



Foxta v4

Manuel utilisateur – Partie C.6 – Notice technique du module TASPIE+

Date	Révision	Etabli par	Commentaires
28/03/2020	Ind A	F. Cuira	Première émission
23/04/2021	Ind B	F. Cuira	Mise à jour v4.1
16/08/2022	Ind C	F. Cuira	Aspects liés aux IR
28/11/2024	Ind D	A. Alzate	Assistant matelas

Table des matières

1.	Préambule	4
2.	Aspects théoriques.....	5
2.1.	Cas d'un pieu isolé.....	5
2.1.1.	Principe du modèle t-z	5
2.1.2.	Loi de réaction axiale du terrain	5
2.1.3.	Prise en compte d'un tassement libre du sol (frottement négatif)	6
2.1.4.	Mise en équation	8
2.2.	Cas d'un pieu en groupe.....	10
2.2.1.	Principe de modélisation	10
2.2.2.	Mise en équation	11
2.2.3.	Cas d'un nombre limité de pieux	13
2.2.4.	Présence d'une couche profonde plus déformable.....	14
3.	Mise en œuvre pratique.....	16
3.1.	Modes de calcul.....	16
3.2.	Modélisation du domaine pieu (modes 1, 2 et 3).....	16
3.2.1.	Principe général	16
3.2.2.	Cas d'un pieu de section circulaire en béton.....	16
3.2.3.	Cas d'une barrette de section rectangulaire L x B en béton.....	16
3.2.4.	Cas d'un pieu de section tubulaire en acier.....	17
3.2.5.	Cas d'un pieu ou d'un micropieu de section mixte.....	17
3.3.	Modélisation de l'interaction sol/pieu (modes 1, 2 et 3).....	17
3.3.1.	Loi de mobilisation du frottement axial.....	17
3.3.2.	Loi de réaction en pointe	19
3.3.3.	Palier limite du frottement négatif q_{sn}	21
3.4.	Modélisation du domaine sol (modes 2 et 3)	21
3.4.1.	Déformabilité	21
3.4.2.	Cisaillement extérieur (mode 3)	23
3.4.3.	Influence d'une couche profonde plus déformable	24
3.5.	Chargement extérieur	25
3.5.1.	Charges en tête	25
3.5.2.	Poids des terrains apportés (modes 2 et 3)	26
3.5.3.	Frottement négatif – tassement libre du sol (modes 1 et 3).....	27
3.6.	Exploitation des résultats.....	27
3.6.1.	Tassements	27

3.6.2.	Efforts.....	27
3.6.3.	Contraintes.....	28
3.6.4.	Portance.....	28
3.6.5.	Courbe de chargement	29
4.	Calcul des massifs renforcés par inclusions rigides.....	30
4.1.	Introduction	30
4.2.	Application dans un modèle de type Taspie+	30
4.2.1.	Principes généraux de modélisation.....	30
4.2.2.	Cas d'un radier ou d'un dallage sur inclusions rigides.....	31
4.2.3.	Cas d'un remblai sur inclusions rigides.....	33
4.2.4.	Cas d'une semelle sur inclusions rigides.....	34
4.3.	Exploitation pratique des résultats en lien avec ASIRI.....	35
4.3.1.	Domaines 1 et 2	35
4.3.2.	Contrôle de l'amplitude des tassements	35
4.3.3.	Vérification de la portance des inclusions	35
4.3.4.	Vérification du non-poinçonnement du sol support	35
4.3.5.	Vérification de la résistance structurale des inclusions.....	36
4.3.6.	Vérification du matelas de répartition.....	36
4.3.7.	Interaction avec la structure portée	39
4.3.8.	Sollicitations additionnelles dans un radier ou un dallage sur IR	40
5.	Bibliographie.....	42

1. Préambule

Le module Taspie+ permet de simuler le comportement de tout type de fondation profonde sous chargement axial, en intégrant ou non le volume de sol qui lui est associé, lorsque cette fondation appartient à un groupe ou un réseau. Par la suite, cet élément de fondation profonde est dénommé pieu par simplification.

Le calcul est basé sur un modèle de type « t-z » qui exploite la notion des fonctions de transfert (lois établissant la relation entre le frottement axial et le tassement du pieu d'une part, la contrainte et le tassement en pointe d'autre part). La notion de fonction de transfert a été présentée à l'origine par Coyle et Reese (ASCE, 1966) et a fait l'objet de nombreuses études théoriques et expérimentales au sein des laboratoires des ponts et chaussées (Frank, 1984).

Ce modèle « t-z » se trouve généralisé dans TASPIE+ en considérant à la fois :

- l'interaction avec un volume de terrain de taille finie ;
- la différence de déplacement pieu-sol en lieu et place du déplacement absolu du pieu tant pour le frottement que pour la réaction en pointe, ce qui élargit singulièrement son champ d'application ;
- son extension aux prismes de sol de même section, placés au-dessus de la tête du pieu ou sous la base de celui-ci.

Le module TASPIE+ est destiné à couvrir les problèmes pratiques suivants :

- Tassement et courbe de chargement d'un pieu isolé ou en groupe ;
- Les effets de frottement négatif (traités par une approche en déplacement, Frank et al. 2018) ;
- Calcul des massifs renforcés par inclusions rigides sous semelle, radier ou remblai (Cuira et Simon, 2009 et 2013) ;
- Les problèmes de fondation mixte (Cuira et Simon, 2013).

2. Aspects théoriques

2.1. Cas d'un pieu isolé

2.1.1. Principe du modèle t-z

Le principe des calculs réalisés par TASPIE+ repose sur un modèle de type « t-z » généralisé qui consiste à assimiler le sol en interaction avec le pieu à une série de ressorts élasto-plastiques placés axialement le long du fût et en pointe. Le pieu est quant à lui assimilé à une poutre travaillant en compression-traction et caractérisé par une rigidité axiale ES pouvant varier avec la profondeur.

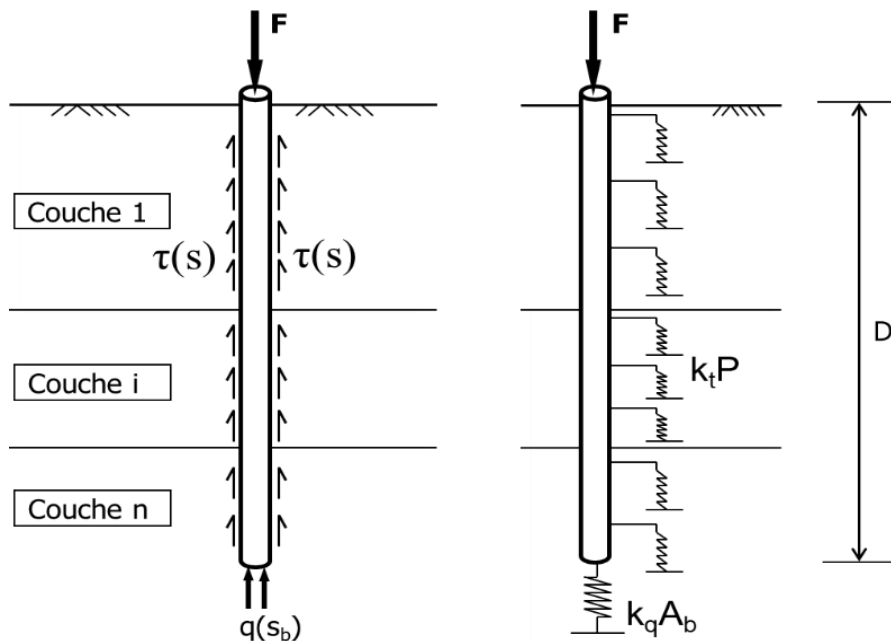


Figure 1 : Principe du modèle « t-z »

2.1.2. Loi de réaction axiale du terrain

Par convention du modèle « t-z », le tassement du pieu, noté s , s'accompagne d'un frottement axial noté τ et d'une contrainte en pointe notée q . Les lois de mobilisation de τ et q en fonction du tassement sont appelées « lois de transfert » et peuvent être établies de façon analytique à partir de solutions en élasticité (voir §3.3.1.4), numériques ou empiriques (voir §3.3.1.3 et §3.3.1.2).

Dans la pratique, on utilise des lois de mobilisation bilinéaires à trois paliers comme le montre la figure suivante. Les termes $k_{t,i}$ et $k_{q,i}$ sont des raideurs surfaciques exprimées en kPa/m.

A noter que TASPIE+ offre la possibilité de définir des lois comportant jusqu'à 10 paliers.

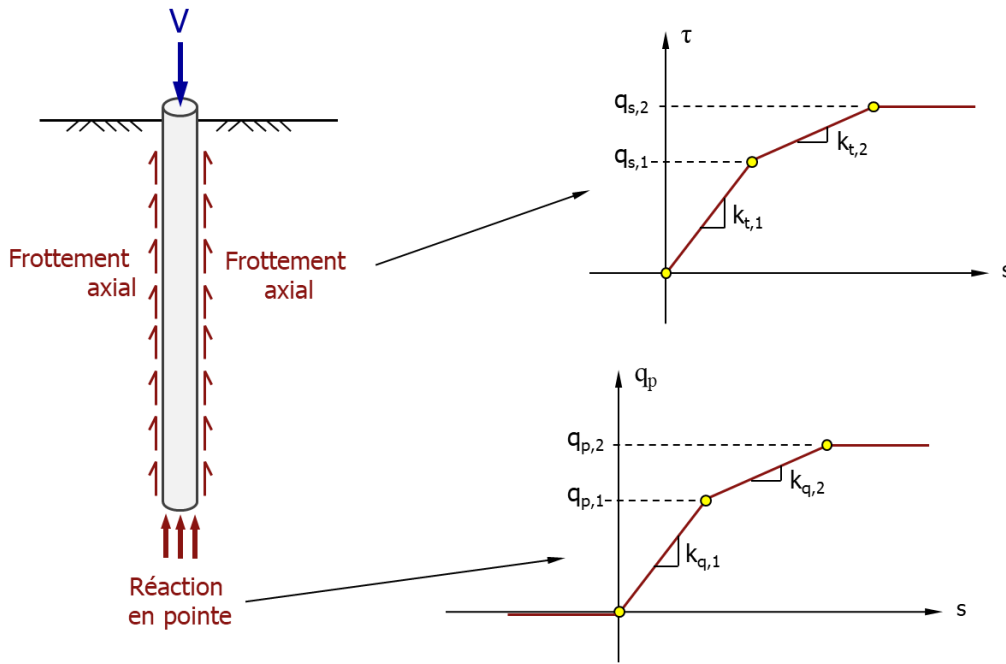


Figure 2 : Loi de mobilisation du frottement axial et de la contrainte en pointe

2.1.3. Prise en compte d'un tassement libre du sol (frottement négatif)

On considère la situation d'un pieu soumis à un tassement du terrain, noté $w(z)$ (sous l'effet d'un remblaiement, d'un rabattement de nappe ou d'une construction voisine fondée superficiellement). Cette situation peut être traitée par une généralisation du modèle « t-z » décrit précédemment, en écrivant que le frottement axial du terrain est fonction non pas du tassement « absolu » du pieu mais de la différence $s(z) - w(z)$ entre le tassement « d'équilibre » $s(z)$ et le tassement libre du sol $w(z)$. Dans un tel modèle, le frottement du sol a un caractère « actif » pour $s(z) < w(z)$ (le sol « charge » le pieu par frottement négatif) et « passif » pour $s(z) > w(z)$ (le sol « décharge » le pieu par frottement positif).

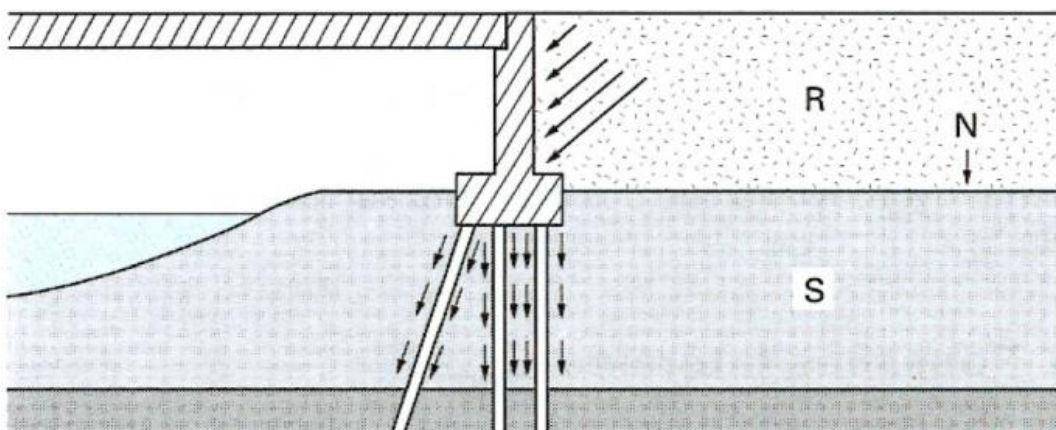


Figure 3 : Exemple d'un pieu dans un sol soumis à un tassement libre $w(z)$

A noter que, par convention, le tassement libre du sol $w(z)$ est celui que l'on obtient en l'absence du pieu. Ce tassement peut être estimé préalablement au calcul TASPIE+, par des modèles semi-analytiques (par exemple à partir du module TASSELDO) ou numériques (par modélisation en

éléments finis ou par différences finies en deux ou trois dimensions du terrain déformable). Dans ces modèles, le pieu ne doit pas être modélisé (par construction du modèle t-z).

A noter que le tassement libre du sol peut être de signe positif ou négatif. Un tassement libre de signe négatif est synonyme d'un soulèvement du terrain et permet de couvrir par exemple le cas d'un pieu situé au fond d'une excavation avec des couches soumises à extension et d'une manière générale le cas d'un pieu traversant des couches subissant un phénomène de soulèvement et/ou de gonflement.

Pour les lois de mobilisation, il y a lieu, dans ce cas, de remplacer s par $\Delta s = s - w$ et de distinguer les paliers limites (q_s ou q_{sn}) en fonction du caractère positif ou négatif du frottement mobilisé à l'interface sol/pieu.

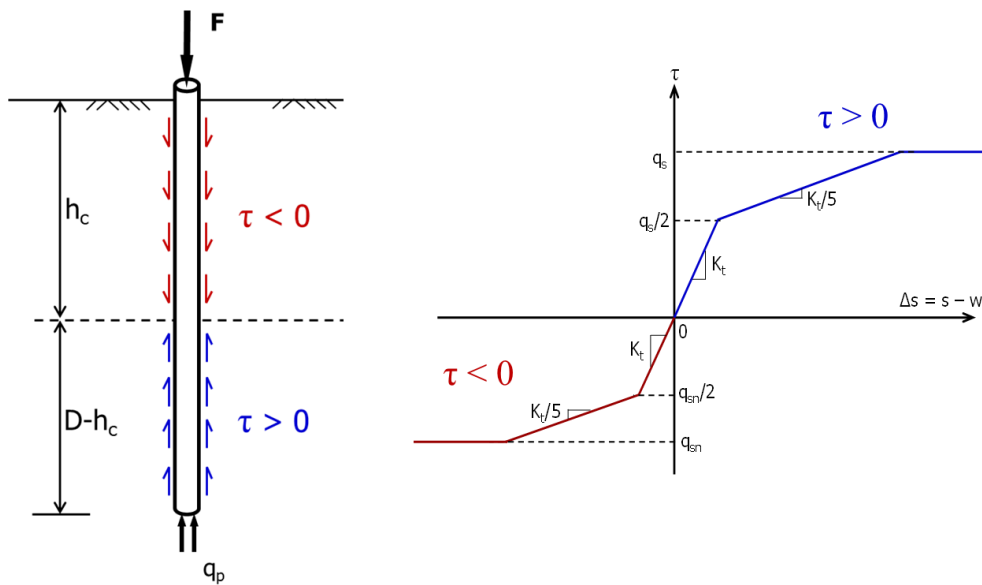


Figure 4 : Adaptation de la loi de mobilisation du frottement axial pour prendre en compte un tassement libre du terrain – cas d'une loi bi-linéaire de type Frank et Zhao

De la même manière, dans le cas où le tassement libre du sol $w(z)$ n'est pas nul en pointe du pieu, il y a lieu d'écrire la loi de mobilisation de la contrainte en pointe en fonction de la différence de tassement entre la pointe du pieu et le sol $\Delta s_b = s(z=D) - w(z=D)$ comme le montre la figure suivante.

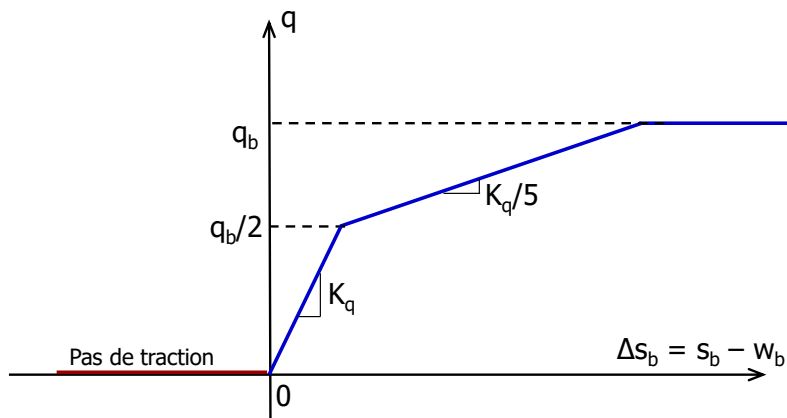


Figure 5 : Adaptation de la loi de mobilisation de la contrainte en pointe pour prendre en compte un tassement libre du terrain – cas d'une loi bi-linéaire de type Frank et Zhao

2.1.4. Mise en équation

2.1.4.1. Formulation générale

La combinaison de la loi de contrainte-déformation et de l'équation d'équilibre axial du pieu conduit à l'équation générale suivante :

$$\frac{d}{dz} \left[EA(z) \frac{ds(z)}{dz} \right] = -P(z)\tau(z) + Q_{\text{ext},p}(z) \quad (1)$$

Où :

- $s(z)$ tassement du pieu au niveau z ;
- $EA(z)$ rigidité axiale du pieu ;
- $\tau(z)$ frottement axial le long du fût ;
- $P(z)$ périmètre de frottement ;
- $Q_{\text{ext},p}(z)$ surcharge verticale linéique (force par unité de longueur) sur le pieu.

Cette équation est complétée par :

- la loi de mobilisation de la réaction du sol (§2.1.4.2) reliant $\tau(z)$ à $s(z)$;
- l'effort axial en tête $N_p(0)$;
- la loi de mobilisation de la réaction en pointe (§2.1.4.2).

Dans TASPIE+, la résolution de ce système d'équations est menée numériquement en discrétisant le pieu en éléments « linéaires » à 2 nœuds et 2 degrés de liberté (DDL). Dans le cadre de cette discrétisation, si l'on note p le nombre total d'éléments et $n = (p+1)$ le nombre total des DDL du système, l'équilibre du pieu peut être écrit ainsi :

$$\mathbf{K}^p \cdot \mathbf{y} = \mathbf{F}^p - \mathbf{R}^t \quad (2)$$

Où :

- \mathbf{K}^p Matrice de rigidité équivalente du pieu, de taille $n \times n$, constituée par assemblage des matrices de rigidité élémentaires ;
- \mathbf{y} Vecteur déplacement équivalent du pieu, de taille $n \times 1$, constitué par le tassement en chaque nœud ;
- \mathbf{F}^p Vecteur chargement extérieur équivalent, de taille $n \times 1$, constitué par intégration des efforts extérieurs s'appliquant au pieu (autres que la réaction du sol) ;
- \mathbf{R}^t Vecteur chargement relatif à la réaction du sol, de taille $n \times 1$, constitué selon les principes du §2.1.4.2.

2.1.4.2. Modélisation de la réaction du sol

Le pieu est en interaction avec un terrain multicouche de comportement élasto-plastique. Chaque couche est assimilée à une distribution de ressorts non-linéaires dont le comportement obéit à une loi générale à plusieurs paliers comme décrit par la figure suivante. Cette loi permet d'exprimer, en tout point et pour un « palier » donné, le frottement axial du sol $\tau(z)$ comme une fonction affine du déplacement relatif $s(z) - w(z)$:

$$\tau(z) = a[s(z) - w(z)] + b \quad (3)$$

Le terme « a » est homogène à une raideur surfacique et correspond à la tangente à la courbe de mobilisation en un point donné (part élastique) ; le terme « b » est homogène à une contrainte et correspond à l'intersection de la tangente avec l'axe des ordonnées (part plastique).

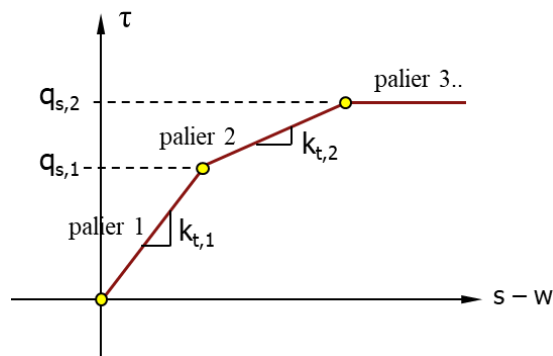


Figure 6 : Exemple d'une courbe de mobilisation à trois paliers – notations et conventions

Avec les notations de la figure ci-dessus, on a par exemple pour une loi à trois paliers :

- Palier 1 $\tau(z) \leq q_{s1}$ $a = k_{t1}$ $b = 0$
- Palier 2 $q_{s1} \leq \tau(z) \leq q_{s2}$ $a = k_{t2}$ $b = +q_{s1}(1 - k_{t2}/k_{t1})$
- Palier 3 $\tau(z) = q_{s2}$ $a = 0$ $b = +q_{s2}$

Dans le cadre de la discrétisation retenue pour le pieu, le vecteur réaction du sol \mathbf{R}^t intervenant dans l'équation (2) s'exprime ainsi selon la formule générale suivante :

$$\mathbf{R}^t = \mathbf{K}^t \cdot (\mathbf{y} - \mathbf{w}) + \mathbf{R}^0 \quad (4)$$

Où :

- \mathbf{K}^t matrice de transfert correspondant à la part élastique de la courbe de mobilisation dans chaque élément (termes « a » de l'équation (3)) ;
- \mathbf{R}^0 vecteur chargement équivalent correspondant à la part plastique de la courbe de mobilisation dans chaque élément (termes « b » de l'équation (3));
- \mathbf{w} vecteur déplacement équivalent correspondant au tassement libre du sol.

Le traitement de la réaction en pointe obéit à une procédure similaire.

2.1.4.3. Résolution

La combinaison des équations (2) et (4) conduit à la formulation matricielle traduisant l'équilibre du système « sol + pieu » :

$$[\mathbf{K}^p + \mathbf{K}^t].\mathbf{y} = [\mathbf{F}^p + \mathbf{K}^t.\mathbf{w} - \mathbf{R}^0] \quad (5)$$

Dans cette formulation, les termes $[\mathbf{K}^p + \mathbf{K}^t]$ et $[\mathbf{F}^p + \mathbf{K}^t.\mathbf{w} - \mathbf{R}^0]$ représentent respectivement la matrice de rigidité et le vecteur chargement du système. La résolution de celui-ci permet de calculer le vecteur déplacement \mathbf{y} .

La plastification du sol est traitée par une procédure itérative qui permet d'actualiser \mathbf{K}^t et \mathbf{R}^0 (et par conséquent \mathbf{y}) en ajustant les termes « a » et « b » de l'équation (3) dans chaque élément. La convergence de cette procédure itérative est assurée moyennant :

- Une tolérance relative prise par défaut égale à 0,01% ;
- Une incrémentation (100 par défaut) du chargement extérieur appliqué sur le pieu.

La résolution du système final permet d'obtenir le tassement $s(z)$ et le frottement axial $\tau(z)$ en tout point du pieu. L'effort axial (pris positif en compression) dans le pieu $N_p(z)$ est ensuite calculé par intégration :

$$N_p(z) = \int_0^z [Q_{\text{ext},p}(x) - P(x)\tau(x)]dx + N_p(0)$$

2.2. Cas d'un pieu en groupe

2.2.1. Principe de modélisation

Le comportement d'un pieu isolé est régi par un mécanisme d'interaction avec un sol environnant de volume « infini ». Pour un pieu en groupe, ce volume est « fini » ce qui limite, en particulier, la capacité du sol à décharger le pieu par frottement axial.

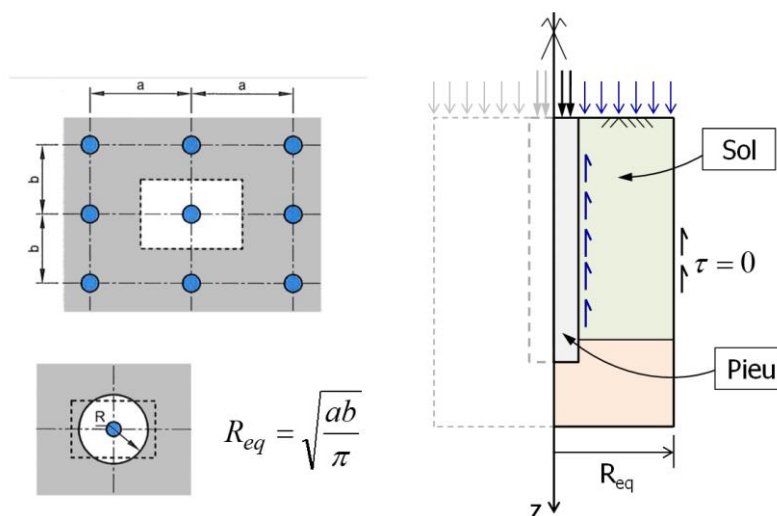


Figure 7 : Notion de cellule élémentaire

Dans un premier temps, on s'intéresse à l'étude du comportement d'un motif périodique au sein d'un groupe de pieux tous identiques. A chaque pieu est associée une maille ou une cellule dite élémentaire centrée sur le pieu et soumise à un chargement vertical. Ce chargement vertical peut s'appliquer aussi bien sur le pieu que sur le sol, en tête comme en profondeur.

2.2.2. Mise en équation

2.2.2.1. Formulation générale

La cellule élémentaire est décomposée en deux domaines : un domaine « pieu » et un domaine « sol ». L'interaction entre les deux domaines est régie par la loi de mobilisation du cisaillement vertical comme le schématise la figure suivante.

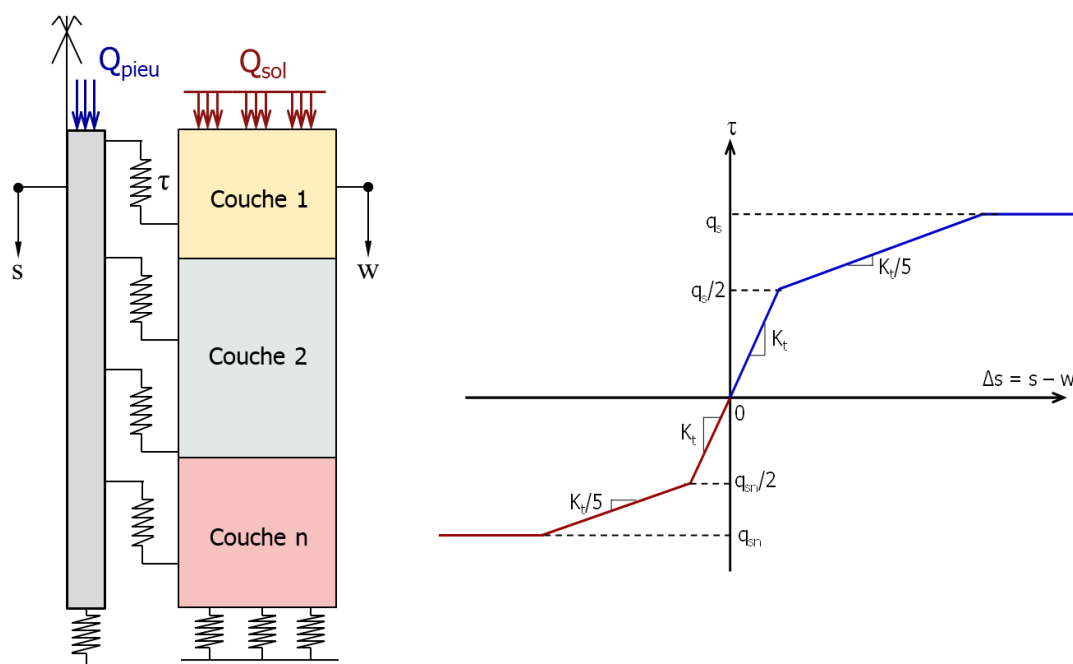


Figure 8 : Principe de modélisation d'un pieu dans une maille élémentaire

On désigne par :

- $s(z)$ tassement du pieu au niveau z ;
- $w(z)$ tassement moyen du sol entre les pieux au niveau z ;
- $EA(z)$ rigidité axiale du pieu ;
- $E_{eq}(z)$ module de déformation équivalent du sol au niveau z ;
- $A_{maille}(z)$ aire de la maille élémentaire ;
- $A_{sol}(z)$ aire du domaine sol = $A_{maille} - A_{pieu}$;
- $Q_{ext,p}(z)$ surcharge verticale linéique (force par unité de longueur) sur le pieu ;
- $q_{ext,s}(z)$ surcharge verticale volumique (force par unité de volume) sur le domaine sol ;
- $\tau(z)$ frottement axial transisant à l'interface des domaines sol et pieu ;

- $P(z)$ périmètre de frottement sur lequel se développe τ .

Sur la base de ces notations, l'équilibre du système représenté par la Figure 8 est régi par un système de trois équations, trois inconnues (s , w et τ) :

$$\text{Domaine pieu} \quad \frac{d}{dz} \left[EA(z) \frac{ds(z)}{dz} \right] = -P(z)\tau(z) + Q_{\text{ext,p}}(z) \quad (6)$$

$$\text{Domaine sol} \quad \frac{d}{dz} \left[E_{\text{eq}}(z)A_{\text{sol}}(z) \frac{dw(z)}{dz} \right] = P(z)\tau(z) + A_{\text{sol}}(z)q_{\text{ext,s}}(z) \quad (7)$$

$$\text{Interaction} \quad \tau(z) = a[s(z) - w(z)] + b \quad (8)$$

Où a et b caractérisent la tangente à la courbe de mobilisation en un point donné (comme détaillé au §2.1.4.2). Ce système est complété par les conditions aux limites suivantes :

- l'effort axial s'appliquant en tête des domaines pieu et sol (voir §3.5.1) ;
- la loi de mobilisation de la réaction en pointe des domaines pieu et sol (voir §3.3.2).

2.2.2.2. Formulation matricielle

Dans TASPIE+, la résolution de ce système d'équations est menée numériquement en discrétisant chacun des domaines « pieu » et « sol » en éléments linéaires à 2 nœuds et 2 DDL. Dans le cadre de cette discrétisation, si l'on note p le nombre total d'éléments et $n = (p+1)$ le nombre de total de nœuds, les équations (6), (7) et (8) conduisent au système matriciel suivant :

$$\begin{cases} \mathbf{K}^p \cdot \mathbf{y} = \mathbf{F}^p - \mathbf{K}^t \cdot (\mathbf{y} - \mathbf{w}) - \mathbf{R}^0 \\ \mathbf{K}^s \cdot \mathbf{w} = \mathbf{F}^s + \mathbf{K}^t \cdot (\mathbf{y} - \mathbf{w}) + \mathbf{R}^0 \end{cases} \quad (9)$$

Avec :

- \mathbf{K}^p Matrice de rigidité du domaine pieu, de taille $n \times n$, constituée par assemblage des matrices de rigidité élémentaires ;
- \mathbf{K}^s Matrice de rigidité du domaine sol, de taille $n \times n$, constituée par assemblage des matrices de rigidité élémentaires ;
- \mathbf{K}^t Matrice de transfert correspondant à la part élastique de la courbe de mobilisation du cisaillement à l'interface sol/pieu (termes « a » de l'équation (8)) ;
- \mathbf{y} Vecteur déplacement du domaine pieu, de taille $n \times 1$, constitué par le tassement en chaque nœud ;
- \mathbf{w} Vecteur déplacement du domaine sol, de taille $n \times 1$, constitué par le tassement du sol en chaque nœud ;
- \mathbf{F}^p Vecteur chargement extérieur sur le pieu, de taille $n \times 1$, constitué par intégration des charges extérieures s'appliquant au pieu (autres que le cisaillement à l'interface sol/pieu) ;
- \mathbf{F}^s Vecteur chargement extérieur sur le sol, de taille $n \times 1$, constitué par intégration des charges extérieures s'appliquant au sol (autres que le cisaillement à l'interface sol/pieu) ;

- \mathbf{R}^0 : Vecteur chargement équivalent correspondant à la part plastique de la courbe de mobilisation du cisaillement à l'interface sol/pieu (termes « b » de l'équation (8)).

2.2.2.3. Résolution

Le système (9) peut être réécrit sous la forme d'un système linéaire global de taille $2n \times 2n$:

$$\mathbf{K}^e \cdot \mathbf{y}^e = \mathbf{F}^e \quad (10)$$

Avec :

$$\mathbf{K}^e = \begin{pmatrix} \mathbf{K}^p + \mathbf{K}^t & -\mathbf{K}^t \\ -\mathbf{K}^t & \mathbf{K}^s + \mathbf{K}^t \end{pmatrix} \quad \mathbf{y}^e = \begin{pmatrix} \mathbf{y} \\ \mathbf{w} \end{pmatrix} \quad \mathbf{F}^e = \begin{pmatrix} \mathbf{F}^p - \mathbf{R}^0 \\ \mathbf{F}^s + \mathbf{R}^0 \end{pmatrix}$$

Dans cette formulation, les termes \mathbf{K}^e et \mathbf{F}^e représentent respectivement la matrice de rigidité et le vecteur chargement du système. La résolution de celui-ci permet de calculer le vecteur déplacement du système \mathbf{y}^e et par conséquent \mathbf{y} et \mathbf{w} .

La plastification du sol est traitée par une procédure itérative qui permet d'actualiser \mathbf{K}^t et \mathbf{R}^0 (et par conséquent \mathbf{y}^e) en ajustant les termes « a » et « b » de l'équation (8) dans chaque élément. La convergence de cette procédure itérative est assurée moyennant :

- Une tolérance relative prise par défaut égale à 0,01% ;
- Une incrémentation (100 par défaut) du chargement extérieur appliqué sur la maille.

La résolution du système final permet d'obtenir le tassement $s(z)$ du pieu, le tassement $w(z)$ du sol entre les pieux, et le cisaillement à l'interface sol/pieu $\tau(z)$. L'effort axial dans le pieu $N_p(z)$ et l'incrément de contrainte verticale dans le sol $\Delta\sigma_{sol}$ sont ensuite calculés par intégration :

$$N_p(z) = \int_0^z [Q_{ext,p}(x) - P(x)\tau(x)]dx + N_p(0)$$

$$\Delta\sigma_{sol}(z) = \frac{1}{A_{sol}(z)} \int_0^z [A_{sol}(x)q_{ext,s}(x) + P(x)\tau(x)]dx + \Delta\sigma_{sol}(0)$$

2.2.3. Cas d'un nombre limité de pieux

Le cas d'un nombre limité de pieux est traité, dans TASPIE+, en intégrant au modèle présenté au §2.2.2.1 le cisaillement vertical τ_{ext} susceptible de se développer en périphérie du domaine « sol », comme le montre la Figure 9. La mobilisation du cisaillement extérieur τ_{ext} est supposée fonction du tassement du domaine « sol ». Elle obéit à une loi de transfert $\tau_{ext} = f(w)$ construite selon les indications du §3.4.2.

Le système d'équations présenté au paragraphe §2.2.2.1 est complété par la loi de mobilisation du cisaillement extérieur qui relie τ_{ext} à w . Les équations (6) et (8) demeurent inchangées. L'équation (7) est adaptée comme suit :

$$\frac{d}{dz} \left[E_{eq}(z)A_{sol}(z) \frac{dw(z)}{dz} \right] = \frac{1}{N} P_{ext} \tau_{ext}(z) - P(z)\tau(z) - A_{sol}(z)q_{ext,s}(z) \quad (7bis)$$

Où P_{ext} est le périmètre de frottement associé au cisaillement extérieur τ_{ext} et N le nombre total des pieux en interaction.

Le système matriciel de l'équation (10) est alors adapté comme suit :

$$\mathbf{K}^e \cdot \mathbf{y}^e = \mathbf{F}^e \quad (11)$$

Avec :

$$\mathbf{K}^e = \begin{pmatrix} \mathbf{K}^p + \mathbf{K}^t & -\mathbf{K}^t \\ -\mathbf{K}^t & \mathbf{K}^s + \mathbf{K}^t + \mathbf{K}^{t,ext} \end{pmatrix} \quad \mathbf{y}^e = \begin{pmatrix} \mathbf{y} \\ \mathbf{w} \end{pmatrix} \quad \mathbf{F}^e = \begin{pmatrix} \mathbf{F}^p - \mathbf{R}^0 \\ \mathbf{F}^s + \mathbf{R}^0 + \mathbf{K}^{t,ext} \mathbf{w}^{ext} - \mathbf{R}^{0,ext} \end{pmatrix}$$

Où, en plus des notations du §2.2.2.2 :

- $\mathbf{K}^{t,ext}$ Matrice de transfert correspondant à la part élastique de la courbe de mobilisation du cisaillement extérieur ;
- $\mathbf{R}^{0,ext}$ Vecteur chargement équivalent correspondant à la part plastique de la courbe de mobilisation du cisaillement extérieur ;
- \mathbf{w}^{ext} Vecteur déplacement équivalent correspondant au tassement libre du sol extérieur.

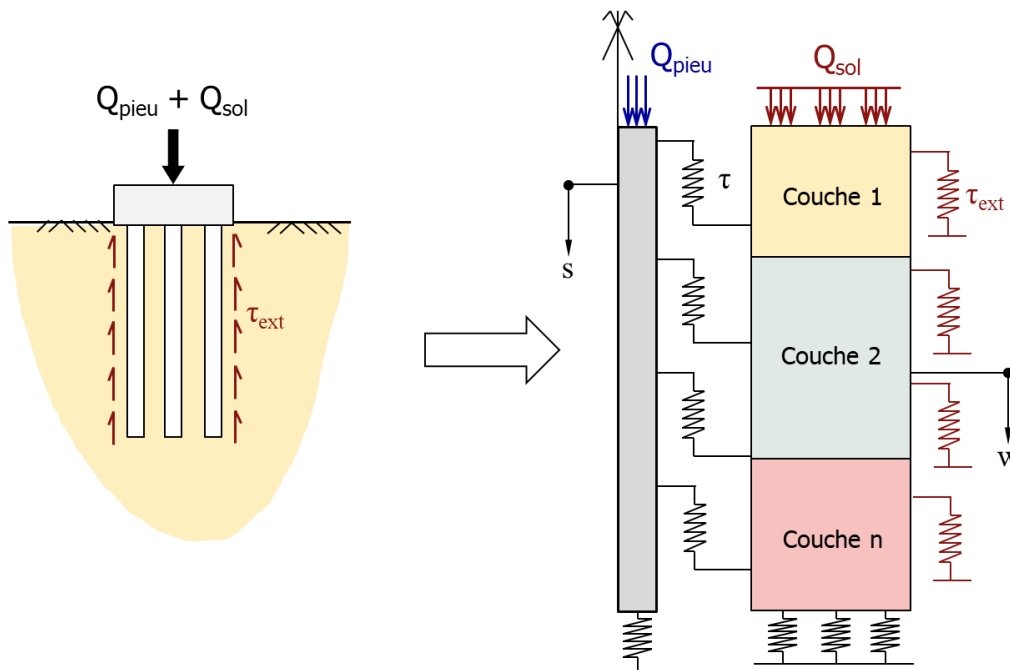


Figure 9 : Adaptation du modèle TASPIE+ pour le cas d'un nombre limité de pieux (prise en compte des effets de bord)

2.2.4. Présence d'une couche profonde plus déformable

Par défaut, dans TASPIE+, le tassement du domaine « sol » est négligé à la base du modèle. Cela est effectivement justifié dans le cas où la dernière couche du modèle correspond à un horizon porteur peu déformable. En revanche, la présence d'une couche plus déformable sous cet horizon nécessite en toute rigueur une adaptation du modèle tenant compte du tassement additionnel produit dans ladite couche. Cela est traité dans TASPIE+ selon le principe de la Figure 10. La souplesse additionnelle associée au tassement de la couche profonde est gérée par un ressort additionnel K_{inf} dont la raideur est estimée selon les indications du §3.4.3.

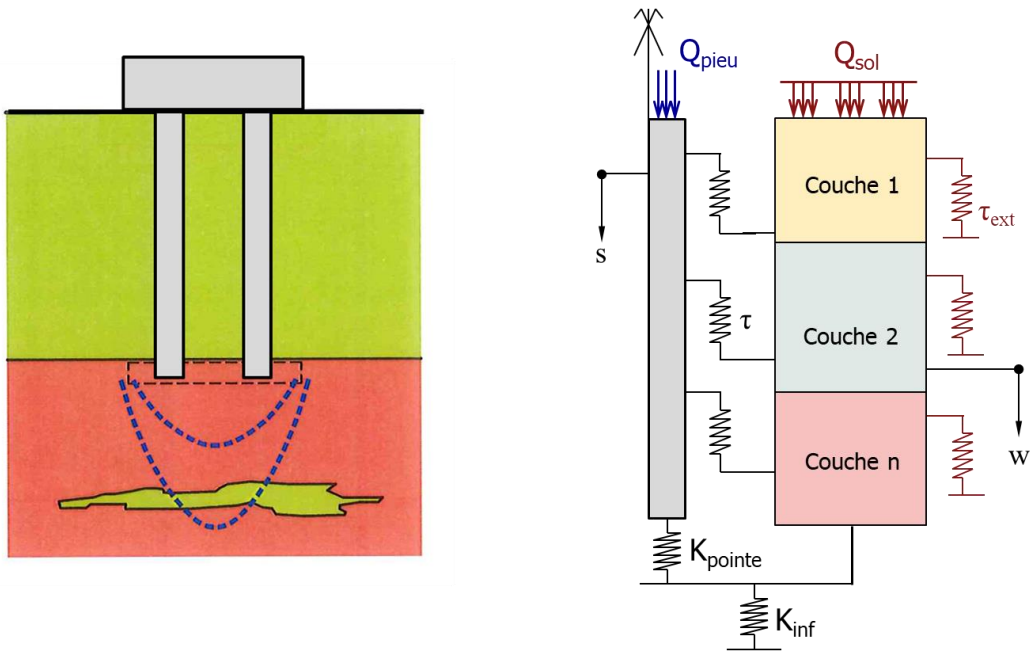


Figure 10 : Adaptation du modèle TASPIE+ en présence d'une couche profonde plus déformable

3. Mise en œuvre pratique

3.1. Modes de calcul

TASPIE+ propose trois modes de calcul :

- Mode 1 Pieu isolé avec ou sans tassement libre du sol ;
- Mode 2 Pieu en groupe – réseau infini ;
- Mode 3 Groupe fini de pieux.

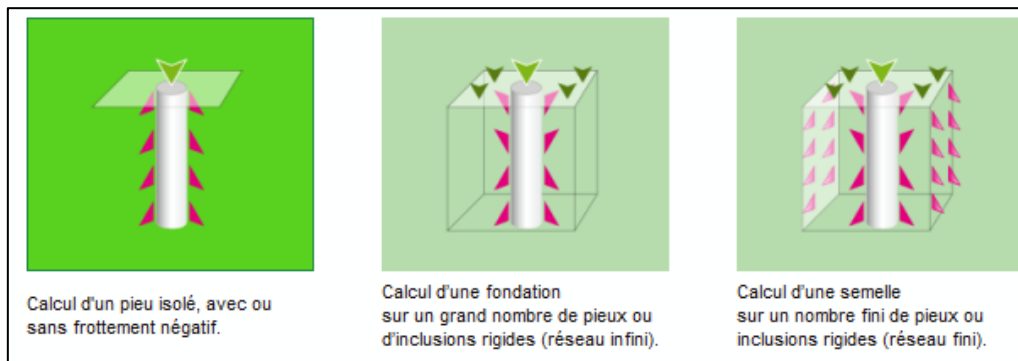


Figure 11 : Les trois modes de calcul de TASPIE+ (modes 1 à 3 en partant de la gauche)

3.2. Modélisation du domaine pieu (modes 1, 2 et 3)

3.2.1. Principe général

La modélisation du pieu dans TASPIE+ nécessite de définir, pour chaque couche :

- Un module de déformation E associé à une section A ;
- Un périmètre de frottement P .

A noter que la valeur de A à la base du modèle intervient également dans la loi de mobilisation de la contrainte en pointe.

3.2.2. Cas d'un pieu de section circulaire en béton

La caractérisation du domaine pieu repose dans ce cas sur deux paramètres :

- le diamètre B , ce qui permet de déduire $P = \pi B$ et $A = \pi B^2/4$.
- le module du béton E , que l'on peut prendre égal à :
 - o 10 000 MPa pour un chargement de longue durée ;
 - o 30 000 MPa pour un chargement instantané ;
 - o 20 000 MPa pour des durées de chargement intermédiaires.

3.2.3. Cas d'une barrette de section rectangulaire $L \times B$ en béton

La caractérisation du domaine pieu repose dans ce cas sur trois paramètres :

- le périmètre $P = 2(L+B)$;
- la section $A = L.B$;
- le module du béton E estimé selon les indications du §3.2.2.

3.2.4. Cas d'un pieu de section tubulaire en acier

Pour un pieu de section tubulaire en acier, de diamètre extérieur B_{ext} et de diamètre intérieur B_{int} , il est d'usage de considérer, dans TASPIE+ :

- un pieu de section circulaire de diamètre $B = B_{ext}$;
- un module équivalent E^* :

$$E^* = E_a \frac{B_{ext}^2 - B_{int}^2}{B_{ext}^2}$$

Où E_a désigne le module d'Young de l'acier pris égal à 210 000 MPa.

Cette modélisation suppose implicitement que la loi de mobilisation de la contrainte en pointe est calée sur la section pleine, ce qui correspond au cadre d'application des règles françaises (NF P 94 262 – voir notice C.2 du manuel Foxta v4).

3.2.5. Cas d'un pieu ou d'un micropieu de section mixte

Pour un pieu ou micropieu de section mixte (profilé tubulaire, en I ou en H mis en œuvre dans un forage en béton ou en coulis de ciment), il est d'usage de considérer :

- un pieu de section circulaire de diamètre B égal au diamètre extérieur du forage ;
- un module équivalent E^* :

$$E^* = \frac{E_a A_a + E_b (A_b - A_a)}{A_b} \quad \text{avec} \quad A_b = \frac{\pi B^2}{4}$$

Où E_a est le module d'Young de l'acier (= 210 000 MPa), A_a est l'aire du profilé, E_b le module d'Young du béton ou du coulis de ciment (dont la contribution peut être négligée en première approximation).

3.3. Modélisation de l'interaction sol/pieu (modes 1, 2 et 3)

3.3.1. Loi de mobilisation du frottement axial

Ce paragraphe décrit quelques lois usuelles à trois paliers pour simuler la mobilisation du frottement axial, par corrélation avec les données pressiométriques (PMT), pénétrométriques (CPT) ou le module de cisaillement G .

3.3.1.1. Conventions et notations

La définition de la loi de mobilisation du frottement axial nécessite d'estimer au préalable la valeur limite du frottement axial q_{sl} qui dépend de la technique d'exécution et du type de sol. Cette valeur peut être obtenue par un calcul préalable sous FONDPROF (voir notice C.2 du manuel utilisateur Foxta v4.x).

On désigne par B le diamètre du pieu. Pour un pieu de section quelconque de périmètre P , il suffit de remplacer B par P/π .

On considère les notations de la figure suivante.

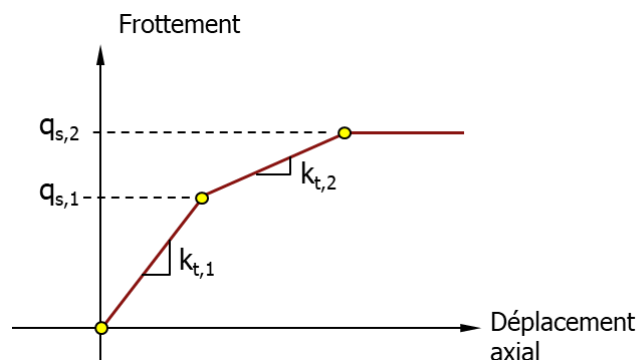


Figure 12 : Courbe de mobilisation à trois paliers – notations et conventions

3.3.1.2. Estimation à partir des propriétés pressiométriques (PMT)

On utilise les notations de la Figure 12. Les coefficients de réaction tangentiels $k_{t,i}$ peuvent être estimés à partir du modèle de Frank et Zhao selon la relation:

$$k_{t,i} = \mu_{t,i} \frac{\eta \cdot E_M}{B}$$

Où :

- E_M module pressiométrique de Ménard ;
- η facteur de corrélation égal à 0,8 pour un sol granulaire et 2,0 pour un sol fin ;
- $\mu_{t,i}$ coefficient multiplicateur dépendant du type de sollicitation ;
- B diamètre équivalent du périmètre de frottement.

Les valeurs de $\mu_{t,i}$ ainsi que celles des paliers plastiques q_{s1} et q_{s2} sont données dans le tableau ci-après.

Type de sollicitation	Statique	Sismique
$\mu_{t,1}$	1	1 à 3
$\mu_{t,2}$	$\frac{\mu_{t,1}}{5}$	$\frac{\mu_{t,1}}{5}$
$q_{s,1}$	$\frac{q_{sl}}{2}$	$\frac{q_{sl}}{2}$
$q_{s,2}$	q_{sl}	q_{sl}

Tableau 1 : Coefficients $\mu_{t,i}$ et paliers plastiques $q_{s,i}$ pour le frottement axial

Où q_{sl} est le frottement unitaire limite au contact sol/pieu (voir notice C.2 du manuel utilisateur Foxta v4.x).

3.3.1.3. A partir des propriétés pénétrométriques (CPT)

On utilise les notations du paragraphe précédent. Les coefficients de réaction tangentiels $k_{t,i}$ peuvent être estimés à partir de la résistance de cône obtenue par un essai CPT selon la relation :

$$k_{t,i} = \mu_{t,i} \frac{\beta_c q_c}{B}$$

Où :

- q_c résistance de cône pénétrométrique ;
- β_c facteur de corrélation égal à 1 pour un sol granulaire et 5 pour un sol fin ;
- $\mu_{t,i}$ coefficient multiplicateur dépendant du type de sollicitation ;
- B diamètre équivalent du périmètre de frottement.

Les valeurs de $\mu_{t,i}$ ainsi que celles des paliers plastiques q_{s1} et q_{s2} sont celles spécifiées dans le Tableau 1.

3.3.1.4. A partir des propriétés d'élasticité

Le coefficient de réaction tangentiel peut également être caractérisé à partir du module de cisaillement du terrain G à l'aide de la relation suivante (Frank, 1982) :

$$k_t = \frac{2G}{B \left(1 + \ln \frac{D}{B}\right)}$$

3.3.2. Loi de réaction en pointe

Ce paragraphe donne quelques exemples pratiques de lois usuelles à trois paliers pour simuler la mobilisation de la réaction en pointe, par corrélation avec les données pressiométriques (PMT), pénétrométriques (CPT) ou le module de cisaillement G .

3.3.2.1. Notations et conventions

La définition de la loi de mobilisation de la réaction en pointe nécessite d'estimer au préalable la contrainte limite en pointe q_{pl} ($= k_p p_{le}$ ou $k_c q_{ce}$ par exemple) qui dépend de la technique d'exécution et du type du terrain d'ancrage. Cette valeur peut être obtenue par un calcul préalable sous FONDPROF (voir notice C.2 du manuel utilisateur Foxta v4.x). Pour les micropieux, il d'usage de négliger le terme de pointe. Pour cela il suffit d'introduire dans TASPIE+ une valeur numériquement faible pour la contrainte limite en pointe q_{pl} (par exemple 0,01 kPa).

On considère les notations de la figure suivante.

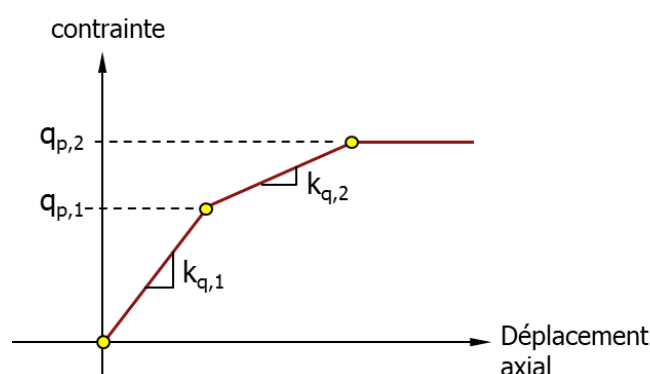


Figure 13 : Courbe de mobilisation à trois paliers – notations et conventions

3.3.2.2. Estimation à partir des propriétés pressiométriques (PMT)

On utilise les notations de la Figure 13. Les coefficients de réaction en pointe $k_{q,i}$ peuvent être estimés à partir du modèle de Frank et Zhao selon la relation:

$$k_{q,i} = \mu_{q,i} \frac{\eta \cdot E_M}{B_{eq}}$$

Où :

- E_M module pressiométrique de Ménard ;
- η facteur de corrélation égal à 4,8 pour un sol granulaire et 11 pour un sol fin ;
- $\mu_{q,i}$ coefficient multiplicateur dépendant du type de sollicitation ;
- B_{eq} Diamètre équivalent de la pointe du pieu.

Les valeurs de $\mu_{q,i}$, $q_{p,1}$ et $q_{p,2}$ sont données dans le tableau ci-dessous.

Type de sollicitation	Statique	Sismique
$\mu_{q,1}$	1	1 à 3
$\mu_{q,2}$	$\frac{\mu_{q,1}}{5}$	$\frac{\mu_{q,1}}{5}$
$q_{p,1}$	$\frac{q_{pl}}{2}$	$\frac{q_{pl}}{2}$
$q_{p,2}$	q_{pl}	q_{pl}

Tableau 2 : Coefficients $\mu_{q,i}$ et paliers plastique $q_{p,i}$ pour la réaction en pointe

Où q_{pl} est la contrainte limite en pointe du pieu (voir notice C.2 du manuel utilisateur Foxta v4.x).

3.3.2.3. A partir des propriétés pénétrométriques (CPT)

On utilise les notations du paragraphe précédent. Les coefficients de réaction en pointe $k_{q,i}$ peuvent être estimés à partir de la résistance de cône obtenue par un essai CPT selon la relation :

$$k_{q,i} = \mu_{q,i} \frac{\beta_c q_c}{B_{eq}}$$

Où :

- q_c résistance de cône pénétrométrique ;
- β_c facteur de corrélation égal à 6 pour un sol granulaire et 27,5 pour un sol fin ;
- $\mu_{q,i}$ coefficient multiplicateur dépendant du type de sollicitation ;
- B_{eq} Diamètre équivalent de la pointe du pieu.

Les valeurs de $\mu_{q,i}$ ainsi que celles des paliers plastiques q_{s1} et q_{s2} sont celles données dans le Tableau 1.

3.3.2.4. A partir des propriétés d'élasticité

Le coefficient de réaction en pointe peut également être estimé à partir du module de cisaillement du terrain G à l'aide de la relation suivante (Frank, 1982) :

$$k_q = \frac{8G}{\pi B_{eq}(1 - \nu)I}$$

Où B_{eq} désigne le diamètre équivalent de la pointe et I un facteur de forme pris égal à 0,75 pour une fondation profonde de section circulaire.

3.3.3. Palier limite du frottement négatif q_{sn}

Dans les zones de frottement négatif (tassement du sol supérieur au tassement du pieu), la valeur limite q_{sn} du frottement négatif peut être différente du frottement limite positif q_{sl} (voir Figure 4). Dans la pratique française, on a :

$$q_{sn} = \text{Min} (q_{sl} ; K \tan \delta \cdot \sigma'_v) \leq q_{sl}$$

Avec :

- σ'_v contrainte verticale effective dans le terrain à proximité du pieu;
- $K \tan \delta$ un coefficient empirique dépendant du type de sol et du type de pieu.

La norme NF P 94 262 recommande les valeurs suivantes pour $K \tan \delta$.

		Pieux forés tubés	Pieux forés	Pieux battus
Tourbes	sols organiques	0,10	0,15	0,20
Argiles et limons	mous	0,10	0,15	0,20
	fermes et durs	0,15	0,20	0,30
Sables et graves	très lâches	0,35		
	lâches	0,45		
	compacts	1,00		

Tableau 3 : Valeurs de $K \tan \delta$ recommandées par la norme NF P 94 262

Dans TASPIE+, la valeur de σ'_v est :

- une donnée utilisateur dans le cas d'un pieu isolé (mode 1). Dans ce cas, la valeur de σ'_v peut être importée à partir d'un calcul préalable TASSELDO (au même titre que le tassement libre du sol $w(z)$ – voir §3.5.3) ;
- calculée automatiquement par le programme pour le cas d'un pieu en groupe (modes 2 et 3).

A noter que le choix $q_{sn} = q_{sl}$ constitue une approche sécuritaire pour les situations où le frottement négatif est défavorable au dimensionnement.

3.4. Modélisation du domaine sol (modes 2 et 3)

Ce paragraphe décrit les modalités pratiques à considérer pour la modélisation du volume de terrain associé à un pieu en groupe (modes 2 et 3).

3.4.1. Déformabilité

3.4.1.1. Cas d'un comportement élastique

La mise en œuvre d'un modèle Taspie+ en modes 2 et 3 nécessite de choisir une loi de comportement reliant la déformation axiale à l'incrément de contrainte verticale transmis au sol. Dans la pratique, les règles de bonne conception des projets de fondation ont pour vocation de limiter les niveaux de contrainte et de déformation à des valeurs rendant légitime, dans la majorité des cas courants, le choix d'un comportement élastique du terrain. Ce comportement élastique peut être décrit par un module de déformation constant (élasticité linéaire) ou variable avec la déformation (élasticité non-linéaire).

Pour un comportement élastique linéaire, le module de déformation E peut être choisi dans la pratique par corrélation avec le module pressiométrique E_M. Pour une déformation verticale (= Δw/Δz) de l'ordre de 0,1%, les valeurs indiquées dans le tableau suivant issu de l'annexe J de la NF P 94 261 s'appliquent pleinement, soient E/E_M = 3 à 6 selon le type de terrain.

		E/E _M
Argiles et Limons	Normalement consolidés	4,5
	Sur-consolidés	3,0
Sables	Lâches	4,5
	Denses	3,0
Graves	Lâches	6,0
	Serrées	4,5

Tableau 4 : Rapport E/E_M pour une déformation axiale de l'ordre de 0,1%

En cas d'utilisation d'essais CPT, le rapport E/q_c peut varier de 3 à 10 selon le type de terrain (pour une gamme de déformation cible de l'ordre de 0,1%).

Pour un comportement élastique non-linéaire, on peut utiliser soit des courbes de dégradation établies à partir du module maximal E₀ (cela nécessite d'avoir recours à des essais de précision in situ ou en laboratoire), soit des courbes en S empiriques donnant le rapport E/E_M en fonction de la déformation verticale, telles que celles établies dans le cadre du PN ARSCOP (Hoang et al., 2020) et rappelées dans la figure ci-dessous (où les courbes de type 1 s'appliquent aux terrains sableux, le type 3 aux terrains argileux et le type 2 aux terrains intermédiaires).

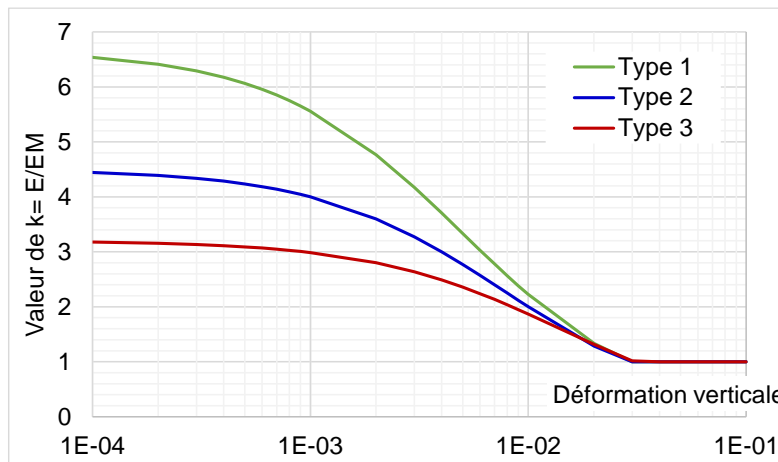


Figure 14 : Rapport E/E_M en fonction de la déformation verticale (ARSCOP, 2020)

Il convient de noter que le module équivalent E_{eq} pris en compte dans le calcul et intervenant dans les équations 7 et 7bis est, par construction, celui qui serait obtenu à déformation latérale nulle (également appelé module en conditions « oedométriques »), soit :

$$E_{eq} = \frac{1 - \nu}{(1 + \nu)(1 - 2\nu^2)} E$$

Pour ν = 0, on a E_{eq} = E.

3.4.1.2. Cas d'un comportement oedométrique

Pour un terrain dit « compressible » (i.e. indice de vide élevé, forte teneur en eau), le choix d'un comportement oedométrique (non linéaire) peut être plus approprié. Dans ce cas, TASPIE+ établit itérativement un module de déformation équivalent comme suit :

$$E_{eq}(z) = \frac{\Delta\sigma_{sol}(z)}{\varepsilon(z)}$$

Avec :

$$\varepsilon(z) = \frac{C_s}{(1 + e_0)} \log\left(\frac{\sigma'_p}{\sigma'_{v0}}\right) + \frac{C_s}{(1 + e_0)} \log\left(\frac{\sigma'_{v0} + \Delta\sigma_{sol}}{\sigma'_p}\right) \quad \text{si } \sigma'_{v0} + \Delta\sigma_{sol} \geq \sigma'_p$$

$$\varepsilon(z) = \frac{C_s}{(1 + e_0)} \log\left(\frac{\sigma'_{v0} + \Delta\sigma_{sol}}{\sigma'_{v0}}\right) \quad \text{si } \sigma'_{v0} + \Delta\sigma_{sol} \leq \sigma'_p$$

Où

- $\Delta\sigma_{sol}$ incrément de contrainte verticale induit dans le volume de terrain étudié
- ε déformation verticale
- $\frac{C_s}{(1+e_0)}$ coefficient de recompression issu de l'essai oedométrique
- $\frac{C_c}{(1+e_0)}$ coefficient de compressibilité vierge issu de l'essai oedométrique
- σ'_p contrainte de pré-consolidation
- σ'_{v0} contrainte verticale effective initiale du terrain en place (avant chargement)

Dans TASPIE+, la contrainte de pré-consolidation σ'_p est calculée à partir d'un paramètre « t_c » selon les modalités suivantes :

- $\sigma'_p = t_c \sigma'_{v0}$ si $t_c \geq 1$
- $\sigma'_p = -t_c + \sigma'_{v0}$ si $t_c \leq 0$

La contrainte initiale σ'_{v0} est calculée à partir du poids volumique net du terrain (déjaugé lorsque le terrain est sous nappe).

3.4.2. Cisaillement extérieur (mode 3)

En mode 3, TASPIE+ demande de spécifier les propriétés de cisaillement du terrain (c , φ). Ces valeurs sont utilisées exclusivement pour estimer la valeur limite du cisaillement extérieur τ_{ext} introduit au paragraphe §2.2.3:

$$\tau_{ext,max} = c + \tan\varphi \cdot \sigma'_h$$

Où σ'_h désigne la contrainte horizontale dans le terrain « extérieur ». Au titre d'une approche sécuritaire, σ'_h est prise égale à la contrainte horizontale au repos en supposant le sol extérieur normalement consolidé et $K_0 = 1 - \sin\varphi$, soit :

$$\sigma'_h = (1 - \sin\varphi) \cdot \sigma'_{v0}$$

Pour un terrain argileux, la valeur limite du cisaillement extérieur vertical peut être valablement approchée par la cohésion non drainée c_u (dans ce cas, il convient de prendre $c = c_u$ et $\varphi = 0$).

La valeur de $\tau_{ext,max}$ est ensuite utilisée dans la constitution de la loi de transfert du cisaillement extérieur (qui relie le cisaillement vertical extérieur τ_{ext} au tassement du domaine sol w). Cette loi est définie dans TASPIE+ selon les modalités de la figure suivante.

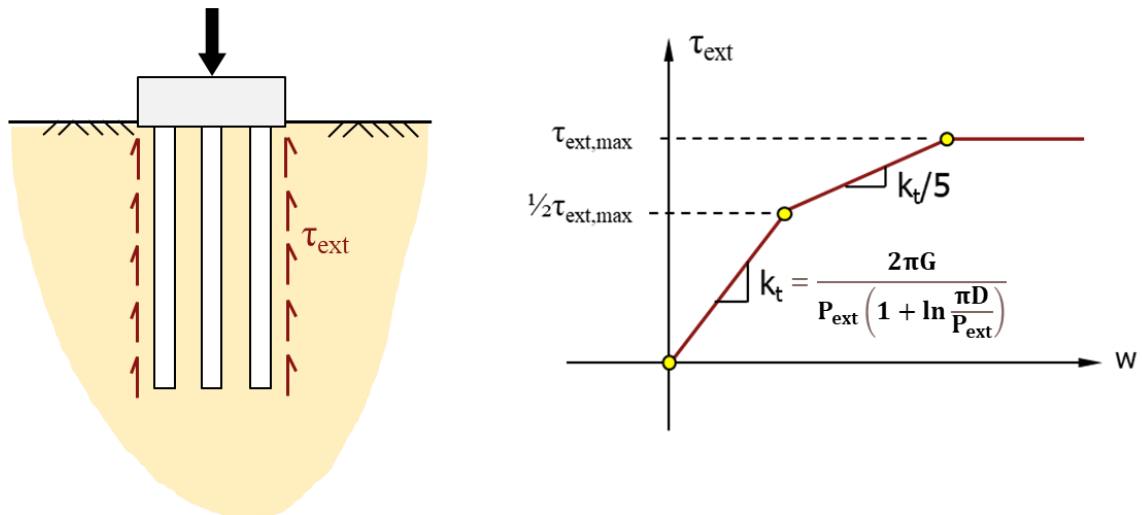


Figure 15 : Loi de mobilisation du cisaillement extérieur (mode 3 de TASPIE+)

Où $P_{ext} = P_{semelle}$ est le périmètre de frottement associé au cisaillement extérieur, G le module du cisaillement du sol pris égal à $G = \frac{1}{2} E/(1+\nu)$ et D la profondeur totale du modèle.

3.4.3. Influence d'une couche profonde plus déformable

3.4.3.1. Notations et conventions

La modélisation d'une couche profonde plus déformable est menée selon les principes théoriques du §2.2.4. On considère les notations de la Figure 16. Ces paramètres sont utilisés dans TASPIE+ en vue d'estimer la valeur d'un ressort équivalent K_{inf} (Figure 10).

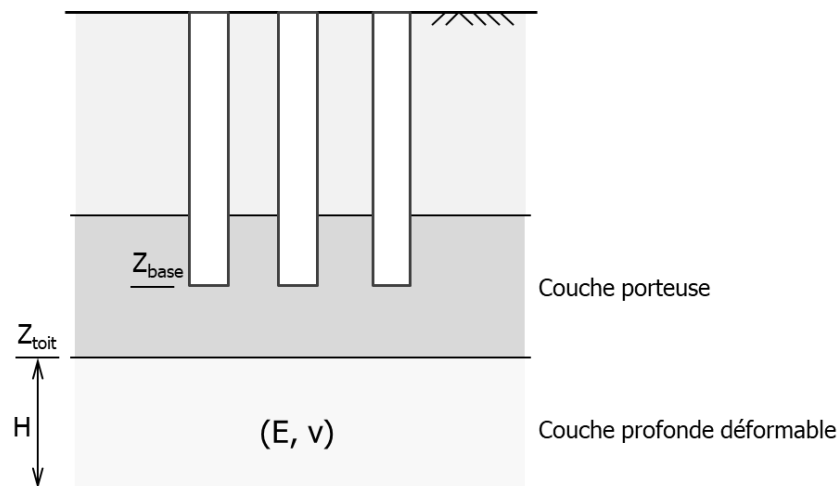


Figure 16 : Prise en compte d'une couche profonde plus déformable

3.4.3.2. Cas d'une couche profonde située sous un réseau infini de pieux (mode 2)

Dans ce cas, TASPIE+ établit un ressort surfaccique (force par unité de volume) de densité égale à :

$$k_{inf} = \frac{1 - \nu}{(1 + \nu)(1 - 2\nu^2)} \frac{E}{H}$$

Cette expression ignore implicitement toute diffusion des contraintes entre la base des pieux et le toit de la couche (hypothèse justifiée par le caractère étendu de la fondation étudiée, ce qui correspond au cadre d'application du mode 2).

3.4.3.3. Cas d'une couche profonde située sous un réseau fini de pieux (mode 3)

Dans ce cas, TASPIE+ établit un ressort surfactive (force par unité de volume) additionnel à la base en exploitant un modèle de type Boussinesq :

$$k_{\text{inf}} = \frac{E}{4\mu a} \quad \text{avec} \quad a = \frac{1}{2}\sqrt{A_{\text{semelle}}}$$

Où A_{semelle} désigne l'aire de la semelle et μ un coefficient de forme obtenu par intégration des solutions de Boussinesq (Terzaghi 1943) qui s'exprime comme suit :

$$\mu = (1 - \nu^2)(F_1(d_2) - F_1(d_1)) + (1 - \nu - 2\nu^2)(F_2(d_2) - F_2(d_1))$$

Avec :

$$d_1 = (Z_{\text{base}} - Z_{\text{toit}})/a \quad d_2 = (Z_{\text{base}} - Z_{\text{toit}} + H)/a$$

et :

$$F_1(d) = \frac{2}{\pi} \ln \frac{(1 + \sqrt{2})\sqrt{1 + d^2}}{(1 + \sqrt{2 + d^2})} \quad F_2(d) = \frac{d}{2\pi} \operatorname{atan} \frac{1}{d\sqrt{2 + d^2}}$$

Ce modèle tient compte implicitement de la diffusion des contraintes en profondeur (au sens du modèle de Boussinesq) :

- entre la base des pieux et le toit de la couche déformable ;
- au sein de la couche déformable.

3.5. Chargement extérieur

3.5.1. Charges en tête

3.5.1.1. Pieu isolé (mode 1)

Pour un pieu isolé, la charge en tête du pieu est spécifiée sous la forme d'un effort (kN) pris positif vers le bas. Un effort négatif correspond à un pieu travaillant en traction en tête. A noter que TASPIE+ annule automatiquement la contrainte en pointe lorsque $s < w$ à la base du modèle.

3.5.1.2. Pieu en groupe infini (mode 2)

Pour un pieu en groupe infini, le chargement en tête du modèle est spécifié à l'aide des paramètres suivants :

- q_{maille} contrainte moyenne sur la maille
- X_{maille} entraxe des pieux selon X
- Y_{maille} entraxe des pieux selon Y
- EQ_{pieu} rapport entre l'effort appliqué sur le domaine pieu et l'effort total sur la maille

Deux types de calcul sont proposés pour le paramètre EQ_{pieu} :

- Calcul à contraintes imposées $EQ_{\text{pieu}} = \text{donnée utilisateur}$
- Calcul à déformation uniforme imposée $EQ_{\text{pieu}} = \text{résultat du calcul tel que } s(0) = w(0)$

Un calcul à contraintes imposées convient par exemple pour une fondation dite « sur pieux » où l'on considère (par convention) que les charges, amenées par la structure portée ou par le radier, transitent exclusivement par la tête des pieux (auquel cas $EQ_{\text{pieu}} = 1$).

Un calcul à déformation uniforme imposée correspond au cas conventionnel d'une fondation mixte où la répartition des charges, en tête du modèle, entre les domaines pieu et sol, est assurée par l'intermédiaire d'un élément de liaison peu déformable (radier, dallage, longrines etc.). Pour ce type de calcul, TASPIE+ établit automatiquement la valeur de EQ_{pieu} correspondant à l'égalité des tassements en tête du modèle entre les domaines pieu et sol : $s(0) = w(0)$.

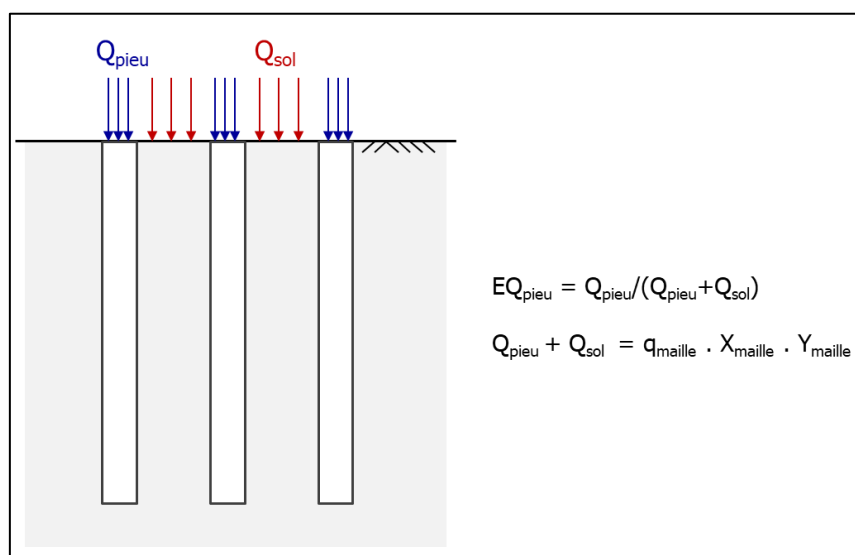


Figure 17 : Définition du facteur EQ_{pieu}

3.5.1.3. Pieu en groupe fini (mode 3)

Pour un pieu en groupe fini, TASPIE+ suppose la présence d'une semelle rigide en tête du modèle qui impose l'égalité des tassements (en tête) entre les domaines pieu et sol. Les conditions de chargement sont spécifiées à l'aide des paramètres suivants :

- Q_{totale} charge totale sur la semelle
- A_{semelle} Aire de la semelle
- P_{semelle} Périmètre de la semelle
- N_{pieux} Nombre de pieux sous la semelle (disposés selon un maillage régulier)

Le périmètre P_{semelle} est celui qui est utilisé pour caractériser le cisaillement vertical extérieur τ_{ext} (§3.4.2). Chaque pieu est associé une maille d'aire $A_{\text{maille}} = A_{\text{semelle}}/N_{\text{pieux}}$.

3.5.2. Poids des terrains apportés (modes 2 et 3)

Le poids propre des couches déclarées comme « apportées » constitue une charge extérieure qui contribue au tassement des terrains en place.

Cela alimente directement les termes $Q_{\text{ext,p}}$ et $q_{\text{ext,s}}$ intervenant dans les équations des paragraphes §2.1.4 et §2.2.2.

3.5.3. Frottement négatif – tassement libre du sol (modes 1 et 3)

Dans TASPIE+, les effets de frottement négatif s'exerçant sur un pieu isolé ou en groupe sont gérés à l'aide d'une approche en déplacement basée sur une généralisation du modèle t-z dont les principes ont été décrits au §2.1.3. Dans cette approche, l'action extérieure du terrain est introduite par l'intermédiaire d'un « tassement libre du sol » correspondant, par construction, au tassement qui serait obtenu à l'emplacement du pieu en l'absence de celui-ci (sous l'effet d'actions appliquées directement sur le terrain).

Dans Foxta v4, le tassement libre du sol peut être établi par un calcul préalable sous TASSELDO dont les résultats peuvent être importés directement dans TASPIE+. Le calcul du frottement négatif éventuel se fait ensuite via la loi de mobilisation du frottement axial dont le palier limite q_{sn} peut être différencié du palier q_{sl} selon les principes du §3.3.3.

Il est également possible de simuler les effets parasites liés à des mécanismes d'extension ou de gonflement (pieux situés au fond d'une excavation, par exemple). Il convient dans ce cas d'introduire un tassement libre de signe négatif.

Enfin, en mode de calcul 3 (groupe limité de pieux), il est également possible de spécifier un tassement libre du sol. Celui-ci s'applique alors sur la loi de mobilisation du cisaillement extérieur qui s'exprime ainsi en fonction de la différence entre le tassement du domaine « sol » $w(z)$ et le tassement libre imposé par l'utilisateur $w_{ext}(z)$.

3.6. Exploitation des résultats

3.6.1. Tassements

La mise en œuvre du modèle TASPIE+ permet d'établir :

- la variation, avec la profondeur, du tassement le long du « domaine pieu » tenant compte de son raccourcissement élastique d'une part et son enfoncement dans le terrain d'autre part (en point et le long du fût) ;
- en modes 2 et 3, la variation, avec la profondeur, du tassement le long du « domaine sol », qui doit être interprété comme étant le tassement moyen du terrain situé entre les pieux.

3.6.2. Efforts

La mise en œuvre du modèle TASPIE+ permet d'établir :

- la variation, avec la profondeur, de l'effort axial le long du pieu tenant compte des effets de dissipation par frottement positif et/ou des effets parasites éventuels (frottement négatif par exemple) ;
- en modes 2 et 3, la variation, avec la profondeur, de l'incrément d'effort vertical apporté sur le terrain associé à chaque pieu (effort calculé pour une maille).

En présence d'un frottement négatif, l'analyse de la variation de l'effort axial le long du pieu permet notamment d'établir le point d'effort maximal (dit « plan neutre ») qui sert ensuite de paramètre d'entrée aux analyses de capacité portante de pieu (Figure 18). Si l'on note N_{max} l'effort maximal dans le pieu et $N(0)$ celui appliqué en tête, alors la résultat du frottement négatif est par construction égale à $G_{sn} = N_{max} - N(0)$.

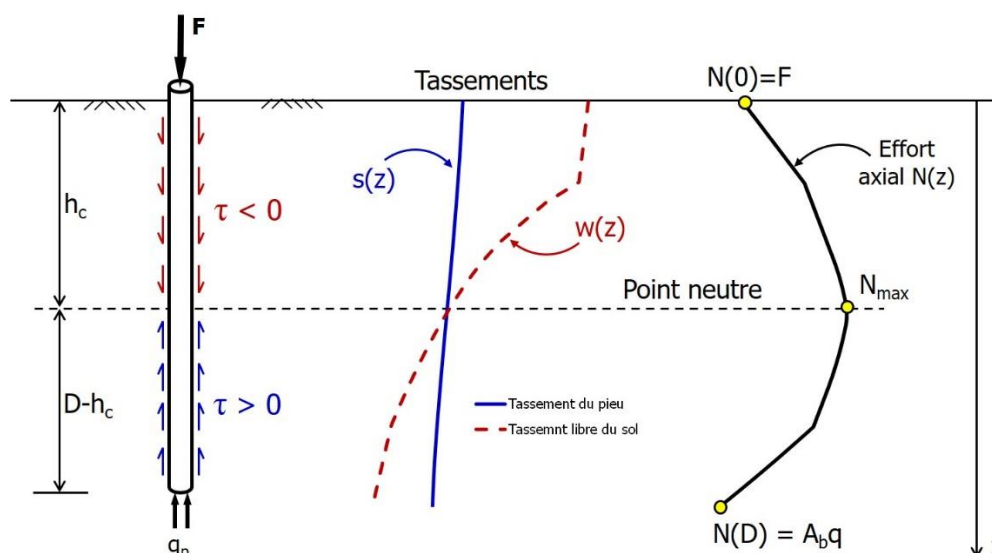


Figure 18 : Estimation des effets de frottement de négatif par TASPIE+ (approche en déplacement)

3.6.3. Contraintes

La mise en œuvre du modèle TASPIE+ permet également d'établir :

- la variation, avec la profondeur, de la contrainte moyenne appliquée au pieu (nécessaire à la vérification structurale du matériau constitutif du pieu) ;
- la variation, avec la profondeur, de l'incrément de contrainte verticale (moyenne) repris par le terrain situé entre les pieux.

3.6.4. Portance

TASPIE+ établit, à titre de complément, les marges de sécurité disponibles vis-à-vis des charges limites de fluage et de rupture Q_{cr} et Q_u . Ces marges de sécurité sont calculées selon les modalités suivantes :

- L'effort à reprendre est pris égal à l'effort maximal N_{max} (Figure 18)
- La charge critique de fluage et la charge de rupture sont comptabilisées sur la partie « passive » du pieu (celle située sous le plan neutre, voir Figure 18).

Ces marges de sécurité sont à comparer à celles recommandées par les normes d'application pour le calcul des fondations profondes. Par exemple, pour un pieu foré travaillant en compression, la norme NF P 94 262 requiert une sécurité minimale de l'ordre de :

- $Q_{cr} / N_{max} \geq 1,40$ à l'ELS quasi-permanent ;
- $Q_{cr} / N_{max} \geq 1,10$ à l'ELS caractéristique ;
- $Q_u / N_{max} \geq 1,40$ à l'ELU fondamental ;
- $Q_u / N_{max} \geq 1,10$ à l'ELU accidentel.

Pour une vérification plus précise, la justification de portance doit être menée sous FONDPROF en considérant la fondation profonde soumise à N_{\max} et en annulant le frottement mobilisable (q_{sl}) sur la partie « active » du pieu (celle située au-dessus du plan neutre, voir Figure 18).

3.6.5. Courbe de chargement

TASPIE+ établit systématiquement une courbe de chargement exprimant le tassement du pieu, isolé ou en groupe, en fonction de la charge appliquée. Cette courbe est établie selon les modalités pratiques suivantes :

- Mode 1 (pieu isolé) : la courbe de chargement est établie pour une charge allant jusqu'à 95% de la charge de rupture du pieu isolé Q_u (quelle que soit la charge définie par l'utilisateur) ;
- Modes 2 et 3 (pieu en groupe) : la courbe de chargement est établie pour une charge allant jusqu'à celle définie par l'utilisateur. La courbe comporte trois composantes : la charge reprise par les pieux, celle reprise par le sol et celle totale s'appliquant sur la maille (mode 2) ou sur la semelle (mode 3), le tout en fonction du tassement en tête du domaine pieu.

4. Calcul des massifs renforcés par inclusions rigides

4.1. Introduction

Le renforcement par inclusions rigides (IR) a vu son intérêt largement reconnu en France pour une grande variété d'ouvrages. Pour des ouvrages étendus tels les dallages, les radiers ou les remblais, le dimensionnement s'appuie généralement sur des modèles de calcul réduits à l'étude d'une cellule élémentaire (voir §2.2.1) représentant le comportement d'une maille courante centrée sur une inclusion et incluant le volume de sol et la fondation d'ouvrage afférents (Cuira et Simon, 2009). Ces modèles apportent tous les éléments nécessaires au dimensionnement des ouvrages en partie courante ; leur validité a été largement éprouvée dans le cadre du projet national ASIRI (2012) par la confrontation des résultats obtenus avec ceux d'expérimentations en vraie grandeur, de modèles physiques ainsi que de modélisations numériques avancées. Pour une fondation d'emprise limitée reposant sur un faible nombre d'inclusions (exemple d'une semelle de bâtiment sur inclusions), les Recommandations ASIRI (2012) ont détaillé plusieurs méthodes simplifiées pour traiter ces configurations dans le cas d'un chargement vertical. Parmi ces méthodes simplifiées, le modèle dit « MV3 » présente l'intérêt de s'inscrire dans la continuité du modèle de cellule élémentaire en y intégrant explicitement le cisaillement vertical susceptible de se développer au bord du massif renforcé. Cela correspond au modèle décrit au paragraphe §2.2.3 (Cuira et Simon, 2013).

Ce chapitre présente quelques recommandations visant à clarifier la mise en œuvre et l'exploitation pratiques de ces modèles simplifiés, pour le cas particulier des semelles, radiers et remblais sur inclusions rigides. Ces recommandations s'appuient sur les enseignements tirés, d'une part de l'expérience acquise sur les projets de renforcement par inclusions rigides traités par Terrasol ces dix dernières années, et d'autre part des expérimentations physiques et numériques menées dans le cadre des projets nationaux ASIRI et ASIRI+ (Alzate et al, 2022).

4.2. Application dans un modèle de type Taspie+

4.2.1. Principes généraux de modélisation

La modélisation d'un renforcement par inclusions rigides sous une fondation étendue de type radier, dallage ou remblai peut être menée à l'aide d'un modèle de cellule élémentaire tel que celui présenté au paragraphe §2.2.1 (Figure 19 – gauche). La cellule est décomposée en deux domaines complémentaires : le domaine « inclusion » constitué par l'inclusion elle-même et les volumes de sol qui la prolongent jusqu'aux limites inférieure et supérieure du modèle, et le domaine « sol » constitué par le volume de sol complémentaire au domaine « inclusion ». L'interaction entre les deux domaines est supposée entièrement décrite par le cisaillement vertical τ_{int} qui se développe sur leur frontière verticale définie par le périmètre de l'inclusion. Le modèle est supposé périodique, ce qui implique que le cisaillement est nul sur les faces verticales extérieures. Pour une fondation d'emprise limitée reposant sur un faible nombre d'inclusions (par exemple le cas d'une semelle sur inclusions), il y a lieu d'adapter la modélisation en prenant en compte le cisaillement vertical τ_{ext} qui se développe en périphérie du domaine « sol » comme présenté au paragraphe §2.2.3 et illustré par la Figure 19 (droite). Il s'agit d'une forme généralisée de l'approche MV3 décrite dans ASIRI 2012 dans la mesure où les interactions internes et externes

au sein du massif renforcé sont traitées simultanément dans un modèle global intégrant l'ensemble des inclusions associées à la semelle.

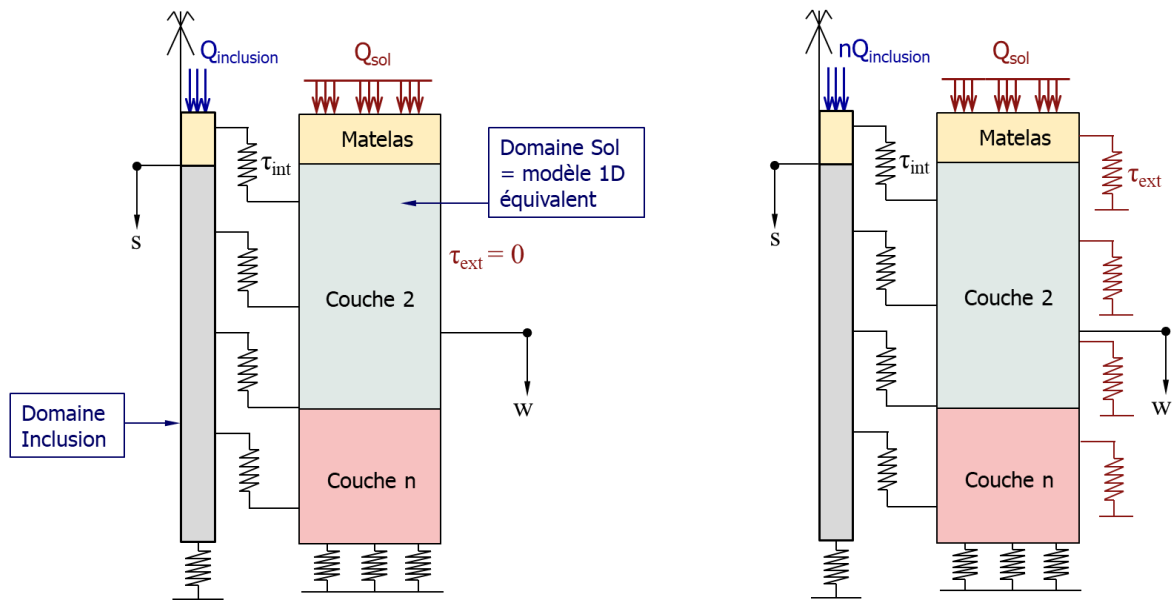


Figure 19 : Principes généraux de modélisation d'un renforcement par IR dans Taspie+

4.2.2. Cas d'un radier ou d'un dallage sur inclusions rigides

4.2.2.1. Avec matelas de répartition

La modélisation d'un radier ou d'un dallage de grandes dimensions sur IR peut être menée selon les principes de la figure suivante.

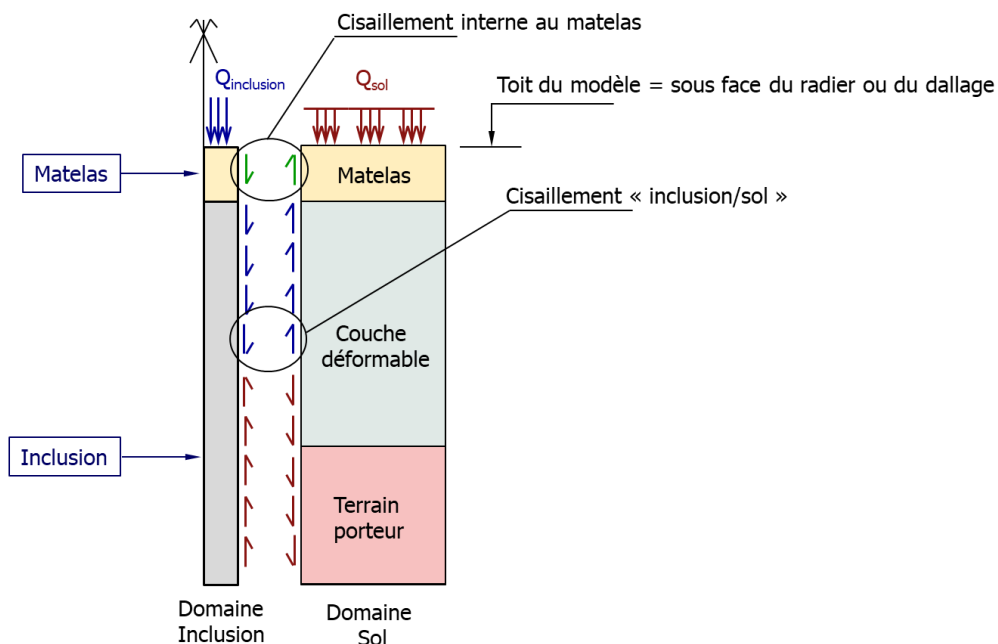


Figure 20 : Principes de modélisation d'un radier ou d'un dallage sur IR dans Taspie+
La Figure 20 appelle les commentaires suivants :

- La modélisation est menée à l'aide du mode 2 de Taspie+ et supposée représenter le comportement d'une maille élémentaire située en zone courante ;
- La tête du modèle correspond à la sous-face du radier ou du dallage. Le calcul est mené à « déformation uniforme imposée » ; (voir §3.5.1.2) ;
- La présence du matelas est traitée en prolongeant fictivement le domaine inclusion jusqu'au toit du modèle. Ainsi, sur la hauteur du matelas, le module de déformation du domaine pieu est pris égal à celui du matelas ;
- La valeur limite du frottement axial négatif entre les domaines « pieu » et « sol » est prise égale à $q_{sn} = k \tan \delta \cdot \sigma'_v$ avec $k \tan \delta$ est donné dans le Tableau 3. Sur la hauteur du matelas, on prend $k \tan \delta = 1$ s'agissant d'un contact « parfait » de type sol/sol ;
- Les couches situées au-dessus du TN initial doivent être déclarées comme « apportées » (exemple d'un matelas rapporté). Le poids de ces couches contribue ainsi au chargement des terrains en place.

4.2.2.2. Sans matelas de répartition

En l'absence de matelas de répartition, le comportement (sous charge verticale) d'un radier ou d'un dallage sur IR s'apparente à celui d'une fondation mixte (mode 2). La modélisation est menée selon les principes de la figure suivante.

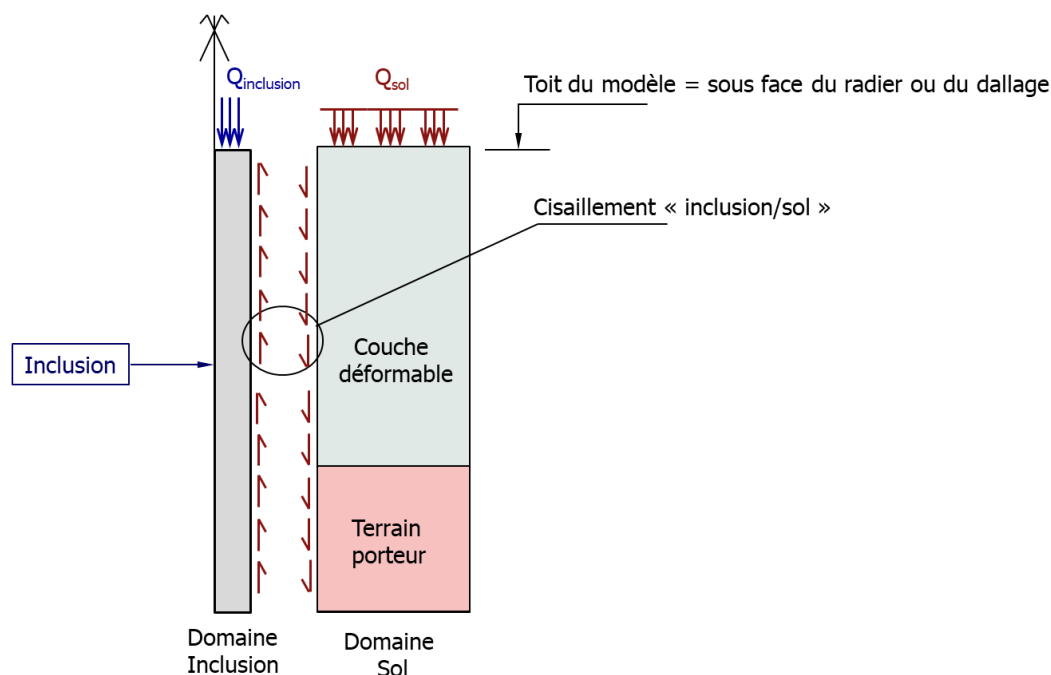


Figure 21 : Principes de modélisation d'un radier ou d'un dallage sur IR dans Taspie+ (en l'absence de matelas de répartition)

Dans le cadre de cette modélisation, la tête du modèle correspond à la sous-face du radier ou du dallage. Le calcul est mené à « déformation uniforme imposée » (voir §3.5.1.2) : Taspie+ établit ainsi automatiquement la répartition des charges entre le sol et les inclusions.

4.2.3. Cas d'un remblai sur inclusions rigides

La modélisation d'un remblai de grandes inclusions sur IR peut être menée selon les principes de la figure suivante.

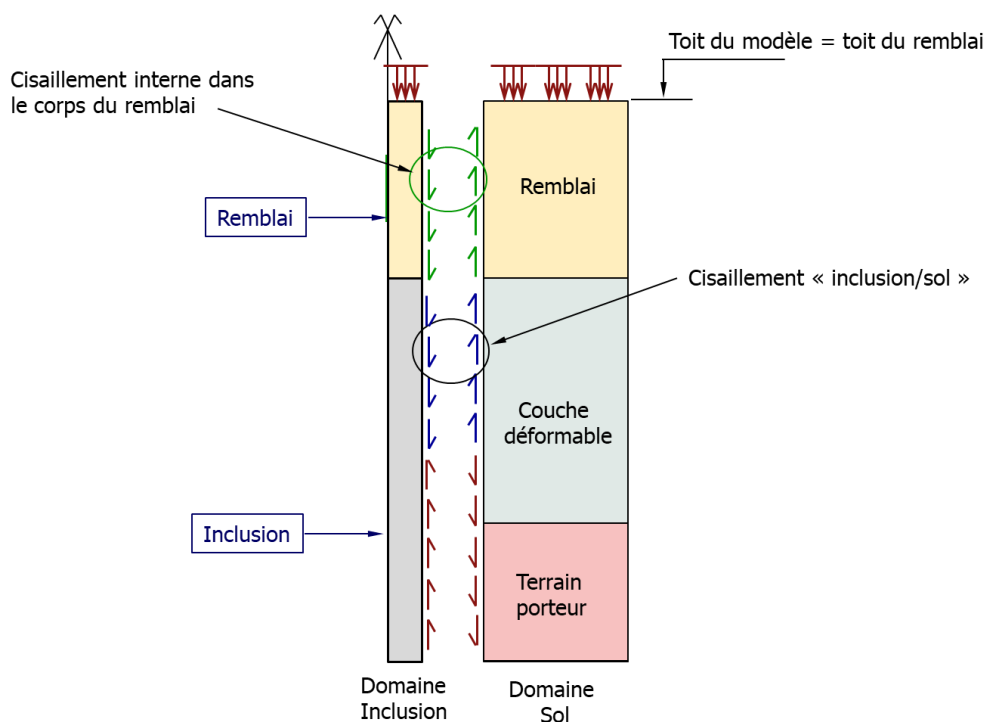


Figure 22 : Principes de modélisation d'un remblai sur IR dans Taspie+

La Figure 22 appelle les commentaires suivants :

- La modélisation est menée à l'aide du mode 2 de Taspie+ et supposée représenter le comportement d'une maille élémentaire située en zone courante ;
- La tête du modèle correspond au toit du remblai. Le calcul est mené à « contraintes imposées » (voir §3.5.1.2) avec une contrainte uniforme correspondant à la surcharge d'exploitation appliquée au toit du remblai. Pour simuler l'application d'une contrainte uniforme sur le modèle, il convient de renseigner une valeur de EQ_{pieu} égale au taux de substitution surfacique du renforcement par inclusions rigides (cela correspond à la valeur proposée par défaut dans Taspie+), soit : $EQ_{\text{pieu}} = \frac{A_{\text{inclusion}}}{A_{\text{maille}}}$.
- La présence du remblai (et du matelas éventuel) est traitée en prolongeant fictivement le domaine inclusion jusqu'au toit du remblai. Ainsi, sur la hauteur du remblai (resp. du matelas), le module de déformation du domaine pieu est pris égal à celui du remblai (resp. du matelas) ;
- La valeur limite du frottement axial négatif entre les domaines « pieu » et « sol » est prise égale à $q_{sn} = k \tan \delta \cdot \sigma'_v$ avec $k \tan \delta$ est donné dans le Tableau 3. Sur la hauteur du remblai (et du matelas), on prend $k \tan \delta = 1$ s'agissant d'un contact « parfait » de type sol/sol ;
- La partie du remblai ayant été rapportée au-dessus du TN initial doit être déclarée comme une « couche apportée ». Le poids de cette couche contribue ainsi au chargement des terrains en place.

4.2.4. Cas d'une semelle sur inclusions rigides

La modélisation d'une semelle sur IR peut être menée selon les principes de la figure suivante.

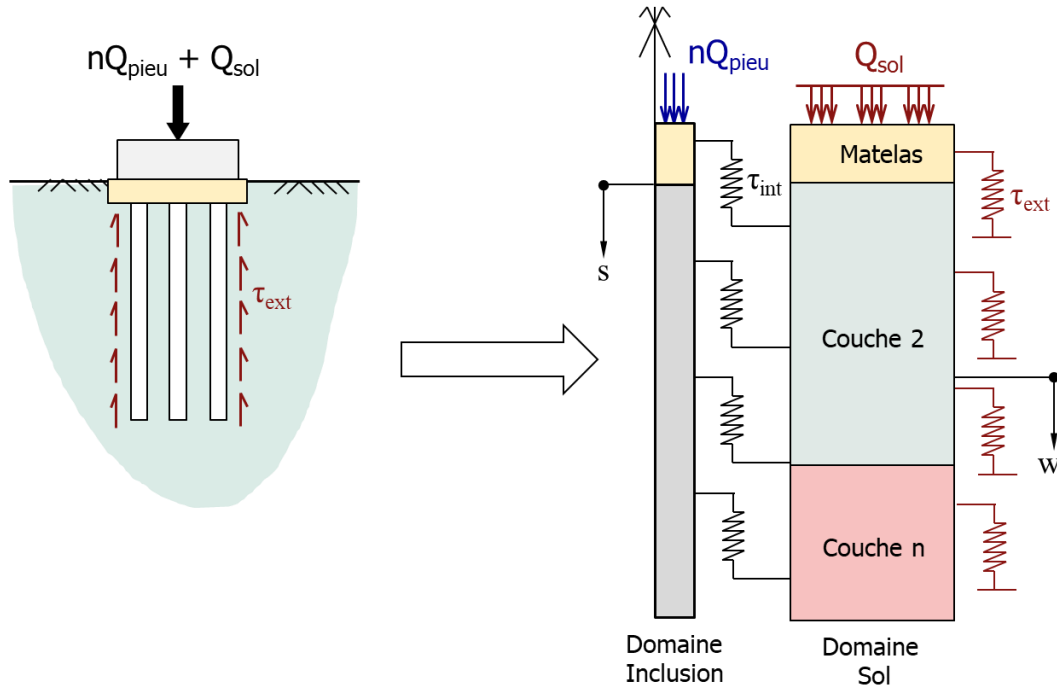


Figure 23 : Principes de modélisation d'une semelle sur IR dans Taspie+

La Figure 23 appelle les commentaires suivants :

- La modélisation est menée à l'aide du mode 3 de Taspie+. Les inclusions sont supposées toutes identiques et positionnées de façon symétrique par rapport au centre de la semelle ;
- La tête du modèle correspond à la sous-face de la semelle. Celle-ci est supposée être indéformable ;
- La présence éventuelle du matelas est traitée en prolongeant fictivement le domaine inclusion jusqu'au toit du modèle. Ainsi, sur la hauteur du matelas, le module de déformation du domaine pieu est pris égal à celui du matelas ;
- La valeur limite du frottement axial négatif entre les domaines « pieu » et « sol » est prise égale à $q_{sn} = k \tan \delta \cdot \sigma'_v$ avec $k \tan \delta$ est donné dans le Tableau 3. Sur la hauteur du matelas, on prend $k \tan \delta = 1$ s'agissant d'un contact « parfait » de type sol/sol ;
- Les couches situées au-dessus du TN initial doivent être déclarées comme « apportées » (exemple d'un matelas rapporté). Le poids de ces couches contribue ainsi au chargement des terrains en place. Sur la hauteur de ces couches, le frottement extérieur (§3.4.2) est ignoré dans Taspie+.

4.3. Exploitation pratique des résultats en lien avec ASIRI

4.3.1. Domaines 1 et 2

Les recommandations ASIRI ont introduit la notion de domaines 1 et 2 pour la justification des inclusions rigides. Le domaine 1 correspond à des inclusions nécessaires à la stabilité de l'ouvrage et obéissent aux mêmes règles de justification que celles applicables aux fondations profondes (NF P 94 262), en particulier en termes de portance et de résistance structurale. C'est le cas généralement des projets de semelle sur IR. Le domaine 2 correspond à la situation où les inclusions sont destinées uniquement à la réduction du tassement de l'ouvrage (la stabilité de celui-ci étant assurée en l'absence d'inclusions). C'est le cas généralement des projets de dallage ou de radier sur IR. Les inclusions jouent alors le rôle d'éléments réducteurs de tassement et bénéficient d'un cadre de justification allégé par rapport au domaine 1.

4.3.2. Contrôle de l'amplitude des tassements

Le tassement est un résultat direct du modèle Taspie+. Dans la pratique, les règles de justification de portance, avec (domaine 1) ou sans (domaine 2) inclusions, garantissent implicitement un faible niveau de déformation et de tassement. Le tassement d'une semelle sur IR correctement dimensionnée se situe en général autour de $1/100^e$ du diamètre de la semelle. Pour un radier ou un remblai de grandes dimensions sur IR, le tassement varie entre $1/1000^e$ et $1/100^e$ de l'épaisseur du terrain déformable.

4.3.3. Vérification de la portance des inclusions

La mise en œuvre du modèle Taspie+ permet d'accéder à l'effort maximal N_{max} dans les inclusions. Cet effort est atteint au niveau du plan neutre (inférieur) et intègre implicitement le frottement négatif développé sur la partie supérieure de l'inclusion. Pour les inclusions du domaine 1, la portance est vérifiée selon le formalisme de la norme NF P94-262. On vérifie alors que N_{max} demeure inférieur, avec une sécurité suffisante, à la résistance mobilisable en pointe de l'inclusion et par frottement positif sous le plan neutre (cf. §3.6.4).

4.3.4. Vérification du non-poinçonnement du sol support

Le fonctionnement d'un système de renforcement par IR repose en particulier sur la participation du sol déformable dans la reprise des charges transmises par la structure portée. La mise en œuvre du modèle Taspie+ permet alors d'accéder à l'incrément de contrainte verticale repris par le sol. Que l'on soit en domaines 1 ou 2, il convient de vérifier que cet incrément de contrainte verticale demeure inférieur, avec une sécurité de l'ordre de 3 à l'ELS et 2 à l'ELU, à la contrainte de rupture du sol q_{net} . Le tableau ci-après donne quelques ordres de grandeur utiles pour l'estimation de q_{net} .

	Essais PMT	Essais CPT	Cohésion non-drainée
Sols fins	$0,8 p_i^*$	$0,3 q_c$	$5c_u$
Sols granulaires	$1,0 p_i^*$	$0,1 q_c$	--

Tableau 5 : Estimation de la contrainte de rupture du terrain

4.3.5. Vérification de la résistance structurale des inclusions

A l'ELS, la contrainte moyenne de compression (rapport N_{max}/S) dans les inclusions ne doit pas excéder 4 à 10 MPa en domaine 1 et 4 à 13 MPa en domaine 2, selon la technique de mise en œuvre et les essais de contrôle réalisés. Dans tous les cas, ASIRI (2012) limite la contrainte moyenne de compression à 7 MPa à l'ELU. C'est cette limite qui se révèle généralement dimensionnante dans la pratique (puisque cela revient implicitement à limiter la contrainte ELS à $7/1,35 = 5,2$ MPa)

4.3.6. Vérification du matelas de répartition

4.3.6.1. Principe

L'hypothèse d'un comportement élastique du matelas (et la validité du module de déformation utilisé, obtenu généralement par l'intermédiaire d'un essai à la plaque normalisé) requiert une vérification de cohérence visant à s'assurer que la contrainte reprise en tête de l'inclusion, notée q_p , n'excède pas celle correspondant à la rupture du matelas par poinçonnement, notée q_p^+ . Les paragraphes qui suivent donnent quelques recommandations pour l'estimation de q_p^+ .

4.3.6.2. En partie courante

Le premier schéma d'équilibre limite au sein du matelas de répartition peut être assimilé à celui de Prandtl qui associe une zone en équilibre de poussée de Rankine (I) au-dessus de la tête de l'inclusion, une zone délimitée par un arc de spirale logarithmique (II) et une zone en équilibre de butée de Rankine à l'extérieur de la tête d'inclusion (III).

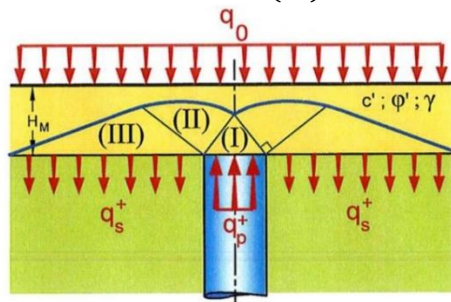


Figure 24. Schéma de Prandtl

La contrainte limite en tête d'inclusion q_p^+ est alors déterminée à partir de la contrainte appliquée sur le sol support q_s^+ et à partir des paramètres de calcul c'_d, ϕ'_d et γ_d par la formule (12).

$$q_p^+ = s_q N_q q_s^+ + q_c + q_\gamma \tag{12}$$

Avec :

- q_s^+ : contrainte appliquée sur le sol support à la base du matelas ;
- q_γ : Terme de poids : $q_\gamma = 0,5 \times s_\gamma \times N_\gamma \times B \times \gamma_d$;
- q_c : Terme de cohésion : $q_c = s_c \times N_c \times c'_d$;
- s_c, s_q et s_γ : Coefficients de forme (voir Tableau 6) ;
- N_c, N_q et N_γ : Facteurs de capacité portante (voir Tableau 6) ;

La mise en œuvre du modèle Taspie+ permet d'accéder à la contrainte dans le sol à toute cote. L'assistant matelas de Taspie+ récupère automatiquement à la cote de la base du matelas « Z_{base} » :

- la contrainte dans le sol à la base du matelas q_s^+ ;
- la contrainte en tête des inclusions q_p .

Le calcul de la contrainte limite q_p^+ est réalisé à partir de la formule (12).

Le Tableau 6 donne les expressions applicables pour les facteurs de forme et de portance à utiliser pour le calcul de q_p^+ . A noter que dans la pratique des calculs de massifs renforcés par IR, on néglige le terme q_y pour des faibles épaisseurs de matelas.

Portance	$N_q = e^{\pi \tan \varphi'_d} \tan \left(\frac{\pi}{4} + \frac{\varphi'_d}{2} \right)^2$	$N_c = \frac{N_q - 1}{\tan \varphi'_d}$	$N_\gamma = 2(N_q - 1) \tan \varphi'_d$ ⁽¹⁾
Forme	$s_q = 1 + \frac{B}{L} \sin \varphi'_d$ ^(2 et 3)	$s_c = \frac{s_q N_q - 1}{N_q - 1}$	$s_\gamma = 1 - 0,3 \frac{B}{L}$ ⁽³⁾

Tableau 6 : Coefficients de forme et facteurs de portance (NF P94-261)

(1) Cette formule ne s'applique que pour un contact rugueux ($\delta \geq \varphi/2$) ;

(2) Les recommandations ASIRI suggèrent de prendre $s_q = 1$ indépendamment de la forme.

(3) Le terme B/L est pris égal à 1 dans l'assistant matelas de Taspie+ (inclusion circulaire ou carrée).

Note :

Pour un niveau de chargement donné q_0^* , q_s^+ , et q_p^+ sont en équilibre et vérifient l'équation de conservation de la charge (13). Les équations (12) et (13) permettent d'établir la relation (14).

$$q_0^* = q_s^+(1 - \alpha) + q_p^+ \alpha \tag{13}$$

$$q_p^+(P) = \frac{q_0^* s_q N_q + (q_\gamma + q_c) (1 - \alpha)}{1 + \alpha (s_q N_q - 1)} \tag{14}$$

Avec :

- q_0^* Contrainte moyenne à la base du matelas : $q_0^* = q_0 + \gamma \times H_M$;
- q_0 Contrainte moyenne appliquée sur la cellule élémentaire ;
- H_M Epaisseur du matelas ;
- α Taux de substitution (rapport entre la section de l'inclusion et la surface de la maille).

4.3.6.3. En partie périphérique

Dans le cas d'une semelle sur IR, la résistance au poinçonnement du matelas peut être affectée défavorablement par l'effet de bord. ASIRI (2012) propose une approche simplifiée permettant de corriger q_p^+ en fonction du débord L de la semelle par rapport au nu de l'inclusion (voir Figure 25).

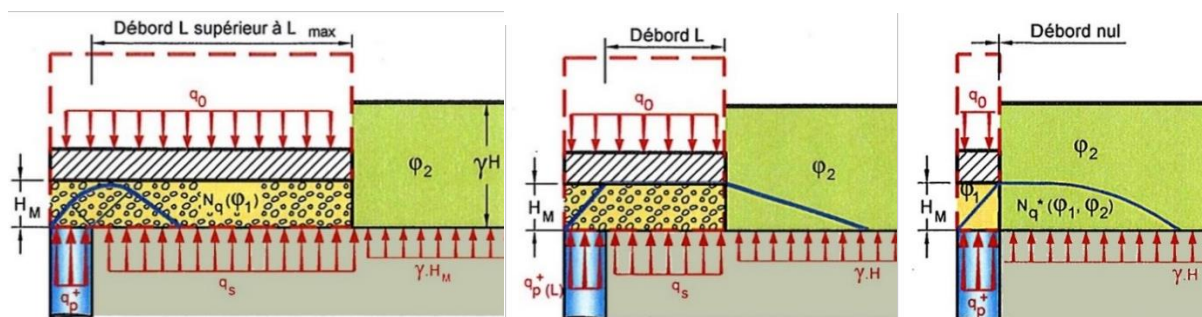


Figure 25. Différentes situations de débord : d'un débord supérieur à L_{max} à un débord nul

Ainsi pour un débord $L < L_{max}$, la contrainte limite en tête de l'inclusion est prise égale à :

$$q_p^+(L) = q_p^+(L = 0) + \frac{L}{L_{max}} (q_p^+ - q_p^+(L = 0)) \quad \text{avec} \quad q_p^+(L = 0) = N_q^* \cdot \gamma H$$

Les valeurs de N_q^* et L_{max} sont données dans le tableau ci-après où $\varphi_{1,d}$ est l'angle de frottement du matelas et $\varphi_{2,d}$ l'angle de frottement du sol situé au-delà de L.

	$\varphi_{1,d} = 30^\circ$	$\varphi_{1,d} = 35^\circ$	$\varphi_{1,d} = 38^\circ$	$\varphi_{1,d} = 40^\circ$
	$L_{max}/B = 4,3$	$L_{max}/B = 5,8$	$L_{max}/B = 7,0$	$L_{max}/B = 8,0$
$\varphi_{2,d} = 20^\circ$	$N_q^* = 9,45$	$N_q^* = 11,53$	$N_q^* = 13,05$	$N_q^* = 14,29$
$\varphi_{2,d} = 25^\circ$	$N_q^* = 13,08$	$N_q^* = 16,01$	$N_q^* = 18,11$	$N_q^* = 19,71$
$\varphi_{2,d} = 30^\circ$	$N_q^* = 18,43$	$N_q^* = 22,67$	$N_q^* = 25,80$	$N_q^* = 28,04$

Tableau 7 : Valeurs des coefficients de forme N_q^* intervenant dans le calcul $q_p^+(L = 0)$

Dans le cas général où il y a plus d'une inclusion sous la semelle, la contrainte limite qui a été évaluée $q_p^+(L)$ ne s'applique que sur la fraction « externe » du périmètre de l'inclusion alors que la valeur calculée avec le mécanisme de Prandtl q_p^+ s'applique à la fraction « interne ». C'est donc une valeur pondérée de ces deux termes qui doit être retenue :

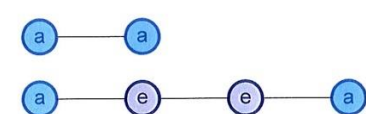

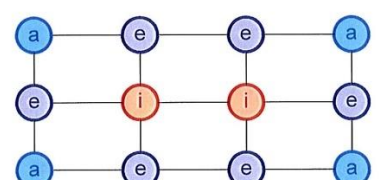
File unique d'inclusions	angle	$q_{p,a}^+ = \frac{1}{3}q_p^+ + \frac{2}{3}q_p^+(L)$	
	extérieur	$q_{p,e}^+ = \frac{2}{3}q_p^+ + \frac{1}{3}q_p^+(L)$	
Plusieurs files d'inclusions	intérieur	$q_{p,i}^+ = q_p^+$	
	angle	$q_{p,a}^+ = \frac{7}{12}q_p^+ + \frac{5}{12}q_p^+(L)$	
	extérieur	$q_{p,e}^+ = \frac{5}{6}q_p^+ + \frac{1}{6}q_p^+(L)$	

Tableau 8 : Pondération des termes q_p^+ et $q_p^+(L)$

4.3.6.4. Cône de cisaillement

Le deuxième schéma d'équilibre limite au sein du matelas de répartition peut être assimilé à un tronc de cône d'axe vertical débouchant en surface du matelas, issu de la tête de l'inclusion et formant un angle φ' par rapport à la verticale, égal à l'angle de frottement du matériau du matelas.

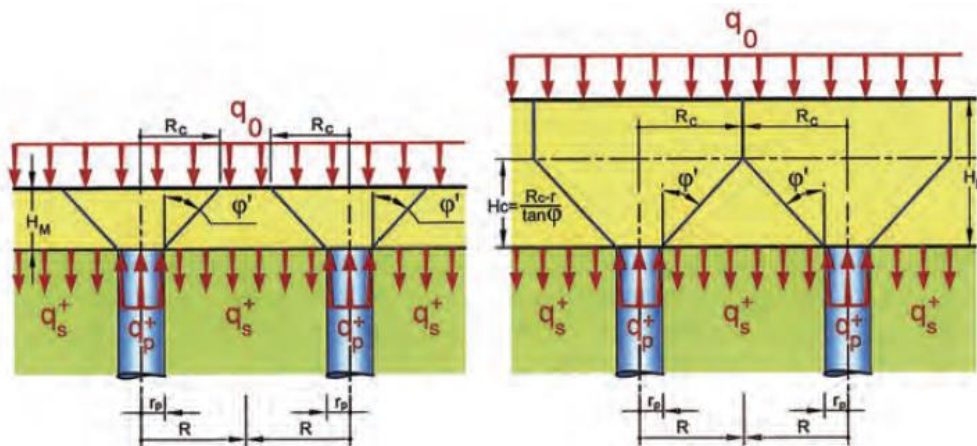


Figure 26. Développement de cônes de cisaillement

Suivant le schéma du cône de cisaillement, la contrainte limite en tête d'inclusion q_p^+ est déterminée à partir de la contrainte moyenne en tête du matelas q_0 , de l'épaisseur H du matelas de répartition et à partir de ses paramètres de calcul c'_d , φ'_d et γ_d par les formules suivantes :

$$q_p^+ = q_{q0} + q_\gamma + q_c$$

avec :

- q_{q0} terme de charge : $q_{q0} = \frac{R_C^2}{r_p^2} \times q_0$
- q_c terme de cohésion : $q_c = \frac{1}{\tan \varphi'_d} \left(\frac{R_C^2}{r_p^2} - 1 \right) \times c'_d$
- q_γ terme de poids : $q_\gamma = \frac{H_M}{3} \left(\frac{R_C^2}{r_p^2} + 1 + \frac{R_C}{r_p} \right) \gamma_d$ si : $H_M < H_C$
 $q_\gamma = \left[\frac{H_C}{3} \left(\frac{R_C^2}{r_p^2} + 1 + \frac{R_C}{r_p} \right) + (H_M - H_C) \frac{R_C^2}{r_p^2} \right] \gamma_d$ si : $H_M > H_C$

et :

- R rayon équivalent de la maille : En mode 2 : $R = \sqrt{\text{maille}_x \times \text{maille}_y / \pi}$
 En mode 3 : $R = \sqrt{\frac{S_{\text{semelle}}}{\text{Nb, pieux} \times \pi}}$
- R_C rayon du cône : $R_C = \min (r_p + H_M \tan \varphi'_d ; R)$
- H_C hauteur du cône : $H_C = \frac{R - r_p}{\tan \varphi'_d}$
- r_p rayon du pieu $r_p = \sqrt{S / \pi}$ avec S section du pieu

Nota : La contrainte moyenne en tête du matelas q_0 est récupérée automatiquement par l'assistant matelas à la cote de la tête du matelas « $z_{\text{tête}}$ » indiquée par l'utilisateur.

La contrainte limite q_p^+ définie par les équations ci-dessous, correspondant à un cône de cisaillement débouchant en surface du matelas de répartition, n'existe et n'est dimensionnante que pour des matelas de répartition de faible épaisseur et qui ne sont pas surmontés d'un élément de structure rigide de type radier, dallage ou fondation. C'est, par exemple, le cas d'un remblai support de chaussée sur lequel est appliquée une charge d'exploitation.

4.3.7. Interaction avec la structure portée

Le fonctionnement d'un système de renforcement par inclusions repose sur des mécanismes d'interaction complexes qui se développent entre le sol en place, les inclusions, le matelas et la structure portée. Ce caractère original impose une conception globale de la solution de fondation tenant compte pleinement des effets d'interaction sol-structure. Cela vise à couvrir trois aspects : les déplacements, les sollicitations internes dans l'élément structural et la descente de charges. Qu'il s'agisse d'un problème de semelles ou de radier sur IR, les résultats d'un modèle Taspie+ peuvent être exploités pour définir une raideur homogénéisée du massif renforcé (Figure 27).

Pour une semelle sur IR, cette raideur peut se présenter sous la forme d'un ressort global équivalent $K_{eq} = F/s$ avec F la force verticale appliquée sur la semelle et s le tassement qui en résulte. Ce ressort équivalent est alors intégré directement au modèle structural.

Pour un radier sur IR, la raideur équivalente du massif renforcé peut être définie selon deux types d'approche. Une approche de type « milieu continu », destinée à alimenter des modèles numériques ou hybrides de type Taspiaq (Cuira et Simon, 2008), avec l'établissement d'un module

« d'Young » homogénéisé $E_{eq} = qH/s$ (associé en toute rigueur à un coefficient de Poisson $\nu_{eq} = 0$, étant donné l'effet canalisateur des contraintes assuré par les IR), avec q la contrainte moyenne appliquée sur la maille (donnée du modèle Taspie+), H l'épaisseur du massif renforcé (incluant le matelas de répartition) et s le tassement produit sur la hauteur dudit massif (résultat du modèle Taspie+). Une autre approche consiste à représenter la déformabilité du massif renforcé par une série de ressorts juxtaposés de raideur surfacique $k = q/s$, définie selon un zonage approprié (Cuira et Simon, 2016).

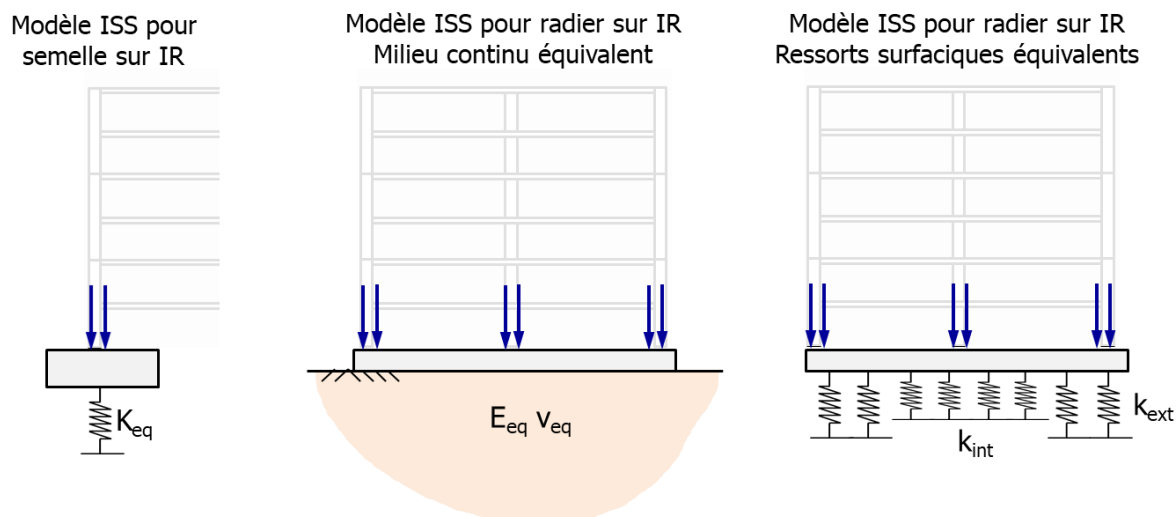


Figure 27 : Procédure ISS pour semelles et radiers sur IR

Cette homogénéisation occulte par construction les effets « points durs » liés à la présence des inclusions sous l'élément de fondation et qui sont susceptibles d'induire des sollicitations additionnelles à celles calculées par un modèle structural sur support homogénéisé. Ces sollicitations peuvent être appréciées dans un modèle séparé examinant l'équilibre local de l'élément de fondation (semelle ou radier) tenant compte du caractère contrasté de la réaction du support (en distinguant la réaction mobilisée à l'aplomb de l'inclusion et celle complémentaire entre les inclusions). C'est l'esprit de la méthode des moments additionnels développés dans ASIRI pour les problèmes de dallages industriels et qui peut valablement être étendue à la vérification structurale des radiers et semelles. Cette méthode est intégrée au modèle Taspie+ sous la forme d'un assistant de calcul dont les principes sont décrits dans le paragraphe suivant.

4.3.8. Sollicitations additionnelles dans un radier ou un dallage sur IR

En mode 2, les résultats du modèle Taspie+ peuvent être utilisés pour évaluer les sollicitations additionnelles dans le radier ou le dallage dues à la présence des inclusions. Celles-ci sont à combiner avec celles issues d'un calcul du radier ou du dallage sur sol homogénéisé équivalent.

Le principe du calcul consiste à assimiler le comportement du radier ou du dallage en partie courante à celui d'une plaque circulaire équivalente encastrée au bord (par symétrie) et soumise à l'application d'une surcharge q_0 sur sa face supérieure, et aux réactions du massif renforcé (σ_p , σ_s) sur sa face inférieure comme le schématise la Figure 28.

Le rayon équivalent de la plaque représentative du radier ou du dallage dans une maille élémentaire est directement lié à l'aire de la maille :

$$R = (A_{maille} / \pi)^{1/2}$$

Les réactions du massif renforcé en sous face du radier ou du dallage se décomposent en deux parties :

- Réaction à l'aplomb des inclusions σ_p , supposée se développer sur un rayon d'impact « r_p », calculé usuellement en considérant une diffusion des contraintes à $1h/5v$ dans le corps du matelas depuis la tête de l'inclusion jusqu'à la sous-face du dallage ou du dallage ;
- Réaction entre les inclusions σ_s prise égale à la contrainte appliquée sur le sol issue du modèle Taspie+.

L'équation de conservation de la charge permet d'aboutir à la valeur de σ_p :

$$\sigma_p \times r_p^2 + \sigma_s \times (R^2 - r_p^2) = q_0 \times R^2$$

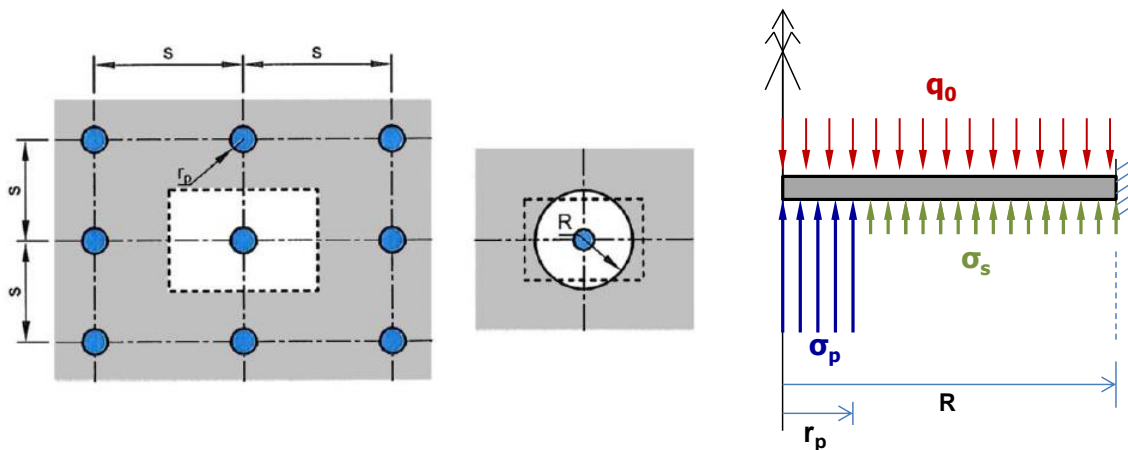


Figure 28 : Bilan des forces extérieures appliquées au radier ou au dallage

L'équilibre est ensuite résolu par application de la théorie des plaques. Les solutions analytiques utilisées sont issues des « Techniques de l'Ingénieur, formulaire C2060 – §10 ». Le calcul fait l'objet d'un assistant « moment dallage » intégré au logiciel Foxta v4.x (figure ci-dessous).

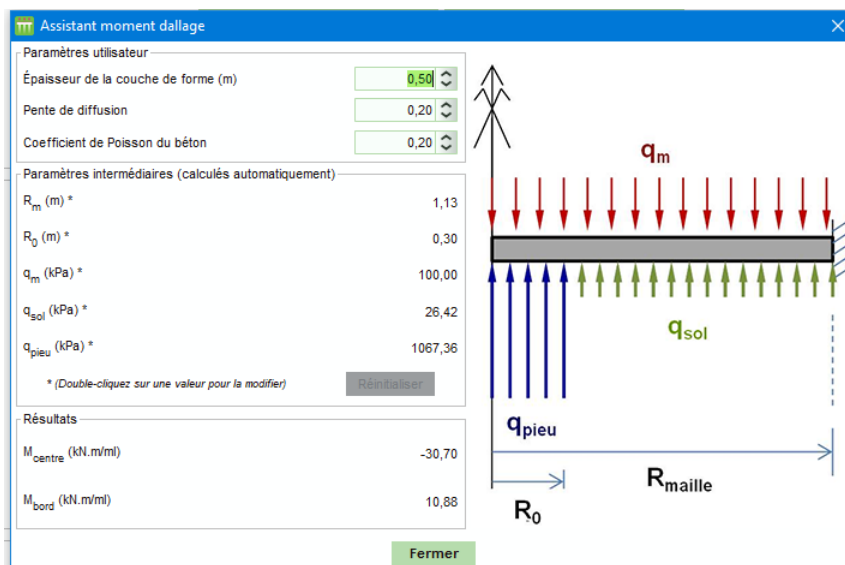


Figure 29 : Aperçu de l'assistant "moment dallage" de Taspie+

5. Bibliographie

Alzate AM., Frattini N., Cuira F., Simon B. (2022), Quelques considérations pratiques autour du calcul des semelles et radiers sur inclusions rigides, 11^{ème} JNGG, Lyon

ASIRI 2012 – Recommandations pour la conception, le calcul, l'exécution et le contrôle des ouvrages sur sols renforcés par inclusions rigides verticales, Presses des Ponts.

Baguelin F., Bustamante M. et Frank R. (1986). The pressuremeter for foundations: French experience. Proc. Conference Use of In-Situ Tests in Geotechnical Engng, Blacksburg, VA, ASCE, Geot. Special Pub., n° 6, 31-46.

Bourgeois E., Burlon S. et Cuira F. (2018). Modélisation numérique des ouvrages géotechniques. Techniques de l'ingénieur, C 258.

Courbon J., Theillout JN, Résistance des matériaux – Formulaire C2060 – Techniques de l'ingénieur, Traité de Construction.

Coyle, H.M. and Reese, L.C. (1966) Load Transfer for Axially Loaded Pile in Clay. Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division, 92, 1-26.

Cuira F. et Brûlé S. (2017). Pratique de l'interaction sol-structure sous séisme, AFNOR Editions.

Cuira F., Simon B. (2008). Modélisation 3D simplifiée d'une plaque sur sol multicouche élastique, Revue Française de Géotechnique, N° 124 .

Cuira F., Simon B. (2009). Deux outils simples pour traiter des interactions complexes d'un massif renforcé par inclusions rigides, 17th ICSMGE, Alexandrie

Cuira F., Simon B. (2013). Prise en compte des effets de bord dans un massif renforcé par inclusions rigides, 18th ICSMGE, Paris

Cuira F., Simon B. (2016). Apports de l'interaction sol structure dans les problèmes de fondation, 8^e JNGG, Nancy.

Frank R. (1984). Études théoriques de fondations profondes et d'essais en place par autoforage dans les Laboratoires des Ponts et Chaussées et résultats pratiques (1972-1983). Rapport de recherche LPC n° 128, LCPC, Paris, juin, 95 p

Frank R., Cuira F., et Burlon S. (2018). Calcul des fondations superficielles et profondes, Presses de Ponts.

Gazetas G. (1991). Formulas and charts for impedances of surfaces and embedded foundations. Journal of Geotechnical Engineering, 117, 9.

Hoang MT., Cuira F., Burlon B. (2020). Vers une approche de calcul unifiée du tassement des semelles et des radiers, 10^{ème} JNGG, Lyon.

Terzaghi K. (1943). Theoretical soil mechanics, Theory of Semi-infinite elastic solids (2nd edition).