

# Newmark 변위법을 이용한 중력식 안벽의 지진변위 산정

## Evaluation of Seismic Displacements of Quay Walls Using Newmark Sliding Block Method

김 성 렬<sup>1</sup> Kim, Sung-Ryul

장 인 성<sup>2</sup> Jang, In-Sung

정 충 기<sup>3</sup> Chung, Choong-Ki

김 명 모<sup>4</sup> Kim, Myoung-Mo

### Abstract

The magnitudes of wall thrust acting on quay walls can easily vary due to the development of excess pore pressure in backfill. In this research, a new displacement model was proposed to predict the displacement of the wall considering such magnitude variations of the wall thrust. This model is based on Newmark sliding block concept. The magnitude variation of the wall thrust is modelled by varying the magnitude of yield acceleration. The parametric study was performed to analyze the effects of input parameters on the seismic displacement of the wall, and the validity of this model was verified by comparing its predicted displacements with those of 1g shaking table tests.

### 요 지

지진시 중력식 안벽에 작용하는 동적작용력의 크기는 배면지반내에 발생하는 과잉간극수압의 크기에 따라 민감하게 변화한다. 본 연구에서는 지진시 발생 과잉간극수압에 따른 벽체 작용력의 변화를 고려하여 중력식 안벽의 지진변위를 산정할 수 있는 새로운 변위모델을 제안하였다. 이 모델은 기본적으로 Newmark 강성블럭 해석개념을 이용하며, 벽체 작용력의 크기 변화를 항복가속도 크기 변화와 연계하여 산정한다. 개발된 모델은 변수연구와 1g 진동대 실험을 수행하여 검증하였는데, 변수연구를 통하여 본 모델에 사용되는 주요 변수들이 안벽의 변위발생에 미치는 영향을 분석하였고, 1g 진동대 실험에서 얻어진 모형벽체의 측정변위와 본 모델의 예측변위를 비교하여 그 적용성을 검증하였다.

**Keywords :** Earthquake, Newmark sliding block method, Quay wall, Seismic displacement, Shaking table test

### 1. 서 론

최근 중력식 안벽의 합리적이고 경제적인 내진설계를 위하여 지진 발생 후의 안벽의 영구변위를 기준으로 안벽의 내진 안정성을 평가하는, 성능에 기초한 설계(performance-based design)를 많이 수행하고 있다. 지진시 발생하는 중력식 안벽의 변위는 동적 수치해석 또

는 Newmark 강성블럭 개념을 이용하여 개발된 간편식으로 산정할 수 있다. 동적 수치해석방법은 안벽과 지반의 동적거동을 정밀하게 평가할 수 있다는 장점이 있지만, 적절한 입력물성값을 결정하기 어려우며 동해석의 특성상 해석시간과 노력이 많이 필요하다. 이에 반해 Newmark 강성블럭 개념에 근거한 간편해석법은 배면지반의 가속도 증폭 및 지반과 안벽간의 동적상

1 정희원, 서울대학교 공학연구소 박사후 연구원 (Member, Post-Doctoral Researcher, Research Institute of Eng. Science, Seoul Natl. Univ., ksungryul@yahoo.co.kr)  
2 정희원, 한국 해양연구소 연구원 (Member, Researcher, Korea Ocean Research & Dept. Institute)  
3 정희원, 서울대학교 공과대학 지구환경시스템 공학부 조교수 (Member, Associate Prof., School of Civil, Urban & Geosystem Eng., Seoul Natl. Univ.)  
4 정희원, 서울대학교 공과대학 지구환경시스템 공학부 교수 (Member, Prof., School of Civil, Urban & Geosystem Eng., Seoul Natl. Univ.)

호작용을 무시한다는 단점이 있지만, 배면지반의 단위 중량과 마찰각 그리고 벽체바닥면의 마찰계수 등과 같은 기본적인 설계입력값을 이용하여 안벽의 변위를 간단하게 산정할 수 있으므로 예비설계 등의 목적으로 널리 이용되고 있다.

기존에 제시된 간편해석방법에는 Richard와 Elms 방법(1979) 또는 Whitman과 Liao 방법(1985)이 있다. 이 방법들은 벽체의 활동에 대한 안전율이 1.0이 되는 순간의 벽체가속도 크기를 항복가속도로 정의한 후, 지반가속도 크기가 이 항복가속도를 초과할 때 벽체의 영구변위가 발생한다는 개념을 이용하여 제안되었다. 그러나, 이러한 기존의 방법들은 안벽 배면지반내의 과잉간극수압 발생 등에 따른 벽체작용력의 크기 변화를 고려하지 못하므로, 지진시 과잉간극수압이 발생할 가능성이 높은 항만 구조물 등에 적용하기가 어렵다.

그러므로 본 연구에서는 기존의 Newmark 강성블록 해석개념을 확장하여 과잉간극수압 발생에 의한 벽체작용력의 변화를 고려할 수 있는 새로운 변위모델을 제안하고자 한다. 이 모델에서는 벽체에 작용하는 토압과 수압 등 각 하중성분들의 크기 변화를 항복가속도 크기를 변화시켜 고려하였고, 벽체의 변위는 지반가속도 시간이력중 항복가속도 크기를 넘은 후 벽체 벽위속도가 0이 되는 영역을 2번 적분하여 산정하였다. 변수연구를 수행하여 본 모델에 사용되는 주요변수들이 안벽 변위 발생에 미치는 영향을 분석하고, 1g 진동대 실험에서 얻어진 모형벽체의 측정변위와 본 모델의 예측변위를 비교하여 그 적용성을 분석하고자 한다.

## 2. 새로운 변위 산정모델의 개발

### 2.1 Newmark 강성블록 해석법

Newmark 강성블록 해석법에서는 벽체의 활동에 대한 안전율이 1.0이 될 때의 벽체가속도 크기를 항복가속도로 정의하고, 이 항복가속도를 초과하는 지반가속도 영역을 두 번 적분하여 벽체의 변위를 산정한다.

벽체의 변위를 구할 때 가속도를 적분하는 여러가지 방법들이 제안되었지만, 그 중에서도 현재 Wilson과 Keeper(1983)가 제안한 방법이 널리 사용되고 있다. 그림 1은 이들이 제안한 방법의 개요를 보여준다. 벽체에 작용하는 지반가속도 시간이력이 그림 1(a)에 나타나 있고 벽체가 미끄러지기 시작하는 항복가속도  $a_y$ 를 0.20g

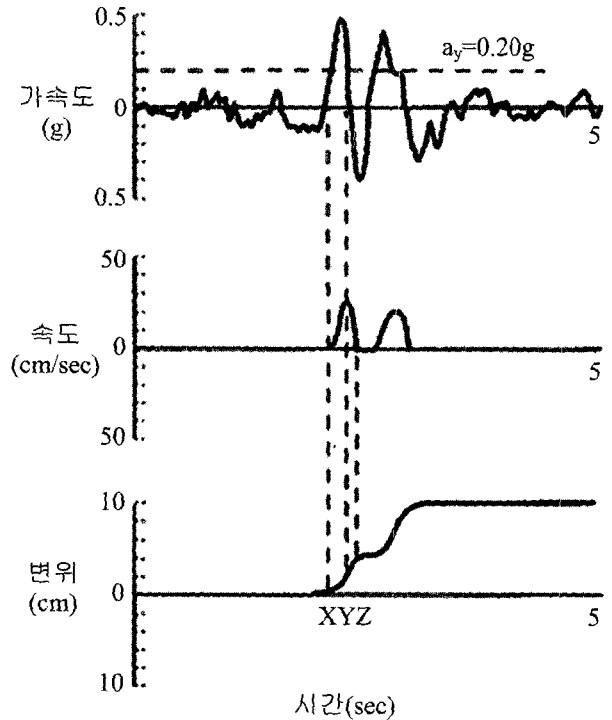


그림 1. Newmark 강성블록 해석법의 개요(Wilson and Keeper, 1983)

로 가정한다. 벽체의 변위는 지반가속도가 항복가속도를 넘어서는 X점에서부터 발생하며 벽체의 변위속도는 지반가속도와 항복가속도의 크기가 같아지는 Y점까지 계속하여 증가한다. Y점을 지나게 되면 지반가속도가 항복가속도보다 작아지므로 벽체의 변위 속도는 점차 감소하고 벽체는 Z점에서 멈추게 된다. 따라서, 지반가속도가 항복가속도보다 커지는 X점에서 벽체의 변위속도가 0이 되는 Z점까지의 영역에 대하여 지반가속도와 항복가속도의 차이를 한번 적분하여 속도시간이력(그림 1(b))을 산정하고, 속도 시간이력을 다시 적분하여 변위 시간이력(그림 1(c))을 산정하게 된다.

### 2.2 벽체작용력 크기 변화를 고려한 변위 산정모델의 제안

기존 간편 벽체변위 산정방법들은 지진동 중 벽체 작용력의 크기 변화를 고려하지 않기 때문에 항복가속도의 크기가 일정하다고 가정한다. 본 모델에서는 이러한 단점을 보완하기 위하여 지진동중 항복가속도값이 벽체 작용력의 크기에 따라 변화하도록 고려하였다.

우선 지진동 중 중력식 안벽에 작용하는 힘은 그림 2와 같이 벽체전면과 배면에 작용하는 정적수압, 벽체 관성력( $F_i$ ), 벽체 전면에 작용하는 동적수압( $F_{wd}$ ), 진동

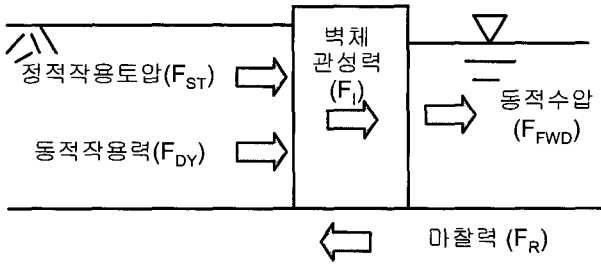


그림 2. 지진동중 안벽에 작용하는 힘

전의 배면 정적작용토압( $F_{ST}$ )과 진동후 추가적으로 발생하는 배면 동적작용력( $F_{DY}$ ) 등 각 하중성분들로 구성된다. 본 연구에서는 벽체전면과 배면의 수위가 동일하다고 가정하여 정적수압은 고려하지 않았다. 그러므로, 벽체작용력의 전체합력( $F_{DR}$ )은 식 (1)과 같이 산정할 수 있다. 벽체저항력( $F_R$ )은 식 (2)와 같이 벽체와 기초지반간의 마찰력으로 산정한다.

$$F_{DR} = F_I + F_{FWD} + F_{ST} + F_{DY} \quad (1)$$

$$F_R = c \cdot L + W \cdot \tan \phi_B \quad (2)$$

여기서,  $c$  : 기초지반과 벽체 바닥면 사이의 점착력  
 $L$  : 기초지반과 벽체 바닥면이 접한 길이  
 $W$  : 벽체의 자중  
 $\phi_B$  : 기초지반과 벽체 바닥면 사이의 마찰각

진동중 벽체의 미끄러짐 변위가 발생하는 시점은 식 (3a)와 같이 벽체작용력( $F_{DR}$ )과 벽체저항력( $F_R$ )의 크기가 같아질 때이다. 이 때의 벽체가속도 및 지반가속도 크기는 벽체가 미끄러지기 시작하는 항복가속도( $a_y$ )와 같아진다. 관성력( $F_I$ )은 식 (3b)와 같이 벽체질량( $M$ )과 항복가속도의 곱으로 표현되므로,  $a_y$ 는 식 (3c)와 같이 표현된다. 그러나, 식 (3c)의 오른쪽 항에 입력되는  $F_{FWD}$ 와  $F_{DY}$ 를 계산할 때에도  $a_y$ 가 필요하므로 반복계산을 수행하여 식 (3c)의 오른쪽항에 입력되는  $a_y$ 와 왼쪽항의 계산된  $a_y$ 가 같아질 때의  $a_y$ 값을 항복가속도로 결정한다. 배면지반 과잉간극수압 증가 및 가속도 진폭을 고려하여 각 하중성분들의 시간이력을 산정하게 되면 식 (3c)로부터  $a_y$ 값의 시간이력을 계산할 수 있다. 벽체의 미끄러짐 변위는 앞서 설명한 바와 같이 지반가속도 시간이력중 항복가속도 크기를 넘은 후 벽위 속도가 0이 되는 영역을 2번 적분하여 산정한다.

$$F_{DR} = F_I + F_{FWD} + F_{ST} + F_{DY} = F_R \quad (3a)$$

$$F_I = M \times a_y = F_R - (F_{FWD} + F_{ST} + F_{DY}) \quad (3b)$$

$$a_y = \frac{F_R - (F_{FWD} + F_{ST} + F_{DY})}{M} \quad (3c)$$

여기서,  $M$  : 벽체의 질량

본 변위모델에 적용된 기본가정은 다음과 같다.

- ① 벽체는 활동 파괴만 발생한다고 가정한다. 이 가정은 기초지반이 견고한 경우에만 적용된다. 벽체의 회전파괴가 발생하는 경우(연약한 기초지반의 경우)는 적용할 수 없다.
- ② 벽체의 변위는 벽체작용력이 벽체저면의 마찰력보다 커질 때만 발생한다. 즉, 진동에 따른 기초지반의 변형 등에 의한 벽체의 변위 발생은 무시한다.
- ③ 벽체배면 방향으로의 변위는 발생하지 않는다. 벽체가 배면토체쪽으로 움직이려고 하면 배면토체가 저항하여 배면방향으로의 변위는 발생하기 어려우므로 이는 합리적인 가정이라고 생각된다.

### 3. 벽체작용력의 산정

식 (3c)를 이용하여 항복가속도를 산정하기 위해서는 각 하중성분들의 시간이력을 산정하여야 한다. 벽체관성력( $F_I$ )은 벽체질량과 입력가속도의 시간이력을 곱하여 산정하며, 전면동수압( $F_{FWD}$ )은 일반적으로 널리 이용하는 식 (4)의 Westergaard 해(1933)를 이용하여 산정할 수 있다.

$$F_{FWD} = \frac{7}{12} k_h \gamma_w H_w^2 \quad (4)$$

여기서,  $k_h$  : 수평방향 지진계수

$\gamma_w$  : 물의 단위중량

$H_w$  : 수위

배면 정적작용토압( $F_{ST}$ )은 일반적인 정적토압식을 이용하여 산정할 수 있다. 배면 동적작용력( $F_{DY}$ )은 김성렬 등(2003)이 제안한 방법을 이용하여 배면지반내의 과잉간극수압 발생에 따른 크기와 위상관계 변화를 고려하여 산정할 수 있다. 이 방법은 벽체 배면지반의 과잉간극수압비,  $r_u$ (=과잉간극수압/흙의 수직유효응력)와 벽체가속도 시간이력을 이용하여 배면 동적작용력을 산정하는 방법으로서, 진동대 실험결과와 비교하여 그 적용성이 검증된 바 있다. 이 방법은 진동후 발생하는 배면 동적작용력을 다음 식 (5)와 같이 진동성분( $F_D$ )과 비진동성분( $F_S$ )으로 나누어 산정한다. 우선 배면 동적작용력

의 진동성분( $F_D$ )의 크기는 배면지반내의 과잉간극수압 비가 증가함에 따라 과잉간극수압 발생 전  $F_D$ 의 초기값  $F_{DI}$ 로부터 액상화 시의  $F_D$ 의 최종값  $F_{DF}$ 까지 선형적으로 변화한다고 가정하여 식 (6)으로부터 산정한다.

$$F_{DY} = F_D + F_S \quad (5)$$

$$F_D = F_{DI} \cdot (1-r_u) + F_{DF} \cdot r_u \quad (6)$$

여기서,  $F_D$  : 배면 동적작용력의 진동성분  
 $F_S$  : 배면 동적작용력의 비진동성분

$F_{DI}$ 는 벽체에 작용하는 각 힘들의 크기 관계를 이용하여 식 (7)로부터 산정하며,  $F_{DF}$ 는 액상화된 지반이 흙의 포화단위중량( $\gamma_{sat}$ )을 가지는 점성유체로 거동한다는 가정 하에 식 (8)과 같이 Westergaard 해에서 물의 단위중량대신 흙의 포화단위중량을 입력하여 산정한다.

$$F_{DI} = F_{WD} + F_{ED} - (F_I + F_{FWD}) \quad (7)$$

$$F_{DF} = \frac{7}{12} k_h \gamma_{sat} H^2 \quad (8)$$

여기서,  $F_{WD}$ : 벽체 배면에 작용하는 동적수압의 진동성분  
 $F_{ED}$ : 벽체 배면에 작용하는 동적토압의 진동성분  
 $H$  : 안벽의 높이

$F_{WD}$ 는 배면지반의 투수성이 커서 물과 배면흙이 따로 진동하는 경우에만 고려하며, 이 값은 식 (4)에 제시된 Westergaard해를 이용하여 산정한다.  $F_{ED}$ 는 Mononobe-Okabe 방법으로 구한 동적토압(Mononobe 등, 1929; Okabe, 1924)에서 Coulomb 이론으로 구한 정적토압을 빼서 식 (9)와 같이 산정할 수 있다.

$$F_{ED} = \frac{1}{2} \gamma_{sub}(1-k_v)K_A H^2 - \frac{1}{2} \gamma_{sub}K_{AS} H^2 \quad (9)$$

여기서,  $\gamma_{sub}$  : 배면흙의 수중단위중량  
 $K_A$  : Mononobe-Okabe식으로 구한 동적 주동 토압계수  
 $K_{AS}$  : 정적 주동토압계수  
 $k_v$  : 수직방향 지진계수

식 (9)의  $K_A$ 는 아래 식 (10)으로부터 산정할 수 있다.

$$K_A = \frac{\cos^2(\phi - \psi - \alpha)}{\cos\psi \cos^2\alpha \cos(\delta + \alpha + \psi) \left[ 1 + \sqrt{\frac{\sin(\phi + \delta) \sin(\phi - \beta - \psi)}{\cos(\beta - \alpha) \cos(\delta + \alpha + \psi)}} \right]^2} \quad (10)$$

여기서,  $\alpha$  : 수직방향에 대하여 벽체배면의 기울어진 경사각

$\delta$  : 벽체와 배면흙간의 마찰각

$\beta$  : 배면지반의 경사각

$\phi$  : 배면흙의 내부마찰각

$\psi$  : 식 (11)과 식 (12)로 정의되는 지진하중을 나타내는 특성각

윗 식에서  $\psi$ 는 배면지반의 투수성에 따라 식 (11)과 식 (12)와 같이 다르게 산정된다(CEN, 1994).

배면지반 투수성이 작은 경우:

$$\psi = \tan^{-1} \left( \frac{\gamma_{sat}}{\gamma_{sat} - \gamma_w} \frac{k_h}{1 - k_v} \right) \quad (11)$$

배면지반 투수성이 큰 경우:

$$\psi = \tan^{-1} \left( \frac{\gamma_d}{\gamma_{sat} - \gamma_w} \frac{k_h}{1 - k_v} \right) \quad (12)$$

여기서,  $\gamma_d$  : 배면흙의 건조단위중량

배면 동적작용력 비진동성분( $F_S$ )은 과잉간극수압 증가에 따른 배면지반의 연약화를 고려하여 식 (13)으로부터 산정한다.

$$F_S = -\frac{1}{2} \gamma_{sub} K_A H^2 r_u + \frac{1}{2} \gamma_{sub} H^2 r_u \quad (13)$$

진동중 배면지반내에 과잉간극수압이 발생하면 벽체 작용력 성분중 배면 동적작용력의 비진동성분  $F_S$ 의 크기가 과잉간극수압 크기에 비례하여 증가하고 배면 동적작용력의 진동성분  $F_D$ 의 진폭이 Westergaard해로 구한 동적수압의 진폭에 가까워진다. 이렇게 과잉간극수압의 증가에 따라 벽체작용력의 크기가 증가하면 식 (3c)로부터 구한 항복가속도의 크기는 점차 작아진다. 항복가속도의 크기가 입력가속도보다 작아지게 되면 벽체의 변위가 발생하기 시작하고 벽체의 변위는 입력가속도 시간이력중 항복가속도 크기를 넘은 후 벽체 변위속도가 0이 되는 영역을 2번 적분하여 산정하게 된다.

## 4. 변수연구

### 4.1 해석입력값의 산정

개발된 변위모델을 이용한 변수연구를 수행하여 지

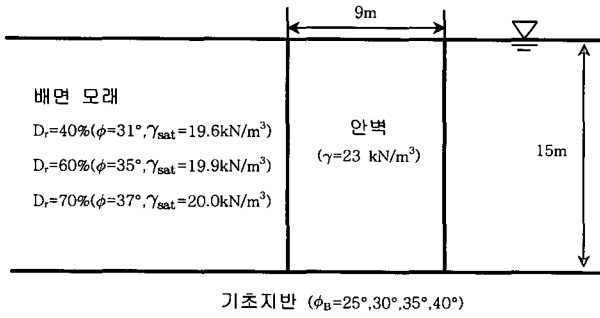


그림 3. 중력식 안벽의 예제해석단면

반 상대밀도, 입력가속도 진폭 그리고 바닥마찰각이 안벽의 변위발생에 미치는 영향을 분석하였다. 그림 3은 해석에 이용한 예제단면이다. 배면지반은  $D_{10}$ 이 약 0.10mm이고 최대 건조단위중량과 최소 건조단위중량이 각각  $13.5\text{kN/m}^3$ ,  $16.7\text{kN/m}^3$ 인 모래로 매립되었다고 가정하였다. Hazen 방법(1911)으로 추정한 이 모래의 투수계수는  $1.0 \times 10^{-4}\text{m/sec}$ 이다. 배면지반의 상대밀도 ( $D_r$ )는 40%, 60% 그리고 70%의 3가지로 변화시켰다. 벽체바닥면과 기초지반간의 마찰각 ( $\phi_b$ )은 25°, 30°, 35° 그리고 40°의 4가지 크기로 가정하였다. 국내 설계지진 규모 6.5에 해당하는 하중재하회수는 10회(항만 및 어항시설의 내진설계표준서, 1999)이므로, 해석에 사용된 입력가속도는 주파수가 1Hz이고 지속시간이 10초인 sine파형으로 가정하였고 진폭은 0.072g~0.20g로 변화시켰다. 입력가속도 진폭 0.072g는 내진 II등급 붕괴방지 수준에 해당하는 국내 설계지진과의 기반암 노두 가속도인 0.11g에 불규칙한 지진파를 진폭이 일정한 규칙적인 정현파의 진폭으로 환산하기 위한 65%의 진폭보정계수를 적용하여 계산한 값이며, 0.20g는 지반증폭을 고려하였을 때 국내에서 최대로 예상되는 진폭수준이다.

지진시 나타나는 과잉간극수압비  $r_u$ 는 Lee와 Albaisa (1974)와 DeAlba 등(1975)이  $r_u$ 와 하중재하회수(N)를 연관지어 제안한 다음 식 (14)를 이용하여 구하였다. 이 식에서 N은 입력지진파의 하중재하회수인 10회까지로 입력하였고  $N_L$ 은 초기 액상화를 유발하는 하중재하회수로서 진동삼축시험을 수행하여 결정하였다.

$$r_u = \frac{1}{2} + \frac{1}{\pi} \sin^{-1} \left[ 2 \left( \frac{N}{N_L} \right)^{1/a} - 1 \right] \quad (14)$$

여기서,  $N_L$  : 초기 액상화를 유발하는 하중재하회수  
 $a$  : 흙의 특성과 시험조건을 나타내는 계수 (보통  $a=0.7$ )

배면 모래에 대한 진동삼축시험을 수행하여 그림 4와 같은 액상화 저항곡선을 구하였다. 본 변수연구에 이용된 NL값은 그림 4에서 보는 바와 같이 액상화 저항곡선에서 배면지반의 중심깊이(깊이=7.5m)에서의 액상화 유발 반복전단응력비  $CSR(=$ 액상화 유발 전단응력/흙의 수직유효응력)에 해당하는 하중재하회수로 결정하였다. CSR값은 배면지반에서의 최대가속도 크기가 입력가속도 진폭과 동일하다고 가정하여 식 (15)와 같이 산정하였다.

$$CSR = \frac{\tau_{cyc}}{\sigma'_v} = \frac{a_{max}}{g} \frac{\sigma'_v}{\sigma'_v} r_d \quad (15)$$

여기서,  $a_{max}$  : 입력가속도의 진폭

$\sigma_v, \sigma'_v$  : 배면지반 중심깊이에서의 전응력과 유효응력

$r_d$  : 깊이보정계수로서 본 연구에서는 배면지반의 깊이에 따른 가속도 크기가 일정하다고 가정하여 1.0을 적용

그림 5는 입력가속도의 진폭이 0.10g일 때 식 (14)를

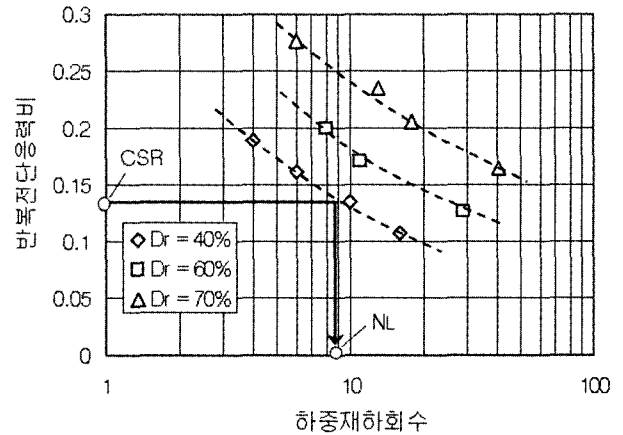


그림 4. 진동삼축시험으로 구한 액상화 유발 반복전단응력비(구속압 =90kPa)

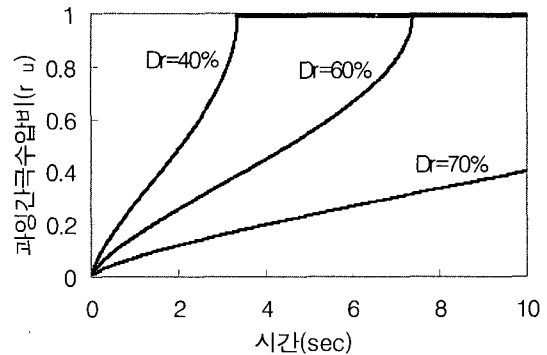


그림 5. 상대밀도에 따른 과잉간극수압비 시간이력( $a_{max}=0.10g$ )

이용하여 구한 각 상대밀도에서의 과잉간극수압비 증가곡선이다. 배면지반의 상대밀도가 40%와 60%인 경우 각각 약 3.3초와 7.3초에 액상화가 발생하였으며, 상대밀도가 70%인 경우에는 액상화가 발생하지 않았다.

벽체에 작용하는 각 하중성분은 3절에서 제시한 방법을 이용하여 산정하였다. 배면흙의 투수계수가  $1.0 \times 10^{-4}$  m/sec로서 Eurocode 8(CEN, 1994)에서 흙과 물이 함께 움직일 때의 투수계수 기준인  $5.0 \times 10^{-4}$  m/sec이하를 만족시키므로 지진하중을 나타내는 특성각  $\psi$ 는 식 (11)을 적용하여 산정하였다. 수평방향 지진계수  $k_h$ 의 시간이력은 입력가속도 시간이력을 중력가속도로 나누어 무차원화한 값을 입력하였고, 수직방향 지진계수  $k_v$ 는 고려하지 않았으므로 0을 입력하였다. 과잉간극수압비  $r_u$ 의 시간이력은 그림 5에서 보인 바와 같이 식 (14)를 적용하여 얻어진 과잉간극수압비 시간이력을 입력하였다. 항복가속도의 시간이력은 식 (3c)에서 각 하중성분의 시간이력을 입력하여 산정하였다.

#### 4.2 해석결과

그림 6은 상대밀도가 40%인 경우 벽체에 작용하는

각 하중성분의 시간이력이다. 배면작용력은 과잉간극수압이 증가함에 따라 크게 증가하며 액상화 발생 후에는 일정한 값을 중심으로 진동하였다.

그림 7은 입력가속도 진폭이 0.10g일 때 항복가속도와 입력가속도를 비교하여 나타낸 그림이다. 과잉간극수압이 발생하지 않는다고 가정할 경우( $r_u=0$ ) 항복가속도 크기는 일정하지만, 과잉간극수압 발생을 고려한 경우의 항복가속도는 과잉간극수압 증가의 영향으로 크기가 시간에 따라 감소하였다. 그림 7에서 항복가속도가 입력가속도보다 작아지는 빗금친 영역을 두번 적분하면 벽체의 변위가 구해진다. 항복가속도가 입력가속도보다 작아지는 시점은 상대밀도 40%와 60%에서 각각 약 3.3초와 7.3초 후에 나타나며, 상대밀도가 70%인 경우에는 항복가속도가 입력가속도보다 작아지는 영역이 없으므로 하중재하회수를 10회로 규정한 국내 설계 지진규모 6.5 조건에서는 벽체변위가 발생하지 않았다.

그림 8은 입력가속도 진폭이 0.10g일 때 배면지반의 상대밀도에 따른 안벽의 변위 발생양상을 나타낸 것으로 그림 7과 비교해보면 항복가속도가 입력가속도보다 작아지는 시점부터 변위가 발생하기 시작하여 변위가 계속적으로 증가하였다. 또한, 그림 5에서 보인 바와 같

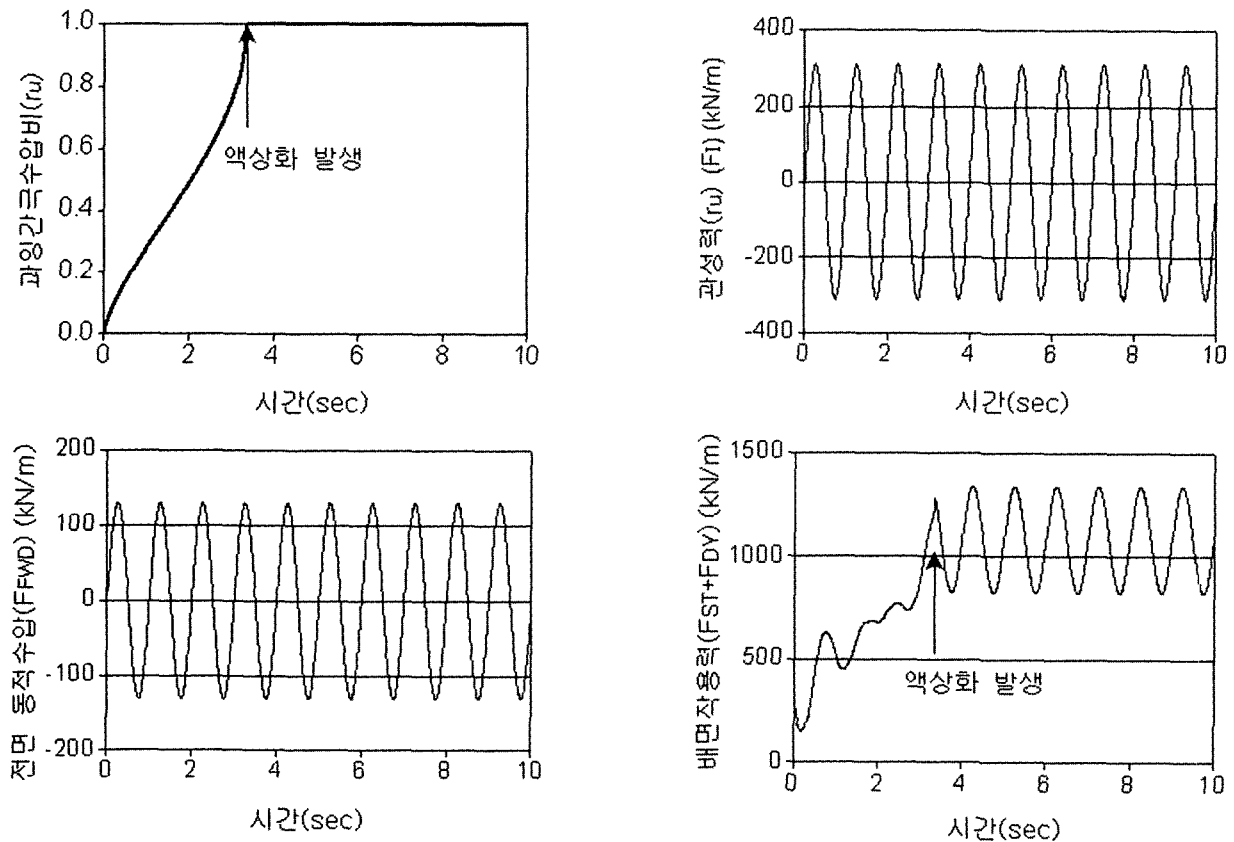


그림 6. 벽체에 작용하는 하중성분의 시간이력( $a_{max}=0.10g$ ,  $D_r=40\%$ ,  $\phi_B=40^\circ$ )

이 배면지반의 상대밀도가 작아짐에 따라 과잉간극수압 발생량이 크므로 안벽의 변위가 크게 발생하였다.

그림 9는 배면지반에서 과잉간극수압이 발생하기 전과 액상화 발생시의 2가지 경우에 대하여 상대밀도와 벽체-기초지반 마찰각이 항복가속도 크기에 미치는 영향을 보여준다. 그림을 보면 과잉간극수압이 증가하여 액

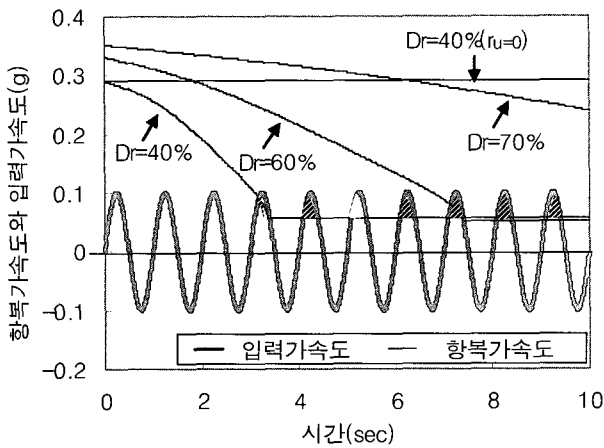


그림 7. 입력가속도와 항복가속도의 관계( $a_{max}=0.10g$ ,  $\phi_B=40^\circ$ )

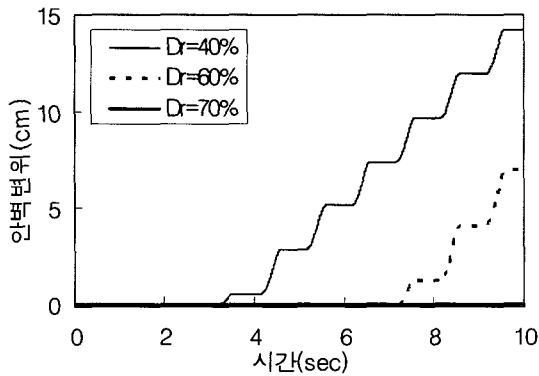


그림 8. 상대밀도에 따른 안벽의 변위시간이력( $a_{max}=0.10g$ ,  $\phi_B=40^\circ$ )

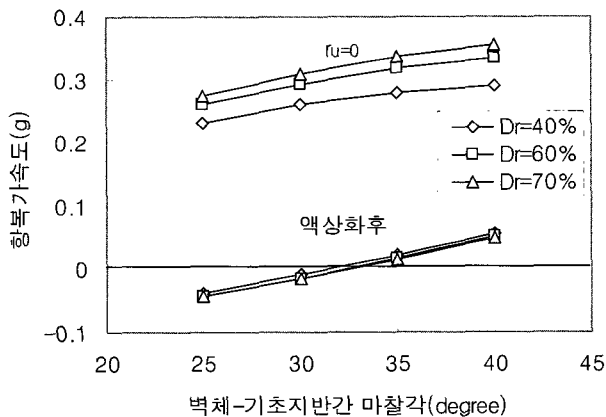


그림 9. 배면지반 상대밀도와 벽체저면 마찰각 변화에 따른 항복가속도의 변화

상화가 발생할 경우 항복가속도는 평균 0.28g 정도 크게 감소하여 0에 가깝거나 음의 값을 보여준다. 음의 항복가속도 값은 과잉간극수압 증가의 영향으로 벽체 작용력의 정적성분이 벽체저면 마찰력보다 증가하여 진동이 가해지지 않아도 벽체가 미끄러지는 상태를 의미한다.  $\phi_B$ 가  $25^\circ$ 에서  $40^\circ$ 로 증가함에 따라 그림 9의 모든 경우에 대한 항복가속도의 평균적인 증가량은 0.082g로 약 28% 증가하였다. 과잉간극수압 발생 전에는 상대밀도가 40%에서 70%로 증가함에 따라 배면 흙의 내부마찰각이 증가하여 배면작용력이 감소하므로 항복가속도 크기가 평균 0.053g 증가하였으나, 액상화가 발생한 후에는 배면지반이 점성유체처럼 거동하여 배면 흙의 내부마찰각의 영향이 없어지기 때문에 상대밀도에 따른 항복가속도 차이는 평균 0.006g로 크지 않았다. 이상의 결과에서, 항복가속도의 크기는 과잉간극수압 발생크기와 벽체저면 마찰계수에 큰 영향을 받는 것을 알 수 있다.

그림 10은 벽체저면 마찰각을  $25^\circ$ ,  $30^\circ$ ,  $35^\circ$  그리고  $40^\circ$ 로 변화시킨 경우 입력가속도 진폭과 배면지반 상대밀도에 따른 안벽의 최종 변위크기를 액상화 발생여부와 함께 나타내었다. 안벽의 변위는 당연한 결과이지만 입력가속도 진폭이 커질수록 그리고 벽체저면 마찰각과 상대밀도가 감소할수록 증가하였다. 또한, 벽체저면 마찰각이 작아질수록 입력가속도 진폭에 대한 변위의 증가율이 커지는 경향을 보여준다. 그림에 표시한 수평선은 30cm 변위값을 나타내는데 이 값은 항만 및 여항시설의 내진설계표준서(1999)에서 중력식 안벽의 붕괴방지수준에 대하여 제시된 허용변위량이다. 입력가속도 진폭이 0.072g이고 벽체저면 마찰각이  $35^\circ$ 와  $40^\circ$ 인 경우 상대밀도 40%에서 배면지반에 액상화가 발생함에도 불구하고 벽체 최종변위는 각각 9.6cm와 0.7cm로서 허용변위량인 30cm 이내이므로 벽체는 안정하였다. 또한, 입력가속도 진폭이 0.12g이고 벽체저면 마찰각이  $25^\circ$ 인 경우 상대밀도 70%인 배면지반에 액상화는 발생하지 않았지만, 59cm의 큰 벽체변위가 발생하였다. 일반적으로, 항만 안벽구조물의 내진설계를 수행할 때 배면지반은 액상화가 발생하지 않도록 설계하고 있다. 그러나, 본 변수연구 결과에서 알 수 있듯이 배면지반에 액상화가 발생하더라도 구조물의 허용변위기준을 만족시켜 벽체가 안정할 수 있으며, 배면지반에 액상화가 발생하지 않더라도 과잉간극수압 발생으로 벽체변위가 상당히 커질 수 있으므로 과잉간극수압 발생크기를 고려하여 벽체변위를 산정해주는 것이 매우 중요함을 알 수 있다.

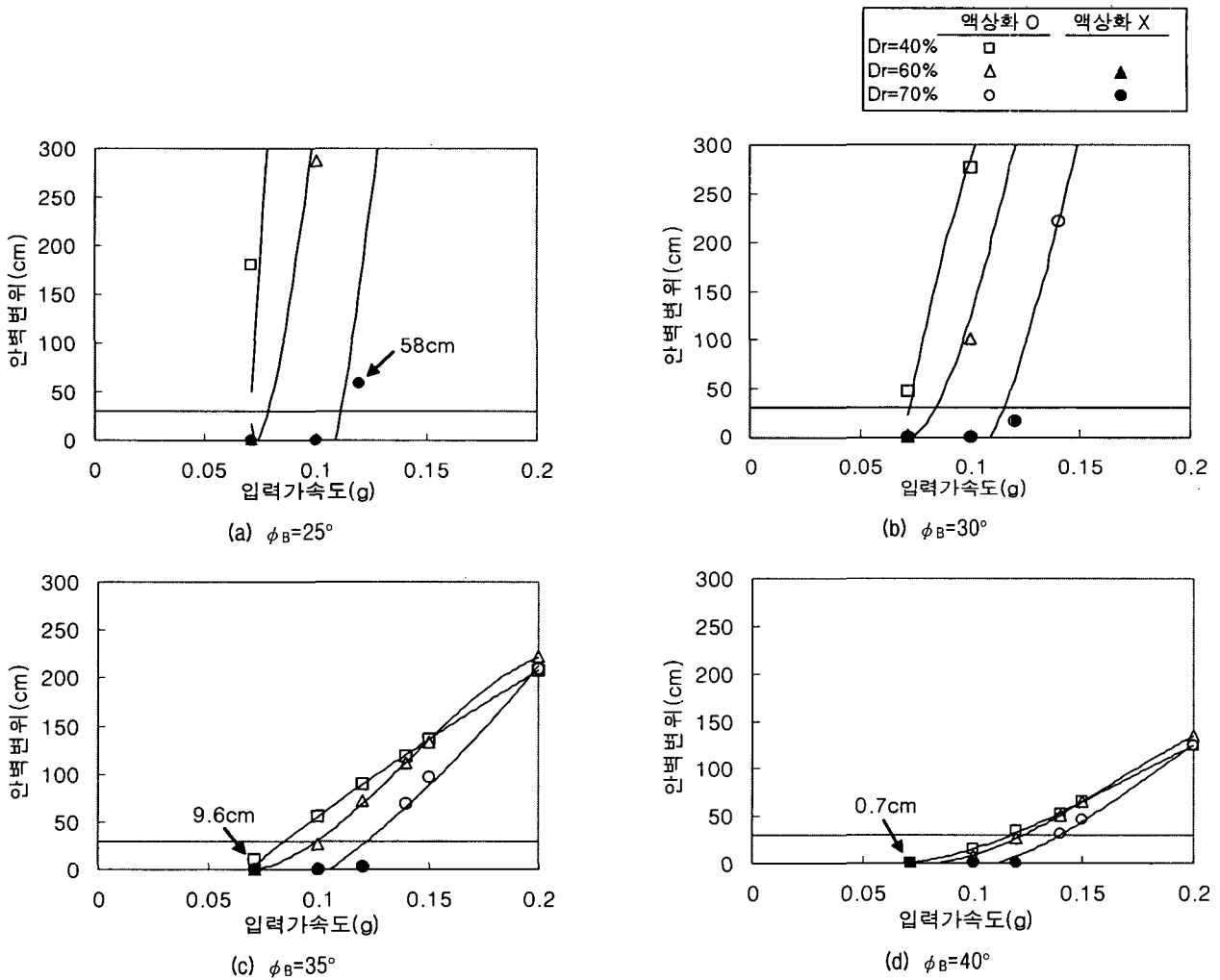


그림 10. 입력가속도 진폭, 상대밀도, 벽체-기초지반 마찰각에 따른 안벽의 최종변위

## 5. 진동대 실험결과를 이용한 변위산정 모델의 적용성 검증

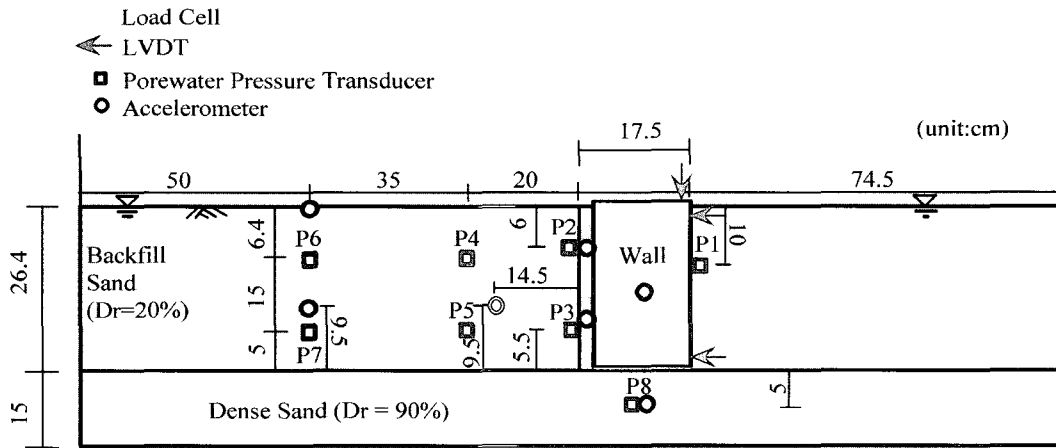
### 5.1 실험개요

중력식 안벽에 대한 1g 진동대 실험결과를 이용하여 본 연구에서 제안한 변위모델의 적용성을 검증하고자 한다. 진동대 실험에 이용된 토조의 크기는 길이 194cm, 폭 44cm 그리고 높이 60cm이고, 모형안벽의 크기는 높이 26.4cm, 길이 17.5cm, 폭 42.0cm이다. 입력 지진파는 최대진폭이 0.20g이고 진동수가 5Hz인 sine파이며, 진폭은 초기 5초 동안 최대 진폭크기까지 선형적으로 증가시키고 나머지 5초 동안에는 진폭을 일정하게 유지하였다. 그림 11은 진동대 실험단면과 계측기 배치 그리고 입력 지진파를 보여준다. 실험에 이용된 계측기는 간극수압계 8개, 가속도계 7개, LVDT 3개 그리고 3개의 로드셀이다. 로드셀은 모형안벽의 본체와 흙과 맞닿는 배

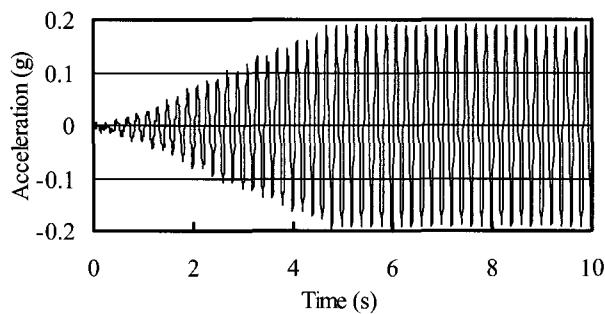
면판 사이의 상부에 1개 하부에 2개를 설치하여 배면작용력을 측정하였다.

모형지반 조성에 이용된 모래의 평균 유효입경은 0.55mm, 균등계수는 1.37 그리고 최대 건조단위중량과 최소 건조단위중량은 각각 16.7kN/m<sup>3</sup>과 13.9kN/m<sup>3</sup>이다. 배면지반은 수증강사법을 적용하여 상대밀도 약 20%로 매우 느슨하게 조성하였으며 이 때의 수중단위중량은 18.9kN/m<sup>3</sup>이며, 내부마찰각은 30°이다. 정수두 시험으로 얻어진 배면지반의 투수계수는 4.1×10<sup>-2</sup>cm/sec로서 진동대 실험결과 배면 동적작용력과 배면 동적수압의 위상이 일치하여 배면의 흙과 물이 함께 움직이는 것으로 나타났다. 기초지반은 진동대를 이용하여 상대밀도 약 90%로 매우 조밀하게 다졌으며 다져진 지반의 내부마찰각은 40°이다. 벽체저면과 기초지반간의 마찰각은 수평재하시험으로 측정한 결과 벽체의 변위속도가 증가함에 따라 커지는 경향이 나타났으며, 변위속도 범위에서의 상호 마찰각의 평균값은 약 28°이다. 실험은 안





(a) 진동대 실험단면과 계측기 배치



(b) 진동대 입력파

그림 11. 진동대 실험단면과 입력파

벽의 단위중량을  $25.7\text{kN/m}^3$ 과  $23.0\text{kN/m}^3$ 으로 변화시킨 2가지 경우에 대하여 수행한 후 진동대 실험에서 측정된 벽체변위와 본 변위모델로 예측한 벽체변위를 비교하여 개발된 변위모델의 적용성을 평가하였다.

## 5.2 변위산정 모델의 적용성 평가

변위 예측시 벽체에 작용하는 각 하중성분은 앞서 3절에서 기술한 방법을 이용하여 산정하였다. 이 때, 지진하중을 나타내는 특성각  $\psi$ 는 진동대 실험결과 배면의 물과 흙이 함께 움직이는 것으로 나타나 식 (11)을 적용하여 산정하였다. 수평방향 지진계수  $k_h$ 의 시간이력은 입력가속도를  $g$ 로 나누어 구하였다. 배면지반의 과잉간극수압은 배면지반과 입력가속도의 동적특성 그리고 벽체-배면지반간의 상호작용 등 여러가지 요인에 의해 그 발생거동이 매우 복잡하다. 그러므로, 제안된 변위모델을 검증하기 위하여 과잉간극수압비의 시간이력은 벽체배면에 부착한 간극수압계 P2와 P3에서 계측된 간극수압의 평균값을 이용하여 구하였다.

그림 12는 계산에 이용된 배면지반 과잉간극수압비

시간이력으로서 과잉간극수압은 진동 후 약 4.5초에 최대에 도달하였다.

그림 13은 벽체단위중량이  $25.7\text{kN/m}^3$ 인 경우 모형벽체에 발생한 배면 동적작용력을 주파수 필터링 방법을 적용하여 진동성분과 비진동성분으로 분리한 후 측정값과 계산값을 비교한 그림이다. 배면 동적작용력의 비진동성분은 배면 과잉간극수압의 크기에 비례하여 변화하는데 과잉간극수압의 크기가 최대가 되는 약 4.5초

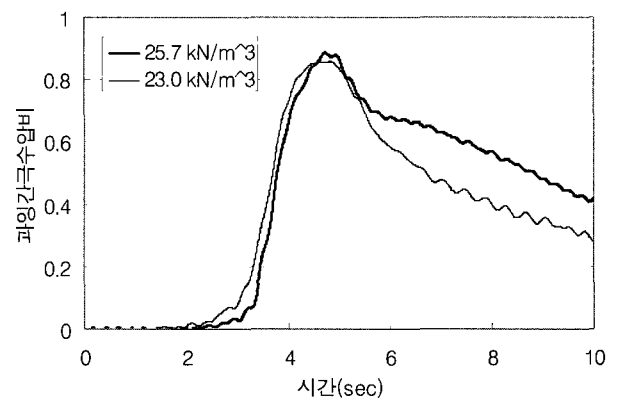
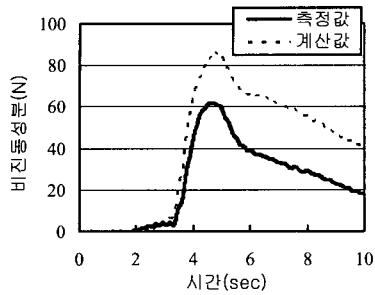
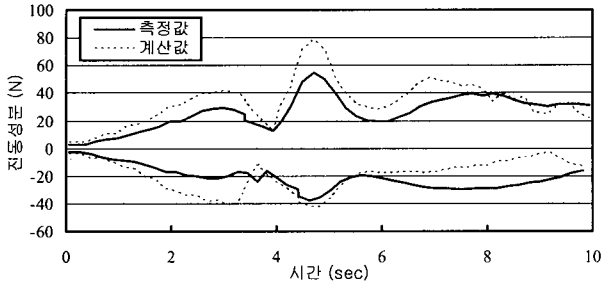


그림 12. 배면지반 평균과잉간극수압



(a) 배면동적작용력 비진동성분

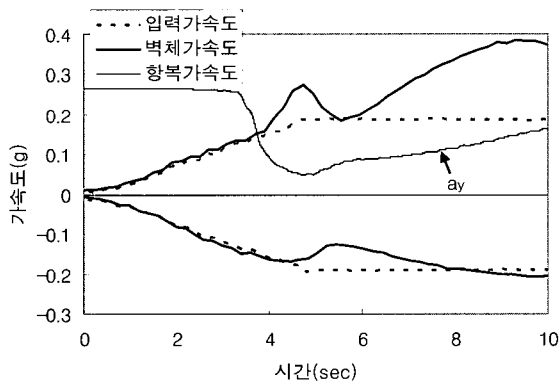


(b) 배면동적작용력 진동성분

그림 13. 배면동적작용력 측정값과 계산값의 비교(안벽단위중량=25.7 kN/m<sup>3</sup>, 벽체가속도 이용)

에 최대값에 도달하며 그 이후 과잉간극수압이 소산함에 따라 감소한다. 배면 동적작용력 진동성분은 진폭의 최대값과 최소값들만을 연결하여 나타낸 것으로 과잉간극수압이 급격히 증가하는 약 4초 부근에서 진폭이 감소하며, 과잉간극수압이 최대가 되는 약 4.5초 부근에서 진폭이 최대가 되었다. 배면 동적작용력은 벽체와 배면지반간의 상호작용의 결과로 발생하기 때문에 수평방향 지진계수항은 벽체가속도 시간이력을 이용하여 계산하였다. 김성렬 등의 방법(2003)으로 계산된 값이 배면 동적작용력의 크기와 발생경향을 잘 예측함을 알 수 있다.

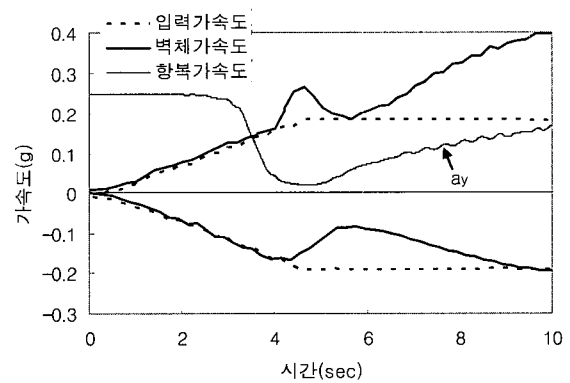
그림 14는 벽체가속도와 입력가속도의 계측값과 계



(a) 안벽 단위중량 25.7kN/m<sup>3</sup>

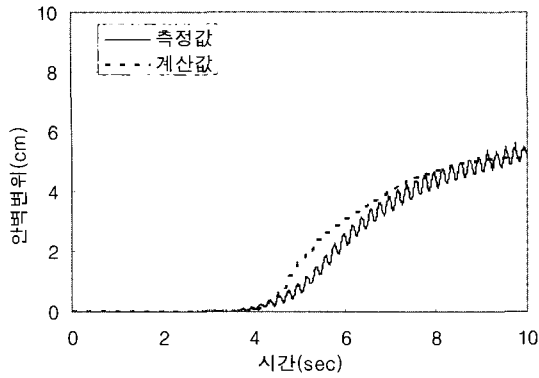
산된 항복가속도를 비교하여 나타낸 그림이다. 벽체가속도와 입력가속도는 진폭의 최대값과 최소값만을 연결하여 나타내었다. 항복가속도 계산에 이용되는 벽체저면 마찰각  $\phi_b$ 는 수평재하시험으로 얻어진 28°를 적용하였다. 그림에서 항복가속도 크기가 입력가속도보다 큰 경우에는 벽체의 변위가 발생하지 않으므로 벽체가속도와 입력가속도의 크기가 동일하였다. 그러나, 항복가속도 크기가 입력가속도보다 작아져서 벽체의 미끄러짐 변위가 발생하는 시점부터 벽체가속도는 증폭되어 입력가속도보다 커진다. 벽체가속도는 벽체-배면지반-유체 동적상호작용이 반영되어 증폭되므로 벽체변위는 입력가속도 시간이력을 적용하여 계산하였다.

그림 15는 단위중량이 다른 2가지 안벽에서 얻어진 안벽변위의 측정값과 예측값을 비교한 것으로 입력가속도의 시간이력을 적용하여 변위를 계산하였다. 측정된 변위의 발생경향을 살펴보면 변위는 배면 과잉간극수압이 급격히 증가하여 최대가 되는 4-5초 사이에 급격히 증가하며 과잉간극수압이 소산하는 5초 이후에 변위의 증가율이 감소하였다. 안벽 단위중량이 25.7kN/m<sup>3</sup>인 경우의 최종변위가(그림 15(a)) 안벽 단위중량이 23.0kN/m<sup>3</sup>인 경우보다(그림 15(b)) 작게 발생하였는데, 이것은 안벽 단위중량에 관계없이 벽체작용력의 크기는 비슷한 반면 벽체저면-기초지반간의 마찰력은 안벽 단위중량이 23.0kN/m<sup>3</sup>에서 25.7kN/m<sup>3</sup>로 증가함에 따라 약 20% 증가하기 때문이다. 벽체의 최종변위는 안벽 단위중량 25.7kN/m<sup>3</sup>의 경우 측정값은 8.3cm, 계산값은 7.6cm이었고(상대오차 약 9%), 안벽 단위중량 23.0kN/m<sup>3</sup>의 경우 측정값은 5.5cm, 계산값은 5.1cm였다(상대오차 약 6%). 그러므로 안벽 벽체저면 마찰각  $\phi_b$ 에 수평재하시험으로부터 구한 마찰각인 약 28°를 적용할 경우 계산된 변

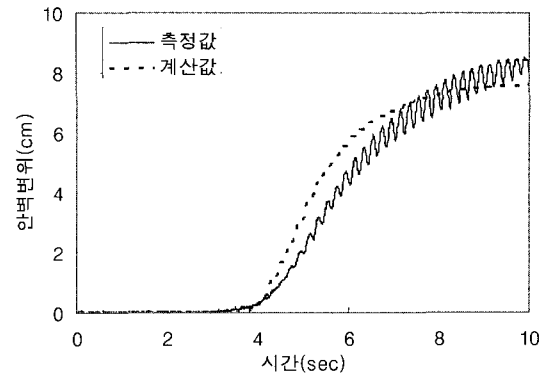


(b) 안벽 단위중량 23.0kN/m<sup>3</sup>

그림 14. 벽체가속도와 입력가속도의 계측값과 항복가속도의 비교



(a) 안벽 단위중량 25.7kN/m<sup>3</sup>



(b) 안벽 단위중량 23.0kN/m<sup>3</sup>

그림 15. 안벽 변위 예측값과 측정값의 비교

위와 측정된 변위의 최종크기 및 변위발생경향이 잘 일치하였다. 따라서, 본 논문에서 제안된 변위모델을 적용할 경우 벽체의 최종크기와 발생경향을 합리적으로 예측할 수 있음을 알 수 있다.

## 6. 결론

본 연구로부터 얻어진 결론은 다음과 같다.

- (1) 배면지반에 발생하는 과잉간극수압의 영향을 고려할 수 있는 새로운 변위계산모델을 개발하였다. 이 방법은 기본적으로 Newmark 미끄러짐 변위법을 이용하지만 배면작용력의 크기 변화에 따른 항복가속도의 크기 변화를 고려할 수 있다.
- (2) 변수연구를 수행한 결과 항복가속도의 크기는 배면지반 내에 발생하는 과잉간극수압의 크기와 벽체와 기초지반간의 마찰각에 큰 영향을 받는 것으로 나타났다. 또한, 배면지반에 액상화가 발생하더라도 구조물의 허용변위기준을 만족시켜 벽체가 안정할 수 있으며, 배면지반에 액상화가 발생하지 않더라도 과잉간극수압 발생으로 벽체변위가 상당히 커질 수 있으므로 과잉간극수압 발생크기를 고려하여 벽체변위를 현실적으로 산정해주는 것이 매우 중요함을 알 수 있었다.
- (3) 변위모델의 적용성을 검증하기 위해 1g 진동대 모형 실험을 수행하여 제안된 변위모델로부터 계산된 변위와 모형벽체의 측정변위를 비교하였다. 그 결과 측정변위에 대한 계산변위의 상대오차는 약 6%~8%로써 제안된 모델이 벽체의 최종변위 크기 및 변위 발생 경향을 잘 예측하는 것으로 나타났다.

## 감사의 글

본 연구는 2001년 해양수산부에서 지원한 ‘신형내진 안벽구조물 연구’ 사업으로 이루어진 것으로 본 연구를 가능하게 한 해양수산부에 감사드립니다.

## 참고 문헌

1. 해양수산부 (1999), 항만 및 어항시설의 내진설계표준서, pp.68-98.
2. 김성렬, 권오순, 김명모 (2003), “지진시 중력식 안벽에 작용하는 하중성분의 모델링”, 한국 지반공학회지, Vol.19(2), pp.107-121.
3. De Alba P, Chan CK and Seed HB (1975), “Determination of soil liquefaction characteristics by large-scale laboratory tests”, UCB/EERC-75/14, Berkeley, Earthquake Engineering Research Center, University of California.
4. European Committee for Standardization (CEN) (1994), Eurocode 8: Design provisions for earthquake resistance of structures Part 5, pp.22-34.
5. Hazen, A., “Discussion on ‘Dams on Sand Foundations’”, *Transactions of ASCE*, Vol.73, 1911, pp.199.
6. Mononobe, N., and Matsuo, H. (1929), “On the determination of earth pressures during earthquake”, *Proc., World Engrg Conf.*, Vol.9.
7. Lee, K.L., and A. Albaisa (1974), “Earthquake induced settlements in saturated sands”, *Journal of the Geotechnical Engineering Division, ASCE*, Vol.100(4), pp.387-406.
8. Okabe, S. (1926), “General theory of earth pressures”, *Journal of the Japan Society of Civil Engineering, JSCE*, Vol.12(1).
9. Richards, R. and Elms, D. (1979), “Seismic behavior of gravity retaining walls”, *Journal of the Geotechnical Engineering Division, ASCE*, Vol.105, No.GT4, pp.449-464.
10. Westergaard, H.M. (1933), “Water pressures on dams during earthquakes”, *Transaction of ASCE*, Vol.98, pp.418-432.
11. Whitman, R.V. and Liao, S. (1985), “Seismic design of retaining walls”, Miscellaneous Paper GL-85-1, U.S.Army Engineer Waterways Experiment Station, Vicksburg, Mississippi.
12. Wilson, R.C. and Keefer, D. K. (1983), “Dynamic analysis of a slope failure from the 6 August 1979 Coyote Lake, California, earthquake”, *Bulletin of the Seismological Society of America*, Vol.73(3), pp.863-877.

(접수일자 2004. 7. 2, 심사완료일 2004. 10. 11)