

휨 광폭평판 시험을 이용한 원자력 배관의 파괴거동에측

허남수* · 김윤재** · 최재봉* · 김영진† · 임혁순*** · 정대을***

(2003년 3월 19일 접수, 2004년 2월 20일 심사완료)

Prediction of Failure Behavior for Nuclear Piping Using Curved Wide-Plate Test

Nam-Su Huh, Yun-Jae Kim, Jae-Boong Choi, Young-Jin Kim, Hyuk-Soon Lim and Dae-Yul Chung

Key Words : Constraint Effect(구속 효과), Curved Wide-Plate Test(휨 광폭평판 시험), Full-Scale Pipe Test(실배관 시험), *J-R* Curve(파괴저항곡선), Leak-Before-Break(파단전누설)

Abstract

One important element of the Leak-Before-Break analysis of nuclear piping is how to determine relevant fracture toughness (or the *J*-resistance curve) for nonlinear fracture mechanics analysis. The practice to use fracture toughness from a standard C(T) specimen is known to often give conservative estimates of toughness. To improve the accuracy, this paper proposes a new method to determine fracture toughness using a non-standard testing specimen, curved wide-plate in tension. To show validity of the proposed curved wide-plate test, the *J*-resistance curve from the full-scale pipe test is compared with that from the curved wide-plate test and that from the C(T) specimen. It is shown that the *J*-resistance curve from the curved wide-plate tension test is similar to, but that from the C(T) specimen is lower than, the *J*-resistance curve from the full-scale pipe test. Further validation is performed by investigating crack-tip constraint conditions via detailed 3-D FE analyses, which shows that the crack-tip constraint condition in the curved wide-plate tension specimen is indeed similar to that in the full-scale pipe under bending.

1. 서 론

J-적분에 기초한 기존의 배관 균열 평가법들은 *J*-적분이 파괴인성치 측정에 사용되는 시편과 실배관(full-scale pipe)의 균열부 응력상태를 정확히 예측한다고 가정하고 있다. 그러나 이러한 가정은 실배관 균열부의 구속(constraint)이 시편에 비해 작을 경우 지나치게 보수적인 결과를 초래할 수 있는 것으로 알려져 있다.⁽¹⁻³⁾ 균열 선단에서의 구속은 하중 형태가 굽힘인 경우가 인장인 경우보다 크며, 균열이 깊은 경우가 얇은 경우보다 큰 것으로 알려져 있다.⁽⁴⁾ 원자력 배관의 경우도 Fig. 1(a)에 나타난 바와 같이 전체적으로 굽힘 하중이 작용하지만 균열부는 국부적으로 인장하중 상태[Fig. 1(b)]로 모사할 수 있다. 그러나 배관 건전성 평가 시 필요한 파괴저항곡선(*J*-resistance curve)은 표준

시험법⁽⁵⁾에 제시되어 있는 굽힘 하중 상태의 깊은 균열을 갖는 C(T)(compact tension), SE(B)(single edge notched bending) 시편으로부터 구하며, 낮은 구속 상태의 실배관과 높은 구속상태의 표준 시편과의 직접적인 비교는 지나치게 보수적인 해석 결과를 초래할 수 있다. 그러나 실배관을 이용하여 직접 재료의 파괴저항곡선을 구하는 데는 시험 장치의 구성 등에 많은 비용 및 시간이 소요된다는 문제가 있으며, 최근에는 실배관 균열부의 구속상태를 정확하게 모사할 수 있는 낮은 구속상태의 새로운 비표준 시편에 대한 시험의 필요성이 크게 대두되고 있다. 이에 따라 Kim,⁽⁶⁾ Joyce^(4,7) 등은 기존의 표준 시편과 비표준 시편인 SE(T)(single edge notched tension) 시편을 이용하여 구속 효과가 파괴인성치에 미치는 영향을 실험적으로 평가하고 SE(T) 시편으로 구한 파괴인성치가 표준 시편으로 구한 파괴인성치보다 매우 커짐을 보인 바 있다. 그러나 구속 효과와 관련하여 최근까지 연구가 수행되고 있는 SE(T), M(T)(middle tension), 그리고 3T 이상의 C(T) 시편 등은 배관의 곡률과 두께 등의 제한으로 인해 배관에서 제작하기가 어렵다는 단점이 있다. 따라서 실배관 균열부의 파괴 거

* 회원, 성균관대학교 기계공학부
** 회원, 고려대학교 기계공학과
† 책임저자, 회원, 성균관대학교 기계공학부
E-mail: yjkim50@skku.edu
TEL: (031) 290-5274 FAX: (031) 290-5276
*** 회원, 한국수력원자력(주) 원자력환경기술원

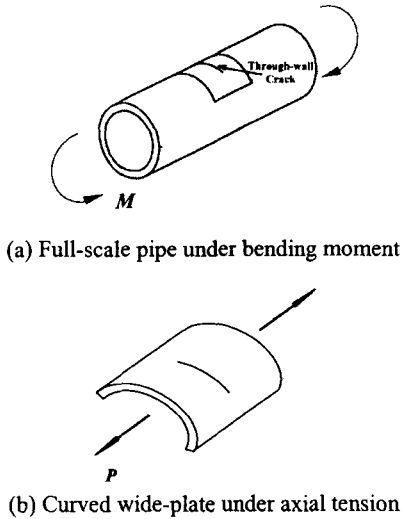


Fig. 1 A curved wide-plate specimen configuration subject to axial tension

등을 정확하게 모사할 수 있으며 배관에서 제작이 용이한 새로운 시편이 필요하다.

본 논문의 목적은 실배관 균열부의 구속상태를 정확하게 모사할 수 있는 새로운 비표준 시편인 인장하중 상태의 휨 광폭평판(curved wide-plate) 시편을 제시하고 타당성을 검증하는 것이다. Fig. 1(b)에 나타낸 바와 같이 인장하중이 작용하는 휨 광폭평판은 실배관에서 직접 떼어내기가 용이하며, 기존 표준 시편에 비해 별도의 기계 가공이 필요하지 않아 제작이 쉽다. 본 논문에서는 먼저 휨 광폭평판을 이용한 파괴저항시험을 수행하여 실배관 파괴저항시험 결과와 비교하였다. 또한 3차원 유한요소해석을 이용한 균열부 구속상태 평가를 통해 휨 광폭평판과 실배관 균열부의 구속상태를 비교하였다.

2. 파괴저항시험

본 장에서는 인장하중 상태의 휨 광폭평판을 이용하여 파괴저항시험을 수행하였으며, 시험 결과를 국내에서 기 수행된 실배관 및 표준 시편 시험 결과⁽⁸⁾와 비교하였다.

2.1 실배관과 표준 시편을 이용한 파괴저항시험⁽⁸⁾
 실배관 파괴저항시험에 사용된 배관의 외경과 두께는 각각 168.3mm, 18.3mm이다. 실배관에는 먼저 기계적 가공을 통하여 원주방향 관통균열(circumferential through-wall crack)을 삽입한 후 배관 원주의 60°까지 피로 예비 균열을 가공하였다. 실배관 파괴저항시험은 4점 굽힘법(4-point bending)을 이용하여 수행되었으며, 직류전위차(direct current potential drop; DCPD)법을 이용하여 균열 진

Table 1 Summary of full-scale pipe test specimen

Material	2R _o (mm)	t (mm)	2β (degree)	Span (mm)	
				Outer (L _{out})	Inner (L _{in})
SA312 TP304L	168.3	18.3	60	2800	300

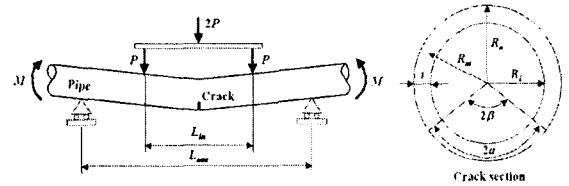


Fig. 2 Circumferential through-wall cracked pipes under pure bending

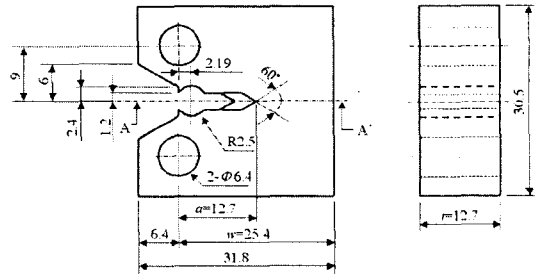
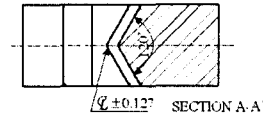


Fig. 3 Schematic illustration of a 0.5T-C(T) standard specimen (Unit: mm)

전량을 측정하였다. J-적분은 하중-하중선변위 선도와 하중-균열 전진량 선도를 이용하여 Zahoor과 Kanninen⁽⁹⁾이 제시한 방법을 이용하여 계산하였다. Table 1에 시험에 사용된 배관과 균열의 크기 등을 정리하여 나타내었으며, Fig. 2는 시험 장치와 균열면의 형상을 개략적으로 나타낸 것이다.

Fig. 3은 표준 시편을 이용한 파괴저항시험을 위해 제작한 C(T) 시편의 개략도를 나타낸 것이다. 본 시험에서는 배관의 두께가 25.4mm보다 작기 때문에 시편의 두께가 25.4mm인 1T-C(T) 시편을 제작할 수 없으며 두께가 12.7mm인 0.5T-C(T) 시편을 사용하여 시험이 수행되었다. 균열길이비(a/w)는 0.5이며, 전체 3개의 시편을 이용하여 표준 시험법인 ASTM E1820⁽⁵⁾에 준해 파괴저항시험이 수행되었다.

시험에 사용된 재료는 SA312 TP304L 스테인리스강으로 항복강도와 인장강도는 각각 269MPa과 559MPa이다. 인장실험으로 구한 재료의 응력-변형률 곡선을 Fig. 4에 나타내었다.

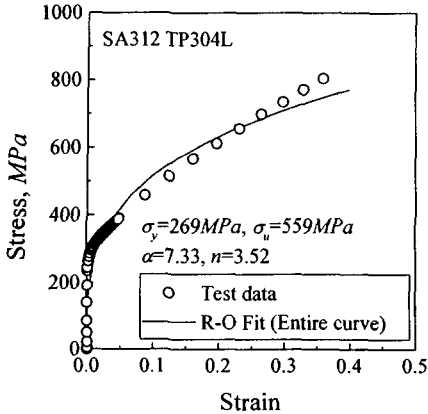


Fig. 4 Stress-strain curve for SA312 TP304L and the resulting R-O fit

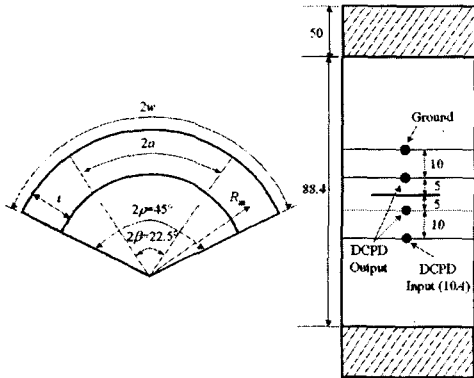


Fig. 5 Schematic illustration and electric potential wire placement locations for curved wide-plate (Unit: mm)

2.2 흰 광폭평판을 이용한 파괴저항시험

전술한 바와 같이 본 논문에서 새롭게 제시하는 흰 광폭평판은 실배관의 일부를 직접 시편의 형태로 떼어내므로 배관의 곡률 및 두께로 인한 시편 제작의 제약이 없어 SE(T), M(T), 그리고 3T-C(T) 시편 등에 비해 제작이 용이하다.

본 논문에서는 실배관 파괴저항시험시 사용된 배관을 이용하여 흰 광폭평판 시편을 제작하였다. 흰 광폭평판은 전체 배관 원주의 45°에 해당하는 부분을 절단하여 제작하였다. 시편 제작시 15°의 초기 노치를 삽입하였으며 반복인장 피로하중을 통해 초기 균열길이비가 0.5가 되도록 22.5°까지 피로 예비균열을 생성시켰다. Fig. 5는 파괴저항시험을 위해 제작한 흰 광폭평판 시편의 개략도를 나타낸 것이다. Fig. 5에 나타낸 바와 같이 시험시 그림(grip)과 시편의 미끄러짐을 방지하기 위해 시편 양쪽 끝단을 널링 가공하였다. 또한 흰 광폭평판의 길이는 시편 길이의 2배가 시편 폭의 3배가 되도록 제작하였다.⁽¹⁰⁾ Fig. 6은 제작된 흰 광폭평판을 나타낸 것이다. 파괴저항시험시 균열 진전량은

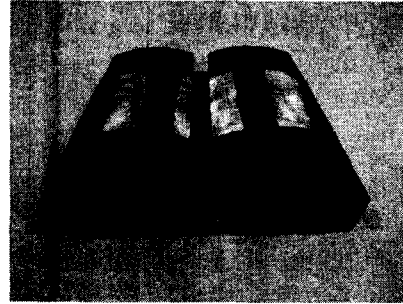


Fig. 6 Resulting curved wide-plate for fracture toughness test

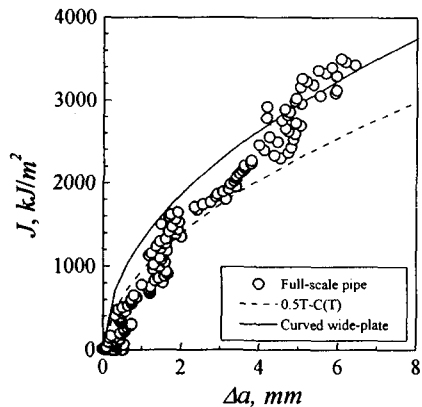


Fig. 7 Comparison of J-resistance curve from the curved wide-plate with those from the full-scale pipe and the 0.5T-C(T) specimens

DCPD법을 이용하여 측정하였으며, 1채널의 DCPD 측정 단자를 시편에 직접 용접하였다. DCPD 측정 단자의 위치는 Fig. 5에 나타내었으며 10A의 전류를 작용시켰다. 또한 시험을 원활하게 수행하기 위해 흰 광폭평판의 곡률을 고려한 시험용 그림을 별도로 제작하였다.

위에 기술한 인장 하중 상태의 흰 광폭평판 시편을 이용하여 파괴저항곡선을 구하기 위해서는 흰 광폭평판의 J-적분 계산식, 균열길이 계산식 등의 시험법이 필요하며, 이를 위해 본 논문에서는 흰 광폭평판의 파괴저항곡선 계산식을 새롭게 제시하였다. 흰 광폭평판의 파괴저항시험을 위해 본 논문에서 제시한 시험법은 부록에서 자세히 기술하였다.

2.3 파괴저항시험 결과

Fig. 7은 흰 광폭평판으로 구한 파괴저항곡선을 실배관 파괴저항시험으로 구한 결과,⁽⁸⁾ 0.5T-C(T) 시편으로 구한 결과⁽⁸⁾와 비교하여 나타낸 것이다. 여기서, 0.5T-C(T) 시편과 흰 광폭평판으로 구한 결과는 표준 시험법인 ASTM E1820⁽⁵⁾에 제시되어 있는 바와 같이 균열 진전량의 함수로 다음과 같이 곡선 적합하여 나타내었다.

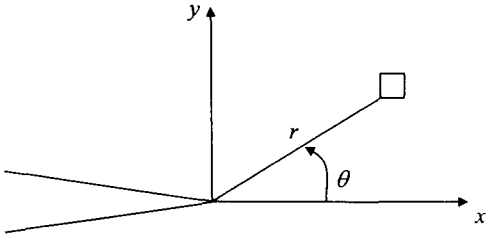


Fig. 8 Definition of coordinate axis ahead of crack tip

$$J = C_1 (\Delta a)^{C_2} \quad (1)$$

그림에 나타낸 바와 같이 흰 광폭평판으로 구한 파괴저항곡선은 실배관으로 구한 결과와 유사하였다. 그러나 C(T) 시편으로 구한 결과는 균열 진전 초기에는 실배관의 파괴저항곡선과 유사하지만 균열 진전량이 커질수록 실배관 및 흰 광폭평판으로 구한 결과보다 작게 나타났다. 따라서 본 논문에서 새롭게 제시한 인장하중이 작용하는 흰 광폭평판은 실배관의 파괴 거동을 유사하게 모사하지만 표준 시편은 실배관의 파괴거동을 보수적으로 평가한다.

본 논문에서는 파괴저항시험 결과에서 나타난 바와 같은 흰 광폭평판과 실배관 파괴거동의 유사성과 표준 시편의 보수성을 입증하기 위해 3차원 유한요소해석을 이용하여 균열부 구속 상태를 분석하였으며, 이를 다음 장에 자세히 기술하였다.

3. 유한요소해석을 이용한 균열부 구속상태 평가

기존 표준 시편(C(T)), 실배관, 그리고 흰 광폭평판 균열부의 구속상태를 비교하기 위해 3차원 유한요소해석을 수행하여 J-Q 해석법^(2,3)에 준한 균열부 구속상태를 평가하였다.

3.1 J-Q 해석법

Hutchinson⁽¹¹⁾, 그리고 Rice와 Rosengren⁽¹²⁾은 비선형 탄성 재료에서 J-적분을 이용하여 균열 선단의 특성을 규명하였으며, 이때 비선형 탄성 재료는 다음과 같은 Ramberg-Osgood(R-O) 응력-변형률 관계식을 만족하는 재료로 가정하였다.

$$\frac{\epsilon}{\epsilon_0} = \frac{\sigma}{\sigma_y} + \alpha \left(\frac{\sigma}{\sigma_y} \right)^n \quad (2)$$

여기서, σ_y 는 기준 응력으로 대부분의 경우 항복 강도이며, ϵ_0 는 기준 응력에서 정의되는 기준 변형률이다. 또한 α 는 재료상수, n 은 가공경화지수이다.

J-적분에 의한 균열 선단 부근에서의 응력과 변형률은 다음과 같이 정의된다.

$$\sigma_{ij} = \sigma_y \left[\frac{J}{\alpha \epsilon_0 \sigma_y l_n r} \right]^{1/n+1} \tilde{\sigma}_{ij}(\theta, n) \quad (3)$$

$$\epsilon_{ij} = \epsilon_0 \alpha \left[\frac{J}{\alpha \epsilon_0 \sigma_y l_n r} \right]^{n/n+1} \tilde{\epsilon}_{ij}(\theta, n) \quad (4)$$

여기서, l_n 은 가공경화지수에 따른 적분 상수이며, $\tilde{\sigma}_{ij}$, $\tilde{\epsilon}_{ij}$ 는 n 과 θ , 그리고 면외구속 조건에 따라 결정되는 무차원 함수값이다. r 과 θ 는 균열 선단에서의 응력장 결정을 위한 좌표로 Fig. 8에 정의를 나타내었다.

식 (3)과 식 (4)에서 J-적분은 각각 응력 특이성(stress singularity)의 정도와 변형률 특이성(strain singularity)의 정도를 나타내고 있으며 Hutchinson, Rice와 Rosengren은 두 식을 균열 선단에서의 HRR 특이성(HRR singularity)이라 정의하였다. 이 식들은 실제 균열부 해석에 널리 적용되었으며, 특히 굽힘 하중이 균열부에 작용하는 경우 실제에 근접한 응력 분포를 예측하였다.

O'Dowd와 Shih^(2,3)는 구속이 낮은 경우와 높은 경우에 있어서 균열 선단의 수직 응력의 차이가 항상 일정하다는 사실을 밝혀내고 그 차이의 수정 계수로 Q-응력(Q-stress)을 도입하여 J-Q 해석법을 제안하였다. Q-응력은 균열 선단에서의 3축 응력(triaxial stress) 상태를 나타내는 매개변수로서, 이를 고려하여 식 (3)으로 표현되는 균열 선단에서의 응력을 다시 표현하면 다음과 같다.

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

여기서, δ_{ij} 는 Kronecker delta이며, 식 (5)를 이용하여 Q-응력은 다음과 같이 정의할 수 있다.

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

여기서, $\sigma_{\theta\theta}$ 는 균열 선단에서의 실제 수직 응력값이고, $\sigma_{\theta\theta,HRR}$ 은 해당 지점에서 HRR식으로 계산되는 수직 응력값이다. Q-응력은 유한 변형률이 발생하는 영역(finite strain region) 밖이며 균열 진전의 특성을 대표할 수 있는 $r/(J/\sigma_y)=2$ 에서의 값을 이용한다. Fig. 9는 Q-응력의 정의를 도식적으로 나타낸 것이다.

3.2 해석 모델 및 방법

C(T) 시편, 실배관, 그리고 흰 광폭평판에 대한

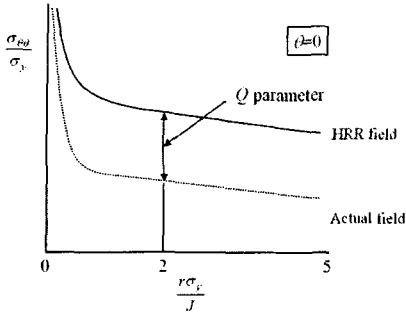


Fig. 9 A schematic illustration of the Q -stress

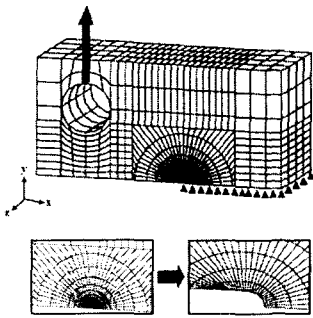


Fig. 10 A 3-D FE mesh for the C(T) specimen

유한요소해석은 범용 유한요소해석 프로그램인 ABAQUS 프로그램⁽¹³⁾을 사용하여 수행하였다. 해석에 사용된 요소는 20절점 등계수 사각주요소 (20-nodes isoparametric brick reduced integration element)이다. 균열 선단에서의 응력장과 변형률을 해석하기 위해서는 매우 정교한 요소망이 필요하다. 따라서 C(T) 시편의 경우는 균열부를 20개의 적분 경로와 32개의 요소망으로 구성하였으며, 실배관과 흰 광폭평판의 경우는 20개의 적분 경로와 16개의 요소망으로 구성하였다. 또한 두께 방향으로는 4개의 요소가 사용되었다. 탄소성 해석의 경우 균열 선단에 유한한 반경을 설정하여 모델링함으로써 소성 변형시 균열 선단부의 변형을 보다 근사하게 모사하도록 하는데 이를 위해 세 경우 모두 잔여 리가먼트의 1/1000배에 해당하는 초기 균열 선단부 반경(initial blunting radius)을 고려하였으며, 소규모 변형을 해석(small strain analysis)을 적용하였다.

Fig. 10은 표준 시편인 1T-C(T) 시편의 3차원 유한요소모델을 나타낸 것이다. 균열 길이비는 0.5이며, 해석 모델의 대칭성을 고려하여 전체의 1/2만을 모델링 하였다. 사용된 요소수는 3,364개이며, 하중은 변위 제어(displacement control)를 통해 작용시켰다. Fig. 11은 파괴저항시험에 사용된 실배관에 대한 대표적인 3차원 유한요소모델을 나타낸 것이다. 해석 대상의 대칭성을 고려하여 전체의 1/4만을 모델링 하였으며 전체 요소수는 3,568개이다. 유한요소해석은 균열 길이가 구속상태에 미치는

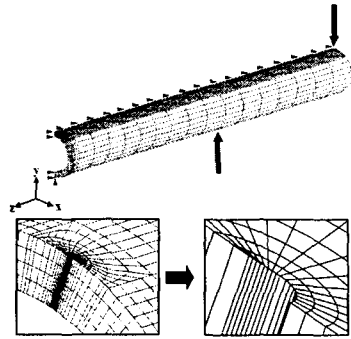


Fig. 11 A 3-D FE mesh for the circumferential through-wall cracked pipe

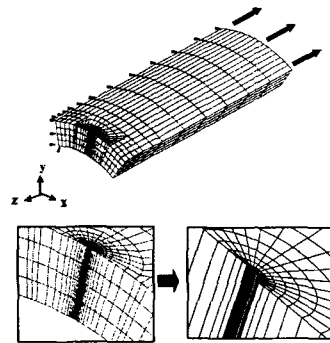


Fig. 12 A 3-D FE mesh for the curved wide-plate

영향을 평가하기 위해 균열 길이를 전체 원주의 6.25%($\beta/\pi=0.0625$), 12.5%($\beta/\pi=0.125$), 25%($\beta/\pi=0.25$), 그리고 40%($\beta/\pi=0.4$)의 4가지로 변화시키며 수행하였다. 하중은 4점 굽힘법을 이용하여 굽힘 하중을 작용시켰다.

Fig. 12는 Fig. 5에 나타낸 흰 광폭평판에 대한 유한요소모델을 나타낸 것이다. 시험시와 동일하게 균열 길이비(a/w)는 0.5이며, 해석 모델의 대칭성을 고려하여 전체의 1/4만을 모델링 하였다. 전체 요소수는 5,120개이며, 하중은 C(T) 시편과 동일하게 변위 제어를 통해 작용시켰다.

유한요소해석에 필요한 R-O 상수는 배관 재료의 응력-변형률 곡선을 식 (2)의 관계로 곡선 적합하여 구하였으며 α 와 n 은 각각 7.33과 3.52이다. R-O 관계식으로 곡선 적합하여 구한 결과도 실제 응력-변형률 곡선과 비교하여 Fig. 4에 함께 나타내었다. J -적분은 유한요소해석에서 직접 계산되며, 3차원 해석인 경우는 두께에 따라 값이 변하게 된다. 본 논문에서는 두께 중심에서의 최대 J -적분값을 식 (3)에 대입하여 HRR 응력장을 계산하였다. 또한 유한요소해석에서 계산되는 실제 균열선단 응력값을 식 (6)에 대입하여 Q -응력을 계산하였다. 이때 실제 균열선단 응력값도 두께 중심에서의 값으로 정의하였다.

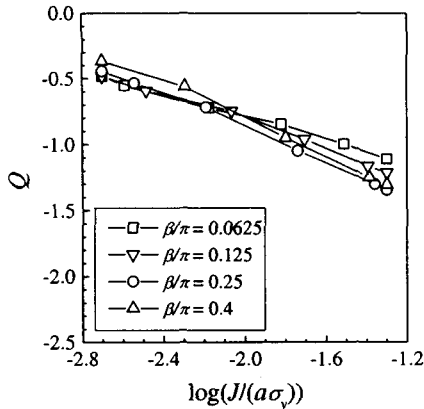


Fig. 13 The Q values for the full-scale pipe with various crack lengths

3.3 해석 결과

Fig. 13은 균열 길이의 변화에 따른 실배관 균열부의 J - Q 해석 결과를 나타낸 것이다. 작용하중은 $\log(J/(a\sigma_y))$ 로 무차원화하여 나타내었다. 여기서, a 는 균열 길이이며 σ_y 는 항복강도이다. 인장하중 하에서는 균열의 크기가 길어질수록 균열 선단은 높은 3축 응력 상태를 유지하며, 균열 선단의 면내 구속(in-plane constraint)이 커진다. 그러나 굽힘 하중 하에서는 균열의 크기가 길어지면 응력 구배가 작아져서 상대적으로 작은 응력이 발생한다. 따라서 하중 형태의 영향과 기하학적 형상의 영향이 서로 상쇄하여 균열 길이에 관계없이 최대 17% 이내로 Q 값이 일치하였다. 이는 굽힘 모멘트가 작용하는 원주방향 관통균열 배관의 경우, 균열 길이가 구속 효과에 미치는 영향은 거의 없다는 것을 의미하며, 또한 Q 값의 변화의 경향도 모든 경우에 대해 유사하였다.

Fig. 14는 표준 시편, 실배관, 그리고 흰 광폭평판의 Q 값을 비교하여 나타낸 것이다. 실배관의 경우는 $\beta/\pi=0.0625$ 인 경우의 결과이다. 그림에 나타난 바와 같이 표준 시편은 낮은 하중이 작용하는 경우 균열 선단은 높은 3축 응력 상태를 유지하였고 하중이 증가할수록 3축 응력이 작은 범위에서 감소하였다. 따라서 이미 알려진 바와 같이 기존의 표준 시편은 높은 구속상태이므로 J -적분 만으로도 실제 응력 상태를 비교적 정확하게 예측할 수 있음을 확인하였다. 그러나 실배관의 경우는 표준 시편에 비해 낮은 구속상태를 보였다. 이는 높은 구속상태의 표준 시편으로 구한 J -적분이 실배관 균열 선단의 응력장을 과대 예측할 수 있음을 의미한다. 따라서 기존 표준 시편을 이용하면 실배관의 파괴 거동을 매우 보수적으로 평가할 수 있다. 그러나 인장하중 상태의 흰 광폭평판은 실배관 균열부와 구속상태가 매우 유사하였다. 이는 흰 광폭평판이 실배관의 파괴 거동을 보다 정확하게 모사할 수 있음을 의미한다. 따라서 파괴

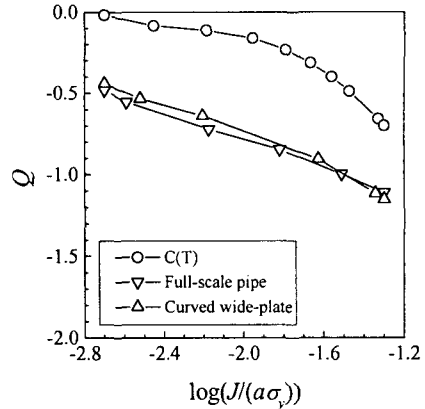


Fig. 14 Comparison of the Q values from the curved wide-plate with those from the C(T) specimen and the full-scale pipe

저항시험 결과에서도 나타난 바와 같이 실배관의 균열 거동 평가나 파괴저항곡선 측정시 흰 광폭평판을 사용하면 기존의 표준 시편을 사용한 경우에 비해 보다 정확한 평가가 수행될 수 있다.

4. 토론

본 논문에서는 실배관 균열부의 파괴거동을 정확하게 모사할 수 있는 새로운 비표준 시편인 인장하중 상태의 흰 광폭평판을 제시하였다. 흰 광폭평판은 실배관 균열부의 파괴거동을 모사하기 위해 제시된 기존의 비표준 시편인 SE(T), M(T) 시편 등에 비해 배관에서 직접 제작하기가 매우 용이하다는 장점이 있다.

본 논문에서 제시한 흰 광폭평판의 파괴저항시험법을 이용하여 파괴저항시험을 수행한 결과, 흰 광폭평판으로 구한 결과는 실배관으로 직접 구한 결과와 매우 유사하였으나, 표준 시편으로 구한 결과는 실배관의 파괴저항곡선에 비해 작았다. 이는 균열부 구속 상태의 차이에 기인한 것으로 3차원 유한요소해석으로 표준 시편, 실배관, 그리고 흰 광폭평판 균열부의 구속 상태를 분석한 결과, 표준 시편은 실배관에 비해 높은 구속 상태를 유지하였으나 흰 광폭평판은 실배관 균열부와 구속 상태가 유사하였다. 따라서 실배관 균열부의 파괴 거동을 정확하게 모사하기 위해 본 논문에서 제시한 흰 광폭평판 시편의 타당성이 해석적, 실험적으로 입증되었다. 기존의 배관 균열 평가나 LBB 해석시에는 높은 구속상태의 표준 시편으로 구한 파괴저항곡선을 사용하므로 평가결과가 매우 보수적이거나 흰 광폭평판을 이용하면 실배관의 거동에 준한 파괴저항곡선을 구할 수 있으므로 LBB 해석시 기존 방법보다 큰 설계 안전여유도를 확보할 수 있을 것으로 생각된다. 또한 흰 광폭평판을 이용하면 향후 실배관 시험을 수행하지 않아도 실배관 균열부의 파괴거동을 정확하게 예측할 수 있

리라 생각된다.

본 논문에서는 스테인리스강의 경우에 대해서만 시험을 수행하였으나, 각 시편으로 구한 파괴저항 곡선의 차이는 균열 깊이나 하중 형태에 따른 균열부 구속 상태의 차이에서 기인하는 점에 착안하면 본 논문에서 제시한 인장하중 상태의 흰 광폭평판은 탄소강 배관의 경우에도 적용 가능할 것으로 판단된다.

5. 결론

본 논문에서는 기존의 표준 시편의 보수성을 개선하여 실배관의 파괴거동을 정확하게 고려하여 LBB 해석 및 균열 안정성 평가를 수행할 수 있는 흰 광폭평판 시편을 새롭게 제시하였다. 또한 SA312 TP304L 스테인리스강에 대해 흰 광폭평판을 이용한 파괴저항시험을 수행하여 실배관으로 구한 결과와 비교하였으며, 3차원 유한요소해석을 이용하여 균열부 구속 상태를 평가하였다. 이를 통해 다음과 같은 결론을 얻었다.

(1) 인장하중 상태의 흰 광폭평판을 이용한 파괴저항시험법을 새롭게 제시하였으며, 파괴저항시험으로 구한 결과를 실배관 시험 결과와 비교하였다. 본 논문에서 고려된 스테인리스강의 경우, 흰 광폭평판과 실배관의 파괴저항곡선은 유사하였으나 기존의 표준 시편은 흰 광폭평판과 실배관에 비해 낮게 나타났다.

(2) 표준 시편, 실배관 그리고 흰 광폭평판의 균열부 구속상태를 평가한 결과, 기존의 표준 시편은 실배관에 비해 높은 구속상태를 유지하였으나 흰 광폭평판은 실배관과 구속상태가 유사하였다. 따라서 흰 광폭평판을 이용한 실배관 균열 평가의 타당성이 입증되었다.

(3) 흰 광폭평판을 이용하면 실배관의 파괴거동을 고려한 정확한 LBB 해석 및 배관 건전성 평가가 수행될 수 있음을 입증하였으며, 많은 비용이 소요되는 실배관 실증 시험을 대체하여 흰 광폭평판만으로도 실배관의 파괴 거동을 정확하게 모사할 수 있는 기술적 기반을 확립하였다.

후 기

본 논문은 “차세대원자로 기술개발(III)-핵심기술 연구”의 일환으로 한국전력연구원 및 한국과학재단 산하 성균관대학교 산업설비 안전성평가 연구센터의 연구비 지원으로 이루어진 것으로서, 이에 관계자 여러분들께 감사 드립니다.

참고문헌

(1) Betegon, C. and Hancock, J., 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 Triaxiality Parameter-I, *Structure of Fields*,” *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, Vol. 39, No. 8, pp. 989-1015.
 (3) O’Dowd, N.P. and Shih, C.F., 1991, “Family of Crack Tip Fields Characterized by a Triaxiality Parameter-II, Fracture Applications,” *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, Vol. 40, No. 5, pp. 939-963.
 (4) Joyce, J.A., Hackett, E.M. and Roe, C., 1993, “Effects of Crack Depth and Mode of Loading on the J-R Curve Behavior of a High-Strength Steel,” *Constraint Effects in Fracture*, ASTM STP 1171, pp. 239-263.
 (5) ASTM, 2001, “Standard Test Method for Measurement of Fracture Toughness,” ASTM Standard E1820-01.
 (6) Kim, Y.J. and Budden, P.J., 2001, “Plastic η -factor Solutions of Homogeneous and Bi-Material SE(T) Specimens for Toughness and Creep Crack Growth Testing,” *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*, Vol. 24, pp. 751-760.
 (7) Link, R.E. and Joyce, J.A., 1995, “Experimental Investigation of Fracture Toughness Scaling Models,” *Constraint Effects in Fracture Theory and Applications: 2nd Volume*, ASTM STP 1244, pp. 286-315.
 (8) Park, J.S. and Seok, C.S., 2002, “A Study on the Evaluation of the Pipe Fracture Characteristic (II),” *Proceedings of the KSME Spring Meeting*, pp. 436-441.
 (9) Zahoor, A. and Kanninen, M.F., 1981, “A Plastic Fracture Mechanics Prediction of Fracture Instability in a Circumferentially Cracked Pipe in Bending-Part I. J-Integral Analysis,” *Journal of Pressure Vessel Technology-Transactions of the ASME*, Vol. 103, pp. 352-358.
 (10) Schwalbe, K.H., Neale, B.K. and Heerens, J., 1994, “The GKSS Test Procedure for Determining the Fracture Behaviour of Materials: EFAM GTP 94,” GKSS.
 (11) Hutchinson, J.W., 1968, “Singular Behavior of End of a Tensile Crack Tip in a Hardening Material,” *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, Vol. 16, pp. 13-31.
 (12) 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.
 (13) “ABAQUS Ver. 5.8-User’s manual,” Hibbitt, Karlsson & Sorensen, Inc., 1999.
 (14) Roos, E., Eisele, U. and Silcher, H., 1986, “A Procedure for the Experimental Assessment of the J-Integral by means of Specimens of Different Geometries,” *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, Vol. 23, pp. 81-93.
 (15) Chattopadhyay, J., Dutta, B.K. and Kushwaha, H.S., 2001, “Derivation of γ Parameter from Limit Load Expression of Cracked Component to Evaluate J-R Curve,” *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, Vol. 78, pp. 401-427.

부 록

A.1 흰 광폭평판의 파괴저항곡선 계산식

시험으로부터 파괴저항곡선을 구하기 위해서는 하중-하중선변위 선도와 하중-균열 진전량 선도가 필요하다. 이를 이용하여 전체 J -적분은 탄성 성분과 소성 성분을 더하여 다음과 같이 구한다.

$$J = J_e + J_p \tag{A.1}$$

여기서, J_e 는 J -적분의 탄성 성분으로 다음과 같이 구한다.

$$J_e = \frac{K^2}{E'} \tag{A.2}$$

여기서, 평면응력조건에서 $E' = E$ 이고, 평면변형을 조건에서 $E' = E/(1-\nu^2)$ 이다. 또한 K 는 탄성 응력 확대계수(elastic stress intensity factor)이며, E 는 탄성 계수이다.

시험 데이터를 이용하여 J -적분의 소성 성분(J_p)은 다음과 같이 구한다.

$$J_p = \int_0^{a_{pl}} \eta_{pl} P d\Delta_{pl} + \int_{a_0}^a \gamma J_p da \tag{A.3}$$

여기서, P 는 작용 하중이고, Δ_{pl} 은 하중선 변위의 소성 성분이다. 또한 a_0 는 초기 균열 길이이다. η_{pl} 과 γ 는 시험보정계수(experimental calibration factor)로 시편의 형상에 따라 변하는 함수이다.

식 (A.3)을 다시 표현하면 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$J_p = J_{p0} + \int_{a_0}^a \gamma J_{p0} da \quad ; \quad J_{p0} = \int_0^{a_{pl}} \eta_{pl} P d\Delta_{pl} \tag{A.4}$$

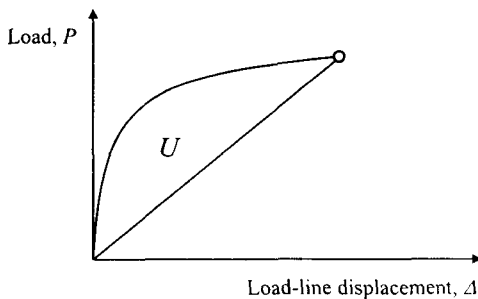


Fig. A.1 Determination of the plastic area under experimental load-displacement records for J estimations of curved wide-plate under axial tension

식 (A.4)를 사다리꼴 법칙(trapezoidal rule)을 이용하여 정리하면 J_p 는 다음과 같이 구할 수 있다.

$$J_p = \left\{ U_{p_{i-1}} + \eta_{p_{i-1}} (U_{p_i} - U_{p_{i-1}}) \right\} (1 + \gamma_{i-1} (a_i - a_{i-1})) \tag{A.5}$$

여기서, U_{p_i} 은 하중-하중선변위 선도의 면적을 의미하며, 하첨자 i 는 하중 단계를 의미한다. 인장하중이 작용하는 흰 광폭평판의 하중-하중선변위 선도와 면적 U 를 Fig. A.1에 도식적으로 나타내었다.

또한 시험보정계수인 η_{pl} 과 γ 는 시험 대상의 소성한계하중(plastic limit load)을 이용하여 다음과 같이 표현된다.^(14,15)

$$\eta_{pl} = -\frac{\partial P_L}{\partial A} \frac{1}{P_L} \quad ; \quad \gamma = \frac{\partial^2 P_L / \partial a^2}{\partial P_L / \partial a} \tag{A.6}$$

여기서, P_L 은 해석대상의 소성한계하중이며 A 는 균열 면적, 그리고 a 는 균열 길이이다.

따라서 흰 광폭평판의 J -적분을 계산하기 위해서는 식 (A.2)에 나타난 탄성 J -적분 계산식과 식 (A.5)와 식 (A.6)에 나타난 균열길이 계산식, 시험보정계수(η_{pl} 과 γ)가 제시되어야 한다.

A.1.1 흰 광폭평판의 η_{pl} 과 γ 계산식

흰 광폭평판의 η_{pl} 과 γ 도 식 (A.6)의 관계를 이용하여 구할 수 있으며, 이를 위해서는 소성한계하중인 P_L 을 구해야 한다. 따라서 본 논문에서는 흰 광폭평판에 대한 3차원 유한요소해석을 수행하여 소성한계하중식을 유도하였다.

Fig. A.2는 소성한계하중을 구하기 위해 구성한 흰 광폭평판의 대표적인 유한요소모델을 나타낸 것으로 해석 대상의 대칭성을 고려하여 전체의 1/4만을 모델링하였다. 재료는 탄성-완전 소성 재료로 가정하였으며, ABAQUS 프로그램의 “RIKS” 옵션을 사용하여 해석을 수행하였다. 해석에 사용된 요소는 20절점 등계수 사각주요소이며, 전체

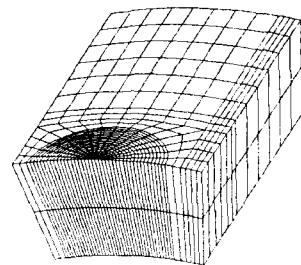


Fig. A.2 Typical 3-D FE mesh employed in the present plastic limit analysis for curved wide-plate

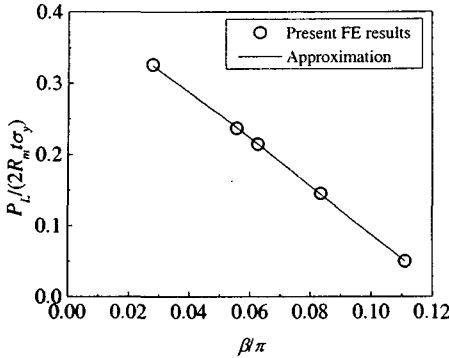


Fig. A.3 Comparison of the FE limit load solution for curved wide-plate under axial tension

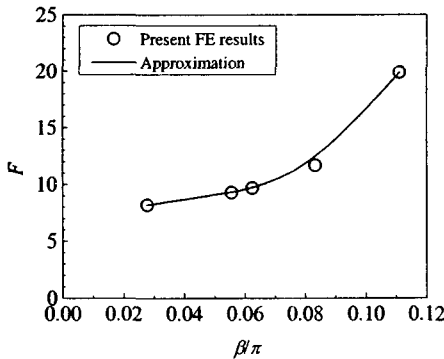


Fig. A.4 Resulting values of the shape factors, F , for the stress intensity factor for curved wide-plate under axial tension

928개의 요소가 사용되었다. 해석시에는 흰 광폭평판의 균열 길이를 $\beta\pi=0.03$ 에서 0.11까지 모두 5가지로 변화시켜 해석을 수행하여 흰 광폭평판의 소성한계하중식을 유도하였다.

Fig. A.3은 유한요소해석으로 구한 흰 광폭평판의 소성한계하중을 나타낸 것이다. 이를 균열 길이에 대해 곡선 적합하면 흰 광폭평판의 소성한계하중식은 다음과 같다.

$$P_L^{FE} = 2R_m t \sigma_y f(\beta) \tag{A.7}$$

$$f(\beta) = 2.5204\beta^3 - 1.8808\beta^2 - 0.632\beta + 0.3927$$

여기서, P_L^{FE} 는 유한요소해석으로 구한 흰 광폭평판의 소성한계하중이며, R_m 은 평균 반경이다. 또한 t 는 두께이며 σ_y 는 항복강도이다. 식 (A.7)의 곡선 적합 결과는 3차원 유한요소해석 결과와 1% 내에서 잘 일치하였다. 곡선 적합 결과도 유한요소해석 결과와 비교하여 Fig. A.3에 나타내었다.

흰 광폭평판의 η_{pl} 과 γ 는 식 (A.7)을 식 (A.6)에 대입하여 구할 수 있다. 이때 흰 광폭평판의 균열 면적 A 와 균열 길이 a 는 다음과 같이 정의된다.

$$A = 2R_m t \beta ; a = R_m \beta \tag{A.8}$$

따라서 유한요소해석으로 구한 흰 광폭평판의 η_{pl} 과 γ 는 다음과 같이 표현된다.

$$\eta_{pl}^{FE} = -\frac{\partial P_L}{\partial A} \frac{1}{P_L} = -\frac{1}{2R_m t} \frac{f'(\beta)}{f(\beta)}$$

$$= -\frac{1}{2R_m t} \frac{7.5612\beta^2 - 3.7616\beta - 0.632}{2.5204\beta^3 - 1.8808\beta^2 - 0.632\beta + 0.3927} \tag{A.9}$$

$$\gamma^{FE} = \frac{\partial^2 P_L / \partial a^2}{\partial P_L / \partial a} = \frac{1}{R_m} \frac{f''(\beta)}{f'(\beta)}$$

$$= \frac{1}{R_m} \frac{15.1224\beta - 3.7616}{7.5612\beta^2 - 3.7616\beta - 0.632} \tag{A.10}$$

여기서, $f'(\beta)$ 는 $\frac{df(\beta)}{d\beta}$ 를 의미하며, $f''(\beta)$ 는 $\frac{d^2 f(\beta)}{d\beta^2}$ 을 의미한다.

A.1.2 흰 광폭평판의 K 계산식

식 (A.1)과 식 (A.2)에 나타낸 바와 같이 시험으로부터 전체 J -적분을 구하기 위해서는 J -적분의 탄성 성분을 구해야 한다. 일반적인 경우 탄성 K -계산식은 많은 핸드북 등을 통해 제시되어 있으므로 이를 이용하여 탄성 J -적분값을 구할 수 있다. 그러나 흰 광폭평판의 경우는 탄성 K -계산식이 제시되어 있지 않기 때문에 탄성 J -적분값을 구하기 위해서는 이를 유도해야 한다. 탄성 K -계산식은 다음과 같이 표현된다.

$$K = \sigma^\infty \sqrt{\pi R_m \beta F} ; \sigma^\infty = \frac{P}{2\pi R_m t} \tag{A.11}$$

식 (A.11)에서 F 는 형상보정계수이며 본 논문에서는 3차원 탄성 유한요소해석을 수행하여 흰 광폭평판의 형상보정계수 계산식을 제시하였다. 해석에 사용된 유한요소모델은 소성한계하중 해석시 사용된 모델과 동일하다. 균열 길이는 5가지로 변화시켜 해석을 수행하였으며, Fig. A.4에 유한요소해석으로 구한 형상보정계수를 나타내었다. 유한요소해석으로 구한 형상보정계수를 균열 길이에 대해 곡선 적합하면 다음과 같다.

$$F = 1148.1\beta^3 - 520.91\beta^2 + 88.34\beta + 3.67 \tag{A.12}$$

식 (A.12)의 곡선 적합 결과는 3차원 유한요소해석 결과와 1% 내에서 잘 일치하였으며 곡선 적합 결과도 유한요소해석 결과와 비교하여 Fig. A.4

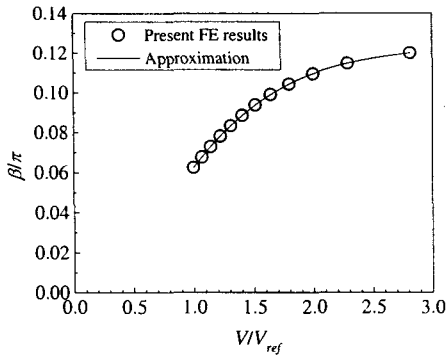


Fig. A.5 Resulting calibration curve for crack length calculation

에 나타내었다.

따라서 식 (A.11)과 식 (A.12)를 이용하면 흰 광폭평판의 탄성 J-적분 계산식은 다음과 같이 된다.

$$\begin{aligned}
 J_e &= \frac{1-\nu^2}{E} K^2 \\
 &= \frac{1-\nu^2}{E} \frac{P^2 \beta}{4\pi R_m l^2} (11481\beta^3 - 52091\beta^2 + 88.34\beta + 3.67)^2
 \end{aligned}
 \tag{A.13}$$

A.13 균열 길이 계산식

전술한 바와 같이 시험을 통해 파괴저항곡선을 구하기 위해서는 하중-균열 진전량 선도가 필요하다(식 (A.5) 참고). 따라서 본 논문에서는 DCPD법을 이용하여 흰 광폭평판의 균열 길이를 계산하기

위해서 3차원 유한요소 전기장 해석을 수행하여 DCPD법을 이용한 흰 광폭평판의 균열 길이 계산식을 제시하였다.

Fig. 5에 파괴저항시험시 DCPD 측정단차가 부착될 위치를 나타내었으며 유한요소 전기장 해석시에도 시험 조건과 동일한 위치에 입력 단자와 출력 단자를 모델링하였다. 입력 전류 역시 시험 조건과 동일하게 10A의 전류를 작용시켰다. 기준 전압(V_{ref})은 초기 균열 길이에서의 값으로 하였으며, 한쪽 균열 면당 균열 길이를 0.9375°씩 증가시키며 전체 43.125°까지 11단계로 나누어 유한요소해석을 수행하였다.

Fig. A.5는 3차원 유한요소 전기장 해석으로 구한 무차원 전위차와 무차원 균열 길이의 관계를 나타낸 것이다. 유한요소 전기장 해석 결과를 곡선 적합하면 DCPD법으로 구한 무차원 전위차와 흰 광폭평판의 균열 길이의 관계를 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\frac{\beta}{\pi} = 0.0073 \left(\frac{V}{V_{ref}} \right)^3 - 0.061 \left(\frac{V}{V_{ref}} \right)^2 + 0.18 \left(\frac{V}{V_{ref}} \right) - 0.064
 \tag{A.14}$$

식 (A.14)의 곡선 적합 결과를 유한요소 전기장 해석 결과와 비교하여 Fig. A.5에 함께 나타내었으며, 1% 내에서 유한요소해석 결과와 잘 일치하였다. 따라서 식 (A.14)를 이용하면 흰 광폭평판에 대한 파괴저항시험시 DCPD법을 이용하여 균열 길이를 구할 수 있다.