균열성장에 미치는 영향을 평가하기 위한 해석이 수행되었다.

2. 관련 이론

2.1 최대 허용 무연성 천이온도[9]

균열선단에서의 시간에 따른 온도분포로부터 기준 무연성 천이온도(nil-ductility reference temperature : RT_{NDT})를 가정하면 정지하고 있는 균열의 전파여부를 판단하는 파괴인성치 K_{IC}를 다음과 같이 구할 수 있다.

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

균열선단에서의 응력확대계수 K_I과 파괴인성치의 변화를 시간에 따라 비교하여 K_I이 K_{IC}보다 클 때 균열이 전파하기 시작하므로 RT_{NDT}를 변화시키면서 K_I이 K_{IC}보다 최초로 커지는 K_{IC}곡선을 구하면 이때의 RT_{NDT}가 최대 허용값이 된다.

2.2 가압열충격 해석절차

USNRC에서는 가압열충격에 의한 사고발생여부를 평가하기 위한 평가 절차를 제시하고 있으며 그림 1과 같다.

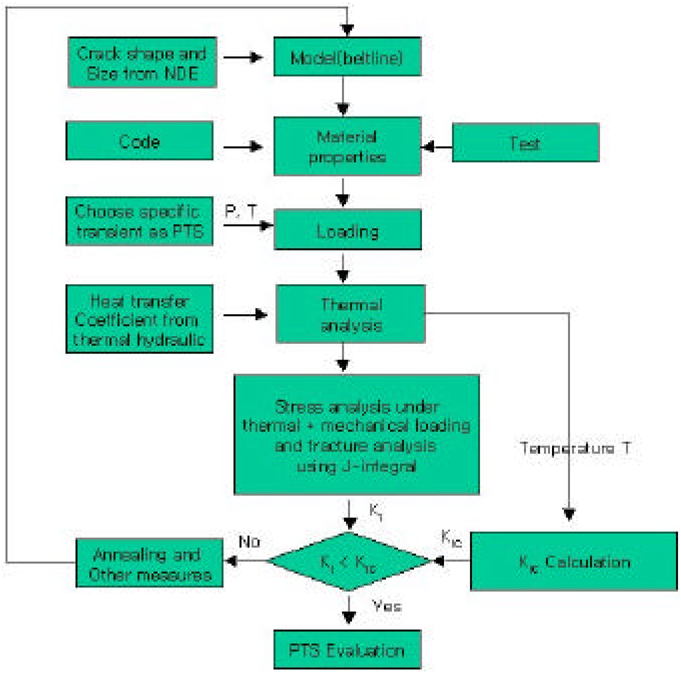

그림 1 가압열충격 해석절차

3. 유한요소 해석모델

3.1 압력용기의 응력해석모델

본 연구에서는 원자로의 일차압력경계인 압력용기의 건전성을 평가하기 위해 내경이 4100mm, 벽두께 256mm, 클래드 두께 8mm인 SMART 원자로용기 집합체의 압력경계를 형성하는 용기, 환형덮개 및 중앙덮개를 그림 2와 같이 노즐의 영향을 무시하고 대칭조건을 고려하여 용기모델을 단순화시켰다. 원자로용기의 구조건전성 평가에 사용된 용기의 모재와 클래드부

의 온도변화에 따른 재료물성치는 각각 표 1, 2와 같으며, 재료의 기계적 성질인 탄성계수 (E)는 온도증가에 따라 감소하게 되므로 정상운전시 노심의 출구온도인 315℃를 택하여 보수적인 응력값을 얻도록 하였다.

표 1 SMART 원자로압력용기의 모재에 대한 기계적 특성

Temperature [$^{\circ}C$]	21.1	37.8	93.3	148.9	204.4	260.0	315.6	371.1
Modulus of elasticity [GPa]	191.7	-	186.9	184.1	180.0	177.2	173.8	169.6
Poisson's ratio	0.3	0.3	0.3	0.3	0.3	0.3	0.3	0.3
Thermal conductivity [$W/m^{o}C$]	40.8	41.1	41.6	41.3	40.8	40.0	38.8	37.5
Thermal diffusivity ($X10^{-5}$) [m^2/s]	1.17	1.15	1.10	1.05	0.99	0.93	0.88	0.82
Thermal expansion coeff.($X10^{-6}$)[$1/^{o}C$]	11.54	11.75	12.47	13.14	13.79	14.45	15.03	15.55

표 2 SMART 원자로압력용기의 클래드에 대한 기계적 특성

Temperature [$^{\circ}C$]	21.1	37.8	93.3	148.9	204.4	260.0	315.6	371.1
Modulus of elasticity [GPa]	195.1	-	190.3	186.2	182.7	177.9	174.4	171.0
Poisson's ratio	0.3	0.3	0.3	0.3	0.3	0.3	0.3	0.3
Thermal conductivity [$W/m^{o}C$]	14.2	14.4	15.2	16.1	17.0	17.7	18.5	19.4
Thermal diffusivity ($X10^{-5}$) [m^2/s]	0.36	0.36	0.37	0.39	0.40	0.41	0.43	0.44
Thermal expansion coeff.($X10^{-6}$)[$1/^{o}C$]	15.86	16.00	16.31	16.51	16.69	16.79	16.90	17.05

3.2 원자로용기의 파괴역학 해석모델

원자로용기의 내벽에 원주방향 균열을 포함하는 경우, 균열형상비 a/t= 0.1, 0.25에 대한 해석을 위해 용기의 기하학적 형상과 하중조건의 대칭성을 고려하여 그림 3과 같은 축대칭 유한요소해석모델을 구현하였다. 내압이 원자로용기 내벽에 작용하게 되면 용기 끝단에는 내압으로 인한 축방향 인장응력이 발생하게 된다. 이때 해당부위에 작용하게 되는 축방향 인장응력은 압력용기의 응력해석으로부터 구한 축방향 응력분포를 고려하여 해석에 사용하였다. 또한 원자로용기의 가상 가압열충격해석을 위한 하중조건인 압력, 냉각재의 온도 및 열전달계수는 그림 4~6과 같다. 균열면에서는 내압만을 법선방향으로 작용시켰으며, 물리적 특성을 고려하여 온도변화와 열전달로 인한 열적하중은 무시하였고 외벽은 단열된 상태로 가정하였다.

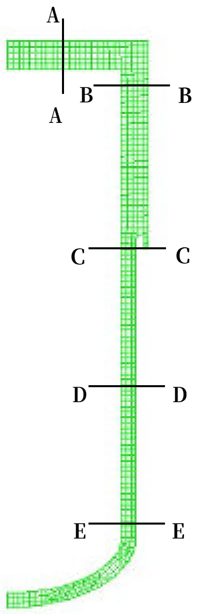

그림 2 원자로집합체의 유한요소모델

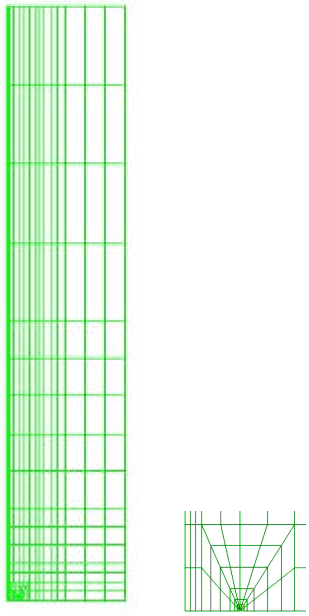

그림 3 원주방향 균열을 포함한
2차원 유한요소모델(a/t=0.1)

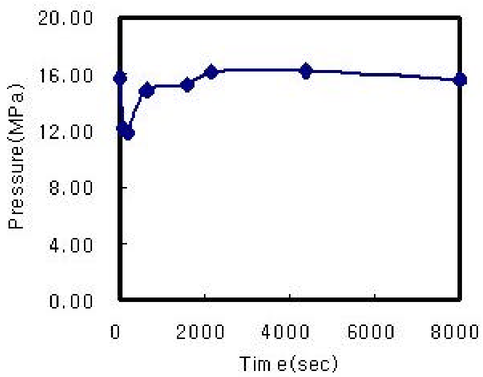

그림 4 가상 냉각재상실사고의 압력이력

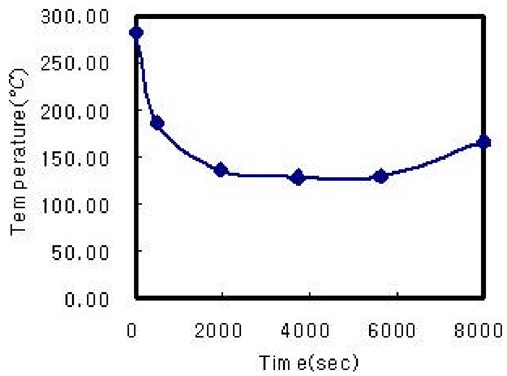

그림 5 가상 냉각재상실사고의 온도이력

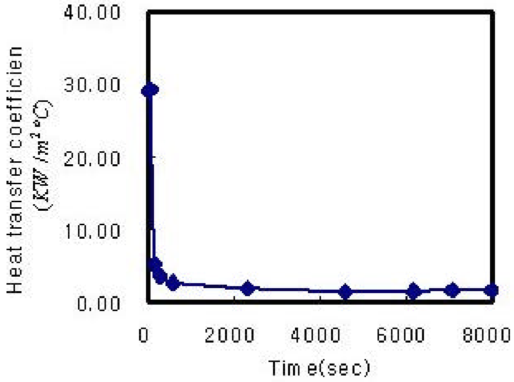

그림 6 가상 냉각재상실사고의 열전달계수이력

4. 해석결과 및 검토

4.1 압력용기의 응력해석 결과

본 연구에서는 원자로의 일차압력경계인 압력용기의 건전성을 평가하기 위해 SMART 원자로용기 집합체의 압력경계를 형성하는 용기, 환형덮개 및 중앙덮개가 설계압력을 받을 경우에 대한 응력해석을 수행하였다. 그림 7은 내압이 작용할 때의 변형을 나타낸 것으로 최대 변형은 상·하부덮개의 중심부분에서 발생하였다. 그림 8~10은 내압이 작용한 경우에 대한 플랜지 및 하부덮개에서의 전단응력분포를 나타낸 것이다. 해석결과 최대전단응력은 지지스커드부위에서 발행하였으며 그 값은 134MPa이었다.

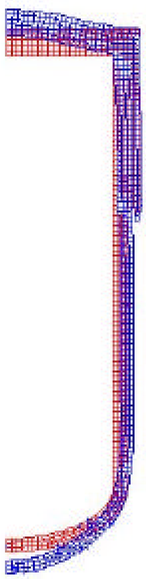

그림 7 설계압력 작용시의 원자로 집합체의 변형

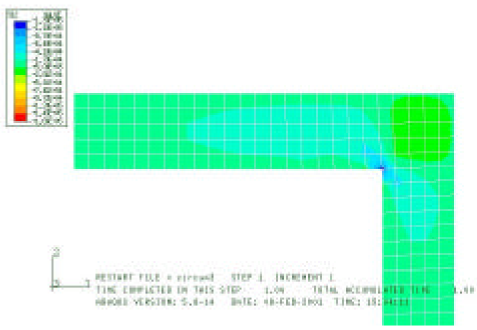

그림 8 원자로집합체 상부덮개의 응력분포

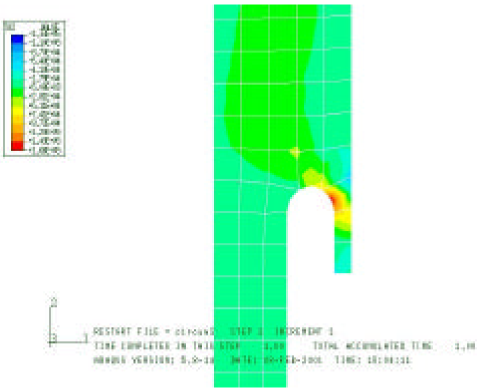

그림 9 지지스커트 부위의 응력분포

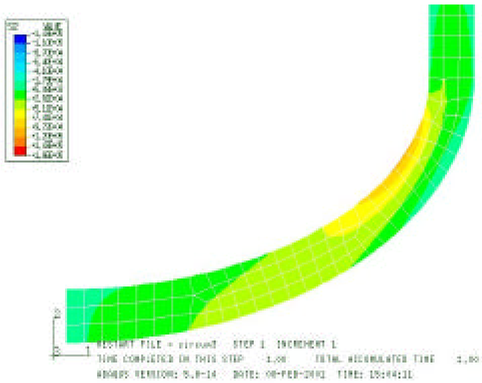

그림 10 원자로집합체의 하부덮개의 응력분포

또한 각 단면에서의 막응력과 최대수직응력을 ASME B&PV code section III의 허용응력강도와 비교하여 건전성을 확인하였으며 결과는 표 3과 같다. 막응력은 단면전체의 응력분포로부터 계산하여 S_m 의 기준을 적용하였고, 각 단면에서의 최대수직응력값은 $1.5S_m$ 의 기준을 적용하였다. 해석결과 최대응력 발생부인 지지스커트를 제외하고는 전체 단면에서 막응력과 최대수직응력이 허용치를 만족하였으며, 그 여유도는 1.0~11.7이었다. 용기연결부(B-B)의 최대수직응력이 작은 것은 구조적 불연속으로 인한 영향과 응력집중이 발생하기 때문으로 판단된다.

표 3 응력해석 결과

단면	막응력(Pm) (MPa)	허용치(Sm) (MPa)	여유도	최대수직응력 (Pm+Pb) (MPa)	허용치 (1.5 ·Sm) (MPa)	여유도
A-A (잠금장치부)	15.7	184	11.7	51.3	276	5.4
B-B (용기연결부)	28.2	184	6.5	271.5	276	1.0
C-C (플랜지용접부)	63.9	184	2.9	75.0	276	3.7
D-D (원통용접부)	64.1	184	2.9	66.3	276	4.2
E-E (하부덮개용접부)	67.3	184	2.7	125.2	276	2.2

그림 11은 그림 2의 D-D 단면에서의 인장응력분포를 나타낸 것으로 원자로용기의 두께방향으로 선형적 분포를 보이고 있다. 이 결과를 바탕으로 원자로용기 내벽에 균열이 존재하는 경우에 대한 파괴역학적 해석시에 축방향 인장응력을 보정하였다.

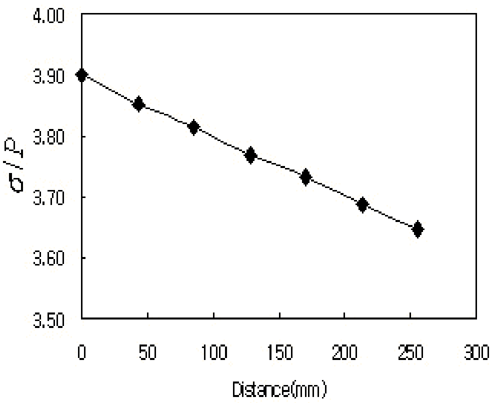

그림 11 단면 D-D에서의 인장응력분포

4.2 원자로용기의 파괴역학해석 결과

원자로용기의 파괴역학적 건전성을 평가하기 위해 내벽에 원주방향균열을 포함한 경우의 균열형상비 변화 및 클래드 유무에 따른 영향을 평가하였다. 해석결과로부터 계산된 응력확대계수 K는 균열선단 최심점에서의 값을 사용하였다. 그림 12는 클래드가 없는 균열형상비 $a/t = 0.1$인 경우의 각 시간에 따른 벽두께 방향의 온도분포를 나타낸 것으로 약 510초에서의 온도구배가 가장 크게 나타나고 있으며 시간이 경과함에 따라 내벽과 외벽의 온도차이가 점점 줄어들고 있음을 알 수 있었다.

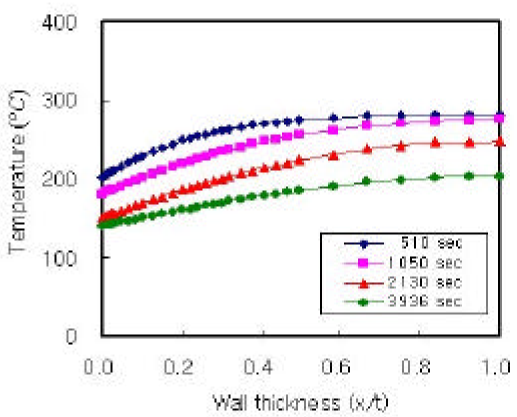

그림 12 벽두께 방향의 온도분포($a/t = 0.1$)

또한 클래드가 없는 균열형상비 $a/t = 0.1$, 0.25인 경우의 시간에 따른 균열위치에서의 온도 및 응력분포를 각각 그림 13~15에 도시하였다. 최대응력은 가압열충격이 가해진 후 약 1400 ~2000초 사이에서 발생하였으며, 균열형상비가 작을수록 원주방향응력과 축방향응력이 높게 나타났다. 균열형상비에 따른 균열선단에서의 온도분포에는 별다른 차이가 없었다.

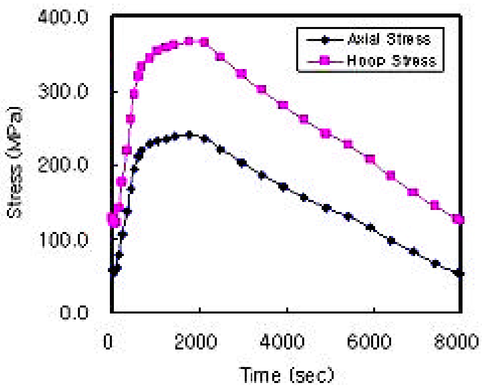

그림 13 균열선단에서의 응력분포
(a/t= 0.1)

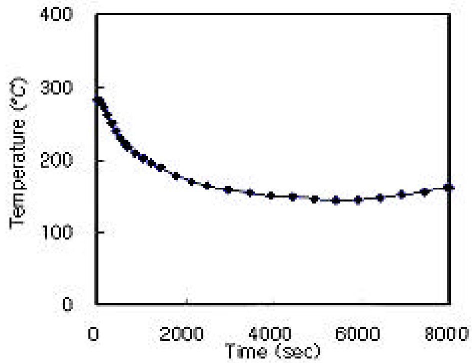

그림14 균열선단에서의 온도분포
(a/t= 0.1)

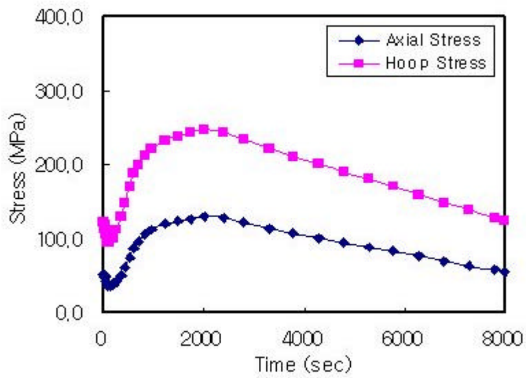

그림 15 균열선단에서의 응력분포(a/t= 0.25)

그림 16은 클래드를 포함하지 않은 균열형상비 a/t= 0.1인 경우의 시간에 따른 응력확대계수변화를 나타낸 것이며, 그림 17은 a/t= 0.25인 경우에 대해 도시한 것이다. 균열형상비 a/t= 0.25인 경우 a/t= 0.1인 경우에 비해 최대 약 67% 더 높은 응력확대계수분포를 나타냈으며, 이때 최대응력확대계수는 가압열충격 발생 약 25분 후에 발생하였다. 또한 a/t= 0.1, 0.25의 최대허용 RT_{NDT} 값은 maximum criteria의 경우 각각 145, 150℃ 이었다. 클래드를 포함한 경우의 시간에 따른 응력확대계수변화를 균열형상비 변화에 따라 각각 그림 18과 19에 나타내었다. 비교결과 응력확대계수의 분포는 클래드가 없는 경우와 동일한 경향을 나타내었으며, 최대응력확대계수는 가압열충격 발생 약 30분 후에 발생하였다. 클래드를 포함한 경우, a/t= 0.1, 0.25에 대한 최대허용 RT_{NDT} 값은 maximum criteria의 경우 각각 150, 161℃ 이었으며, 클래드가 존재하지 않는 경우에 비해 다소 높은 값을 나타내었다. 따라서 클래드를 포함하지 않은 경우가 더 보수적인 결과를 보였다고 할 수 있다.

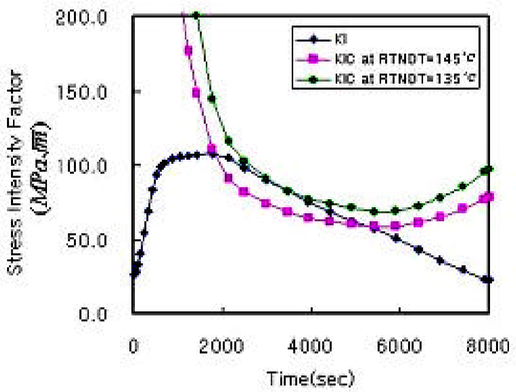

그림 16 균열선단에서의 응력확대계수 이력(a/t= 0.1)

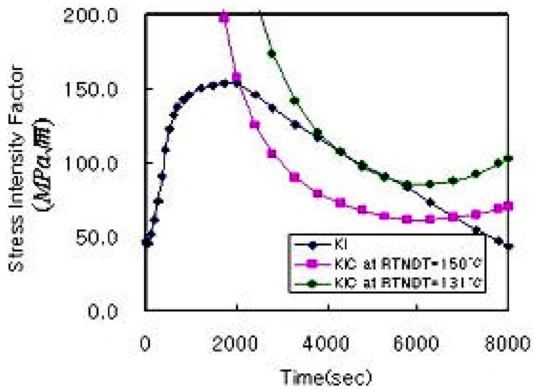

그림 17 균열선단에서의 응력확대계수 이력(a/t= 0.25)

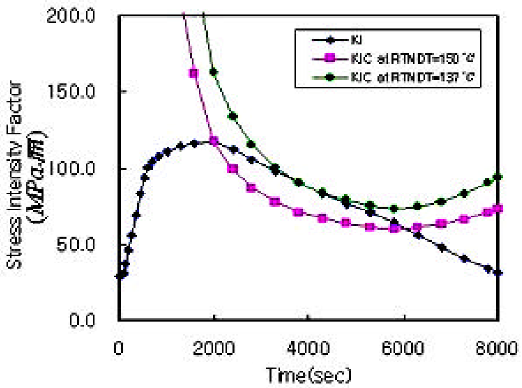

그림 18 클래드를 포함한 균열선단에서의 응력확대계수 이력(a/t= 0.1)

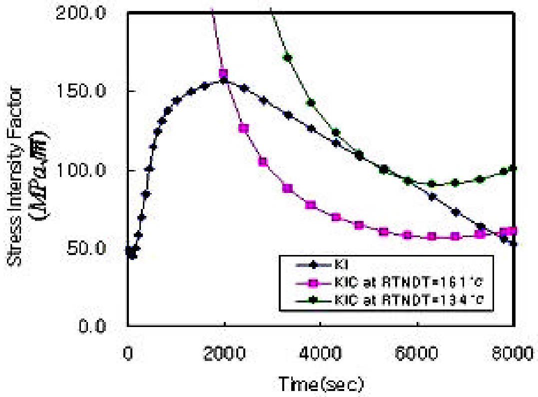

그림 19 클래드를 포함한 균열선단에서의 응력확대계수 이력(a/t= 0.25)

5. 결론

본 연구에서 일체형 원자로 SMART의 압력용기에 대한 응력해석을 수행하였고, 이를 기반으로 가상 가압열충격을 받는 경우에 대한 구조건전성 평가를 행하여 다음과 같은 결론을 얻을 수 있었다.

1) 압력용기에 설계압력이 작용한 경우의 응력해석결과, 최대 변형은 상ㆍ하부덮개의 중심부분에서 발생하였다. 또한 최대응력 발생부인 지지스커트를 제외하고는 전체 단면에서 막응력과 최대수직응력이 허용치를 만족하였다.
2) 클래드가 없는 경우의 각 시간에 따른 벽두께 방향의 온도분포는 약 510초에서 온도구배가 가장 크게 나타나고 있으며 시간이 경과함에 따라 내벽과 외벽의 온도차이가 점점 줄어들었다

3) 클래드가 없는 경우 균열형상비가 작을수록 원주방향응력과 축방향응력이 높게 나타났다.
4) 균열형상비가 커질수록 높은 응력확대계수분포를 나타내었다. 또한 최대허용 RT_{NDT} 값이 증가하였다.
5) 클래드가 존재하면 최대허용 RT_{NDT} 값이 증가하며 클래드가 없는 경우에 더 보수적인 결과를 얻을 수 있었다.

후기

본 논문은 과학기술부의 원자력 연구개발사업의 일환으로 수행되었으며, 이에 감사 드립니다.

참고문헌

1. 박근배, 최순, 김강수, 김태완, 정경훈, 이규만, 1999, "일체형원자로 기계설계기술개발," KAERI/RR -1888/98, 한국원자력연구소
2. 김종욱, 김태완, 박근배, 2000, "유한요소해석을 위한 반타원 표면균열의 체눈구성," 대한기계학회 제2회 재료 및 파괴부문 학술대회 논문집, pp.118-123
3. 김종욱, 이규만, 정경훈, 김태완, 박근배, 2001, "반타원 표면균열의 요소망 생성 및 응력확대계수 평가," KAERI/TR-1722/2001, 한국원자력연구소
4. "Fracture toughness requirements for protection against pressurized thermal shock events," 1997, Code of Federal Regulation 10 CFR 50.61, USNRC
5. Yinbiao, HE and Toshikuni ISOZAKI, 2000, "Fracture mechanics analysis and evaluation for the RPV of the Chinese Qinshan 300MW NPP under PTS," JAERI-Research 2000-12, JAERI
6. N. K. Mukhopadhyay, B. K. Dutta, H. S. Kushwaha, S. C. Mahajan and A. Kakodkar, 1996, "Numerical Characterization of a Cylinder with Circumferential Cracks under Pressurized Thermal Shock," Int. J. Pres. Ves. & Piping 69, pp.97~104
7. W. E. Pennell, 1993, "Heavy-Section Steel Technology Program Overview," Nuclear Engineering and Design 142, pp.117~135
8. K. E. Stahlkopf, 1984, "Pressure Vessel integrity inder Pressurized Thermal Shock Conditions," Nuclear Engineering and Design 80, pp.171~180
9. ASME Boiler and Pressure Vessel Code Section XI, 1998, Rules for Inservice Inspection of Nuclear Power Plant Components, Appendix A, The American Society of Mechanical Engineers