

동적원심모형실험을 이용한 얇은 지반 굴착 버팀보 지지 흙막이 벽체의 지진토압 메커니즘 분석

Mechanism of Seismic Earth Pressure on Braced Excavation Wall Installed in Shallow Soil Depth by Dynamic Centrifuge Model Tests

윤종석¹⁾ · 박성진²⁾ · 한진태³⁾ · 김종관⁴⁾ · 김동찬⁵⁾ · 김두기⁶⁾ · 추연욱^{6)*}

Yun, Jong Seok¹⁾ · Park, Seong Jin²⁾ · Han, Jin Tae³⁾ · Kim, Jong Kwan⁴⁾ · Kim, Dong Chan⁵⁾ · Kim, DooKie⁶⁾ · Choo, Yun Wook^{6)*}

¹⁾공주대학교 건설환경공학과 박사과정, ²⁾공주대학교 건설환경공학과 석사과정, ³⁾한국건설기술연구원 지반연구본부 연구위원, ⁴⁾한국건설기술연구원 지반연구본부 수석연구원, ⁵⁾한국건설기술연구원 지반연구본부 박사후연구원, ⁶⁾공주대학교 건설환경공학과 충돌진동연구센터 교수

¹⁾Ph.D. Student, Civil & Environmental Engineering, Kongju National University, ²⁾Master Student, Civil & Environmental Engineering, Kongju National University, ³⁾Research Fellow, Department of Geotechnical Engineering, Korea Institute of Civil Engineering & Building Technology, ⁴⁾Senior Researcher, Department of Geotechnical Engineering, Korea Institute of Civil Engineering & Building Technology, ⁵⁾Post Doc, Department of Geotechnical Engineering, Korea Institute of Civil Engineering & Building Technology, ⁶⁾Professor, Civil & Environmental Engineering, Crash & Quake Research Center, Kongju National University

/ A B S T R A C T /

In this paper, a dynamic centrifuge model test was conducted on a 24.8-meter-deep excavation consisting of a 20 m sand layer and 4.8 m bedrock, classified as S3 by Korean seismic design code KDS 17 10 00. A braced excavation wall supports the hole. From the results, the mechanism of seismically induced earth pressure was investigated, and their distribution and loading points were analyzed. During earthquake loadings, active seismic earth pressure decreases from the at-rest earth pressure since the backfill laterally expands at the movement of the wall toward the active direction. Yet, the passive seismic earth pressure increases from the at-rest earth pressure since the backfill pushes to the wall and laterally compresses at it, moving toward a passive direction and returning to the initial position. The seismic earth pressure distribution shows a half-diamond distribution in the dense sand and a uniform distribution in loose sand. The loading point of dynamic thrust corresponding with seismic earth pressure is at the center of the soil backfill. The dynamic thrust increased differently depending on the backfill's relative density and input motion type. Still, in general, the dynamic thrust increased rapidly when the maximum horizontal displacement of the wall exceeded 0.05 H%.

Key words: Deep excavation, Temporary retaining wall, Seismic earth pressure, Dynamic centrifuge test

1. 서론

대도시 지하구조물들의 설치심도가 깊어지고 있어, 대심도 대규모 굴착 공사가 수반된다. 이때, 공사기간과 가시철물 존치기간 증가를 초래하기 때문에 설계 시 지진하중을 고려할 필요가 있다. 특히, 대심도 가설 흙막이 구조물은 지진 시 정적상태 설계내력을 초과하여 취약한 것으로 나타났으며, 그에 따라 가시철물에 대한 내진설계 필요성이 제기된 바 있다[1, 2].

동적원심모형실험을 통한 옹벽 또는 지중벽에 작용하는 지진토압 연구는 다음과 같다. Al Atik and Sitar[3]는 72% 상대밀도 건조사질토지반에 설치된 5.7 m 높이 U-type 옹벽에 대한 동적원심모형실험을 수행하였다. 실험결과로부터 지진토압이 깊이에 따라 증가하는 삼각형분포, 그에 따른 토압의 작용점이 벽체선단으로부터 1/3 H(H: 벽체 높이)임을 제안하였으며, 배면지반 지표면 최대가속도에 따른 지진토압계수를 분석하였다. 또한, 벽체 관성력과 지진토압 사이 위상차이로 인한 벽체 휨모멘트 증감효과를 주장하였다. Hashash et al.[4]은 인접구조물로 인한 지중구조물 지진응답 영향을 분석하였다. 실험대상은 18 m 규모 가설 흙막이 벽체로 상대밀도 55%로 조성된 건조사질토지반에 설치되었고, 흙막이 주변에 건물이 인접하지 않은 조건과 중규모와 대규모 건물이 인접한 조건 등 총 세 가지 실험

*Corresponding author: Choo, Yun Wook

E-mail: ywchoo@kongju.ac.kr

(Received July 7, 2023; Revised July 17, 2023; Accepted July 17, 2023)

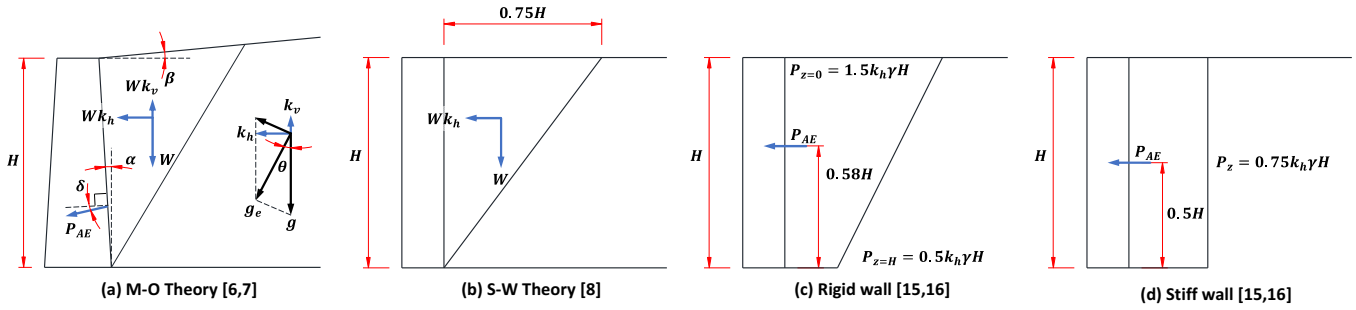


Fig. 1. Schematic diagrams for theoretical seismic earth pressure

조건의 동적원심모형실험을 수행하였다. 실험결과로부터 가설 흙막이 벽체와 배면지반의 가속도응답, 벽체에 가해지는 지진토압분포와 그에 따른 지진토압계수, 지진 시 발생하는 벽체 휨모멘트 및 지보재 축력 동적증가분을 조사하였으며, 그로부터 인접구조물 영향으로 인한 벽체 휨모멘트 동적증가분 증가계수를 제시하였다. Yun et al.[2]은 선단이 압반에 고정된 24.8 m 높이 지하연속벽이 상대밀도 40% 건조사질토지반을 지지하는 실험조건으로 흙막이벽의 지진 시 거동을 분석하였다. 배면지반은 ‘KDS 17 10 00: 내진설계 일반’[5]에 따라 깊고 연약한 지반(S5)으로 분류되는 지반으로, 평균재현주기 100년 부터 2,400년의 지진하중에 대한 구조물 내력 동적증가분을 분석하였다. 지진하중으로 인하여 벽체 선단과 벽체 중앙부에 설치된 지보재에서 축력 동적증가분 최댓값이 유발되었다. 벽체 휨모멘트 동적증가분은 선단에서 최댓값이 나타났고, 정지상태 내력 최댓값에 비해 동적증가분 최댓값은 휨모멘트가 최대 49.7%, 축력이 25.6% 증가되어 지진에 취약한 것으로 나타났다. Mononobe-Okabe 지진토압(이하 M-O 토압)[6, 7]과 Seed and Whitman 지진토압(이하 S-W 토압)[8]에 의한 벽체 휨모멘트 동적증가분 크기 및 분포 경향을 비교한 결과, S-W 토압이론은 휨모멘트 동적증가분을 과대평가, M-O 토압이론은 유사하거나 과소평가하는 것으로 나타났다.

본 연구에서는 Yun et al.[2]의 후속연구로 20 m 두께의 건조사질토층 아래 기반암이 위치하여 지반분류에 따라 얇은 지반으로 분류되는 지반조건에 대한 동적원심모형실험을 수행하였다. 건조사질토층의 상대밀도를 80%와 40%으로 두 가지 모형지반을 조성하였고, 토층평균전단파속도에 따라 모두 S3으로 분류되었다. 입력지진파는 두 가지 실지진기록(Northridge, Kobe)과 고속도로 교량의 내진설계지침을 참고하여 작성된 인공지진파 그리고 2.5 Hz 정현파로, 총 네 가지를 사용하였다. 실험결과로부터 지진토압 유발 메커니즘을 포함한 지진토압 분포, 합력의 작용점을 분석하였으며, 선행 이론 지진토압식으로 계산된 지진력과 실험에서 나타난 지진력을 비교하였다.

2. 이론적인 지진토압

국내의 내진설계기준[9-14]에서는 옹벽, 교대 또는 흙막이 벽체에 대해 등가정적해석법을 이용한 간편법으로 내진설계 및 내진안정성을 평가할 수 있다. 대표적으로, 등가정적해석법에서는 M-O 토압이론[6, 7]과 S-W 토압이론[8]으로 지진력을 계산할 수 있다.

첫 번째로, M-O 토압이론은 Coulomb 토압이론을 발전시켜 식 (1), (2)

와 같이 지진 시 옹벽에 작용하는 토압력(P_{AE})과 토압력 산정을 위한 지진 토압계수(K_{AE}) 산정식을 제시하였다.

$$P_{AE} = 0.5\gamma H^2(1 - k_v)K_{AE} \quad (1)$$

$$K_{AE} = \frac{\cos^2(\phi - \theta - \alpha)}{\cos\theta \cos^2(\delta + \alpha + \theta)} \left[1 + \sqrt{\frac{\sin(\phi - \theta - \alpha)\sin(\delta - \theta - \beta)}{\cos(\phi + \alpha + \theta)\cos(\beta - \alpha)}} \right]^{-2} \quad (2)$$

여기서, γ 는 배면지반 단위중량, H 는 옹벽의 높이, k_v 는 수직방향 가속도, ϕ 는 배면지반 내부마찰각, α 는 옹벽 수직면의 법면과의 기울기, β 는 배면지반 경사도, δ 는 옹벽과 배면지반 마찰각, θ 는 지진 시 유발된 수평 및 수직 가속도와 중력가속도 합력의 기울기로 $\tan^{-1}[k_h/(1 - k_v)]$ 와 같다.

Fig. 1-(a)와 같이 지진으로 배면지반 파괴효율기에 유발된 수직 및 수평 방향 가속도를 고려하였으며, 토압력 산정에 파괴효율기 관성력을 추가하였다. 결과적으로, M-O 토압이론식으로 계산된 토압력은 주동토압력과 지진토압력의 합으로써 표현된다. 그러나, M-O 토압이론은 명확한 지진토압 분포형태 제시의 부재로 토압력 작용점이 모호하기 때문에 토압력으로 옹벽에 유발되는 전도모멘트 산정이 어려운 실정이다. 또한, 수평가속도가 증가함에 따라 지진토압계수가 지수형으로 증가하여, 수평가속도가 0.4 g 이상인 경우 토압력을 과대평가하는 한계가 있다. 또한, 토압력 크기를 지배하는 수평가속도에 대해 결정심도가 불명확하기 때문에 설계자의 판단에 의존하며, 궁극적으로는, 토압력을 과대 또는 과소평가할 수 있다.

S-W 토압이론[8]은 M-O 토압이론[6, 7]을 근간으로 개발되었다. Fig. 1-(b)와 같이 지진토압 유발에 관여하는 배면지반 파괴효율기 크기를 규정하였고, 그에 따른 토압력 및 지진토압계수 산정식을 식 (3)-(5)와 같이 제시하였다.

$$P_{AE} = P_A + \Delta P_{AE} \quad (3)$$

$$K_{AE} = K_A + \Delta K_{AE} \quad (4)$$

$$\Delta K_{AE} = \frac{3}{4}k_h \quad (5)$$

여기서, P_A 는 주동토압력, ΔP_{AE} 는 지진하중에 의해 증가된 주동지진토압의 합력, K_A 는 주동토압계수, ΔK_{AE} 는 주동지진토압계수, k_h 는 수평가속

도계수로 수평가속도를 중력가속도(g)로 나눈 값이다.

M-O 토압이론[6, 7]과는 상이하게 토압력 및 지진토압계수를 주동토압과 지진토압에 대한 별도의 항으로 분리하였다. 지진토압계수는 배면지반 파괴효율계 크기로부터 역산하여 수평가속도계수의 75%인 선형관계로 단순화하였으며, 지진토압력을 과도하게 산정하는 한계를 보완하였다. 수평가속도계수는 배면지반에서 나타나는 최대가속도로부터 산정하도록 제시하였다. 또한, 지진토압 분포형태를 배면지반 지표면 부근에서 최대토압, 깊이에 따라 감소하는 역삼각형 분포로 제시하였고, 그에 따른 지진토압력 작용점은 0.6 H이다.

Wood[15]는 탄성해법 및 수치해석을 통해 벽체에 작용하는 지진토압을 분석하였다. 배면지반을 탄성체로 가정하여, 지진과 전파 효과를 고려하지 않기 때문에 배면지반 전체 깊이에서 모두 일정한 수평가속도가 작용하게 된다. 이러한 기본가정사항으로 인해 지진 시 벽체에 작용하는 지진토압력을 과대평가하는 한계가 있으며, 조건에 따라 M-O 토압이론[6, 7] 대비 강성벽체인 조건에서 지진토압력을 최대 두 배로 예측할 수 있다.

Matthewson et al.[16]은 Wood[15]의 연구결과를 토대로 지진 시 변위가 유발되지 않는 강성벽체(Rigid wall)와 지진 시 0.1%H ~ 0.2%H(H: 벽체 높이) 수준의 벽체두부 수평변위가 유발되는 벽체(Stiff wall)를 대상으로 지진토압 분포와 지진토압력 작용점을 각각 Fig. 1-(c), Fig. 1-(d)와 같이 제시하였다. 이때, 강성벽체와 변위가 유발되는 벽체에 대한 주동지진 토압력(ΔP_{AE}) 산정식은 식 (6)과 식 (7)과 같다.

$$\Delta P_{AE} = k_h \gamma H^2 \tag{6}$$

$$\Delta P_{AE} = 0.75 k_h \gamma H^2 \tag{7}$$

여기서, ΔP_{AE} 는 주동지진토압력, k_h 는 수평가속도계수, γ 는 배면지반 단위중량, H 는 옹벽의 높이와 같다.

3. 동적원심모형실험

3.1 원심모형실험장비

원심모형실험은 국토인프라운영원 KAIST 지오센터리뷰지센터 원심모형실험장비를 활용하였다. 원심모형실험기는 유효반경 5 m 빙형식으로 최대 2,400 kg을 100 g까지 원심가속할 수 있다[17]. 1D 진동대 가진주파수 범위는 모형스케일로 20 ~ 300 Hz이며, 입력진진파를 최대로 모사할 수 있는 시간은 모형스케일로 1초이다. 본 연구에서는 이전연구결과[18]를 기반으로 실험모형체에 지진파가 반사되는 현상을 배제하기 위해 등가전단보(Equivalent shear beam: ESB) 토조를 이용하였고, 내측규격은 0.840 m × 0.630 m × 0.635 m(폭×길이×높이)이다. 원심모형실험은 40 g에서 수행되었고, 이때 모사가능한 원형지반은 33.6 m × 25.2 m × 25.4 m이다.

3.2 실험모형체

실험의 일관성을 위해 선행연구[2]에서 제작된 가설 흙막이 모형구조물

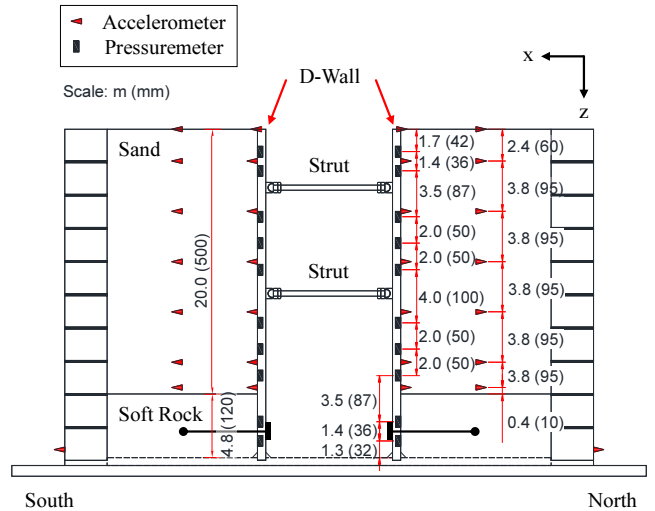


Fig. 2. Centrifuge model and instrumentation configuration

Table 1. Testing conditions of centrifuge tests

Test ID		T1-S3-R80	T2-S3-R40
Sand	Initial Relative Density (%)	78.9	38.4
	Unit Weight (kN/m^3)	15.9	14.8
	Average Shear Wave Velocity (m/s)	202.7	154.8
Soft Rock	Unit Weight (kN/m^3)	18.4	
	Shear Wave Velocity (m/s)	1011.3	
'KDS 17 10 00: General Seismic Design' Site Classification [5]		S3	

Table 2. Geotechnical properties of silica sand

Properties	Silica sand
USCS	SP
Median particle size, D_{50} (mm)	0.21
Curvature coefficient, C_c	1.02
Uniformity coefficient, C_u	2.98
Specific gravity, G_s	2.65
Plasticity index, PI	NP
Maximum void ratio, e_{max}	0.65
Minimum void ratio, e_{min}	0.88

을 사용하였다(Fig. 2). 해당 모형구조물의 벽체높이는 원형스케일로 24.8 m이며, 본 연구에서는 얇고 연약한 지반(S3)을 모사하기 위해 4.8 m 높이 기반암을 타설하고, 상부에 20 m 높이 건조사질토지반을 조성하였다. 지보 공법은 암반층을 제외한 상부 건조사질토지반 심도에만 적용하였다. 또한, 상부 매립층은 이전연구와 동일하게 규사를 사용하여 모형지반을 조성하며, 배면지반 내부마찰각에 따른 지진토압 변화를 분석하기 위해 상대밀도를 각각 80%, 40%로 조정하였다. 최종적으로 수립된 매개변수연구 실험 조건은 Table 1과 같다.

모형지반 구성에 사용된 규사의 기본물성은 Table 2와 같다. 모형지반은 ESB 토조에 모형구조물을 탑재하고, 양측 배면지반 조성위치에 기반암을 설치한 뒤, 낙사기를 이용하여 건조사질토지반을 조성하였다. 최종적으로, 상대밀도 80%, 40%를 목표로 조성된 배면지반 밀도는 각각 1.623

t/m^3 , $1.505 t/m^3$ 이다.

모형기반암은 ‘KDS 17 10 00: 내진설계 일반’[5]과 서울시 표준지반분류[19]를 따라 전단파속도를 760 m/s 이상, 일축압축강도를 10 MPa 이상인 조건에 부합하여 연암으로 조성하는 것을 목표로 하였다. 위의 조건을 만족하는 모형기반암 제작을 위해 규사-시멘트를 혼합하여 일축압축강도시험[20]과 양단자유공진주시험[21, 22]을 수행하였다. 규사-시멘트 혼합비는 이전연구[23]를 참고하여 규사:시멘트를 1:0.20 비율, 물:시멘트비를 0.70으로 결정하였으며, 7일 양생 후 각각의 실험을 수행하였다. 실험결과에 따른 일축압축강도와 전단파속도는 각각 평균적으로 10.2 MPa, 1011.3 m/s로 나타났다.

모형기반암은 모형구조물 하단에 120 mm 높이 거푸집을 설치하고 규사-시멘트 혼합물을 네 개 층으로 나누어 다져서 조성하였다. 입력지진파 가진시 벽체와 기반암이 일체화되어 거동하도록 모형기반암 중앙부에 볼트를 설치하였다. 모형기반암 조성 중 저면으로부터 60 mm 높이에 매설하였고, 이는 벽체 굴착면 방향에서 M5 볼트를 연결하여 긴장력을 가할 수 있다.

3.3 계측기 배열

실험에는 가속도계, 토압계 그리고 변형률계로 총 세 가지 계측기를 사용하였으며, 계측기 배열은 Fig. 2와 같다. 배면지반과 벽체 가속도 계측을 위해 가속도계를 매설 및 설치하였다. 배면지반에는 총 일곱 쌍의 가속도계를 사용하였고, 배면지반 가속도계는 모두 배면지반 정중앙부에 매설된다. 벽체 가속도계는 배면지반에 매설된 가속도계와 동일한 심도이면서 벽체 중앙부에 설치되었다. 입력지진파 가진으로 벽체에 유발되는 지진토압은 벽체에 설치된 토압계로 계측하였으며, 토압계는 양측 벽체에 각각 열 쌍을 설치하였다.

3.4 입력지진파 및 실험절차

동적원심모형실험에 사용된 입력지진파는 총 네 가지이다. 실지진기록은 Northridge(1994), Kobe(1995)을 활용하였고, ‘KDS 17 10 00: 내진설계 일반’[5]의 평균재현주기 2,400년 수준(기반암 최대가속도: 0.220 g) S1 지반 가속도표준설계응답스펙트럼에 부합된 가속도 기록을 사용하였다. 또한, 고속도로 교량의 내진설계지침[24]에서 평균응답해석을 위해 작성된 인공지진파(Artificial)와 2.5 Hz 진동수를 갖는 정현파(Sine 2.5 Hz)를 사용하였다[2]. 입력지진파는 한 모형체에 여러가지 입력지진파를 가진하는 실험적인 한계로 배면지반 입자재배열 효과를 배제하기 위해 기반암 최대가속도를 0.20 g 수준으로 제한하였다. 또한, 입력지진파는 진동대의 가진주파수 범위를 고려하여 0.5 ~ 7.5 Hz 대역 이외의 주파수 대역은 제외되었다(Fig. 3).

실험절차는 다음과 같다. 원심가속도 40 g 도달 후, Sweep, Resweep 정현파를 저진폭(0.030 g 이하)으로 가진하였고, 이후, 본 실험에서 Northridge, Kobe, 인공지진파, 그리고 정현파 순서로 가진한다. Sweep, Resweep 정현파는 1 ~ 10 Hz 범위의 진동수를 포함하고 있으며, 저진폭으로 가진하여 지반동적물성 예측에 활용하였다[25]. 입력지진파는 저진폭에서 목표 가속도까지 단계별로 증가시키는 방법으로 실험이 수행되었으며, 실험으로부터 계측된 기반암가속도는 Table 3과 같다.

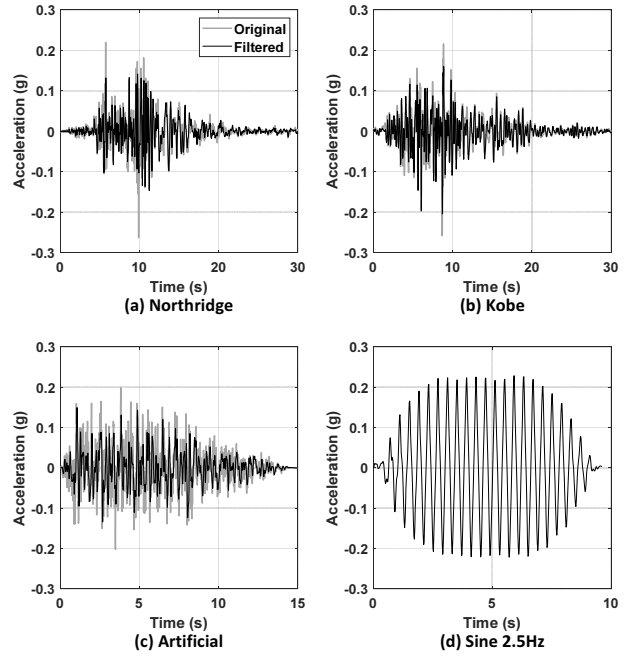


Fig. 3. Input motion used in dynamic centrifuge test

Table 3. Test results of PGA at bedrock

Test ID		Peak ground acceleration at bedrock (g)	
		T1-S3-R80	T2-S3-R40
Northridge	1	0.011	0.011
	2	0.015	0.016
	3	0.049	0.043
	4	0.088	0.078
	5	0.143	0.135
	6	0.221	0.195
	7	0.215	0.226
Kobe	1	0.007	0.009
	2	0.010	0.011
	3	0.034	0.031
	4	0.074	0.069
	5	0.117	0.109
	6	0.198	0.184
	7	0.220	0.203
Artificial	1	0.010	0.009
	2	0.014	0.013
	3	0.037	0.034
	4	0.091	0.074
	5	0.157	0.137
	6	0.250	0.230
Sine 2.5Hz	1	0.006	0.008
	2	0.014	0.017
	3	0.052	0.050
	4	0.108	0.100
	5	0.160	0.156
	6	0.205	0.207

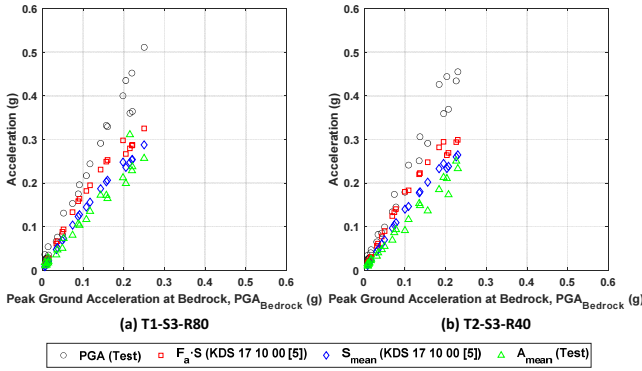


Fig. 4. PGA value comparison between test and seismic design

4. 실험결과

4.1 배면지반 최대가속도

지진하중에 따른 수평가속도계수는 지진토압 크기를 결정하는 지배변수이다. 수평가속도계수 평가를 위해 입력지진파 가진 시 배면지반에 유발된 최대가속도를 분석하였다. 수평가속도계수는 현행 내진설계기준에서 높이 10 m 이상 옹벽과 중력식 안벽 등의 지진안정성 평가에 사용되는 절차를 준용하여 배면지반 깊이별 지진응답(또는 깊이별 최대가속도)의 평균값(A_{mean} , 이하 지진응답 평균값)을 사용할 수 있다[9, 14]. 본 논문에서 배면지반 깊이별 지진응답의 평균값은 기반암 상부 건조사질토지반에서 나타난 최대가속도를 대상으로 하며, 배면지반의 깊이별로 나타난 최대가속도를 중량평균하였다.

추가적으로, ‘KDS 17 10 00: 내진설계 일반’[5]의 표준설계응답스펙트럼의 얇고 연약한 지반(S3) 단주기 증폭계수(F_a)와 유효수평가속도(S)를 곱으로 지표자유장가속도를 근사적으로 결정할 수 있다. 내진설계기준을 통해 계산되는 지표자유장가속도($F_a \cdot S$)와 기반암 유효수평가속도(S)-지표자유장가속도($F_a \cdot S$)의 평균값(S_{mean} , 이하 평균수평가속도)을 실험결과와 비교하였다(Fig. 4).

동적원심모형실험에서 입력지진파 가진으로 배면지반에 유발된 최대가속도는 모두 지표면에서 나타났다. 지표면에 증폭된 가속도는 T1-S3-R80, T2-S3-R40에서 공통적으로 기반암 최대가속도의 2.0배로 나타났다. 그에 비해 지진응답 평균값은 각각 1.1배, 1.0배로, 전반적으로, 기반암 최대가속도와 유사하나 상대밀도가 큰 경우 10% 정도 더 증폭되는 것으로 조사되었다. 또한, 실험에서 나타난 지표면 최대가속도는 단주기 증폭계수로 계산된 지표자유장가속도보다 다소 큰 결과를 보였으며, 두 실험에서 동일하게 1.4배로 나타났다. 반면, 실험에서의 지진응답 평균값은 평균수평가속도와 비교하여 대체로 유사하거나 작은 경향을 보이며, 지진응답 평균값은 평균수평가속도의 93%(T1-S3-R80), 84%(T2-S3-R40) 수준으로 나타났다. 따라서, 지진토압 산정에 요구되는 수평가속도계수는 근사적으로 ‘KDS 17 10 00: 내진설계 일반’[5]을 통해 지반별 단주기 증폭계수를 고려하여 구해진 평균수평가속도를 사용할 수 있을 것으로 판단된다.

4.2 벽체에 작용하는 지진토압

벽체에 작용하는 지진토압 분포와 크기를 정의하기 위해 입력지진파 가

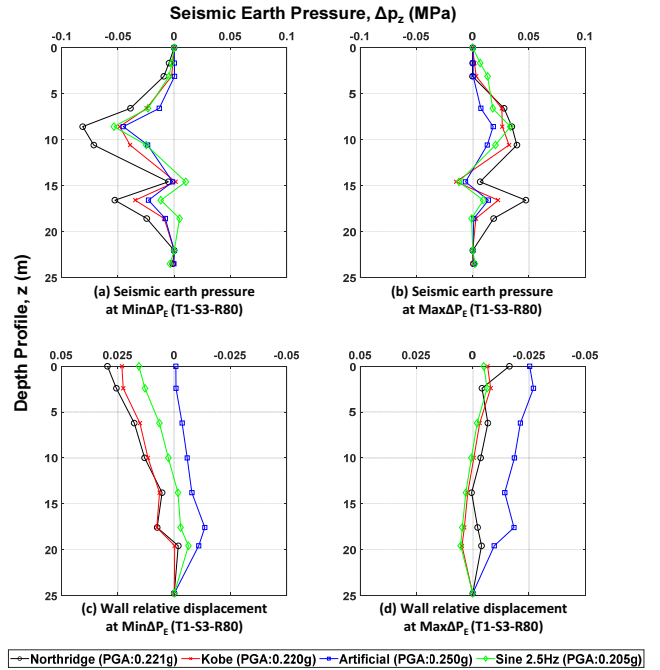


Fig. 5. Seismic earth pressure distributions and corresponding wall relative displacement (T1-S3-R80)

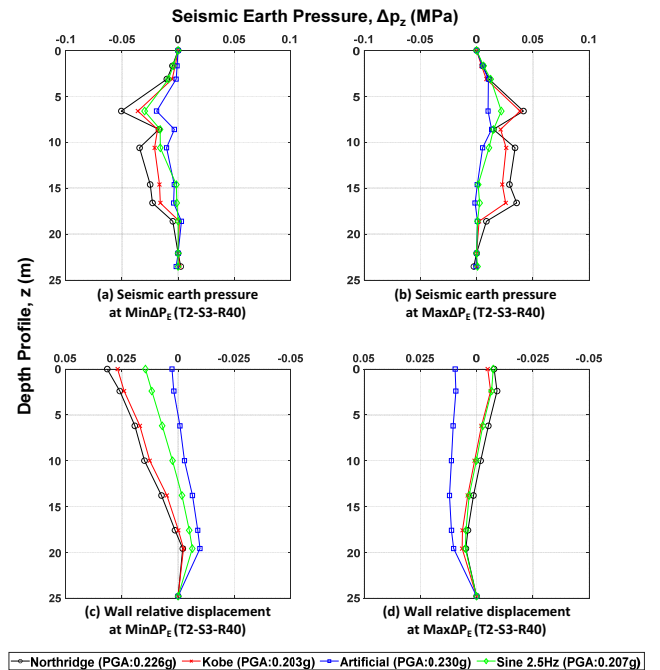


Fig. 6. Seismic earth pressure distributions and corresponding wall relative displacement (T2-S3-R40)

진 시 벽체에 최대지진력($Max\Delta P_E$)과 최소지진력($Min\Delta P_E$)이 유발되는 시점의 토압분포와 그에 상응하는 벽체 상대변위를 조사하였다. 이때, 지진력(Dynamic thrust, ΔP_E)은 정지토압에 비해 입력지진파 가진으로 증가 또는 감소된 지진토압을 수치적분하여 구한 합력이다. 최대지진력과 최소지진력은 지진력 시간이력에서의 최댓값과 최솟값으로 정의한다. 대표적으로, 두 시점에서 북측 벽체에 작용하는 지진토압 분포와 그에 상응하는 벽체 상대변위는 실험조건별로 Fig. 5(T1-S3-R80), Fig. 6(T1-S3-R40)과

같으며, 입력지진파별로 기반암 최대가속도가 0.20 g를 초과하는 가진기록을 대상으로 하였다. 모든 실험조건에서 지진토압은 최대지진력이 유발되는 시점에서 정지토압에 비해 증가하는 추세로 지진력이 (+) 값을 보이고, 최소지진력이 유발되는 시점에서는 정지토압에 비해 감소하여 지진력이 (-) 값으로 나타났다. 이때, 최대지진력은 전반적으로 벽체가 초기위치에 가깝거나 수동방향으로 기울어진 시점이었으며, 최소지진력은 벽체가 주동방향으로 기울어진 시점에서 유발되는 것으로 조사되었다. 또한, 각각의 입력지진파별로 기반암 최대가속도 수준이 유사함에도 불구하고 지진토압 크기에 차이가 있었으며, 해당 지진토압이 유발될 당시의 벽체 상대변위에도 차이가 있었다. 이는 지진파의 주기특성에 따라 배면지반의 증폭특성이 영향을 받은 결과로 보인다.

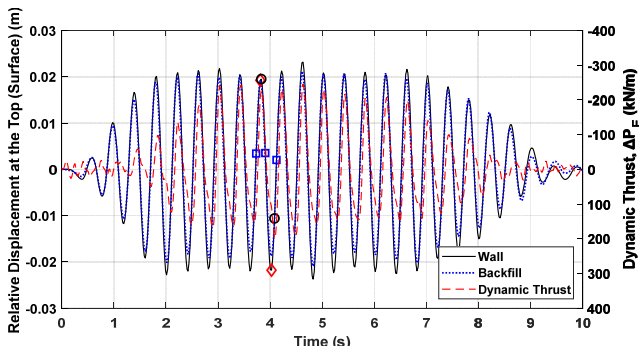
4.3 지진토압 유발 메커니즘

벽체에 작용하는 지진토압 유발 메커니즘을 조사하기 위해 실험 T1-S3-R80의 2.5 Hz 정현파 가진(기반암 최대가속도: 0.205 g)으로 나타난 벽체 상대변위, 지진력, 지진토압분포를 분석하였다. Fig. 7-(a)는 2.5 Hz 정현파 가진으로 유발된 벽체 두부 및 배면지반 지표면 상대변위와 벽체에 작용한 지진력의 시간이력이다. 지진하중에 의해 벽체가 주동방향으로 기울어지는 시점에서는 토압이 감소하기 때문에 지진력은 음의 값을 보이며, 벽체 두부와 배면지반 지표면 상대변위가 주동방향 상한값에 도달할 경우, 지진력이 해당 주기 내에서 최댓값을 나타낸다. 반면, 벽체가 수동방향으로 기울어지는 시점에서는 토압이 증가하여 지진력이 양의 값을 보이고, 이때, 지진력 최댓값은 벽체 두부와 배면지반 지표면 상대변위가 수동방향 상한

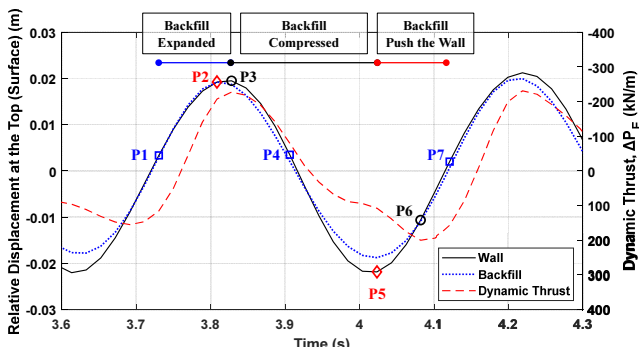
값에 도달한 후, 다시 원위치로 회귀하는 시점에서 유발되었다.

지진토압의 변화를 조사하기 위해 정현파 한 주기에 해당하는 시점을 분석하였다. Fig. 7-(b)에 표시된 시점에 상응하는 지진토압은 Fig. 8-(a, c, e), 벽체 및 배면지반 상대변위는 Fig. 8-(b, d, f)이며, Fig. 8-(b, d, f) 상의 실선은 벽체, 점선은 배면지반 상대변위이다. Fig. 7-(b)에 표식으로 나타낸 시점은 다음과 같다. P1, P4 그리고 P7은 벽체 두부 상대변위가 원위치에 해당하는 시점, P2, P5는 각각 벽체 두부 상대변위가 정현파 한 주기 내에서 주동 및 수동방향 상대변위 상한값에 도달하는 시점, P3, P6은 지진력 최소 및 최댓값에 도달하는 시점이다.

첫 번째로, 벽체가 원위치에서 주동방향으로 기울어지는 시점(P1-P3)에서는 Fig. 8-(a)와 같이 지진토압이 감소하는 경향을 보이고 있다. 벽체 두부와 배면지반 지표면 상대변위가 주동방향 상한값(P2)에 도달한 뒤, 벽체가 다시 원위치로 회귀하기 시작하는 시점에서 지진력이 최솟값(P3)을 나타낸다. 이 후, 벽체가 수동방향으로 기울어지는 시점(P3-P5)에서는 벽체와 배면지반이 주동방향으로 기울어져 감소되었던 지진토압이 증가하기

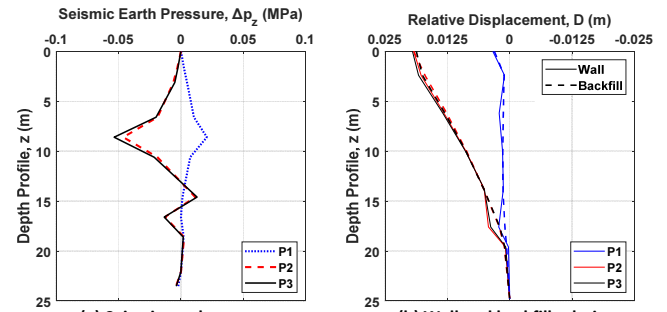


(a) Wall head, backfill surface and dynamic thrust

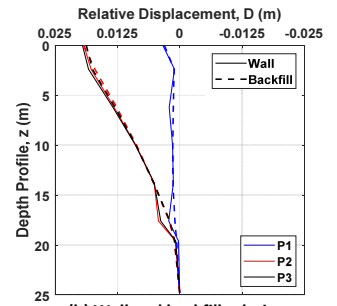


(b) Wall head, backfill surface and dynamic thrust (3.6s – 4.3s)

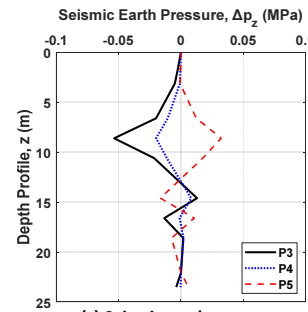
Fig. 7. Seismic responses time history on T1-S3-R80 (Sine 2.5 Hz: 0.205 g PGA at bedrock)



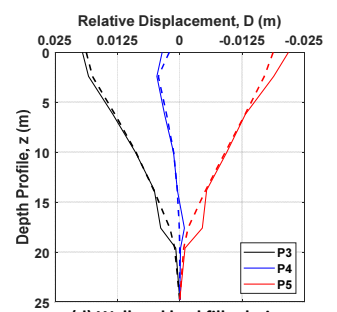
(a) Seismic earth pressure at P1 to P3



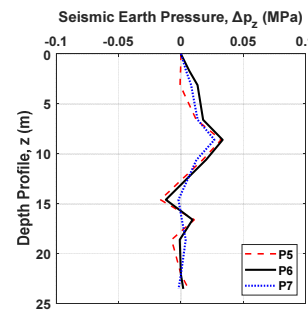
(b) Wall and backfill relative displacement at P1 to P3



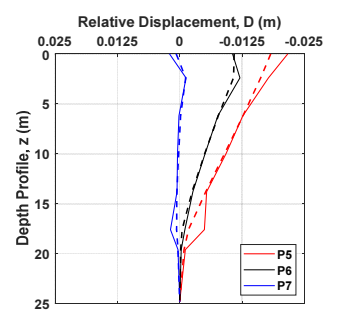
(c) Seismic earth pressure at P3 to P5



(d) Wall and backfill relative displacement at P3 to P5



(e) Seismic earth pressure at P5 to P7



(f) Wall and backfill relative displacement at P5 to P7

Fig. 8. Seismic earth pressure and corresponding wall and backfill relative displacement at P1 to P7 on T1-S3-R80 (Sine 2.5 Hz: 0.205 g PGA at bedrock)

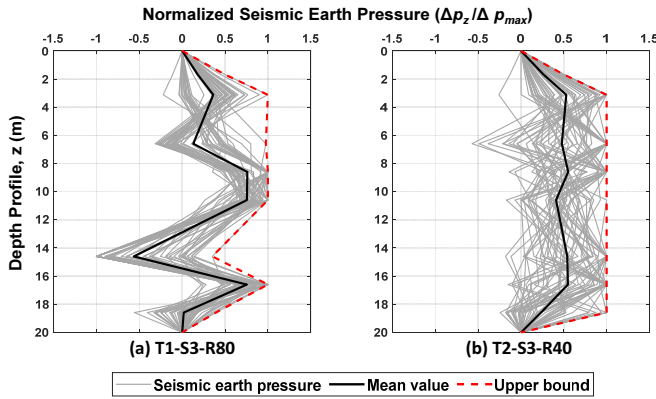


Fig. 9. Normalized seismic earth pressure distributions

시작하며(Fig. 8-(d)), 벽체가 원위치로 회귀한 뒤(P4), 수동방향으로 기울 어지기 시작하면서 지진토압이 양의 값을 나타낸다. 그러나, 벽체 두부 상대변위가 수동방향 상한값에 해당하는 시점(P5)에서 지진력이 최댓값을 나타내지 않았다. 마지막으로, 벽체 두부 상대변위가 수동방향 상한값에 도달한 후 최대지진력이 유발되는 시점(P5, P6)까지 증가되었던 지진토압 수준을 유지하며 큰 변화를 보이지 않았지만, 지표면에서 6.6 m 범위에 해당하는 지진토압이 증가하여 지진력 최댓값(P6)을 나타냈다. 그리고, 벽체가 다시 원위치로 회귀하면서 토압이 다시 감소하는 경향을 보인다.

결과적으로, 최소지진력은 벽체와 배면지반의 주동방향으로 기울어짐으로 인해 배면지반이 팽창하면서 유발되었으며, Rankine의 주동토압과 동일한 메커니즘이었다. 최대지진력은 주동방향으로 기울어졌던 벽체와 배면지반이 수동방향으로 기울어질 때, 배면지반이 벽체를 밀어내며 압축되기 때문에 토압이 증가하는 경향을 보여, Rankine의 수동토압과 같은 메커니즘이라고 할 수 있다. 따라서, 본 논문에서는 최소지진력에 상응하는 지진토압을 주동지진토압, 최대지진력에 상응하는 지진토압을 수동지진 토압으로 정의하였다.

4.4 지진토압 분포 및 지진력 작용점

지진토압 분포와 그에 상응하는 지진력 작용점을 평가하기 위해 모든 실험조건에 대하여 가진단계별로 유발된 주동 및 수동지진토압을 분석하였다. 지진토압 분포는 지진하중의 규모를 고려하기 위해 깊이별로 나타난 지진토압(Δp_z)을 각각의 가진단계별로 나타난 최대지진토압(Δp_{max})으로 나누어 정규화하였다. 그래프 상에는 각 깊이별 지진토압의 평균값(Mean value), 상한값(Upper bound)을 포함하였다. Figs. 4, 5와 같이 실험조건별로 주동 및 수동지진토압 분포형태에 큰 차이가 없었기 때문에 앞서 언급한 평균값, 상한값은 주동 및 수동지진토압 모두를 포함하여 계산한 결과이다.

모든 실험에서 나타난 수동 및 주동지진토압 분포는 Fig. 9와 같다. T1-S3-R80에서 나타난 지진토압 분포는 지표면에서 10 m 깊이까지 삼각형 형태이고, 10 m 이하 깊이에서는 정토압과 부토압이 교차하는 다소 복잡한 분포형태로 나타났다. 전반적으로, 지진 시 10 m 상부에서 최대지진 토압이 유발되었고, 지진력은 이에 해당하는 10 m 상부 지진토압에 지배적 일 것으로 판단된다. T2-S3-R40에서는 기반암이 출현하는 20 m 깊이 및 지표면 부근을 제외하고 모든 깊이에서 대체로 크기가 유사한 지진토압이

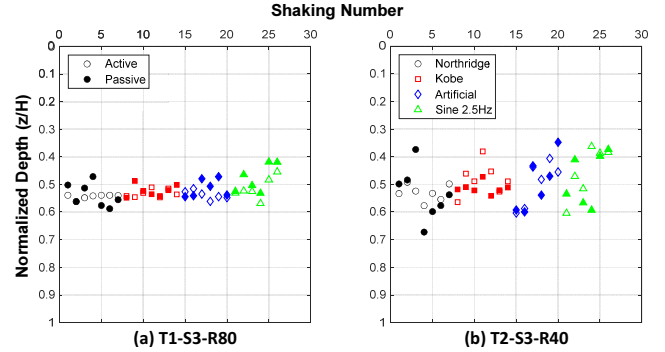


Fig. 10. Loading points of dynamic thrust

나타나는 사다리꼴 분포형태인 것으로 조사되었다.

가진단계별 수동 및 주동지진토압의 지진력 작용점은 Fig. 10과 같다. 지진력 작용점은 건조사질토지반 높이(H)로 나누어 정규화하였다. Fig. 8에서 음영이 추가된 표식은 수동지진토압에 대한 지진력 작용점이다. T1-S3-R80에서는 모든 가진단계별 수동 및 주동지진토압의 작용점이 평균적으로 0.52 H이었으며, T2-S3-R40에서는 0.50 H으로 나타났다. 본 논문에서 다루고 있는 얇고 연약한 지반(S3) 조건에 설치된 흙막이 벽체에는 지진하중으로 유발되는 지진력이 전반적으로 벽체 중앙부에 작용하는 것으로 조사되었다.

지진토압 분포는 사다리꼴 형태인 T2-S3-R40 실험조건에 비해 T1-S3-R80 실험조건에서는 다소 복잡한 형태인 것으로 나타났다. 반면, 두 실험 조건 모두 지진력은 평균적으로 건조사질토지반 중앙부에 작용하는 일관성을 보였다. 따라서, 정규화 지진토압 분포와 그에 따른 지진력 작용점 분석내용을 종합하여, 등가정적해석 시에는 지진토압을 단순화하여 등분포로 가정할 수 있을 것으로 판단된다.

4.5 벽체에 작용하는 지진력 비교

지진 규모에 따른 지진력 크기를 분석하기 위해 모든 실험에서 가진단계별로 나타난 최대지진력을 기존 지진토압이론으로 계산된 지진력과 비교하였다. 가진단계별 최대지진력은 4.2절에서 정의한 바와 같이 정지토압에 비해 증가된 지진토압을 수치적분하여 구해진 합력이다. 기존 지진토압이론으로 계산된 지진력은 2장에서 소개한 지진토압계수와 정의된 지진토압 분포형을 사용하여 계산하였고, 이때, 수평가속도계수는 실험에서 측정된 배면지반 깊이별 지진응답 평균값(A_{mean})을 사용하였다. M-O 토압이론의 지진토압계수는 상대밀도 80%,와 40% 조건에 대해 내부마찰각을 각각 40°와 35°로 계산하였다. 본 논문에서는 지진하중 작용 시, 파괴흙쇄기에 작용하는 관성력에 의해 벽체에 추가되는 지진력만을 비교하였다.

Fig. 11은 수평가속도에 따른 지진력과 기존 지진토압이론을 통해 계산된 지진력을 비교하고 있다. 수평가속도가 증가함에 따라 지진력이 증가하는 경향은 두 실험에서 유사하나, 벽체에 동일한 수준의 지진력을 유발하는데 요구되는 수평가속도는 상대밀도가 작은 실험조건(T2-S3-R40)에서 상대밀도가 큰 실험조건(T1-S3-R80)에 비해 작은 것으로 나타났다. 이러한 결과는 지진력이 파괴흙쇄기 관성력에 지배적이기 때문인 것으로 판단되며, Rankine 토압이론에서 정의하고 있는 파괴흙쇄기 크기와 중량을 비교

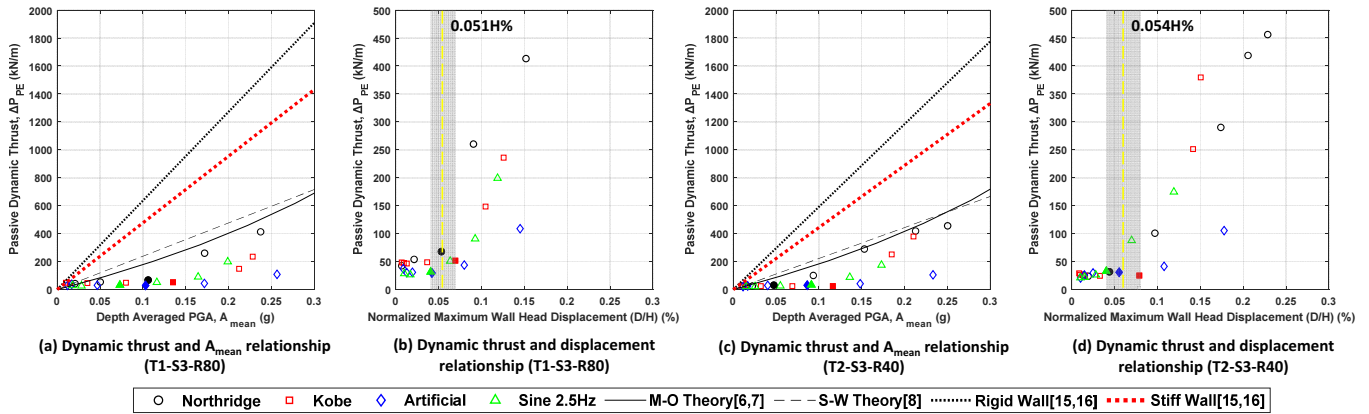


Fig. 11. Dynamic thrust comparison between test and theory

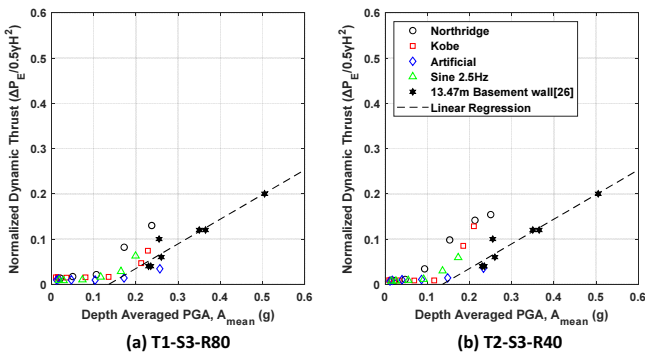


Fig. 12. Normalized dynamic thrust compared with previous studies

한 결과, 상대밀도가 작은 실험조건에서 상대밀도가 큰 실험조건에 비해 4% 큰 것으로 나타났다. 따라서, 동일한 지진 규모에도 배면지반 상대밀도가 낮은 조건에서 큰 조건에 비해 지진력이 크게 작용하기 때문에 느슨한 배면지반을 지지하는 흙막이 벽체가 그 반대의 경우보다 지진에 취약할 것으로 판단된다.

벽체에 작용하는 지진력은 입력지진과 종류에 따라서 증가 경향이 상이한 것으로 나타났다. Fig. 11-(b, d)와 같이, 입력지진과 별로 벽체에 유발하는 최대수평변위를 벽체가 지지하는 건조사질토지반 높이(H)로 정규화하여 지진력과 비교한 결과, 지진력은 회색 음영으로 표시된 범위의 수평변위 이하에서 증가가 미미하였고, 이를 초과할 때 지진력이 급격하게 증가하기 시작한다. 모든 입력지진파에 대해 지진력이 급격히 증가하는 벽체 최대수평변위는 두 실험조건에서 각각 평균적으로 0.051 H%, 0.054 H%인 것으로 나타났다. 이러한 결과는 Rankine 주동 또는 수동토압이 특정수준의 벽체 수평변위를 초과할 때 유발되는 현상과 동일한 것으로 판단하며, 지진토압을 유발하기 위한 최소변위가 존재함을 알 수 있다.

기존 지진토압이론과 실험에서 나타난 지진력을 비교한 결과는 다음과 같다. 실험에서 나타난 지진력 최대값과 그와 동일한 수평가속도 수준으로 계산된 기존 지진토압이론 지진력을 비교하였다. 첫 번째로, Wood[15]가 제시한 토압이론을 통해 계산된 지진력은 실험값의 2.44 ~ 3.65배 수준의 큰 지진력을 도출하고 있으며, 상당히 보수적인 것으로 판단된다. S-W 토압이론[8]의 지진력은 실험에서 나타난 지진력의 1.22 ~ 1.37배, M-O 토압이론[6, 7]의 지진력은 실험에서 나타난 지진력의 1.22배로 비교적 실험

값과 유사한 경향을 보인다. 결과적으로, S-W 또는 M-O 토압이론으로 계산된 지진력을 등가정적해석 시 보수적인 값으로 사용할 수 있을 것으로 판단된다.

지중벽체를 대상으로 수행된 이전연구[26]와 본 논문에서 계속된 지진력을 비교하였다(Fig. 12). 비교를 위해 지진력을 $0.5\gamma H^2$ 으로 나누어 정규화하였다. Wagner and Sitar[26]는 75% 상대밀도 건조사질토지반을 지지하는 13.47 m 높이 지중벽체를 대상으로 동적원심모형을 수행하였다. 이때, $0.5\gamma H^2$ 은 이전연구[26]에서 1500 kN/m, T1-S3-R80, T2-S3-R40에서 각각 3180 kN/m, 2960 kN/m에 해당한다. 또한, 이전연구[26]에 해당하는 배면지반 지진응답 평균값(A_{mean})은 벽체기초면과 벽체상단 심도에서 계속된 최대가속도의 평균값을 사용하였다. 비교결과, 동일한 수평가속도 수준에서 본 논문에서의 지진력은 이전연구[26]에서 나타난 지진력의 1.54 ~ 3.25배인 것으로 조사되었다. Wagner and Sitar[26]의 경우 벽체 휨강성($EI: 2.14 \times 10^6 \text{ kN}\cdot\text{m}^2$)이 본 연구의 벽체 휨강성($EI: 1.40 \times 10^6 \text{ kN}\cdot\text{m}^2$)보다 1.52배 큰 조건으로 동일한 지진 규모에서 지중벽체에 상대적으로 작은 상대변위를 야기하여 발생한 것으로 추정된다. 이는 또한 배면지반에 형성되는 파괴흙재 크기에도 영향을 주고 벽체에 작용하는 지진력 크기에 영향을 미친 것으로 판단된다.

5. 결론

본 논문에서는 동적원심모형실험을 수행하여 얇고 연약한 지반(S3)에 설치된 24.8 m 깊이 흙막이 벽체를 대상으로 지진토압 유발 메커니즘 및 지진토압 관련 변수(토압분포 형태, 합력 작용점, 지진토압 합력 크기)를 분석하였다. 실험결과로부터 얻은 결론은 다음과 같다.

- 1) 실험에서는 입력지진과 가진 시 배면지반 최대가속도가 모두 지표면에서 나타났다. 실험에서 계속된 지표면 최대가속도는 ‘KDS 17 10 00: 내진설계 일반’[5]으로 구해진 지표자유가속도($F_a \cdot S$)보다 최대 2.0배 수준인 것으로 나타났으나, 배면지반 깊이별 최대가속도의 평균값(A_{mean})은 평균수평가속도(S_{mean})와 유사하였다. 따라서, 지진토압 산정을 위한 수평가속도계수는 근사적으로 평균수평가속도(S_{mean})를 사용할 수 있을 것으로 사료된다.

- 2) 지진 시, 벽체의 주동방향 기울어짐에 의해 배면지반이 팽창하여 정지상태에 비해 토압이 감소하고, 반대로, 수동방향 기울어짐에서는 원위치로 회귀하는 시점에 배면지반이 벽체를 밀어 압축되기 때문에 토압이 증가하는 경향을 보인다. 지진토압 유발 메커니즘은 Rankine 토압이론과 유사하며, 그에 따라 지진에 의해 감소하는 토압을 주동지진토압, 증가하는 토압을 수동지진토압으로 정의할 수 있다. 이때, 주동지진토압과 수동지진토압 분포는 대체로 유사한 형태였으며, 가진단계별로 나타난 최대지진토압(Δp_{max})으로 정규화하여 비교한 결과, 상대밀도 40% 건조사질토를 지지하는 조건에서 사다리꼴 형태이나 상대밀도 80% 건조사질토를 지지하는 조건에서는 비교적 복잡한 형태로 나타났다. 지진력 작용점은 각각 평균적으로 0.50 H, 0.52 H로 나타나, 전반적으로 건조사질토지반 중앙부에 작용하는 것으로 조사되었다. 정규화 지진토압 분포 형태와 지진력 작용점 분석내용을 고려하여, 등가정적해석 시에는 지진토압을 단순화하여 등분포로 가정할 수 있을 것으로 판단된다.
- 3) 흙막이 벽체가 지지하는 배면지반 상대밀도에 따라 동일한 수준의 지진력을 유발하기 위해 요구되는 수평가속도에 차이가 있는 것으로 나타났다. 이러한 결과는 지진력을 유발하는 파괴흙썰기 크기 차이에 기인한 것으로 판단된다. 이때, 동일한 수준의 지진력을 유발하는데 요구되는 수평가속도 수준이 상대적으로 배면지반 상대밀도가 낮은 조건에서 더 작기 때문에 흙막이 벽체가 지지하는 배면지반이 느슨할수록 작은 지진 규모에도 지진력이 커질 것으로 예상되어 벽체 및 지보재의 소요강도가 추가로 요구된다. 또한, 지진력은 입력지진과 종류에 따라 증가경향이 상이하였으며, 벽체 최대수평변위와 관련된 것으로 조사되었다. 평균적으로, 벽체 최대수평변위가 0.05 H%를 초과할 때 지진력이 급격하게 증가하였다.
- 4) 기존 지진토압이론으로 계산된 지진력과 본 논문에서 나타난 지진력을 비교하였으며, 본 논문의 지진력에 비해 Wood 토압이론은 최대 2.44 ~ 3.65배 수준으로 상당히 보수적인 예측결과를 도출하였다. S-W 토압이론과 M-O 토압이론에 대해서는 각각 1.22 ~ 1.37배, 1.22배 수준으로 예측하여, 비교적 유사하거나 큰 경향을 보였다. 따라서, 흙막이 벽체의 등가정적해석 시 S-W 또는 M-O 토압이론을 적용할 수 있을 것으로 판단된다. 또한, 본 논문의 지진력은 Wagner and Sitar[26]의 실험에서 나타난 지진력의 1.54 ~ 3.25배 수준이었다. 이러한 경향은 벽체 휨강성 차이에 기인하며, 동일한 지진 규모에서 발생하는 벽체 상대변위 차이로 파괴흙썰기 크기에 영향을 주어 지진력에 영향을 미친 것으로 판단된다.

/ 감사의 글 /

본 연구는 한국건설기술연구원의 주요사업인 “인공지능을 활용한 대심도 지하 대공간의 스마트 복합 솔루션개발(20230105-001)” 과제 및 정부(과학기술정보통신부)의 재원으로 한국연구재단의 지원(2021R1A4A1031509)으로 수행되었으며, 이에 깊은 감사를 드립니다.

/ REFERENCES /

1. Yang EK, Yu SH, Kim JK, Kim DC, Kim SJ, Han JT. Numerical evaluation of dynamic behavior of retaining structure in a deep

- excavation, Journal of the Korean Geotechnical Society. 2021; 37(12):89–105.
2. Yun JS, Han JT, Kim JK, Kim DC, Kim DK, Choo YW. Investigation of seismic response for deep temporary excavation retaining wall using dynamic centrifuge test, Journal of the Korean Geotechnical Society. 2022;38(11):119–135.
3. Al Atik L, Sitar N. Seismic earth pressures on cantilever retaining structures, Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering. 2010;136(10):1324–1333.
4. Hashash YM, Dashti S, Musgrove M, Gillis K, Walker M, Ellison K, Basarah YI. Influence of tall buildings on seismic response of shallow underground structures, Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering. 2018;144(12):04018097.
5. Ministry of Land, Infrastructure and Transport. General Seismic Design, Korea Design Standard 17 10 00, c2018.
6. Okabe S. General theory on earth pressures and seismic stability of retaining wall and dam, Journal of the Japan Society of Civil Engineering. 1924;10(6):1277–1323.
7. Mononobe N, Matsuo H. On determination of earth pressure during earthquake. Proc. World Engrg. Congress, Tokyo, 1929;9:177–185.
8. Seed HB and Whitman RV. Design of earth retaining structures for dynamic loads, Proceedings of ASCE Specialty Conference on Lateral Stresses in the Ground and Design of Earth Retaining Structures; Cornell Univ., Ithaca, N.Y. 1970 Jun;103–147.
9. Comite Europeen de Normalisation, Eurocode 8: Design of Structures for Earthquake Resistance, Part 5: Foundations, Retaining Structures, Geotechnical Aspects, CEN, Brussels, c2004.
10. International Organization for Standardization. ISO23469 Bases for design of structures –Seismic actions for designing geotechnical works, c2005.
11. Anderson DG, Martin GR, Lam I, Wang JN. NCHRP Report 611: seismic analysis and design of retaining walls, buried structures, slopes, and embankments, Washington, DC: Transportation Research Board; c2008.
12. Building Seismic Safety Council (BSSC). NEHRP Recommended Seismic Provisions for New Buildings and Other Structures (FEMA P-750). Washington, DC. c2009.
13. Ministry of Land, Infrastructure and Transport, Seismic Design Standard of Bridge, Korea Design Standard 24 17 10, c2016.
14. Ministry of Oceans and Fisheries, Seismic Design Standards of Harbor and Port, Korea Design Standard 64 17 00, c2019.
15. Wood JH. Earthquake-induced soil pressures on structures, PhD Thesis, California Institute of Technology, c1973.
16. Matthewson MB, Wood, JH, Berril JB. Seismic design of bridges; Section 9: earth retaining structures, Bull NZ Natl Soc Earthquake Engng. 1980;13(3):280–293.
17. Kim DS, Kim NR, Choo YW, Cho GC. A newly developed state-of-the-art geotechnical centrifuge in Korea, KSCE journal of Civil Engineering. 2013;17:77–84.
18. Lee SH, Choo YW, Kim DS. Performance of an equivalent shear beam (ESB) model container for dynamic geotechnical centrifuge

- tests, *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, 2013;44:102–114.
19. Seoul Metropolitan Government, *Geotechnical Field Survey*, c2006.
 20. Korean Standards Association, *Standard of compressive strength test for hydroponic cement mortar*, c2022.
 21. Stokoe KH, Darendeli MB, Andrus RD, Brown LT, *Dynamic soil properties: laboratory, field and correlation studies*, *Earthquake Geotechnical Engineering*, 1999;811–845.
 22. Pucci MJ, *Development of a multi-measurement confined free-free resonant column device and initial studies*, PhD Thesis, University of Texas at Austin, c2010.
 23. Park SJ, *Evaluation of uplift behavior for drilled shaft socketed into rock via centrifuge model tests*, Diss, Korea Advanced Institute of Science and Technology, c2018.
 24. Korea Expressway Corporation, *Seismic Design Guideline for Expressway Bridge*, c2019.
 25. Gillis KM, *Seismic response of shallow underground structures in dense urban environments*, Diss, University of Colorado at Boulder, c2015.
 26. Wagner NB, Sitar N, *Seismic earth pressure on basement walls with cohesionless backfill*, Report No. UCB GT 16–02, *Geotechnical Engineering*, Dep. of Civil and Environ. Engineering, Univ. of California, Berkeley, c2016.