2002 춘계학술회 발표집
한국원자력학회

개선된 참조 응력법을 이용한 비선형 파괴파라미터 예측

Estimation of Non-Linear Fracture Parameter Using Enhanced Reference Stress Method

김진수, 허남수, 김윤재, 김영진
성균관대학교 기계공학부
수원시 장안구 천천동 300

요 약

본 논문에서는 균열구조물에 대한 비선형 파괴역학해석시 필요한 J-적분(혹은 C^*)을 예측하기 위해 새로운 공학적 방법인 개선된 참조응력법을 제시하였다. 이 방법은 기존 방법에 비해 매우 정확하고, 단순하다. 본 연구에서는 이 방법을 관통균열배관이나 표면균열배관에 적용하였다. 유한요소해석으로부터 얻은 J 와 C^* 모두 예측결과와 잘 일치하였으며, 이를 통해 제시한 방법의 타당성을 입증하였다.

Abstract

This paper provides the new engineering method, called the enhanced reference stress method, to estimate J (or C^*) for non-linear fracture mechanics analysis of defective components. The proposed method offers significant advantages over existing methods in terms of its accuracy, simplicity and robustness. Examples of application of the proposed method to typical piping integrity problems such as through-wall cracked pipes and surface cracked pipes. Excellent agreements between the FE J and C* results and those of the proposed method provide sufficient confidence in the use of the proposed method.

1. 서 론

1970년대 Rice[1)]가 탄소성 파괴역학 매개변수인 J-적분을 제시한 이후 비선형

파괴역학(Non-Linear Fracture Mechanics)는 급속하게 발전하였다. 특히 균열 구조물의 안정성 평가에 적용하기 위한 연구가 80년대부터 미국과 유럽을 중심으로 활발히 진행되어 왔다. 1980년대에 미국의 전력연구소(Electric Power Research Institute, EPRI)를 중심으로 균열 구조물의 비선형 파괴역학 해석을 위한 GE/EPRI Handbook[2-5]을 개발한 것을 필두로 영국에서는 중앙전력연구소(Central Electric Generating Board, CEGB)의 R6[6] 와 R5[7] 절차법들을 개발하였다. 또한 최근 미국을 중심으로 국제공동연구로 배관건전성 평가연구[8,9]가 수행된 바 있으며, 유럽에서는 유럽공동체 균열구조물 절차법 SINTAP(Structural Integrity Assessment Procedures for European Industry)[10]를 개발하였다. 그러나 이러한 활발한 연구에도 불구하고 아직도 비선형 파괴역학의 균열 구조물에의 응용에는 많은 문제점들이 있다.[11]

현재 비선형 파괴역학 매개변수 (J-적분과 C^*-적분) 계산에 가장 널리 사용되고 있는 공학적 방법은 크게 미국의 GE/EPRI 방법과 유럽의 참조응력방법(Reference stress method)으로 나눌 수 있다.

GE/EPRI 방법은 J-적분 (혹은 C^*-적분)의 소성 영향함수를 유한요소 해석에서 결정하며, Ramberg-Osgood 재료에 대해서는 매우 정확하다. 하지만 실제 구조물들은 다양한 형상, 균열 크기 및 하중형태를 가지고 있으며, 이 방법을 적용하기 위해서는 엄청난 양의 3차원 유한요소 해석이 필요하다는 단점이 있다. 따라서 현재까지 매우 제한된 형상에 대해서만 해가 존재한다. 또한 이 방법은 재료 인장특성(혹은 크리프-변형 특성)을 Ramberg-Osgood 식 (혹은 멱급수식)으로 이상화시키기 때문에 이상화 과정에서 생기는 오차로 인해 계산된 J-적분 (혹은 C^*-적분)은 상당한 오차를 가져올 수 있다.

GE/EPRI 방법의 단점을 보완하기 위해 Ainsworth[12]는 고온구조물 응력해석에서 오랫동안 사용되어 왔던 참조응력법[13]을 이용하여 균열구조물평가를 위한 J-적분 (혹은 C^*-적분) 계산식을 제안하였다. 이 방법의 기본 개념은 균열구조물의 J-적분 (혹은 C^*-적분)을 탄성성분의 J-적분과 소성한계하중을 이용하여 구하는 것이다. 따라서 복잡한 형상과 하중형태에 대해서도 쉽게 J-적분 (혹은 C^*-적분)을 계산할 수 있어 실제 문제에의 적용이 용이하다는 장점이 있다. 반면에 일반적으로 계산결과는 정확성이 떨어지며 특히 표면균열의 경우 균열구조물의 소성한계하중 정의가 모호해져 적용이 어렵다는 단점이 있다. 표면균열의 경우가 실제 가장 중요한 문제임을 감안할 때 이 방법의 실제 적용에는 많은 문제점이 있다고 할 수 있다.

본 연구에서는 이러한 기존 비선형 파괴역학해석법의 단점을 보완한 개선된 참조응력법(Enhanced Reference Stress Method)을 제시하고 다양한 형상에 대한 검증을 수행하였다.

2. 개선된 참조응력법

GE/EPRI법에서 *J*-적분의 소성 성분은 일반적으로 다음과 같이 정의된다.[6)]

$$J_p = a\left(\frac{s_y^{\ 2}}{E}\right)G \cdot h_1(n)\left[\frac{P}{P_o}\right]^{n+1} \tag{1}$$

여기서, s_y는 재료의 항복 강도, E 는 재료의 Young ' s Modulus, G는 길이차원을 갖는 함수이며, P_o는 무차원화 하중이다. 소성 영향 함수 h_1은 균열의 기하학적 형상및 가공경화지수(n)에 대한 함수이다. *J*-적분의 탄성 성분은 다음과 같이 표현될 수 있다.

$$J_e = \frac{K^2}{E'} = \left(\frac{s_y^{\ 2}}{E}\right)G \cdot h_1(n=1)\left[\frac{P}{P_o}\right]^2 \tag{2}$$

여기서, K는 선형 탄성 파괴역학 매개 변수인 응력확대계수(stress intensity factor)이며, 평면 변형률(plane strain) 상태에 대해서는 $E'=E/(1-n^2)$이며 평면 응력(plane stress) 상태에 대해서는 $E'=E$ 이다. 식 (2)에서 $h_1(n=1)$은 탄성재료(n=1)에 대한 h_1값을 의미한다. 식 (1)을 식 (2)를 이용하여 무차원화시키면,

$$\frac{J_p}{J_e} = a\,\frac{h_1(n)}{h_1(n=1)}\left[\frac{P}{P_o}\right]^{n-1} \tag{3}$$

식 (3)에서 $h_1(n)/h_1(n=1)$ 의 값은 균열길이와 가공경화지수(n)에 대해 아주 민감하게 변화한다. 이러한 민감성을 줄이기 위해 P_o와 다른 하중인 참조하중 P_{ref}를 도입하면 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\frac{J_p}{J_e} = a\left\{\frac{h_1(n)}{h_1(n=1)}\left[\frac{P_{ref}}{P_o}\right]^{n-1}\right\}\left[\frac{P}{P_{ref}}\right]^{n-1} \tag{4}$$

여기서 $h_1(n)/h_1(n=1)$ 와 P_{ref}/P_o 는 무차원 함수이며 균열길이와 가공경화지수(n)에 대해 변화한다. 그러나 참조하중 P_{ref}를 적절히 선택하면 균열길이와 가공경화지수(n)에 대한 민감성을 최소화할 수 있다. 이러한 하중을 본 연구에서는 최적 참조 하중(Optimized reference load), P_{oR}이라 가정하였다. 이 경우 식 (4)는 다음과 같이 간단히 표현된다.

$$\frac{J_p}{J_e} \approx a\left[\frac{P}{P_{oR}}\right]^{n-1} \qquad (5)$$

식 (5)은 재료가 이상적인 Ramberg-Osgood 거동을 보이는 경우에만 적용된다. 만약 재료가 그러한 이상적인 거동이 아닌 일반적인 거동을 보일 경우 다음과 같이 일반화된다.

$$\frac{J_p}{J_e} \approx \frac{Ee_{ref}}{s_{ref}} \;\; ; \;\; s_{ref} = \frac{P}{P_{oR}} s_y \qquad (6)$$

여기서 s_{ref}는 참조응력을 의미하고, e_{ref}는 실제 응력-변형률 선도에서 측정된 $s=s_{ref}$에서의 변형률을 의미한다. 식 (6)은 소성 성분의 *J*-적분 계산식이며, 소성 보정을 이용한 전 *J*-적분은 다음과 같이 정리된다[6)]:

$$\frac{J}{J_e} = \frac{Ee_{ref}}{s_{ref}} + \frac{1}{2}\left(\frac{s_{ref}}{s_y}\right)^2 \frac{s_{ref}}{Ee_{ref}} \;\; ; \;\; s_{ref} = \frac{P}{P_{oR}} s_y \qquad (7)$$

식 (7)에서 J_e는 기존 해들 혹은 탄성해석을 통해 쉽게 구할 수 있다. P_{oR}을 구하기 위해서는 일반적으로 제한된 유한요소 해석을 수행하여 GE/EPRI방법의 소성 영향함수를 결정한 후 이 결과를 토대로 최적 참조 하중을 결정할 수 있다.

본 연구에서 제시한 방법은 먼저 유한요소 해석을 이용한다는 점에서는 GE/EPRI 방법과 유사하나, 필요한 유한요소 해석 양에서 많은 차이를 보인다. 예로 복합하중을 받는 균열배관 해석의 경우 GE/EPRI방법은 가능한 모든 경우에 대한 해석을 소성 경화지수(Strain hardening exponent)에 대해 수행하므로 막대한 시간과 노력이 필요한 반면, 개선된 참조 응력법에서는 소성 한계해석과 극히 제한된 유한요소해석만으로도 최적 참조 하중을 결정할 수 있다는 장점이 있다. 또한 기존의 참조응력법과 비교한다면 제한된 유한요소 해석이 필요하긴 하나 정확성이 뛰어나다는 장점이 있다.

3. 관통균열배관에 대한 해석

3.1 *J*-적분 계산식

Fig. 1은 원주방향 관통균열을 가진 배관을 나타낸다. 이러한 배관에 인장하중(*P*), 굽힘모멘트(*M*), 내압(*p*)이 작용하는 경우 제한된 유한요소 해석을 통해 다음과 같은 최적 참조하중(P_{oR})을 결정하였다.

$$P_{oR} = g \cdot P_L \quad ; \quad M_{oR} = g \cdot M_L$$
$$p_{oR} = y \cdot p_L \tag{8}$$

여기서, P_L 은 소성 한계 하중, M_L 은 소성 한계 모멘트, p_L은 소성한계압력을 나타낸다.

$$P_L = 2R_m t s_y \left[p - q - 2\,sin^{-1}\left(\frac{1}{2} sinq \right) \right] \tag{9}$$

$$M_L = 4{R_m}^2 t s_y \left[cos\left(\frac{q}{2} \right) - \frac{1}{2} sinq \right] \tag{10}$$

$$p_L = \frac{2t}{pR_m} s_y \left[p - q - 2\sin^{-1}\left(\frac{1}{2} \sin q \right) \right] \tag{11}$$

또한 식 (8)에서 무차원 상수인 g, y **는 균열 길이의 함수로 다음과 같이 정의된다.**

$$g(q) = 0.82 + 0.75\left(\frac{q}{p} \right) + 0.42\left(\frac{q}{p} \right)^2 \tag{12}$$

$$y(q) = 0.45 + 1.88\left(\frac{q}{p} \right) - 0.75\left(\frac{q}{p} \right)^2 \tag{13}$$

관통 균열 배관이 인장하중과 모멘트의 복합하중을 받을 경우, 최적 참조 하중은 다음의 항복 궤적에서 구할 수 있다.[17)]

$$\left(\frac{P}{P_{oR}} \right)^2 + \frac{M}{M_{oR}} = 1 \tag{14}$$

여기서 P_{oR} 과 M_{oR}은 식 (8)에서 구할 수 있다. 마찬가지로 내압과 모멘트가 동시에 작용할 경우에는 다음 식으로부터 구할 수 있다.

$$\left(\frac{p}{p_{oR}} \right)^2 + \frac{M}{M_{oR}} = 1 \tag{15}$$

반면 탄성성분의 *J*-적분 (J_e)는 기존 제시된 해와 선형 중첩을 이용하면 쉽게 구할 수 있다.

3.2 유한요소 해석을 이용한 검증

유한요소해석에 사용된 사용된 배관의 외경과 두께는 각각 355.6*mm*, 35.7*mm* 이며, R_m/t 값은 4.48 이다. 재료는 원자력발전소 배관으로 사용되는 TP316(288℃), TP304(50℃) 스테인레스강의 인장 실험 결과를 사용하였다. Fig. 2 는 유한요소해석에 사용된 대표적인 유한요소모델을 나타낸 것이다. 해석 모델의 대칭성을 고려하여 전체의 1/4 만을 모델링하였으며, 범용 유한요소해석 프로그램인 ABAQUS 프로그램 [18]을 사용하였다. 유한요소모델은 20 절점 등계수 사각주요소(20-nodes isoparametric brick reduced integration element)로 구성하였으며, 요소의 수는 936 개이며, 소규모 변형률 해석(small strain analysis)을 적용하였다.

Fig. 3 은 관통균열 배관이 순수 굽힘을 받을 경우, 유한요소해석으로 구한 J-적분을 개선된 참조 하중법으로 구한 결과와 비교하여 나타낸 것이다. 또한 Fig. 4 는 인장하중과 모멘트를 동시에 받는 경우에 대한 결과이다. Fig. 3, 4 에 나타낸 바와 같이 개선된 참조 응력법에 의해 계산된 J-적분 값들은 모든 경우에 대해 유한요소 해석 결과와 아주 잘 일치한다.

4. 표면균열 배관에 대한 응용

일반적으로 배관의 균열은 표면균열이며 이러한 배관의 건전성 평가를 위해서는 표면균열에 대한 정확한 J-적분 계산이 필수적이다. 특히 표면균열 건전성 평가의 중요한 문제 중 하나는 균열선단의 위치에 따라 J-적분이 변하며, 공학적 J-적분 계산식은 균열선단의 모든 위치에 따라 계산될 수 있어야 한다. 이러한 문제로 인해 만족할 만한 공학적 J-적분 계산식은 제시되지 못한 실정이다.

4.1 J-적분 계산식

Fig. 5는 본 연구에서 사용한 원주방향 표면균열을 가진 배관을 나타낸다. 이러한 배관에 내압(p), 굽힘모멘트(M)가 작용하는 경우, 제한된 유한요소 해석을 통해 최적 참조내압(p_{oR}) 그리고 최적 참조모멘트(M_{oR})를 다음과 같이 결정하였다.

$$p_{oR} = g \cdot p_L \quad \text{for internal pressure}$$
$$g = 1.767(a/t)(b/p) - 0.156(a/t) - 0.101(b/p) + 0.627 \tag{16}$$

$$M_{oR} = g \cdot M_L \quad \text{for global bending}$$
$$g = q_1 (a/t)^2 + q_2 (a/t) + 1.04$$
$$q_1 = 4.26(b/p)^2 - 1.35(b/p) + 0.80 \tag{17}$$
$$q_2 = -2.30(b/p)^2 - 1.57(b/p) - 0.77$$

여기서 소성 한계압력 p_L과 모멘트 M_L은 다음과 같이 정의된다.

$$p_L = \frac{2s_y t}{R_m}\left(1 - \frac{ba/t + 2\sin^{-1}[a\sin(b/2)/t]}{p}\right) \tag{18}$$

$$M_L = 4R_m{}^2 t s_y \left(\cos\left[\frac{ab}{2t}\right] - \frac{a\sin b}{2t}\right) \tag{19}$$

여기서 한가지 중요한 사실은 개선된 참조응력법에 의하면 단순히 균열선단의 주어진 위치에 대한 탄성성분의 J, 즉 J_e를 식 (7)에 대입하면 해당 위치에서의 탄소성 J-적분값을 계산할 수 있다는 것이다. 만약 균열 표면점(f=0, 그림 5)에서의 J값을 구하고 싶다면, 표면점에 해당하는 J_e값을 식 (7)에 대입하면 된다. 일반적으로 표면 균열에 대한 J_e 해는 균열 표면 모든 점에 대해 주어지기 때문에 개선된 참조응력법을 이용하면 균열 표면 모든 점에 대한 탄소성 J값을 구할 수 있다.

4.2 유한요소 해석을 이용한 검증

해석에 사용된 재질은 3 장과 동일하며, Fig. 6 은 해석에 사용된 유한요소 모델을 나타낸다.

Fig. 7 과 8 은 표면 균열 배관이 내압과 모멘트의 단순 하중을 받는 경우, 유한요소해석으로 구한 J-적분을 개선된 참조 하중법 결과와 비교하여 나타낸 것이다. 여기서 J-적분은 다음과 같이 무차원화 하였다.

$$J_n = \frac{J}{s_y (t-a)(a/t)} \tag{20}$$

Fig. 7 과 8 의 결과는 모두 표면 균열 최심점에서의 J-적분값을 비교한 것이다. Fig. 9 에서는 균열면 임의의 점에서의 J-적분을 비교하기 위해 균열면을 따라 몇 개의 점에서 유한요소해석결과를 예측결과와 비교하였다. 그림에 나타낸 바와 같이 개선된 참조 응력법에 의해 계산된 J-적분은 표면점을 포함한 균열면 임의의 점에서 유한요소해석결과와 잘 일치하였다.

5. 고온 크리프 해석에의 응용

균열 배관이 크리프 온도에서 가동될 경우 균열은 크리프에 의해 진전하게 된다. 이러한 배관의 건전성 평가를 위해서는 크리프 균열진전을 예측해야 하며, 이를 위해 크리프 매개 변수인 C^*-적분을 계산해야 한다.

5.1 C^*-적분 계산식

소성역과 크리프의 유사성을 고려하면 개선된 참조 응력법에 입각한 C^*-적분 계산식은 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$C^* = \left(\frac{K^2}{E'}\right)\frac{E\dot{e}_c}{s_{ref}} \tag{21}$$

여기서 s_{ref}는 참조응력이며, $\dot{e}_c$ 는 $s = s_{ref}$에서의 크리프 변형률 선도에서 결정된 크리프 변형률 속도이다. 참고로 식 (21)는 멱급수 형태의 이상화된 크리프-변형률 선도 뿐만 아니라 일반적인 크리프-변형률 선도에도 적용이 가능하다.

5.2 유한요소 해석을 이용한 검증

전술한 유한요소 모델을 이용하여 관통 균열과 표면 균열이 존재하는 배관이 내압 혹은 모멘트를 받을 경우에 대한 탄성-크리프 해석을 수행하였다. 사용된 재료는 565°C 의 CMV 강의 크리프 물성치인 q-projection law[24)]와 TP316 스테인레스강의 크리프 물성치인 RCC-MR law[25)]를 사용하였다.

Fig. 10 은 관통균열을 가진 배관이 모멘트와 내압을 받을 경우 RCC-MR 과 q-projection creep law 에 대한 유한요소 해석결과와 개선된 참조 응력법에 의한 결과를 비교한 것이다. Fig. 11 은 내압을 받는 표면균열에 대한 해석결과를 나타낸 것이다. 이들 결과에서 보는 바와 같이 일반 크리프 법칙을 따르는 재료인 경우에도 개선된 참조 응력법은 매우 정확한 C^*-적분을 제공한다.

6. 결 론

본 논문에서는 정확하고 손쉽게 비선형 파괴역학해석을 수행할 수 있는 개선된 참조 응력법을 제시하였다. 개선된 참조응력법을 이용하여 균열 배관에 대한 공학적 J-적분과 C^*-적분 계산식을 제시하였으며, 유한요소해석결과와 비교하여 계산식의 타당성을 입증하였다. 이 방법은 기존의 다른 방법에 비해 더 정확하며, 결과가 안정적이며, 간단하여 아주 복잡한 문제에도 쉽게 확대 적용이 가능하다는 장점이 있다. 더욱 중요한 장점은 제안된 방법은 표면균열의 경우 균열의 임의 점에서도 J-적분과 C^*-적분을 계산할 수 있다는 것이다. 추후 개선된 참조응력법을 이용하여 곡관에 존재하는 균열 해석, 배관 용접부 균열 해석, 열하중과 기계하중을 동시에 받는 배관의 균열 해석, 분지관의 용접부에 존재하는 균열 해석 등 다양한 현장 문제에 대한 해석으로 확대 적용할 예정이다.

후 기

본 논문은 한국과학재단 산하 성균관대학교 산업설비 안전성평가 연구센터의 연구비 지원으로 이루어진 것으로서, 이에 관계자 여러분들께 감사 드립니다.

참고 문헌

1) Rice, J.R., 1968, " A Path Independent Integral and the Approximated Analysis by Notches and Cracks " , *Journal of Applied Mechanics*, 35, pp. 379-386.
2) Kumar V, German D, Shih CF. *An Engineering Approach for Elastic-Plastic Fracture Analysis*. EPRI Final Report NP 1931, 1981.
3) Kumar V. *Estimation Technique for the Prediction of Elastic-Plastic Fracture of Structural Components of Nuclear Systems*. 5^{th} and 6^{th} Semi-annual Reports to EPRI, 1982.
4) Kumar, V. and German, M.D., 1998, *Elastic-Plastic Fracture Analysis of Through-Wall and Surface Flaws in Cylinders*, EPRI Report, NP-5596.
5) Zahoor, A., 1991, *Ductile Fracture Handbook*, Novotech Corp. 3 Volumes.
6) R6, 1999, *R6: Assessment of the Integrity of Structures Containing Defects, Revision 3, Amendment 10*, British Energy.
7) R5, 1998, *R5: Assessment Procedure for the High Temperature Response of Structures, Issue 2*, British Energy.
8) Wilkowski, G, *et al.,* 1997, International Piping Integrity Research Group (IPIRG) Program Program Final Report. NUREG/CR-6233, USNRC.
9) Hopper, A, *et al.,* 1997, The Second International Piping Integrity Research Group (IPIRG-2) Program Final Report. NUREG/CR-6452, USNRC, 1997.
10) Final Procedure: SINTAP (Structural Integrity Assessment Procedures for European Industry), Brite-Euram Project, BE95-1426, November 1999.
11) Anderson, TL., 1995, *Fracture Mechanics Fundamentals and Applications*, CRC Press.
12) Ainsworth, R.A., 1984, " The Assessment of Defects in Structures of Strain Hardening Materials, " *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 19, pp. 633~642.
13) Penny R.K. and Marriot, D-L., 1995, *Design for Creep*, Chapman & Hall.
14) R66, 1999, *AGR Materials Data Handbook, Issue 5. C D Hamm (ed.),* British Energy Generation Ltd.

15) RCC-MR, 1985, *Design and Construction Rules for Mechanical Components of FBR Nuclear Islands*, AFCEN, Paris.

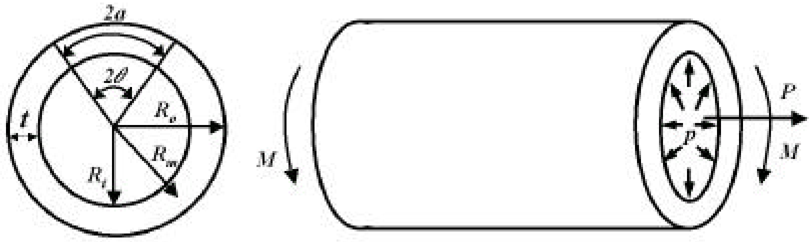


Fig. 1 Circumferential through-wall cracked pipes under axial tension (*P*), pure bending (*M*) and internal pressure (*p*).

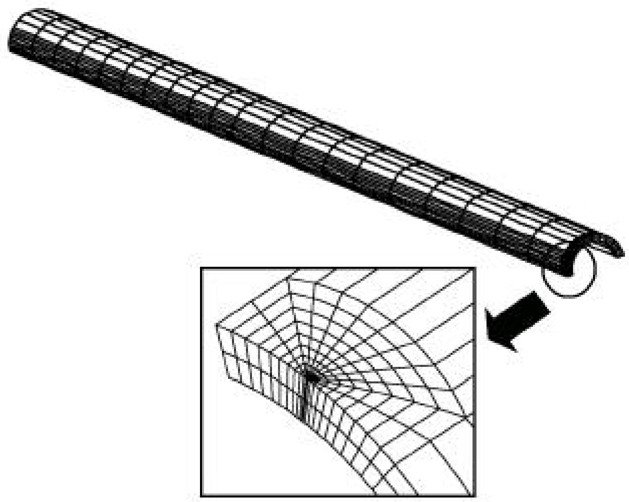
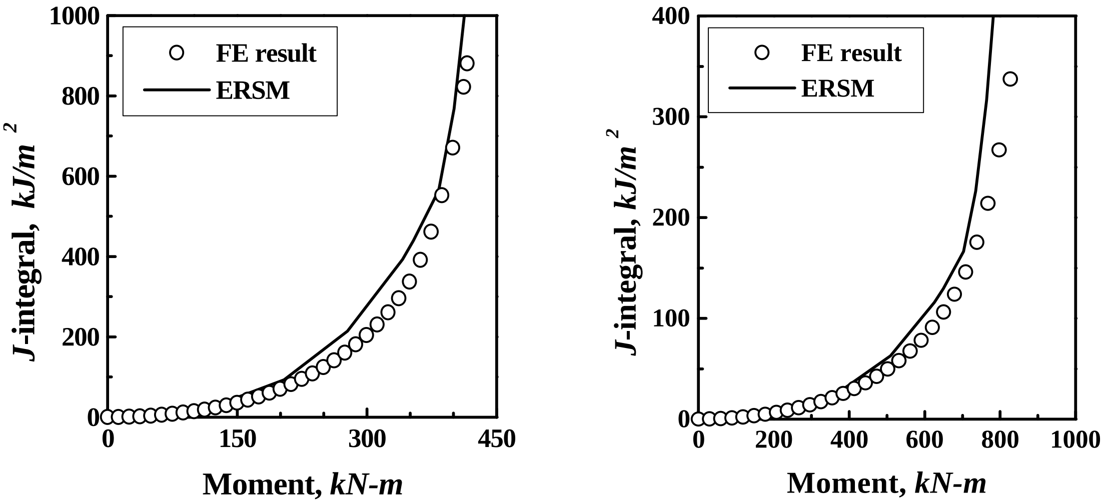
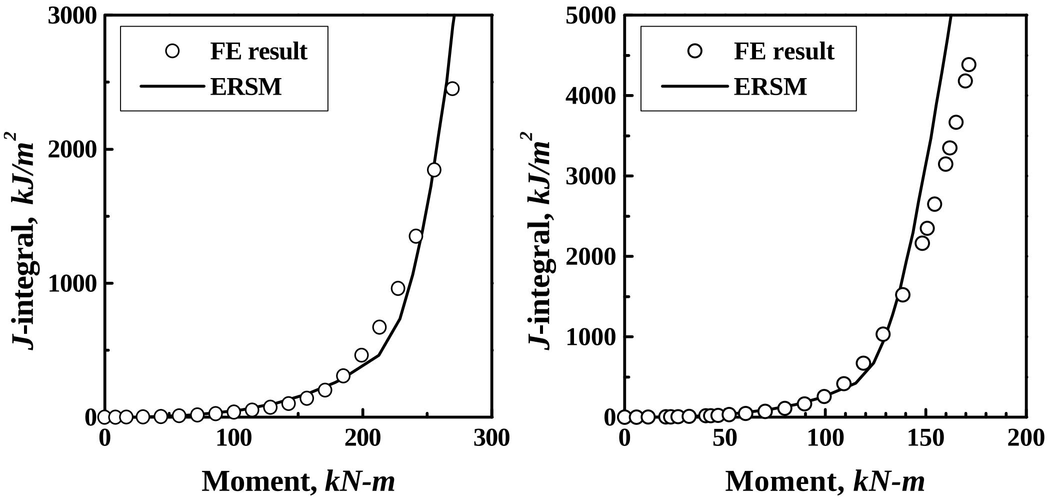


Fig. 2 A 3-D FE mesh for the circumferentially through-wall cracked pipe



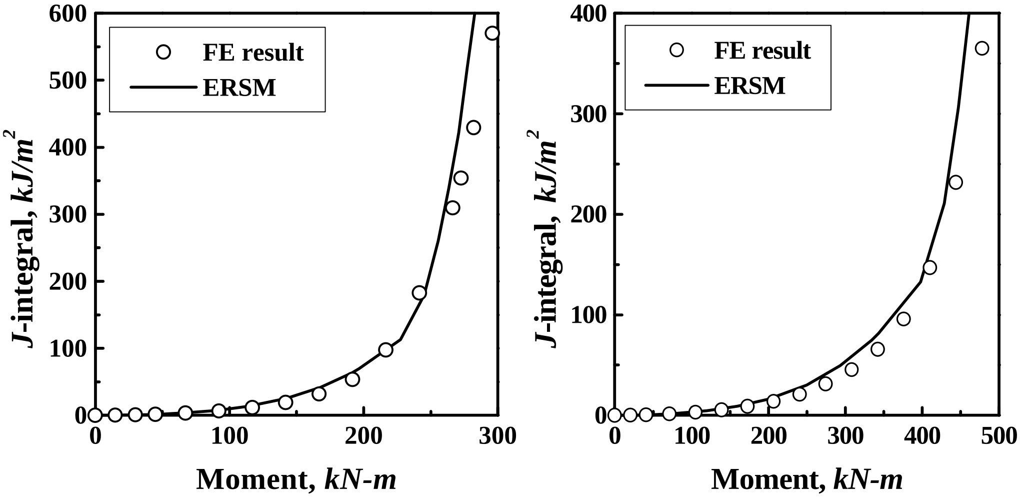
(a) (b)

Fig. 3 Comparison of FE J values under pure bending with those of the proposed method for (a) q/p =0.4 and (a) q/p =0.125.



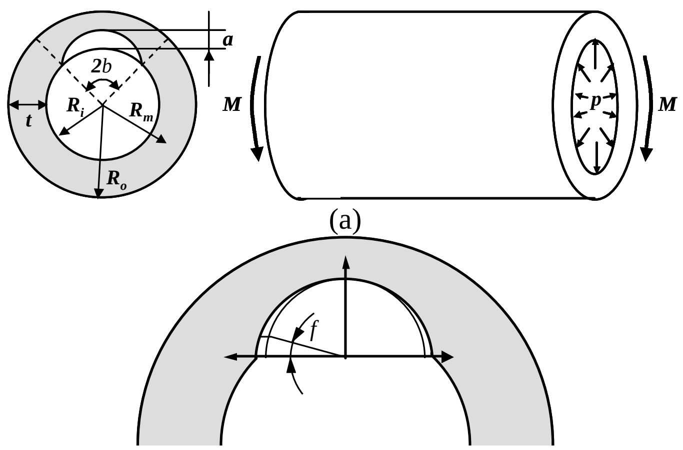
(a) (b)

(Continued)



(c) (d)

Fig. 4 Comparison of FE *J* values for combined bending and tension with those of the proposed method: for the load proportionality factor *l*=0.5 (a) *q/p*=0.4, (b) *q/p*=0.125, for *l*=2.0 (c) *q/p*=0.4, (d) *q/p*=0.125.



(a)

(b)

Fig. 5 (a) Schematic illustration for surface cracked pipes in internal pressure *p* and in global bending *M*, and (b) definition of the crack angle.

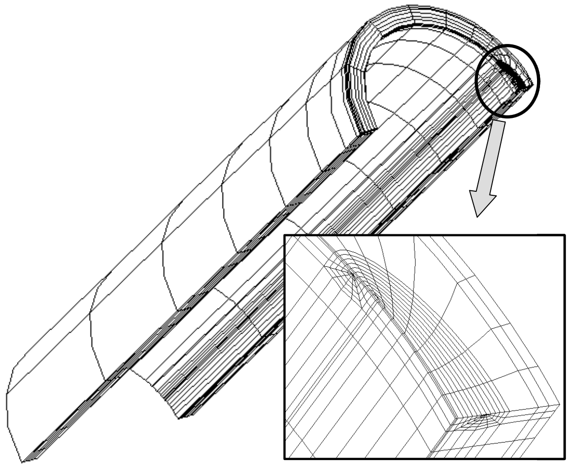


Fig. 6 A typical FE mesh for R_m/t=5, a/t=0.3 and b/p=0.1.

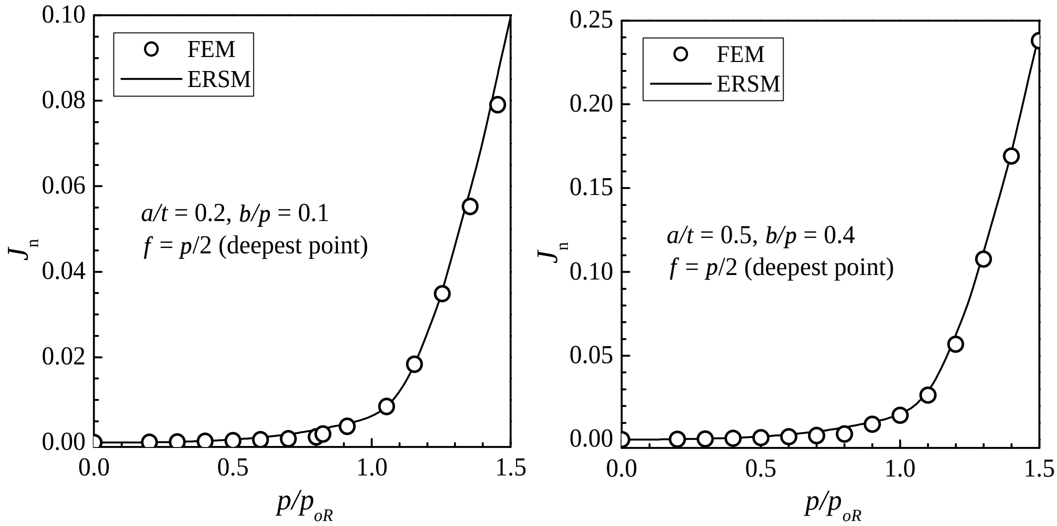


Fig. 7 Comparison of the FE *J* results with those from the proposed method under internal pressure.

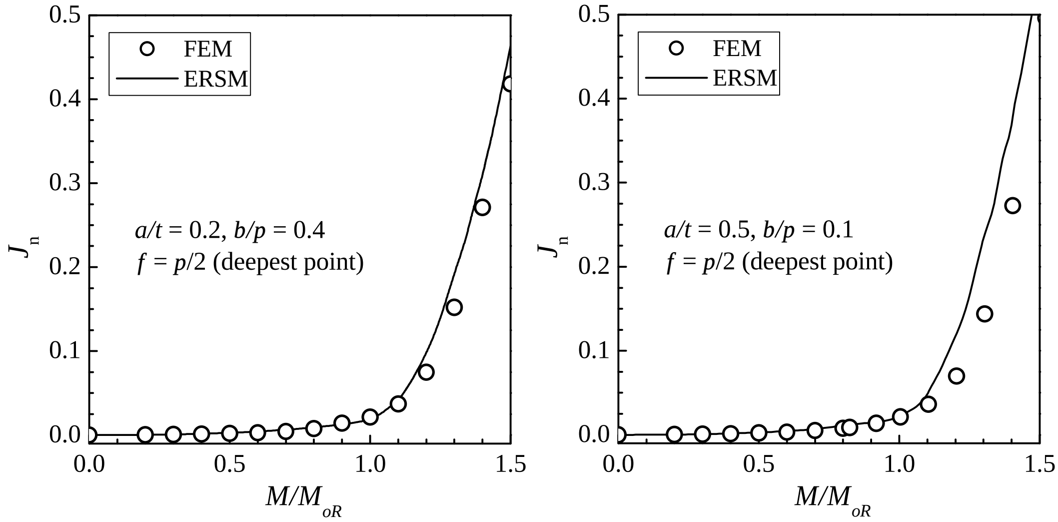


Fig. 8 Comparison of the FE *J* results with those from the proposed method under global bending.

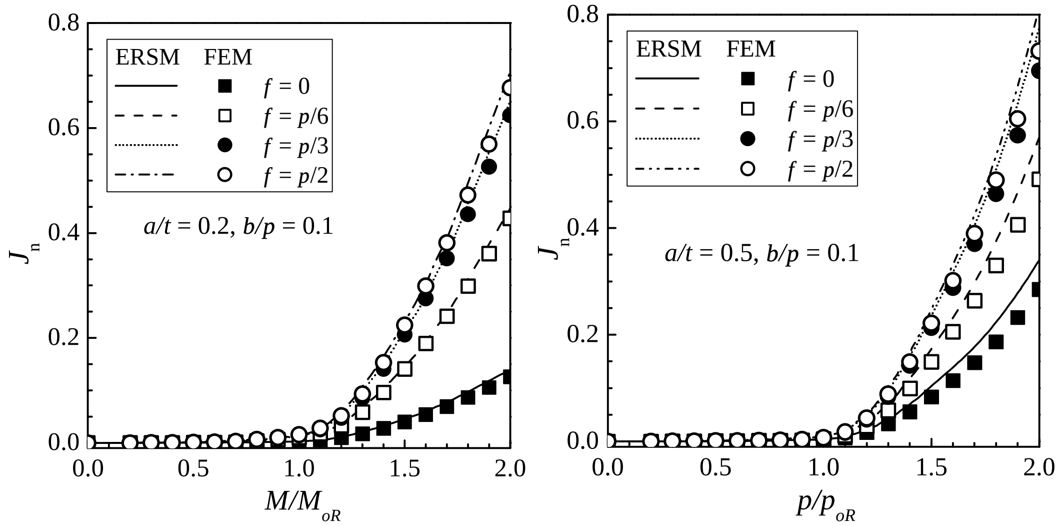
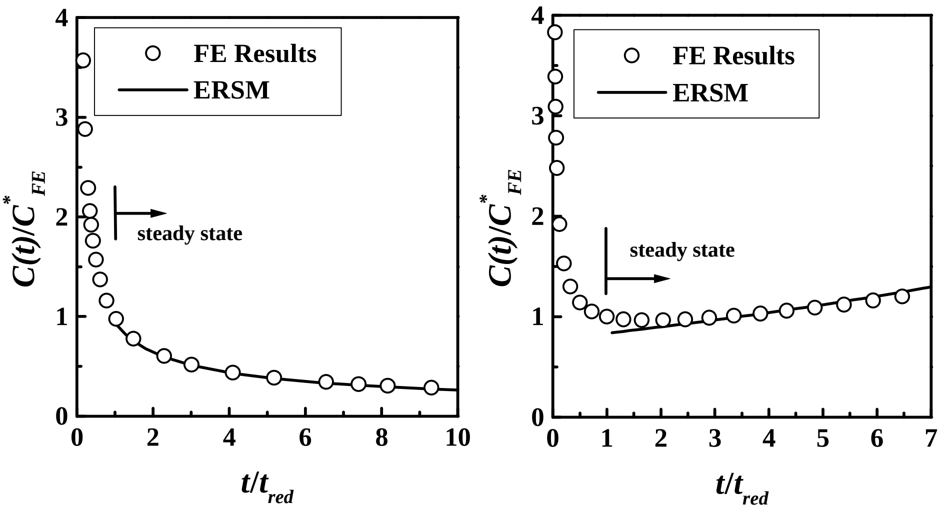


Fig. 9 Comparison of the FE *J* results at various points along the crack front (*f*=0, π/6, π/3 and π/2) with those from the proposed method.



(a) (b)

Fig. 10 Comparison of the FE C^* results with those from the proposed method for through-wall cracked pipes: (a) under global bending, q/p=0.4, RCC-MR law, and (b) under internal pressure, q/p=0.125, q-projection law.

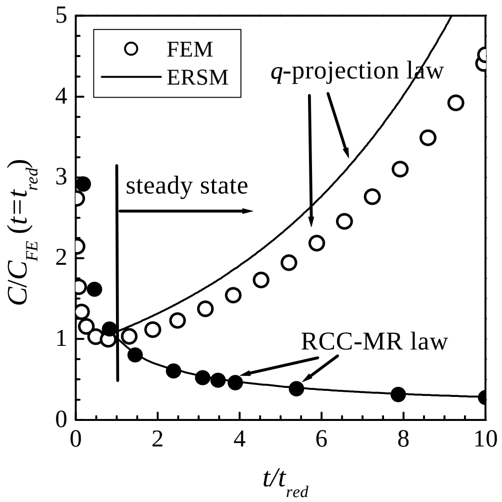


Fig. 11 Comparison of the FE C^* results with those from the proposed method for surface cracked pipes under pressure with a/t=0.5 and b/p=0.4.