

< 논문 >

## 모사시편 시험을 통한 감육결함 국부손상기준 개발

김진원<sup>†</sup> · 김도형<sup>\*</sup> · 박치용<sup>\*\*</sup> · 이성호<sup>\*\*</sup>  
(2006년 6월 20일 접수, 2007년 1월 15일 심사완료)

### Development of Local Failure Criteria for Wall Thinning Defect by Simulated Specimen Tests

Jin-Weon Kim, Do-Hyung Kim, Chi-Yong Park and Sung-Ho Lee

**Key Words:** Local Failure Criterion (국부손상기준), Simulated Specimen Test (모사시편 시험), Wall Thinning Defect (감육결함), Finite Element Simulation (유한요소 시뮬레이션)

#### Abstract

The objective of this study is to develop a local failure criterion for a wall thinning defect of piping components. For this purpose, a series of tensile tests was performed using several types of simulated specimens with different stress states, including smooth round bar, notched round bar (five different notch radii), and grooved plate (three different groove radii). In addition, finite element (FE) simulations were performed on the simulated specimen tests and the results were compared with the test results. From the comparisons, the equivalent stress and strain corresponding to maximum load and final failure of notched specimens were proposed as failure criteria under tensile load. The criteria were verified by employing them to the estimation of failure of grooved plate specimens that simulate the wall thinning defect. It showed that the proposed criteria accurately estimate the maximum load and final failure of grooved plate specimen tests.

#### 1. 서 론

발전소나 기타 화학 플랜트의 배관, 그리고 오일과 가스 배관에서 발생하는 국부적인 두께 감소(감육, 減肉) 현상은 배관의 건전성을 저하시키는 주된 원인이 되고 있다.<sup>(1-5)</sup> 따라서, 감육 결함에 대한 건전성 평가는 이들 배관의 운전성과 안전성 확보 측면에서 매우 중요하며, 이와 관련한 많은 연구들이 1990년대 이후부터 활발히 진행되고 있다.<sup>(3-9)</sup> 이들 연구에서는 다양한 형태의 배관 실험과 유한요소해석이 수행되었으며, 이들 결과를 바탕으로 감육결함에 대한 건전성 평가 모델들이 제안되었다.

유한요소해석 기반의 평가 모델 개발을 위해서는 해석 결과로부터 감육 배관에 대한 손상을 적절히 예측하여야 하며, 이를 위해서는 적절한 손상기준이 적용되어야 한다. 감육결함에 대한 손상기준은 크게 두 가지 형태로 구분된다.<sup>(10)</sup> 먼저, 감육 결함에 의한 배관의 전체적인 하중지지 능력 저하를 고려하는 포괄적(Global) 손상기준과 결함부에서 국부적인 응력 또는 변형률 증가를 고려하는 국부적(Local) 손상기준이다. 국부손상기준으로는 국부변형률 또는 국부응력이 흔히 적용되고 있다.<sup>(10-20)</sup> 국부변형률 기준은 결함부의 주변형률이 재료의 파단변형률을 초과할 때 손상이 발생하는 것으로 가정한다.<sup>(11-14)</sup> 국부변형률 기준은 연성파괴에 대한 손상이론에 기초하고 있으며 이론적 배경이 명확한 반면, 파단변형률을 구하기 위해 많은 량의 시편 시험과 유한요소해석이 필요하므로 적용상의 어려움이 있다. 국부응력 기준은 결함부의 응력이 재료의 임계응력을

<sup>†</sup> 회원, 조선대학교 원자력공학과

E-mail : jwkim@chosun.ac.kr

TEL : (062)230-7109

<sup>\*</sup> 조선대학교 원자력공학과

<sup>\*\*</sup> 한전 전력연구원 원전기계재료그룹

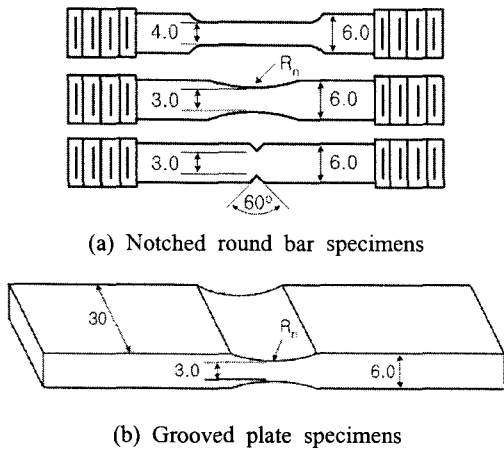


Fig. 1 Geometries of simulated specimens

초과할 때 손상이 발생하는 것으로 가정하며, 임계응력은 주로 실패관 실험에서 주어진 손상하중과 유한요소해석 결과의 비교를 통해 결정된다. 따라서, 임계응력이 시험에 사용된 배관 재료의 종류와 결합 형상 등에 의존하므로,<sup>(8)</sup> 연구자들에 따라 서로 상이한 기준들을 제안하고 있다.<sup>(15-18)</sup>

따라서, 본 연구에서는 체계적인 시편시험과 유한요소 시뮬레이션을 수행하여 배관 감육결합 평가에 적용 가능한 신뢰성 있는 국부손상기준을 제시하고자 한다. 이를 위해서 다양한 3축 응력 정도를 보이는 봉상 노치시편 (notched round bar) 을 이용한 인장시험과 유한요소 시뮬레이션을 수행한다. 이들 결과로부터 인장하중 조건에서 시편의 최대 하중과 최종 파단을 예측할 수 있는 국부손상기준을 제시하고자 한다. 또한, 인장하중 조건에서 배관 감육부와 비교적 유사한 응력상태를 보이는 측면 홈(Groove)을 갖는 평판시편을 이용하여 시험을 수행하고, 제시된 기준을 적용하여 손상을 예측함으로써 손상기준의 신뢰성과 감육결합에 대한 적용성을 살펴보았다.

## 2. 모사시편 시험

### 2.1 모사시편 시험

국부손상기준을 제안하기 위해 다양한 응력상태를 갖는 봉상 노치시편을 이용하여 인장시험을 수행하였다. Fig. 1(a)는 시험에 사용된 봉상 노치시편의 형상을 나타낸 것으로 시험에서 고려된 노치 형태는 노치반경( $R_n$ )이 0.5m인 V-노치와

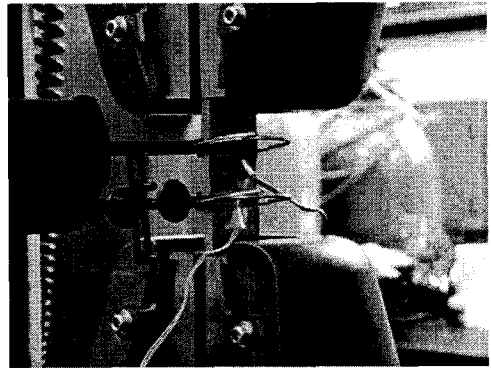


Fig. 2 Test set-up for grooved plate specimen

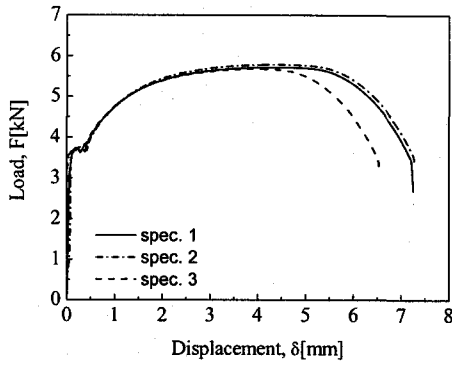
$R_n=1.5, 3, 12, 24$ mm인 원형노치이다. 모든 시험은 0.5mm/mim 속도의 변위제어로 수행되었으며, 변위는 게이지 길이가 25mm인 extensometer를 사용하여 측정하였다. 시편으로 사용된 재료는 ASTM A106 Gr. B 배관재이다.

한편, 제안된 국부손상기준을 검증하기 위해 감육결합을 모사한 Grooved 평판시편을 이용하여 인장시험을 수행하였다. 시편의 형상은 Fig. 1(b)에 나타낸 것과 같이 측면에 원형의 홈을 갖는 평판이며, 노치 반경은 3, 6, 24mm이다. 평판 시편 시험 결과로부터 최대하중 및 최종 파단 발생 시점의 하중과 변위, 그리고 노치부의 변형률 등이 측정되었다. Fig. 2는 Grooved 평판시편 시험 장면을 촬영한 것이다.

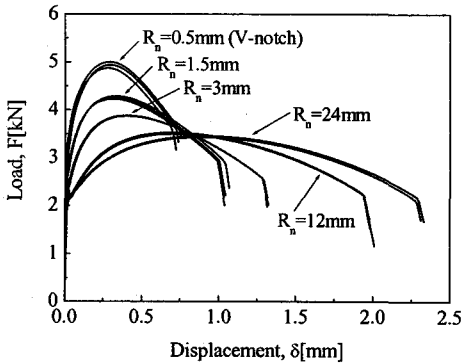
### 2.2 모사시편 시험 결과

Fig. 3은 봉상 시편시험 결과 주어진 하중-변위 곡선을 노치 반경에 따라 나타낸 것이다. Fig. 3(a)는 표준 인장시편( $R_n=\infty$ )의 하중-변위 곡선으로 spec. 3을 제외하면 시편 간의 편차가 거의 없었다. Fig. 3(b)는 봉상 노치시편에 대한 하중-변위 곡선을 나타낸 것이다. 노치반경이 동일한 경우에 거의 같은 하중-변위 곡선을 보였으며, 노치반경이 증가함에 따라 최대하중은 감소하고 연신률은 증가하는 경향을 보였다.

Fig. 4는 Grooved 평판시편에 대한 하중-변위 곡선을 노치반경에 따라 나타낸 것이다. 봉상의 노치시편에 비해 시편 간의 데이터 편차는 다소 크지만, 전체적으로 노치반경에 따른 차이는 뚜렷하였다. 즉, 봉상 노치시편에서와 같이 노치 반경이 증가함에 따라 최대하중은 감소하고 최대하중까지의 변위는 증가하였다.



(a) Smooth round bar



(b) Notched round bar

Fig. 3 Load-displacement curves obtained from smooth and notched round bar specimens

### 3. 국부손상기준 개발

#### 3.1 봉상 노치시편 시험에 대한 유한요소 시뮬레이션

봉상 노치시편 시험에서 최대하중과 최종 파단 시점의 응력과 변형률을 파악하기 위해서, 각 시험에 대한 유한요소 시뮬레이션을 수행하였다. 유한요소 모델로는 시편의 대칭성을 고려한 2차원 축대칭 모델 (CAX8R)이 적용되었으며(Fig. 5), 해석에는 ABAQUS code<sup>(21)</sup>가 적용되었다. 해석시 노치부의 대변형을 고려하기 위해서 기하학적 비선형성을 적용하였으며, 재료의 거동은 증분소성 이론을 따르는 것으로 가정하였다. 유한요소 시뮬레이션에 사용된 재료의 진응력-진변형률 곡선은 Fig. 6과 같으며, 네킹 이전까지는 인장시험에서 주어진 공칭 응력-변형률 곡선으로부터 직접 구

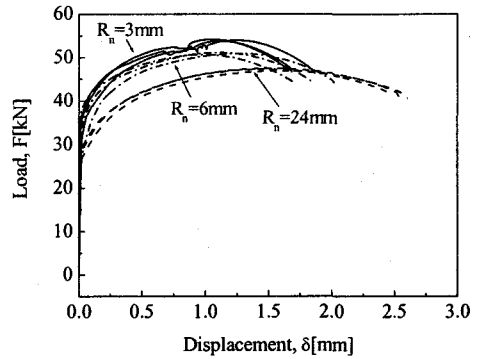
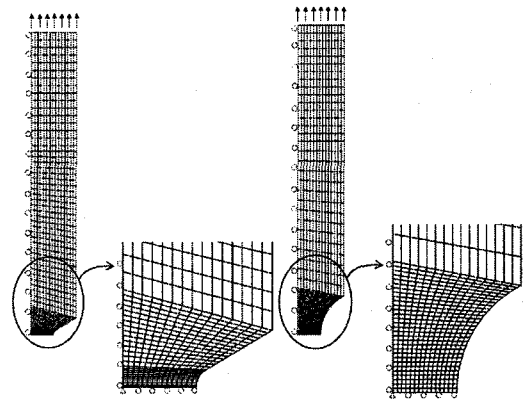


Fig. 4 Load-displacement curves for grooved plate specimens



(a) V-notch bar (b) notched round bar

Fig. 5 FE meshes for notched round bar

하고 네킹 이후의 곡선은 인장시험에 대한 유한요소 시뮬레이션을 통해 결정하였다. 즉, 네킹 이후의 진응력-변형률 곡선을 수정하며 반복적으로 인장시험에 대한 유한요소 시뮬레이션을 수행하여, 시뮬레이션 결과가 인장시험에서 주어진 하중-변위 곡선을 가장 잘 예측하는 진응력-변형률 곡선을 찾은 것이다.<sup>(11)</sup>

Fig. 7은 봉상 노치시편 시험과 유한요소 시뮬레이션에서 구한 하중-변위 곡선을 비교한 것이다. 비교 결과, 전체적으로 시험 결과와 유한요소 시뮬레이션 결과가 거의 정확히 일치하였다. Table 1은 봉상 노치시편에 대한 유한요소 시뮬레이션 결과의 신뢰성을 보다 정량적으로 살펴보기 위해서, Fig. 7의 하중-변위 곡선에서 최대하중과 최대하중까지의 변위를 비교한 것으로 3회씩

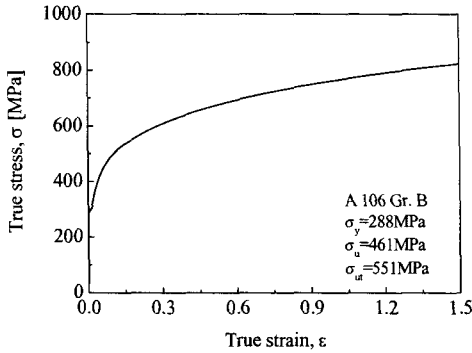


Fig. 6 True stress-strain curve used in FEA

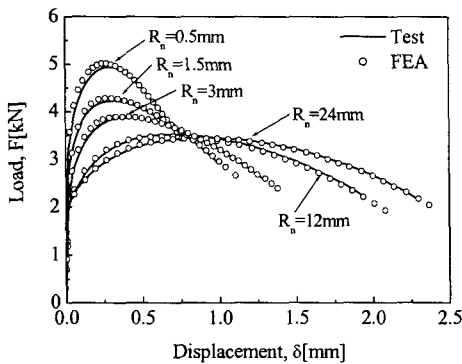


Fig. 7 Comparison of experimental and simulated load-displacement curves for notched round bar specimens

수행된 시험 결과를 평균하여 나타내었다. 노치 반경이 작은 경우(V-노치와  $R_n=1.5\text{mm}$ )의 변위 예측에서 상대적으로 오차가 크지만, 최대하중의 오차 범의는 수 % 이내이다. 노치 반경이 작은 경우에 오차가 큰 것은 노치 반경이 작을수록 최대하중에 해당하는 변위 값이 작기 때문에 상대적으로 오차가 크게 표시되는 것이며, 실제 변위에서 절대적인 오차는 유사하였다.

따라서, 전체적으로 유한요소해석이 봉상 노치 시편 시험을 잘 시뮬레이션하는 것을 알 수 있다. 유한요소 시뮬레이션이 시편 시험을 잘 모사하는 경우, 유한요소 시뮬레이션 결과로부터 각 변위에 해당하는 응력과 변형률이 주어지므로, 봉상 노치시편 시험에서 최대하중 및 최종 파단과 같이 손상이 발생하는 시점의 응력과 변형률을 신뢰성 있게 예측할 수 있을 것이다.

Table 1 Comparison of loads and displacements at maximum load point obtained from experiment and FE simulation

Specimen Type		Exp.	FEA	Diff.[%]
smooth round bar	load	5.720	5.741	0.37
	disp.	4.447	4.124	7.26
notched round bar V-노치( $R_n=0.5\text{mm}$ )	load	4.939	5.012	1.48
	disp.	0.298	0.264	11.4
notched round bar $R_n=1.5\text{mm}$	load	4.224	4.283	1.40
	disp.	0.340	0.287	15.6
notched round bar $R_n=3\text{mm}$	load	3.870	3.867	0.08
	disp.	0.414	0.390	5.78
notched round bar $R_n=12\text{mm}$	load	3.523	3.478	1.28
	disp.	0.712	0.688	3.37
notched round bar $R_n=24\text{mm}$	load	3.454	3.435	0.55
	disp.	0.909	0.881	3.08

### 3.2 국부손상기준 결정

#### 3.2.1 손상발생 시점의 노치부 응력 및 변형을 분포

Fig. 8은 표준 인장시험과 봉상 노치시편 시험 결과에서 최대하중과 최종 파단과 같이 손상이 발생하는 시점에서 노치부 단면의 3축 응력 정도 (stress triaxiality)와 등가응력 및 등가변형률의 분포를 나타낸 것이다. 유한요소 시뮬레이션 결과에서 최종 파단 시점은 변위가 노치시편 시험에서 최종 파단이 발생하는 변위와 일치하는 조건으로 결정하였다.  $r/a$ 는 노치 단면에서 반경방향의 위치를 시편의 초기 반경으로 무차원화한 것으로,  $r/a=0$ 은 시편 중심,  $r/a=1$ 은 시편 표면을 의미한다. 여기서, 3축 응력 정도는 식 (1)과 같이 등가응력( $\sigma_e$ )에 대한 평균 응력( $\sigma_m$ )의 비로 정의하였다.

$$\frac{\sigma_m}{\sigma_e} = \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{3\sigma_e} \quad (1)$$

여기서  $\sigma_i (i=1,2,3)$ 는 주응력이며, 등가응력과 등가변형률은 각각 식 (2)와 (3)과 같이 정의된다.

$$\sigma_e = \frac{1}{\sqrt{2}} [(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_1 - \sigma_3)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2]^{1/2} \quad (2)$$

$$\epsilon_e = \frac{\sqrt{2}}{3} [(\epsilon_1 - \epsilon_2)^2 + (\epsilon_1 - \epsilon_3)^2 + (\epsilon_2 - \epsilon_3)^2]^{1/2} \quad (3)$$

최대하중 조건에서 노치부 단면의 3축 응력 정도를 살펴보면, 노치 반경이 증가할수록 3축 응력 정도가 감소하고 시편의 중앙에서 최대값을 보였다. 그러나, V-노치 시편을 제외하면, 등가응력은

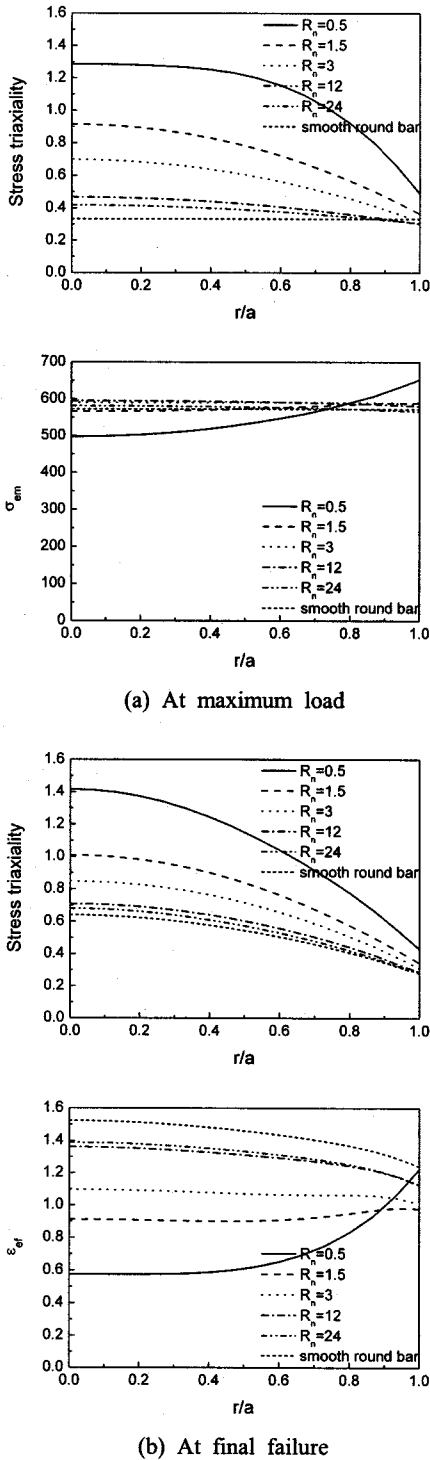


Fig. 8 Stress triaxiality and equivalent stress and strain distributions at notched section

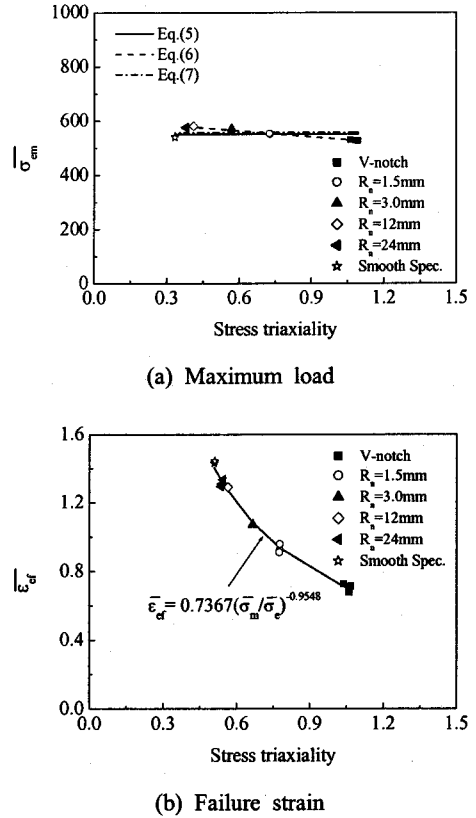


Fig. 9 Equivalent stress and strain corresponding to maximum load and final failure as a function of stress triaxiality

노치반경에 관계없이 거의 일정한 값을 보였다. 한편, 최종 파단 발생 시점의 노치부 3축 응력 정도는 최대하중 조건과 같이 노치반경이 증가함에 따라 전체적으로 감소하였으나, 등가변형률은 노치반경에 따라 뚜렷한 증가를 보였다.

Fig. 9는 Fig. 8의 등가응력과 등가변형률을 노치부 3축 응력 정도에 따라 나타낸 것이다. 여기서, 3축 응력 정도와 등가응력 및 등가변형률은 식 (4)와 같이 노치부 단면과 최대하중 및 최종 파단까지의 응력-변형률 내역을 반영하여 평균한

$$\left(\frac{\sigma_m}{\sigma_e}\right)_{ave,m} = \frac{1}{\epsilon_{em}} \int_0^{\epsilon_{em}} \frac{\sigma_m}{\sigma_e} d\epsilon_e \quad (4)$$

$$\left(\frac{\sigma_m}{\sigma_e}\right)_{ave,f} = \frac{1}{\epsilon_{ef}} \int_0^{\epsilon_{ef}} \frac{\sigma_m}{\sigma_e} d\epsilon_e$$

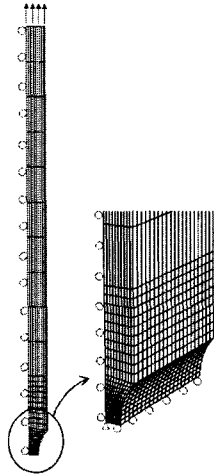


Fig. 10 FE meshes for grooved plate specimen

것이다. 식 (4)에서  $\overline{\epsilon_{em}}$ 는 최대하중,  $\overline{\epsilon_{ef}}$ 는 최종 파단 시점에서 노치부 단면의 평균 등가변형률이며,  $\overline{\sigma_e}$ 와  $\overline{\sigma_m}$ 은 앞서 정의된  $\sigma_e$ 와  $\sigma_m$ 의 노치부 단면 평균이다. 그림에서 알 수 있는 것과 같이 최대하중 조건에서 노치부의 등가응력은 3축 응력 정도에 크게 의존하지 않는 반면, 최종 파단 시점의 등가변형률은 노치부의 3축 응력 정도에 따라 지수 함수적으로 감소하는 경향을 보였다.

### 3.2.2 국부손상기준

Fig. 9의 결과로부터 최대하중과 최종 파단이 발생하는 조건에서 시편 단면의 평균 등가응력과 평균 등가변형률을 노치부 3축 응력 정도의 함수로 나타낼 수 있다. 식 (5)~(7)은 최대하중 조건의 평균 등가응력을 나타낸 것이다. 식 (5)는 3축 응력 정도에 따른 평균 등가응력을 최적합 직선으로 나타낸 것이며, 식 (6)은 평균 등가응력을 상수 형태의 최적합 직선으로 나타낸 것이다. 식 (6)에서 상수는 재료의 진인장강도( $\sigma_w$ )와 거의 같은 것을 알 수 있다. 따라서, 식 (7)은 3축 응력 정도에 따른 평균 등가응력을 진인장강도로 간단히 나타낸 것이다.

$$\overline{\sigma_{em}} = 607.81 - 77.327 \left( \frac{\overline{\sigma_m}}{\overline{\sigma_e}} \right) \quad (5)$$

$$\overline{\sigma_{em}} = 1.01 \sigma_{ut} \quad (6)$$

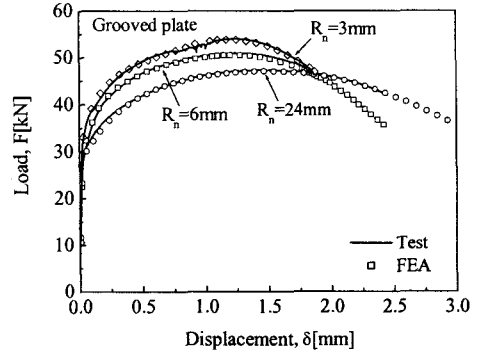


Fig. 11 Comparison of load-displacement curves obtained from grooved plate specimen tests with FEA simulations

$$\overline{\sigma_{em}} = \sigma_{ut} \quad (7)$$

한편, 최종 파단이 발생하는 조건의 평균 등가변형률을 3축 응력 정도의 함수로 최적합하면, 식 (8)과 같이 지수 함수로 나타낼 수 있다.

$$\overline{\epsilon_{ef}} = 0.7367 \left( \frac{\overline{\sigma_m}}{\overline{\sigma_e}} \right)^{-0.9548} \quad (8)$$

따라서, 유한요소해석을 통해 시편의 결합부에서 작용하중에 따른 3축 응력 정도와 등가응력 및 등가변형률을 파악하면, 이들 식으로부터 시편의 최대 하중지지능력과 최종 파단을 예측할 수 있을 것이다. 즉, 식 (5)~(8)이 시편 결합부에 대한 국부손상기준으로 적용될 수 있다. 일반적으로 변위제어 조건의 하중-변위 거동에서 최대하중은 하중제어 조건에서 손상하중에 해당한다. 따라서, 앞서 최대하중에 대한 식 (5)~(7)의 조건은 하중제어 형태의 하중이 작용하는 경우에 손상 기준으로 적용될 수 있으며, 최종 파단에 대한 식 (8)의 기준은 변위제어 형태의 하중 조건에서 손상기준으로 적용될 수 있다.

## 4. 국부손상기준 검증

앞서 봉상 노치시편 시험과 유한요소 시뮬레이션 결과를 기초로 최대하중과 최종 파단에 대한 국부적인 등가응력 및 등가변형률 기준을 제시하

Table 2 Comparison of maximum loads estimated by Eq. (5)~(7) and grooved plate tests

Notch radius	Experimental max. load [kN]	Estimated max. load [kN]			Diff. [%]		
		Eq. (5)	Eq. (6)	Eq. (7)	Eq. (5)	Eq. (6)	Eq. (7)
R <sub>n</sub> =3mm	55.30	55.23	55.25	55.18	-0.13	-0.09	-0.22
	55.69	55.23	55.25	55.18	-0.83	-0.79	-0.92
	55.48	55.23	55.25	55.18	-0.45	-0.41	-0.54
R <sub>n</sub> =6mm	52.40	51.81	51.74	51.63	-1.13	-1.26	-1.47
	52.65	52.42	52.35	52.26	-0.44	-0.57	-0.74
	52.16	52.42	52.35	52.26	0.50	0.36	0.19
R <sub>n</sub> =24mm	48.76	48.44	48.31	48.21	-0.66	-0.92	-1.13
	48.96	48.98	48.84	48.75	0.04	-0.25	-0.43
	48.38	48.12	47.99	47.90	-0.48	-0.81	-1.11

였다. 여기서는 감육결함을 모사하여 양 측면에 홈이 가공된 평판시편의 최대하중과 최종 파단 예측에 이들 기준을 적용함으로써 감육결함에 대한 이들 기준의 적용 가능성을 살펴보고자 한다.

#### 4.1 평판시편 시험에 대한 유한요소해석

인장하중 조건에서 양 측면에 홈이 가공된 평판시편의 최대하중과 최종 파단을 예측하기 위해서, 평판시편 시험에 대한 유한요소 시뮬레이션을 수행하였다. 유한요소 모델로 Fig. 10의 3차원 모델(C3D20R)이 적용되었으며, 시편의 대칭성을 고려하여 전체 시편의 1/8만을 모델링하였다. 나머지 모든 해석 조건은 앞서 수행된 봉상 노치시편의 해석 조건과 동일하다. Fig. 11은 평판시편 시험과 유한요소 시뮬레이션에서 구한 하중-변위 곡선을 비교한 것이다. 전체적으로 시험 결과와 시뮬레이션 결과가 잘 일치하였다.

#### 4.2 손상기준에 대한 검증

유한요소해석 결과에 제안된 기준을 적용하여 각 시편에 대한 최대하중과 최종 파단 시점의 변형률(파단변형률)을 예측하였다. Table 2는 식 (5)~(7)을 적용하여 예측한 최대하중과 Grooved 평판시편 시험에서 구한 최대하중을 비교하여 나타낸 것이다. 표에서 알 수 있는 것과 같이 시편의 형상과 손상기준에 관계없이 예측된 최대하중과 시험 결과의 최대 편차가 1.5% 이내로 상당히 정확한 결과를 보였다. 또한, 대부분의 조건에서 손상기준에 의해 예측된 결과가 최대하중을 낮게 평가하여, 보수적인 결과를 주었다. 손상기준에 따른 차이를 살펴보면, 식 (5)의 기준이 적용된 경우에 시험 결과와의 상대적인 편차가 가장 작았으며, 식 (7)의 진인장강도를 적용한 경우에 편

Table 3 Comparison of estimated and measured strains at final failure of grooved plate specimens

Notch radius	Measured strains from experiment	Strains estimated by Eq. (8)	Diff. [%]
R <sub>n</sub> =3mm	0.7904	0.8823	10.42
	0.7987	0.8823	9.48
	0.7871	0.8823	10.79
R <sub>n</sub> =6mm	0.8851	0.9609	7.89
	0.8683	0.9614	9.68
	0.8596	0.9614	10.59
R <sub>n</sub> =24mm	0.9646	1.0631	9.27
	0.9598	1.0624	9.66
	0.9606	1.0741	10.57

차가 가장 크게 나타났다. 그러나 적용 기준에 따른 차이가 최대 0.5% 이내이며, 시험 결과와 차이도 최대 1.5% 이내이다. 따라서, 제시된 식 (5) ~ (7)의 모든 기준이 감육결함을 모사한 Grooved 평판시편의 최대 하중지지능력을 신뢰성 있게 예측하는 것을 알 수 있다.

한편, Table 3은 식 (8)에 의해 예측된 최종 파단시의 변형률을 시험 결과와 비교한 것이다. 시험 결과에서 파단변형률은 식 (9)와 같이 최종 파단면에서 측정된 중앙부 두께( $t_f$ )로부터 계산되었

$$\bar{\epsilon}_{ef} = \ln\left(\frac{t_0}{t_f}\right) \quad (9)$$

다.<sup>(11)</sup> Table 3에서 알 수 있는 것과 같이 전반적으로 예측 결과와 측정 결과의 편차가 7 ~ 11% 정도로 최대하중에 대한 예측에 비해 다소 큰 편차를 보였다. 그러나, 변형률 예측에서 10% 내외의 편차는 일반적인 유한요소해석에서 상당히 정확한 결과이다. 또한, Table 4에는 나타낸 것과 같이 최종 파단 시점의 하중은 최대 4% 이내의

**Table 4** Comparison of estimated and measured loads at final failure of grooved plate specimens

Notch radius	Measured failure loads [kN]	Estimated failure loads [kN]	Diff. [%]
R <sub>n</sub> =3mm	48.17	47.02	-2.38
	48.08	47.02	-3.66
	47.77	47.02	-1.58
R <sub>n</sub> =6mm	45.72	46.13	0.90
	45.71	45.60	-0.23
	45.24	45.61	0.81
R <sub>n</sub> =24mm	43.45	41.75	-3.91
	43.17	42.84	-0.76
	42.64	42.12	-1.22

편차 범위에서 시험 결과와 일치하였다.

따라서, 이들 결과로부터 식 (5)~(7)의 국부응력기준은 하중제어 형태의 하중이 작용되는 감육결합의 손상 예측에 적절하며, 특히 재료의 진인장강도는 인장시험에서 쉽게 구할 수 있고 적용이 간단하기 때문에 식 (7)은 공학적인 측면에서 유용한 손상기준인 것을 알 수 있다. 실제 재료의 진인장강도 기준은 일부 감육 배관에 대한 손상하중 평가에서 국부손상기준으로 적용되고 있다.<sup>(19,20)</sup> 참고문헌 (19)에서는 결함 최심부의 평균 등가응력이 진인장강도를 초과할 때 손상이 발생하는 것으로 가정하였으며,  $F_u$  등<sup>(20)</sup>은 결함 최심부의 외부 표면에서 등가응력이 진인장강도를 초과할 때 손상이 발생하는 것으로 가정하였다. 따라서, 본 연구를 통해 감육결합에 대한 이들 국부응력기준의 적용에 대한 타당성을 확인하였다. 또한, 식 (8)의 등가변형률 기준 역시 변위제어 형태의 인장하중이 작용되는 감육결합의 손상 예측에 적절한 기준인 것을 알 수 있었다. 3축 응력 정도의 함수로 주어지는 국부변형률 기준은 손상이론에 근거한 기존의 연구들에서 다양한 형태의 손상 예측에 적용되고 있으며,<sup>(11,22)</sup> 본 연구에서 감육결합의 손상 예측에 대한 적용 가능성을 확인하였다.

## 5. 결론

본 논문에서는 배관 감육결합의 손상 예측에 활용이 가능한 국부손상기준을 제안하기 위해서, 모사시편 시험과 유한요소 시뮬레이션을 수행하였다. 이들 결과로부터 노치형태의 결함을 갖는

시편의 최대 하중지지능력과 최종 파단을 예측할 수 있는 등가응력 기준과 등가변형률 기준을 각각 제시하였다. 또한, 이들 기준을 배관 감육결합을 모사한 측면 홈이 있는 평판시편의 손상 예측에 적용하여 최대하중과 최종 파단 시점을 평가하였다. 평가 결과, 제안된 손상기준은 평판시편의 최대하중과 최종 파단 시점을 상당히 정확히 예측하였다. 따라서, 이들 기준은 유한요소해석 기반의 감육 배관 손상예측에 적용할 수 있을 것으로 판단되며, 이를 확인하기 위한 감육 배관 손상시험을 진행하고 있다.

## 참고문헌

- (1) Chexal, B., Horowitz, J., Dooley, B., Millett, P., Wood, C. and Jones, R., 1998, "Flow-Accelerated Corrosion in Power Plant," *EPRI/TR-106611-R2*.
- (2) Frank, M., Hans, R., and Helmut, S., 2001, "Experience with Piping in German NPPs with Respect to Ageing-Related Aspects," *Nucl. Eng. & Des.*, Vol. 207, pp. 307~316.
- (3) Colson, K.E.W. and Worthington, R.G., 1990, "New Guidelines Promise More Accurate Damage Assessment," *Gas & Oil J.*, Vol. 32, pp. 41~44.
- (4) Kiefner, J.F. and Vieth, P.H., 1990, "New method corrects criterion for evaluating corroded pipe," *Oil Gas J.*, Vol. 32 pp. 56-59.
- (5) Dearnorff, A.F. and Bush, S.H., 1990, "Development of ASME Section XI Criteria for Erosion-Corrosion Thinning of Carbon Steel Piping," *PVP-Vol-186, NDE-Vol. 7*, pp. 71~75.
- (6) Japan Atomic Energy Research Institute, 1993, "Technical Report on the Piping Reliability Tests at the Japan Atomic Energy Research Institute," *JAERI-M*, 93-074, pp. 104~115.
- (7) Miyazaki, K., Kanno, S., Ishiwata, M., Hasegawa, K., Ahn, S.H., and Ando K., 1999, "Fracture Behavior of Carbon Steel Pipe with Local Wall Thinning Subjected to Bending Load," *Nucl. Eng. & Des.*, Vol. 191, pp. 195~204.
- (8) Wildowski, G., Stephens, D., Krishnaswamy, P., Leis, B., and Rudland D., 2000, "Progress in Development of Acceptance Criteria for Local Tinned Areas in Pipe and Piping Components,"



- Nucl. Eng. & Des.*, Vol. 195, pp. 149~169.
- (9) Kim, J.W. and Park, C.Y., 2003 "Effect of Length of Thinning Area on the Failure Behavior of Carbon Steel Pipe Containing a Defect of Wall Thinning," *Nucl. Eng. & Des.*, Vol. 220, pp. 274~284.
- (10) Roy, S., Grigory, S., Smith, M., Kannunen, M.F., and Anderson, M., 1997, "Numerical Simulations of Full-Scale Corroded Pipe Tests with Combined Loading," *J. Press. Ves. Tech.*, Vol.119, pp. 457~466.
- (11) Bao, Y., 2005, "Dependence of Ductile Crack Formation in Tensile Tests on Stress Triaxiality, Stress and Strain Ratios," *Eng. Frac. Mech.*, Vol. 72, pp. 505~522.
- (12) Garrison, W.R.Jr. and Moody, N.R., 1987, "Ductile Fracture," *J. Phy. and Chem. of Solids*, Vol. 48, pp. 1035~1074.
- (13) Mackenzie, A., Hancock, J., and Brown, D., 1977, "On the Influence of State of Stress on Ductile Failure Initiation in High Strength Steels," *Eng. Frac. Mech.*, Vol. 9, pp. 167~188.
- (14) Samal, M.K., Dutta, B.K., and Kushwaha, H.S., 1999, "A Study on Ductile Fracture Initiation in the PHT Piping Material of an Indian PHWR Using Local Approach," *Int. J. Press. Ves. and Piping*, Vol. 76, pp. 319~330.
- (15) American National Standards Institute/American Society of Mechanical Engineer, B31G, 1991ed., "Manual for Determinating the Remaining Strength of Corroded Pipelines"
- (16) Shim, D.J., Choi, J.B, Kim, Y.J., Kim, J.W., and Park, C.Y., 2003, "Assessment of Local Wall Thinned Pipeline Under Combined Bending and Pressure," *Int. J. Mod. Phy. B*, Vol. 17, pp. 1870~1876.
- (17) Choi, J.B., Goo, B.K., Kim, J.C., Kim, .Y.J., and Kim, W.S., 2003, "Development of Limit Load Solutions for Corroded Gas Pipelines," *Int. J. Press. Ves. and Piping*, Vol.80, pp. 121~128.
- (18) Kim, J.W., Na, M.G., and Park, C.Y., 2005, "Development of Failure Pressure Evaluation Model for Internally Wall Thinned Piping Components," *Trans. of KSME (A)*, Vol. A29, No 7, pp. 947~954
- (19) Kim, J.W. and Park, C.Y., 2003, "Criterion for Failure of Internally Wall Thinned Pipe Under a Combined Pressure and Bending Moment," *Trans. of SMiRT-17*, Paper #G07-5, Prague, Czech Republic, Aug. 17-22.
- (20) Fu, B. and Kirkwood, M.G., 1995, "Predicting Failure Pressure of Internally Corroded Linepipe Using the Finite Element Method," OMAE-Vol.V, Pipeline Tech., ASME
- (21) ABAQUS Users Manual, version 6.5, Hibbitt, Karlson & Sorensen, 2005
- (22) Zhang, J.X. et al., 1998, "The Study on Ductile Fracture of the Over-Matched Weldment with Mechanical Heterogeneity," *Int. J. Press. Ves. and Piping*, Vol. 75, pp. 773~776.