

일정진폭 변형을 받는 H형 전단패널 강재댐퍼의 역학특성에 관한 실험 연구

김호룡¹ · 김성보² · 엄태성³ · 김재환⁴ · 김진우^{5*}

¹선임연구원, 한국건설생활환경시험연구원, 내진센터, ²교수, 충북대학교, 토목공학부, ³부교수, 단국대학교 건축공학과,
⁴대표이사, AMS 엔지니어링, ⁵선임연구원, 한국건설생활환경시험연구원, 내진센터

Experimental Study on Mechanical Characteristics of H-Type Shear Panel Steel Damper Under Constant Amplitude Deformation

Kim, Ho Ryong¹, Kim, Sung Bo², Eom, Tae Sung³, Kim, Jae Hwan⁴, Kim, Jin Woo^{5*}

¹Senior Researcher, Seismic Safety Center, Korea Conformity Laboratories, Cheongju, 28115, Korea

²Professor, School of Civil Engineering, Chungbuk National University, Cheongju 28644, Korea

³Associate Professor, Dept. of Architectural Engineering, Dankook University, Yongin, 16890, Korea

⁴CEO, AMS Engineering Co., Ltd., Daejeon, 34077, Korea

⁵Senior Researcher, Seismic Safety Center, Korea Conformity Laboratories, Cheongju, 28115, Korea

Abstract - In this study, a constant-amplitude cyclic loading test was conducted to confirm the mechanical characteristics of the H-shaped shear panel damper using SS235 grade on the panel part. As a result, all specimens show a stable spindle-shaped hysteresis curve, and the strength was deteriorated due to the out-of-plane deformation on the panel part. It was confirmed that the calculation formula of elastic stiffness and full plastic shear strength using deformation theory and plastic analysis were evaluated well compared with the experimental results. Also, the AIJ guideline classifies the experimental data of H-type shear panel dampers(panel material: SN steel or Low-yield-point steel) under a constant amplitude deformation into normalized plate width ratio of the panel and shows a fatigue curve based on Manson-coffin's law. In this study, the fatigue performance of the specimen (normalized plate width ratio: 0.500) was identified, and it was confirmed that it was less than the fatigue curve of the normalized plate width ratio suggested in the AIJ guidelines.

Keywords - Shear type damper, H-shaped section, Constant-amplitude cyclic loading test, Elasto-plastic behavior, Deformation capacity

1. 서론

지진에 의한 건축물의 내진 안전성을 향상시키는 방법으로 제진장치를 이용한 제진공법의 개발 및 연구가 다수 수행되고 있다^{[1]-[6]}. 제진공법은 건축물내에 지진에너지 흡수

부재(제진장치)를 적절하게 배치하는 것으로 지진에 의한 건축물의 응답속도 및 응답변위를 제어한다. 지진에너지 흡수부재의 한 종류인 강재를 이용한 이력형 댐퍼는 강재의 소성변형에 의해 지진에너지를 흡수하며 기둥·보 등의 주요부재에 발생하는 작용력을 감소시킨다. 이 때문에 이력형 댐퍼는 주요부재보다 높은 강성으로 선행항복하여 소성변형할 수 있는 성능이 요구되며 이러한 성능을 예측하고 검증하는 것이 중요하다. 이력형 댐퍼는 강재가 항복하는 형식에 따라 축항복형과 전단항복형으로 분류되며^[7], 이 중 전단항복형 댐퍼의 설치개요를 Fig. 1에 나타냈다. 전단항복형 댐퍼는 댐퍼를 지지하는 부재의 형식에 따라 브레이스 지지형식, 벽 패널 형식, 간주 지지형식 등이 있으며^{[8]-[10]}, 댐퍼의 전

Note.-Discussion open until April 30, 2021. This manuscript for this paper was submitted for review and possible publication on September 14, 2020; revised September 25, 2020; approved on October 05, 2020.

Copyright © 2020 by Korean Society of Steel Construction

*Corresponding author.

Tel. +82-43-210-8961 Fax. +82-43-210-8919

E-mail. kimjinwoo@kcl.re.kr

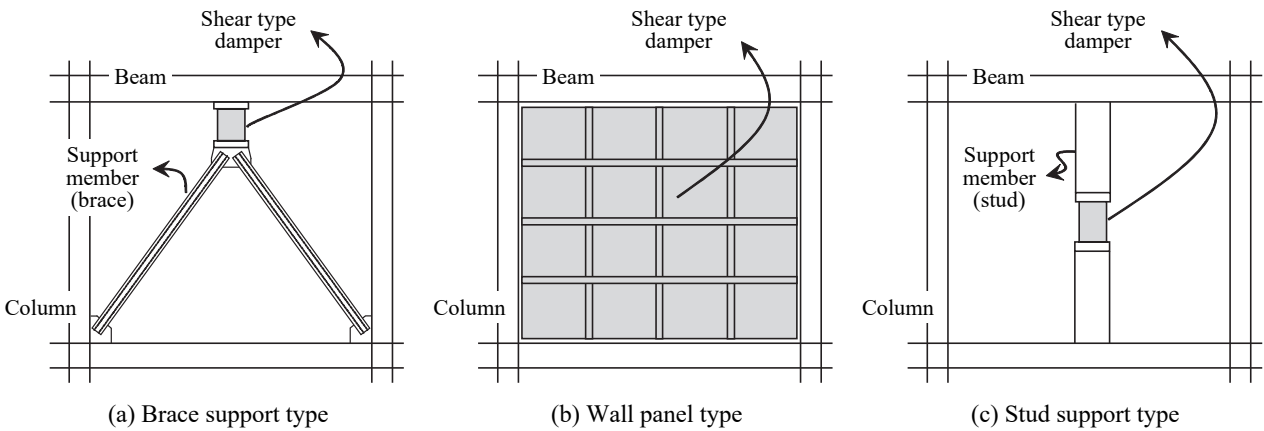


Fig. 1. Application of shear type damper

단소성변형을 통해 지진에너지를 흡수한다. 브레이스 지지 형식은 보에 직접 접합되어 보에 발생하는 모멘트가 댐퍼에 직접 전달되며 보의 회전에 의해 댐퍼의 강성이 저하될 가능성이 있다. 또한, 댐퍼가 최대내력에 도달할 때까지 댐퍼를 지지하는 브레이스는 좌굴하지 않는 조건이 필요하다.

본 연구에서 대상으로 하는 간주 지지형식은 층고의 중앙에 배치되는 댐퍼와 이를 지지하는 간주가 상·하의 보에 접합되며 다른 지지형식과 비교하여 평면계획의 자유도가 높은 특징이 있다. 지진 시에는 보에서 간주를 통해 댐퍼에 전단력이 작용하며, 이로 인해 댐퍼가 전단항복 후 소성변형하는 메커니즘을 갖는다. 따라서 변형성능과 앞에서 서술한 강성의 확보를 위해 댐퍼의 형상은 상·하 엔드플레이트와 좌·우 플랜지로 둘러싸인 패널부로 구성된 H형 단면(이하, H형 전단패널 댐퍼)이 주로 사용된다. 또한, H형 전단패널 댐퍼의 변형성능을 향상시키기 위하여 (1) 패널부에 비교적 연성이 큰 강재(SN강재 또는 저항복점강재)를 사용하거나, (2) 패널부에 스티프너를 보강하는 경우 등이 있으며 그 성능을 검토한 연구가 다수 수행되었다. 전자의 경우에 해당하는 연구사례로는 Miyama *et al.*^[11]과 Sato *et al.*^[12]은 패널부가 저항복점강(항복응력도: 100 N/mm²)으로 구성된 H형 전단패널 댐퍼에 대해 반복재하 실험을 수행하여 패널부의 판폭두께비가 변형성능에 미치는 영향과 재하속도에 따른 역학적 특성에 대하여 검토하였다. Shimawaki *et al.*^[13]과 Tanaka *et al.*^[14]은 패널부의 강재 종류를 실험변수로(SN강재와 저항복점강재) 반복재하 실험을 수행하여 패널부의 강재 종류가 역학적 특성에 미치는 영향에 대해 검토하였다. Tamai^[15]는 패널부에 SN강재 또는 저항복점 강재로 구성된 H형 전단패널 댐퍼의 실험데이터를 수집하고 패널부의 판

폭두께비, 형상비, 강재 종류를 고려한 정규화된 판폭두께비(이하 기준화 판폭두께비)로 분류하여 피로곡선의 평가식을 제안하였고 이 평가식은 일본건축학회 강구조 제진설계지침^[7]에 반영되어 있다.

제진장치를 설치한 구조물의 지진응답은 댐퍼를 포함한 댐퍼를 지지하는 부재의 내력과 변형성능에 의해 좌우된다. 간주 지지형식에서 H형 전단패널 댐퍼가 효율적으로 거동하기 위해서는 댐퍼가 최대내력에 도달할 때까지 댐퍼를 지지하는 간주와 간주·보 접합부는 탄성거동을 해야 하며 주요부재와 댐퍼를 포함한 댐퍼를 지지하는 간주의 강성 및 내력의 상호관계에 대한 적절한 고려가 필요하다. 이를 위해 댐퍼의 강성 및 내력, 변형성능 등의 역학적 특성을 파악하는 것이 중요하다^[16].

본 연구에서는 간주지지 형식으로 설치되는 H형 전단패널 댐퍼를 대상으로 패널부에 SS강재(SS235급)를 적용한 경우의 역학적 특성을 파악하는 것을 목적으로 한다. 일정진폭 반복재하 실험을 실시하여 댐퍼가 보유한 전소성 전단내력, 탄성강성, 전단 소성변형성능 등의 탄소성 거동을 분석하고, 피로성능을 도출하여 패널부에 SN강재 또는 저항복점강을 적용한 기존의 연구들과 비교·검토한다.

2. 탄성강성과 전소성 전단내력의 계산

2.1 탄성강성

H형 전단패널 댐퍼의 탄성강성을 산정하는 방법은 선행연구^{[7],[17]}를 참조하였으며, 그 결과를 요약하면 다음과 같다. Fig. 2에 전단력 Q 에 의한 댐퍼의 변형상태를 나타냈다.

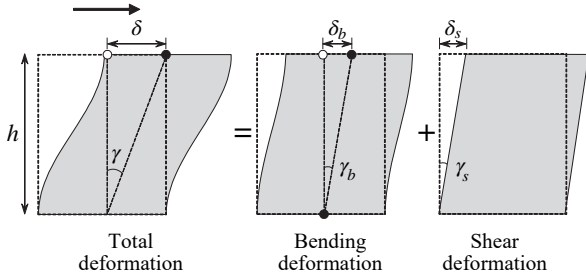


Fig. 2. Deformation state

댐퍼의 변형은 휨에 의한 변형 δ_b 과 전단에 의한 변형 δ_s 로 구분되며, Q 와 휨변형각 γ_b , 전단변형각 γ_s 의 관계는 다음식에서 정의하는 휨강성 K_b 과 전단강성 K_s 를 이용하여 나타낼 수 있다.

$$Q = \frac{12 \cdot E \cdot I}{h^2} \cdot \gamma_b = K_b \cdot \gamma_b \quad (1a)$$

$$Q = G \cdot A_p \cdot \gamma_s = K_s \cdot \gamma_s \quad (1b)$$

여기서, E = 탄성계수, I = 단면2차모멘트, h = 댐퍼의 높이, G = 전단탄성계수, A_p = 웨브(이하, 패널부)의 단면적을 나타낸다.

전단패널 댐퍼의 변형각 γ (이하 평균 전단변형각)은 휨 변형각 γ_b 과 전단변형각 γ_s 의 합이 되며 Q 와 탄성강성 K 의 관계는 다음의 식과 같다.

$$Q = {}_c K \cdot \gamma \quad (2a)$$

$${}_c K = \left(\frac{h^2}{12 \cdot E \cdot I} + \frac{1}{G \cdot A_p} \right)^{-1} \quad (2b)$$

2.2 전소성 전단내력

Fig. 3에 Q 에 의한 전단패널 댐퍼의 붕괴메커니즘을 나타냈다. 그림 중의 기호는 D = 댐퍼의 폭, t_w = 패널부의 판두께, t_f = 플랜지의 판두께, h = 댐퍼의 높이, γ = Q 에 의한 댐퍼의 평균 전단변형각(δ/h)이다. 그림의 음영으로 표시된 부분이 소성화 부위이며, 단면내의 사선부위가 전단항복한 부위(α), 그 양측이 휨항복한 부위를 나타낸다. 즉, $\alpha = 0$ 일 때 전단면이 휨항복하고, $\alpha = D$ 일 때 전단면이 전단항복하는 메커니즘을 나타낸다. 여기에서 전단항복한 부위가 패널부의 폭 안에 존재하는 경우($\alpha \leq D - 2t_f$)와 플랜지 두께 안에 존재하는 경우($D - 2t_f < \alpha \leq D$)로 구분하여 가상 일의 원리를 이용하여 다음의 식으로 나타낼 수 있다.

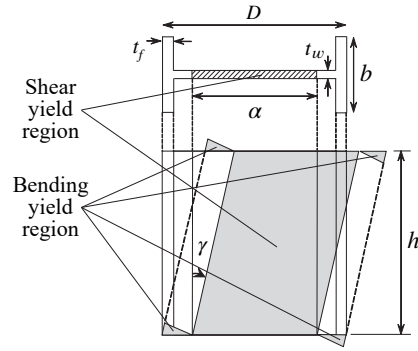


Fig. 3. Collapses mechanism

- α 가 패널부의 폭 안에 존재하는 경우($\alpha \leq D - 2t_f$)

$${}_c Q_{p1} = w\tau_y \cdot \alpha \cdot t_w + 2 \cdot w\sigma_y \cdot t_w \cdot \frac{1}{h} \cdot \left(\frac{D - 2t_f - \alpha}{2} \right)^2 + 2 \cdot f\sigma_y \cdot b \cdot t_f \cdot \frac{1}{h} (D - \alpha - t_f) \quad (3a)$$

- α 가 플랜지 두께 안에 존재하는 경우($D - 2t_f < \alpha \leq D$)

$${}_c Q_{p2} = w\tau_y \cdot (D - 2t_f) \cdot t_w + f\tau_y \cdot \{ \alpha - (D - 2t_f) \} \cdot b + 2 \cdot f\sigma_y \cdot b \cdot \left(\frac{D - \alpha}{2} \right)^2 \quad (3b)$$

여기서, $w\tau_y$ = 웨브의 전단항복응력도, $w\sigma_y$ = 웨브의 항복응력도, $f\tau_y$ = 플랜지의 전단항복응력도, $f\sigma_y$ = 플랜지의 항복응력도를 나타낸다.

결과적으로, 위의 식은 Q 에 의한 가상일($Q \times \gamma \times h$)을 Q 에 대해 정리한 식이다. 식 (3)의 α 를 변수로 하여 각 식의 ${}_c Q_{p1}$ 과 ${}_c Q_{p2}$ 가 최소로 되는 값을 구하고 다음 식과 같이 두 식의 최소값이 전단패널 댐퍼의 전소성 전단내력이다.

$${}_c Q_p = \min \{ {}_c Q_{p1}, {}_c Q_{p2} \} \quad (3c)$$

3. 실험개요

3.1 실험체 및 재료적 성질

Fig. 4에 실험체 형상을 Fig. 5 및 Table 1에 실험체명과 실험체 일람을 나타냈다. 실험체의 단면형상은 H-238×60×4.5×9.0(댐퍼의 폭 $D = 238$ mm, 플랜지의 폭 $b = 60$ mm, 패널부의 두께 $t_w = 4.5$ mm, 플랜지의 두께 $t_f = 60$ mm)이고 패

널부의 형상비(패널부의 폭 $D - 2t_f$ 에 대한 높이 h 의 비가 1.0이다. 각 부위의 강재는 패널부에 SS235급 강재, 플랜지에 SM325급 강재를 사용하였다. 또한, 플랜지 양단의 외측을 2층 3패스로 용접하고 반대측을 가우징한 다음, 2층 2패스의 완전용입용접으로 상·하 엔드플레이트와 접합하였으며 이외의 접합부는 필릿용접으로 접합하였다. 사용한 용접봉은 TIG(GTAW) 용접용과 피복아크용접(SMAW)용으로 K사의 K-71(KS D 7104: YFW-C50DX^[18])을 사용하였다.

Table 2에 실험체의 인장소재 시험결과를 나타냈다. 시험편은 KS B 0801^[19]에 따라 패널부는 5호, 플랜지는 1A호의 아령형 형상으로 각 3개의 시험편을 제작하여 인장시험을 실시하였다. 표 중의 값은 각각의 평균치를 나타내며 항복 응력도 σ_y 는 0.2 % 오프셋 내력으로 산출한 값이다.

결과적으로 실험체는 패널부의 전단변형에 의한 플랜지의 국부좌굴을 방지하기 위해 플랜지의 폭두께비 $(b/2)/t_f$ 가 3.33으로 플랜지의 폭두께비 제한값 $\lambda_r = 0.64 \sqrt{k_c E / F_y}$ 이 10.96을 하회하도록 설계^[20]한 실험체이며, 실험체의 형

상과 재료적 성질을 이용하여 산출한 기준화 판폭두께비 $h/t_w \cdot \sqrt{t_w \tau_u / (K_s \cdot E)}$ 는 0.500이며, 이에 대해서는 4.4항에 후술한다.

3.2 실험체 설치 및 가력방법

Fig. 6에 재하장치와 실험체의 설치개요 및 실험체 설치 현황을 나타냈다. 실험체는 높이 방향으로 역대칭 모멘트가 분포하도록 강체회전이 발생하지 않는 수직 가력용 플레이트와 수평 가력용 플레이트에 고정하였다. 또한 실험체에 장기축력이 작용하지 않는 경우를 고려하여 수직 플레이트의 상부에 설치된 수직 액추에이터를 제어하여 수직 플레이트의 중량 등에 의한 축력이 실험체에 작용하지 않도록 하였다. 재하방법은 실험체에 발생하는 평균 전단변형각(수평변위 δ 와 실험체의 높이 h 로 나눈 값)이 3 %, 5 %, 7 %의 일정진폭이 되도록 1,000 kN의 수평 액추에이터를 이용하여 반복가력하였으며, 내력이 최대내력의 70 % 이하로 저하될 때까지 반복재하를 실시하였다.

Table 1. Specimen list

No.	Specimen	Steel grade	D (mm)	h (mm)	t_w (mm)	t_f (mm)	b (mm)	$(D - 2t_f)/t_w$	$h/(D - 2t_f)$	Loading method	Deformation amplitude (rad)
1	H-1.0-3	Web: SS235 grade, Flange: SM325 grade	238.0	220.0	4.5	9.0	60.0	50.0	1.0	Constant amplitude cyclic loading	0.03
2	H-1.0-5										0.05
3	H-1.0-7										0.07

Where, D : width of specimen, h : height of specimen, t_w : thickness of panel, t_f : thickness of flange, b : width of flange, $(D - 2t_f)/t_w$: width-thickness ratio of web, $h/(D - 2t_f)$: aspect ratio of panel, deformation amplitude: loading amplitude (constant amplitude cyclic loading)

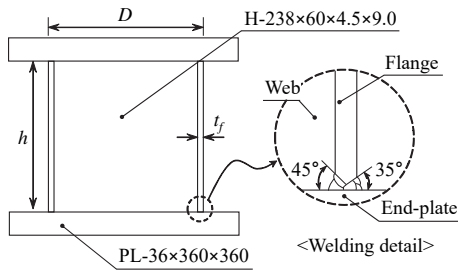


Fig. 4. Details of specimens

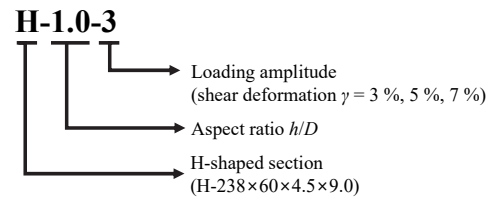


Fig. 5. Specimen name

Table 2. Material properties of specimens

Part	Material	t (mm)	E (GPa)	σ_y (N/mm ²)	σ_u (N/mm ²)	$Y.R$	EI (%)
Web	SS235 grade	4.4	199	220.9	324.0	0.74	47.6
Flange	SM325 grade	9.4	198	398.1	508.0	0.84	21.5

Where, t : measured thickness of each part, E : elastic modulus, σ_y : yield stress (0.2 % off-set strength), σ_u : tensile stress, $Y.R$: yield ratio, EI : rupture elongation

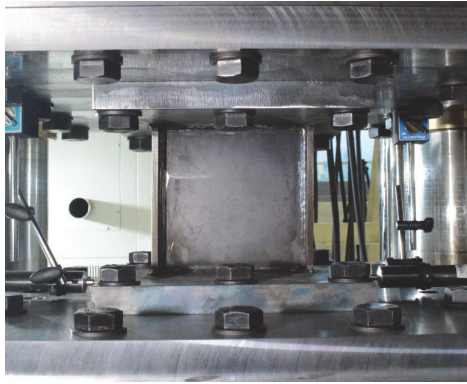
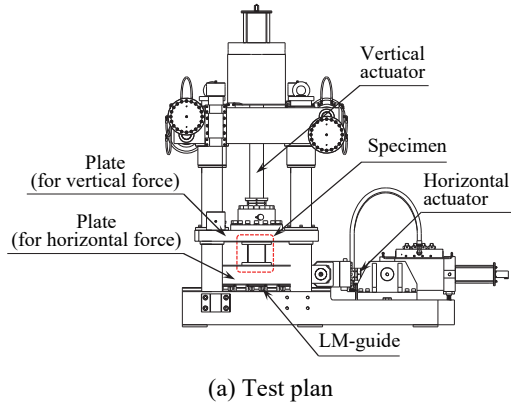


Fig. 6. Test set-up

4. 실험결과 및 고찰

4.1 하중-변위 관계

Table 3에 전소성 전단내력과 탄성강성의 실험값에 대해 2절에서 산출한 전소성 전단내력과 탄성강성의 계산값과 비교하여 나타냈다. 여기에서 전소성 전단내력의 실험값 eQ_p 은 전단력 Q 와 평균전단변형각 관계 γ 에서 0.35 % 오프셋 내력으로 산출한 값^[21]이며 탄성강성의 실험값 eK 은

Table 3. Summary of experimental results

Specimen	eQ_p (kN)	cQ_p (kN)	eQ_p/cQ_p	eK (kN/rad)	cK (kN/rad)	eK/cK	eQ_{max}/eQ_p	η_γ	η_E	N_f
H-1.0-3	137.4	141.6	0.97	82,785.2	70,060.5	1.18	1.31	634	11,756	17.5
H-1.0-5	138.9		0.98	72,444.0		1.03	1.43	376	10,131	7.5
H-1.0-7	138.0		0.97	70,246.2		1.00	1.47	263	9,984	3.5

Where, eQ_p : experimental value of full plastic shear strength, cQ_p : calculated value of full plastic shear strength (Eq. (3c)), eQ_{max} : experimental value of maximum shear strength, eK : experimental value of elastic stiffness, cK : calculated value of elastic stiffness (Eq. (2b)), η_γ : cumulative plastic deformation ratio calculated using shear deformation (Eq. (4a)), η_E : cumulative plastic deformation ratio calculated using energy absorption (Eq. (4b)), N_f : number of loading cycle for 95 % of eQ_{max}

전소성 전단내력 실험값에 대해 1/3값의 할선강성으로 산출한 값이다. H-1.0-3, H-1.0-5, H-1.0-7 실험체에 대한 탄성강성의 실험값과 계산값의 비 eK/cK 는 1.18, 1.03, 1.00이며, 전소성 전단내력 실험값과 계산값의 비 eQ_p/cQ_p 는 0.97, 0.98, 0.97로 2장에서 산출한 계산방법으로 실험결과를 양호하게 평가하고 있는 것을 확인할 수 있다.

Fig. 7에 각 실험체의 $Q - \gamma$ 관계를 나타냈다. 모든 실험체는 2번째 사이클 정도에서 내력이 최대내력까지 상승하여 안정된 방추형의 이력곡선을 나타내며, 반복재하가 계속되면 내력이 서서히 저하되는 것을 확인할 수 있다. 내력저하가 발생한 후 평균 전단변형각 γ 이 0 (rad) 근방에서 내력이 일시적으로 저하되는 pinching 현상이 발생하였으며, 재하진폭이 클수록 이 현상이 현저하게 나타났다. 모든 실험체는 Fig. 8과 같이 패널부의 면외변형에 의해 내력이 저하되었다.

4.2 내력상승률-누적 소성 전단변형각 관계

Fig. 9에 내력상승률과 누적전단소성변형각 $\Sigma\gamma_p$ 의 관계를 나타냈다. Fig. 9의 세로축은 각 사이클의 내력 Q 를 전소성 전단내력의 실험값 eQ_p 으로 나눈 값(내력상승률)이며, 가로축은 Fig. 7의 $Q - \gamma$ 관계에서 Q 를 +측과 -측으로 구분하여 평균 전단변형각(γ)을 +측으로 누적한 값을 나타낸다. 또한, 그림 중의 \times 기호는 면외방향 변형 발생이 육안으로 관찰된 시점을 나타내며, 점선은 각 실험체 내력이 eQ_{Max} 의 90%로 저하된 값을 나타낸다.

실험체의 최대 내력상승률은 1.31 - 1.47로 재하진폭이 커지면 내력상승률은 증가하지만 면외방향 변형의 발생시점이 빨라지는 경향을 나타낸다. 모든 실험체는 면외방향 변형이 발생한 직후(Fig. 9의 \times 표기), 내력저하가 발생하지 않았고, 전단변형이 누적되어 최대내력에 도달(Fig. 9의 \circ 표기)하여 내력이 저하되었다.

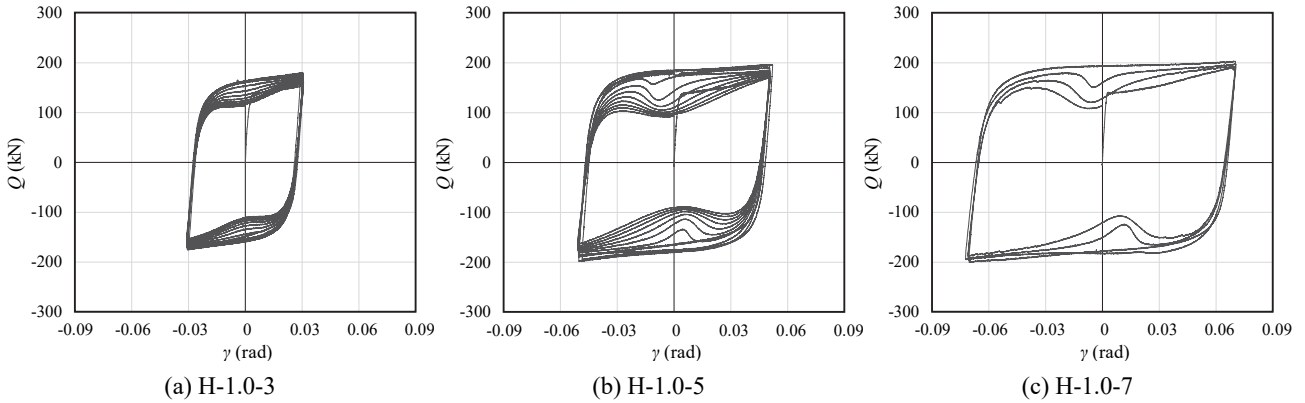


Fig. 7. Shear force-shear deformation relationship

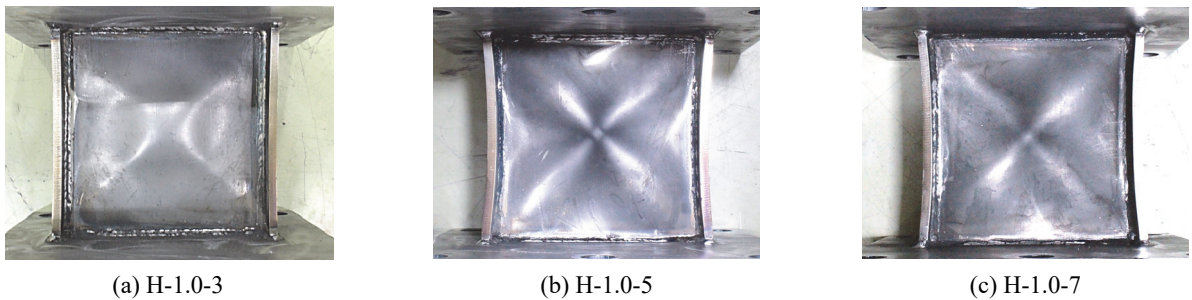
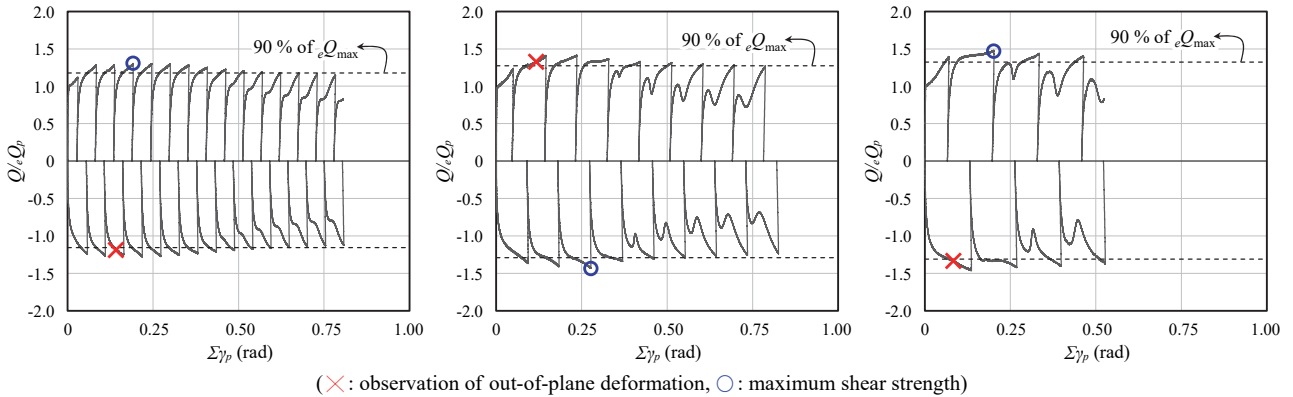


Fig. 8. Failure mode



(X : observation of out-of-plane deformation, O : maximum shear strength)

(a) H-1.0-3 (b) H-1.0-5 (c) H-1.0-7

Fig. 9. Shear strength increasing ratio-cumulative plastic shear deformation

4.3 누적소성변형배율

반복재하에 의한 각 실험체의 변형성능과 에너지 흡수능력을 검토하기 위해 다음 식을 이용하여 누적소성변형배율을 산정한다. 식 (4a)는 평균 전단변형각을 이용하여 계산하는 방법이고, 식 (4b)는 에너지 흡수량을 이용하여 계산하는 방법이다.

$$\eta_\gamma = \frac{\Sigma \gamma_{P,90\%}}{\gamma_e} \quad (4a)$$

$$\eta_E = \frac{\Sigma E_{90\%}}{E_e} \quad (4b)$$

여기서 $\Sigma \gamma_{P,90\%}$ 는 내력이 최대내력의 90%까지 저하된 시점에서의 누적소성전단변형각, γ_e 는 전소성 전단내력의 실험값을 탄성강성의 실험값으로 나눈 탄성 평균 전단변형각 (Fig. 10(a) 참조), $\Sigma E_{90\%}$ 는 내력이 최대내력의 90%로 저하된 시점에서의 누적에너지 흡수량, E_e 는 평균 전단변형각이 탄성일 때의 에너지 흡수량(Fig. 10(b) 참조)을 나타낸다.

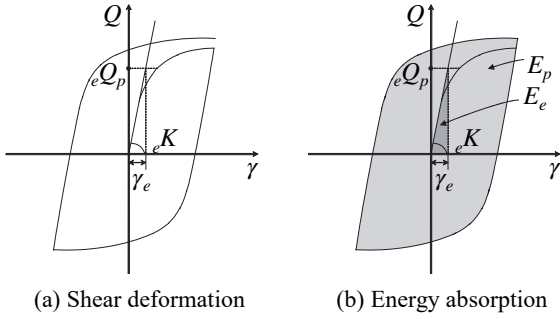


Fig. 10. Calculation method of cumulative plastic deformation ratio

Fig. 11에 식 (4a)와 식 (4b)를 이용하여 산정한 각 실험체의 η_γ 와 η_E 를 나타냈다. H-1.0-3, H-1.0-5, H-1.0-7 실험체의 η_γ 는 634, 376, 263이고, η_E 는 11,756, 10,131, 9,984이다. 각 실험체의 η_γ 와 η_E 는 재하진폭이 커짐에 따라 그 값이 작아지는 경향을 나타낸다. 이는 4.2항에서 확인한 재하진폭이 커지면 실험체에 면외변형에 의한 내력저하가 조기에 발생하여 전단소성변형능력과 에너지흡수능력이 저하되는 것을 나타낸다.

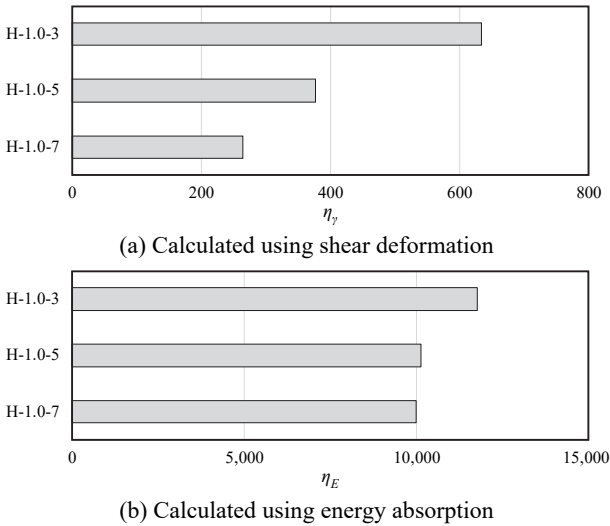


Fig. 11. Cumulative plastic deformation ratio

4.4 재하진폭-재하횟수 관계

일본건축학회 강구조 제진설계지침(이하, AIJ 지침)^[7]에서는 일정진폭으로 반복재하한 H형 전단패널 댐퍼(형상비: 1.0, 패널부의 사용강재: SN재 또는 저항복점 강재)에 대해 실험데이터를 기반으로 Manson-Coffin 법칙^{[22],[23]}을 이용하여 재하진폭과 재하횟수의 관계를 다음 식과 같이 나타내고 있다.

$$N_f = \frac{1}{2} \cdot \left| \frac{\gamma_a}{C} \right|^{-m} \quad (5)$$

여기서 γ_a : 재하진폭, N_f : 내력이 최대내력의 95% 또는 90%로 저하된 시점에서의 재하횟수이며(Fig. 12 참조), C , m = 실험변수를 나타낸다. 또한, 식 (5)의 N_f 와 γ_a 의 관계에 대해 패널부의 판폭두께비, 형상비, 재료특성을 고려한 기준화 판폭두께비 $h/t_w \cdot \sqrt{w\tau_u/(K_s \cdot E)}$ 의 범위를 Table 4에 나타내는 5가지로 분류하고 회귀분석을 통해 C , m 을 제시하였

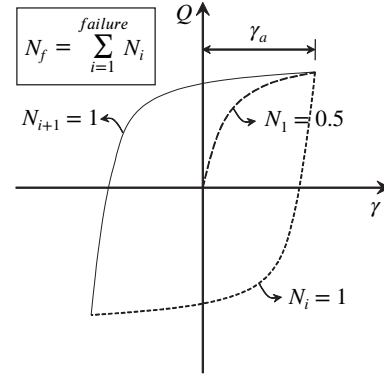


Fig. 12. Definition of loading amplitude and loading cycle in AIJ guideline^[7]

Table 4. Value of C and m for Eq. (5)

Ranges of normalized width-thickness ratio	Experimental variable		Correlation coefficient R
	C	m	
$0.150 \leq \frac{h}{t_w} \cdot \sqrt{\frac{w\tau_u}{K_s \cdot E}} \leq 0.165$	0.482	2.40	-0.980
$0.299 \leq \frac{h}{t_w} \cdot \sqrt{\frac{w\tau_u}{K_s \cdot E}} \leq 0.303$	0.410	2.27	-0.986
$0.339 \leq \frac{h}{t_w} \cdot \sqrt{\frac{w\tau_u}{K_s \cdot E}} \leq 0.355$	0.365	2.17	-0.998
$0.500 \leq \frac{h}{t_w} \cdot \sqrt{\frac{w\tau_u}{K_s \cdot E}} \leq 0.505$	0.252	1.94	-0.978
$0.655 \leq \frac{h}{t_w} \cdot \sqrt{\frac{w\tau_u}{K_s \cdot E}} \leq 0.707$	0.273	1.52	-0.977

Where, $h/t_w \cdot \sqrt{w\tau_u/(K_s \cdot E)}$: normalized width-thickness ratio of panel, h : height of panel, t_w : thickness of panel, $w\tau_u = w\sigma_u / \sqrt{3}$, $w\sigma_u$: tensile stress of panel, k_s : buckling coefficient of panel (case of simple support around of panel)

다. 여기서, $w\tau_u$ = 패널부의 인장강도를 $\sqrt{3}$ 으로 나눈 값, K_s = 패널부의 판좌굴계수(주변단순지지)이며, 다른 기호는 전술한 기호와 동일하다. 또한, 각 $h/t_w \cdot \sqrt{w\tau_u/(K_s \cdot E)}$ 의 범위의 C, m 값은 상관계수 R 의 절대값이 0.977 이상으로 높은 상관관계가 있음을 나타내었다.

Fig. 13에 실험체(패널부의 사용강재: SS235급 강재, 패널부의 $h/t_w \cdot \sqrt{w\tau_u/(K_s \cdot E)}$: 0.500)에 대한 $\gamma_a - N_f$ 관계를 Fig. 12와 같이 정의하고 AIJ 지침에서 제시하는 피로곡선과 비교하여 나타냈다. 단, 가로축과 세로축은 로그값을 취하여 나타낸 그림이며, 각 실험체의 N_f 는 내력이 eQ_{max} 의 95%로 저하된 시점에서의 값을 나타낸다. 각 실험체의 γ_a 와 N_f 는 재하진폭에 따라 거의 선형적인 관계를 나타내며, AIJ 지침에서 제시하고 있는 패널부 $h/t_w \cdot \sqrt{w\tau_u/(K_s \cdot E)}$ 가 0.500 - 0.505인 경우(패널부의 사용강재: SN재 또는 저항복점 강재)의 피로곡선을 하회하는 것을 확인할 수 있다.

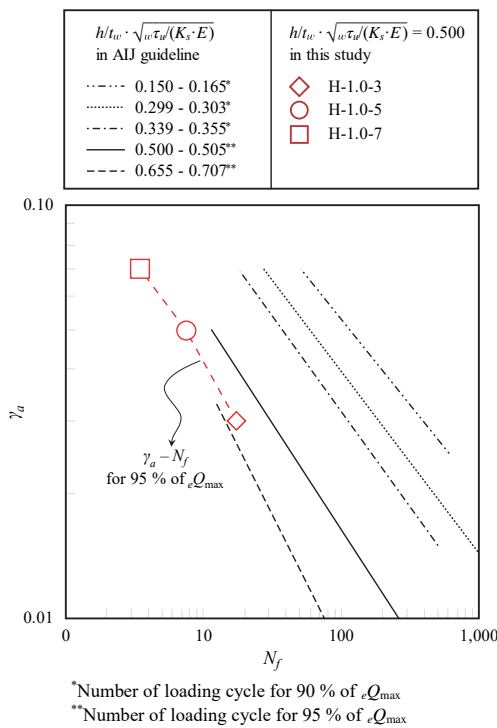


Fig. 13. Loading amplitude-loading cycle relationship

5. 결론

본 연구에서는 간주지지 형식의 H형 전단패널 댐퍼에 대해 전소성 전단내력, 탄성강성, 전단 소성변형성능 등의 역학적 특성을 실험적으로 규명하였다. 패널부에 SS235급의

강재로 설계된 댐퍼(패널부의 형상비: 1.0, 패널부의 반화 판폭두께비: 0.500)에 대해 일정진폭 반복재하 실험(평균 전단변형각 $\gamma = 3\%, 5\%, 7\%$)을 실시하여 댐퍼의 성능을 검토하였으며, 주요 연구결과는 다음과 같다.

- (1) 일정진폭 변형을 받는 H형 전단패널 댐퍼는 재하진폭과 관계없이 안정된 방추형의 이력곡선을 나타내었다. 모든 실험체는 패널부의 면외변형에 의해 내력이 저하하였다.
- (2) 휨변형과 전단변형을 고려하여 산정된 탄성강성은 실험값과 계산값의 비(eK/K)가 1.00 - 1.18로 최대 18%의 차이를 나타냈다. 휨항복 영역과 전단항복 영역을 고려한 붕괴기구를 이용하여 산출한 전소성 전단내력은 실험값과 계산값의 비(eQ_p/cQ_p)가 0.97 - 0.98로 최대 3%의 차이를 나타냈다.
- (3) 내력상승률(전소성 전단내력에 대한 최대내력의 비)은 1.31 - 1.47로 재하진폭의 크기에 따라 증가하며, 재하진폭이 클수록 패널부의 면외변형 발생시점이 빨라지는 것을 확인하였다.
- (4) 전단변형각과 에너지흡수량을 이용하여 산정한 누적소성변형배율은 재하진폭($\gamma = 3\%, 5\%, 7\%$)이 커짐에 따라 감소함을 확인하였으며, 이는 재하진폭이 클수록 내력저하의 시점이 조기에 발생하기 때문이라고 판단된다.
- (5) 패널부에 SS235급 강재를 사용한 실험체(패널부 기준화 판폭두께비: 0.500)에 대하여 Manson-Coffin 법칙을 이용하여 재하진폭과 재하횟수의 관계를 검토하였으며 선형관계를 확인하였다. 또한, 패널부의 사용강재가 SN강재 또는 LY재로 구성된 H형 전단패널 댐퍼의 실험데이터를 기반으로 작성된 일본건축학회 강구조제진설계지침(AIJ)의 피로곡선(패널부의 기준화 판폭두께비 0.500 - 0.505의 경우)을 하회하는 것을 확인하였다.

본 연구에는 H형 전단패널 댐퍼에 대해 탄성강성, 전소성 전단내력, 변형성능 등의 역학적 특성을 검토하였다. 향후, 댐퍼의 형상비, 재하진폭 등의 다양한 실험변수를 적용한 연구를 통해 본문에 제안된 계산식에 대한 신뢰도의 확보와 피로곡선의 일반화를 통해 댐퍼의 보유변형성능을 정량적으로 파악할 필요가 있다. 또한, 간주지지 형식의 댐퍼가 장착된 구조물을 설계하고 이에 대한 지진응답해석을

실시하여 댐퍼의 요구변형성능을 도출하고 보유변형성능과의 비교를 통해 댐퍼로서의 적용 가능성을 검토하는 내용의 후속 연구가 필요하다.

감사의 글

본 연구는 국토교통부 국토교통기술촉진연구사업의 연구비지원(20CTAP-C157615-01)에 의해 수행되었습니다. 이에 감사드립니다.

참고문헌(References)

- [1] Malley, J.O., and Popov, E.P. (1983) *Design Considerations for Shear Links in Eccentrically Braced Frames*, UCB/EERC-83/24, Earthquake Engineering Research Center (University of California, Berkeley), USA.
- [2] Tsai, K.-C., Hsiao, P.-C., Lin, S.-L., and Lin, K.-C. (2006) Overview of the Hybrid Tests of a Full Scale 3-Bay 3-Story CFT/BRB Frame, *Proceedings of the 4th International Symposium of Steel Structures*, KSSC, Korea, pp.73-84.
- [3] Oh, S.H., Choi, K.Y., and Ryu, H.S. (2012) Structural Performance Evaluations of Steel Hysteretic Damper in Series for High-Rise Shear Wall System, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.24, No.4, pp.371-382 (in Korean).
- [4] Youn, I., Kim, C.H., Do, C.G., and Jang, W. (2017) A Study on the Structural Performance of Steel Plate Damper, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.29. No.2, pp.159-167 (in Korean).
- [5] Shin, H.-M., Lee, H.D., and Shin, K.J. (2018) Seismic Performance Evaluation of Building with Piloti Using Steel Stilt Damper, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.30. No.5, pp.265-276 (in Korean).
- [6] Jung, S.J., Jang, J.H., Choi, S.W., and Choi, J.H. (2019) Effect of Gap Between Cover-Plates of Buckling Resistance Steel Damper, *Proceedings of 2019 Annual Conference Korean Society of Steel Construction*, KSSC, pp.51-52 (in Korean).
- [7] Architectural Institute of Japan (2014) *Recommended Provisions for Seismic Damping Systems applied to Steel Structures*, AIJ, Japan (in Japanese).
- [8] Kuwahara, S., Tada, M., Yoneyama, T., and Imai, K. (2013) A Study on Stiffening Capacity of Double-Tube Members, *Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ)*, Architectural Institute of Japan, Vol.445, No.445, pp.151-158 (in Japanese).
- [9] Kawai, Y., Tohnai, S., Kaibara, H., Sato, A., and Ono, T. (2020) Shear Resistance Mechanisms of High-Panelized Sheet Walls with Burring Holes, *Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ)*, Architectural Institute of Japan, Vol.85, pp. 275-285 (in Japanese).
- [10] Kim, J., Kuwahara, S., Hatanaka, Y., Miyagawa, K., Kitamura, W., and Kinoshita, T. (2016) Mechanical Behavior of Shear Type Steel Damper Using Low Yield Strength Circular Hollow Section Supported by Stud Column, *Journal of Structural Engineering B*, Architectural Institute of Japan, Vol.62B, pp.441-448 (in Japanese).
- [11] Miyama, T., Tanaka, K., Meng, L., and Hirasawa, M. (1994) Study of the Passive Control Building with Low Yield Point Steel Damper: Part 3, The Cyclic Loading Test of Shear Type Dampers, *Summaries of Technical Papers of Annual Meeting Architectural Institute of Japan: B, Structures I*, AIJ, pp.1043-1044 (in Japanese).
- [12] Sato, T., Wada, A., Okuta, K., Kuribayashi, H., Inaba, T., and Maeda, Y. (1999) Dynamic Loading Test of Shear Panel Using Low-Yield-Point Steel, *Summaries of Technical Papers of Annual Meeting Architectural Institute of Japan: B-2, Structures II*, AIJ, pp.941-942 (in Japanese).
- [13] Shimawaki, Y., Ohi, K., Takanashi, K., Kondo, H., Tanaka, K., and Sasaki, Y. (1996) Study on the Vibration Properties of a Steel Building Model with Hysteretic Dampers: Part 1, The Cyclic Loading Test of Shear Type Damper Using Low Yield Point Steel, *Summaries of Technical Papers of Annual Meeting Architectural Institute of Japan: C-1, Structures III*, AIJ, pp.795-796 (in Japanese).
- [14] Tanaka, K., Sasaki, Y., and Yoneyama, S. (1999) An Experimental Study on Hysteretic Performance of Shear Panel Dampers Using Different Strength Type of Steel Under Static Loading, *Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ)*, Architectural Institute of Japan, Vol.64, No.520, pp.117-124 (in Japanese).
- [15] Tamai, H. (2015) On Damage Factor of Shear Panel

- Damper, *Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ)*, Architectural Institute of Japan, Vol.80, No.707, pp.147-155 (in Japanese).
- [16] Kim, J., Kuwahara, S., Miyagawa, K., Kitamura, W., Kinoshita, T., and Yasui, N. (2016) Elasto-Plastic Behavior of Shear Type Damper Using Low Yield Strength Circular Hollow Section, *Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ)*, Architectural Institute of Japan, Vol.81, No.719, pp.101-110 (in Japanese).
- [17] Kuwahara, S., Moroishi, T., Ikeda, K., and Suyama, T., (2001) Static Loading Test and Hysteretic Made of Shear Panel Using Low Yield Strength Steel (225 N/mm²): Part 1, Static Loading, *Summaries of Technical Papers of Annual Meeting Architectural Institute of Japan: C-1, Structures III*, AIJ, pp.629-630 (in Japanese).
- [18] Korean Agency for Technology and Standards (2017) *Flux Cored Wires for Gas Shielded and Self-Shielded Metal Arc Welding of Mild Steel, High Strength Steel and Low Temperature Service Steel* (KS D 7104: 2012), Korea (in Korean).
- [19] Korean Agency for Technology and Standards (2007) *Test Pieces for Tensile Test for Metallic Materials* (KS B 0801: 2007), Korea (in Korean).
- [20] KSSC (2018) *Steel Structure Design for New Korean Standard*, Goomiseogwan, Korea (in Korean).
- [21] Architectural Institute of Japan (2012) *AIJ Recommendations for Design of Connections in Steel Structures*, AIJ, Japan, (in Japanese).
- [22] Manson, S.S. (1966) Thermal Stress and Low Cycle Fatigue, *Journal of Applied Mechanics*, American Society of Mechanical Engineers, Vol.33, No.4, p.957.
- [23] Tavernelli, J.F., and Coffin Jr., L.F. (1962) Experimental Support for Generalized Equation Predicting Low Cycle Fatigue, *Journal of Fluids Engineering*, American Society of Mechanical Engineers, Vol.84, pp.533-537.

요약: 본 연구에서는 간주지지 형식으로 설치되는 패널부에 SS강재(SS235급)를 사용한 H형 전단패널 댐퍼의 역학적 특성을 파악하기 위해 일정진폭 반복재하 실험을 수행하였다. 그 결과, 실험체는 안정된 방추형의 이력곡선을 나타내었으며 패널부의 면외변형에 의해 내력저하가 발생하였다. 또한, AIJ 가이드라인에서는 일정진폭변형을 받는 H형 전단패널 댐퍼(패널부: SN강재 또는 저항복점강재)의 실험데이터에 대해 패널부의 기준화 판폭두께비로 분류하고, Manson-Coffin's law를 기반으로 한 피로 곡선을 제시하고 있다. 본 연구에서의 실험체(기준화 판폭두께비가 0.500)에 대한 피로성능을 파악하였으며, AIJ 지침에서 제시하는 동등한 기준화 판폭두께비의 피로곡선과 비교하여 하회하는 것을 확인하였다.

핵심용어: 전단 항복형 댐퍼, H형 단면, 일정진폭 반복재하 실험, 탄소성 거동, 변형성능
