

냉각조건을 고려한 원자로 용기의 압력-온도 한계곡선 평가

Evaluation of Pressure-Temperature Limit Curve for Reactor Pressure Vessel under Cooldown Operation

김종욱, 이규만, 박근배

한국원자력연구소
대전광역시 유성우체국 사서함 105

요약

원자로 압력용기의 잠재적 파손을 방지하기 위해서는 표면균열이 존재하는 압력용기에 대한 일련의 파괴역학적 평가가 수행되어야 하며, 가정된 균열이 진전하지 않기 위해서는 냉각과 가열동안 운전압력과 온도사이의 상관관계를 정의할 필요가 있다. 압력-온도 한계곡선을 결정하는 과정은 ASME Code에 제시되어 있지만 일부 경우에 있어 상당한 보수성을 가진다고 알려져 있다. 본 연구에서는 표면균열이 존재하는 압력용기에 대한 유한요소해석을 수행함으로써 ASME Code Sec.XI, App.G의 보수성을 검토하였다. 유한요소해석을 위한 입력자료는 상용 프로그램인 I-DEAS를 이용하여 생성하였으며, 파괴역학적 해석은 ABAQUS를 사용하여 수행하였다. 또한 균열깊이, 균열방향, 클래드의 두께, 파괴인성, 냉각률, 그리고 중성자조사량이 압력-온도 한계곡선에 미치는 영향을 조사하였다.

Abstract

To prevent the potential failure of the reactor pressure vessel (RPV), a series of fracture mechanics evaluation on the surface cracks in the reactor pressure vessel must be conducted. It is necessary to define the relations between operating pressure and temperature during cool-down and heat-up for the assumed crack not to be propagated. The procedure to make the P-T limit curve was suggested in the ASME Code but has been known to be too conservative for some cases. In this paper, the conservatism of the ASME Code Sec.XI, App.G was investigated by performing a series of finite element analyses on the surface cracks in the RPV. Input data for the finite element analysis were generated using the commercial code I-DEAS, and the fracture mechanics analysis was performed using the ABAQUS. Also The effects of six different parameters including crack depth, crack orientation, cladding thickness, fracture toughness, cooling rate, and neutron fluence were considered in the parametric study.

1. 서론

원자력 발전소의 원자로 압력용기는 방사능 물질이 외부로 유출되는 것을 막는 방호용기 역할을 수행하며, 정상운전과 사고시 발생하는 하중에 대하여 노심과 각종 기기를 보호하며 내부에 장치된 부품을 지지하는 역할을 수행하는 중요한 구조물로서, 엄격한 법규 및 기준에 따라 설계 및 제작되어야 하며 이에 대한 구조건전성이 입증되어야 한다[1,2]. 이와 같은 규정에 의해 제작 사용되는 원자로 압력용기는 원자력발전소의 가동연수가 증가함에 따라 중성자 조사로 인하여 재료의 강도와 경도가 증가하고 연성과 인성이 감소하는 조사취화 현상이 나타나 파괴저항성이 감소하게 된다. 이러한 조사취화가 계속 진행되어 기준무연성 천이온도값이 상승하면 관련법규에서 요구하는 안전여유를 만족할 수 없게 되며, 결국 원전 수명기간 이전에 조기 가동정지의 가능성을 가져올 수 있는 가장 중대한 요인으로 작용한다. 따라서 원자로 용기의 전 수명기간동안 가동연수에 따른 조사취화량을 측정하고 이를 평가하여 취화된 재료 성질을 고려한 비연성 파괴방지 안전운전곡선인 압력-온도 한계곡선(*pressure-temperature limit curves*)을 작성하고, 조사취화 정도에 따라 조사량감축계획을 실시하여 운전상태를 제한하게 된다.

원자로 노심대 재료의 중성자조사로 인한 재료의 성능저하인 조사취화 문제는 원자력 선진국들로 하여금 수명말기에 도달하는 원자력발전소의 수명연장을 위해 안전성과 신뢰성을 보장할 수 있는 압력-온도 한계곡선의 정확한 평가를 요구하게 되었다. 국내에서 초기에 건설된 일부 가압경수로형 원자로용기의 경우, 현재 사용수명이 설계수명에 근접해 있으며 설계수명까지 안전한 가동을 위해서는 압력용기의 건전성 평가가 계속해서 수행되어야만 한다[3~5]. 특히 이들 원전은 중성자 조사량 및 용접부위의 불순물 함량이 다른 발전소에 비해 상대적으로 높기 때문에 설계수명을 넘어서게 되면 원자로용기의 압력-온도 한계곡선의 안전운전영역이 상당히 감소할 것으로 예상되며, 설계수명 이후 수명연장을 시도할 때 압력-온도 한계곡선상에서 적절한 안전운전영역을 확보하는 것이 가장 큰 현안으로 대두되고 있다. 따라서 원자로 용기의 운전조건과 가동환경을 고려한 보다 정확한 압력-온도 한계곡선을 작성하는 것이 절실히 요구되고 있다. 1972년 미국의 WRC(Welding Research Council)에서는 정상 운전조건에서의 압력-온도 한계곡선의 작성 절차를 제시한 바 있으며[6], ASME에서는 이 내용을 Sec.III의 개정판에 부록으로 추가하였고, 다시 Sec.XI, App.G로 갱신하여 최근까지 사용하고 있다. 현재 가압경수형 원자로용기의 경우, ASME Code Sec.XI, App.G에 준하여 압력-온도 한계곡선을 작성하고 이에 따라 운전을 수행하고 있다[7]. 그러나 ASME Code Sec.XI, App.G에 수록된 압력-온도 한계곡선의 작성 절차에는 여러 가지 가정들이 지나치게 보수적으로 적용되어 안전운전영역이 필요 이상으로 감소되는 문제점을 내포하고 있다. 따라서 수명연장에 필요한 압력-온도 한계곡선의 적절한 안전운전영역을 확보하기 위해서는 이러한 보수적인 가정들이 압력-온도 한계곡선에 미치는 영향을 체계적으로 검토하는 일련의 작업이 선행되어야 한다.

따라서 본 연구에서는 안전성과 신뢰성을 보장하는 압력-온도 한계곡선의 평가를 위한 국내 공동비교연구인 제 3차 Round Robin에 참여하여 제시된 전제조건을 적용하여 해석을 수행하였으며, 그 결과에 따른 영향을 평가하였다. 해석대상으로 용기내벽에 표면균열을 가진 원자로 용기에 대하여 ASME Code에 따른 압력-온도 한계곡선을 작성하고 이를 유한요소해석 결과와 비교하여 ASME Code의 보수성을 비교하였으며, 또한 균열깊이, 균열방향, 클래드의 유무, 파괴인성, 냉각률 변화 그리고 중성자조사량에 따른 효과가 압력-온도 한계곡선에 미치는 영향을 분석하였다.

2. 관련 이론

2.1 압력-온도 한계곡선 설정

압력-온도 한계곡선은 운전중인 원자로 냉각계통(reactor coolant system : RCS)에서 주기기의 취성파괴를 방지하기 위하여 여러 가지 운전조건(가열, 냉각, 수압시험, 누설시험 그리고 노심 운전 등)에서 선형탄성파괴역학(linear elastic fracture mechanics : LEFM) 개념을 적용하여 최대압력과 최소온도를 제한하는 곡선이다.

압력-온도 한계곡선 설정은 원자로 압력용기 노심대지역 재료들의 ART(adjusted RT_{NDT})값을 이용하여 계산한다. 이 ART는 조사전 재료의 RT_{NDT} 와 원자로 가동기간 중 재료에 조사된 중성자의 영향을 고려한 RT_{NDT} 변화량에 적절한 margin을 더한 값에 해당하며 USNRC Reg. Guide 1.99, rev.2[8]에 준하여 계산한다. 계산된 ART 값은 ASME Code Sec.XI, App.G의 원자로 운전조건 설정기준 식에 적용하여 평가하고 가장 보수적인 측면으로 운전조건을 설정하게 된다.

2.2 파괴방지 평가

압력-온도 한계곡선 결정에 사용되는 파괴인성곡선은 ASME Code Sec.XI, App.G의 K_{IA} 곡선과 Code Case N-640[9]에서 허용한 K_{IC} 곡선의 두 경우가 있다. 식(1)과 식(2)는 각각의 파괴인성곡선을 식으로 나타낸 것이다.

$$K_{IA} = 26.78 + 1.223 \exp[0.0145(T - RT_{NDT} + 160)] \quad (1)$$

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

여기서 K_{IA} 와 K_{IC} 는 원자로 용기재료의 파괴인성치, T 는 결함선단에서의 온도이며, RT_{NDT} 는 재료의 기준무연성 천이온도이다.

ASME Code Sec.XI, App.G에서는 가상결함이 존재하는 원자로용기의 가열 및 냉각 운전시 내압과 열응력에 의한 응력확대계수의 합이 원자로 용기재료의 하한계값인 기준파괴인성치보다 작도록 압력과 온도의 한계를 설정하여 이에 따라 운전하도록 규정하고 있다. 압력-온도 한계곡선과 관계된 규정은 선형탄성파괴역학에 기초를 둔 해석 절차로서 파괴방지 조건은 다음과 같다.

$$2K_{Im} + K_{It} < K_{IR} \quad (3)$$

여기서 K_{Im} 과 K_{It} 는 각각 압력에 의한 막응력과 열응력에 의한 응력확대계수이고, K_{IR} 은 재료의 파괴인성치로 K_{IA} 또는 K_{IC} 이다. 또한 K_{Im} 에 2를 곱한 것은 막응력에 대하여 안전여유를 고려한 것이다. K_{IR} 과 K_{It} 의 차로부터 K_{Im} 의 최대허용치를 계산할 수 있으며, 이때 K_{Im} 을 내압에 의한 함수로 정의하면 최대허용압력을 계산할 수 있다.

3. 유한요소 해석모델

3.1 해석모델

본 연구에서 해석에 사용한 원자로용기의 기하학적 형상은 내경이 3353mm, 벽 두께가 165 mm, 그리고 클래드 두께가 3.175mm 이며, 원자로용기의 모재는 SA508 Class 2로 이루어져 있으며, 모재의 부식을 방지하기 위한 클래드부는 스테인리스강으로 되어있다. 모재와 클래드부의 재료물성치는 각각 Table 1, 2 와 같다.

Table 1 Material properties of base metal for reactor pressure vessel

Temperature (°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 °C)	40.8	41.1	41.6	41.3	40.8	40.0	38.8	37.5
Thermal diffusivity ($\times 10^{-5}$)(m ² /s)	1.17	1.15	1.10	1.05	0.99	0.93	0.88	0.82
Mean thermal expansion coefficient ($\times 10^{-6}$)(1/°C)	-	11.70	12.01	12.37	12.73	13.05	13.36	13.66

Table 2 Material properties of the cladding material for reactor pressure vessel

Temperature (°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 °C)	14.2	14.4	15.2	16.1	17.0	17.7	18.5	19.4
Thermal diffusivity ($\times 10^{-5}$)(m ² /s)	0.36	0.36	0.37	0.39	0.40	0.41	0.43	0.44
Mean thermal expansion coefficient ($\times 10^{-6}$)(1/°C)	-	15.97	16.24	16.38	16.45	16.52	16.58	16.65

용접부는 취성적 특성이 높고 균열발생의 빈도가 높은 부위로 사고발생시 균열의 진전으로

인한 파단가능성이 가장 높은 부위이므로, 임의 가상균열의 위치는 노즐 하단부 아래의 원주방향 용접부로 설정하였다. 해석에 사용한 균열은 클래드부를 관통하는 표면균열로서, 균열방향은 축방향과 원주방향 반타원균열에 대해 고려하였다. 균열 형상비 (a/l)는 1/6 인 반타원형상의 균열로 가정하였고, 그 형상은 Fig.1 과 같다.

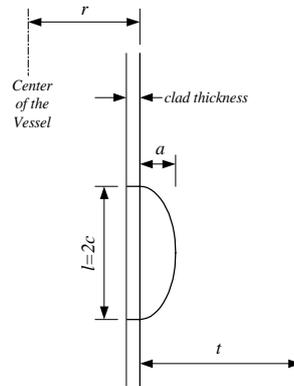


Fig. 1 Postulated crack

3.2 해석변수

냉각조건을 고려한 원자로 압력용기에 대한 압력-온도 한계곡선의 적절한 안전운전영역 설정에 영향을 줄 수 있는 균열깊이, 균열방향, 클래드의 유무, 파괴인성, 냉각률 및 중성자조사량을 해석변수로 선정하였다. 먼저 균열방향은 원자로 용기내벽에 축방향 표면균열과 원주방향 표면균열이 각각 존재하는 경우에 대하여 영향을 알아보았으며, 균열깊이(a/t)는 얇은 균열에 해당하는 1/6, 1/10 과 ASME Sec.XI, App.G 에서 규정한 가상균열 깊이인 1/4 로 설정하였다. 클래드부는 모재에 비해 열팽창계수가 크기 때문에 용기벽에 온도구배가 있을 경우, 클래드부에 의해 용기벽 내부에 열응력이 증가할 것으로 예상되므로 클래드부의 유무에 따른 영향을 평가하고자 클래드의 두께를 변수로 선정하였다. 파괴인성곡선의 경우, ASME Code Sec.XI, App.G 와 Code Case N-640 에 따라 각각 결정할 수 있으므로 두 가지 방법에 대한 보수성을 비교, 검토하였다. 또한 냉각률은 냉각재 온도의 시간에 따른 감소율로 ASME Code Sec.XI, App.G 에서는 최대 55.56°C/hr 로 규정하고 있으나 이는 실제 운전조건에 비해 상당히 보수적인 값으로 알려져 있으므로 이에 따른 영향도 함께 평가하였다. 그리고 원자로용기에 대해 ASME Code 에 따른 압력-온도 한계곡선을 작성하고 이를 유한요소해석 결과와 비교함으로써 ASME Code 의 보수성을 알아보았다. Table 3 은 해석하고자 하는 각 경우에 대한 조건들을 종합적으로 나타낸 것이다.

3.3 유한요소 모델

원자로 용기 내벽에 축방향 또는 원주방향 표면균열을 가진 경우에 대한 유한요소 해석모델은 상용프로그램인 I-DEAS[10]를 이용하여 각각의 결합형상을 고려한 3 차원 모델을 구성하였으며, 기하학적 형상과 하중조건의 대칭성을 고려하여 각각 Fig.2 와 3 과 같이 전체 용기의 1/4 로 단순화하여 모델링하였다. 이때 사용된 요소는 20 절점 등매개변수 사각주요소(20-nodes

isoparametric brick element)이며, 균열선단에서는 변형률 특이성이 고려된 특이요소인 20 절점 4 분점 사각주요소(20-nodes quarter-point brick element)를 사용하였다. 그리고 해석은 균열문제에 대한 변형특이성을 고려할 수 있는 범용 유한요소 해석프로그램인 ABAQUS 5.8[11]을 사용하였다. 응력확대계수는 유한요소모델의 내압에 따른 해석과 열응력에 의한 탄성파괴역학해석을 각각 수행하여 균열선단 최심점에서의 J -적분으로부터 구하였다.

작용하중인 내압은 압력용기 내벽에 수직방향으로 작용시켰으며, 원주방향 표면균열 모델의 경우 압력용기 끝단에 내압에 의한 축방향 응력이 작용한다고 가정하였다. 여기서 축방향 응력은 실제 원자로 압력용기의 경우 상단과 하단부가 막혀있는 구조를 열린 원통형으로 모델링한데 따른 보정차원에서 작용시킨 것으로서, 압력용기 내면에 작용하는 압력의 5 배를 작용시켰다. 균열면에는 내압만을 법선방향으로 작용시켰으며, 물리적 특성을 고려하여 온도변화와 열전달로 인한 열적하중은 무시하였다.

Table 3 Analysis matrix for P-T limit curve

Cases	Depth ratio (a/t)	Direction	Clad thickness (mm)	Toughness curve	Cooling rate (°C/hr)	f_{surf} ($\times 10^{19}$ n/cm ²)
C1	1/4	Axial	3.175	K_{IA}	55.56	3
C2	1/4	Axial	3.175	K_{IA}	55.56	6
C3	1/4	Axial	3.175	K_{IC}	55.56	3
C4	1/4	Axial	3.175	K_{IA}	27.78	3
C5	1/4	Axial	0	K_{IA}	55.56	3
C6	1/4	Axial	0	K_{IC}	55.56	3
C7	1/4	Axial	0	K_{IA}	27.78	3
C8	1/4	Circumferential	3.175	K_{IA}	55.56	3
C9	1/6	Axial	3.175	K_{IA}	55.56	3
C10	1/10	Axial	3.175	K_{IA}	55.56	3
C11	1/10	Axial	3.175	K_{IA}	27.78	3
C12	1/10	Axial	0	K_{IA}	55.56	3

4. 해석결과 및 검토

본 연구에서는 원자로의 가동중 중성자조사로 인한 재료의 조사취화 현상을 규명하고 원자력발전소의 수명연장을 위한 압력-온도 한계곡선의 정확한 평가를 위해 여러 가지 운전조건에 따른 유한요소 해석을 수행하고 그 결과를 평가하였다.

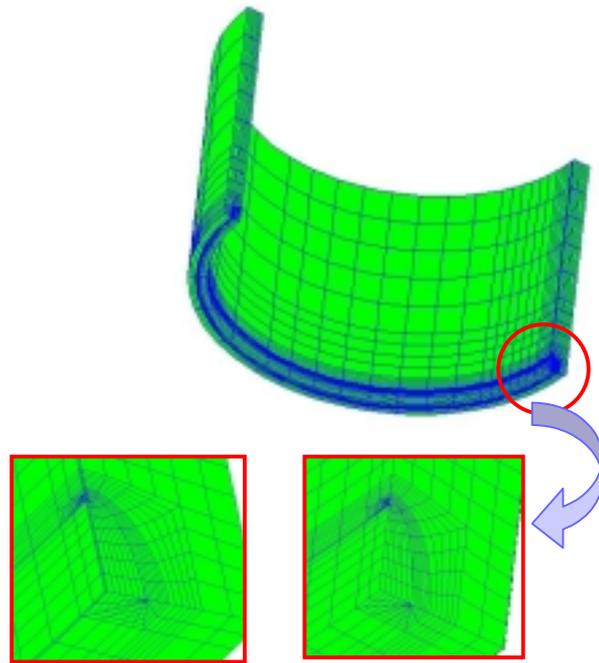


Fig. 2 3-D finite axial

element mesh for a surface crack

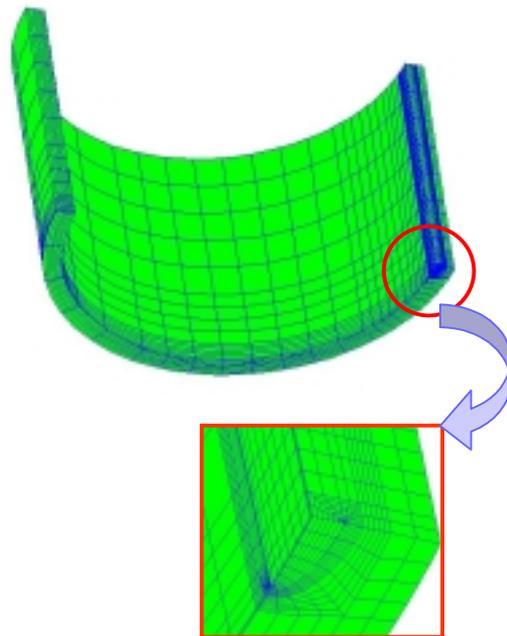


Fig. 3 3-D finite

element mesh for a circumferential surface crack

4.1 ASME Code 의 보수성

ASME Code 에 따른 압력-온도 한계곡선 결과와 본 연구에서 수행한 유한요소 해석결과를 비교하기 위해 클래드가 없고 냉각률이 55.56 °C/hr 인 C5 에 대한 열응력 해석을 수행하였다.

최대허용압력은 열응력 해석으로부터 구한 K_{II} 와 균열선단의 온도를 고려하여 구한 K_{IR} 의 차를 이용하여 계산하였다. Fig.4는 ASME Code와 본 해석방법을 비교하여 나타낸 것으로, 본 해석에 의해 구한 결과와 ASME Code에 따른 압력-온도 한계곡선이 잘 일치하였다.

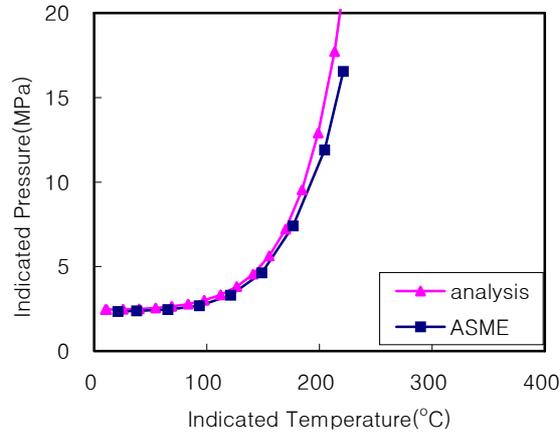


Fig. 4 Comparison of the results to ASME and C5

4.2 균열깊이에 따른 영향

균열깊이에 따른 압력-온도 한계곡선은 축방향 표면균열을 포함한 C1, C9 그리고 C10에 대한 해석결과를 비교하여 평가하였다. 비교결과 균열깊이가 가장 큰 C1의 경우가 안전운전 영역이 가장 적은 것으로 나타났으며 균열깊이가 가장 짧은 C10이 안전운전 영역이 가장 넓었다. 이는 균열깊이가 깊을수록 운전조건에 영향을 받을 수 있음을 의미한다.

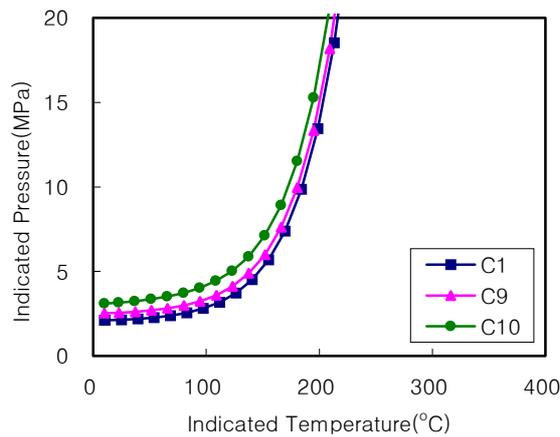


Fig. 5 Comparison of P-T limit curve with various crack depth

4.3 균열방향에 따른 영향

균열방향에 따른 영향은 동일한 균열깊이비와 클래드 두께를 포함한 C1과 C8의 해석결과를 비교하여 평가하였다. 비교결과 원주방향 표면균열을 포함한 C8의 경우가 축방향 표면균열을 포함한 C1보다 상대적으로 안전운전영역이 훨씬 넓은 것으로 나타났다. 이러한 결과는

구조건전성 측면에서 볼 때 원주방향 균열을 포함한 경우가 축방향 균열을 포함한 경우보다 상대적으로 안전하다고 할 수 있다.

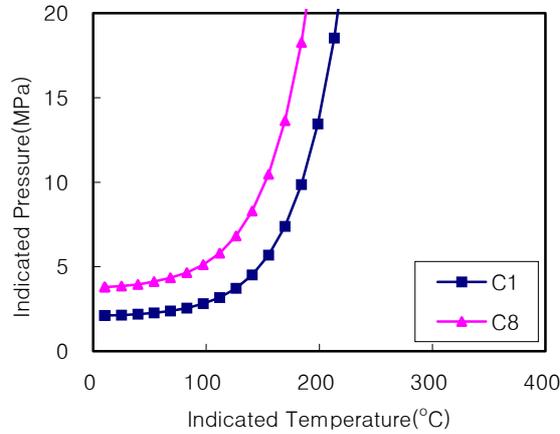


Fig. 6 Comparison of P-T limit curve with various crack orientation

4.4 클래드에 따른 영향

압력용기내에 클래드의 유무가 압력-온도 한계곡선 평가에 미치는 영향을 알아보기 위해 동일한 냉각률과 중성자조사량에 대한 해석을 수행하였다. 비교결과 클래드의 두께가 압력-온도 한계곡선 결정에는 별 영향을 미치지 않는 것으로 나타났다. 즉, 균열선단의 위치가 클래드 위치를 벗어나서 모재부분에 위치하고 있고 또한 압력-온도 한계곡선 결정에 내압에 의한 영향이 열응력에 의한 영향보다 상대적으로 크기 때문에 클래드의 유무가 직접적으로 압력-온도 한계곡선 작성에 미치는 영향이 없었던 것으로 판단된다.

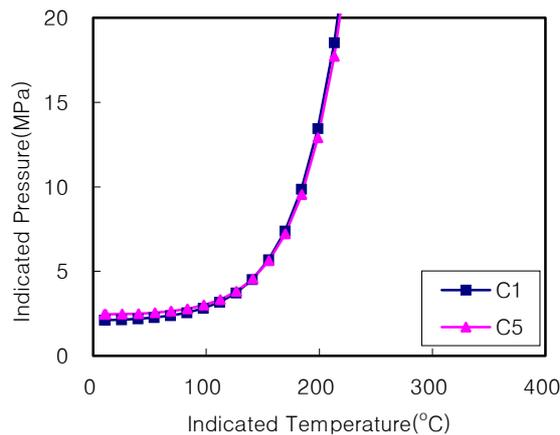


Fig. 7 Comparison of P-T limit curve with various clad thickness

4.5 파괴인성 효과

파괴인성의 효과에서는 Code Case N-640 에서 허용하는 K_{IC} 를 압력-온도 한계곡선 작성에 사용한 C6 의 경우가 ASME Code Sec.XI, App.G 의 K_{IA} 곡선을 적용한 C5 경우보다 운전여유가 크게 상승하였다. 현재 ASME Code 에서는 발전소 별로 합리적인 압력-온도 한계곡선을

설정할 수 있도록 허용함에 따라 원자로용기 조사취화가 심각한 수명말기에 도달하는 원전들은 새로운 code case 를 적용하여 압력-온도 한계곡선을 작성함으로써 원자로 운전시 많은 운전여유를 확보할 수 있을 것으로 기대된다.

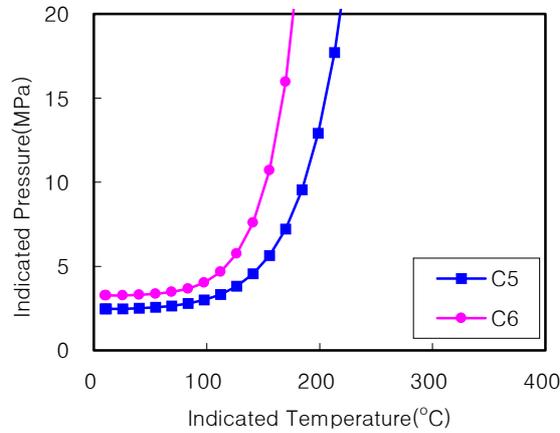


Fig. 8 Comparison of P-T limit curve with various fracture toughness

4.6 중성자조사량에 따른 영향

중성자조사량에 따른 압력-온도 한계곡선의 평가에서는 C1의 경우보다 중성자조사량이 2배인 C2의 경우, 운전여유가 줄어들고 있음을 알 수 있었다. 이는 압력용기의 사용연수 증가에 따른 중성자조사량 증가와 연관할 때 수명연장을 위한 발전소의 안전운전에 직결하는 중요한 요인으로 작용할 수 있음을 의미한다.

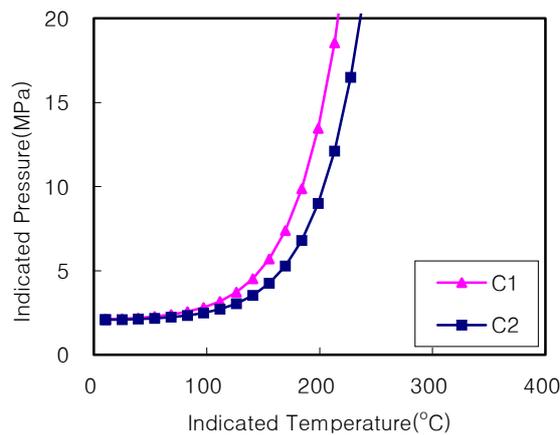


Fig. 9 Comparison of P-T limit curve with various neutron fluence

4.7 냉각률에 따른 영향

냉각률에 따른 운전한계곡선의 변화를 비교하기 위해 클래드를 포함하지 않은 조건에서 동일한 균열깊이비와 중성자조사에 대하여 냉각률 변화를 다르게 한 C5와 C7 경우에 대한 해석결과를 비교하였다. 비교결과 두 결과가 비슷한 경향을 보이며 허용온도가 증가함에 따

라 허용압력이 증가하였다.

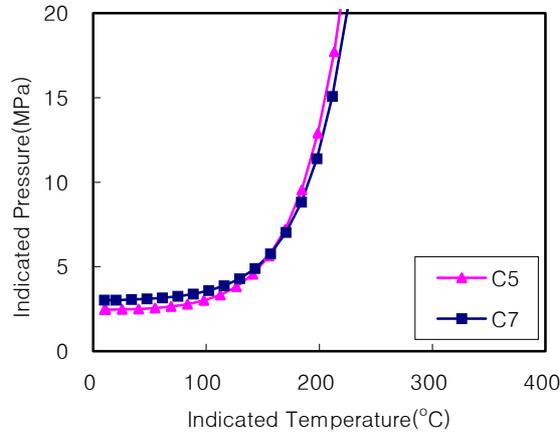


Fig. 10 Comparison of P-T limit curve with various cooling rate

5. 결론

본 연구에서는 설계수명에 도달하는 원자력발전소의 수명연장을 위한 안전성과 신뢰성이 보장되는 압력-온도 한계곡선의 평가를 위해 국내 공동비교연구인 제 3차 Round Robin 에 참여하여 제시된 전제조건을 적용하여 해석을 수행하였으며, 다음과 같은 결론을 얻을 수 있었다.

1. 클래드가 없는 압력용기에 대해 ASME Code에 따른 압력-온도 한계곡선 결과와 본 연구에서 수행한 유한요소 해석결과를 비교한 결과, 두 압력-온도 한계곡선이 잘 일치하였다.
2. 균열깊이가 깊어질수록 압력-온도 한계곡선상의 안전운전영역이 점차 좁아짐을 알 수 있었다.
3. 원주방향 표면균열을 포함한 경우가 축방향 표면균열을 포함한 경우보다 상대적으로 안전운전영역이 훨씬 넓은 것으로 나타났다.
4. 압력-온도한계곡선 결정에 내압에 의한 영향이 열응력에 의한 영향보다 상대적으로 크기 때문에 클래드의 유무가 직접적으로 압력-온도 한계곡선상에 미치는 영향은 미미하였다.
5. Code Case N-640에서 허용하는 K_{IC} 를 압력-온도 한계곡선 작성에 사용한 경우가 ASME Code Sec.XI, App.G의 K_{IA} 을 적용한 경우보다 운전여유가 크게 상승하였다.
6. 사용연수가 증가함에 따라 중성자조사량은 늘어나며, 이에 따라 압력-온도 한계곡선상의 운전여유는 점점 줄어들었다.
7. 냉각률 변화가 운전한계곡선에 미치는 영향은 그리 크지 않았다.

후 기

본 논문은 과학기술부의 원자력 연구개발사업의 일환으로 수행되었으며, 이에 감사 드립니다

참고문헌

- (1) ASME Boiler and Pressure Vessel Code Section III, 1998, "Protection Against Nonductile Failure," Appendix G, The American Society of Mechanical Engineers
- (2) 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
- (3) 장기욱 외, 1997, "원자로 재료 감시시험 기술개발," KAERI/RR-1785/97, 한국원자력연구소
- (4) 장기욱 외, 2000, "고리원자력 1 호기 원자로 압력용기재료 제 5 차 감시시험(감시용기 P)," KAERI/CR-93/2000, 한국원자력연구소
- (5) 장기욱 외, 2001, "영광원자력 2 호기 원자로 압력용기재료 제 4 차 감시시험(감시용기 W)," KAERI/CR-107/2001, 한국원자력연구소
- (6) PVRC Ad Hoc Group on Toughness Requirements, 1972, "PVRC Recommendations on Toughness Requirements for Ferritic Materials," WRC BULLETIN 175
- (7) ASME Boiler and Pressure Vessel Code Sec. XI, 1998, "Fracture Toughness Criteria for Protection Against Failure," Appendix G, The American Society of Mechanical Engineers
- (8) USNRC, 1988, "Radiation Embrittlement of Reactor Vessel Materials," Regulatory Guide 1.99, Rev.2, US Nuclear Regulatory Commission, May.
- (9) ASME Boiler and Pressure Vessel Code Sec. XI, 1998, "Alternative Reference Fracture Toughness for Development of P-T Limit Curves," Code Case N-640
- (10) I-DEAS Master Series Course Guide, 1999, Structural Dynamics Research Corporation
- (11) ABAQUS User's Manual, Version 5.8, 1998, Hibbit, Karlsson & Serensen, Inc.