

Extension du modèle MISS-K aux structures de soutènement tridimensionnelles : mise en œuvre pratique et limites de validité

An extension to the Winkler approach for retaining structures: implementation and validity

Nathan SIMON^{1*}, Fahd CUIRA¹, Jesús PÉREZ-HERREROS¹, Martin CAHN¹

¹ Terrasol (groupe Setec), Paris, France

*nathan.simon@setec.com

RÉSUMÉ : De nombreux systèmes de soutènement, par leurs dimensions ou leur géométrie particulière, ne peuvent être fidèlement représentés par une modélisation en déformations planes. Recourir à une modélisation tridimensionnelle complète par éléments finis reste par ailleurs souvent dissuasif lors des premières phases de conception, en raison du temps nécessaire à la création puis au calcul du modèle. La calibration de lois de comportement pose aussi question au regard des résultats de reconnaissances classiquement disponibles.

En conséquence, cet article propose une extension du modèle « historique » des *calculs aux coefficients de réaction* au cas d'ouvrages structurellement tridimensionnels. Celui-ci permet en effet à l'ingénieur d'employer un faible nombre de paramètres géotechniques couramment accessibles (poids volumique, résistance au cisaillement, module pressiométrique) pour dégager un premier dimensionnement tout en tenant compte des effets 3D structuraux. L'absence de modélisation explicite du sol raccourcit considérablement le temps de calcul, permettant l'analyse efficace de plusieurs variantes ou le recours à diverses études paramétriques.

Après avoir présenté les hypothèses retenues pour étendre la méthode historique, un domaine de validité de cette extension originale de MISS-K est esquissé à l'aide de comparaisons avec des modèles numériques plus complets. Les performances sont évaluées pour différents systèmes d'ancrage (butons, dalles comprenant potentiellement des trémies), en se concentrant sur la plus-value apportée par rapport à une modélisation plane.

ABSTRACT: Many retaining structures structurally behave in a three-dimensional way by opposition to the classical plane strain assumption. It can either be due to their particular shape or dimensions. On the other hand, a full 3D finite-element analysis is heavy to implement and compute at projects' early design stages. Insufficient available geotechnical investigations can also be an issue to robustly calibrate sophisticated constitutive laws.

Consequently, an extension of the classic *coefficient of subgrade reaction approach* is proposed in this article, from plane strain to structurally 3D earth retaining structures. Since this approach only requires simple geotechnical parameters (volumic weight, shear strength, pressuremeter modulus), it is well-suited to assess the weight of 3D structural effects in early designing stages. The soil-structure interaction springs being numerically much lighter to handle than explicit soil masses, computation times are relatively limited, allowing engineers to efficiently compare multiple technical solutions.

Assumptions underlying the classical approach and its extension are first discussed. Then, performances of the new method are compared to full 3D finite-element analysis, considering different technical solutions (struts, slabs with or without holes). A particular attention is given to made gains compared to a plane strain analysis.

Mots-clés : Coefficients de réaction ; Fouilles tridimensionnelles

1 INTRODUCTION

Pour le dimensionnement des écrans de soutènement, quatre familles de méthodes se distinguent (Delattre, 2001). La première classe correspond aux méthodes empiriques, pour lesquelles des profils de poussée sont proposés à partir des observations expérimentales en fonction du nombre et de la position des appuis (Figure 1-a). Relativement anciennes, elles restent une référence dans de nombreux pays (Allemagne, États-

Unis d'Amérique). La seconde correspond aux méthodes dites aux équilibres limites, adaptées aux écrans isostatiques ou autostables (Figure 1-b). Ces deux premières classes reposent sur une approche purement statique, indépendante des rapports de rigidité sol/structure.

La troisième classe est l'approche aux coefficients de réaction, qui repose sur l'hypothèse de Winkler en supposant une proportionnalité entre déplacement et

réaction, matérialisée par l'emploi de ressorts indépendants (Figure 1-c). Les codes de calcul modernes mettant en œuvre cette approche permettent de borner les pressions développées au sein des ressorts d'interaction sol-structure par des limites de poussée/butée imposées *ad hoc*, et de considérer une succession de phases de calcul. En France, les professionnels bénéficient d'un fort retour d'expérience sur cette démarche, reconnu par la norme d'application de l'Eurocode 7, la NF P94-282.

La dernière méthode, l'approche par éléments finis « complets », permet de modéliser explicitement le comportement du massif de sol, faisant appel à des lois de comportement plus ou moins sophistiquées (Figure 1-d).

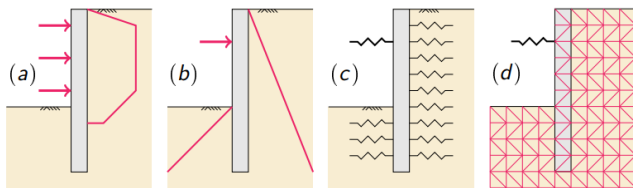


Figure 1. Mise en œuvre (a) des méthodes empiriques, (b) aux équilibres-limites, (c) aux coefficients de réaction et (d) aux éléments-finis "complets".

Il convient de souligner que traditionnellement, les trois premières méthodes ont été développées pour des ouvrages linéaires (écrans de grande longueur, quais, etc etc), pour lesquels les conditions de déformation sont essentiellement planes. Ces méthodes ont également trouvé facilement leur extension pour les ouvrages (ou sections d'ouvrages) présentant une symétrie de révolution : principalement les puits circulaires et les sections courantes des boîtes multilobes.

Un certain nombre de structures modernes (boîtes rectangulaires en parois moulées, batardeaux formés de palplanches) ne peuvent cependant se satisfaire de l'hypothèse de déformations planes sans commettre une certaine erreur. Si les codes de calcul aux éléments-finis généralistes permettent aujourd'hui d'envisager les effets 3D (à la fois dans la structure et dans le massif de sol) lors des phases de conception « avancées », leur emploi lors des phases préliminaires de conception est peu courant : l'incertitude sur les paramètres géotechniques nécessaires à la calibration de lois sophistiquées et le temps de préparation du modèle/calcul rendent malaisé le travail de conception nécessitant souvent la comparaison de plusieurs variantes.

Dans l'optique de développer une approche de calcul 3D pertinente dès les premières phases des projets, l'extension des méthodes dites « statiques » s'avère difficile, car elles ne permettent pas d'intégrer facilement l'hyperstaticité des ouvrages 3D (les efforts

développés dépendent, *a minima*, de la loi de comportement des écrans). En revanche, la méthode aux coefficients de réaction, basée sur les déplacements, se prête à une telle extension (Figure 2) et convient parfaitement à une implémentation pratique suivant le formalisme des éléments-finis (i.e., éléments de plaques, poutres, ressorts surfaciques, etc). La solution ainsi développée allie de bonnes performances en termes de temps de calcul (absence de maillage explicite du sol), et une simplicité de modélisation pour l'ingénieur déjà coutumier de cette méthode en déformations planes.

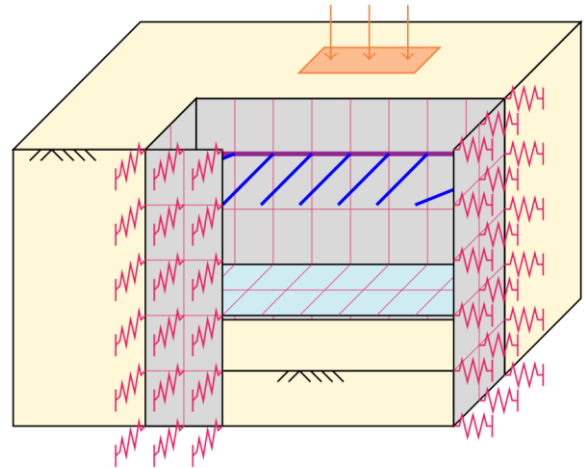


Figure 2. Représentation de principe de la méthode aux coefficients de réaction « tridimensionnelle » proposée.

Le passage d'un massif élastoplastique à une succession de ressorts élastoplastiques surfaciques se fait cependant au prix d'une perte des effets d'interaction au sein du sol, bien connue de l'ingénieur en déformations planes et bien documentée dans la littérature (Nejjar, 2019).

2 FORMULATION DU PROBLÈME ET CHOIX DE MODÉLISATION

Le formalisme retenu est celui de la méthode des éléments finis, qui permet de superposer simplement une variété d'éléments (plaques, poutres, ressorts, ...) et de comportements différents.

2.1 Rappels sur la méthode des éléments finis

La méthode des éléments finis est une méthode énergétique de résolution approchée d'un problème physique par discrétisation des segments, volumes et surfaces. Elle s'appuie sur le principe de minimum de l'énergie potentielle dans l'espace des champs de déplacement cinématiquement admissibles (Dormieux, 2017).

$$E_{\text{pot}}(\underline{\xi}', \tau) = \Psi(\underline{\xi}', \tau) - \Phi(\underline{\xi}', \tau) \quad (1)$$

Où $\underline{\xi}'$ (m) est un champ de déplacement cinématiquement admissible (dit « virtuel »), τ (°C) le champ de variation de température par rapport à l'état initial, Ψ la fonctionnelle énergie thermoélastique, et Φ la fonctionnelle travail virtuel des efforts donnés.

La discrétisation en éléments finis et le choix du couple « fonctions de forme » / « degrés de liberté par élément » reviennent à restreindre la recherche de solution à un sous-espace de dimension finie. Cette restriction permet de résoudre en pratique le problème de minimisation sous contrainte, mais n'assure pas l'obtention de la solution exacte du problème. En particulier, les champs de contrainte associés aux déplacements obtenus ne sont *a priori* pas statiquement admissibles (et dans le cas où ils le sont, cela signifie que la solution exacte du problème a été obtenue).

De manière générale, en supposant un comportement thermoélastique linéaire pour lequel le champ de variation de température est une donnée, l'énergie potentielle peut s'écrire à une constante près sous la forme :

$$E_{\text{pot}} = \int_{\Omega} \left(\underline{\underline{\sigma}}^0 : \underline{\underline{\varepsilon}}' + \frac{1}{2} \underline{\underline{\varepsilon}}' : \underline{\underline{C}} : \underline{\underline{\varepsilon}}' - \tau \left[\underline{\underline{C}} : \underline{\underline{\alpha}} \right] : \underline{\underline{\varepsilon}}' \right) dV - \left[\int_{\Omega} \rho \underline{g} \cdot \underline{\underline{\xi}}' dV + \sum_i \int_{S_{T_i}} \xi_i^d T_i^d dS \right] \quad (2)$$

Où $\underline{\underline{\sigma}}^0$ (kPa) est la contrainte initiale, $\underline{\underline{C}}$ (kPa) le tenseur d'élasticité isotherme, $\underline{\underline{\alpha}}$ (/°C) le tenseur des coefficients de dilatation thermique linéiques, $\rho \underline{g}$ (kN/m³) le poids volumique local, et T_i^d (kPa) les composantes des efforts donnés sur les morceaux de frontière S_{T_i} .

Par le biais des matrices de forme $[N(\underline{x})]$, il est possible d'exprimer vectoriellement les trois composantes des déplacements en fonction des inconnues nodales $[q]$, et par prise de la partie symétrique du gradient de calculer une matrice $[B(\underline{x})]$ reliant les inconnues nodales à la déformation linéarisée en tout point.

$$[\xi'] = [N][q] ; [\varepsilon'] = [B][q] \quad (3)$$

Avec ce formalisme, en remplaçant dans l'équation précédente, l'énergie potentielle prend bien la forme :

$$E_{\text{pot}} = \frac{1}{2} [q]^T [K][q] - [q]^T [F^0] - [q]^T [F^{\text{th}}] - [q]^T [F^{\text{volume}}] - [q]^T [F^{\text{contact}}] \quad (4)$$

Où $[K]$ est la matrice de raideur, $[F^0]$ le vecteur des efforts initiaux, $[F^{\text{th}}]$ le vecteur des déformations

thermiques, $[F^{\text{volume}}]$ et $[F^{\text{contact}}]$ les vecteurs de chargement mécanique.

2.2 Éléments de plaque mince rectangulaires de Kirchhoff

Pour modéliser le soutènement, les éléments de plaque mince rectangulaires à quatre nœuds de Kirchhoff sont retenus (Zienkiewicz, 2000). Le repère local est défini en Figure 3. La cinématique virtuelle retenue fait intervenir deux comportements indépendants.

$$\underline{\underline{\xi}}'(x, y, z) = \begin{pmatrix} u(x, y) + z \cdot \theta_y(x, y) \\ v(x, y) - z \cdot \theta_x(x, y) \\ w(x, y) \end{pmatrix} \quad (5)$$

D'une part, les déplacements dans le plan de l'élément (u, v) , associés chacun à quatre degrés de liberté et interpolés par la famille $(1, x, y, xy)$. D'autre part, le comportement purement fléchissant (w, θ_x, θ_y) . La nullité des déformations de cisaillement hors plan γ_{xz} et γ_{yz} associée au modèle de plaque mince permet d'égaliser θ_x à $\partial_y w$ et θ_y à $-\partial_x w$. En conséquence, il suffit d'interpoler w , et Zienkiewicz montre que le choix de la famille $1, x, y, x^2, xy, y^2, x^3, x^2y, xy^2, y^3, x^3y, xy^3$ permet de passer le *patch test*. L'élément ainsi défini possède 20 degrés de liberté.

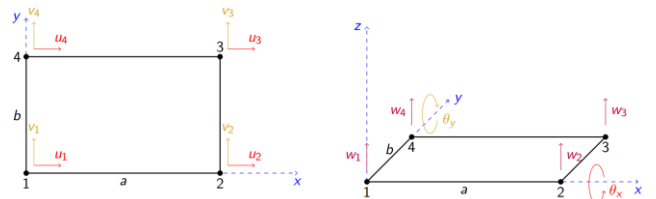


Figure 3. Degrés de liberté pour l'élément de plaque.

La matrice de raideur s'obtient alors simplement à partir de la procédure décrite dans le paragraphe précédent. Une loi de comportement en contraintes planes anisotrope peut être considérée pour offrir plus de flexibilité à l'ingénieur.

$$\begin{pmatrix} \sigma_{xx} \\ \sigma_{yy} \\ \sigma_{xy} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} C_x & C_1 & 0 \\ C_1 & C_y & 0 \\ 0 & 0 & C_{xy} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \varepsilon_{xx} \\ \varepsilon_{yy} \\ \gamma_{xy} \end{pmatrix} \quad (6)$$

Dans le cas isotrope, $C_x = C_y = E/(1 - \nu^2)$, $C_1 = \nu C_x$ et $C_{xy} = G$.

2.3 Mise en œuvre pratique de la méthode

L'interaction sol-structure, dans le cadre de la méthode aux coefficients de réaction, est classiquement

modélisée à l'aide de ressorts précontraints à palier. Ceux-ci sont caractérisés par quatre paramètres (Figure 4) : la pression effective limite de poussée horizontale p'_a (kPa), de butée horizontale p'_b (kPa), pression effective au repos p'_0 (kPa) et le coefficient de réaction k_h (kPa/m). Les pressions limites sont évaluées à l'aide des coefficients k_{γ} et k_c , issus de la théorie de Coulomb, de Rankine ou des tables de poussée/butée de Kérisel & Absi (2003).

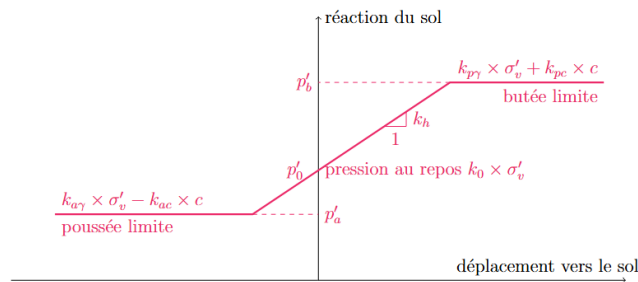


Figure 4. Loi de comportement des ressorts d'interaction sol-structure.

La mise en œuvre pratique suit un schéma identique à celle de la méthode MISS-K « classique » :

1. *Définition de la géométrie de l'écran et de ses propriétés mécaniques.* Pour un matériau isotrope, le produit de rigidité axiale EA [kN/m] et le coefficient de Poisson ν s'ajoutent au produit de rigidité en flexion EI [kN/m³] et au poids surfacique w [kN/m²] usuellement entrés en 2D.
2. *Définition de la stratigraphie et des paramètres d'interaction sol/structure.* Ces paramètres sont ceux décrits ci-avant, et sont identiques à ceux entrés pour un calcul 2D : c' [kPa], ϕ' [°], inclinaisons δ_a/ϕ' , δ_p/ϕ' , poids volumique γ [kN/m³], coefficient de réaction k_h [kPa/m] obtenu par exemple via la formule de Schmitt (1995), etc.
3. *Définition du phasage des travaux et des appuis.* Les différents appuis sont définis à leur phase d'activation à partir de paramètres simples. Par exemple :
 - coordonnées des extrémités, précontrainte N_0 [kN] et rigidité ES [kN] pour un buton ;
 - cote, module d'Young, coefficient de Poisson et épaisseur pour une dalle.

3 APPLICATION ET COMPARAISON AVEC DES MODÈLES AUX ÉLÉMENTS-FINIS COMPLETS

Le modèle précédent a été implémenté en Fortran, et les résolutions sont menées avec le solveur linéaire

MUMPS (2001), qui permet de tirer profit de la nature creuse de la matrice de rigidité.

Sa cohérence est validée en comparant des configurations de calcul pseudo-plans (plaque seule) aux résultats obtenus avec des logiciels commerciaux MISS-K en déformations planes.

3.1 Cadre de l'étude

Pour cette étude, le choix est fait de se restreindre aux fouilles rectangulaires réalisées à l'abri de parois moulées de comportement élastique isotrope. Il ne s'agit cependant pas d'une limitation du moteur, et d'autres formes de fouilles et comportements peuvent être simulés.

L'enceinte en béton est supposée de module 20 GPa, d'épaisseur 0,80 m, de largeur 15 m, et de longueur présentée dans le Tableau 1.

Tableau 1: Longueur des fouilles étudiées par identifiant.

Identifiant	A	B	C
Longueur [m]	15	30	60

Le terrain naturel est au niveau +59.0 m NGF, et le fond de fouille définitif est à la cote +39.0 m NGF, soit une hauteur soutenue de 20 m. Aucune nappe n'est considérée.

Pour comparer les résultats obtenus avec la méthode aux coefficients de réaction (MISS-K) à ceux obtenus avec un calcul éléments-finis « complet » (MEF), le protocole suivant est retenu :

1. Utilisation d'un modèle MISS-K 2D pour dimensionner la raideur des appuis et la fiche nécessaire pour atteindre une sécurité suffisante sur la butée, tout en exhibant une flèche réaliste de l'ordre de $H/1000$, où H est la hauteur excavée. La formule de Schmitt (1995) est employée pour définir la valeur du coefficient de réaction.
2. Réalisation d'un modèle jumeau avec un logiciel de calcul par éléments-finis (Plaxis), en déformations planes ou équivalent (e.g. tranche 3D). Une loi élastoplastique linéaire caractérisée par un critère de Mohr-Coulomb est utilisée, avec une dilatance nulle, un coefficient de Poisson de 0,3, et un module drainé ajusté pour obtenir la même flèche maximale que le calcul MISS-K 2D.
3. Comparaison des résultats des différentes configurations 3D entre MEF et MISS-K.

Le choix d'un calage sur la flèche maximale est éminemment critiquable, puisque la méthode aux coefficients de réaction est pensée pour reproduire les efforts dans la structure : le déplacement est obtenu à

un mouvement de corps rigide près. Cependant, vu la relative faible largeur de la fouille, et l'emploi de plusieurs lits d'ancrages n'interagissant avec le terrain qu'à travers la paroi (les tirants scellés ne sont pas évalués dans cette communication), le déplacement reste une grandeur pertinente.

3.2 Fouilles butonnées

Les fouilles butonnées sont soutenues par trois niveaux d'appuis, aux cotes 57.5, 51 et 44.5 m NGF. Le terrassement a lieu en quatre phases, avec des fonds de fouille intermédiaires aux cotes 56.85, 50.35 et 43.35 m NGF. Les butons, présentant une rigidité axiale ES variant entre 1 050 et 2 100 MN, sont posés avec un entraxe de 5 m, et on distingue les butons courants des butons d'angle orientés à 45° . Les fouilles A et B sont représentées en Figure 5.

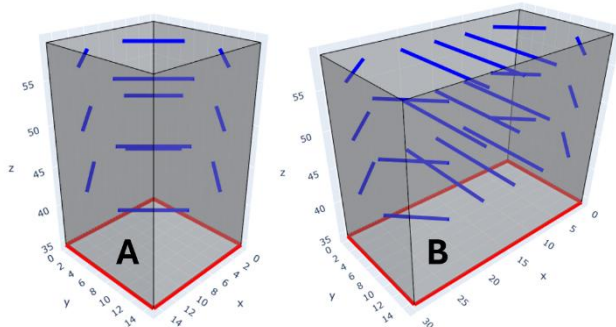


Figure 5. Représentation des fouilles butonnées de 15 m x 15 m (A) et de 30 m x 15 m (B).

3.2.1 Effet de la stratigraphie

Trois stratigraphies différentes sont testées : deux monocouches purement frottant et frottant cohérent, et un tricouche. Des paramètres typiques du bassin parisien sont retenus : Sable de Fontainebleau (SF), Marnes d'Argenteuil (MA), trio Calcaire Grossier (CG)/Argile Plastique (AP)/Marnes de Meudon (MM). Les paramètres et le résultat du calage sont présentés dans le Tableau 2. Un faciès très altéré du Calcaire Grossier est retenu, d'où l'absence de cohésion drainée.

Tableau 2. Maquette géotechnique pour les fouilles butonnées.

	Toit m NGF	γ kN/m ³	ϕ °	c' kPa	K_0 -	E_M MPa	α -	E' MPa
SF	59	18	35	0	0,43	20	1/3	220
MA	59	18,8	20	30	0,81	40	2/3	240
CG	59	21	37	0	0,40	150	1/2	898
AP	48	19	18	20	0,85	45	1	78
MM	38	20	25	30	0,58	110	2/3	395

La Figure 6 présente le déplacement maximal observé à mi-longueur de la paroi pour chaque géométrie de fouille et chaque formation étudiée. Il apparaît que la flèche maximale de la fouille de dimensions réduites (A) calculée avec MEF 3D est

beaucoup mieux approchée par le modèle MISS-K 3D que par MISS-K 2D. En effet, la rigidité additionnelle induite par l'effet de coin n'est pas négligeable pour une enceinte aussi étroite. A l'inverse, lorsque la longueur de la fouille est suffisamment importante (C), les déplacements max. des trois méthodes sont sensiblement identiques, ce qui est cohérent avec le calage effectué. La stratigraphie joue au second ordre après l'élançement dans la détermination de l'erreur.

Il est également intéressant de noter que pour la fouille de taille intermédiaire (B), la flèche maximale est sensiblement équivalente pour les deux approches aux coefficients de réaction, tandis que le déplacement calculé par le modèle aux éléments-finis « complet » donne un déplacement plus faible : un effet de voûte se développe dans le sol sur une longueur supérieure à la longueur de transfert de l'écran. Ce phénomène, dans le cas des déformations planes, est bien documenté dans la littérature (Nejjar, 2019), il est logique de le retrouver ici.

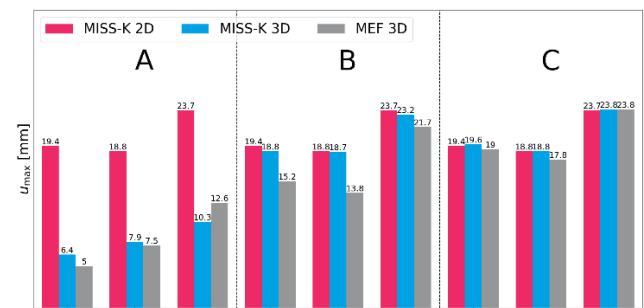


Figure 6. Comparaison des flèches maximales pour les fouilles butonnées dans différentes stratigraphies.

L'analyse est ensuite réalisée en termes du moment comprimant les fibres verticales présenté dans la Figure 7. L'écart reste non négligeable même lorsque la fouille est très grande. Cela est dû au calage sur la flèche maximale, qui n'assure pas que les efforts entre les deux approches convergent. Néanmoins, il apparaît que les conclusions dressées précédemment reste globalement valables : l'approche MISS-K 3D approche bien mieux le moment MEF 3D que l'approche MISS-K 2D dans le cas des fouilles étroites (A).

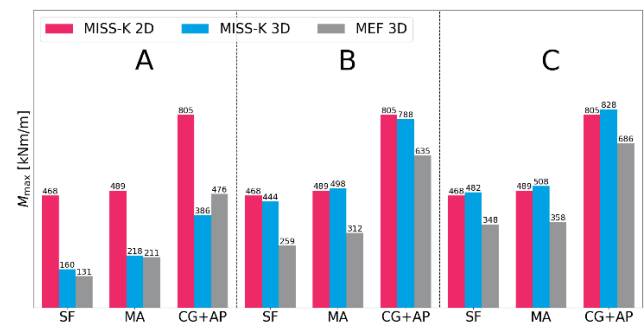


Figure 7. Comparaison des moments maximaux pour les fouilles butonnées dans différentes stratigraphies.

Au-delà de ces comparaisons en termes d'amplitude maximale des déplacements et moments à mi-travée, l'observation en coupe permet de confirmer les observations précédentes (Figure 8).

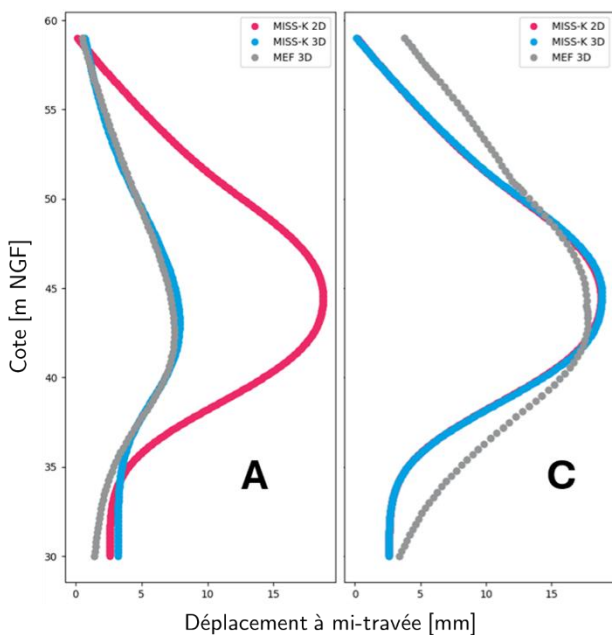


Figure 8. Coupe en déplacements à mi-travée pour la fouille butonnée dans les Marnes d'Argenteuil, de longueur 15 m (A) et 60 m (C).

3.2.2 Effet d'une surcharge localisée

L'abandon des déformations planes pour la méthode aux coefficients de réaction permet aussi de prendre en compte des surcharges localisées sur le terrain sans faire l'hypothèse qu'elles soient infinies hors du plan de coupe. La diffusion de la contrainte dans le terrain est évaluée à l'aide des relations de Boussinesq, décrites par exemple par Terzaghi (1943).

Pour l'exemple, une surcharge de 120 kPa et de forme carrée de côté 10 m est appliquée sur le sol à 7,5 m de la fouille. Cette surcharge, qui pourrait correspondre par exemple à un réservoir de stockage (*sprinkler tank*), est centrée sur la paroi de plus grande longueur et pré-existe à la fouille. Le calcul est mené sans modification des paramètres de résistance et de déformation des terrains, avec la stratigraphie SF pour les trois dimensions de fouille étudiées. Pour le modèle MISS-K 2D, la surcharge locale est assimilée à une surcharge de longueur infinie, de largeur 10 m et d'intensité 120 kPa.

La Figure 9 montre que l'idéalisation bidimensionnelle est particulièrement sécuritaire, tandis que l'utilisation d'un formalisme MISS-K 3D permet de mieux capter l'incrément de déplacement dû à la surcharge localisée tel que calculé par le modèle MEF 3D. Il est intéressant de noter que cette

observation peut être faite pour les trois longueurs différentes de fouille.

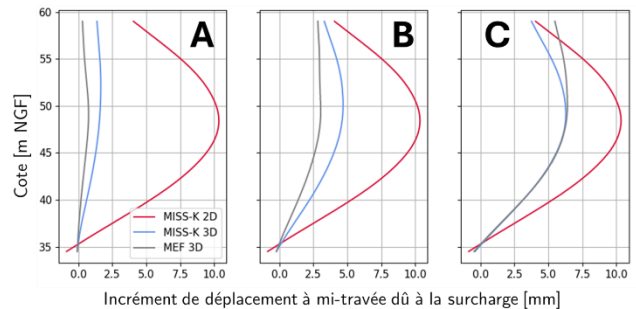


Figure 9. Incrément de déplacement entre la situation avec et sans surcharge au centre de l'écran le plus proche de celle-ci.

Pour information, un calcul avec une surcharge de 40 kPa sur une longueur de 30 m (même résultante), non présenté ici, donne des résultats plus mitigés, avec une convergence plus rapide entre les profils MISS-K 2D et 3D, mais une différence marquée avec le calcul MEF 3D (du côté de la sécurité pour la flèche).

3.3 Fouilles supportées par des dalles

Les fouilles appuyées sur des dalles sont soutenues par deux niveaux d'appuis : une dalle de couverture à la cote 58.75 m NGF, et un niveau intermédiaire à la cote 49.0 m NGF. Les dalles d'épaisseur 50 cm sont articulées avec les écrans, et sont supposées présenter un coefficient de Poisson nul. Le terrassement a lieu en deux phases avec un fond de fouille intermédiaire à la cote 48.0 m NGF.

3.3.1 Effet de la stratigraphie

Compte tenu des résultats obtenus pour les fouilles butonnées, seules deux stratigraphies sont étudiées : le sol purement frottant et le sol cohérent-frottant. La procédure de calage décrite au début du §3 aboutit à des modules de déformation plus faibles que ceux obtenus pour les fouilles butonnées à trois niveaux d'appuis. Ceux-ci sont présentés dans le Tableau 3. Il est possible que la plus forte raideur des appuis (rapport 20 comparé au cas butonné) conduise à un effet de voûte vertical plus important, nécessitant une diminution du module pour parvenir à des déplacements comparables à ceux obtenus via MISS-K 2D.

Tableau 3. Modules de déformation employés pour les fouilles appuyées sur des dalles.

	E' [MPa]
SF	115
MA	215

L'utilisation de dalles, beaucoup plus rigides que les butons testés précédemment, conduit globalement à des erreurs faibles entre MISS-K 2D & 3D et MEF 3D pour les fouilles B et C (Figure 10). Pour la fouille B, un effet 3D vient réduire légèrement le déplacement MISS-K 3D par rapport au calcul plan, mais il semble que la rigidité en traction/compression de la dalle soit prépondérante devant la rigidité en flexion horizontale de l'écran. Pour la fouille A en revanche, l'effet de coin structural joue toujours au premier ordre, et MISS-K 2D est éloigné du couple MISS-K 3D/MEF 3D.

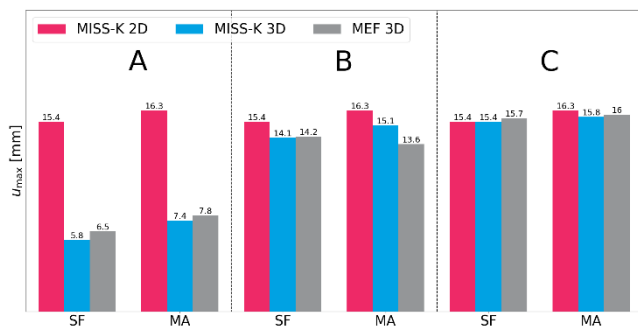


Figure 10. Comparaison des flèches maximales pour les fouilles soutenues par des dalles dans différentes stratigraphies.

3.3.2 Influence du percement de trémies

Fréquemment, les dalles sont percées de trémies, qui permettent de faire passer des réseaux ou des accès. Il n'est alors pas aisé de déterminer la rigidité équivalente dans une coupe de calcul, car les dalles percées ne travaillent pas comme un ensemble de ressorts en série/parallèle (diffusion liée au module de cisaillement non nul). La méthode MISS-K 3D semble au contraire idoine pour traiter ce genre de problèmes.

On considère le cas de dalles percées de trois trémies : une ouverture centrale carrée de côté 6 m, et de part et d'autre deux ouvertures rectangulaires de 8 m par 2 m centrées sur le côté de plus grande longueur, et à 1 m de celui-ci (Figure 11). Le calcul est mené uniquement pour la stratigraphie purement frottante (SF), sans modification du dimensionnement ou des modules décrits dans la partie précédente.

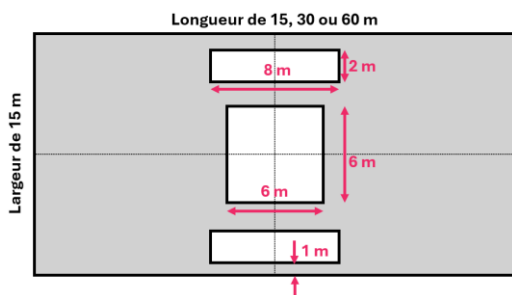


Figure 11. Schéma des trémies ouvertes dans la dalle.

L'incrément de déplacement dû à ces trémies est présenté en Figure 12. Cet incrément est relativement faible comparé à la valeur de déplacement en l'absence de trémies (inférieur à 10-20%), et il est surévalué par la méthode MISS-K 3D par rapport à la MEF 3D. Il est probable que la zone centrale, de raideur apparente diminuée, soit déchargée par effet de voûte horizontale au profit des zones latérales plus rigides dans les modèles MEF 3D. Pour la fouille la plus étroite (A), cet effet est réduit, puisque la portion d'écran au-delà des trémies est de faible longueur.

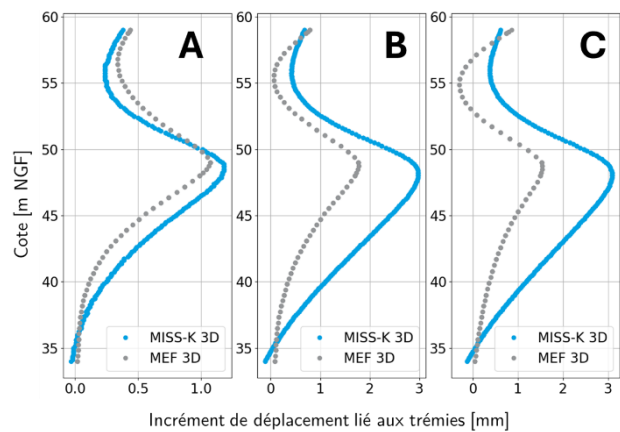


Figure 12. Incrément de déplacement entre la situation avec et sans trémies au centre de l'écran de grande longueur.

4 ÉVALUATION SUR UN CAS RÉEL

La gare Fort d'Issy-Vanves-Clamart du Grand Paris Express a été instrumentée pendant sa construction, et l'exploitation de ces données constitue l'objet de la thèse de K. Nejjar (2019).

La gare est soutenue à la fois par des dalles et poutres réalisées à l'avancement en *top/down*, dans la zone centrale, et par des fuseaux de butons métalliques sur les extrémités est/ouest. Sur la paroi sud, un accident géométrique triangulaire est visible en Figure 13 (permet de faire passer une conduite SIAAP).

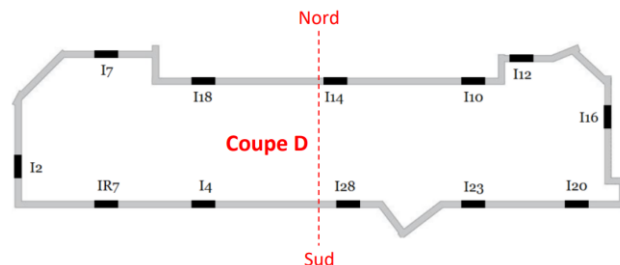


Figure 13. Représentation schématique de la gare FIVC et de l'implémentation des inclinomètres, Nejjar (2019).

L'autrice identifie sur les mesures inclinométriques que la déformée côté sud proche de cette excroissance est plus faible que celle mesurée au nord où le mur reste rectiligne. Elle montre aussi que cet effet n'est

capté que dans le modèle 3D aux éléments finis (par opposition aux calculs plans également menés, EF et MISS-K). Les déformées mesurées et calculées entre la phase P0 et P4 présentées dans la thèse sont rappelées en Figure 14.

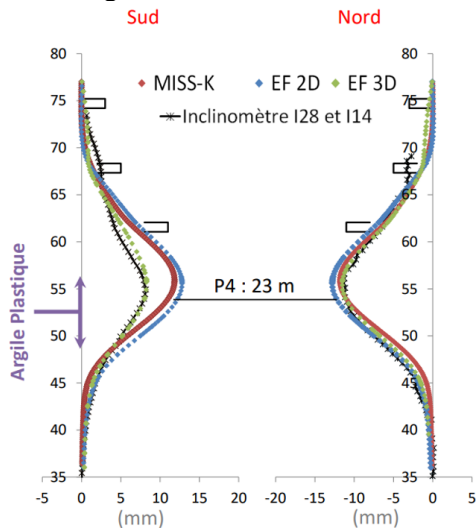


Figure 14. Déformées mesurées et calculées au niveau de la coupe D, extrait de Nejjar (2019).

En reprenant les paramètres utilisés par Nejjar (2019), modulo une légère adaptation du phasage initial (talus non implémentés dans MISS-K 3D), des calculs MISS-K 2D puis 3D sont reconduits. Au niveau de la coupe D (Figure 15), un rapport de flèche maximale entre le nord et le sud similaire à celui identifié dans la thèse est obtenu entre le nord et le sud pour MISS-K 3D. Cela confirme que l'effet 3D identifié ici est bien d'origine structurale : le « coin » apporte de la rigidité.

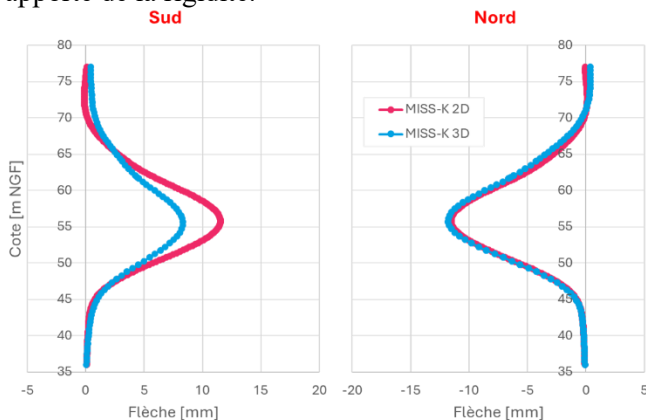


Figure 15. Coupe D du calcul de la gare FIVC par MISS-K 2D et MISS-K 3D.

5 CONCLUSION

Bien qu'elle ne constitue pas une solution universelle, l'extension tridimensionnelle proposée à la « méthode aux coefficients de réaction » pour le dimensionnement des écrans de soutènement semble

pertinente pour évaluer les efforts et déplacements pour des fouilles rectangulaires étroites, ainsi que pour estimer l'influence d'une surcharge concentrée. Dans une moindre mesure, elle permet de prendre en compte la rigidité structurale des dalles percées de trémies, même si le développement d'effet de voûtes dans le sol tend en fait à réduire l'effet de la perte de rigidité.

Le choix d'une calibration du module d'Young pour reproduire la même flèche maximale entre modèles plans aux coefficients de réaction et aux éléments finis s'est finalement avéré peu judicieux, et il conviendrait de compléter en menant une étude similaire prenant pour référence le moment maximal.

Cette extension tridimensionnelle n'a, selon les auteurs, pas vocation à remplacer la méthode aux coefficients de réaction « traditionnelle » (en déformations planes) pour le dimensionnement des écrans. Elle doit plutôt être vue comme une opportunité de mieux comprendre la répartition des raideurs et le cheminement des efforts dans la structure 3D, dans l'objectif de sécuriser un dimensionnement bidimensionnel.

RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES

- Amestoy, P.R., Duff, I.S., Koster, J., L'Excellent, J.-Y. (2001), *A fully asynchronous multifrontal solver using distributed dynamic scheduling*, SIMAX, Vol 23, No 1, pp 15-41.
- Châteauneuf, A. (2018). La méthode des éléments finis : Calcul non-linéaire matériel, *Techniques de l'ingénieur*, C6004.
- Delattre, L. (2001). Un siècle de méthodes de calcul d'écrans de soutènement : I. L'approche par le calcul – les méthodes classiques et la méthode au coefficient de réaction, *Bulletin des laboratoires des Ponts et Chaussées*, n°234, pp. 35-55.
- Dormieux, L., Lemarchand, E., Kondo, D. (2017). *Mécanique des milieux continus*, Ellipses.
- Kérisel, J., Absi, E. (2003). *Tables de poussée et de butée des terres*, Presses de l'École nationale des ponts et chaussées, Paris, France.
- Nejjar, K. (2019). *Comportement des parois de soutènement dans un contexte exceptionnel*, Thèse de doctorat. Université Grenoble Alpes.
- Schmitt, P. (1995). Méthode empirique d'évaluation du coefficient de réaction du sol vis-à-vis des ouvrages de soutènement souples, *Revue Française de Géotechnique*, n°71, pp. 3-10.
- Terzaghi, K. (1943). *Theoretical Soil Mechanics*. John Wiley & Sons.
- Zienkiewicz, O.C. (2000). *The Finite Element Method : Solid mechanics*, 5th Edition, Butterworth-Heinemann.