



도로기초 지반재료의 회복변형 및 응력의존 예측

Prediction of Resilient Deformation and Stress-Dependent Behaviors on Geomaterials in Pavement Foundation

박 성 완* 황 규 영**
Park, Seong-Wan Hwang, Kyu Young

Abstract

Resilient deformation characteristics on unbound pavement materials have been adopted for design and nonlinear analysis of pavement structure under traffic loadings. However, relatively few studies have been done on the nonlinear resilient behavior of unbound pavement materials in Korea. In addition, only the limited information is available for estimating the resilient modulus values on unbound materials. In this study, a laboratory resilient-deformation test under repeated loadings is performed in order to find a proper constitutive model that correlates the resilient modulus with stress state from field condition. Finally, a finite element analysis is conducted for evaluating the nonlinear characteristics of unbound materials, and the pavement performance respectively.

Keywords : resilient deformation, stress-dependent, geomaterials, pavement foundation

요 지

교통하중하의 포장구조체에 대한 설계나 비선형해석에 있어 도로하부재료의 회복변형특성이 활용되고 있으나 국내에서는 관련연구가 매우 미진한 실정이다. 또한 매우 제한적인 범위의 자료만이 회복탄성계수를 추정하는데 활용되고 있어 본 연구에서는 도로기초 지반재료인 보조기층과 노상토를 대상으로 비선형특성을 파악하기 위한 반복재하 회복탄성계수 시험을 실시하였다. 또한 이를 토대로 응력조건을 고려한 회복탄성계수 예측모델과 적합한 응력의존 모델을 결정하고 이를 이용하여 유한요소 해석방법을 활용하여 포장체 및 도로하부 지반재료에 대한 거동을 파악하였다.

핵심용어: 회복변형, 응력의존, 입상재료, 도로기초

* 정회원 · 단국대학교 토목환경공학과 조교수 · 공학박사

** 정회원 · 단국대학교 토목환경공학과 박사과정



1. 서론

기존의 도로포장 설계방식은 포장표층의 두께가 포장공용성에 관계한다는 것이었으나, 현재까지 분석된 포장의 공용성을 보면 많은 포장체들이 재료의 두께에 직접적으로 관계되기보다는 포장구조체의 역학적 특성들과 직접적으로 관계한다는 것이 밝혀졌다. 이러한 이유로 현재 도로포장 설계법은 세계적으로 역학적-경험적(mechanistic-empirical)인 방식으로 전환하는 추세에 있다. 이에 도로의 기초지반분야에서도 역학적인 접근방식으로 보조기층과 노상토의 역학적 지반재료상수와 응력-변형률모형, 그리고 이방성 해석 등이 고려되고 있는 실정이나 국내에서의 연구는 거의 전무한 실정이다. 그 중 도로기초 재료의 회복탄성계수(resilient modulus)는 차량하중의 반복재하조건에서 유발되는 재료의 응력-변형상태를 반영한 특성치로, 역학적인 포장설계 및 해석에 기본이 되는 입력물성이며 도로의 특성을 가장 합리적으로 반영할 수 있는 물성치로 평가되고 있다.

특히 도로포장체 하부기초를 구성하는 보조기층 및 노상토의 역학적 특성치들은 포장구조체의 종합적인 구조적 적정성 및 상태를 파악하는데 있어서 매우 중요하다. 실제로 포장하부기초의 설계상수로 사용되는 회복탄성계수는 반복하중재하시 매우 비선형적이며 응력의 수준에 따라서 각기 다른 거동을 하는 것으로 알려져 있다(건설교통부, 2002; 한국도로공사, 1997; Brown, 2001). 또한 포장체 각각의 재료요소들이 응력과 변형에 의존하므로, 포장층 내 수평 및 수직 회복탄성계수 및 포아송비의 변동도 해석시에 고려되어야 한다. 그러나 현재까지 국내 도로기초 지반재료로서의 역학적 특성치에 관한 충분한 자료가 확보되지 못한 상황이고 시험으로 획득한 도로기초 지반재료의 거동예측과 해석적인 모형화 및 공용성 관련 연구 또한 미미하여 추가적인 연구가 필요한 실정이다.

따라서 본 연구는 국내 도로기초 재료인 보조기층과 풍화계열 노상토의 응력-변형률 해석을 위한 반복재

하 회복변형시험을 실시하고, 해석모형들을 체계적으로 분석하여 우리 실정에 적합한 해석모형 및 재료상수의 범위를 파악하고자 한다. 또한, 국내 도로기초 재료의 특성 등을 반영한 역학적 분석기법을 통하여 선정된 재료의 구성모형으로 적정한 해석기법을 제안하고 각 고려 변수들에 대한 영향을 평가하여 국내 도로기초 및 입상지반재료의 해석과 시험자료로 활용하고자 한다.

2. 회복탄성계수의 개념 및 영향요소

차량의 운하중이 도로포장체에 작용하면 다양한 응력의 변화와 그에 따른 변형이 발생한다. 이러한 운하중이 작용하게 되면 포장하부층 내부의 한 요소에는 상부포장체에 의한 구속응력뿐만 아니라 운하중에 의한 반복적인 축차응력이 발생하게 된다. 이러한 반복적인 축차응력을 지속적으로 경험하게 되면 포장하부의 한 요소는 탄성변형과 회복이 반복되게 되고 하중의 반복횟수가 증가함에 따라 소성변형도 누적되게 된다. 반복재하횟수가 어느 정도 이상 증가하게 되면 소성변형보다 회복변형률이 지배적으로 나타나게 되는데, 이때의 응력-변형률 곡선의 기울기를 회복탄성계수라고 정의하며 식 (1)과 같이 표현된다.

$$M_R = \frac{\sigma_d}{\epsilon_r} \quad (1)$$

여기서, σ_d : 반복축차응력
 ϵ_r : 회복변형률

노상토 및 보조기층의 회복탄성계수에 대한 영향요소는 함수비, 입도분포, 간극비 등에 의한 흙의 특성에 관한 요소와 응력조합, 하중반복횟수, 변형률의 크기 등에 의한 하중재하조건으로 나눌 수 있다. 이 중에서 함수비의 변동에 따라 회복탄성계수는 크게 변화하는 경향을 나타내는데, 일반적으로 함수비가 증가하면 회복탄성계수는 감소하며 그 변화의 크기



는 흙의 종류나 분류에 따라 다르게 된다. 또한, 포장체에 작용하는 축차응력이나 구속응력의 변화는 노상토의 회복탄성계수에 많은 영향을 미치는데, 조립토에서는 구속응력의 영향을 크게 받고 세립토에서는 축차응력의 영향을 더 크게 받는다(FHWA, 2000).

3. 회복변형시험 및 결과

3.1 시료 및 시험조건

본 연구에서는 차량 반복하중에 의한 입상재료의 회복변형 거동의 측정을 위해 다양한 함수비, 응력상태와 밀도에 따라 중부내륙고속도로 내 시험도로(KHC test road)의 보조기층, 노상토와 경기도 화성지역 도로의 보조기층과 노상토를 대상으로 시험을 실시하였다. 시료에 있어 현장조건을 반영하기 위하여 국내 보조기층 재료의 약 90% 이상인 G계열과 70% 이상 S계열 노상토를 선정하였으며 표 1은 선정된 시료의 기본물성이다.

표 1. 시료의 기본물성

채취장소		시험도로		경기도 화성지역	
구 분		보조기층	노상토	보조기층	노상토
구분기호		GW-1	SW	GW-2	SM
비 중		2.717	2.653	2.703	2.689
소성지수 (%)		NP	NP	NP	6.8
입도 시험 결과	#200통과율(%)	3.38	4.92	7.43	24.3
	#4 통과율(%)	43.09	93.82	38.48	85.30
분류	통일분류	GW	SW	GW	SM
다짐 시험 결과	최적함수비 (%)	5.51	9.42	6.42	15.8
	최대건조밀도 (kN/m ³)	21.58	18.86	23.20	17.74

반복재하식 회복탄성계수 실내시험을 위해 UTM-25 만능시험기를 사용하였고 공시체는 현장 전단다짐의 원리를 이용한 선회다짐기(gyratory compactor)를 활용하여 성형하였다. 본 연구에서는 국내 도로하

부재료의 회복탄성계수 모형 선정을 위하여 함수비, 구속응력, 축차응력, 그리고 밀도 등 4가지에 대한 영향을 고려하여 시험을 수행하였다.

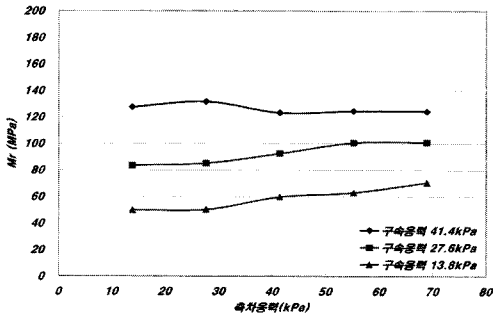
시험도로 및 국내 하부재료의 연중함수비 변화폭은 최적함수비를 기준으로 $\pm 2\%$ 로(박성완 등, 2006) 이를 기준으로 건조축과 습윤축의 함수비 영향을 평가하였으며, 상대다짐도에 따른 영향평가를 위한 조건으로 건설교통부 및 한국도로공사의 시방기준인 상대다짐도 95% 이상으로 고려하여, 최대건조밀도를 기준으로 95%, 98% 그리고 100%로 산정하여 실험을 각각 실시하였다. 또한 하중조건은 미국 AASHTO의 TP46-94 규정을 사용하였으며 1 cycle 마다 0.1초의 하중재하후 0.9초의 휴지기를 가지는 반정현(haversine)파형으로 하중을 재하하였다.

3.2 시험결과

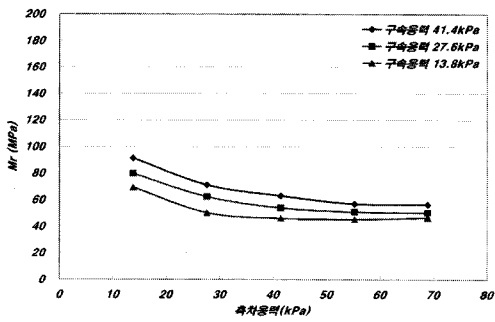
3.2.1 응력조건에 따른 회복탄성계수의 변화

그림 1은 동일한 상대다짐도(100%)와 최적함수비(OMC)일 때 응력조합에 따른 회복탄성계수의 변화를 표현한 것으로 전반적으로 구속응력이 증가할수록 회복탄성계수는 증가하는 경향을 나타내고 있다. 일반적으로 포장하부재료는 축차응력, 구속응력 또는 체적응력의 크기에 따라 회복탄성계수특성이 변화하는데, 이는 회복탄성계수가 응력의존적인 물질치이기 때문이다.

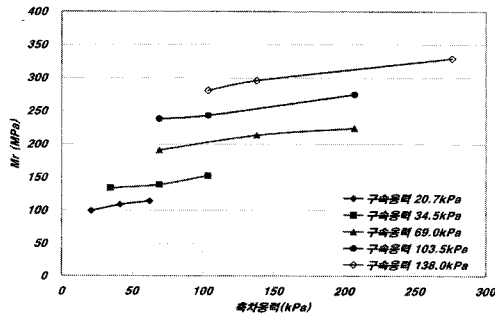
실험결과, SW계열 노상토와 GW계열 보조기층은 축차응력이 커질수록 회복탄성계수가 증가하는 경향을 보여 기존의 연구결과와 유사하게 조립질 모래재료의 특성을 나타내고 있다. 그러나 SM계열 노상토는 세립분 함유량이 24.3%로 함유되어 있어 세립질 재료의 특성과 같이 축차응력이 증가할수록 회복탄성계수는 감소하는 경향을 나타내었다. 결과적으로 국내 보조기층과 노상토 재료의 회복탄성계수는 구속응력뿐만 아니라 축차응력에 대해서도 영향을 받으며 시료의 종류에 따라 응력조합에 따른 회복탄성계수의 변화양상은 상이한 것으로 나타났다. 또한



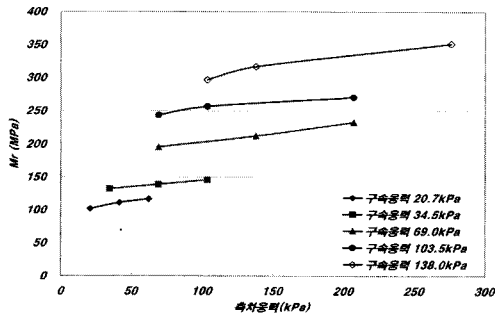
(a) SW노상토



(b) SM노상토



(c) GW-1 보조기층



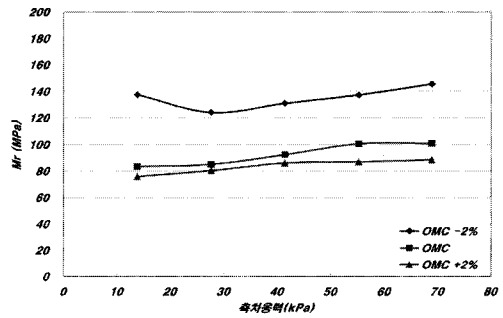
(d) GW-2 보조기층

그림 1. 응력조건에 따른 회복탄성계수의 변화 일례

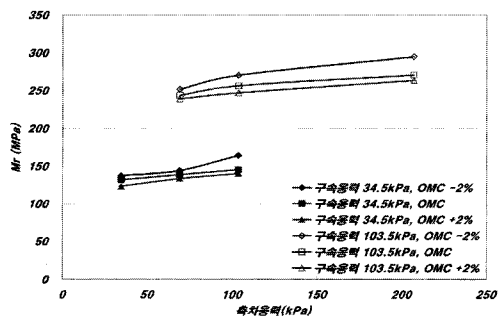
SW와 GW계열인 조립질 재료의 경우, 회복탄성계수의 특성은 축차응력보다는 구속응력의 영향이 큰 반면, SM계열인 세립질 재료의 경우 축차응력의 영향이 구속응력의 영향보다는 다소 큰 것으로 나타났다.

3.2.2 함수비에 따른 회복탄성계수의 변화

그림 2는 동일한 상대다짐도(100%)일 때 구속응력별로 함수비 조건에 따른 회복탄성계수의 변화를 일부 나타낸 것으로, 시험재료 모두 함수비 변화에 대하여 회복탄성계수의 변화가 분명하였으며 함수비가 증가할수록 회복탄성계수는 감소하는 경향을 나타내고 있다. 함수비가 회복탄성계수 특성에 큰 영향을 미치는 영향인자이므로 시공후 계절에 따른 함수비 변화로 인한 영향과 시공단계에서 포장하부구조의 다짐시공을 하는데 필수적으로 고려해야 하는 중요한 영향요소를 알 수가 있다. 실험결과 전반적으로 OMC를 기준으로 건조측에서 회복탄성계수의 변화폭이 다소 큰 차이를 보이는 반면 습윤측에서는 상



(a) SW 노상토 (구속 27.6kPa)



(b) GW-2 보조기층

그림 2. 함수비에 따른 회복탄성계수의 변화 일례



대적으로 작은 회복탄성계수 차이를 나타내어 건조측과 습윤측에서의 회복탄성계수 변화폭이 상이함을 알 수 있었다. 시험결과에서 회복탄성계수의 변화량이 습윤측과 건조측에서 차이를 나타내는 이유는 최적함수비를 기준으로 함수비가 건조측으로 갈수록 모관흡수력이 급격히 증가하고, 습윤측으로 갈수록 완만한 모관흡수력 감소를 나타내는 현상 때문인 것으로 판단된다. 이는 서원석(2005)의 국내 노상토 변형계수 연구와 경향이 일치함을 알 수 있다.

3.2.3 상대 다짐도에 따른 회복탄성계수의 변화

그림 3은 OMC와 각각의 응력조건에서 상대다짐도에 따른 회복탄성계수의 변화를 나타낸 것으로 상대 다짐도가 커질수록 회복탄성계수가 증가하는 경향을 보이는데, 이는 상대다짐도가 증가할수록 흙속의 간극이 줄어들어 골재간의 맞물림 효과로 인한 강도가 증가하여 작용응력에 대한 변형률이 작아짐에 따른 현상으로 판단된다. 앞서 언급한 함수비 및 응

력조건변화에 따른 회복탄성계수의 변화보다는 상대 다짐도 증가에 따른 회복탄성계수의 변화폭은 다소 작은 경향을 나타내었다. 또한 축차응력에 따른 회복탄성계수의 변화는 상대다짐도의 변화와 관계없이 SW, GW계열 재료는 조립질 기반재료의 특성을, SM계열 재료는 세립질 기반재료의 특성을 대표하는 경향으로 나타났다.

4. 회복탄성계수 예측모델의 적용성

4.1 회복탄성계수 모델의 비교평가

응력조건과 회복탄성계수의 관계를 바탕으로 기존에 제시된 각 회복탄성계수 실내시험조건에 따른 회복탄성계수 예측모델들을 표 2와 같이 선정하여 본 연구에서 실험을 실시한 재료종류별 적용성을 평가하였는데, 여러 시험조건들 중에서 상대다짐도 100%, 최적함수비 조건에서의 예측모델에 대한 적용성의 평가결과만을 나타내었다.

표 2. 회복탄성계수 예측모델의 적용성

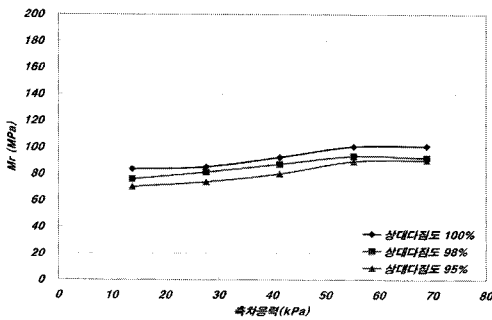
예측모델	모델 계수	보조기층		노상토	
		GW-1	GW-2	SW	SM
$M_R = k_1 \cdot \theta^{k_2}$ Biarez(1962)	k_1	7.176	6.522	1.273	45.791
	k_2	0.583	0.604	0.889	0.051
	R_2	0.990	0.980	0.891	0.007
$M_R = k_1 \cdot \tau_{oct}^{k_3}$ Mossazadeh(1981)	k_1	33.430	32.836	63.624	131.91
	k_2	0.464	0.475	0.116	-0.289
	R_2	0.670	0.645	0.041	0.625
$M_R = k_1 \cdot P_a \times \left(\frac{\theta}{P_a}\right)^{k_2} \cdot \left(\frac{\tau_{oct}}{P_a}\right)^{k_3}$ Uzan(1985)	k_1	889.69	843.77	517.89	267.21
	k_2	0.669	0.717	1.057	0.382
	k_3	-0.093	-0.123	-0.205	-0.404
	R_2	0.996	0.991	0.985	0.964

여기서, θ : 체적응력 ($\theta = \sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3$) (kPa)

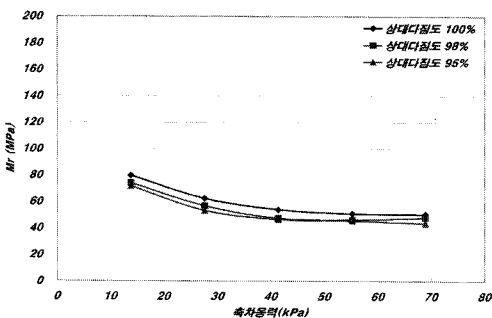
$$\tau_{oct} \cdot \tau_{oct} = \frac{1}{3} \times \sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2} \text{ (kPa)}$$

P_a : 대기압 (100kPa)

$k_1 \sim k_3$: 모델계수



(a) SW 노상토



(b) SM 노상토

그림 3. 상대 다짐도에 따른 회복탄성계수의 변화 일례



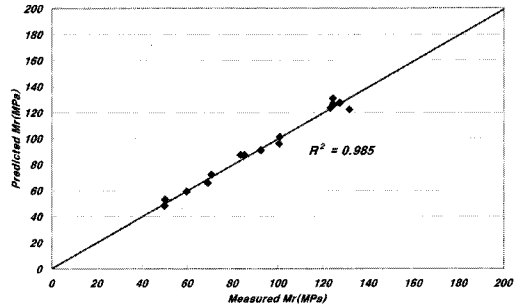
분석결과, SW계열 재료는 체적응력 또는 축차응력 하나만을 변수로 한 모델에서는 체적응력을 고려한 모델이 상대적으로 높은 적합성을 나타내고 있으며, SM계열 재료는 축차응력을 고려한 모델이 상대적으로 높은 상관성을 나타내고 있다. 그러나 SW와 SM 계열 노상토의 회복탄성계수는 체적응력뿐만 아니라 축차응력의 영향도 크게 받고 있어 체적응력과 축차응력의 영향을 동시에 고려할 수 있는 Universal 모델을 활용할 경우 가장 만족스러운 결과를 나타내었다. 또한 GW계열 재료도 Universal 모델을 활용할 경우 가장 만족스러운 결과를 나타내고 있으나, 체적응력만을 고려한 모델에서도 Universal 모델과 유사하게 매우 높은 적합성을 보였다.

국내 노상토의 경우 체적응력 또는 축차응력 하나만을 변수로 한 모델을 적용하면 오차가 크게 발생하기 때문에 모델계수가 증가하여도 적합성이 높은 Universal 모델과 같은 체적응력과 축차응력을 동시에 고려할 수 있는 모델이 적용되어야 할 것으로 판단된다. 또한 보조기층의 경우에는 체적응력만을 고려한 모델을 적용하여도 만족스러운 회복탄성계수 예측을 할 수 있다. 그림 4는 회귀분석한 결과를 토대로 각 재료별로 OMC와 최대 건조단위중량조건에서 실험값과 Universal 모델 예측값을 상호 비교한 결과이다.

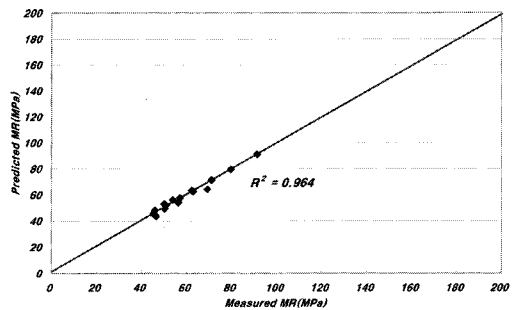
4.2 모델계수의 변화분석

기존 연구 결과에 의하면 Universal 모델의 모델계수 중에서 k_1 은 회복탄성계수를 예측하는데 있어 가장 영향을 많이 미치는 것으로 알려져 있다(Park & Lytton 2004). 그림 5, 6은 각각 재료별 함수비에 따른 모델계수 k_1 의 변화와 상대다짐도에 따른 변화인데, GW, SW, SM계열 재료의 순으로 모델계수 k_1 의 값은 감소하는 경향으로 회복탄성계수의 크기와 유사하게 변화하는 양상을 나타내고 있다.

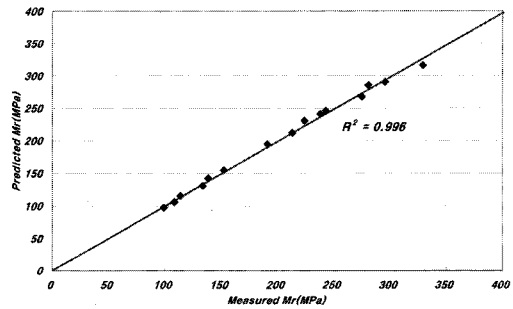
그림 5와 같이 재료의 종류와 관계없이 최적함수비에서 건조축으로 갈수록 모델계수 k_1 은 증가하고



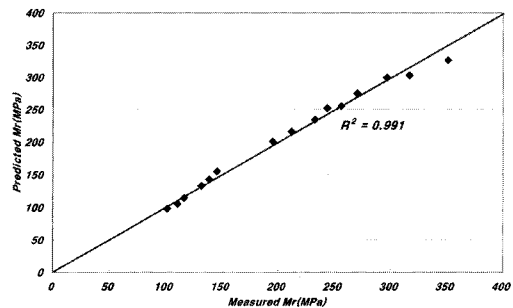
(a) SW노상



(b) SM노상



(c) GW-1 보조기층



(d) GW-2 보조기층

그림 4. 시험결과와 예측결과의 비교



습윤층으로 갈수록 감소하는 경향을 나타내고 있으며, 특히 SW, SM계열의 재료에서는 최적함수비를 기준으로 건조층에서 k_1 의 변화폭이 다소 큰 차이를 보이는 반면 습윤층에서는 상대적으로 작은 k_1 의 변화 차이를 나타내어 그림 2에 나타난 회복탄성계수의 변화경향과 일치하는 것으로 모델계수 k_1 의 변화가 회복탄성계수의 변동에 많은 영향을 미친다는 것을 알 수 있다. 그림 6과 같이 상대다짐도가 증가함에 따라 모델계수 k_1 도 증가하는 경향이었으나, 함수비 변화에 따른 변동보다는 그 영향도가 상대적으로 적은 경향을 나타내었다.

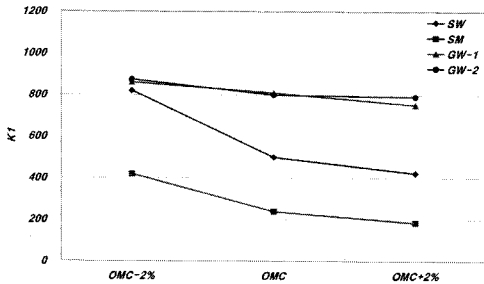


그림 5. 함수비에 따른 모델계수 k_1 의 변화

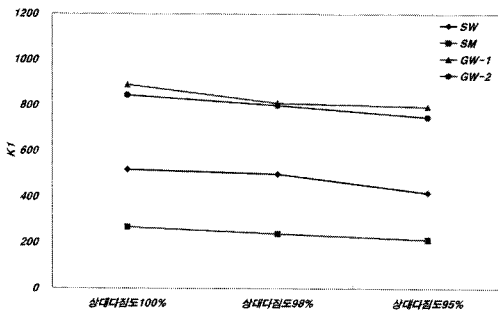


그림 6. 상대 다짐도에 따른 모델계수 k_1 의 변화

그림 7과 8은 모델계수 k_1 과 k_2 , k_1 과 k_3 의 상호 관계를 표현한 것으로 전반적으로 k_1 이 증가할수록 체적응력에 관련된 모델계수인 k_2 는 감소하는 경향이이며 k_1 이 증가할수록 축차응력에 관련된 모델계수인 k_3 는 증가하는 경향을 나타내었다.

그림 7에서 조립질인 GW와 SW계열 재료의 k_2 는 0.6 이상의 값을 나타내며, 세립질인 SM계열의

재료는 0.4 이하의 값을 나타내어 조립질 재료에서 더 큰 k_2 의 값에 의해 체적응력의 변화에 더 민감하게 변화하는 응력경화거동을 나타내며, 그림 8에서 세립질인 SM계열 재료의 k_3 는 -0.35 이하의 낮은 값을 나타내어 조립질인 GW와 SW계열 재료의 k_3 보다는 더 낮은 값으로 축차응력의 변화에 더 민감하게 변화하는 응력연화거동이 지배적인 것을 알 수가 있다.

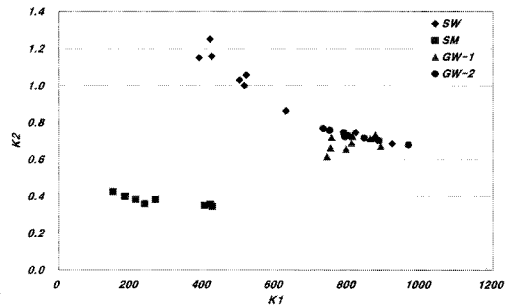


그림 7. 모델계수 k_1 과 k_2 의 관계

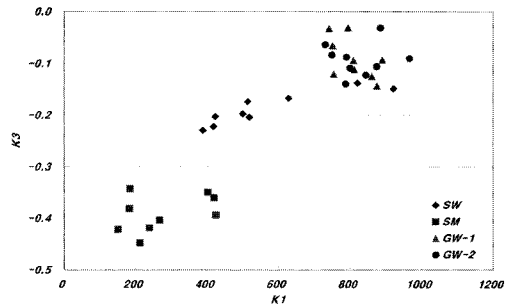


그림 8. 모델계수 k_1 과 k_3 의 관계

표 3은 최대건조단위중량과 최적함수비 조건일 때 미국 FHWA(Richter 2006)에서 제시한 일반적인 모델계수의 범위와 본 연구에서 실시한 시험을 통해 구한 모델계수를 비교한 것으로, 본 연구에서 구한 모델계수는 FHWA에서 제시한 모델계수의 범위 이내에 존재하였으나, GW계열 재료의 모델계수 k_2 는 다소 큰 경향을 나타내었다. 이는 국내 GW계열 재료가 파쇄된 골재로 모난 입형의 재료로 응력경화현상이 일반적인 재료보다는 크게 발생하기 때문인 것으로 판단된다.



표 3. Universal 모델계수 범위 비교

Material	평균 K_1 (범위)	평균 K_2 (범위)	평균 K_3 (범위)
FHWA(Clay)	594 (87~2039)	0.44 (-0.20~0.53)	-0.19 (-0.55~0.30)
FHWA(Silt)	426 (136~838)	0.42 (-0.05~0.66)	-0.23 (-0.57~0.05)
FHWA(Sands)	598 (103~3494)	0.44 (-0.33~0.99)	-0.12 (-0.43~0.89)
FHWA(Gravels)	836 (229~3172)	0.23 (-0.27~0.59)	-0.08 (-0.33~0.67)
본 연구 (SW)	569 (387~921)	0.99 (0.68~1.25)	-0.18 (-0.23~0.14)
본 연구 (SM)	275 (150~425)	0.38 (0.35~0.42)	-0.39 (-0.44~0.35)
본 연구 (GW)	809 (750~889)	0.68 (0.61~0.73)	-0.09 (-0.14~0.03)
	824 (730~966)	0.72 (0.68~0.76)	-0.09 (-0.14~0.03)

5. 응력의존 해석기법을 이용한 포장구조체 해석

일반적으로 포장하부에 대한 해석은 다층탄성기법이나 유한요소 프로그램을 활용하여 해석을 실시하고 있으나, 많은 경우 선형탄성해석을 실시하고 있는 실정이다. 또한 그 해석모형도 일반적인 경우만을 대상으로 포장시스템의 반응을 예측하는데 선형적인 모형을 많이 활용하거나 비선형해석의 경우도 회복탄성계수만을 추정하여 활용하고 있다. 그러나 도로 하부재료의 응력의존거동을 보다 정확하게 표현하기 위해서는 회복탄성계수뿐만 아니라 포이송비의 영향도 동시에 고려되어야 한다. 따라서 본 연구에서는 도로하부지반의 영향이 고려된 재료의 구성방정식 모델을 토대로 비선형 해석조건을 선정하여 하중재하시 발생하는 구속응력 및 축차응력, 그리고 전단응력을 고려하였다. 특히 응력의존 포이송비의 고려를 위하여 1987년 Lade와 Nelson이 제시한 식 (2)를 토대로 응력단계별 포이송비의 변화를 해석에 반영하여 인장력이 발생하지 않는 no tension 해석이 가능하도록 하였다.

$$\frac{2}{3} \frac{\partial v}{\partial J_2} + \frac{1}{I_1} \frac{\partial v}{\partial I_1} = v \left[\frac{1}{3} \frac{K'_3}{J_2} + \frac{K_2}{I_1} \right] + \left[-\frac{1}{6} \frac{K'_3}{J_2} + \frac{K_2}{I_1} \right] \quad (2)$$

여기서, v = 포이송비

$$K'_3 = K_3/2$$

K_i = 재료상수

I_1 = normalized first stress invariant

J_2 = normalized second invariant of the deviatoric stress.

5.1 해석기법별 비교평가

아스팔트 포장체의 해석기법에 따른 비교를 평가하기 위해 선형다층탄성해석(Layered Linear Elastic; LLE), 선형유한요소해석(Linear Finite Element; LFE), 비선형유한요소해석(Non-Linear Finite Element; NFE)기법을 이용하여 비교하였다. 본 연구에서는 다층탄성해석을 위하여 KENLAYER(Huang, 2004) 프로그램을, 유한요소해석에는 FERUT(Park and Lytton, 2004) 프로그램을 각각 사용하였다. 포장체의 반응평가를 위하여 아스팔트층 하단의 인장변형률과 노상상단의 압축변형률을 해석기법별로 비교 분석하였으며, 포장하부 지반재료의 응력의존적인 거동을 가장 잘 표현할 수 있는 모델은 Universal 모델로 보조기층과 노상토의 각 조건별로 평균을 내어 산정하였으며, 각 층의 두께와 아스팔트층의 탄성계수를 표 4와 같이 선정하여 대표적인 3층 포장단면에 대해 포장구조해석을 실시하였다.

표 4. 해석기법별 비교를 위한 해석조건

구분	두께	탄성계수 및 모델계수			포이송비	집지압
		k_1	k_2	k_3		
아스팔트층	20cm	2,000 MPa			0.3	552 kPa
보조기층	30cm	800	0.7	-0.1	0.35	
노상층	∞	450	0.6	-0.3	0.4	

그림 9와 10은 해석 기법에 따른 깊이별 인장변형률과 수직변형률의 분포를 나타낸 것이고, 표 5는 아스팔트층 하단부의 인장변형률과 노상상단의 압축변형률 값을 해석기법별로 비교한 결과이다. 해석결과,



비선형유한요소해석(NFE)이 선형유한요소해석(LFE)과 다층탄성해석(LLE)에 비해 아스팔트층 하단의 인장변형률과 노상상단의 압축변형률 모두 큰 값을 나타내고 있으며, 비선형유한요소해석을 기준으로 해석기법에 따라 표 5와 같은 비율로 상대오차가 발생함을 알 수가 있다. 비선형유한요소해석기법을 통한 변형률은 다른 해석기법을 통한 변형률보다 크게 산정되므로, 해석시 과소한 결과를 나타내는 타기법으로 포장구조해석을 실시하는 것보다는 포장하부재료의 응력의존적인 거동을 고려한 비선형유한요소해석기법을 사용하는 것이 합리적이라 판단된다.

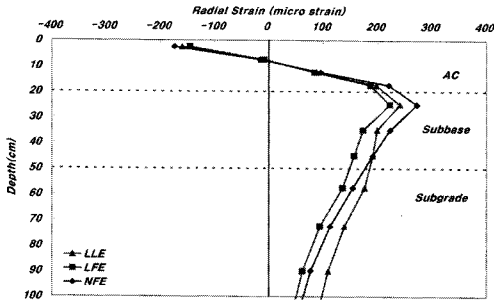


그림 9. 해석기법별 인장변형률 비교

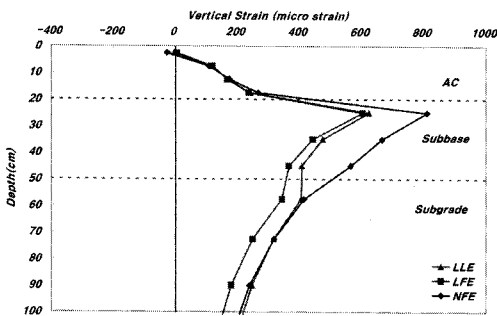


그림 10. 해석기법별 수직변형률 비교

표 5. 해석기법별 변형률 결과 비교

구분	압축변형률 (micro)	% Change	인장변형률 (micro)	% Change
NFE	413.98	-	272.32	-
LLE	404.80	2.2%	241.00	11.5%
LFE	342.70	17.2%	222.70	18.2%

그림 11은 해석기법에 따른 포장하부재료의 인장응력분포인데, 선형다층탄성해석과 선형유한요소해석시 등방성탄성계수로 보조기층을 해석하면 보조기층하부에서 인장응력이 발생하는 결과를 수반하는 불합리함이 발생하게 된다. 이는 실제적으로 포장하부 지반재료가 입상화된 재료의 특성을 가짐으로 인해 인장력이 발생하지 못함에도 불구하고 연속체 역학에 기초한 해석결과에서는 인장을 반영하여 거동 예측을 하고 있는 실정이다. 따라서 이를 보완하고 실제적인 거동을 모사하기 위해 재료의 거동을 실제적으로 반영한 구성방정식을 사용한 비선형해석기법을 사용할 시, 예측되는 응력의존 회복탄성계수는 연속체 방식에 의한 유한요소해석에서 보조기층에서의 수평응력을 인장이 아닌 압축으로 모사하고 있어 보다 현실적임을 알 수 있다.

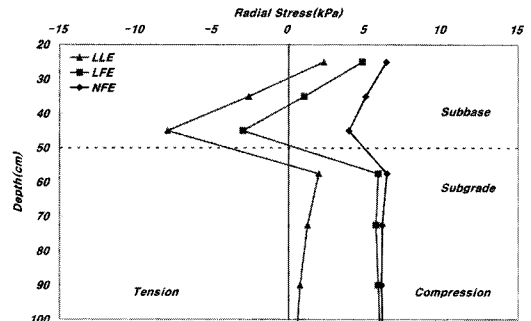


그림 11. 해석기법별 포장하부재료의 인장응력 분포 비교

5.2 민감도 분석

아스팔트 포장체의 소성변형과 피로균열에 가장 많은 영향을 미치는 요소를 평가하기 위하여 포장체의 변형률에 대한 민감도 분석을 수행하였다. 이를 위하여 그림 12에 나타나있는 표준단면의 보조기층 두께와 보조기층, 노상층의 회복탄성계수를 예측하는 모델계수를 $\pm 30\%$ 변화시켜 보조기층의 두께와 모델계수의 변화가 아스팔트층 하단의 인장변형률과 노상상단의 압축변형률에 미치는 영향을 분석하였다. 포장하부재료의 두께 및 물성변화가 포장체의 거



동에 미치는 영향을 살펴보기 위해 아스팔트층의 두께와 탄성계수는 고정시켜 해석을 실시하였다. 해석 기법으로 앞서 살펴본 바와 같이 현실적인 해석 결과를 나타내고 있는 비선형유한요소해석기법을 사용하였으며, 표 6은 본 연구에서 실시한 해석조건이다.

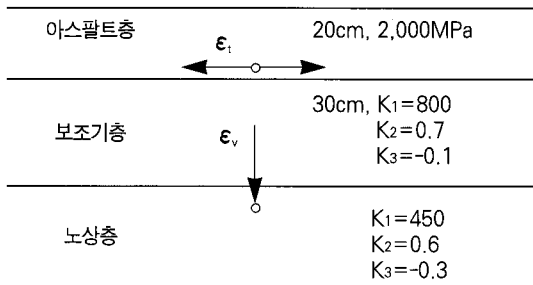


그림 12. 민감도 분석을 위한 포장체 표준단면

표 6. 민감도 분석을 위한 해석조건

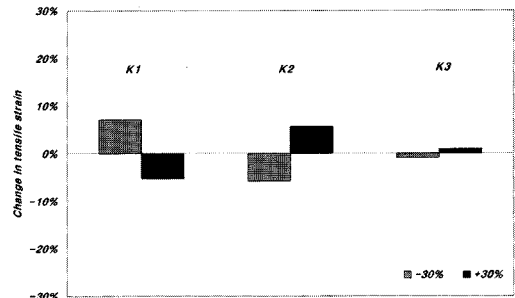
구분	두께	탄성계수 및 모델계수			포아송비	접지압
		k_1	k_2	k_3		
아스팔트층	20cm	2,000 MPa			0.3	552 kPa
보조기층	20cm	560	0.49	-0.13	0.35	
	30cm	800	0.7	-0.1		
	40cm	1,040	0.91	-0.07		
노상층	∞	315	0.42	-0.39	0.4	
		450	0.6	-0.3		
		585	0.78	-0.21		

변형률의 변화비율이 크면 해당 모델계수에 대해 더욱 민감하게 반응하는 것을 의미하는 것으로서 모든 경우에 있어 변형률의 변화는 차량하중재하중심 지점에서 인장변형률의 변화는 아스팔트층 하단, 압축변형률의 변화는 노상층 상부에서의 변형률 변화이다. 그림 12에 표현한 각 모델계수를 기준으로 하여 $\pm 30\%$ 씩 변화시켜 각 조건에서 인장과 압축변형률을 각각 구하여 기준값일 때 변형률과의 차이를 백분율로 구하여 분석하였다.

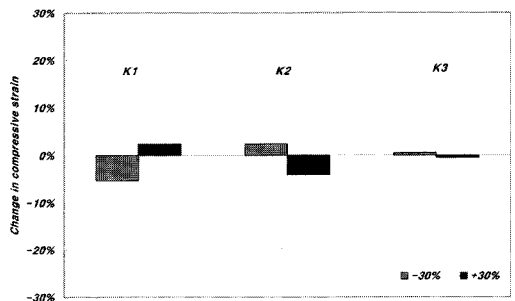
그림 13과 14는 보조기층과 노상층의 모델계수 변화에 따른 압축 변형률과 인장변형률의 변화를 나타

낸 것이다.

그림 13에서 보조기층 모델계수의 변화는 압축변형률에 미치는 영향보다 인장변형률의 변화에 미치는 영향이 다소 큰 것으로 나타났으며, 그 중 모델계수 k_1 의 값이 가장 큰 영향을 미치며 모델계수 k_3 의 변화에 따른 민감도는 매우 약한 것으로 파악되었다. 그림 14에서 노상층 모델계수의 변화는 인장변형률에 미치는 영향은 미미하였고, 압축변형률의 변화에 미치는 영향 폭은 약 20% 정도로 나타났으며, 그 중 모델계수 k_1 의 값이 가장 큰 영향을 미치는 것으로 나타났다.



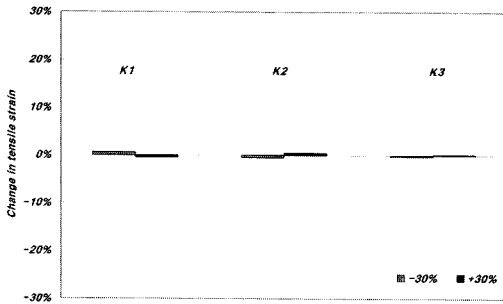
(a) 인장변형률



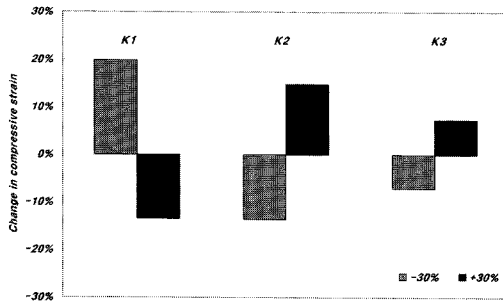
(b) 압축변형률

그림 13. 보조기층 모델계수 변화에 따른 변형률 변화

그림 15는 보조기층 두께 변화에 따른 변형률의 변화를 나타낸 것으로 보조기층의 두께 30cm를 기준으로 $\pm 30\%$ 씩 변화시켜 보조기층 두께가 20cm, 40cm일 때의 각각의 아스팔트층 하단의 인장변형률과 노상상단의 압축변형률을 구하여 기준값인 30cm일 때의 변형률과의 차이를 백분율로 구하여 민감도를 분석하였다. 보조기층 두께 변화에 따른 인장변형률의 변화폭은 최대 7.3%, 압축변형률의 변화폭은



(a) 인장변형률



(b) 압축변형률

그림 14. 노상층 모델계수 변화에 따른 변형률 변화

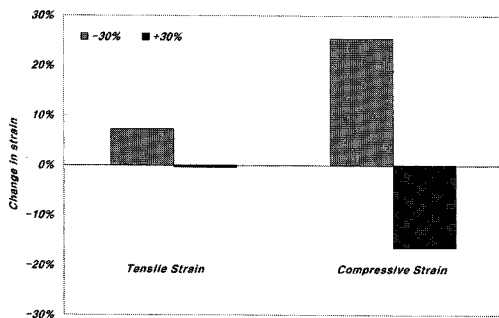


그림 15. 보조기층 두께에 따른 변형률 변화

25.4%로 보조기층 두께 변화에 따른 압축변형률의 변화는 인장변형률의 변화폭보다 3.4배 정도 크다. 따라서 보조기층 두께 변화는 노상상단의 압축변형률의 변화에 더 큰 영향을 준다고 볼 수 있다.

이상의 결과로부터 아스팔트층 하단의 인장변형률에 가장 큰 영향을 미치는 요소는 보조기층의 모델계수 k_1 이었으며, 노상상단의 압축변형률의 변화에는 노상의 모델계수 k_1 과 보조기층의 두께가 가장 큰 영향을 미치는 것으로 나타났다.

6. 결론

본 연구에서는 국내 포장체의 대표적인 하부재료인 GW계열 보조기층 2종과 SW, SM 계열 노상토에 대한 응력의존실험과 해석을 실시하여 구조적 거동과 변형 그리고 포장공용성에 대한 평가를 실시하였으며 다음과 같은 결론을 도출하였다.

1. 포장체하부 지반재료의 회복탄성계수는 응력의존적인 물질치로 축차응력 및 구속응력 또는 체적응력의 크기에 따라 회복탄성계수 특성이 변화하는 것을 알 수가 있었으며 특히, SW계열 노상토와 GW계열 보조기층은 축차응력이 커질수록 회복탄성계수가 증가하는 경향을 보여 조립질 재료의 특성을 나타내고 있고, SM계열 노상토는 세립분이 다량 함유되어 있어 세립질 재료의 특성과 같이 축차응력이 증가할수록 회복탄성계수는 감소하는 경향을 나타내었다. 또한 SW와 GW계열인 조립질 재료의 경우, 회복탄성계수의 특성은 축차응력보다는 구속응력의 영향이 큰 반면, SM계열인 세립질 재료의 경우 축차응력의 영향이 구속응력의 영향보다는 다소 큰 것으로 나타났다.
2. 함수비의 변화에 따른 회복탄성계수의 변화를 살펴본 결과, 모든 하부지반재료에 대하여 전반적으로 OMC를 기준으로 건조측에서 회복탄성계수의 변화폭이 다소 큰 차이를 보이는 반면 습윤측에서는 상대적으로 작은 회복탄성계수 차이를 나타내어 건조측과 습윤측에서의 회복탄성계수 변화폭이 상이함을 알 수 있었다. 따라서 함수비가 회복탄성계수 특성에 큰 영향을 미치는 영향인자이므로 시공 후 계절에 따른 함수비 변화로 인한 영향과 시공단계에서 포장하부구조의 다짐시공을 하는데 필수적으로 고려해야 하는 중요한 영향요소로 판단된다.
3. 국내 도로하부 지반재료의 특성상 상대다짐도가 커질수록 회복탄성계수는 증가하였으나, 함수비 및 응력조건변화에 따른 회복탄성계수의 변화폭은 상대적으로 작은 경향을 나타내었다.
4. 회복탄성계수의 거동을 예측에 대한 모델 적용성



평가결과 SW와 SM계열 노상토의 회복탄성계수는 체적응력뿐만 아니라 축차응력의 영향도 대단히 크게 받고 있어 체적응력과 축차응력의 영향을 동시에 고려할 수 있는 모델을 활용해야 하며 GW계열 재료도 체적응력 혹은 Universal 모델의 활용시 적합한 것으로 나타났다.

5. Universal 모델의 계수변화를 분석한 결과, k_1 은 회복탄성계수를 예측하는데 있어 가장 큰 영향을 미치며 세립질 재료에 비해 조립질 재료에서 더 큰 k_2 값을 나타내어 체적응력에 더 민감하게 변화하는 응력경화거동을 보였고, 조립질 재료보다 세립질 재료에서 더 낮은 k_3 값을 보여 축차응력의 변화에 더 민감하게 반응하는 응력연화거동이 지배적인 것을 알 수가 있었다.
6. 포장체 표준단면의 보조기층 두께와 보조기층, 노상층의 회복탄성계수를 예측하는 모델계수를 변화시켜 아스팔트층 하단의 인장변형률과 노상상단의 압축변형률에 미치는 영향을 분석한 결과, 인장변형률에 가장 큰 영향을 미치는 요소는 보조기층의 모델계수 k_1 이었으며, 압축 변형률의 변화에는 노상의 모델계수 k_1 과 보조기층의 두께가 가장 큰 영향을 미치는 것으로 나타났다.

감사의 글

이 논문은 2006년도 정부재원(교육인적자원부 학술연구구조성사업비)으로 한국학술진흥재단의 지원을 받아 연구되었음(KRF-2006-331-D00604). 연구비 지원에 감사드립니다.

참고문헌

건설교통부 (2002), 한국형 포장설계법 개발 및 포장성능 개선방안 연구 보고서.
 박성완, 이치현, 황규영 (2006), "Water Content Reflectometer로 측정된 현장노상토의 함수량에 대한 다짐도 평가", 한국도로학회 논문집 제8권 제3호, pp.115-127.
 서원석 (2005), 현장 함수비 변화를 고려한 노상토의 실내 및 현장 변형계수 평가기법 개발, 한국과학기술원

박사논문.
 한국도로공사 (1997), 노상토 및 보조기층 재료의 대체 Mr 시험법 개발에 관한 연구 보고서(3).
 Maher, A., Bennert, T., Gucunski, N., and Papp Jr, W. J. (2000), "Resilient Modulus Properties of New Jersey Subgrade Soils", FHWA NJ 2000-01, FHWA, New Jersey Department of Transportation, US.
 Biarez, J. (1962), Contribution a l' Etude des propriétés Mécaniques des sols et des matériaux Pulvérulents, D.Sc. Thesis, University of Grenoble
 Brown, S. F. (2001) "Soil Mechanics in Pavement Engineering." *Geotechnique*, 46(3), 1996, pp. 383-426.
 Lade, P. V., and Nelson, R. D. (1987). "Modelling the elastic behaviour of granular materials." *Int. J. Numer. and Analytical Methods in Geomechanics*, 2, pp.521-542
 Mossazadeh, J.M., and Witczak, W. (1981), "Prediction of subgrade Moduli for soil That Exhibits Nonlinear Behavior", *Transportation Research Record 810*, TRB, National Research Council, Washington D.C., pp. 9-17.
 Richter, C. A. (2006), Seasonal Variations in the Moduli of Unbound Pavement Layers, *Research Report, FHWA-HRT-04-079*, Federal Highway Administration, Department of Transportation, U.S.
 Park, S. and Lytton, R. L. (2004), "Effect of Stress-Dependent Modulus and Poisson's Ratio on Structural Responses in Thin Asphalt Pavements." *Journal of Transportation Engineering, ASCE, Vol. 130, No. 3*, pp.387-394.
 Uzan, J. (1985), "Characterization of Granular Material", *Transportation Research Record 1022*, TRB, National Research Council, Washington D.C., pp. 52-59.
 Huang, Y. H. (2004), Pavement Analysis and Design second edition, *Prentice Hall, NY, US*.

접 수 일 : 2007. 11. 8
 심 사 일 : 2007. 11. 20
 심사완료일 : 2007. 12. 17