

철도노반의 탄성변위 예측 및 측정을 통한 회복탄성계수 모델 평가 An Assessment of a Resilient Modulus Model by Comparing Predicted and Measured Elastic Deformation of Railway Trackbeds

박철수¹⁾, Chul-Soo Park, 김은정²⁾, Eun-Jung Kim, 오상훈²⁾, Sang-Hoon Oh, 김학성²⁾, Hak-Sung Kim, 목영진³⁾, Young-Jin Mok

- 1) 한국철도기술연구원 철도구조연구실 박사후 연구원, Post-Doctoral Researcher, Railroad Structure Research Department, Korea Railroad Research Institute
2) 경희대학교 토목공학과 석사과정, Graduate Student, Dept. of Civil Eng., Kyunghee University
3) 경희대학교 토목건축대학 교수, Professor, College of Architecture and Civil Engineering, Kyunghee University

SYNOPSIS : In the mechanistic-empirical trackbed design of railways, the resilient modulus is the key input parameter. This study focused on the resilient modulus prediction model, which is the functions of mean effective principal stress and axial strain, for three types of railroad trackbed materials such as crushed stone, weathered soil, and crushed-rock soil mixture. The model is composed with the maximum Young's modulus and nonlinear values for higher strain in parallel with dynamic shear modulus. The maximum values is modeled by model parameters, A_E and the power of mean effective principal stress, n_E . The nonlinear portion is represented by modified hyperbolic model, with the model parameters of reference strain, ϵ_r and curvature coefficient, a . To assess the performance of the prediction models proposed herein, the elastic response of a test trackbed near PyeongTaek, Korea was evaluated using a 3-D nonlinear elastic computer program (GEOTRACK) and compared with measured elastic vertical displacement during the passages of freight and passenger trains. The material types of sub-ballasts are crushed stone and weathered granite soil, respectively. The calculated vertical displacements within the sub-ballasts are within the order of 0.6mm, and agree well with measured values with the reasonable margin. The prediction models are thus concluded to work properly in the preliminary investigation.

Key words : resilient modulus model, dynamic properties, railway trackbeds, elastic vertical displacement

1. 서론

과거 철도노반은 평판재하시험으로부터 결정되는 지반반력계수를 기초로 설계되어왔지만 이러한 설계 인자는 다층 탄성모델의 설계입력변수에 적합하지 않은 물성이고, 이를 사용할 경우 운행 시 열차의 반복 운하중에 의한 철도노반의 거동을 반영하지 못하는 단점이 있다. 최근에는 열차의 속도가 고속화 되고 열차하중이 대형화 되면서 다층 탄성모델에 근거한 역학적-경험적 노반설계의 필요성이 꾸준히 제기되었고 새로운 설계기법이 개발되고 있다. 다층 탄성모델에 근거한 철도노반 설계는 열차의 반복 운하중에 의한 궤도 하부 구조의 거동을 반영하는 응력 의존적인 회복탄성계수(E_R)가 각 층의 중요한 입력물성치가 된다. 본 연구에서는 동적물성치를 이용한 대체 회복탄성계수 시험법을 적용하여 철도노반의 회복탄성계수를 결정하였다. 국내 철도노반의 토공재료는 강화노반에 주로 쓰이는 입도조정쇄석, 고

속철도노반의 암버럭-토사, 그리고 사질토 계열의 토사 등 입상재료가 흔히 사용된다. 입상재료의 회복탄성계수는 일반적으로 체적응력 또는 축차응력의 함수로 표현된다. 본 연구에서는 철도노반의 입상재료에 대해 체적응력과 축차응력이 모두 반영된 예측모델을 사용하였고 체적응력의 항을 일차 응력 불변량인 평균유효주응력(I_1)으로 표현하였다. 평균유효주응력에 대한 모델인자는 크로스홀 시험으로부터 획득하였다. 또한 회복탄성계수에 대한 축차응력 항을 변형률 크기의 함수로 표현되는 수정 쌍곡선 모델(modified hyperbolic model)을 적용하여 입도조정쇄석, 암버럭-토사 혼합토, 화강 풍화잔류토의 회복탄성계수를 평가하였다. 변형률 크기에 대한 영향은 선형영역부터 1% 이하의 비선형영역까지를 모두 포함하는 정규화 탄성계수 감소곡선으로 표현할 수 있으며 공진주시험 또는 경험식 등을 통해 결정하였다. 본 연구를 통해 제안된 회복탄성계수 예측모델을 검증하기 위해 평택에 위치한 강화노반 현장을 대상으로 3차원 다층탄성해석을 통해 강화노반의 탄성거동을 평가하였고, 그 결과를 화물열차 및 여객열차가 현장을 통과할 때 예측된 수직 탄성변위와 비교하였다.

2. 동적물성치를 이용한 회복탄성계수 예측모델 결정

동적물성치는 변형률 크기에 따라 저변형률 영역과 비선형 영역으로 구분 지어진다. 저변형률 영역의 최대 탄성계수는 현장 탄성과 시험을, 비선형 영역의 정규화 탄성계수 감소곡선은 공진주시험을 통하여 결정할 수 있다. 철도노반은 열차의 반복하중 상태에서 중간변형률($10^{-3}\% \sim 10^{-1}\%$)에 해당하는 변형을 경험한다. 따라서 본 연구에서는 현장 및 실내 시험의 결과를 결합한 변형률에 따른 탄성계수 감소곡선을 근간으로 하여 반복하중에 의해 노반 내부에 발생하는 축차응력과 이에 상응하는 변형률 크기에서의 탄성계수를 회복탄성계수로 결정하였다. 그리고 철도노반의 탄성해석 및 역학적 설계에 필요한 회복탄성계수 예측모델을 제안하였다.

2.1 회복탄성계수 예측모델 및 모델인자

May와 Witczak(1981)은 입상재료에 대하여 식(1)과 같이 일차 응력불변량(1^{st} Stress Invariant, I_1) 즉, 평균유효주응력(mean effective principal stress)과 변형률 크기의 함수로 회복탄성계수 모델식을 제안하였고, 본 연구에서 모든 재료에 동일하게 식(1)을 적용하였다. 이 모델은 평균유효주응력으로 노반 내부의 체적응력을 표현하였고, 변형률 크기를 이용해 회복탄성계수에 대한 축차응력의 영향을 반영한 것이다. 여기서, β_0 와 β_1 은 실험 또는 경험식으로 결정되는 모델상수이다.

$$E_R = \beta_0 (I_1)^{\beta_1} f(\epsilon) \quad (1)$$

응력의 함수로 표현되는 회복탄성계수 예측모델을 탄성해석에 적용하기 위해서는 상재하중 및 열차하중에 의한 노반 내부의 응력상태를 잘 이해하고 있어야 한다. 그림 1과 같이 노반 내부의 응력은 상재하중에 의한 응력($\bar{\sigma}_v$, $K_0\bar{\sigma}_v$, $K_0\bar{\sigma}_v$)과 열차하중에 의한 응력($\Delta\bar{\sigma}_1$, $\Delta\bar{\sigma}_2$, $\Delta\bar{\sigma}_3$)으로 구분 지어진다. 식(1)의 평균유효주응력($I_1 = (\bar{\sigma}_1 + \bar{\sigma}_2 + \bar{\sigma}_3)/3$)은 상재하중과 열차하중에 의한 응력을 모두 고려한 것이고, 만약 열차하중이 작용하지 않는 조건에서의 평균유효주응력은 상재하중에 의한 평균유효구속응력($\bar{\sigma}_0 = (\bar{\sigma}_v + K_0\bar{\sigma}_v + K_0\bar{\sigma}_v)/3$)과 같다. 식(1)의 변형률 함수로 표현되는 축차응력은 열차하중만을 고려한 $\Delta\bar{\sigma}_d (= \Delta\bar{\sigma}_1 - \Delta\bar{\sigma}_3)$ 를 의미한다.

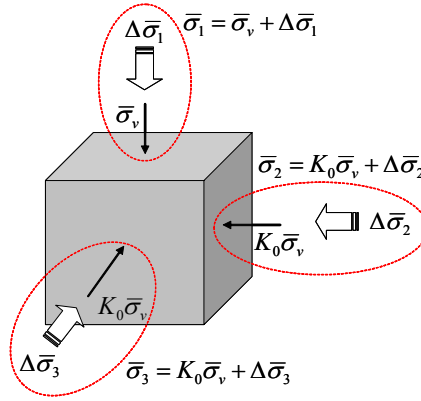


그림 1. 상재하중 및 열차하중에 의한 노반 내부 응력

식(1)이 가진 의미를 고찰하면 다음과 같이 동적물성치를 이용하여 설명할 수 있다. 대수모델로 표현된 평균유효주응력 항은 현장 또는 실내 탄성과 시험으로 결정되는 최대 영탄성계수(E_{\max})를 의미하며, 그림 2(a)의 전단탄성계수에 대한 일반적인 지반공학적 표현을 따라 식(2)와 같이 표현할 수 있다. 식(2)의 도식적인 표현은 그림 2(b)와 같다. 변형률의 함수 $f(\epsilon)$ 는 공진주시험으로 결정되거나 또는 기존 연구자들이 제안한 정규화 전단탄성계수 감소곡선($G/G_{\max}-\log\gamma$)을 이용해 적용하면 된다. 이때 포아송비(ν)를 이용하면 정규화 영탄성계수 감소곡선($E/E_{\max}-\log\epsilon$)이 된다. 포아송비는 평택의 강화노반 현장 부설구간에서 크로스홀 시험으로부터 측정된 결과를 바탕으로 채석은 0.26, 흙 노반은 0.33을 사용하였고, 암버릭-토사 혼합 재료는 0.24를 적용하였다. 정규화 영탄성계수 감소곡선은 수정된 쌍곡선 모델로 수식화 하여 표현되며 식(3)과 같다. 이때 E_R 과 I_1 의 단위는 모두 kPa이다. 식(2)와 (3)을 식(1)에 정리하면, 본 연구에서 적용한 식(4)와 같은 예측모델식이 결정된다.

$$\beta_0 (I_1)^{\beta_1} = E_{\max} = A_E P_a \left(\frac{I_1}{P_a} \right)^{n_E} = E_0 \left(\frac{I_1}{P_a} \right)^{n_E} \quad (2)$$

$$f(\epsilon) = E/E_{\max}(\epsilon) = \frac{1}{1 + \left(\frac{\epsilon}{\epsilon_r} \right)^a} \quad (3)$$

$$E_R = A_E P_a \left(\frac{I_1}{P_a} \right)^{n_E} \left(\frac{1}{1 + \left(\frac{\epsilon}{\epsilon_r} \right)^a} \right) \quad (4)$$

- 여기서, E_R : 축변형률 ϵ 에서의 회복탄성계수, kPa
 ϵ : 열차하중으로 유발된 노반의 축차응력에 해당하는 축변형률, %
 I_1 : 평균유효주응력, $(\bar{\sigma}_1 + \bar{\sigma}_2 + \bar{\sigma}_3)/3$, kPa
 ϵ_r : 탄성계수 감소곡선의 기준 변형률 (reference strain), %
 a : 탄성계수 감소곡선의 곡률계수 (curvature coefficient)
 A_E, n_E : 재료에 따라 결정되는 무차원 모델인자
 P_a : 대기압 (=101.3 kPa)

식(4)와 같이 제안된 회복탄성계수 예측모델을 철도노반의 다층탄성해석에 적용하기 위해 실험 또는 경험식을 통해 노반 재료에 따른 무차원 모델인자 A_E 와 n_E , 기준 변형률(ϵ_r), 곡률계수(a)를 결정해야 된다. 무차원 모델인자는 평균유효주응력과 관련이 있고 기준 변형률과 곡률계수는 정규화 탄성계수 감소곡선의 결정에 필요하다.

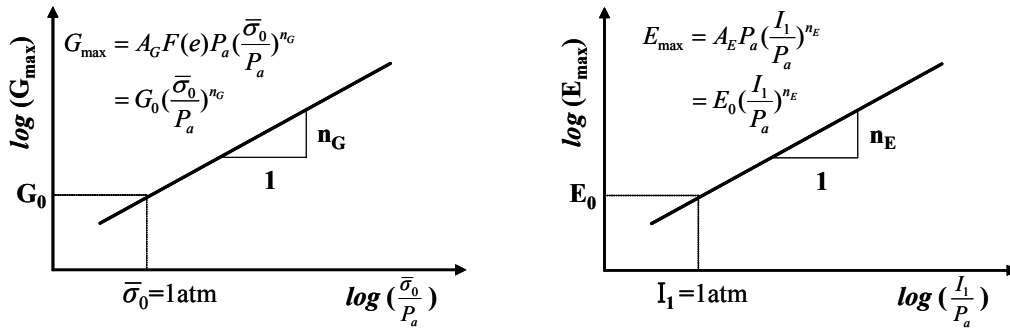


그림 2. 전단탄성계수에 대한 일반적인 표현(좌)과 회복탄성계수 예측모델의 평균유효주응력 항(우)

2.2 입도조정쇄석의 회복탄성계수 모델인자

입도조정쇄석의 A_E 와 n_E 는 평택강화노반에서 수행한 크로스홀 시험과 Menq(2003)이 일반 공진주시험(고정단-자유단)과 대형 공진주시험(양단 자유단, 시편의 직경이 150mm)을 수행해 제안한 식(5)를 이용하여 그림 3(a)와 같이 획득하였다. 균등계수(C_u)가 13.5인 평택강화노반 입도조정쇄석 n_E 는 식(5)로부터 0.61로 계산되었고 크로스홀 시험의 결과와 결합하여 획득한 A_E 는 18590이었다.

$$n_E = 0.48 \times C_u^{0.09}, \quad 1.2 \leq C_u \leq 50 \quad (5)$$

열차하중에 의해 발생된 입도조정쇄석 내부의 축차응력을 반영한 변형률 크기의 함수는 앞서 언급한 식(3)과 같이 Darendeli(2001)가 제안한 수정된 쌍곡선 모델로 표현한다. 수정된 쌍곡선 모델을 대표하는 중요한 인자는 정규화 탄성계수 감소곡선에 대한 기준 변형률과 곡률계수이다. 그러나 Darendeli(2001)가 제안된 수정 쌍곡선 모델은 전단변형에 관한 것이므로 식(3)은 포아송비를 이용하여 축변형에 관한 쌍곡선 모델로 변환한 것이다. 자갈질 및 사질토 재료에 대한 수정 쌍곡선 모델의 인자를 Menq(2003)은 대형 공진주시험을 통해 다음의 식(6), 식(7)과 같이 제안하였다. 식(6)은 기준 변형률에 대한 경험식이고 식(7)은 곡률계수에 대한 경험식이다. 두 식은 평균유효주응력의 함수로 되어 있는데 원전에는 평균유효구속응력의 함수로 표현된다. 공진주시험 시 적용된 응력상태에서는 적용된 평균유효구속응력이 평균유효주응력을 의미하기 때문에 원전의 식을 다음의 식들로 변환하여도 무방할 것이다. 식(7)은 식(8)을 이용해 축변형에 관한 기준 변형률로 변환하여 회복탄성계수 예측모델에 적용하였다(Pezo and Hudson, 1994; 오세봉 등, 2000). 그림 3(b)는 식(6)과 (8)을 이용하여 평균유효구속응력의 증가에 따라 결정된 입도조정쇄석의 정규화 영탄성계수 감소곡선이다.

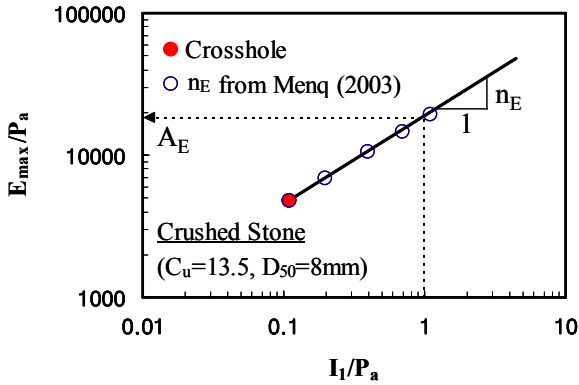
$$a = 0.86 + 0.1 \times \log\left(\frac{I_1}{P_a}\right) \quad (6)$$

$$\gamma_r = 0.12 \times C_u^{-0.6} \times \left(\frac{I_1}{P_a}\right)^{0.5} \times C_u^{-0.15} \quad (7)$$

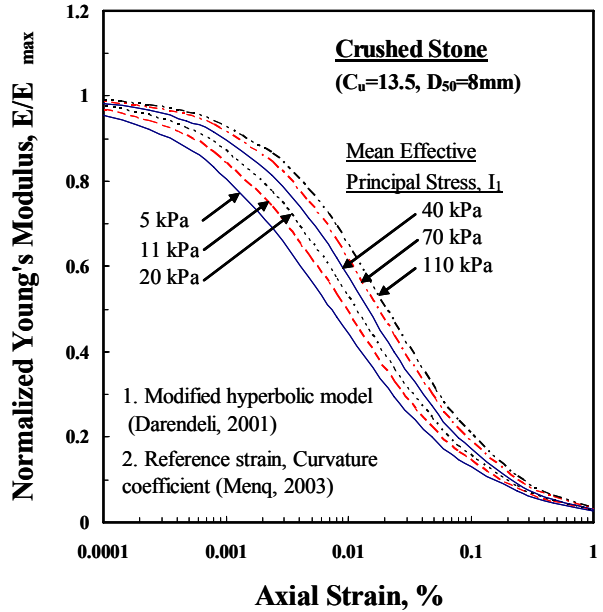
$$\epsilon_r = \gamma_r / (1 + \nu) \quad (8)$$

2.3 일반 토사의 회복탄성계수 모델인자

입도조정쇄석과 같은 조립질 재료는 일반적으로 하중주파수의 영향이 거의 없지만 토사 시료의 경우 소성지수에 따라 하중주파수의 영향을 받는 것으로 알려져 있다(Kim and Stokoe, 1992). 열차의 하중주파수는 열차의 속도와 대차간격을 고려하여 대략 5Hz로 평가되었다. 따라서 크로스홀 시험으로 획득한 토사 노반의 탄성계수는 하중주파수 5Hz에 해당하는 영탄성계수($E_{\max}(5\text{Hz})$)로 환산하였다.



(a) 무차원 모델인자 A_E

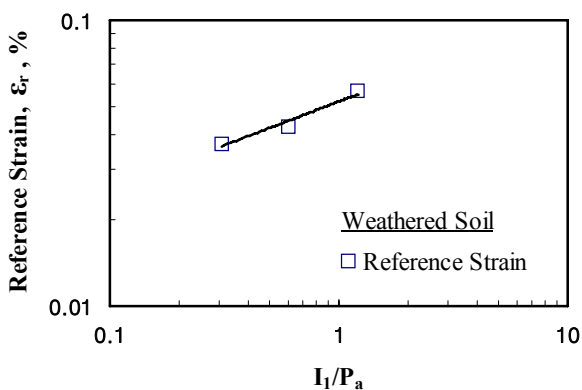


(b) 정규화 영탄성계수 감소곡선

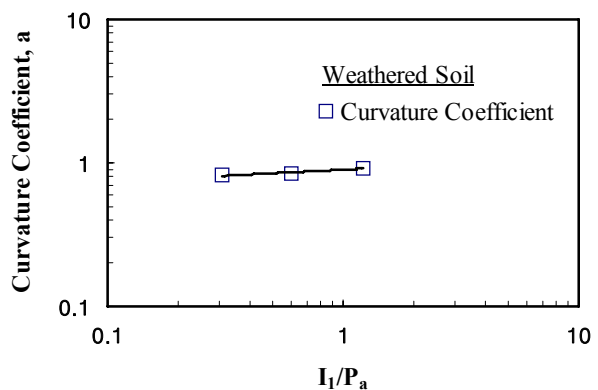
그림 3. 입도조정쇄석

평택강화노반의 토사 노반(화강 풍화잔류토)에 대한 회복탄성계수 예측모델은 입도조정쇄석과 동일한 모델이 적용된다. 따라서 입도조정쇄석과 같이 동일한 무차원 모델인자(A_E 와 n_E)와 정규화 영탄성계수 감소곡선에 대한 기준 변형률, 곡률계수를 결정하여야 한다. 토사 노반의 A_E 와 n_E 는 평택강화노반에서 수행한 크로스홀 시험과 공진주시험을 이용하여 그림 5(a) 같이 획득하였다. 공진주시험으로 획득한 n_E 는 0.1이었고 크로스홀 시험의 결과와 결합하여 획득한 A_E 는 2312이었다.

토사 노반 재료의 기준 변형률은 공진주시험 시 적용한 평균유효구속응력(평균유효주응력)에 따라 증가하는 정규화 영탄성계수 감소곡선으로부터 획득할 수 있었다. 획득한 기준 변형률과 적용된 평균유효구속응력의 관계는 그림 4(a)와 같고 식(9)의 대수모델로 표현하였다. 본 연구에서 토사 노반의 정규화 영탄성계수에 대한 곡률계수는 그림 4(b)와 같고 식(10)의 대수모델로 표현하였다. 그림 5(a) 아래는 공진주시험으로 획득한 토사 노반 재료의 정규화 영탄성계수 감소곡선이고, 식(9)와 식(10)으로 결정된 수정 쌍곡선 모델을 함께 도시하였다.



(a) 기준변형률



(b) 곡률계수

그림 4. 공진주시험으로 결정한 토사 재료의 수정 쌍곡선모델 인자

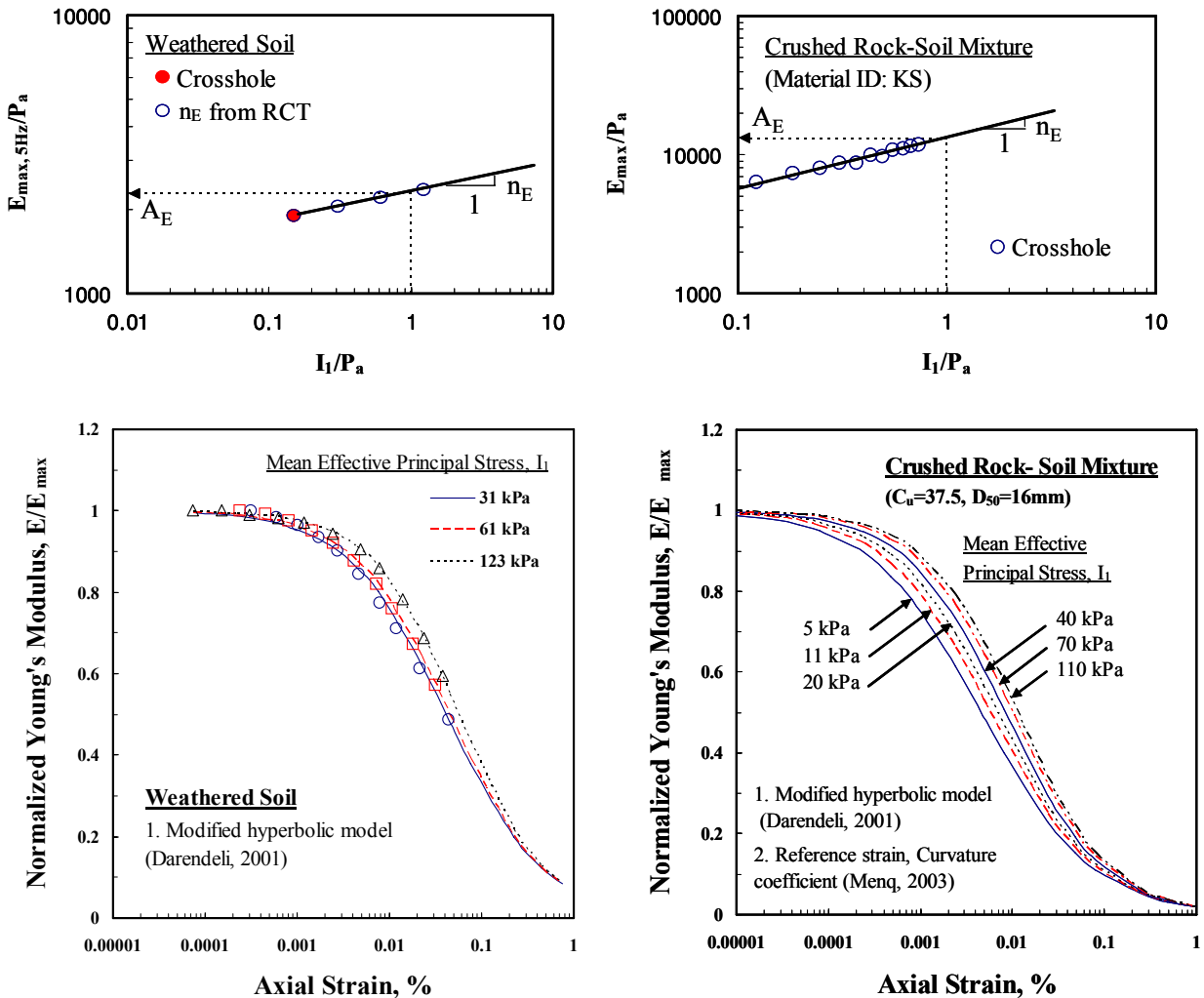
$$\epsilon_r = 0.05 \times \left(\frac{I_1}{P_a}\right)^{0.23} \quad (R^2=95\%) \quad (9)$$

$$a = 0.9 \times \left(\frac{I_1}{P_a}\right)^{0.084} \quad (R^2=96\%) \quad (10)$$

2.4 암버럭-토사 혼합

암버럭-토사 혼합 재료에 대해서는 경산의 고속철도 상부노반에서 수행한 크로스홀 시험 결과를 바탕으로 저변형률 영역의 동적물성치에 해당하는 모델인자 A_E 와 n_E 를 결정하였다. 계측 깊이에 해당하는 평균유효주응력과 평가된 영탄성계수의 관계는 그림 10과 같고, 모델인자 A_E 는 13135, n_E 는 0.35였다. 경산의 고속철도 상부노반은 최대 입경이 200mm였으며 D_{50} 이 16mm, C_u 가 37.5였다.

또한 균등계수 C_u 와 평균유효주응력을 이용해 식(6)에서 식(8)로부터 고변형률 영역의 탄성계수 감소 곡선에 해당하는 모델인자 곡률계수 a 와 기준변형률 ϵ_r 을 결정하였다. 결정된 모델인자를 도식적으로 표현하면 그림 11과 같다. 일반 토사와 비교하였을 때 재료의 입경이 클수록 탄성계수의 비선형성이 증가하여 선형탄성한계변형률이 $10^{-4}\%$ 보다 작은 결과를 보인다. 본 연구를 통해 결정된 회복탄성계수 예측모델과 모델인자를 표 1에 정리하였다.



(a) 일반 토사

(b) 암버럭-토사 혼합

그림 5. 무차원 모델인자 A_E 결정과 정규화 영탄성계수 감소곡선

표 1. 본 연구에서 제안한 철도노반 재료의 회복탄성계수 예측모델 및 모델인자

Model Parameter	Material Type		
	Crushed Stone	Soil	Crushed Rock-soil Mixture
A_E	18590	2312	13135
n_E	0.61	0.1	0.35
Curvature Coefficient, a	¹⁾ $0.86 + 0.1 \times \log\left(\frac{I_1}{P_a}\right)$	$0.9 \times \left(\frac{I_1}{P_a}\right)^{0.084}$	¹⁾ $0.86 + 0.1 \times \log\left(\frac{I_1}{P_a}\right)$
Reference Strain, ϵ_r	¹⁾ $0.02 \times \left(\frac{I_1}{P_a}\right)^{0.34}$	$0.05 \times \left(\frac{I_1}{P_a}\right)^{0.23}$	¹⁾ $0.01 \times \left(\frac{I_1}{P_a}\right)^{0.29}$
Soil Description	Well-graded Crushed Stone ($D_{50} = 8 \text{ mm}$, $C_u = 13.5$)	Well-compacted Weathered Granite Soil ($D_{50} = 3.4 \text{ mm}$, $C_u = 22.2$)	Max. Grain Size: 200mm, GW-GM ($D_{50} = 16 \text{ mm}$, $C_u = 37.5$)

Note: 1) Equations from Menq (2003)

2) E_R and I_1 are in kPa, 1 atm = 101.3 kPa

3. 회복탄성계수 예측모델을 이용한 철도노반의 수직 탄성변위 계산

3.1 다층탄성해석을 위한 입력 물성

본 연구에서는 철도노반에 대하여 제안된 회복탄성계수 예측모델을 검증하기 위해 3차원 다층탄성해석 프로그램인 GEOTRACK에 회복탄성계수 예측모델을 입력변수로 적용하여 수치해석을 수행하였고, 그 결과를 현장 계측치와 비교하고자 하였다. 현장 계측이 수행된 평택의 강화노반 현장부설구간의 단면 층은 자갈도상, 강화노반, 노반, 원지반으로 구성되어 있으며 강화노반 층의 경우 재료가 양질의 토사 강화노반인 위치와 입도조정입도조정쇄석 강화노반으로 조성된 위치가 각각 따로 존재하였다. 해석에 사용된 각 층의 재료에 대한 역학적 물성치는 표 2에 정리하였다.

표 2. 계측현장 철도노반의 층별 역학적 물성치

Trackbed Layer	Material Type	Thickness (m)	γ_t (kN/m ³)	ν	V_p (m/sec)	V_s (m/sec)	Resilient Modulus, E_R
Ballast		0.3	25	0.28	-	-	$1569P_a\left(\frac{\theta}{P_a}\right)^{0.535}$
Sub-Ballast	Weathered Soil	0.8	19.73	0.33	357	182	Eq. (4) and Table 1
	Crushed Stone		23.07	0.26	461	254	Eq. (4) and Table 1
Subgrade		2.2	19.8	0.33	-	-	Eq. (4) and Table 1
Foundation		-	18	0.3	-	-	Eq. (4) and Table 1

Note: $1569P_a\left(\frac{\theta}{P_a}\right)^{0.535}$, where E_R is in MPa and θ is in kPa, $P_a=101.3 \text{ kPa}$

수치해석에 필요한 레일과 침목 물성, 열차의 운행 속도를 고려한 동적 율하중(화물열차, 전동객차), 노반을 형성한 각 층의 물성은 계측 현장의 조건과 동일하게 적용하였다. 대상 현장에 대한 개요는 이미 발표된 논문에 자세히 소개하여 본 논문에서는 생략하도록 한다(박철수 등, 2008). 다만 본 논문

서는 2장에서 소개한, 보다 개선된 회복탄성계수 예측모델을 해석에 사용하였고, 기존에 고려하지 않았던 철도노반의 상재하중에 의한 구속효과를 고려하여 해석결과의 신뢰성을 좀 더 확보할 수 있었다. 철도노반의 다층탄성해석은 표 1의 회복탄성계수 모델인자와 표 2의 각 층별 물성을 이용하여 그림 6과 같이 반복계산으로 수행된다. 즉, 열차 하중에 의해 유발된 노반내부의 응력변화와 노반 자중(상재하중)에 의한 응력을 복합적으로 고려한 것이다.

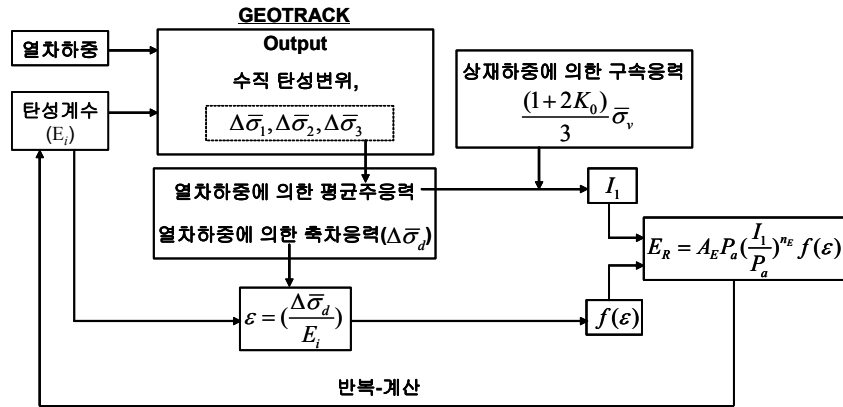
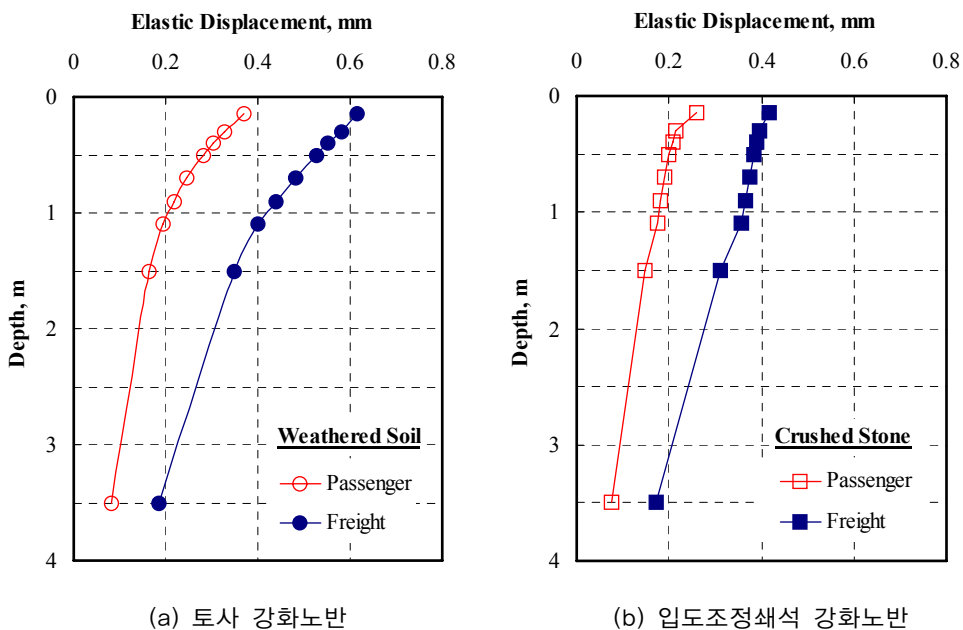


그림 6. 회복탄성계수 예측모델을 이용한 철도노반 다층탄성해석의 반복계산 흐름도

3.2 철도노반의 수직 탄성변위 해석 결과

GROTRACK을 이용한 수치해석으로부터 전동객차 및 화물열차에 의한 토사 강화노반과 입도조정쇄석 강화노반의 수직 탄성변위가 결정되었다(그림 7). 그림 7의 깊이는 도상층 표면으로부터의 깊이이며, 0.3m 두께의 도상층 아래 0.8m 두께의 노반층에 해당하는 깊이는 0.3m에서 1.1m 까지 이다. 해석 시 열차하중으로 유발된 응력에 대한 해석결과에 상재하중에 의한 구속응력을 함께 고려하였음을 다시 한 번 밝혀둔다.



(a) 토사 강화노반

(b) 입도조정쇄석 강화노반

그림 7. 다층탄성해석으로 결정된 토사 강화노반 및 입도조정쇄석 강화노반의 수직 탄성변위

전동객차가 하중으로 작용할 때 토사 강화노반의 수직 탄성변위는 0.3-0.2mm, 입도조정쇄석 강화노반의 수직 탄성변위는 대략 0.2mm 근처에서 노반 깊이에 따라 감소하였다. 화물열차에 의한 토사 및 입도조정쇄석 강화노반의 변위는 각각 0.6-0.4mm와 0.4mm 내외의 크기를 보였으며 전동객차와 마찬가지로 노반 깊이에 따라 감소하였다. 동일한 열차하중의 경우 입도조정쇄석 강화노반의 변위가 토사 강화노반보다 작았다. 동일한 열차하중에서 토사 강화노반의 변위가 입도조정쇄석 강화노반의 변위보다 크게 계산된 이유는 노반 재료에 따른 노반내부 응력과 응력의 함수로 표현되는 회복탄성계수 모델의 차이 때문이고, 회복탄성계수가 더 크게 계산된 입도조정쇄석에서 상대적으로 작은 수직 탄성변위를 보인 것이다. 동일한 강화노반에서 노반의 수직 탄성변위는 화물열차가 전동객차 보다 2배 가까이 컸다. GEOTRACK의 입력 변수인 열차 윗하중에 따른 당연한 결과로 판단된다.

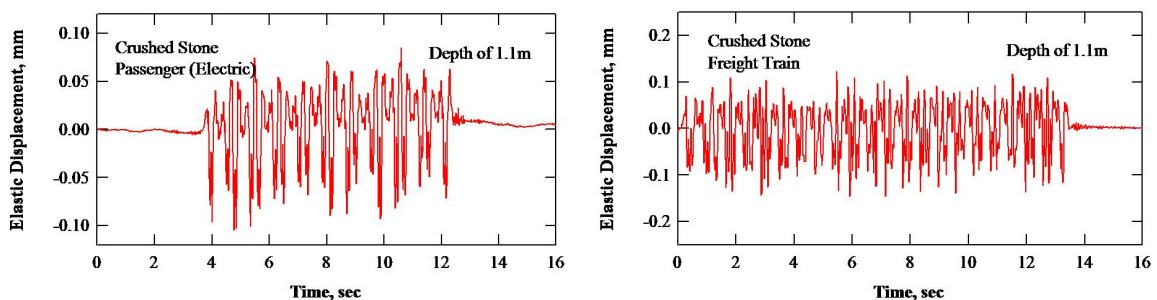
4. 철도노반의 수직 탄성변위 현장계측 결과와 해석 결과 비교

4.1 철도노반의 수직 탄성변위 현장계측 결과 및 분석

대상 계측현장은 평택에 위치한 강화노반현장부설 구간이며 속도계를 이용하여 화물열차와 전동객차가 통과할 때 강화노반의 동적 거동 즉, 노반 내부 입자의 진동속도를 계측하였다. 계측 위치의 운행선을 통과하는 화물열차는 양회 운반, 컨테이너 운반 열차가 있었고, 여객열차는 전동객차(1호선)만 운행하였다. 노반 내부의 입자 진동속도는 시간이력과 주파수 스펙트럼으로 동시에 계측하였고, 계측된 결과를 적분하여 노반의 수직 탄성변위로 환산하였다. 계측 위치는 도상 표면으로부터 깊이 0.4m, 1.1m의 강화노반 내부이며 모든 계측 결과는 깊이가 깊어짐에 따라 입자속도 또는 수직 탄성변위가 줄어드는 것을 확인할 수 있었다. 그림 8은 입도조정쇄석 강화노반에서 전동객차 및 화물열차가 통과할 때 계측한 대표적인 수직 탄성변위 시간이력이다.

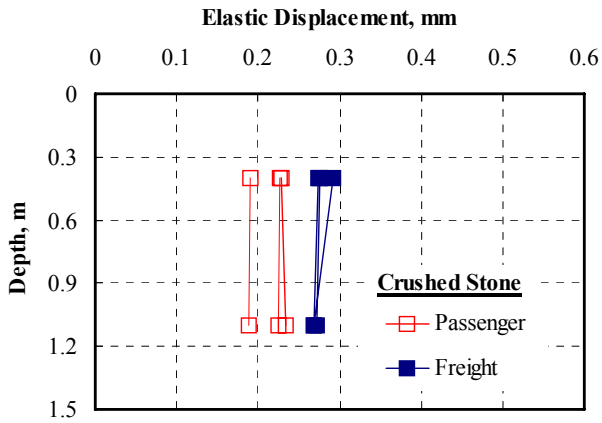
계측된 수직 탄성변위를 그림 9에 나타내었다. 동일한 노반에서 전동객차보다 화물열차에 의한 노반의 수직 탄성변위가 더 크음을 알 수 있다. 또한 동일한 열차의 경우 입도조정쇄석 강화노반의 수직 탄성변위가 토사 강화노반의 수직 탄성변위보다 대부분 작았다. 이는 수치해석 과정에서도 설명하였지만, 반복하중에 의한 재료의 역학적 특징을 대표하는 회복탄성계수의 차이 때문이다. 입도조정쇄석 재료의 회복탄성계수가 토사 재료의 회복탄성계수보다 크기 때문에 입도조정쇄석 강화노반의 수직 탄성변위가 더 작게 계측된 것이다.

두드러진 특징은 동일한 열차의 경우 토사 강화노반과 입도조정쇄석 강화노반의 깊이에 따른 거동이 상이하다는 점이다. 토사 강화노반의 경우 깊이 0.4m의 수직 탄성변위보다 깊이 1.1m의 수직 탄성변위가 확연하게 줄어드는 것을 확인할 수 있다. 그러나 입도조정쇄석 강화노반의 거동은 깊이가 깊어짐에 따라 토사 강화노반에 비해 상대적으로 작은 크기만 감소하였다. 열차하중이 토사 강화노반을 통과할 때는 노반 상부에서 상대적으로 큰 수직 탄성변위가 발생하면서 노반 하부로 전달되는 열차하중의 에너지가 상부 토사층에서 흡수되지만, 입도조정쇄석 강화노반의 경우 열차가 통과할 때 노반의 상부와 하부 구분 없이 골고루 열차하중이 전달되어 층 전체가 토사 강화노반에 비해 상대적으로 강체와 유사하게 거의 함께 거동했기 때문으로 판단된다.

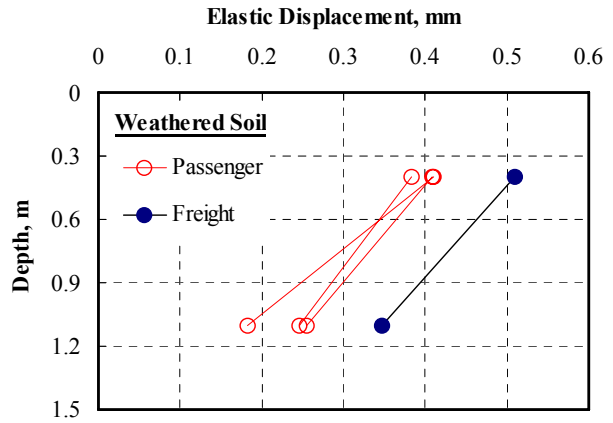


(a) 전동객차 (b) 양회 운반 화물열차

그림 8. 입도조정쇄석 강화노반의 수직 탄성변위 시간이력



(a) 입도조정쇄석 강화노반

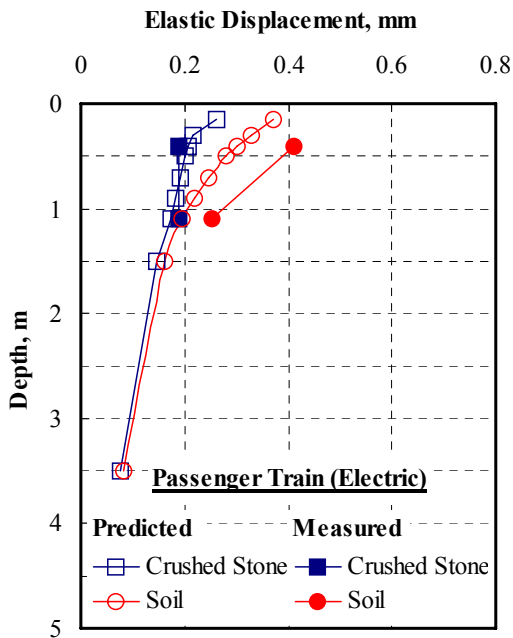


(b) 토사 강화노반

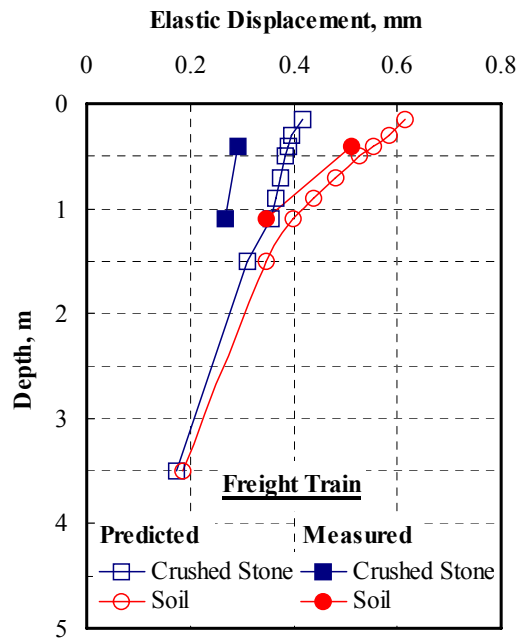
그림 9. 노반의 수직 탄성변위

4.2 해석 및 계측 결과 비교를 통한 회복탄성계수 예측모델 검증

열차하중에 의한 노반의 수직 탄성변위를 현장에서 계측하고 3차원 다층탄성해석의 결과와 비교하였다. 그림 10(a)는 전동객차 하중에 의한 노반의 변위이고 그림 10(b)는 화물열차에 의한 변위 결과이며 계측치와 해석결과를 같이 도시하였다. 계측결과와 해석결과가 거의 유사한 변위를 보였을 뿐만 아니라 동일한 열차하중의 경우 강화노반 종류에 따라 깊이별로 감소하는 경향도 매우 유사하였다. 현장 계측치와 해석 결과의 비교를 통해 본 연구에서 제안하는 회복탄성계수 예측모델과 모델인자가 철도노반의 해석 및 역학적 설계에 매우 유용하게 사용될 수 있음이 입증되었다.



(a) 열차하중: 전동객차



(b) 열차하중: 화물열차

그림 10. 현장계측과 다층탄성해석으로 구한 강화노반의 수직 탄성변위 비교

5. 결론

본 연구에서는 동적물성치를 이용하여 철도노반에 주로 사용되는 재료의 회복탄성계수 예측모델을 결정하였고, 이를 평가하기 위해 제안한 모델을 입력변수로 사용하여 수치해석을 수행하여 현장 계측 결과와 비교하였다. 본 연구의 주요 결론은 다음과 같다.

- 1) 본 연구에서는 철도노반의 입상재료에 대해 체적응력과 축차응력이 모두 반영된 예측모델을 사용하였다. 체적응력의 항을 일차 응력 불변량인 평균유효주응력으로 표현하였고 이에 대한 모델인자는 크로스홀 시험으로부터 획득하였다. 회복탄성계수에 대한 축차응력 항은 변형률 크기의 함수로 표현되는 수정 쌍곡선 모델을 적용하였다. 변형률 크기에 대한 영향은 정규화 탄성계수 감소곡선으로 표현할 수 있으며 공진주시험 또는 경험식 등을 통해 결정하였다.
- 2) 본 연구를 통해 제안된 회복탄성계수 예측모델을 검증하기 위해 평택에 위치한 강화노반 현장을 대상으로 3차원 다층탄성해석을 통해 강화노반의 탄성거동을 평가하였고, 그 결과를 화물열차 및 여객열차가 현장을 통과할 때 계측된 수직 탄성변위와 비교하였다. 계측결과와 해석결과가 거의 유사한 탄성변위를 보였을 뿐만 아니라 동일한 열차하중의 경우 강화노반 종류에 따라 깊이별로 감소하는 경향도 매우 유사하였다. 따라서 본 연구에서 제안한 예측모델 및 모델인자가 실제 설계에 유용하게 사용될 수 있을 것으로 평가되었다.

감사의 글

본 연구는 국토해양부 건설교통R&D정책·인프라사업의 연구비지원(C105B1000008-07B010000612)에 의해 수행되었으며 이에 감사를 드립니다.

참고문헌

1. 박철수, 최찬용, 최충락, 목영진(2008), “열차 하중에 의한 철도노반의 거동 분석,” **2008 한국지반공학회 봄학술발표회 논문집**, 한국지반공학회, pp.587-598.
2. 오세봉, 권기철, 정순용, 김동수(2000), “미소변형률 및 대변형률 조건의 거동에 대한 비등방경화 탄소성 구성모델,” **한국지반공학회 논문집**, 제16권, 제1호, pp. 65-73.
3. Darendeli, B. M. (2001), *Develop of A New Family of Normalize Modulus Reduction and Material Damping Curves*, Ph. D. Dissertation, Univ. of Texas at Austin., 362 pp.
4. Kim, D. S. and Stokoe, K. H. II(1992), “Characterization of Resilient Modulus of Compacted Subgrade Soils Using Resonant Column and Torsional Shear Tests,” *Transportation Research Record 1369*, TRB, National Research Council, Washington, D. C., pp. 83-91.
5. May, R. W. and Witczak, M. W.(1981), “Effective Granular Modulus to Model Pavement Responses,” *Transportation Research Record 810*, TRB, National Research Council, Washington, D. C., pp. 1-9.
6. Menq, F. Y.(2003), *Dynamic Properties of Sandy and Gravelly soils*, Ph. D. Dissertation, The University of Texas at Austin.
7. Pezo, R. F. and Hudson, W. R.(1994), “Comparisons of Laboratory and Field Measurements of Resilient Modulus of Non-Granular Materials,” *Dynamic Geotechnical Testing II*, ASTM STP 1213, ASTM, Philadelphia, pp. 234-245.