

영향계수를 이용한 원자로 압력용기의 운전제한곡선 작성 : 냉각곡선

장 창 희*

(2001년 7월 21일 접수, 2002년 1월 14일 심사완료)

Construction of the P-T Limit Curve for the Nuclear Reactor Pressure Vessel Using Influence Coefficient Methods : Cooldown Curve

Changheui Jang

Key Words : Reactor Pressure Vessel(원자로 압력용기), P-T Limit Curve(운전제한곡선), Linear Elastic Fracture Mechanics(선형파괴역학), Influence Coefficient(영향계수), Sensitivity Analysis(민감도분석)

Abstract

During heatup and cooldown of pressurized water reactor, thermal stress was generated in the reactor pressure vessel (RPV) because of the temperature gradient. To prevent potential failure of RPV, pressure was required to be maintained below the P-T limit curves. In this paper, several methods for constructing the P-T limit curves including the ASME Sec. XI, App. G method were explained and the results were compared. Then, the effects of the various parameters such as flaw size, flaw orientation, cooldown rate, existence of clad, and reference fracture toughness, were evaluated. It was found that the current ASME Sec. XI App. G method resulted in the most conservative P-T limit curve. As the more accurate fracture mechanics analysis results were used, some of the conservatism can be removed. Among the parameters analysed, reference flaw orientation and reference fracture toughness curve had the greatest effect on the resulting P-T limit curves.

1. 서론

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

원자로 압력용기는 가동 중 중성자에 조사되어 재료의 강도와 경도가 증가하고 연성 및 인성이 감소하는 조사취화 현상이 발생한다. 이러한 조사취화는 발전소 가동년수가 증가함에 따라 취성파괴의 가능성을 증가시킨다. 따라서 운전 중 빈번하게 발생하는 기동/정지시에는 원자로 압력용기의 취성파괴가 발생하지 않도록 압력과 온도의 한계를 결정하여 이에 따라 운전하여야 한다.⁽¹⁾ 한편 원자로 압력용기의 조사취화는 발전소의 수명을 단축시키는 재료열화의 주요 원인으로 작용하게 되며 이로 인해 운전제한곡선상의 안전운전영역이 감소하기 때문에, 전세계적으로 수명말기에 도달하는 원자력발전소의 수명연장을 위해서는 운전제한곡선의 정확한 평가가 필수적이다.

국내에서 가장 오래된 고리 1 호기의 경우, 원자로 압력용기의 중성자 조사량 및 용접부위의 불

* 회원, 한국전력공사 전력연구원 원자력연구실
E-mail : chjang@kepri.re.kr
TEL : (042)865-5515 FAX : (042)865-5514

순물 함량이 다른 발전소에 비해 상대적으로 많기 때문에 설계수명을 넘어서게 되면 운전제한곡선의 안전운전영역이 크게 감소할 것으로 예상된다. 또한, 재료감시시험의 결과 파괴인성의 여유가 크지 않은 것으로 밝혀짐으로 인해 2008 년 인허가수명 이후 연장운전을 시도할 때 운전제한곡선상의 적절한 안전운전영역을 확보하는 것이 가장 큰 안전 현안으로 대두되고 있다. 따라서 운전조건과 가동 환경을 고려한 보다 정확한 운전제한곡선의 작성이 절실히 요구되고 있다.

현재 경수로형 원자로 압력용기의 경우, ASME Code Sec. XI, App. G 에 준하여 운전제한곡선을 작성하고 이에 따라 운전하는 것이 일반적이다.⁽²⁾ 1972 년 미국의 WRC (Welding Research Council)에서는 정상 운전 조건시 이러한 운전제한곡선의 작성 절차를 제시한 바 있다.⁽³⁾ ASME에서는 이 내용을 Sec. III 의 개정판에 부록으로 추가하였으며,⁽⁴⁾ 다시 Sec. XI, App. G 로 갱신하여 최근까지 사용하고 있다. 그러나 App. G 에 수록된 운전제한곡선의 작성 절차에는 여러가지 보수적인 가정들이 적용되어 안전운전영역이 필요 이상으로 감소되는 문제점을 안고 있다. 따라서 연장운전에 필요한 운전제한곡선의 적절한 안전운전영역을 확보하기 위해서는 이러한 보수적인 가정들이 운전제한곡선에 미치는 영향을 정량적, 체계적으로 검토하는 일련의 작업이 선행되어야 한다.

현재 ASME Sec. XI, App. G 에서는 타당한 근거가 있는 경우 코드에서 제시하는 보수적인 방법 대신 다른 방법을 사용하여 운전제한곡선을 작성할 수 있도록 허용하고 있다. 이에 따라 EPRI 에서는 P-T calculator⁽⁵⁾를 개발하여 사용하고 있으며 Westinghouse 에서도 독자적인 프로그램을 사용하여 운전제한곡선 작성에 사용하고 있다. 이와 함께 국내에서도 탄성파괴역학에 기초한 운전제한곡선 작성방법들이 개발되어 있다.^(6,7) 본 논문에서는 우선 국내에서 가장 오래된 고리 1 호기 원자로 압력용기의 재료물성과 기하학적 형상을 참고하여 다양한 방법들에 의해 작성된 운전제한곡선을 비교 분석하였다. 이어서 여러 가지 해석변수에 따른 운전제한곡선을 작성하여 해석변수가 운전제한곡선에 미치는 영향을 분석하였다. 해석변수는 운전제한곡선에 영향을 끼칠 수 있는 가상균열의 깊이, 균열방향, 클래드의 유무, 파괴인성, 냉각률 및 중성자조사량으로 설정하였다.

2. 해석모델 및 방법

2.1 해석모델

해석에 사용한 원자로 압력용기는 Table 1 에 나타난 바와 같이 내경이 132 inch, 벽 두께가 6.5 inch, 그리고 클래드부의 두께가 0.125 inch 인 Westinghouse 2-loop 형이다. 해석 대상인 원자로 압력용기의 모재는 SA508 Class 2 로 이루어져 있으며, 모재가 운전환경에 의해 부식되는 것을 방지하기 위한 클래드부는 스테인리스강으로 되어있다. 모재와 클래드부의 재료물성치는 Table 2 와 같다.⁽⁸⁾

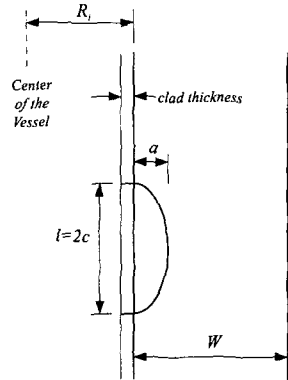
가상균열의 위치는 노즐 하단부로부터 약 128 inch 아래의 원주방향 용접부로 설정하였다. 용접부는 취성이 높고 균열발생의 빈도가 높은 부위로 사고발생시 균열의 진전으로 인한 파단가능성이 가장 높은 부위이다. 균열의 형상은 형상비 (a/l)가 1/6 인 반타원 형상의 균열로 가정하였고, 클래드가 있는 경우 균열은 클래드부를 관통한 표면균열로 가정하였으며, 그 형상은 Fig. 1 과 같다. 운전 조건은 원자로 압력용기 내부 냉각재의 운전 압력이 2250 psi, 운전 온도가 550 °F인 정상상태를 유

Table 1 Reactor vessel design data

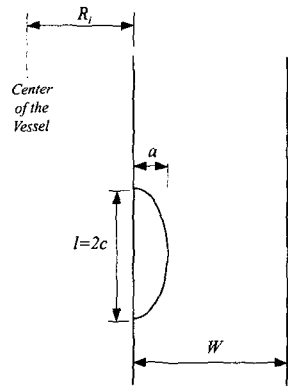
Parameter	Unit	Value
I.D. at shell	Inch	132
Clad thickness, minimum	Inch	0.125
Vessel belt line thickness, minimum	Inch	6.5
Outlet nozzle I.D.	Inch	29
Outlet nozzle O.D.	Inch	35.5
Inlet nozzle I.D.	Inch	27.5
Inlet nozzle O.D.	Inch	34
Lower head thickness, minimum	Inch	4.125
Closure head thickness	Inch	5.375

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

Temperature (°F)	Mean (70-550°F)	
	Stainless Cladding	Low Alloy Steel
Modulus of elasticity, 10 ⁶ (psi)	26.88	26.55
Poisson's ratio	0.3	0.3
Thermal conductivity (Btu/hr-ft-°F)	9.41	23.55
Specific heat (Btu/lb-°F)	0.1277	0.1209
Mean thermal expansion coefficient, 10 ⁻⁶ (in/in/°F)	9.08	6.92



(a) When clad is considered



(b) When clad not considered

Fig. 1 Postulated crack

지하다가 냉각이 시작되며, 원자로 압력용기 내벽 전체에 걸쳐 냉각재의 압력과 온도가 모두 동일하게 변하는 것으로 가정하였다.

2.2 평가방법

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

$$2K_{Im} + K_{II} < K_{IR} \tag{1}$$

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

한편 본 해석에서는 계기의 오차를 보상하기 위해 일반적으로 고려하고 있는 압력 및 온도에 대한 여유도 (-60 psi, +10 °F)를 고려하지 않았다.

2.3 운전제한곡선 작성방법

2.3.1 ASME Sec. XI, Appendix G 방법(APP_G)

원자로 냉각운전 중 원자로 압력용기 벽두께 방향으로의 온도구배로 인해 가상의 축방향균열(형상계수 = 1/6, 길이 = 1/4T) 선단에 작용하는 최대 응력확대계수 K_{II} 는 다음과 같이 주어진다.

$$K_{II} = 0.963 \times 10^{-3} \cdot CR \cdot W^{2.5} \tag{2}$$

where CR = cooldown rate (F/hr)
 W = vessel wall thickness (in)

균열선단에서의 온도는 App. G 의 그림 G-2214-1 및 G-2214-2 로부터 구할수 있다. 원자로 압력용기의 무연성 천이기준온도(Reference Temperature-Nil-Ductility Transition : RT_{NDT}) 및 균열선단의 온도로부터 재료의 파괴인성치를 다음식을 이용해 구할 수 있다.

$$K_{Ia} = 26.78 + 1.223 \exp [0.0145 (T - RT_{NDT} + 160)] \tag{3}$$

위의 식 (1)~(3)을 이용하여 최대허용 막응력에 의한 응력확대계수 K_{Im} 을 구할 수 있다. 막응력으로 인해 원자로 압력용기 내벽의 축방향균열(형상계수 = 1/6, 길이 = 1/4T) 선단에 작용하는 응력확대계수는 다음과 같이 주어진다.

$$K_{Im} = M_m \cdot (P \cdot R_i / W) \tag{4}$$

where $M_m = 1.85$ for $\sqrt{W} < 2$
 $M_m = 0.926\sqrt{W}$ for $2 \leq \sqrt{W} \leq 3.464$
 $M_m = 3.21$ for $3.464 < \sqrt{W}$

여기서 P = internal pressure (ksi)
 R_i = vessel inner radius (in)

따라서 위의 식 (4)로부터 허용압력 P 를 구할 수 있다.

2.3.2 VINTIN 코드를 이용한 방법

냉각운전 중의 원자로 압력용기 내에서의 열전달/열전도 해석, 응력해석, 응력확대계수 계산에는 VINTIN 코드⁽⁸⁾를 사용하였으며 해석 방법은 아래에 간략히 설명하였다. 원자로 압력용기의 노심대 영역은 노즐이나 헤드부위로부터 멀리 떨어져 있어 열전달/전도해석시 축대칭의 무한원통으로 취급할 수 있다. 이 경우 열전달/전도는 r-방향으로만 발생하므로 해석이 상당히 간단해진다. 원자로 압력용기 내벽에서의 T_{wall} 이 임의로 변하는 경우 원자로 압력용기 내부에서의 온도분포는 유한요소법에 의한 방법이 사용되었다. 일단 온도분포가 구해지면 응력해석 및 응력확대계수 계산을 위해 다음과 같이 3-차 방정식으로 근사한다.

$$T_{base}(r,t) = A_0(t) + A_1(t) \cdot r + A_2(t) \cdot r^2 + A_3(t) \cdot r^3 \quad (5)$$

모재의 온도분포, $T_{base}(r,t)$ 로부터 무한 원통에서의 응력분포를 구한다. 원자로 압력용기와 같이 원통의 두께가 반경에 비해 매우 작은 경우 $\sigma_r \approx 0$ 및 $\sigma_\theta \approx \sigma_z$ 로 근사할 수 있다. 따라서 모재부의 온도 분포로부터 발생하는 열응력은 다음과 같이 간단히 나타낼 수 있다.

$$\sigma_\theta \approx \sigma_z = \sigma_{base}(r,t) = \frac{E_{base}}{1-\nu_{base}} \cdot (T_{ref}(t) - T_{base}(r,t)) \cdot \alpha_{base} \quad (6)$$

여기서 E_{base} 는 모재의 Young's modulus, $T_{ref}(t)$ 는 force equilibrium 관계식으로부터 구한 기준온도, α_{base} 는 모재의 선형 열팽창계수, ν_{base} 는 모재의 푸아송비이다. 이러한 방법으로 구한 응력분포, σ_{base} 는 온도분포와 같이 3-차 다항식으로 표시된다.

$$\sigma_{base}(x,t) = B_0(t) + B_1(t) \cdot x + B_2(t) \cdot x^2 + B_3(t) \cdot x^3$$

where, $x = \frac{r - R_i}{W}$ (7)

Ri = innerradius of the vessel

W = thickness of the vessel

원자로 압력용기와 같은 무한 원통의 내면에 일정한 압력 P 가 가해질 때 원통 내부에 작용하는 응력, σ_p 는 아래와 같은 식으로 계산된다.

$$\sigma_\theta(x) = \frac{R_i^2}{R_o^2 - R_i^2} \cdot P(t) \cdot \left(1 + \frac{R_o^2}{(R_i + a)^2}\right) \approx \frac{R_i^2}{R_o^2 - R_i^2} \cdot P(t) \cdot (2.21 - 0.2491 \cdot x + 0.0357 \cdot x^2 - 0.0038 \cdot x^3) \quad (8)$$

$$\sigma_z = \frac{R_i^2}{R_o^2 - R_i^2} \cdot P(t) \quad (9)$$

응력성분이 3 차 다항식의 형태로 주어지는 경우, 반타원균열 선단에서의 응력확대계수 성분은 다음과 같은 기본식에 의해 구할 수 있다.

$$K = \frac{\sum_{n=0}^3 G_n C_n a^n}{\sqrt{Q}} \quad (10)$$

여기서 G_n 은 영향계수(influence coefficient), C_n 은 식 7)과 같은 3 차 다항식의 계수, Q 는 형상계수이며 아래식으로 나타난다.

$$Q = \text{shape factor, } 1 + 1.454 \left(\frac{a}{c}\right)^{1.65} \quad (11)$$

따라서 위의 관계식들을 이용하여 3 차 다항식의 형태로 주어지는 응력성분에 의한 응력확대계수 성분을 균열방향 및 크기에 따라 계산할 수 있다. $R/t = 10$ 인 무한원통 내부의 축방향 균열에 대한 해석결과를 사용하여 최대 3 차 다항식으로 근사하고 주어진 균열깊이 및 형상에 대한 영향계수 값을 구해내어 사용한다. 원주방향 균열에 대해서도 유사한 방법으로 원하는 균열깊이 및 형상에 대한 영향계수를 구해 사용한다.⁽⁹⁾

위와 같은 방법으로 열응력에 의해 균열선단에 작용하는 응력확대계수가 구해지면 식 (1) ~ (3)으로부터 최대 허용 압력에 의한 응력확대계수, K_{lim} 이 구해진다. 이로부터 최대 허용 압력은 다음과 같이 두가지로 구할 수 있다.

○ ASME App. G 에 제시된 식 (3)을 이용한 방법 (VINTIN_T)

○ VINTIN 의 방법에 따라 식 (8) ~ (11) 을 이용하여 허용압력을 구하는 방법 (VINTIN_A)

2.3.3 다른 방법들

위에 제시한 방법 이외에도 EPRI 에서는 원전운 영자들이 운전제한곡선 작성시 활용할 수 있는 P-T Calculator 를 개발하고 현재까지도 지속적으로 향상시키고 있다. 국내에서는 유한차분법에 기초한 운전제한곡선 작성 프로그램인 RVIES⁽⁷⁾가 개발되기도 하였으나 국내 원자로 압력용기의 감시 시험의 결과를 이용한 운전제한곡선 작성시에는 주로 Westinghouse 에서 개발된 프로그램이 사용되고 있다.⁽¹⁰⁾ Westinghouse 에서 사용하는 프로그램은 App. G 방법에 비해 저온부에서는 다소 높은 압력

을 허용하나 고온부에서는 허용압력이 낮아지는 것으로 보고되고 있다.⁽⁵⁾

이 논문에서는 다음과 같은 기준해석 조건에서 위와 같은 여러가지 방법으로 운전제한곡선을 작성하여 비교하였다.

- 축방향 1/4T 표면균열
- 냉각속도 : 100 °F/hr
- 열전달시 클래드에 의한 효과를 고려하기 위해 열전달계수를 1000 Btu/hr-ft²·°F 적용
- 응력해석 및 응력확대계수 계산시 클래드 고려 없음

3. 민감도분석

냉각속도, 클래드 존재여부, 기준파괴인성곡선, 균열의 크기 및 방향 등에 따른 민감도를 분석하기 위해 Table 3 에 제시한 총 12 가지 경우에 대해 앞의 2.3 절에 설명된 VINTIN 코드의 방법론을 사용하여 (VINTIN_A) 운전제한곡선을 작성하였다.

균열깊이비 (a/t)는 1/4, 1/6, 1/10 로 설정하였다. 여기서 1/4 은 ASME Code Sec. XI, App. A 에서 규정한 가상균열의 깊이이다.⁽²⁾ Marshall 은 ASME Sec. III 에 준하여 설계/제작된 원자로 압력용기에서 발견되는 결함이 1.0 inch 이하인 경우가 대부분인 것으로 보고하였다.⁽¹¹⁾ 따라서 1.0 inch 를 모사하기 위하여 1/6 값을 사용하였다. 또한 1/10 은 발생할 확률이 가장 높은 것으로 알려진 얇은 균열을 고려하기 위하여 설정한 값이다.

균열의 방향은 지금까지 운전제한곡선을 결정하는데 주로 사용한 축방향 균열과 Code Case N-588⁽¹²⁾를 통하여 제안된 후 ASME Code Sec. XI,

App. G 의 1998 년도 개정판⁽²⁾에서 허용하는 원주 방향 균열의 경우를 가정하였다.

클래드부는 모재에 비해 열팽창계수가 크기 때문에 용기벽에 온도구배가 있을 경우, 클래드부에 의해 용기벽 내부에 열응력이 증가할 것으로 예상된다. 따라서 클래드부가 없는 경우와 0.125 inch 인 두 가지 경우를 가정하였다.

파괴인성곡선은 지금까지 운전제한곡선을 결정하는데 사용한 ASME Code Sec. XI, App. G 의 K_{Ia} 곡선과 Code Case N-640⁽¹³⁾에서 허용한 K_{IC} 곡선의 두 경우를 가정하였다. 식 (4)와 식 (12)는 두 가지의 파괴인성곡선을 식으로 나타낸 것이다.

$$K_{IC} = 33.2 + 20.734 \exp [0.02 (T - RT_{NDT})] \quad (12)$$

여기서 K_{Ia} 및 K_{IC} 의 단위는 ksi $\sqrt{\text{inch}}$ 이고, T 와 무연성 천이기준온도의 단위는 °F이다.

원자로 압력용기의 가동연수가 증가함에 따라 중성자 조사량이 증가하면 RT_{NDT} 도 증가하게 된다. 이러한 RT_{NDT} 의 증가로 인해 파괴인성이 감소하게 되므로, 파괴인성에 미치는 RT_{NDT} 의 영향을 평가하기 위하여 원자로용기 내벽에서의 중성자 조사량 (f_{surr})이 3×10^{19} n/cm² 인 경우와 6×10^{19} n/cm² 인 두 가지 경우를 가정하였다. 초기 기준무연성천이온도, RT_{NDT0} 는 -10 °F, Cu 및 Ni 의 함량은 각각 0.29 및 0.68 weight %로 가정하였으며, 이 경우 CF 값이 203.4 °F가 된다. 또한 안전여유 M 은 56 °F로 가정하였다. RT_{NDT} 는 다음과 같이 정의된다.⁽¹⁴⁾

$$RT_{NDT} = RT_{NDT0} + M + \Delta RT_{NDT} \\ = RT_{NDT0} + M + [CF] \times f^{0.28 - 0.10 \log f} \quad (13)$$

Table 3 Analysis matrix for P-T limit curve construction

Cases	Depth ratio (a/t)	Direction	Clad thickness (inch)	Toughness curve	Cooling rate (°F/hr)	f_{surr} ($\times 10^{19}$ n/cm ²)
C1	1/4	Axial	0.125	K_{Ia}	100	3
C2	1/4	Axial	0.125	K_{Ia}	100	6
C3	1/4	Axial	0.125	K_{IC}	100	3
C4	1/4	Axial	0.125	K_{Ia}	50	3
C5	1/4	Axial	0	K_{Ia}	100	3
C6	1/4	Axial	0	K_{IC}	100	3
C7	1/4	Axial	0	K_{Ia}	50	3
C8	1/4	Circumferential	0.125	K_{Ia}	100	3
C9	1/6	Axial	0.125	K_{Ia}	100	3
C9-1	1/6	Axial	0	K_{Ia}	100	3
C10	1/10	Axial	0.125	K_{Ia}	100	3
C11	1/10	Axial	0.125	K_{Ia}	50	3
C12	1/10	Axial	0	K_{Ia}	100	3

따라서 원자로 용기 내벽에서의 RT_{NDT} 는 f_{surf} ($\times 10^{19}$ n/cm²)가 3 인 경우에는 308.4 °F, 6 인 경우에는 338.2 °F로 계산된다. 한편 원자로 용기 내벽으로부터 거리에 따른 중성자 조사량 f ($\times 10^{19}$ n/cm², $E > 1\text{MeV}$)는 다음과 같이 정의된다.⁽¹⁵⁾

$$f = f_{surf} \cdot e^{-0.24x} \quad (14)$$

여기서 x 는 내벽으로부터의 깊이 (inch)이다. 냉각률은 냉각제 온도의 감소율로서, 최대값은 ASME Code Sec. XI, App. G 에 100 °F/hr 로 규정되어 있다. 그러나 이 냉각률은 실제 운전조건에 비해 상당히 보수적인 값으로 알려져 있다. 따라서 냉각률은 100 °F/hr 와 50 °F/hr 의 두 가지 경우를 가정하였다.

4. 결과 및 고찰

4.1 작성 방법들간의 비교

기준조건인 C5 에 대하여 해석을 수행하였다. Fig. 2 에는 App. G, RVIES, VINTIN 에 의한 온도 해석 결과를 정리하였다. Fig. 3 에는 App. G, RVIES, VINTIN 에 의한 균열선단에서의 응력확대계수를 정리하였다. 최종적으로 Fig. 4 에는 App. G, VINTIN_T, RVIES, Westinghouse, VINTIN_A 에 의한 운전제한곡선을 정리하였다.

Fig. 2 에서 보듯이 RVIES 와 VINTIN 은 거의 유사한 온도 분포를 보였으며 특히 클래드가 존재하는 실제 원자로 압력용기에서 구한 온도분포와 동일한 결과를 얻었다. 그러나 App. G 의 그림을 이용한 방법에서는 1/4T 균열선단에서 온도가 약 5°F 정도 낮게 평가되었다. 이로부터 App. G 방법이 균열선단에서의 재료 파괴인성치를 가장 낮게 평가할 것으로 예상할 수 있다.

Fig. 3 에는 균열선단에서 열응력에 의한 응력확대계수를 비교하였다. App. G 방법을 기준으로 VINTIN 코드에서는 1.5 ksi√in 정도 낮게 평가되었으며 RVIES 코드에서는 고온에서는 크게 평가되었으나 저온부로부터 이동할수록 낮게 평가되는 경향을 보였다. 이는 RVIES 가 온도에 따른 재료 물성치를 사용함으로써 고온부에서의 높은 열팽창계수가 반영되어 응력이 증가하는 것도 일부 영향을 미친 것으로 생각된다.

Fig. 4 에는 최종적으로 작성된 운전제한곡선을 비교하였다. 전체적인 경향을 보면 저온부에서는 App. G 방법이 고온부에서는 Westinghouse 방법이 가장 보수적인 결과를 보였다. RVIES 혹은

VINTIN 을 사용하는 경우 저온부의 허용압력은 유사한 값을 보였으나 고온부로부터 이동할수록

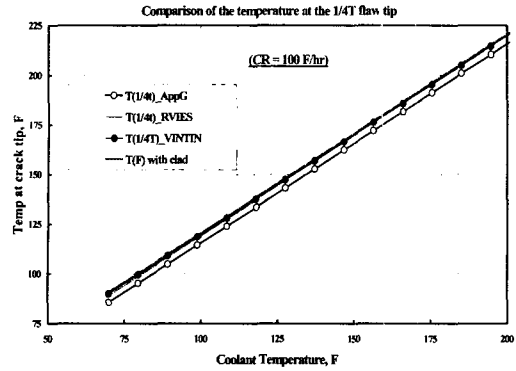


Fig. 2 Comparison of the temperature at the crack tip vs. coolant temperature.

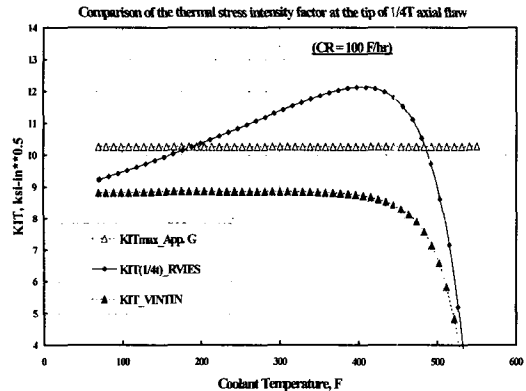


Fig. 3 Comparison of the thermal stress induced stress intensity factors at the crack tip vs. coolant temperature

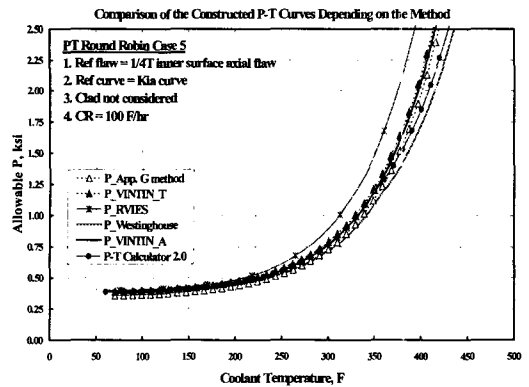


Fig. 4 Comparison of the P-T limit curves by various

RVIES 코드는 높은 허용압력을 나타내었다. 이는 Fig. 3 에서와 같이 고온부에서 RVIES 가 높은 열응력에 의한 응력확대계수를 계산한다는 점과 비교하면 다소 의외의 결과이다. P-T Calculator 와 비교하면 VINTIN_A 방법은 10-20 psi 정도 높은 허용압력을 제시하였다. 이는 P-T Calculator 에 사용된 재료물성치가 이번 해석에 사용된 것과 다소 차이가 있는 것, 특히 높은 열팽창계수가 사용된 것이 다소 영향을 미친 것으로 생각된다. 즉 동일한 재료물성치가 사용되는 경우 VINTIN 과 P-T Calculator 와의 차이는 줄어들 것으로 예상된다. VINTIN 코드를 사용한 경우는 RVIES 와 Westinghouse 방법에 의한 허용압력의 사이에 곡선이 전체적으로 위치하였다.

특히 VINTIN 코드로 열응력에 의한 응력확대계수를 계산하는 경우 허용압력을 계산하는 방법은 App. G 에 제시된 그림을 이용하는 단순한 방법이나 influence coefficient 를 사용하는 방법이나 매우 유사한 결과를 나타내었다. 이와 같은 결과로부터 App. G 에 제시된 방법의 보수성은 균열선단에서의 온도 및 열응력에 의한 응력확대계수 계산에 많이 포함되어 있으며 상대적으로 허용압력을 계산하는 방법에는 보수성이 그리 많지 않음을 알 수 있다.

4.2 가정조건의 민감도

4.2.1 균열 깊이

Fig. 5 에는 클래드를 무시하는 경우 균열깊이에 따른 운전제한곡선을 비교하였다. 예상한대로 균열깊이가 얕을수록 허용압력이 증가하였으며 이는 무연성천이기준온도의 증가 및 균열선단에서의 온도감소로 인한 파괴인성의 감소로 인한 효과보다 얇은 균열에 대한 응력확대계수의 감소로 인한 효과가 더 크기 때문으로 볼 수 있다.

Fig. 6 에는 클래드를 고려하는 경우의 결과를 정리하였다. 전체적인 경향은 앞의 경우와 유사하나 증가 폭은 상대적으로 크지 않았다. 이는 클래드를 고려하는 경우 클래드응력에 의해 얇은 균열 선단에 작용하는 응력확대계수가 증가하므로 얇은 균열 선단에서의 응력확대계수의 감소정도가 크지 않기 때문이다.

4.2.2 클래드의 효과

Fig. 7 에는 클래드를 무시하는 경우와 클래드를 고려하는 경우의 허용압력의 비를 나타내었다. 현재의 ASME Sec. XI 에서는 온도해석에서만 클래드를 고려하고 이후 응력해석 및 응력확대계수 계산

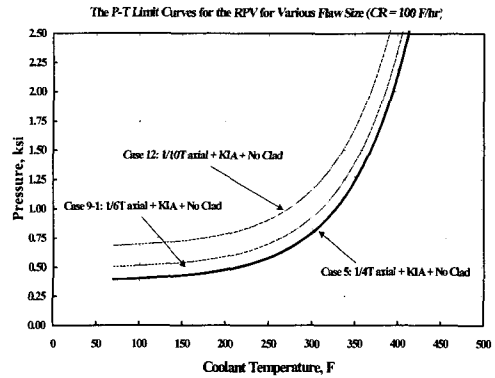


Fig. 5 P-T limit curves depending on the crack depth. (when clad is not considered)

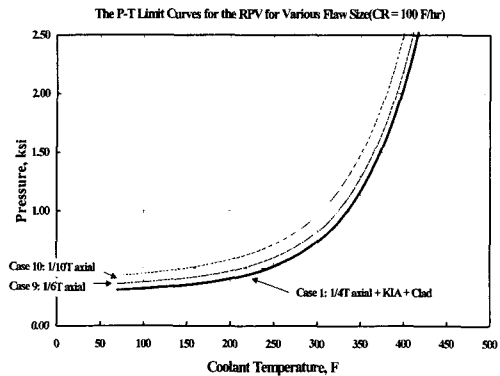


Fig. 6 P-T limit curves depending on the crack depth. (when clad is considered)

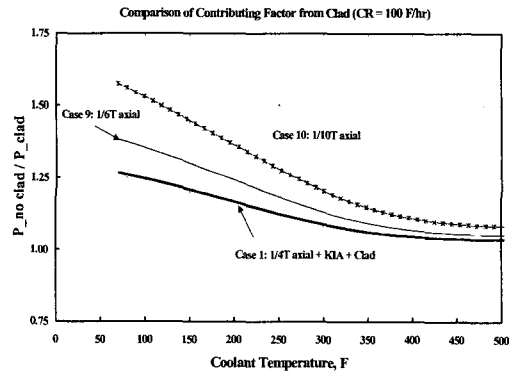


Fig. 7 Ratio of the maximum allowable pressures when clad is ignored and considered. (safety margin associated with the clad)

에는 클래드를 고려하지 않는다. 대신 허용압력을 계산할 때 안전여유도 2 를 적용하고 있다. Fig. 7 에 나타난 허용압력의 비는 이러한 안전여유도 가운데 어느정도가 클래드에 의한 효과인지를 정량

적으로 표현한 것이다. 그림에서 보듯이 클래드로 인한 여유도는 1/4T 균열의 경우 저온부에서는 약 1.27, 고온부에서는 약 1.04 정도로 나타났다. 균열 깊이가 감소할수록 클래드의 효과는 증가하였다.

4.2.3 균열방향 및 기준파괴인성의 효과

Fig. 8 에는 운전제한곡선 작성시 가정하는 균열 방향 및 기준파괴인성곡선의 영향을 나타내었다. ASME Sec. XI, Code Case N-588 에 따라 원주방향 균열을 고려하는 경우 기존의 방법에 비해 허용압력이 전 구간에 걸쳐 약 2 배정도 증가하였다. 이는 동일한 압력하에서 원주방향균열선단에 작용하는 응력확대계수가 축방향 균열의 경우에 비해 약 1/2 로 감소하기 때문이다. ASME Sec. XI, Code Case N-640 에 따라 동적파괴인성곡선 대신 정적파괴인성곡선을 사용하는 경우에도 전체적으로 허용압력이 크게 증가하였다. 그러나 이 경우 저온부에서의 증가폭은 고온부에 비해 상대적으로 적었다.

4.2.4 냉각속도의 영향

Fig. 9 에는 냉각속도에 따른 운전제한곡선의 변화를 나타내었다. 클래드를 고려하는 경우와 그렇지 않은 경우 모두 냉각속도가 감소함에 따라 허용압력이 저온부에서는 증가하였으나 약 330°F 를 경계로 고온부에서는 감소하였다. 냉각속도가 감소하는 경우 동일한 냉각재온도에서 균열선단에서의 온도가 감소하므로 재료의 파괴저항치가 감소한다. 그러나 원자로 압력용기 내부의 온도구배 또한 감소하여 열응력에 의한 응력확대계수도 감소하므로 이러한 두가지 요인들간의 기여도에 따라 허용압력의 높고 낮음이 결정된다.

그러나 Fig. 3 에서 보듯이 냉각과정 중 균열선단에서의 응력확대계수는 대개 일정하게 유지되므로 온도에 따른 파괴인성곡선의 변화 민감도에 의해 (즉, 저온부에서는 온도변화에 따라 파괴인성치의 변화가 크지 않으나 고온부에서는 그 변화정도가 커짐) 고온부에서 허용압력이 낮아진 것으로 생각된다. 그러나 실제발전소에 적용되는 운전제한곡선에서는 이러한 역전현상이 나타나지 않은데 이는 운전제한곡선 작성시 대개 정상상태의 허용압력을 같이 계산하여 일정냉각율에 대한 허용압력과 같이 고려하여 그 하한치로써 냉각운전중 허용압력을 계산하기 때문이다. (그러나 ASME Sec. XI, App. G 에서는 이러한 사항을 요구하고 있지 않음)

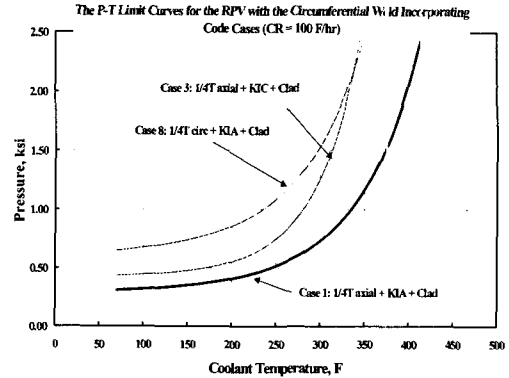


Fig. 8 Effects of the flaw orientation and reference fracture toughness curve on P-T limit curve

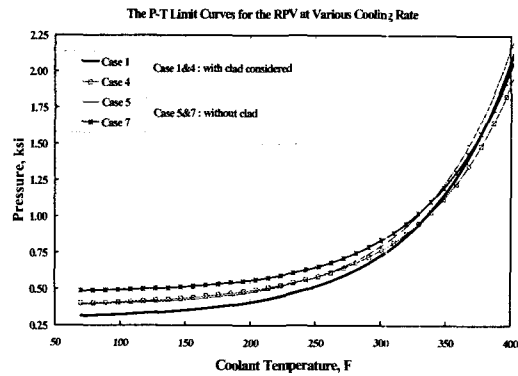


Fig. 9 Effects of the cooldown rate on P-T limit curves (CR = 100F/hr for Cases 1 and 5, CR = 50F/hr for Cases 4 and 7)

5. 결론

본 논문에서는 가압경수로 냉각운전에 적용되는 운전제한곡선을 작성하는 여러가지 방법들을 비교분석하였으며 다음과 같은 결론을 얻었다.

- (1) 균열선단에서의 온도해석의 경우 ASME Sec. XI, App. G 에 제시된 방법이 가장 낮은 온도를 보였으며 수치해석적인 방법을 이용한 방법들은 이보다 약 5°F 정도 높은 값들을 나타내었다.
- (2) 열응력에 의한 응력확대계수의 경우 ASME Sec. XI, App. G 방법에 비해 VINTIN 코드는 전 구간에서, 그리고 RVIES 코드는 약 190°F 이하에서 낮게 평가하였다.
- (3) ASME Sec. XI, App. G 방법이 대부분의 온도 구간에서 허용압력을 가장 낮게 계산하였으며 VINTIN 코드를 사용한 결과는 RVIES 및 Westinghouse 방법에 의한 곡선들 사이의 허용압력을 제시하였다.

(4) VINTIN 코드에 의한 운전제한곡선은 P-T Calculator 에 비해 10-20psi 높은 허용압력을 제시 하였으나 이러한 차이는 P-T Calculator 에 높은 열 팽창계수가 사용된 것에 따른 영향으로 생각된다.

VINTIN 코드를 이용하여 가상균열의 깊이, 균열방향, 클래드의 유무, 파괴인성, 냉각률이 운전 제한곡선에 미치는 영향을 평가하기 위한 해석을 수행하였으며, 그 결론은 다음과 같다.

- (1) 균열깊이가 얇을수록 허용압력이 증가하였으며 클래드를 무시하는 경우 그 폭이 더욱 컸다.
- (2) 클래드를 무시하는 경우 허용압력은 저온부에서 약 27% 증가하였으며 고온부로 갈수록 증가 폭은 감소하고, 균열깊이가 얇을수록 증가폭인 증가하였다.
- (3) 원주방향균열을 가정하거나 정적 기준파괴 인성곡선을 사용하는 경우 허용압력이 증가하였으며 균열방향에 의한 영향이 상대적으로 컸다.
- (4) 냉각속도가 100°F/hr 에서 50°F/hr 로 감소하는 경우 약 330°F 를 기준으로 그 이하에서는 허용압력이 증가하였으나 그 이상에서는 다소 감소하였다.

참고문헌

- (1) USNRC, 1995, "Fracture Toughness Requirements," 10CFR50 App. G.
- (2) ASME Boiler and Pressure Vessel Code Sec. XI, 1998, "Fracture Toughness Criteria for Protection Against Failure," Appendix G.
- (3) PVRC Ad Hoc Group on Toughness Requirements, 1972, "PVRC Recommendations on Toughness Requirements for Ferritic Materials," WRC BULLETIN 175.
- (4) ASME Boiler and Pressure Vessel Code Sec. III, 1989, "Protection Against Nonductile Failure," Appendix G.

- (5) EPRI, 1993, "Reactor Coolant System Heatup/Cooldown Curve Calculator," EPRI TR-102552.
- (6) Jang, C. H., 2000, "The Effect of Reference Flaw Size on P-T Limit Curves for Pressurized Water Reactor," Proceeding of PVP2000 Conference, July 23-27, Seattle, USA.
- (7) 이택진, 최재봉, 김영진, 박윤원, 정명조, 2000, "원자로용기 건전성평가를 위한 RVIES 시스템의 개발," 대한기계학회논문집 (A) 제 24 권 제 8 호, pp. 2083-2090.
- (8) ASME Boiler and Pressure Vessel Code Sec. II, 1995, "Materials," Part D.
- (9) 장창희, 문호림, 정일석, 홍승열, 2001, "개선된 확률론적 파괴역학해석 전산코드개발 : VINTIN," 한국원자력학회 2001 춘계학술발표회논문집, 2001. 5. 24-25, 제주.
- (10) KAERI, 2000, "The Final Report for the 5-th Surveillance Test of the Reactor Pressure Vessel Material (Capsule P) of Kori Nuclear Power Plant Unit 1," KAERI-ST-K1-003/00.
- (11) Marshall, W., 1982, "An assessment of the integrity of PWR pressure vessels," Second Report by a Study Group under the chairmanship of Dr. W. Marshall, UKAEA.
- (12) ASME, 1997, ASME Boiler and Pressure Vessel Code Sec. XI, "Alternative to Reference Flaw Orientation of Appendix G for Circumferential Welds in Reactor Vessel," Code Case N-588.
- (13) ASME, 1999, ASME Boiler and Pressure Vessel Code Sec. XI, "Alternative Reference Fracture Toughness for Development of P-T Limit Curves," Code Case N-640.
- (14) USNRC, 1996, "Fracture Toughness Requirements for Protection against Pressurized Thermal Shock Events," 10 CFR 50 50.61.
- (15) USNRC, 1988, "Radiation Embrittlement of Reactor Vessel Materials," Regulatory Guide 1.99, Rev. 2.