

변형각의 측정 위치에 따른 6인치 탄소강관엘보의 파괴 기준

Failure Criteria of a 6-Inch Carbon Steel Pipe Elbow According to Deformation Angle Measurement Positions

윤다운¹⁾ · 전법규²⁾ · 장성진²⁾ · 박동욱²⁾ · 김성완^{2)*}

Yun, Da Woon¹⁾ · Jeon, Bub Gyu²⁾ · Chang, Sung Jin²⁾ · Park, Dong Uk²⁾ · Kim, Sung Wan^{2)*}

¹⁾부산대학교 지진방재연구센터 전임연구원, ²⁾부산대학교 지진방재연구센터 연구교수

¹⁾Researcher, Seismic Research and Test Center, Pusan National University, ²⁾Research Professor, Seismic Research and Test Center, Pusan National University

/ A B S T R A C T /

This study proposes a low-cycle fatigue life derived from measurement points on pipe elbows, which are components that are vulnerable to seismic load in the interface piping systems of nuclear power plants that use seismic isolation systems. In order to quantitatively define limit states regarding leakage, i.e., actual failure caused by low-cycle fatigue, in-plane cyclic loading tests were performed using a sine wave of constant amplitude. The test specimens consisted of SCH40 6-inch carbon steel pipe elbows and straight pipes, and an image processing method was used to measure the nonlinear behavior of the test specimens. The leakage lines caused by low-cycle fatigue and the low-cycle fatigue curves were compared and analyzed using the relationship between the relative deformation angles, which were measured based on each of the measurement points on the straight pipe, and the moment, which was measured at the center of the pipe elbow. Damage indices based on the combination of ductility and dissipation energy at each measurement point were used to quantitatively express the time at which leakage occurs due to through-wall cracking in the pipe elbow.

Key words: Nuclear power plant, Interface piping system, Pipe elbow, Limit state

1. 서론

원자력발전소에 면진시스템을 적용할 경우 면진시스템으로 인해 저주파수의 큰 상대 변위가 발생하게 된다. 면진시스템이 설치된 구조물과 면진시스템이 설치되지 않은 구조물을 연결하는 교차 배관시스템에서는 설계기준을 초과하거나 심각한 손상을 유발할 가능성이 있다[1]. 따라서 면진시스템이 적용된 원자력발전소의 교차 배관시스템은 면진시스템의 영향으로 인해 발생하는 큰 상대 변위에 대응할 수 있어야 한다. 원자력발전소의 주주기 배관시스템 및 급수 배관시스템은 면진시스템이 설치된 구조물과 면진시스템이 설치되지 않는 구조물을 연결하는 대표적인 교차 배관시스템이다.

다지점 가진에 대한 배관시스템의 거동을 분석하기 위하여 진동대 실험을 수행하였다[2]. 진동대 실험의 결과를 바탕으로 면진시스템이 설치된 구조물

과 면진시스템이 설치되지 않는 구간을 연결하는 교차 배관시스템의 지진 안전성을 평가하기 위한 지진응답해석이 수행되었다. 면진시스템이 적용된 원자력발전소의 배관시스템은 면진시스템이 설치되지 않은 경우와 비교하여 큰 상대 변위가 발생하는 것이 확인되었다. 그리고 지진의 규모가 설계지반운동 수준에서도 허용응력을 초과하는 응력이 발생하는 것을 확인하였다[3].

지진안전성을 확보하기 위해서는 대규모의 상대변위가 발생이 예상되는 교차 배관시스템에 대한 내진성능을 검증하는 과정이 필수적으로 요구된다. 일반적으로 교차 배관시스템은 직관과 피팅인 엘보와 티의 조합으로 구성된다. 지진하중으로 인한 교차 배관시스템의 파괴모드는 라체팅을 동반하는 저주기 피로 파괴이며 비선형거동이 집중되고 파손이 발생하는 요소는 피팅으로 나타났다[4-6]. 응력이 항복값을 넘게 되면 소성변형이 발생하고 사이클마다 발생한 소성변형이 누적되는 현상을 라체팅이라 한다. 따라서 면진시스템이 적용된 원자력발전소의 확률론적 지진취약도평가를 수행하기 위해서는 교차 배관시스템의 피팅에 대한 정량적인 파괴기준을 정의하는 것이 필요하다.

*Corresponding author: Kim, Sung Wan

E-mail: swkim09@pusan.ac.kr

(Received July 27, 2021; Revised October 20, 2021; Accepted October 21, 2021)

변위 및 하중의 상관관계에 의한 손상지수를 이용하여 배관엘보의 파괴를 정량적으로 규명한 연구가 수행되었다[7]. 이를 바탕으로 변위 및 하중 관계에 기반을 둔 손상지수를 이용하여 APR(Advanced Power Reactor) 1400 원자력발전소의 주증기 배관에 대한 지진취약도평가를 수행하였다[8]. 변위 및 하중의 관계를 이용한 손상지수는 배관의 파괴를 정량적으로 표현할 수 있음을 확인하였다. 하지만 배관시스템의 해석결과로부터 취약 요소인 배관엘보의 손상지수를 직접적으로 산정할 수 없는 단점이 있다[9]. 지진취약도평가를 위하여 배관시스템 비선형해석을 수행하고, 지진하중에 취약한 요소인 배관엘보의 상세모델에 대하여 다시 비선형 해석을 수행하여야 하므로 상당한 해석시간이 필요하다.

배관엘보의 지진취약도평가는 요소단위의 실험으로부터 가력하중과 가력변위의 상관관계를 이용하여 수행하고 있다. 그러나 실험 조건에서 가력 방향을 배관시스템에 포함된 배관엘보에 직접적으로 묘사하기가 어려우며, 이는 배관시스템의 지진취약도평가를 수행함에 많은 해석시간이 필요하다[10]. 모멘트와 변형각의 관계는 가력하중과 가력변위의 관계보다 해석 절차가 간편하고 해석결과로부터 직접적으로 산정할 수 있는 장점이 있다[11]. 따라서 모멘트와 변형각의 관계를 이용하여 교차 배관시스템에서 지진하중에 취약한 요소인 배관엘보에 대한 파괴기준을 정량적으로 정의하는 방법이 필요하다.

배관엘보에 대하여 수행되었던 대부분의 실험적인 연구에서는 배관엘보의 양 끝에 일정 수준 이상의 길이를 가지는 직관부를 용접으로 연결하여 제작하였다[12, 13]. 하지만 대부분의 경우 요소단위의 실험에서 변형각은 일반적인 센서를 이용하여 직접적으로 측정하기 어려우며, 측정한 변위로부터 추정하여 사용하거나 변형각의 산정 방법에 대한 별도의 보고가 없는 경우가 대부분이다. 이는 변위를 측측 가능한 위치에서 변형각을 산정하게 되므로 실제 엘보에서 발생하는 변형각과 차이가 있을 수 있다. 따라서 배관시스템의 변형각을 직접적으로 측측하여야 할 필요가 있으며 측정위치에 따른 변형각의 차이를 확인할 필요가 있다.

이 연구에서는 면진시스템이 적용된 원자력발전소의 교차 배관시스템에서 지진하중에 취약한 요소인 배관엘보에 대하여 변형각의 측정지점들에 따른 저주기 피로 수명을 제시하였다. 저주기 피로에 의한 실제 파괴인 누수에 대한 한계상태를 정량적으로 정의하기 위하여 일정한 진폭의 사인파로 면내반복가력실험을 수행하였다. 시험체는 SCH40 6인치 탄소강관 엘보와 직관부로 구성되었으며, 시험체의 비선형 거동을 측정하기 위하여 영상처리기법을 적용하였다[14, 15]. 배관엘보의 중심에서 측정된 모멘트와 직관부의 각각의 측정위치에서 산정된 변형각의 관계를 이용하여 저주기 피로에 의한 누수선도들과 저주기피로곡선들을 비교 분석하였다. 또한 연성과 소산에너지의 조합에 기반을 둔 손상지수를 이용하여 한계상태에 대한 파괴기준을 정량적으로 표현하였다.

2. SCH40 6인치 배관엘보의 저주기 피로 수명

2.1 실험 설정

교차 배관시스템에서 피팅은 형상을 변화시켜 제작되므로 지진하중에 취약한 요소이다. 따라서 이 연구에서는 교차 배관시스템에서 피팅인 배관

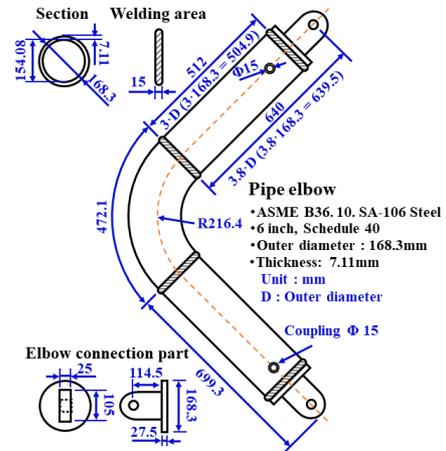


Fig. 1. Test specimen

Table 1. Mechanical properties of test specimen

Component	Specification	Description	Yield strength [MPa]	Tensile strength [MPa]
Pipe elbow	ASME B 16.9	SCH 40 A234 WPB	315	465
Straight pipe	ASME B 36.10M	SA 106M Grade B	375	547

엘보의 저주기 피로에 의한 한계상태를 평가하기 위하여 Fig. 1과 같이 1개의 90° 배관엘보와 2개의 직관부로 구성된 시험체를 제작하였다. 곡률반경이 216.4 mm인 배관엘보의 양단에 외경의 3배 이상의 길이의 직관부를 용접으로 연결하여 제작하였다. 핀 중심에서 배관엘보의 용접부까지의 길이는 외경(D)의 약 3.8배이며 충분한 길이의 직관부로 연결하여 배관엘보에서 소성변형이 집중될 수 있도록 구성하였다. 시험체의 직관부는 ASME 6인치 SCH40 SA 106 Grade B이며, 배관엘보는 ASME 6인치 SCH40 A234 WPB이다. 시험체의 양 끝에는 핀 연결을 구현하기 위하여 $\Phi 30$ 홀이 있는 두께 25 mm의 이음부를 용접하여 연결 지그와 핀으로 연결하였다. 각 지그와 이를 연결하기 위한 핀은 실험의 정확도를 위하여 최대한 공차가 발생하지 않도록 정밀하게 제작하였다. Table 1은 시험체의 물리적 특성들을 나타내었다.

이 연구에서는 시험체의 관통균열에 의한 누수를 한계상태로 정의하였으므로 면내반복가력실험은 배관엘보에서 관통균열에 의한 누수가 발생할 때까지 수행하였다. 관통균열에 의한 누수를 확인하기 위하여 Fig. 2(a)와 같이 실험 전 시험체의 내부에 물을 채우고 에어 부스터를 이용하여 3 MPa의 내압을 가압하였으며 내압은 실험이 수행되는 동안 유지하였다. 실험의 변수를 최소화하기 위하여 지지부의 모멘트 발생, 시험체의 비틀림 등을 방지하고 시험체의 중심에 위치하는 배관엘보에서 비선형 거동이 집중될 수 있도록 Fig. 2(a)와 같이 면내 방향으로 가력하였다. 가력하중진폭은 붕괴 하중지점을 초과하여 배관엘보에서 충분한 소성거동이 발생할 수 있도록 ± 40 mm 이상으로 정의하였다. 또한 항복하중을 초과하여 누적된 소성변형이 발생하지만 붕괴하중지점 이하인 탄소소성거동을 고려하기 위하여 ± 20 mm를 추가하였다. 따라서 가력하중진폭은 ± 20 mm부터 ± 120 mm까지 ± 20 mm 간격으로 수행하였다. 면내반복가력실험은 지진방재연구센터의 100 kN UTM(Universal Testing Machine)을 사용하였으며 최대 가력하

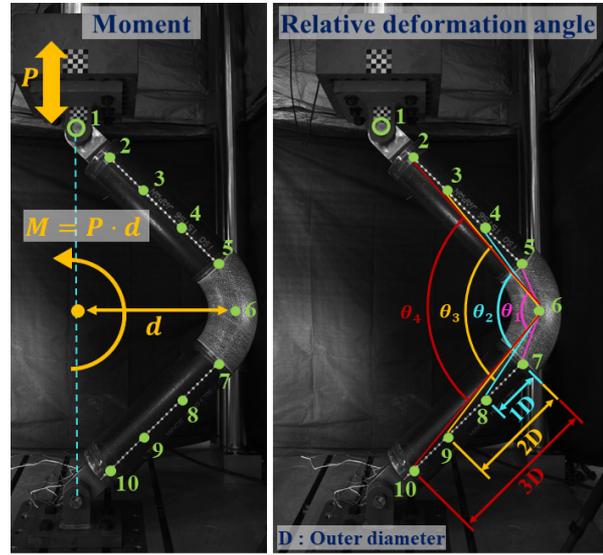
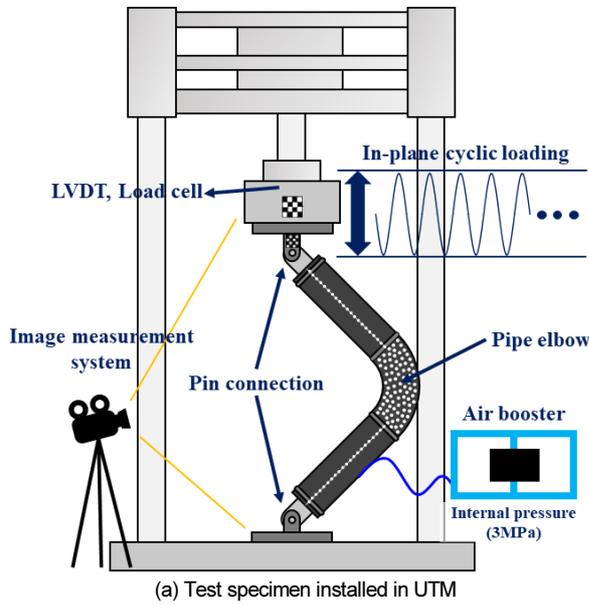


Fig. 2. Experimental setup

Table 2. Locations of targets used to measure deformation angle

Measurement position	Deformation angle (θ)	Target	Description
MP1	1	5, 6, 7	End of pipe elbow
MP2	2	4, 6, 8	1D
MP3	3	3, 6, 9	2D
MP4	4	2, 6, 10	3D

중진폭은 ± 150 mm이다.

면내반복가력실험에서 일반적인 센서를 이용하여 탄성영역을 벗어나는 관통균열이 발생하는 비선형 거동을 측정하는 것은 어렵다. 따라서 이 연구에서는 배관엘보와 직관부로 구성된 시험체의 비선형 거동을 직관적으로 측정하기 위하여 영상처리기법을 적용하였다. Fig. 2(b)는 획득된 이미지에서 모멘트와 변형각들의 측정 위치를 나타내었다. 시험체의 직관부에 Fig. 2(b)와 같이 측정지점들을 표시하였으며, 변형각의 산정을 위한 측정 지점들의 위치는 MP1 ~ MP4로 분류하였다. 변형각은 Table 2와 같이 배관엘보의 중심점(Target 6)과 직관부에서 대칭되는 지점들을 연결한 3점의 관계를 이용하여 산정하였다. UTM의 내부에 설치된 LVDT(Linear Variable Displacement Transducer)에서 측정된 변위응답을 영상처리기법을 이용하여 측정된 Target 1의 응답과 동기화하였다. UTM의 로드셀에서 측정된 하중(p)과 핀의 중심에서 배관엘보의 중심 사이의 거리(d)를 이용하여 모멘트($M = p \cdot d$)를 산정하였다.

2.2 변형각의 측정위치를 고려한 저주기 피로 수명

실험으로부터 유도되는 힘과 변위의 관계에 기반을 둔 누수선도는 일반적으로 UTM에서 계측되는 힘과 변위를 이용하여 산정되므로 시험체의 전체에 걸쳐 일어나는 복잡한 거동을 상세히 표현하기에는 어렵다. 따라서 상세한 저주기 피로 수명을 제시하기 위해서는 배관엘보의 중심에서 발생하

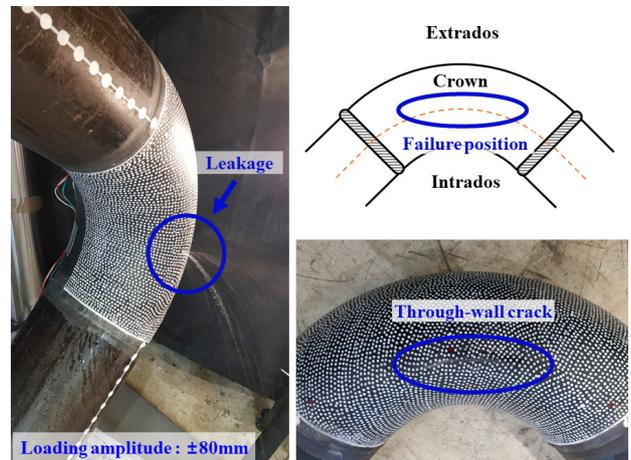


Fig. 3. Location of through-wall crack in pipe elbow

는 비선형 거동과 직관부의 측정 지점들의 영향이 고려되어야 한다.

Fig. 3은 한계상태인 누수가 발생한 ± 80 mm의 하중진폭에 대한 대표적인 시험체를 나타내었다. 한계상태인 관통균열은 모든 시험체에서 배관엘보의 안둘레 방향의 중립축과 가까운 위치에서 누수가 발생하였으며 균열은 축 방향으로 진전하는 것을 확인할 수 있었다. Fig. 3에서 관통균열로 인하여 시험체의 배관엘보에서 내부의 물이 분사되어 나오는 것을 확인할 수 있었다.

Table 3은 면내반복가력실험에서 각각의 하중진폭에서 누수가 발생하였을 때의 사이클 수와 UTM에서 측정된 가력변위 폭, 가력하중 폭을 나타내었다. 또한 UTM에서 측정된 가력하중과 영상계측시스템을 이용하여 산정된 모멘트 폭, 상대변형각 폭을 나타내었다. MP1은 배관엘보의 중심에서 가장 가까운 측정지점(Target 5 - Target 6 - Target 7)이며, MP4는 배관엘보의 중심에서부터 가장 멀리 떨어진 측정 지점(Target 2 - Target 6 - Target 10)을 고려한 상대변형각이다. Table 2에서 배관엘보의 중심인 Target 6과 직관부의 측정지점들이 가까울수록 형상변화에 의한 상대변형

Table 3. Number of cycles to failure (N_f), displacement range, force range, moment range, and relative deformation angle range

Loading amplitude (mm)	N_f	Range						
		Displacement (mm)	Force (kN)	Moment (kN · m)	Relative deformation angle (rad)			
					MP1	MP2	MP3	MP4
±20	347.500	40.091	130.473	72.356	0.039	0.055	0.061	0.066
	318.000	40.096	126.577	66.602	0.042	0.057	0.063	0.067
±40	101.250	80.083	152.803	82.575	0.096	0.124	0.134	0.140
	91.500	80.082	153.942	86.134	0.083	0.122	0.132	0.138
±60	42.250	120.095	176.566	98.291	0.127	0.174	0.192	0.204
	41.250	120.073	181.231	100.826	0.131	0.176	0.194	0.205
±80	20.000	160.119	201.217	110.540	0.184	0.248	0.267	0.279
	17.000	160.123	199.042	104.756	0.199	0.253	0.269	0.280
±100	12.000	200.162	223.220	121.089	0.240	0.308	0.337	0.350
	15.000	200.180	237.330	129.484	0.238	0.306	0.332	0.346
±120	9.250	239.971	262.635	134.676	0.282	0.366	0.400	0.419
	7.000	240.192	263.357	135.114	0.268	0.358	0.393	0.415

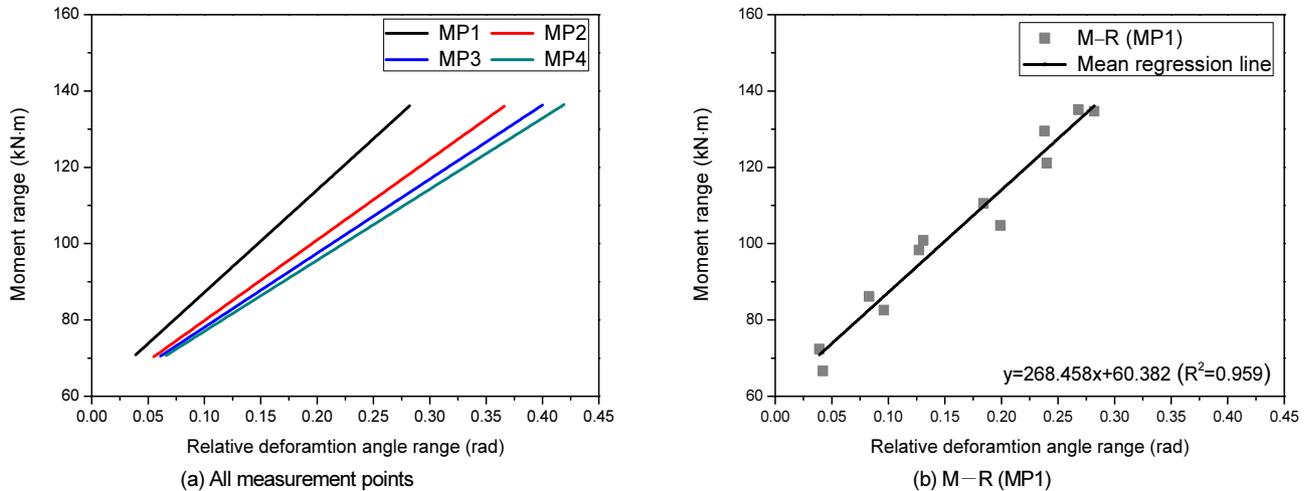


Fig. 4. Leakage lines for M – R relationship

각의 폭이 작게 나타났다.

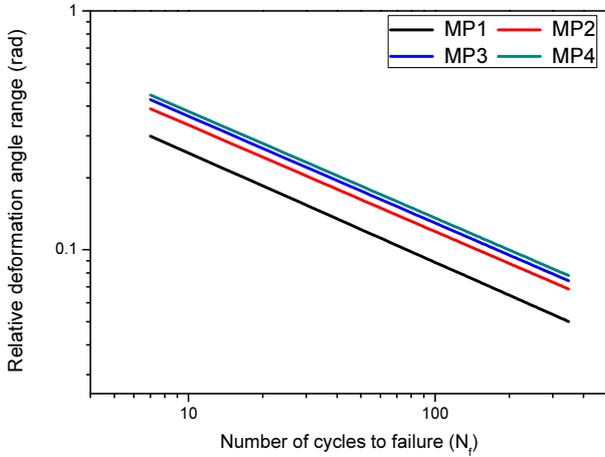
Fig. 4(a)는 배관엘보의 중심에서 측정된 모멘트와 각각의 측정지점들에서 산정된 상대변형각의 관계를 최소자승법으로 산정한 누수선도들을 나타내었다. Fig. 4(b)는 상대변형각이 가장 작게 측정된 MP1에서의 누수선도를 나타내었다. Fig. 4에서 배관엘보와 직관부를 연결하는 용접부에서부터 멀어질수록 누수가 발생한 시점의 모멘트에 대응하는 상대변형각이 증가하며 MP4에 점점 수렴하는 것을 확인할 수 있었다. 배관엘보의 중심에서부터 가장 멀리 떨어진 누수선도인 MP4에서는 동일한 모멘트에 대응하는 상대변형각이 가장 크게 나타났다. 모멘트-상대변형각(M-R)의 관계에 대한 누수선도에 대한 관계식은 식 (1)과 같으며, 각각의 측정지점들에서 누수선도들의 기울기와 절편들을 Table 4에 나타내었다. Table 4에서 모든 측정지점들에서 절편(b)의 변화폭이 작으며 기울기(a)는 MP1에서 MP4로 갈수록 감소하는 것을 확인할 수 있었다. 이는 누수선도의 기울기는 상대변형각을 측정하는 지점이 배관엘보의 중심에 가까울수록 증가하는 것으로 나타났다. 식 (1)의 결정계수(R^2)는 모두 0.97 이상으로 M-R의 관계를 이용하여 산정된 모든 누수선도들은 선형적인 관계로 나타났다.

Table 4. Parameters of leakage line equation for M – R relationship

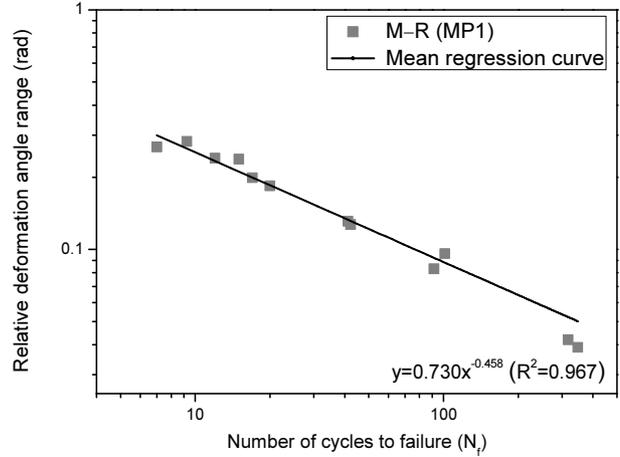
Measurement point (MP)	a	b	c
1	286.458	60.382	0.959
2	211.224	58.705	0.970
3	194.206	58.643	0.974
4	186.274	58.381	0.975

$$(M-R) \ y = ax + b \quad R^2 = c \tag{1}$$

이 연구에서는 배관엘보의 중심에서 측정된 모멘트와 직관부의 각각의 측정지점들에서 산정된 상대변형각의 관계를 이용한 누수선도들을 제시하였다. 제시된 누수선도들은 현장상황 및 설계조건 등의 필요에 따라 직관부의 측정지점들을 고려하여 탄소강관엘보의 한계상태와 피로파괴거동을 분석하기 위한 자료로 사용될 수 있을 것으로 나타났다. 측정지점들이 고려된 누수선도들은 원자력발전소의 교차 배관시스템에 대한 신뢰성 있는 한계상태로서 유용하게 사용될 수 있을 것이다.

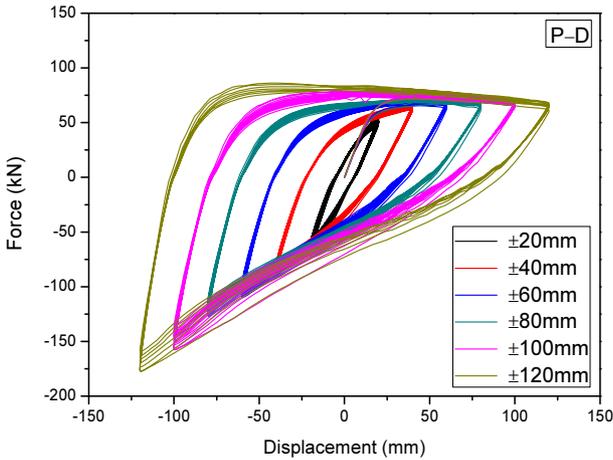


(a) All measurement points

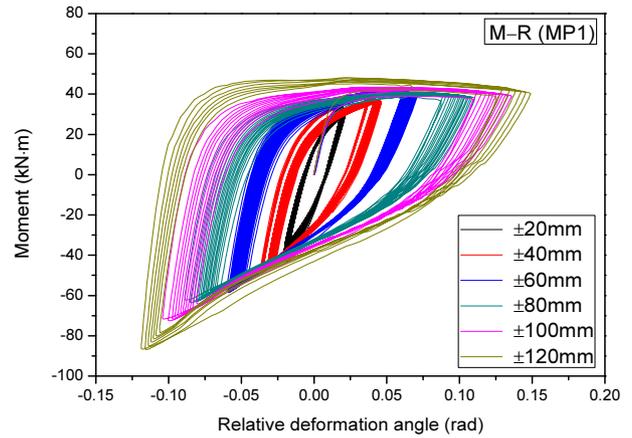


(b) M-R (MP1)

Fig. 5. Low-cycle fatigue curve using relationship between relative deformation angle and number of cycles to failure



(a) P-D



(b) M-R (MP1)

Fig. 6. Hysteresis loop

Fig. 5(a)는 각각의 측정지점들에서 상대변형각들과 한계상태인 누수가 발생하였을 때의 사이클 수의 관계를 이용한 저주기 피로 곡선들이며, 이에 대한 관계식은 식 (2)와 같이 나타낼 수 있다. Fig. 5(b)는 상대변형각이 가장 작게 측정된 MP1에서 최소사승법으로 산정된 저주기 피로 곡선을 나타내었다. Fig. 5에서 누수가 발생하였을 때의 사이클 수가 증가할수록 상대변형각은 작아지는 것으로 나타났다. 각각의 측정지점에서 산정된 저주기 피로 곡선들에서 누수가 발생하였을 때의 사이클 수에 대응하는 상대변형각은 MP4가 가장 크게 나타났다. 또한 MP1에서 MP4로 갈수록 저주기 피로 곡선들은 일정한 수준으로 수렴함을 확인할 수 있었다. 각각의 측정지점들에서 상대변형각이 클수록 한계상태인 관통균열에 의한 누수가 발생하였을 때의 사이클 수는 지수함수로 감소함을 확인할 수 있었다. 식 (2)의 매개변수는 Table 5에 나타내었으며 결정계수가 모든 측정지점에 대하여 0.98 이상으로 매우 신뢰도가 높은 것으로 나타났다. 모멘트와 상대변형각의 관계를 이용한 누수선도들과 반대로, MP1에서 MP4까지의 측정지점들에 따라 기울기(a)가 증가하는 것을 Table 5에서 확인할 수 있었다. 식 (2)를 이용하여 측정지점들에 따른 상대변형각과 누수가 발생하였을 때의 사이클 수의 관계에 대한 저주기 피로 곡선들을 예측할 수 있을 것으로 나타났다.

Table 5. Parameters of low-cycle fatigue curves calculated using relationship between relative deformation angle and number of cycles to failure

Measurement point (MP)	a	b	R ²
1	0.730	-0.458	0.967
2	0.927	-0.445	0.977
3	1.014	-0.447	0.978
4	1.060	-0.446	0.979

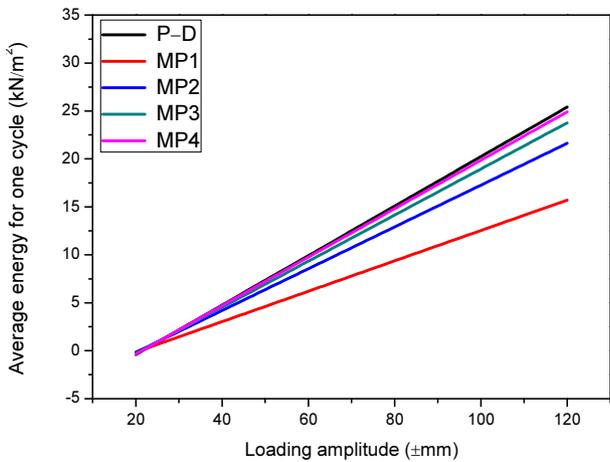
$$y = ax^b \quad R^2 = c \quad (2)$$

Fig. 6은 면내반복가력실험에서 측정된 각각의 하중진폭에서의 대표적인 시험체의 P-D 및 MP1에서 M-R의 관계에 대한 이력곡선들을 나타내었다. Fig. 6에서 가력방향에 따라 시험체의 재료비선형 거동과 함께 기하학적인 형상변화로 P-D의 관계와 M-R의 관계에 대한 이력곡선이 비대칭으로 나타남을 확인할 수 있었다.

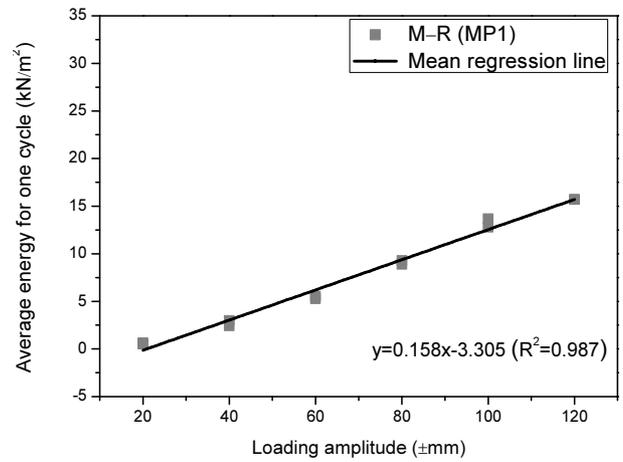
Table 6과 Fig. 7(a)는 가력하중-가력변위(P-D)의 관계를 이용하여 산정된 한 사이클에 대한 평균 에너지와 시험체의 각각의 측정지점들에서

Table 6. Average energy for one cycle calculated using P–D and M–R relationships

Loading amplitude (mm)	N_f	Average energy for one cycle (kN · m)				
		P–D	M–R			
			MP1	MP2	MP3	MP4
±20	347.500	0.704	0.497	0.650	0.698	0.718
	318.000	0.877	0.641	0.789	0.830	0.849
±40	101.250	4.305	2.985	3.956	4.218	4.350
	91.500	4.174	2.434	3.664	3.955	4.083
±60	42.250	8.767	5.275	7.455	8.187	8.620
	41.250	9.118	5.539	7.683	8.453	8.870
±80	20.000	15.116	9.291	13.228	14.323	14.929
	17.000	13.865	8.888	11.944	12.817	13.358
±100	12.000	19.808	12.774	17.288	19.072	19.814
	15.000	21.003	13.669	18.515	20.220	21.126
±120	9.250	25.894	15.686	21.658	23.928	25.131
	7.000	26.340	15.718	21.896	24.152	25.525



(a) All measurement points



(b) M–R (MP1)

Fig. 7. Average energy for one cycle

M–R의 관계를 이용하여 산정된 한 사이클에 대한 평균 에너지를 나타내었다. Fig. 7(b)는 최소자승법으로 산정된 MP1에서 M–R의 관계의 한 사이클에 대한 평균 에너지를 나타내었다. M–R의 관계를 이용하여 산정된 한 사이클에 대한 평균 에너지는 시험체의 측정지점에 따라 차이가 나타나는 것을 Table 6과 Fig. 7에서 확인할 수 있었다. 모든 가력하중진폭에서 누적된 소산에너지는 배관엘보의 중심과 가장 멀리 떨어진 지점에서 상대변형각을 산정한 MP4가 가장 크게 나타났으며, 배관엘보의 중심과 가장 가까운 지점에서 상대변형각을 산정한 MP1이 누적된 소산에너지가 가장 작게 나타났다. 모든 가력하중진폭에서의 한계상태인 누수가 발생하였을 때의 평균에너지는 MP1에서 MP4로 갈수록 차이가 감소하는 것을 Fig. 7(a)에서 확인할 수 있었다. Table 6과 Fig. 7(a)에서 P–D의 관계에 대한 한 사이클에 대한 평균 에너지는 모멘트와 MP4에서 산정된 상대변형각의 관계에 대한 한 사이클에 대한 평균 에너지의 차이는 미소함을 확인할 수 있었다. 이는 P–D의 관계에 대한 한 사이클에 대한 평균 에너지는 MP4 지점에서 M–R의 관계에 대한 한 사이클에 대한 평균 에너지에 대응하는 것으로 나타났다. 한 사이클에 대한 에너지를 통해 소성변형의 정도를 파악할

Table 7. Parameters of equation of average energy for one cycle

Position	a	b	c
PD	0.258	-5.570	0.990
MP1	0.158	-3.305	0.987
MP2	0.218	-4.531	0.989
MP3	0.240	-5.093	0.989
MP4	0.253	-5.407	0.989

수 있으며, 한 사이클에 대한 에너지가 증가함에 따라 저주기 피로수명은 감소함을 확인할 수 있었다. 최소자승법으로 산정한 P–D와 M–R에 대한 각 사이클에 대한 에너지 선도는 식 (3)과 같으며 기울기와 절편은 Table 7에 나타내었다. Table 7에서 결정계수는 0.98 이상으로 선형적인 관계로 나타났다.

$$y = ax + b \quad R^2 = c \quad (3)$$

3. SCH40 6인치 배관엘보의 손상지수

교차 배관시스템의 지진하중에 취약한 요소는 배관엘보이며 라체팅을 동반하는 저주기 피로에 의해 파괴가 발생하는 것으로 나타났다. 이 연구에서는 연성과 소산에너지의 조합에 기반을 둔 손상지수를 이용하여 시험체의 파괴기준을 정량적으로 표현하고자 하였다. 또한 M-R의 관계를 이용하여 시험체의 정량적인 파괴기준의 표현 가능성을 확인하기 위해 P-D의 관계를 이용하여 산정된 손상지수와 비교하였다. 식 (4)와 식 (5)는 Banon의 손상지수이며 연성지수와 소산에너지지수의 조합으로 구성되어 있다 [16]. 식 (4)는 P-D의 관계에 대한 손상지수이며 식 (5)는 M-R의 관계에 대한 손상지수이다. 식 (4)와 식 (5)에서 Banon의 손상지수를 산정하기 위해 필요한 상수인 c 와 d 는 선행연구의 결과를 바탕으로 각각 3.3과 0.21을 사용하였다[17, 18].

$$D_{P-D} = \sqrt{\left(\max\left(\frac{D_i}{D_y} - 1\right)\right)^2 + \left(\sum_{i=1}^N c \left(2 \frac{E_i}{F_y D_y}\right)^d\right)^2} \quad (4)$$

$$D_{M-R} = \sqrt{\left(\max\left(\frac{\theta_i}{\theta_y} - 1\right)\right)^2 + \left(\sum_{i=1}^N c \left(2 \frac{E_i}{M_y \theta_y}\right)^d\right)^2} \quad (5)$$

식 (4)에서 D_y 와 F_y 는 항복변위와 항복하중이며, D_i 와 E_i 는 i 번째 사이클의 변위진폭과 P-D 관계에 대한 소산에너지이다. 유사하게 식 (5)에서 M_y 와 θ_y 는 항복모멘트와 항복상대변형각이며, θ_i 와 E_i 는 i 번째 사이클의 상대변형각 진폭과 M-R 관계에 대한 소산에너지이다.

손상지수를 산정하기 위해서는 한계하중인 항복점(D_y, F_y, M_y, θ_y)에 대한 정의가 필요하다. ASME Boiler & Pressure Vessel Code에서는 배관 및 압력용기의 한계상태로서 TES(Twice Elastic Slope) 방법을 이용하여 붕괴하중지점을 정의하고 있다[19]. P-D 곡선의 탄성영역에서 최소사승법을 이용하여 회귀선을 그리고 이때의 각을 θ 라 한다. 그리고 식 (6)을 이용하여 $2\tan\theta$ 가 되는 각을 가지도록 선을 그린다. 이 선과 P-D 곡선과 만나는 지점을 붕괴하중지점이라 한다. 따라서 이 연구에서는 내진설계를 위한 한계하중인 붕괴하중지점을 항복점으로 정의하였다.

$$\phi = \tan^{-1}(2\tan\theta) \quad (6)$$

손상지수를 산정하고자 할 때, 반복되는 사이클 하중에 의해 변화하는 항복점을 고려하기 위하여 해당 사이클에서 항복점을 정의하여 사용하는 것이 타당하다. 그러나 탄소강관엘보에서 비교적 큰 변형의 반복하중에 의한 이력곡선들은 소성변형의 발생으로 인해 첫 번째 사이클 이후에는 P-D 곡선 및 M-R 곡선의 원점을 지나지 않음 Fig. 6에서 확인할 수 있었다. 따라서 이 연구에서는 불확실성을 줄이기 위해서 원점에서 시작하고 소성 변형이 가장 처음 발생하는 첫 번째 사이클의 닫힘모드에서 탄성기울기에 기반을 둔 항복점들을 정의하였다.

Fig. 8은 가력하중진폭이 ± 20 mm 및 ± 40 mm에서 대표적인 시험체에 대하여 TES 방법을 적용한 것을 나타내었다. Fig. 8에서 가력하중진폭이 ± 40 mm인 경우에는 TES 방법의 적용이 가능하나 가력하중진폭이 ± 20 mm의 경우에는 적용할 수 없는 것을 확인할 수 있었다. 따라서 가력하중진폭이 ± 20 mm인 경우에는 Fig. 8에서와 같이 최댓값을 항복점으로 사용하였다. 가력하중진폭이 ± 20 mm인 경우에는 항복점을 초과하여 누적된 소성변형이 발생하지만 붕괴하중지점 이하인 탄소성 영역에서의 거동을 나타낸다. 또한 가력하중진폭이 ± 40 mm은 내진설계를 위한 한계하중인 붕괴하중지점을 초과하는 것을 확인할 수 있었다.

Fig. 9는 P-D의 관계와 각각의 측정지점들에서 M-R의 관계에 대해 산정된 손상지수를 나타내었다. 각각의 하중진폭에 대한 손상지수들은 평균선도의 $\pm 2\sigma$ (표준편차) 사이에 위치함을 확인할 수 있었다. Table 8에서 각각의 측정지점들에서 산정된 손상지수를 나타내었으며 P-D의 관계를 이용하여 산정된 손상지수와와의 차이를 나타내었다. Table 8에서 P-D의 관계를 이용하여 산정된 손상지수와 MPI에서 M-R의 관계를 이용하여 산정된 손상지수는 10% 이내의 차이를 확인할 수 있었다. Table 7에서 M-R의 관계를 이용하여 산정된 손상지수는 측정지점이 배관엘보의 중심에서 가까워질수록 증가하며 P-D의 관계를 이용하여 산정된 손상지수와와의 차이도 증가함을 확인할 수 있었다.

손상지수는 시험체의 한계상태인 관통균열에 대한 누수를 표현하므로 평균값에 가깝게 분포하여야 한다. Table 9에서 P-D와 M-R의 관계를 이용하여 산정된 손상지수에 대한 표준편차는 각각 0.9 이하로 나타났다. 이는 각각의 하중진폭에 대하여 P-D와 M-R의 관계를 이용하여 산정된

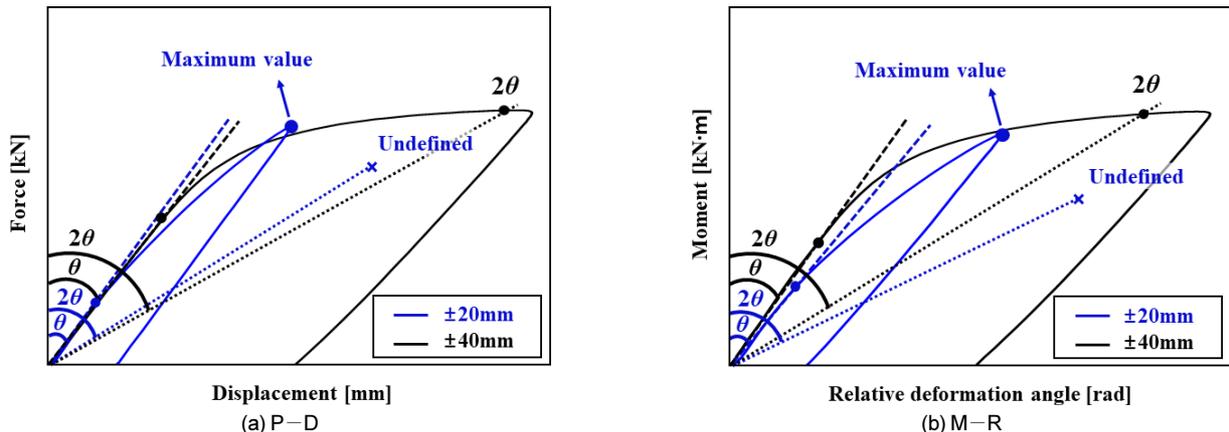


Fig. 8. Yield point using TES method

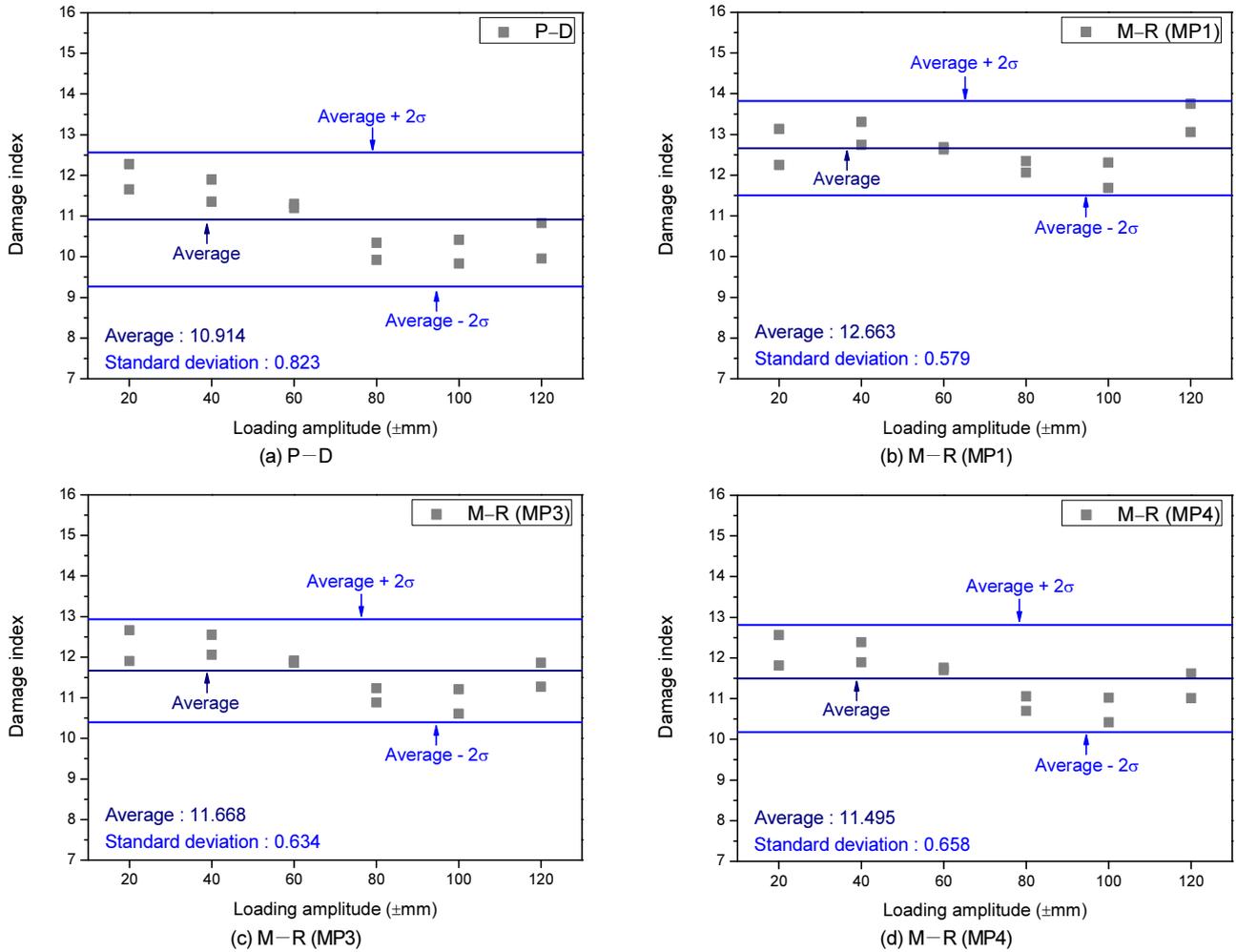


Fig. 9. Damage indices for the P–D and M–R relationships

Table 8. Damage indices calculated using P–D and M–R relationships

Loading amplitude (±mm)	Damage index				
	P–D	M–R, Difference (%)			
		MP1	MP2	MP3	MP4
±20	11.655	12.249 (4.847)	12.034 (3.147)	11.902 (2.076)	11.812 (1.331)
	12.275	13.129 (6.505)	12.817 (4.224)	12.666 (3.082)	12.565 (2.308)
±40	11.898	13.304 (10.571)	12.802 (7.058)	12.553 (5.218)	12.385 (3.930)
	11.353	12.742 (10.902)	12.285 (7.588)	12.056 (5.830)	11.895 (4.553)
±60	11.200	12.687 (11.720)	12.153 (7.843)	11.913 (5.983)	11.758 (4.746)
	11.296	12.632 (10.571)	12.096 (6.611)	11.861 (4.757)	11.702 (3.468)
±80	9.923	12.064 (17.752)	11.187 (11.298)	10.883 (8.824)	10.700 (7.264)
	10.341	12.344 (16.225)	11.521 (10.242)	11.235 (7.960)	11.056 (6.472)
±100	9.833	11.688 (15.870)	10.879 (9.616)	10.609 (7.313)	10.417 (5.603)
	10.417	12.305 (15.348)	11.507 (9.474)	11.206 (7.042)	11.023 (5.501)
±120	10.823	13.754 (21.306)	12.293 (11.955)	11.863 (8.761)	11.618 (6.843)
	9.951	13.056 (23.277)	11.701 (14.951)	11.271 (11.710)	11.012 (9.635)

손상지수들이 일정한 수준에 수렴하는 것을 확인할 수 있었다. Table 9에서 각각의 하중진폭에 대하여 산정된 손상지수의 평균값은 관통균열에 의한 누수를 표현할 수 있는 대략값으로 사용할 수 있을 것으로 나타났다.

지진취약도평가의 대상이 되는 배관시스템의 변형각 측정 위치는 다를 수 있다. 시험체에서 변형각 측정위치가 다를 경우, M–R의 관계를 이용하여 산정된 손상지수는 한계상태로 사용하기 어려울 수 있다. 따라서 측정지

Table 9. Statistical information on calculated damage indices

Statistical data	P-D	MP1	MP2	MP3	MP4
Average	10.914	12.663	11.939	11.668	11.495
Maximum	12.275	13.754	12.817	12.666	12.565
Minimum	9.833	11.688	10.879	10.609	10.417
Standard deviation	0.823	0.579	0.599	0.634	0.658
Variance	0.678	0.336	0.359	0.401	0.433

점들을 고려하여 관통균열에 의한 누수를 정량적으로 표현한 Table 9의 평균손상지수는 지진취약도평가를 수행하기 위한 한계상태의 결정에 도움이 될 수 있을 것이다. 또한 Table 9에서 제시된 각각의 측정지점들에 대한 평균손상지수는 관통균열에 의한 한계상태인 누수에 대한 대푯값으로 사용할 수 있을 것으로 나타났다.

4. 결론

이 연구에서는 먼진시스템이 적용된 원자력발전소의 교차 배관시스템에서 지진하중에 취약한 요소인 배관엘보에 대하여 저주기 피로 수명을 제시하였으며 실제 파괴에 기반을 둔 한계상태를 정량적으로 표현하였다.

시험체에서 배관엘보와 직관부의 측정 위치가 저주기 피로 수명에 미치는 영향에 대하여 고려하였다. 시험체에서 배관엘보의 중심에서부터 거리가 멀어질수록 상대변형각의 폭이 크게 나타났으며 누수선도들의 기울기는 배관엘보의 중심에서 멀어질수록 작아지며 일정 수준에 수렴하는 것을 확인할 수 있었다. 한계상태인 누수가 발생하였을 때의 사이클 수와 각각의 측정지점들에서 산정된 상대변형각에 대한 저주기 피로 곡선들에서는 배관엘보의 중심에서 멀어질수록 기울기가 커지며 일정수준에 수렴하는 것을 확인할 수 있었다. 따라서 시험체에서 변형각의 측정위치는 누수선도와 저주기 피로곡선에 영향을 미치는 것으로 나타났다.

연성과 소산에너지의 조합을 고려할 수 있는 손상지수를 이용하여 배관엘보의 파괴기준을 정량적으로 표현하였다. P-D와 MP4에서 측정된 M-R의 관계를 이용하여 산정된 손상지수의 평균은 약 5%의 차이가 나타났다. 또한 각각의 가력하중진폭에 대한 모든 손상지수들은 평균선도의 $\pm 2\sigma$ 사이에 위치함을 확인할 수 있었으며 P-D 및 M-R의 관계를 이용하여 산정된 손상지수에 대한 표준편차는 0.9 이하로 나타났다. 이는 P-D와 M-R의 관계를 이용하여 산정된 손상지수들은 배관엘보의 한계상태에 대한 파괴기준을 정량적으로 표현할 수 있음을 확인할 수 있었다.

이 연구에서 제시된 배관엘보의 누수선도 및 저주기 피로 곡선들을 원자력발전소의 교차 배관시스템에 대한 저주기 피로 수명을 예상하기 위한 기초적인 자료로 사용될 수 있을 것이다. P-D 및 M-R의 관계를 이용하여 산정된 손상지수들은 신뢰성 있는 지진취약도 분석을 위해 요구되는 배관엘보의 한계상태인 누수를 표현할 수 있는 정량적인 파괴기준으로써 사용될 수 있을 것이다.

/ 감사의 글 /

본 연구는 한국연구재단이 주관하는 원자력연구개발사업 (NRF- 2020

M2A8A4023949)의 지원을 받아 수행되었습니다.

/ REFERENCES /

1. Kammerer AM, Whittaker AS, Constantinou MC. Technical considerations for seismic isolation of nuclear facilities. United States Nuclear Regulatory Commission, NUREG/CR-7253; c2014.
2. Cheung JH, Gae MS, Seo YD, Choi HS, Kim MK. Seismic capacity test of nuclear piping system using multi-platform shake table. Journal of the Earthquake Engineering Society of Korea. 2011;17(1): 21-31.
3. Hahm DG, Park JH, Choi IK. Seismic performance evaluation of piping system crossing the isolation interface in seismically isolated NPP. Journal of the Earthquake Engineering Society of Korea. 2014;18(3):141-150.
4. Vishnuvardhan S, Raghava G, Gandhi P, Saravanan M, Goyal S, Arora P, Gupta SK, Bhasin V. Ratcheting failure of pressurized straight pipes and elbows under reversed bending. International Journal of Pressure Vessels and Piping. 2013;105-106:79-89.
5. Hassan T, Rahman M, Bari S. Low-cycle fatigue and ratcheting responses of elbow piping components. Journal of Pressure Vessel Technology. 2015;137(3):031010.
6. Ravi Kiran A, Reddy GR, Agrawal MK. Risk-based seismic performance assessment of pressurized piping systems considering ratcheting. Journal of Pressure Vessel Technology. 2020;142(2): 021902.
7. Salimi Firoozabad E, Jeon BG, Choi HS, Kim NS. Failure criterion for steel pipe elbows under cyclic loading. Engineering Failure Analysis. 2016;66:515-525.
8. Salimi Firoozabad E, Jeon BG, Hahm DG, Kim NS. Seismic fragility of APRI400 main steam piping system. Proceedings of 13th International Conference on Probabilistic Safety Assessment and Management; 2016 Oct 2-7; Seoul: PSAM 13;c2016.
9. Kim SW, Jeon BG, Hahm DG, Kim MK. Seismic fragility evaluation of the base-isolated nuclear power plant piping system using the failure criterion based on stress-strain. Nuclear Engineering and Technology. 2019;51(2):561-572.
10. Jeon BG, Choi HS, Hahm DG, Kim NS. Seismic fragility analysis of base isolated NPP piping systems. Journal of the Earthquake Engineering Society of Korea. 2015;19(1):29-36.
11. Ju BS, Gupta A. Seismic fragility of threaded Tee-joint connections in piping systems. International Journal of Pressure Vessels and

- Piping. 2015;132-133:106-118.
12. Takahashi K, Watanabe S, Ando K, Urabe Y, Hidaka A, Hisatsune M, Miyazaki K. Low cycle fatigue behaviors of elbow pipe with local wall thinning. *Nuclear Engineering and Design*. 2009;239(12):2719-2727.
 13. Urabe Y, Takahashi K, Ando K. Low cycle fatigue behavior and seismic assessment for elbow pipe having local wall thinning. *Journal of Pressure Vessel Technology*. 2012;134(4):041801.
 14. Kim SW, Jeon BG, Cheung JH, Kim SD. Low-cycle fatigue behaviors of the steel pipe Tee of a nuclear power plant using image signals. *Journal of the Korea Institute for Structural Maintenance and Inspection*. 2019;23(6):77-93.
 15. Kim SW, Yun DW, Cheung JH, Kim SD. Limit state assessment of SCH80 3-inch steel pipe elbows using moment-deformation angle relationship. *Journal of the Korea Institute for Structural Maintenance and Inspection*. 2020;24(3):122-129.
 16. Banon H, Biggs JM, Irvine HM. Seismic damage in reinforced concrete frames. *Journal of the Structural division*. 1981;107(9):1713-1729.
 17. Jeon BG, Kim SW, Choi HS, Park DU, Kim NS. A failure estimation method of steel pipe elbows under in-plane cyclic loading. *Journal of Nuclear Engineering and Technology*. 2017;49(1):245-253.
 18. Kim SW, Chang SJ, Park DU, Jeon BG. Failure criteria of a carbon steel pipe elbow for low-cycle fatigue using the damage index. *Thin-Walled Structures*. 2020;153:106800.
 19. American Society of Mechanical Engineers. ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Section III;c2004.