

파손평가도를 이용한 용접구조물의 건전성 평가법

김윤재 · 허남수 · 김영진

Defect Assessment Method for Welded Structures Based on Failure Assessment Diagram

Yun-Jae Kim, Nam-Su Huh and Young-Jin Kim

1. 서 론

현대산업 분야에 사용되는 산업설비는 점차 대형화 및 고성능화되는 추세이며, 이에 비례하여 가동조건 또한 가혹해지는 경향을 보이고 있다. 이에 따라 국내 산업설비의 주요기기도 가동년수의 증가에 따른 노후화로 인하여 균열 발생 가능성이 높아지고 있으며, 이로 인해 파괴역학적 건전성 평가가 요구되고 있다. 국내 발전설비 및 중화학설비(정유 플랜트, 석유화학 플랜트 등)는 1970년대 초에 건설된 것이 많기 때문에 설계수명이 소진된 노후설비가 많으며, 현재 설계수명을 연장하여 사용하고 있는 실정이다. 따라서 가동중 설비의 사용안전성 평가 및 잔여수명을 예측할 수 있는 수명평가 기술의 개발은 필수적이다.

산업설비에 존재하는 균열의 안전성을 평가하는 방법은 크게 유한요소해석을 이용한 방법과 해석적 평가법을 이용한 방법으로 나눌 수 있다. 유한요소해석을 이용한 방법은 해석결과가 비교적 정확하다는 장점이 있으나 해석시 많은 지식과 경험이 필요하므로 현장에서 신속하게 적용하기는 어려우며, 신뢰성이 검증된 해석적 평가법을 적용하는 것이 경제성 측면에서는 바람직하다고 할 수 있다. 따라서 최근 30여년간 각국의 산업계와 연구소에서 이에 대한 활발한 연구를 수행하여 균열 구조물의 안전성평가를 위한 많은 해석적 균열 평가법을 제시한 바 있다. 해석적 균열 평가법은 파손평가선도(Failure Assessment Diagram: FAD)^{1,2)}를 이용한 방법과 균열진전력(crack driving force)³⁾을 이용한 방법으로 구분할 수 있다. 두 가지 방법은 근본적으로는 서로 동일하지만⁴⁾ 적용의 편의성과 확장의 용이성을 고려하여 최근에는 FAD를 이용한 방법이 각종 코드에 널리 적용되고 있다⁵⁻⁹⁾.

또한 실제 산업설비에서 대부분의 균열은 용접부와 열영향부에 발생하므로 용접부로 인한 강도 불균질

(strength mismatch), 용접잔류응력 등을 고려한 용접부 균열 평가법의 개발이 중요하다. 따라서 최근 용접부에 존재하는 균열의 안전성 평가법 개발을 위한 연구가 지속적으로 수행되고 있다^{6,10-15)}.

본 고에서는 먼저 최근 널리 사용되고 있는 FAD를 이용한 균열 안전성 평가법에 대해 설명하였다. 이를 토대로 용접부 주위에 균열이 존재하는 경우 FAD를 이용한 건전성 평가 방법에 대해 간략히 설명하고 현재의 FAD의 문제점에 대해 기술하였다.

2. FAD의 개념

현재 사용되고 있는 FAD는 Ainsworth가 제시한 참조응력법(reference stress method)¹⁶⁾을 기반으로 작성되었으며, 탄소성 파괴역학 이론에 근거한다는 점에서 초기의 FAD와는 구별된다. R6 Rev. 3에서 제시된 현재의 FAD는 해석적 균열 평가법 가운데 전세계적으로 사용되는 가장 일반적인 방법으로 현재 API 579⁷⁾, SAQ⁸⁾, BS 7910⁹⁾, RSE-M¹⁷⁾ 등의 여러 코드에 적용되고 있다. 현재의 FAD에서는 다음과 같은 두개의 무차원 변수가 사용된다.

$$K_r = \frac{K_f}{K_{mat}} \quad (1)$$

$$L_r = \frac{P}{P_t} \quad (2)$$

여기서, K 는 작용하중에 의한 응력확대계수이며, K_{mat} 는 재료의 대표 파괴인성치이다. 또한 P 는 작용하중이며, P_t 는 재료의 항복강도(σ_y)를 사용하여 정의된 구조물의 소성한계하중이다. 현재의 FAD는 재료 인장특성의 보유율과 정확도에 따라 3가지의 식으로 구성되어 있다. 재료의 항복강도와 인장강도만을 알고

있다면 다음과 같은 옵션 1식을 사용하여 FAL (failure assessment line)을 작성하며, 이는 재료물성치 및 구조물의 형상에 무관한 가장 보수적인 하한계 곡선(lower bound curve)이다.

$$K_r = f(L_r) = (1 - 0.14L_r^2) \{ (0.3 + 0.7 \exp(-0.165L_r^6)) \} \quad (3)$$

재료의 전체 응력-변형률 곡선을 알고 있을 경우에는 다음과 같은 구조물의 형상에 무관한 옵션 2식을 사용하여 FAL을 작성하며, 현재 가장 일반적으로 사용되고 있다.

$$K_r = f(L_r) = \left(\frac{E \epsilon_{ref}}{L_r \sigma_y} + \frac{1}{2} \frac{L_r^3 \sigma_y}{E \epsilon_{ref}} \right)^{-\frac{1}{2}} \quad (4)$$

여기서 ϵ_{ref} 는 진응력-진변형률 선도에서 정의되는 σ_{ref} 에서의 진변형률을 의미한다. 옵션 3식은 구조물의 탄소성 J-적분을 알고 있을 때 사용되는 식으로, J-적분은 탄소성 유한요소해석이나 검증된 공학적 계산식을 사용하여 구한다. 일반적으로 옵션 3식이 가장 정확하지만 해석시 많은 노력이 필요하다는 단점이 있다. 옵션 3식은 다음과 같이 표현된다.

$$K_r = \sqrt{\frac{J_c}{J}} \quad (5)$$

Fig. 1은 현재의 FAD를 도식적으로 나타낸 것으로 L_r^{max} 는 다음과 같이 정의된다.

$$L_r^{max} = \frac{\sigma_y + \sigma_u}{2\sigma_y} \quad (6)$$

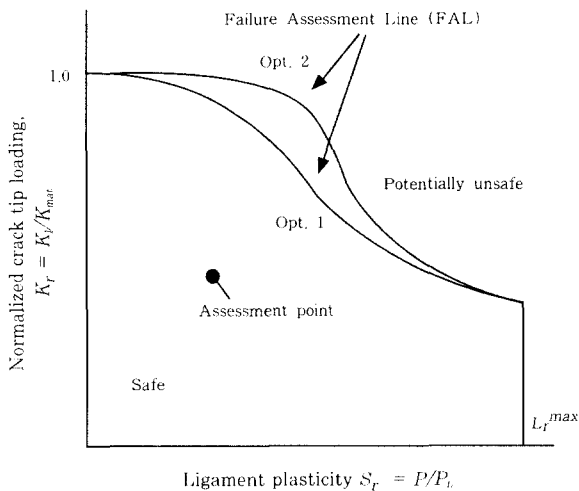


Fig. 1 Schematic illustration of FAD according to R6 Rev. 3

여기서, σ_y 는 재료의 항복강도이며, σ_u 는 인장강도이다.

3. FAD를 이용한 균열 평가법

Fig. 2는 FAD를 이용한 균열평가 단계를 도식적으로 나타낸 것으로 각 단계별 세부적인 내용은 다음과 같다.

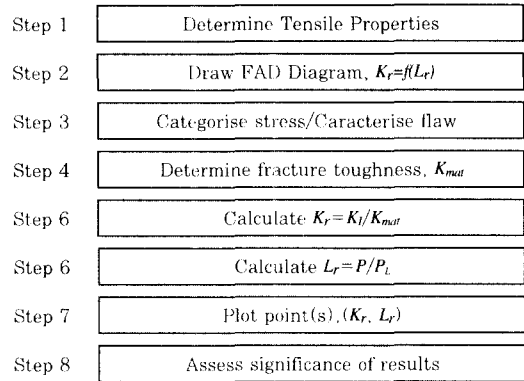


Fig. 2 Flow chart of FAD based assessment

3.1 인장 물성치의 결정

옵션 2식 또는 옵션 3식을 이용하여 FAD를 작성하기 위해서는 실험으로 구한 재료의 진응력-진변형률 곡선이 있어야 한다. 재료의 항복강도와 인장강도만을 알고 있다면 옵션 1식을 이용하여 FAD를 작성한다.

3.2 FAD의 작성

재료의 인장 물성치를 이용하여 옵션 1(식 (3)) 또는 옵션 2(식 (4)) FAD를 작성한다. 만약 옵션 3 FAD를 사용하려면, 해석하고자 하는 균열 구조물에 대한 탄소성 유한요소해석 또는 다른 검증된 공학적 계산식에 의해 계산된 J-적분을 이용하여 식 (5)에 입력하여 FAD를 작성할 수 있다.

3.3 하중 및 균열 형상의 특성화

구조물에 작용하는 하중을 1차 하중과 2차 하중으로 분류한다. 1차 하중은 주로 내압, 굽힘 모멘트 등과 같은 기계적 하중으로 구조물을 소성붕괴에 이르게 할 수 있는 하중이다. 이에 반해 열하중, 용접잔류응력 등은 그 자체로는 구조물의 소성붕괴를 일으키지 않으므로 2차 하중으로 분류한다. 실제 구조물에서 발견되는 균열의 형상은 매우 복잡한 경우가 많으므로

이를 직접 평가에 적용하기는 어렵다. 따라서 FAD에 의한 균열 안전성 평가를 위해서는 발견된 균열의 형상을 이상화하여야 한다.

3.4 파괴인성치의 결정

재료의 파괴인성치를 ASTM Standard¹⁸⁾, British Standards¹⁹⁾ 그리고 ISO²⁰⁾ 등의 코드에 제시된 K_C , J_C 혹은 CTOD (crack tip opening displacement, δ_C) 실험 절차에 따라 결정한다. 일관성을 위해 결정된 값들을 다음과 같은 식을 사용하여 재료의 파괴인성치 (K_{mat})로 변환한다.

$$K_{mat} = K_C ; K_{mat} = \sqrt{\frac{EJ_C}{(1-\nu^2)}} ; K_{mat} = \sqrt{\frac{1.5E\sigma_y\delta_C}{(1-\nu^2)}} \quad (7)$$

K_{mat} 과 δ_C 의 관계는 문헌에 따라 상이할 수 있다.

3.5 K_r 의 결정

앞에서 결정된 파괴인성치를 이용하여 식 (1)에 따라 균열 구조물의 K_r 을 계산한다. 균열 구조물의 응력 확대계수는 다양한 구조물과 균열형상, 하중조건에 대해 핸드북^{21,22)} 형태로 많은 해가 제시되어 있으므로 이를 이용하여 쉽게 구할 수 다.

3.6 L_r 의 결정

L_r 은 균열 구조물의 소성한계하중과 구조물에 작용하는 1차 하중의 비로 정의된다. 2차 하중은 구조물의 소성붕괴에 영향을 미치지 않으며, 따라서 L_r 의 계산 시 포함되지 않는다. 균열 구조물의 한계하중은 재료의 항복강도에 선형 비례하므로 보수적인 해석을 위해서는 하한계 항복강도 값을 사용한다.

3.7 평가점의 결정과 균열 안전성 평가

3.5절과 3.6절에서 결정된 K_r 과 L_r 값을 사용하여 Fig. 1의 FAD상에 평가점을 도시한다. 평가점이 FAL의 내부에 있으면 안전하다고 평가할 수 있고, 평가점이 FAL의 외부에 존재하게 되면 그 구조물은 안전하지 않을 수 있다고 평가된다.

4. FAD를 이용한 용접 구조물의 균열 평가법

앞 절에서는 FAD를 이용한 균열 구조물의 건전성 평가법에 대해 간략히 설명하였다. 이러한 평가법은 구조물이 균일한 재료로 만들어졌다는 가정을 기반으

로 하며, 모재의 경우에 적용될 수 있다. 하지만 실제 구조물의 경우 많은 용접부가 존재하며, 용접부 자체의 취약성 혹은 용접부와 모재 사이의 인장물성치와 파괴인성치의 차이로 인해 균열 생성에 가장 취약한 부분이 용접부라는 것을 고려할 때 용접부 균열 건전성 평가법의 개발은 중요한 문제라 할 수 있다. 본 절에서는 용접구조물 건전성평가에 영향을 미칠 수 있는 용접부의 기계적 특성들에 대해 설명하고, 현재까지 제시된 용접부 건전성 평가법에 대해 간략히 설명하고자 한다.

4.1 용접부의 기계적 특성

실제 용접부는 용접과정 중에 생기는 열사이클 때문에 서로 다른 미세조직을 가진 여러 가지 재료가 존재하게 되며, 잔류응력이 남게 된다. 기계학적 측면에서 본다면 다음과 같은 인자들이 용접부의 파괴거동에 영향을 미친다.

- 모재, 용접재 그리고 열영향부의 인장강도 차이에서 오는 강도 불균질: 용접부를 기계학적 측면에서 구분하면 크게 모재, 용접재 그리고 열영향부로 분류할 수 있다 (Fig. 3a 참고). 이 세 부분은 다른 인장물성을 나타낼 수 있으며 특히 모재와 용접재의 강도 불균질이 중요한 인자이다. 이러한 인자를 정량화하기 위해 강도불균질계수(M)를 용접재의 항복강도(σ_{yw})와 모재의 항복강도(σ_{yb})의 비로 표시한다.

$$M = \frac{\sigma_{yw}}{\sigma_{yb}} \quad (8)$$

만약 M 이 1보다 크면, 모재의 항복강도가 용접재보다 낮다는 것을 의미하고 이를 Overmatching이라 한다(대부분의 구조물 용접부는 이 조건을 만족한다). 이와 반대로 M 이 1보다 작은 경우, 이를 Undermatching, 그리고 M 이 1일 경우 Evenmatching이라 한다.

- 용접부의 폭: 용접부는 용접방법에 따라 그 폭이 변할 수 있으며 폭과 구조물의 두께 혹은 잔여 리가먼트 길이와 같은 대표 길이(characteristic dimension)의 비에 따라 용접부 파괴거동이 크게 달라질 수 있다. 예로 형상과 균열 크기가 동일하고, 강도불균질계수도 동일한 두 용접구조물이라 하더라도 용접부 폭이 다르면 이 두 구조물은 다른 파괴거동을 보일 수 있다. Fig. 3b와 같이 용접부를 이상화하였을 때, 용접부의 폭을 H 로 정의한다

면, 용접 폭에 관련된 인자는 다음과 같이 정량화할 수 있다.

$$\psi = \frac{H}{(W-a)} \quad (9)$$

이 비가 크면 클수록 용접재의 인장 물성치가 용접 구조물의 파괴거동에 미치는 영향이 커지는 경향이 있으며, 이 비가 작으면 영향을 무시할 수 있다. 용접부에 존재하는 열영향부의 경우 그 폭이 작은 것이 일반적이며, 열영향부의 인장 물성치가 구조물의 파괴에 미치는 영향은 미미하다고 가정할 수 있다.

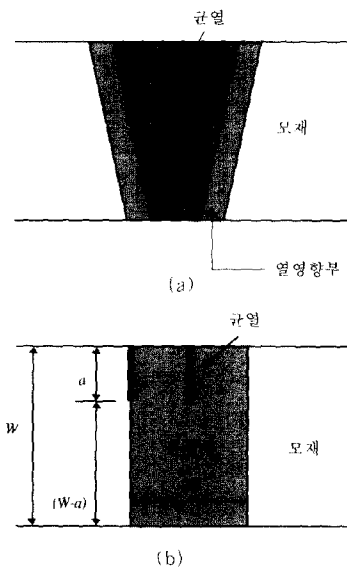


Fig. 3 Schematic illustration of (a) "actual" weldments, and (b) "idealised" weldments

- 균열의 위치: 용접부의 균열은 다양한 위치에서 발견될 수 있다. Fig. 3에 나타난 바와 같이 균열이 용접재의 중앙에 위치할 수도 있고, 열영향부에 존재할 수도 있으며, 용접재의 중앙과 열영향부 사이의 임의의 위치에 존재할 수도 있다. 이러한 균열의 위치는 용접구조물의 파괴거동에 영향을 미치는 중요한 인자 중 하나이다.
- 모재, 용접재, 열영향부의 파괴인성치 차이에서 오는 파괴인성 불균질 또한 용접구조물의 파괴거동에 영향을 미치는 중요한 인자 중 하나이다.

용접구조물의 파괴거동은 위에 나열된 인자들의 복합적인 영향으로 다양하게 변화할 수 있으므로, 그 영향을 정량적으로 설명하기는 어렵다. 최근 이러한 인자들의 영향을 정량적으로 고찰하기 위해 많은 실험적/해석적 연구가 수행되었고²³⁻²⁶⁾, 그 결과를 간략히 정리하면 다음과 같다.

- 균열이 용접부내에 존재할 경우, 용접재의 항복강도가 클수록 그리고 용접 폭이 클수록 구조물의 파괴 가능성이 감소하는 유리한 효과가 있을 수 있다. 하지만 용접재의 항복강도가 크더라도, 용접 폭이 작아지면 이러한 효과는 사라진다. 균열이 열영향부에 존재할 경우, 용접 폭의 영향은 거의 없고, 용접재의 항복강도의 영향도 반대로 나타날 수 있다. 즉 모재 혹은 열영향부의 항복강도와와의 차이에서 생기는 불균질성으로 인해, 균열 주위의 응력과 변형률을 높여 구조물의 파괴 가능성을 오히려 증가시킬 수 있다.
- 구조물에 존재하는 균열의 파괴는 단순히 균열이 위치한 재료의 파괴인성치에 의해 결정되는 것이 아니라, 그 주위에 존재하는 재료들의 인장물성과 파괴인성의 복합적인 현상에 의해 결정된다. 이러한 현상은 Fig. 4의 실험결과에 잘 나타나 있다. 두 재료 (CP-Ti와 Ti-6Al-4V)를 Diffusion-bonding한 시편을 제작한 뒤, 균열을 여러 위치에 가공하여 굽힘시험을 수행하였다. 이 두 재료는 Fig. 5에 나타난 바와 같이 인장특성과 파괴인성 특성의 차이가 매우 큰 재료이다. 인장특성의 경우 Ti-6Al-4V가 CP-Ti보다 약 2.5배 높은 반면 (Fig. 5a), 파괴인성 특성의 경우는 상당히 낮다 (Fig. 5b). 한 가지 흥미있는 결과는 균열이 계면 주위의 저인성을 가진 Ti-6Al-4V 재료에 위치할 경우, Fig. 4에 나타난 바와 같이 고인성의 CP-Ti 재료로 진전한다는 것이다. 균열위치가 계면에서 상당히 떨어진 경우에도 같은 현상이 관찰되었다. 결과적으로 CP-Ti와 Ti-6Al-4V로 만들어진 재료의 계면에 균열이 존재하는 경우 그 시편의 파괴 저항성은 저인성의 Ti-6Al-4V 재료의 파괴인성을 따르는 것이 아니라, 고인성의 Ti-6Al-4V 재료의

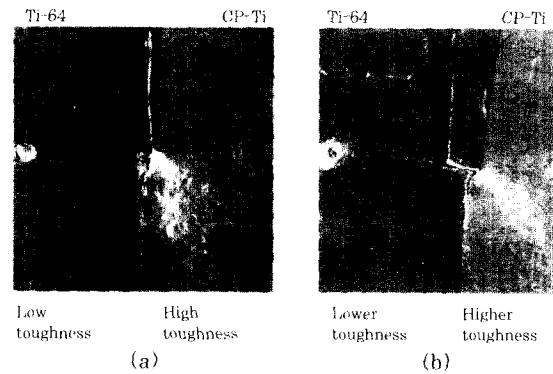


Fig. 4 Interface and sub-interface cracks deviated into the softer material in diffusion-bonded Ti bi-material specimens

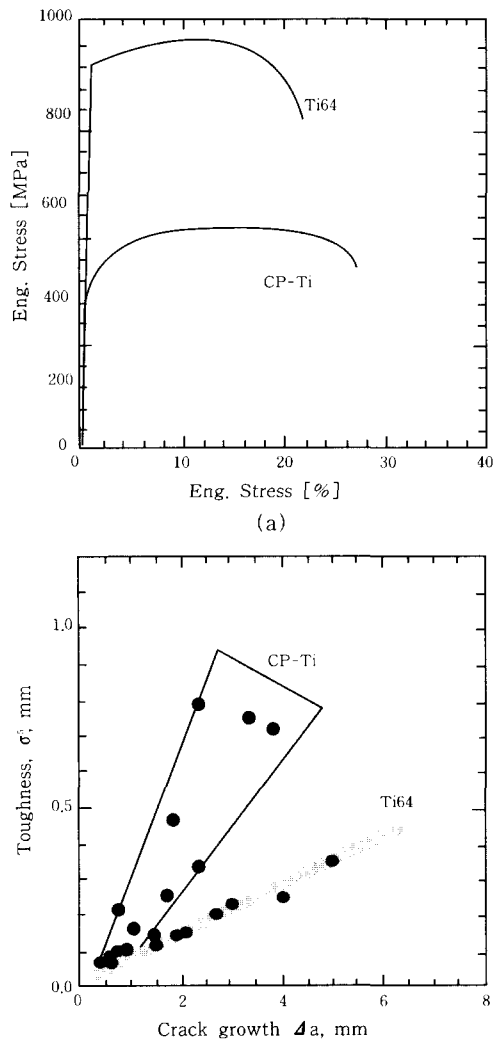


Fig. 5 Tensile curves and toughness resistance curves for the Ti-6Al-4V(Ti64) and Commercially-PureTi(CP-Ti)

파괴인성과 비슷하다는 점이 관찰되었다. 이는 용접부의 열영향부 중 인성이 낮은 부분에 균열이 존재한다 하더라도, 용접구조물의 파괴거동은 더 높은 인성을 갖는 주위의 재료에 의해 결정될 수도 있다는 사실을 의미하며, 용접부 주위의 국부적인 파괴인성은 용접구조물의 파괴에 영향을 미치지 않을 수도 있다는 것을 의미한다.

4.2 기존의 용접 구조물 건전성 평가 방법

지금까지 개발된 구조물 건전성 평가법들은 구조물이 균질한 재료로 만들어졌다는 가정하에서 적용될 수 있다는 것을 감안하면, 가장 간단한 방법은 용접부에 존재하는 가장 취약한 재료의 물성치를 이용하여 평가하는 방법이다. 예를 들어 어떤 용접부의 항복강도는

모재, 용접재, 열영향부의 순으로 높고, 반면에 파괴인성치의 경우 열영향부, 용접재, 모재의 순으로 높은 경우를 고려해 보자. 3절에서 설명된 FAD에 입각한 평가법을 적용한다면, FAD는 가장 항복강도가 낮은 모재의 인장물성을 이용하여 작성하며, K_{max} 은 균열주위의 가장 낮은 파괴인성치인 열영향부의 값을 사용한다. K_r 계산시에는 용접잔류응력에 의한 2차 응력의 영향을 고려하여야 하고, L_r 계산시에는 가장 항복강도가 낮은 모재의 값을 사용하여야 한다.

위의 절차는 기존의 평가법을 그대로 사용할 수 있어 쉽게 평가를 수행할 수 있다는 장점이 있지만, 4.1절에서 설명된 바와 같이 평가결과는 상당히 보수적일 수 있다. 예를 들어 용접구조물의 파괴거동이 균열주위의 가장 낮은 파괴인성치에 의해 결정되지 않을 수 있기 때문이다. 따라서 용접구조물에 존재하는 균열 평가시, 위와 같은 절차를 통해 평가한 결과 구조물이 안전하다고 판명되면 더 이상의 해석을 수행할 필요가 없다. 하지만 결과가 안전하지 않다고 판명되면, 용접부의 기계적 특성을 고려한 보다 정확한 해석을 수행할 필요가 있다. 특히 오랜 기간 가동된 구조물의 경우 구조물의 안전여유도가 낮게 되어, 위와 같은 간단한 평가로서는 잦은 교체에 의한 비용 손실이 불가피해 질 것이다. 최근에는 용접부의 기계적 특성을 고려한 정확한 용접구조물 건전성 평가에 관한 많은 연구가 수행되었다. 다음 절에서는 이에 대해 간략히 소개하였다.

4.3 SINTAP 용접 구조물 건전성 평가 방법

최근 유럽 공동체 연구의 하나로 수행된 SINTAP (Structural Integrity Assessment Procedures for European Industry)과제에서는 유럽의 17개 산업체, 연구소, 대학을 중심으로 유럽 표준 구조물 건전성 평가법을 개발하였다. 이 과제에서는 특히 용접부의 기계적 특성과 파괴거동을 이해함으로써, 새로운 용접구조물의 건전성 평가법을 개발하였다. 그 가운데 두 가지 중요한 결과만을 다음에 정리하였다.

먼저 가장 중요한 사실은 4.1절에서 제시된 인자들 중 강도불균질, 용접 폭 그리고 균열위치가 파괴거동에 미치는 영향은 용접구조물의 강도불균질을 고려한 소성한계하중에 의해 정량적으로 설명된다는 점이다. 예로 Fig. 6에 나타난 인장하중이 작용하는 평판을 고려하였다. 평판이 항복강도가 σ_{yb} 인 모재로 만들어진 균일한 평판일 경우의 소성한계하중을 F_{yb} 라 하자. 폭이 H 이고 항복강도가 σ_{yw} 인 용접부가 존재하는 평판의 소성한계하중을 F_{yw} 라 하면, F_{yw}/F_{yb} 의 값은 Fig. 7

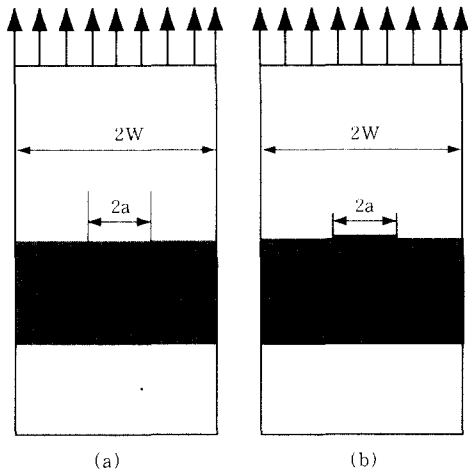


Fig. 6 Mismatched plane strain middle cracked tension (m(T)) specimens and the relevant dimensions:(a) weld centre cracks and (b) interface cracks

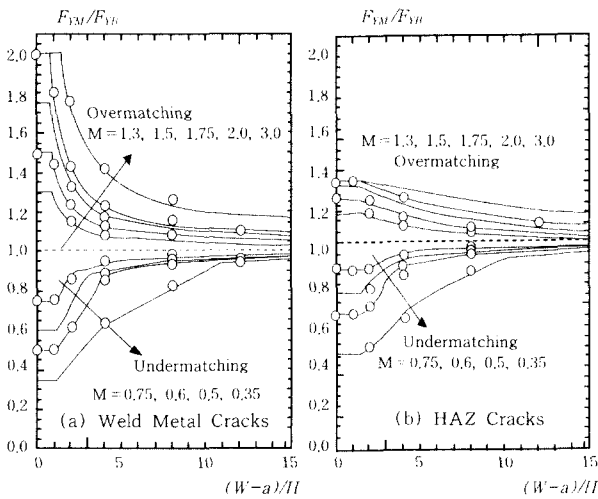


Fig. 7 Effect of M, (W-a)/H and the crack location on F_{YM}/F_{YB} for mismatched M(T) specimens

에 나타낸 바와 같이 강도불균질 (M), 용접 폭 ($\psi = (W-a)/H$), 균열위치에 따라 변하게 된다. 이에 대한 세부적인 평가법과 그 배경은 이미 발표된 R6 Rev. 4, 각종 보고서, 학술회의 혹은 학술지 논문^{6, 27-30)}에 자세히 설명되어 있다.

4.1절에서 설명된 바와 같이 용접부 균열의 진전은 강도불균질과 파괴인성 불균질의 상호작용에 의해 결정되며, 용접부의 특정 재료의 파괴인성치보다는 용접부 전체의 파괴인성치가 더 중요할 수 있다. 따라서 용접부 균열의 평가를 위한 파괴인성치는 용접부, 모재, 열영향부가 동시에 존재하는 비균질 시편의 실험에서 구해야 한다. 하지만 현재 제시된 파괴인성 시험법들은 모두 시편이 균질하다는 가정에서 유도된 것이 大韓熔接學會誌 第19卷 第5號, 2001年 10月

며, 비균질 시편의 경우 기존의 실험법이 적용될 수 없다는 연구결과가 발표되었다¹²⁾. 최근 비균질 시편에 대한 파괴인성치 결정을 위한 수정된 방법에 대한 연구가 활발히 진행되고 있다³¹⁻³³⁾.

5. 현재의 FAD의 문제점

최근 각종 평가코드에 FAD가 널리 적용되고 있으나 재료에 따른 제약성 및 정확한 참조하중 결정의 어려움 등 많은 개선되어야 할 점이 있다. 먼저 현재의 FAD는 재료의 가공경화 거동에 따라 그 정확성이 달라진다는 것이다. 일반적으로 재료의 가공경화 거동은 Fig. 8에 보인 바와 같이 크게 두 가지로 나눌 수 있다. 일반 오스테나이트강들은 연속적인 가공경화 거동을 보이며(Fig. 8a), 현재의 FAD는 이런 재료들에는 잘 부합한다. 하지만 큰 완전 소성변형 영역(Lüders strain)이 나타나는 경우(Fig. 8b)에는 상당히 부정확할 수 있다. Fig. 9에 나타낸 두 가지 일반적인 탄소강 재료에 대한 옵션 2 FAD에서 알 수 있듯이, $L_r=1$

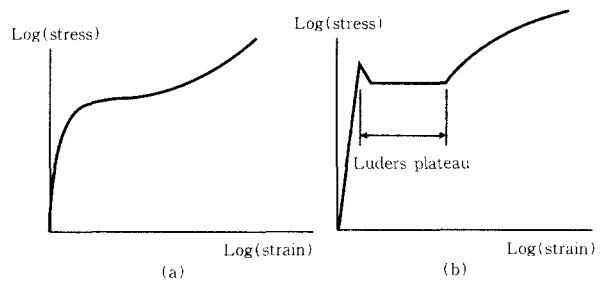


Fig. 8 Schematic illustration of two typical hardening behaviors:(a) continuously hardening materials and (b) material exhibiting Lüders strain

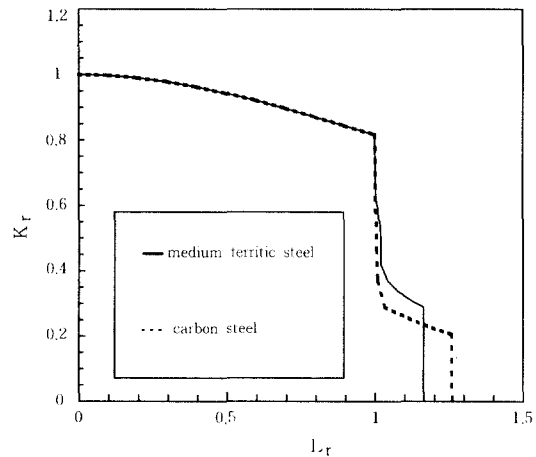


Fig. 9 Typical option 2 FAD for materials with Lüders strain

에서 FAL이 불연속적으로 떨어지며 이는 Lüders plateau 때문에 생기는 현상이다. 이러한 불연속성으로 인해 옵션 1식은 큰 완전 소성변형 영역이 나타나는 재료에는 기본적으로 적용될 수 없으며, 옵션 2식도 평가결과가 매우 보수적일 수 있다. 최근 유럽공동체연구 SINTAP에서도 완전 소성변형 영역이 나타나는 재료에 대한 보다 정확한 옵션 1식을 제시하기 위한 연구를 수행한 바 있으며, 성균관대학교 산업설비 안전성평가 연구센터에서도 이러한 재료에 대한 새로운 옵션 1식과 2식을 제시하기 위한 연구를 진행 중에 있다.

또한 참조응력법에 입각한 기존의 FAD법에서 가장 중요한 요소는 가장 적합한 소성한계하중을 결정하는 것이다. 이는 특히 표면균열과 같이 그 정의의 모호성으로 인해 여러 가지 한계하중해가 존재할 경우에는 더욱 중요한 요소로 대두된다. 이러한 측면에서 최근 저자들이 새로이 제시한 최적참조하중(optimised reference load) 기반의 개선된 참조응력법(enhanced reference stress method)^{34,35)}은 기존의 참조응력법에 입각한 FAD법의 단점을 개선할 수 있다는 점에서 유리하다 할 수 있다.

마지막으로 강도불균질을 고려한 소성한계하중이 용접부 건전성 평가의 중요한 요소라는 점을 감안할 때, 복잡하고 다양한 구조물 형태에 대한 해가 제시되어야 한다. 비록 유럽공동체연구 SINTAP 과제에서 다양한 2차원 균열에 대한 해가 제시되었지만, 배관과 같은 실제적인 3차원 구조물에 대해서는 강도불균질을 고려한 소성한계하중해가 전무한 실정이며, 따라서 실제 현장에 적용하기 위해서는 이에 대한 많은 연구가 선행되어야 한다고 판단된다.

6. 결 론

국내 여러 산업설비의 가동년수의 증가에 따른 노후화로 인하여 균열발생 가능성이 높아지고 있으며, 안전성을 유지하며 경제성을 높이는 방법으로 파괴역학에 입각한 사용적합성 평가법의 개발이 절실히 요구되고 있다. 특히 산업설비에서 대부분의 균열은 용접부와 열영향부에 발생하므로 용접부 균열 평가법의 개발이 중요하며 이에 대한 연구가 최근 급증하는 추세이다. 하지만 용접부에 존재하는 여러 재료들의 인장물성, 파괴인성 등의 불균질성으로 인해 파괴역학 해석과 용접부 균열 평가법 개발은 상당히 어려운 문제이다.

본 고에서는 용접구조물에 존재하는 균열의 안전성 평가에 대한 최근 연구동향을 설명하기 위해, 모재에

존재하는 균열의 안전성 평가에 가장 널리 사용되고 있는 파손평가도표의 개념과 이를 이용한 안전성 평가법에 대해 설명하였다. 또한 용접구조물의 파괴거동에 영향을 미치는 강도불균질, 용접 폭, 균열의 위치, 파괴인성 불균질 등 여러 가지 인자들의 영향을 고찰하였으며, 이를 토대로 용접부 균열의 안전성 평가법에 대한 최근 연구동향을 간략히 정리하였다. 마지막으로 현재의 FAD의 문제점에 대해 기술함으로써 향후 연구방향을 제시하였다.

참 고 문 헌

1. "Assessment of the integrity of structures containing defects," CEGB Report R/H/R6, 1976; Revision 1, 1977; Revision 2, 1980
2. R6 Revision 3, "Assessment of the integrity of structures containing defects," British Energy Generation Ltd., Amendment 10, May, 1999V.
3. Kumar, M.D. German and C.F. Shih, "An engineering approach for elastic-plastic fracture analysis," EPRI-Report NP-1931, EPRI, Palo Alto, 1981
4. R.A. Ainsworth, Y.J. Kim, U. Zerbst, and J. Ruiz, "Driving force and failure assessment diagram methods for defect assessment," Proc. of OMAE 98, OMAE 98/2054, 1998
5. R6 Revision 4, "Assessment of the integrity of structures containing defects," British Energy Generation Ltd., 2001
6. SINTAP Final Procedure, Brite Euram Project, BE95-1426, 1999
7. API 579, "Recommended practice for fitness-for-service," American Petroleum Institute, 2000
8. M. Bergman, B. Brickstad, L. Dahlberg, F. Nilsson and I. Sattari-Far, "A procedure for safety assessment of components with cracks" handbook," SA/FoU Report 91/01, ABSvensk Anläggningsprovning, Swedish Plant Inspection Ltd., 1991
9. S 7910, "Guide on methods for assessing the acceptability of flaws in fusion welded structures," London, British Standards Institution, 1999
10. Mismatching of Interfaces and Welds, Edited by K.H. Schwalbe and M. Kocak, GKSS Publication, 1997
11. Mismatching of Welds, ESIS 17, Edited by K.H. Schwalbe and M. Kocak, Mechanical Engineering Publications, London, 1994
12. K.H. Schwalbe, R.A. Ainsworth, C. Eripret, Ch Franco, Ph Gilles, M. Kocak, H. Pisarski and Y.Y. Wang, "Common views on the effects of yield strength mismatch on testing and structural assessment," Mismatching of Interfaces and Welds, 1997
13. K.H. Schwalbe, U. Zerbst, Y.J. Kim, W. Brocks, A. Cornec, J. Heerens and H. Amstutz, "EFAM ETM 97: The ETM method for assessing significance of crack-

like defects in engineering structures," GKSS/98/E/6, ISSN 0344-9629, 1998

14. K.H. Schwalbe, Y.J. Kim, S. Hao, A. Cornec and M. Kocak, "EFAM ETM-MM 96: The ETM method for assessing significance of crack-like defects in joints with mechanical heterogeneity (strength mismatch)," GKSS/97/E/9, ISSN 0344-9629, 1997
15. Y.J. Kim, M. Kocak and R.A. Ainsworth, "Defect assessment procedure for strength mismatched structures - SINTAP," Proc. of European Conference on Fracture (ECF) 12, 1998
16. R.A. Ainsworth, "The assessment of defects in structures of strain hardening materials," Engineering Fracture Mechanics, Vol. 19, pp. 633~642, 1984
17. RSE-M Code, 1997 ed. and 2000 Addenda, "Rules for in-service inspection of nuclear power plant components," AFCEN, Paris
18. "Standard test method for measurement of fracture toughness," ASTM E1820, Rev. A, American Society for Testing and Materials, 1999
19. "Method for determination of KIC, critical CTOD and critical J values of metallic materials," BSI 7448 Part I, British Standards Institution, London, 1991
20. Draft unified method for test for the determination of quasi-static fracture toughness, Committee Document ISO/CD 12135 (Rev. 5), 1998
21. Y. Murakami, "Stress intensity factor handbook, Vols 1-3," 1987, 1992
22. T. Fett and D. Munz, "Stress intensity factors and weight functions," Computational Mechanics Publications, Southampton, UK, 1997
23. G. Cam, Y.J. Kim and M. Koçak, "Characterisation of interfacial fracture of diffusion-bonded Bi-Material joints of Ti-Alloys," Proceedings of the 11th European Conference on Fracture (ECF 11), Poitiers-Futuroscope, France, September 1996
24. G. Lin, Y.J. Kim, A. Cornec and K.H. Schwalbe, "Fracture toughness of a constrained metal layer," Computational Materials Science, Vol. 9, (1997), 36~47
25. G. Lin, Y.J. Kim, A. Cornec and K.H. Schwalbe, "Numerical analysis of ductile failure of under-matched interleaf in tension," International Journal of Fracture, Vol. 91, pp. 323~347, 1998
26. H. Lee and Y.J. Kim, "Interfacial crack-tip constraint and J-integrals in plastically mismatched Bi-Materials," Engineering Fracture Mechanics, Vol. 68, pp. 1013~1031, 2001
27. Y.J. Kim, M. Kocak, R.A. Ainsworth and K.H. Schwalbe, "SINTAP defect assessment procedure for strength mismatched structures," Engineering Fracture Mechanics, Vol. 67, pp. 529~546, 2000
28. Y.J. Kim, K.H. Schwalbe and R.A. Ainsworth, "Simplified J estimation based on engineering treatment model for homogeneous and mismatched structures," Engineering Fracture Mechanics, Vol. 68, pp. 9~27, 2001
29. Y.J. Kim and K.H. Schwalbe, "Mismatch effect on plastic yield loads in idealised weldments: Part I-Weld metal cracks," Engineering Fracture Mechanics, Vol. 68, pp. 163~182, 2001
30. Y.J. Kim and K.H. Schwalbe, "Mismatch effect on plastic yield loads in idealised weldments: Part II-HAZ cracks," Engineering Fracture Mechanics, Vol. 68, pp. 183~199, 2001
31. Y.J. Kim and P.J. Budden, "Plastic η factors of homogeneous and Bi-Material SE(T) specimens for toughness and creep crack growth testing, Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures (to appear), 2001
32. Y.J. Kim, "Experimental J estimation equations for single-edge-cracked bars in four-point bend: homogeneous and Bi-Material specimens," Engineering Fracture Mechanics (to appear), 2001
33. Y.J. Kim, "Numerical investigation on J-integral testing of heterogeneous fracture toughness testing specimens," (in progress), 2001
34. Y.J. Kim, N.S. Huh and Y.J. Kim, "Enhanced reference stress based J and crack opening displacement estimation method for leak-before-break analysis and comparison with GE/EPRI method," Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures, Vol. 24, No. 4, pp. 243~254, 2001
35. Y.J. Kim, D.J. Shim, J.B. Choi and Y.J. Kim, "Elastic-plastic analyses for surface cracked plate under combined bending and tension," Journal of Strain Analysis for Engineering Design, (to appear), 2001



• 김윤재 (金倫在)
 • 1961년생
 • 성균관대학교 기계공학부
 • 구조물 수평평가, 계산 파괴역학, 재료 지동학
 • email: kimy@nppsafes.skku.ac.kr



• 김영진 (金永鎭)
 • 1950년생
 • 성균관대학교 기계공학부
 • 파괴역학, 수명평가, 구조해석
 • email: yjkim@yurim.skku.ac.kr



• 허남수 (許南壽)
 • 1972년생
 • 성균관대학교 기계공학부
 • 파단진누설, 균열평가, 구조해석
 • email: nshuh@safe.skku.ac.kr