

'99 춘계학술발표회 논문집

한국원자력학회

## 직관 및 엘보우의 표면균열 해석방법 특성 고찰

### Review of the Analysis Methods of Surface Crack for Straight Pipe and Elbow

김현수, 장운석, 진태은

한국전력기술주식회사

경기도 용인시 구성면 마북리 360-9

#### 요 약

본 논문은 원주방향 표면균열이 존재하는 직관 및 엘보우에 대한 최적의 하중 지지능력 평가방법을 결정하기 위한 것이다. 이를 위해 실험결과가 존재하는 기본모델과 기하학적 형상을 변화시킨 가상적인 특정모델을 대상으로 다수의 공학적 해석과 유한요소해석을 수행하였으며, 타당성 검토 측면에서 실험 및 문헌에 제시된 결과와 비교하였다. 비교결과 상세 유한요소해석 방법 대신 공학적 해석방법을 채택할 경우 직관 및 엘보우에 대해 각각 순단면붕괴 방법 및 SC,ELB2 방법을 사용하는 것이 비교적 적절한 것으로 나타났으나, 하중 지지능력 예측경향은 각 평가방법 뿐만 아니라 형상 및 재질에 따라서도 변화될 수 있으므로 활용시 세심한 주의가 요구된다.

#### Abstract

The objective of this paper is to find out optimum EPFM analysis methods of straight pipe and elbow by comparison of load-carrying capacities. To do this, analytical and finite element analyses were performed and then these results compared with the ones in the literatures and experimental data to verify the validity of the analysis results. Comparison results showed that NSC method for straight pipe and SC,ELB2 method for elbow were appropriate ones among analytical methods except FEM to predict load-carrying capacities. However, the trend of prediction results scattered according to the analysis conditions such as geometry and material as well as analytical methods, it is necessary for cautious application of the analytical methods.

## 1. 서론

최근 국내외 산업계에서는 주요설비의 사고를 미연에 방지하고 안전성을 확보하기 위해 가상 결함을 고려한 구조물의 설계 및 파괴역학적 건전성평가를 수행하고 있다. 특히 미국을 비롯한 주요 원전 선진국은 1990년대 중반까지의 공동연구<sup>(1~4)</sup>를 통해 직관 및 엘보우의 하중 지지능력 등을 예측할 수 있는 다수의 공학적 해석방법을 제시한 바 있으나, 평가결과의 상이함과 보수성이 문제점으로 지적되고 있는 상태이다<sup>(5~7)</sup>. 본 논문의 목적은 원주방향 표면균열이 존재하는 직관 및 엘보우에 대한 최적의 하중 지지능력 평가방법을 결정하기 위한 것이다. 이를 위해 순수 굽힘하중이 작용하는 직관을 대상으로 공학적 해석 및 유한요소해석을 수행하고, 내압과 굽힘하중이 동시에 작용하는 엘보우를 대상으로 공학적 해석을 수행하여 기하학적 형상과 재질 변화에 따른 모멘트 또는 응력을 결정한 후, 실험 및 문헌에 제시된 결과와 비교하여 기존 공학적 해석방법의 타당성을 입증하고 보수성을 정량화하고자 하였다. 이 때 직관과 엘보우에 대해 상이한 하중조건을 선정한 이유는 실험 데이터의 제한성에 기인한 것이다.

## 2. 공학적 해석방법 분석

Fig. 1과 Fig. 2는 각각 해석을 위해 선정한 원주방향 표면균열이 존재하고 순수 굽힘하중이 작용하는 직관 및 원주방향 표면균열이 존재하고 내압과 굽힘하중이 동시에 작용하는 엘보우의 대표적인 형상을 개략적으로 나타낸 것이다. 일반적으로 균열이 존재하는 배관의 건전성평가를 통해 하중 지지능력을 예측하는 경우 실험 데이터를 이용한 유한요소해석을 수행하는 것이 가장 정확한 방법으로 알려져 있으나, 비용적 측면을 고려할 때 간편하고 타당성이 입증된 공학적 해석방법을 사용하는 것이 바람직할 수도 있다. 한편 현재까지 개발되어 있는 공학적 해석방법은 직관 및 엘보우의 파괴거동 예측을 위해 다소 상이한 가정 및 이론을 채택하고 있으므로 해석에 앞서 각각의 특징을 파악할 필요가 있다. Table 1과 Table 2는 직관 및 엘보우에 대한 각 공학적 해석방법의 파괴역학 매개변수 결정식과 특징을 간략히 요약하여 나타낸 것이다.

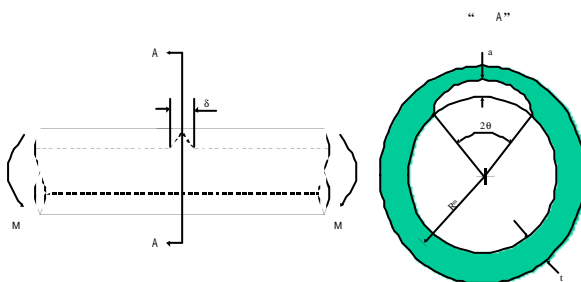


Fig. 1 Schematic of circumferentially surface cracked straight pipe

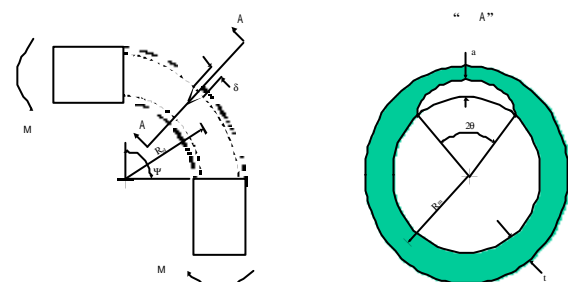


Fig. 2 Schematic of circumferentially surface cracked elbow

Table 1 Characteristics of the analytical methods for surface cracked straight pipe<sup>(6)</sup>

Method	Characteristics	Remark
SC.TNP1	$J = \frac{M}{\pi R_m^2 t} F_B\left(\frac{a}{t}, \frac{\theta}{\pi}\right) \sqrt{(\pi a)} + \alpha \sigma_0 \epsilon_0 \left(1 - \frac{a}{t}\right) \alpha h_1 \left(\frac{\sqrt{3} t \sigma}{2 b \sigma_0}\right)^{n+1}$	무차원 영향함수 이용
SC.TNP2	$L = (n-1)t$	무차원 영향함수 이용
SC.TKP1	$J = \frac{M}{\pi R_m^2 t} F_B\left(\frac{a}{t}, \frac{\theta}{\pi}\right) \sqrt{(\pi a)} + \alpha \sigma_0 \epsilon_0 \left(1 - \frac{a}{t}\right) \alpha h_1 \left(\frac{k \sigma}{D_0}\right)^{n+1}$	무차원 영향함수 이용
SC.TKP2	$L = (n+1)/(2n+1)t$	무차원 영향함수 이용
SC.ENG1	$J = \frac{M}{\pi R_m^2 t} F_B\left(\frac{a}{t}, \frac{\theta}{\pi}\right) \sqrt{(\pi a)} + \left[ \frac{\alpha M^{n+1}}{2t \alpha M_0^{n+1} (R_m - t/2 + a)(n+1)} \right] \left[ \frac{\pi}{4R} \right]^n$ $\left[ H\left(\frac{a}{t}\right)^{n-1} \frac{dG(a/t)}{d(a/t)} + (n-1)G\left(\frac{a}{t}\right) \left[ H\left(\frac{a}{t}\right)^{n-2} \right] \frac{dH(a/t)}{d(a/t)} \right]$	Compliance 감소 고려
SC.ENG2	$H(a/t) = \frac{Z}{K(a/t)}$	NSC 방법 수정
NSC <sub>Original</sub>	$M_{NSC} = 2\sigma_0 R_m^2 t \left[ 2 \sin \beta - \frac{a}{t} \sin \theta \right]$	한계하중 이론
NSC <sub>Battelle</sub>	$C_e = 1.257 - 0.01919(R_m/t)$	Ovalization 영향 보정
NSC <sub>Kawahara</sub>	$m = 1 - \left(\frac{a}{t}\right)^2 \left(\frac{\theta}{\pi}\right)^{0.2}$	보정계수 사용
ASME [WB] <sub>Original</sub>	$M = \frac{4I\sigma_0}{\pi D_0} \left( 2 \sin \beta - \frac{a}{t} \sin \theta \right) / Z$	Z-Factor 사용
ASME [WB] <sub>Modified</sub>	$Z = 1.2 \left[ (0.744 + 0.0152A(OD-4) - 0.0002A(OD-4)^2) \right]$ , CS $Z = \left[ (0.7292 + 0.0217A(OD-4) - 0.000296A(OD-4)^2) \right]$ , SS	Z-Factor 수정

Table 2 Characteristics of the analytical methods for surface cracked elbow<sup>(7)</sup>

Method	Characteristics	Remark
SC.ELB1	$J = \frac{K_I^2}{E'} + \alpha \sigma_0 \epsilon_0 c \left[ \frac{R_m}{t \lambda} \right] h_1^M \left[ \frac{M}{M_0} \right]^{(n+1)}$	NSC 방법 기초
SC.ELB2	$M_0 = M_0^{NSC} \frac{A^{NSC}}{A}$	GE/EPRi 방법 기초

### 3. 파괴역학 평가

파괴역학 평가방법의 적용 타당성 검토를 위해 원주방향 표면균열이 존재하는 SA376 TP304스테인레스강 및 A106 Gr.B 탄소강 직관에 순수 굽힘하중이 작용하는 경우를 대상으로 공학적 해석 및 유한요소해석을 수행하였으며, 원주방향 표면균열이 존재하는 TP304L 스테인레스강 엘보우와 A106 Gr.B 탄소강 엘보우에 내압과 굽힘하중이 작용하는 경우를 대상으로 공학적 해석을 수행하였다. 직관 및 엘보우의 형상, 균열의 형상, 재료물성치는 가압경수로 원전 운전조건인 288℃에서 수행된 실험 조건과 결과를 인용하였으며, 이를 정리하면 Table 3 및 Table 4와 같다. 해석 시 대부분의 인장특성 및 파괴특성은 준정적(Quasi-static) 실험결과를 사용하였으나 엘보우 배관계통의 파괴특성에 한해 동적(Dynamic) 실험결과를 사용하였으며, 이는 인장특성과 달리 하중속도 조건에 따라 차이를 보이는 파괴특성을 보다 실제적으로 모사하기 위한 것이다.

Table 3 Straight pipe experimental data<sup>(8)</sup>

구 분	SA376 TP304			A106 Gr.B	
	SS-P1	SS-P2	SS-P3	CS-P1	CS-P2
실험 형태	Specimen				
탄성계수(GPa) / 프와송 비	183.1 / 0.3	183.1 / 0.3	182.4 / 0.3	193.4 / 0.3	210.5 / 0.3
항복강도 / 인장강도(MPa)	146.9 / 448.9	146.9 / 448.9	138.6 / 449.6	212.4 / 467.5	319.9 / 621.5
$\alpha / n$	8.66 / 3.37	8.66 / 3.37	11.23 / 3.57	0.50 / 7.22	1.97 / 5.37
$J_{IC}$ (kN/m)	873	873	646	259	108
C(kN/m) / m	332 / 0.854	332 / 0.854	261 / 0.982	138 / 0.988	117 / 0.814
균열깊이비(%)/균열깊이비(a/t)	25.0 / 0.50	50.2 / 0.63	51.8 / 0.66	50.8 / 0.63	50.3 / 0.68
내경 / 외경(mm)	154.1 / 168.3	153.4 / 167.4	141.4 / 168.6	154.4 / 169.3	137.9 / 167.5
안쪽지지점 / 바깥지지점(m)	0.61 / 1.52	0.61 / 1.52	0.61 / 1.52	0.61 / 1.52	0.61 / 1.52
두께(mm) / $R_m/t$	7.1 / 11.35	7.0 / 11.46	13.6 / 5.70	7.44 / 10.88	14.8 / 5.16

Table 4 Elbow experimental data<sup>(8)</sup>

구 분	TP304L		A106 Gr.B	
	SS-E1	SS-E2	CS-E1	CS-E2
실험 형태	Pipe System	Specimen	Pipe System	Specimen
탄성계수(GPa) / 프와송 비	182.7 / 0.3	182.7 / 0.3	196.5 / 0.3	196.5 / 0.3
항복강도 / 인장강도(MPa)	200 / 408	200 / 408	208 / 450	208 / 450
$\alpha / n$	14.79 / 3.98	14.79 / 3.98	3.36 / 4.42	3.36 / 4.42
$J_{IC}$ (kN/m)	1,377 <sup>u)</sup>	1,062	373 <sup>u)</sup>	317
C(kN/m) / m	217 / 0.510 <sup>u)</sup>	211 / 0.487	314 / 0.676 <sup>u)</sup>	474 / 0.573
균열깊이비(%)/균열깊이비(a/t)	49.0 / 0.84	50.0 / 0.80	50.0 / 0.73	50.0 / 0.77
내경 / 외경(mm)	344.8 / 409.0	342.0 / 406.0	342.6 / 409.0	340.0 / 406.0
내압(MPa)	15.5	15.5	15.5	15.5
두께(mm) / $R_m/t$	32.1 / 5.9	32.0 / 5.8	33.2 / 5.7	33.0 / 5.7

주) [1] : 동적 실험결과

### 3.1 직관 해석

실험결과<sup>(8)</sup>가 제시되어 있는 기본모델과 기본모델의 입력변수 중 평균반경/두께비( $R_m/t$ ), 균열 길이비( $2c/\pi D_m$ ) 및 균열깊이비( $a/t$ )를 변화시킨 특정모델을 대상으로 NRCPIPES 프로그램<sup>(9)</sup>을 이용한 탄소성 파괴역학 해석을 수행하였다. 균열발생 모멘트와 최대모멘트는 각각  $J_{IC}$ 와  $[(dJ/da)_{app} > (dJ/da)_{max}]$ 에 해당하는 값으로 결정하였으며, SC.TNP1, SC.TNP2, SC.TKP1, SC.TKP2, SC.ENG1, SC.ENG2, 순단면붕괴(Net Section Collapse : NSC), ASME Sec.XI IWB 방법과 Battelle 연구소 및 Kurihara 수정 순단면붕괴 방법<sup>(6),(10)</sup> 등 총 11가지 방법을 사용하였다. 이 중 순단면붕괴 방법과 ASME Sec.XI IWB 방법은 최대모멘트 결정시 사용하는 방법이다.

한편, 공학적 해석과 유사하게 총 5가지 종류의 기본적인 해석모델을 설정하여 이를 대상으로 ABAQUS를 이용한 탄소성 유한요소 해석을 수행하였다. Fig. 3은 SA376 TP304 스테인레스강 직관을 대상으로 구성된 표면균열이 존재하는 대표적인 3차원 유한요소해석 모델을 나타낸 것으로서, 대칭성을 이용하여 직관의 1/4만을 모델링하였으며 9,865개의 결점과 1,944개의 C3D20 요소를 사용하였다. 한편, 균열발생 모멘트와 최대모멘트는 공학적 해석방법과 유사하게 각각  $J_{IC}$ 와  $[T_{app} > T_{max}]$ 에 해당하는 값으로 결정하였다.

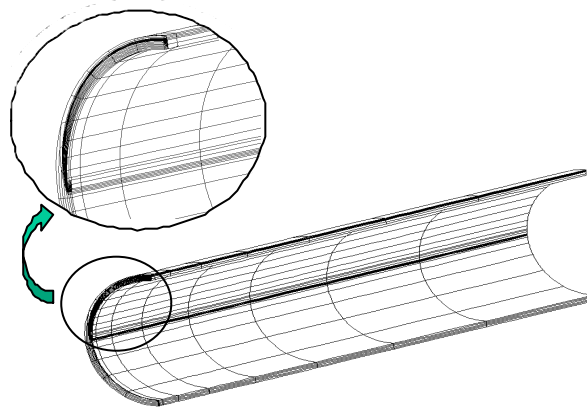


Fig. 3 Finite element model for straight pipe

### 3.2 엘보우 해석

실험결과<sup>(8)</sup>가 제시되어 있는 기본모델을 대상으로 IP2ELBOW 프로그램<sup>(11)</sup>을 이용한 탄소성 파괴역학 해석을 수행하였다. 한편, 균열발생 모멘트와 최대모멘트는 각각  $J_{IC}$ 와  $[(dJ/da)_{app} > (dJ/da)_{max}]$ 에 해당하는 값으로 결정하였으며, 굽힘 모멘트에 의한 응력과 내압으로 인한 축방향 응력은 식 (1) 및 식 (2)를 사용하여 산출하였다. 해석시 SC.ELB1, SC.ELB2, 순단면붕괴, ASME Sec.XI IWB 방법 등 총 4가지 방법을 사용하였으며, 이 중 순단면붕괴 방법과 ASME Sec.XI IWB 방법은 표면균열이 존재하는 직관의 최대모멘트 결정시 사용하는 방법이나, 표면균열이 존재하는 엘보우의 최대모멘트 예측시 적용 타당성을 검토하기 위해 사용하였다.

$$\sigma_{Bending} = \frac{Mc}{I} \quad (1)$$

$$\sigma_{Pressure} = \frac{PD_o}{4t} \quad (2)$$

#### 4. 해석결과 비교 및 고찰

Table 3과 Table 4에 제시된 실험결과를 토대로 파괴역학 평가방법의 적용 타당성 검토를 위해 예측한 하중 지지능력의 상호비교 및 문헌에 제시된 결과와의 비교 내용은 다음과 같다.

##### 4.1 직관 해석

##### 4.1.1 기본모델에 대한 비교결과

Fig. 4와 Fig. 5는 각각 5가지 기본모델을 대상으로 공학적 해석 및 유한요소해석을 통해 예측한 모멘트와 실험으로 결정한 모멘트를 비교하여 나타낸 것이다. 그림에 나타난 바와 같이 각 해석방법으로 구한 예측결과 중 NSC<sub>Original</sub> 방법을 이용하여 예측한 결과가 실험결과와 비교적 유사한 것으로 나타났으며, SC.TNP1 방법의 경우 하중 지지능력을 과대평가하는 경향을 보인 반면 SC.TKP1 방법과 유한요소해석 방법의 경우 보수적인 경향을 나타내었다. 이를 보다 구체적으로 살펴보면 공학적 해석방법으로 구한 균열발생 모멘트(Crack Initiation Moment) 및 최대모멘트(Maximum Moment)는 실험결과와 비교할 때 평균 약 30%와 20% 정도의 차이를 보였으나 유한요소해석으로 구한 모멘트는 평균 약 26%와 25%의 차이를 보였으며, 균열발생 모멘트의 경우 상대적으로 더 큰 편차를 나타내었다. 이 때 유한요소해석 방법을 제외한 6가지 공학적 해석방법으로 구한 균열발생 모멘트는 기하학적 형상 및 재료특성 변화에 따라 예측경향이 크게 변화하였으며, 최대모멘트의 경우도 이와 유사한 경향을 보였다.

한편 NSC<sub>Battelle</sub> 방법으로 예측한 결과는 일부 재질(SS-P3)의 경우 실험결과와 잘 일치하였으나 나머지 경우에 대해서는 전반적으로 실험결과와의 편차가 NSC<sub>Original</sub> 방법에 비해 더 크게 나타났으며, NSC<sub>Kanohwa</sub> 방법을 사용하여 예측한 결과는 기존 방법에 비해 보수적인 경향을 보였다. 또한 수정된 Z-Factor<sup>(2)</sup>를 사용하여 ASME Sec.XI IWB<sub>Modified</sub> 방법으로 구한 최대모멘트는 A106 Gr.B 탄소강의 경우 ASME Sec.XI IWB<sub>Original</sub> 방법에 비해 실험결과와 유사한 것으로 나타났으나 SA376 TP304 스테인레스강의 경우 오히려 실험결과와의 편차가 더 크게 나타나는 등 수정 제시된 방법은 해석조건의 영향을 크게 받음을 알 수 있다.

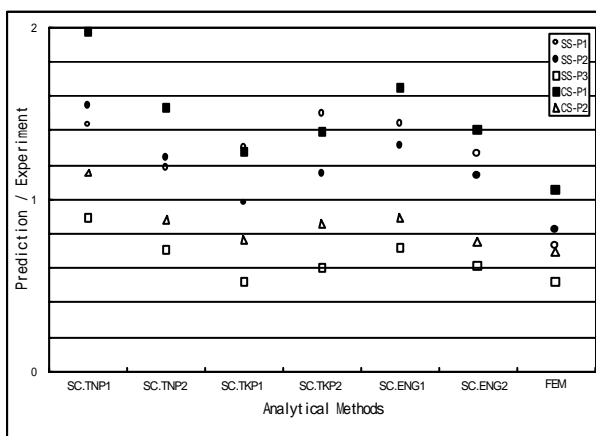


Fig. 4 Crack initiation moment analysis results for straight pipe

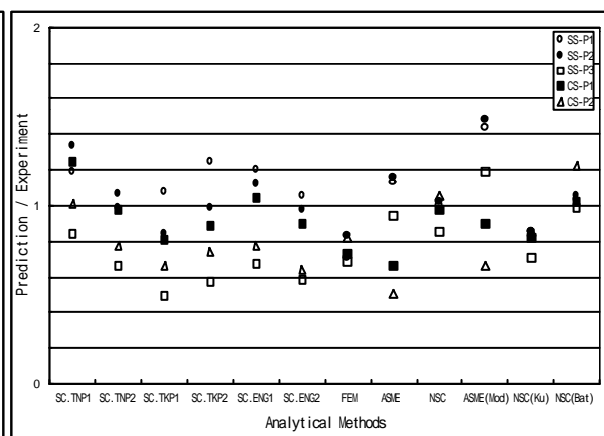


Fig. 5 Maximum moment analysis results for straight pipe

#### 4.1.2 매개변수 변화에 따른 비교결과

Fig. 6과 Fig. 7은 기본모델의 하나인 A106 Gr.B 탄소강 직관[CS-P2]의 균열길이비를 변화시키면서 공학적 해석으로 구한 예측결과를 나타낸 것으로서  $2c/\pi D_m$ 이 25%에서 50%로 증가함에 따라 전반적으로 하중 지지능력이 작아지는 경향을 보였으며, 이러한 현상은 나머지 기본모델에 대해서도 유사하게 나타났다. 이 중 SC.TKP2 방법으로 구한 초기 및 최대모멘트 감소폭은 다른 방법으로 구한 결과에 비해 상대적으로 큰 반면 SC.TNP2 방법과 SC.ENG2 방법으로 구한 초기 및 최대모멘트 감소폭은 가장 작았으며, ASME Sec.XI IWB 방법의 경우  $2c/\pi D_m$  변화의 영향이 거의 없는 것으로 나타났다.

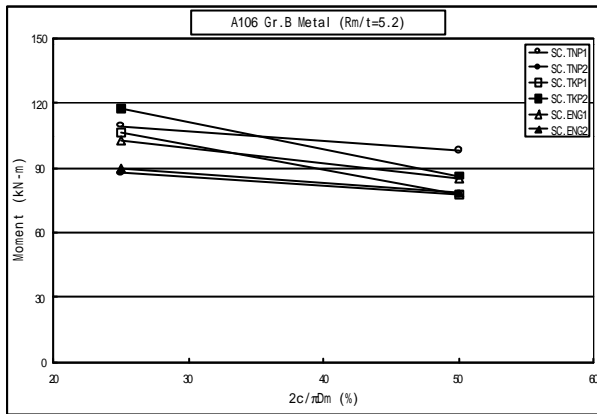


Fig. 6 Crack initiation moment analysis results for various crack size

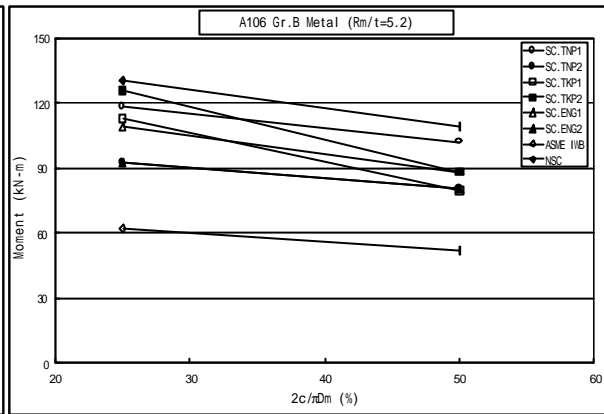


Fig. 7 Maximum moment analysis results for various crack size

Fig. 8과 Fig. 9는 동일한 기본모델인 A106 Gr.B 탄소강 직관의  $R_m/t$ 를 변화시키면서 공학적 해석으로 구한 예측결과를 나타낸 것으로서  $R_m/t$ 가 5.2에서 10.8로 증가함에 따라 전반적으로 하중 지지능력이 작아지는 경향을 보였으며, 이러한 현상은 나머지 기본모델에 대해서도 유사하게 나타났다. 이 중 SC.TKP2 방법과 순단면붕괴 방법으로 구한 모멘트 감소폭은 다른 방법으로 구한 결과에 비해 상대적으로 큰 반면 SC.ENG1 방법과 ASME Sec.XI IWB 방법으로 구한 모멘트 감소폭은 작은 것으로 나타났다.

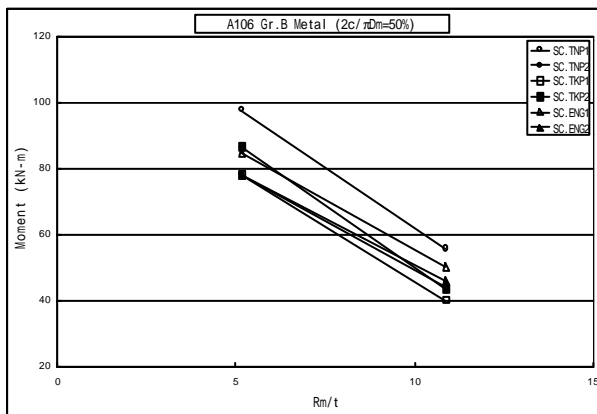


Fig. 8 Crack initiation moment analysis results for various pipe size

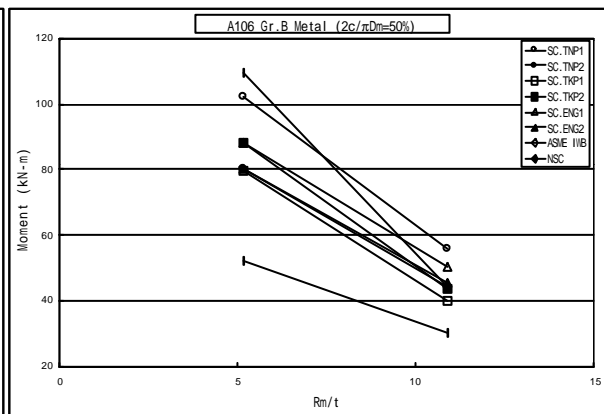


Fig. 9 Maximum moment analysis results for various pipe size

### 4.1.3 비교결과 고찰

본 연구에서 기본모델을 대상으로 공학적 해석방법으로 구한 균열발생 모멘트 및 최대모멘트는 유사한 것으로 나타났으나 공학적 해석으로 구한 예측결과는 11가지 방법 전체에 대해 평균한 것이다. 이에 따라 비교적 실험결과와 유사한 결과를 예측하는 것으로 알려진 4가지 방법 중 SC,TNP2 방법과 SC,ENG2 방법으로 구한 하중 지지능력은 해석조건에 따라 예측 경향이 변화한 반면 유한요소해석, 순단면붕괴 방법으로 예측한 하중 지지능력은 직관의 기하학적 형상 및 균열 형상에 무관하게 분산도가 적은 것으로 파악되었다.

유한요소해석으로 구한 예측결과가 실험결과와 예상보다 큰 차이를 보인 이유를 명확히 설명하기는 어려우나 현재로서는 변형소성이론 또는 해석 코드 자체의 내재적인 문제점 등에 기인하는 것으로 추정되며, 공학적 해석을 통해 예측한 결과가 해석변수의 영향을 받는 이유는 사용 이론의 상이함과 공학적 해석방법이 갖는 한계 등이 복합적으로 작용하였기 때문인 것으로 보인다. 따라서 향후 직관 파괴거동과 관련된 최적의 예측결과 도출을 위해서는 보다 다양한 직관 형상 및 치수, 균열 형상에 대한 추가해석 및 상세한 원인분석이 필요한 것으로 판단된다.

한편 기본모델 직관의 기하학적 형상, 균열 크기 및 길이를 변화시킨 해석모델을 대상으로 구한 균열발생 모멘트 및 최대모멘트 비교결과는 실험결과가 존재하지 않아 타당성을 명확히 입증할 수는 없으나,  $2c/\pi D_m$ ,  $R_m/t$  변화에 따른 전반적인 예측경향 및 분산정도는 기본모델과 유사한 것으로 파악되었으며, 이외에 NSC<sub>Battelle</sub> 방법과 NSC<sub>Kurihara</sub> 방법, ASME Sec.XI IWB<sub>Modified</sub> 방법을 사용할 경우 보다 신중한 검토가 필요할 것으로 생각된다.

## 4.2 엘보우 해석

### 4.2.1 기본모델에 대한 비교결과

Fig. 10과 Fig. 11은 각각 4가지 기본모델을 대상으로 공학적 해석으로 구한 균열발생 응력과 최대응력을 실험결과와 비교하여 나타낸 것이다. 그림에 나타낸 바와 같이 균열발생 응력 예측결과와 실험결과의 비는 최대응력 예측결과와 실험결과의 비보다 작으며, 최대응력비의 편차는 균열발생 응력비의 편차에 비해 다소 큰 것으로 나타났다. 한편 각 해석방법으로 구한 예측결과는 SC,ELB2 방법의 경우 실험결과와 유사한 것으로 나타났으나, SC,ELB1 방법의 경우 하중 지지능력을 과대평가하는 경향을 보인 반면 순단면붕괴 방법, ASME Sec.XI IWB 방법의 경우 보수적인 경향을 보였다.

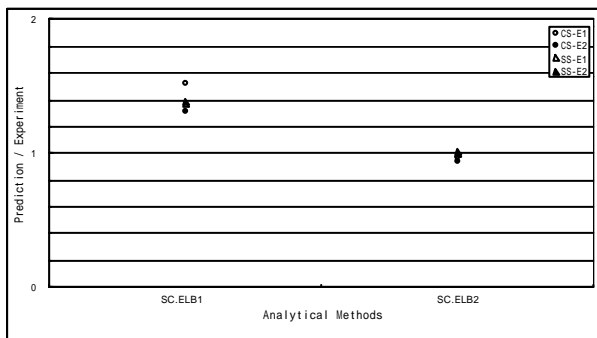


Fig. 10 Crack initiation stress analysis results for elbow

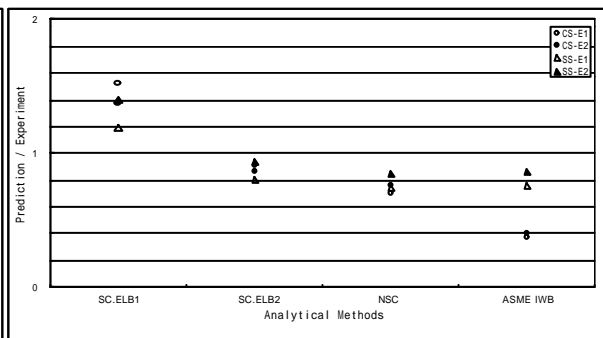


Fig. 11 Maximum stress analysis results for elbow



#### 4.2.2 비교결과 고찰

본 연구에서 엘보우를 대상으로 공학적 해석방법으로 구한 균열발생 응력 및 최대응력은 실험결과와 비교할 때 평균 약 15%와 25% 정도의 차이를 보이는 등 최대응력의 경우 더 큰 편차를 나타내었다. 전반적인 예측경향을 독립적으로 비교할 경우 비교적 실험결과와 유사한 결과를 예측하는 것으로 알려진 SC,ELB2 방법으로 구한 하중 지지능력은 엘보우의 기하학적 형상 및 재질에 무관하게 분산도가 적은 것으로 파악되었으나, SC,ELB1 방법으로 예측한 하중 지지능력은 해석조건에 따라 분산도가 크게 나타났다. 공학적 해석을 통해 예측한 결과가 실험결과와 예상보다 큰 차이를 보인 이유는 직관의 경우와 마찬가지로 명확히 설명하기는 어려우나 현재로서는 사용 이론의 상이함과 공학적 해석방법이 갖는 한계 등이 복합적으로 작용하였기 때문인 것으로 판단된다.

한편 엘보우의 하중지지 능력 예측시 적용 타당성을 검토하기 위해 직관 표면균열에 대한 해석 방법인 순단면붕괴 방법과 기존 ASME Sec.XI IWB 방법을 사용하여 구한 예측결과를 직관 해석결과와 비교하였을 때 2가지 방법 모두 직관의 경우와 유사한 편차를 보이거나 일부 경우에 대해서는 오히려 분산도가 더 작게 나타났다. 그러나 이러한 결과는 제한적인 경우에 대한 것으로서 엘보우의 하중지지능력 예측시 순단면붕괴 방법과 ASME Sec.XI IWB 방법을 적용하기 위해서는 보다 신중한 검토가 필요할 것으로 생각된다.

다양한 공학적 해석방법 및 실험결과가 존재하는 직관에 비해 엘보우의 경우 실험결과가 상대적으로 제한적이며, 엘보우의 하중 지지능력 예측을 위한 공학적 해석방법의 경우도 ASME Sec. XI 등에 명확한 기준 및 해석방법이 제시되어 있지 않은 등 제한사항이 많기 때문에 본 연구에서 수행한 제한적인 결과만을 놓고 볼 때 각 해석방법의 타당성을 명확히 입증할 수는 없었다. 또한 앞서 언급한 2가지 방법 이외에도 엘보우 및 T-형 연결부 등 피팅(Fitting)의 파괴역학 해석을 위해 ASME 코드 Sec.Ⅲ에 제시된 응력지수(Stress Indices) 또는  $r$ -함수 등의 가중인자를 이용한 단순화 해석기법<sup>6)</sup>이 개발되었으나, 해석결과의 타당성 검증 및 일반적인 경우에 대한 확대 적용 방안 등 보다 체계적인 연구가 필요한 실정이다. 따라서 향후 엘보우 파괴거동과 관련된 최적의 예측결과 도출을 위해서는 3차원 유한요소해석을 이용한 보다 다양한 엘보우 형상 및 치수, 균열 형상에 대한 추가해석 및 해석결과를 토대로 한 상세한 원인분석이 필요한 것으로 판단되며, ASME 코드 Sec.XI 등에 엘보우 파괴역학 해석을 위한 명확한 기준 및 해석방법이 제시되어야 할 것으로 생각된다.

#### 4.3 향후 전망

본 논문은 원주방향 표면균열이 존재하는 직관 및 엘보우에 순수 굽힘하중 또는 굽힘하중과 내압이 동시에 작용하는 경우에 국한된 것이다. 따라서 상술한 내용에 대한 추가검토를 통해 유한요소해석 결과 및 일부 공학적 방법의 유용성이 입증될 경우 현재까지 ASME 코드 Sec.XI 등에 명확한 기준 및 해석방법이 제시되어 있지 않은 T-형 연결부 등에 대해서도 확대 적용할 수 있을 것으로 판단된다.

## 5. 결 론

원주방향 표면균열이 존재하는 스테인레스강 및 탄소강 직관에 순수 굽힘하중이 작용하는 경우와 스테인레스강 및 탄소강 엘보우에 내압과 굽힘하중이 작용하는 대표적인 경우에 한하여 기하학적 형상, 균열 크기 및 길이 변화에 따른 하중 지지능력 예측결과를 정리하면 다음과 같다.

- (1) 유한요소해석 방법과 순단면붕괴 방법은 표면균열이 존재하는 직관의 하중 지지능력 결정시 사용할 수 있는 적절한 방법으로 생각된다.
- (2) SC,TNP2 방법과 SC,ENG2 방법으로 구한 하중 지지능력은 실험결과와 유사하나 해석조건에 따라 예측 경향이 변화하므로 이에 대한 추가 검토가 필요할 것으로 판단된다.
- (3) 나머지 공학적 해석을 통해 구한 직관의 하중 지지능력 예측결과는 해석조건에 따라 경향이 변화하므로 일반적인 적용이 어려울 것으로 판단되며, 향후 각 매개변수 변화에 따른 영향 검토 등 다수의 추가연구가 요구된다.
- (4) SC,ELB2 방법은 제한적인 조건하에서 표면균열이 존재하는 엘보우의 하중 지지능력 결정시 사용할 수 있는 적절한 방법으로 생각된다.
- (5) 원주방향 표면균열이 존재하는 엘보우를 대상으로 개발된 공학적 해석방법은 제한성을 지니고 있기 때문에 향후 재질, 엘보우 형상 및 균열형상 등의 변수에 대한 추가적인 연구가 필요하며, 이외에 단순화 해석기법의 타당성 검증 및 확대 적용방안에 대한 연구가 요구된다.

## 참고문헌

- (1) Wilkowski, G. M., et al., 1984, "Degraded Piping Program-Phase II", NUREG/CR-4082, Vol. 1 ~Vol. 8.
- (2) Wilkowski, G. M., et al., 1994, "Short Cracks in Piping and Piping Welds", NUREG/CR-4599, Vol. 1, No. 1 ~Vol. 4, No. 1.
- (3) Wilkowski, G. M., et al., 1991, "International Piping Integrity Research Group Program", Final Report, NUREG/CR-6233.
- (4) Wilkowski, G. M., et al., 1996, "International Piping Integrity Research Group(IPIRG-2) Program", Final Report, NUREG/CR-6452.
- (5) Scott, P. M. and Ahmad, J., 1987, "Experimental and Analytical Assessment of Circumferentially Surface Cracked Pipes Under Bending", NUREG/CR-4872.
- (6) Wilkowski, G. M., et al., 1995, "Fracture Behavior of Short Circumferentially Surface Cracked Pipe", NUREG/CR-6298.
- (7) Kilinski, T., et al., 1996, "Fracture Behavior of Circumferentially Surface-Cracked Elbows", NUREG/CR-6444.
- (8) Battelle, 1998, "Pipe Fracture Encyclopedia", Internal Communication.
- (9) Battelle, 1996, "Surface Crack J-Estimation Scheme Computer Program", NRCPIPES Ver. 3.0.
- (10) Kurihara, R., Ueda, S. and Sturm, D., 1988, "Estimation of the Ductile Unstable Fracture of Pipe with a Circumferential Surface Crack Subjected to Bending", *Nuclear Engineering and Design*, Vol. 106, pp. 265 ~273.
- (11) Battelle, 1996, "Elbow Surface Crack J-Estimation Scheme Computer Program", IP2ELBOW Ver. 1.0.
- (12) Choi, Y. H., Lee, J. B. and Wilkowski, G. M., 1997, "Development of New Z-Factors for the Evaluation of a Surface Crack in Nuclear Piping", *Transactions of the 14th International Conference on SM&RT*, Vol. 4, pp. 603 ~610.