



구속효과를 고려한 9% Ni강 균열의 파괴거동 해석에 관한 연구

김영균 · 윤인수 · †김재훈*

한국가스공사 가스연구원, *충남대학교 기계공학과 교수
(2021년 10월 5일 접수, 2021년 12월 6일 수정, 2021년 12월 7일 채택)

A Study on the Fracture Behavior of a Crack in 9% Ni Steel Considering Constraint Effect

Young Kyun Kim · Ihn soo Yoon · †Jae Hoon Kim

Gas Research Institute, KOGAS, Ansan 426-790, Korea

*Dept. of Mechanical Design Engineering, Chungnam National University, Daejeon
305-764, Korea

(Received October 5, 2021; Revised December 6, 2021; Accepted December 7, 2021)

요약

-162°C 초저온 상태의 LNG를 저장하는 저장탱크의 내조는 균열과 같은 결함에 대한 구조 건전성 평가가 필요하다. 전통적인 파괴역학 관점에서는 응력확대계수 K, J-적분 그리고 CTOD를 이용한 단일 매개변수 평가가 주로 수행되어왔다. 그러나 실제 구조에서 발생하는 균열선단은 구조물의 크기, 시편형상 그리고 인장과 굽힘과 같은 하중의 형태에 따라 구속효과의 차이로 인한 영향이 발생하게 된다. 단일 매개변수 파괴역학을 보완하기 위해 다양한 시도가 있었고, 대표적으로 Q-응력법이 있다. 본 논문에서는 비선형 탄성영역의 균열 선단 응력장 평가에 적합한 J적분에 Q응력을 유도하여 2 매개변수 접근법을 사용하고자 한다. SENB 시편의 균열비 0.1~0.7 그리고 광폭시편 균열비 0.2~0.6에 시편 균열선단의 응력을 J-Q 평가법을 이용하여 구속효과를 정량적으로 평가 하였다.

Abstract - Inner shell material of LNG storage tanks that store ultra-low temperature LNG at -162°C requires structural integrity assessment of a crack-like defect. From the viewpoint of conventional fracture mechanics, the assessment has mainly performed by single parameter using stress intensity factor K, J-integral and CTOD. However, the stresses in a material of crack tip are not unique caused by constraint loss due to size and geometry of the structure. Various attempts have been made to complement a single parameter fracture mechanics, typically with Q-stress. In this paper, we have performed a two-parameter approach by deriving the Q-stress coupling with J-integral suitable for the evaluation of the crack tip stress field in the non-linear elastic region. A quantitative evaluation of the constraint effect has performed by using the J-Q approach. It was evaluated that the SENB type specimen had a crack ratio of 0.1 to 0.7 and the wide type specimen had a crack ratio of 0.2 to 0.6.

Key words : crack-tip, 9% Ni steel, constraint effect, Q stress, J-Q approach, FE analysis

†Corresponding author: kimjhoon@cnu.ac.kr

Copyright © 2021 by The Korean Institute of Gas

I. 서론

LNG저장탱크는 -162°C 초저온 상태의 액체를 장기간 강재구조의 탱크로 저장하고 운전에 따른 반복적인 응력 부하를 견디는 구조이다. LNG와 직접 접촉하는 저장탱크의 내벽은 초저온 환경에 적합한 재료로 설계되는 압력용기로 파괴저항 특성에 근거한 공학적 분석을 통해 충분한 안전성과 신뢰성을 확보하여야 한다. 기존의 파괴역학적 평가는 초저온 환경에서 발생하는 취성균열 발생의 관점 즉 파괴인성과 관련된 연구가 주로 수행되어왔다. 특히 구조물 적용에 대한 건전성 평가는 응력확대계수 K , 균열선단개구 변위 CTOD (Crack Tip Opening Displacement) 그리고 J 적분과 같은 단일 파괴역학 매개변수로 수행되어져 왔다.

이러한 국제 표준규격의 전통적인 평가법은 깊은 노치를 갖는 시편을 이용한 굽힘응력 조건에서 수행되는 성능시험으로 오랜 기간 수행되었고 신뢰성 또한 확보하였다. 그러나 실제 구조물은 균열선단부가 인장응력 조건으로 구속조건이 완화되고 이에 따른 파괴 인성이 증가하는 등 파괴특성의 차이가 발생한다. 그러므로 기존의 표준시편으로 구한 파괴역학 매개변수를 이용한 구조물의 구조건전성 평가법은 과도한 보수적 평가가 이루어져 유지보수에 대한 시간과 비용을 낭비할 수 있다. 구속효과로 인한 파괴거동의 차이를 정량적으로 측정할 수 있는 여러 가지 공학적 방법 중에서 2-매개변수 접근법(Two-Parameter Approach)을 이용한 유한요소해석이 수행되고 있다.

O'Dowd등[1,2]은 탄소성 파괴역학인 J -적분을 기본으로 Q-응력을 구하여 구속효과를 정량적으로 분석할 수 있음을 보였다. Joyce등[3]은 균열선단의 구속은 굽힘 하중을 받는 경우가 인장인 경우 보다 크며, 균열이 깊은 경우가 얇은 경우보다 큰 것으로 나타남을 발표하였다. 제진호등[4]은 배관의 원주방향으로 생성된 표면균열이 있는 경우에 대한 균열 선단의 구속효과를 Q-응력으로 확인하였다. J -Q 해석법으로 2-매개변수 평가법을 적용한다면 표준시편과 실제 구조물 균열선단부의 구속조건 차이에 대한 정량화가 가능하여 표준시편의 시험결과를 기본으로 실제구조물의 정확한 균열선단 응력분포의 예측이 가능해 보수성을 없앤 합리적인 구조건전성 평가가 가능해 질 것이다.

본 연구에서는 구속효과에 따른 9% Ni강의 파괴역학적 특성을 파악하기 위하여 -196°C 초저온 환경에서 SENB (Single Edge Notch Bending)와 CTCP(Center Through-Thickness Crack Panel) 형상의 광폭(Wide Plate)시편에 대한 유한요소해석을 수행하여 J -Q 해석

법으로 구속효과를 정량적으로 평가하고자 하였다. 초저온 환경의 구조용 재료로 널리 알려진 9% Ni강은 고강도 강으로 우수한 초저온 인성과 용접성을 가지며 국제규격에 의한 LNG 저장탱크 설계 표준 정립으로 많은 활용 실적을 보유하고 있다. 이를 통해 기존의 표준 파괴역학 시편에 비해 광폭 시편의 구속조건이 완화되어 있고 이 차이를 효율적이고 정확하게 평가할 수 있음을 정량적으로 입증하였다. 또한 SENB와 광폭 시편의 파괴인성 시험으로 얻은 CTOD 값[5]을 이용하여 이를 J 적분값으로 환산하고 J -Q 해석법의 적용 가능여부를 확인하였다.

II. 관련이론

Hutchinson[6], 그리고 Rice등[7]은 비선형 탄성 재료에 대해 J -적분값을 이용하여 균열 선단의 특성을 규명하였으며, 이때의 비선형 탄성 재료는 다음의 Ramberg-Osgood 응력-변형률 관계식을 만족하는 재료로 가정하였다.

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

여기서, σ_0 는 기준응력 (reference stress)으로 대부분의 경우 항복 응력을 사용하고, ϵ_0 는 기준변형률로서 σ_0 를 탄성계수 E 로 나눈 값이다. 또한 α 는 재료상수, n 은 가공경화지수이다. 균열 선단 부근에서의 응력, 변형률, 그리고 변위값은 아래 서술된 부분과 같이 정의된다. 소성영역에 존재하는 균열선단 부근의 탄성 변형률은 전체 변형률과 비교하면 매우 작은 값을 갖기 때문에 탄성항은 무시될 수 있고 이때 균열선단의 응력장은 J -적분을 이용한 멱급수 형태로 표현될 수 있다. 이를 식으로 표현하면 식 (2)~(4)와 같다. 여기서 I_n 은 가공경화지수에 따른 적분상수이며, $\tilde{\epsilon}_{ij}$, $\tilde{\epsilon}_{ij}$ 는 n 과 q , 그리고 면의 구속 조건에 따라 결정되는 무차원 함수값이다.

$$\sigma_{ij} = \sigma_0 \left[\frac{J}{\alpha \sigma_0 \epsilon_0 I_n r} \right]^{1/n+1} \tilde{\sigma}_{ij}(\theta, n) \quad (2)$$

$$\epsilon_{ij} = \epsilon_0 \alpha \left[\frac{J}{\alpha \epsilon_0 \sigma_0 I_n r} \right]^{n/n+1} \tilde{\epsilon}_{ij}(\theta, n) \quad (3)$$

$$u_{ij} = \epsilon_0 \alpha r \left[\frac{J}{\alpha \epsilon_0 \sigma_0 I_n r} \right]^{n/n+1} \tilde{u}_i(\theta, n) \quad (4)$$

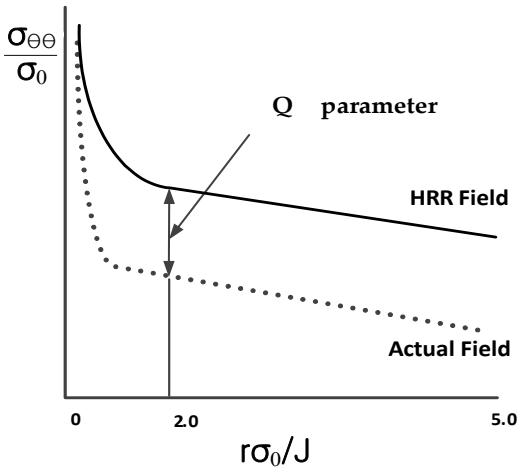


Fig. 1. Schematic illustration of the Q parameter.

식 (2)와 식 (3)은 각각 응력 특이성(stress singularity)과 변형률 특이성(strain singularity)의 정도를 나타내고 있는데, Hutchinson, Rice 와 Rosengren은 두 식을 균열 선단에서의 HRR 특이성(HRR singularity)이라 정의하였다. 이 식들은 J -적분 값을 이용하여 실제 균열부 해석에 널리 적용되었으며, 특히 균열부에 굽힘하중이 작용하는 경우 실제에 근접한 응력 분포 예측이 가능하도록 하였다. 식 (3)과 같은 형태로 제안된 HRR 응력장은 균열 선단에서의 응력 특이성과 변형률 특이성의 정도를 나타내는 척도로 HRR 특이해(HRR Singularity)라 정의된다. 그러나, 구속물의 구속상태에 따라 실제 균열선단의 응력장은 HRR 특이해와 차이를 나타낼 수 있으며, 특히 광폭저장탱크 구조의 경우 균열 부근에서의 하중부하가 구속의 정도가 낮은 인장하중 환경으로 실제 응력은 HRR 응력장보다 낮은 응력을 나타나게 된다. O'Dowd 와 Shih[8, 9]는 구속이 낮은 경우와 높은 경우에 대해 균열 선단의 수직 응력의 차이가 항상 일정함을 밝혀내고, 그 차이를 균열선단의 구속상태를 나타내는 매개변수로 이용할 수 있다고 판단하여 이를 수정 계수(correction factor) Q-응력을 도입 한 J-Q 해석법을 제안하였다. Q-응력은 균열 선단에서의 3축 응력(triaxial stress) 상태를 나타내는 매개변수로서, 이를 고려하여 식 (2)로 표현되는 균열 선단에서의 응력을 다시 표현하면 식 (5) 그리고 식 (6) 과 같다.

$$\sigma_{ij} \approx \sigma_{ij,HRR} + Q\sigma_0\delta_{ij} \left[|\theta| < \frac{\pi}{2} \right] \quad (5)$$

$$Q \equiv \frac{\sigma_{\theta\theta} - \sigma_{\theta\theta,HRR}}{\sigma_0} \text{ at } \theta = 0, r = 2\frac{J}{\sigma_0} \quad (6)$$

여기서, $\sigma_{\theta\theta}$ 는 균열선단에서의 실제 수직응력 값이고, $\sigma_{\theta\theta,HRR}$ 은 해당지점에서 HRR 식으로 얻어지는 수직 응력값이다. Q-응력은 유한 변형률이 발생하는 영역 (finite strain region) 밖이며 균열 진전의 특성을 대표할 수 있는 거리 $r/(J/\sigma_0) = 2$ 에서의 값을 이용한다. Q-응력의 정의를 도식적으로 Fig. 1에 나타냈다.

III. 유한요소해석

3.1. 유한요소해석 모델 및 해석 방법

파괴인성 값 측정시험에 사용되는 표준시편인 SENB 시편의 구속 상태를 분석하고, 이를 실 구조물 환경에 가까운 광폭시편의 구속 상태와 비교하기 위해 2차원 유한요소해석을 수행하였다. SENB 시편형과 광폭시편의 형상은 기존 문헌[5]와 같다. SENB 시편에 대한 해석모델을 Fig. 2와 같이 나타내었다. 유한해석모델의 대칭성을 고려하여 전체의 1/2 만을 모델링 하였다. 해석에 사용된 요소는 4절점 등계수 평면 변형률 요소이며 범용 유한요소해석 프로그램인 ABAQUS를 사용하였다. 유한요소해석 모델은 균열선단부의 정확성을 확보하기 위하여 10 개 이상의 요소로 구성되도록 하였다. 또한 균열 선단으로부터의 거리가 CTOD의 2 배보다 작은 범위에 대한 해석을 수행하기 위해서는 대규모 변형률 해석(large strain analysis)을 수행하여야 한다. 그러나 $r=2J/\sigma_0$ 가 2 이상인 범위에서는 대규모 변형률 해석결과와 소규모 변형률 해석(small strain analysis) 결과 사이에 거의 차이가 발생하지 않는다. 따라서 본 연구에서는 균열선단의 레이어(layer)를 16개로 구성하였고 또한 대규모 항복 영역을 벗어나는 J -적분 값을 계산하기 위해 20개의 적분 경로 중 마지막 5 개의 경로에 대한 J -적분값의 평균값을 구하였다. 탄소성 해석 수행 시 균열 선단에 유한한 반경을 설정하는 방식의 모델링을 적용 함으로서 소성 변형 발생 시 균열 선단부의 변형을 보다 근사하게 모사 할 수 있도록 하는데, 이를 위해 리가먼트의 1/1000 배에 해당하는 값을 초기 균열 선단부 반경(initial blunting radius)으로 부여하였다.

유한요소해석은 초저온 온도인 -196°C 환경에서 a/w 가 0.1, 0.2, 0.3, 0.4, 0.5, 0.6, 0.7인 경우에 대하여 수행하였으며, 이때의 하중은 변위 제어(displacement control) 방식으로 작용시켰다. W값은 58 mm 이었고 Q-응력은 식 (6)을 이용하여 계산하였다. 광폭 시편의 유한요소해석 모델은 Fig. 3에 나타내었다. 유한요소해석 모델의 대칭성을 고려하여 전체의 1/4 만을 모델링

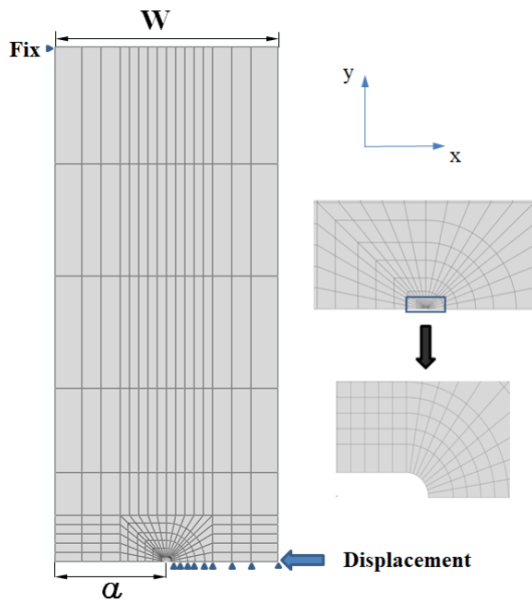


Fig. 2. Two-dimensional mesh and boundary conditions for a SENB specimen.

하여 W 값은 200 mm 이었다. 해석에 사용된 요소, 유한요소 해석 프로그램 그리고 균열선단부의 요소와 J -적분값의 적분경로 등은 SENB 시편과 동일하게 적용하였다. 균열비는 a/w 가 0.2, 0.4, 0.6인 경우에 대하여 수행하였다.

기계적 재료물성은 9% Ni강을 -196°C 환경에서 인장 실험을 수행하여 구한 항복응력은 944 MPa, 인장응력은 1,030 MPa, 탄성계수는 196 GPa를 사용하였다. 이 온도 환경에서 응력-변형률 곡선을 기본으로 Ramberg-Osgood 관계식에 적용하여 구한 상수 α 와 n 은 각각 0.82 와 24.88로 계산되었다[10].

3.2. 해석결과 및 고찰

Fig. 4, 5는 SENB 시편 중 a/W 0.5인 J - Q 응력장에 대한 해석결과로 작용 하중이 낮은 경우와 높은 경우에 대해 각각 나타낸 것이다. HRR 응력장은 식 (6)을 통해 구하였고 균열선단에서의 실제 응력장은 유한요소모델의 리가먼트를 구성하는 각 절점 (node)에서의 응력값을 이용하여 계산하였다. 균열선단 작용하중이 낮은 경우인 Fig. 4는 HRR 응력장과 유한요소해석 결과 값이 일정한 범위로 있어 유효한 Q -응력 값을 얻을 수 있었다. 반면 Fig. 5와 같은 고하중 영역에서는 시편의 한계지지하중 이상이 되면 균열 선단으로부터의 거리가 증가할수록 HRR 응력장 대비 실제 응력값이 급격히 감소하여 유효한 Q -응력 값을 얻을 수

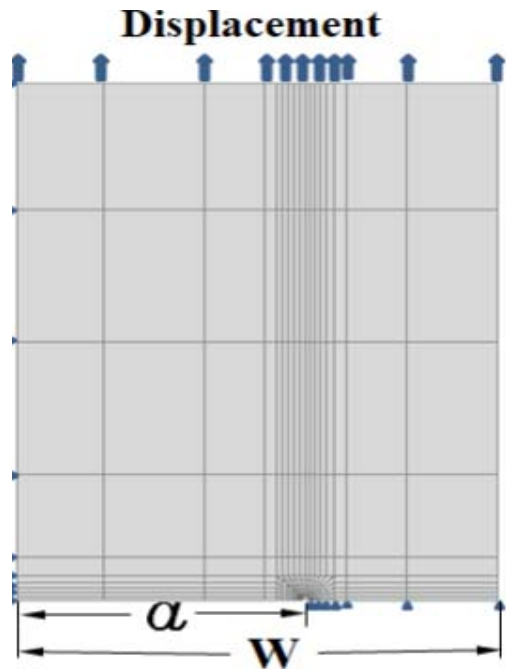


Fig. 3. Two-dimensional mesh and boundary conditions for a WP specimen.

없이 J - Q 해석이 불가능 한 것으로 나타났다.

J - Q 해석이 가능한 경우에 대해서 식 (6)을 이용하여 Q -응력을 계산하였다. Fig. 6은 균열비 $a/W = 0.1 \sim 0.7$ 인 경우 J -적분의 증가에 따른 표준 SENB 시편의 Q -응력의 변화를 비교하여 나타낸 것이다. 그래프 x 축은 J -적분 값을 $\log(J/(L\sigma_0))$ 로 무차원 화 하였는데, 여기서 L 는 리가먼트 길이이고, σ_0 는 항복강도이다. y 축은 HRR 관계식인 (6)에서 계산된 Q -응력을 의미한다. 결과적으로 Q -응력이 0 에 가까울수록 높은 구속상태를 갖는 것을 의미하며, 음수의 값을 갖게 되면 상대적으로 낮은 구속상태를 갖는 것을 의미한다.

해석결과 균열비가 0.1에서 구속상태가 가장 낮아 가장 낮은 Q -응력 값을 얻었다. 균열비가 증가할수록 높은 구속상태를 보이고 Q -응력 값은 감소하는 하는 것으로 나타났다. 이러한 Q -응력의 감소 현상은 균열비 0.1~0.3 까지는 연속적으로 발생하였으나 균열비가 0.4 이상 즉 0.4~0.7 에서는 Q -응력은 변화가 거의 발생하지 않았다. 균열비가 낮을수록 구속효과를 감

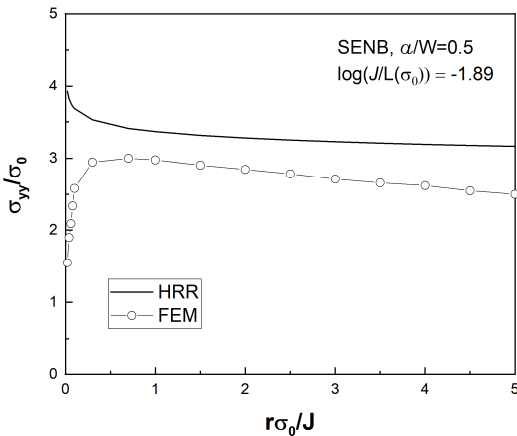


Fig. 4. J - Q stress fields for a SENB specimen at $a/W=0.5$ (low load level).

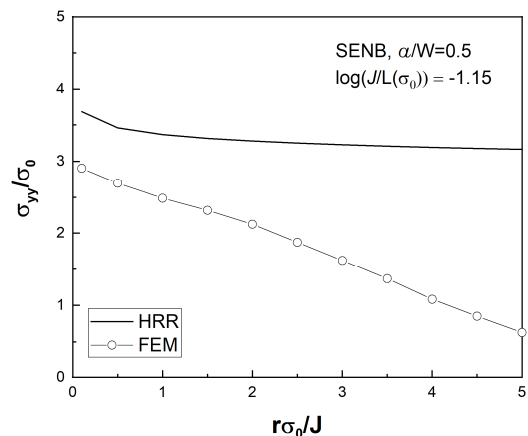


Fig. 5. J - Q stress fields for a SENB specimen at $a/W=0.5$ (high load level).

소시킴기 때문에 균열선단에 유도되는 소성 변형이 증가하므로 하중 증가에 따라 Q -응력이 감소하고 이는 파괴에 대한 재료의 저항이 증가하는 현상 즉 파괴 인성값이 증가 하는 것으로 판단된다.

광폭 시편은 균열비 a/W 가 0.2, 0.4, 0.6의 J - Q 응력장에 대한 해석결과 중 작용 하중이 낮은 경우와 높은 경우에 대한 HRR 응력장과 유한요소해석으로 구한 응력값을 Fig. 7, 8에 나타내었다. 광폭시편에서는 SENB 시편과 달리 저하중과 고하중 영역 모두에서 HRR 응력값과 유한요소해석 결과값이 일정하게 유지되는 것으로 나타났다. 해석결과로 얻어지는 J - Q 해석 적용 가능 범위가 3PB에 비해 크게 증가하는 것으로 나타났다. 균열비에 따른 광폭 시편의 Q -응력을 계산하고 이를 Fig. 9에 나타냈다. 광폭시편의 Q -응력은 균열비 a/W 값 0.2, 0.4, 0.6에 대해 거의 변화가 없어 SENB 시편과는 다른 결과를 나타냈다. 이러한 현상은 균열선단에서 인장하중 모드가 지배적인 광폭 시편과 굽힘하중 모드가 지배적인 SENB 시편의 형상 차이로 인한 것으로 파악된다. 즉 인장하중 모드에서는 Q -응력 균열비에 따른 차이가 거의 없는 것으로 나타났다.

또한 Fig. 9는 균열비 a/W 변화에 따른 SENB 시편과 광폭 시편의 Q -응력을 비교 분석하고자 동시에 도시하였다. 인장하중 모드의 광폭 시편에서의 Q -응력이 SENB 시편보다 크게 낮아 구속조건이 완화되었음을 명확히 나타내고 있다. SENB 시편의 경우 굽힘 하중 모드에 가까운 거동을 하는 표준 시편의 균열비 0.4 ~ 0.7 영역에서의 Q -응력 보다 크게 감소하는 것으로 나타났다. 가장 얇은 균열을 가져 인장하중에 가장 근접한 거동을 보이는 균열비 0.1의 경우 가장 낮은 Q -

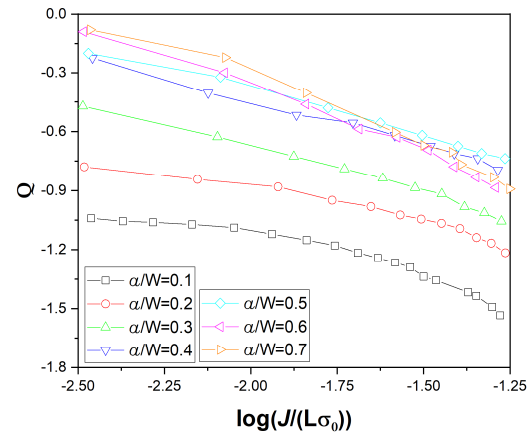


Fig. 6. Q values for SENB specimen.

응력을 나타내고 있으나 광폭시편과는 명확한 차이가 있었다. SENB 시편에 얇은 균열을 도입하면 파괴 거동과 균열 선단부의 응력장이 광폭 시편에 가까운 값을 얻을 수 있으나 유사한 값을 얻기에는 한계가 있음을 알 수 있다.

3.3. J - Q locus

본 절에서는 Q -응력을 J -적분에 대하여 도시하여 구속영향을 평가하고자 하였다. 이때 유한요소해석으로 구한 J -적분 값과 SENB 시편과 광폭시편에 대해 시험으로 구한 CTOD 값의 J -적분 환산값도 함께 도시하여 비교 평가하고자 하였다. CTOD 값의 J -적분 환산을 위해 그동안 많은 연구가 진행되었고 다음과 같은 식으로 나타낼 수 있다[12, 13].

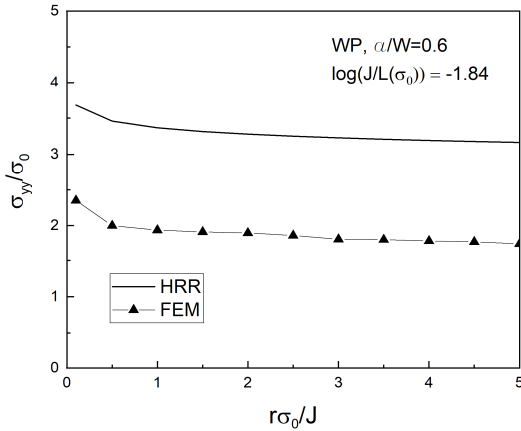


Fig. 7. J - Q stress fields for a WP specimen at $a/W=0.6$ (high load level).

$$J = m\sigma_{ys}\delta \quad (7)$$

여기서 σ_{ys} 는 재료의 항복응력이며 δ 는 CTOD 값이다. 그리고 m 은 PCF (plastic constraint factor)로 균열선단에 미치는 구속효과를 특성화한 매개변수이다. 탄소성 파괴역학에서 J -적분값을 결정하는 계수 m 을 구하는 것이 중요하다. 본 연구에서는 ASTM[14]에서 제시한 식을 이용하여 m 값을 계산하여 J 적분 파괴인성 값을 구하였는데 그 식은 다음과 같다.

$$m = A_0 - A_1 \left(\frac{\sigma_{YS}}{\sigma_{TS}} \right) + A_2 \left(\frac{\sigma_{YS}}{\sigma_{TS}} \right)^2 - A_3 \left(\frac{\sigma_{YS}}{\sigma_{TS}} \right)^3 \quad (8)$$

$$A_0 = 3.18 - 0.22 \left(\frac{a_0}{W} \right)$$

$$A_1 = 4.32 - 2.23 \left(\frac{a_0}{W} \right)$$

$$A_2 = 4.44 - 0.29 \left(\frac{a_0}{W} \right)$$

$$A_3 = 2.05 - 1.06 \left(\frac{a_0}{W} \right)$$

Fig. 10은 SENB 시편과 광폭 시편에 대한 J - Q locus에 대해 나타내었다. SENB 시편은 균열비 a/W 값이 0.1인 경우 J -적분 증가에 대해 Q -응력이 급격하게 감소하고 J -적분값이 97 N/mm 이상에서는 완만하게 감소하는 변곡점이 존재했다. 이러한 현상은 균열비가 증가할수록 변곡점 발생이 완화되는 것으로 나타났다. 균열비 a/W 가 0.5인 조건에서 구한 SENB 시편의 실제 파괴인성 시험으로 구한 CTOD 값을 (7)식을 이

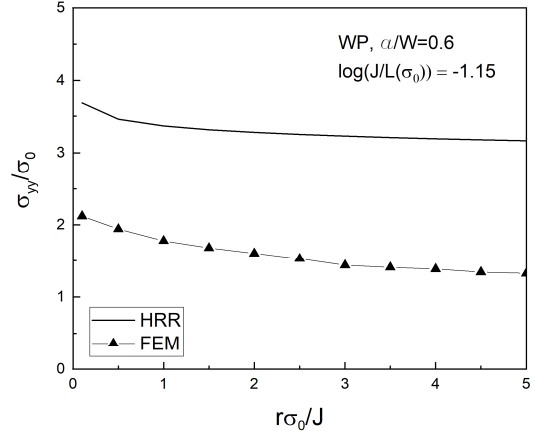


Fig. 8. J - Q stress fields for a WP specimen at $a/W = 0.6$ (low load level).

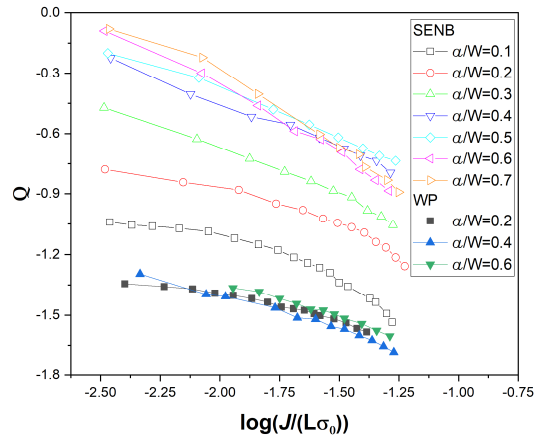


Fig. 9. Q values for SENB and WP specimen.

용하여 J -적분으로 환산한 값 $J_{C,SENB}$ 도 동시에 도시하였다. $J_{C,SENB}$ 값에 해당하는 Q -응력의 범위는 $-0.56 \sim -0.59$ 으로 얻어졌다. J - Q 해석으로 얻은 최저값은 Fig. 9와 같이 -0.79 로 $J_{C,SENB}$ 로 얻은 결과 값 보다는 높게 나타났다. 광폭시편에 대한 J - Q locus 또한 J -적분에 대한 Q -응력값이 균열비에 큰 영향을 받지 않는 것으로 나타났다. $J_{C,WP}$ 값에 해당하는 Q -응력은 $-1.45 \sim -1.54$ 로 계산되었다. J - Q 해석에 대한 최저값은 Fig. 10과 같이 -1.68 이었다. 이를 통해 광폭시편에 대한 J - Q 해석의 범위가 실험 결과로 결정되는 범위와 유사한 값을 가지고 있음을 알 수 있었다. J - Q 해석 적용 범위가 Fig. 6과 같이 크게 결정되었더라도, 실험 결과로 얻어진 파괴인성 값을 고려하면 실제 적용할 수 있는 범위

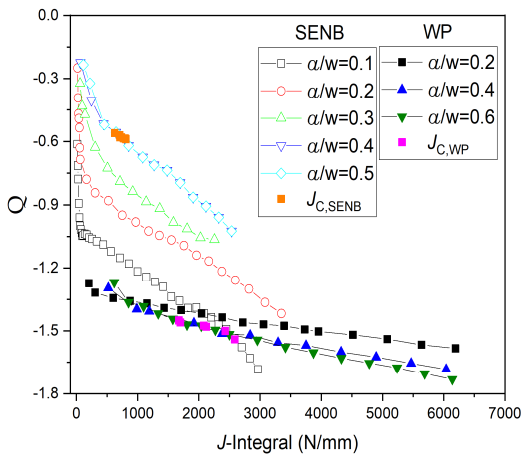


Fig. 10. J-Q locus for SENB and WP specimens.

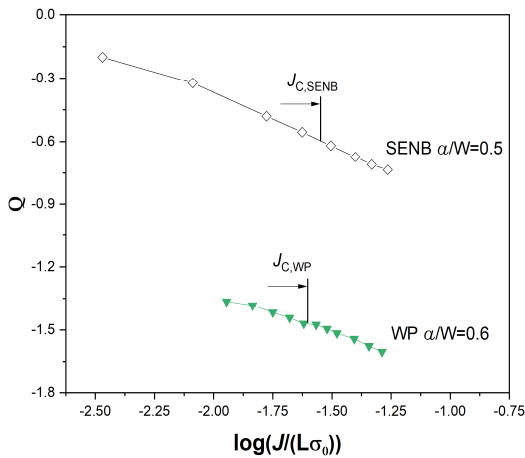


Fig. 11. $\log(J/(L\sigma_0))$ -Q locus for SENB and WP specimens.

가 좁아 질 수 있음을 알 수 있었다. 또한 3PB와 광폭 시편의 파괴인성 J_c 값과 Q-응력 값과의 관계를 상세하게 파악하기 위하여 SENB 시편의 균열비 0.5와 광폭 시편 균열비 0.6의 J-적분값과 SENB 시편과 광폭 시편의 파괴인성 값 $J_{c,SENB}$ 와 $J_{c,WP}$ 값을 무차원 수 $\log(J/(L\sigma_0))$ 에 대해 Fig. 11과 같이 도시하였다. 시험으로 구한 SENB와 광폭시편의 파괴인성 CTOD 값은 Table 1과 같다. 이 값들에서 최대와 최소값을 제외한 나머지 CTOD 값들에서 평균값을 구하고 이를 식 (7)을 이용하여 파괴인성값 $J_{c,SENB}$ 와 $J_{c,WP}$ 로 환산하였다. Fig. 11과 같이 SENB 시편과 광폭시편의 Q-응력 값

Table 1. The results of the CTOD tests [5]

SENB specimen		WP specimen	
Thickness	CTOD (mm)	Thickness	CTOD (mm)
33 mm	0.278	33 mm	0.836
	0.247		1.019
	0.29		
37 mm	0.304	37 mm	0.659
	0.28		0.669
	0.281		
40 mm	0.319	40 mm	0.958
	0.315		0.82
	0.31		

은 차이가 있었으나 $J_{c,3PB}$, $J_{c,WP}$ 값에 대한 x축 무차원 변수 값이 비슷한 값을 가지고 있는 것으로 확인 되었다. SENB 시편은 -1.57 그리고 WP 시편은 1.60 값을 가져 유사한 값을 가지고 있으며 이 범위까지는 J-Q 해석법을 이용한 평가가 가능한 것으로 판단된다.

IV. 결론

본 연구에서는 균열선단의 구속효과를 파악하기 위하여 SENB 및 광폭시편에 대하여 2 매개변수 파괴역학 평가법인 J-Q 해석을 이용하여 평가하였다. J-Q 해석법으로 균열부에 대한 구속효과를 실험 및 유한요소법을 이용하여 정량적으로 분석하였고 다음과 같은 결론을 얻었다.

(1) SENB 시편 균열비 0.1~0.7 변화에 대해 J-Q 해석을 이용한 평가를 수행한 결과, 균열비가 증가할수록 Q-응력이 증가하며 균열선단의 구속레벨 또한 증가하는 현상을 보였다.

(2) 광폭시편 균열비 a/W 0.2, 0.4, 0.6에 대한 J-Q 해석을 수행한 결과 균열비에 따른 Q-응력의 변화는 발생하지 않았다. 인장하중 모드에서는 균열선단이 균열비에 영향을 거의 받지 않는 것으로 나타났다.

(3) SENB 시편과 광폭시편에 대해 J-Q 해석을 수행한 광폭 시편의 Q-응력이 SENB에 비해 확연히 낮아 상대적으로 낮은 구속상태임을 확인 할 수 있었다.

(4) Q-응력을 J-적분값을 기준으로 도시하는 J-Q locus를 구하였다. 또한 실험으로 구한 SENB 및 광폭 시편의 CTOD 값을 J 적분 값으로 환산하였고 이를 J-Q locus에 도시하여 SENB와 3PB 시편의 J-적분과 Q 응력 적용 가능 범위를 판단 할 수 있었다.

REFERENCES

- [1] N.P. O'Dowd and C.F. Shih, "Family of Crack Tip Fields Characterized by a Triaxiality Parameter-I, Structure of Fields", *Journal of Mechanics and Physics of Solids*, 39(8), 989-1015, (1991)
- [2] N.P. O'Dowd and C.F. Shih, "Family of Crack Tip Fields Characterized by a Triaxiality Parameter-II, Fracture Applications", *Journal of Mechanics and Physics of Solids*, 40(5), 939-963, (1992)
- [3] J. Joyce, E. Hackett, and C. Roe, "Effects of Crack Depth and Mode of Loading on the J-R Curve Behavior of a High-Strength Steel in Constraint Effects in Fracture," *ASTM STP1171*, 239-263, (1993)
- [4] J.H.Je, D.J. Kim, Y.J. Kim, "Crack-tip Stress Field of Fully Circumferential Surface Cracked Pipe Under Combined Tension and Thermal Loads", *Trans. Korean Soc. Mech. Eng. A*, 38(11), 1207-1214, (2014)
- [5] YK. Kim, B.T. Oh and J. H. Kim, "Effects of Crack Tip Constraint on the Fracture Toughness Assessment of 9% Ni Steel for Cryogenic Application in Liquefied Natural Gas Storage Tanks", *MDPI Materials*, 13(22), 5250, (2020)
- [6] J.W. Hutchinson, "Singular Behavior of End of a Tensile Crack Tip in a Hardening Material", *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 16(1), 13-31, (1968)
- [7] J.R. Rice and G.F. Rosengren, "Plane Strain Deformation near a Crack Tip in a Power-Law Hardening Material", *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 16(1), 1-12, (1968)
- [8] N.P. O'Dowd and C.F. Shih, "Family of Crack Tip Fields Characterized by a Triaxiality Parameter-I, Structure of Fields", *Journal of Mechanics and Physics of Solids*, 39(8), 989-1015, (1991)
- [9] N.P. O'Dowd and C.F. Shih, "Family of Crack Tip Fields Characterized by a Triaxiality Parameter-II, Fracture Applications", *Journal of Mechanics and Physics of Solids*, 40(5), 939-963, (1992)
- [10] Y. J. Kim, N.S. Huh and Y.J. Kim, "On Relevant Ramberg-Osgood Fit to Engineering Non-Linear Fracture Mechanics Analysis", *Transactions of the Korean Society of Mechanical Engineers. A.*, .27(9), 1571 - 1578, (2004)
- [11] Y. Shi, S. Sun, H. Murakawa and Y. Ueda, "Finite Element Analysis on Relationships Between the J-Integral and CTOD for Stationary Cracks in Welded Tensile Specimens", *Int. J. Pressure Vessels Piping*, 75(3), 197-202, (1998)
- [12] S. K. Kudari, and K. G. Kodancha, "On the Relationship Between J-Integral and CTOD for CT and SENB Specimens", *Fratt. Integrita Strutturale*, 2(6), 3-10, (2008)
- [13] ASTM International, "Standard Test Method for Measurement of Fracture Toughness", Report No. ASTM E1820-09, (2009)