



HAL
open science

Modéliser l'interaction sol-structure en surface : champ vibratoire propagé par un viaduc ferroviaire

Ghislain Duval, Bernard Laulagnet

► **To cite this version:**

Ghislain Duval, Bernard Laulagnet. Modéliser l'interaction sol-structure en surface : champ vibratoire propagé par un viaduc ferroviaire. 16ème Congrès Français d'Acoustique, (CFA) 2022, Société Française d'Acoustique; Laboratoire de Mécanique et d'Acoustique, Apr 2022, Marseille, France. hal-03848402

HAL Id: hal-03848402

<https://hal.science/hal-03848402>

Submitted on 10 Nov 2022

HAL is a multi-disciplinary open access archive for the deposit and dissemination of scientific research documents, whether they are published or not. The documents may come from teaching and research institutions in France or abroad, or from public or private research centers.

L'archive ouverte pluridisciplinaire **HAL**, est destinée au dépôt et à la diffusion de documents scientifiques de niveau recherche, publiés ou non, émanant des établissements d'enseignement et de recherche français ou étrangers, des laboratoires publics ou privés.



16^{ème} Congrès Français d'Acoustique
11-15 Avril 2022, Marseille

Modéliser l'interaction sol-structure en surface : champ vibratoire propagé par un viaduc ferroviaire.

Ghislain Duval^a et Bernard Laulagnet^a

^aUniv Lyon, INSA Lyon, LVA, EA677, 69621 Villeurbanne, France



Le bruit solidien dans les bâtiments est un sujet de préoccupation grandissante pour les promoteurs immobiliers. Les bureaux d'études doivent donc pouvoir prévoir le champ vibratoire propagé dans les bâtiments et dimensionner des solutions de mitigation vibratoires. Il devient alors indispensable de disposer d'outils de modélisation de l'interaction entre le sol et les structures. C'est dans ce contexte qu'est développé un modèle d'interaction sol-structure à base analytique. Le couplage intervient à la surface du sol et sur des empreintes relativement petites face aux longueurs d'onde vibratoires dans le sol. La méthode de modélisation de la structure n'est pas spécifiée. Le schéma de résolution numérique tire parti du caractère modulaire de la formulation et vise à réduire les coûts de calcul, avec pour objectif de faciliter les études paramétriques et de dimensionnement. Ce modèle est confronté à la mesure du champ vibratoire engendré au sol par un viaduc supportant une ligne de métro. Les paramètres inconnus du problème les plus fortement dimensionnants sont étudiés séparément afin de faire correspondre au mieux la simulation à la mesure. Le modèle reproduit de façon acceptable le champ vibratoire mesuré, à l'exception du champ proche des piles de soutènement. Cette étude met également en évidence les sources d'erreur et de biais inhérentes à l'exercice de modélisation d'une interaction sol-structure réelle.

1 Introduction

Avec l'implantation récente de nombreuses lignes de tramway dans les grandes et moyennes villes françaises, et la multiplication des constructions d'immeubles aux abords de voies ferrées, les problématiques vibratoires dans les bâtiments deviennent un enjeu majeur du développement urbain. Des efforts normatifs importants sont actuellement entrepris suite à la promulgation de la loi d'orientation des mobilités en décembre 2019.

L'interaction entre sol et structure est un problème complexe qui requiert des moyens d'études spécifiques. Tout d'abord, le sol est un milieu de propagation naturellement hétérogène et variable suivant les sites d'étude. Ses caractéristiques mécaniques doivent donc être déterminées à chaque étude [1]. Ensuite, les situations d'interaction entre sol et structure peuvent être très variées, ce qui rend difficile la définition d'une méthode de prédiction standardisée. Deux approches couramment rencontrées en bureau d'études méritent toutefois d'être mentionnées. Le projet collaboratif RIVAS (*Railway Induced Vibration Abatement Solutions*) propose une méthode de prédiction du bruit solidien à proximité des voies ferrées basée sur un assemblage de fonctions de transfert [2], tandis que le logiciel MEFISSTO, développé au CSTB (Centre Scientifique et Technique du Bâtiment) [3], utilise une combinaison d'éléments finis et d'éléments de frontière pour simuler numériquement l'interaction sol-structure.

Le modèle d'interaction sol-structure développé dans cet article suit les travaux de Grau et Laulagnet [4, 5], pour lesquels l'approche adoptée s'inspire des travaux de rayonnement des structures vibrantes dans les milieux fluides. C'est un modèle à base analytique dont la principale contrainte est que la structure repose à la surface du sol sur de relativement petites empreintes, donc orienté vers des structures de type viaduc ou immeuble sur poteaux. L'approche analytique permet d'alléger les coûts numériques de calcul, ce qui rend cette méthode utile pour des études paramétriques ou de dimensionnement. Le modèle est confronté à la mesure du champ vibratoire propagé par un viaduc supportant une ligne de métro afin de valider l'approche et de mettre en lumière ses limites.

2 Modèle d'interaction sol-structure

Le modèle d'interaction présenté ici repose sur la résolution des équations du mouvement pour un sol stratifié. Dans un premier temps, la relation entre le champ de déplacement du sol et la contrainte appliquée à sa surface est établie dans l'espace des nombres d'ondes. La méthode employée pour modéliser le comportement de la structure n'est pas spécifiée dans le modèle : de façon générale, la structure est décomposée en nœuds vibratoires dont le déplacement doit être connu en fonction des forces appliquées. L'interaction entre sol et structure se fait en supposant que les surfaces de contact sont relativement petites face aux longueurs d'onde du problème, ce qui permet d'écrire la continuité des déplacements sur ces surfaces. La résolution du problème passe alors par la détermination de forces de couplage entre sol et structure.

La Figure 1 propose une vue en deux dimensions du modèle de sol. Il est décrit comme un empilement de n_L couches de matériaux, de dimensions latérales x et y infinies. La couche n_L est un demi-espace, c'est-à-dire qu'elle n'est pas bornée suivant sa profondeur z . Une contrainte σ_{zj} est appliquée en surface.

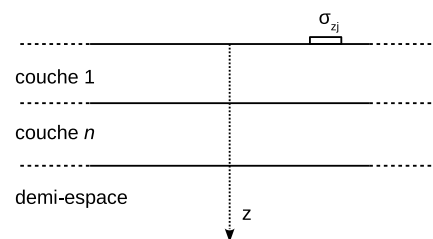


FIGURE 1 – Modèle de sol stratifié, vue 2D.

Chaque strate est constituée d'un matériau élastique continu, homogène, et isotrope : son champ de déplacement répond donc à l'équation de Navier Eq. (1), en régime harmonique de pulsation ω et sans force de volume. Les propriétés mécaniques du matériau sont décrites par ses coefficients de Lamé λ et μ et par sa masse volumique ρ .

$$\mu \Delta \mathbf{u} + (\lambda + \mu) \mathbf{grad}(\text{div } \mathbf{u}) + \rho \omega^2 \mathbf{u} = \mathbf{0} \quad (1)$$

Cette équation est résolue en procédant à une décomposition du champ de déplacement \mathbf{u} comme la somme du gradient d'un potentiel scalaire ϕ et du rotationnel d'un potentiel vectoriel ψ :

$$\mathbf{u} = \mathbf{grad} \phi + \mathbf{rot} \psi \quad (2)$$

Quatre équations de Helmholtz sur les potentiels sont alors obtenues en injectant l'Eq. (2) dans l'Eq. (1), sur lesquelles sont appliquées des transformées de Fourier 2D suivant x et y comme écrit Eq. (3). Le tilde désigne les fonctions transformées dans l'espace de Fourier (k_x, k_y) , l'indice i les coordonnées spatiales x, y, z , et k_1 et k_2 sont les nombres d'onde réduits tels que $k_1^2 = k_p^2 - k_x^2 - k_y^2$ et $k_2^2 = k_s^2 - k_x^2 - k_y^2$, avec k_p et k_s les nombres d'onde de compression-dilatation et de cisaillement respectivement.

$$\begin{cases} \Delta \phi + k_p^2 \phi = 0 \\ \Delta \psi + k_s^2 \psi = 0 \end{cases} \rightarrow \begin{cases} \frac{d^2 \tilde{\phi}}{dz^2} + k_1^2 \tilde{\phi} = 0 \\ \frac{d^2 \tilde{\psi}_i}{dz^2} + k_2^2 \tilde{\psi}_i = 0 \end{cases} \quad (3)$$

Ces équations ont alors des solutions de la forme :

$$\begin{cases} \tilde{\phi}(z) = A e^{-jk_1 z} + B e^{jk_1 z} \\ \tilde{\psi}_i(z) = C_i e^{-jk_2 z} + D_i e^{jk_2 z} \end{cases} \quad (4)$$

Il faut donc déterminer un ensemble de huit inconnues $\{A...D_i\}$ par couche de sol. Le sol est supposé libre à sa surface hors de la contrainte appliquée (le couplage avec l'air peut être raisonnablement ignoré) et de plus, contraintes et déplacements (liés par la loi de Hooke sous l'hypothèse de petits déplacements) sont considérés continus aux interfaces entre couches de sol. La condition de rayonnement de Sommerfeld traduit la propagation sans retour des ondes dans le demi-espace, ce qui entraîne $B = D_i = 0$ pour $n = n_L$. Enfin, la condition de jauge $\text{div} \psi = 0$ est écrite dans chaque couche de sol. Cet ensemble de conditions aux limites et de continuité est suffisant pour déterminer les inconnues du problème.

Le système d'équations né de ces conditions est résolu numériquement, en appliquant successivement trois contraintes unidirectionnelles unitaires à la surface du sol. Cela donne accès aux fonctions $N_{ij}(z)$, réponses du sol à la profondeur z et dans la direction i à une contrainte de surface appliquée dans la direction j . Le déplacement du sol, dans (k_x, k_y) , s'écrit alors comme la somme des produits des réponses unitaires par la contrainte appliquée :

$$\tilde{u}_i(z) = \sum_{j=x,y,z} N_{ij}(z) \tilde{\sigma}_{zj} \quad (5)$$

L'hypothèse est faite que la contrainte de surface est répartie sur m surfaces disjointes de petites dimensions, si bien que la contrainte appliquée sur chaque surface est considérée constante. La contrainte totale transformée $\tilde{\sigma}_{zj}$ s'écrit alors :

$$\tilde{\sigma}_{zj} = \sum_{q=1}^m \sigma_{zj}^{(q)} H^{(q)} = \sum_{q=1}^m \frac{F_j^{(q)}}{S^{(q)}} H^{(q)} \quad (6)$$

Les fonctions $H^{(q)}$ sont les transformées de Fourier 2D des surfaces de contact. En particulier, pour une surface rectangulaire, la fonction H est la transformée d'une porte bidirectionnelle et a donc une expression explicite. Le déplacement de sol dans l'espace réel s'obtient par transformée inverse de l'Eq. (5), ici sous forme matricielle :

$$\mathbf{u} = \sum_{q=1}^m \mathbf{J}^{(q)} \mathbf{F}^{(q)} \quad (7)$$

La matrice $\mathbf{J}^{(q)}$ contient les intégrales $J_{ij}^{(q)}$ qui doivent être évaluées numériquement. Elles ont pour expression :

$$J_{ij}^{(q)} = \frac{1}{4S^{(q)}\pi^2} \iint_{k_x, k_y} N_{ij}(z) H^{(q)} e^{j(k_x x + k_y y)} dk_x dk_y \quad (8)$$

La structure couplée est considérée comme un ensemble de nœuds de vibration (α, β) dont les déplacements w_i en réponse aux forces appliquées sur la structure sont accessibles. De façon similaire à l'Eq. (5), ils s'écrivent composés à partir des réponses unitaires $W_{ij}^{(\alpha\beta)}$:

$$w_i^{(\alpha)} = \sum_{\beta} \sum_{j=x,y,z} W_{ij}^{(\alpha\beta)} F_j^{(\beta)} \quad (9)$$

L'ensemble de ces nœuds est ensuite subdivisé en m nœuds de couplage (indice c) en contact avec le sol, l nœuds avec force interne (indice t), et les autres nœuds sur lesquels il n'est pas appliqué de sollicitation. La Figure 2 fournit un exemple de cette opération sur une structure symbolique de type viaduc. Le déplacement des nœuds de couplage s'écrit donc, sous forme matricielle :

$$\mathbf{w}_c^{(p)} = \sum_{q=1}^m \mathbf{W}_c^{(pq)} \mathbf{F}_c^{(q)} + \sum_{r=1}^l \mathbf{W}_t^{(pr)} \mathbf{F}_t^{(r)} \quad (10)$$

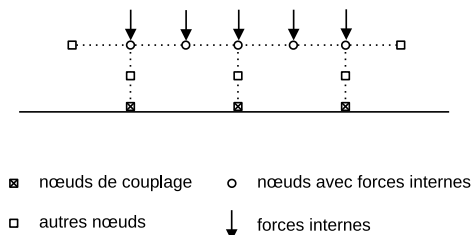


FIGURE 2 – Subdivision des nœuds de structure.

L'interaction est décrite en écrivant les continuités des déplacements entre sol et nœuds de couplage, puis en intégrant sur les surfaces de contact :

$$\iint_{(x,y) \in S^{(p)}} \mathbf{u} dx dy = S^{(p)} \mathbf{w}_c^{(p)} \quad (11)$$

À l'aide de l'Eq.(7), le déplacement des nœuds de couplage s'écrit alors en fonction des termes de sol :

$$\mathbf{w}_c^{(p)} = \sum_{q=1}^m \mathbf{I}^{(pq)} \mathbf{F}_c^{(q)} \quad (12)$$

Les intégrales $I_{ij}^{(pq)}$ doivent elles aussi être évaluées numériquement. Ce sont les intégrales des fonctions $J_{ij}^{(q)}$ sur les surfaces de contact p , à la surface $S^{(p)}$ près ($\overline{H^{(p)}}$ désigne le conjugué complexe de $H^{(p)}$) :

$$I_{ij}^{(pq)} = \frac{1}{4S^{(p)}S^{(q)}\pi^2} \iint_{k_x, k_y} N_{ij} \overline{H^{(p)}} H^{(q)} dk_x dk_y \quad (13)$$

Par substitution de l'Eq. (12) dans l'Eq. (10), les forces de couplage sont déterminées en écrivant la relation matricielle Eq. (14) pour chaque lieu d'interaction entre sol et structure :

$$\sum_{q=1}^m [\mathbf{I}_c^{(pq)} - \mathbf{W}_c^{(pq)}] \mathbf{F}_c^{(q)} = \sum_{r=1}^l \mathbf{W}_t^{(pr)} \mathbf{F}_t^{(r)} \quad (14)$$

Une fois ces inconnues déterminées, le problème est résolu et les déplacements en tout point du sol et en chaque nœud de la structure sont accessibles. La principale difficulté de la résolution numérique est le calcul des termes $J_{ij}^{(q)}$ et $I_{ij}^{(pq)}$. Ces intégrales sont néanmoins convergentes avec l'accroissement de l'espace d'intégration, ce qui en permet l'évaluation numérique. De plus, il est possible de tirer parti des propriétés de parité des fonctions $N_{ij}(z)$ ainsi que des propriétés de symétrie du problème de sol suivant les axes x et y pour réduire les coûts de calcul de façon appréciable.

La Figure 3 propose une vue schématique des étapes de calcul pour la résolution du problème. Elle met en évidence les trois principaux jeux de données d'entrée, relatifs au sol, à la structure, et à la géométrie du contact. Ils peuvent être modifiés sans que l'ensemble du calcul soit à refaire : c'est particulièrement remarquable pour les informations relatives au comportement de la structure (les termes $W_{ij}^{(\alpha\beta)}$). Le calcul se prête donc bien à des études paramétriques et de dimensionnement, en particulier relatives à la structure.

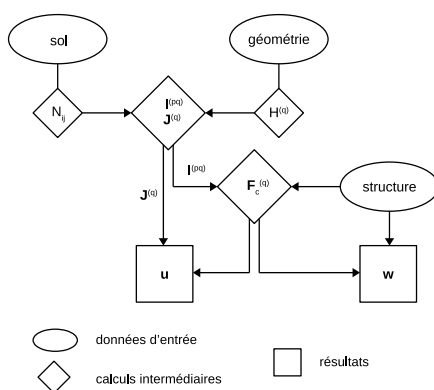


FIGURE 3 – Schéma de résolution du modèle d'interaction.

3 Champ vibratoire à proximité d'un viaduc ferroviaire

La station de métro Jolimont à Toulouse, située en surface à flanc de colline, est prolongée vers le nord-est par un viaduc ferroviaire surplombant deux parkings routiers. Le champ vibratoire au passage du métro est mesuré sur le parking haut du site : à cet endroit, le viaduc est soutenu par trois piles, désignées piles haute, centrale, et basse en fonction de leur éloignement par rapport à la station de métro. Deux lignes d'accéléromètres verticaux sont placés au sol, face à la pile centrale du viaduc et à mi-chemin entre cette pile et la pile basse. De plus, un accéléromètre est placé sur le tablier du viaduc, sous les rails de métro, à proximité de la pile centrale. La Figure 4 propose une vue aérienne schématique du site et du dispositif de mesures. La station de métro est hachurée en bas à gauche de la figure. Le Tableau 1 liste les distances des capteurs 1 à 6 par rapport au centre du tablier du viaduc.

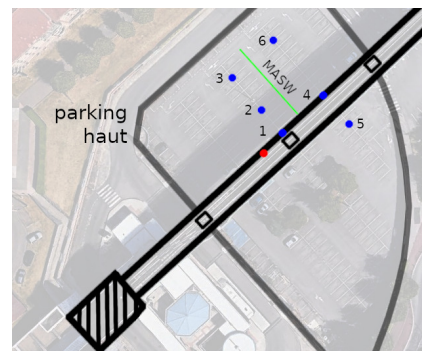


FIGURE 4 – Vue aérienne du site et dispositif de mesures.

TABLEAU 1 – Emplacements des points de mesures, distances par rapport au centre du tablier du viaduc.

	Face à la pile centrale		À mi-chemin des deux piles
Capteur 1	2.2 m	Capteur 4	2.2 m
Capteur 2	11.8 m	Capteur 5	7.0 m
Capteur 3	23.8 m	Capteur 6	23.8 m

Les caractéristiques mécaniques du sol sont déterminées par méthode MASW (*Multistation Analysis of Surface Waves*) : l'accélération verticale à la surface du sol est échantillonnée sur une longueur de 29 m par intervalles de 1 m, puis les propriétés mécaniques sont obtenues par inversion de la courbe de dispersion de l'onde de Rayleigh en utilisant l'algorithme d'Occam [1]. Elles sont listées dans le Tableau 2, avec la raideur du matériau définie par la vitesse de cisaillement $V_s = \sqrt{\frac{\mu}{\rho}}$. Le coefficient de Poisson est fixé à $\nu = \frac{1}{3}$ ce qui entraîne $V_p = \sqrt{\frac{\lambda+2\mu}{\rho}} = 2 \times V_s$.

Le rapport entre vitesse verticale mesurée sur force injectée est comparé à la simulation directe du modèle de sol pour une force unitaire. La Figure 5 compare ce transfert vibratoire à 24 m de la source vibratoire, en bandes de

TABLEAU 2 – Caractéristiques mécaniques du sol.

Épaisseur h , m	Vitesse de cisaillement V_s , m/s	Masse Volumique ρ , kg/m ³	Amortissement η
1.5	220	2000	0.09
3	340	1700	0.07
4.5	445	1700	0.05
	570	1500	0.03

tiers d’octave de 10 Hz à 250 Hz; la Figure 6 le compare dans la bande de tiers d’octave 80 Hz le long de la ligne de mesures. Elles montrent que le modèle de sol obtenu par inversion reproduit de façon globalement adéquate le champ vibratoire mesuré. Toutefois, il faut noter des écarts ponctuels potentiellement importants, par exemple dans la bande de tiers d’octave 100 Hz à 24 m, ou à 19 m de la source à 80 Hz. Ceux-ci s’expliquent par le fait que le modèle de sol comme un milieu stratifié ne correspond que partiellement à la réalité en milieu urbain. En effet, les premiers mètres de sol en ville sont souvent remblayés au gré des constructions environnantes, plutôt que constitués par dépôt et tassement naturel de matériaux. De plus, des cavités ou des obstacles (égouts ou fondations par exemple) peuvent gêner significativement la propagation vibratoire. Il existe donc un biais dans l’interaction sol-structure qui tient uniquement au milieu de propagation.

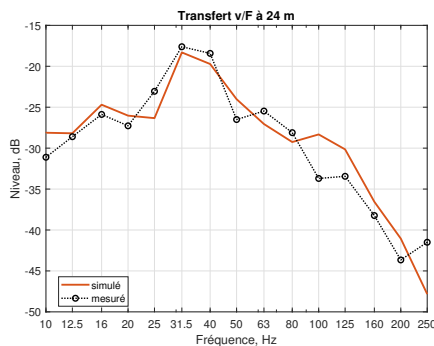


FIGURE 5 – Transfert vibratoire $\frac{V}{F}$ à 24 m pour le sol libre.

Le viaduc est modélisé comme une poutre en flexion (son tablier) supportée par trois poutres en traction-compression (ses piles de soutènement). L’hypothèse est faite que ces poutres ne se déplacent que dans la direction verticale. La structure est alors ramenée à un ensemble de masses ponctuelles liées par des ressorts, comme schématisé sur la Figure 2. Les raideurs de traction-compression sont directement liées au module de Young du matériau, tandis que les raideurs de flexion sont déterminées par la méthode des coefficients d’influence. Le viaduc est en béton, dont les caractéristiques mécaniques sont : module de Young $E = 30$ GPa, coefficient de Poisson $\nu = 0.18$, masse volumique $\rho = 2300$ kg/m³, amortissement 2%. Le Tableau 3 donne les dimensions mesurées sur place.

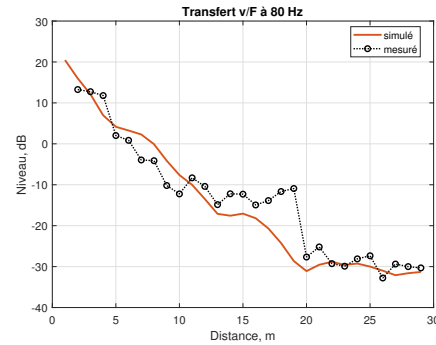


FIGURE 6 – Transfert vibratoire $\frac{V}{F}$ à 80 Hz pour le sol libre.

TABLEAU 3 – Dimensions du viaduc.

Tablier		Piles	
Longueur	96 m	Hauteur	9.75 m
Largeur	5.5 m	Section	1.25 × 1.25 m ²
Épaisseur	1 m	Espacement	32 m

Trois améliorations sont apportées à ce modèle de structure. Tout d’abord, des terminaisons amortissantes sont ajoutées aux extrémités du tablier passées les piles de soutènement extérieures, afin de représenter le phénomène d’extinction vibratoire le long du tablier. Ensuite, des masses sont ajoutées aux pieds des piles afin de mitiger le biais amené par la non prise en compte des fondations de structure dans le modèle. Enfin, des éléments découplants sont intercalés entre le tablier et les piles de soutènement. Leur présence peut en effet être constatée sur place, mais leurs caractéristiques sont inconnues. Ils sont alors matérialisés comme de courtes poutres en traction-compression et définis par leur fréquence de découplage f_0 : celle-ci permet en retour de déterminer la raideur du matériau équivalent les constituant, grâce à l’Eq. (15).

$$K = M_{portée} \times (2\pi f_0^2) = \frac{ES}{L} \tag{15}$$

$M_{portée}$ est la masse portée par chacun de ces systèmes découplants, ici le tiers de la masse du tablier. Section, longueur, et masse volumique des systèmes découplants sont fixés arbitrairement comme $S = 0.5 \times 0.5$ m², $L = 0.1$ m, et $\rho = 1000$ kg/m³. Il s’agit en effet de paramètres largement secondaires face au module de Young et à l’amortissement.

Ce modèle de structure est donc entièrement analytique : les termes de comportement de structure $W_{ij}^{(\alpha\beta)}$ peuvent être obtenus très rapidement, ce qui permet de tester de nombreuses solutions du modèle à faible coût numérique. En particulier, la fréquence de découplage f_0 est un paramètre inconnu fortement dimensionnant. La Figure 7 montre ainsi le rapport entre les vitesses verticales au point de mesure numéro 2 et sur le tablier pour des fréquences de découplage $f_0 = 6.3$ Hz, 10 Hz, et 16 Hz. Le passage de métré est représenté par un ensemble de forces ponctuelles unitaires verticales décorrélatées réparties sur la longueur du tablier. Abaisser f_0 modifie la fréquence de transfert maximal : elle

passé de 50 Hz à 25 Hz lorsque f_0 passe de 16 Hz à 6.3 Hz. Des écarts de l'ordre de 10 dB apparaissent alors à partir de 50 Hz. En revanche, le niveau en basses fréquences (sous 20 Hz) est très peu modifié.

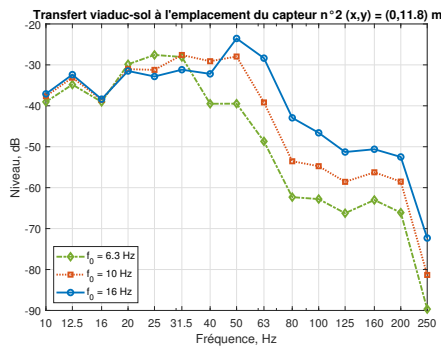


FIGURE 7 – Transfert vibratoire du tablier vers le sol à l'emplacement du capteur numéro 2, simulé pour des fréquences de découplage $f_0 = 6.3$ Hz, 10 Hz, 16 Hz.

Afin d'ajuster au mieux la simulation à la mesure, des études paramétriques similaires sont réalisées sur l'épaisseur de viaduc (difficilement mesurable sur place), l'amortissement des systèmes de découplage, et la masse ajoutée aux pieds des piles. Ces deux derniers paramètres sont arrêtés à 8% et 1/10^{ème} de la masse des piles respectivement, tandis que f_0 est fixé à 10 Hz. La Figure 8 compare les transferts vibratoires mesurés et simulés à l'emplacement de mesure numéro 2. Les transferts mesurés sont moyennés sur l'ensemble des passages de métro et séparés entre départs et arrivées en station. L'allure du transfert est correctement reproduite, en particulier sous 63 Hz. Des écarts notables apparaissent toutefois à 80 Hz ainsi qu'en hautes fréquences, à partir de 160 Hz.

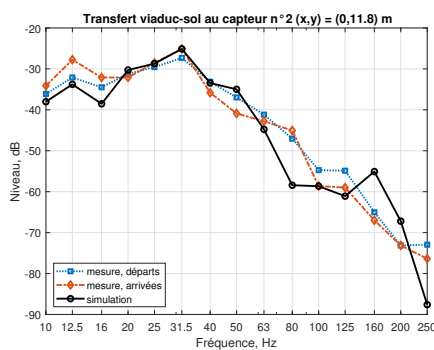


FIGURE 8 – Transfert vibratoire du tablier vers le sol à l'emplacement du capteur numéro 2.

En revanche, le modèle ne permet pas de reproduire correctement la mesure au point numéro 1. Il s'agit du capteur disposé au pied de la pile centrale, et le champ vibratoire est là fortement conditionné par les effets de champ proche. Il semble ainsi être fortement inhibé par la masse enfouie. Or, comme le modèle ignore les fondations

de structure, le biais entre simulation et mesure est en ce point trop important pour pouvoir être réconcilié.

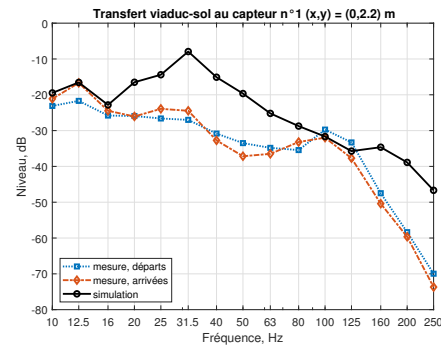


FIGURE 9 – Transfert vibratoire du tablier vers le sol à l'emplacement du capteur numéro 1.

Un indicateur spatial moyen permettant de juger de la similitude entre simulation et mesure est défini : il s'agit de l'écart relatif moyen donné par l'Eq. (16), exprimé en décibels. Cet indicateur est préféré à une simple différence de niveau car il permet de ramener l'écart au niveau mesuré.

$$E = 10 \log \left[\frac{1}{N} \sum_N \frac{|V_{mesurée}^2 - V_{simulée}^2|}{V_{mesurée}^2} \right] \quad (16)$$

La Figure 10 représente cet écart relatif aux points de mesure 2 à 6 et sa moyenne sur ces points. Le capteur numéro 1 est ignoré, car considéré comme non représentatif du champ vibratoire global en raison des effets de champ proche de la pile. L'écart relatif moyen met bien en évidence que les différences les plus importantes entre modèle et mesures se situent à 31.5-40 Hz et à 160 Hz. Il est intéressant de remarquer que le transfert dans ces deux intervalles fréquentiels est fortement influencé par la fréquence de découplage f_0 et l'épaisseur du tablier d'une part, et par la masse ajoutée aux pieds des piles d'autre part. En revanche, cet indicateur prend des valeurs comprises entre -3 dB et 3 dB sur le reste de l'échelle de fréquences.

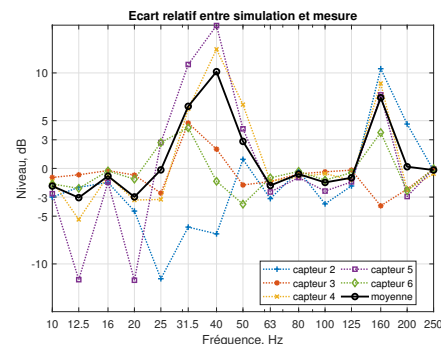


FIGURE 10 – Écart relatif moyen entre simulation et mesure.

Les écarts les plus importants se trouvent sur les points de mesure 4 et 5. Cela peut s'expliquer par le fait qu'ils sont situés à mi-chemin de deux piles de viaduc. En effet, le

champ de vitesse verticale à la surface du sol engendré par une pile de viaduc présente un rayonnement quasi-circulaire, et la ligne à mi-chemin de deux piles est alors le lieu de fortes interférences, de façon analogue à un dipôle acoustique. Cela est illustré sur la Figure 11 qui représente la vitesse verticale à la surface du sol dans la bande de tiers d'octave 50 Hz. Le champ vibratoire le long de la ligne $x = 16$ m est numériquement très sensible aux petites variations des paramètres du modèle et aux hypothèses géométriques sur la structure du viaduc. La mesure sur cette ligne est également plus difficile que face à la pile centrale en raison d'un bruit de fond plus important.

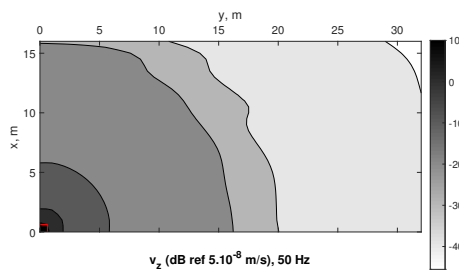


FIGURE 11 – Vitesse verticale à la surface du sol à 50 Hz ; la pile centrale du viaduc est dans le coin inférieur gauche.

Enfin, la Figure 12 propose une visualisation du transfert vibratoire du tablier du viaduc vers le sol à 25 Hz. La flexion du tablier se traduit par une alternance entre minima et maxima de vitesse sur sa longueur, qui trouve un minimum local à la jonction avec la pile de soutènement. À cette fréquence, l'influence de l'élément découplant est modeste : l'énergie vibratoire se transmet efficacement du tablier vers la pile. En revanche, l'atténuation dans le sol est rapide avec la distance, et le champ vibratoire est fortement modelé par les couches de sol. Les interfaces à 1.5 m et 4.5 m de profondeur constituent des frontières d'impédance entre les milieux, et les couches de sol agissent donc de façon similaire à des guides d'onde.

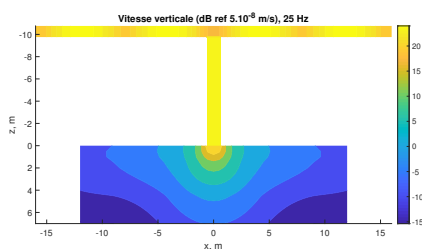


FIGURE 12 – Vitesse verticale viaduc et sol à 25 Hz.

4 Conclusion

Le modèle d'interaction entre sol et structure présenté ici permet donc de reproduire de façon globalement acceptable

le champ vibratoire mesuré à proximité du viaduc. Le relativement faible coût de calcul permet une analyse de l'influence des paramètres inconnus les plus dimensionnants du modèle, et donc d'ajuster leurs valeurs afin d'approcher au mieux la mesure. Il est de plus envisageable d'utiliser ce modèle et un indicateur d'écart au sein d'un processus d'optimisation systématisé. Toutefois, en raison de la non-prise en compte des fondations, la simulation à proximité des piles de soutènement diffère grandement de la mesure en raison d'effets de champ proche non reproduits.

Il convient de rappeler les nombreux biais qui existent entre une situation d'interaction réelle et sa modélisation. Tout d'abord, la représentation du sol comme un milieu régulièrement stratifié à matériaux homogènes ne correspond pas à la réalité du sous-sol en milieu urbain. Elle permet d'accéder à une représentation acceptable de la propagation vibratoire dans le sol seul mais ne doit pas faire oublier que des écarts locaux importants subsistent. De la même façon, la modélisation du comportement vibratoire des structures ne peut être parfaite, d'autant plus lorsqu'il s'agit de bâti existant où les inconnues structurelles sont nombreuses. Le modèle présenté ici introduit un biais supplémentaire en ne permettant le contact entre sol et structure qu'en surface et sur de petites empreintes.

En raison de ces nombreuses incertitudes, il est donc légitime de s'interroger sur le degré de précision recherché dans un modèle d'interaction sol-structure. Dans ce contexte, une modélisation rapide et paramétrable telle que présentée ici peut trouver un intérêt par exemple en complément de méthodes de modélisation numériques plus détaillées.

Remerciements

Les auteurs remercient le Groupe Gamba pour son soutien technique et financier, ainsi que la LABEX CeLyA (ANR-10-LABX-0060) de l'Université de Lyon.

Références

- [1] S. Foti, C. G. Lai, G. J. Rix, C. Strobbia, *Surface wave methods for near-surface site characterization*, CRC Press (2015).
- [2] RIVAS Deliverable D1.6 Definition of appropriate procedures to predict exposure in buildings and estimate annoyance (2012).
- [3] P. Jean, Boundary and finite elements for 2D soil-structure interaction problems, *Acta Acustica united with Acustica* **87**(1), 56-66 (2001).
- [4] L. Grau, *Approche analytique modale pour la prévision vibratoire de plaques couplées à des sols : applications ferroviaires*, INSA de Lyon (2015).
- [5] L. Grau, B. Laulagnet, Ground cross-modal impedance as a tool for analyzing ground/plate interaction and ground wave propagation, *The Journal of the Acoustical Society of America*, **137**(5), 2901-2914 (2015).