

구속효과를 고려한 원자로 압력용기 균열선단에서의 응력분포 예측

김진수* · 최재봉** · 김영진*
(2000년 11월 9일 접수, 2001년 2월 7일 심사완료)

Evaluation of the Crack Tip Stress Distribution Considering Constraint Effects in the Reactor Pressure Vessel

Jin-Su Kim, Jae-Boong Choi and Young-Jin Kim

Key Words: Reactor Pressure Vessel(원자로 압력용기), Pressurized Thermal Shock(가압열충격),
Constraint Effect(구속효과), Q Stress(Q 응력), HRR Stress(HRR 응력)

Abstract

In the process of integrity evaluation for nuclear power plant components, a series of fracture mechanics evaluation on surface cracks in reactor pressure vessel(RPV) must be conducted. These fracture mechanics evaluations are based on stress intensity factor, K . However, under pressurized thermal shock(PTS) conditions, the combination of thermal and mechanical stress by steep temperature gradient and internal pressure causes considerably high tensile stress at the inside of RPV wall. Besides, the internal pressure during the normal operation produces high tensile stress at the RPV wall. As a result, cracks on inner surface of RPVs may experience elastic-plastic behavior which can be explained with J -integral. In such a case, however, J -integral may possibly lose its validity due to constraint effect. In this paper, in order to verify the suitability of J -integral, two dimensional finite element analyses were applied for various surface cracks. A total of 18 crack geometries were analyzed, and Q stresses were obtained by comparing resulting HRR stress distribution with corresponding actual stress distributions. In conclusion, HRR stress fields were found to overestimate the actual crack-tip stress field due to constraint effect.

1. 서 론

원자로 압력용기는 원자력발전소 각 주요기기 중 안전성 측면에서 가장 중요한 구조물로 분류된다. 원자로 압력용기의 안전성을 확보하기 위해서는 정상 운전조건 및 비상 운전조건 등 모든 운전이력을 고려한 안전성 평가를 수행하여야 한다. 비상 운전조건 중 하나인 가압열충격(pressurized thermal shock)은 냉각재상실사고(loss

of coolant accident)와 같은 비상사고가 발생하여 비상노심냉각계통(emergency core cooling system)이 가동되면서 냉각수가 원자로의 노심대(beltline)로 흘러 들어오는 사고를 말한다. 이로 인해 원자로 압력용기 내벽에는 급격한 온도구배가 발생하며, 내압으로 인한 응력과 더불어 큰 인장응력을 유발시킨다. 또한 정상 가동시에도 고압으로 인한 인장응력이 용기벽 내부에 발생하게 된다. 이 경우, 원자로 내벽에 존재하는 균열은 인장응력 상태로 인해 비전형 파괴거동을 나타낼 수 있다.

비전형 파괴거동의 경우, 균열선단에서의 응력분포는 J -적분을 사용하여 예측하며, J -적분에 기초한 HRR 특이 응력장이 균열선단 응력장을 정확히 예측한다고 가정하고 있다. 그러나 구조물의 기하학적 형상, 균열 깊이, 하중상태, 재료물성치 등에 따른 구속효과의 차이로 인해 실제 구

* 회원, 성균관대학교 대학원 기계공학부

** 회원, 성균관대학교 산업설비안전성평가센터

† 책임저자, 회원, 성균관대학교 대학원 기계공학부

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

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

조물의 응력장은 HRR 응력장과 크게 다르게 나타날 수 있다. 따라서 구조물의 구속상태를 정확히 평가하기 위한 다양한 연구들이 수행되어 왔으며, 새로운 제 2의 매개변수를 이용한 $J-T^{(1)}$ 해석법과 $J-Q^{(2)}$ 해석법이 제시되었다. $J-T$ 해석은 균열선단에서의 구속상태를 정량화하기 위해 T 응력을 도입한 것으로 탄성응력장에서만 적용할 수 있다. 따라서 탄소성 거동을 나타내는 구조물의 실제 응력상태를 정확하게 예측하지 못한다는 단점이 있다. O'Dowd와 Shih⁽²⁾는 이러한 단점을 보완하여 탄소성 거동하에서 구속상태를 평가하기 위한 파라미터로 Q 응력을 제안하였다.

최근 Miyazaki 등⁽³⁾은 클래드하부균열에 대해 구속효과를 고려한 유한요소해석을 수행하였으며, 파괴인성치의 감소를 Q 응력을 통해 설명하였다. 또한 Yuan 등⁽⁴⁾은 가압열충격사고하에서의 균열선단 응력분포를 $J-Q$ 해석을 통해 구한 바 있다. 한편 국내에서는 $J-T$ 해석법을 이용하여 균열선단에서의 구속상태를 정량적으로 평가하기 위한 연구^(5,6)가 수행된 바 있다.

일반적으로 원자로 압력용기는 K 및 J -적분에 기초한 안전성 평가를 수행하고 있다. 그러나 이러한 평가 절차는 원자로 압력용기에 대한 구속상태를 정확히 고려하지 못하며, 따라서 균열선단에서의 응력분포를 지나치게 크게 평가하는 보수적인 해석 결과를 초래할 수 있다. 따라서 원자로 압력용기에 대한 정확한 안전성 평가가 이루어지기 위해서는 균열선단에서의 구속상태를 규명하여 정확한 응력분포를 예측할 필요가 있다.

본 연구에서는 균열선단에서의 균열선단 응력장을 정확히 구하기 위해 2차원 유한요소해석을 수행하였다. 유한요소해석은 정상상태 내압이 존재하는 경우와 가압열충격 사고에 해당하는 주중기관 파단 사고(Main Steam Line Break; MSLB)가 발생한 경우에 대해 수행하였으며, $J-Q$ 해석을 통해 구속효과를 정량적으로 평가하였다.

2. $J-Q$ 해석법

2.1 HRR 응력장

Hutchinson,⁽⁷⁾ Rice와 Rosengren⁽⁸⁾은 비선형탄성 재료에서 J -적분을 이용하여 균열선단 응력분포를 예측하였다. 이 때 비선형탄성재료는 다음과

같은 Ramberg-Osgood 응력 변형률 관계식을 만족한다고 가정하였다.

$$\frac{\epsilon}{\epsilon_0} = \frac{\sigma}{\sigma_0} + a \left(\frac{\sigma}{\sigma_0} \right)^n \quad (1)$$

여기서, σ_0 는 기준응력(reference stress)으로 대부분 항복응력을 사용하며 ϵ_0 는 σ_0/E , a 와 n 은 각각 재료상수와 재료 가공경화지수이다.

J -적분을 이용한 균열선단 응력분포 및 변형률 분포는 다음과 같으며, 이를 HRR 특이장이라 정의한다.

$$\sigma_{ij} = \sigma_0 \left(\frac{I}{a\sigma_0\epsilon_0 I_n r} \right)^{\frac{1}{n+1}} \tilde{\sigma}_{ij}(\theta, n) \quad (2)$$

$$\epsilon_{ij} = a\epsilon_0 \left(\frac{I}{a\sigma_0\epsilon_0 I_n r} \right)^{\frac{n}{n+1}} \tilde{\epsilon}_{ij}(\theta, n) \quad (3)$$

여기서, I_n 은 가공경화지수에 따른 상수, $\tilde{\sigma}_{ij}$ 와 $\tilde{\epsilon}_{ij}$ 는 θ 와 n 으로 표현되는 무차원 함수값으로서, 평면응력상태와 평면변형률상태에 따른 값들을 Shih⁽⁹⁾가 제시한 바 있다.

2.2 $J-Q$ 이론

J -적분에 기초한 HRR 응력장은 구조물의 구속상태에 따라 균열선단 응력장을 제대로 나타내지 못할 수 있다. O'Dowd와 Shih⁽²⁾는 구속 효과를 나타내는 수정계수인 Q 응력을 도입한 $J-Q$ 이론을 제안하였다. Q 응력은 평면 변형률 상태에서 균열선단에서의 응력 삼축성(triaxiality)을 나타내는 매개변수로서, 구속상태를 정량화한 값이다. O'Dowd와 Shih는 소성역 내부의 균열선단 응력분포를 급수형태로 나타내었으며, 이를 급수의 첫째 항에 해당하는 HRR 응력장과 나머지 고차항으로 구분하였다. 유한요소해석을 통해 고차항이 균열선단에서 일정하게 나타난다는 것을 확인하였으며, 다음과 같이 고차항의 크기를 Q 라 정의하였다.

$$\sigma_{ij} \approx (\sigma_{ij})_{\theta=0} + Q\sigma_0\delta_{ij} \quad \left(\left| \theta \right| < \frac{\pi}{2} \right) \quad (4)$$

여기서, δ_{ij} 는 Kronecker delta이다.

식 (4)를 일반화하기 위해 O'Dowd와 Shih는 소규모 항복해인 $r/(J/\sigma_0) = 2$ 인 지점에서의 HRR 응력장을 도입하였으며, 이 때 Q 는 다음과 같이 정의할 수 있다.

$$Q \equiv \frac{\sigma_{\theta\theta} - (\sigma_{\theta\theta})_{HRR}}{\sigma_0} \quad \text{at } \theta=0, \quad \frac{r\sigma_0}{J}=2 \quad (5)$$

식 (5)에서 보는 바와 같이 Q 는 유한변형률이 발생하는 영역(finite strain region) 밖에서 정의되며 균열전전의 특성을 대표할 수 있는 $r/(J/\sigma_0)=2$ 에서의 값을 이용한다. 또한 이 때 Q 응력이 정의되기 위해서는 $r/(J/\sigma_0)$ 가 2~5인 영역에서 실제응력장과 HRR 응력장의 차이가 일정

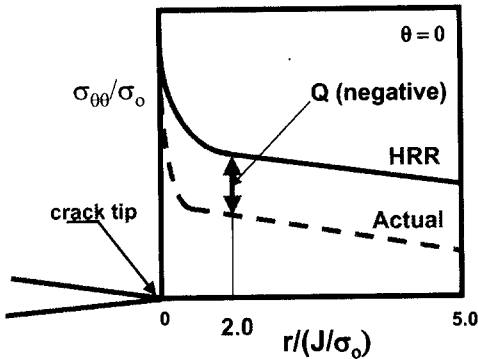


Fig. 1 A schematic illustration of the Q stress

하게 유지되어야 한다.

Fig. 1은 J -적분에 기초한 HRR 응력장이 실제 응력장보다 높게 나타나는 경우에 대한 Q 응력을 나타낸 것이다. 이 때, Q 는 음의 값을 나타내며, $Q=0$ 인 기준 상태(HRR 응력장)에서 $Q\sigma_0$ 만큼 감소된 정수압 응력(hydrostatic stress)을 나타낸다. 즉, 음의 Q 응력상태에서는 HRR 응력장이 실제 응력장을 과대 평가한다는 것을 의미하며, 이는 상대적으로 구속상태가 낮기 때문에 발생한다.

3. 유한요소모델링

본 연구에서는 Fig. 2와 같이 클래드된 원자로

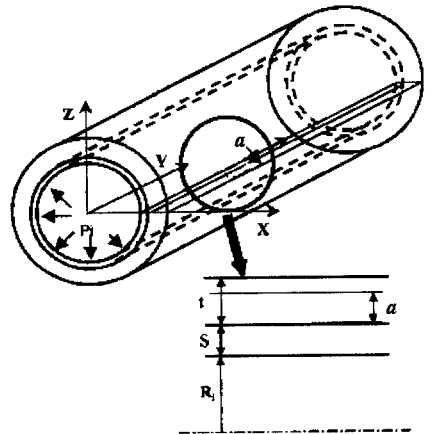


Fig. 2 A schematic illustration of the model

Table 1 Material properties of base and clad material. (GRS, 1997)

	Base material					Clad material				
	20	100	200	300	350	20	100	200	300	350
Temperature [°C]	20	100	200	300	350	20	100	200	300	350
Modulus of elasticity [GPa]	206	199	190	181	172	200	194	186	179	172
Poisson's ratio	0.3	0.3	0.3	0.3	0.3	0.3	0.3	0.3	0.3	0.3
Thermal conductivity [W/m K]	44.4	44.4	43.2	41.8	39.4	16.0	16.0	16.0	17.0	18.0
Specific heat capacity [J/g K]	0.45	0.49	0.52	0.56	0.61	0.5	0.5	0.5	0.54	0.59
Thermal expansion coefficient [1/K × 10 ⁶]	10.3	11.1	12.1	12.9	13.5	15.0	16.0	16.0	19.0	21.0
α	1					Elastic-perfectly plastic behaviour				
n	10									

압력용기 내벽에 축방향 및 원주방향 표면균열에 존재할 때, 실제 응력분포를 HRR 응력분포와 비교함으로써 구속효과를 정량화하였다. 응력분포 비교를 위해 범용유한요소해석 프로그램인 ABAQUS⁽¹⁰⁾를 사용하여 2차원 유한요소해석을 수행하였다. 해석에 사용된 모델은 국내에서 현재 가동중인 A 발전소의 원자로 압력용기이며 내반경은 1993.90mm, 모재의 두께는 200.15mm이다. 모재와 클래드 부재의 재료물성치는 독일의 GRS에서 가압열충격 사고에 대한 국제 비교 평가 연구⁽¹¹⁾로 제시한 자료를 사용하였으며, Table 1과 같다.

균열 형상은 Table 2에 제시한 바와 같이 변화시켰으며, 이를 통해 각 파라미터의 영향을 파악할 수 있도록 하였다. 일반적으로 원자로 압력용기에 설치된 클래드부는 용접 특성상 균일하지 않으며 약 3~5mm의 두께로 분포되어 있다. 이를 고려하여 클래드 두께를 3.18, 4.76mm로 변화시켰으며 클래드부가 존재하지 않는 경우에 대한 해석을 수행하여 클래드부의 영향을 좀더 명확히 파악하고자 하였다. 균열 형상 변화에 따른 영향을 알아보기 위해 균열 깊이 a 는 원자로 압력용기 안전성 평가에 일반적으로 사용되는 $t/4$ 및 얇은 균열인 $t/6$, $t/8$ 로 변화시켰다. 따라서 본 연구

에서는 총 18가지 균열형상에 대한 2차원 유한요소해석을 수행하였다. 유한요소해석은 정상온전 조건시의 가동압력인 15.41MPa이 작용하는 경우와 비상조건에 해당하는 MSLB 사고가 발생한 경우로 나누어 수행하였다. Fig. 3은 MSLB 사고에 대한 온도, 압력, 열전달계수의 변화를 나타낸 다.

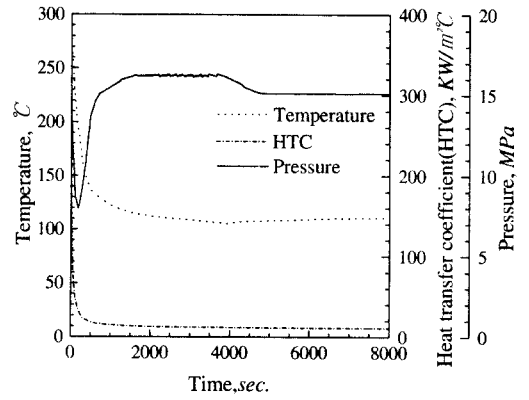
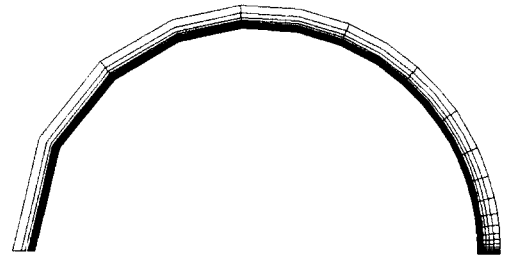


Fig. 3 Temperature, pressure and heat transfer coefficient distribution for MSLB

Table 2 Finite element analyses matrix

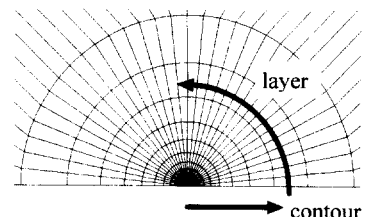
No	Crack direction	R_i [mm]	t [mm]	S [mm]	a/t
1	Axial	1993.9	200.15	0	1/8
2					1/6
3					1/4
4				3.18	1/8
5					1/6
6					1/4
7				4.76	1/8
8					1/6
9					1/4
10	Circumferential	1993.9	200.15	0	1/8
11					1/6
12					1/4
13				3.18	1/8
14					1/6
15					1/4
16				4.76	1/8
17					1/6
18					1/4



(a) Axial crack



(b) Circumferential crack



(c) Crack tip mesh

Fig. 4 A typical finite element mesh

유한요소모델은 Fig. 4와 같이 대칭성을 고려하여 작성하였으며, 해석에 사용된 모델은 축방향 균열의 경우에는 8절점 축대칭 요소, 원주방향 균열의 경우에는 8절점 평면변형률 요소를 사용하여 구성하였다.

균열선단에서의 응력장과 변형률을 해석하기 위해서는 매우 정교한 요소망이 필요하다. 따라서 본 연구에서는 Fig. 4 (c)와 같이 균열부를 20개의 경로(contour)와 32개의 레이어(layer)로 구성하였다. 각 모델에 대한 초기 둔화노치반경은 각각의 리가먼트(ligament)의 1/100,000로 설정하였고, 모든 경우에 대해 소규모 변형률 이론(small strain theory)을 적용하였다.

4. 유한요소해석결과

4.1 내압 해석

J-적분은 영역적분법에 의해 계산된 값을 사용하였으며, 이를 식 (2)에 대입하여 HRR 응력장을 구하였다. 균열선단의 실제 응력장은 유한요소모델의 리가먼트(ligament)를 구성하는 각 절점(node)에서의 평균 응력값을 이용하여 계산하였다. Fig. 4는 클래드 두께가 3.18mm이고 균열 깊이가 $t/8$ 인 경우에 대한 균열선단에서의 HRR 응력장을 실제 응력장과 비교한 것이다. 전체 영역에 걸쳐 HRR 응력장이 실제 응력장에 비해 상당히 높게 나타났으며, 그 차이는 일정하였다. 이는

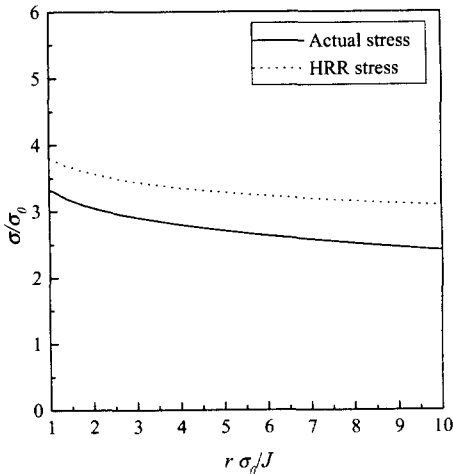


Fig. 5 Comparisons between actual and HRR stress distributions (No. 4 in Table 1)

J-적분을 이용한 평가 방법이 원자로 압력용기의 낮은 구속상태를 고려하지 못함으로써 보수적인 해석결과를 초래한다는 것을 의미한다. 구속상태의 정도를 나타내는 Q 는 HRR 응력장과 실제 응력장을 식 (4)에 대입하여 계산하였다. Fig. 6과 7은 각각 축방향, 원주방향 균열에 대한 해석결과를 나타낸 것으로, 모든 경우에 대해 Q 는 음수를 나타내었다. Q 가 음수인 경우는 HRR 응력장이 실제 응력장보다 크게 나타난다는 것을 의미한다.

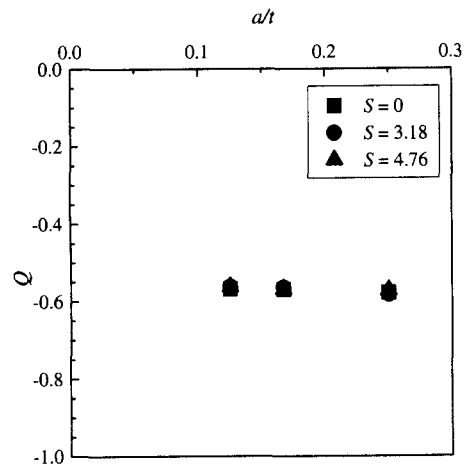


Fig. 6 Comparisons of Q stress distributions for axial crack (internal pressure)

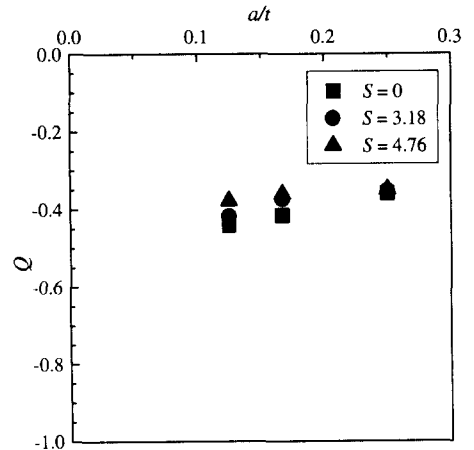


Fig. 7 Comparisons of Q stress distributions for circumferential crack (internal pressure)

Fig. 6과 7에서 보이는 바와 같이 축방향 균열의 경우, 원주방향 균열보다 더 낮은 Q 값을 나타내었다. 이는 축방향 균열이 원주방향 균열에 비해 더 높은 인장응력을 받기 때문인 것으로 판단된다. 일반적으로 인장응력상태는 굽힘응력에 비해 더 낮은 구속상태에 있다고 알려져 있다. 축방향 균열의 경우, Fig. 6에서와 같이 균열형상에 관계없이 $-0.56 \sim -0.58$ 사이의 거의 일정한 Q 분포를 나타내었다. 그러나 원주방향 균열의 경우, Q 분포가 $-0.44 \sim -0.35$ 로 변화하며, 균열크기 및 클래드 두께가 증가할수록 커지는 경향을 보였다. 클래드 두께에 따른 Q 변화는 얇은 균열의 경우에 더 명확하게 나타났다. 이는 원주방향 균열의 경우, 균열깊이 및 클래드 두께가 증가할수록 구속이 증가하여 HRR 응력장과 실제 응력장의 차이가 감소하기 때문이라고 판단된다.

일반적으로 탄소성 파괴역학에서는 재료에 가해진 J -적분값이 파괴인성치 J_c 보다 큰 경우, 파괴가 발생한다고 가정한다. 그러나 Q 가 음의 값을 갖는 경우, J -적분에 기초한 HRR 응력장이 실제 응력장을 과대평가하므로 J -적분값이 J_c 보다 큰 경우라 할지라도 파괴조건을 만족할 수 없게 된다. 따라서, 원자로 압력용기에 대한 정확한 안전성 평가를 위해서는 구속 효과를 고려한 해석이 필요할 것으로 판단된다.

4.2 MSLB 사고 해석

전체 균열형상에 대해 최대 J -적분은 축방향균열의 경우, 766~989초 사이에서 발생하였으며, 원주방향 균열의 경우, 671~899초 사이에서 발생하였다. 또한 축방향 균열에 대한 J -분포는 원주방향 균열에 비해 크게 나타났다. 본 연구에서는 최대 J -적분 발생 시점에서 J - Q 해석을 수행하였으며, Fig. 8과 9는 각각 축방향, 원주방향 균열에 대한 Q 분포를 나타낸다. MSLB 사고에 대한 해석결과 역시 내압이 작용하는 경우와 마찬가지로 Q 는 음수를 나타내었다. 그러나 전체적으로 내압이 작용하는 경우에 비해 Q 의 절댓값이 20~35% 크게 계산되었다. 이는 주증기관 파단사고의 경우, 열응력으로 인한 높은 인장응력이 균열선단에서의 구속상태를 더욱 낮게 만들기 때문인 것으로 판단된다.

일반적으로 내압으로 인한 응력은 1차 응력, 열응력은 2차 응력으로 분류한다. 따라서 가압열충격 사고와 같이 2차 응력이 매우 큰 영향을 미치는 경우, 1차 응력이 가해지는 경우에 비해 구조물의 구속상태는 더 낮게 나타나며, 파괴 가능성은 상대적으로 감소한다는 것을 의미한다. 가압열충격 사고시에는 열응력으로 인해 정상조건보다 J -적분값이 더 크게 계산되며 이로 인해 구조물의 파괴 가능성은 더욱 클 것으로 예측된다. 그러나 낮은 구속상태를 고려한다면 실제 파괴 가능성은 상당히 낮을 것으로 판단된다. 따라서 가압열충격 사고시 원자로 용기에 대한 정확

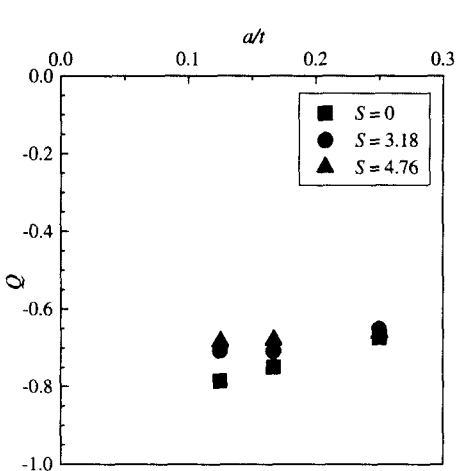


Fig. 8 Q stress values for various axial cracks (MSLB)

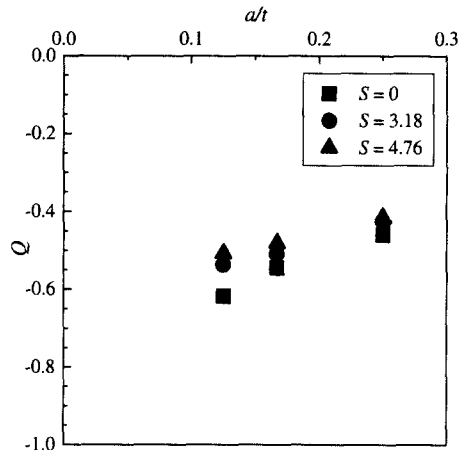


Fig. 9 Q stress values for various circumferential cracks (MSLB)

한 파괴역학해석을 위해서는 구속효과를 고려한 해석이 반드시 필요하다. 원주방향 균열에 대한 Q 는 내압이 작용하는 경우에서와 마찬가지로 축방향 균열에 비해 절대값이 더 작게 계산되었다. 축방향 균열의 경우, Q 분포는 내압이 작용하는 경우에 일정한 분포를 보인 것과 달리 $-0.79 \sim -0.66$ 으로 변화하는 양상을 나타내었다. Q 분포는 내압이 작용하는 원주방향 균열해석의 경우와 마찬가지로 균열 깊이 및 클래드 두께가 커질수록 더 작아지는 경향을 보였다. 또한 클래드부 두께에 따른 영향은 얇은 균열에서 더 명확히 나타났다. 원주방향 균열의 경우는 내압이 존재하는 경우와 유사한 경향을 보였으며, Q 분포는 $-0.62 \sim -0.42$ 사이로 계산되었다.

4.3 J_{eff} 해석

원자로 압력용기의 구속상태를 고려한 J -적분 값을 J_{eff} 라 정의하면 균열선단에서의 응력장은 J_{eff} 를 이용하여 HRR 특이장의 형태로 나타낼 수 있다.

$$\sigma_{ij} = \sigma_o \left(\frac{J_{eff}}{a\sigma_o \epsilon_o I_n \gamma} \right)^{\frac{1}{n+1}} \tilde{\sigma}_{ij}(\theta, n) \quad (6)$$

식 (4)와 (6)을 이용하면 J -적분과 J_{eff} 의 관계를 얻을 수 있다.

$$\frac{J_{eff}}{J} = \left(1 + \frac{Q}{\left(\frac{E}{a\sigma_o I_n \gamma_c} \right)^{\frac{1}{n+1}} \tilde{\sigma}_{\theta\theta}} \right)^{1+n} \quad (7)$$

여기서, r_c 는 무차원화된 거리 $r\sigma_o/J$ 를 나타낸다.

식 (7)은 Q 응력의 예측을 통해 구조물의 구속상태를 고려한 파괴 파라미터 J_{eff} 를 계산할 수 있음을 의미한다.

Table 3은 식 (7)로부터 계산된 J_{eff} 와 J -적분의 비를 나타낸다. MSLB 사고의 경우, 내압이 작용하는 경우에 비해 J_{eff} 가 더 작게 나타나며 특히 축방향 균열의 경우 J_{eff} 는 J -적분의 5~8% 정도로 매우 작다. 이러한 경향은 Q 분포와 일치한다. 전체적으로 J_{eff} 는 J -적분에 비해 5~30% 정도로 작게 나타난다. 따라서 이와 같은 경우 J -적분이 J_c 보다 큰 경우라 할지라도 실제 구조물의 구

속상태를 고려한 J_{eff} 는 J -적분에 비해 상당히 작게 나타나므로 실제 파괴는 발생하지 않게 된다.

일반적으로 Q 가 -0.1 의 값을 가질 경우, 이는 J -적분을 이용한 안전성 평가가 균열선단에서의 응력분포를 항복응력의 10% 만큼 과대평가한다는 것을 의미한다. 또한 Q 와 비례하여 구조물의 안전성을 평가하는 파괴 파라미터인 J -적분이 과대 예측된다.

본 연구의 해석결과는 원자로 압력용기에 존재하는 균열에 대해 J -적분을 이용한 안전성 평가를 수행할 경우, 응력분포의 관점에서 실제 응력을 항복응력의 35~70%만큼 과대평가한다는 것을 나타내며, 파괴 파라미터의 관점에서 J -적분을 3~20배 크게 예측한다는 것을 나타낸다. 결합형상과 하중 조건에 대한 Q 응력을 정량화하여 나타내면 다음과 같다.

$$\begin{aligned} Q_1 &= -0.57 \\ Q_2 &= -17.77(S/t)(a/t)+0.69(a/t)+4.98(S/t)-0.53 \\ Q_3 &= -29.72(S/t)(a/t)+0.82(a/t)+8.01(S/t)-0.90 \\ Q_4 &= -20.84(S/t)(a/t)+1.24(a/t)+6.87(S/t)-0.77 \quad (8) \end{aligned}$$

여기서, Q_1 은 내압이 작용하는 경우 축방향 균열에 대한 Q 응력, Q_2 는 내압이 작용하는 경우 원

Table 3 J_{eff}/J ratio for various cracks

Crack direction	S [mm]	a/t	J_{eff}/J	
			Pressure	MSLB
Axial	0	1/8	0.126	0.051
		1/6	0.125	0.060
		1/4	0.121	0.083
	3.18	1/8	0.129	0.072
		1/6	0.128	0.071
		1/4	0.119	0.090
	4.76	1/8	0.129	0.079
		1/6	0.126	0.080
		1/4	0.124	0.087
Circumferential	0	1/8	0.208	0.103
		1/6	0.229	0.139
		1/4	0.283	0.194
	3.18	1/8	0.227	0.143
		1/6	0.269	0.160
		1/4	0.290	0.221
	4.76	1/8	0.264	0.161
		1/6	0.281	0.178
		1/4	0.293	0.230

주방향 균열에 대한 Q 응력, Q_3 는 MSLB 사고가 발생한 경우 축방향 균열에 대한 Q 응력, Q_4 는 MSLB 사고가 발생한 경우 원주방향 균열에 대한 Q 응력을 나타낸다.

이와 같은 J - Q 해석기법을 이용하면 원자로 압력용기의 응력장을 정확히 예측할 수 있을 것으로 판단되며, 이러한 해석기법을 균열평가기준에 적용하면 기존의 평가기준들에 내포되어 있는 지나친 보수성을 개선할 수 있을 것으로 기대된다.

5. 결론

본 연구에서는 원자로 압력용기에 대한 구속효과를 정량적으로 평가하기 위해 축방향 및 원주방향 표면균열에 대한 J - Q 해석을 수행하였으며, 그 결론은 다음과 같다.

(1) J -적분에 기초한 HRR 응력장은 내압이 작용하는 경우, 실제 응력을 항복응력의 35~58% 만큼 과대 예측하였으며, MSLB 사고의 경우, 항복응력의 42~79% 만큼 과대 예측하였다.

(2) 클래드 두께가 얇고 균열이 얇은 경우, 더 큰 구속효과가 발생하였다.

(3) 2차 응력인 열응력이 존재하는 가압열충격 사고의 경우 1차 응력인 내압만을 고려한 경우에 비해 구속효과가 더 크게 나타났다.

(4) 원자로 압력용기에 존재하는 균열의 정확한 해석을 위해서는 구속효과를 고려한 해석이 필요하다.

후 기

본 논문은 한국과학재단 산하 성균관대학교 산업설비 안전성평가 연구센터의 연구비 지원으로 이루어진 것으로서, 이에 관계자 여러분들께 감사드립니다.

참고문헌

(1) Betegon, C. and Hancock, J.W., 1991, "Two-

Parameter Characterization of Elastic-Plastic Crack-Tip Fields," *Journal of Applied Mechanics*, Vol. 58, pp. 104~110.

(2) O'Dowd, N. P., and Shih, C. F., 1991, "Family of Crack-Tip Fields Characterized by a Triviality Parameter-I. Structure of fields," *Journal of Mechanics and Physics of Solids*, pp. 989~1015.

(3) Miyazaki, N., Ikeda, T., and Ochi, K., 1996, "Constraint Effects of Clad on Underclad Crack," *Journal of Pressure Vessel Technology*, pp. 480~483.

(4) Yuan, H., and Kalkhof, D., 1997, "Effect of Temperature Gradients on Crack Characterization under Thermal-Mechanical Loading Conditions," Paul Scherrer Institute, Switzerland.

(5) 서헌, 한태수, 이형일, 1999, "구속상태를 고려한 반타원 표면균열의 파손평가선도," 대한기계학회논문집 A권, 제23권 제11호, pp. 2022~2032.

(6) 이형일, 서헌, 2000, "용접부 3차원 표면균열 선단에서의 구속상태," 대한기계학회논문집 A권, 제24권 제1호, pp. 144~155.

(7) Hutchinson, J. W., 1968, "Singular Behavior at the End of Tensile Crack Tip in a Hardening Material," *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, Vol. 16, pp. 13~31.

(8) 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.

(9) Shih, C.F., 1983, "Tables of Hutchinson-Rice-Rosengren Singular Field Quantities," Brown University.

(10) Hibbit, Karlsson & Sorensen, Inc., 1998, ABAQUS/Standard ver. 5.8-1.

(11) GRS, 1997, Reactor Pressure Vessel Pressurized Thermal Shock International Comparative Assessment Study, Germany.