<논문>

용접부 균열의 균열진전력에 대한 구조물 형상과 균열 위치의 영향

오창균*· 김윤재†· 김종성**· 진태은**

(2006 년 1 월 26 일 접수, 2006 년 5 월 2 일 심사완료)

Effect of Structural Geometry and Crack Location on Crack Driving Forces for Cracks in Welds

Chang-Kyun Oh, Yun-Jae Kim, Jong-Sung Kim and Tae-Eun Jin

Key Words : C^*-Integral(C^*-적분), Weldment(용접), Equivalent Material(등가재료), Mismatch Limit Load(강도불균질한계하중), Geometry Effect(구조물형상영향)

Abstract

Defect assessment of a weld zone is important in fitness-for-service evaluation of plant components. Typically a J and C^* estimation method for a defective homogeneous component is extended to a mismatched component, by incorporating the effect due to the strength mismatch between the weld metal and the base material. The key element is a mismatch limit load. For instance, the R6/R5 procedure employs an equivalent material concept, defined by a mismatch limit load. A premise is that if a proper mismatch limit load solution is available, the same concept can be used for any defect location (either a weld centre defect or a heat affected zone (HAZ) defect) and for any material combination (either two-material or multi-material combinations; either similar or dissimilar joints). However, validation is still limited, and thus a more systematic investigation is needed to generalise the suggestion to any geometry, any defect location and any material combination. This paper describes the effect of structural geometry on the C^* integral for defective similar welds, based on systematic elastic-creep 2-D and 3-D finite element (FE) analyses, to attempt to elucidate the questions given above. It is found that the existing "equivalent material" concept is valid only for limited cases, although it provides conservative estimates of C^* for most of cases. A modification to the existing equivalent material concept is suggested to improve accuracy.

1. 서 론

강도불균질용접부(strength mis-matched weld)와 같은 이종구조물(heterogeneous structure)의 결함 평가 방법에 대한 관심이 실제적인 중요성으로 인해 증가하고 있다.[1,2] 강도불균질용접부에 대한 균열진전력(crack driving force)을 결정하기 위해서는, 동종구조물(homogeneous structure)에 대한 평가법[3~5]은 강도불균질 효과를 고려하기 위해 수정되어야 한다.[6~8] 강도불균질 용접부의 정확한 결함 평가를 위해 가장 중요한 사항은 강도불균질의 영향을 고려한 정확한 한계하중해(limit load solution)을 구하는 것이다.[8,9] 강도불균질을 고려한 수정된 한계하중해는 평판 구조물[11,12]과 실린더 구조물[4] 등의 제한된 몇가지 경우에 적용된 바 있다. 그들의 연구에서는 강도불균질 한계하중해가 모재와 용접재의 항복강도의 비 뿐만 아니라 용접부의 형상에도 매우 연관되어 있음을 언급하였다. 또한 만일 하중을 강도불균질 요소에 대한 정확한 한계하중해로 무차원화한다면 J-적분과 같은 균열진전력은 강도불균질에 무관하게 예측될 수 있으며, 원칙적

† 책임저자, 회원, 고려대학교 기계공학과
E-mail : kimy0308@korea.ac.kr
TEL : (02)3290-3372 FAX : (02)926-9290
* 회원, 고려대학교 기계공학과
** 회원, 한국전력기술㈜ 재료기술연구그룹

으로 이와 같은 방법론은 일반적인 경우에 적용될 수 있음을 제안하였다. 즉, 만일 적당한 강도불균질 한계하중해가 구해진다면 이와 같은 방법론은 임의의 균열 위치(용접부 균열 혹은 열영향부(HAZ) 균열)와 임의의 재료 조합에 대하여 적용될 수 있다. Lei 등[13]에 의한 평면변형률 M(T) 시편에 대한 최근의 유한요소해석 결과는 용접부 중앙균열(center crack)과 모재와 용접부 경계균열(interface crack) 모두에서 위에서 제안된 방법이 잘 적용됨을 명시하였다. 그들의 연구가 M(T) 시편에 제한되어 있음을 고려할 때, 임의의 구조물 형상, 결함 위치, 재료 조합 등에 대해 앞에서 제시된 방법을 일반화하기 위해서는 더 체계적인 고찰이 필요함을 알 수 있다.

본 연구의 목적은 용접부 균열의 균열진전력에 대한 구조물 형상과 균열 위치의 영향을 규명하는 것이다. 이러한 목적을 위해 용접부 균열에 대한 탄성 크리프와 탄소성 유한요소해석이 수행되어졌다. 구조물 형상과 균열 위치의 영향을 정량화하기 위해 평판과 실린더 구조물의 모서리균열(edge crack)과 내부균열(internal crack)이 고려되었다. 또한 용접부 중앙균열(center crack)과 모재와 용접부의 경계균열(interface crack)이 고려되었다.

2. 등가재료개념

결함이 있는 균일재료 구조물에 대한 탄소성 J-적분은 GE/EPRI 방법을 사용하여 다음과 같이 구해질 수 있다.[14]

$$J=\frac{K^2(a_e)}{E'}+\alpha\sigma_o\varepsilon_o c\cdot h_1\cdot\left[\frac{P}{P_o}\right]^{n+1} \tag{1}$$

$$E'=\begin{cases}E & \text{(for plane stress)}\\ E/(1-\nu^2) & \text{(for plane strain)}\end{cases}$$

$$c=\begin{cases}(w-a)(a/w) & \text{(for fig. 2 a and 2 b)}\\ (t-a)(a/t) & \text{(for fig. 2 c)}\\ R(\pi-\theta) & \text{(for fig. 2 d)}\end{cases}$$

그리고 Ramberg-Osgood 관계에 의한 재료 물성은 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\frac{\varepsilon}{\varepsilon_o}=\frac{\sigma}{\sigma_o}+\alpha\left(\frac{\sigma}{\sigma_o}\right)^n \tag{2}$$

식 (1), (2)에서 K는 선형탄성응력확대계수(linear elastic stress intensity factor)를 나타내는 것이고, P는 적용된 하중이다. P_o는 구조물과 하중에 연관된 무차원화 하중(normalizing load)이며, c는 균열 구조물의 특성길이(characteristic length)를 나타낸다. 제한된 구조물과 하중에 대한 P_o와 c의 값은 참고문헌 (14)에 정리되어 있다. σ_o와 E는 각각 항복응력과 탄성계수를 나타내는 것이고, ε_o는 σ_o에 상당하는 변형률로 $\varepsilon_o=\sigma_o/E$의 관계가 성립한다. 또한 α와 n은 Ramberg-Osgood 관계의 재료 상수이다. 식 (1)의 첫 항은 J-적분의 탄성성분이며, 두 번째 항은 소성성분이다. 소성영향함수(plastic influence function) h_1은 일반적으로 유한요소해석으로부터 계산되며, 구조물 형상, 균열길이, 하중모드, 소성경화지수 n 등에 관한 함수이다. 일부 구조물 형상에 대한 유한요소해석을 통해 얻어진 이러한 값들은 참고문헌 (14)에 정리되어 있다.

유효균열길이(effective crack length) a_e는 다음과 같이 정의 된다.

$$a_e=a+\frac{1}{\beta\pi}\left(\frac{n-1}{n+1}\right)\left[\frac{K(a)}{\sigma_o}\right]^2\left[1+\left(\frac{P}{P_o}\right)^2\right]^{-1} \tag{3}$$

여기서 평면응력조건에서는 β=2 이고 평면변형률조건에서는 β=6 이다.

소성과 크리프의 유사성으로부터 식 (1)의 J-적분 예측식은 변형률을 변형률속도로 변환하는 것에 의해 C^*-적분에 적용될 수 있다. 멱급수 크리프 법칙(power law creep)을 적용하여 크리프의 거동은 다음과 같이 단순화될 수 있다.

$$\dot{\varepsilon}=B\sigma^n \tag{4}$$

여기서 B는 식 (4)와 같은 멱급수 크리프 거동의 크리프 상수를 나타내는 것이다. J-적분과의 유사성과 식 (4)를 적용하는 것에 의해 C^*-적분은 다음과 같이 계산될 수 있다.

$$C^*=B\cdot c\cdot h_1\cdot\left[\frac{P\sigma_{0.2}}{P_o}\right]^{n+1} \tag{5}$$

여기서 $\sigma_{0.2}$는 0.2% 비선형 변형률에 해당하는 응력을 나타내는 것이다. P_o가 $\sigma_{0.2}$에 선형적으로 관련되어 있으므로 $\sigma_{0.2}$의 선택은 C^*-적분에 영향을 미치지 못한다. 위에서 제시된 J와 C^*의 예측식은 균질재료로 이루어진 구조물에 대해서만 적용이 가능하다.

Lei 와 Ainsworth 는 탄소성 J에 대한 강도불균질 효과를 고려하기 위해 등가재료개념(equivalent material concept)을 제안하였으며,[7] 현재 구조물의 건전성 평가 코드인 R6 에도 적용되어지고 있다. 등가재료개념에서는 Fig. 1 과 같이 용접부의 이종재료를 가상의 등가재료로 가정한다. 등가재료를 적용한 등가응력(equivalent stress)-등가소성변형률(equivalent plastic strain)의 관계는 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\sigma_e(\varepsilon^p)=\frac{(P_{Lm}/P_{Lb}-1)\cdot\sigma_w(\varepsilon^p)+(M-P_{Lm}/P_{Lb})\cdot\sigma_b(\varepsilon^p)}{(M-1)} \tag{6}$$

여기서 sb 와 sw 는 각각 주어진 소성변형률(ε^p)에서의 모재와 용접재에서의 응력을 나타내는 것이며, 용접재와 모재의 강도 비인 강도불균질비(strength mismatch ratio) M은 주어진 다음과 같다.

$$M(\varepsilon^p)=\frac{\sigma_w(\varepsilon^p)}{\sigma_b(\varepsilon^p)} \tag{7}$$

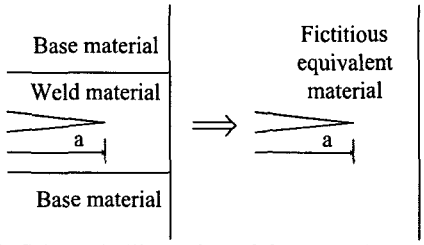

Fig. 1 Schematic illustration of the equivalent material concept [7]

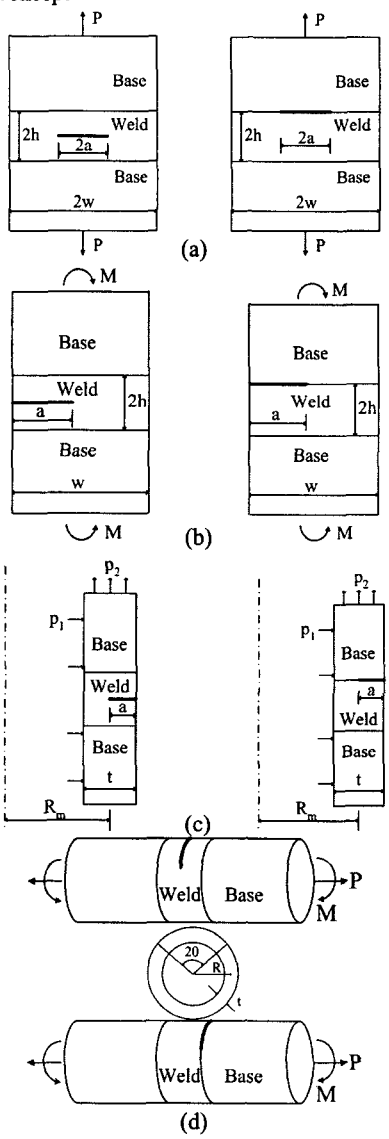

Fig. 2 Schematic diagrams for cracked geometries considered in the present work: (a) plane strain middle cracked tension M(T) specimen; (b) plane strain, single-edge-cracked specimen in bending, SE(PB); (c) circumferential through-wall cracked pipe (TWCP) in bending; and (d) fully circumferential cracked pipe (FCCP) in tension

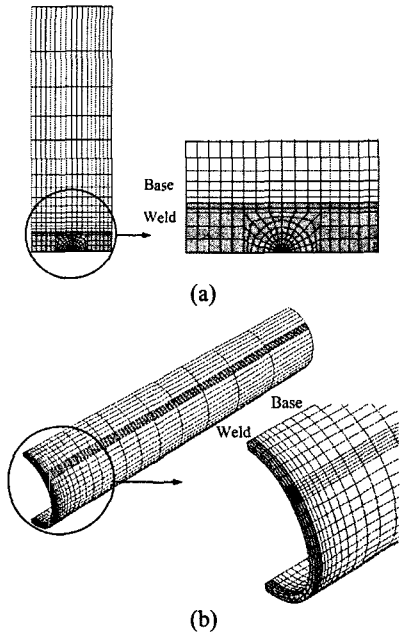

Fig. 3 Typical FE meshes employed in the present work

식 (6)에서 중요한 변수는 강도불균질 용접부의 한계하중 P_{Lm} 와 균일재료의 한계하중 P_{Lb} 의 비인 P_{Lm}/P_{Lb} 이다. P_{Lm}/P_{Lb} 의 값은 강도불균질계수 뿐만 아니라 용접부 폭에 따라서도 달라지는 값이다.[10,11] 소성과 크리프의 유사성에 의해 식 (6)은 강도불균질 용접부의 C^*-적분을 예측하기 위해서 사용되어질 수 있다. 모재와 용접재의 탄성-크리프 거동은 다음과 같이 가정될 수 있다.

$$\varepsilon_b = B_b \sigma_b^{n_b} t \quad ; \quad \varepsilon_w = B_w \sigma_w^{n_w} t \tag{8}$$

여기서 B_b, n_b, B_w, n_w는 각각 모재와 용접재의 재료 상수이며, 식 (8)은 시간 t 에 따른 크리프 변형을 나타낸 것이다. 또한 강도불균질계수 M 은 $n_b=n_w=n$ 인 특별한 경우에 대하여 다음과 같이 계산되어질 수 있다.

$$M = \left(\frac{B_b}{B_w}\right)^{\frac{1}{n}} \tag{9}$$

그리고 탄성-크리프에 대한 등가재료 거동은 식 (6)으로부터 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\sigma_e(\varepsilon^p) = \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{B_b}\right)^{1/n} \left(\frac{M - P_{Lm}/P_{Lb}}{M-1}\right) + \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{B_w}\right)^{1/n} \left(\frac{P_{Lm}/P_{Lb} - 1}{M-1}\right) \tag{10}$$

3. 유한요소해석

3.1 기하학적 형상

결함이 존재하는 구조물에 대해 발생가능한 구조물의 형상과 균열의 위치를 고려하기 위해 본 연구에서는 2 차원, 축대칭, 3 차원 구조물의 형상을 고려하였으며, Fig. 2 에 정리하여 나타내었다.

총 4 개의 구조물 형상(2 개의 평판 형상과 2 개의 실린더 형상)을 다음과 같이 고려하였다.

- 평면변형률 M(T) 시편, a/w=0.5 [Fig. 2(a)]
- 평면변형률 SE(PB) 시편, a/w=0.5 [Fig. 2(b)]
- 굽힘하중을 받는 TWCP, θ/π=0.5 [Fig. 2(c)]
- 인장하중을 받는 FCCP, a/t=0.25 [Fig. 2(d)]

Fig. 2(a), (b)는 평판 형상을 나타내는 것이고, Fig. 2(c), (d)는 실린더 형상을 나타내는 것이다. 또한 M(T)와 원주방향관통균열(TWCP)는 내부균열(internal crack)에 해당하는 형상이고, 나머지는 모서리균열(edge crack)에 해당하는 형상이다. 또한 본 연구에서는 각 형상에 대한 균열의 위치를 용접부 중앙에 균열이 존재하는 경우(weld center crack)와 모재와 용접부 경계에 균열이 존재하는 경우(interface crack)로 고려하였다.

3.2 유한요소해석

Fig. 2 와 같은 4 가지의 기하학적 형상에 대하여 탄성-크리프와 탄소성 유한요소해석이 상용 프로그램인 ABAQUS 를 사용하여 수행되었으며, 소변형(small geometry change)의 연속체 모델이 적용되었다. 비압축성에 관련된 문제를 피하기 위해 2 차원 평면변형률 조건에는 8 절점 평면변형률 요소(CPE8R)가 사용되었고, 축대칭 조건과 3 차원 모델에는 각각 8 절점 축대칭요소(CAX8R)와 20 절점 육면체요소(C3D20R)가 사용되었다. Fig. 3 은 본 연구에서 적용된 용접부 중앙 균열에 대한 M(T) 시편과 원주방향관통균열(TWCP)에 대한 전형적인 유한요소모델을 나타낸 것이다. 그림에서와 같이 모재와 용접재를 구분하였으며, 각각 다른 물성을 적용하여 해석을 수행하였다.

탄성-크리프 해석을 위해서는 식 (8)과 같은 크리프 거동을 가정하였다. 또한 모재와 용접재의 크리프 지수 n 이 같은 것으로 가정하여 $n=n_w=n_b$ 의 관계를 적용하였다. 유한요소해석의 대부분은 $n_w=n_b=5$ 인 경우에 대하여 수행되었으며, 크리프 지수의 영향을 분석하기 위해 일부 선택된 모델에 $n_w=n_b=10$ 의 관계를 적용하였다. 용접재의 크리프 상수 B_w 는 식 (9)에 의해 강도불균질계수와 모재의 크리프 상수 B_b 에 연관된 값으로 계산이 가능하다. 본 연구에서는 M 의 값에 대해 4 개의 다른 값(M=0.5, 0.75, 1.5, 2.0)을 고려하였으며, 동질재료에 대한 경우(M=1)도 함께 고려하였다.

탄성-크리프 유한요소해석에서는 인장이나 벤딩 등의 기계하중은 t=0 의 시간에 탄성 계산을 사용하여 유한요소모델에 적용된다. 그리고 가해진 하중은 일정하게 유지되는 상태에서 탄성-크리프 계산이 수행된다. ABAQUS 로부터 시간의 함수인 $C(t)$-적분은 다음과 같이 계산된다.[15,16]

$$C(t)=\int_{\Gamma\to 0}\left[\dot{W}dy-\sigma_{ij}n_j\left(\frac{\partial \dot{u}_i}{\partial x}\right)ds\right] \tag{11}$$

여기서 n_j와 $\dot{u}_i$은 외향법선벡터와 변위속도벡터(displacement rate vector)이고, $\partial\dot{u}_i/\partial x$ 와 $\dot{W}$ 은 변형률속도(creep strain rate)와 변형에너지변화률밀도(strain energy rate density)를 나타내는 것이다. 초기 크리프 거동의 경우, 크리프 변형률이 균열 구조물을 통해 재분배되는 동안 과도상태 크리프 조건이 발생하며, ABAQUS 의 $C(t)$-적분값은 심한 경로의존성을 나타낸다. 그러나 크리프 변형의 재분배가 완료되면 정상상태 크리프 조건이 발생하며, 이 때 ABAQUS $C(t)$-적분은 경로 독립성을 보이며 다음과 같이 C^*-적분으로 정의된다.

$$C^*=\int_{\Gamma}\left[\dot{W}dy-\sigma_{ij}n_j\left(\frac{\partial \dot{u}_i}{\partial x}\right)ds\right] \tag{12}$$

멱급수 크리프 거동의 재료에 대하여, C^*-적분은 일정한 값을 갖는다. 멱급수 크리프 거동의 재료에 대한 정상상태 C^*-적분은 탄소성 계산 대신에 탄성-크리프 계산을 수행했기 때문이다. 반면에 탄소성 J-적분은 하중의 크기에 따라 다르다. 따라서 균열진전력에 대한 구조물 형상과 균열 위치의 영향을 분석하기 위해서는 일정한 C^*-적분값을 비교하는 것이 탄소성 J-적분값을 비교하는 것보다 더 명확하다. 고찰에서는 탄소성 J-적분 계산결과를 C^*-적분의 결과와 비교하여 다시 언급할 것이다.

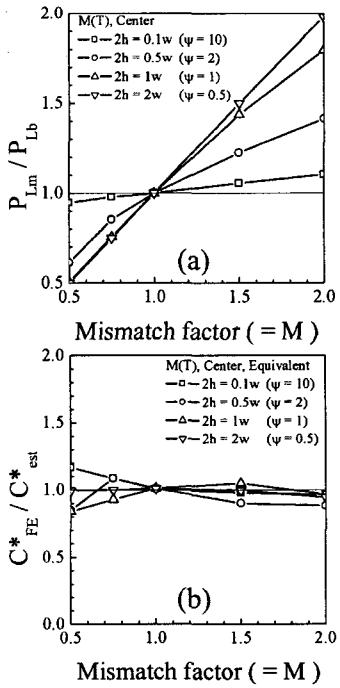

Fig. 4 Comparison of the FE results for the M(T) with a weld center crack: (a) limit load and (b) C^*-integral

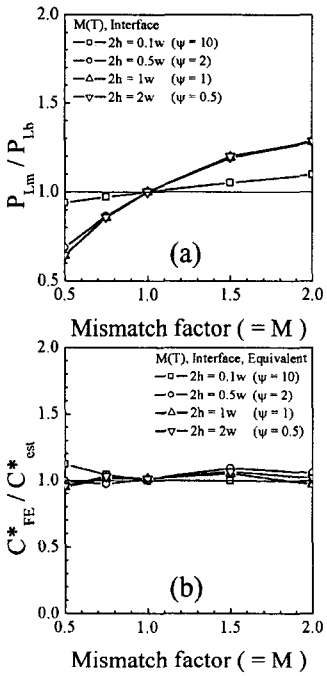

Fig. 5 Comparison of the FE results for the M(T) with an interface crack: (a) limit load and (b) C^*-integral

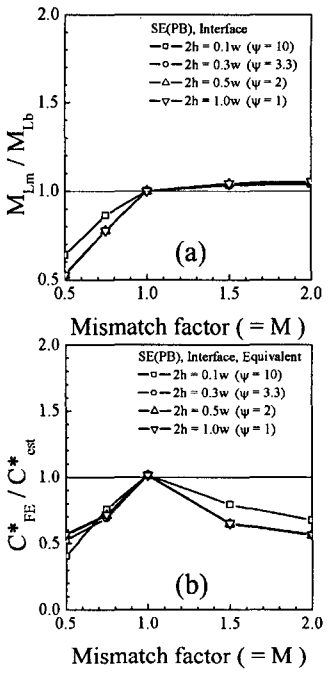

Fig. 7 Comparison of the FE results for the SE(PB) with an interface crack: (a) limit load and (b) C^*-integral

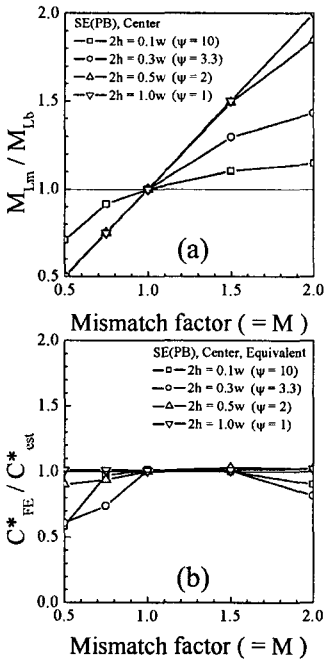

Fig. 6 Comparison of the FE results for the SE(PB) with a weld center crack: (a) limit load and (b) C^*-integral

4. 평판 형상에 대한 해석 결과

서론에서 언급한 바와 같이 강도불균질 용접부에 대한 두 가지 중요한 변수는 강도불균질계수 M 과 용접부의 형상이다. 용접부의 형상은 다음과 같은 변수에 의해 정량화될 수 있다.

$$\psi = \frac{(w-a)}{h} \tag{13}$$

여기서 w-a 는 구조물의 균열에 의한 잔여길이(ligament)이고, h는 용접부 폭의 반을 나타내는 것이다.

4.1 평면변형률 M(T) 시편

Fig. 4(a)는 용접부 중앙에 균열이 있는 평면변형률 M(T) 시편의 한계하중에 대한 M 과 ψ의 영향을 나타낸 것이다. 강도불균질 시편에 대한 한계하중은 균일재료에 대한 한계하중으로 무차원화하였다. 따라서 M=1 인 경우에는 P_{Lm}/P_{Lb}=1 의 관계가 성립한다. Fig. 4(a)로부터 한계하중에 대한 M과 ψ의 영향은 매우 중요함을 알 수 있다. P_{Lm}/P_{Lb} 의 값은 M 이 증가할수록, ψ가 감소할수록 증하하는 경향을 나타내며, 1.0 과 M 사이의 값을 갖는다. 또한 본 연구에서 ψ=0.5 와 같이 용접부의 폭이 매우 두꺼운 경우의 한계하중은 용접재의 물성에 의해 완전히 의존하게 되며, P_{Lm}/P_{Lb} 의 값은 거의

M 과 일치하게 됨을 알 수 있다. 반면에 ψ=10 과 같이 용접부의 폭이 매우 얇은 경우에는 용접재의 물성의 영향은 최소화되며, P_{Lm}/P_{Lb} 의 값은 거의 1 과 같아짐을 알 수 있다.

Fig. 4(b)는 FE C^* 결과와 GE/EPRI 방법을 적용하여 예측된 C^* 결과를 비교하여 나타낸 것이며, FE C^* 값은 GE/EPRI 방법을 적용하여 예측된 C^* 값으로 무차원화한 것이다. 따라서 $C^*_{FE}/C^*_{est}>1$ 은 예측된 값이 비보수적임을 의미하는 것이고, $C^*_{FE}/C^*_{est}<1$ 은 보수적인 예측을 함을 의미하는 것이다. 본 연구에서느 C^* 값을 예측하기 위하여 3 가지의 다른 방법을 적용하였다. 용접부의 물성이 모두 모재의 물성과 같다는 가정에 의한 C^*의 예측을 하였으며, 모두 용접재와 물성이 같다는 가정에 의한 예측을 하였다. 또한 앞에서 언급한 바와 같은 등가재료개념을 적용한 예측을 하였다. 예측된 결과 모재 혹은 용접재와 동일한 물성을 갖는다는 가정에 의한 방법은 매우 보수적이거나 비보수적인 예측을 하는 것으로 나타났으며, 등가재료개념을 적용한 예측은 모든 경우에서 가장 적당한 예측을 함을 알 수 있었다. Fig. 4(b)는 등가재료개념을 적용한 예측결과만을 나타낸 것이며, 모든 경우에서 유한요소해석에 의한 C^* 값과 대체로 잘 일치함을 알 수 있었다.

위의 결과는 용접부 중앙에 균열이 있는 경우에 대한 것이다. Fig. 5 는 M(T) 시편의 모재와 용접부의 경계에 균열이 존재하는 경우에 대한 해석 결과를 요약하여 나타낸 것이다. 소성한계하중에 대한 M 과 ψ의 영향이 용접부 중앙균열의 경우에 비해 비교적 작은 것을 알 수 있다. 이러한 경향은 M>1(over-match)인 경우에 더욱 뚜렷함을 알 수 있다. Fig. 5(b)와 같이 등가재료개념과 GE/EPRI 방법을 적용한 C^* 값의 예측은 유한요소해석에 의한 값과 대체로 잘 일치함을 알 수 있다. 따라서 등가재료개념은 균열 위치와 용접부 형상에 관계 없이 M(T) 시편에 잘 적용됨을 알 수 있다.

4.2 평면변형률 SE(PB) 시편

평면변형률 용접부 중앙균열을 갖는 SE(PB) 시편의 소성한계하중에 대한 M 과 ψ의 영향을 Fig. 6(a)에 나타내었다. M(T) 시편에서와 같이 한계하중에 대한 M 과 ψ의 영향은 중요하며, P_{Lm}/P_{Lb} 의 값은 M 이 증가할수록, ψ가 감소할수록 증하하는 경향을 나타내었다. 그러나 ψ의 영향은 SE(PB) 시편에서 다소 다르게 나타났다. 주어진 ψ의 값에 대하여 강도불균질의 영향이 더 큰 것을 알 수 있다. 예를들어 ψ=1.0 의 경우에 한계하중에 대한 M 의 영향이 M(T) 시편 보다 SE(PB) 시편에서 더 큰 것을 알 수 있다. Fig. 6(b)는 등가재료개념과 GE/EPRI 방법을 적용하여 예측된 C^* 값을 유한요소해석의 결과로부터 구해진 C^* 값과 비교하여 나타낸 것이다. SE(PB) 시편의 경우에도 용접부를 모재나 용접재의 한가지 물성으로 가정하는 것보다는 등가재재개념을 적용한 경우가 더 좋은 결과를 얻을 수 있었으며, 유한요소해석의 결과로부터 구해진 값과 대체로 잘 일치함을 알 수 있었다. 하지만 더 큰 ψ 값(ψ=3.3, 10)의 경우에는 유한요소해석에 의한 값보다 더 보수적인 예측을 함을 알 수 있다. 특히 M<1(under-match)의 경우에 대한 보수적인 결과는 주목할 필요가 있다.

Fig. 7 은 SE(PB) 시편의 모재와 용접재의 경계에 균열이 존재하는 경우에 대한 해석 결과이다. M(T) 시편에서와 유사하게 소성한계하중에 대한 M 과 ψ의 영향이 용접부 중앙균열의 경우에 비해 비교적 작은 것을 알 수 있으며, 이러한 경향은 M>1 인 경우에 더욱 뚜렷하게 나타난다. Fig. 7(b)는 유한요소해석에 의한 C^* 값과 예측된 값을 비교하여 나타낸 것이다. 용접부 중앙 균열의 경우와 비교하여 M 과 ψ의 값에 관계없이 더 보수적인 예측을 하는 것을 알 수 있다. 예측된 결과는 M<1 와 M>1 두 경우에 모두 용접부 중앙균열보다 보수성이 큼을 알 수 있다. 따라서 본 저자들의 의견으로는 SE(PB) 시편의 보수적인 예측은 모서리균열을 갖는 평판 형상에서 일반적인 것으로 생각된다.

5. 실린더 형상에 대한 해석 결과

전 장에서는 2 가지의 다른 평판 형상이 고려되었다. 하지만 실제적인 구조물의 건전성 평가에서는 실린더 형상이 더 중요하다. 이 장에서는 두가지의 실린더 형상을 고려하였으며, 결과를 정리하였다.

5.1 굽힘하중을 받는 원주방향관통균열배관

원주방향관통균열(TWCP)은 균열이 구조물의 내부에 존재한다는 관점에서 평판 형상의 M(T) 시편과 동일하다. 그리고 평판형상에서와 유사하게 TWCP 의 경우에 대한 ψ는 다음과 같이 정의된다.

$$\psi = \frac{R_m(\pi-\theta)}{h} \tag{14}$$

본 연구에서는 $2h/t$=0.5, 1, 2 의 3 가지 용접부 형상을 고려하였으며, θ/π=0.25, R_m/t=10 의 고정된 값을 가정하였다. 본 연구에서 고려된 ψ의 값은 대략 24 에서 94 의 매우 큰 값을 갖는다.

Fig. 8(a)는 용접부 중앙에 균열을 갖는 TWCP 의 한계하중에 대한 M과 ψ의 영향을 나타낸 것이다. 그림에서와 같이 강도불균질 효과는 M<1 의 경우에만 나타나며, M>1 의 경우에는 거의 영향이 없음을 알 수 있다. ψ의 값이 매우 큰 경우에 대한 경향은 평면응력 평판 형상에서와 매우 유사하다.[11] 매우 큰 ψ 값을 갖는 평면변형률 평판 형상에서는 강도불균질 한계하중이 모재만의 한계하중과 매우 유사해지는 경향이 있다. 하지만 평면응력 평판 형상에서는 M>1 인 경우에만 모재의 한

계하중과 유사하며, M<1 인 경우에는 그러한 경향성은 사라진다. 이러한 관점에서 원주방향관통균열배관에 대한 강도불균질한계하중은 평면응력 평판 형상과 유사하다. Fig. 8(b)는 용접부 중앙에 균열을 갖는 TWCP 의 C^* 값을 유한요소해석의 결과와 등가재료개념을 적용하여 예측된 결과를 비교하여 나타낸 것이다. M>1 인 경우에 대한 예측결과는 유한요소해석의 결과와 매우 잘 일치하지만 M<인 경우에는 매우 보수적인 예측을 함을 알 수 있다. 예를 들어 M=0.5 인 경우의 C^*_{FE}/C^*_{est} 의 값은 단지 0.2 에서 0.3 정도에 불과하다. 이러한 결과는 등가재료개념의 적용이 M<1 인 경우에 매우 보수적인 결과를 제공함을 의미하는 것이다.

Fig. 9(a)는 모재와 용접재 경계에 균열이 존재하는 TWCP 의 한계하중에 대한 M 과 ψ의 영향을 나타낸 것이며, 용접부 중앙균열의 경우와 매우 유사함을 알 수 있다. 용접부 중앙균열의 경우와 유사하게 강도불균질 효과는 M<1 의 경우에만 나타나며, M>1 의 경우에는 거의 영향이 없음을 알 수 있다. Fig. 9(b)는 모재와 용접재 경계에 균열을 갖는 TWCP 의 C^* 값을 유한요소해석의 결과와 등가재료개념을 적용하여 예측된 결과를 비교하여 나타낸 것이다. M<1 인 경우의 보수적인 예측은 용접부 중앙균열의 경우와 동일하다. 하지만 용접부 중앙균열의 경우와 달리 M>1 인 경우에도 매우 보수적인 예측을 하는 것을 알 수 있다. 균열 위치에 따른 이러한 경향은 SE(PB) 시편에서도 동일하였다.

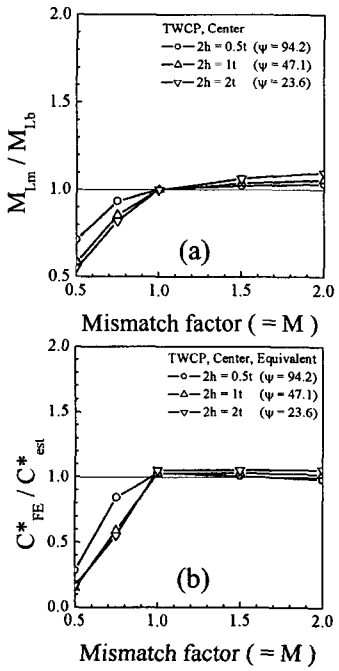

Fig. 8 Comparison of the FE results for the TWCP with a weld center crack: (a) limit load and (b) C^*-integral

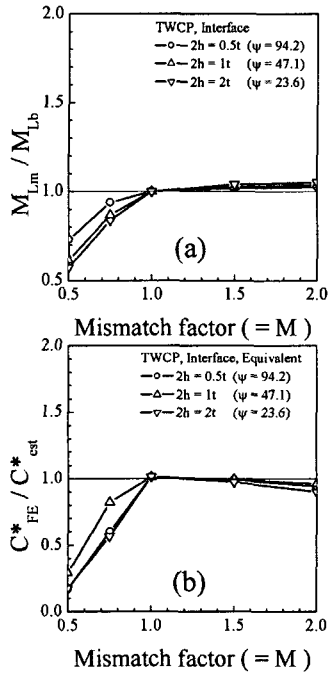

Fig. 9 Comparison of the FE results for the TWCP with an interface crack: (a) limit load and (b) C^*-integral

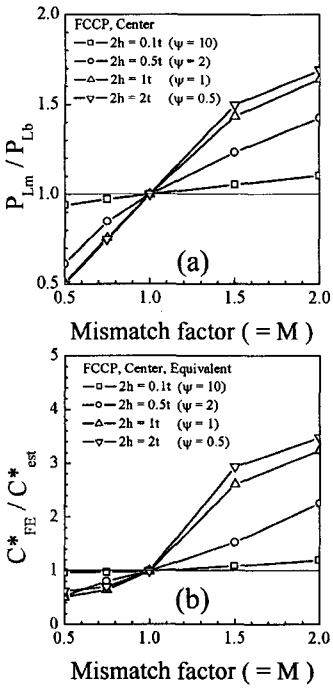

Fig. 10 Comparison of the FE results for the FCCP with a weld center crack: (a) limit load and (b) C^*-integral

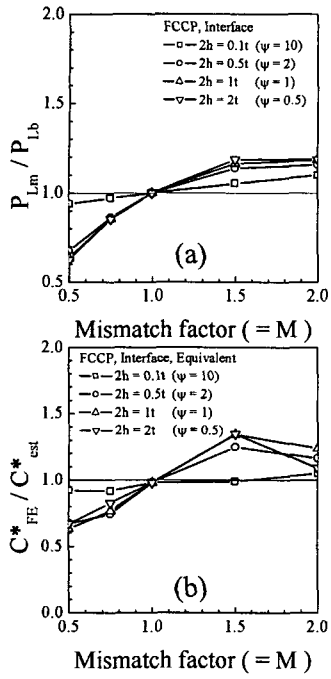

Fig. 11 Comparison of the FE results for the FCCP with an interface crack: (a) limit load and (b) C^*-integral

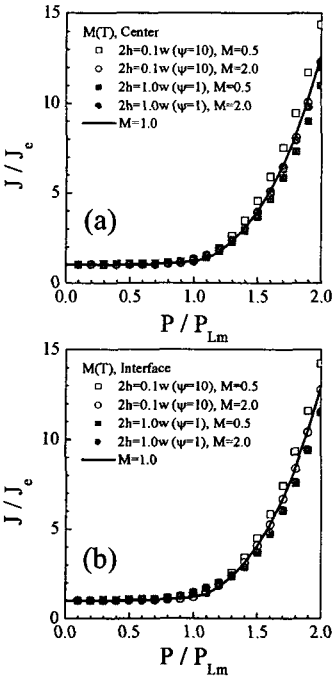

Fig. 12 Variations of elastic-plastic J for strength-mismatched, plane strain M(T) specimens with (a) weld center cracks and (b) interface cracks

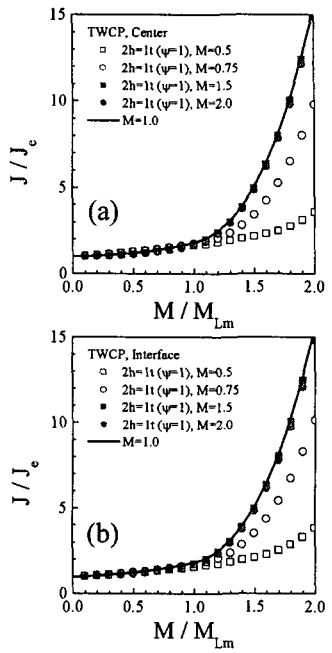

Fig. 13 Variations of elastic-plastic J for strength-mismatched, circumferential through-wall cracked pipes (TWCP) in bending with (a) weld center cracks and (b) interface cracks

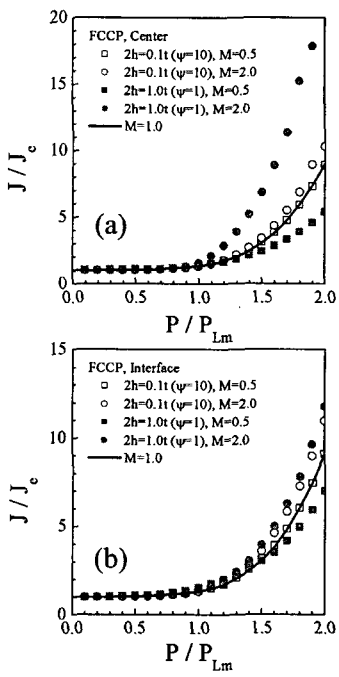

Fig. 14 Variations of elastic-plastic J for strength-mismatched, fully circumferential cracked pipes (FCCP) in tension with (a) weld center cracks and (b) interface cracks

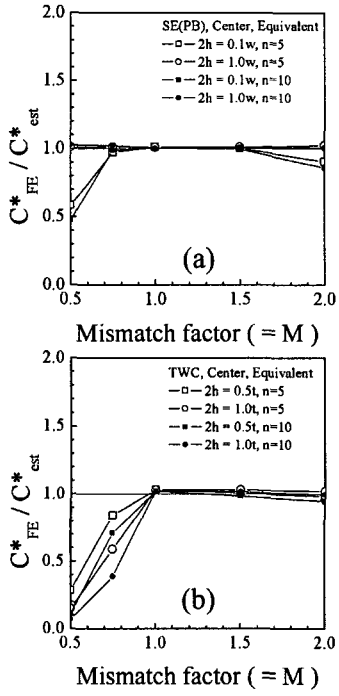

Fig. 15 Effect of the creep exponent (n) on ratios of FE C^* results to estimated ones using the equivalent material properties: (a) for SE(PB) specimens and (b) TWCP in bending with weld center cracks

5.2 인장하중을 받는 원주방향표면균열배관

원주방향표면균열(FCCP)에 대한 ψ는 평판 형상과 유사하게 다음과 같이 정의된다.

$$\psi = \frac{(t-a)}{h} \tag{15}$$

본 연구에서는 TWCP 에서와 유사하게 R_m/t=10 의 고정된 실린더 형상과, 2h/t=0.1, 0.5, 1, 2 의 용접부 형상을 고려하였다.

Fig. 10(a)는 용접부 중앙균열을 갖는 원주방향표면균열배관의 한계하중에 대한 M 과 ψ의 영향을 나타낸 것으로서, M과 ψ의 영향이 중요하며 M이 증가할수록 ψ가 감소할수록 P_{Lm}/P_{Lb} 의 값이 증가한다는 관점에서 용접부 중앙균열의 평판 형상과 유사하다. Fig. 10(b)는 용접부 중앙에 균열을 갖는 FCCP 의 C^* 값을 유한요소해석의 결과와 등가재료개념을 적용하여 예측된 결과를 비교하여 나타낸 것이다. ψ=10 인 경우의 예측은 해석 결과와 매우 잘 일치하였지만, ψ=0.5, 1, 2 인 경우의 예측은 해석과 일치하지 않았다. M<1 인 경우에는 보수적인 예측을 한 반면에 M>1 인 경우에는 비보수적인 예측을 하였다. M<1 인 경우의 결과는 SE(PB) 에서와 유사하였다. 그리고 M>1 인 경우의 비보수적인 예측은 균열주위의 국부적인 변형이 아닌 구조물의 전체적인 변형인 GSY(gross section yielding) 에 의한 것이다. 이러한 GSY 에 의해 모재 물성의 영향은 커지게 되며, 비보수적인 예측을 하게 되는 것이다. 비보수적인 예측의 정도는 ψ가 커짐에 따라 작아지게 된다.

Fig. 11 은 모재와 용접재 경계에 균열이 존재하는 FCCP 의 한계하중과 C^*의 예측을 나타낸 것이다. 평판 모서리 균열 형상에서와 유사하게 한계하중에 대한 M 과 ψ의 영향은 M>1 인 경우에 크지 않았다. 이러한 경우의 C^*의 예측 결과는 용접부 중앙균열과 유사하며, M>1 인 경우의 비보수적인 예측 경향은 다소 감소함을 알 수 있다. 이것은 모재와 용접재 경계에 균열이 존재하는 경우에는 GSY 의 영향이 더 작게 나타나기 때문이다.

6. 고 찰

본 연구에서는 용접부 균열의 균열진전력에 대한 구조물의 형상과 균열 위치의 영향을 분석하기 위해 탄성-크리프 유한요소해석에 의한 C^*-적분과 등가재료개념을 적용하였다. 4 가지 기하학적 형상 각각의 경우에 대한 유한요소해석의 결과와 등가재료개념을 적용한 예측 결과를 비교함으로서 균열진전력의 영향을 분석하였다. 이러한 방법에 의한 결과는 탄소성 J-적분과 직접적으로 연관될 수 있다.

평판 내부 균열을 갖는 M(T) 시편의 경우 등가재료모델이 강도불균질비, 용접부의 형상, 균열의 위치에 무관하게 잘 적용됨을 확인할 수 있었다. 이러한 경향은 탄소성 유한요소해석에 의한 J-적분에서도 동일하게 보일 수 있다. Fig. 12 는 J/J_e를 P/P_{Lm}에 대하여 나타낸 것이다. 여기서 Je 는 탄성 J-적분 값을 나타내는 것이고, P/P_{Lm}은 작용하중을 강도불균질하중으로 무차원화하여 나타낸 것이다. 이러한 방법에 의해 J/J_e 값은 하나의 선으로 대표되어질 수 있으며, 이를 통해 용접부의 균열진전력은 예측되어질 수 있다. 탄소성 유한요소해석에 의한 이러한 방법은 본 논문에서 고려한 등가재료개념과 동일한 것이다. 또한 평판 모서리 균열을 갖는 SE(PB) 시편에 대한 탄소성 유한요소해석의 결과에서도 Fig. 6, 7 의 탄성-크리프 해석과 동일한 결과를 확인 할 수 있었다. Fig. 13 은 원주방향관통균열이 존재하는 경우에 대한 탄소성 유한요소해석의 결과를 나타낸 것이고, Fig. 14 는 인장하중을 받는 원주방향표면균열배관에 대한 탄소성 해석 결과이다. Fig. 13, 14 는 실린더 형상의 구조물로서 각각 내부 균열과 모서리 균열의 경우이다. 이러한 실린더 형상에 대한 J/J_e 값의 경향도 5 장의 C^*와 동일함을 확인 할 수 있다.

본 연구의 결과들은 특정조건(n=5)의 탄성-크리프 혹은 탄소성 유한요소해석의 결과를 바탕으로 한 것이다. 크리프지수 혹은 소성경화지수 n 에 대

한 본 연구 결과들의 민감도를 분석하기 위해 다른 지수 값(n=10)을 선택적인 경우에 적용하였다. Fig. 15 는 지수 n 의 영향을 나타낸 것으로서 SE(PB)와 TWCP 모두에서 n 의 영향은 크지 않음을 알 수 있다. 따라서 본 연구의 결과는 재료에 무관하게 적용됨을 알 수 있다.

7. 결 론

본 연구에서는 탄성-크리프 유한요소해석을 적용하여 용접부 균열의 균열진전력에 대한 구조물의 형상과 균열 위치의 영향을 체계적으로 분석하였다. 구조물의 형상과 균열 위치의 영향을 정량화하기 위해 다양한 평판과 실린더 형상을 고려하였으며, 내부균열과 모서리균열을 고려하였다. 또한 균열이 용접부 중앙에 존재하는 경우와 모재와 용접재 경계에 존재하는 경우로 분리하여 고려하였다. 그리고 용접부의 균열진전력을 예측하기 위해서는 등가재료개념을 적용하였다.

M(T) 시편과 같은 평판 내부 균열에 대해서는 등가재료개념이 균열의 위치에 무관하게 잘 적용되었다. 그리고 SE(PB)와 같은 평판 모서리 균열에 대해서도 등가재료개념은 비교적 잘 적용되었으나, M<1 인 경우와 균열이 모재와 용접재의 경계에 존재하는 경우에는 다소 보수적인 예측을 하였다. FCCP 와 같은 실린더 모서리 균열의 결과는 평판 모서리 균열과 유사하였다. 하지만 M>1 인 경우에서는 매우 비보수적인 예측을 하였으며, 이는 균열 주위의 국부적인 변형이 아닌 구조물 전체의 변형(GSY)에 의한 것으로 생각된다. 그리고 TWCP 와 같은 실린더 내부 균열에 대해서는 M>1 인 경우에는 균열의 위치에 무관하게 정확하게 예측하였으나, M<1 인 경우에는 매우 보수적인 예측을 하였다. 그러므로 구조물 형상이나 균열 위치 등에 무관하게 균열진전력을 정확하게 예측하기 위한 향상된 방법이 필요하다.

후 기

본 연구는 산업자원부의 지원에 의하여 기초전력연구원(R-2005-B-127)주관으로 수행된 과제입니다. 이에 관계자 여러분께 감사드립니다.

참고문헌

(1) Schwalbe, K. H. and Kocak, M., 1994, Mis-Matching of Welds, Proceedings of the International Conference Mis-Match '93, ESIS 17, Mechanical Engineering Publications, London.

(2) Schwalbe, K. H. and Kocak, M., 1997, Mis-Matching of Interfaces and Welds, Proceedings of the 2nd International Conference Mis-Match '96, GKSS Research Centre Publications, Germany.

(3) Kumar, V., German, M. D. and Shih, C. F., 1981, An Engineering Approach for Elastic-Plastic Fracture, EPRI Report NP 1931.

(4) British Energy Generation Ltd., 2001, "R6: Assessment of the Integrity of Structures Containing Defects," Revision 4.

(5) Schwalbe, K. H., Zerbst, U., Kim, Y. J., Brocks, W., Cornec, A., Heerens, J. and Amstutz, H., 1997, 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

(6) Schwalbe, K. H., Kim, Y. J., Hao, S., Cornec, A. and Kocak, M., 1996, 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.

(7) Lei, Y. and Ainsworth, R. A., 1997, "A J Integral Estimation Method for Cracks in Welds with Mismatched Mechanical Properties," *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, Vol. 70, pp. 237~245.

(8) Kim, Y. J., Kocak, M., Ainsworth, R. A. and Zerbst, U., 2000, "SINTAP Defect Assessment Procedure for Strength Mis-Matched Structures," *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 67, pp. 529~546.

(9) Schwalbe, K. H., Ainsworth, R. A., Eripret, C., Gilles, P., Koçak, M., Pisarski, H. and Wang, Y. Y., 1997, "Common Views on the Effects of Yield Strength Mis-Match on Testing and Structural Assessment. In: Schwalbe K-H and Koçak M, editors. Mis-Matching of Interfaces and Welds," GKSS Research Centre Publications, Germany, pp. 99~134.

(10) Kim, Y. J. and Schwalbe, K. H., 2001, "Mis-Match Effect on Plastic Yield Loads in Idealised Weldments: Part I-Weld Centre Cracks," *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 68, pp. 163~182.

(11) Kim, Y. J. and Schwalbe, K. H., 2001, "Mis-Match Effect on Plastic Yield Loads in Idealised Weldments: Part II-HAZ Cracks," *Engineering Fracture Mechanics* Vol. 68, pp. 183~199.

(12) Kim, Y. J., Schwalbe, K. H. and Ainsworth, R. A., 2001, "Simplified J Estimation Based on Engineering Treatment Model for Homogeneous and Mis-Matched Structures," *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 68, pp. 9~27.

(13) Lei, Y., Tao, J. and Li, P. N., 1999, "Limit Load and J Estimates of a Center Cracked Plate with an Asymmetric Crack in a Mismatched Weld," *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, Vol. 76, pp. 747~757.

(14) Zahoor, A., 1991, Ductile Fracture Handbook, Vol. 2 Chapter 6 Axial through-wall crack, Novetech Corp.

(15) Webster, G. A., and Ainsworth, R. A., 1994, High Temperature Component Life Assessment, Chapman & Hall, London.

(16) Riedel, H., 1987, Fracture at High Temperature, Berlin: Springer-Verlag.