



수치해석과 실험에 의한 SINTAP 용접 구조물 균열 평가법의 검증

김 윤 재* · 김 진 수**

*고려대학교 기계공학부

**성균관대학교 기계공학부

Finite Element and Experimental Validation of SINTAP Defect Assessment Procedure for Welded Structure

Yun-Jae Kim* and Jin-Su Kim**

*Dept. of Mechanical Engineering, Korea University, Seoul 136-701, Korea

**Dept. of Mechanical Engineering, Sungkyunkwan University, Suwon 440-746, Korea

Abstract

This paper provides FE and experimental validation of the defect assessment method for strength mismatched welded structures, resulting from the Brite Euram SINTAP (Structural Integrity Assessment Procedures for European Industry) project. This shows that the proposed method is conservative, and that the degree of conservatism is similar to that embedded in the methods for homogeneous structures. It provides confidence in the use of the proposed SINTAP method for assessing defective weld strength mismatched structures.

* Corresponding author : kimy0308@korea.ac.kr

(Received May 15, 2003)

Key Words : Strength mismatch, Failure assessment diagram, Structural integrity assessment

1. 서 론

구조물의 결함은 인장물성이 다르게 나타나는 용접부에서 빈번하게 발생한다. 이러한 용접부에서의 인장물성 차이는 최근 용접기술 발달로 인해 더 크게 나타나는 실정이다¹⁾. 현재 대부분의 결함 안전성 평가법은²⁻⁵⁾ 균일 구조물에 대한 것으로 용접부 균열을 평가하기 위해 용접재와 모재 중 낮은 인장 물성 및 파괴 인성을 갖는 균일 구조물로 가정한다. 그러나 인장물성의 차이는 결함 구조물의 소성 변형 거동에 영향을 미치기 때문에 재료 소성과 관련있는 J -적분이나 균열선단개구변위(crack tip opening displacement; CTOD)와 같은 균열 진전력에 영향을 미친다. 따라서 이 방법은 일반적으로 균열진전력을 과소 예측하여 보수적인 결과를 나타낸다. 강도 불일치된 구조물에 대한 결함 안전성 평가 방법은 ETM 방법⁵⁾에 기초한 강도 불일치 공학적 평가 모델(Engineering Treatment Model for

Mis-Match; ETM-MM)^{6,7)}, R6⁴⁾방법을 보완한 수정된 R6 방법⁸⁾, GE/EPRI 방법²⁾에 기초한 ARAMIS 방법⁹⁾ 등이 있다. 최근에는 유럽 공동체 연구과제인 SINTAP (Structural Integrity Assessment Procedures for European Industry)을 통해 강도 불일치 구조물에 대한 일반화된 평가법을 제시하기 위한 많은 연구들이 수행되었으며, 현재 유럽에서 BS7910과 함께 용접 균열 구조물 평가법으로 사용되고 있다.

본 연구에서는 SINTAP 평가법의 타당성을 입증하기 위해 유한요소해석 및 실험결과와 비교 검토하였다.

2. 강도불일치에 대한 SINTAP 평가법

2.1 배경

용접 구조물 균열 평가를 위한 SINTAP 절차¹¹⁾는 사용가능한 입력조건에 따라 크게 3단계로 나누어 평가를 수행한다^{1,2)}. 1, 2단계는 항복응력과 인장강도와 같

이 제한된 재료물성이 있는 경우 사용하며 각각 강도 균일 구조물과 강도 불일치 구조물에 대한 평가법을 나타낸다. 3단계에서는 전체 응력-변형률 곡선이 있는 경우 사용하여 강도 균일 및 불일치 구조물 모두에 대해 적용할 수 있다.

강도 불일치 계수 M 은 모재와 용접재의 항복강도의 비로 다음과 같이 정의된다.

$$M = \sigma_{YW} / \sigma_{YB} \quad (1)$$

강도 불일치 구조물에 대한 SINTAP 평가법은 수정된 R6 방법⁸⁾과 ETM-MM 방법⁶⁾에 기초하고 있으며, 파손평가도표 (failure assessment diagram: FAD) 및 균열진전력 도표 (crack driving force diagram: CDFD)의 형태로 나타낼 수 있다¹¹⁾. 입력 조건이 같을 경우, 이 두가지 방법은 동일한 평가 결과를 제공한다¹²⁾. 본 연구에서는 FAD의 파손 평가 선도 (failure assessment line: FAL), $f(L_r)$ 를 사용하였다. 여기서 L_r 은 1차 응력을 유발시키는 하중 F 와 강도 불일치 구조물(welded structure)에 대한 소성 극한 하중 (plastic limit load) F_{YM} 의 비로 다음과 같다.

$$L_r = \frac{F}{F_{YM}} \quad (2)$$

식 (2)에서 F_{YM} 은 강도불일치 결함 평가에 대해 매우 중요한 입력 조건이다. F_{YM} 에 대한 자세한 설명은 2.3절에 기술하였다. FAD에서 결함 안전성은 다음 식으로부터 평가한다.

$$K_r = K / K_{mat} \leq f(L_r) \quad (3)$$

여기서, K 는 균열 구조물의 응력확대계수, K_{mat} 는 재료에 대한 파괴인성치이다.

2.2 FAL 평가식

2.2.1 항복 및 극한강도만 사용가능할 때의 평가식 (2단계)

SINTAP 평가법의 1단계는 강도 균일 구조물에 대한 평가법을 나타낸다. 2단계는 항복응력과 인장강도만이 존재할 때 사용가능하며, 이때 FAL은 재료의 항복 정체기 (yield plateau) 존재 여부에 따라 다음 3가지 경우로 나눌 수 있다.

(경우 1) 두 재료가 모두 항복정체기를 보이지 않을 때

$$f(L_r) = \begin{cases} (1 + L_r^2/2)^{-1/2} [0.3 + 0.7 \exp(-\mu_M \cdot L_r^6)] & \text{for } 0 \leq L_r \leq 1 \\ f(1)(L_r)^{(N_M-1)/2N_M} & \text{for } 1 < L_r \leq L_r^{\max} \\ 0 & \text{for } L_r > L_r^{\max} \end{cases} \quad (4)$$

식 (4)에서 μ_M 은 항복 아래에서 생성된 소성역을 나타내며 다음과 같다.

$$\mu_M = \min \left[\frac{(M-1)}{F_N}, 0.6 \right]$$

$$F_N = (F_{YM}/F_{YB} - 1) / \mu_W + (M - F_{YM}/F_{YB}) / \mu_B \quad (5)$$

식 (5)에서 μ_W 과 μ_B 는 각각 용접부와 모재에 관한 영향계수이다.

$$\mu_W = \min \left[0.001 \frac{E_W}{\sigma_{YW}}, 0.6 \right];$$

$$\mu_B = \min \left[0.001 \frac{E_B}{\sigma_{YB}}, 0.6 \right] \quad (6)$$

식 (5)에서 F_{YB} 는 전체가 모재로 이루어진 경우에 대한 소성 항복응력을 나타낸다. 식 (4)의 2번째 식에서 $f(1)$ 은 첫 번째 식에서 $L_r=1$ 을 대입하여 계산한다. 따라서 $L_r=1$ 인 경우 두 식은 연속적이다. 불일치 구조물에 대한 변형률 경화 지수 N_M 은 용접재(W)와 모재(B)의 항복강도 σ_Y 와 인장강도 σ_U 로부터 다음과 같이 결정할 수 있다.

$$N_M = \frac{(M-1)}{F_M/N_B}$$

$$F_M = (F_{YM}/F_{YB} - 1) / N_W + (M - F_{YM}/F_{YB}) \quad (7)$$

$$N_W = 0.3(1 - \sigma_{YW}/\sigma_{UW});$$

$$N_B = 0.3(1 - \sigma_{YB}/\sigma_{UB}) \quad (8)$$

식 (4)에서 최대 한계치인 L_r^{\max} 는 다음과 같이 정의된다.

$$L_r^{\max} = \frac{1}{2} \left(1 + \frac{0.3}{0.3 - N_M} \right) \quad (9)$$

(경우 2) 두 재료가 모두 항복정체기를 나타낼 때

$$f(L_r) = \begin{cases} (1 + L_r^2/2)^{-1/2} & \text{for } 0 < L_r < 1 \\ (\lambda_M + 1/(2\lambda_M))^{-1/2} & \text{for } L_r = 1 \\ f(1) \cdot (L_r)^{(N_M-1)/2N_M} & \text{for } 1 < L_r \leq L_r^{\max} \\ 0 & \text{for } L_r > L_r^{\max} \end{cases} \quad (10)$$

식 (10)의 첫 번째 식은 식 (4)의 첫 번째 항을 탄성 완전 소성 재료에 대해 적용한 것이다. $L_r=1$ 인 경우, $f(L_r)$ 은 불연속이며 식 (10)의 두 번째 식과 같다. λ_M 은 Lüders 변형률과 관계되며 다음과 같이 정의된다.

$$\lambda_M = \frac{(F_{YM}/F_{YB} - 1)/\lambda_W + (M - F_{YM}/F_{YB})/\lambda_B}{(M - 1)} \quad (11)$$

$$\lambda_W = 1 + 0.0375 \left(\frac{E_W}{\sigma_{YW}} \right) \left(1 - \frac{\sigma_{YW}}{1000} \right);$$

$$\lambda_B = 1 + 0.0375 \left(\frac{E_B}{\sigma_{YB}} \right) \left(1 - \frac{\sigma_{YB}}{1000} \right) \quad (12)$$

식 (10)에서 $L_r > 1$ 인 경우는 식 (4)와 유사하며 N_M 은 식 (7)~(8), L_r^{\max} 는 식 (9)로부터 계산할 수 있다.

(경우 3) 하나의 재료만 항복 정체기를 나타낼 때

$0 \leq L_r < 1$ 인 경우에는 식 (4)의 첫 번째 항에서 항복 정체기를 가진 재료와 관련된 μ 항을 0으로 놓고 이를 사용한다. $L_r = 1$ 인 경우에는 식 (10)의 두 번째 항에서 항복 정체기를 보이지 않는 재료의 λ 를 0으로 하고 해당 식을 사용한다. $L_r > 1$ 인 경우에는 식 (10)의 세 번째 항이 사용된다.

2.2.2 전체 응력-변형률 데이터가 사용가능할 때의 평가식 (3단계)

두 재료에 대해 전체 응력-변형률 데이터가 사용 가능할 때 $f(L_r)$ 은 다음과 같이 정의된다.

$$f(L_r) = \left(\frac{E \epsilon_e}{\sigma_e} + \frac{L_r^2 \sigma_e}{2E \epsilon_e} \right)^{-1/2} \quad (13)$$

식 (13)에서 ϵ_e 는 등가 재료에 대한 응력-변형률 곡선으로부터 얻어지는 진 변형률(true strain)이다. 등가 재료에 대한 응력-변형률 곡선은 모재와 용접재에 대한 인장 데이터로부터 다음과 같이 결정할 수 있다.

$$\sigma_e(\epsilon^p) = \frac{Q}{(M-1)}$$

$$Q = (F_{YM}/F_{YB} - 1) \cdot \sigma_w(\epsilon^p) + (M - F_{YM}/F_{YB}) \cdot \sigma_B(\epsilon^p) \quad (14)$$

식 (14)에서 강도 불일치 M 은 항복 강도가 아닌 소성 변형률 ϵ^p 로부터 다음과 같이 결정할 수 있다.

$$M(\epsilon^p) = \frac{\sigma_w(\epsilon^p)}{\sigma_B(\epsilon^p)} \quad (15)$$

이 경우 항복응력으로부터 정의되는 M 을 사용하는 2 단계(식 (4)~(12))와 다른 결과를 보인다. 등가 항복 응력 σ_{Ye} , 유동응력 $\bar{\sigma}_e$, 상한계 L_r^{\max} 는 다음과 같이 정의된다.

$$\sigma_{Ye} = \frac{F_{YM}}{F_{YB}} \sigma_{YB}; \quad \bar{\sigma}_e = \frac{F_{YM}(\bar{\epsilon}^p)}{F_{YB}} \sigma_B(\bar{\epsilon}^p);$$

$$L_r^{\max} = \frac{\bar{\sigma}_e}{\sigma_{Ye}} \quad (16)$$

2.3 불일치 항복 하중 해

식 (4)~(16)에 나타낸 바와 같이 강도 불일치 결합 평가법에서 불일치 항복 하중인 F_{YM} 은 매우 중요하다. SINTAP에서는 평판 및 배관 형상 구조물에 대한 F_{YM} 해를 몇 가지 경우에 대해 제시하였다¹³⁻¹⁵⁾. Fig. 1(b)는 평면 변형률 조건하에서 불일치 $M(T)$ (middle crack tension) 평판($a/W=0.5$)에 대한 F_{YM} 해(실선)와 탄성 완전 소성 재료에 대한 유한요소해석결과^{14,15)}(원)를 동시에 나타낸 것이다. 유한요소해석에 사용된 모델은 Fig. 3과 같다. Fig. 1(b)에 나타낸 것처럼 F_{YM} 해는 강도 불일치 M 뿐만 아니라 용접부 폭 $(W-a)/H$ 에 따라 변화한다.

3. 유한요소 검증

3.1 유한요소해석

SINTAP 평가법의 대한 타당성 검증을 위해 $a/W=0.5$ 인 평면 변형률 $M(T)$ 시편에 대한 유한요소해석을 수행하였다. 용접부 형상은 Fig. 1(a)에 나타낸 것처럼 사각 단면으로 이상화하였으며, 용접부 폭은 $(W-a)/H=3$ 으로 설정하였다. 강도 불일치 효과가 미치는 영향을 파악하기 위해 각기 다른 재료에 대한 응력-변형률 곡선을 사용하여 M 을 다양하게 변화시켰다. 재료는

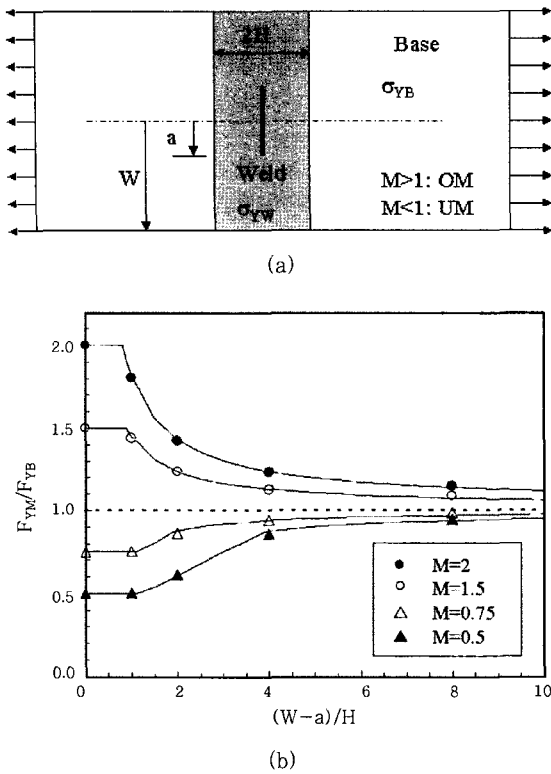


Fig. 1 (a) A mismatched middle crack tension (M(T)) specimen with relevant parameters, and (b) mismatch yield load solutions for plane strain M(T) specimens with $a/W=0.5$

Fig. 2에 나타난 바와 같이 크게 항복 정체를 갖는 재료와 연속적인 경화 재료로 구분하였다. 각 경우에 대해 3가지 응력-변형률 곡선 조합을 고려하였으며, 이 중 2가지는 경질 (over match) 상태(OM: Fig. 2(a), 2(d): 용접부 응력-변형률 곡선이 모재보다 높은 경우, Fig. 2(b), 2(e): 응력-변형률 곡선이 엇갈리는 경우)이며 나머지 하나는 연질 (under match) 상태(UM)이다.

유한요소해석은 범용유한요소해석 프로그램인 ABAQUS¹⁶⁾을 사용하였으며 J_2 유동 이론과 소규모 변형 조건을 사용하였다. 사용된 유한요소모델은 대칭성을 고려하여 Fig. 3과 같이 1/4 모델링하였으며, 총 612개의 요소와 1,943개의 절점으로 구성하였다. J -적분은 ABAQUS로부터 직접 계산하였으며 경로 독립성을 보인다. $f(L_r)$ 은 탄소성 J -적분으로부터 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$f(L_r) = \left(\frac{J}{J_e} \right)^{-1/2} \quad (17)$$

여기서, J_e 는 J -적분의 탄성성분을 나타낸다.

3.2 유한요소해석결과

유한요소해석결과로부터 FAL를 계산하기 위해서는 J_e 와 F_{YM} 이 필요하다. 본 연구에서는 J_e 의 경우 참고문

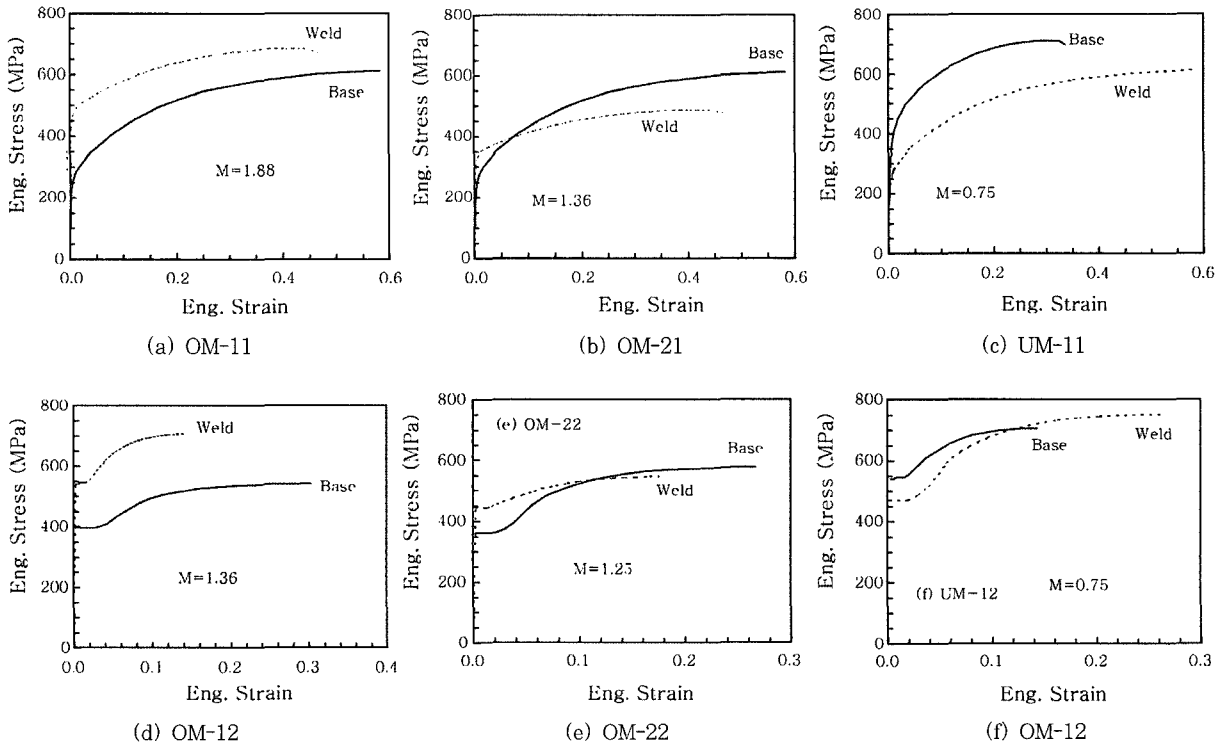


Fig. 2 Combinations of stress strain data to simulate weldments: (a)-(c) both base and weld materials show continuously hardening behaviour, and (d)-(f) both materials show yield plateau

현 (17)로부터 계산하였으며, F_{YM} 해는 Fig. 1b로부터 계산하였다. Fig. 4, 5는 유한요소해석으로부터 얻은 FAL과 2, 3단계 FAL을 비교한 것으로 각각 항복 정체를 보이는 재료와 보이지 않는 재료에 대한 해석 결과를 나타낸 것이다. SINTAP 평가 절차 중 5단계

FAL은 유한요소해석을 통한 결과를 나타내며, 따라서 Fig. 4, 5에서 유한요소해석은 'LEVEL 5'로 나타내었다.

유한요소해석결과와 SINTAP 예측결과는 유사한 경향을 나타내었으며, 3단계 곡선이 2단계 곡선보다 잘 일치한다. 이것은 정확한 응력확대계수와 불일치 항복 하중해를 사용한 3단계 곡선이 정확한 예측결과를 나타낸다는 것을 의미한다. 두 재료 모두 항복 정체를 보이지 않을 때, 경질에 대한 2단계 곡선은 3단계 곡선에 매우 가깝다. 그러나 연질에 대한 2단계 곡선은 3단계 곡선에 비해 낮게 나타나므로 보수성은 증가한다. 두 재료 모두 항복정체를 보이는 경우, 2단계 곡선의 보수성은 경질과 연질에 관계없이 유사한 경향을 나타낸다. Fig. 4, 5에 나타낸 바와 같이 항복 정체를 가진 재료의 경우, 연속 경화 재료에 비해 곡선의 정확성이 떨어진다. 따라서 항복 정체를 가진 재료에 대해 SINTAP 평가식을 적용하기 위해서는 보다 많은 연구가 필요하다.

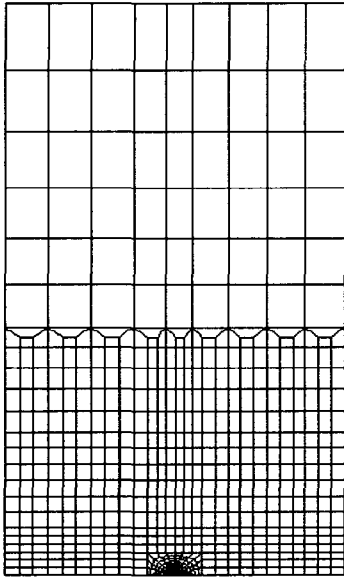


Fig. 3 FE mesh employed in the present work

4. 실험결과와의 비교

SINTAP 과제는 이상화된 용접부를 가진 불일치

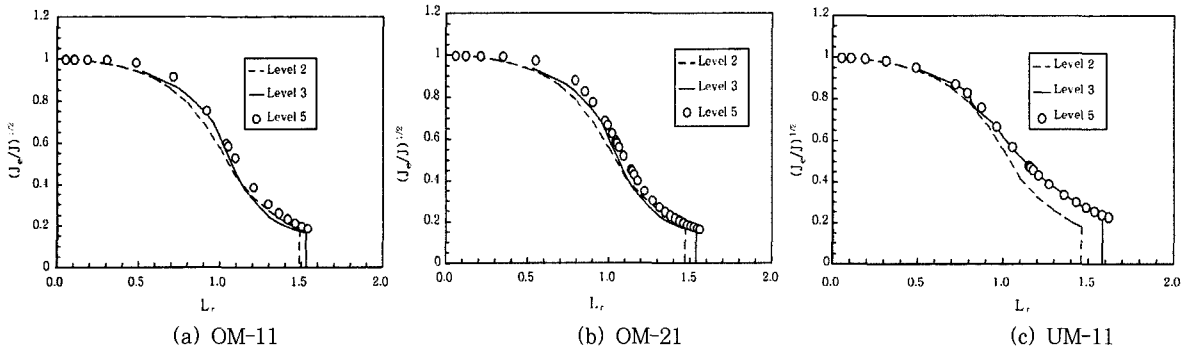


Fig. 4 Comparison of the failure assessment lines from various levels, for the case when both materials show continuously hardening behaviour

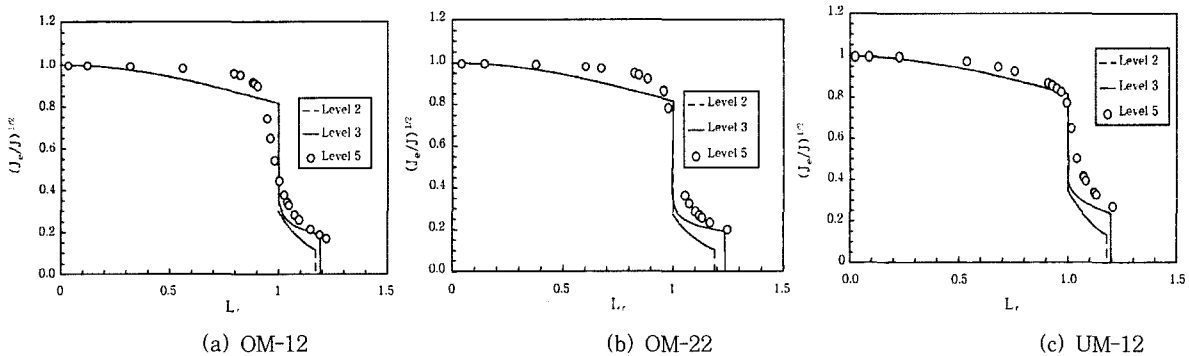


Fig. 5 Comparisons of the failure assessment lines from various levels, for the case when both materials show a yield plateau

시편에 대한 실험결과를 포함하고 있다. 실험은 AEA Technology¹⁸⁾에서 수행하였으며, 실험결과로부터 최대하중을 예측하기 위해서 연성 찢김 해석(ductile tearing analysis)을 수행하였다.

4.1 불일치 시편에 대한 시험

각기 다른 항복강도와 인장강도를 가진 시편 재료를 얻기 위해 A533B-1 강을 열처리하여 Table 1과 같은 재료를 얻었다. 이 때 M3 재료는 약 0.8%의 Lüders 변형률이 나타난다. 시편에 대한 시험은 먼저 각각 M1, M3 재료로 이루어진 균일 C(T) 시편($a/W=0.65$, 20% side groove)에 대한 수행하였다. 각 시편에 대한 파괴 인성 시험을 각각 동일한 시편에 대해 2번씩 수행하였다. Fig. 6은 실험결과와 멱급수로 적합한 J -저항 곡선을 나타낸다. Table 2는 실험으로부터 얻은 $J_{0.2}$ 값과 다음과 같이 정의되는 $J(\Delta a)$ 의 계수를 나타낸 것이다.

$$J(\Delta a) = c_1 + c_2(\Delta a)^m \tag{18}$$

이 때 곡선 적합은 하한계가 아닌 최적 적합 곡선을 사용하였다. K_{mat} 은 $J(\Delta a)$ 를 이용하여 다음 식으로부터

Table 1 Mean tensile data for two base materials and HAZ

Material	σ_Y (MPa)	σ_U (MPa)
M1	738	849
M3	497	647
HAZ(EB)	880*	920*

* inferred from the hardness measurements

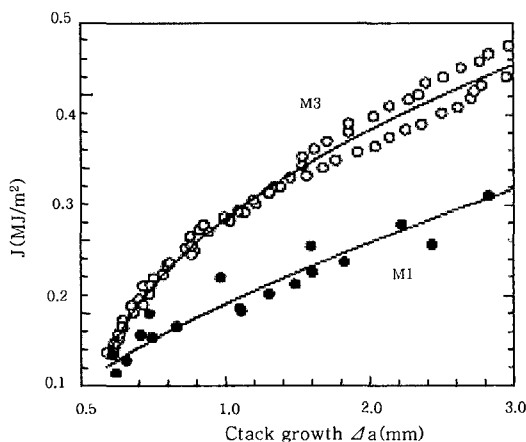


Fig. 6 J-resistance curves of two materials. Circles show experimental data and lines show the corresponding off-set power law fits

Table 2 Toughness data for homogeneous base materials (M1 and M3)

Material	$J(\Delta a)$ (MJ/m ²)			$J_{0.2}$ (MJ/m ²)
	c_1	c_2	m	
M1	0.094	0.095	0.779	0.122
M3	0.0	0.283	0.438	0.140

터 얻을 수 있다.

$$K_{mat(\Delta a)} = \sqrt{EJ(\Delta a)/(1-\nu^2)} \tag{19}$$

강도 불일치 시편은 electro-beam (EB) 용접법을 이용하여 SE(B) 시편의 형태로 제작하였다. 시편은 잔류응력 영향을 최소화하기 위해 열처리를 수행하였다. Fig. 7은 제작된 2개의 강도 불일치 시편을 나타내며, 각각 경질($M=\sigma_{YW}/\sigma_{YB} \sim 1.48$)시편과 연질 ($M \sim 0.67$) 시편을 나타낸다. 각 시편은 전체 두께의 20%를 측면 홈가공(side groove)하였다. 시편 내 균열은 용접부 중앙에 위치하며, 각기 다른 초기 균열길이($a/W=0.45, 0.64$)를 가지고 있다. 시험은 총 12개의 시편에 대해 수행하였다.

($W-a$)/ H 의 값은 불일치 항복 하중을 결정하는데 중요한 인자로 작용하며, 따라서 용접 폭, H 의 결정은 매우 중요하다. 본 연구에서 H 는 Fig. 7에 나타낸 것처럼 EB영역과 HAZ 영역을 포함하여 결정하였다.

4.2 연성 찢김 해석

4.2.1 FAD

Fig. 8, 9는 각각 경질과 연질에 대한 2, 3단계 FAD 곡선을 나타낸다. 모든 경우 2단계 곡선은 3단계

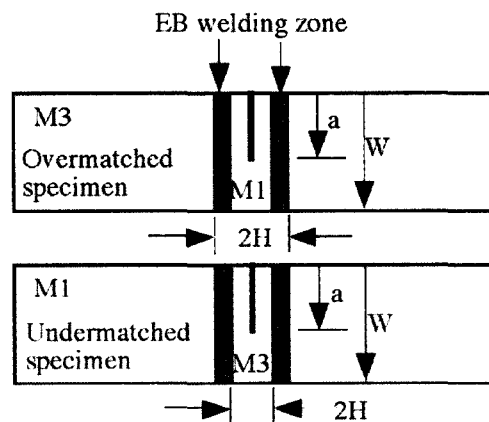


Fig. 7 Schematic illustration of mismatched SE(B) specimens for weldment testing, with determination of the H values from the specimens

곡선 안쪽에 위치하며, 이는 2단계 3단계보다 더 보수적임을 의미한다.

4.2.2 찢김 궤적 (tearing locus) 계산

주어진 하중에서 찢김 궤적을 생성하기 위해서는 L_r 과 K_r 이 필요하다. L_r 은 다음과 같이 계산할 수 있다.

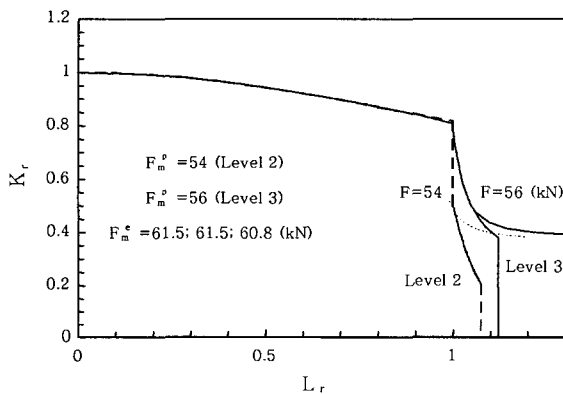
$$L_r = \frac{F}{F_{YM}(a_j)} \quad (20)$$

각 균열길이 a_j 에 대한 $F_{YM}(a_j)$ 해는 SINTAP 결과¹²⁾로부터 얻을 수 있으며, Fig. 1(b)에 나타낸 것처럼 $(W-a)/H$ 의 영향이 매우 크다.

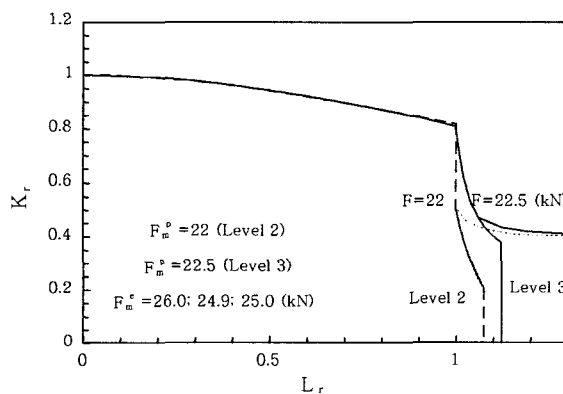
2차 응력이 없을 때 연성 찢김 해석에 대한 K_r 은 다음과 같이 계산할 수 있다.

$$K_r = \frac{K_{I(a_i)}}{K_{mat(\Delta a_j)}} \quad (21)$$

여기서 $K_{mat}(\Delta a_j)$ 는 SE(B) 시편에 대해 식 (19)로



(a) OM, a/W=0.45



(b) OM, a/W=0.65

Fig. 8 Ductile tearing analysis according to the SINTAP method for mismatch, for over-matched (OM) specimens: (a) a/W=0.45 and (b) a/W=0.65

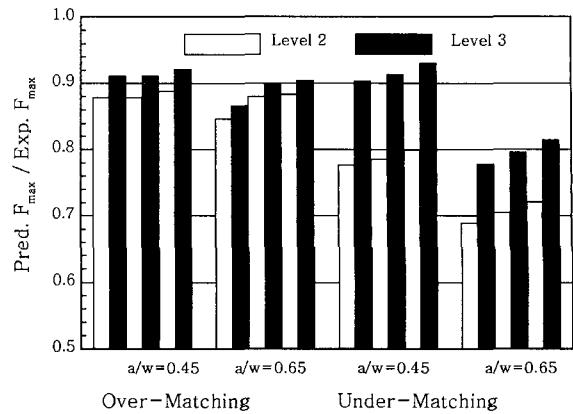


Fig. 9 Comparison of predicted maximum load to experimentally measured maximum load, for the Level 2, 3 analysis

부터 얻을 수 있다. 응력확대계수는 시험법으로부터 다음과 같이 결정할 수 있다.

$$K_{I} = \left[\left(\frac{S}{W} \right) \frac{P}{\sqrt{B \cdot B_N \cdot W}} \right] \cdot g(x); S = 4W$$

$$g(x) = 3\sqrt{x} \cdot$$

$$\left[\frac{1.99 - x \cdot (1-x)(2.15 - 3.93x + 2.7x^2)}{2(1+2x)(1-x)^{1.5}} \right] \quad (22)$$

식 (20)~(22)로부터 얻은 찢김 궤적해는 Fig. 8, 9에 나타낸 바와 같다.

4.3 결과 및 토의

경질 시편의 경우, 최대 하중은 Fig. 8에 나타낸 것처럼 궤적과 파손 평가 곡선이 접할 때 (tangency condition) 결정된다. Fig. 8에서는 예측된 최대 하중 F_m^p 과 실험으로부터 얻은 최대 하중 F_m^e 을 동시에 나타내었다. 3단계 평가법의 경우 Fig. 9에 정리한 바와 같이 실험결과와 비교하여 약 10% 낮게 나타나며, 2단계 평가법은 더 하중을 나타내므로 좀더 보수적인 결과를 준다. 이러한 결과는 굽힘 하중 상태에서 항복 정체를 가진 구조물에 대해 SINTAP 평가법이 보수성으로 나타내기 때문이라 판단된다.

연질 시편의 경우에는 경질 시편과 달리 접선 조건이 $L_r = L_r^{max}$ 를 지나 발생한다. 이것은 Fig. 10에 나타낸 것처럼 파손이 소성 붕괴에 의해 지배된다는 것을 의미한다. 이러한 현상은 시편에 대한 실험 결과에서도 확인할 수 있다. 본 연구에서는 Fig. 10에 나타낸 것처럼 F_m^p 를 궤적과 $L_r = L_r^{max}$ 선이 만나는 지점에서 결정

하였다. 3단계 곡선으로부터 얻은 예측 하중은 실험하중에 비해 20% 정도 적게 나타나므로 보수적이다. 그러나 만약 FAL이 L_r^{max} 너머까지 확장된다면 경질과 유사한 보수성이 얻어지리라 생각된다. 2단계 방법의 경우 Fig. 9에 나타낸 바와 같이 보수성은 30%까지 증가한다.

이러한 실험결과는 SINTAP 평가법이 용접부 결합 평가에 사용될 수 있다는 것을 보여준다. 그러나 실험에서의 파손은 소성 붕괴에 의해 지배되므로 보다 정확한 검증을 위해서는 탄소성 파괴를 포함하는 실험결과가 필요하다.

5. 결 론

본 연구에서는 SINTAP을 통해 제시된 강도 불일치 용접부 구조물 결합 평가법에 대한 타당성을 검증하였다. 이를 위해 SINTAP을 통한 예측결과를 유한요소해석 결과 및 실험결과와 비교하였다. 강도 불일치 구조물에 대한 평가법은 강도 균일 구조물에 대한 평가법과 유사한 보수성을 보이며, 높은 단계곡선일수록 더 정확한 결과를 나타낸다. 특히 정확한 응력확대계수와 강도 불일치 항복 하중해로 결정된 3단계 곡선은 매우 정확한 결과를 나타낸다. 따라서 SINTAP 방법은 강도 불일치 용접부 구조물 평가에 효과적으로 사용될 수 있다.

후 기

이 논문은 2002년도 한국학술진흥재단의 지원에 의하여 연구되었음 (KRF-2002-003-D00005).

참 고 문 헌

1. M. Koçak: Proceeding European Symposium on Assessment of Power Beam Welds, GKSS Research Centre Publications, Geesthacht, Germany, 1998
2. V. Kumar, D. German and C.F. Shih.: An engineering approach for elastic-plastic fracture analysis, EPRI Final Report to NP 1931, 1981.
3. A. Zahoor: Ductile Fracture Handbook, Novotech Corp, 1991
4. R6: Assessment of the integrity of structures containing defects, British Energy, R/H/R6-Revision 4, 1998
5. 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 the significance of crack-like defects in engineering structures, GKSS Research Centre, GKSS/98/E/6, Germany, 1997
6. K.H. Schwalbe, Y.J. Kim, S. Hao, A. Cornec, M. Koçak, A. and Kocak M: EFAM ETM-MM 96: The ETM method for assessing the significance of crack-like defects in joints with mechanical heterogeneity (strength mis-match), GKSS Research Centre, GKSS/97/E/9, Germany, 1996
7. Y.J. Kim, K.H. Schwalbe and R.A. Ainsworth: Simplified J Estimation Based on Engineering Treatment Model for Homogeneous and Mis-Matched Structure", Engineering Fracture Mechanics, **68**, (2001), 9-27
8. R6: Appendix 16 in R/H/R6-Revision 4: Allowance of strength mis-match effect, British Energy, 1999.
9. P. Gilles, and C. Franco C.: A new J estimation scheme for cracks in mis-matched welds - the ARAMIS method. In: Schwalbe K-H, Koçak M, editors, Mis-Matching of Welds. Mechanical Engineering Publications, (1994), 661-683
10. BS 7910: Guide on methods for assessing the acceptability of flaws in fusion welded structures, 1999
11. Y.J. Kim, M. Koçak and R.A. Ainsworth: Defect Assessment Procedure for Strength Mismatched Structures SINTAP, Proceedings of the 12th European Conference on Fracture (ECF 12), Sheffield, UK, 1998
12. R.A. Ainsworth, Y.J. Kim, U. Zerbst, J. Ruiz and F. Gutierrez-Solona: Driving Force and Failure Assessment Diagram Methods for Defect Assessment, Proceedings of OMAE 98, OMAE 98/2054, 1998
13. S. Al Laham: Stress intensity factor and limit load handbook. SINTAP report to Task 2.6, British Energy report EPD/GEN/REP/0316/98, Issue 2, 1998
14. Y.J. Kim and K.H. Schwalbe: Mismatch effect on plastic yield loads in idealised weldments: part I-weld centre cracks, Engineering Fracture Mechanics, **68**, (2001), 183-199
15. Y.J. Kim and K.H. Schwalbe: Compendium of Yield Load Solutions for Strength Mis-matched DE(T), SE(B) and C(T) Specimens, Engineering Fracture Mechanics, **68**, (2001), 1137-115
16. ABAQUS User's Manual, version 6.3, Hibbit, Karlsson and Sorenson, Inc., Pawtucket, RI, 2002.
17. H. Tada, P.C. Paris and G. Irwin: The stress analysis of cracks handbook. Paris Production Inc., St. Louis, Missouri, 1985
18. G. Wardle, and S. Jacques: Experimental J-integral, crack-tip opening displacement and local CTOD measurements made on strength mis-matched welded specimens. AEA Technology Report AEAT-0894, 1997