

PROPAGACJA W PODŁOŻU DRGAŃ GENEROWANYCH PRZEZ KOLEJE DUŻYCH PRĘDKOŚCI

Janusz Kogut

Dr inż., Instytut Mechaniki Budowli, Wydział Inżynierii Lądowej, Politechnika Krakowska, ul. Warszawska 24, 31-155 Kraków, e-mail: jkogut@pk.edu.pl

Streszczenie. Niniejsza praca prezentuje opis propagacji w gruncie drgań komunikacyjnych wywołanych przez pojazdy szynowe kolei dużych prędkości (KDP). Zakłada się, że tor kolejowy jest nieskończenie długą belką Eulera położoną na nieskończonej, poziomo uwarstwionej półprzestrzeni sprężystej odwzorowującej grunt. Model, który w pełni uwzględnia dynamiczną interakcję pociągu, konstrukcji toru kolejowego oraz gruntu poprzez funkcję przejścia z układu Eulera, związanego z pojazdem do nieruchomego układu współrzędnych Lagrange'a, jest weryfikowany pod względem propagacji fal powstałych na skutek wymuszeń impulsowych w gruncie oraz przyłożonych punktowo do główki szyny.

Słowa kluczowe: dynamiczna interakcja tor-grunt, propagacja fal w gruncie

1. Numeryczne modelowanie interakcji tor-podłoże

Model numeryczny opisujący przejazd pojazdu szynowego i propagację efektów jego oddziaływania poprzez grunt na otoczenie składa się z następujących elementów (por. np. [1, 10]):

- pojazdu stanowiącego źródło wymuszenia (w tym przypadku jest to pojazd szynowy),
- interakcji pojazdu z drogą poruszania się (na styku pojazd-tor kolejowy lub koło-szyna),
- interakcji pomiędzy torowiskiem a gruntem,
- propagacji drgań wywołanych przejazdem pojazdu poprzez grunt,
- interakcji pola zaburzeń z konstrukcją posadowioną w gruncie,
- odpowiedzi dynamicznej konstrukcji.

W trakcie analiz możemy rozróżnić następujące typy obciążeń:

- poruszające się obciążenia stałe w czasie,
- stacjonarne, zmienne w czasie obciążenia dynamiczne,
- ruchome, zmienne w czasie obciążenia dynamiczne.

W niniejszym artykule opisano interakcję toru kolejowego z uwarstwowionym podłożem gruntowym. Szyny poprzez podkładki tłumiące drgania (pady) są przytwierdzone, za pomocą - dawniej śrub - obecnie również innych typów złączy, do torowiska. Tego typu połączenie odwzorowuje się przy pomocy dyskretnych

elementów sprężysto - tłumiących. Budowa współczesnych torowisk w niektórych przypadkach znacznie odbiega od swoich klasycznych wzorców. Tym niemniej nadal dominują dwa jego typy:

- szyny położone na podkładach na warstwie podtorza,
- szyny kładzione bezpośrednio lub pośrednio na płytę betonową (bezbala-stowe).

Oczywiście występują różne odmiany poszczególnych typów torowisk, różne typy podkładów (np. monobloki, duobloki). Charakterystyczne w obliczeniach sił interakcji są modele sztywnego podkładu o trzech stopniach swobody, bazujące na przemieszczeniu pionowym środka ciężkości oraz uwzględniające jego obroty pionowe wokół tego punktu (por np. [16]).

W dalszej kolejności analizowane są przemieszczenia uogólnione kolejnych podkładów znajdujących się w interakcji z podsypką lub gruntem oraz wzajemnie między sobą [7]. Równanie ruchu można rozwiązać wiążąc konstrukcję toru z gruntem oraz zakładając występowanie obciążenia impulsowego. Dodatkowo, zakładając, że konstrukcja jest niezmienna w kierunku osi podłużnej toru, można zastąpić dyskretnie podparcie szyny ciągłym, rozmytym połączeniem. Dla prędkości oraz częstotliwości badanych, założenie to nie wpływa znacząco na rozwiązanie. Ponadto może ono pozwolić na transformację w kierunku y do dziedziny liczb falowych k_y i sformułowaniu następującego równania:

$$[\tilde{\mathbf{K}}_{tr} + \tilde{\mathbf{K}}_s] \tilde{\mathbf{u}}_{tr} = \tilde{\mathbf{f}}_{tr} \quad (1)$$

w którym macierze $\tilde{\mathbf{K}}_r$ i $\tilde{\mathbf{K}}_s$ to kolejno sztywność dynamiczna (impedancja) toru oraz gruntu, zaś $\tilde{\mathbf{u}}_{tr}$ i $\tilde{\mathbf{f}}_{tr}$ to odpowiednio wektory przemieszczenia i obciążenia przyłożonego do toru.

W przypadku pojedynczego toru przemieszczenia można zapisać w formie $\tilde{\mathbf{u}}_{tr} = \{\tilde{u}_{r1}, \tilde{u}_{r2}, \tilde{u}_{sl}, \tilde{u}_{cz}\}^T$, oznaczając kolejno przemieszczenia pionowe poszczególnych szyn \tilde{u}_{r1} i \tilde{u}_{r2} oraz podkładów \tilde{u}_{sl} , a także przemieszczenia punktów położonych na brzegu podsypki i gruntu \tilde{u}_{cz} . Wektor sił jest równy $\tilde{\mathbf{f}}_{tr} = \{\tilde{f}_{r1}, \tilde{f}_{r2}, 0, 0\}^T$, gdyż obie szyny są obciążone równocześnie połową obciążenia impulsowego. Stąd macierz sztywności dynamicznej toru $\tilde{\mathbf{K}}_{tr}$ zapiszemy jako:

$$\tilde{\mathbf{K}}_{tr} = \begin{bmatrix} \bar{K}_r + \bar{K}_p & 0 & -\bar{K}_p & 0 \\ 0 & \bar{K}_r + \bar{K}_p & -\bar{K}_p & 0 \\ -\bar{K}_p & -\bar{K}_p & \bar{K}_{sl} + 2\bar{K}_p + \bar{K}_b & -\bar{K}_b \\ 0 & 0 & -\bar{K}_b & \bar{K}_b \end{bmatrix} \quad (2)$$

W przypadku klasycznego rozwiązania konstrukcji toru sztywność dynamiczna $\bar{K}_p = E_r I_r k_y^4 - \rho_r A_r \omega^2$, gdzie $E_r I_r$ to sztywność na zginanie, zaś $\rho_r A_r$ to masa szyn na jednostkę długości. Podkładki zamodelowano jako ciągłą warstwę połączeń sprężysto-tłumiących ze sztywnością dynamiczną równą $\bar{K}_p = \bar{K}_p + i\omega\bar{c}_p$. Parametry sztywności \bar{K}_p oraz tłumienia \bar{c}_p pojedynczej przekładki służą do obliczenia rozmytej sztywności $\bar{k}_p = \frac{\bar{K}_p}{d_s}$ i rozmytego tłumienia $\bar{c}_p = \frac{\bar{c}_p}{d_s}$ odpowiedniego dla

całego toru, gdzie d_s to odległość między podkładami. Masa podkładów zostaje również potraktowana jako rozmyta przy założeniu, że pojedynczy podkład nie pracuje na zginanie, jedynie zaś jego masa $\rho A = \bar{m}_s = \frac{m_s}{d_s}$ jest istotna w procesie dynamicznym. Stąd $\tilde{K}_s = -m_s \omega^2$. Warstwa podsypki, podobnie jak przekładka zostaje uwzględniona jako ciągła warstwa połączeń sprężysto-tłumiących ze sztywnością $\tilde{K}_b = \bar{k}_b + i\omega\bar{c}_b$. Z uwagi na symetrię, sztywność k_b oraz tłumienie c_b połowy podsypki $\bar{k}_b = \frac{2k_b}{d_s}$ oraz $\bar{c}_b = \frac{2c_b}{d_s}$ posłużą do obliczenia rozmytej sztywności dla całego toru.

Obciążenia dynamiczne są dalej przekazywane do otoczenia propagując się poprzez grunt. Zakłada się, że są one harmoniczne w czasie i przestrzeni. Ponieważ mamy do czynienia z małymi przemieszczeniami i deformacjami - możemy bazować na sprężystym modelu podłoża, uwzględniającym występowanie uwarstwionej poziomo półprzestrzeni sprężystej. Z podstawowych analiz równań liniowej teorii sprężystości: równań równowagi, związków przemieszczeniowych oraz konstytutywnych, przy założeniu występowania w gruncie tłumienia materiałowego i geometrycznego, można - przyjmując istnienie skalarnych potencjałów - opisać propagację fal podłużnych (P) i poprzecznych (S_V i S_H) w podłożu (np. w układzie współrzędnych walcowych). Dokonując dekompozycji Helmholtza można odseparować potencjały w równaniach cząstkowych ruchu. Następnie dokonując transformacji Fouriera z dziedziny czasu do dziedziny częstotliwości oraz z dziedziny przestrzeni do dziedziny falowej (w walcowym układzie współrzędnych - transformata Hankela) można otrzymać rozwiązanie za pomocą funkcji Bessela z uwzględnieniem dyspersji. Analiza poprzecznie uwarstwionego podłoża nakłada na nas spełnienie dodatkowo warunków ciągłości i równowagi naprężeń na styku pomiędzy poszczególnymi warstwami gruntu. Sprowadza się to do utworzenia, dla każdego pojedynczego elementu w warstwie poziomej, macierzy sztywności dynamicznej zwanej macierzą Kausela-Roesseta (por. [5]) o rozmiarze $[4 \times 4]$ w kierunku stycznym oraz $[2 \times 2]$ w kierunku normalnym. Podobna macierz, ale o wymiarze $[2 \times 2]$ w kierunku stycznymi oraz $[1 \times 1]$ w kierunku normalnym występuje dla półprzestrzeni sprężystej. Niekiedy zamiast powyższej macierzy stosuje się macierz sztywności dynamicznej Haskella-Thomsona do opisanie w/w relacji (por. np. [14, 15]). Gdy przyjmiemy, że wektory własne są zależne tylko od częstotliwości i liczby falowej oraz użyjemy ich jako funkcji kształtu, nie ma potrzeby podziału warstw na mniejsze elementy, zarówno z uwagi na uwzględnienie masy gruntu, jak i propagacji fali, która opisana w ten sposób jest dokładna. Aby wymiar macierzy się zgadzał sztywność dynamiczną gruntu określamy jako (por. [11]):

$$\tilde{\mathbf{K}}_s = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \tilde{K}_{bb}^s \end{bmatrix} \quad (3)$$

gdzie: \tilde{K}_{bb}^s to sztywność na zginanie, pochodząca z równania równowagi na powierzchni styku gruntu z podsypką Σ zapisana w postaci:

$$\tilde{K}_{bb}^s = \int_{\Sigma} \phi_r \tilde{t}_{sz}(\tilde{\phi}_s) d\Gamma \quad (4)$$

gdzie $\tilde{t}_{sz}(\tilde{\phi}_s)$ jest reprezentacją w przestrzeni częstotliwości i liczb falowych $t_{sz}(\phi_s)$ – pionowego składnika sił powierzchniowych dla pola zaburzeń propagujących się w gruncie $\mathbf{t}_s = \sigma_s \mathbf{n}$, z normalną zewnętrzną \mathbf{n} , a ϕ_s i ϕ_r są wektorami przemieszczeń dla każdej częstotliwości i liczby falowej odpowiednio dla gruntu i toru. Rozwiązanie może być dokonane, gdy uwzględni się przetransformowane obciążenia powierzchniowe, działające w kierunku pionowym i poziomym. Z reguły dokonuje się tego używając metod numerycznych (MES, MEB). W przypadku tej drugiej można posłużyć się rozwiązaniami fundamentalnymi dla odpowiednio zdyskretyzowanej powierzchni 3-D, lub wykorzystując periodyczność w kierunku podłużnym, 2-D. Złożenie funkcji Greena pozwala na znaczne skrócenie czasu obliczeń i wykorzystane bywa do obliczenia dynamicznej odpowiedzi gruntu (por. [2, 5, 12]).

Rozwiązanie równania (1) dostarcza nam przemieszczenia gruntu na styku z konstrukcją torowiska, co z kolei pozwala na obliczenie pola naprężeń $\tilde{t}_{sz}(x, k_y, z = 0, \omega)$ na styku grunt-konstrukcja Σ . Z zasady wzajemności można otrzymać funkcję przejścia $\tilde{h}_{zi}(\xi_1, \xi_2, \xi_3, \omega)$ pomiędzy torowiskiem a gruntem jako:

$$\tilde{h}_{zi}(\xi_1, k_y, \xi_3, \omega) = \int_{\Sigma} \tilde{u}_{zi}^G(\xi_1 - x, k_y, \xi_3, \omega) \tilde{t}_{sz}(x, k_y, z = 0, \omega) d\Gamma \quad (5)$$

gdzie $\tilde{u}_{zi}^G(\xi_1, k_y, \xi_3, \omega)$ - zdefiniowano jako funkcje Greena poziomo uwarstwionego gruntu pod konstrukcją torowiska, reprezentującą przemieszczenia przy pionowym obciążeniu impulsowym.

2. Odpowiedź gruntu dla ruchomego źródła wymuszenia

Przy założeniu, że grunt i torowisko pozostają niezmiennie wzdłuż osi y i stosując zasadę Bettiego można zapisać odpowiedź $\{\xi_x, \xi_y, \xi_z\}^T$ dla k -tej osi jako:

$$u_{si}(\xi_x, \xi_y, \xi_z, t) = \int_{-\infty}^t g_k(\tau) h_{zi}(\xi_x, \xi_y - y_k - v\tau, \xi_z, t - \tau) d\tau \quad (6)$$

Odpowiedź dla poruszającego się obciążenia można zatem określić poprzez obliczenie odpowiedzi dla nieruchomego obciążenia impulsowego przyłożonego w pozycji $\{x_s, 0, z_s\}^T$. Dokonując podwójnej transformaty Fouriera otrzymujemy następujące wyrażenie:

$$\begin{aligned} \bar{u}_{si}(\xi_x, k_y, \xi_z, \omega) = \\ \hat{g}_k(\omega - k_y v) \hat{h}_{zi}(\xi_x, k_y, \xi_z, \omega) \exp(+ik_y y_k) \end{aligned} \quad (7)$$

Zaletą powyższego równania jest to, że funkcja przejścia znajduje się w dziedzinie częstotliwości i liczb falowych. Gdy zwrócimy uwagę na częstość kołową ω - to następuje jej przesunięcie o $k_y v$ w wyrażeniu na siłę. Wywołuje to efekt znany jako efekt Dopplera. Odpowiedź ostateczną w dziedzinie czasu i przestrzeni można uzyskać poprzez podwójną odwrotną transformatę Fouriera równania (7).

3. Podatność dynamiczna konstrukcji toru

Aby otrzymać wyrażenie opisujące podatność toru, podwójną transformatę Fouriera zastosowano do wzoru (7) tak, aby obliczyć odpowiedź w ruchomym układzie Eulera $(\hat{\xi}_x, \hat{\xi}_y, \hat{\xi}_z, t)$, wraz z założeniem, że $\hat{\xi}_y = \xi_y - vt$:

$$\begin{aligned} u_{si}(\xi_x, \hat{\xi}_y, \xi_z, t) = \\ \frac{1}{4\pi^2} \int_{-\infty}^{+\infty} \int_{-\infty}^{+\infty} \hat{g}_k(\omega - k_y v) \hat{h}_{zi}(\xi_x, k_y, \xi_z, \omega) \\ \exp[-ik_y(\hat{\xi}_y + vt - y_k)] \exp(+i\omega t) dk_y d\omega \end{aligned} \quad (8)$$

Częstość kołową ω zastępujemy $\tilde{\omega} = \omega + k_y v$:

$$\begin{aligned} u_{si}(\xi_x, \hat{\xi}_y, \xi_z, t) = \\ \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{+\infty} \left[\frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{+\infty} \hat{g}_k(\tilde{\omega}) \hat{h}_{zi}(\xi_x, k_y, \xi_z, \tilde{\omega} + k_y v) \right. \\ \left. \exp[-ik_y(\hat{\xi}_y - y_k)] dk_y \right] \exp(+i\tilde{\omega} t) d\tilde{\omega} \end{aligned} \quad (9)$$

Wyrażenie w nawiasie reprezentuje transformatę Fouriera $\hat{u}_{si}(\xi_x, \hat{\xi}_y, \xi_z, \tilde{\omega})$ odpowiedzi w ruchomym układzie odniesienia. Równanie to pozwala na obliczenie elementów macierzy podatności konstrukcji toru $H_{lk}^t(\tilde{\omega})$ jako:

$$\begin{aligned} H_{lk}^t(\tilde{\omega}) = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{+\infty} \hat{h}_{zi}(\xi_x, k_y, \xi_z, \tilde{\omega} + k_y v) \\ \exp[-ik_y(y_l - y_k)] dk_y \end{aligned} \quad (10)$$

Wzór (10) wyraża odpowiedź toru w punkcie l na jednostkowe wymuszenie impulsowe w pozycji osi k .

4. Weryfikacja modelu

Dynamiczne współczynniki toru kolejowego

Rozważany szlak kolejowy jest tradycyjnym torem bezстыkowym złożonym z szyn UIC60 o masie jednostkowej $m_r = 60$ kg/m oraz momencie bezwładności

$I = 0,03055 \times 10^{-4} \text{ m}^4$. Szyny przytwierdzono do podkładów za pomocą podkładek gumowych Pandrol o grubości 11 mm. Podkłady strunobetonowe mają długość $l = 2,50 \text{ m}$, szerokość $b = 0,285 \text{ m}$, oraz wysokość $h = 0,205 \text{ m}$ (pod szyną). Podsypkę stanowi warstwa porfiru o grubości $d = 0,35 \text{ m}$, o wymiarze ziaren w przedziale 25/50 mm, leżąca na kolejnych dwóch warstwach podbudowy. Pojedynczy tor ma zatem szerokość 2,50 m. Przyjęto obciążenie toru w jego środku ciężkości, a szyny zamodelowano jako belki Eulera. W trakcie testów dynamicznych poprzedzających homologację toru dokonano pomiarów podatności dynamicznej szyn w stanie obciążenia statycznego oraz bez dodatkowego obciążenia [8], pomiarów współczynnika pochłaniania drgań przez szyny oraz propagacji drgań i funkcji przejścia pomiędzy przekrojami wzdłuż osi y toru. Na podstawie niniejszych badań określono częstotliwość rezonansową nieobciążonego toru na $f_t = 63,5 \text{ Hz}$, zaś pojedynczej szyny na $f_r = 347 \text{ Hz}$. Pozostałe parametry dynamiczne określono korzystając z pomiarów i dostosowując w procesie optymalizacji rezultaty modelowe do wyników badań. Na takiej podstawie określono sztywność podsypki w granicach $k_b = 33\text{-}43 \text{ kN/mm}$, zaś współczynniki tłumienia $c_b = 45\text{-}53 \text{ kNs/m}$. Parametry podsypki zostały zatem przyjęte jako rozmyte: $\bar{k}_b = \frac{2k_b}{d_s} = 111,61 \times 10^6 \text{ N/m}^2$ oraz $\bar{c}_b = \frac{2c_b}{d_s} = 175,23 \times 10^3 \text{ Ns/m}^2$.

Określono również sztywność podkładek w granicach $k_p = 102\text{-}123 \text{ kN/mm}$, zaś współczynniki tłumienia $c_p = 2\text{-}5 \text{ kNs/m}$. Parametry podkładek zostały przyjęte jako rozmyte: $\bar{k}_p = \frac{k_p}{d_s} = 171,37 \times 10^6 \text{ N/m}^2$ oraz $\bar{c}_p = \frac{c_p}{d_s} = 7,91 \times 10^3 \text{ Ns/m}^2$. Parametry te mieszczą się w dopuszczalnych przedziałach podawanych w literaturze [3, 6]. Masę podkładów również przyjęto jako rozmytą $\rho A = \bar{m}_s = \frac{m_s}{d_s} = 500 \text{ kg/mb}$ toru.

Dynamiczna charakterystyka gruntu

Badania przeprowadzone w pobliżu linii kolejowej obejmowały analizę spektralną fal powierzchniowych [13] - SASW oraz sondowania przy pomocy sondy zagłębionej w gruncie [4] - SCPT. Rezultaty badań pozwoliły na przyjęcie tezy, że grunt składa się z warstwy o grubości 3,0 m, o prędkości rozchodzenia się fal poprzecznych 150 m/s, pod którą mieści się warstwa gruntu o prędkości rozchodzenia się fali poprzecznej równej 280 m/s (profil 1 z tab. 1).

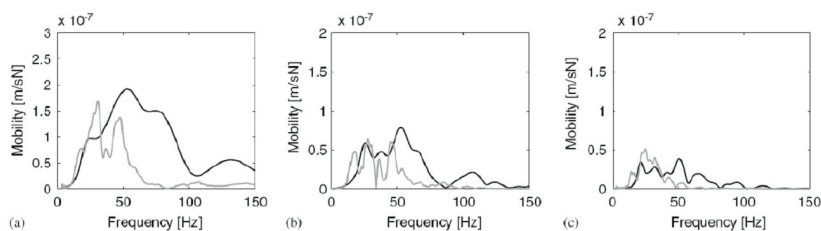
Tabela 1. Parametry dynamiczne gruntu (profil 1)

Warstwa	Tłumienie	C_s	H	ν	g
	[-]	[m/s]	[m]	[-]	[kg/m ³]
1	0,03	150	3	0,33	2000
2	0,03	280	$+\infty$	0,33	3000

Mobilność $\hat{M}_z(\omega)$ można zdefiniować jako

$$\hat{M}_z(\omega) = \hat{v}_z^{av}(\omega) / \hat{F}_z^{av}(\omega)$$

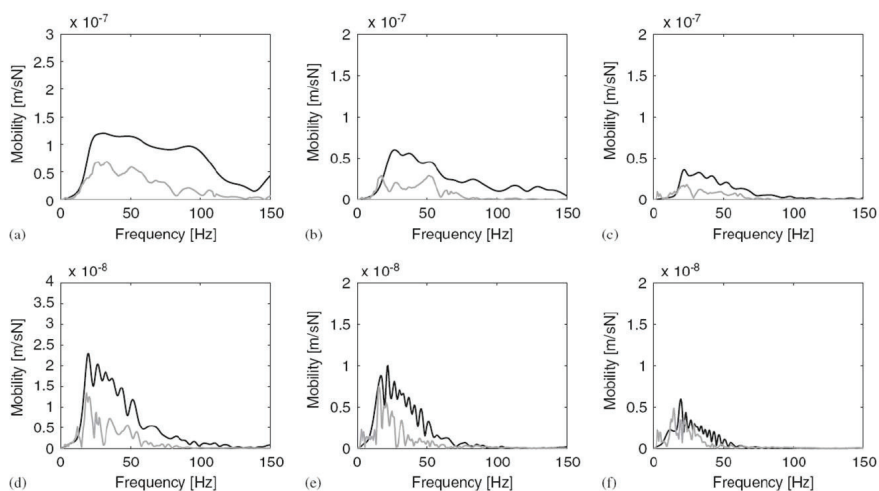
stosunek średniej prędkości drgań $\hat{v}_z^{av}(\omega)$ do średniej siły wymuszenia $\hat{F}_z^{av}(\omega)$. Została ona obliczona dla odpowiedzi gruntu mierzonych w czasie testów SASW. Aby zweryfikować poprawność rozwiązania porównano rozwiązanie dla profilu gruntowego modelowanego za pomocą metody elementów brzegowych z rezultatami pomiarów. Rys. 1 przedstawia mobilność pomierzoną w punktach 8, 16 i 24 m od źródła wymuszenia dla badanego profilu gruntowego. Rezultaty uzyskane z modelowania wyraźnie niedoszacowują odpowiedzi poniżej 40 Hz, zaś odpowiedź dla wyższych częstotliwości jest przeszacowana.



Rys. 1. Mobilność pomierzona (szary) i obliczona (czarny) dla profilu gruntowego (a) 8 m, (b) 16 m i (c) 24 m

5. Funkcje przejścia pomiędzy torem i gruntem

Funkcje przejścia zostały określone w trakcie eksperymentu polegającego na pomiarze odpowiedzi dynamicznej gruntu na wymuszenie obciążeniem impulsowym działającym na główkę szyny [9]. Rys. 2 przedstawia rezultaty mobilności pomierzonej w odległościach od 8 m do 64 m od krawędzi toru. Zamieszczono również rezultaty numerycznych symulacji dla profilu gruntowego z tab. 1. Rezultaty pomiarów i symulacji wskazują podobny charakter aczkolwiek symulacje wykazują zawyżone odpowiedzi. W punkcie pomiarowym oddalonym o 8 m od źródła wymuszenia występuje podobny skład częstotliwościowy z maksimum około 30 Hz. W punkcie pomiarowym oddalonym o 64 m od źródła wymuszenia - maksymalna wartość pomierzonej odpowiedzi jest przesunięta w kierunku niższych częstotliwości do ok. 20 Hz a odpowiedź powyżej 60 Hz jest niewielka na skutek tłumienia wyższych częstotliwości drgań w gruncie. W trakcie eksperymentu polegającego na pomiarze odpowiedzi dynamicznej gruntu na wymuszenie obciążeniem impulsowym działającym na główkę szyny [9] pomierzono również widmowe funkcje przejścia wzdłuż toru, zaś krótko przed testami homologacyjnymi pomierzono początkową wartość nierówności torowiska. Pomiarów takich dokonano na dwóch torach i każdej szynie oddzielnie.



Rys. 2. Pomierzone (szary) i obliczone (czarny) funkcje przejścia (a) 8 m, (b) 16 m, (c) 24 m, (d) 32 m, (e) 48 m i (f) 64 m od źródła wymuszenia

6. Cechy charakterystyczne ruchomego źródła wymuszenia

Dwa typy pociągów były źródłem wymuszenia w trakcie testów homologacyjnych: pociąg Intercity (IC) oraz pociąg KDP - Thalys. Fot. 1 przedstawia skład KDP Thalys składający się z 2 lokomotyw oraz 8 wagonów. Każda lokomotywa ma 2 wózki jezdne oraz 4 osie. Połączeniami międzywagonowymi są tutaj wózki jezdne. Charakterystykę pociągu KDP Thalys przedstawiono w tab. 2.



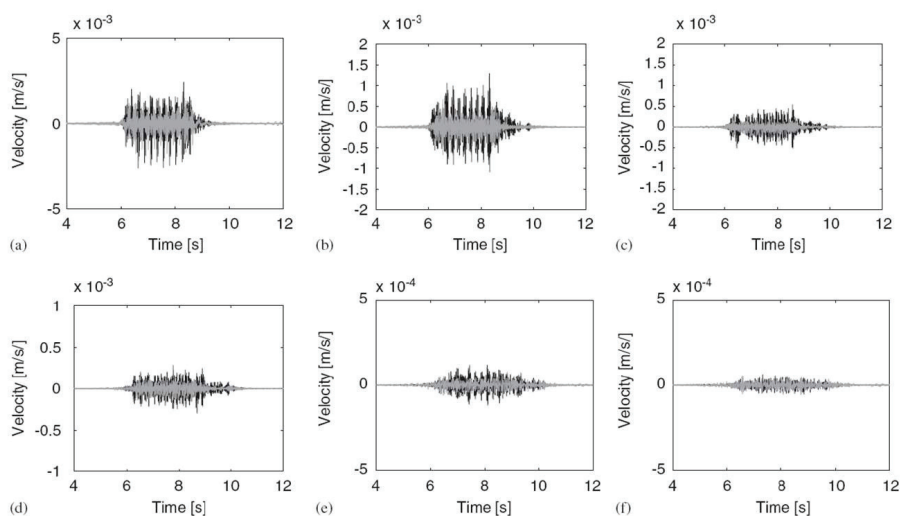
Fot. 1. Przejazd pociągu KDP Thalys przez profil pomiarowy

Tabela 2. Cbarakterystyka geometryczna i masowa pociągu KDP Thalys

	Ilość wagonów	Ilość osi	L_t [m]	L_b [m]	L_a [m]	M_t [kg]	M_s [kg]	M_u [kg]
Lokomotywa	2	4	22,15	14,00	3,00	17000	14973	2027
Boczny wagon	2	3	21,84	18,70	3,00	17000	14973	2027
Centralny wagon	2	2	18,70	18,70	3,00	17000	14973	2027

7. Symulacje numeryczne i ich porównanie do wyników badań

Przejazd pociągu zamodelowano jako przejazd modelu o 26 dynamicznych stopniach swobody odpowiadających liczbie osi w pociągu, gdzie każdy stopień swobody odpowiada masie nieusprężynowanej M_u , jak opisano w tab. 2. Siły interakcji zostały obliczone dla przejazdu KDP Thalys z prędkością 294 km/h. Dla sztucznie wygenerowanego profilu nierówności pokazano na rys. 3 odpowiedź dynamiczną gruntu dla (a) 8 m, (b) 16 m, (c) 24 m, (d) 32 m, (e) 48 m i (f) 64 m od krawędzi toru.

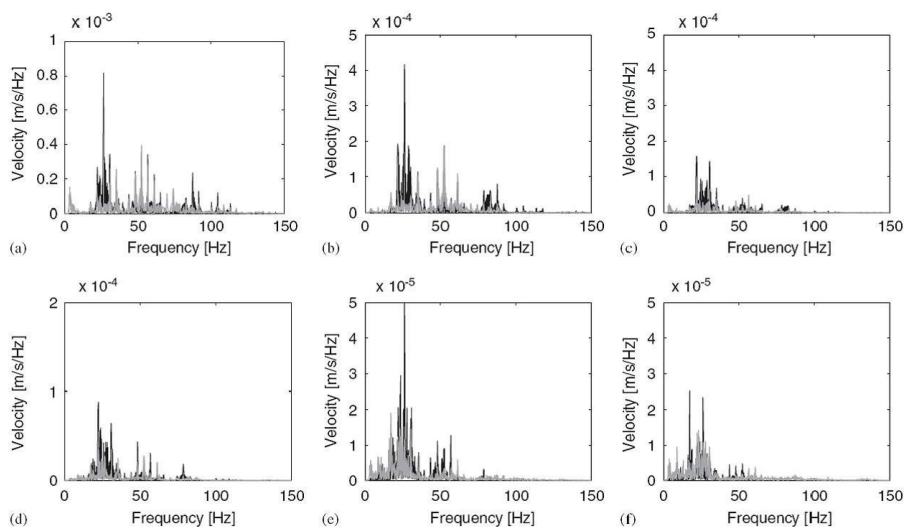


Rys. 3. Przebieg czasowy pionowej odpowiedzi dynamicznej gruntu podczas przejazdu pociągu Thalys z prędkością $v = 294$ km/h pomierzony (szary) i obliczony (czarny) (a) 8 m, (b) 16 m, (c) 24 m, (d) 32 m, (e) 48 m i (f) 64 m od toru

Z wykresów przebiegów czasowych warto zauważyć, że wartość szczytowa prędkości drgań gwałtownie spada wraz ze zmianą odległości od osi torowiska wskutek działania tłumienia materiałowego i ośrodka w gruncie.

Wielkości symulowanej odpowiedzi gruntu są nieznacznie wyższe w porównaniu z wielkościami pomierzonymi w trakcie testów homologacyjnych. Z wykresów częstotliwościowych (rys. 4) można zauważyć, że szerokie pasmo dominujących częstotliwości zostaje zawężone, a częstotliwości powyżej 60 Hz są pochłonięte

przez tłumienie w gruncie. Porównanie wyników symulacji i eksperymentu pokazuje, że taki ograniczony model bardzo dobrze odwzorowuje wszystkie charakterystyczne cechy dynamiczne przejazdu: czas przebiegu zwiększa się wraz z odległością od torowiska na skutek dyspersji fal w gruncie, wartości szczytowe prędkości drgań są przez model niewiele przeszacowane, zaś przedziały dominujących częstotliwości dobrze odwzorowane. W literaturze dostępne są bardziej zaawansowane i skomplikowane modele (por. [17, 18]), jednakże w ich przypadku uzyskanie doświadczalnych parametrów walidujących jest niekiedy niemożliwe.



Rys. 4. Charakterystyka częstotliwościowa pionowej odpowiedzi dynamicznej gruntu podczas przejazdu pociągu Tbalys z prędkością $v = 294$ km/h pomierzony (szary) i obliczony (czarny) (a) 8 m, (b) 16 m, (c) 24 m, (d) 32 m, (e) 48 m i (f) 64 m od toru

8. Uwagi końcowe

Niniejsza praca prezentuje model dynamiczny opisujący przejazd pojazdu szynowego KDP i propagację efektów jego oddziaływania w gruncie. Model ten zakłada, że pociąg jest układem dynamicznym dyskretnym o skończonej liczbie stopni swobody. Tor kolejowy jest nieskończenie długą belką Eulera położoną na nieskończonej, poziomo uwarstwionej półprzestrzeni sprężystej odwzorowującej grunt. Model w pełni uwzględnia dynamiczną interakcję pociągu, konstrukcji toru kolejowego oraz gruntu poprzez funkcję przejścia z układu Eulera, związanego z pojazdem do nieruchomego układu współrzędnych Lagrange'a.

Aby model ten został zweryfikowany została przeprowadzona seria eksperymentów pomiarowych mających na celu określenie charakterystyki dynamicznej poszczególnych elementów składowych, tj. torowiska (pomiaru nierówności, badanie podatności oraz impulsowych funkcji przejścia dla gruntu (testy SASW oraz SCPT), a także bezpośrednio - pomiary drgań podczas testów homologacyjnych.

Model numeryczny został zweryfikowany na różnych poziomach: rezultaty testów dynamicznych gruntu posłużyły do weryfikacji dynamicznych własności profilu gruntowego, funkcje przejścia pomiędzy torowiskiem i gruntem zostały porównane z rezultatami eksperymentalnymi.

Literatura

- [1] Clouteau D., Al-Hussaini T.M., Degrande G., Hunt H., Stochastic modelling of traffic induced vibrations. In 1st Albert Caquot International Conference. Modelling and simulation in civil engineering: from practice to theory, Paris, France, October 3-5 2001. CD-ROM.
- [2] F.C.P. de Barros, Luco J.E., Moving Green's functions for a layered visco-elastic halfspace. Technical report, Department of Applied Mechanics and Engineering Sciences, University of California, San Diego, La Jolla, California, May 1992.
- [3] Esveld C., Modern railway track. MRT-Productions, Zaltbommel, 2001.
- [4] Haegeman W., In situ tests Retie-Waremme-Lincent. Report RUG IV.1.16.3, Soil Mechanics Laboratory, Ghent University, September 2001. STWW Programme Technology and Economy, Project IWT-000152.
- [5] Kausel E., Roësset J.M., Stiffness matrices for layered soils. Bulletin of the Seismological Society of America, 71(6):1743–1761, 1981.
- [6] Knothe K., Grassie S.L., Modelling of railway track and vehicle/track interaction at high frequencies. Vehicle Systems Dynamics, 22: 209–262, 1993.
- [7] Knothe K., Wu Y., Receptance behaviour of railway track and subgrade. Archive of Applied Mechanics, 68: 457–470, 1998.
- [8] Kogut J., Degrande G., Assessment of the dynamic parameters of the HST track L2 Brussels – Köln in Lincent using rail receptance measurements. Report BWM-2003-05, Department of Civil Engineering, Katholieke Universiteit Leuven, March 2003. STWW Programme Technology and Economy, Project IWT-000152.
- [9] Kogut J., Degrande G., Transfer functions between the HST track and the free field on the line L2 Brussels-Köln in Lincent. Report BWM-2003-03, Department of Civil Engineering, Katholieke Universiteit Leuven, January 2003. STWW Programme Technology and Economy, Project IWT-000152.
- [10] Lombaert G., Degrande G., Clouteau D., Numerical modelling of free field traffic induced vibrations. Soil Dynamics and Earthquake Engineering, 19(7):473–488, 2000.
- [11] Lombaert G., François S., Degrande G., Kogut J., Validation of a numerical model for railway induced vibrations. In Proceedings of the 6th Na-

- tional Congress on Theoretical and Applied Mechanics, Ghent, Belgium, May 2003.
- [12] Luco J.E., Apsel R.J., On the Green's functions for a layered half-space. Part I. Bulletin of the Seismological Society of America, 4:909–929, 1983.
- [13] Pyl L., Degrande G., Determination of the dynamic soil characteristics with the SASW method at a site in Lincent. Report BWM-2001-02, Department of Civil Engineering, Katholieke Universiteit Leuven, August 2001. STWW Programme Technology and Economy, Project IWT-000152.
- [14] Sheng X., Jones C.J.C., Petyt M., Ground vibration generated by a harmonic load acting on a railway track. Journal of Sound and Vibration, 225(1):3–28, 1999.
- [15] Sheng X., Jones C.J.C., Petyt M., Ground vibration generated by a load moving along a railway track. Journal of Sound and Vibration, 228(1):129–156, 1999.
- [16] Van den Broeck P., A prediction model for ground-borne vibrations due to railway traffic. PhD thesis, Department of Civil Engineering, Katholieke Universiteit Leuven, 2001.
- [17] Veritchev S.N., Instability of a vehicle moving on an elastic structure. PhD thesis, TU Delft, 2002.
- [18] Vostroukhov A.V., Three-dimensional Dynamic Models of a Railway Track for High-speed Trains. PhD thesis, TU Delft, 2002.