

## EŞDEĞER ÇEVİRİMSEL GERİLME SAYISININ BELİRLENMESİNDE PERFORMANS ESASLI YAKLAŞIM

### A PERFORMANCE BASED APPROACH FOR ASSESSMENT OF NUMBER OF EQUIVALENT UNIFORM STRESS CYCLES

Eray ALTINCI<sup>1</sup>, H. Tolga BİLGE<sup>2</sup>, Kemal Önder ÇETİN<sup>3</sup>

#### ÖZET

Zeminlerin deprem yükleri altındaki davranışlarının belirlenmesi amacıyla yaygın olarak laboratuvar deneyleri gerçekleştirilmektedir. Deprem dalgalarının düzensiz doğasına karşın, laboratuvar deneylerine dayalı çalışmalarda, örselenmemiş zemin numunesi veya hazırlanan örneğe genellikle düzenli çevrimsel gerilmeler uygulanmaktadır. Her ne kadar literatürde, farklı deprem büyüklüklerine karşılık gelen eşdeğer çevrim sayısının seçimi ile ilgili bazı öneriler bulunsa da bunların ciddi belirsizlikler içerdiği ve ancak belli koşullar altında geçerli oldukları bilinmektedir. Düzensiz ivme – zaman kayıtlarının, eşdeğer çevrim sayısına hassas şekilde çevrilmesi için Seed vd. (1975) tarafından önerilen yöntem kullanılabilir. Seed vd. (1975) seçilen yenilme kriterine göre değiştiği bilinen bir ağırlık faktörüne bağlı olarak yapılan bir hesap prosedürünü tariflemiştir. Bu bildiri kapsamında ise ilgili hesap prosedürünün her deprem kaydı için münferit olarak kullanılmasına bir alternatif olarak yarı-ampirik bir model geliştirilmesi hedeflenmiştir. Bu amaçla, PEER kuvvetli yer hareketi kataloğunda yer alan, farklı deprem büyüklüğü, kaynak mesafesi ve saha tipine sahip 4000'in üzerinde kayıt değerlendirilmiştir. Kayıtlar filtrelenerek sabit bir zaman adım aralığına göre yeniden örneklenmiş, 0.2 ile 1.0 arasında değişen 17 farklı ağırlık faktörü için, Seed vd. (1975) yöntemi takip edilerek eşdeğer çevrim sayısı hesaplanarak bir veri tabanı oluşturulmuştur. Bu veri, olasılıksal yöntemlerle değerlendirilmiş, ardından deprem büyüklüğü, kaynağa mesafe, saha zemin özellikleri ve seçilen performans kriterine göre eşdeğer çevrim sayısının hesaplanmasına olanak tanıyan ve performans esaslı değerlendirmeler kapsamında kullanılacak bir model geliştirilmiştir.

*Anahtar Kelimeler: Büyüklük, Eşdeğer çevrim sayısı, olasılıksal yöntem*

#### ABSTRACT

Laboratory tests are frequently used to assess the earthquake induced cyclic response of soils. As opposed to the random nature of earthquake waves, it is generally preferred to apply uniform loading cycles to undisturbed or reconstituted soil samples in the laboratory.

<sup>1</sup>İnşaat Yük. – Geoteknik Mühendisi, GeoDestek Ltd. Şti., ealtinci@geodestek.com (Sorumlu yazar)

<sup>2</sup>Dr. İnşaat – Geoteknik Mühendisi, GeoDestek Ltd. Şti., htbilge@gmail.com

<sup>3</sup>Prof. Dr., Orta Doğu Teknik Üniversitesi İnşaat Mühendisliği Bölümü, ocerin@metu.edu.tr



There exists some recommendations in the literature regarding estimation of number of equivalent uniform stress corresponding to different magnitudes yet it is known that these approximations involve uncertainties and they are valid for certain conditions. The calculation scheme proposed by Seed et al. (1975) can be used to convert the acceleration time history to number of equivalent uniform stress cycles. This method allows direct calculation for a weighting factor which varies as a function of the selected failure criterion. Within the confines of this manuscript, it is aimed to develop a semi-empirical model as an alternative to use the methodology of Seed et al. (1975) for each strong ground motion record individually. For this purpose, more than 4000 acceleration time histories from PEER database with different magnitudes, site-source distance and site types have been evaluated. These records were filtered and re-sampled to a common time step, and then the number of uniform cycles was calculated for 17 different weighting factors ranging from 0.2 to 1.0 to form a database. This data was assessed by regression methods to develop a probability-based model for prediction the number of equivalent uniform stress cycles for a given earthquake magnitude, site-source distance, soil properties and selected cyclic target strain performance criterion.

*Keywords: Magnitude, equivalent number of cycles, probabilistic methods*

## 1. Giriş

Sismik zemin sıvılaşmasının öneminin anlaşıldığı ilk günlerden bu yana, çevrimsel gerilmelerin süresinin, meydana gelecek birim deformasyon ve boşluk suyu basıncı davranışı üzerindeki etkisi bilinmektedir. Seed ve Lee (1966) öncü çalışmalarında, kumlu zeminlerin maruz kaldıkları gerilme veya birim deformasyon ne kadar yüksekse, sıvılaşmanın veya yenilmenin meydana gelmesi için gereken çevrim sayısının o kadar az olduğunu belirtmiş ve süre etkilerini dikkate almak üzere eşdeğer çevrimsel gerilmeleri normalize etme ihtiyacını ifade etmişlerdir. İlerleyen dönemde Seed ve Idriss (1967), deprem yüklemesi altında farklı derinlik seviyelerinde meydana gelecek kayma gerilme tarihçesini idealize ederek, her derinlik seviyesinde meydana gelen eşdeğer üniform (düzenli) çevrim sayısını (N) belirlemek üzere bir yöntem önermiştir. Bu öncü çalışmaların ardından, Seed (1976) ise zemin ortamında deprem tesiriyle oluşan ortalama tekrarlı kayma gerilmesi oranı (ya da zemin ortamının tekrarlı kayma direnç oranı) hesaplanırken süre etkileri dikkate alınarak düzeltme yapılmasının gerekeceğini belirterek deprem büyüklüğü (ya da süre) ölçekleme faktörlerinin (MSF) gerekliliğine ilk kez atıfta bulunmuş, literatürdeki mevcut bağıntıların farklı deprem büyüklüklerine göre ne şekilde kullanılacağına dair önerilerde bulunmuştur; ancak bugün kullanılan MSF faktörlerinin öncüsü sayılabilecek çalışma ancak Seed vd. (1984) tarafından sunulmuştur. Seed vd. (1984), literatürde bugün dahi yaygın şekilde atıfta bulunulan çalışmasında, moment büyüklüğü ( $M_w$ ) 7.5 olan depremler için geçerli olan düzeltilmiş SPT vuruş sayıları ( $N_{1,60}$ ) ile tekrarlı kayma direnç oranı (CRR) arasındaki sıvılaşma sınır eğrilerini sunmuş ve deprem büyüklüğü 7.5 olmayan depremler için değerlendirme yapılırken, CRR değerine Denklem 1'de tariflenen şekilde büyüklük ölçekleme faktörünün (MSF) uygulanmasının gerektiğini belirtmiştir.

$$MSF = \frac{CRR_{M_w}}{CRR_{M_w=7.5}} \quad (1)$$

burada  $CRR_{M_w=7.5}$ , 7.5 büyüklüğündeki bir deprem için geçerli olan tekrarlı direnç oranını göstermektedir. Alternatif olarak, MSF'nin tam tersi şekilde, CSR üzerine uygulanabilecek



bir büyüklük ağırlık faktörü (MWF) de tanımlanabilir. Sismik zemin sıvılaşması tetiklenmesi ve meydana gelen birim deformasyonlar üzerindeki süre etkilerinin değerlendirilmesi için genellikle 2 farklı yol izlenmiştir. Bunlar, i) kum örnekleri üzerinde gerçekleştirilen laboratuvar deneyleri doğrultusunda geliştirilen, eş-gerilme veya eş-aşırı boşluk suyu basıncı oranına dayalı, CSR ile çevrim sayısı eğrileri arasındaki karşılaştırmalara dayanan araştırmaları ve ii) sıvılaşan ve sıvılaşmayan sahalardan derlenen geçmiş vaka örneklerinin istatistiki olarak değerlendirildiği çalışmaları içermektedir. Vaka örneklerine dayalı çalışmalar genellikle deprem büyüklüğünü esas alırken, deneysel çalışmalarda ise eşdeğer üniform (düzenli) çevrim sayısı kavramı kullanılmaktadır. Bu farklı araştırma yöntemlerinden elde edilen bulgular değerlendirilirken deprem tesiri ile meydana gelen düzensiz gerilme çevrimlerinin eşdeğer üniform gerilme çevrimlerine dönüştürülmesi (ya da tercih edilen yöntemle göre bunun tam tersi) gereklidir. Bu dönüşüm, değişen genliklere sahip kayma gerilmesi çevrimlerinin eşdeğer sayısını, maksimum kayma gerilmesi genliğinin %65'inde 1 sabit çevrime kıyasla belirlenmesini içermektedir. Laboratuvar deney sonuçları, tekrarlı kayma gerilmelerinin genliklerinin sıvılaşma tetiklenmesi için gerekli eşdeğer çevrimsel döngü sayısının logaritması ile olan değişiminin doğrusal olduğunu göstermekte olup, örneği Şekil 1'de gösterilmiştir. Bu doğrusal ilişkinin eğimi 'm' olarak tanımlanır ve gerilme ağırlık faktörü olarak adlandırılır. Bu doğrusal ilişki ile Lee ve Chan (1972) çalışmasında sunulan tekrarlı üç eksenli test sonuçlarına dayanarak; Seed vd. (1975), günümüzde en yaygın olarak kullanılan eşdeğer tekrarlı kayma gerilmesi dönüşüm prosedürünü geliştirmiştir. Bu çalışmada, gerilme faktörü  $m \approx 0.6$  seçilmek üzere dönüşüm faktörleri belirlenmiştir. İlerleyen dönemde Idriss (1997) aynı prosedürü farklı bir ağırlık faktörü ( $m \approx 0.34$ ) kullanarak tekrarlamış ve neticede yeni bir ilişki geliştirmiştir. Idriss (1997) tarafından önerilen ilişki ile hesaplanan değerlerin,  $M_w$ 'nin 6 ile 7.5 arasında olması halinde, Seed vd. (1975) yöntemi ile hesaplanan değerlere oldukça yakın olduğu ancak  $M_w$ 'nin 7.5 değerini aştığı durumlarda, bu iki yöntem arasında kayda değer farklar oluştuğu, (Idriss (1997) çalışmasının daha yüksek tahminler ürettiği) görülmüştür. Bu çalışmaların ardından, Liu vd. (2001), saha – kaynak mesafesi, saha koşulları, fay tipi gibi faktörleri de dikkate alarak,  $N$  ve  $M_w$  arasındaki ilişkiyi tariflemek üzere ampirik bağıntılar geliştirmiştir. Bu çalışmada esasen Seed vd. (1975) tarafından önerilen prosedürü temel almakta, ancak laboratuvar, saha ve ortalama koşulları temsil etmek üzere seçilen üç farklı "m" değeri kullanılarak (bunlar sırasıyla 0.37, 0.50 ve 0.41 olarak raporlanmıştır) uygulanmıştır. Çalışma kapsamında, 107 farklı deprem sonrası kaydedilen 1,528 ivme-zaman verisi kullanılmıştır. Liu vd. (2001) tespit ettikleri veri eğilimleri ışığında, belirli bir deprem ve saha senaryosuna özgü  $N$  değerlerini belirlemek üzere Denklem 2'de verilen bağıntıyı geliştirmiştir.

$$\ln(N) = \ln \left[ \frac{\left( \frac{\exp(b_1 + b_2(m - m^*))}{10^{1.5m + 16.05}} \right)^{-1/3}}{4.9 \cdot 10^6 \beta} + S_{c1} + r_{c2} \right] + \varepsilon \quad (2)$$

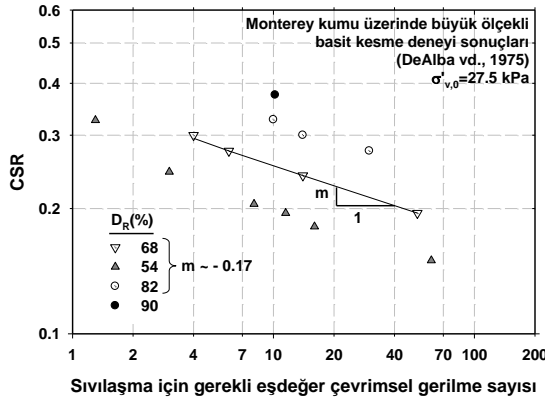
Cetin ve Bilge (2012) süre etkilerinin kohezyonsuz zeminlerdeki birim deformasyon ve aşırı boşluk suyu basıncı gelişim davranışlarında yarattığı farkları tekrarlı basit kesme deney sonuçları ışığında yeniden incelemiştir. Bu çalışma sonuçlarına göre (Şekil 2) 'm' değerleri, meydana gelen birim deformasyon veya boşluk suyu basıncı seviyeleri ile zemin üzerindeki efektif gerilme ve zeminin bağıl sıkılığına ( $D_R$ ) bağlı olarak değişmektedir. Bu durum dikkate alınmak üzere, meydana gelen (veya hedeflenen) maksimum tekrarlı kayma birim deformasyon ( $\gamma_{max}$ ) veya aşırı boşluk suyu basıncı oranı ( $r_u$ ) seviyeleri, başlangıç durumuna ait düşey efektif gerilme ( $\sigma'_{v,0}$ ) ve bağıl yoğunluk ( $D_R$ ) parametreleri için ağırlık faktörlerinin değerlendirilmesi amacıyla Denklem 3 kapsamında sunulan ilişkiler geliştirilmiştir.



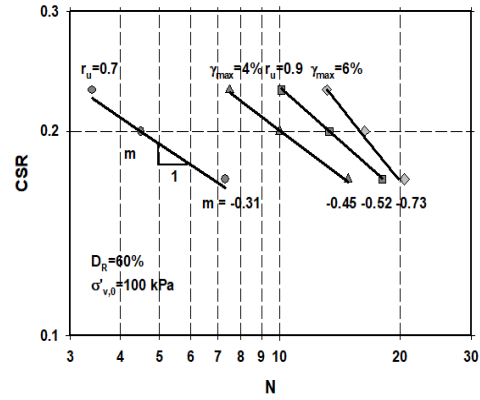
$$\ln(m) = \ln\{-[\gamma_{maks}^{1.308} * (1.952 * \ln D_R - 6.719) + \gamma_{maks}^{1.687} * (0.529 * \ln \sigma'_{v,0} - 1.538) + 0.231] * 0.033 \pm 0.055\}$$

$$= \ln\{-[r_u^{4.803} * (2.506 * \ln D_R - 19.134) + r_u^{5.549} * (0.645 * \ln \sigma'_{v,0} + 7.798) + 0.621] * 0.612\} \pm 0.107 \quad (3)$$

lim: 25 kPa  $\leq \sigma'_{v,0} \leq$  250kPa, 30%  $\leq D_R \leq$  85%, 1%  $\leq \gamma_{max} \leq$  10%



Şekil 1. Monterey Kum'u üzerinde gerçekleştirilen büyük ölçekli basit kesme deneyi sonuçları (Cetin ve Bilge, 2012) ve DeAlba vd., 1975))



Şekil 2. "m" değerlerinin farklı birim deformasyon ve boşluk suyu basıncı değerleri ile değişimi (Çetin ve Bilge, 2012)

Seed vd. (1975) tarafından sunulan öncü çalışma (ve hatta Liu vd. (2001) tarafından sunulan daha güncel araştırmanın) üzerinden geçen zaman dikkate alınarak, geoteknik deprem mühendisliği açısından kritik görülen bu konunun yeniden değerlendirilmesi gerekli görülmüştür. Yapılan değerlendirmeler şu bulguları ortaya koymuştur: i) artan sayıda deprem verisi, düzensiz deprem kayıtlarının, eşdeğer çevrimsel gerilme döngülerine dönüştürülmesini geliştirilmiş bir şekilde değerlendirmeyi mümkün kılmaktadır, ii) Cetin ve Bilge (2012) tarafından sunulan bulgulara dayanarak, ağırlık faktörlerinin ('m' değerleri) gerilme, birim deformasyon ve bağıl yoğunluk durumlarına bağlı olarak değişeceği görülmektedir, iii) bu ağırlık faktörleri, önceki çalışmalarda kullanılmış olanlardan daha geniş aralıklarda değişmektedir. Bu çalışma ile, bahsi bulgulardan ilham alarak, deprem veri kaynağı, saha ve performans (birim deformasyon ya da boşluk suyu basıncı esaslı) parametrelerinin fonksiyonları olarak eşdeğer çevrimsel gerilme sayısının tahmini için yarı-ampirik tabanlı ve olasılıksal esaslı bir model geliştirilmesi amaçlanmıştır.

## 2. VERİ TABANI

Yarı-ampirik veya ampirik bir model geliştirmeye yönelik çalışmalar, yöntemlerin doğası gereği yüksek kaliteli bir veri tabanının derlenmesini gerektirir. Kapsamlı bir veri tabanı oluşturmak amacıyla, Pacific Earthquake Engineering Research Center tarafından kayıt altına alınmış olan 150 depremden toplamda 4,953 ivme-zaman kaydı derlenmiş ve incelenmiştir. Ancak, bu kayıtların 819'u, önerilen yöntemin girdi parametrelerinden biri veya daha fazlasını (Joyner ve Boore mesafesi ( $R_{jb}$ ), fay tipi vb. gibi) içermediği için nihai veri tabanına dahil edilmemiştir. Sonuç olarak, bu çalışma kapsamında başta seçilen 4,953 ivme kaydından, 4,134'ü kullanılmıştır. Farklı zaman aralıklarına sahip bu ivme-zaman kayıtlarının bir arada değerlendirilmesi için, ortak bir zaman aralığı kullanılması gerekmektedir. Bu sebeple, tüm kayıtlara önce 25 Hz köşe frekansına sahip bir düşük geçiş filtresi (4. dereceden Chebyshev) uygulanmış, ardından kayıtlar 0.02 saniyelik zaman aralığı ile yeniden örneklenmiştir (burada Liu vd. (2001) çalışması ile uyumlu bir değerlendirme



yapılmıştır). Bu ve diğer veri tarama ve işleme detayları Altıncı (2019)'da tartışılmış olup, burada tekrar edilmeyecektir. Bu doğrultuda oluşturulan veri tabanına ait istatistiksel dağılımlar Tablo 1'de özetlenmiştir.

Tablo 1. Veri tabanına ait istatistikler

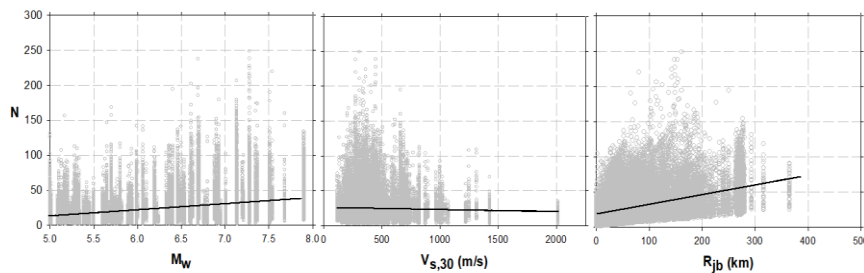
Data		%	Data		%	Data		%
$M_w$			$V_{s,30}$ (m/s)			$R_{jb}$ (km)		
5.0 – 5.5	42	28	0 – 250	541	13	0 – 100	3311	76.8
5.5 – 6.0	47	31	250 – 500	2849	69	100 – 200	579	13.4
6.0 – 6.5	22	15	500 – 750	564	14	200 – 300	232	5.4
6.5 – 7.0	24	16	750 – 1000	100	2	>300	12	0.4
7.0 – 7.5	11	7	>1000	80	2			
7.5 – 8.0	4	3						

Oluşturulan veri tabanı, 1935 Helena, Montana Depremi ( $M_w=6.0$ ) gibi görece tarihsel olanlardan başlayıp, daha yakın dönemde gerçekleşen 2002 Denali, Alaska Depremi ( $M_w=7.9$ ) gibi olaylara kadar uzanmaktadır.  $M_w$  değerleri, 5.0 ile 7.9 arasında değişmektedir. Veriler,  $R_{jb}$  mesafelerinin 0 ile 365 km arasında değiştiği ve  $V_{s,30}$  değerlerinin 116 ile 2016 m/s arasında olduğu istasyonlardan alınmıştır. PEER veri tabanında  $R_{jb}$  verisinin eksik olduğu kayıtlar için ise, Boore ve Atkinson'un (2008)  $M_w < 6.0$  depremler için geçerli önerileri doğrultusunda, bu değerlerin episentral mesafe ile eşit olduğu kabul edilmiştir.

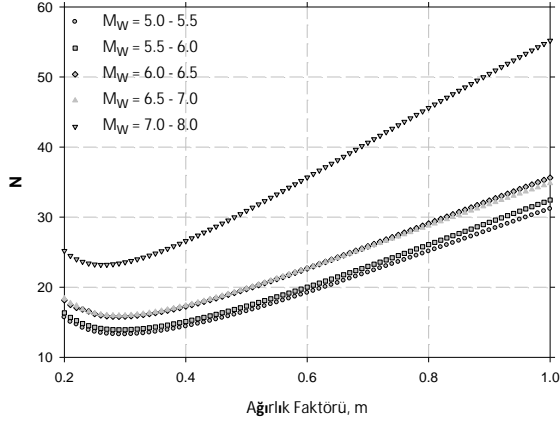
Oluşturulan bu veri tabanında yer alan ivme-zaman kayıtları için, bir hesap makrosu kullanılarak, Seed vd. (1975) tarafından geliştirilen ve Liu vd. (2001) tarafından da kullanılan prosedür takip edilerek eşdeğer çevrimsel gerilme sayıları belirlenmiştir. Bu eşdeğer çevrimsel gerilme sayıları, 0.2, 0.25, 0.3, 0.37, 0.41, 0.45, 0.5, 0.55, 0.6, 0.65, 0.7, 0.75, 0.8, 0.85, 0.9, 0.95 ve 1.0 olmak üzere toplam onyediy farklı "m" değeri için hesaplanmıştır. Bu değerlerden, 0.37, 0.41 ve 0.5 olan "m" değerleri, Liu vd. (2001) tarafından gerçekleştirilen çalışma ile doğrudan karşılaştırmalar yapılmasını sağlamak amacıyla özel olarak seçilmiştir. Sonuç olarak, Altıncı (2019) ve Çetin vd. (2020) çalışmalarında detaylı olarak dokümanite edildiği üzere, oluşturulan veri tabanı 70,278 adet N değerini içermektedir.

### 3. VERİTABANI DAĞILIMLARININ YORUMLANMASI

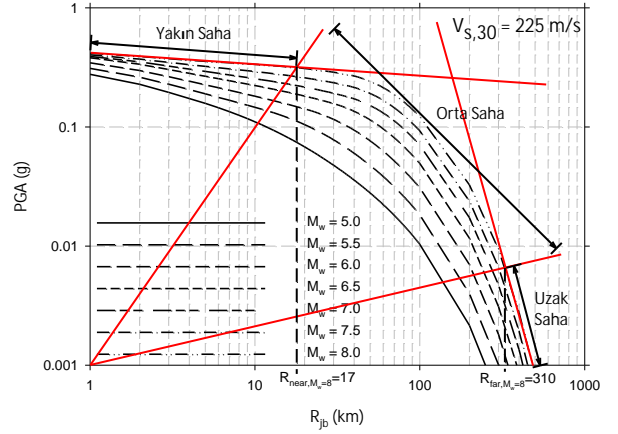
Şekil 3'ten de takip edilebileceği üzere, geniş bir dağılıma sahip olmasına karşın, N değerleri,  $M_w$  ve  $R_{jb}$  ile birlikte artmakta,  $V_{s,30}$  değerleri arttıkça ise hafifçe azalmaktadır. N değerlerinin "m" ile değişimini göstermek için ise, aynı "m" değerine karşılık gelen ortalama N değerleri, farklı  $M_w$  değerleri için Şekil 4'te gösterilmiştir. Şekil 4'ten takip edilebileceği üzere, m değerleri 1.0'dan 0.25'e düştüğünde, N-değerleri tutarlı ve lineer bir şekilde azalmakta, m değerleri 0.25'ten 0.2'ye düştüğünde ise bir artış gözlemlenmektedir. Bu iki farklı ve tutarsız ilişki nedeniyle,  $m < 0.25$  olan veriler çalışma kapsamından hariç tutulmuştur. Bu doğrultuda, veri noktalarının sayısı toplamda 66,144'e düşürülmüştür.

Şekil 3.  $M_w$ ,  $V_{s,30}$ , ve  $R_{jb}$  değerlerinin N ile değişimi

Mevcut verilerin ilk incelemeleri, kaynak mesafesinin N üzerindeki etkilerinin, saha etkileriyle etkileşimli olduğunu ortaya koymaktadır. Bu etkiler,  $M_w$ ,  $V_{s,30}$  ve  $R_{jb}$  parametrelerinin ayrı ve bağımsız olarak kullanımıyla ilişkilendirilememiştir. Bu sebeple, bu etkinin dikkate alınması için, normalize edilmiş kaynak mesafesi terimleri,  $R_{far}$  ve  $R_{near}$ , (Boore ve Atkinson (2008) çalışmasına benzer şekilde) geliştirilmiştir. Şekil 5'te gösterildiği ve Denklem 4 ve 5'te ifade edildiği üzere,  $R_{near}$  ve  $R_{far}$  terimlerinin  $M_w$  ve  $V_{s,30}$  değerlerinin bir fonksiyonu olarak ifade edilmiştir. Bu terimlerin amacı, "yakın saha", "orta saha (geometrik yayılma)" ve "uzak saha (plastik sönümleme)" bölgelerini tanımlamaktır.



Şekil 4. N değerlerinin m ve  $M_w$  ile değişimi

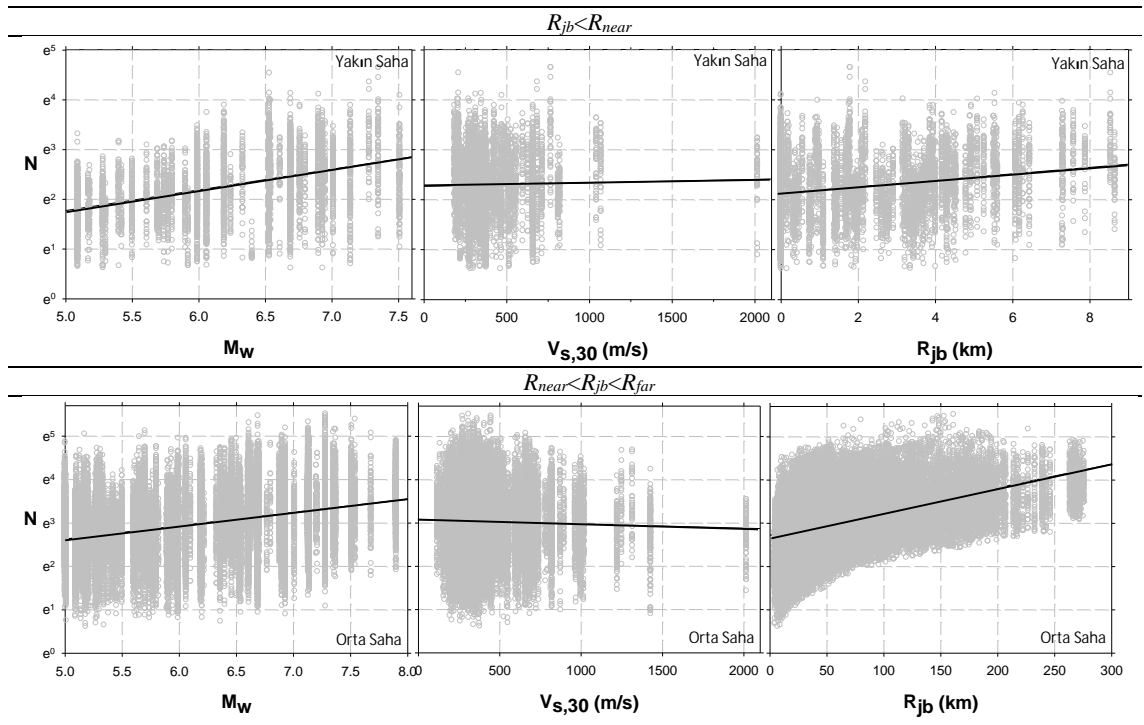


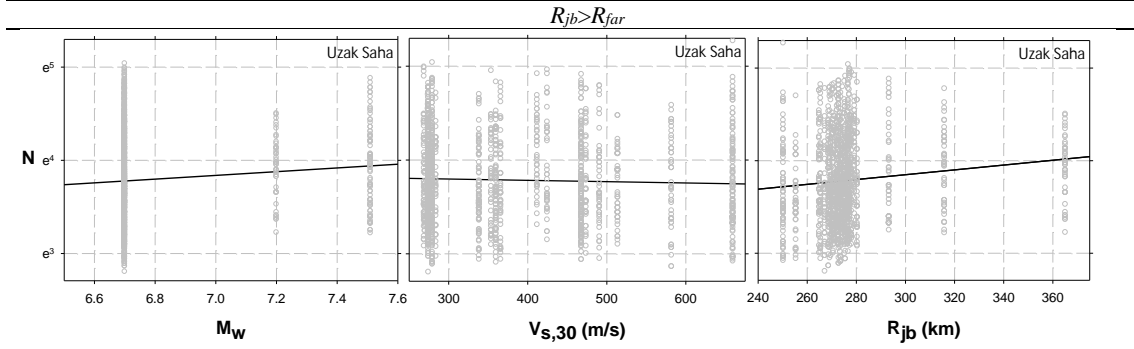
Şekil 5. Maksimum yüzey ivme (PGA) değerlerinin değişiminin  $R_{jb}$  ile ilişkisi (yakın, orta ve uzak saha sınırları ile birlikte)

$$R_{near} = 0.5 * e^{\frac{2.37 * M_w}{\ln(V_{s,30})}} \quad (4)$$

$$R_{far} = 85 * e^{\frac{0.4 * M_w}{\ln(V_{s,30})}} \quad (5)$$

Bu iki terimden faydalanarak, elde edilen N değerleri Şekil 6'da gösterildiği gibi,  $R_{jb} \leq R_{near}$ ,  $R_{near} < R_{jb} < R_{far}$  ve  $R_{jb} \geq R_{far}$  olarak sınıflandırılmıştır.





Şekil 6. N değerlerinin  $M_w$ ,  $V_{s,30}$  ve  $R_{jb}$  değerlerine göre, yakın, orta ve uzak sahalar için değişimi

Şekil 6, N ile  $V_{s,30}$  arasındaki eğimin, yakın sahalar ( $R_{jb} < R_{near}$ ) için nerdeyse düz olduğunu,  $R_{jb}$  değerinin  $R_{near}$  ile  $R_{far}$  arasında olduğu veya  $R_{far}$ 'dan büyük olduğu sahalar için ise eğimin hafifçe azaldığını açıkça göstermektedir. Bu gözlem, saha ve kaynak etkilerinin daha iyi değerlendirilmesi için normalize edilmiş mesafe terimlerinin yanı sıra normalize edilmemiş  $R_{jb}$  mesafe parametresinin kullanılmasının gerekliliğini ortaya koymuştur. Kısaca tartışılan bu genel gözlemsel eğilimlerden faydalanarak, ilerleyen kısımda önerilen fonksiyonel formlar geliştirilmiş olup, bunlara ait detaylar bir sonraki bölümde ele alınacaktır.

#### 4. PERFORMANSA DAYALI YARI AMPİRİK MODELİN GELİŞTİRİLMESİ

Olasılıksal bir model geliştirmedeki ilk adım, problemin temel parametrelerini kapsayan bir limit durum (matematiksel) ifadesi geliştirmektir. Limit durum fonksiyonunun modeli genel olarak  $g = g(x, \Theta)$  formundadır; burada x tanımlayıcı parametreler kümesini ve  $\Theta$  bilinmeyen model parametreleri kümesini temsil etmektedir. Bu doğrultuda; i) gözlemsel veri tabanı eğilimleri, ii) hassasiyet çalışmalarının sonuçları ve iii) Liu vd. (2001) tarafından geliştirilen fonksiyon temel alınarak, Denklem 6'da sunulan matematiksel model geliştirilmiştir.

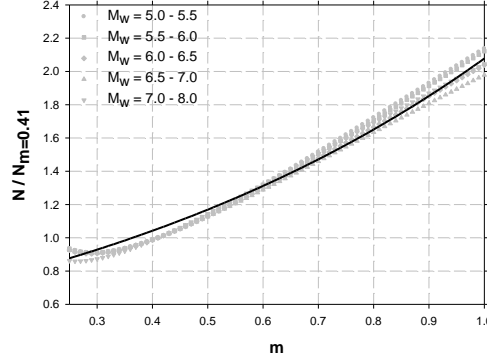
$$g(N, M_w, m, R_{jb}, V_{s,30}) = \ln(N) - \ln(f_1(M_w) * f_2(m) - f_3(R_{jb}, R_{near}, R_{far}, V_{s,30}) + f_4(R_{jb}) - f_5(X, Y, \theta, \phi)) + \varepsilon \quad (6)$$

burada  $f_1(M_w)$  fonksiyonu,  $M_w$  değerlerinin N üzerindeki etkisini ifade etmektedir ve Liu vd. (2001) tarafından önerildiği şekli ile Denklem 7'de verilmiştir.

$$f_1(M_w) = \frac{\left( \frac{\exp(\theta_1 + \theta_2(M_w - M_w^*))}{10^{1.5M_w + 16.05}} \right)^{\frac{1}{3}}}{4.9 * 10^6 \beta} \quad 5.0 \leq M_w \leq 8.0 \quad (7)$$

burada  $\theta_1$  ve  $\theta_2$  model sabitlerini,  $\beta$  kaynak bölgesindeki kayma dalgası hızını (genellikle 3.2 km/s olarak kabul edilmiştir) ve  $M_w^*$ , maksimum olasılık değerlendirmesi ile belirlenecek, referans moment büyüklüğünü göstermektedir. Bu parametrenin  $M_w$  ile olan ilişkisinin belli edilebilmesi amacıyla, bu parametrenin  $\theta$  yerine  $M_w^*$  olarak adlandırılması tercih edilmiştir. Denklem 6'da verilen fonksiyonel formun seçimi, teorik sismik kaynak modellerine dayanmaktadır; bu modeller, kaynak süresinin Fourier genlik kaynak spektrumundaki köşe frekansı ile ters orantılı olduğunu önermektedir. Bu ve diğer konular Liu vd. (2001) tarafından tartışılmış olup, burada tekrar edilmeyecektir.  $f_2(m)$  fonksiyonu ise, N'nin ağırlık faktörü olan "m" ile ilişkisini göstermektedir. Bu fonksiyonun geliştirilmesi amacıyla,  $m=0.41$  değerine göre normalize edilmiş N değerleri ( $N_{m=0.41}$ ) hesaplanmış ve değişimi Şekil 7 kapsamında sunulmuştur. İlgili şekilden de takip edilebileceği üzere, ilişkinin Denklem 8 kapsamında sunulduğu gibi üstel bir fonksiyona bağlı olduğu görülmektedir.

$$f_2(m) = \theta_3 * \exp(\theta_4 * m) \quad 0.25 \leq m \leq 1.0 \quad (8)$$



Şekil 7. Normalize N değerleri ile m değerlerinin farklı deprem büyüklüklerine göre değişimi

$f_3(R_{jb}, R_{near}, R_{far}, V_{s,30})$  fonksiyonu ise, saha ve mesafe değişkenlerinin dikkate alındığı bağıntıdır ve Denklem 9 kapsamında sunulmuştur.

$$f_3(R_{jb}, V_{s,30}) = (\theta_5 * R_{NDI}^{\theta_6} + \theta_7) * V_{s,30} \quad 120 \leq V_{s,30} \leq 2000 \text{ m/s} \quad (9)$$

Denklem 10'da verilen normalize edilmiş mesafe indeksi ( $R_{NDI}$ ) parametresi, N üzerindeki yakın saha, orta veya uzak saha etkilerinin dikkate alınabilmesi amacıyla geliştirilmiştir.

$$R_{NDI} = \begin{cases} \theta_9 * \frac{R_{jb}}{R_{near}} & R_{jb} \leq R_{near} \\ \theta_9 + (\theta_{10} - \theta_9) * \frac{(R_{jb} - R_{near})}{(R_{far} - R_{near})} & R_{near} < R_{jb} < R_{far} \\ \theta_{10} * \frac{R_{jb}}{R_{far}} & R_{far} \leq R_{jb} \end{cases} \quad (10)$$

Denklem 5 kapsamında sunulan  $f_4(R_{jb})$ , bağımsız bir saha-kaynak mesafe parametresidir. Çeşitli matematiksel ifadelerin denenmesinden sonra, daha iyi sonuç verdiği görülen ve son hali Denklem 11 kapsamında sunulan fonksiyonel forma çevrilmiştir.

$$f_4(R_{jb}) = \begin{cases} 0 & R_{jb} \leq 1 \text{ km} \\ \theta_8 * \log(R_{jb}) & 365 \geq R_{jb} > 1 \text{ km} \end{cases} \quad (11)$$

Somerville vd. (1997), yakın alan olarak sınıflandırılan bölgelerde depremin süresinin, fay kırılması doğrusallığı etkileri nedeniyle azaldığını belirtmişlerdir. Yakın alan olarak sınıflandırılan bölgelerde ( $R_{jb} \leq R_{near}$ ), kırılma doğrusallığı etkileri N üzerinde  $f_5$  fonksiyonu ile dikkate alınmış ve Denklem 12'de verilmiştir. Bu terim, Somerville vd. tarafından tanımlanan, doğrultu ve eğim kayma parametrelerinin fonksiyonları olarak tanımlanmıştır.

$$f_5(X, Y, \theta, \phi) \begin{cases} 0, & R_{jb} > R_{near} \\ \begin{cases} \theta_{14} + \theta_{15} * X * \cos\theta, & \text{strike-slip} \\ \theta_{16} + \theta_{17} * Y * \cos\phi, & \text{dip-slip} \end{cases} & R_{jb} \leq R_{near} \end{cases} \quad (12)$$

Bu fonksiyonel formların yanı sıra, önerilen modele, N üzerinde etkisi olabilecek ve bu çalışma kapsamında dikkate alınmamış bazı ilave parametrelerin bulunabileceği ve/veya uyarlanan matematiksel ifadenin ideal fonksiyonel forma sahip olmayabileceğini hesaba katmak amacıyla, rastgele bir model düzeltme terimi ( $\epsilon$ ) eklenmiştir.  $\epsilon$ 'nin sıfır ortalama ile normal bir dağılım izlediğini varsaymak makul bir yaklaşım olacaktır; ancak,  $\epsilon$ 'nin standart sapması,  $\sigma_\epsilon$ , bilinmemekte olup, tahmin edilmesi gerekmektedir. Çalışma kapsamında elde edilen veri yayılmalarının  $R_{jb}$ 'nin artışıyla azaldığı gözlemlenmiştir. Bu nedenle, model belirsizliğinin  $R_{jb}$ 'nin bir fonksiyonu olarak oluşturulması uygun bulunmuştur (Denklem 13).

$$\sigma_\epsilon = \frac{1}{R_{jb}^{\theta_{11} + \theta_{12}}} \quad (13)$$

Detayları önceki bölümlerde sunulan fonksiyonlarda yer alan model sabitleri, maksimum olasılık yöntemi kullanılarak hesaplanmış ve Tablo 2 kapsamında özetlenmiştir.

Tablo 2. Model sabitlerinin özeti

Model Sabitleri																	$\Sigma lh$																
$\theta_1$	$\theta_2$	$M_w^*$	$\theta_3$	$\theta_4$	$\theta_5$	$\theta_6$	$\theta_7$	$\theta_8$	$\theta_9$	$\theta_{10}$	$\theta_{11}$	$\theta_{12}$	$\theta_{13}$	$\theta_{14}$	$\theta_{15}$	$\theta_{16}$	$\theta_{17}$	$\sigma_\epsilon$															
2.17893	$\pm 0.0100$	2.18316	$\pm 0.0100$	5.68	$\pm 0.0041$	0.75088	$\pm 0.0022$	1.62563	$\pm 0.0045$	0.00858	$\pm 0.000086$	0.11767	$\pm 0.001037$	0.00309	$\pm 0.000029$	6.50036	$\pm 0.0284$	0.00011	$\pm 0.000042$	0.00024	$\pm 0.000068$	0.00010	$\pm 0.001324$	0.75677	$\pm 0.0013$	-0.00616	$\pm 0.0309$	-0.01569	0.32111	0.18202	-0.23572	0.58	-58,273

Bu çalışma kapsamında önerilen model, 66,144 veri noktası kullanılarak geliştirilmiş olup,  $m$  değerlerinin  $0.25 \leq m \leq 1.0$  aralığında sürekli değişimi için geçerli tek bir model katsayı setine sahiptir. Önerilen modelin  $\mu_{\text{rezidüel}}$ ,  $\sigma_{\text{rezidüel}}$ ,  $R^2$  ve  $\Sigma lh$  değerleri sırasıyla 0.022, 0.58, 0.30 ve -58,273 olarak hesaplanmıştır. Önerilen modelin tahmin performansı incelendiğinde, modelin ortalama hatalarının %2.2'den az olduğu görülmektedir. Bu ortalama hata,  $m$  değerlerinin  $0.25 \leq m \leq 1.0$  aralığında sürekli değişimi ve tüm veri tabanı için geçerli olacak şekilde ve standart sapması 0.58 olarak hesaplanmıştır.  $R^2$  değeri ise, önceki çalışmalara kıyasla önemli ölçüde artarak, 0.3 değerine yükseltilmiştir.

## 5. SONUÇ VE ÖNERİLER

Sismik zemin sıvılaşması tetiklenmesi ve performans değerlendirmelerinde, tekrarlı kayma yüklemesinin süresinin oluşan birim deformasyon veya boşluk suyu basıncı artışı üzerindeki önemi uzun zamanda bu yana bilinmektedir. Bunlar, i) kum örnekleri üzerinde gerçekleştirilen laboratuvar deneyleri doğrultusunda geliştirilen, eş-gerilme veya eş-aşırı boşluk suyu basıncı oranına dayalı, CSR ile çevrim sayısı eğrileri arasındaki karşılaştırmalara dayanan araştırmaları ve ii) sıvılaşan ve sıvılaşmayan sahalardan derlenen geçmiş vaka örneklerinin istatistiki olarak değerlendirildiği çalışmaları içermektedir. Vaka örneklerine dayalı çalışmalar genellikle deprem büyüklüğünü esas alırken, deneysel çalışmalarda ise eşdeğer üniform (düzenli) çevrim sayısı kavramı kullanılmaktadır. Bu farklı araştırma yöntemlerinden elde edilen bulgular değerlendirilirken ya deprem tesiri ile meydana gelen düzensiz gerilme çevrimlerinin eşdeğer üniform gerilme çevrimlerine dönüştürülmesi (ya da tercih edilen yöntemle göre bunun tam tersi) gereklidir. Sıvılaşma tetiklenmesi değerlendirmeleri için dönüştürme prosedürü, değişken genliklere sahip kayma gerilmesi döngülerinin eşdeğer sayısını, maksimum kayma gerilmesi amplitüdünün %65'inde 1 sabit döngüye kıyasla belirlemeyi içerir. Seed vd. (1975), Liu vd. (2001), ve farklı araştırmacılar N'yi değerlendirmek için ilişkiler önermiştir. Bu çalışmaların eleştirel bir gözle incelenmesi şu bulguları ortaya koymuştur: i) artan sayıda deprem verisi, düzensiz deprem kayıtlarının, eşdeğer çevrimsel gerilme döngülerine dönüştürülmesini geliştirilmiş bir şekilde değerlendirmeyi mümkün kılmaktadır, ii) Cetin ve Bilge (2012) tarafından sunulan bulgulara dayanarak, ağırlık faktörlerinin ( $m$  değerleri) gerilme, birim deformasyon ve yoğunluk durumlarına bağlı olduğu bilinmektedir, iii) bu ağırlık faktörleri, önceki çalışmalarda ele alınanlardan çok daha geniş aralıklarda değişmektedir. Bu bulgulardan ilham alarak, eşdeğer çevrimsel gerilme sayısının tahmini için yarı-ampirik olasılık bazlı bir model önerilmiştir. Modelin tüm detayları (model sabitleri, kullanım sınırları gibi) Denklem 14'te sunulmuştur. Önerilen modelin tahminleri, tüm veri tabanı için %2.2'den daha az ortalama hata ile sonuçlanmış olup,  $m$ 'nin 0.25 ile 1.0 arasındaki sürekli varyasyonu için geçerlidir. Sonuçların standart sapması 0.58 olarak hesaplanmış ve genel  $R^2$  değeri önceki tahmin modellerine kıyasla 0.3 olarak önemli ölçüde iyileşmiştir.



$$\ln(N) = \ln(f_1(M_w) * f_2(m) - f_3(R_{jb}, R_{near}, R_{far}, V_{s,30}) + f_4(R_{jb}) + f_5(X, \theta, Y, \phi) - 0.00616) \pm \sigma_\varepsilon$$

$$f_1(M_w) = \frac{((\exp(2.17893 + 2.18316(M_w - 5.68)))/10^{1.5M_w+16.05})^{-\frac{1}{3}}}{4.9 * 10^6 \beta} \quad 5.0 \leq M_w \leq 8.0$$

$$f_2(m) = 0.75088 * \exp(1.62563 * m) \quad 0.25 \leq m \leq 1.0$$

$$f_3(R_{jb}, R_{near}, R_{far}, V_{s,30}) = (0.00858 * R_{NDI}^{0.11767} + 0.00309) * V_{s,30} \quad 120m/s \leq V_{s,30} \leq 2000m/s \quad (14)$$

$$f_4 = (R_{jb}) = \begin{cases} 0 & R_{jb} \leq 1km \\ 6.50036 * \log(R_{jb}) & 365 km \geq R_{jb} \geq 1km \end{cases}$$

$$f_5(X, \theta, Y, \phi) = \begin{cases} 0, & R_{jb} > R_{near} \\ -0.01569 + 0.32111 * X * \cos\theta, \text{strike} - \text{slip} & R_{jb} \leq R_{near} \\ 0.18202 - 0.23572 * Y * \cos\phi, \text{dip} - \text{slip} & R_{jb} \leq R_{near} \end{cases}$$

## 6. REFERANSLAR

- Seed, H. B., Lee, K. L. (1966). Liquefaction of saturated sands during cyclic loading. J. Soil Mech. Found. Div., 92(6), 105-134.
- Seed, H. B., Idriss, I. M. (1967). Analysis of soil liquefaction: Niigata earthquake. J. Soil Mech. Found. Div., 93(3), 83-108.
- Seed, H. B. (1976). Evaluation of soil liquefaction effects on level ground during earthquakes. Liquefaction problems in geotechnical engineering, Preprint 2752, Proc., ASCE Annual Convention and Exposition, Philadelphia, 1-104.
- Seed, H. B., Tokimatsu, K., Harder, L. F., Chung, R. M. (1984). "The influence of SPT procedures in soil liquefaction resistance evaluations." Earthquake Engineering Research Center Rep No. UCB/EERC-84/15, Univ. of CA at Berkeley, October 1984.
- Cetin, K. O., Bilge, H. T. (2012). Performance-Based Assessment of Magnitude (Duration) Scaling Factors. J. Geotechnical and Geoenvironmental Eng., ASCE, 138, 324-334.
- DeAlba, P., Chan, C., Seed, H. B. (1975). Determination of soil liquefaction characteristics by large-scale tests. Rep. No. EERC 75-14, Ear. Eng. Res. Cen., Univ. of CA, Berkeley, CA.
- Lee, K. L., Chan, K. (1972). Number of equivalent significant cycles in strong motion earthquakes. Proc. of the Inter. Conf. on Mic. for S. Const. Res. and App., pp. 609-627.
- Seed, H. B., Idriss, I. M., Makdisi, F., Banerjee, N. (1975). Representation of, irregular stress time histories by equivalent uniform stress series in liquefaction analysis. Rep. No. EERC75-29, Earthquake Eng. Res. Cent.r, College of Eng., Univ. of CA, Berkeley, CA.
- Idriss, I. M. (1997). Evaluation of liquefaction potential and consequences: Historical perspective and updated procedure. Presentation Notes, 3rd Short Course on Evaluation and Mitigation of Earthquake Ind. Liquefaction Hazards, San Francisco.
- Liu, A. H., Stewart, J. P., Abrahamson, N. A., Moriwaki, Y. (2001). Equivalent number of uniform stress cycles for soil liquefaction analysis. J. G. Geo. En., 127(12), 1017-1026.
- Altinci, E. (2019). Performance based assessment of equivalent uniform cyclic stress scheme, MS Thesis, Dept. of Civ. Engrg., Middle East Technical University, Ankara.
- Boore, D. M., Atkinson G. M. (2008). Ground-Motion Prediction Equations for the Average Horizontal Component of PGA, PGV, and 5%-Damped PSA at Spectral Periods between 0.01 s and 10.0 s. Earth. Spectra: February 2008, Vol. 24, No. 1, pp. 99-138.
- Cetin, K. O., Altinci, E., Bilge, H. T. (2020). A dataset for performance-based assessment of number of equivalent uniform stress cycles. Men. Data, V2.
- Somerville, P.G., Smith, N.F., Graves, R.W., Abrahamson, N.A. (1997). Modification of empirical strong ground motion attenuation relations to include the amplitude and duration effects of rupture directivity. Seism. Res. Letters, 68(1), 199222.

