

유한요소해석을 이용한 원자로용기 압력-온도 한계곡선의 평가

이택진* · 박윤원* · 이진호* · 최재봉** · 김영진†
(2001년 1월 30일 접수, 2001년 7월 7일 심사완료)

Evaluation of Pressure-Temperature Limit Curve for the Safe Operation of an RPV based on 3-D Finite Element Analyses

Taek-Jin Lee, Youn-Won Park, Jae-Boong Choi and Young-Jin Kim

Key Words : P-T Limit Curve(압력-온도 한계곡선), ASME Code Sec. XI(미국기계학회 코드 XI), Stress Intensity Factor(응력확대계수), J-T Analysis(J 적분-찢김계수 해석), Constraint Effect(구속효과)

Abstract

In order to operate an RPV safely, it is necessary to keep the pressure-temperature(P-T) limit during the heatup and cooldown process. While the ASME Code provides the P-T limit curve for safe operation, this limit curve has been prepared under conservative assumptions. In this paper, the effects of conservative assumptions involved in the P-T limit curve specified in the ASME Code Sec. XI were investigated. Three different parameters, the crack depth, the cladding thickness and the cooling rate, were reviewed based on 3-D finite element analyses. Also, the constraint effect on P-T limit curve generation was investigated based on J-T approach. It was shown that the crack depth and the constraint effect change the safe region in P-T limit curve significantly. Therefore, it is recommended to prepare a more precise P-T limit curve based on finite element analysis to obtain P-T limit for safe operation of an RPV.

1. 서론

가동중인 원자로용기는 지속적인 중성자 조사로 인한 취화현상과 가동하중에 의한 응력으로 파괴될 가능성이 점차 증가한다. 따라서, 원자로용기의 운전중 비교적 빈번하게 발생하는 가동 및 정지시에는 냉각수의 압력과 온도변화로 인하여 큰 응력이 발생할 수 있으며, 이로 인해 파괴가 발생하지 않도록 압력과 온도의 한계를 결정하고 이에 따라 운전하여야 한다.⁽¹⁾

현재 가압경수형 원자로용기의 경우, ASME Sec. XI, App. G⁽²⁾에 준하여 압력-온도 한계곡선을 작성하고 이에 따라 운전하는 것이 일반적이다. 1972년 미국의 WRC(Welding Research Council)에서는

정상 운전 조건시 이러한 압력-온도 한계곡선의 작성 절차를 제시한 바 있다.⁽³⁾ ASME에서는 이 내용을 Sec. III⁽⁴⁾의 개정판에 부록으로 추가하였으며, 다시 Sec. XI, App. G로 갱신하여 최근까지 사용하고 있다. 그러나 App. G에 수록된 압력-온도 한계곡선의 작성 절차에는 여러가지 보수적인 가정들이 적용되어 있으며, 최근 이로 인해 안전 운전 영역이 필요 이상으로 감소되는 문제점을 안고 있다.

Dickson 등⁽⁵⁾은 ASME 코드에서 규정한 압력-온도 한계곡선의 파괴기준인 K_{Ia} 를 K_{Ic} 로 대체하여 안전 운전 영역을 증가시킬 수 있는지에 대한 연구를 수행하였으며, 해석 결과 충분한 안전계수를 확보하면서도 압력-온도 한계곡선의 안전 운전 영역을 증가시킬 수 있을 것으로 보고하였다.

ASME 코드에서는 압력-온도 한계곡선 작성시 용기벽두께의 1/4에 해당하는 가상결합이 존재한다는 가정하에 파괴역학적인 해석을 통해 계산한다. 이는 코드 제정 당시 이미 제작 완료된 원자로용기에 대한 결함크기 분포와 결함밀도 데이터가 부족한 상태에서 안전성을 고려하여 매우 보수

* 회원, 한국원자력안전기술원 방사선·공학연구소

** 회원, 성균관대학교 기계공학부

† 책임저자, 회원, 성균관대학교 기계공학부

E-mail : yjkim@yurim.skku.ac.kr

TEL : (031)290-5274 FAX : (031)290-5276

적으로 설정한 값이다. 1980년대 들어 수집된 원자로용기의 비파괴검사 데이터를 분석한 결과 대부분의 결함은 25 mm 이하인 것으로 나타났고,⁽⁵⁻⁸⁾ 최근, 수명이 다한 원자로용기에 대한 비파괴검사 결과 최대 17 mm의 내부결함이 발견된 바 있다.⁽⁹⁾

운전수명이 20년이 넘는 원자력발전소의 대부분은 App. G에 준하여 작성한 압력-온도 한계곡선의 안전 운전 영역이 매우 감소하여 안전한 운전 영역을 확보하는데 어려움을 겪고 있다. 따라서 운전조건과 작동환경을 고려한 보다 정확한 압력-온도 한계곡선의 작성이 필요한 실정이다.

App. G의 응력확대계수식은 모든 경우에 대해 보수적인 값이 산출되도록 작성되었다. 또한 내압에 의한 응력확대계수에 곱하는 안전계수는 보수적으로 2.0으로 설정하고 있다. 한편, App. G에는 가상균열의 균열면이 냉각수에 직접 노출될 수 있는 가능성을 고려하지 않았는데, 이러한 가정들이 응력확대계수 계산결과에 미치는 영향을 정량적으로 평가한 연구도 아직 보고된 바 없다.

원자로용기의 안전성평가에 사용하는 규정들은 대부분 재료가 선형탄성거동을 하며, 균열의 벽개 파괴에 의해 원자로용기가 파손되는 것으로 가정하고 있다. 국제공동연구인 NESC(Networking for Evaluating Steel Components)에서는 가압열충격 사고가 발생한 원자로용기에 존재하는 균열이 연성 찢김 이후 벽개파괴에 이르는 것으로 보고된 바 있다.⁽¹⁰⁻¹²⁾ 이러한 연성 찢김등, 비선형 파괴거동의 해석에는 주로 J-적분이 사용되며, 이때 J-적분에 기초한 HRR 응력장이 균열선단 응력장을 정확히 예측한다고 가정하고 있다.⁽¹³⁾ 그러나 구조물의 기하학적 형상, 균열 깊이, 하중 상태, 재료 물성치등에 따른 구속 상태의 차이로 인해 실제 구조물의 응력장은 HRR 응력장과 크게 다르게 나타날 수 있다. 원자로용기의 안전성 평가는 주로 K 및 J-적분에 기초하여 수행하고 있기 때문에, 이로 인해 구속효과를 정확하게 예측하지 못하고 균열선단에서의 응력분포를 지나치게 크게 평가하는 보수적인 해석결과를 초래할 수 있다.⁽¹⁴⁾

본 논문에서는 보수적으로 설정된 가상균열의 깊이와 코드에 고려되지 않은 균열면 효과, 그리고, 구속의 상태가 압력-온도 한계곡선의 안전 운전 영역에 미치는 영향을 정량적으로 평가하였다. 이를 위하여, 클래드가 접합된 원자로용기에 존재하는 반타원 표면균열을 3차원 유한요소 모델로 작성하고 유한요소 해석을 수행하여 응력확대계수를 계산하였으며, 그 결과로 압력-온도 한계곡선을 작성하여 ASME 코드로 작성한 압력-온도 한계곡선과 비교하였다. 또한, 유한요소 해석 결과로

부터 압력-온도 한계곡선을 작성하는 방법을 제시하였다.

2. 압력-온도 한계곡선 작성

2.1 압력-온도 한계곡선

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. 압력-온도 한계곡선과 관계된 규정은 선형탄성과 파괴역학에 기초를 둔 해석 절차로서 파괴 방지 조건은 다음과 같다.

$$2K_{Im} + K_{It} < K_{Ia} \quad (1)$$

여기서, K_{Im} 과 K_{It} 는 각각 내압과 열응력에 의한 응력확대계수이고, K_{Ia} 는 파괴인성치이다.

압력-온도 한계곡선을 작성하는데 사용되는 가상결함은 깊이비(a/t)가 1/4이고 형상비(a/l)가 1/6인 반타원 표면균열이다. 단, 원자로용기의 벽두께가 102 mm(4 inch) 이하인 경우에는 가상결함 깊이를 25 mm(1 inch)로 하고, 305 mm(12 inch) 이상인 경우에는 가상결함 깊이를 76 mm(3 inch)로 설정하도록 규정하고 있다.

2.2 응력확대계수식

App. G에 제시된 응력확대계수식은 내압과 열응력에 대해 분리하여 계산하도록 하고 있으며 그 식은 각각 다음과 같다.

$$K_{Im} = M_m \times \left(p \frac{R_i}{t} \right) \quad (2)$$

$$K_{It} = A \times CR \times t^{2.5} \quad \text{or} \quad (3)$$

$$= (B_0 C_0 + B_1 C_1 + B_2 C_2 + B_3 C_3) \sqrt{\pi a}$$

여기서, M_m 은 내압 수정 계수, p 는 내압, R_i 는 내경, t 는 두께, A 는 온도 수정 계수, CR 은 냉각률, B_i 는 응력 수정 계수, C_i 는 응력 분포 다항식의 상수이다.

내압에 의한 응력확대계수는 원자로용기를 두께가 얇은 실린더로 가정하고 용기벽에 일정한 막 응력이 작용하는 것으로 가정하여 계산한다. 열응력에 의한 응력확대계수는 CR 또는 결함이 없는 원자로용기 형상에 대한 응력해석 결과로부터 계산한다. 이러한 식 모두 a/t 값이 1/4인 균열에 대

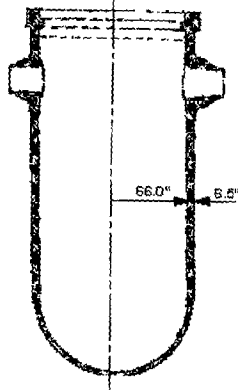


Fig. 1 Geometry of the reactor pressure vessel

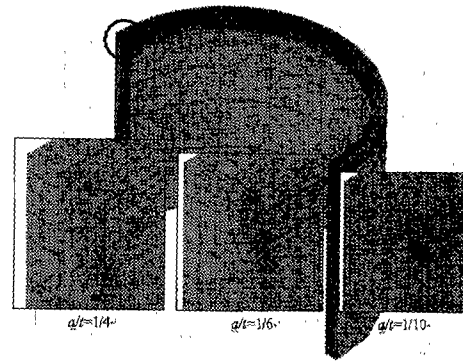


Fig. 2 Typical finite element meshes for axial surface cracks

해서만 사용할 수 있다.

2.3 구속효과를 고려한 해석

Hutchinson,⁽¹³⁾ 그리고, Rice 와 Rosengren⁽¹⁵⁾은 비선형탄성재료에서 J -적분을 이용하여 균열선단 응력분포를 예측하였다. J -적분을 이용한 균열선단 응력분포 및 변형률분포는 다음과 같으며, 이를 HRR 응력장이라 정의한다.

$$\sigma_{ij} = \sigma_0 \left[\frac{EJ}{\alpha \sigma_0^2 I_n r} \right]^{1/n+1} \cdot \tilde{\sigma}_{ij}(\theta, n) \quad (4)$$

$$\varepsilon_{ij} = \frac{\alpha \sigma_0}{E} \left[\frac{EJ}{\alpha \sigma_0^2 I_n r} \right]^{n/n+1} \cdot \tilde{\varepsilon}_{ij}(\theta, n) \quad (5)$$

여기서, α 와 n 은 재료물성치, σ_0 는 항복강도, E 는 탄성계수, $\varepsilon_0 = \sigma_0/E$, J 는 J -적분이며, I_n 은 가공경화 지수에 따른 상수, $\tilde{\sigma}_{ij}$, $\tilde{\varepsilon}_{ij}$ 는 n 과 θ 로 표시되는 무차원 함수값으로서, 평면응력상태와 평면변형률 상태에 따른 값들을 Shih⁽¹⁶⁾가 제시한 바 있다.

구조물에 존재하는 균열부의 구속이 낮은 경우, J -적분만으로 균열부를 정확히 해석하는 것이 불가능하다. 따라서 2개의 파라미터로 구속상태를 평가하는 방법인 J - T 방법⁽¹⁷⁾과 J - Q 방법⁽¹⁸⁾이 제안된 바 있다. Betégon 과 Hancock⁽¹⁷⁾은 구속상태의 보정을 위해 다음과 같이 T -응력을 정의하였다.

$$\sigma_{11}(r, \theta) = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left[1 - \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right] + T \quad (6)$$

여기서, T -응력은 탄성값으로서 선형탄성확장식의 2번째 항에 해당한다.

Leevers 와 Radon⁽¹⁹⁾은 T -응력에 대한 무차원의 이축성비(biaxiality ratio), B 를 다음과 같이 제안하였다.

$$B = \frac{T\sqrt{\pi a}}{K_I} \quad (7)$$

여기서, B 는 주어진 형상과 하중의 형태에 대하여 상수값이다.

O'Dowd 와 Shih⁽¹⁸⁾은 균열선단에서의 실제응력장이 HRR 응력장과 일정한 간격을 유지한다는 특성에 착안하여 구속상태에 따라 다음과 같이 Q -응력을 제안하였다.

$$\sigma_{ij} \approx \sigma_{ij,HRR} + Q\sigma_0\delta_{ij} \quad \left(\left| \theta \right| < \frac{\pi}{2} \right) \quad (8)$$

여기서, δ_{ij} 는 Kronecker delta 이다.

O'Dowd 와 Shih는 균열선단에서의 소성역의 크기가 일정 크기보다 작은 경우, Q -응력과 T -응력의 일대일 대응관계를 도출하고 다음 식과 같이 정리하였다.⁽²⁰⁾

$$Q = 0.763 \left(\frac{T}{\sigma_0} \right) - 0.361 \left(\frac{T}{\sigma_0} \right)^2 - 0.073 \left(\frac{T}{\sigma_0} \right)^3 \quad (9)$$

3. 유한요소해석

본 논문에서는 균열깊이비의 영향, 구속효과 등의 영향을 정량적으로 분석하기 위해 3차원 유한요소해석을 수행하였다.

3.1 해석모델

해석대상은 국내 A형 원자력발전소의 원자로용기로 설정하였다. Fig. 1은 원자로용기의 기하학적 형상을 나타낸 것으로 내경은 1680 mm, 벽두께는 165 mm, 그리고 클래드 두께는 4.8 mm이며, 유한요소 해석모델은 원자로용기 노심대의 대칭성을

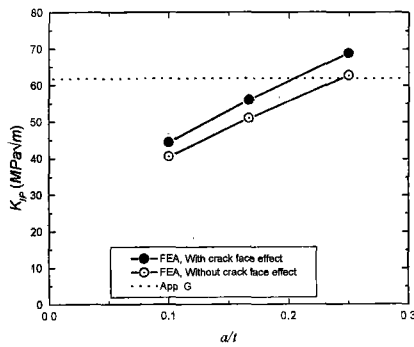


Fig. 3 Resulting K_{IP} for various crack depths and clad thicknesses under internal pressure

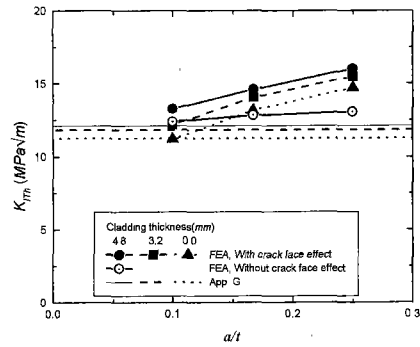


Fig. 4 Resulting K_{Ith} for various crack depths and clad thicknesses under thermal loading

고려하여 1/4 만을 작성하였다.

본 논문에서는 원자로용기 내벽에 반타원 표면 균열이 존재한다고 가정하였으며, 정상운전조건 중 원자로용기 내벽에 가장 큰 인장응력을 발생시키는 냉각운전조건을 작용하중으로 적용하였다. 균열의 방향은 동일한 하중에 대해 원주방향 응력이 더 큰 점을 고려하여 축방향으로 설정하였다. 균열깊이의 영향을 파악하기 위하여 a/t 값은 1/4, 1/6, 1/10 로 변화시켰으며, 각각에 대한 모델의 형상은 Fig. 2 와 같다. 여기서 1/4은 ASME 코드에서 규정한 가상균열의 깊이이다. Marshall⁽⁸⁾은 ASME Sec. III 에 준하여 설계/제작된 원자로용기에서 발견되는 결함이 25 mm 이하인 경우가 대부분인 것으로 보고하였다. 따라서 25 mm 를 모사하기 위하여 1/6 값을 사용하였다. 또한 발생할 확률이 가장 높은 것으로 알려진 얇은 균열을 고려하여 1/10 인 모델을 작성하였다. 클래드 두께는 공칭설계기준치인 4.8 mm, 최소기준치인 3.2 mm, 그리고 클래드가 없는 경우를 설정하였다. 냉각률은 ASME 코드의 한계치인 56 C/hr 과 44, 33 C/hr 등의 3 가지 값을 사용하였다. 열응력해석시 용기의 외벽은 단열조건으로 가정하였으며, 냉각수의 온도는 운전 온도에서 정지온도로 적용냉각률에 따라 변화하도록 설정하였다.

원자로용기 모재는 SA508 Cl. 2, 클래드는 오스테나이트 스테인레스강으로 설정하였으며 가압해석과 열응력해석에 필요한 재료물성치는 ASME Sec. II⁽²¹⁾에 준하여 설정하였다.

하중조건으로는 실제 원자로용기의 운전조건인 내압 16.5 MPa, 운전온도 288 C, 정지온도 21 C 를 적용하였다. 반타원 표면균열의 최심점에서 J-적분값을 계산하였으며, 평면변형을 상태로 가정하여 다음 식으로부터 응력확대계수를 계산하였다.

$$K_I = \sqrt{\frac{J \cdot E}{1 - \nu^2}} \quad (10)$$

여기서, ν 는 푸아송비이다.

응력확대계수 계산은 내압과 열응력에 대해 각각 수행하였다. 내압에 의한 응력확대계수 계산은 균열깊이 3 개, 균열면 효과의 고려 여부를 합하여 총 6 가지 경우에 대해 수행하였으며, 열응력에 의한 응력확대계수는 균열깊이 3 개, 클래드 두께 3 개, 냉각률 3 개의 조건을 합하여 총 27 개 경우에 대해 계산하였다. 구속효과 해석을 위해서는 균열깊이 3 개, 클래드 두께 3 개 등 총 9 개 경우에 대해 J-T 해석을 수행하였다.

3.2 유한요소해석결과

내압이 작용할 때 a/t 와 균열면 효과 고려여부에 따라 유한요소 해석으로 계산한 응력확대계수, K_{IP} 의 계산결과는 Fig. 3과 같다. 이때 클래드 두께는 4.8 mm로 설정하였다. 유한요소 해석결과와의 비교를 위하여 App. G 에 의한 계산 결과를 함께 도시하였다. a/t 값이 1/4 인 경우, 균열면에 압력이 직접 가해진다고 가정하였을 때, K_{IP} 는 App. G 에 비해 10% 크게 나타났다. a/t 값이 1/4 에서 1/6, 1/10 로 감소하면 균열면 효과를 고려하였을 경우, App. G 에 비해 10%, 28% 작게 나타났다. 또한 K_{IP} 는 a/t 와 선형 관계를 유지하는 것으로 확인하였다.

열응력이 작용할 때 a/t 와 클래드 두께의 변화에 따라 유한요소 해석으로 계산한 응력확대계수, K_{Ith} 의 계산 결과는 Fig. 4 와 같다. 이때, CR 값은 56 C/hr 로 설정하였다. App. G로 계산할 때에는 클래드부의 재료물성을 모재와 같다고 가정하였다 균열면과 용기 내부 냉각수간의 지속적인 유동으로 인해 두 지점에서의 온도가 동일하게 유지된다

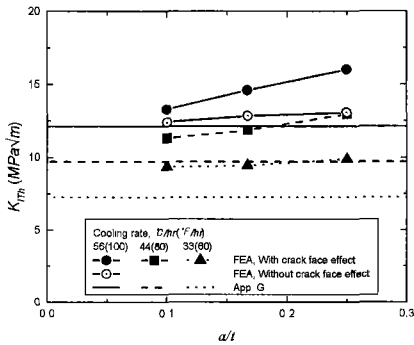


Fig. 5 Resulting K_{III} for various crack depths and cooling rates under thermal loading

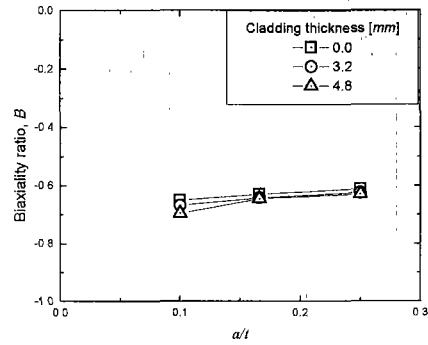


Fig. 6 Biaxiality, B for various crack depths and clad thicknesses

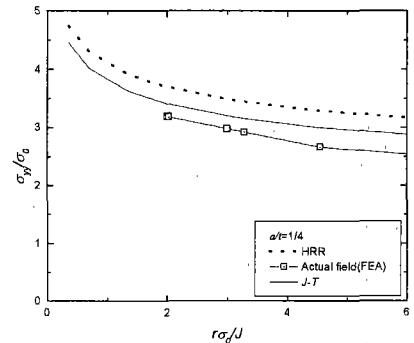


Fig. 7 Comparison of stress fields between $J-T$, HRR and FEA

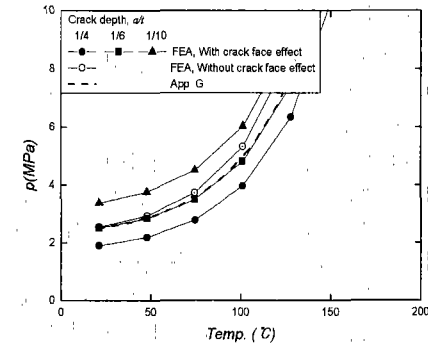


Fig. 8 Resulting $P-T$ limit curves for various crack depths

고 가정한 균열면 효과를 고려하지 않은 경우, a/t 값이 1/6 에서 1/4인 구간에서의 K_{III} 는 거의 변하지 않았다. 균열면 효과를 고려한 경우, 클래드 두께가 증가하면 K_{III} 도 비례하여 증가하였지만, 전반적으로 클래드 두께의 변화가 K_{III} 계산결과에 미치는 영향은 작았다.

열응력이 작용할 때 a/t 와 냉각률의 변화에 따른 K_{III} 계산결과는 Fig. 5와 같다. a/t 값은 1/4, 1/6, 1/10, CR 값은 56, 44, 33 $^{\circ}C/hr$ 로 각각 설정하였으며, 클래드 두께는 4.8 mm로 설정하였다. 균열면 효과를 고려하지 않은 경우에는 a/t 의 영향을 거의 받지않는 반면, 균열면 효과를 고려한 경우에는 K_{III} 가 a/t 에 비례하여 증가하였다. CR 값이 56 $^{\circ}C/hr$ 에서 44, 33 $^{\circ}C/hr$ 로 감소할 때, App. G에 의한 K_{II} 는 각각 20%, 40% 감소하였고, K_{III} 는 19%, 37%씩 감소하였다. 전체적으로 열응력에 의한 응력확대계수는 내압에 의한 값에 비해 비교적 작게 계산되어 압력-온도 한계곡선에는 상대적으로 영향이 작을 것으로 판단된다.

T -응력은 식 (6)에 균열면에서의 조건($\theta = \pi$)을 대입하여 응력장으로부터 직접 계산하였다. 계산된 T -응력과 K_{IP} 로부터 식 (7)을 사용하여 B 를 계산하였으며, 계산 결과는 Fig. 6과 같다. 반타원 표면균열이 존재하는 원자로용기의 B 는 -0.6보다 작은 값으로, 실제 균열선단의 구속상태는 매우 낮은 것으로 확인되었다. 따라서 구속의 감소를 고려한 계산이 필요한 것으로 판단된다. 구속의 감소를 고려한 균열선단에서의 응력분포는 J -적분과 T -응력을 이용하여 계산할 수 있다. 먼저 운전하중에 대한 응력확대계수와 B 를 식 (7)에 대입하여 T -응력을 계산하고, 식 (9)로부터 Q -응력을 계산한다. 이를 식 (8)에 대입하면 구속의 감소를 고려한 균열선단에서의 응력분포를 계산할 수 있다. $J-T$ 해석으로 계산한 응력장을 실제 및 HRR 응력장과 비교하여 Fig. 7에 도시하였다. 낮은 구속상태로 인해 실제 응력장은 HRR 응력장에 비해 낮은 것으로 나타났다. $J-T$ 해석을 통해 예측한 응력장은 실제 응력장에 비해서 약 5% 크게 계산되었으

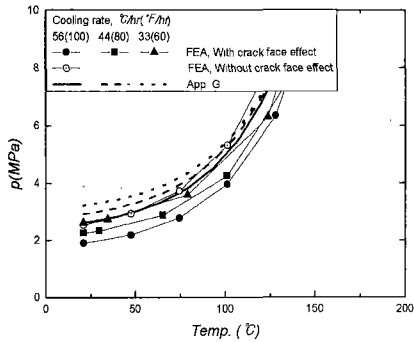


Fig. 9 Resulting P-T limit curves for various cooling rates

나 HRR 응력장에 비해서는 실제 응력장을 유사하게 묘사하는 것으로 나타났다.

3.3 압력-온도 한계곡선에 대한 고찰

유한요소 해석으로 계산된 응력확대계수를 바탕으로 식 (1)의 조건에 따라 압력-온도 한계곡선을 작성하였다. K_{Ia} 는 기준무연성전이온도(RT_{NDT})의 함수이고, RT_{NDT} 는 중성자 조사량의 함수로서, 균열선단에서의 RT_{NDT} 를 계산하기 위해서는 균열선단에서의 중성자 조사량 값을 알아야 하며, 이때 중성자 조사량은 내벽 표면으로부터의 거리에 비례한다. RT_{NDT} 및 중성자 조사량의 관계는 다음과 같다.⁽²²⁾

$$\begin{aligned}
 RT_{NDT} &= RT_{NDT(U)} + M + \Delta RT_{NDT} \\
 \Delta RT_{NDT} &= CF \cdot f^{(0.28-0.1 \log f)} \\
 f &= f_{surf} \cdot e^{-0.24x}
 \end{aligned}
 \tag{11}$$

여기서, $RT_{NDT(U)}$ 와 ΔRT_{NDT} 는 각각 RT_{NDT} 의 조사전 값과 증분값이며, M 은 안전여유, CF 는 화학계수, f 와 f_{surf} 는 각각 임의의 위치와 내벽에서의 중성자 조사량, 그리고 x 는 내벽으로부터의 거리이다. 본 논문에서는 f_{surf} 를 임의의 값인 2.441로 가정하고, a/t 값이 1/4, 1/6, 1/10 일 때의 f 를 각각 계산한 후 균열선단에서의 RT_{NDT} 를 식 (11)에 따라 계산하였으며, 그 결과 각각 94, 97, 100 °C로 계산되었다. 파괴인성 K_{Ia} 는 유한요소 해석으로 계산된 균열선단에서의 온도를 대입하여 산출하였다. K_{IP} 의 계산식은 응력확대계수의 일반형태를 고려하여 도출하였으며, 내압에 대하여 다음과 같이 선형적인 관계를 유지한다고 가정하였다.

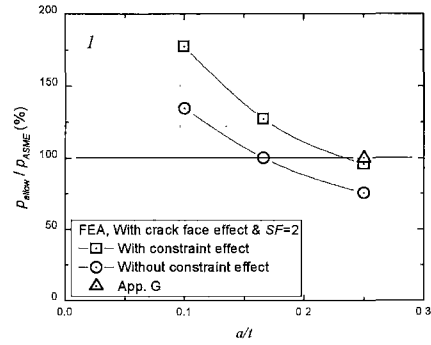


Fig. 10 The effect of crack depth and constraint on maximum allowable pressure

$$\begin{aligned}
 K_{IP} &= \sigma(p, r_i, t) \cdot \sqrt{\pi a} \cdot f(a/t) \\
 &\cong p \cdot f(r_i, t, a/t) \\
 &= p \cdot M_p
 \end{aligned}
 \tag{12}$$

여기서 M_p 는 수정계수로서, r_i , t 및 a/t 의 함수이다. 본 논문에서는 r_i 와 t 를 해석대상에 대한 값으로 제한하였다. a/t 값의 범위가 1/10에서 1/4 일 때, 균열면 효과를 고려한 K_{IP} 를 a/t 의 2차 다항식으로 가정하면 다음 식과 같이 나타낼 수 있다.

$$M_p = 59.4 \cdot \left(\frac{a}{t}\right)^2 - 11.1 \cdot \left(\frac{a}{t}\right) + 3.2
 \tag{13}$$

K_{Ith} 는 CR 과 a/t 의 누승의 형태로 가정하였으며, a/t 값의 범위는 0.1에서 0.25, CR 값은 56 °C/hr보다 작은 경우에 대한 계산식을 나타내면 다음과 같다.

$$K_{Ith} = 6.67 \cdot 10^5 \cdot CR^{0.829} \cdot \left(\frac{a}{t}\right)^{0.137}
 \tag{14}$$

a/t 의 변화에 따른 압력-온도 한계곡선은 Fig. 8과 같다. 이때 클래드 두께는 4.8 mm, CR 값은 56 °C/hr로 설정하였다. 냉각수의 온도가 21 °C일 때 App. G로 작성한 압력-온도 한계곡선의 허용압력을 기준으로 비교한 결과, 균열면 효과를 고려하면 a/t 값이 1/4인 경우 24% 작게 나타났고, 1/10인 경우 35% 크게 나타났으며, 1/6인 경우에는 1% 이내로 일치하였다. 또한 균열면 효과를 고려하지 않은 경우, a/t 값이 1/4일 때, 냉각수의 온도가 21 °C에서의 안전 운전 영역은 App. G와 유사하였으나, 냉각수의 온도가 높아질수록 안전 운전 영역은 증가하였다.

CR 값을 56, 44, 33 °C/hr로 변화시켰을 때의 압

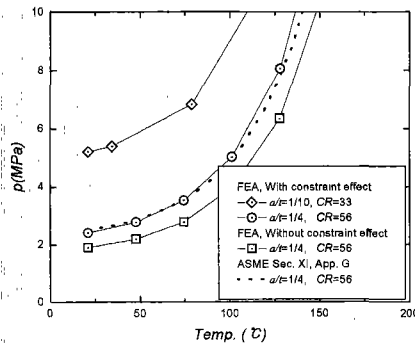


Fig. 11 Comparison of P-T limit curve between FEA and ASME Sec. XI, App. G

력-온도 한계곡선을 Fig. 9 에 도시하였다. 이때 a/t 값이 1/4, 클래드 두께는 4.8 mm 로 설정하였다. App. G 에 의한 안전 운전 영역은 CR 값이 56 에서 44, 33 $^{\circ}\text{C/hr}$ 로 낮아질 때, 17%, 23% 증가 하였으며, 균열면 효과를 고려한 유한요소 해석결과로 예측한 안전 운전 영역은 각각 19%, 38% 증가 함으로써, App. G 보다 냉각률에 의한 안전 운전 영역의 증가율이 더 크게 나타났다.

a/t 값이 1/4, CR 값이 56 $^{\circ}\text{C/hr}$, 클래드 두께가 4.8 mm 인 경우, 유한요소 해석결과 중 내압에 의한 응력확대계수에 대한 안전계수, SF 값을 변화시키며 작성한 압력-온도 한계곡선을 App. G 에 준하여 작성한 압력-온도 한계곡선과 비교한 결과, 안전 운전 영역이 같아지는 SF 값은 1.7로 계산되었다.

유한요소 해석에 의해 균열면 효과 및 구속효과를 고려하여 작성한 압력-온도 한계곡선의 안전 운전 영역(P_{allow})의 비교를 위하여, App. G 에 의해 계산한 허용압력(P_{ASME})으로 무차원화 하였으며, 그 결과를 Fig. 10 에 도시하였다. 원자로용기에서 발견되는 결함의 대부분이 25 mm 이하인 것으로 알려진 만큼 현실적인 결함크기를 가상결함으로 설정하고 구속효과를 고려한다면, 균열면 효과를 고려하더라도 안전 운전 영역이 App. G 에 의한 한계곡선에 비해 크게 증가할 것으로 기대된다.

유한요소해석과 App. G 에 의해 작성한 압력-온도 한계곡선을 Fig. 11 에 도시하였다. 유한요소 해석결과로 작성한 압력-온도 한계곡선중 안전 운전 영역이 가장 큰 경우는 a/t 값이 1/10, CR 값이 33 $^{\circ}\text{C/hr}$ 일 때이고, 가장 작은 경우는 a/t 값이 1/4, CR 값이 56 $^{\circ}\text{C/hr}$ 일 때이다. 균열면 효과를 고려하면 App. G 에 의한 한계곡선이 비보수적인 경향을 가지는 것으로 나타났으나, 구속효과를 고려하면 서로의 영향이 상쇄되어 App. G 에 의한 곡선이

정확한 것으로 나타났다.

4. 결론 및 고찰

본 논문에서는 ASME 코드에서 보수적으로 설정된 가상결함의 크기와 균열면 효과, 구속효과를 고려한 해석이 압력-온도 한계곡선에 미치는 영향을 평가하기 위하여 3차원 유한요소해석을 수행하였으며, 그 결론은 다음과 같다.

(1) 균열면에 냉각수의 압력과 온도가 직접 작용한다고 가정한 경우, 안전 운전 영역이 App. G 보다 감소하였다. 즉, App. G 의 가정이 오히려 비보수적일 수 있음을 확인하였다.

(2) 균열의 구속상태에 대해 J-T 해석으로 평가한 결과, 안전 운전 영역이 증가하여 균열면 효과에 의해 감소된 안전 운전 영역과 서로 상쇄되었으며 도출된 압력-온도 한계곡선은 App. G 와 잘 일치하였다.

(3) 압력-온도 한계곡선의 작성에 있어 균열깊이의 영향은 매우 큰 것으로 나타났다. 특히 App. G 에서 제시한 1/4 의 가상균열은 지나치게 보수적인 설정으로 지적되고 있는 만큼 현실적인 값을 고려하여 안전 운전 영역을 재설정할 필요가 있는 것으로 판단된다.

(4) 유한요소 해석에 의한 정확한 압력-온도 한계곡선의 작성 방법을 제시하였다.

후기

본 논문은 한국원자력안전기술원과 한국과학기술원 산하 성균관대학교 산업설비 안전성평가 연구센터의 연구비 지원으로 이루어진 것으로서, 이에 관계자 여러분께 감사 드립니다.

참고문헌

- (1) 이택진, 최재봉, 김영진, 박윤원, 정명조, 2000, "원자로용기 건전성평가를 위한 RVIES 시스템의 개발," 대한기계학회논문집(A), 제 24 권 제 8 호, pp. 2083~2090.
- (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) Dickson, T. L., McAfee, W. J., Pennell, W. E., and Williams, P. T., 1999, "Evaluation of Margins in the ASME Rules for Defining the P-T Curve for a RPV," *Proceedings of ASME Pressure Vessel and Pipings*, PVP-Vol. 385.
- (6) Nanstadt, R. K., Keeney, J. A., and McCabe, D. E., 1993, "Preliminary Review of the Bases for the K_{IC} Curve in the ASME Code," ORNL/NRC/LTR/93-15.
- (7) Theiss, T. J., Shum, D. K., and Rolfe, S. T., 1992, "Experimental and Analytical Investigation of the Shallow-Flaw Effect in Reactor Pressure Vessels," NUREG/CR-5886(ORNL/TM-12115).
- (8) 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.
- (9) Dickson, T. L., Bass, B. R., and Williams, P. T., 2000, "Validation of a Linear-Elastic Fracture Methodology for Postulated Flaws Embedded in the Wall of a Nuclear Reactor Pressure Vessel," *Proceedings of ASME Pressure Vessel and Pipings*, PVP-Vol. 403.
- (10) Bhandari, S., McGarry, D., McAllister, S., 1998, "Designing for Crack Growth in NESC-1 Spinning Cylinder," '98 ASME, PVP-Vol. 362, pp. 243~247.
- (11) Keeney, J. A., Bass, B. R., Williams, P. T., Pugh, C. E., 1998, "Pretest Fracture Evaluation of The NESC-1 Spinning-Cylinder Experiment," '98 ASME, PVP-Vol. 362, pp. 253~260.
- (12) Moinereau, D., Faigy, C., Bhandari, S., Guichard, D., Valeta, M. P., Courtois, M., 1998, "NESC Spinning Cylinder Thermal Shock Experiment. French Contribution to the Pre Test Fracture Analysis Evaluation," '98 ASME, PVP-Vol. 362, pp. 261~279.
- (13) Hutchinson, J. W., 1968, "Singular Behavior at the End of a Tensile Crack in a Hardening Material," *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, Vol. 16, pp. 16~31.
- (14) 서현, 한태수, 이형일, 1999, "구속상태를 고려한 반타원 표면균열의 파손평가선도," 대한기계학회논문집(A), 제 23 권 제 11 호, pp. 2022~2032.
- (15) Rice, J. R. and Rosengren, G. F., 1968, "Plane Strain Deformation Near a Crack Tip in a Power-Law Hardening Material," *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, Vol. 16, pp. 1~12.
- (16) Shih, C. F., 1983, "Tables of Hutchinson-Rice-Rosengren Singular Field Quantities," Brown University, Providence, RI.
- (17) Betégon, C., Hancock, J. W., 1991, "Two-Parameter Characterization of Elastic-Plastic Crack-Tip-Fields," *Journal of Applied Mechanics*, Vol. 58, pp. 104~110.
- (18) O'Dowd, N. P., Shih, C. F., 1991, "Family of Crack-Tip Fields Characterized by a Triaxiality Parameter - I. Structure of Fields," *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, Vol. 39, No. 8, pp. 989~1015.
- (19) Leevers, P. S., Radon, J. C., 1982, "Inherent Stress Biaxiality in Various Fracture Specimen Geometries," *International Journal of Fracture*, Vol. 19, pp. 311~325.
- (20) O'Dowd, N. P., Shih, C. F., 1992, "Family of Crack-Tip Fields Characterized by a Triaxiality Parameter - II. Frcture Applications," *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, Vol. 40, No. 5, pp. 939~963.
- (21) ASME Boiler and Pressure Vessel Code Sec. II, 1995, "Materials," Part D.
- (22) USNRC, 1988, "Radiation Embrittlement of Reactor Vessel Materials," Regulatory Guide 1.99, Rev. 2.