

Estimation des vibrations induites par l'excavation et l'exploitation des tunnels en milieu urbain

Estimation of vibrations induced by tunnel excavation and operation in urban areas

Lucas PEREIRA*¹, Jesús PEREZ¹, Scenwan ABOUANASS²

¹ Terrasol (groupe SETEC), Paris, France

² ENPC, Marne-la-Vallée, France

*lucas.pereira@setec.com

RESUME : L'estimation des vibrations induites par les activités souterraines, telles que l'excavation de tunnels au tunnelier ou leur exploitation, constitue un enjeu majeur en ingénierie géotechnique. Ces vibrations, susceptibles de provoquer des dégradations structurelles ou un inconfort pour le voisinage, doivent être évaluées et analysées en détail afin d'en apprécier l'importance et de proposer des mesures palliatives ou correctives, notamment à proximité des ouvrages sensibles. Cependant, les outils actuellement à la disposition de l'ingénieur, bien qu'ils permettent une modélisation sophistiquée du problème, deviennent rapidement lourds et coûteux pour la majorité des projets, en particulier aux premières étapes de ceux-ci. Les méthodes classiques, basées sur des approches par éléments finis, éléments de frontière, éléments spectraux, etc., reposent en effet sur des modèles numériques complexes nécessitant un calage précis des propriétés du sol et de la source vibratoire.

Dans ce contexte, le travail présenté ici, réalisé dans le cadre du projet national E-PILOT, s'intéresse au développement d'une approche de calcul simplifiée, combinant solutions analytiques et modèles numériques simples, permettant d'estimer rapidement les principaux paramètres d'intérêt. L'objectif est de disposer d'outils efficaces pour évaluer l'ordre de grandeur des vibrations générées au droit des structures et les comparer aux seuils admissibles. L'approche analytique proposée fournit des estimations conservatives et du bon ordre de grandeur, avec des résultats proches de ceux obtenus par des modélisations plus complexes aux éléments finis, mais pour un coût de calcul nettement réduit. Enfin, une étude de cas vient illustrer la pertinence de la démarche en comparant les résultats obtenus à des mesures in situ.

ABSTRACT: Estimating vibrations induced by underground activities—such as tunnel excavation using tunnel boring machines or tunnel operation—is a major challenge in geotechnical engineering. These vibrations, which may lead to structural damage or cause discomfort to neighborhood, must be carefully evaluated and analysed in order to assess their significance and propose appropriate mitigation or corrective measures, particularly near sensitive structures. However, the tools currently available to engineers, although capable of providing sophisticated modelling, quickly become cumbersome and costly for most projects, especially in their early stages. Traditional methods based on finite elements, boundary elements, spectral elements, and similar techniques rely on complex numerical models that require precise calibration of soil properties and vibration sources.

In this context, the work presented here—carried out as part of the national E-PILOT project—focuses on the development of a simplified calculation approach that combines analytical solutions with basic numerical models to enable rapid estimation of key parameters. The goal is to provide efficient tools for evaluating the order of magnitude of vibrations generated at nearby structures and comparing them with allowable thresholds. The proposed analytical approach yields conservative estimates of the correct order of magnitude, with results close to those obtained through more complex finite-element simulations but at a significantly lower computational cost. Finally, a case study is presented to illustrate the relevance of the method by comparing the predicted results with in-situ measurements.

Mots-clés : vibrations, tunnel, propagation d'ondes, E-PILOT.

1 INTRODUCTION

1.1 Contexte

La construction de réseaux de transport souterrains se développe à grande vitesse : de nombreux projets de métros ou de tunnels ferroviaires souterrains en milieu

urbain sont en cours de réalisation ou de conception en France et dans le monde. L'excavation de tels tunnels au moyen de tunneliers ainsi que le trafic ferroviaire génèrent des vibrations se propageant dans le sol et pouvant atteindre les bâtiments en surface. Ces vibrations peuvent nuire au confort des occupants et

dans des cas extrêmes engendrer des dégradations structurelles.

C'est dans ce contexte que le projet national de recherche ANR E-PILOT (Etude de l'impact sur les Pleux LOrs du passage d'un Tunnelier) a été lancé en janvier 2022, visant à améliorer la compréhension des phénomènes induits par l'excavation des tunnels et de mesurer et apprécier leurs impacts sur les structures avoisinantes, notamment celles sur fondations profondes. Cette étude s'inscrit dans le cadre du WP5 (volet dynamique) de ce projet de recherche.

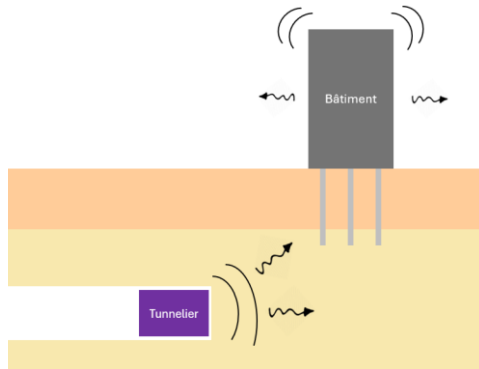


Figure 1: Schéma de principe des vibrations générées par l'excavation d'un tunnel au tunnelier et de leur impact sur les bâtiments en surface

1.2 Problématique

La simulation précise d'un système comprenant le tunnel, le sol (avec une stratigraphie complexe) et le bâtiment en surface, réalisée intégralement par éléments finis, représente un investissement notable tant en temps de modélisation qu'en coût de calcul. Or, en fonction de la phase d'études et l'état d'avancement d'un projet, l'évaluation des vibrations induites par le creusement d'un tunnel au tunnelier ou par son exploitation ultérieure (passage de trains) peut se limiter à une estimation rapide de l'ordre de grandeur des vibrations induites au droit d'ouvrages sensibles, afin de juger du besoin d'engager des analyses plus sophistiquées lors des phases suivantes de l'étude. Dans cette optique, il apparaît pertinent de mettre en place une stratégie graduelle de modélisation :

- Estimation analytique : première approximation fondée sur des formulations simplifiées, permettant, en quelques minutes, d'évaluer (grossièrement) si les niveaux vibratoires susceptibles d'être atteints risquent de dépasser les seuils réglementaires.
- Modèles intermédiaires : calcul des niveaux vibratoires en utilisant des logiciels de calcul, avec des modèles simplifiés permettant d'obtenir des estimations plus affinées tout en maintenant un temps de calcul réduit.

- Modélisation numérique détaillée : recours, lorsque nécessaire, à une modélisation 3D par éléments finis (ou éléments de frontière) intégrant le tunnel, le sol, la voie et les structures en surface.

2 PROPAGATION DES ONDES DANS UN MASSIF DE SOL

2.1 Formalisme analytique pour un milieu 1D

L'analyse de la propagation des ondes dans un massif de sol présente une complexité intrinsèque liée à la nature tridimensionnelle du phénomène ainsi qu'aux hétérogénéités géométriques et mécaniques rencontrées le long de son parcours. À chaque interface comportant un contraste marqué des propriétés mécaniques (i.e., densité, vitesse de propagation des ondes), l'onde subit des phénomènes de réflexion, de réfraction (régis notamment par les lois de Snell-Descartes (Kramer, 1996)) et de diffraction. Ces effets multiplient les trajets potentiels de l'onde dans l'espace, rendant la détermination analytique rigoureuse de son parcours extrêmement difficile. En pratique, cette complexité nécessite le recours à des modélisations numériques avancées afin d'être correctement prise en compte.

Dans certains cas, notamment pour une configuration unidimensionnelle verticale (modèle de colonne de sol 1D), des hypothèses simplificatrices peuvent être adoptées : les couches de sol sont supposées horizontales et homogènes latéralement, l'excitation est verticale (incidence normale), et le champ d'onde est considéré comme plan. Dans ce cadre, les équations régissant la propagation des ondes au sein d'une couche de sol peuvent être résolues analytiquement. Ce type de modélisation permet de calculer précisément les effets de transmission, de réflexion, ainsi que les potentiels phénomènes d'amplification entre couches successives.

Le déplacement transversal causé par une onde se propageant de manière unidirectionnelle selon l'axe z en fonction du temps t peut être décrit de la manière suivante :

$$u(z, t) = A e^{i(\omega t - kz)} + B e^{i(\omega t + kz)} \quad (1)$$

avec $k = \frac{\omega}{v}$ le nombre d'onde, où ω et v sont la pulsation et la célérité de l'onde et A et B l'amplitude de l'onde progressive et régressive respectivement. En présence d'un massif multicouche (voir Figure 2), le mouvement de l'onde au sein de chaque couche est régi par la même expression.

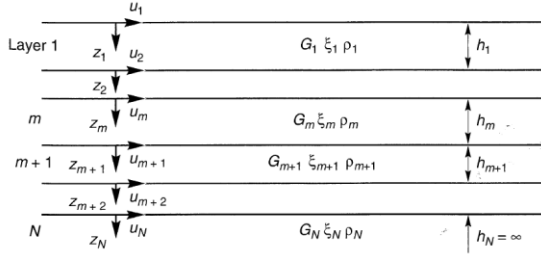


Figure 2 : Colonne de sol stratifiée comportant N couches (Kramer, 1986)

Dans le cas d'un sol stratifié, les amplitudes A_{m+1} et B_{m+1} des ondes ascendantes et descendantes dans une couche $m + 1$ peuvent être exprimées en fonction des amplitudes A_m et B_m dans la couche supérieure m , en imposant la continuité du déplacement et de la contrainte de cisaillement à l'interface :

$$A_{m+1} = \frac{1}{2}A_m(1 + \bar{\alpha}_m)e^{i\bar{k}_m h_m} + \frac{1}{2}B_m(1 - \bar{\alpha}_m)e^{-i\bar{k}_m h_m} \quad (2)$$

$$B_{m+1} = \frac{1}{2}A_m(1 - \bar{\alpha}_m)e^{i\bar{k}_m h_m} + \frac{1}{2}B_m(1 + \bar{\alpha}_m)e^{-i\bar{k}_m h_m} \quad (3)$$

où $\bar{\alpha}_m$, \bar{v}_s et \bar{k} valent :

$$\bar{\alpha}_m = \frac{\bar{k}_m \bar{G}_m}{\bar{k}_{m+1} \bar{G}_{m+1}} = \frac{\rho_m (\bar{v}_s)_m}{\rho_{m+1} (\bar{v}_s)_{m+1}} \quad (4)$$

$$\bar{v}_s = \sqrt{\frac{\bar{G}}{\rho}} = \sqrt{\frac{G(1 + 2i\xi)}{\rho}} \approx \sqrt{\frac{G}{\rho}}(1 + i\xi) = v_s(1 + i\xi) \quad (5)$$

$$\bar{k} = \frac{\omega}{\bar{v}_s} = \frac{\omega}{v_s(1 + i\xi)} \approx \frac{\omega}{v_s}(1 - i\xi) = k(1 - i\xi) \quad (6)$$

avec h l'épaisseur de la couche considérée, G son module de cisaillement, ρ sa masse volumique, ξ son coefficient d'amortissement matériel et v_s la célérité des ondes S dans ce milieu.

Ces équations mettent en évidence la dépendance fréquentielle de l'amplitude des ondes dans le sol, à travers le nombre d'onde. La condition de champ libre en surface impose $A_1 = B_1$ pour la première couche ; ainsi, en choisissant une valeur arbitraire de l'amplitude de l'onde ($A_1 = 1$), on peut déterminer l'amplitude de l'onde pour les couches sous-jacentes, ce qui permet ensuite de calculer le rapport d'amplitude entre deux points de la colonne de sol, et donc la fonction de transfert.

2.2 Méthodologie de calcul pour un problème de vibration

De manière générale, le calcul des vibrations dans un massif de sol repose sur l'introduction explicite d'une source d'excitation dans le modèle, qu'il s'agisse d'un modèle analytique simplifié ou d'une modélisation numérique plus détaillée. Cette excitation, qu'elle prenne la forme d'une force imposée ou d'un déplacement à la source, induit une perturbation mécanique qui se propage dans le sol et génère une réponse vibratoire (déplacement, vitesse, accélération) mesurable au droit d'un ou plusieurs points d'intérêt dans le massif. Par exemple, dans le cas d'un tunnelier en fonctionnement, il est possible de représenter la géométrie du problème avec les différentes caractéristiques mécaniques de chaque élément, d'introduire la source d'excitation dynamique (par exemple au niveau de la tête de coupe), puis de calculer la réponse vibratoire au niveau de différents points du massif de sol, en surface ou en profondeur afin de prendre en compte les conditions de propagation et les interfaces géologiques traversées.

Toutefois, dans les cas où la caractérisation précise de la source vibratoire est difficile (étude préliminaire, incertitudes sur la source, etc.), il ne pas rare de recourir à des analyses harmoniques forcées : il s'agit de tester la réponse du système à des excitations sinusoïdales de fréquence croissante, dans une plage représentative du phénomène étudié (par exemple de quelques Hz à plusieurs dizaines de Hz). Classiquement, pour une excitation harmonique $F(\omega) = |F|e^{i\omega t}$, en chaque point de calcul, un déplacement complexe est déterminé dans le domaine spectral. Il est défini par une partie réelle et une partie imaginaire :

$$\bar{u}(\omega) = (u_{Re} + iu_{Im})e^{i\omega t} \quad (7)$$

Cette approche permet de déterminer la fonction de transfert du massif, c'est-à-dire sa réponse en fonction de la fréquence à une excitation donnée (souvent prise unitaire $|\bar{F}| = 1$) :

$$\bar{H}(\omega) = \frac{\bar{u}(\omega)}{\bar{F}(\omega)} \quad (8)$$

En suivant cette approche, pour une excitation dont la répartition fréquentielle est connue, le niveau de vibration en un point du massif peut être obtenu simplement en multipliant le spectre de force par la fonction de transfert.

Une approche classique consiste à exprimer ces grandeurs en décibels (de manière logarithmique), en définissant un niveau de référence, par exemple pour le spectre de force :

$$L_f = 20 \log \left(\frac{F(\omega)}{F_{ref}} \right) \quad (9)$$

Cela permet d'obtenir le niveau de vibration dans un point du massif engendré par une source directement par sommation (propriété mathématique du logarithme) :

$$L_v = L_f + TM \quad (10)$$

où L_v et L_f sont respectivement le spectre de vibration et de force, et TM la fonction de mobilité ou encore fonction de transfert.

3 ESTIMATION ANALYTIQUE DE LA PROPAGATION DES VIBRATIONS GENEREES EN PROFONDEUR

L'objectif de cette section est de proposer une méthodologie de calcul simple permettant d'estimer rapidement l'ordre de grandeur des vibrations induites par une sollicitation en profondeur d'un massif de sol.

Afin de prendre en compte à la fois le caractère dynamique et géométrique des vibrations étudiées, il est proposé de décomposer la vibration estimée en un point donné en deux composantes : un terme statique, correspondant à un déplacement calculé en conditions quasi-statiques sous l'effet du chargement et un terme dynamique, assimilé à une fonction de transfert.

Ainsi, pour une sollicitation harmonique unitaire à une fréquence f donnée, le déplacement U (c'est-à-dire l'amplitude des vibrations) en un point M est obtenu comme le produit du déplacement « statique » U_{sta} et d'une fonction de transfert H , dépendant à la fois de la position du point de calcul et de la fréquence de la sollicitation :

$$U(M, f) = U_{sta}(M) \times H(M, f) \quad (11)$$

3.1 Estimation des vibrations dans un massif de sol

La méthodologie décrite ici propose d'estimer le déplacement $U_{sta}(M)$ sur la base de solutions analytiques préétablies pour des sollicitations verticales. Ce déplacement peut également être obtenu à l'aide d'un modèle numérique, en fonction des besoins et des contraintes de l'étude.

3.1.1 Cas d'un massif homogène

L'expression théorique des déplacements induits par une sollicitation ponctuelle en profondeur en tout point

d'un massif semi-infini de sol élastique et homogène, pour des forces aussi bien verticales qu'horizontales, Mindlin, 1936, et rappelée dans Poulos et Davis, 1974.

Les déplacements horizontal u_r et vertical u_z en un point M de coordonnées (x, y, z) induits par une force verticale appliquée en un point S de coordonnées $(0, 0, c)$ sont donnés par les équations (12) et (13) respectivement. Dans ces expressions, P désigne la force appliquée, G le module de cisaillement du sol, ν le coefficient de Poisson du sol, z la profondeur du point de calcul (positive), c la profondeur de la sollicitation (positive). Les distances r , R_1 et R_2 s'expriment :

$$\begin{aligned} r &= \sqrt{x^2 + y^2} \\ R_1 &= \sqrt{r^2 + (z - c)^2} \\ R_2 &= \sqrt{r^2 + (z + c)^2} \end{aligned}$$

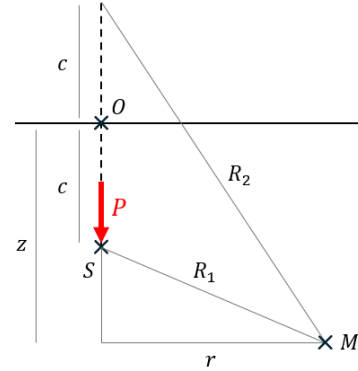


Figure 3: Schéma précisant les grandeurs intervenant dans les équations de Mindlin

3.1.2 Généralisation pour les multicouches

Les formules précédemment présentées ne sont valables que pour des massifs homogènes et ne peuvent donc pas être utilisées dans le cas de massifs stratifiés. Pour contourner cette limite, nous proposons ici une méthode approximative permettant d'estimer le déplacement en un point du sol en fonction des couches dans lesquelles se trouvent la source et le point de calcul.

Dans le cas où les deux points sont situés dans la même couche de sol, on utilise directement les formules de §3.1.1 pour calculer le déplacement du point d'intérêt. Dans le cas où le point de calcul est situé dans une couche de sol plus profonde que celle contenant la sollicitation, on se place dans le cadre de

$$u_r = \frac{Pr}{16\pi G(1-\nu)} \left(\frac{z-c}{R_1^3} + \frac{(3-4\nu)(z-c)}{R_2^3} - \frac{4(1-\nu)(1-2\nu)}{R_2(R_2+z+c)} + \frac{6cz(z+c)}{R_2^5} \right) \quad (12)$$

$$u_z = \frac{P}{16\pi G(1-\nu)} \left(\frac{3-4\nu}{R_1} + \frac{8(1-\nu)^2 - (3-4\nu)}{R_2} + \frac{(z-c)^2}{R_1^3} + \frac{(3-4\nu)(z+c)^2 - 2cz}{R_2^3} + \frac{6cz(z+c)^2}{R_2^5} \right) \quad (13)$$

l'approche simplifiée de Steinbrenner (Terzaghi, 1943) pour déterminer son déplacement. Enfin, si le point de calcul M est situé dans une couche de sol plus superficielle que celle contenant la sollicitation, son déplacement U_M est approximé par le déplacement U_I du point I de l'interface entre la couche contenant le point source et la couche au-dessus, situé dans l'axe vertical du point de calcul.

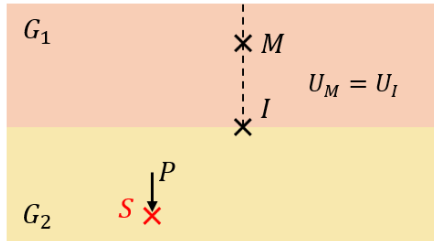


Figure 4: Approximation du déplacement des points des couches supérieures à la couche de la source

3.1.3 Prise en compte des effets dynamiques

Le calcul de la fonction de transfert est réalisé ici pour une configuration unidimensionnelle, correspondant à une colonne de sol 1D, dont le profil correspond aux épaisseurs de sol rencontré le long de la droite reliant la source au point de calcul, selon l'approche décrite en §2.1. Dans ce modèle, les ondes ne subissent pas d'atténuation géométrique, mais uniquement une atténuation d'origine matérielle, dépendante des propriétés des sols et des interfaces rencontrés. Une fonction de transfert obtenue dans une telle configuration reflète donc exclusivement l'influence des interfaces entre les couches de sol ainsi que celle des épaisseurs de ces couches sur l'amplitude de l'onde en propagation.

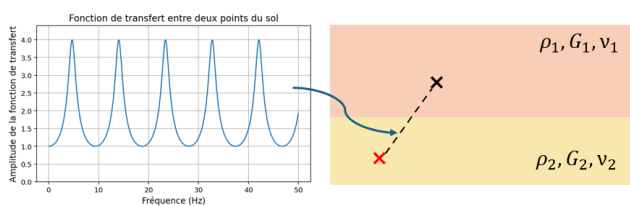


Figure 5 : Exemple d'amplification mesurée entre deux points du massif en fonction de la fréquence

En pratique, les problèmes de vibrations liés aux infrastructures souterraines ne génèrent pas de fortes déformations dans le massif. L'amortissement matériel dans le sol reste limité et n'excède pas quelques pourcents. Dans cette approche de calcul simplifiée, de manière sécuritaire, l'amortissement matériel du sol n'est donc pas considéré, ce qui permet de simplifier le calcul tout en obtenant une estimation conservatrice.

La fonction de transfert peut également être calculée en utilisant une méthodologie alternative, intégrant par exemple l'inclinaison de l'onde par

rapport aux interfaces de sol (voir limitations en section §3.3).

3.2 Comparaison entre l'approche analytique et les résultats numériques

L'approche analytique présentée au §3.1 est comparée à des modèles numériques simples afin d'en évaluer la pertinence. Des configurations de massifs multicouches sont étudiées pour analyser l'estimation des vibrations en différents points du massif et la prise en compte des effets dynamiques.

3.2.1 Méthodologie du calcul

Les calculs numériques ont été effectués avec SASSI2010, un logiciel combinant une formulation par éléments finis et éléments de frontière (FEM-BEM), spécialisé dans l'étude des problèmes d'interaction sol-structure, notamment en dynamique. Chaque couche de sol est modélisée comme un matériau viscoélastique, homogène et isotrope. Elles sont représentées par des couches horizontales infinies, et caractérisées par leur module de cisaillement G , leur coefficient de Poisson ν , leur masse volumique ρ , leur épaisseur h et leur coefficient d'amortissement matériel β .

Pour stabiliser le calcul numérique, un coefficient d'amortissement matériel non nul, égal à 1%, est retenu. Ce niveau est cohérent avec le très faible niveau de déformations induites par le type de sollicitation étudié. L'essentiel de l'amortissement observé est en effet de nature géométrique. Dans toutes les configurations testées, le coefficient de Poisson et la masse volumique restent constants dans l'ensemble du massif (mêmes valeurs pour toutes les couches de sol).

Une force unitaire de 1 MN est appliquée sur une plaque de surface unitaire (de 1 m²), très rigide (de module d'Young $E = 10^9$ MPa) et modélisée en éléments finis quadrangulaires. La source est donc assimilable à une charge ponctuelle vis-à-vis d'un point du massif assez loin.

Des calculs sont effectués pour des sollicitations harmoniques avec une gamme de fréquences comprises entre 0,1 et 40 Hz. Pour chacune de ces fréquences, la force modélisée est verticale et située à 15 m de profondeur.

Pour chaque point de calcul, le module du déplacement calculé avec le modèle numérique SASSI est comparé à celui obtenu en utilisant l'approche simplifiée :

$$\begin{aligned}\bar{U}(M, f) &= \frac{U_{ana}(M, f)}{U_{num}(M, f)} = \\ &= \frac{U_{sta}(M) \times H(M, f)}{U_{num}(M, f)}\end{aligned}\quad (14)$$

Où $U_{sta}(M)$ est calculée selon l'approche proposée en section §3.1.1 et §3.1.2 et $H(M, f)$ selon l'approche explicité en §3.1.3.

Une valeur égale à 1 signifie donc que la prédiction du modèle analytique est exacte, tandis qu'une valeur supérieure à 1 indique que le modèle analytique surestime le déplacement.

3.2.2 Résultats des comparaisons

Dans un premier temps, les résultats obtenus pour un massif bicouche et plusieurs contrastes de rigidité entre les couches sont comparés. Les résultats sont présentés au droit de trois points du massif en fonction de la fréquence de la sollicitation (adimensionnée par la fréquence propre de la colonne de sol f_{col} correspond à la colonne de sol entre la source et la surface libre).

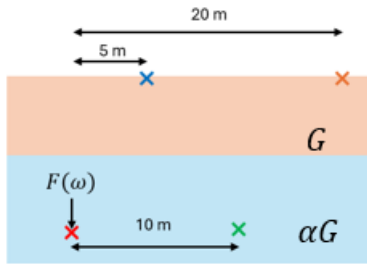


Figure 6: Configuration bi-couche : position des points de mesure dans le massif par rapport à l'excitation

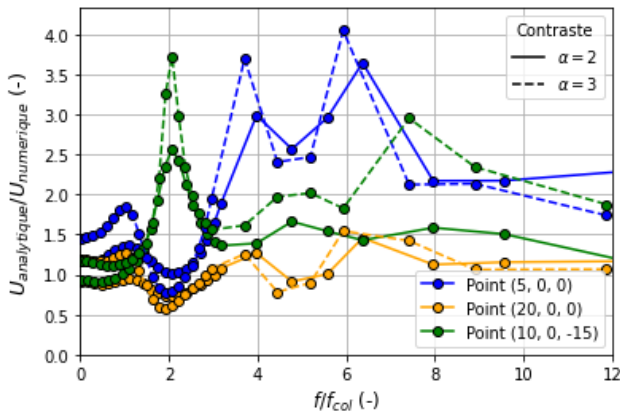


Figure 7 : Rapport \bar{U} en fonction de la fréquence pour trois points du massif bicouche ($G = 50 \text{ MPa}$)

Les résultats obtenus en considérant un modèle tricouche avec une rigidité croissante avec la profondeur sont également présentés.

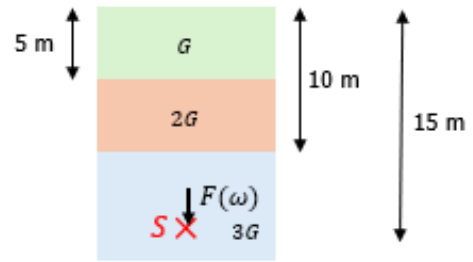


Figure 8: Schéma de la configuration tricouche étudiée

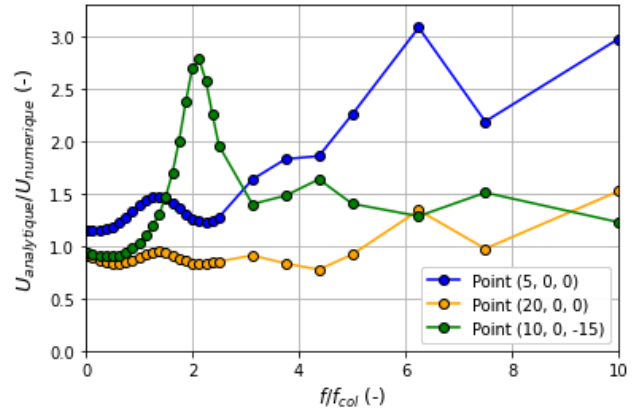


Figure 9: Rapport \bar{U} en fonction de la fréquence pour trois points du massif tricouche ($G = 50 \text{ MPa}$)

Les résultats obtenus pour cette configuration tricouche sont globalement similaires à ceux obtenus pour les massifs bicouches de rigidité croissante avec la profondeur, avec en général une surestimation d'un facteur de 1 à 4 de la part de l'approche analytique par rapport au calcul numérique pour la grande majorité des points de calcul. Le rapport minimal obtenu est de l'ordre de 0.5 pour le massif bicouche et de 0.7 pour l'exemple du massif tricouche (le modèle analytique sous-estime pour des gammes de fréquences le déplacement du point en surface le plus éloigné de la source).

A haute fréquence, le déplacement prédit par le modèle analytique pour quelques points de la couche de sol superficielle du massif est très sécuritaire.

3.3 Limite du modèle et précautions d'usage

Le modèle analytique a été conçu sur la base d'un certain nombre d'approximations et d'hypothèses fortes. L'objectif de ce travail n'étant pas d'aboutir à une prédiction exacte de l'amplitude des vibrations dans le massif, mais plutôt de développer une méthode rapide permettant d'estimer l'ordre de grandeur de ces vibrations. Ce modèle présente des limites et doit donc être utilisé en pleine conscience de celles-ci.

L'approche analytique développée pour déterminer le déplacement statique est valable uniquement pour les sollicitations verticales, la prédiction du déplacement sous sollicitation statique pour une

sollicitation horizontale n'ayant pas pu être généralisée à un massif multicouche. Cette limitation peut néanmoins être contournée en utilisant un modèle numérique, afin d'estimer rapidement $U_{sta}(M)$.

Enfin, la prise en compte des effets dynamiques au moyen d'une fonction de transfert établie à partir d'une colonne de sol unidimensionnelle, simplifie la représentation des phénomènes complexes liés à la propagation des ondes dans un espace à trois dimensions, notamment les réflexions, réfractions et transmission des ondes en fonction de leur angle d'incidence.

De manière générale, les approximations retenues dans le cadre de l'élaboration du modèle analytique ont été effectuées dans le sens de la sécurité, afin d'obtenir des amplitudes des vibrations plus élevées que dans la réalité.

4 ETUDE COMPARATIVE DE METHODES DE MODELISATION SUR UN CAS REEL

Dans cette section, différentes approches de modélisation, de complexité croissante, sont comparées afin d'estimer le niveau de vibrations généré par la sollicitation provoquée par un tunnelier en profondeur. Comme rappelé précédemment, le niveau de vibrations observé en surface résulte à la fois des caractéristiques de la source d'excitation et de la fonction de transfert propre au massif. L'étude se concentre plus particulièrement sur ce second aspect : il s'agit d'évaluer dans quelle mesure le calcul de cette fonction de transfert, obtenu à partir de modèles numériques plus ou moins élaborés, permet d'estimer correctement l'ordre de grandeur des vibrations induites.

4.1 Excavation au tunnelier - ligne 18 du métro de Paris (Orly)

4.1.1 Contexte

Des mesures ont été effectuées en surface lors de l'excavation du tunnel de la ligne 18 du métro de Paris, à proximité de l'aéroport d'Orly (Aslan et al, 2024). Cette référence fournit notamment la vitesse mesurée expérimentalement par le capteur C4, installé en surface. C'est cette valeur qui constitue la valeur de référence à être retrouvée. Le massif de sol possède les caractéristiques géodynamiques suivantes.

Couche	z_{toit} (m)	ρ (t/m ³)	V_s (m/s)	V_p (m/s)	β (%)
LP	0	2.0	353	1644	1
TB	3	2.0	462	1997	1
GV	6	2.0	230	1551	1

MSGp	14,42	2.0	418	1532	1
MSGa	25	2.0	169	1830	1
MFL	33,5	2.0	616	1826	1

Tableau 1 : Profil de sol correspondant au site expérimental à proximité d'Orly

Avec z_{toit} la profondeur du toit de la couche, ρ la masse volumique, V_s et V_p les vitesses de propagation des ondes de cisaillement et de compression, et β le taux d'amortissement matériel du sol.

La vitesse mesurée au droit du capteur est comparée dans cette section à la valeur obtenue en suivant la méthodologie classique, consistant à combiner la fonction de transfert, calculée avec un modèle numérique complet, entre la source et la position du capteur et la force générée par le tunnelier. La fonction de transfert est calculée pour une gamme de fréquences centrales de bandes de tiers d'octaves variant entre 0.1 et 40 Hz (où se concentre la majeure partie de l'énergie générée par le tunnelier, Rallu, Berthoz et al, 2023) selon trois niveaux de complexité croissante en considérant un effort horizontal unitaire (1 MN).

- *Niveau 0* : le déplacement statique est d'abord obtenu au moyen d'un calcul numérique, puis l'effet dynamique est introduit en appliquant la méthodologie décrite au §3.1.3, fondée sur l'analyse d'une colonne de sol unidimensionnelle. Dans cette approche fortement simplifiée, la source vibratoire est considérée comme ponctuelle.
- *Niveau 1* : un calcul numérique harmonique simplifié est réalisé à l'aide d'un modèle SASSI, dans lequel le massif de sol est représenté, mais le tunnel n'est pas modélisé ; l'excitation reste une force harmonique ponctuelle appliquée dans le sol.
- *Niveau 2* : un modèle aux éléments finis complet est construit avec Code_Aster, incluant la géométrie du tunnel ; l'effort unitaire n'est plus ponctuel mais réparti sur la paroi latérale du tunnel.

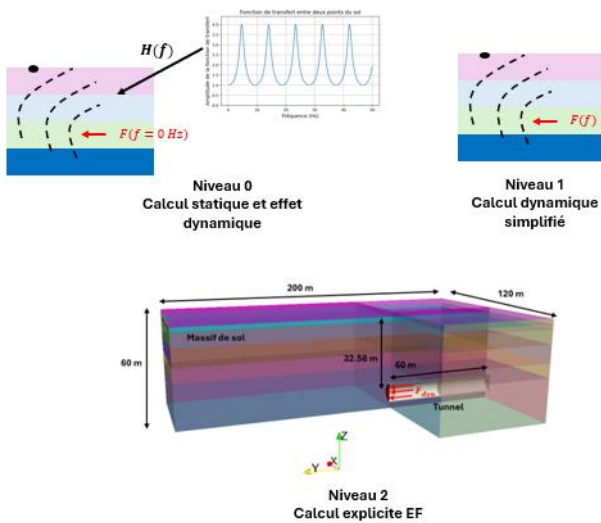


Figure 10: Niveaux de modélisation

Cette comparaison entre les trois niveaux a pour objectif d'analyser les fonctions de transfert obtenues et de quantifier l'impact de la complexité du modèle sur l'estimation de la fonction de transfert vibratoire.

4.1.2 Résultats

La comparaison des fonctions de transfert obtenues pour une excitation unitaire selon les trois niveaux de complexité montre que les résultats restent du même ordre de grandeur, malgré les différences de modélisation. La modélisation numérique complexe (niveau 2) et simplifiée (niveau 1) donnant des résultats très proches sur une grande partie de la plage de calcul.

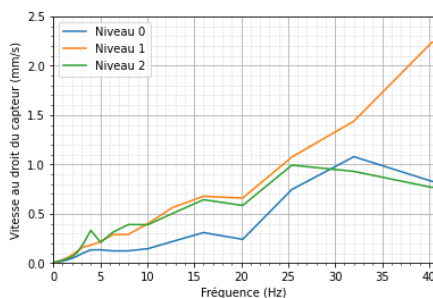


Figure 11 : Vitesses calculées à l'emplacement du capteur C4 pour les trois niveaux de modélisation sous un chargement harmonique unitaire (1 MN)

Afin d'évaluer la capacité de ces approches à prédire les vibrations réellement mesurées in situ, et en se plaçant dans un contexte réaliste pour l'ingénieur — qui ne dispose pas nécessairement de l'enregistrement de la vitesse vibratoire dans le tunnelier — la force d'excitation du tunnelier est estimée à partir du modèle proposé par la référence (Aslan, Rallu et al, 2024). L'étude propose d'utiliser la loi empirique suivante pour modéliser les forces générées par le creusement au tunnelier $F_{\alpha}(t) = F_{face} \left(1 + \alpha \frac{v(t)}{v_{max}}\right)$, avec un coefficient α égal à 1,2 % (calibré sur la base des

mesures in situ) et la force normale F_{face} correspondant au contact de la roue de coupe sur le sol, mesuré dans le cas présent à environ 10 MN.

L'expression $v(t)$ représente l'évolution temporelle de la vitesse longitudinale enregistrée à l'intérieur du tunnelier. Cette grandeur, directement liée à la source vibratoire, n'est généralement pas disponible en phase amont d'un projet ou lorsque les moyens de mesure sont limités.

Cette formulation permet toutefois d'obtenir l'effort dynamique maximal mobilisé durant la phase de sollicitation ($F_{face} \times \alpha$). Dans une approche volontairement simple et conservatrice, on fait l'hypothèse que cet effort maximal est concentré à la fréquence correspondant au pic d'amplification de la fonction de transfert. Cela permet de calculer directement une estimation sécuritaire de la vibration attendue au droit du capteur et de la comparer aux valeurs mesurées sur site.

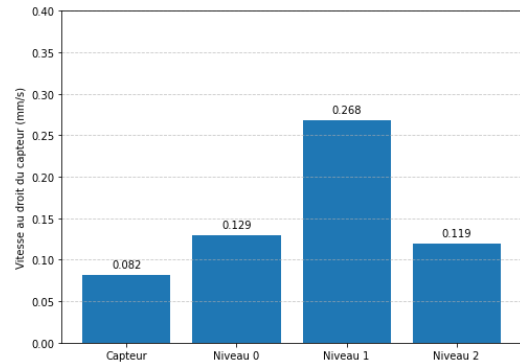


Figure 12: Comparaison de la vibration mesurée au droit du capteur C4 et celle estimée de manière sécuritaire avec les trois niveaux de complexité de modèle

Les fonctions de transferts obtenues entre l'approche niveau 1 et 2 sont très proches pour la majeure partie de la gamme de fréquence (jusqu'à 30 Hz). Cependant avec l'approche conservatrice utilisée pour déterminer la vitesse au droit du capteur (consistant à concentrer la force du tunnelier à la fréquence la plus défavorable), un écart plus important est constaté dans la prédiction du niveau de vibration entre l'approche niveau 1 et les autres modèles.

Les trois niveaux de modélisation considérés permettent, chacun à leur manière, de capturer correctement l'ordre de grandeur de l'amplitude de la vibration observée au droit du capteur. Le modèle de niveau 2, basé sur une modélisation complète par éléments finis, fournit les résultats les plus précis en raison de la représentation détaillée du tunnel et de la distribution réaliste de la source vibratoire. Toutefois, ce raffinement se traduit par un coût de calcul très élevé, pouvant atteindre plusieurs heures, voire plusieurs jours, en fonction du nombre de fréquences analysées. À l'inverse, les modèles simplifiés de niveau 0 et de niveau 1 offrent des temps de calcul

nettement plus faibles, de l'ordre de quelques secondes pour le premier et de quelques minutes pour le second. Dans le cas étudié, le modèle de niveau 0 fournit même une estimation plus proche de la vibration mesurée que le modèle de niveau 1, avec la méthodologie de calcul sécuritaire adoptée pour le traitement de la source. Cette observation ne doit cependant pas être généralisée. L'objectif principal de cette étude n'est pas d'établir une hiérarchie universelle entre les approches, mais bien de démontrer que des modèles simplifiés, permettent d'estimer rapidement un ordre de grandeur des vibrations induites par une source profonde.

5 CONCLUSIONS

L'objectif principal de cette étude était de mettre en évidence le rôle des outils numériques dans l'estimation des vibrations induites par des sources profondes. À l'heure où les capacités de calcul permettent de recourir à des modèles toujours plus complexes et détaillés, le travail présenté ici montre qu'il demeure essentiel de conserver une vision pragmatique du problème : des approches simplifiées peuvent, sous certaines conditions, suffire à évaluer un premier ordre de grandeur du phénomène et à le comparer efficacement aux seuils normatifs. Ces modèles rapides constituent ainsi un outil d'aide à la décision précieux pour déterminer si une modélisation plus sophistiquée — et donc plus coûteuse — est réellement justifiée.

La représentation de l'excitation constitue l'un des enjeux les plus délicats : elle dépend souvent de données expérimentales difficiles à acquérir, incertaines ou partielles, et nécessite dans la plupart des cas un calage rétrospectif. Ainsi, la qualité de la prévision vibratoire repose autant sur la pertinence de la description de la source que sur le choix du modèle numérique.

REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES

- Université Gustave Eiffel, Le projet E-PILOT. [En ligne]. Disponible : <https://e-pilot.univ-gustave-eiffel.fr/projet/le-projet-e-pilot/>.
- Kramer S. L. (1996), *Geotechnical Earthquake Engineering*. Upper Saddle River, NJ, USA: Prentice Hall.
- Poulos H.G and Davis E.H. (1974). *Elastic solutions for soil and rock mechanics*. John Wiley & Sons, 411 p
- Terzaghi, K. (1943). *Theoretical Soil Mechanics*. John Wiley & Sons.
- Mindlin, R. D. (1936). *Force at a Point in the Interior of a Semi-Infinite Solid*. *Physics* 7, 195–202. <https://doi.org/10.1063/1.1745385>
- Aslan Y., Rallu A., Berthoz N., Branque D., Chatzigogos C., et Makrypidi T. (2024), *Methodology for estimating the force spectrum of a tunnelling machine using a numerical and experimental coupling approach*, Journées Nationales de Géotechnique et de Géologie de l'Ingénieur, Poitiers, France.
- Rallu A., Berthoz N., Charlemagne S., et al. (2023), *Vibrations induced by tunnel boring machine in urban areas: In situ measurements and methodology of analysis*, *Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering*, vol. 15, pp. 130–145. <https://doi.org/10.1016/j.jrmge.2022.02.014>
- S. Abouanass (2025), *Projet de fin d'études : Analyse de l'impact vibratoire de l'excavation et de l'exploitation de tunnels en milieu urbain*, Ecole des Ponts IP Paris.
- Code_Aster, *Code_Aster*, version 16.6, EDF R&D, 2022. Disponible : <https://www.code-aster.org/>
- F. Ostadan et N. Deng, *SASSI2010: Theoretical Manual – A System for Analysis of Soil-Structure Interaction*, version 1.0, May 2012.