

## 응력 기반 간극수압 모델 개발

### Development of Stress Based on Pore Pressure Model

박 두 희<sup>1</sup> Park, Duhee  
안 재 광<sup>2</sup> Ahn, Jae-Kwang  
김 진 만<sup>3</sup> Kim, Jin-Man

#### Abstract

Even though the importance of predicting build-up of pore pressure under cyclic loading is recognized, effective stress analysis is rarely performed due to difficulties in selecting the parameters for the pore pressure model. In this paper, a new stress based numerical model for predicting pore pressure under cyclic loading is developed. The main strength of the model is that it is easy-to-use, requiring only the *CSR-N* curve in selecting the parameters. Another advantage of the model is that it can be used for any loading pattern and therefore can be implemented in an effective stress time-domain dynamic analysis code. The accuracy of the model is validated through its comparisons with measurements in literature and laboratory test data collected in Korea. Further comparisons with another stress based pore pressure model highlighted the superiority of the proposed model.

#### 요 지

반복하중에 의하여 유발되는 과잉간극수압 예측의 중요성은 잘 알려져 있지만 이를 고려한 유효응력해석은 수치 모델 변수 산정의 어려움으로 인하여 극히 드물게 수행되고 있다. 본 논문에서는 반복하중에 의하여 흙에 발생하는 과잉간극수압을 예측하는 새로운 응력 기반 수치적 모델을 개발하였다. 본 모델의 가장 큰 장점은 진동삼축시험으로부터 획득된 *CSR-N* 곡선만으로 모든 변수를 결정할 수 있다는 점이다. 이 모델의 추가적인 장점은 모든 하중형태에 대해서 적용될 수 있으므로 시간영역 유효응력해석 프로그램에 적용될 수 있다는 점이다. 개발된 모델의 정확성은 문헌에 제시된 시험결과와 국내에서 수행된 시험결과와의 비교를 통하여 검증되었다. 나아가 기존의 응력기반 모형과의 성능 비교 결과 제안된 모델은 정확성과 사용 편리성이 모두 우수한 것으로 나타났다.

**Keywords :** Accumulated shear stress, Cyclic stress ratio, Damage parameter, Pore water pressure, Time-domain analysis

#### 1. 서 론

지진하중에 의하여 모래나 실트에서 발생하는 과잉

간극수압은 지반의 강성과 강도를 저하시키며 지진파 전파 특성을 변화시키고 사면, 제방, 터널 및 교량과 같은 구조물의 지진안정성에 영향을 미치게 된다. 여기서

1 정희원, 한양대학교 건설환경공학부 조교수 (Assistant Prof., Dept. of Civil and Environmental Engineering., Hanyang Univ.)

2 정희원, 한양대학교 건설환경공학부 박사과정 (Graduate student, Dept. of Civil and Environmental Engineering., Hanyang Univ.)

3 정희원, 부산대학교 사회환경시스템공학부 부교수 (Associate Prof., Dept. of Civil Engineering., Pusan National Univ., Tel: +82-51-510-2349, Fax: +82-51-513-9596, jmkim@pusan.ac.kr, 교신저자)

\* 본 논문에 대한 토의를 원하는 회원은 2012년 11월 30일까지 그 내용을 학회로 보내주시기 바랍니다. 저자의 검토 내용과 함께 논문집에 게재하여 드립니다.

과잉간극수압은 일시간극수압(transient pore pressure)과 잔류수압(residual pressure)으로 대별할 수 있다. 일시간극수압은 흙에 작용하는 평균 전응력 변화에 의해서 발생하며 이는 유효응력에 큰 변화를 유발하지 않는 반면 잔류간극수압은 흙 구조의 변화로 인하여 발생하는 수압이며 이로 인하여 유효응력이 크게 감소하게 된다. 잔류간극수압의 증가와 액상화 가능성의 예측은 내진설계 시 매우 중요하므로 이에 관한 연구는 활발하게 진행되고 있다(Lee와 Albaisa, 1974; Booker 등, 1976; Carraro 등, 2003; Derakhshandi 등, 2008; Polito 등, 2008; Xenaki와 Athanasopoulos, 2003).

반복하중 재하 시 흙의 응답을 예측하기 위해서 다양한 형태의 수치적 모델이 개발되었다. 가장 정밀한 간극수압 예측 모델은 소성 구성모형으로써 지진해석 전용 유한요소해석 프로그램인 SUMDES(Li 등, 1992), SPECTRA(Borja 등, 1999), OpenSees(Mazzoni 등, 2005) 등에 적용되었다. Byrne 등(2004)은 유한차분해석 프로그램 FLAC(Itasca, 2008)에 적용하기 위한 소성구성모형 UBCSAND를 개발하였다. 이와 같은 고급 모델들은 프로그램이 공개되지 않았거나 공개된 경우에도 입력변수 선택의 어려움으로 인해 개발자와 수치해석 전문가 이외에는 사용되지 않고 있다.

이밖에 잔류간극수압을 예측하기 위한 다양한 경험적 모델들도 개발되었다. 이들은 등가반복횟수(Seed 등, 1975), 누적 전단변형률 / 전단응력(Dobry 등, 1985; Ivsic, 2006), 그리고 누적에너지(Green, 2001) 등을 기반으로 간극수압을 예측한다. 등가반복횟수를 기반으로 한 모델은 가장 간단하며 사용하기 편리하지만 시간영역에서 과잉간극수압을 예측하는 유효응력 해석에 적용될 수 없다는 단점이 있다. 이외의 모델들은 입력변수를 산정을 위해서 계측된 전단변형률(응력)과 간극수압 시간이력을 필요로 하므로 실무에서 사용하기 어려운 단점을 가지고 있다.

국내 내진설계기준(건설교통부, 1997)은 1등급 구조물에 대해서는 상세예측법으로 액상화 발생여부를 평가하도록 규정하고 있다. 상세예측법은 실내시험으로부터 액상화에 대한 저항성을 평가하며 통상적으로 반복단순 전단시험(Cyclic simple shear test)이나 응력제어 진동삼축압축시험(Cyclic triaxial test)으로부터 구해진 CSR-N 곡선이 사용된다. 여기서 CSR(Cyclic stress ratio, 반복전단응력비)은 초기 유효구속응력에 대한 시료에 작용하는 최대전단응력의 비이며 진동삼축압축시험에

서는 축차응력차의 반값을 초기구속응력으로 나눈 값이다. N은 CSR 적용 시 액상화 발생에 소요되는 반복횟수를 의미한다. 즉, CSR-N 곡선은 작용하는 반복전단응력비 크기에 따른 액상화 소요 반복횟수의 변화를 나타낸다. 국내에서는 지진규모 6.5에 대하여 설계하도록 규정되어 있으므로 이에 상응하는 반복횟수 10회에 대한 CSR을 전단저항응력비로 적용하며 지반응답해석으로부터 계산된 유효전단변형률에 상응하는 전단응력비와의 비율로부터 안전율이 계산된다. 국내에서는 위와 같은 내진설계기준에 명시된 상세예측법 시행에 대한 의무 규정으로 인하여 진동삼축압축시험으로부터 측정된 풍부한 CSR-N 곡선 실험자료가 축적되어 있다.

본 연구의 목적은 실제적으로 가장 쉽게 얻을 수 있는 실험결과인 CSR-N 곡선으로부터 입력변수를 산정할 수 있는 간편한 간극수압 모델을 개발하는 것이다. 이 모델은 궁극적으로 동적 해석프로그램에 탑재되는 것이 목표이기에 모든 하중형태에 대해서 적용될 수 있어야 한다. 본 논문에서는 이와 같은 모델의 개발을 기술하였으며 이는 다양한 시험결과와의 비교를 통하여 정확성을 검증하였다. 나아가 개발된 모델과 기존의 모델을 비교하여 정확성을 평가하였다.

## 2. 경험적 간극수압 예측 모델 검토

모래나 실트에서 지진하중이 작용하면, 체적변형과 함께 수압이 점차적으로 증가하여 지반 내에 잔류과잉간극수압이 발생하게 된다. 잔류과잉간극수압비는 잔류간극수압( $\Delta u$ )과 초기유효구속응력( $\sigma'_v$ )의 비( $r_u = \Delta u / \sigma'_v$ )로 정의되며  $r_u=1$ 일 경우에 액상화가 발생한다. 최초의 간극수압 모델은 Seed 등(1975)에 의해 개발되었으며, 이는 식 (1)과 같다.

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

여기서, N은 시간이력곡선에서 결정된 등가반복횟수,  $N_L$ 은 액상화 발생에 소요되는 반복횟수,  $\beta$ 는 경험적 변수이다. Booker 등(1976)은 Seed 등(1975)의 제안식을 다음과 같이 단순화하였다.

$$r_u = \frac{2}{\pi} \sin^{-1} \left( \frac{N}{N_L} \right)^{1/2\beta} \quad (2)$$

위의 모델들은  $N$ ,  $N_L$ ,  $\beta$ 의 세 가지 변수를 필요로 한다.  $N$ 은 전응력 지반응답해석으로 계산된 시간이력을 통해서 계산될 수 있으며,  $N_L$ 은 액상화 간편법을 통한 역산으로 도출할 수 있다(Castro 등, 2001).  $\beta$ 의 범위에 대해서는 풍부한 실험적 연구를 통해서 잘 규명되어 있다. Lee와 Albaisa(1974)은 직접적으로  $\beta$ 값을 제시하지는 않았지만 상·하위 간극수압곡선을 제시하였으며 Booker 등(1976)은 순수한 사질토의 대표값으로  $\beta=0.7$ 을 제안하였다.

Fig. 1에는 이들 곡선들을 도시하였다.  $\beta=0.7$ 곡선은 Lee와 Albaisa(1974) 상·하위 곡선들의 평균으로 볼 수 있으며,  $\beta=1.4$ 곡선은 Lee와 Albaisa(1974)의 상위 곡선과 형상이 유사한 것을 확인할 수 있다. 이 밖에 Polito 등(2008)은 145개의 진동삼축시험 결과를 통하여  $\beta=0.7$  값은 낮은 CSR에서 시험이 수행된 실트질 모래를 제외하고는 적용될 수 없는 낮은 수치이며 실질적으로 하위 곡선으로 간주해야 한다는 것을 밝혀냈으며 반면 Lee와 Albaisa(1974)의 상위 곡선은 적절함을 입증하였다. 나아가 Polito 등(2008)은  $\beta$ 에 대한 경험식을 다음과 같이 제안하였다.

$$\beta = c_1 \cdot FC + c_2 \cdot Dr + c_3 \cdot CSR + c_4 \quad (3)$$

여기서,  $Dr$ 는 상대밀도(%),  $FC$ 는 세립분 함유율(%), 그리고  $c_1$ ,  $c_2$ ,  $c_3$ ,  $c_4$ 는 상수로써  $FC < 35\%$ 일 경우,  $c_1=0.01166$ ;  $c_2=0.007397$ ;  $c_3=0.01034$ ;  $c_4=0.05058$ 을 적용하며,  $FC < 35\%$ 일 경우,  $c_1=0.002149$ ;  $c_2=-0.0009398$ ;  $c_3=1.667$ ;  $c_4=0.4285$ 을 적용한다.  $Dr$ 과  $CSR$  값의 상대적 중요도는  $FC$ 에 의하여 결정되는 것으로 나타났다

Seed 등(1975) 모델은 사용하기 간편하며 간극수압의

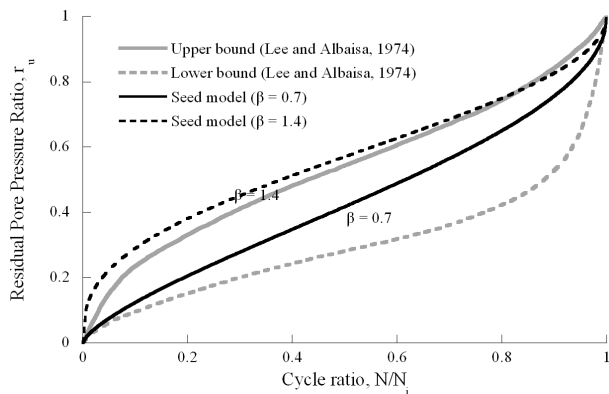


Fig. 1. Upper and lower bound pore pressure curves proposed by Lee와 Albaisa (1974) and curves of Seed et al. model for  $\beta=0.7$  and  $\beta=1.4$

형상이 실험결과와 유사한 장점이 있지만 여러 가지 문제점도 동시에 가지고 있다. 가장 큰 문제점은  $N$ 과  $N_L$ 을 해석 이전에 결정해야 하므로 수치해석 프로그램에 탑재하여 연동해석을 수행할 수 없다는 점이다. 또한 이 모델은  $N_L$ 을 정의할 수 없는 비액상화 지반에서는 사용할 수 없다.

Green 등(2000)은 누적 에너지를 이용하여 간극수압을 예측할 수 있는 다음과 같은 경험식을 제안하였다.

$$r_u = \sqrt{\frac{W_s}{PEC}} \quad (4)$$

여기서,  $W_s$ 는 흙의 단위 부피당 소산된 에너지를 초기 유효구속압으로 정규화한 값이며  $PEC$ (pseudo-energy capacity)는 보정계수이다.  $PEC$ 의 식은 다음과 같이 계산된다.

$$PEC = \frac{W_{s,r_u=0.65}}{0.4225} \quad (5)$$

여기서,  $W_{s,r_u=0.65}$ 는 잔류간극수압  $r_u=0.65$ 일 때의  $W_s$ 를 나타낸다. Green 등(2000) 모델은 1개의 변수만으로 정의되며 이 변수( $PEC$ )는 진동삼축시험으로부터 산정할 수 있다. Polito 등(2008)은 측정결과가 없는 경우에도 이 모델을 사용할 수 있도록 세립분 함유율과 상대밀도로부터  $PEC$ 를 산정할 수 있는 경험식을 제안하였다. 하지만  $\beta$ 와는 다르게  $PEC$ 의 적절성은 아직 충분히 입증되지 않았으며 추후 추가적인 연구를 통하여 검증되어야 한다. 특히,  $\beta$ 는 간극수압 증가 형상만 결정할 뿐 경로길이는  $N_L$ 에 의해서 결정되는 반면  $PEC$ 는 간극수압을 결정하는 유일한 인자로써 이의 영향은 절대적이므로 경험식으로 예측하는 것은 위험할 수 있다. 또한, Green 등(2000) 모델은 전단 시 현격한 체적팽창 경향을 보이는 흙(또는 상대 밀도가 85%보다 높은 흙)에 대해서는 정확성이 현저하게 감소하는 것으로 나타났다. Green 등(2000) 모델의 장점은  $W_s$ 은 사전에 정의할 필요가 없이 시간단계별로 증가하는 변수이기에 시간영역 해석 프로그램에 쉽게 적용할 수 있는 점이다.

Ivsic(2006)은 Damage parameter( $D$ )의 개념을 적용한 모델을 제안하였다. 여기서 Damage parameter는 다음과 같이 정의되었다.

$$D = (\xi/\gamma) [(\gamma/\gamma_c) - 1]^2 \quad (6)$$

여기서  $\xi$ 는 변형률 경로길이,  $\gamma$ 는 전단변형률,  $\eta$ 는 한계전단변형률,  $\chi$ 는 곡선 맞춤계수이다.

Ivics(2006)은 Finn와 Bhatia(1982)에 의해 제안된 Damage parameter의 개념을 적용하여 흙의 간극수압 증가를 예측하였으며 변형률 제어시험 10세트를 바탕으로 다음의 간극수압식을 제안하였다.

$D' \leq 2.5$  또는  $r_u \leq 0.72$  일 경우,

$$r_u = aD'^b \quad (7)$$

$D' \geq 2.5$  또는  $r_u \geq 0.72$  일 경우,

$$(cD' - d) / D' \quad (8)$$

여기서,  $D' = D / D_{r_u=0.5}$  ( $D_{r_u=0.5}$ 는  $r_u = 0.5$ 일 때의  $D$ 값)이고,  $a, b, c, d$ 는 곡선 맞춤변수이다.)은 위 식에서  $a = 0.5, b = 0.4, c = 1.01, d = 0.72$  값을 제안하였다. Damage parameter 개념을 적용한 위 모델은  $0.3 \leq D \leq 2.5$  (또는  $0.4 \leq r_u \leq 0.7$ )의 범위에서 계측값과 비교적 잘 일치하는 것으로 나타났지만 이외의 범위에서는 일치성이 감소하는 것으로 나타났다.

나아가 Ivics(2006)은 응력 시간이력을 이용하여 간극수압을 예측하는 모델을 제안하였다. 이는 응력만으로 잔류간극수압을 예측하는 유일한 모델이기도 하며 이의 Damage parameter는 식 (9)와 같이 정의되었다.

$$D = (\eta / SR) [(SR / CSR_t) - 1]^\chi \quad (9)$$

여기서,  $SR$ 은 전단응력비,  $CSR_t$ 는 한계전단응력비,

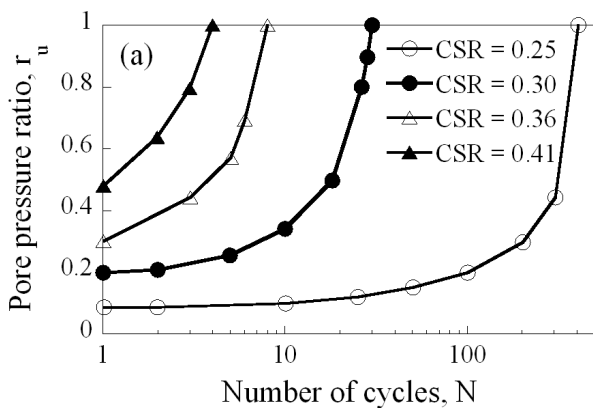
$\eta$ 는 전단응력비 경로의 길이,  $\chi$ 는 곡선 맞춤변수이다.  $SR$ 은 유효구속압에 대하여 정규화된 전단응력비를 나타내며 진폭이 변화하지 않은 반복시험에서는  $CSR$ 과 동일하다.  $CSR_t$ 는 체적변화가 발생하지 않는 체적한계 변형률(volumetric threshold strain,  $\gamma_v$ )에 상응하는 전단 응력비이며  $CSR_t$  이하의 응력에서는 과잉간극수압이 발생하지 않는다.)은  $CSR_t$ 는 전단탄성계수에 체적한계 변형률  $\gamma_v$ 를 곱해서 구할 것을 제안하였다.

Fig. 2(a)에는 Silver와 Park(1976)의 응력 제어 반복삼축시험 결과를 도시하였으며 (b)는 이를 Ivics(2006)모델로 예측한 결과를 나타낸다. 간극수압 모델에 사용된 변수는  $CSR_t = 0.21, \chi = 4.0, a = 0.5, b = 0.4$ 이다. Fig. 2(b)는 응력제어 시험결과를 Damage parameter로 나타낼 경우 결과가 좁은 영역 내에 들어오는 것을 확인할 수 있으며 Ivics(2006)의 곡선은 간극수압비 0.5~0.7사이에서는 비교적 정확한 예측을 하지만 이 이상의 간극비에서는 예측의 정확성이 현저하게 감소하는 것을 확인할 수 있다.

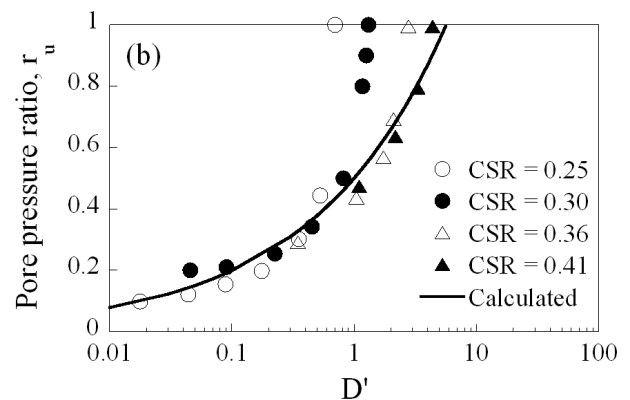
### 3. Damage parameter

본 논문에서는 반복하중에 대한 간극수압 증가를 예측하기 위한 매우 실용적인 수치적 모델을 개발하였다. 본 절에서는 모델에 사용된 Damage parameter를 정의하였으며 이의 변수 산정 방법을 제시하였으며 다음 절에서는 Damage parameter와 간극수압간의 상관관계를 제시하였다.

간극수압 모델에 사용된 Damage parameter는 다음과 같이 정의되었다.



(a) Measured pore pressure ratios of from stress controlled cyclic triaxial test for  $CSR$ s of 0.25, 0.30, 0.35, and 0.41 (Silver와 Park, 1976)



(b) Comparison of measured pore pressure data represented in terms of damage parameter ( $D'$ ) and predicted pore pressure by model of Ivics (Ivics, 2006)

Fig. 2. Measured and predicted pore pressure

$$D = \eta(SR - CSR_i)^\alpha \quad (10)$$

여기서,  $\alpha$ 는 재료변수이다. 위의 Damage parameter 식은 SR 크기 변화에 관계없이 잔류간극수압과 고유한 관계를 제시하는 가장 효과적인 식을 찾기 위한 시행착오 과정을 거쳐서 경험적으로 도출되었다. 이 식은 결과적으로 Ivsic(2006)이 제안한 식 (9)와 매우 유사한 것을 확인할 수 있다. 본 연구에서는 나아가 Damage parameter의 변수들( $CSR_i, \alpha$ )을 산정하는 방법을 제시하였으며 이는 아래에 기술하였다.

$CSR_i$ 는 Ivsic(2006)이 제안한 대로 체적한계변형률과 이에 상응하는 할선전단탄성계수로부터 구할 수 있으며 이들은 측정된 응력-변형률 곡선으로부터 추정할 수 있다. 응력-변형률 곡선 자료가 없을 경우에는  $CSR_i$ 는 Fig. 3과 같이  $CSR-N$  곡선으로부터 산정할 수 있다.  $CSR_i$ 는 전술한 바와 같이 잔류간극수압이 발생하지 않는 최대전단응력비이므로 이는  $CSR-N$  곡선의 한계점으로 볼 수 있다. 즉,  $CSR_i$ 는 반복횟수  $N_i$ 이 무한대로 증가하여도 액상화가 발생하지 않는 최대  $CSR$ 이다. 계측자료가 충분치 않아 곡선의 한계점이 확연하게 나타나지 않을 경우에는 다음에 설명될  $\alpha$ 산정 방법과 더불어서 여러 번의 시행 오차를 통해서 최적값을 구해야 한다.

액상화 발생 시 누적된 Damage parameter는 전단응력비  $CSR$ 에 상관없이 동일하다고 가정되었다. 이는  $CSR$  곡선 상에 있는 모든 데이터의 Damage parameter는 동일하며 이를 만족하는  $\alpha$ 가 존재한다는 의미이다. 하지만 실제로 계측자료의 Damage parameter를 동일하게 만들어 주는  $\alpha$ 는 대부분의 경우 존재하지 않으므로 이와 같은 경우에는 최적값을 적용해야 한다. 다양한 자료의 시행-착오를 통한 분석 결과,  $CSR-N$  곡선의 최적  $\alpha$ 는 평균값이 적절한 것으로 나타났으며 이는 다음과 같이 계산된다. Fig. 3에서 도시된 대로 두 개의 인접한  $CSR-N$

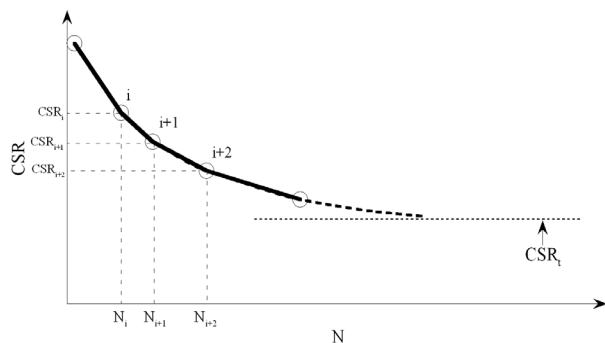


Fig. 3. Schematic representation of process for selecting  $CSR_i$

곡선 자료  $i$ 와  $i+1$ 의 Damage parameter는 동일해야 되며 이는 다음 식으로 표현될 수 있다.

$$D = (4N_i CSR_i)(CSR_i - CSR_i)^\alpha \quad (11)$$

$$= (4N_{i+1} CSR_{i+1})(CSR_{i+1} - CSR_i)^\alpha$$

위의 식을 만족하는  $\alpha$ 는 다음과 같이 계산할 수 있다.

$$\alpha = \frac{\log\left(\frac{N_i CSR_i}{N_{i+1} CSR_{i+1}}\right)}{\left[\log(CSR_{i+1} - CSR_i) - \log(CSR_i - CSR_i)\right]} \quad (12)$$

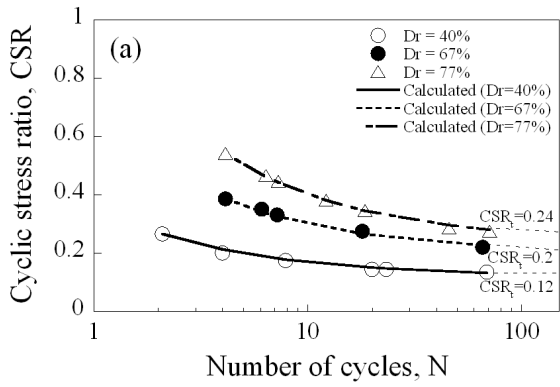
이와 같은 계산과정을  $CSR-N$  곡선을 구성하는 모든 자료에 대하여 연속적으로 적용한 후 전체에 대한 평균을 계산하면 된다.

산정된 변수들의 적절성은 이들을 적용한  $CSR-N$  곡선을 역계산하여 계측곡선과 비교함으로써 확인할 수 있다. 역계산 시, 계측곡선의 1개 자료를 기준자료로 사용하며 이를 기준으로 반복횟수  $N_i$ 에 대한  $CSR_i$ 를 다음의 식으로부터 계산할 수 있다.

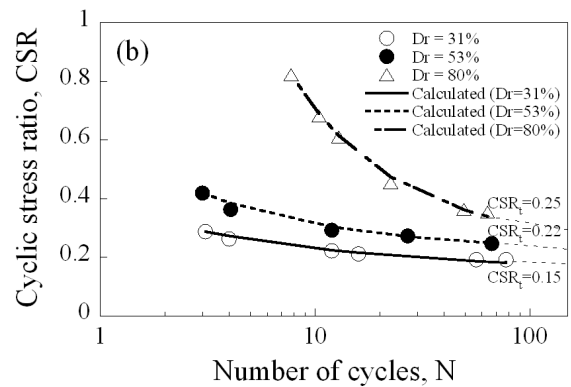
$$CSR_i = 10^{\frac{\log\left(\frac{N_{ref}}{N_i}\right)}{\alpha_{avg}} + \log(CSR_{ref} - CSR_i)} + CSR_i \quad (13)$$

여기서 기준자료의  $CSR$ 과  $N$ 은 각각  $CSR_{ref}$ 과  $N_{ref}$ 이며 위의 식도 식 (10)으로부터 계산되었다. 이와 같은 계산을 일정 범위의  $N_i$ 에 대하여 적용하여  $CSR-N$  곡선을 완성할 수 있다.

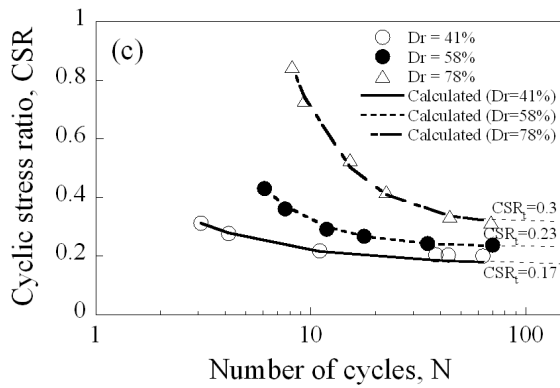
$CSR_i$  및  $\alpha$ 를 산정하는 위의 방법의 적절성을 평가하기 위하여 포괄적인 자료 Carraro 등(2003), Troncoso와 Verdugo(1985), Xenaki와 Athanasopoulos(2003), Park 등 (1999), Koester(1994)와 비교하여 이를 검증하였으며 이 결과는 Fig. 4~Fig. 6에 도시하였다. Fig. 4와 Fig. 5는 국외 학술논문에 제시된 실험결과로서 다양한 상대밀도와 세립분 함유율을 적용한 사질토 시료에 대한 시험결과이다. 비교 결과, 시험결과와 예측된  $CSR-N$  곡선은 잘 일치하는 것으로 나타났다. 나아가 Fig. 6에는 국내에서 1등급 시설물 액상화 평가를 위해서 수행된 진동삼축시험으로 계측된  $CSR-N$  곡선과 예측결과를 비교하였으며 각각에 적용된 입력변수는 Table 1에 정리하였다. 이 시험들은 현장에서 채취된 시료에 대하여 수행되었으며 시험 보고서에는 응력, 변형률 및 간극수압 계측값과  $CSR-N$  곡선이 제시되었지만 세립분 함유율 및 상대 밀도와 같은



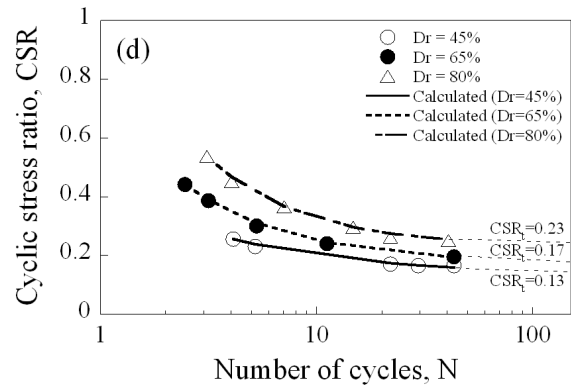
(a) Clean Ottawa sand



(b) Ottawa sand with 5% non-plastic silt



(c) Ottawa sand with 10% non-plastic silt



(d) Ottawa sand with 15% non-plastic silt

Fig. 4. Comparison of measured (Carraro et. al, 2003) and predicted  $CSR-N$  curves

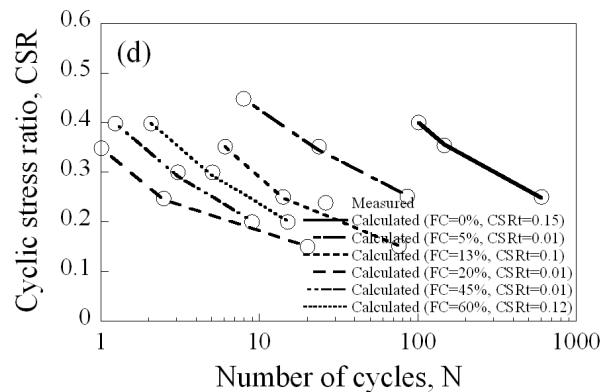
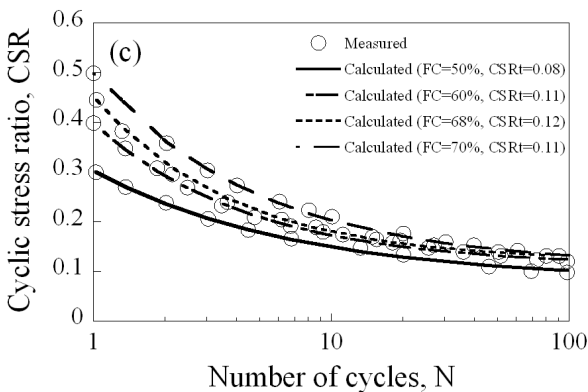
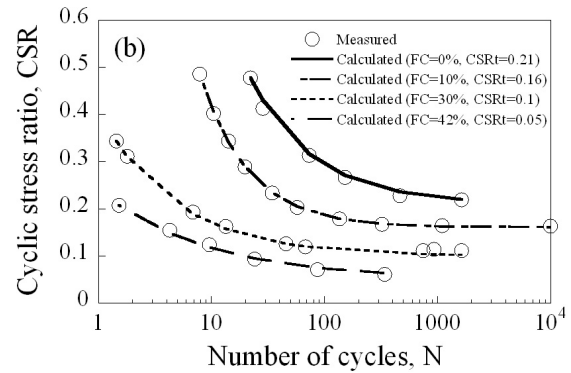
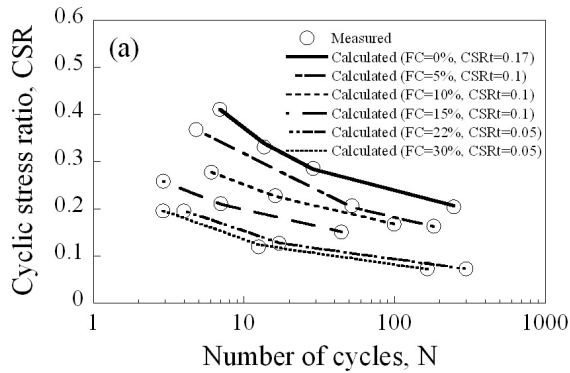


Fig. 5. Comparison of measured and predicted  $CSR-N$  curves: (a) Troncoso와 Verdugo (1985) (b) Xenaki와 Athanasopoulos (2003) (c) Park et. al. (1999) (d) Koester (1994)

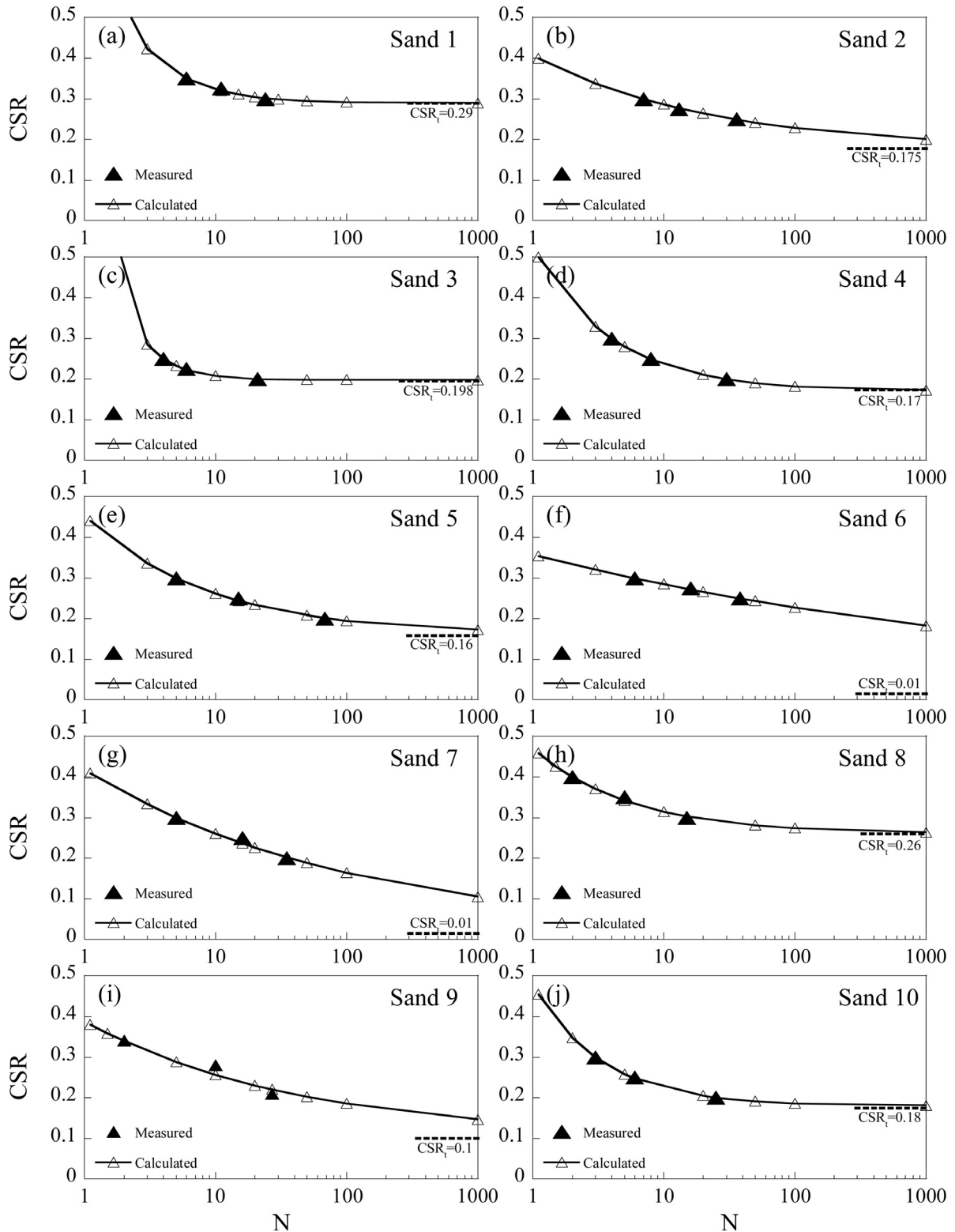


Fig. 6. Comparison of measured and predicted  $CSR-N$  curves

흙의 특성에 대한 정보는 제공되지 않았다. Fig. 6은 국외 시험결과와 마찬가지로 제안된 Damage parameter와 변수 산정 방법은 성공적으로 측정결과를 예측하는 것으로 나타났다.

식 (10)에 정의된 Damage parameter는 최대 응력인  $SR$ 을 알아야만 적용할 수 있으나 시간영역 해석에서 응력 반전이 발생하기 이전에는  $SR$ 의 값을 알 수 없기에 불규칙 하중에 대해서는 사용될 수 없다. 하지만 Finn

Table 1. Selected parameters for proposed and Ivisic's models for Sand 1 - 10

Soil	Parameters				
	$a$	$CSR_t$	$\beta$	$a$	$b$
Sand 1	0.87	0.29	1.2	0.6	0.5
Sand 2	3.16	0.18	1.1	0.5	0.7
Sand 3	0.55	0.20	1.0	0.5	0.9
Sand 4	1.39	0.17	1.4	0.5	0.7
Sand 5	2.18	0.16	1.1	0.6	0.5
Sand 6	9.81	0.01	0.7	0.5	0.9
Sand 7	4.75	0.01	0.7	0.6	0.8
Sand 8	1.71	0.26	0.9	0.5	0.9
Sand 9	4.30	0.10	1.4	0.5	0.8
Sand 10	1.21	0.18	1.4	0.5	0.6

등(1977)과 Vucetic(1986)가 제안한 방법을 응용하면 불규칙 하중에 대해서도 위의 식을 적용할 수 있게 된다. 이에 대한 자세한 설명을 아래에 기술하였으며 이 과정에 대한 모식도는 Fig. 7에 도시하였다.

이 방법에서는 Damage parameter를 매 반주기(Half cycle)마다 계산한다. 반주기 중에서 4분의 1 주기(Quarter cycle)에서는 응력의 폭이 증가하며 4분의 2 주기에서는 응력의 폭이 감소한다. 즉, 응력 폭이 증가하는 구간인 4분의 1 주기에서는 최대 응력을 알 수 없으므로 Damage parameter 증분을 계산할 수 없는 반면 응력반전이 발생하여 최대응력(SR)이 결정된 후 응력이 감소하는 4분의 2 주기에서는 Damage parameter를 계산할 수 있다. 이 구간에서 Damage parameter는 다음과 같이 정의할 수 있다

$$dD = 2d\eta(SR - CSR_t)^a \quad (14)$$

여기서,  $d\eta$  = 전단응력비 경로길이 증분이다. Damage parameter의 값이 원식에 비하여 2배가 된 이유는 4분의 1 주기에서 실제로는 Damage parameter가 증가해야 하나 최대응력(SR)을 알지 못해서 증분을 적용하지 못하였으므로 4분의 2 주기에서 이만큼을 추가적으로 더해줘야 하기 때문이다. 위의 방법은 실제 거동과 일치하지는 않지만 위의 적절성은 기존의 연구에서 검증되었기에 본 연구에서 적용하였다(Finn 등, 1977).

#### 4. 간극수압 모델

앞 장에서 정의된 Damage parameter는 간극수압을 예측하는 식에 다음과 같이 적용되었다.

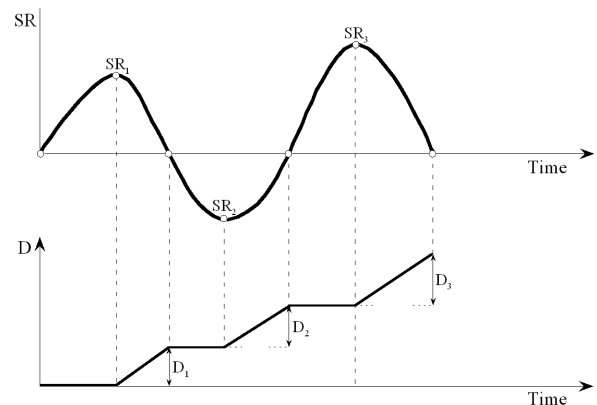


Fig. 7. Schematic illustration of damage parameter increase during irregular loading

$$dr_n = \frac{2}{\pi} \sin^{-1} \left( \frac{dD}{D_{r=1.0}} \right)^{1/2\beta} = \left( \frac{2d\eta(SR - CSR_t)^a}{D_{r=1.0}} \right)^{1/2\beta} \quad (15)$$

여기서  $dr_n$ =간극수압증가분,  $D_{r=1.0}$ 는 액상화 발생 시 피해변수이고  $\beta$ 는 재료상수이다.  $D_{r=1.0}$ 은 식 (10)을 이용하여  $CSR-N$  곡선으로부터 쉽게 계산할 수 있다.  $D_{r=1.0}$ 의 값은  $CSR-N$  곡선을 구성하는 개별 데이터 별로 차이가 날 수 있으며 본 연구에서는  $D_{r=1.0}$ 은 전체 자료의 평균을 적용할 것을 권장한다. 위의 식을 반복하중을 적용하는 시험에 적용할 경우,  $D_{r=1.0} = 4N_L SR(SR - CSR_t)$ 이기에 식 (15)는 Seed 등 모델, 식 (1)과 동일해진다. 즉, 기존의 연구자가 제안한 상위(Lee와 Albaisa(1974) - 평균값(Booker 등(1976), 경험식(식 (2)) 등을 위의 식에 적용할 수 있다는 의미이다.

위의 간극수압 모델은 Seed 등 모델과 형상은 동일하지만 적용성은 다르다. 앞에서 기술한 바와 같이, 식 (2)는 간극수압을 계산하기 위해 사전에 등가반복횟수  $N$ 과 액상화 발생 소요 횟수  $N_L$ 을 해석 전에 결정해야 하



므로 동적 유효응력해석에는 적용 불가능한 반면 제안된 모델의  $D_{v=1.0}$ 은  $SR$ 의 영향을 받지 않은 고유 물성이며  $\eta$ 는 시간단계별로 증가하는 변수이므로 시간영역 해석 프로그램에 쉽게 적용될 수 있다.

제안된 모델의 적용성은 Fig. 2에 제시된 측정 자료와 Ivsic 모델과의 비교를 통하여 평가하였다. Fig. 8(a)에는 측정값과 Ivsic 모델을 비교하였으며 이는 Fig. 2와 동일하지만 수평축을 로그가 아니라 일반축으로 변경하였다. Ivsic의 모델은  $SR=0.41$ 를 제외하고 간극수압비가 0.5 이상인 경우에는 측정결과와 큰 차이를 보여주는 것을 확인할 수 있다. Fig. 8(b)는 측정결과와 제안된 모델로 계산된 간극수압비를 비교 하고 있다. 모델이 예측한 간극수압은 측정된 값과 매우 유사한 것으로 나타났지만 이는  $SR$ 별로 최적의  $\beta$ 값을 적용한 결과임을 밝혀둔다( $SR=0.41, 0.36, 0.3, 0.25$ 일 때 적용된  $\beta$ 는 각각 1.4, 1.2, 0.8, 0.6). 즉, 일정한  $\beta$ 값을 적용해서는 측정결과를 정확하게 재현할 수 없었다.  $SR$ 과  $\beta$ 의 의존성은 Polito 등(2008)도 제시한 바 있다. Polito 등(2008)는 연구결과  $FC$ 가 35% 이상인 흙에서는  $SR$ 의 영향이 큰 반면  $FC$ 가 35% 이하인 흙에서는  $SR$ 과 무관한 경향을 보인다고 기술하였다. Fig. 8(b)의 결과는 세립분이 없는 균질한 사질토로써 이와 같은 흙에서의 확인한  $\beta$ 의  $SR$  의존성은 Polito 등(2008)과 상반된 경향이여 이에 대해서는 추후 추가적인 연구가 필요할 것으로 판단된다. 나아가 Polito 등(2008)이 제안한 경험식(식 3)으로 계산된  $\beta$ 를 적용한 곡선을 Fig. 8(b)에 도시하였다. 흙의  $FC$ 가 35%보다 작기에  $SR$ 의 영향은 미비하여 모든 곡선이 단일곡선으로 그려졌으며 이는 실험결과와 평균값에 가까운 것으로 확인할 수 있다. 즉,  $FC$ 와  $Dr$ 에 대한 기본 정보만으로 예측된 결과가 시험결과에 상응하도록 변

수를 산정한 Ivsic 모델에 비하여 정확성이 우수한 것으로 나타났다.

시간영역 동적 해석 수행 시,  $SR$ 은 응력제어 반복실 내시험과는 다르게 일정하지 않다.  $SR$ 이 변화하는 transient loading에서의  $\beta$ 에 대해서는 아직 밝혀진 바가 없으므로 이를 해석에서 모사할 수 없다. 만약 실험을 통해서  $SR$ 의 영향이 매우 큰 것으로 나타난다면 등가선형 해석을 먼저 수행해서 유효전단변형률에 상응하는 전단응력비를 계산한 후 이에 상응하는  $\beta$ 값을 일정하게 해석에 적용할 것을 권장한다.

본 논문에서 제안된 모델의 적용성은 나아가 국내에서 측정된 결과와 비교하였으며 결과는 Fig. 9에도시하였다. 이들 자료는 Damage parameter의 적절성 평가에 사용된 바 있다(Fig. 6). 이미 전 절에서 설명한 바와 같이 시험시료에 대한  $FC$ 와  $Dr$  값이 주어지지 않았기에  $\beta$ 값은 시험결과에 가장 잘 일치하는 최적값을 산정하였으며 이는 Fig. 9와 Table 1에 정리하였다. 모든 계측된 간극수압은 제안된 모델의 상위곡선( $\beta=1.4$ )과 평균 곡선( $\beta=0.7$ ) 사이에 위치함을 확인하였으며 이는 Polito 등(2008)의 결과와 일치한다.  $SR$ 에 대한  $\beta$ 의 의존성은 3개의 시료(Sand 6, 7, 9)에서 관찰된 반면 다른 계측결과에서는  $SR$ 의 영향이 제한적이거나 없는 것으로 나타났다. 즉, 일부 흙에서  $SR$ 의 의존성이 존재할 수 있지만 일정한  $\beta$ 값을 사용하는 것은 큰 문제가 없을 것으로 판단된다.

Fig. 10에는 Ivsic 모델로 예측한 간극수압비와 계측값을 비교하고 있다. 모델 변수는 시험 착오법을 통해서 산정되었으며 이들은 Fig. 10과 Table 1에 정리하였다. 변수  $a$ 의 값은 0.5와 0.6 이며  $b$ 는 0.5~0.9의 범위를 가지는 것으로 나타났다. 예측된 간극수압의 정확도는 전체적으로 제안된 모델에 비하여 낮은 것으로 나타났다.

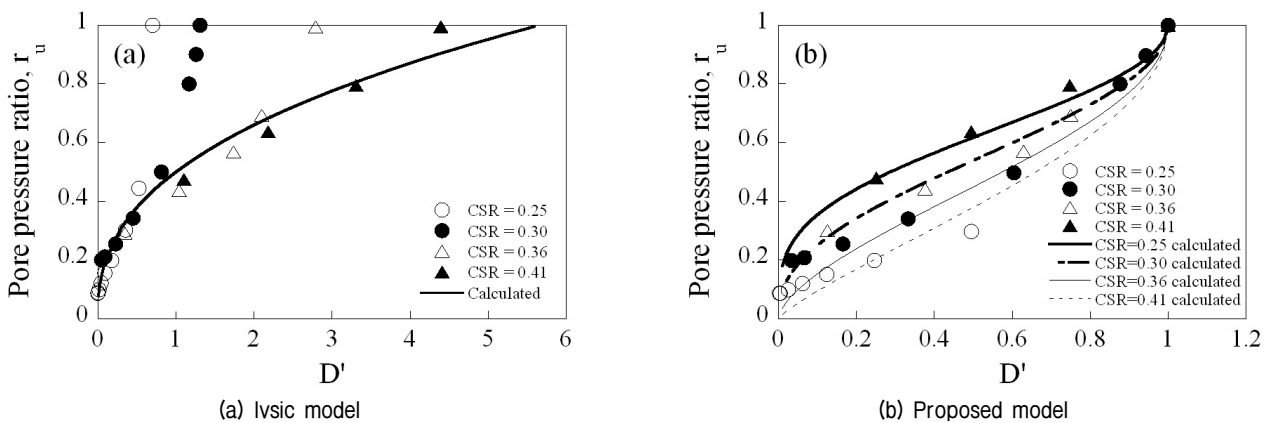


Fig. 8. Comparison of measured data and predicted pore pressure ratios

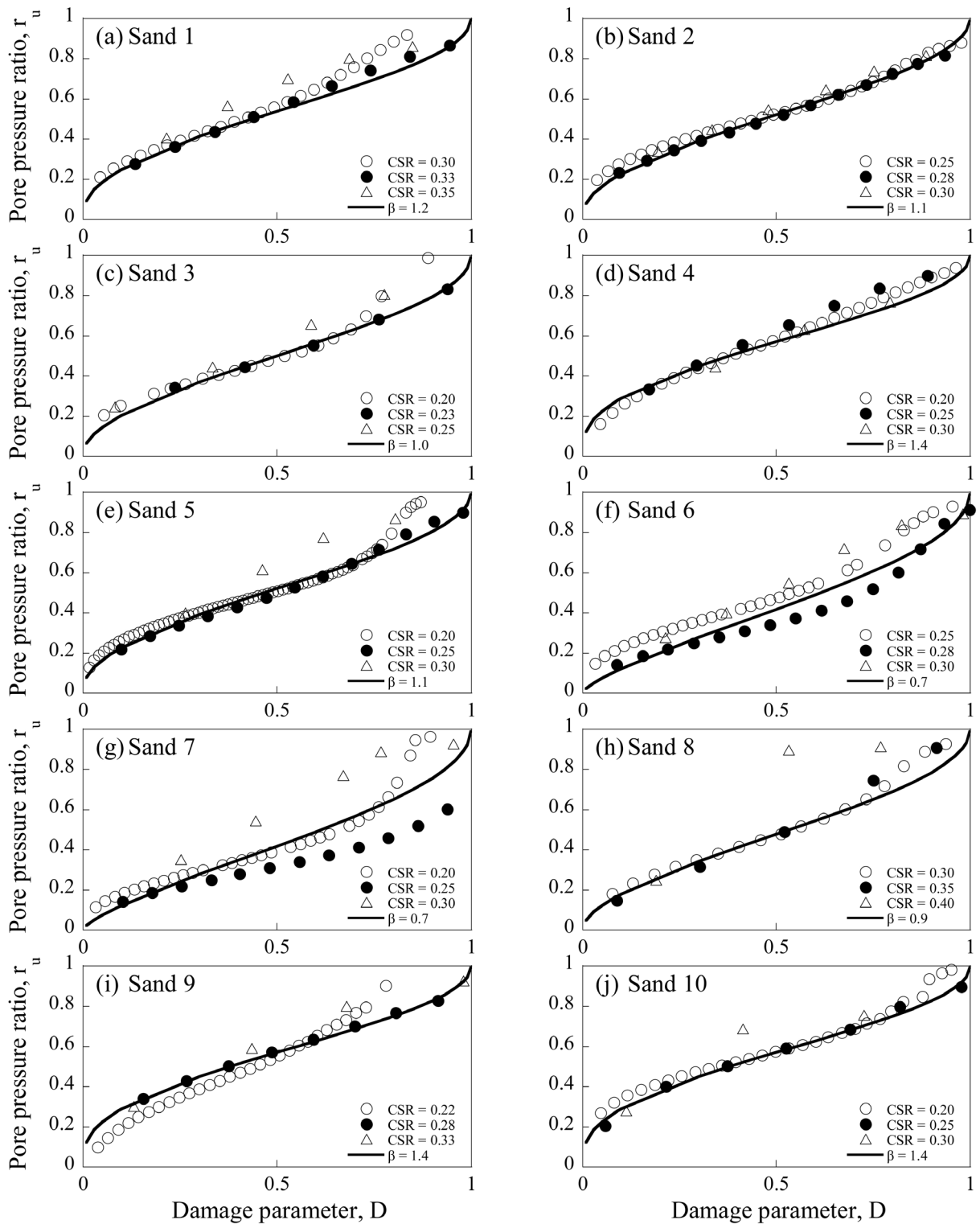


Fig. 9. Comparison of measured and predicted pore pressure using of model Ivsic

하지만 Ivsic 모델의 가장 큰 단점은 정확성의 부족이 아니라 변수 선택이 제한된 모델보다 어렵다는 점이다.

제안된 모델은 변수의 최소값 - 최대값 그리고 경험 식까지 제시되어 있지만 Ivsic 모델의 변수  $a$ 와  $b$ 값에 대한 범위는 알려진 바가 없다. 또한  $D_{r=0.5}$ 은 전단응력 vs.

간극수압 예측결과가 필요한 반면  $D_{r=1.0}$ 은 CSR-N 곡선만을 통해 결정할 수 있으므로 사용이 보다 용이한 장점을 가지고 있다.

Table 1에는 국내에서 측정된 결과의 제안된 모델과 Ivsic 모델의 변수이다.

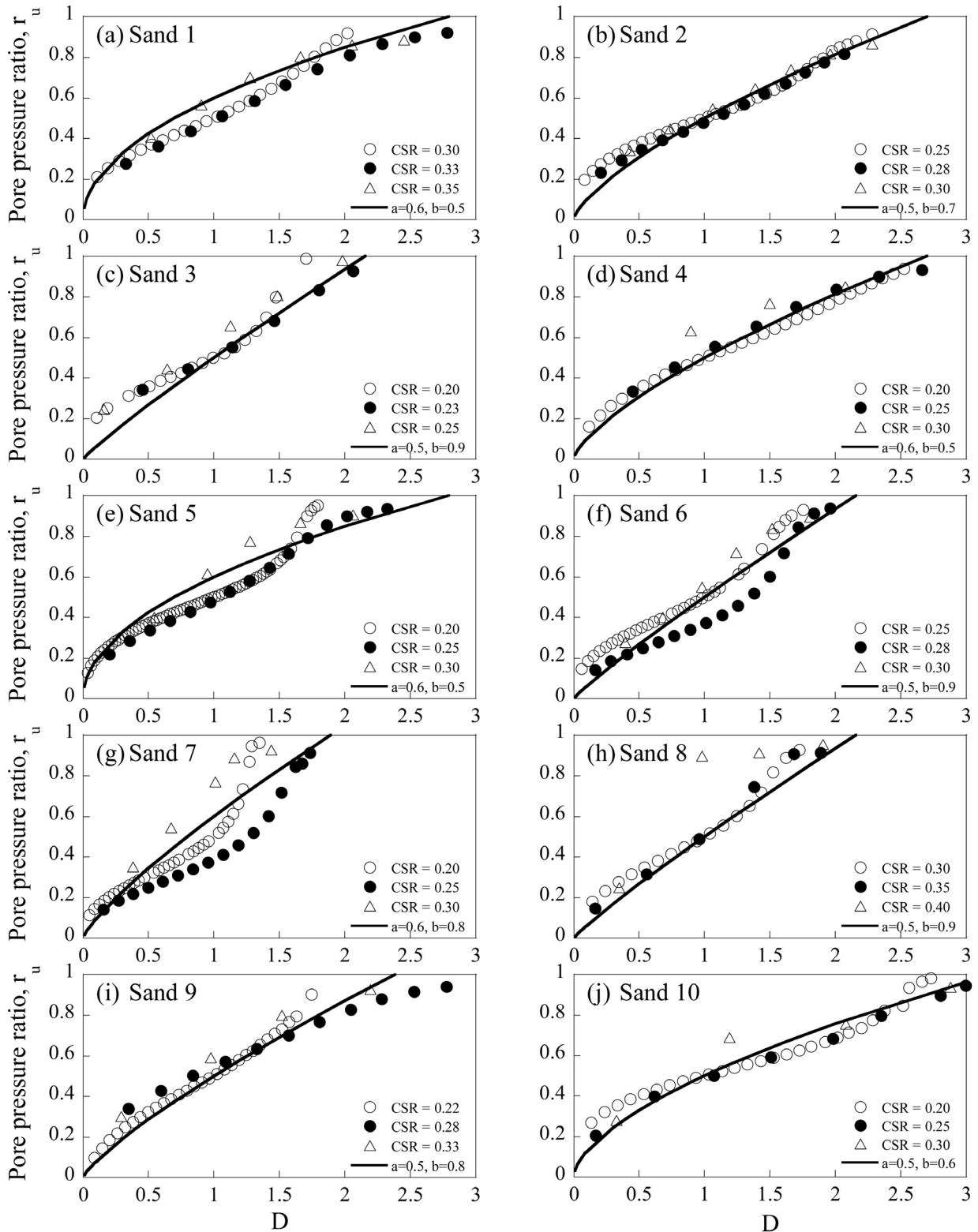


Fig. 10. Comparison of measured and predicted pore pressure using of model Ivsic

앞서 설명한 대로 제안된 모델은 Ivsic 모델에 비하여 정확성 그리고 사용편리성 측면에서 모두 우수한 것으로 판단된다. 하지만 이 모델도 단점이 없는 것은 아니다. 제안된 모델은  $D_{r=1.0}$ 을 정의해야 하므로 상대밀도 또

는  $FC$ 가 높아서 액상화가 발생하지 않는 흙에는 적용될 수 없다. 반면 Ivsic 모델은 모든 지반에 적용 가능하므로 이는 액상화가 발생하지 않은 지반에서의 간극수압을 예측하는 경우에 적합할 것으로 사료된다.

## 5. 간극수압 모델 적용 가이드라인

본 논문에서 제시된 간극수압 모델의 적용 가이드라인은 다음과 같다.

① 대상 지반에 대한  $CSR-N$  곡선을 실험으로부터 획득한다. 실내시험을 수행할 수 없는 경우에는 대상지반과 세립분 함유율 및 상대밀도 등이 유사한 흙에 대해서 수행된 시험결과를 사용한다.

② Damage parameter의 변수  $CSR_r$ 와  $\alpha$ 를 산정한다.  $CSR_r$ 는  $CSR-N$  곡선으로부터 구하며  $\alpha$ 는 식 (12)의 평균을 통해서 산정한다. 산정된 변수의 적절성은 식 (2)로 역산된  $CSR-N$  곡선과 실험곡선을 비교하여 평가한다.

③ 간극수압을 식 (15)을 통해서 예측한다. 상대밀도와 세립분 함유율이 주어진 경우 식 (3)으로  $\beta$ 를 산정하고 만약 이들에 대한 정보도 주어지지 않았다면  $\beta$ 는 0.7~1.4 범위의 값을 적용한다. 보수적인 예측을 위해서는 1.4를 적용한다.

비액상화 지반일 경우, 식 (11) Damage parameter를 Ivsic모델에 적용하여 사용한다. 이때  $a$ ,  $b$ ,  $D_{r=0.5}$  값은 측정결과를 통해서 산정한다.

## 6. 결론

본 논문은 지진 하중 하에서 간극수압의 증가를 예측하는 모델을 제시하였다. 제안된 모델은 Seed 등(1975)의 간극수압 모델을 골격으로 이에 Damage parameter 개념을 적용하여 누적응력의 함수로써 변환하였다. 본 모델의 주요장점은 해석 이전에 변수를 결정해야 하므로 시간영역 해석에 적용될 수 없는 Seed 모델과는 다르게 제안된 Damage parameter는 각 시간단계별 증가하기에 시간영역 동적 해석 프로그램에 탑재할 수 있다는 점이다. 또한 제안된 모델은  $CSR-N$  곡선만으로 필요한 변수를 산정할 수 있어 사용하기 편리하다. 본 논문에서는 나아가 변수 산정방법이 제시되었다. 제안된 모델과 변수산정 방법은 포괄적인 시험결과와의 비교를 통하여 검증하였다. 비교 결과, 제안된 모델은 적절하게 과잉간극수압의 상승을 예측하는 것으로 나타났다.

본 모델은 이전에 제시된 누적 응력 기반 간극수압 모델(Ivsic, 2006) 과 비교하여 장단점을 비교하였다. 비교 결과, 본 논문에서 제안된 모델은 Ivsic의 모델에 비하여 정확성과 사용 편리성에서 모두 우수한 것으로 나타났다.

## 감사의 글

본 연구는 한국학술진흥재단 기초연구사업 일반연구자 지원사업 기본연구자지원사업 “고급 수치적 액상화 평가 모듈 개발(2009-0077794)”으로 수행되었으며, 이에 감사를 드립니다.

## 참 고 문 헌

1. 건설교통부 (1997), 내진설계기준연구(II), p.493.
2. Booker, J. R., Rahman, M., and Seed, H. B. (1976), GADFLEA: A computer program for the analysis of pore pressure generation and dissipation during cyclic or earthquake loading, California Univ., Berkeley (USA). Earthquake Engineering Research Center.
3. Borja, R. I., Chao, H. Y., Montáns, F. J., and Lin, C. H. (1999), “Nonlinear ground response at Lotung LSST site”, Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, Vol.125, No.3, pp.187.
4. Byrne, P. M., Park, S. S., Beaty, M., Sharp, M., Gonzalez, L., and Abdoun, T. (2004), “Numerical modeling of liquefaction and comparison with centrifuge tests”, Canadian Geotechnical Journal, Vol.41, No.2, pp.193-211.
5. Carraro, J., Bandini, P., and Salgado, R. (2003), “Liquefaction resistance of clean and nonplastic silty sands based on cone penetration resistance”, Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, Vol.129, No.11, pp.965-976.
6. Castro, G., Consultants, G., Youd, I. T. L., Idriss, I., Arango, I., Christian, J. T., Dobry, R., Finn, W. D. L., Harder Jr, L.F., and Hynes, M. E. (2001), “Liquefaction resistance of soils: summary report from the 1996 NCEER and 1998 NCEER/NSF workshops on evaluation of liquefaction resistance of soils”, Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering.
7. Derakhshandi, M., Rathje, E. M., Hazirbaba, K., and Mirhosseini, S. (2008), “The effect of plastic fines on the pore pressure generation characteristics of saturated sands”, Soil Dynamics and Earthquake Engineering, Vol.28, No.5, pp.376-386.
8. Dobry, R., Vasquez-Herrera, A., Mohamad, R., and Vucetic, M. (1985), “Liquefaction flow failure of silty sand by torsional cyclic tests”: ASCE, pp.29-50.
9. Finn, W. D. L., and Bhatia, S. (1982), “Prediction of seismic porewater pressures”, 10th ICSMFE. Stockholm, p.6.
10. Finn, W. D. L., Lee, K. W., and Martin, G. R. (1977), An effective stress model for liquefaction.
11. Green, R., Mitchell, J., and Polito, C. (2000), “An Energy-Based Excess Pore Pressure Generation Model for Cohesionless Soils”: Citeseer, pp.383-390.
12. Green, R. A. (2001), Energy-based evaluation and remediation of liquefiable soils, Virginia Polytechnic Institute and State University
13. Itasca (2008), FLAC (Fast Lagrangian Analyses of Continua).
14. Ivsic, T. (2006), “A model for presentation of seismic pore water pressures”, Soil Dynamics and Earthquake Engineering, Vol.26, No.2-4, pp.191-199.
15. Koester, J. P. (1994), “The influence of fines type and content on cyclic strength”, In: S. Prakash, and P. Dakoulas, Eds., Ground

- Failures Under Seismic Conditions, Geotech: ASCE, pp.
16. Lee, K. L., and Albaisa, A. (1974), "Earthquake induced settlements in saturated sands", *Journal of the Geotechnical Engineering Division*, Vol.100, No.4, p.10.
  17. Li, X., Wang, Z., and Shen, C. (1992), "SUMDES: A nonlinear procedure for response analysis of horizontally-layered Sites", p.86.
  18. Mazzoni, S., McKenna, F., and Fenves, G. L. (2005), "OpenSees command language manual", Pacific Earthquake Engineering Research (PEER) Center.
  19. Park, I. J., Shin, Y. S., Choi, J. S., and Kim, S. I. (1999), "A study on the conventional liquefaction analysis and application to Korean liquefaction hazard zones", KGS Spring '99 National Conference. Seoul, Korea, pp.431-438.
  20. Polito, C. P., Green, R. A., and Lee, J. (2008), "Pore pressure generation models for sands and silty soils subjected to cyclic loading", *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, Vol.134, p.1490.
  21. Seed, H. B., Martin, P. P., and Lysmer, J. (1975), "The generation and dissipation of pore water pressures during soil liquefaction", EERC 75-29, California.
  22. Silver, M. L., and Park, T. K. (1976), "Liquefaction potential evaluated from cyclic strain-controlled properties tests on sand", *Soils and Foundations*, Vol.16, No.3, pp.15.
  23. Troncoso, J., and Verdugo, R. (1985), "Silt content and dynamic behavior of tailing sands", 12th International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering, p.4.
  24. Vucetic, M. (1986), "Pore pressure buildup and liquefaction of level sandy sites during earthquakes", Rensselaer Polytechnic Institute, pp.
  25. Xenaki, V., and Athanasopoulos, G. (2003), "Liquefaction resistance of sand-silt mixtures: an experimental investigation of the effect of fines", *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, Vol.23, No.3, pp.1-12.

(접수일자 2012. 3. 8, 심사완료일 2012. 5. 4)