

École polytechnique de Louvain

Assessment of As-Laid Embedment of Offshore Pipelines in Very Soft Clays

Auteur : **Mohamed CHAABANI**

Promoteur : **Hadrien RATTEZ**

Lecteurs : **Jean-Christophe BALLARD, JENS NICLAES, JEAN-FRANÇOIS
VANDEN BERGHE**

Année académique 2021–2022

Master [120] : ingénieur civil des constructions

Remerciements

En préambule, je souhaite adresser mes remerciements à toutes les personnes qui ont contribué de près ou de loin à la réalisation de ce mémoire.

Je tiens à remercier tout d'abord Monsieur Hadrien Rattez, promoteur de ce mémoire, pour sa disponibilité, le suivi et l'aide apportée tout au long de l'année lors de la rédaction de ce mémoire.

Tous mes remerciements s'adressent également à Jean-Christophe Ballard pour les précieux conseils qui ont alimenté ma réflexion. La pertinence de ses remarques m'aura encouragé dans mes recherches.

Enfin, j'adresse mes remerciements à ma famille et mes amis qui m'ont soutenu et encouragé tout au long de la rédaction de ce mémoire ainsi que durant mon parcours universitaire.

Résumé

Les pipelines présents dans les fonds marins sont généralement posés sur le sol lors de l'installation et les différentes charges que subit le pipeline provoquent l'encastrement de celui-ci. Ce travail se concentre sur l'évaluation des interactions sol-pipeline soumis à un chargement purement vertical. Une série d'analyses limites par éléments finis avec des bornes inférieures et supérieures a été effectuée avec OptumG2 en considérant un pipeline « Wished In Place » et avec un sol modélisé comme un matériau Tresca. Une étude paramétrique a été réalisée afin d'analyser les effets des paramètres pertinents sur la résistance à la pénétration des pipelines dans un environnement offshore. Enfin ce travail fournit une équation unique qui prédit l'enfouissement des pipelines peu importe la profondeur, en prenant en compte l'effet de la flottabilité et du changement de mécanisme de rupture.

Abstract

Pipelines found in the seabed are usually as-laid on the ground during installation and the different loads that the pipeline experiences cause it to become embedded. This work focuses on the evaluation of soil-pipeline interactions subjected to purely vertical loading. A series of finite element limit analysis with “Lower Bound” and “Upper bounds” were performed with OptumG2 considering a “Wished In Place” pipeline and with a soil modeled as a Tresca material. A parametric study was performed to analyze the effects of relevant parameters on the penetration resistance of pipelines in an offshore environment. Finally, this study provides a unique equation that predicts the embedment of pipelines regardless of the depth, taking into account the effect of buoyancy and the change in the failure mechanism.

Liste des symboles

Symboles		Description
Symboles romains	A_p	Aire du pipeline
	A_{ps}	Aire de la partie submergée du pipeline
	D	Diamètre du pipeline
	E	Module de Young
	f	facteur de résistance au soulèvement
	f_b	facteur lié à l'effet de "Heave"
	G	Module de cisaillement
	k	Gradient de la résistance au cisaillement du sol non drainé en fonction de la profondeur
	S_u	Résistance au cisaillement du sol non drainé
	S_{u0}	Résistance au cisaillement du sol non drainé initiale
	u	Champ des déplacements
	V	Charge à la rupture du sol
	$V/S_u D$	Résistance à la pénétration normalisée
	w	Profondeur du pipeline
	w/D	Profondeur normalisée du pipeline
Symboles grecs	α	Facteur lié à la rugosité du pipeline
	β	Coefficient multiplicateur de la charge d'effondrement en "Lower Bound"
	γ_{sat}	Poids volumique du sol saturé
	η	Coefficient lié au gradient de la résistance au cisaillement
	λ	Coefficient multiplicateur plastique de la charge d'effondrement en "Upper Bound"
	ν	Coefficient de Poisson
	σ	Champ de contraintes
	τ	Contraintes de cisaillement
	φ	Angle de frottement du sol

Liste des figures

FIGURE 1 CARTOGRAPHIE DES PIPELINES EN OFFSHORE DANS LA PARTIE AMERICAINE DU GOLFE DU MEXIQUE (NOAA)	13
FIGURE 2 PHOTO PRISE D'UN PIPELINE POSE SUR SOL EN MER (LECKIE ET AL.2015).....	14
FIGURE 3 FLAMBEMENT D'UN PIPELINE ENTERRE SOUMIS A DES FORCES AXIALES.....	15
FIGURE 4 CONCENTRATION DE CONTRAINTES A LA ZONE DE POSE DU PIPELINE (KAI LI ET AL. 2020)	17
FIGURE 5 MOUVEMENTS VERTICAUX ET HORIZONTAUX DU PIPELINE LIES AUX CHARGES DYNAMIQUES	17
FIGURE 6 EFFET DU HEAVE ILLUSTRE VIA LE LOGICIEL ABAQUS (RANDOLPH ET AL. 2008)	19
FIGURE 7 MISE EN CONTEXTE DU PROBLEME	23
FIGURE 8 DIFFERENCE ENTRE LES MODELES AVEC REFOULEMENT DU SOL ET AVEC UNE TRANCHEE OUVERTE	25
FIGURE 9 ANALYSE PAR ELEMENTS FINIS D'UN PIPELINE ENFOUI DANS LE SOL VIA OPTUMG2.....	26
FIGURE 10 ANALYSE DE LA DIFFERENCE ENTRE LE COEFFICIENT MULTIPLICATEUR DE CHARGE EN BORNE INFERIEURE (EN BLEU) ET EN BORNE SUPERIEURE (EN VERT) EN FONCTION DU NOMBRE D'ELEMENTS DE MAILLAGE	29
FIGURE 11 INTERFACE UTILISATEUR D'OPTUMG2 (GUI)	31
FIGURE 12 DEFINITION DU MODELE DE BASE LIE A LA PROBLEMATIQUE VIA L'INTERFACE UTILISATEUR D'OPTUMG2.....	33
FIGURE 13 PROPRIETES LIEES AU MATERIAU TRESCA ASSOCIE AU SOL (A GAUCHE) ET AU MATERIAU RIGID ASSOCIE AU PIPELINE (A DROITE)	34
FIGURE 14 VARIATION DU PARAMETRE S_u VIA UN FICHIER EXCEL DE DONNEES (EN BAS)	35
FIGURE 15 EXEMPLE DE RESULTATS OBTENUS VIA L'INTERFACE D'OPTUMG2 EN FAISANT VARIER UN PARAMETRE	36
FIGURE 16 COMMANDE D'EXECUTION D'OPTUMG2 AFFICHEE DANS LE TERMINAL WINDOWS (KRABbenhOFT 2018)	37
FIGURE 17 MISE EN EVIDENCE DES DIFFERENCES DE DEUX FICHIERS XML EN TERMES DE RESISTANCE AU CISAILLEMENT S_u	39
FIGURE 18 RESUME DU PROCESSUS LORS DE L'OBTENTION DES RESULTATS LIES A L'ANALYSE DE LA PROBLEMATIQUE VIA UNE AUTOMATISATION MATLAB	40
FIGURE 19 AUTOMATISATION DE LA VARIATION DES VALEURS DE LA COHESION VIA UN FICHIER EXCEL ET L'INTERFACE D'OPTUMG2 (A GAUCHE) ET VIA LE SCRIPT MATLAB ET LE FICHIER XML (A DROITE)	41
FIGURE 20 COMPARAISON ENTRE LA REPRESENTATION VIA LE FICHIER XML ET VIA L'INTERFACE GRAPHIQUE D'OPTUMG2 DES NŒUDS D'UN MODELE DEFINI.....	41
FIGURE 21 COMPARAISON DES FICHIERS XML DE DEUX MODELES AVEC DES PROFONDEURS D'ENFOUISSEMENT DE PIPELINE DIFFERENTES.....	42
FIGURE 22 LIMITATION DE L'AUTOMATISATION DE LA PROFONDEUR DU PIPELINE	42
FIGURE 23 COMPARAISON ENTRE UN MODELE QUI COMPREND UN PIPELINE COMPLETEMENT ENFOUI DANS LE SOL (A GAUCHE) ET UN PIPELINE DONT LA GEOMETRIE SE CROISE AVEC LA LIGNE DE SURFACE DES FONDS MARINS (A DROITE)	43
FIGURE 24 LES 4 DIFFERENTS MODELES LIES AUX DIFFERENTES CONDITIONS GEOMETRIQUES.....	44
FIGURE 25 DIAGRAMME DU FICHIER XML DU MODELE DE BASE OBTENU AVEC VISUAL STUDIO	45
FIGURE 26 ANALYSE LIMITE D'UN MODELE AVEC LES PARAMETRES FIXES EN CALCULANT LES BORNES INFERIEURES (A GAUCHE) ET LES BORNES SUPERIEURES (A DROITE).....	46
FIGURE 27 PRECISION DU COEFFICIENT MULTIPLICATEUR EN FONCTION DE LA TAILLE DU MAILLAGE EN ANALYSE LIMITE AVEC BORNES INFERIEURES ET SUPERIEURES.....	48
FIGURE 28 DIFFERENCE ENTRE LES RESULTATS OBTENUS PAR LES ANALYSES LIMITES EN BORNE INFERIEURE (A GAUCHE) ET SUPERIEURE (A DROITE) POUR UN MODELE FIXE	49
FIGURE 29 PREMIERE PARTIE DU CODE MATLAB UTILISE POUR RECUPERER LES FICHIERS XML ET FIXER LA GAMME DE PARAMETRES A ANALYSER.....	50
FIGURE 30 DEUXIEME PARTIE DU CODE MATLAB UTILISE POUR MANIPULER LES FICHIERS XML ET LANCER LES DIFFERENTES ANALYSES.....	51
FIGURE 31 PREMIERE PARTIE DU CODE MATLAB UTILISE POUR RECUPERER LES FICHIERS XML ET FIXER LA GAMME DE PARAMETRES A ANALYSER.....	52
FIGURE 32 ANALYSE DE LA CAPACITE PORTANTE D'UNE SEMELLE FILANTE	53
FIGURE 33 RESULTATS GLOBAUX AVEC GAMMA SAT = 0	55
FIGURE 34 RESULTATS GLOBAUX AVEC LA VARIATION DE S_u POUR (A) GAMMA SAT = 0 [kN/m ³], (B) GAMMA SAT = 12 [kN/m ³], (C) GAMMA SAT = 17[kN/m ³], (D) GAMMA SAT = 22[kN/m ³]	57
FIGURE 35 ILLUSTRATION POUSSEE D'ARCHIMEDE.....	59
FIGURE 36 ILLUSTRATION POUSSEE D'ARCHIMEDE AVEC UN TRANCHEE OUVERTE.....	60

FIGURE 37 ILLUSTRATION DE LA RESISTANCE AU SOULEVEMENT (MARTIN ET AL. 2012).....	61
FIGURE 38 PENETROMETRE CENTRIFUGE A BARRE EN T (5 MM DE DIAMETRE) (WHITE ET AL. 2010)	62
FIGURE 39 VARIATION DE S_u EN FONCTION DE LA CHARGE DE RUPTURE NORMALISEE ET DE LA PROFONDEUR NORMALISEE POUR UN POIDS VOLUMIQUE DU SOL NUL	63
FIGURE 40 VARIATION DE S_u EN FONCTION DE LA CHARGE DE RUPTURE NORMALISEE ET DE LA PROFONDEUR NORMALISEE POUR UN POIDS VOLUMIQUE DU SOL NUL RAMENE A UN GRAPHE EN 2D	63
FIGURE 41 RESULTATS OBTENUS VIA OPTUMG2 POUR UN POIDS VOLUMIQUE DU SOL NUL	64
FIGURE 42 RESISTANCE A LA PENETRATION POUR UN POIDS VOLUMIQUE DE 12 [kN/M ³]	65
FIGURE 43 RESISTANCE A LA PENETRATION AVEC VARIATION DE LA RESISTANCE AU CISAILEMENT NON DRAINE S_u POUR UN POIDS VOLUMIQUE DE 12 [kN/M ³]	66
FIGURE 44 RESISTANCE A LA PENETRATION AVEC VARIATION DE LA RESISTANCE AU CISAILEMENT NON DRAINE S_u POUR UN POIDS VOLUMIQUE DE 22 [kN/M ³]	67
FIGURE 45 TENDANCE DE COURBE DE LA VARIATION DE LA RESISTANCE AU CISAILEMENT NON DRAINE S_u POUR UN POIDS VOLUMIQUE DE 22 [kN/M ³].....	67
FIGURE 46 INFLUENCE DU PARAMETRE η SUR LES LIGNES DE RUPTURES DANS LE SOL (A GAUCHE) ET SUR LA RESISTANCE A LA PENETRATION NORMALISEE DU PIPELINE (A DROITE) (AUBENY ET AL. 2005).....	69
FIGURE 47 RESISTANCE A LA PENETRATION AVEC VARIATION DU POIDS VOLUMIQUE DU SOL POUR UNE RESISTANCE AU CISAILEMENT S_u FIXEE A 1 [kPa]	70
FIGURE 48 RESULTATS DE LA RESISTANCE A LA PENETRATION OBTENUS EN SOUSTRAYANT LA COMPOSANTE LIEE A LA POUSSEE D'ARCHIMEDE.....	71
FIGURE 49 RESISTANCES A LA PENETRATION OBTENUS POUR DIFFERENTS DIAMETRES DE PIPELINE	73
FIGURE 50 DIFFERENCE DES LIGNES DE RUPTURE ENTRE DES PIPELINES D'UN DIAMETRE DE 0,5 METRE (A GAUCHE) ET 1,5 METRES (A DROITE) POUR UNE PROFONDEUR D'ENFOUISSEMENT NORMALISEE w/D DE 0,5.....	74
FIGURE 51 DIFFERENCE DES LIGNES DE RUPTURE ENTRE DES PIPELINES D'UN DIAMETRE DE 0,5 METRE (A GAUCHE) ET 1,5 METRES (A DROITE) POUR UNE PROFONDEUR D'ENFOUISSEMENT NORMALISEE w/D DE 2.....	74
FIGURE 52 RESISTANCE A LA PENETRATION AVEC VARIATION DU DIAMETRE POUR UN SOL DE POIDS VOLUMIQUE DE 22 [kN/M ³] ET UNE PROFONDEUR DE 2X LE DIAMETRE DU PIPELINE	75
FIGURE 53 RESULTATS DE LA RESISTANCE A LA PENETRATION OBTENUS EN SOUSTRAYANT LA COMPOSANTE LIEE A LA POUSSEE D'ARCHIMEDE.....	76
FIGURE 54 ILLUSTRATION DU MECANISME DE RUPTURE DE SURFACE	77
FIGURE 55 ILLUSTRATION DU MECANISME DE RUPTURE DE PLEIN DEBIT.....	78
FIGURE 56 RESULTATS OBTENUS PAR WHITE ET AL. POUR LES PROFONDEURS DE TRANSITIONS EN FONCTIONS DE DIFFERENTS PARAMETRES	79
FIGURE 57 RESULTATS DES PROFONDEURS NORMALISEES DE TRANSITION POUR LA GAMME DES PROPRIETES DES ARGILES MOLLES	80
FIGURE 58 RESISTANCE A LA PENETRATION NORMALISEE POUR UNE RESISTANCE DE CISAILEMENT DU SOL NON DRAINE S_u DE 5 [kPa] ET UN POIDS VOLUMIQUE DU SOL SATURE γ_{SAT} DE 22 [kN/M ³]	81
FIGURE 59 RESISTANCES A LA PENETRATION OBTENUES POUR DES PROFONDEURS ALLANT AU-DELA DE LA PROFONDEUR DE TRANSITION	82
FIGURE 60 DIFFERENCE ENTRE LE MODELE AVEC REFOULEMENT DU SOL ET AVEC LA TRANCHEE OUVERTE	83
FIGURE 61 MODELE SUR OPTUMG2 AVEC LA TRANCHEE OUVERTE	84
FIGURE 62 MECANISME DE RUPTURE POUR LE MODELE AVEC TRANCHEE OUVERTE.....	84
FIGURE 63 RESULTATS OBTENUS POUR LE MODELE AVEC LA TRANCHEE OUVERTE	85
FIGURE 64 (A) TRANCHEE PRESENTE AU-DESSUS DU PIPELINE (B) REFOULEMENT DU SOL SUR LE PIPELINE (THO ET AL. 2012)	86
FIGURE 65 MISE EN PLACE D'UNE INTERFACE AUTOUR DU PIPELINE	87
FIGURE 66 HYPOTHESE DU MODELE CHOISI PAR (AUBENY ET AL. 2005)	89
FIGURE 67 RESULTATS OBTENUS DE DIFFERENTES ETUDES POUR DES PROFONDEURS D'ENFOUISSEMENT INFERIEURS A LA MOITIE DU DIAMETRE DU PIPELINE (MERFIELD ET AL. 2008)	90
FIGURE 68 RESULTATS OBTENUS PAR AUBENY ET AL. POUR LES COEFFICIENTS A ET B	91
FIGURE 69 COMPARAISON DES RESULTATS AVEC LES DIFFERENTES ETUDES DISPONIBLES DANS LA LITTERATURE	92
FIGURE 70 CODE PYTHON QUI PERMET L'OBTENTION DES VALEURS DES COEFFICIENTS A ET B (CODABRAINY)	95

Table des matières

Remerciements	3
Résumé.....	5
Abstract.....	5
Liste des symboles.....	7
Liste des figures	8
Table des matières.....	10
Introduction.....	13
Influences de la pénétration du pipeline.....	16
1. Les différentes sollicitations	16
Concentration de contraintes à la zone de pose du pipeline	16
Encastrement cyclique dû aux effets dynamiques	17
Effets liés aux variations de température.....	18
Effet lié à la flottabilité du pipeline	18
Effet de « Heave »	18
2. Les propriétés du sol	19
3. Les propriétés géotechniques.....	20
4. Les propriétés du pipeline	20
Méthodologie	21
1. Préliminaire	21
2. Définition du problème	22
3. Limitations de l'étude.....	24
4. Les éléments finis.....	25
Définition.....	26
Analyse limite	26
Coefficient multiplicateur.....	27
Les limites inférieures et supérieures.....	28
Simulation numérique.....	31
1. Prise en main du logiciel OptumG2.....	31
2. Modèle bidimensionnel.....	32
3. Définition des matériaux.....	34
4. Automatisation du processus	35
Automatisation via Excel	35
Automatisation via le Terminal Windows.....	37
Automatisation via MATLAB.....	38

Limitations de l'automatisation via MATLAB.....	41
5. Méthode utilisée.....	46
6. Fixation de la taille du maillage	47
7. Données en output.....	48
8. Script MATLAB	50
Fixation des valeurs des paramètres à analyser	50
Lancement des simulations numériques via les analyses limites en borne inférieure et supérieure	51
Post-traitement des résultats	52
<i>Étude paramétrique.....</i>	<i>53</i>
1. Résultats globaux.....	55
Résultats globaux en considérant un poids du sol nul.....	55
Résultats globaux en considérant le poids du sol.....	57
2. La poussée d'Archimède.....	58
3. Influence de résistance au cisaillement du sol non drainé s_u	61
Variation de s_u constant pour un poids du sol nul.....	62
Variation de s_u constant pour un poids du sol non nul.....	65
Variation de s_u en fonction de la profondeur	69
4. Influence du poids volumique du sol γ_{sat}	70
5. Influence du diamètre D	73
6. Influence de la profondeur normalisée w/D	77
7. Tranchée ouverte	83
8. La rugosité à l'interface α.....	87
<i>Comparaison avec les résultats disponibles dans la littérature</i>	<i>88</i>
<i>Équation résultante</i>	<i>94</i>
<i>Incertitudes.....</i>	<i>97</i>
<i>Conclusion</i>	<i>98</i>
<i>Références bibliographiques</i>	<i>100</i>
<i>Annexes.....</i>	<i>102</i>
Code MATLAB	102
Code MATLAB utilisé pour la convergence des résultats en fonction du maillage	104
Code Python utilisé pour trouver les coefficients a et b de l'équation résultante.....	105
Fichier XML du modèle de base	106

Introduction

Ces dernières années, la demande en pétrole et en gaz est devenue gigantesque. Selon l'Agence Internationale de l'Energie, la consommation mondiale dépasse les 96,6 millions de barils de pétrole tous les jours. Cette quantité importante de ressource a besoin d'être transportée et les réseaux de pipeline se sont développés partout dans le monde, y compris en mer. Les produits d'hydrocarbures doivent être transportés en toute sécurité des puits aux installations de production, et également à terre pour le traitement et la transformation.

Le milieu offshore est un environnement assez délicat, ce qui rend l'installation des pipelines complexe. Les installations pétrolières et gazières offshore sont rapidement passées de systèmes de transport fixes en eau peu profonde à des systèmes de transport en eau profonde au cours des deux dernières décennies (Randolph et al. 2008). Ceux-ci peuvent être installés à des profondeurs dépassant les 3 000 mètres, comme dans la partie américaine du Golfe du Mexique où nous pouvons apercevoir la complexité du réseau illustré à la Figure 1.

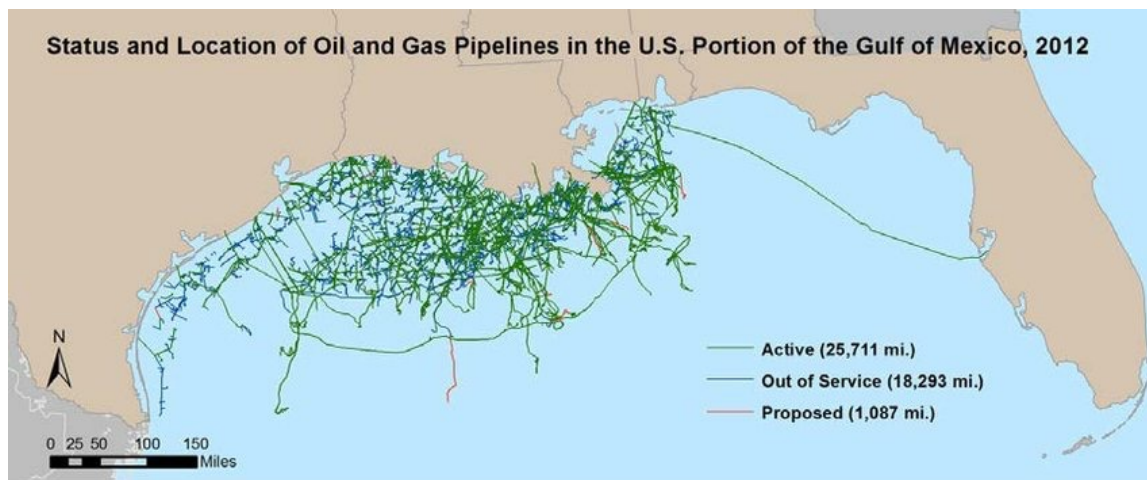


Figure 1 Cartographie des pipelines en offshore dans la partie américaine du Golfe du Mexique (NOAA)

Contrairement aux eaux peu profondes, les pipelines en eau profonde sont généralement posés directement sur le fond marin sans mesures de stabilisation supplémentaires, plutôt que d'être enterrés dans une tranchée. La stabilité latérale du pipeline est assurée par la résistance latérale du sol, qui à son tour est fortement influencée par la profondeur d'encastrement du pipeline.

Cette étude va donc examiner la relation entre la force de résistance des sédiments des fonds marins et la profondeur d'enfouissement des pipelines. Par conséquent,

une compréhension approfondie de la réponse charge-pénétration verticale d'un pipeline est un précurseur important pour une évaluation précise de la stabilité sous le pipeline.



Figure 2 Photo prise d'un pipeline posé sur sol en mer (Leckie et al.2015)

Les prédictions que nous allons étudier au cours de ce travail ne sont pas uniquement valables pour l'étude de l'enfouissement des pipelines, mais peuvent être pertinentes pour un certain nombre d'applications comme par exemple la prévision du degré d'enfouissement des mines dans les sédiments du fond marin dans les opérations navales de déminage, qui est un aspect clé de la détection et de l'élimination des mines.

La faisabilité d'une solution de conception particulière pour le déploiement d'un tracé de pipeline est fortement affectée par les valeurs de conception des forces d'interaction pipeline-sol. En effet, l'évaluation des interactions externes comme la stabilité, le flambage latéral, le frottement axial, le transfert de chaleur ou encore l'exposition aux glissements sous-marins nécessite une évaluation précise de l'encastrement du pipeline.

Par exemple, les pipelines pour le transport de pétrole et de gaz en eau profonde subissent des changements importants de température et de pression au cours des cycles de fonctionnement, ce qui entraîne une tendance au flambage latéral comme illustré à la Figure 3. La prévision et le contrôle de ce phénomène sont nécessaires pour la conception et l'exploitation sûres de ces pipelines (Bruton et al. 2006). La résistance latérale que la canalisation doit surmonter lors de l'initiation du flambement dépend fortement de l'encastrement. En effet, la résistance axiale

du sol qui apparaît avec l'enfouissement des pipelines en profondeur permet de contrer cet effet. Or, si le pipeline est enfoui trop profondément dans le sol, celui-ci va jouer un rôle d'isolant thermique et les effets des variations de température vont être accentués. Si une solution de flambement latéral contrôlé ne peut pas être adoptée pour s'adapter aux changements de température, des solutions alternatives d'ancrages de fond marin ou de bobines d'expansion sont nécessaires. Ces dispositifs augmentent considérablement le coût d'installation du pipeline, car des processus de construction supplémentaires et des interventions sur le fond marin sont nécessaires. Par exemple, lors d'un développement récent au large de l'Afrique de l'Ouest, il a été constaté que des économies importantes, supérieures à 50 millions de dollars, auraient pu découler du système de pipeline à partir d'améliorations relativement mineures des paramètres de conception pour l'interaction pipeline-sol (Randolph et al. 2008). La connaissance des conditions du sol le long du tracé du pipeline est essentielle pour évaluer cette interaction, et la planification des études de sol doit être adaptée aux conditions rencontrées pendant la durée de vie du pipeline.

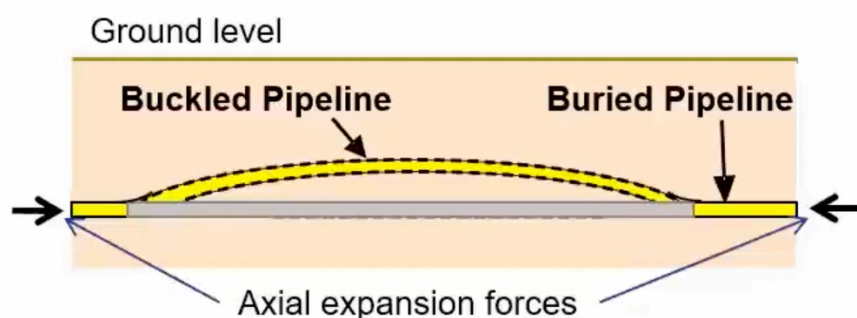


Figure 3 Flambement d'un pipeline enterré soumis à des forces axiales (Krabbenhoft 2018)

Nous allons considérer lors de cette étude que l'encastrement ou la pénétration partielle du pipeline dans le fond marin est une fonction de la charge verticale que subit le pipeline, des propriétés du sol et des propriétés du pipeline. Des solutions empiriques et théoriques pour prédire l'encastrement du pipeline sont disponibles, mais s'avèrent systématiquement sous-estimer l'encastrement par rapport aux données d'enquête sur le terrain pour des profondeurs d'enfouissement supérieures à la moitié du diamètre du pipeline. Le but de ce travail est de remédier à ces limitations et de fournir des solutions générales pour la résistance à la pénétration du pipeline pour des situations d'enfouissement plus profondes que celles décrites majoritairement dans la littérature, en tenant compte de la gamme complète des propriétés des sols très argileux, comme nous en trouvons généralement dans les eaux profondes au large des côtes.

Influences de la pénétration du pipeline

La pénétration d'un pipeline dans un sol marin est un processus qui doit être étudié en se focalisant sur les interactions pipeline-sol. Ces interactions sont particulièrement importantes lors de l'installation, lorsque le pipeline pénètre dans le fond marin. Après l'installation, pour les pipelines exposés, l'interaction verticale pipeline-sol est généralement moins importante, mais l'encastrement résultant de la phase d'installation est important pour les résistances latérales et axiales ultérieures.

En réalité, la résistance à la pénétration du sol ne dépend pas uniquement du poids du pipeline, mais de sollicitations de différents types, des propriétés du sol présent autour du pipeline, des propriétés géométriques de l'environnement et enfin des propriétés du pipeline.

1. Les différentes sollicitations

La planification des études de sol pour un pipeline doit être effectuée en mettant l'accent sur les scénarios de sollicitations que le pipeline pourrait subir tout au long de sa durée de vie. Ces scénarios qui doivent être considérés sont par exemple la stabilité de fond, le flambement latéral, l'expansion axiale, les impacts externes potentiels tels que l'équipement de chalutage et les ancrés, etc.

En plus du poids propre du pipeline, il y a d'autres efforts qui sont directement appliqués sur le pipeline et que les ingénieurs en charge des projets de pose de pipeline devront prendre en compte. Les observations montrent que l'encastrement du pipeline tel que posé est généralement beaucoup plus important que ce à quoi nous pourrions nous attendre du seul poids statique en combinaison avec les solutions pour la résistance à la pénétration. Cet encastrement supplémentaire résulte de deux mécanismes : la concentration des contraintes à la zone de pose du pipeline et l'encastrement cyclique dû aux effets dynamiques.

Concentration de contraintes à la zone de pose du pipeline

En eau profonde, les pipelines sont généralement posés sur le fond marin sans actions spécifiques visant à encastrement le pipeline et sans protections supplémentaires. En tant que tel, l'encastrement ou la pénétration partielle du pipeline dans le fond marin est fonction du poids propre du pipeline par rapport à la résistance du fond marin, mais est compliqué par le processus de pose, qui entraîne des contraintes de contact accrues dans la région où le pipeline rencontre le fond marin (qui est appelé « Touchdown zone ») comme illustré à la Figure 4.

L'encastrement sera influencé par la méthode d'installation (par exemple, pose en J, pose en S), le poids et les propriétés de rigidité du pipeline, l'état de la mer et les mouvements du navire pendant la pose du pipeline. En tant que tel, l'état de la mer est considéré comme la plus grande source d'incertitude et une large gamme de profondeurs d'enfouissement prévues est nécessaire pour couvrir les scénarios possibles.

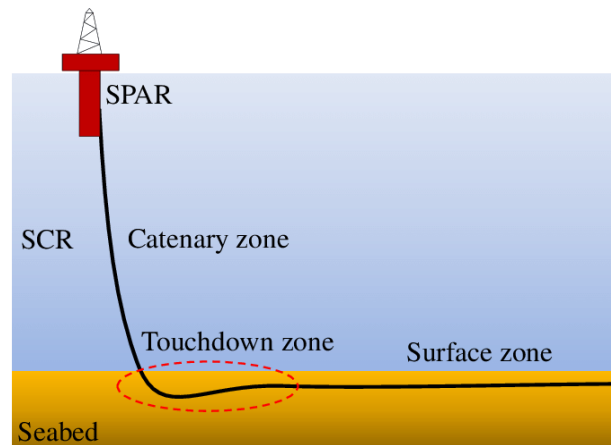


Figure 4 Concentration de contraintes à la zone de pose du pipeline (Kai Li et al. 2020)

De plus, après la pose du pipeline sur le fond marin, un test de pression avec un pipeline rempli d'eau est généralement effectué. Dans certains cas, l'augmentation du poids du pipeline entraînera une pénétration supplémentaire dans le sol.

Encastrement cyclique dû aux effets dynamiques

Lors de la pose du pipeline, le mouvement du navire et les charges hydrodynamiques de la conduite suspendue peuvent créer un encastrement supplémentaire à cause du mouvement dynamique du pipeline dans la zone de pose. Ces charges induiront une combinaison de mouvements verticaux et horizontaux du pipeline au fond de la mer représentés à la Figure 5.

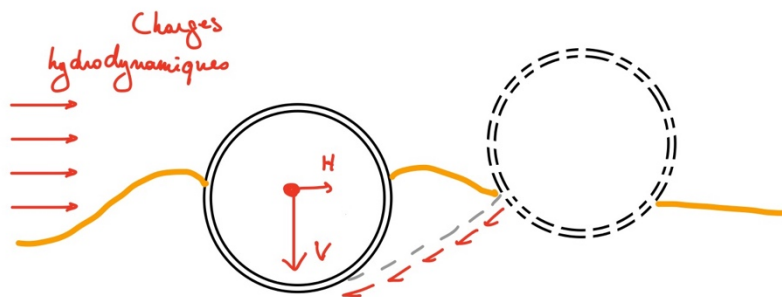


Figure 5 Mouvements verticaux et horizontaux du pipeline liés aux charges dynamiques

De plus, l'action des vagues et du courant sur le pipeline fourniront une autre source de chargements dynamiques et cela dans n'importe quelle direction, ce qui entraînerait un déplacement horizontal et vertical du pipeline lorsqu'il touche le sol. La zone de pose du pipeline sera donc soumise à un mouvement cyclique qui entraînera une liquéfaction locale des sédiments du fond marin, phénomène pendant lequel le sol perd une partie importante ou la totalité de sa résistance au cisaillement par génération d'une pression interstitielle excessive. L'effet net conduit à une pénétration du pipeline qui est d'un ordre de grandeur supérieur à celui estimé à partir du chargement statique, même en tenant compte des contraintes excessives pendant le processus de pose.

Effets liés aux variations de température

Le transport efficace du pétrole brut dans un pipeline nécessite une température suffisamment élevée pour maintenir une faible viscosité du produit et éviter les dépôts indésirables à l'intérieur de celui-ci (Cathie et al. 2005). De plus, le transport de fluide à l'intérieur du pipeline n'est pas continu. Celui-ci subit des cycles de démarrage et d'arrêt qui peuvent affecter la résistance axiale. La profondeur d'encastrement est un paramètre important dans l'évaluation du transfert de chaleur d'un pipeline. Le taux de perte de chaleur par le sol est beaucoup plus lent que par l'eau libre, dans laquelle la convection est le processus dominant. Lors de l'évaluation des pertes thermiques le long d'une canalisation, il est nécessaire de quantifier la proportion de la canalisation qui est exposée à l'eau libre.

Effet lié à la flottabilité du pipeline

Le dernier effort présenté dans cette étude est une force verticale qui pousse le pipeline vers le haut due à la flottabilité, basée sur le principe d'Archimède. En effet en milieu offshore, le poids du sol contribue à une composante supplémentaire de la charge verticale mais cet effet est expliqué plus en détail dans la sous-section La poussée d'Archimède.

Effet de « Heave »

L'effet de « Heave » illustré à la Figure 6 correspond au soulèvement du sol pendant la pénétration du pipeline et augmente l'encastrement local de celui-ci. Le sol soulevé de chaque côté du pipeline contribue à la résistance à la pénétration verticale et à la capacité horizontale (Merifield 2008). Au fur et à mesure que le pipeline pénètre dans le sol, il deviendra de plus en plus flottant, en raison de la densité plus élevée des sédiments du fond marin par rapport à l'eau de mer. Dans la littérature, cet effet est lié à l'effet d'Archimède, et il est d'autant plus important

lorsque les modèles utilisés présentent une tranchée ouverte au-dessus du pipeline, car le volume de sol déplacé est plus conséquent. Cet effet est observé lors des analyses aux éléments finis à larges déformations, mais le logiciel OptumG2 utilisé lors de cette étude n'est pas le logiciel idéal pour l'analyse de cet effet.

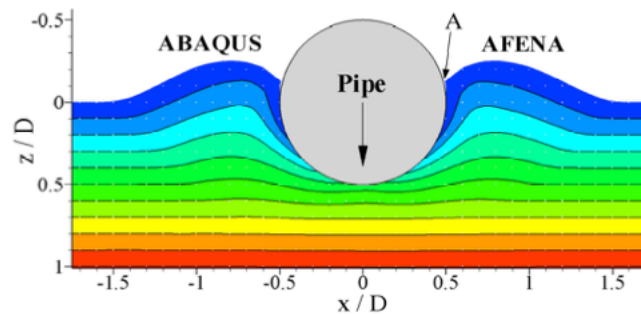


Figure 6 Effet du heave illustré via le logiciel ABAQUS (Randolph et al. 2008)

2. Les propriétés du sol

La pénétration du pipeline dans le sol dépend évidemment des propriétés du sol tout au long de l'enfouissement du pipeline. Les paramètres du sol les plus importants pour la réponse du pipeline et qui seront étudiés lors de ce travail sont la résistance au cisaillement du sol non drainé et le poids volumique saturé du sol. La résistance au cisaillement non drainé sous le pipeline dépend de l'historique de charge auquel le sol a été soumis. Pendant la pénétration du pipeline, le sol sous le pipeline sera à la rupture jusqu'à ce que la capacité portante verticale soit suffisamment élevée pour supporter la force de contact pendant l'installation. Ainsi, la résistance du sol à l'interface pipeline-sol sera dégradée vers la valeur remaniée.

L'amélioration de la fiabilité de l'estimation de la pénétration du pipeline repose sur une mesure précise du profil de résistance au cisaillement. Les techniques pour déterminer les données qui seront utilisées pour la conception comprennent les essais in situ, les essais au pénétromètre sur des carottes récupérées au fond de la mer et essais en laboratoire sur des échantillons prélevés sur le fond marin. Toutes ces mesures deviennent plus difficiles dans les sédiments très mous, soit en raison de la perturbation des échantillons récupérés, soit, pour les essais in situ, en raison d'erreurs mineures dans la profondeur de référence. Ces tests sont importants pour évaluer la variabilité spatiale des conditions du sol le long du tracé du pipeline et les résultats des tests peuvent être validés en in situ ou en laboratoire à partir de corrélations empiriques.

3. Les propriétés géotechniques

Les caractéristiques géotechniques nécessaires à l'évaluation de toutes les conditions de chargement pertinentes doivent être déterminées pour les sols le long du tracé du pipeline, y compris les éventuels sols instables à proximité du pipeline. Les données géophysiques et bathymétriques à grande échelle sont les éléments clés de la caractérisation d'une région de projet, soutenues par des études géologiques et géorisques pour permettre une sélection fiable du tracé optimal du pipeline (White et al. 2015). Ces géorisques potentiels peuvent être la mobilité de sédiments causant l'érosion ou les glissements sous-marins, l'action des vagues et des courants conduisant à la liquéfaction du sol, ou encore les actions sismiques entraînant un mouvement de masse (DNVGL 2019).

4. Les propriétés du pipeline

Les caractéristiques générales du pipeline vont jouer un rôle dans la conception et sont nécessaires pour les évaluations de l'interaction pipeline-sol. Les propriétés les plus importantes à considérer sont le diamètre extérieur du pipeline en prenant en compte le revêtement, le poids du pipeline immergé, la rigidité à la flexion du pipeline et la rugosité du revêtement.

Cette section résume donc un grand nombre d'effets et de causes connus qui influencent la pénétration des pipelines dans le sol. Ce travail n'a pas pour but d'analyser tous les effets décrits mais cette section a pour volonté d'indiquer aux ingénieurs en charge du dimensionnement les éléments à prendre en considération lors de la réalisation d'un projet de pose de pipelines. La sous-section Limitations indiquera parmi ces différents effets et paramètres lesquels seront analysés plus en profondeur lors de ce travail.

Méthodologie

1. Préliminaire

L'objectif de ce travail est de fournir des conseils sur les aspects géotechniques de la conception et des évaluations des pipelines sous-marins. Le document peut être utilisé pour la conception de nouveaux pipelines par des entrepreneurs en ingénierie et par des ingénieurs évaluant la profondeur d'enfouissement des pipelines dans diverses situations de conception pour une large gamme de paramètres correspondant aux argiles molles présentes dans les fonds marins. Dans tous les cas de conception, l'ingénieur géotechnicien doit d'abord déterminer soigneusement les différents paramètres impliquant une étude documentaire de la cartographie du terrain, du processus d'évaluation des géorisques et sélectionner les modèles de calcul appropriés. Cette étude documentaire doit s'appuyer sur les bases de données existantes de paramètres géotechniques et sur l'expérience de projets régionaux et locaux pertinents. Si la documentation disponible n'est pas suffisante, il doit procéder à une évaluation plus précise des paramètres via une étude sur site complétée d'un programme d'essais en laboratoire. De plus, il existe un certain nombre d'incertitudes que l'ingénieur géotechnicien doit tenir compte dans les évaluations de la résistance à la pénétration du sol. Celles-ci sont décrites plus en détail dans la section Incertitudes. Ce travail est principalement lié à l'étude de l'enfouissement d'un pipeline dans les sols argileux présents en mer, mais ne prend pas en compte les aspects liés aux géorisques.

2. Définition du problème

La problématique la plus importante est de déterminer le plus précisément possible la profondeur d'enfouissement d'un pipeline dans le sol marin lors de son installation. Lorsque le pipeline touche le sol, une déformation plastique du sol se produit jusqu'à ce que la pénétration soit suffisante pour fournir la résistance nécessaire. Il va donc y avoir une rupture par capacité portante dans le sol jusqu'à ce que le pipeline trouve son point d'équilibre. Cette inconnue est très importante car c'est l'enfoncement initial qui va influencer la résistance axiale et latérale du pipeline. Plus celui-ci est enfoui dans le sol, plus la résistance axiale et latérale que rencontrera le pipeline en se déplaçant sera beaucoup plus importante que si le pipeline se trouvait en surface avec un enfoncement négligeable. Ces paramètres ont un grand impact sur les conceptions des pipelines.

Nous allons lors de cette étude nous focaliser sur la pénétration verticale du pipeline et négliger les déplacements horizontaux. La résistance à la pénétration verticale, appelée V , peut être considérée comme la résistance géotechnique liée en grande partie au poids propre du pipeline ainsi qu'à l'effet de concentration lié à la pose du pipeline. Cette résistance est influencée également par une composante due à la flottabilité lorsque le pipeline s'enfonce dans le sol.

Des équations existent dans la littérature pour prédire l'enfouissement des pipelines dans le sol, mais celles-ci tendent à surestimer l'enfoncement dans les argiles très molles pour des profondeurs d'enfouissement dépassant la moitié du diamètre du pipeline. Un des objectifs du mémoire est donc de définir une solution statique qui serait applicable à plus grande profondeur et la réponse de pénétration d'un pipeline sur une large gamme de résistances d'argile sera simulée numériquement. Nous allons donc effectuer une série d'analyses par éléments finis à petites déformations de la pénétration de pipeline. L'approche conventionnelle de la capacité portante pour l'analyse de la pénétration des pipelines est passée en revue dans la section Comparaison avec les résultats disponibles dans la littérature, et des analyses plus poussées de certains paramètres seront effectuées.

Le problème considéré dans l'analyse par éléments finis est illustré à la Figure 7, qui indique la notation adoptée pour la présente étude. Un pipeline de diamètre D avec une interface de rugosité α subit une force de pénétration V qui enfouit le pipeline dans le sol très argileux et non drainé. Les propriétés de ce sol les plus importantes qui seront étudiées sont la résistance au cisaillement non drainé s_u et le poids volumique saturé γ_{sat} . La profondeur d'enfouissement du pipeline w est considérée comme la profondeur entre la ligne de surface du sol dans le fond marin et le dessous du pipeline, et A_{ps} est considérée comme l'aire du pipeline se trouvant en dessous du niveau de la surface du sol et est reliée à la flottabilité du pipeline.

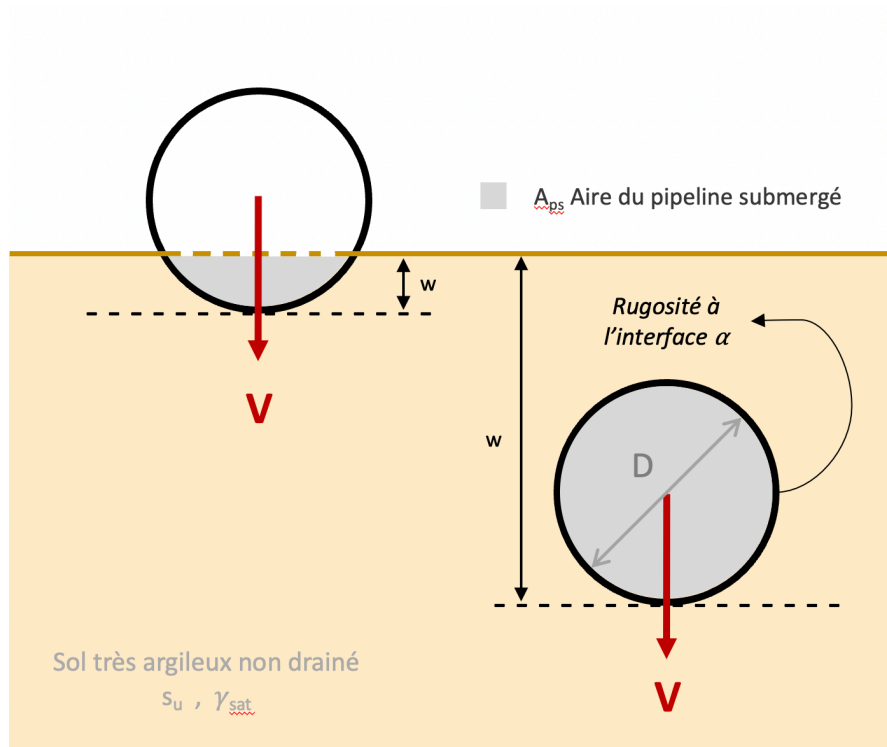


Figure 7 Mise en contexte du problème

Tous ces paramètres clés du modèle sont rassemblés en groupements adimensionnels comme la résistance à la pénétration normalisée $V/s_u D$ et la profondeur d'enfouissement normalisée w/D . En utilisant l'analyse dimensionnelle, la résistance à la pénétration normalisée résultante de ce travail s'écrira :

$$\frac{V}{s_u D} = f\left(\frac{w}{D}, \frac{s_u}{\gamma_{sat} D}\right)$$

Comme nous nous intéressons à un environnement offshore, les plages de paramètres qui seront analysés sont compris, pour la résistance de cisaillement au sol non drainé s_u entre 0 et 8 [kPa] et pour le poids volumique du sol saturé γ_{sat} entre 12 et 22 [kN/m³], qui sont des valeurs représentatives des sols très argileux. Le diamètre de pipeline utilisé pour les analyses sera principalement de 1 mètre de diamètre mais des variations de 0,5 et 1,5 mètres seront utilisées pour observer l'influence liée au changement de diamètre. Enfin, les profondeurs d'enfouissement normalisées considérées iront de zéro à deux fois le diamètre du pipeline. La résistance à la pénétration V , exprimée en [kN/m] sera donc l'inconnue qui sera obtenue lors des analyses par éléments finis et le logiciel choisi pour effectuer ces analyses est OptumG2.

3. Limitations de l'étude

Dans la section Influences de la pénétration du pipeline, un grand nombre d'effets et de paramètres ont été cités. Ils ne seront pas tous analysés dans le cadre de ce travail et certaines hypothèses doivent être fixés pour permettre quelques simplifications par rapport aux conditions réelles.

Les premières simplifications concernent les efforts appliqués sur le pipeline. Comme il a été décrit dans la sous-section précédente, les forces analysées seront les efforts verticaux qui agissent sur le pipeline comme le poids propre ou l'effet de la flottabilité. Les autres effets comme l'effet de « Heave », du soulèvement ou encore les effets dynamiques liés à la pose ne feront pas l'objet d'une analyse approfondie dans ce travail.

La deuxième hypothèse est utile pour définir le modèle et les moyens utilisés pour l'analyse par éléments finis. Le modèle utilisé lors de ce travail est appelé « Wished In Place » (WIP) comme le supposent la plupart des études théoriques et ne capture pas le changement de géométrie lors d'une déformation de grande amplitude. Dans ce cas, le volume de sol déplacé par le pipeline lors d'un petit incrément de pénétration provoque un volume égal de soulèvement à la surface du sol.

Cette approche WIP néglige les aspects de grande déformation du problème, néanmoins elle s'est avérée fournir une modélisation réaliste de l'encastrement vertical des pipelines en comparant les charges d'effondrement prédites à partir de cette modélisation aux mesures expérimentales (Murff et al. 1989).

Une analyse vraiment rigoureuse de ce problème nécessiterait d'inclure les grandes déformations avec le choix du modèle « Place » (PIP), qui capture l'effet du soulèvement du sol et est utilisé pour calibrer l'approximation analytique du processus de soulèvement. Ce soulèvement conduit à un stockage supplémentaire d'énergie potentielle dans le sol soulevé, et donc à une augmentation de l'apport de travail nécessaire pour pénétrer dans le pipeline (Merfield et al. 2009).

Comme il a été expliqué dans cette section, l'effet lié au soulèvement sera négligé lors de ce travail. Cependant, il est pertinent de discuter des conditions de sols présents au-dessus du pipeline lorsque celui-ci est enfoui dans le sol. Pour des profondeurs d'enfouissement normalisées plus petites que la moitié du diamètre du pipeline, ces effets sont négligeables, mais pour des profondeurs supérieures à la moitié du diamètre, une tranchée verticale peut se former dans le sillage du pipeline qui s'enfoncé. Alors que la plupart des études considèrent une tranchée avec des parois verticales au-dessus du pipeline, cette hypothèse n'est pas entièrement compatible avec certains des mécanismes d'effondrement. Même s'il

s'agit d'une hypothèse raisonnable pour les pénétrations peu profondes, cette hypothèse engendre des différences de résultats conséquentes à des profondeurs normalisées plus importantes. C'est pourquoi il a été intéressant d'utiliser comme hypothèse le refoulement complet du sol au-dessus du pipeline lors de son enfouissement comme illustré à la Figure 8 afin de comparer les résultats avec les modèles disponibles dans la littérature.



Figure 8 Différence entre les modèles avec refoulement du sol et avec une tranchée ouverte

4. Les éléments finis

Le modèle « Wished In Place » choisi implique donc que les analyses via les éléments finis seront des analyses de petites déformations réalisées grâce au logiciel OptumG2. L'analyse numérique d'un pipeline pénétrant profondément dans le fond marin est un problème fondamentalement difficile en raison de la distorsion du maillage résultant d'une grande déformation du sol, de conditions de contact complexes et d'un comportement non linéaire du sol.

OptumG2 est un logiciel d'éléments finis développé à Copenhague au Danemark par l'équipe de Kristian Krabbenhoft. Destiné à l'origine aux études de génie civil, il peut désormais être utilisé en géologie et permet d'utiliser l'approche statique de l'analyse limite. Cette analyse par éléments finis a été effectuée pour fournir une base plus robuste pour évaluer la résistance ultime sous une charge verticale. Nous verrons par la suite que les valeurs résultantes de la charge ultime se comparent bien aux solutions définies par les modèles de déformation observés expérimentalement (Caër 2016).

Définition

Les éléments finis sont une technique de discrétisation qui est utilisée pour résoudre numériquement des équations analytiques. Cette technique permet une modélisation explicite du continuum de sol, du pipeline et de l'interface pipeline-sol à l'aide du logiciel d'analyse par éléments finis. Ceci est coûteux en calcul s'il faut modéliser l'entière du réseau, qui peut correspondre à plusieurs kilomètres de pipeline dans un seul modèle. Cette approche est rarement utilisée, nous nous focaliserons lors de cette étude sur un modèle en deux dimensions.

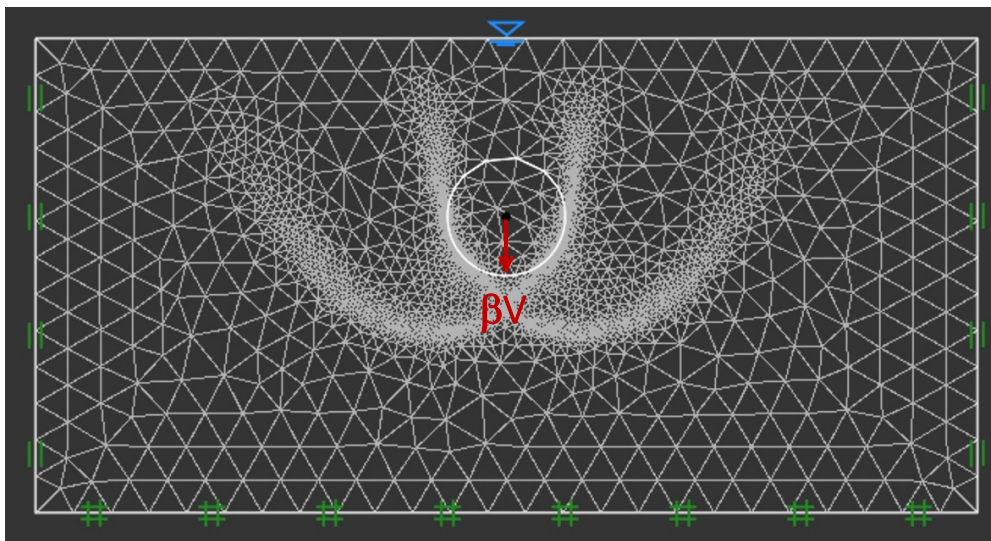


Figure 9 Analyse par éléments finis d'un pipeline enfoui dans le sol via OptumG2

Analyse limite

L'analyse limite, qui sera utilisé pour lancer les différentes simulations numériques, se consacre au développement de méthodes efficaces pour déterminer directement les estimations de la charge d'effondrement d'un modèle structurel. C'est une méthode résolue par éléments finis qui est basée sur la loi de la conservation de l'énergie et qui détermine les estimations de la charge limite ultime avec des bornes inférieures et des bornes supérieures qui sont appelées respectivement « Lower Bound » et « Upper Bound ». La borne inférieure est calculée par rapport aux champs de contraintes et sous-estime la charge ultime et la borne supérieure est calculée par rapport au champ de vitesse et à l'énergie dissipée par cisaillement.

La prise en compte des bornes inférieures et supérieures des paramètres d'interaction pipeline-sol est généralement requise lors de la conception et de l'évaluation pour satisfaire tous les états limites. Ces estimations des valeurs

caractéristiques sont des estimations prudentes, c'est-à-dire qu'elles sont des estimations avec confiance en terme statistiques. Cependant, même si les expressions utilisées peuvent laisser penser que ces bornes sont une limite absolue des charges de rupture du sol, ce n'est jamais le cas et les valeurs qui seront obtenues doivent être utilisées avec prudence (DNVGL 2019).

Coefficient multiplicateur

L'analyse des limites traite du problème de la détermination de l'amplitude ultime de charges. Si nous appliquons un effort vertical sur le pipeline comme illustré à la Figure 9, le but est de savoir quelle est l'amplitude maximale de cet effort qui peut être maintenue sans que le pipeline ne cause une rupture du sol.

C'est pour cela que le facteur β a été introduit et qui correspond au coefficient multiplicateur d'effondrement qui est appliqué sur l'effort que subit le pipeline. Les charges multiplicatrices seront donc amplifiées jusqu'à ce qu'un état d'effondrement naissant soit atteint. Si la structure est en train de s'effondrer, les déplacements sont alors infinis et il faudra introduire une graduation des vitesses.

L'équation d'équilibre qui est utilisée pour l'analyse par éléments finis pour les cas particuliers utilisés dans ce mémoire est définie par (Krabbenhoft 2016) :

$$\nabla^T \sigma + \beta * V = 0$$

Avec β , le coefficient multiplicateur de la charge d'effondrement à maximiser. σ est le vecteur de contraintes à 4 dimensions :

$$\sigma = (\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z, \tau_{xy})^T$$

Les hypothèses qui définissent l'étude d'un modèle en deux dimensions avec une charge purement verticale qui fait pénétrer le pipeline dans le sol permet de réécrire l'équation d'équilibre :

$$\frac{\partial \sigma_x}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial y} + \beta * V = 0$$

Nous notons aussi qu'OptumG2 permet aussi l'amplification de la gravité mais vu que nous considérons lors de cette étude un pipeline de sol nul, celle-ci ne sera pas considérée.

Une caractéristique unique de ce logiciel est la capacité à calculer les limites supérieures et inférieures liées au coefficient multiplicateur de la charge d'effondrement.

Les limites inférieures et supérieures

L'analyse par borne inférieure dite de « Lower Bound » est calculée par rapport au champ de contraintes via l'équation précédente et sous-estime la charge ultime verticale qui entraîne la rupture du sol sous le pipeline.

L'analyse par borne supérieure dit de « Upper Bound » est quant à elle calculée par rapport au champ de vitesses et à l'énergie dissipée par cisaillement. Cette l'approche cinématique calcule par optimisation la borne supérieure et la distribution de la déformation. Cette analyse n'utilise donc plus le champ de contraintes σ mais le champ de déplacement $\mathbf{u} = (u_x, u_y)^T$. De plus, le facteur β de multiplication de la charge d'effondrement devient λ , le facteur de multiplication plastique. L'équation utilisée pour l'analyse par borne supérieure devient donc (Krabbenhoft 2016) :

$$\nabla \dot{\mathbf{u}} = F \dot{\lambda}, \quad \text{avec } \dot{\lambda} \geq 0$$

dans laquelle F , qui dépend du champ de contraintes σ , va définir le domaine seuil au-delà duquel l'état de contrainte ne peut plus exister, soit $F(\sigma) = 0$. Ce problème nécessite donc la prise en compte de quantités cinématiques et offre la possibilité de calculer une borne supérieure au multiplicateur d'effondrement exact.

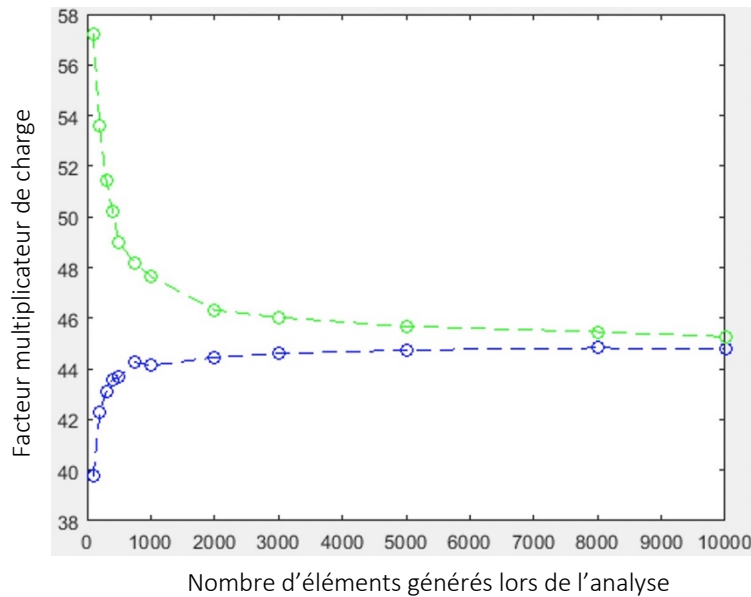
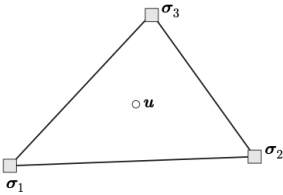
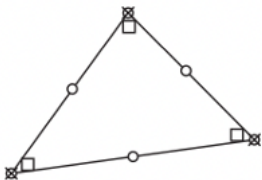


Figure 10 Analyse de la différence entre le coefficient multiplicateur de charge en borne inférieure (en bleu) et en borne supérieure (en vert) en fonction du nombre d'éléments de maillage

La différence entre l'analyse en bornes supérieures et l'analyses en bornes inférieures sera donc remarquée en comparant les coefficients multiplicateurs des deux analyses. Cette différence diminue lorsque nous minimisons la taille du maillage pendant l'analyse aux éléments finis. En effet, plus nous augmentons le nombre d'éléments, ce qui rend l'analyse plus précise, plus les limites inférieures et supérieures se rapprochent comme l'illustre le graphe à la Figure 10. Le tableau suivant résume les deux situations qui seront étudiées lors de l'analyse limite (Krabbenhoft 2016).

Analyse par borne inférieure (Lower Bound)	Analyse par borne supérieure (Upper Bound)
Interpolation linéaire des contraintes. Les discontinuités des contraintes statistiquement admissibles sont incluses entre les éléments.	Interpolation quadratique des déplacements et interpolation linéaire des contraintes.
	

Pour rappel, l'objectif de ce mémoire est de déterminer le plus précisément possible la résistance à la pénétration du sol lorsqu'un pipeline s'encastre suite à l'action d'une charge verticale sur celui-ci. Le logiciel OptumG2 sera donc utilisé pour modéliser un pipeline sur lequel une charge verticale unitaire V (de 1 [kN/m]) sera appliquée. L'analyse limite va permettre de multiplier cette charge unitaire par un coefficient multiplicateur de charge, β ou λ en fonction du calcul de la borne inférieure ou supérieure, qui va augmenter progressivement jusqu'à ce que le logiciel aille détecter une rupture du sol par cisaillement. Afin d'obtenir les résultats les plus précis possibles sans utiliser une trop grande puissance de calcul, nous allons utiliser la moyenne entre les résultats obtenus par borne supérieure et par borne inférieure. Le compromis entre la précision des résultats et la puissance de calcul est expliqué dans la section Fixation de la taille du maillage.

Simulation numérique

Le logiciel d'analyse aux éléments finis OptumG2 a donc été utilisé pour résoudre la problématique. Pour les évaluations pipeline-sol, le modèle géotechnique n'est jamais connu, et les analyses d'éléments finis ne fournissent pas une solution exacte à une situation réelle, mais sont mieux adaptées pour évaluer différents effets et changements dans les conditions aux limites du pipeline, par rapport aux modèles analytiques ou empiriques. Cette section explique comment ce logiciel a été exploité pour obtenir les différents résultats qui ont été analysés lors de ce mémoire.

1. Prise en main du logiciel OptumG2

L'analyse aux éléments finis via OptumG2 va donc permettre de calculer la résistance du sol du problème géotechnique aux valeurs limites. Il présente un certain nombre de similarités avec d'autres programmes disponibles sur le marché, mais diffère principalement avec le calcul des analyses limites avec les bornes supérieures et inférieures, en considérant un facteur multiplicateur appliqué sur les forces verticales du pipeline par lequel les résistances du sol doivent être réduites pour provoquer l'effondrement.

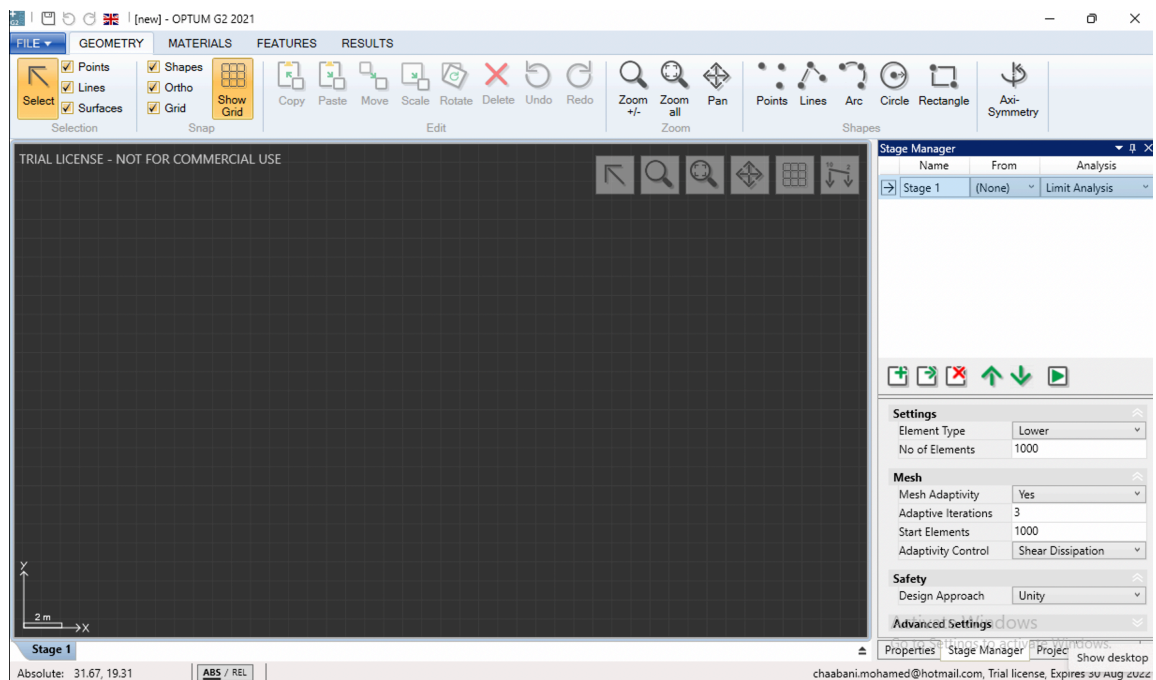


Figure 11 Interface utilisateur d'OptumG2 (GUI)

OptumG2 peut être obtenu via une licence étudiante ou une version d'essai pendant 30 jours mais ces deux versions gratuites possèdent des limitations, comme la restriction de l'utilisation de plus de deux matériaux différents dans un modèle.

Une fois le logiciel téléchargé, l'interface utilisateur (GUI) illustré à la Figure 11 permet de définir le modèle et ses différentes caractéristiques lié à un problème à résoudre. Cette interface est divisée en deux parties principales : les 4 sections du haut de l'écran et le tableau des propriétés à droite.

La partie du haut reprend les 4 sections liées au modèle et aux résultats de l'analyse. La première section « Geometry » permet de fixer la géométrie du modèle, comme les différents éléments de structure ainsi que la définition du domaine. La deuxième section « Materials » permet de créer plusieurs types de matériaux avec des propriétés différentes et de les assigner aux éléments créés dans la section « Geometry ». La troisième section « Features » va permettre d'appliquer les conditions limites et les charges, et la dernière section « Results » aide à l'analyse et le traçage des résultats.

Ensuite, le tableau des propriétés à droite de l'interface permet principalement d'éditer et d'obtenir les informations sur les matériaux utilisés dans la section « Properties », de définir et contrôler les différentes caractéristiques des analyses de résolution du problème dans la section « Stage Manager » et enfin de changer les propriétés spécifiques au projet dans la section « Project & Customize ».

2. Modèle bidimensionnel

Lors de l'évaluation d'un problème géotechnique, la première étape consiste généralement à établir un modèle géotechnique dans lequel tous les paramètres et conditions aux limites affectant les résultats sont définis. Ce modèle géotechnique doit contenir toutes les hypothèses de l'analyse géotechnique.

Pour simuler la pénétration d'un pipeline dans le domaine du sol, un modèle de déformation plane bidimensionnelle suffirait. Il est important de traduire le problème dans un modèle simple pour d'obtenir des résultats clairs.

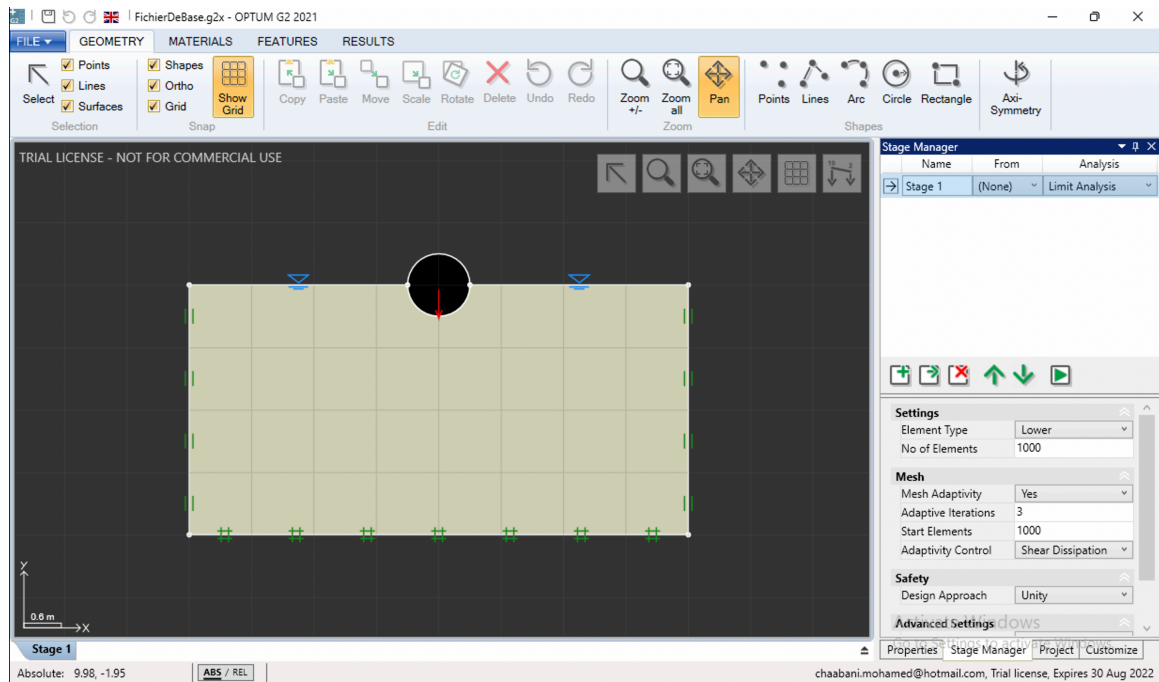


Figure 12 Définition du modèle de base lié à la problématique via l'interface utilisateur d'OptumG2

Un modèle de déformation plane bidimensionnelle a donc été utilisé, comme illustré à la Figure 12. Nous considérons donc ici le modèle « Wished In Place » avec un refoulement du sol sur le pipeline et sans aucune tentative de prise en compte du soulèvement de surface qui se produit lors de la pénétration continue du pipeline depuis la surface.

Le fond marin a été modélisé comme une surface horizontale sans contrainte et la taille du domaine a été définie de sorte à ce que les limites de celui-ci n'influencent pas les mécanismes de rupture liés à l'enfoncement du pipeline. La taille du domaine a donc été agrandie pour des profondeurs d'enfouissement normalisées plus grandes.

Les deux bords latéraux du modèle sont retenus horizontalement mais libres de se déplacer verticalement, tandis que le bord inférieur est retenu à la fois verticalement et horizontalement.

Ensuite, la hauteur d'eau au-dessus du fond marin ne doit pas nécessairement être modélisée. Via la section « Features », il est possible de définir le niveau hydrostatique que nous avons fixé au niveau de la surface du fond marin. Le poids volumique du sol sec ne sera donc plus pris en compte lors des analyses.

Enfin, l'Eurocode 7 indique que les charges doivent être classées comme étant soit permanentes, variables ou accidentelles en fonction de si elles sont favorables ou défavorables à l'intégrité structurale du système considéré. Selon la classification,

un facteur partiel, qui est attaché à la charge dans les analyses limites, est automatiquement multiplié par l'amplitude de la charge saisie dans la fenêtre des propriétés. Cependant, nous avons fixé une approche de conception appelée « Unity », qui implique que ce facteur partiel est fixé à 1 afin de laisser aux ingénieurs en charge du projet la liberté de fixer leurs propres facteurs de sécurité.

3. Définition des matériaux

En regardant la Figure 12 qui reprend le modèle de base utilisé pour l'analyse des interactions pipeline-sol, il y a deux matériaux différents qui ont été utilisés dont les propriétés sont affichées à la Figure 13. Le premier matériau, de type Tresca, est assigné au sol entourant le pipeline et ses propriétés ne varient pas sur tout le domaine et le deuxième matériau, de type « Rigid » est assigné au pipeline qui s'enfouit dans le sol.

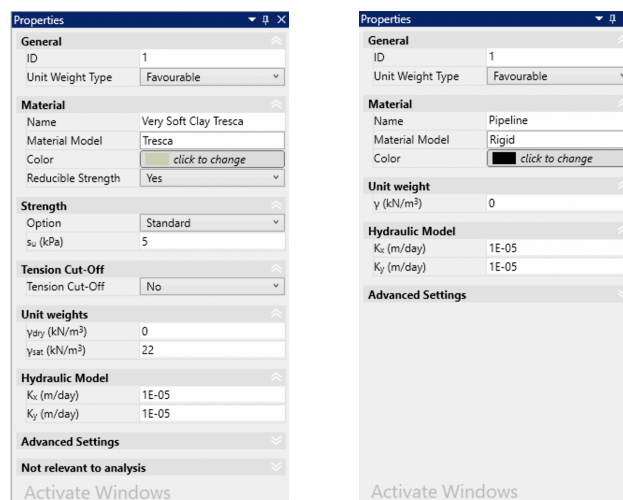


Figure 13 Propriétés liées au matériau Tresca associé au sol (à gauche) et au matériau Rigid associé au pipeline (à droite)

Toutes les analyses ont été réalisées en utilisant une approche de condition non drainée, basée sur le modèle de sol de Tresca, qui est équivalent au modèle de Mohr-Coulomb mais avec un angle de frottement nul. En conditions non drainées, le critère de rupture de Mohr-Coulomb se réduit donc à celui de Tresca avec une cohésion égale à la résistance au cisaillement non drainée s_u .

Le pipeline a été modélisé comme un corps rigide discret. Le type de matériau « Rigid » décrit un matériau parfaitement rigide et infiniment résistant. Ce matériau est assigné au pipeline afin d'être sûr que la rupture ainsi que la majorité des

déformations ont lieu ailleurs. Nous avons également fixé un poids volumique nul au pipeline afin de conserver le contrôle total sur l'analyse de la charge verticale V .

4. Automatisation du processus

L'utilisation du modèle défini pour une analyse complète de la problématique nécessite de lancer des simulations via le logiciel OptumG2 en faisant varier les différents paramètres pertinents. Afin d'obtenir des résultats précis et détaillés, un certain nombre de simulations doivent être lancés et des méthodes existent pour automatiser ces analyses.

Automatisation via Excel

La première méthode d'automatisation présentée permet d'obtenir une série de résultats qui diffèrent en fonction d'une variation d'un paramètre fixée dans une feuille Excel. Si nous nous intéressons par exemple à l'analyse de l'effet qu'engendre la variation du paramètre s_u , la résistance au cisaillement du sol non drainé, la Figure 14 indique la démarche à suivre sur OptumG2 pour automatiser l'obtention des différents résultats liés à cette variation.

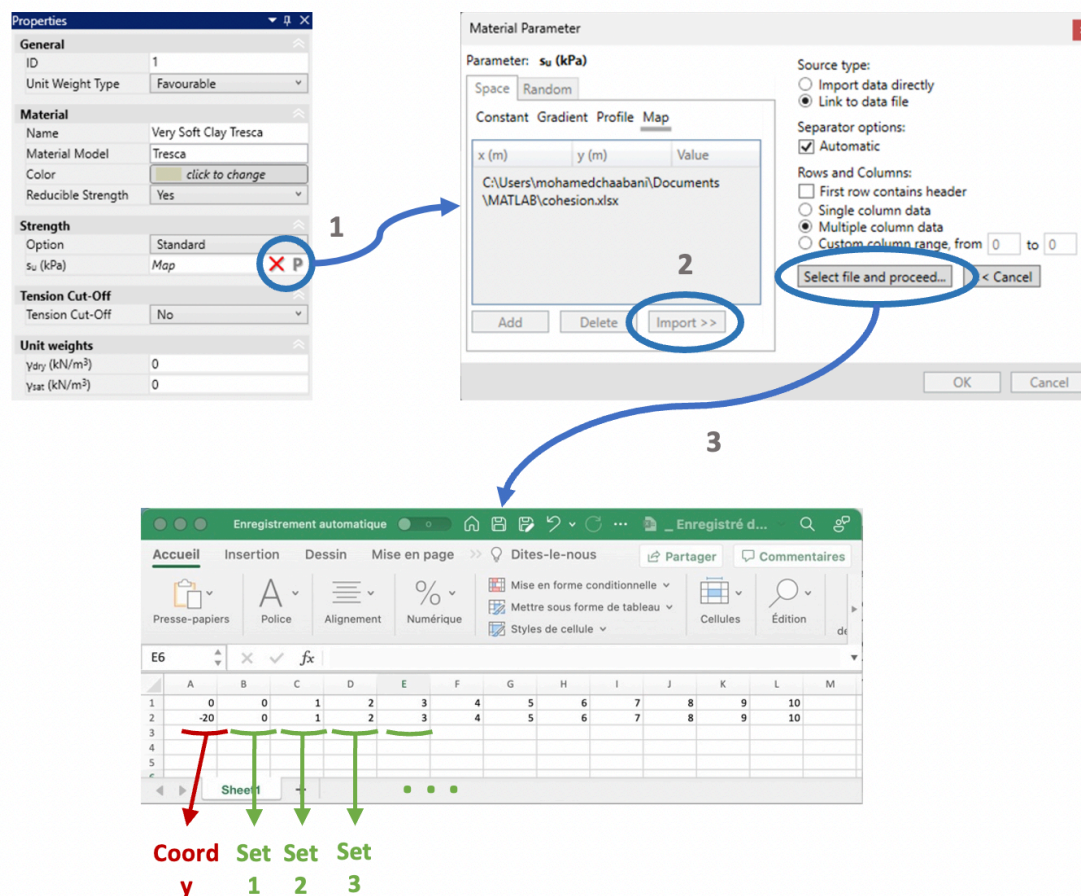


Figure 14 Variation du paramètre s_u via un fichier Excel de données (en bas)

L'affectation de valeurs au paramètre de résistance au cisaillement du sol non drainé s_u dans notre exemple peut se faire via la fenêtre « Material Parameter » en haut à droite de la Figure 14. En effet, cette résistance peut soit avoir une valeur constante sur toute la profondeur via la section « Constant », soit un gradient pour lequel la résistance augmente linéairement en fonction de la profondeur via la section « Gradient », soit un profil non constant sur la profondeur via la section « Profile » ou alors un set de valeurs différentes via la section « Map ». Cette dernière option est celle utilisée pour l'automatisation car elle va permettre d'intégrer différents sets de données, basés sur les informations liées au profil de la résistance au cisaillement en fonction de la profondeur. En effet, la première colonne correspond aux coordonnées liées à la profondeur du sol qui permettent de définir les profils de résistance sur la profondeur. Ensuite, chaque colonne ajoutée permet d'analyser un set de données supplémentaire lié à l'étude de la comparaison des différents types de sol.

Les données liées à un paramètre qui ont été fixées dans la feuille Excel permettent d'obtenir directement via l'interface d'OptumG2 une présentation de l'évolution des résultats en fonction de la variation du paramètre fixée. Un exemple du type de résultats obtenus via un modèle aléatoire est illustré à la Figure 15 .

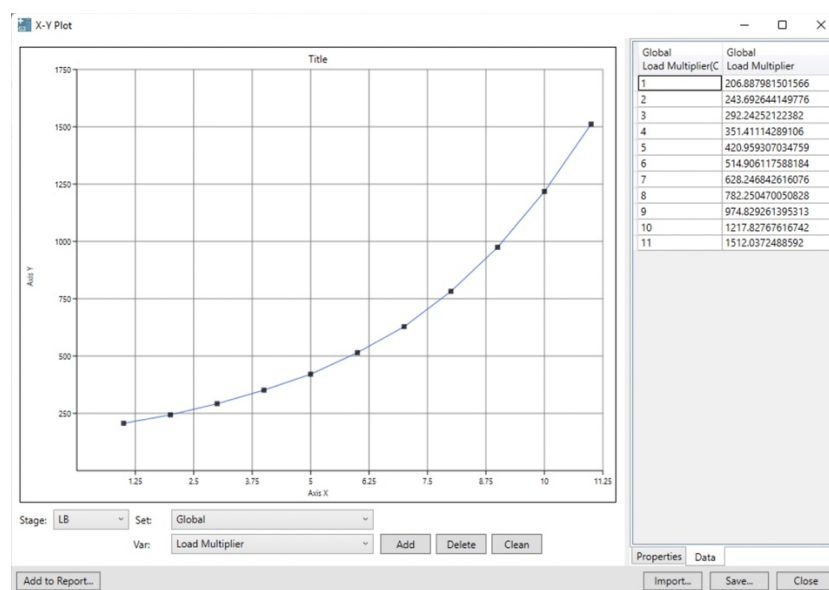


Figure 15 Exemple de résultats obtenus via l'interface d'OptumG2 en faisant varier un paramètre

Cette méthode est assez intéressante lorsque nous voulons analyser l'effet d'un paramètre en particulier. Cependant, la variation d'un paramètre ne peut pas être effectuée en parallèle avec la variation des autres éléments via la méthode d'automatisation par fichier Excel et donc une analyse globale est plus compliquée.

Automatisation via le Terminal Windows

Une autre méthode d'automatisation des simulations possible est de contourner le lancement des simulations via l'interface graphique et d'utiliser OptumG2 en mode ligne de commande. Tous les calculs d'éléments finis sont traités par OptumG2Cmd.exe. Il s'agit en fait d'un programme autonome qui communique avec l'interface utilisateur graphique (GUI) présentée dans la section Prise en main du logiciel OptumG2, afin de traiter les données entrées via cette interface par l'utilisateur du logiciel.

Il est donc possible d'exécuter ce programme autonome directement via le terminal Windows et les instructions d'utilisation d'OptumG2Cmd sont accessibles à tout moment en exécutant OptumG2Cmd sans arguments (Krabbenhoft 2016).

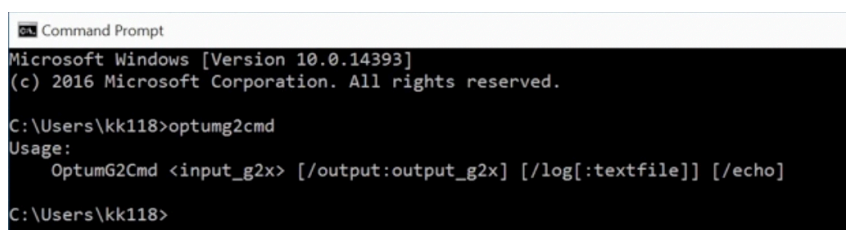
Ceci nécessite la création du modèle au préalable via l'interface d'OptumG2 avant l'exécution du fichier via le Terminal. Une fois que le fichier est créé et sauvegardé avec le modèle et les paramètres choisis, celui-ci peut être exécuté avec le nom du fichier comme argument :

OptumG2Cmd NomDuFichier.g2x

Le nom du fichier sauvegardé doit contenir l'extension .g2x, qui est spécifique au logiciel OptumG2. L'exécution de cette commande dans le Terminal génère un fichier de résultats sous le nom :

NomDuFichier.results.g2x

Trois autres arguments peuvent être ajoutés à la commande comme illustré à la Figure 16 qui permettent respectivement de définir le fichier qui contiendra les résultats, de générer un fichier texte qui contient les informations liées aux analyses et enfin le dernier argument permet d'afficher les informations contenues dans le fichier texte directement dans le Terminal Windows.



```

Command Prompt
Microsoft Windows [Version 10.0.14393]
(c) 2016 Microsoft Corporation. All rights reserved.

C:\Users\kk118>optumg2cmd
Usage:
  OptumG2Cmd <input_g2x> [/output:output_g2x] [/log[:textfile]] [/echo]

C:\Users\kk118>
  
```

Figure 16 Commande d'exécution d'OptumG2 affichée dans le Terminal Windows (Krabbenhoft 2018)

Enfin, il est possible d'exécuter plusieurs fichiers créés via OptumG2 en une commande via le Terminal. Pour cela, un fichier batch, qui est simplement un fichier texte mais avec l'extension .bat) peut être utilisé pour configurer les exécutions. Ce fichier est ensuite exécuté via la console Windows en saisissant son nom.

Automatisation via MATLAB

La dernière méthode d'automatisation présentée est celle utilisée pour les analyses effectuées lors de ce mémoire. La plateforme de programmation MATLAB va nous permettre d'exécuter les simulations via OptumG2 de la même manière que le fait le Terminal Windows. L'avantage de cette méthode est que le langage de script MATLAB autorise un plus grand nombre de degrés de liberté que le Terminal, non seulement pour lancer les simulations, mais va permettre le jeu des différents paramètres et le post-traitement des données.

Ce qu'il faut savoir, c'est que l'interface affichée par OptumG2 sert uniquement à définir le modèle géométrique de la problématique ainsi que les différents paramètres et caractéristiques associés au modèle. Pour exécuter les simulations, OptumG2 va utiliser un fichier qui découle du modèle défini et qui est de format XML. Ces fichiers XML (Extensible Markup Language) sont des fichiers textes qui reprennent de manière structurée les données liées au modèle qui a été créé via l'interface d'OptumG2. L'avantage de ces fichiers est que la syntaxe de codage du fichier texte est aussi bien lisible par les hommes que par les ordinateurs. Il est donc possible de récupérer le fichier XML défini par un modèle de base et de l'exploiter via un script MATLAB pour faire varier différents paramètres du modèle et étudier l'effet de ces variations sur les résultats obtenus en post-traitement.

La première étape est donc de définir un modèle de base directement via l'interface d'OptumG2. Une fois que le fichier a été sauvegardé, il est possible d'obtenir la version XML du fichier sauvegardé en .g2x via la commande suivante dans le terminal de MATLAB :

edit NomDuFichier.g2x

Grâce à cette commande, il est non seulement possible de lire le fichier XML dans MATLAB, mais il peut être également modifié. Et cette étape est très importante car elle va nous permettre de repérer les paramètres et les caractéristiques pertinents au bon endroit dans le fichier XML afin de mettre en place dans le script une boucle qui va faire modifier automatiquement les paramètres choisis en fonction d'une gamme définie après chaque simulation. Le Fichier XML du modèle de base est disponible en Annexes.

La deuxième étape est donc de repérer les paramètres que nous souhaitons faire varier. Si nous reprenons l'exemple de la résistance au cisaillement non drainé s_u , il y a deux astuces qui existent pour retrouver l'emplacement exact où la valeur de la résistance s_u est définie dans le fichier XML. La première astuce consiste à attribuer à s_u lors de la création du fichier de base via l'interface OptumG2 une valeur aléatoire. Ainsi, une recherche par Ctrl + F de cette valeur dans le fichier XML nous permettra d'identifier l'emplacement recherché. La deuxième astuce est l'utilisation de l'éditeur de texte Notepad++, qui permet de comparer deux fichiers XML et de mettre en évidence les différences comme illustré à la Figure 17. Le deuxième fichier XML (à droite de la figure) affiche les informations d'un modèle défini via l'interface d'OptumG2 pour lequel un profil a été donné pour la résistance au cisaillement s_u . En effet, les arguments de « Profile » correspondent aux profondeurs et aux valeurs associées à la résistance au cisaillement de ces profondeurs.

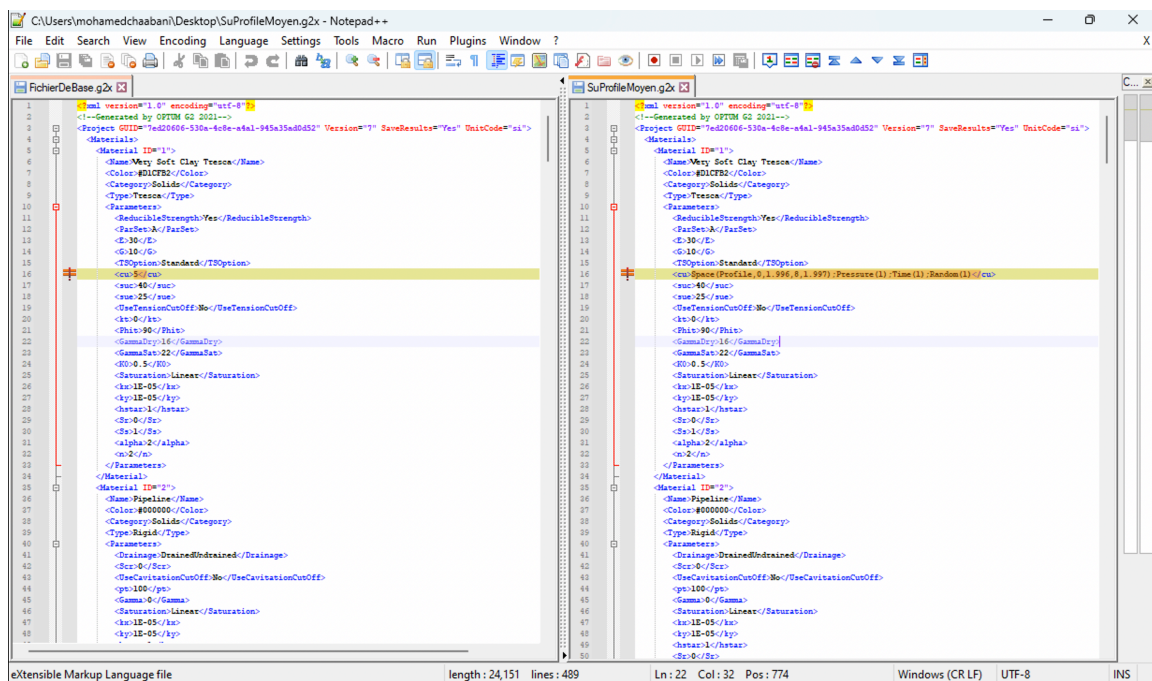


Figure 17 Mise en évidence des différences de deux fichiers XML en termes de résistance au cisaillement s_u

Une fois que l'emplacement du paramètre à faire varier a correctement été identifié, la dernière étape est de remplacer la valeur du paramètre par une variable (comme par exemple \$X1\$), qui sera utilisé dans le script MATLAB comme variable. Dans ce script, qui est expliqué dans la section Script MATLAB, nous allons prédéfinir une série de valeurs différentes associées au paramètre que nous souhaitons analyser. Le script va donc récupérer la première valeur de la série prédéfinie et la remplacer dans le fichier XML à l'emplacement adéquat. Ce nouveau fichier XML généré grâce au code MATLAB va donc être utilisé comme entrée d'OptumG2 pour une analyse aux éléments finis. Ensuite, le code MATLAB

va récupérer la réponse fournie par OptumG2 et la base de données de sortie est post-traitée à l'aide du même code MATLAB. Celui-ci va ensuite recommencer le processus avec la deuxième valeur prédéfinie et ensuite continuer la boucle avec toute la gamme de valeur et tous les paramètres choisis.

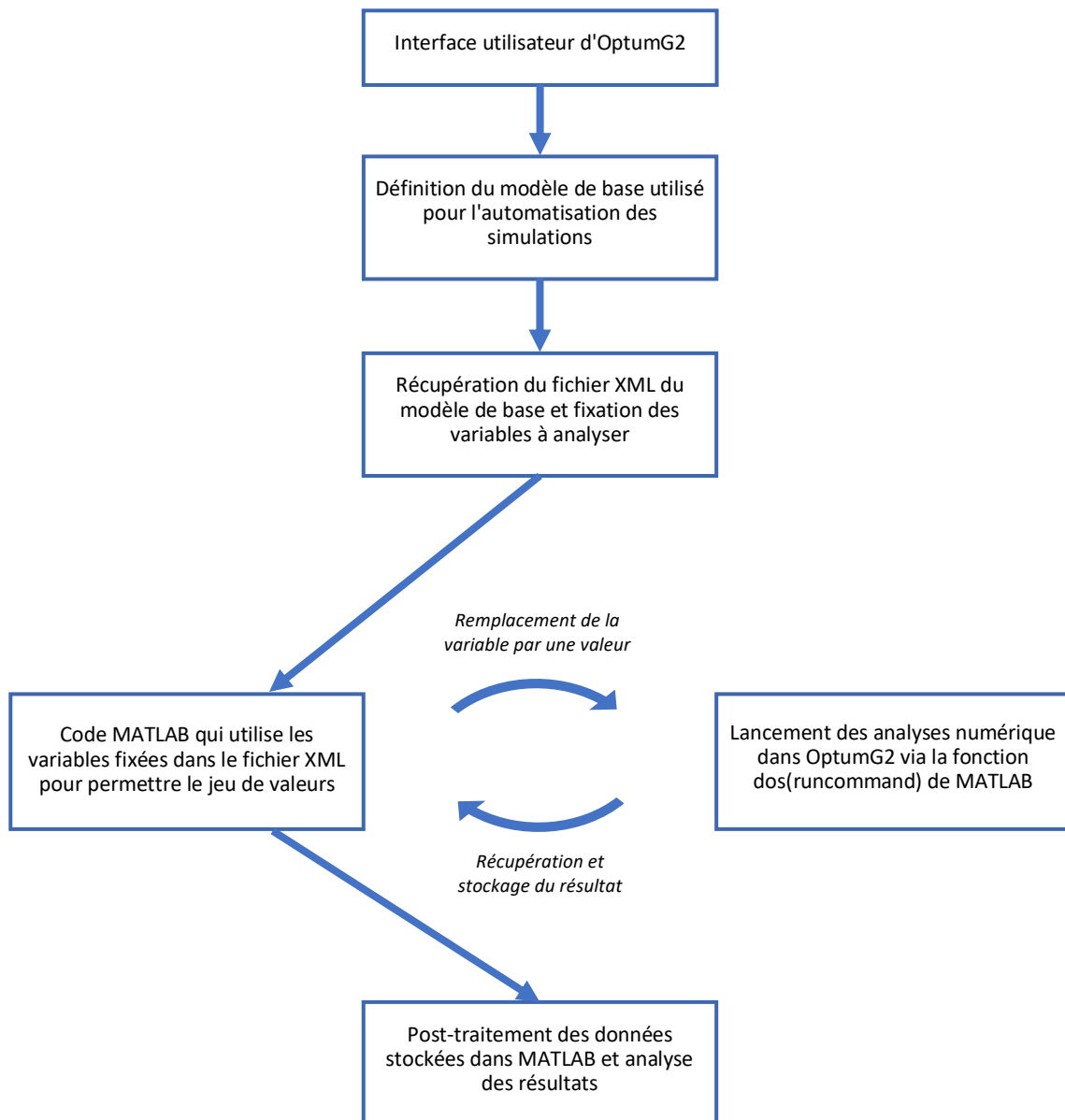


Figure 18 Résumé du processus lors de l'obtention des résultats liés à l'analyse de la problématique via une automatisation MATLAB

Le post-traitement des données peut donc directement se faire dans le même script MATLAB comme l'association des paramètres adimensionnels ou le traçage de la courbe associée à la variation d'un paramètre par exemple.

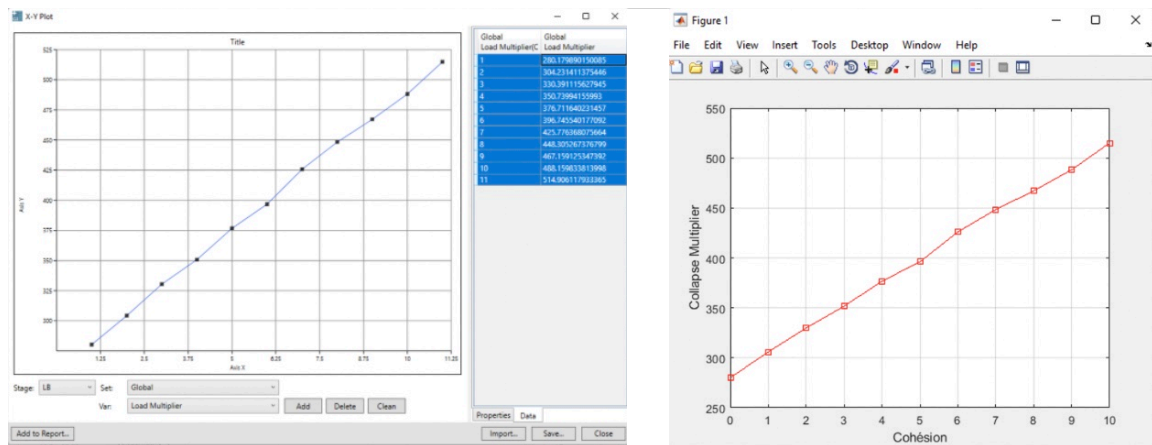


Figure 19 Automatisation de la variation des valeurs de la cohésion via un fichier Excel et l'interface d'OptumG2 (à gauche) et via le script MATLAB et le fichier XML (à droite)

Limitations de l'automatisation via MATLAB

En théorie, tout ce qui est modifiable via l'interface d'OptumG2 est modifiable via le fichier XML et donc par un code MATLAB. Cependant, certaines modifications dans le fichier XML du modèle de base sont plus complexes que celles de l'exemple cité dans la sous-section précédente avec la résistance au cisaillement s_u . Si nous voulons automatiser la variation de la profondeur d'enfouissement du pipeline, une astuce est de remplacer la valeur des nœuds des coins supérieurs du domaine par deux variables comme dans l'exemple illustré à la

Figure 20, afin de les utiliser pour créer des incréments de variation de profondeur dans une « boucle for ».

```
<Nodes>
<!--Node #, X, Y-->
<Node ID="1" IsConnector="0">0,$Y1$,0</Node>
<Node ID="2" IsConnector="0">50,$Y2$,0</Node>
<Node ID="3" IsConnector="0">50,-20,0</Node>
<Node ID="4" IsConnector="0">0,-20,0</Node>
<Node ID="5" IsConnector="0">0,20,0</Node>
<Node ID="6" IsConnector="0">50,20,0</Node>
</Nodes>
<Edges>
<!--Edge #, Type, Begin, End, CenterX, CenterY, Radius-->
<Edge ID="1" Type="Line" IsConnector="0">2,3</Edge>
<Edge ID="2" Type="Line" IsConnector="0">3,4</Edge>
<Edge ID="3" Type="Line" IsConnector="0">4,1</Edge>
<Edge ID="9" Type="Arc" IsConnector="0">0,0,25,-3,2</Edge>
<Edge ID="5" Type="Line" IsConnector="0">1,5</Edge>
<Edge ID="6" Type="Line" IsConnector="0">5,6</Edge>
<Edge ID="7" Type="Line" IsConnector="0">6,2</Edge>
<Edge ID="8" Type="Line" IsConnector="0">1,2</Edge>
</Edges>
```

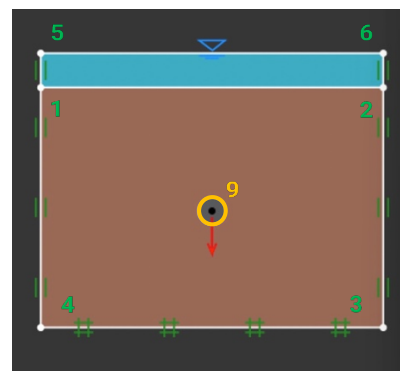


Figure 20 Comparaison entre la représentation via le fichier XML et via l'interface graphique d'OptumG2 des nœuds d'un modèle défini

Il est même également possible de modifier directement les caractéristiques liées au pipeline comme la position du pipeline dans le domaine et son diamètre dans

une des lignes du fichier texte associé au pipeline. Dans l'exemple de la Figure 21, il s'agit de la ligne 220, dans laquelle les 3^e et 4^e arguments de « Edge ID = "5" » correspondent respectivement à la position du centre du pipeline en x et en y dans le domaine défini et le 5^e argument correspond à son rayon.

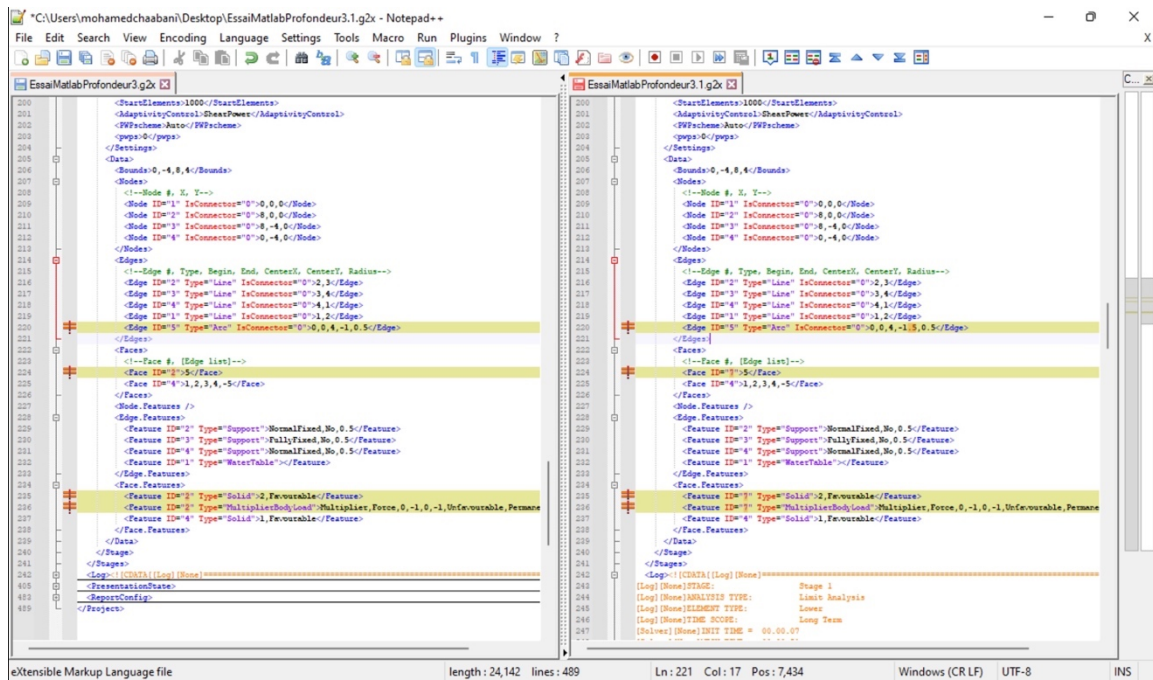


Figure 21 Comparaison des fichiers XML de deux modèles avec des profondeurs d'enfouissement de pipeline différentes

La problématique liée à ce type d'automatisation est que celle-ci est possible tant que la position du pipeline est comprise dans un certain domaine. Dès lors qu'un élément de la géométrie du pipeline se croise avec un autre élément, les matériaux assignés à ces deux éléments disparaissent comme illustré à la Figure 22 et l'analyse numérique n'est plus possible.

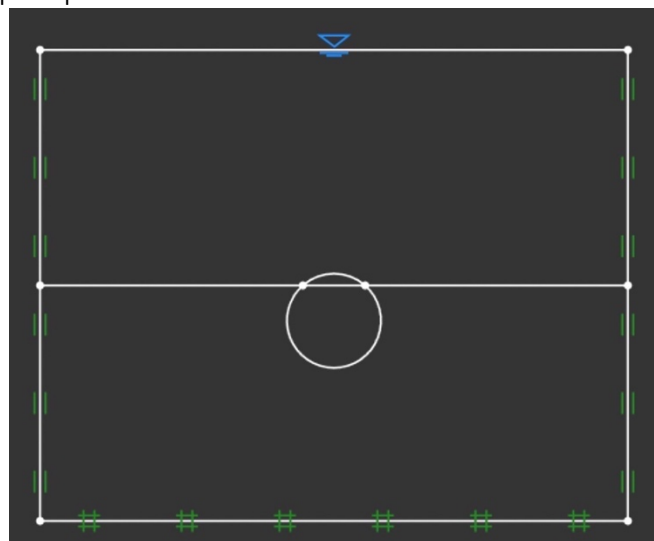


Figure 22 Limitation de l'automatisation de la profondeur du pipeline

Si nous reprenons la situation illustrée à la Figure 22 en reproduisant le modèle avec les matériaux correctement assignés et que nous la comparons avec la situation problématique comme dans l'exemple à la Figure 23, nous pouvons voir que des nouveaux éléments ont été créés dans le fichier XML qui correspond au modèle avec une intersection au niveau de la ligne des fonds marins. C'est assez logique car cette intersection crée de nouveaux nœuds dans le modèle. Remplacer les valeurs des nœuds dans le fichier XML par des variables n'est donc plus suffisant dans ce cas pratique et d'autres solutions doivent être envisagées.

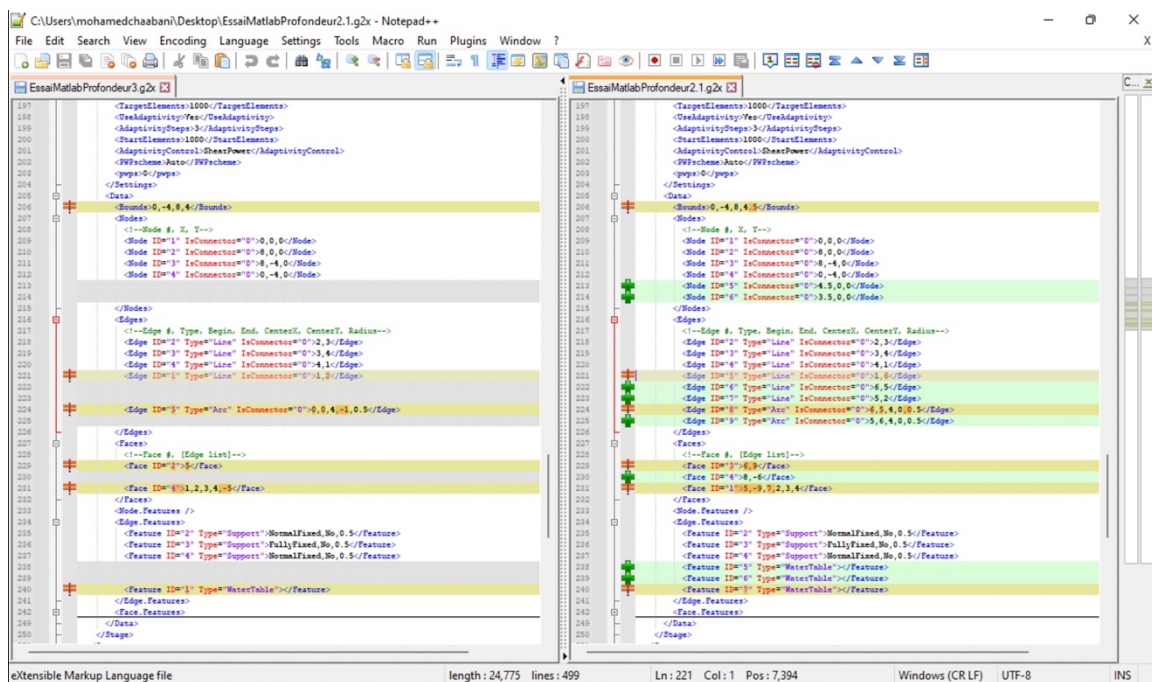


Figure 23 Comparaison entre un modèle qui comprend un pipeline complètement enfoui dans le sol (à gauche) et un pipeline dont la géométrie se croise avec la ligne de surface des fonds marins (à droite)

Trois solutions vont être proposées pour remédier à cette problématique.

Dans l'ordre de complexité, la première solution consiste simplement à créer autant de modèles via l'interface d'OptumG2 que de variations de profondeur de pipeline dans le sol souhaitées. Par exemple, si nous voulons analyser la résistance du sol à la rupture pour des enfouissements de pipeline normalisés allant de 0 à 2 fois le diamètre du pipeline avec des incréments de $w = 0,2D$, il suffit de créer 11 modèles différents qui seront lancés via le script MATLAB. En réalité, cela se fait assez rapidement grâce à la fonction « Move » dans OptumG2 qui permet de sélectionner le pipeline et d'enfouir celui-ci à la profondeur souhaitée.

Si nous voulons diminuer la taille de l'incrément afin de rendre l'analyse plus précise sans devoir créer un grand nombre de modèles, la deuxième solution consiste à

créer 4 modèles uniques qui correspondent aux différentes situations d'intersection de la géométrie du pipeline avec la ligne de surface.

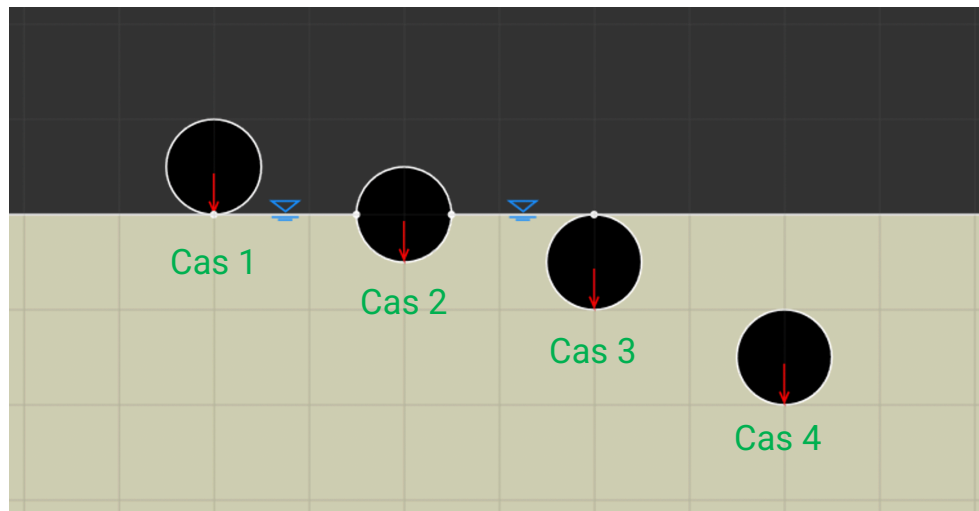


Figure 24 Les 4 différents modèles liés aux différentes conditions géométriques

Le premier modèle correspond à la situation où la profondeur d'enfouissement normalisée w/D vaut zéro. Nous verrons dans les analyses que la résistance du sol à la rupture pour cette situation est toujours nulle.

La deuxième situation, qui correspond à une profondeur d'enfouissement normalisée $w/D =]0 ; 1[$, est la plus complexe car elle implique de devoir calculer la position des nœuds à l'intersection de la ligne de surface pour chaque profondeur d'enfouissement du pipeline.

La troisième situation ne permet pas de faire varier la profondeur d'enfouissement mais autorise une variation du diamètre pour une profondeur d'enfouissement normalisée du pipeline $w/D = 1$.

Le dernier modèle de la deuxième solution permet de faire varier la profondeur au-delà de $w/D = 1$ ainsi que le diamètre directement dans une ligne du fichier XML. Il faut seulement faire attention à ne pas dépasser le domaine défini dans le modèle qui représente le sol, mais également à ne pas trop se rapprocher des nœuds inférieurs de ce domaine afin de ne pas influencer les lignes du mécanisme de rupture.

La dernière solution est la plus complexe, mais permet de créer et de modifier les modèles sans passer par l'interface d'OptumG2. Afin de convertir les modèles définis sur l'interface d'OptumG2 en fichier XML qui est utilisé pour la résolution par éléments finis, le logiciel utilise dans son code source un fichier XSD, pour « XML

Schema Definition », qui est utilisé pour décrire la structure d'un document XML en fixant les règles. Ce fichier unique permet donc de définir les éléments et attributs pouvant apparaître dans le fichier XML ainsi que la relation entre les éléments et les données pouvant y être stockés. La solution est donc de soit demander le fichier XSD source à Optum Computational Engineering, qui est le développeur du logiciel OptumG2, soit d'en créer un par essai-erreur en se basant sur les fichiers XML des modèles définis à la Figure 24 et ainsi d'exploiter ce fichier XSD avec C#, qui est le langage de programmation le plus adapté pour ce type de problème.

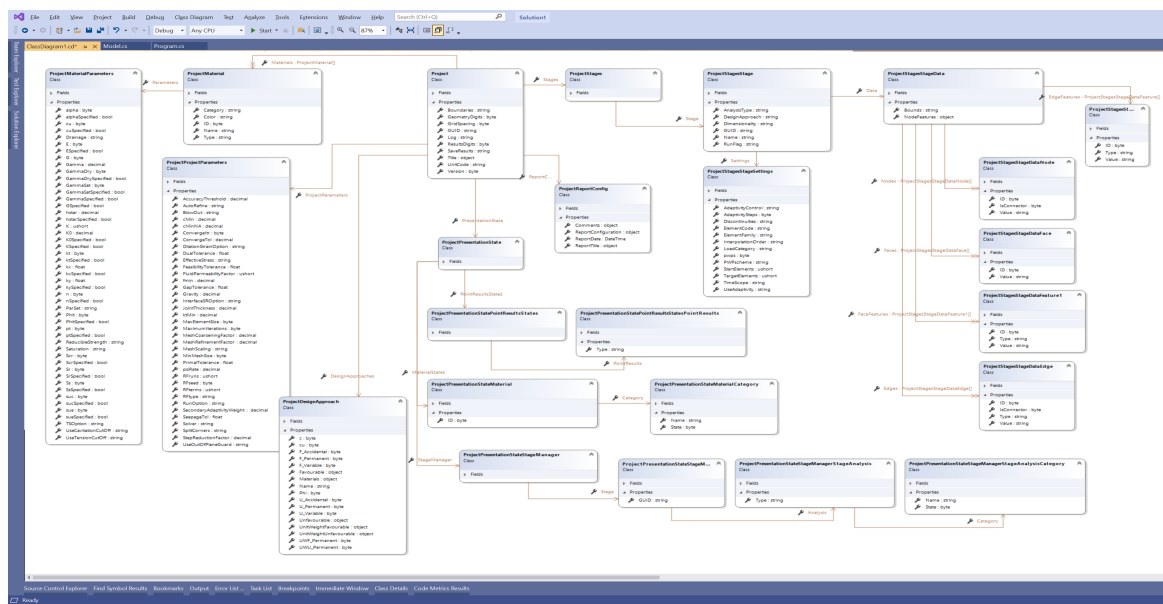


Figure 25 Diagramme du fichier XML du modèle de base obtenu avec Visual Studio

Pour créer ce fichier XSD, l'éditeur de code source autonome Visual Studio propose un outil très intéressant pour construire un fichier XSD via des fichiers XML. En effet, l'option « XML to class » va permettre d'extraire la structure définie dans un fichier XML en entrée, afin de créer des classes reprenant les tags identifiés et de définir un diagramme de classes de cette structure, comme illustré à la Figure 25, qui reprend la structure de notre modèle de base. Nous pouvons par exemple y voir tout à gauche de ce diagramme la classe « ProjectMaterialParameters » dans laquelle nous retrouvons tous les paramètres liés aux matériaux du modèle. Cependant, Visual Studio ne peut extraire que les classes qu'il retrouve dans le fichier XML en entrée et ne comprend donc pas toutes les caractéristiques que le logiciel OptumG2 peut lire. C'est pour cela qu'il faut générer via l'interface d'OptumG2 un certain nombre de modèles différents par essai-erreur afin de couvrir toutes les caractéristiques utiles à la résolution du problème posé, pour compléter au maximum la structure XSD créée.

Une fois que le schéma complet est défini, C# permet ensuite d'exploiter les différentes classes afin de réaliser une « sérialisation » qui va permettre de manipuler les différentes données sans devoir passer par l'interface d'OptumG2.

5. Méthode utilisée

Un certain nombre d'analyses vont donc être lancées via OptumG2 afin de définir la charge de rupture du sol en faisant varier plusieurs paramètres de manière automatisée.

Comme il a été décrit dans la section Les éléments finis, un coefficient multiplicateur sera appliqué sur la charge verticale unitaire du pipeline afin de déterminer les charges d'effondrement par analyse limite de borne inférieure et par analyse limite de borne supérieure. Pour chaque modèle avec les paramètres fixés, deux analyses limites seront donc effectuées en parallèle, comme l'illustre la Figure 26. OptumG2 retournera donc deux valeurs de la charge verticale à la rupture correspondants aux résultats des analyses limites de bornes inférieures et supérieures, et le code MATLAB décrit dans la section Script MATLAB s'occupera de faire une moyenne entre les deux valeurs en post-traitement.

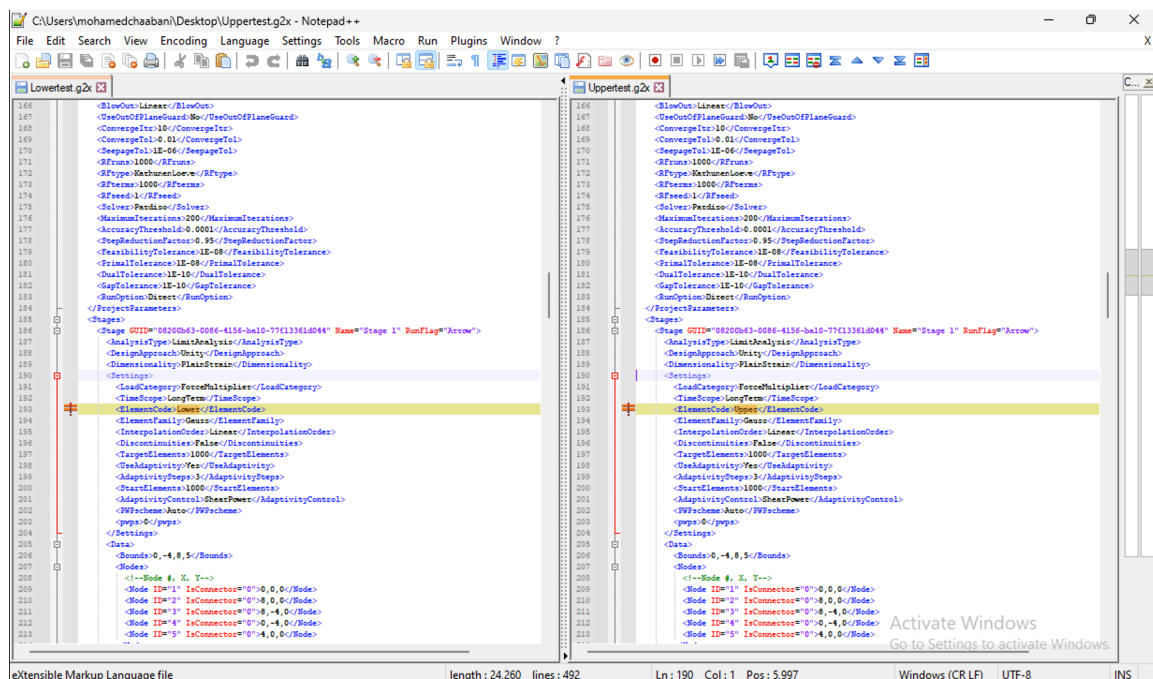


Figure 26 Analyse limite d'un modèle avec les paramètres fixés en calculant les bornes inférieures (à gauche) et les bornes supérieures (à droite)

Le modèle de base étant défini dans la section Modèle bidimensionnel, nous allons effectuer des lots automatisés d'analyses dans OptumG2 via le Script MATLAB qui utilisera le modèle de base et que fera principalement varier la profondeur

d'enfouissement normalisée w/D du pipeline, le diamètre du pipeline D , la résistance au cisaillement du sol non drainé s_u ainsi que le poids volumique du sol saturé γ_{sat} . Les résultats ainsi que l'analyse liés à la variation de ces paramètres sont disponibles dans la section

Étude paramétrique.

6. Fixation de la taille du maillage

Les analyses limites avec les bornes supérieures et inférieures lancées par OptumG2 vont démarrer par la génération d'un maillage, qui est la première étape de la méthode de résolution par éléments finis. Celui-ci doit être suffisamment fin avec des rapports largeur/longueur/hauteur appropriés des éléments pour assurer une bonne répartition des charges dans le sol, mais surtout, il doit être suffisamment raffiné jusqu'à converger vers une solution unique, c'est-à-dire jusqu'à ce que les variations liées à la taille du maillage soient négligeables.

C'est pourquoi, un code MATLAB a été écrit pour observer la convergence du facteur multiplicateur de la charge à la rupture en fonction de la taille du maillage, afin de pouvoir sélectionner le nombre d'éléments qui sera choisi pour l'analyse des modèles, en prenant en considération la précision des résultats obtenus ainsi que le temps de calcul requis.

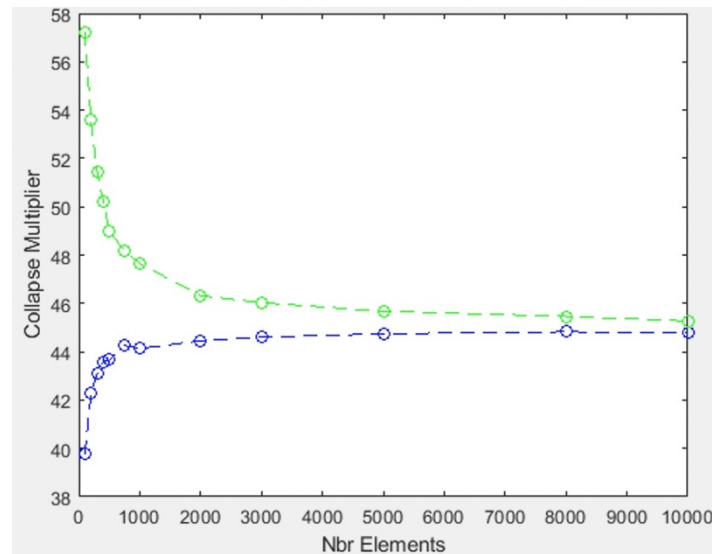


Figure 27 Précision du Coefficient Multiplicateur en fonction de la taille du maillage en analyse limite avec bornes inférieures et supérieures

Ce code, disponible dans la section Code MATLAB, montre que si nous utilisons un nombre d'éléments dans le maillage de 1 000 éléments, cela est suffisant pour obtenir des résultats précis. En effet, si nous comparons la moyenne entre le facteur multiplicateur de la borne inférieure et celle de la borne supérieure pour une analyse avec 1 000 éléments et la même moyenne pour une analyse avec 10 000 éléments, nous obtenons une marge de 0,4% entre les deux valeurs, ce qui est négligeable.

Nous choisissons donc d'opter pour des analyses qui seront effectuées avec 1 000 éléments, avec un processus d'adaptation du maillage qui permet la distribution optimale des éléments.

7. Données en output

Lorsque nous lançons les simulations numériques, que ce soit via le code MATLAB ou directement via l'interface utilisateur d'OptumG2, nous obtenons le résultat du facteur multiplicateur qui est associé à l'effondrement du sol en fonction du type d'analyse limite. Nous pouvons considérer que ce résultat correspond à la charge verticale appliquée au pipeline V qui provoque la rupture du sol et donc l'enfouissement du pipeline par petits déplacements. Il ne faut pas oublier de multiplier cette valeur par la surface du pipeline afin d'obtenir une force en [kN/m].

Dans la section Méthode utilisée, nous avons expliqué que nous utilisons pour nos analyses deux résultats de résistance à la pénétration pour un seul modèle avec les paramètres fixés et qui correspondent aux résultats des analyses limites en borne

inférieure et supérieure. Cependant, il n'est pas possible d'obtenir ces deux résultats en une simulation numérique et il faut donc lancer ces analyses séparément.

Les résultats affichés par OptumG2 sont illustrés à la Figure 28. La valeur du facteur multiplicateur est lisible à la fin du document texte après « COLLAPSE MULTIPLIER = ». Le script écrit sur MATLAB permet d'afficher ces informations dans la fenêtre de commandes et de récupérer la valeur du facteur multiplicateur et la stocker. Cependant, il n'est possible de voir les illustrations reprenant les lignes de rupture uniquement via l'interface d'OptumG2.

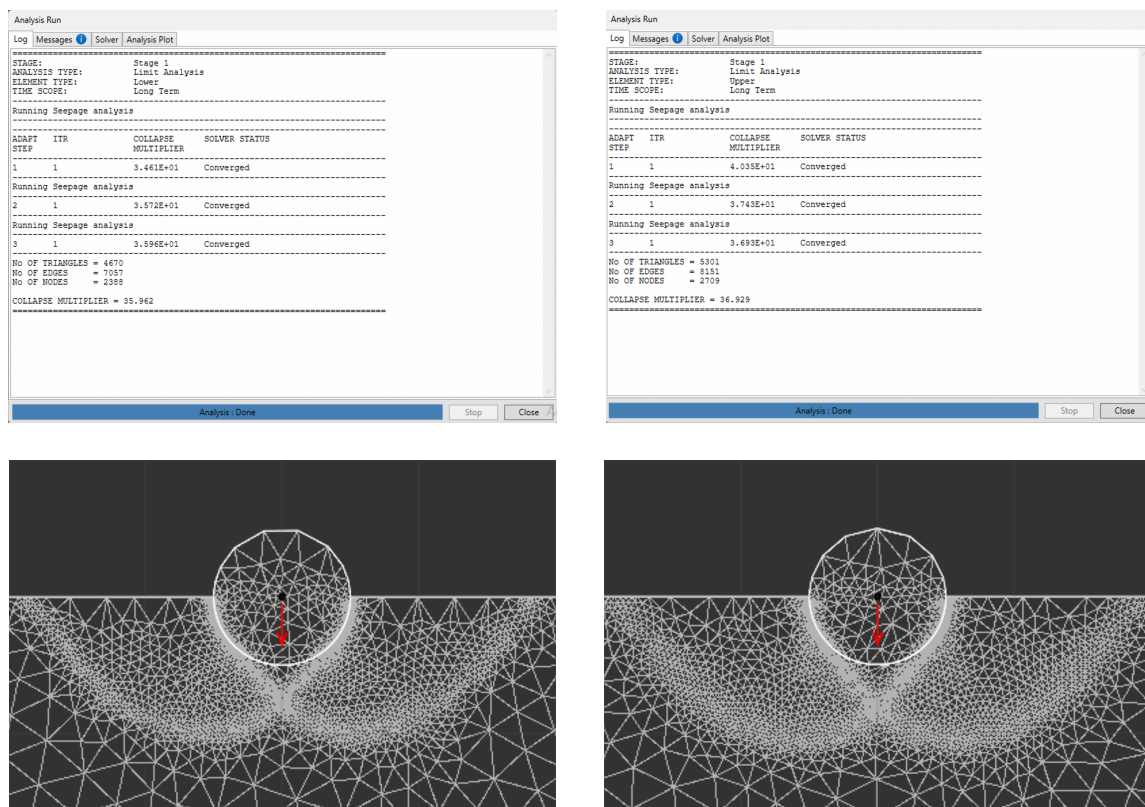


Figure 28 Différence entre les résultats obtenus par les analyses limites en borne inférieure (à gauche) et supérieure (à droite) pour un modèle fixé

8. Script MATLAB

En ayant défini le modèle de base préalablement, le code MATLAB permet de fixer la gamme et les valeurs de différents paramètres, de lancer les analyses aux éléments finis du type souhaité, de récupérer les résultats de ces analyses et de permettre le post-traitement des données, et tout ceci de façon complètement automatisée et sans devoir passer par l'interface utilisateur d'OptumG2. Le code Matlab est disponible au complet dans la section Code MATLAB et est composé de 4 parties.

Fixation des valeurs des paramètres à analyser

La première partie du code permet de récupérer les fichiers XML des modèles de base et de définir les différents paramètres à analyser. Ces différents paramètres doivent être liés à une variable située dans le fichier XML à l'emplacement correspondant. Ils peuvent ainsi être définis directement dans le code MATLAB, en choisissant la gamme ainsi que l'incrément de variation de ces paramètres. Il faut faire attention à ce que la taille de l'incrément ne soit pas trop petite afin de ne pas augmenter considérablement le temps de calcul. Il y a donc un compromis à faire entre la précision de la variation des résultats et la puissance de calcul requise. Il est également aussi possible de rajouter dans ce code d'autres paramètres mais il ne faut pas oublier d'aller fixer la variable correspondante dans le fichier XML.

```
f = 21;
input = 'Simulation11.g2x';

Su = 1 :1 :8
Gs = [0 12 17 22]
D = 1;

var{1} = '$FE$';
var{2} = '$XSu$';
var{3} = '$XGs$';
```

Figure 29 Première partie du code MATLAB utilisé pour récupérer les fichiers XML et fixer la gamme de paramètres à analyser

Lancement des simulations numériques via les analyses limites en borne inférieure et supérieure

La deuxième partie du code permet d'utiliser les différents fichiers XML de base pour la réalisation des analyses en fonction de la variation des paramètres choisie. Après avoir défini le type d'analyse aux éléments finis souhaité (analyse limite en borne inférieure dans cette partie), le code va fixer dans le fichier XML un à un les différentes valeurs des paramètres définies dans la partie précédente et lancer une simulation numérique du modèle après chaque variation de paramètre au moyen la fonction `dos(runcommand)`. Il va ensuite lire le résultat fourni par OptumG2 et stocker l'information dans une matrice qui sera utilisée pour le post-traitement dans la dernière partie.

```
for i = 11:f

inputf{i} = [input(1:length(input)-6) num2str(i,'%d') '.g2x'];
inputfile = inputf{i};

filebis = [inputfile(1:length(inputfile)-4) 'BIS.g2x'];
fileter = [inputfile(1:length(inputfile)-4) 'TER.g2x'];
runfile = [inputfile(1:length(inputfile)-4) 'RUN.g2x'];
runcommand = ['optumg2cmd ' runfile ' /log:logfile.m /echo '];

FE = 'Lower'

oldstr = var{1};
newstr = FE;
oldfile = inputfile;
newfile = filebis;
replacestr(oldstr,newstr,oldfile,newfile);

    for j = 1:length(Su)
        oldstr = var{2};
        newstr = Su(j);
        oldfile = filebis;
        newfile = fileter;
        replacestr(oldstr,newstr,oldfile,newfile);

        for k = 1:length(Gs)
            oldstr = var{3};
            newstr = Gs(k);
            oldfile = fileter;
            newfile = runfile;
            replacestr(oldstr,newstr,oldfile,newfile);
            dos(runcommand);
            res = resread('COLLAPSE MULTIPLIER = ','logfile.m');
            CMFE(i,j,k) = res;
        end;
    end;
end;
```

Figure 30 Deuxième partie du code MATLAB utilisé pour manipuler les fichiers XML et lancer les différentes analyses

La troisième partie est similaire à la deuxième et concerne le lancement des simulations en considérant l'analyse limite en borne supérieure. Le morceau de code est le même sauf qu'il faut créer une nouvelle matrice pour y stocker les données des analyses limites en borne inférieure et redéfinir la variable FE en :

```
FE = 'Upper'
```

Post-traitement des résultats

Cette dernière partie va permettre de trouver la charge de rupture du sol obtenue en faisant la moyenne entre le résultat de l'analyse limite en borne supérieure et le résultat de l'analyse limite en borne inférieure d'un modèle avec les paramètres fixés. Une fois cette valeur obtenue, nous la transformons pour obtenir le groupement adimensionnel $V/s_u D$ associé à la résistance à la pénétration normalisée du pipeline et à partir de là, nous pouvons tracer les différentes courbes qui nous permettent d'analyser les effets des variations des paramètres sur la problématique posée.

```
CMF = CMU + CML;
CMF = CMF./2;

for j = length(Su)
    CMF(:,j,:) = CMF(:,j,:)./(Su(j)*D);
end

wd = [0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0.2 0.4 0.6 0.8 1 1.2 1.4 1.6 1.8 2];
surf(Su,wd,CMF(:, :, 1))
xlabel('Su [kPa]')
ylabel('w/D [-]')
zlabel('V/(Su*D) [-]')
```

Figure 31 Dernière partie du code MATLAB utilisée pour tracer les courbes des données obtenues

Étude paramétrique

Dans un premier temps, pour valider la méthode par éléments finis, nous avons choisi de commencer par un cas simple et maîtrisé dans le domaine de la géotechnique : la capacité portante d'une semelle filante. Cela va nous permettre de comparer les résultats obtenus dans OptumG2 avec un cas classique pour lequel nous avons une solution analytique fiable.

La section choisie pour la semelle filante est de 1 m^2 , avec une largeur de fondation fixée à 1 m et la résistance au cisaillement du sol non drainé s_u choisie est de 10 kPa . Nous avons utilisé le modèle Tresca pour le sol ainsi que le modèle Rigid pour la semelle filante. Après avoir lancé l'analyse aux éléments finis sur le logiciel, nous obtenons une charge de rupture du sol qui correspond à $51,564 \text{ kN/m}$.

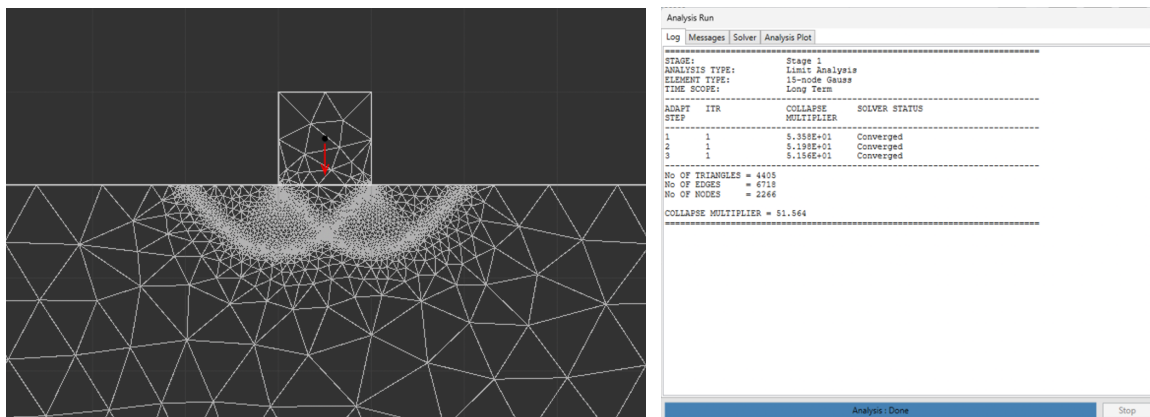


Figure 32 Analyse de la capacité portante d'une semelle filante

Maintenant que l'analyse numérique est faite, si nous nous penchons sur les équations analytiques disponibles dans la littérature, Prandtl nous montre que pour les sols purement cohésifs, la charge de rupture du sol peut se calculer comme (http suit (UWE Bristol) :

$$q_f = 5,14 * S_u * l$$

Où q_f est la charge de rupture du sol, s_u la résistance au cisaillement pour un sol non drainé et l , la largeur de la fondation. En remplaçant les valeurs utilisées pour l'analyse par éléments finis, nous obtenons une charge de rupture de $51,4 \text{ kN/m}$ via l'équation de Prandtl. Nous pouvons considérer avec ce résultat que la méthode utilisée via les éléments finis est valide même s'il existe une légère différence. Ceci peut être expliqué par la variation spatiale de la résistance ainsi que par l'interpolation des valeurs de résistance de cisaillement et d'autres grandeurs après le remaillage qui contribuent à cette irrégularité (Chatterjee et al.2012). Les

prochaines comparaisons se feront dans la section suivante avec les résultats obtenus pour l'enfouissement des pipelines.

Nous lançons maintenant les différentes analyses pour prédire l'enfouissement des pipelines sur OptumG2 via le code Matlab. Un certain nombre de résultats vont être générés et il est important de les analyser et de comprendre quels sont les causes de chaque variation. Ensuite nous pourrons rassembler ces variables afin d'en faire des groupements de variables adimensionnels sur lesquels nous construirons l'équation analytique.

1. Résultats globaux

Pour rappel, les paramètres principaux qui ont été analysés sont les suivants :

- w , la profondeur d'enfouissement du pipeline en [m]
- D , le diamètre du pipeline en [m]
- s_u , la résistance au cisaillement du sol non drainé en [kPa]
- γ_{sat} , le poids volumique saturé du sol en [kN/m³]
- V , la résistance du sol en [kN/m]

Ces paramètres ont été rassemblés en deux groupements de paramètres adimensionnels : $V/s_u D$ et w/D

Nous avons utilisé l'approche « Wished In Place » et dans un premier temps, le poids propre du sol a été ignoré, comme dans la pratique courante.

Résultats globaux en considérant un poids du sol nul

Vu que le poids du sol est considéré comme étant égal à zéro, les seules variables qui entrent en jeu sont les deux groupements adimensionnels décrits un peu plus haut. Nous obtenons donc comme résultat global un graphe en deux dimensions :

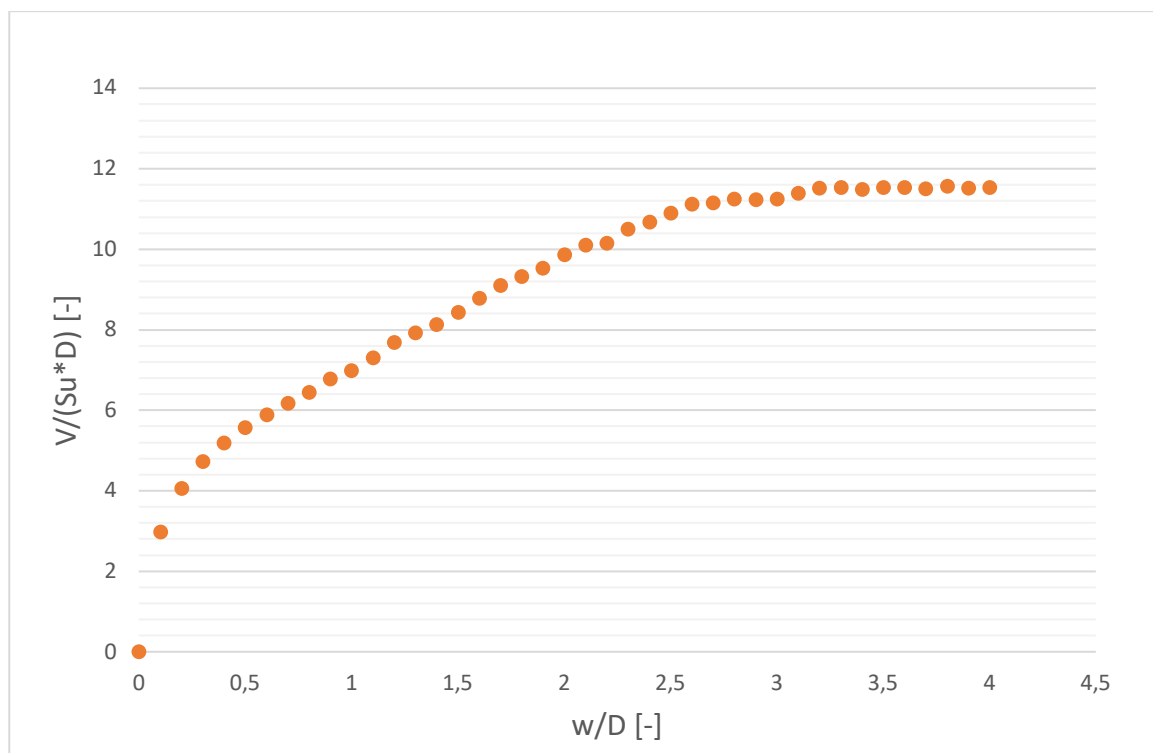


Figure 33 Résultats globaux avec $\Gamma_{sat} = 0$

Pour chaque valeur de la résistance au cisaillement du sol non drainé s_u , 82 valeurs de charges de rupture ont été calculées au total. Elles correspondent à la charge de rupture du sol divisée par la résistance au cisaillement du sol non drainé s_u et le diamètre du pipeline, pour chaque variation de 0,1 mètre de profondeur d'enfouissement de pipeline d'un mètre de diamètre, pour une profondeur d'enfouissement allant de 0 à 4 fois le diamètre du pipeline. Le résultat affiché correspond à la moyenne des résultats obtenus en « Lower Bound » et « Upper Bound », divisé par s_u et D pour obtenir le rapport adimensionnel. Nous verrons dans la section « Comparaison avec les résultats disponibles dans la littérature » que la courbe concernant les profondeurs allant de 0 à 0,5 fois le diamètre du pipeline correspond assez bien à ce que nous pouvons trouver dans la littérature.

Nous verrons dans la sous-section suivante (Influence de s_u) que dans ce cas de figure où l'on considère un sol sans poids, même si la variation de la résistance au cisaillement du sol non drainé s_u a un impact direct sur la résistance du sol V , la variation de s_u n'est pas visible dans un graphe en 2D lorsqu'elle est utilisée dans le groupement adimensionnel $V/s_u D$, car V augmente proportionnellement à s_u .

Résultats globaux en considérant le poids du sol

Maintenant que le poids volumique du sol γ_{sat} est utilisé comme variable, la résistance au cisaillement du sol non drainé s_u a un impact non négligeable. Il devient donc difficile de pouvoir afficher les variations de chacune de ces variables sur un même graphe. C'est pourquoi, il a été plus judicieux de ne pas afficher toutes les variables sur un même graphe, ce qui aurait été illisible. L'influence de la résistance au cisaillement du sol non drainé s_u a été ajoutée par rapport au graphe précédent, ce qui donne une dimension supplémentaire au graphe. Et concernant l'influence du poids volumique du sol γ_{sat} , nous avons tracé différents graphes pour chaque valeur de γ_{sat} choisie pour ne pas surcharger d'information. Les graphes tracés sont les suivants :

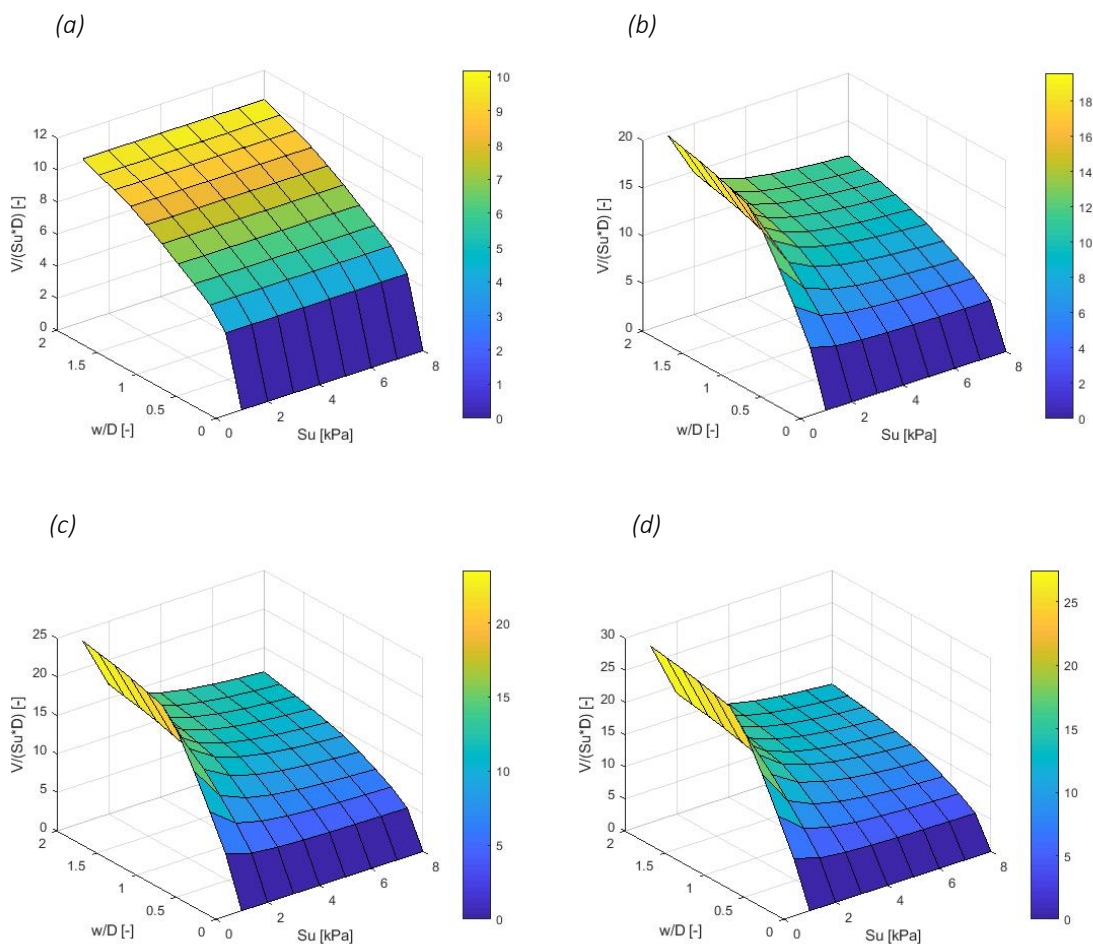


Figure 34 Résultats globaux avec la variation de s_u pour (a) $\text{Gamma Sat} = 0 \text{ [kN/m}^3\text{]}$, (b) $\text{Gamma Sat} = 12 \text{ [kN/m}^3\text{]}$, (c) $\text{Gamma Sat} = 17 \text{ [kN/m}^3\text{]}$, (d) $\text{Gamma Sat} = 22 \text{ [kN/m}^3\text{]}$

Ces graphes représentent donc la résistance du sol en fonction de l'enfouissement du pipeline, en indiquant l'influence de la résistance au cisaillement du sol non

drainé s_u ainsi que du poids volumique du sol γ_{sat} . Pour obtenir ceux-ci, 704 simulations ont dû être lancées via le logiciel OptumG2 grâce au code Matlab qui a pu permettre une automatisation de ces runs. Les résultats obtenus correspondent à la charge de rupture du sol divisé par la résistance au cisaillement du sol non drainés s_u et le diamètre du pipeline, pour chaque variation de 0,1 mètre de profondeur d'enfouissement de pipeline pour un mètre de diamètre, et pour une profondeur d'enfouissement allant de 0 à 2 fois le diamètre du pipeline. Ces résultats ont été reproduits en faisant varier la résistance au cisaillement du sol non drainé s_u de 1 à 8 kPa, ce qui sont des valeurs caractéristiques d'argiles molles, avec des variations de 1 kPa, ainsi qu'en faisant varier le poids volumique du sol γ_{sat} , avec les valeurs de 0, 12, 17 et 22 [kN/m³]. La résultante affichée de toutes ces simulations est une moyenne entre les résultats obtenus par résolution via la méthode des éléments finis en « Lower Bound » et « Upper Bound ». Pour rappel, compte tenu des hypothèses de départ et du choix du modèle pour la réalisation de ces simulations, ces paramètres affichés sont les plus pertinents pour être analysés par la suite. Par exemple, l'angle de frottement ou le poids volumique sec, du sol n'ont pas vraiment d'impact sur les résultats compte tenu de la situation et du modèle choisi.

Nous allons maintenant analyser ces résultats et mettre l'accent sur l'impact des variations de chacun des paramètres observés.

2. La poussée d'Archimède

Avant de commencer une analyse plus détaillée des paramètres étudiés, il est important d'introduire la notion de poussée d'Archimède, qui va expliquer en grande partie l'influence des paramètres analysés dans les sous-sections suivantes.

*« Tout corps plongé dans un fluide au repos, entièrement mouillé par celui-ci ou traversant sa surface libre, subit une force verticale, dirigée de bas en haut et opposée au poids du volume de fluide déplacé ; cette force est appelée "poussée d'Archimède". »
(Futura Sciences)*

Cette poussée d'Archimède, qui va définir la flottabilité du pipeline, est donc en théorie la force verticale que subit le pipeline soumis à un champ de gravité dans les fonds marins. Or, dans les hypothèses de départ, le pipeline est considéré sans poids. Ce qui va être surtout utilisé dans ce cas précis, c'est le volume du pipeline dans le sol qui subit cette poussée d'Archimède. Cette force va donc surtout dépendre de l'aire submergée du pipeline ainsi que des propriétés du sol dans lequel le pipeline est enfoui. La hauteur d'eau de mer au-dessus du niveau du fond

marin n'est pas pris en compte car la poussée d'Archimède va juste dépendre de la différence de pression entre le haut du pipeline et celle d'en bas. La situation du pipeline enfoui dans les fonds marins implique une pression hydrostatique donc quel que soit la profondeur d'eau, cette force va rester identique, comme pour les contraintes effectives.

La poussée d'Archimède est donc une force qui va pousser le pipeline vers le haut. Cette force est donc à soustraire des efforts qui permettent l'enfouissement du pipeline et qui ont été calculés via la méthode des éléments finis dans la section précédente. Cette différence se présente comme suit :

$$\frac{V - A_{ps} * \gamma_{sat}}{s_u * D}$$

Dans le premier terme de cette différence, nous retrouvons le groupement adimensionnel $V/s_u D$, qui correspond à la charge de rupture du sol calculé grâce à la méthode de résolution par éléments finis. Le deuxième terme, qui reprend la poussée d'Archimède, est également un groupement adimensionnel qui comprend A_{ps} l'aire submergée du pipeline en [m²], γ_{sat} le poids volumique saturé du sol en [kN/m³], s_u la résistance au cisaillement du sol non drainé en [kPa] et D , le diamètre du pipeline en [m].

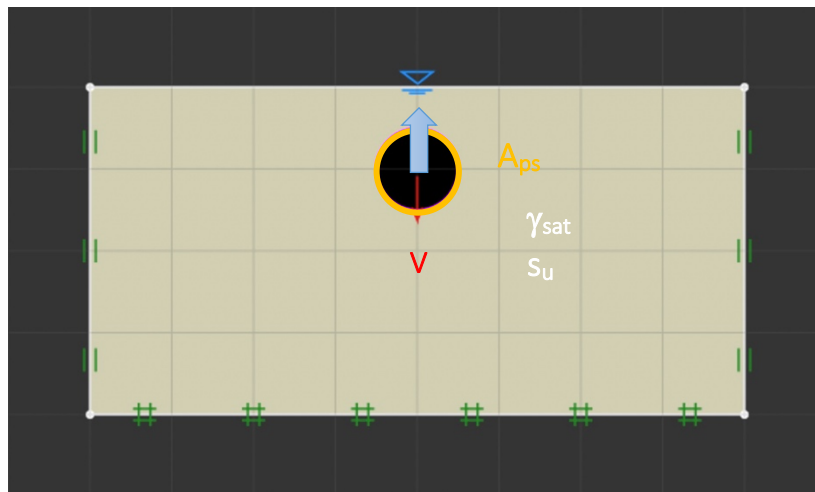


Figure 35 Illustration de la poussée d'Archimède

Chaque paramètre de ce dernier groupement adimensionnel nous permet déjà de faire une première analyse, et qui seront approfondi dans les sections suivantes.

A_{ps} , l'aire du pipeline submergée, nous montre que l'effet de la poussée d'Archimède varie en fonction du degré d'enfouissement du pipeline. En effet, si celui-ci est enfoui entre 0 et 1 w/D , la force d'Archimède va augmenter progressivement et

proportionnellement à l'enfouissement du pipeline. La fraction de surface de pipeline enfoui va donc déterminer le pourcentage de la force maximale que peut appliquer la force d'Archimède sur le pipeline. Cependant, nous remarquons que lorsque le pipeline dépasse une profondeur de $w/D = 1$, la force d'Archimède va rester constante et ne va plus évoluer si le pipeline continue à s'enfouir plus profondément dans le sol. La correction peut s'étendre sur plusieurs diamètres à partir de la surface du sol et la composante de flottabilité est applicable à toutes les profondeurs.

Nous pouvons également observer que la poussée d'Archimède est donc influencée par les propriétés du sol dans lequel le pipeline est enfoui, et plus particulièrement la résistance au cisaillement du sol non drainé s_u et le poids volumique du sol saturé γ_{sat} . Nous constatons donc que plus le sol qui entoure le pipeline sera lourd, plus la force d'Archimède sera élevée. Notons que si nous considérons un pipeline avec un poids et qu'il serait soumis à la gravité, si ce poids était égal à celui du sol qui l'entoure, nous serions dans une situation à l'équilibre et la différence donnée plus haut vaudrait zéro.

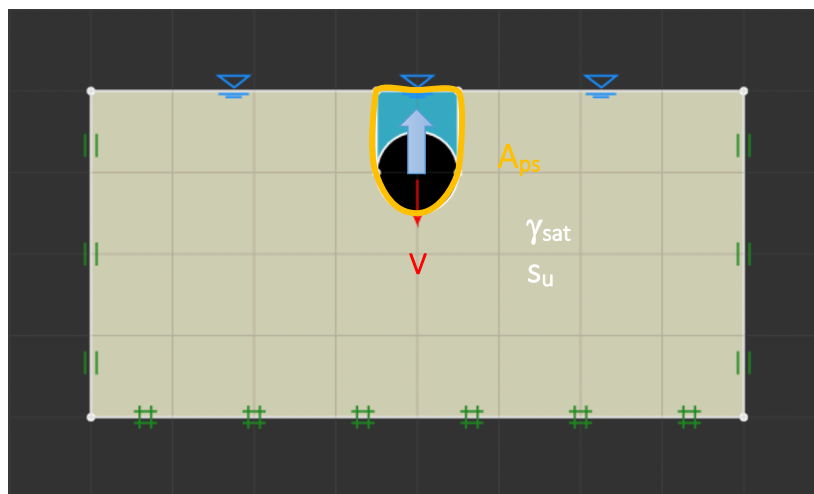


Figure 36 Illustration de la poussée d'Archimède avec un tranchée ouverte

La force d'Archimède est applicable quand le pipeline entre dans l'eau et dépend du volume de fluide qui a été déplacé. Le volume de fluide correspond au volume de sol saturé déplacé, et donc à l'aire du pipeline submergé dans le cas où le sol recouvrerait le pipeline. Dans le cas où la tranchée reste ouverte, ce n'est pas seulement l'aire du pipeline submergé qu'il faut prendre en compte, mais aussi la partie de la tranchée au-dessus du pipeline resté sans sol comme illustré à la Figure 36. La valeur de A_{ps} augmentera donc considérablement, et continuera d'augmenter en fonction de l'enfouissement du pipeline.

Pour résumer, plus le poids volumique du sol sera élevé, plus la poussée d'Archimède aura une résistance à vaincre. Il faut dès lors mentionner le principe de résistance au soulèvement.

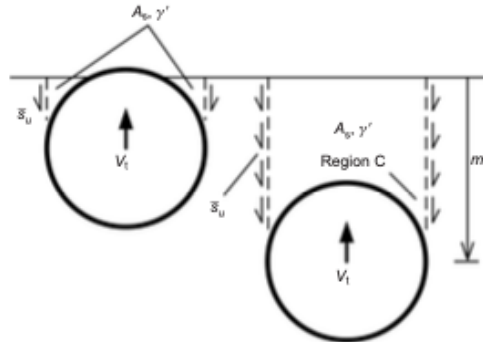


Figure 37 Illustration de la résistance au soulèvement (Martin et al. 2012)

Dans les analyses de flambement par soulèvement des pipelines enterrés, la résistance au soulèvement est l'aspect important. Il existe plusieurs modèles de calcul disponibles pour estimer la résistance au soulèvement, et la plupart incluent la résistance due au poids et à la résistance au cisaillement à travers le sol sous-jacent, avec une surface de glissement verticale à travers le sol sus-jacent comme simplification même si la recherche a indiqué que les surfaces de glissement sont inclinées (DNGLV 2019).

Maintenant que la notion de poussée d'Archimède a été posée, nous pouvons analyser les paramètres qui sont liés à l'enfouissement du pipeline plus en détails.

3. Influence de résistance au cisaillement du sol non drainé s_u

La résistance au cisaillement du sol non drainé s_u décrit l'ampleur de la contrainte de cisaillement qu'un sol peut supporter et est affecté par un certain nombre d'éléments comme la composition du sol, sa structure, les conditions de chargement, etc (Poulos 1981).

La valeur de cette résistance au cisaillement doit être récupérée grâce à des analyses du sol sur site, le long du tracé de pose du pipeline. Comme outil d'investigation de site, le pénétromètre à barre en T est idéal pour ce type de mission. Le pénétromètre cylindrique à barre en T, qui a été développé à l'origine pour être utilisé dans une centrifugeuse géotechnique, est de plus en plus adopté comme outil clé d'investigation de site offshore (Puech et al. 2010) pour mesurer la résistance au cisaillement non drainé, s_u des sols cohésifs, en particulier dans les sédiments meubles en eau profonde, la résistance au cisaillement non drainé du sol est généralement déduite de la résistance à la pénétration de la barre en T par un

facteur de barre en T constant dont une valeur de 10,5 est couramment adoptée (Stewart et al. 1991).

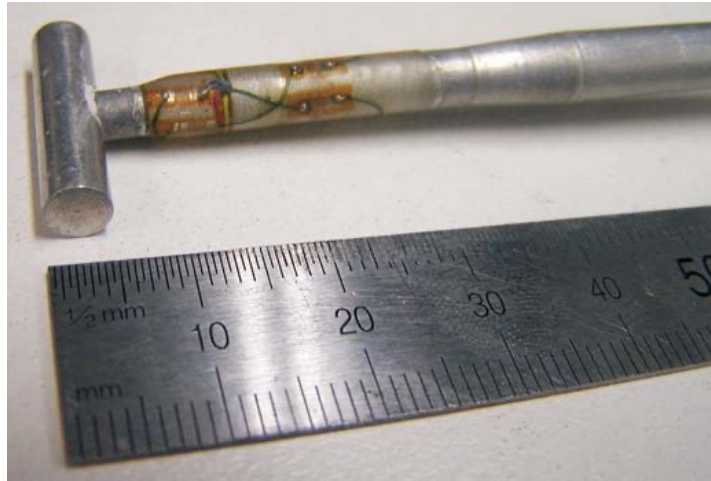


Figure 38 Pénétrromètre centrifuge à barre en T (5 mm de diamètre) (White et al. 2010)

La résistance au cisaillement non drainé sous le pipeline dépend également de l'historique de charge auquel le sol a été soumis. Pendant la pénétration du pipeline, le sol sous celui-ci sera à la rupture jusqu'à ce que la capacité portante verticale soit suffisamment élevée pour supporter la force de contact pendant l'installation. Ainsi, la résistance du sol à l'interface pipe-sol sera dégradée vers la valeur remaniée. Par la suite, le sol se reconsolidera à une résistance plus élevée en fonction des contraintes de contact pipeline-sol. Nous pouvons supposer que le sol sera reconsolidé conformément au rapport de résistance normalement consolidé (s_u / σ'_v). Ce ratio est donné comme une constante comprise entre 0,25 et 0,4 et dépend de la géologie du site, du poids volumique, etc.

Variation de s_u constant pour un poids du sol nul

Comme nous avons pu le voir dans la sous-section « Résultats globaux », les résultats obtenus grâce à la résolution via les éléments finis nous montrent que la charge de rupture du sol peut varier en fonction de la résistance au cisaillement du sol non drainé s_u . Cette résistance, considérée comme constante en fonction de la profondeur, a été fixée à des valeurs comprises entre 1 et 8 [kPa], ce qui sont des valeurs typiques des argiles molles, avec des variations de 1 [kPa]. Pour rappel, ces variations ont été observées en fonction des charges de rupture du sol normalisés $V / s_u D$, des profondeurs normalisées w/D du pipeline ainsi que du poids volumique du sol γ_{sat} .

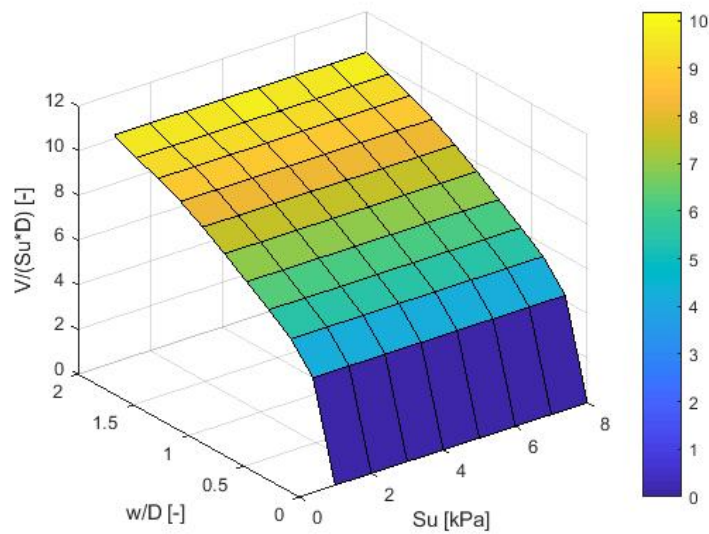


Figure 39 Variation de s_u en fonction de la charge de rupture normalisée et de la profondeur normalisée pour un poids volumique du sol nul

Si nous regardons plus attentivement la Figure 39 ci-dessus, elle représente les valeurs de charge de rupture du sol qui ont été tracées lorsque nous considérons un sol sans poids autour du pipeline.

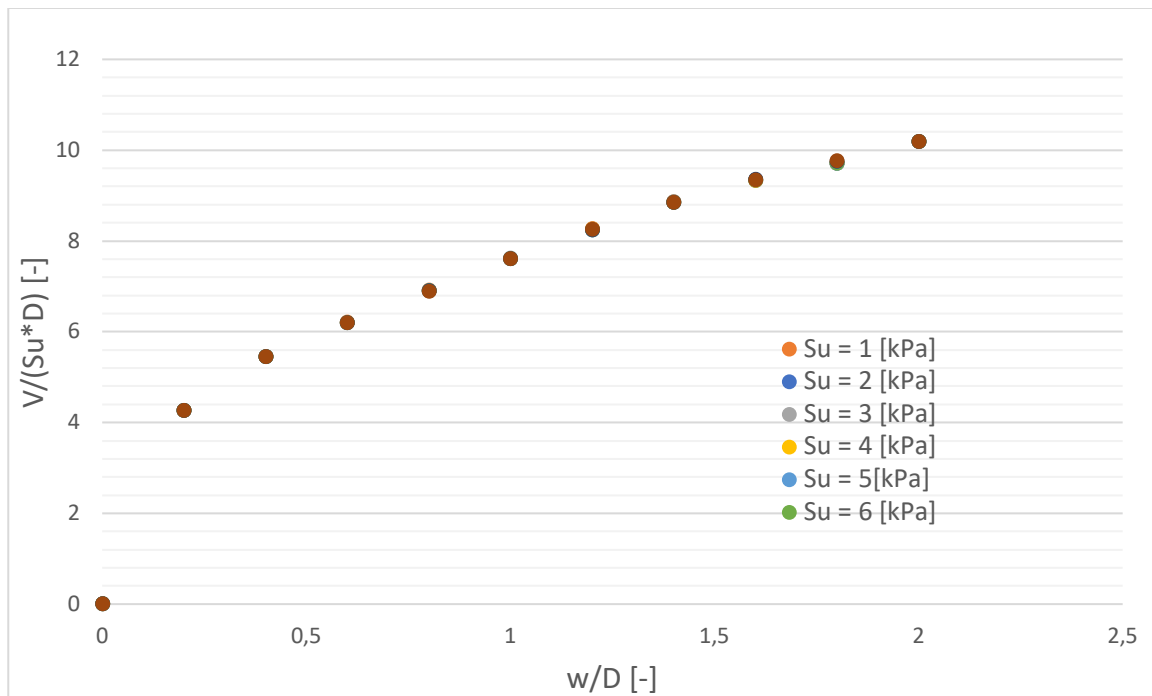


Figure 40 Variation de s_u en fonction de la charge de rupture normalisée et de la profondeur normalisée pour un poids volumique du sol nul ramené à un graphe en 2D

En ramenant le graphe de la Figure 39 en deux dimensions, nous pouvons observer qu'il n'y a quasi aucune variation du groupement adimensionnel $V/s_u D$ représentant la charge de rupture du sol normalisée en fonction de la résistance au cisaillement non drainé du sol s_u . Or, lorsque nous lançons les simulations via OptumG2, les « collapse multiplier » obtenus, qui correspondent à la résistance du sol variant clairement en fonction de s_u . Les résultats bruts obtenus sont affichés dans la Figure 41 ci-dessous.

Gamma sat = 0																
Gamma sat = 0 "Lower Bound"									Gamma sat = 0 "Upper Bound"							
Su [kPa]									Su [kPa]							
	1	2	3	4	5	6	7	8		1	2	3	4	5	6	7
0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
0,2	4,1037054	8,20662541	12,3119016	16,4163924	20,5169562	24,6238032	28,728294	32,8319994	0,2	4,41001069	8,82080677	13,2308175	17,6408281	22,0508388	26,4616349	30,8716456
0,4	5,23075177	10,4732845	15,6969677	20,9481398	26,1843894	31,4222097	36,6592447	41,8522973	0,4	5,65957917	11,3191583	16,9787375	22,6383167	28,2971104	33,956896	39,6162688
0,6	5,91169198	11,7817578	17,634545	23,587863	29,4508603	35,2675191	41,1470098	47,0068655	0,6	6,50388219	13,0061936	19,5092904	26,0116018	32,5146986	39,0177954	45,5208922
0,8	6,56985564	13,1216471	19,6797218	26,2393672	32,7943003	39,3696537	45,9120204	52,2965221	0,8	7,24922505	14,4929523	21,7398212	28,9976856	36,2335589	43,4741445	50,7272966
1	7,19738877	14,3688594	21,5615358	28,6717454	35,8400744	43,1207154	50,1759471	57,5115659	1	8,01812985	16,0371734	24,1148652	32,1432025	40,1841116	48,2305158	56,2517873
1,2	7,82806349	15,5493128	23,4056507	31,2407827	38,9345432	46,7084142	54,4430153	62,4360124	1,2	8,70142625	17,4067795	26,1105619	34,8229838	43,5291224	52,2203385	60,9241209
1,4	8,3817692	16,7140583	25,1366682	33,4422538	41,8028172	50,2105046	58,5663556	66,9182797	1,4	9,33681337	18,6673435	27,9994445	37,3354725	46,6872084	56,0240218	65,3317754
1,6	8,88599482	17,772775	26,692542	35,4685811	44,5517108	53,4290663	62,3896739	71,3110116	1,6	9,78213413	19,5579851	29,3401192	39,1356051	48,9004604	58,6802384	68,4875052
1,8	9,22057444	18,4497883	27,6766459	36,9906827	46,1217217	55,3462232	64,57151	73,9711552	1,8	10,1850434	20,3795115	30,5700527	40,7503837	50,9495643	61,1236121	72,0092306
2	9,67689077	19,346713	29,002398	38,669864	48,3530379	58,0330703	67,6801159	77,3491527	2	10,6916252	21,394246	32,0905836	42,7869211	53,4840441	64,1803817	74,8775047
Gamma sat = 0 Moyenne									Gamma sat = 0 Moyenne & Groupement adimensionnel V/Su*D							
Su [kPa]									Su [kPa]							
	1	2	3	4	5	6	7	8		1	2	3	4	5	6	7
0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
0,2	4,25685805	8,51371609	12,7713595	17,0286103	21,2838975	25,5427191	29,7999698	34,0568279	0,2	4,25685805	4,25685805	4,25711985	4,25715257	4,25677951	4,25711985	4,25713854
0,4	5,44516547	10,8962214	16,3378526	21,7932282	27,2407499	32,6894497	38,1377567	43,5644653	0,4	5,44516547	5,44811071	5,44595086	5,44830706	5,44814998	5,44824161	5,44825096
0,6	6,20778708	12,3939757	18,5719177	24,7997324	30,9827794	37,1426572	43,333951	49,5150345	0,6	6,20778708	6,19698786	6,19063922	6,1999331	6,19655589	6,19044287	6,19056442
0,8	6,90954034	13,8072997	20,7097715	27,6185264	34,5139296	41,4218991	48,319585	55,1270971	0,8	6,90954034	6,90364986	6,90325716	6,9046316	6,90278592	6,90364986	6,90280836
1	7,60775931	15,2210164	22,8382005	30,4074753	38,012093	45,6756156	53,2138672	60,8993809	1	7,60775931	7,6105082	7,6127335	7,60186882	7,6024186	7,6126026	7,60198102
1,2	8,26474487	16,4780462	24,7581063	33,0318833	41,2318328	49,4643763	57,6835681	66,04099	1,2	8,26474487	8,23902308	8,2527021	8,25797081	8,24636656	8,24406272	8,24050973
1,4	8,85929128	17,6907009	26,5680564	35,3888631	44,2450128	53,1172632	61,9490655	70,7769409	1,4	8,85929128	8,84535047	8,85601879	8,84721579	8,84900257	8,85287272	8,84986651
1,6	9,33406447	18,6653801	28,0163306	37,3020931	46,7260856	56,0546523	65,4385896	74,7761883	1,6	9,33406447	9,33269003	9,33877686	9,32552327	9,34521713	9,34244205	9,34836994
1,8	9,70280891	19,4146499	29,1233493	38,8705332	48,535643	58,2349176	68,2903703	78,1388706	1,8	9,70280891	9,70732495	9,7077831	9,7176333	9,7071286	9,7058196	9,75576719
2	10,184258	20,3704795	30,5464908	40,7283926	50,918541	61,106726	71,2788103	81,4614975	2	10,184258	10,1852397	10,1821636	10,1820981	10,1837082	10,1844543	10,1826872

Figure 41 Résultats obtenus via OptumG2 pour un poids volumique du sol nul

Les deux premiers tableaux du dessus correspondent aux analyses en éléments finis dits de « Lower Bound » à gauche et « Upper Bound » à droite, de la résistance du sol à la rupture V en [kN/m] (non normalisée) en fonction de la profondeur normalisée w/D de l'enfouissement du pipeline et de la résistance au cisaillement non drainé du sol s_u , pour un poids volumique du sol γ_{sat} nul.

Une moyenne entre ces deux tableaux a été effectuée, comme expliqué dans la section Méthode utilisée, pour laquelle les résultats obtenus ont été affichés dans le troisième tableau en bas à gauche de la Figure 41. Il est clair qu'il y a une variation de la résistance du sol V en fonction de s_u mais nous allons voir dans le dernier tableau qu'ils évoluent de manière proportionnelle.

En effet, afin d'obtenir la charge de rupture du sol normalisée en utilisant le groupement adimensionnel $V/s_u D$, cela implique de diviser chaque colonne du troisième tableau par la valeur de la résistance au cisaillement du sol non drainé s_u correspondante ainsi que par le diamètre du pipeline, et les résultats sont repris dans le dernier tableau de la Figure 41 en bas à droite. Nous apercevons finalement que les résultats deviennent semblables peu importe la valeur du s_u choisi, ce qui explique la Figure 40 dans laquelle les différentes valeurs pour chaque s_u coïncident.

Ceci montre donc l'intérêt d'utiliser les groupements adimensionnels afin de simplifier l'affichage des résultats mais il faut garder en tête la résistance au cisaillement du sol non drainé s_u intervient dans la charge de rupture du sol normalisé.

Si nous reprenons l'équation représentative de la charge de rupture du sol en prenant en compte la force d'Archimède décrite dans la section La poussée d'Archimède, dans laquelle le premier terme de la différence correspond au groupement adimensionnel lié à la charge de rupture du sol et le deuxième terme est lié à la poussée d'Archimède :

$$\frac{V}{s_u * D} - \frac{A_{ps} * \gamma_{sat}}{s_u * D}$$

Nous pouvons constater que la résistance au cisaillement du sol non drainé s_u apparait dans les deux parties de l'équation. Or la Figure 41 nous indique que la variation de s_u est directement proportionnelle à la résistance du sol V . Cela s'explique par l'hypothèse de départ qui impose un poids volumique du sol γ_{sat} nul. Dans ce cas, le deuxième terme de l'équation est égal à zéro et nous retrouvons notre groupement adimensionnel de départ. Dans la sous-section suivante, nous voyons l'influence de la résistance au cisaillement du sol non drainé s_u avec un sol de poids non nul.

Variation de s_u constant pour un poids du sol non nul

En considérant un poids volumique de sol non nul, en faisant varier la résistance au cisaillement du sol non drainé s_u , nous constatons une variation non seulement de la résistance du sol V , mais également du groupement adimensionnel $V/s_u D$.

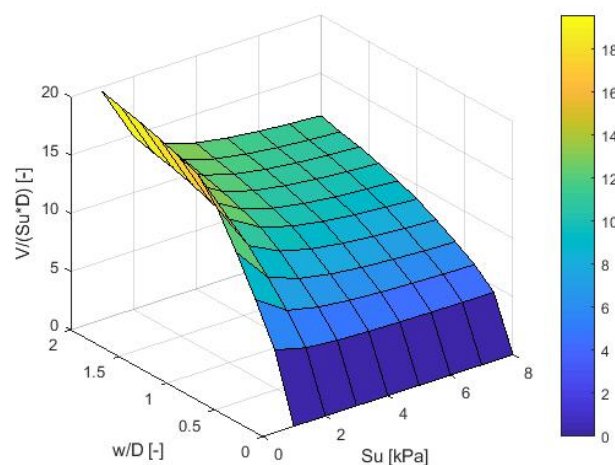


Figure 42 Résistance à la pénétration pour un poids volumique de 12 [kN/m³]

En ramenant ces résultats sur un graphe en deux dimensions, nous pouvons mieux observer les différences en comparant différentes résistances au cisaillement s_u pour un poids volumique du sol de 12 [kN/m³].

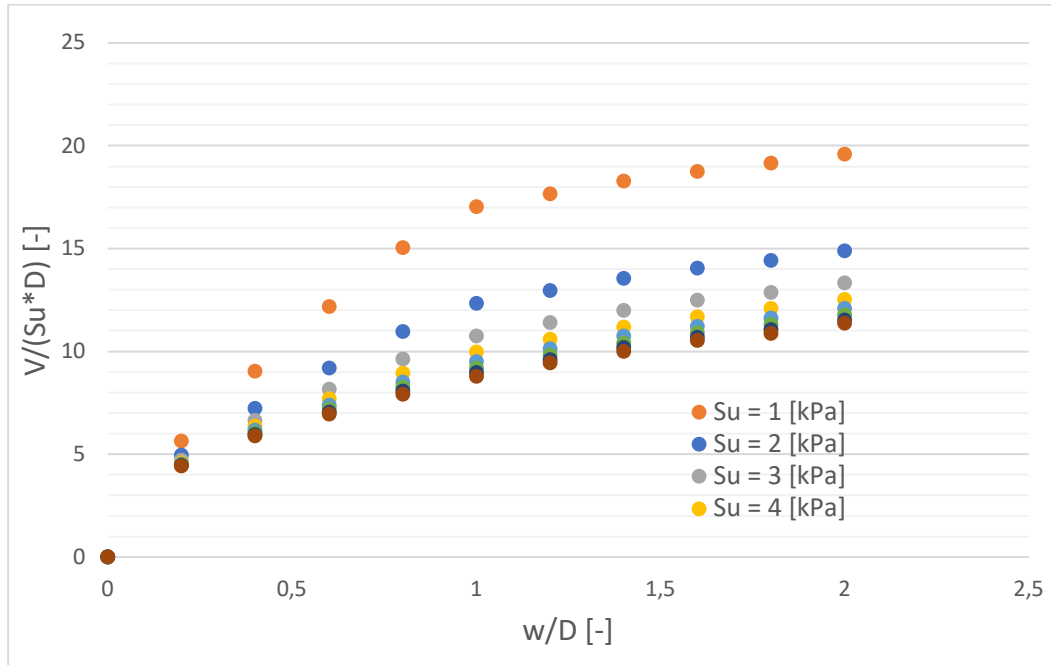


Figure 43 Résistance à la pénétration avec variation de la résistance au cisaillement non drainé s_u pour un poids volumique de 12 [kN/m³]

Cette variation dans la charge de rupture normalisée en fonction de la résistance au cisaillement du sol non drainé s_u apparaît maintenant à cause de la présence d'un sol avec un poids volumique non nul et s'explique par le deuxième terme lié à la poussée d'Archimède dans l'équation suivante :

$$\frac{V}{s_u * D} - \frac{A_{ps} * \gamma_{sat}}{s_u * D}$$

En effet, vu que γ_{sat} est non nul, le deuxième terme de l'équation devient également non nul et impacte le résultat de la charge de rupture du sol. Ce deuxième terme dépend non seulement du poids volumique, mais également de la résistance au cisaillement non drainé s_u . La première remarque que nous observons est que plus s_u est petit, plus il sera influencé par l'effet du poids. La diminution de la valeur de la résistance au cisaillement entraîne une augmentation du terme liée à la force d'Archimède et inversement, plus s_u est grand moins la force d'Archimède impacte la charge de rupture et nous nous rapprochons de la courbe obtenue en considérant un poids nul comme nous la retrouvons à la Figure 40. Cette remarque est d'autant plus visible si nous augmentons la valeur du poids volumique du sol comme nous pouvons le voir à la Figure 44.

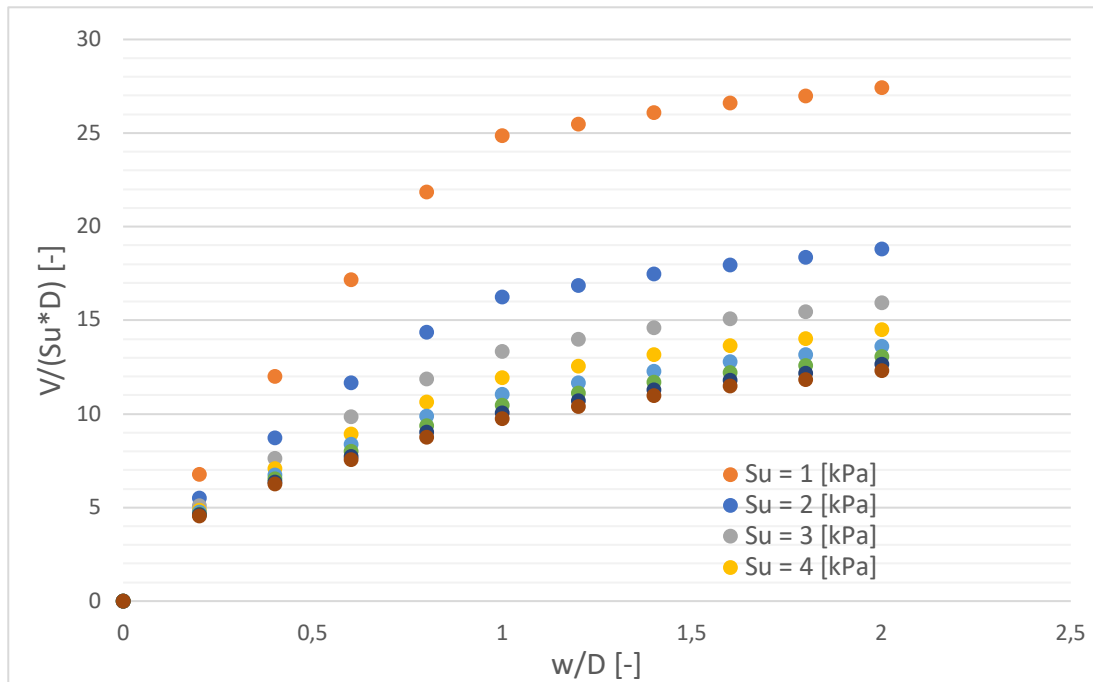


Figure 44 Résistance à la pénétration avec variation de la résistance au cisaillement non drainé s_u pour un poids volumique de 22 [kN/m³]

La deuxième remarque à souligner est que dans la Figure 43 et la Figure 44, nous pouvons distinguer deux tendances que nous retrouvons dans les différentes courbes qui représentent les variations des résistances de cisaillement du sol non drainé s_u .

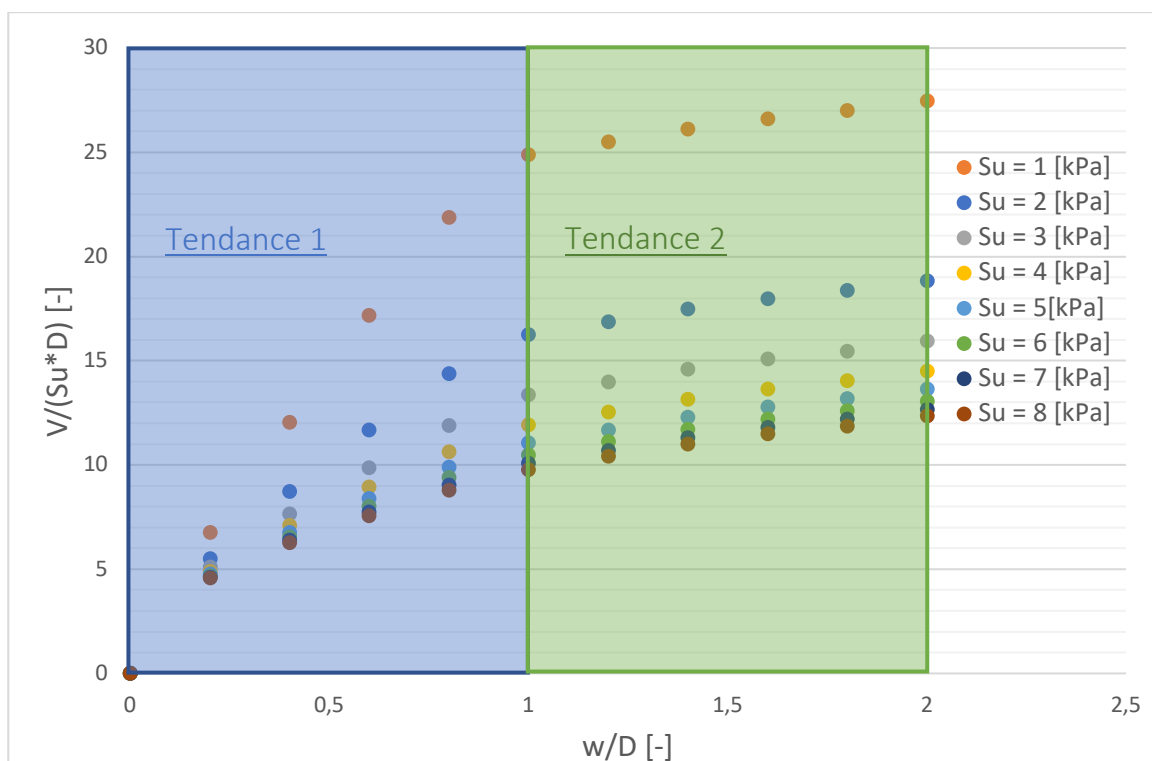


Figure 45 Tendance de courbe de la variation de la résistance au cisaillement non drainé s_u pour un poids volumique de 22 [kN/m³]

La première tendance en bleu montre une différence de pente croissante entre les différentes valeurs de résistance au cisaillement non drainé s_u , et la deuxième tendance en vert montre une évolution de même pente avec les différentes courbes qui sont parallèles. Ce changement de tendance arrive lorsque le groupement adimensionnel lié à la profondeur du pipeline w/D vaut 1. Cette valeur correspond au moment où le pipeline est entièrement enterré.

En effet, lorsque w/D est plus petit que 1, seulement une certaine fraction du pipeline se trouve sous le niveau du fond marin, donc la valeur de A_{ps} n'est pas égale à l'aire du pipeline mais à la partie de la surface qui se trouve sous le niveau du sol. Cela veut dire que quand w/D est compris entre 0 et 1, plus le pipeline est enterré, plus la valeur de A_{ps} augmente et avec cela, l'impact de la poussée d'Archimède. Ensuite, lorsque w/D est plus grand que 1, le pipeline est entièrement enterré et A_{ps} reste constant avec l'évolution de w/D .

En conclusion, les différences de charge de rupture normalisée en fonction de la variation de la résistance au cisaillement du sol non drainé pour un poids volumique de sol non nul est lié principalement à l'effet de la poussée d'Archimède. En utilisant l'équation décrite dans cette section et en soustrayant les valeurs présentées dans la Figure 44 et la Figure 43 par le groupement adimensionnel lié à la poussée d'Archimède en utilisant la valeur du poids volumique du sol γ_{sat} adéquate, nous retombons sur la courbe obtenue pour un sol sans poids présenté à la Figure 40.

Il faut préciser également que pour des sols très argileux de fonds marins, ceux-ci présentent généralement une faible interception de résistance au niveau de la ligne de boue, typiquement 0,5 [kPa], avec un gradient de résistance typique de 1 [kPa/m]. Ceci montre donc que ce type de sol présente une résistance au cisaillement du sol non drainé s_u qui va varier en fonction de la profondeur, alors que l'hypothèse qui a été émise dans cette sous-section comprend dans son modèle un s_u qui est constant.

Variation de s_u en fonction de la profondeur

Les analyses effectuées au cours de ce travail ont supposé que la résistance au cisaillement du sol non drainé s_u est constante en fonction de la profondeur. Même si la résistance peut être relativement homogène, celle-ci peut généralement changer avec la profondeur. Dans ce dernier cas, la résistance s_u n'est plus constante mais devient égale à

$$s_u = s_{u0} + k * w$$

où s_{u0} correspond à la résistance du sol au niveau de la ligne de boue et k correspond à la pente liée à l'augmentation de la résistance en fonction de la profondeur w .

Cette variation en fonction de la profondeur a été étudiée par (Aubeny et al. 2005), avec l'introduction d'un nouveau groupement adimensionnel η lié à cette variation de la résistance :

$$\eta = \frac{k * D}{s_{u0}}$$

Ce facteur η a été analysé par (Aubeny et al. 2005) et les études ont montré que ce facteur a principalement un effet sur les lignes de rupture comme le montre la Figure 46 (a). Cependant, en utilisant $s_u(w)$, la résistance au cisaillement du sol non drainé pris à la base du pipeline lorsque celui-ci est enfoui à une profondeur w , les résultats de la résistance à la pénétration normalisée montrent une influence négligeable du facteur η lorsque nous regardons la Figure 46(b).

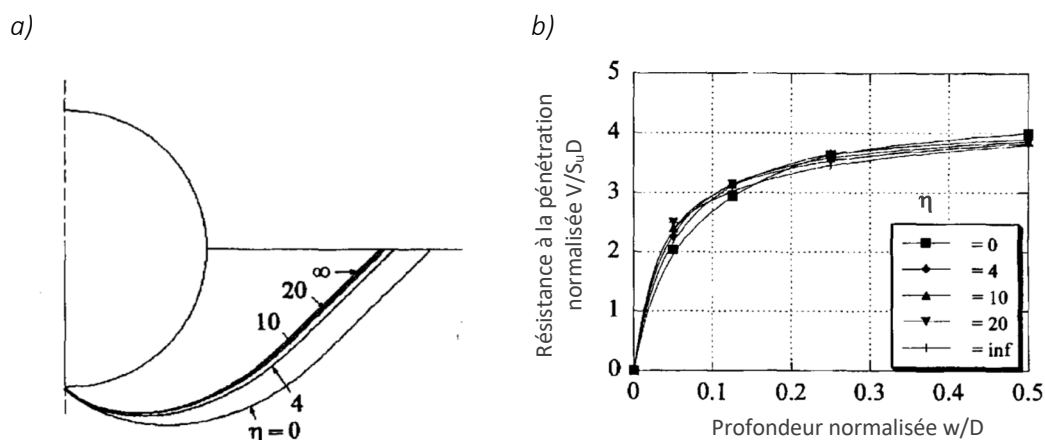


Figure 46 Influence du paramètre η sur les lignes de ruptures dans le sol (à gauche) et sur la résistance à la pénétration normalisée du pipeline (à droite) (Aubeny et al. 2005)

La littérature nous indique donc que la résistance au cisaillement du sol non drainé s_u à prendre lorsque celle-ci varie avec la profondeur est la résistance que nous retrouvons à la base du pipeline, ce qui fournit des solutions satisfaisantes.

4. Influence du poids volumique du sol γ_{sat}

Les conditions d'enfouissement du pipeline dans les fonds marins impliquent l'utilisation du poids volumique saturé γ_{sat} . Le poids volumique sec n'est pas utilisé par OptumG2.

Il est démontré que dans des conditions de sol meuble, qui sont typiques des eaux profondes, le poids propre du sol contribue pour une part importante de la résistance à la pénétration verticale. Si le soulèvement est négligé, le poids du sol entraîne une force verticale due à la flottabilité, basée sur le principe d'Archimède. Dans les équations disponibles dans la littérature, il est difficile de trouver l'influence que possède le poids volumique du sol saturé dans la prédiction de l'enfouissement des pipelines.

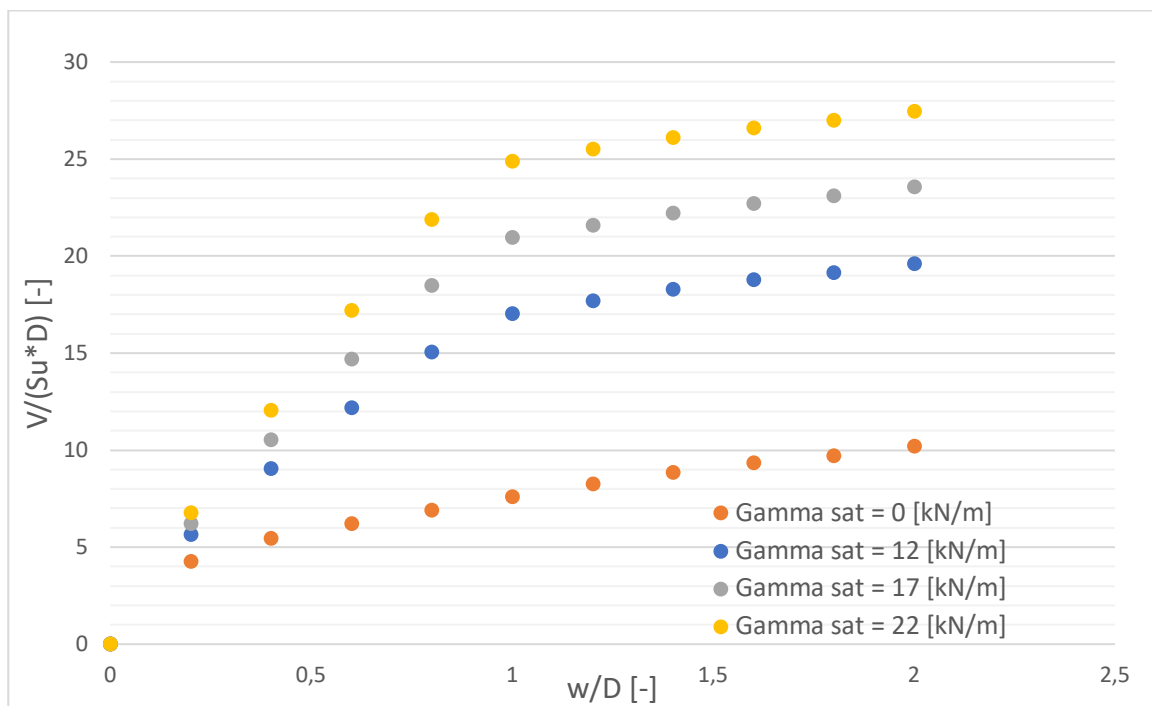


Figure 47 Résistance à la pénétration avec variation du poids volumique du sol pour une résistance au cisaillement s_u fixée à 1 [kPa]

Nous avons donc tracé les résultats de la résistance à la pénétration en fonction de la profondeur normalisée pour différentes valeurs de poids volumique du sol saturé γ_{sat} et pour une résistance de cisaillement au sol non drainé s_u fixée à 1 [kPa], car c'est la résistance qui montre la plus grande différence de résultats. Nous pouvons

directement apercevoir que plus γ_{sat} augmente, plus la charge de rupture normalisée est élevée.

La variation de γ_{sat} est uniquement reliée à la poussée d'Archimède. Nous pouvons faire un comparatif avec ce qui est été vu dans la section Influence de résistance au cisaillement du sol non drainé s_u et nous pouvons de nouveau observer les deux tendances dans les courbes.



Figure 48 Résultats de la résistance à la pénétration obtenus en soustrayant la composante liée à la poussée d'Archimède

Nous pouvons donc observer dans ce tableau de valeurs ce qui a été expliqué précédemment, en enlevant le deuxième terme de l'équation lié à la poussée d'Archimède, nous retrouvons les résultats obtenus pour un sol sans poids affichés à la Figure 40, nous importe le poids volumique du sol utilisé pour effectuer les simulations via les éléments finis sur OptumG2. Il faut faire attention lors de la soustraction pour les profondeurs normalisées comprises entre 0 et 1, car l'aire

submergée varie en fonction de la profondeur d'enfouissement du pipeline et il faut recalculer pour chaque profondeur ce qu'on appelle l'aire de segment circulaire grâce à l'équation suivante :

$$A_{ps} = \frac{D^2}{4} * \left[\sin^{-1} \left\{ \sqrt{4 * (w/D) * (1 - (w/D))} \right\} - 2 * \left(1 - 2 * (w/D) \right) * \sqrt{(w/D) * (1 - (w/D))} \right]$$

Les variations dans les résultats après retrait de la poussée d'Archimède ont une divergence de maximum 1,41 %. Cette divergence maximale, indiquée en rouge sur la Figure 48, arrive pour la plus faible profondeur d'enfouissement normalisée, pour la résistance au cisaillement du sol non drainé s_u la plus basse et pour le plus grand poids volumique γ_{sat} .

5. Influence du diamètre D

Pour la grande majorité des analyses effectuées, le diamètre du pipeline a été fixé à 1 mètre. Nous allons donc faire varier le diamètre afin de voir s'il a un impact sur la résistance à la pénétration normalisée.

Variation Diamètre									
Profondeur D/2									
Gamma sat = 0									
Su [kPa]									
		1	2	3	4	5	6	7	8
D	0,5	3,02869167	6,05679429	9,08509326	12,1133922	15,1416912	18,1701865	21,1986818	24,2269808
	1	6,03342869	12,0668574	18,1002861	24,1329294	30,1663581	36,1997867	42,2332154	48,2666441
	1,5	8,98240245	17,9648049	26,9472073	35,9296098	44,9120122	53,8944147	62,8768171	71,8592196
Profondeur D/2									
Gamma sat = 0 -> V/(Su*D)									
Su [kPa]									
		1	2	3	4	5	6	7	8
D	0,5	6,05738334	6,05679429	6,05672884	6,05669611	6,05667648	6,05672884	6,05676624	6,0567452
	1	6,03342869	6,03342869	6,03342869	6,03323234	6,03327161	6,03329779	6,03331649	6,03333052
	1,5	5,9882683	5,9882683	5,9882683	5,9882683	5,9882683	5,9882683	5,9882683	5,9882683
Profondeur 2D									
Gamma sat = 0									
Su [kPa]									
		1	2	3	4	5	6	7	8
D	0,5	5,57652331	11,1495123	16,7248575	22,2996137	27,8743699	33,4493224	39,0240785	44,5990311
	1	10,4913487	20,9819119	31,4732606	41,9638239	52,4559579	62,9465212	73,4378699	83,9284331
	1,5	15,6463095	31,2979205	46,9601343	62,5958409	78,2686576	93,9220357	109,575414	125,230559
Profondeur 2D									
Gamma sat = 0 -> V/(Su*D)									
Su [kPa]									
		1	2	3	4	5	6	7	8
D	0,5	11,1530466	11,1495123	11,149905	11,1498069	11,1497479	11,1497741	11,1497367	11,1497578
	1	10,4913487	10,490956	10,4910869	10,490956	10,4911916	10,4910869	10,4911243	10,4910541
	1,5	10,430873	10,4326402	10,4355854	10,4326402	10,435821	10,4357817	10,4357537	10,4358799

Figure 49 Résistances à la pénétration obtenus pour différents diamètres de pipeline

Nous avons lancé plusieurs simulations sur OptumG2 afin de calculer la charge à la rupture du sol V en fonction de la résistance au cisaillement du sol non drainé s_u pour un poids volumique du sol saturé γ_{sat} nul, pour une profondeur normalisée w/D de 0,5 et 2, et pour des diamètres de pipeline de 0,5, 1 et 1,5 mètres de diamètre.

Après avoir normalisé ces résultats à l'aide du groupement adimensionnel $V/s_u D$, nous retrouvons une résistance à la pénétration normalisée équivalente pour la variation de la résistance au cisaillement du sol non drainé s_u , mais il y a une légère différence quand nous regardons la variation du diamètre. Cela peut s'expliquer par les effets d'échelle et les différences sur le mécanisme de rupture. Un diamètre différent aura par conséquent des lignes de rupture avec différentes tailles qui dépendent du matériau, de l'interaction entre la taille du diamètre et ses propriétés de matériau. Comme nous pouvons observer à la Figure 49 et à la Figure 50, pour une faible profondeur normalisée de 0,5 fois le diamètre du pipeline, les différences de résistance à la pénétration normalisée sont infimes.

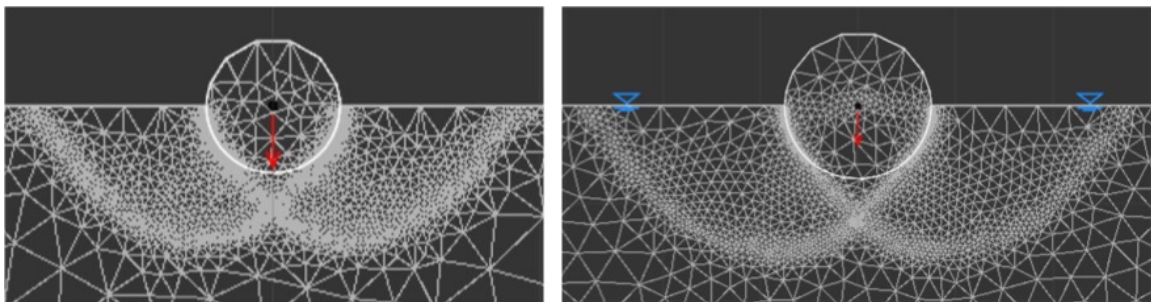


Figure 50 Différence des lignes de rupture entre des pipelines d'un diamètre de 0,5 mètre (à gauche) et 1,5 mètres (à droite) pour une profondeur d'enfouissement normalisée w/D de 0,5

Cependant, nous remarquons que ces différences sont légèrement plus importantes pour une profondeur normalisée de deux fois le diamètre du pipeline. En regardant les lignes de rupture à la Figure 51, nous remarquons qu'elles sont moins similaires que pour des faibles profondeurs. Les lignes de glissement induites par les deux diamètres présentent des directions légèrement différentes, qui influent sur les contraintes de cisaillement.

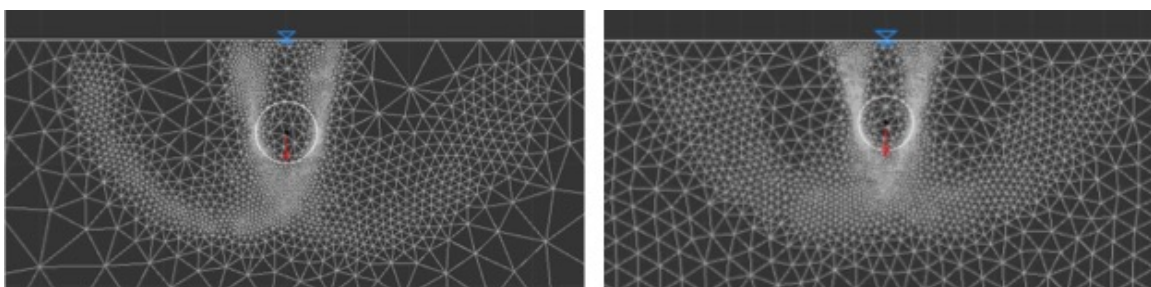


Figure 51 Différence des lignes de rupture entre des pipelines d'un diamètre de 0,5 mètre (à gauche) et 1,5 mètres (à droite) pour une profondeur d'enfouissement normalisée w/D de 2

Ensuite, lorsque nous considérons un sol avec un poids non nul, nous observons également une différence dans les résistances à la pénétration normalisée en faisant varier le diamètre des pipelines. La figure suivante représente donc cette variation pour des diamètres D de 0,5, 1 et 1,5 mètres, pour une profondeur normalisée du pipeline w/D de 2 et pour un poids volumique du sol γ_{sat} de 22 [kN/m³].

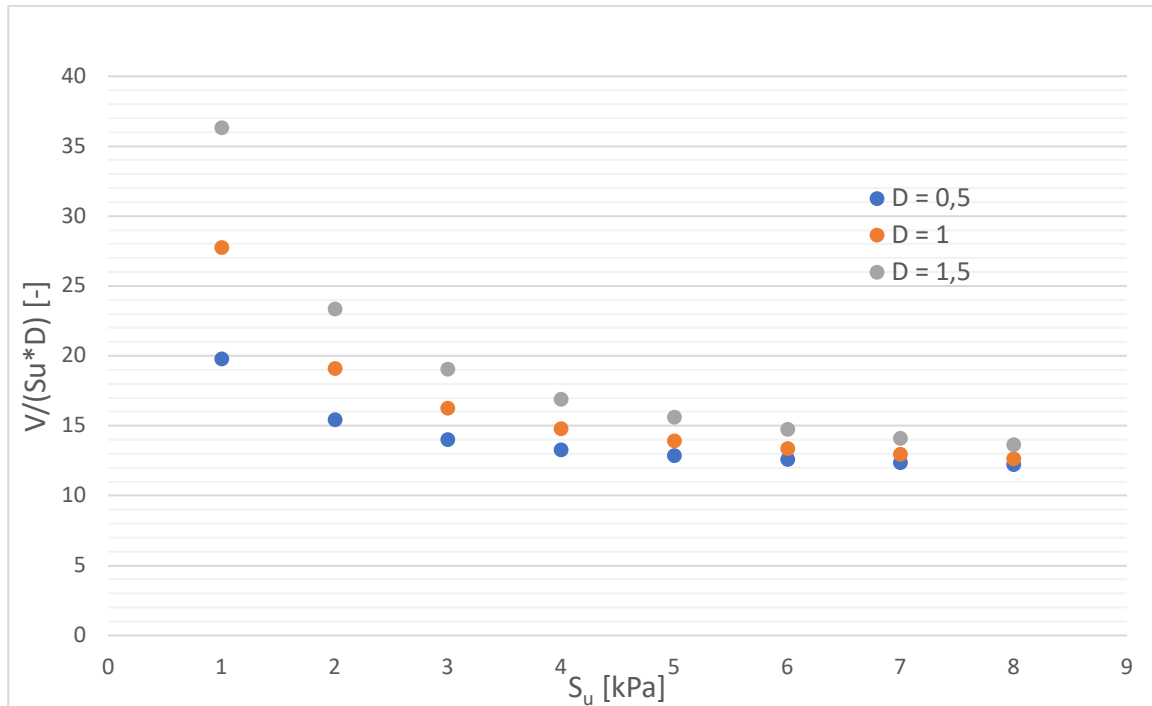


Figure 52 Résistance à la pénétration avec variation du diamètre pour un sol de poids volumique de 22 [kN/m³] et une profondeur de 2x le diamètre du pipeline

Cette fois-ci, les résistances à la pénétration ont été tracées en fonction de la résistance au cisaillement du sol non drainé s_u et non plus de la profondeur normalisée du pipeline w/D . Celle-ci a été fixée à une profondeur de deux fois le diamètre du pipeline. Nous pouvons observer que plus la résistance s_u est grande, plus la différence entre les différentes variations du diamètre est petite, ce qui est typique de ce qui a été expliqué dans les sous-sections précédentes en lien avec la poussée d'Archimède.

$$\frac{V}{s_u * D} - \frac{A_{ps} * \gamma_{sat}}{s_u * D}$$

En effet, en regardant le deuxième terme, nous observons une nouvelle fois que l'augmentation de la résistance s_u entraîne une influence du deuxième terme plus petite. La résistance au cisaillement du sol non drainé s_u a donc un impact très important dans le design de la pénétration du pipeline, surtout si sa valeur est plus

petite que 4 [kPa], ce qui rend les résultats de la résistance à la pénétration beaucoup plus sensibles à la variation des autres paramètres lorsque le poids volumique du sol qui entoure le pipeline est non nul.

La Figure 53 montre donc les résultats obtenus lorsque nous soustrayons les résultats de la résistance à la pénétration normalisée avec la variation du diamètre affiché à la Figure 52 par la composante associée à la poussée d'Archimède en utilisant à chaque fois les paramètres adéquats.

Profondeur 2D									
Gamma sat = 22; V/(Su*D)									
Su [kPa]									
		1	2	3	4	5	6	7	8
D	0,5	19,7924264	15,4692022	14,0294365	13,3095536	12,8778595	12,5896053	12,3839338	12,2296802
	1	27,7693229	19,1303358	16,2506734	14,8106459	13,9469435	13,371011	12,9596307	12,6509973
	1,5	36,3478343	23,3899427	19,0722163	16,9112914	15,6161502	14,7554716	14,138345	13,6755001
Profondeur 2D									
Gamma sat = 22; V/(Su*D)									
Su [kPa]									
		1	2	3	4	5	6	7	8
D	0,5	11,1530466	11,1495123	11,1496432	11,1497087	11,1499836	11,1497087	11,1497367	11,1497578
	1	10,4905633	10,490956	10,4910869	10,490956	10,4911916	10,4912178	10,4912365	10,4911523
	1,5	10,4296949	10,430873	10,4328365	10,4317566	10,4325223	10,4357817	10,4357537	10,4357327

Figure 53 Résultats de la résistance à la pénétration obtenus en soustrayant la composante liée à la poussée d'Archimède

Nous retrouvons donc les résultats obtenus pour la résistance à la pénétration en retirant la composante liée à la poussée d'Archimède, qui correspondent plutôt bien aux résultats obtenus lorsque nous considérons un sol sans poids, même si nous notons une variation de 6% pour le diamètre de 0,5 mètre par rapport aux autres diamètres, qui peut être expliqué par les effets d'échelle.

6. Influence de la profondeur normalisée w/D

Nous avons pu observer dans toutes les sous-sections précédentes qui traitent des résultats obtenus de la résistance à la pénétration que celle-ci est dépendante de la profondeur d'enfouissement du pipeline. La tendance globale est que cette résistance augmente avec la profondeur normalisée. Cependant, en observant la Figure 33, nous avons remarqué une profondeur de transition pour laquelle la résistance à la pénétration normalisée devient constante alors que le pipeline continue de s'enfouir dans le sol plus profondément. Nous allons donc distinguer deux tendances qui sont observées lorsque nous faisons varier la profondeur d'enfouissement du pipeline.

La première concerne l'augmentation de la résistance à la pénétration normalisée en fonction de la pénétration du pipeline dans le sol lorsque celui-ci présente un mécanisme de rupture de surface comme présenté à la Figure 54.

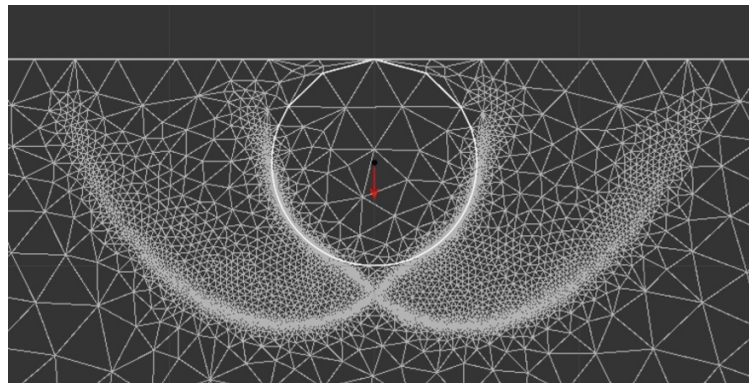


Figure 54 Illustration du mécanisme de rupture de surface

À partir d'une certaine profondeur que nous appelons $(w/D)_T$, pour profondeur de pénétration normalisée de transition, la deuxième tendance implique que la résistance à la pénétration normalisée n'évolue plus avec la profondeur d'enfouissement normalisée car le mécanisme de rupture se referme autour du pipeline pour former un bulbe. Une fois que le mécanisme est développé tout autour, il n'y a plus l'effet de la surface libre qui joue. Ce mécanisme de rupture est appelé mécanisme de rupture de plein débit et est illustré à la Figure 55. Ce mécanisme de rupture implique que le sol aura tendance à s'écouler autour du pipeline à partir d'une certaine profondeur d'encastrement qui dépend de plusieurs paramètres. Comme cela contredit l'hypothèse d'une tranchée verticale se formant au-dessus du tuyau, les charges d'effondrement calculées doivent être utilisées avec prudence à des profondeurs d'encastrement plus importantes.

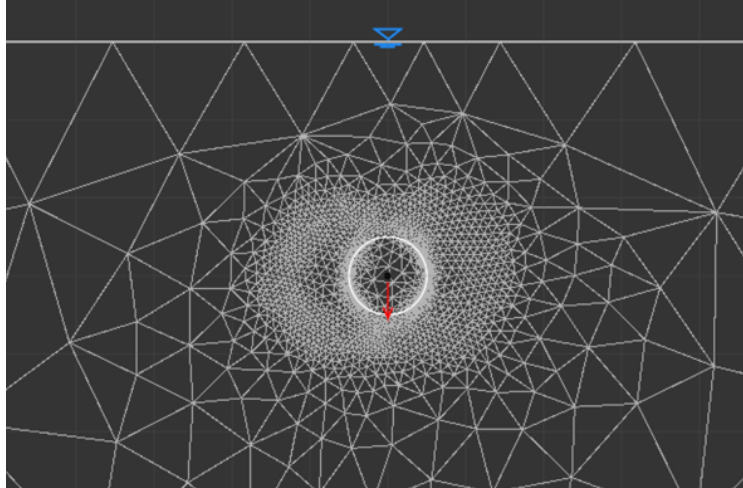


Figure 55 Illustration du mécanisme de rupture de plein débit

La valeur profondeur de pénétration normalisée de transition $(w/D)_T$ va varier d'une situation à une autre et dépend de plusieurs paramètres. Ces paramètres qui affectent la profondeur de transition sont la résistance au cisaillement du sol non drainé s_u , le poids volumique saturé du sol γ_{sat} et le diamètre du pipeline D . Ces paramètres peuvent être combinés dans le groupe sans dimension $(s_u/\gamma_{sat}D)$. Cette quantité affecte la résistance relative d'un mécanisme de surface par rapport à une rupture par écoulement circulaire. Un mécanisme de surface implique un soulèvement du sol plus important qu'un mécanisme d'écoulement circulaire. Cette transition de rupture superficielle à profonde a été précédemment quantifiée pour la pénétration de fondations de type « Spudcan » dans l'argile, le groupement adimensionnel $(s_u/\gamma_{sat}D)$ étant confirmé comme le paramètre sans dimension pertinent (Hossain et al. 2005).

Des études menées par (White et al. 2010) ont permis de calculer la profondeur de transition à laquelle le mécanisme de rupture passe d'un mécanisme de rupture peu profond à un mécanisme de rupture à plein débit a été identifiée pour les différentes valeurs du groupement adimensionnel, grâce à des résultats d'analyse des éléments finis à large déformation. Ces profondeurs de transition sont indiquées à la Figure 56.

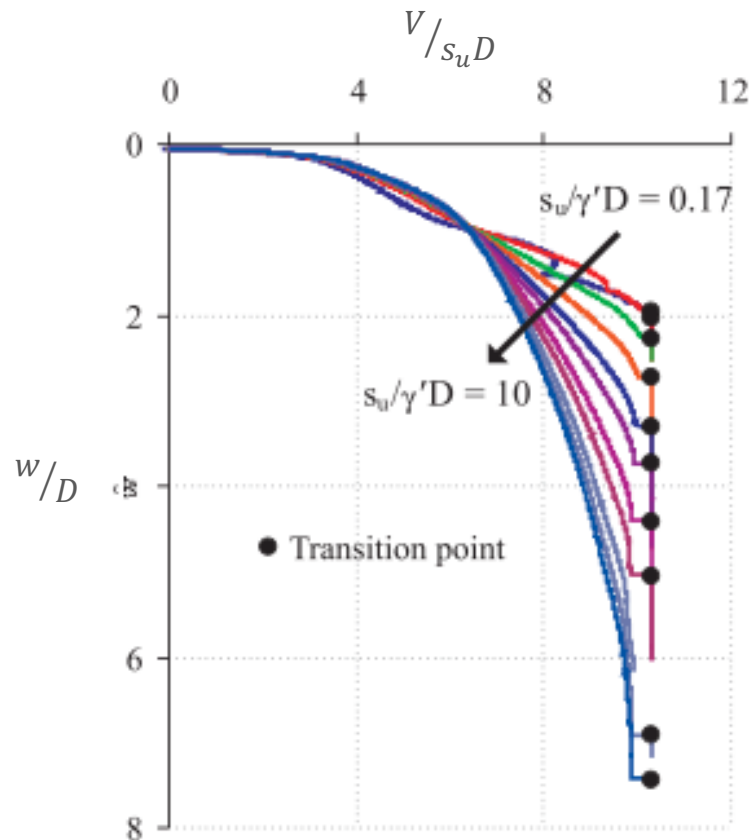


Figure 56 Résultats obtenus par White et al. pour les profondeurs de transitions en fonctions de différents paramètres

Pour une faible valeur de $\left(\frac{s_u}{\gamma_{sat} D}\right)$ (qui est caractéristique d'un sol normalement consolidé), la transition d'un mécanisme de rupture de surface à un mécanisme de rupture de plein débit se produit à une pénétration normalisée relativement peu profonde w/D peu après que le sol reflue autour du pipeline. En revanche, pour des valeurs élevées de $\left(\frac{s_u}{\gamma_{sat} D}\right)$ (caractéristique d'un sol fortement surconsolidé), une cavité reste ouverte derrière le pipeline à un encastrement beaucoup plus important, ce qui retarde le passage à mécanisme de rupture de plein débit et crée un décalage entre les deux valeurs de résistance déduites jusqu'à une profondeur de 5 à 6 diamètres de pipeline. White et al. ont défini une équation adaptée à ces données pour prédire la profondeur de transition :

$$\left(\frac{w}{D}\right)_T = 2,58 * \left(\frac{s_u}{\gamma_{sat} D}\right)^{0,46} + 0,24 * \left(\frac{s_u}{\gamma_{sat} D}\right)^{-0,63}$$

En utilisant cette équation pour les plages de données qui représentent les sols d'argile molle, nous obtenons les profondeurs normalisées de transition à la Figure 57 :

		(w/D)t		
		Gamma sat [kN/m ³]		
		12	17	22
s _u [kPa]	1	1,971	2,131	1,667
	2	1,874	1,888	1,983
	3	1,938	1,878	2,163
	4	2,036	1,923	2,292
	5	2,141	1,988	2,396
	6	2,247	2,060	2,486
	7	2,350	2,135	2,567
	8	2,451	2,210	2,641

Figure 57 Résultats des profondeurs normalisées de transition pour la gamme des propriétés des argiles molles

Une valeur aléatoire de résistance au cisaillement du sol non drainé s_u et de poids volumique saturé γ_{sat} a été choisie pour tracer la courbe de résistance à la pénétration normalisée et observer le point de transition. Avec un s_u de 5 [kPa] et un γ_{sat} de 22 [kN/m³], nous observons une transition d'un mécanisme de rupture de surface à un mécanisme de rupture de plein débit, à une profondeur normalisée autour de 2,4 fois le diamètre du pipeline.

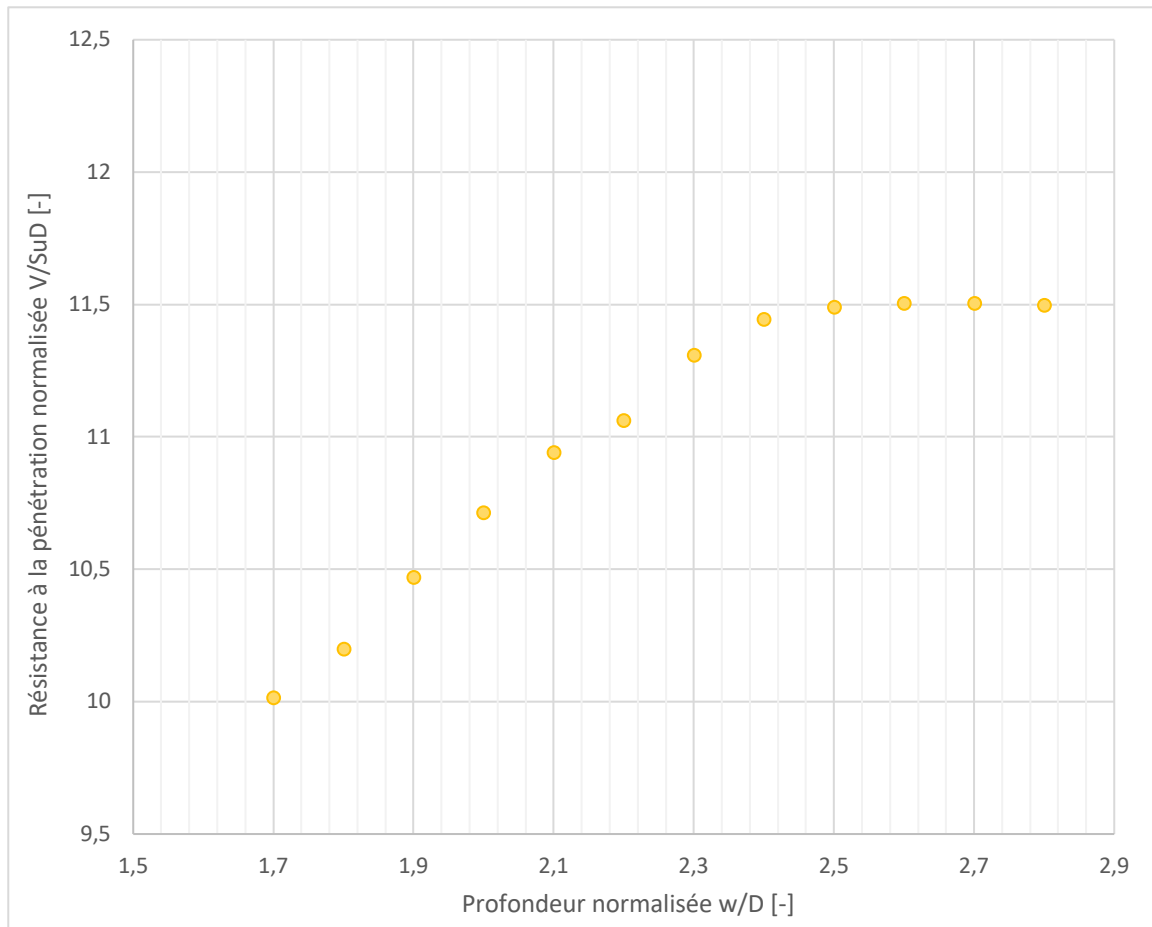


Figure 58 Résistance à la pénétration normalisée pour une résistance de cisaillement du sol non drainé s_u de 5 [kPa] et un poids volumique du sol saturé γ_{sat} de 22 [kN/m³]

L'état du sol entourant le pipeline est donc un aspect important dans l'évaluation des pipelines enterrés, surtout si nous considérons une tranchée ouverte au-dessus du pipeline. En outre, les conditions aux limites autour de la conduite (par exemple, la profondeur des conditions de sol intact sous le pipeline dans la tranchée) ajouteront aux incertitudes liées à la sélection des paramètres géotechniques.

Pour terminer l'analyse de l'influence de la profondeur, nous allons discuter des résultats obtenus après cette profondeur normalisée de transition. En effet, nous avons observé que les valeurs de la résistance à la pénétration obtenues ne varient plus pour des pipelines enfouis plus profondément dans le sol. Nous avons donc lancé une série de simulation pour des enfouissements très profonds et avec une couverture globale de toute la gamme des propriétés des sols très argileux, et les résultats affichés à la Figure 59 montrent que pour n'importe quelle profondeur et pour n'importe quelle valeur de la résistance s_u ou du poids volumique γ_{sat} , la résistance à la pénétration normalisée vaut 11,498 pour des profondeurs allant au-delà de la profondeur normalisée de transition.

Résultats résistance à la pénétration V bruts [kN/m]									
Su [kPa]									
		1	2	3	4	5	6	7	8
w/D	8	11,490	22,979	34,469	45,955	57,446	68,935	80,422	91,910
	10	11,500	23,000	34,500	45,988	57,541	69,049	80,557	92,064
	12	11,501	22,995	34,519	46,045	57,556	69,003	80,550	92,003
	15	11,501	23,001	34,486	45,998	57,501	69,000	80,500	92,001
	20	11,507	23,066	34,530	46,039	57,550	69,017	80,545	92,079
w/D	8	23,270	34,759	46,250	57,740	69,229	80,713	92,201	103,691
	10	23,281	34,777	46,275	57,782	69,265	80,828	92,282	103,844
	12	23,279	34,781	46,278	57,783	69,346	80,784	92,419	103,794
	15	23,278	34,781	46,282	57,783	69,283	80,784	92,285	103,781
	20	23,278	34,785	46,281	57,781	69,282	80,805	92,268	103,840
w/D	8	28,767	40,258	51,746	63,237	74,727	86,213	97,703	109,189
	10	28,779	40,273	51,791	63,279	74,779	86,279	97,781	109,280
	12	28,777	40,280	51,780	63,268	74,781	86,281	97,761	109,283
	15	28,779	40,279	51,780	63,266	74,783	86,279	97,781	109,281
	20	28,779	40,279	51,773	63,318	74,829	86,278	97,855	109,368
Résultats résistance à la pénétration normalisée [-] V/SuD									
Su [kPa]									
		1	2	3	4	5	6	7	8
w/D	8	11,490	11,490	11,490	11,489	11,489	11,489	11,489	11,489
	10	11,500	11,500	11,500	11,497	11,508	11,508	11,508	11,508
	12	11,501	11,497	11,506	11,511	11,511	11,500	11,507	11,500
	15	11,501	11,501	11,495	11,499	11,500	11,500	11,500	11,500
	20	11,507	11,533	11,510	11,510	11,510	11,503	11,506	11,510
w/D	8	23,270	17,380	15,417	14,435	13,846	13,452	13,172	12,961
	10	23,281	17,389	15,425	14,445	13,853	13,471	13,183	12,980
	12	23,279	17,391	15,426	14,446	13,869	13,464	13,203	12,974
	15	23,278	17,391	15,427	14,446	13,857	13,464	13,184	12,973
	20	23,278	17,393	15,427	14,445	13,856	13,467	13,181	12,980
w/D	8	28,767	20,129	17,249	15,809	14,945	14,369	13,958	13,649
	10	28,779	20,136	17,264	15,820	14,956	14,380	13,969	13,660
	12	28,777	20,140	17,260	15,817	14,956	14,380	13,966	13,660
	15	28,779	20,140	17,260	15,817	14,957	14,380	13,969	13,660
	20	28,779	20,140	17,258	15,830	14,966	14,380	13,979	13,671
Résultats résistance à la pénétration normalisée - Effet de la poussée d'Archimède									
Su [kPa]									
		1	2	3	4	5	6	7	8
w/D	8	11,490	11,490	11,490	11,489	11,489	11,489	11,489	11,489
	10	11,500	11,500	11,500	11,497	11,508	11,508	11,508	11,508
	12	11,501	11,497	11,506	11,511	11,511	11,500	11,507	11,500
	15	11,501	11,501	11,495	11,499	11,500	11,500	11,500	11,500
	20	11,507	11,533	11,510	11,510	11,510	11,503	11,506	11,510
w/D	8	11,489	11,489	11,490	11,490	11,490	11,489	11,489	11,489
	10	11,500	11,498	11,498	11,500	11,497	11,508	11,500	11,508
	12	11,498	11,500	11,499	11,500	11,513	11,500	11,520	11,502
	15	11,497	11,500	11,500	11,501	11,500	11,500	11,501	11,500
	20	11,497	11,502	11,500	11,500	11,500	11,504	11,498	11,507
w/D	8	11,488	11,490	11,489	11,490	11,490	11,489	11,489	11,489
	10	11,500	11,497	11,504	11,500	11,500	11,500	11,500	11,500
	12	11,498	11,501	11,500	11,497	11,500	11,500	11,497	11,500
	15	11,501	11,500	11,500	11,497	11,501	11,500	11,500	11,500
	20	11,501	11,500	11,498	11,510	11,510	11,500	11,511	11,511

$$\frac{1}{s_u * D}$$

$$\frac{A_{ps} * \gamma_{sat}}{s_u * D}$$

Figure 59 Résistances à la pénétration obtenues pour des profondeurs allant au-delà de la profondeur de transition

7. Tranchée ouverte

Dans les sections précédentes, les analyses ont été faites en considérant un refoulement du sol lorsque le pipeline s'enfouit dans le sol. Or, pour certains encastremements et en fonction des propriétés du sol, le pipeline en s'enfouissant peut laisser une tranchée ouverte au-dessus. Celle-ci n'est logiquement pas parfaitement verticale, mais le volume déplacé de sol au-dessus du pipeline est suffisamment important pour impacter de manière significative les résultats. De plus, il peut également y avoir des tranchées qui sont creusées de manière volontaire avant la pose du pipeline, afin par exemple d'assurer un enfouissement suffisant qui permette la stabilité axiale pour contrer le flambement. Le creusement de tranchées sous-marines peut être entrepris principalement à l'aide de techniques de lançage et de labourage et, à l'occasion, de coupe mécanique. Le jet est le plus adapté aux argiles molles, les argiles fermes pouvant également être tranchées par certaines des trancheuses à jet les plus puissantes actuellement disponibles (DNGLV 2019).

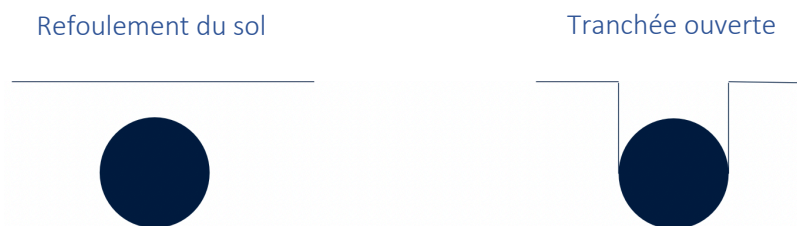


Figure 60 Différence entre le modèle avec refoulement du sol et avec la tranchée ouverte

Le modèle réalisé sur OptumG2 avec une tranchée ouverte au-dessus du pipeline est affiché à la Figure 61. Des parois verticales ont été tracées et n'ont pas été contraintes pour ne pas influencer le mécanisme de rupture. Le volume de sol très argileux au-dessus du pipeline a été remplacé par une hauteur d'eau.

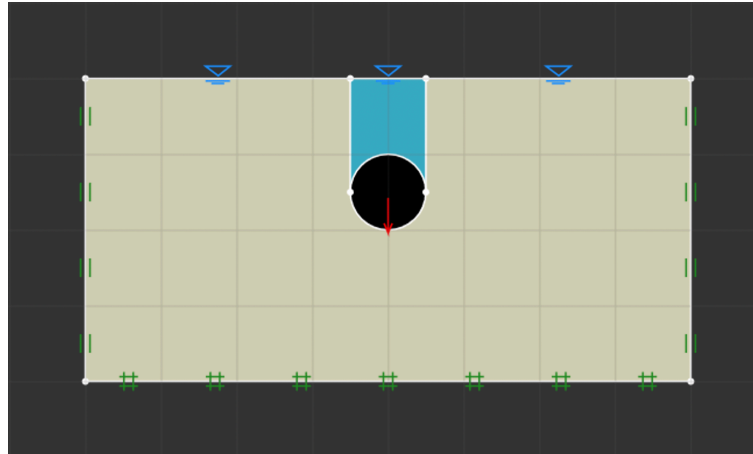


Figure 61 Modèle sur OptumG2 avec la tranchée ouverte

Nous avons évité d'utiliser pour ces simulations une résistance au cisaillement non drainé du sol s_u trop petite afin de minimiser les instabilités de pente lors de l'analyse. La résistance s_u utilisée pour les simulations est de 8 [kPa], le poids volumique du sol γ_{sat} est de 22 [kN/m³] et le diamètre du pipeline est de 1 mètre. En deçà d'une profondeur normalisée de 0,5 fois le diamètre du pipeline, il n'y a aucune différence de résolution entre les deux modèles. Nous avons donc lancé les différentes simulations pour des profondeurs normalisées w/D entre 0,5 et 3, avec des variations de 0,5.

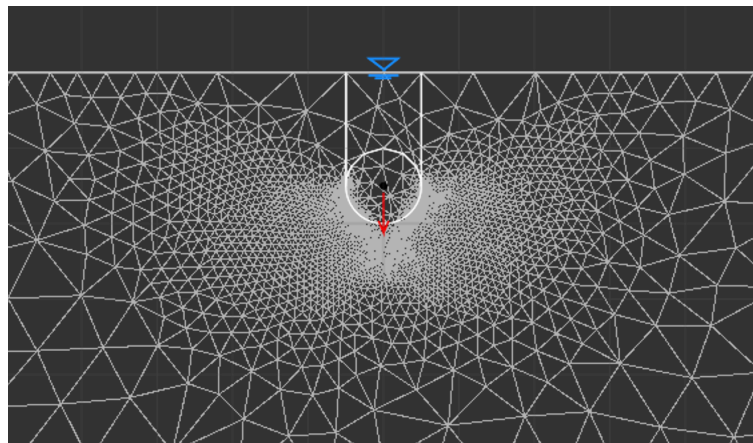


Figure 62 Mécanisme de rupture pour le modèle avec tranchée ouverte

Les résultats obtenus pour le calcul de la résistance à la pénétration grâce aux simulations par éléments finis sur OptumG2 sont affichés dans la Figure 63. Après les valeurs de la profondeur normalisée du pipeline, la première colonne reprend les résultats bruts obtenus directement via OptumG2 de la résistance à la pénétration du sol en [kN/m]. La deuxième colonne reprend cette résistance brute et normalise les résultats grâce au groupement adimensionnel utilisé dans les sections précédentes. Enfin la dernière colonne soustrait le facteur lié à la poussée d'Archimède enfin d'obtenir un sol sans poids.

Run Tranchée ouverte				
		V	V/suD	Sol sans poids
w/D	0,5	61,8516759	7,731459487	5,571614547
	1	73,12371053	9,140463816	6,980618876
	1,5	82,94904127	10,36863016	6,538707689
	2	92,66598731	11,58324841	6,378325943
	2,5	96,88750242	12,1109378	5,531015332
	3	97,86296693	12,23287087	4,277948396

Figure 63 Résultats obtenus pour le modèle avec la tranchée ouverte

En observant attentivement la dernière colonne, nous remarquons que les résultats pour un sol sans poids avec une tranchée ouverte présentent des valeurs significativement inférieures aux résultats obtenus avec refoulement du sol sur le pipeline. Même si la résistance à la pénétration pour un sol avec un poids volumique non nul a une tendance haussière, le retrait de la poussée d'Archimède pour le modèle avec une tranchée ouverte implique une diminution de la résistance avec l'encastrement du pipeline, ce qui est contrintuitif.

Ceci est dû au facteur A_{ps} , présent dans le terme lié à la poussée d'Archimède, qui comprend non seulement la section du pipeline, mais également l'aire de la tranchée se trouvant au-dessus de celui-ci comme l'illustre la Figure 36. Or, plus le pipeline s'enfonce dans le sol, plus A_{ps} va augmenter significativement, ce qui va faire diminuer la résistance en fonction de la profondeur normalisée.

Dans la réalité, l'encastrement d'un pipeline n'entraîne pas de tranchée avec des parois parfaitement verticales et le facteur A_{ps} est nettement surestimé. Un problème encore à résoudre est la profondeur à laquelle une tranchée ouverte avec des côtés verticaux peut être supposée en première approximation avec des paramètres de sol fixés.

Il serait intéressant, pour des recherches futures, de déterminer avec précision la situation de sol autour du pipeline en fonction des propriétés du sol. Pour résumer, deux situations de sol ont été analysés lors de ce travail comme illustré à la Figure 60. La première situation est le refoulement du sol au-dessus du pipeline, qui surestime les résultats de la résistance à la pénétration pour les conditions où le pipeline crée une tranchée comme dans la Figure 64 (a), car la composante d'Archimède avec le facteur A_{ps} est sous-estimé, sauf dans les cas où le sol s'est réellement refoulé entièrement sur le pipeline. La deuxième situation est la tranchée avec des parois verticales qui est créée au-dessus du pipeline, qui sous-estime les résultats de la résistance à la pénétration dans tous les cas, car le facteur

A_{ps} est surestimé, surtout lorsque le sol est entièrement refoulé sur le pipeline comme dans la Figure 64 (b).

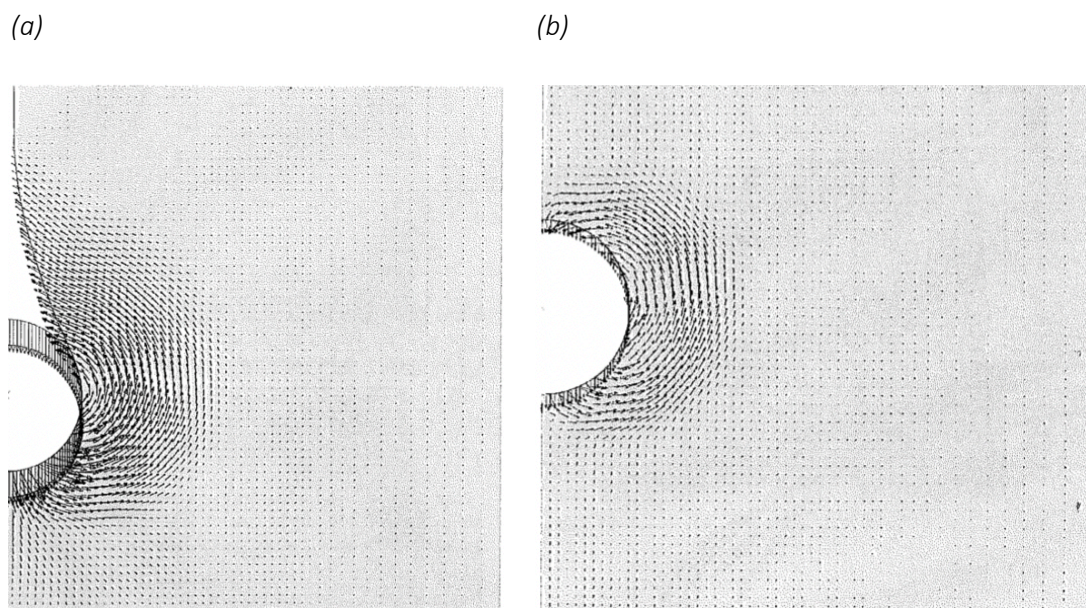


Figure 64 (a) Tranchée présente au-dessus du pipeline (b) Refoulement du sol sur le pipeline (Tho et al. 2012)

8. La rugosité à l'interface α

Le modèle utilisé lors de ce travail ne comprend pas d'interface dans l'analyse des interactions pipeline-sol. Cela assume qu'il y a une adhésion entre le sol et la structure et que les propriétés de l'interface sont identiques à celles du sol qui l'entoure. L'étude de la variation de cette interface nécessite la création d'un matériau supplémentaire, en plus de celui du sol et du pipeline. Or, comme expliqué dans la section Prise en main du logiciel OptumG2, ce logiciel limite à deux, le nombre de matériaux pouvant être créés

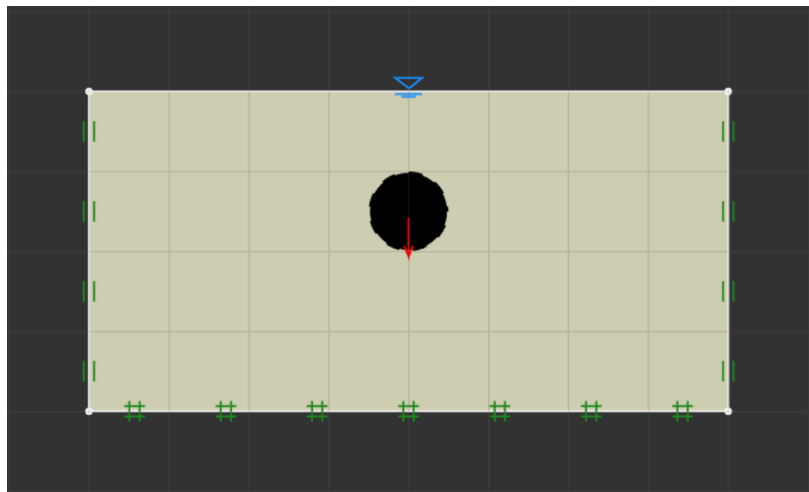


Figure 65 Mise en place d'une interface autour du pipeline

Cependant, il faut savoir que la surface du pipeline a une influence sur le frottement de l'interface. En effet, le revêtement à la surface peut être un isolant en plastique lisse, ou alors il peut être recouvert de béton, qui est très rugueux.

Ces deux cas extrêmes sont représentés par le facteur α , qui correspond à la rugosité à l'interface du pipeline. Ce facteur est compris entre 0 et 1, avec $\alpha = 0$ pour les surfaces complètement lisses et qui assume une contrainte de cisaillement nulle à l'interface, et $\alpha = 1$ pour les surfaces extrêmement rugueuses et qui assume une résistance au cisaillement totale et qui est celle considérée tout au long de l'étude.

Comparaison avec les résultats disponibles dans la littérature

Le problème de l'encastrement des canalisations dans les sédiments fins est un sujet de recherche actif depuis de nombreuses années. L'étude des recherches effectuées dans le passé concernant la pénétration des pipelines dans les sols marins est importante car elle va nous permettre d'utiliser les équations disponibles dans la littérature pour les étendre à des profondeurs plus importantes sur base des données obtenus lors de ce travail.

Comme expliqué dans l'introduction de ce mémoire, des travaux ont été développés autour de l'analyse de la résistance du pipeline pour des profondeurs allant de 0 à 0,5 fois le diamètre du pipeline, soit applicable dans la plupart des cas. Cependant, ces méthodes existantes ont tendance à prédire un enfouissement irréaliste dans les argiles très molles lorsque nous dépassons une profondeur de $D/2$. Nous allons donc dans cette section faire un résumé de la plupart des travaux existants sur le sujet et ainsi choisir les modèles les plus pertinents à étendre pour obtenir des résultats plus réalistes à des profondeurs allant au-delà de la moitié du diamètre du pipeline.

Les premières recherches se sont concentrées sur le chargement purement vertical, avec des mécanismes de rupture et des charges ultimes qui ont été identifiés sur la base de la théorie classique de la plasticité (Murff et al., 1989), sur base de modèles tests (Verley & Lund, 1995), ou comme dans le cadre de ce mémoire sur base des analyses par éléments finis à petites déformations (Aubeny et al., 2005).

Dans toutes ces approches, les paramètres clés utilisés sont les mêmes que ceux utilisés dans ce travail, à savoir la résistance au cisaillement s_u , et le poids volumique du sol saturé γ_{sat} , le diamètre du pipeline D , la force verticale (par unité de longueur) V , communiquée par le pipeline au fond marin ainsi que la rugosité à l'interface α .

Lors des analyses effectuées au cours de ce travail les résultats recherchés se basent sur la résistance du sol normalisée en faisant varier différents paramètres. Il existe aussi des expressions disponibles sous d'autres formes avec comme solution la profondeur normalisée w/D et non plus la résistance à la pénétration normalisée $V/s_u D$. Verley & Lund (1995) ont proposé une première équation empirique pour la pénétration dans l'argile, basée sur un vaste programme d'essais en laboratoire, exprimant la pénétration normalisée (statique) du pipeline w/D , en termes de deux groupes sans dimension :

Comparaison avec les résultats disponibles dans la littérature

$$\frac{w}{D} = 0,0071 * \left[\frac{V}{s_u D} * \left(\frac{s_u}{\gamma D} \right)^{0,3} \right]^{3,2} + 0,062 * \left[\frac{V}{s_u D} * \left(\frac{s_u}{\gamma D} \right)^{0,3} \right]^{0,7}$$

Les solutions de plasticité ont ensuite été étendues pour des variations linéaires plus générales de la résistance au cisaillement avec la profondeur à l'aide d'une analyse par éléments finis. La résistance géotechnique est généralement exprimée en loi de puissance, de sorte que la résistance verticale totale peut s'écrire :

$$\frac{V}{s_u D} = a * \left(\frac{w}{D} \right)^b$$

Ces relations de loi de puissance avec les coefficients a et b ont été obtenues en fonction de l'encastrement pour un pipeline avec un modèle « Wished In Place » avec une tranchée ouverte directement au-dessus (Aubeny et al. 2005), et la plupart des études théoriques avec ce modèle et ne capturent pas le changement de géométrie lors d'une déformation de grande amplitude, ni la formation de l'effet de « Heave » lors d'une pénétration continue.

Nous allons porter une attention particulière à l'étude d'Aubeny car celle-ci se rapproche en de nombreux points de l'étude que nous avons menée au cours de ce travail. Le point de départ de l'étude d'Aubeny est l'étude de Randolph et Houlsby (1984) qui a appliqué la théorie classique de la plasticité pour estimer la pression limite sur un cylindre circulaire entièrement encasté, à translation latérale, non affecté par une surface libre.

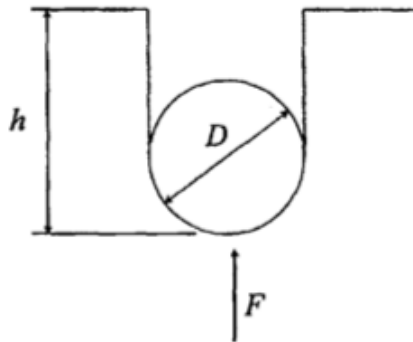


Figure 66 Hypothèse du modèle choisi par (Aubeny et al. 2005)

Aubeny et al. ont ensuite utilisé les éléments finis, et plus particulièrement le logiciel ABAQUS, pour estimer les charges de rupture du sol. Ils ont donc distingué les encastrements de tuyaux inférieurs à la moitié du diamètre $w/D < 0,5$, et les encastrements de tuyaux supérieurs à la moitié du diamètre $w/D > 0,5$ pour lesquels une tranchée ouverte a été formée au-dessus du pipeline. Logiquement, nous nous attendons à voir les résultats d'Aubeny bien inférieurs à ceux obtenus lorsque que

Comparaison avec les résultats disponibles dans la littérature

nous considérons un refoulement du sol, en lien avec le facteur A_{ps} qui est bien plus grand dans le modèle choisis par Aubeny.

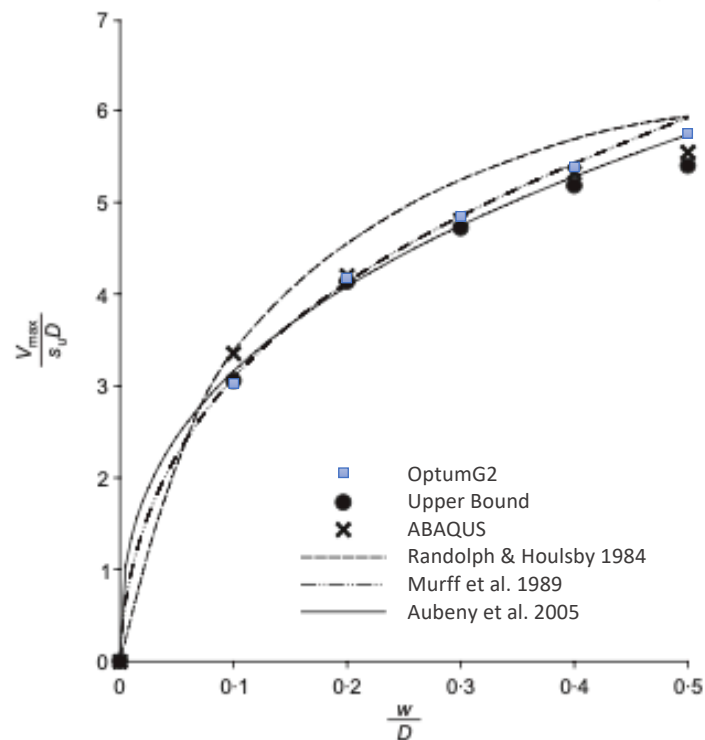


Figure 67 Résultats obtenus de différentes études pour des profondeurs d'enfouissement inférieures à la moitié du diamètre du pipeline (Merfield et al. 2008)

Le graphe présenté à la Figure 67 affiche les résultats des charges d'effondrement normalisées calculées à partir des solutions caractéristiques pour les encastresments w/D variant de 0 à 0,5, obtenus par les recherches de Randolph & Housby 1984, Murff et al. 1989, Aubeny et al. 2005 et ces valeurs sont comparés avec les résultats obtenus via OptumG2 réalisés lors de ce travail. Cette comparaison montre que les résultats que nous avons obtenus sont assez similaires à ce qui a été fait dans les recherches précédentes.

Aubeny et al. ont donc définis les valeurs des coefficients a et b à utiliser pour la relation de loi de puissance et ont également fait la distinction entre les pipelines avec une interface rugueuse et ceux avec une interface lisse. Pour un pipeline parfaitement rugueux, Aubeny et al. (2005) suggèrent $a = 7,41$ et $b = 0,37$ et pour un pipeline parfaitement lisse $a = 5,42$ et $b = 0,29$. Ils ont également étendu leurs recherches pour des profondeurs allant au-delà de $D/2$ et ils ont ajustés les coefficients a et b pour ces profondeurs-là. Il faut garder à l'esprit qu'ils ont considéré une tranchée ouverte au-dessus du pipeline et que les résultats seront sous-estimés. Cependant, l'avantage est que nous pourrions comparer la différence obtenue entre les modèles choisis avec refoulement du sol et ceux avec une

Comparaison avec les résultats disponibles dans la littérature

tranchée ouverte qui se forme sur le pipeline. Un résumé des valeurs de a et b fournit par Aubeny et al. est présent dans la ci-dessous.

	Coefficients a et b	
Rugosité à l'interface	w/D < 0,5	w/D > 0,5
Lisse	a = 5,42	a = 5,16
	b = 0,29	b = 0,21
Rugueux	a = 7,41	a = 6,35
	b = 0,37	b = 0,15

Figure 68 Résultats obtenus par Aubeny et al. pour les coefficients a et b

Une autre étude comparable à celle d'Aubeny propose une équation similaire, mais qui reprend la composante d'Archimède (DNVGL 2019). Il est donc possible d'intégrer dans cette équation les composantes liées aux propriétés du sol. L'étude indique qu'il faut utiliser l'équation du SAFEBUCK avec prudence pour des profondeurs normalisée supérieures à 0,5, car elle peut sous-estimer la résistance à la pénétration. De plus, cette équation dérive elle aussi du modèle avec une tranchée ouverte au-dessus du pipeline.

$$V = \left\{ \min \left[6 * \left(\frac{w}{D} \right)^{0,25} ; 3,4 * \left(\frac{10 * w}{D} \right)^{0,5} \right] + 1,5 * \frac{\gamma_{sat} * A_{ps}}{D * s_u} \right\} * D * s_u$$

Le premier terme de l'équation représente donc la résistance du sol à la pénétration des pipelines et le deuxième terme représente la flottabilité du sol qui est augmentée par le soulèvement du sol d'un facteur de 1,5. Ce facteur approxime l'impact de l'effet de « Heave » qui est lié au volume de sol déplacé. Ce volume est d'autant plus important que l'étude considère une tranchée ouverte sur le pipeline. Il faut cependant supprimer ce facteur de 1,5 pour des profondeurs d'enfouissement normalisés inférieurs à 0,5.

Nous allons maintenant tracer les équations présentées dans cette section sur un graphe, en les comparant avec les résultats obtenus lors de ce travail via la méthode des éléments finis sur OptumG2. Les résultats affichés à la Figure 69 correspondent à la résistance à la pénétration normalisée $V/s_u D$, en fonction de la profondeur de pénétration normalisée du pipeline w/D, pour un sol et un pipeline considéré sans poids.

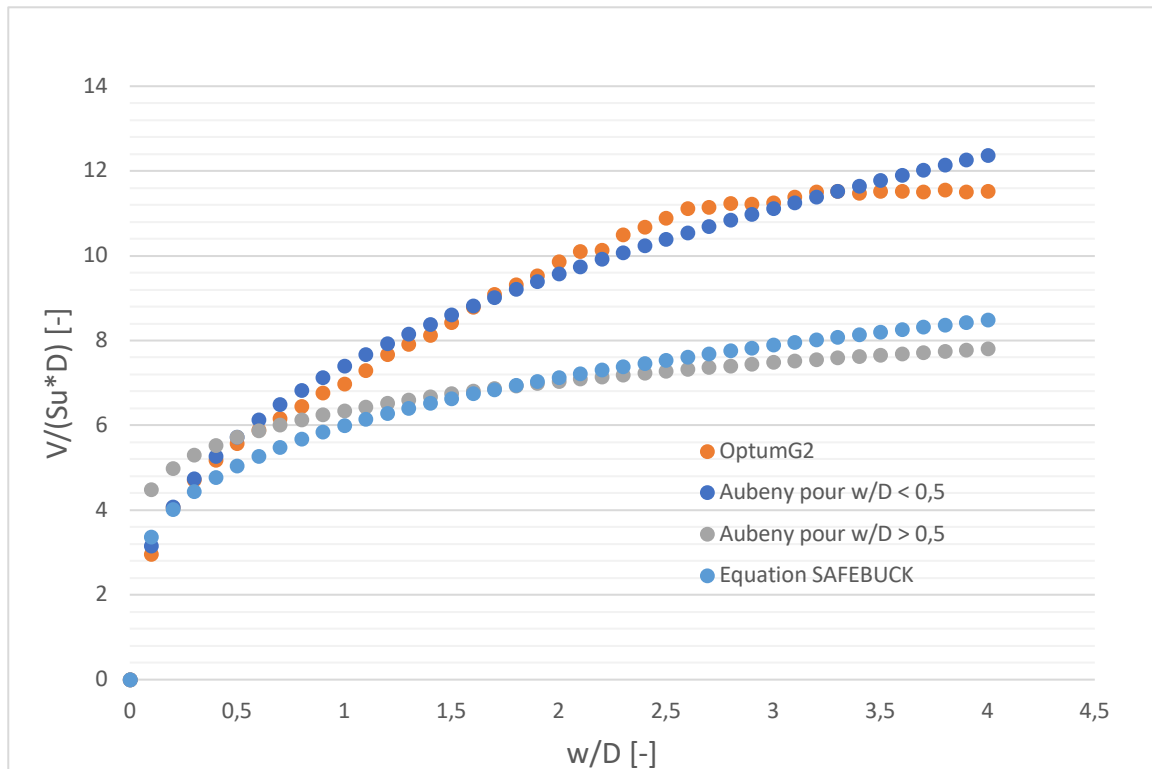


Figure 69 Comparaison des résultats avec les différentes études disponibles dans la littérature

La courbe orange affiche donc les résultats obtenus via la méthode des éléments finis sur OptumG2 en considérant un refoulement du sol au-dessus du pipeline. Elle est assez similaire au tracé bleu foncé de l'équation d'Aubeny obtenue pour des pénétrations de pipeline inférieures à 0,5 fois le diamètre. En effet, la tranchée ouverte n'a pas été considérée pour cette gamme et nous retrouvons des résultats assez similaires. La majeure différence est que l'équation d'Aubeny ne prend pas en compte la présence du mécanisme de rupture de plein débit à partir d'une certaine profondeur d'enfouissement et continue de faire augmenter la résistance à la pénétration normalisée alors que celle-ci reste constante à partir d'une certaine profondeur. De plus, sans considérer les profondeurs d'encastrement élevées, nous notons une différence de maximum 6% entre les deux analyses autour de la profondeur d'enfouissement normalisée correspondant à une fois le diamètre du pipeline enterré.

Les tracés bleu clair et gris correspondent respectivement à l'équation du SAFEBUCK et à l'équation d'Aubeny obtenue pour des pénétrations de pipeline supérieures à 0,5 fois le diamètre. Comme nous l'avons prédit, la différence entre les résultats obtenus avec une tranchée ouverte et ceux obtenus avec refoulement du sol sur le pipeline est conséquente. A part pour l'équation d'Aubeny tracée en gris qui ne prend pas en compte les analyses pour des profondeurs de pipeline inférieures à $0,5 \cdot D$, les résultats des trois autres courbes restent assez équivalents jusqu'à cette profondeur. Au-delà, nous notons une différence de 23,5% autour de

Comparaison avec les résultats
disponibles dans la littérature

la profondeur normalisée d'une fois le diamètre du pipeline et une différence de 38,3% autour de la profondeur normalisée de deux fois le diamètre du pipeline entre le modèle avec refoulement du sol et le modèle avec la tranchée ouverte sur le pipeline. Cette différence augmente logiquement avec la profondeur normalisée car le facteur A_{ps} augmente dans le cas de la tranchée ouverte et reste constant dans le cas du refoulement du sol sur le pipeline, ce qui augmente l'impact de la poussée d'Archimède et diminue donc la résistance à la pénétration normalisée. Enfin, l'équation d'Aubeny et l'équation du SAFEBUCK ne tiennent également pas compte de la transition entre un mécanisme de rupture de surface et un mécanisme de rupture à plein débit à partir d'une certaine profondeur.

Pour finir cette section, il est pertinent de mentionner l'étude de White et al. qui ont présenté les résultats d'une série d'analyses par éléments finis à grandes déformations basé cette fois sur le modèle « Pushed In Place ». La technique d'analyse eulérienne-lagrangienne est utilisée dans ABAQUS pour l'analyse. Les travaux de White et al. (2010) sont révolutionnaires dans le sens où tous les enfouissements de pipeline des profondeurs de pénétration peu profonds à profonds sont traités comme un processus continu dans l'analyse, de sorte que l'évolution de la topologie de surface ainsi que la transition des mécanismes de rupture peu profonds à profonds peuvent être capturés.

Équation résultante

Afin d'obtenir l'équation résultante basée sur les données obtenues lors de ce travail et qui permettra de prédire l'enfouissement des pipelines dans des sols très argileux, nous allons utiliser la loi de puissance pour développer une équation qui va fitter avec nos données, car cette équation est bien acceptée par les ingénieurs.

La résistance à la pénétration normalisée du sol en fonction de la profondeur normalisée peut s'écrire en étant exprimée en loi de puissance :

$$\frac{V}{s_u D} = a * \left(\frac{w}{D}\right)^b$$

Les valeurs des coefficients a et b qui vont permettre d'optimiser l'équation résultante par rapport à nos données, vont être définis en utilisant la méthode des moindres carrés. Pour cela, nous devons transformer l'équation ci-dessus en une équation linéaire de la forme $Y = A + bX$ en utilisant les logarithmes :

$$\log\left(\frac{V}{s_u D}\right) = \log\left(a * \left(\frac{w}{D}\right)^b\right)$$

$$\log\left(\frac{V}{s_u D}\right) = \log(a) + b * \log\left(\frac{w}{D}\right)$$

Maintenant, si nous supposons que $Y = \log\left(\frac{V}{s_u D}\right)$, que $A = \log(a)$, et que $X = \log\left(\frac{w}{D}\right)$, nous retrouvons la forme $Y = A + bX$. Il ne reste plus qu'à trouver les coefficients a et b en utilisant la méthode des moindres carrés en n'oubliant pas que le coefficient $a = \exp(A)$. Tout ceci a été implémenté dans un code python qui a permis d'obtenir directement la valeur des coefficients ainsi que l'allure de la courbe liée à l'équation obtenue :

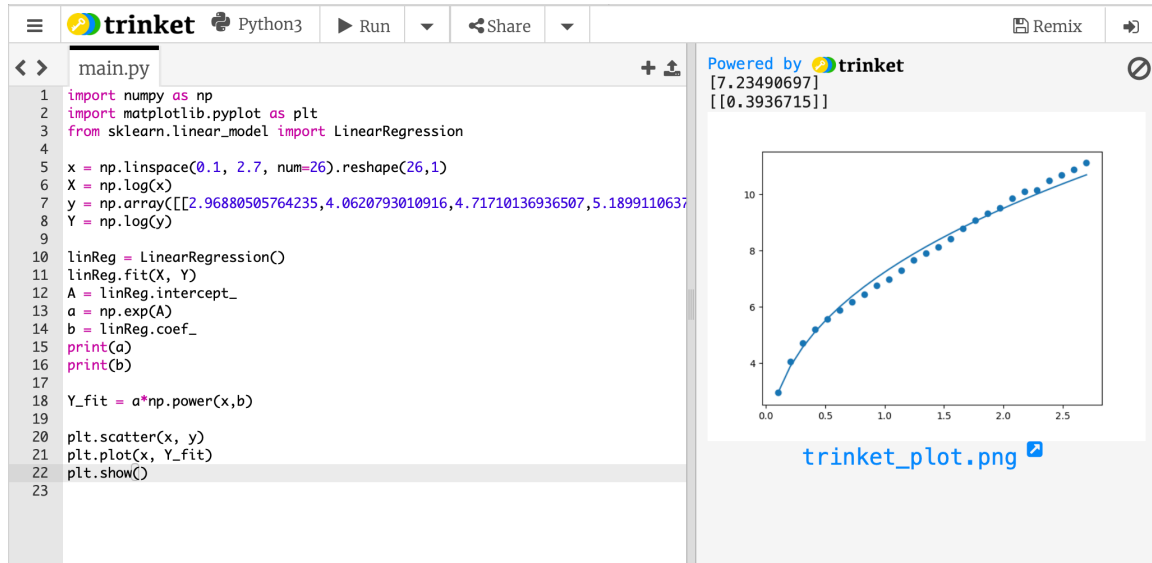


Figure 70 Code python qui permet l'obtention des valeurs des coefficients a et b (CodaBrainy)

Les données qui ont été utilisées pour obtenir ces coefficients sont celles obtenues par éléments finis via OptumG2 et concernent la résistance à la pénétration normalisée pour un sol et un pipeline de poids nul, pour une interface de rugosité α totalement rugueuse, et pour une profondeur normalisée w/D allant de 0 à $(w/D)_T$, qui pour rappel correspond à la profondeur après laquelle la résistance à la pénétration normalisée ne varie plus en fonction de la profondeur comme expliqué dans la sous-section Influence de la profondeur normalisée w/D . Il est logiquement biaisé d'inclure les données qui vont au-delà de cette profondeur car la valeur des coefficients a et b vont varier en ajoutant des données constantes au set de données de base.

Enfin, le dernier élément avant de proposer l'équation finale de cette étude est la prise en compte du poids volumique du sol γ_{sat} dans l'équation. L'équation qu'Aubeny propose permet de déterminer la profondeur d'enfouissement d'un pipeline pour un sol sans poids mais n'inclut pas directement dans son équation l'intégration du terme lié au poids propre du sol. Nous pouvons donc ajouter dans l'équation finale cette composante via un deuxième terme qui correspond à la poussée d'Archimède avec le groupement adimensionnel $\frac{A_{ps} \cdot \gamma_{sat}}{s_u \cdot D}$. L'équation du SAFEBUCK propose de multiplier ce groupement par un facteur f_b qui anticipe les déplacements du sol et l'impact des effets de « Heave » sur les résultats, qui sont aperçus avec les analyses d'éléments finis en grande déformation. Cependant dans le modèle utilisé pour cette étude, le sol du fond marin reste plat et les résultats ne sont pas influencés par cet effet lors des analyses d'éléments finis en petite déformation. Ce facteur f_b sera donc négligé dans notre équation.

L'équation finale de cette étude va donc utiliser la loi de puissance avec les coefficients a et b qui ont été obtenus grâce à la méthode des moindres carrés, la

dépendance de la profondeur d'enfouissement normalisée de transition $(w/D)_T$, obtenue grâce à l'équation fournie par White et al. et enfin l'inclusion du poids volumique du sol γ_{sat} via le terme adimensionnel lié à la flottabilité du pipeline. L'équation finale proposée est donc la suivante :

$$\frac{V}{s_u * D} = \begin{cases} 7,235 * \left(\frac{w}{D}\right)^{0,394} + \frac{A_{ps} * \gamma_{sat}}{s_u * D} & si \left(\frac{w}{D}\right) < \left(\frac{w}{D}\right)_T \\ 11,498 + \frac{A_{ps} * \gamma_{sat}}{s_u * D} & si \left(\frac{w}{D}\right) > \left(\frac{w}{D}\right)_T \end{cases}$$

où V est la résistance du sol à la pénétration en [kN/m], s_u la résistance au cisaillement du sol non drainé en [kPa], D le diamètre du pipeline en [m], γ_{sat} le poids volumique du sol saturé en [kN/m³], A_{ps} l'aire du pipeline submergé en [m²] et $(w/D)_T$ la profondeur d'enfouissement normalisée de transition entre un mécanisme de rupture de surface et un mécanisme de plein débit et est donnée par l'équation White et al. :

$$(w/D)_T = 2,58 * \left(\frac{s_u}{\gamma_{sat} D}\right)^{0,46} + 0,24 * \left(\frac{s_u}{\gamma_{sat} D}\right)^{-0,63}$$

Pour rappel, l'équation finale est proposée pour une interface sol-pipeline complètement rugueuse. Afin d'obtenir l'équation pour une interface totalement lisse, il suffit simplement de réutiliser le code python pour recalculer les valeurs des coefficients a et b sur le set de données obtenu en utilisant une interface autour du pipeline avec une résistance au cisaillement non drainée s_u nulle. Mais malheureusement, comme expliqué dans la sous-section La rugosité à l'interface α , OptumG2 ne propose pas la possibilité de créer un troisième matériau pour la version étudiante d'OptumG2, ni la version d'essai.

Incertitudes

Après avoir défini l'équation de prédiction de l'enfouissement des pipelines dans les sols très argileux, il est important de discuter des incertitudes liées à l'utilisation de cette équation et plus globalement au dimensionnement du réseau de pipelines.

Les ingénieurs en charge de ce type de projets doivent d'abord effectuer un travail en amont qui consiste à la création d'une base de données liée au projet. La connaissance des conditions du sol le long du tracé du pipeline est primordiale pour évaluer l'enfouissement de celui-ci. Cependant, les variations de la topologie des fonds marins le long d'un tracé peuvent être importantes et les données obtenues à partir des études de sol ne couvriront pas toutes les variabilités locales potentielles. De plus, les données recueillies sont également sensibles à des incertitudes liées par exemple aux perturbations des échantillons collectés, au facteur de portance CPT utilisé pour déterminer la résistance au cisaillement du sol non drainé s_u , au caractère aléatoire naturel d'une quantité ou encore aux incertitudes statistiques.

Il existe également un certain nombre d'incertitudes liées aux processus qui régissent de l'encastrement du pipeline. En effet, plusieurs inconnues influencent la charge appliquée sur le pipeline et les analyses numériques ne tiennent pas compte de ces incertitudes. Ceux-ci ont été discutés dans la section Les différentes sollicitations et reprennent par exemple les charges supplémentaires liées aux mouvements du bateau lors de l'installation ou encore aux conditions des fonds marins.

Au cours de ce travail, quelques incertitudes ont également été citées liées aux analyses limites par éléments finis. Les principales incertitudes qui apparaissent après le lancement des simulations numériques, sont la différence entre la moyenne effectuée entre les analyses limites en borne inférieure et supérieure avec la valeur exacte de la résistance à la pénétration (qui correspond à 0,4% de divergence), la différence qui apparaît en faisant varier le diamètre du pipeline à cause des lignes de rupture (avec une variation maximale de 6%) et enfin, les différences liées à la variation de la résistance au cisaillement s_u en fonction de la profondeur (avec une variation maximale de 10% selon Aubeny et al.).

Lors de la phase initiale de l'exécution, il est conseillé d'effectuer des études de performances pour vérifier les comportements du pipeline et si certains paramètres nécessitent d'être réétudiés.

Conclusion

Des simulations numériques par éléments finis d'un pipeline enfoui dans le sol à différentes profondeurs ont été effectuées pour fournir une base robuste pour évaluer la résistance ultime sous une charge verticale en utilisant les analyses limites de bornes inférieures et supérieures.

Cette étude s'est concentrée sur un modèle simple d'encastrement avec une analyse de la gamme des paramètres typique des sols très argileux. Un grand nombre de simulations numériques ont été lancées dans OptumG2 via un code MATLAB qui permet d'analyser facilement l'impact des différents paramètres influençant l'enfouissement des pipelines. Une analyse de la variation de chaque paramètre pertinent a donc été étudiée.

Les valeurs obtenues de la résistance à la pénétration se comparent bien aux solutions disponibles dans la littérature pour des profondeurs normalisées de pipeline inférieures à 0,5 fois le diamètre du pipeline. Au-delà de cette profondeur, les travaux disponibles assument une tranchée ouverte avec des parois verticales qui se créent avec l'enfouissement du pipeline alors que nous imposons un refoulement du sol. Tandis que l'hypothèse d'une tranchée ouverte sous-estime la charge à la rupture du sol, celle du refoulement la surestime. Il serait donc intéressant pour une prochaine étude, d'analyser les situations d'effondrement au-dessus d'un pipeline lorsque celui-ci s'enfonce dans le sol.

Une équation a donc été fournie à la suite des analyses dans ce travail pour prédire l'encastrement des pipelines offshore dans des sols très argileux. Cette équation est applicable pour toutes profondeurs et ne distingue pas les enfouissements superficiels et profonds.

Un accent a été mis sur l'impact de la flottabilité sur l'enfouissement des pipelines dans les conditions offshore, une analyse de la pénétration du pipeline doit inclure la composante de résistance verticale résultante du poids volumique du sol, car cette résistance peut avoir un effet significatif. Cette influence de la flottabilité du sol n'est pas correctement reconnue dans la littérature et les pratiques de conception actuelles.

Enfin, l'équation résultante prend en compte le changement de mécanisme de rupture à la profondeur normalisée de transition. Ce mécanisme de rupture implique que le sol a tendance à s'écouler autour du pipeline à partir de cette profondeur. Cela va à l'encontre de l'hypothèse d'une tranchée verticale qui se forme au-dessus du pipeline et l'effet de cette tendance doit être pris en compte.

En plus de fournir une équation basée sur la loi de puissance qui a été optimisée en prenant comme limite cette profondeur de transition, la valeur de la charge de rupture qui est constante au-delà de cette profondeur a été donnée en prenant en compte les propriétés du sol.

Même si les estimations des bornes inférieures et supérieures des charges de rupture du sol fournissent des résultats fiables sur les pénétrations de pipeline dans le sol, cette étude assume la prise en compte de paramètres soigneusement évalués. Or, nous avons vu qu'un grand nombre d'incertitudes peuvent influencer les résultats dans la réalité. Une perspective importante liée à de potentiels travaux futurs serait de réduire ces incertitudes liées aux paramètres en entrée, qui ont des répercussions importantes sur de nombreux problèmes de conception liés aux pipelines en eau profonde.

De plus, une exploitation approfondie du fichier XSD pourrait permettre de développer un outil relié directement à OptumG2 et qui pourrait définir les prédictions d'enfouissement sur l'ensemble du réseau de pipelines à partir d'une base de données de l'ensemble des paramètres récoltés ou via les essais effectués. L'ingénieur en charge du projet pourra donc lui-même traiter les incertitudes via la nouvelle interface de l'outil comme par exemple les incertitudes liées à la taille du maillage, au profil de la résistance au cisaillement en fonction de la profondeur ou encore de l'interface de rugosité du pipeline utilisé. Après avoir entré les différents inputs et fixé les caractéristiques liées à l'analyse, l'outil pourrait idéalement retourner une cartographie, sur AutoCAD, par exemple du design de l'ensemble du réseau de pipeline.

Références bibliographiques

Aubeny, C.P., Shi, H., and Murff, J.D.: “Collapse loads for a cylinder embedded in trench in cohesive soil”(2005)

Bruton D.A.S., White D.J., Cheuk C.Y., Bolton M.D. and Carr M.C.: “Pipe-soil interaction behavior during lateral buckling, including large amplitude cyclic displacement tests by the Safebuck JIP”(2006)

Cathie, D.N., Jaeck, C., Ballard, J.C. and Wintgens, J-F.: “Pipeline geotechnics – state-of-the-art” (2005)

Chatterjee S, Randolph MF, White DJ. The effects of penetration rate and strain softening on the vertical penetration resistance of seabed pipe (2012)

CodaBrainy Compilateur Python <https://www.codabrainy.com/python-compiler/>

DNVGL Recommended practice — DNVGL-RP-F114. Edition September 2019

Futura sciences <https://www.futura-sciences.com/sciences/definitions/physique-poussee-archimede-8127/>

Hossain, M.S., Hu, Y., Randolph, M.F., and White, D.J. 2005. Limiting cavity depth for spudcan foundations penetrating clay.

K Krabbenhoft, AV Lyman, J Krabbenhoft Optum Computational Engineering 2016 www.optumce.com

K Krabbenhoft, AV Lyman, J Krabbenhoft Optum Computational Engineering 2016 OptumG2: Command Line Version

Prof Kristian Krabbenhoft Youtube OPTUM G2 via Matlab <https://www.youtube.com/watch?v=Eiu5bPuu7p0> (2018)

Kai Li et al. 2020 « An Improved Model on Pipe Soil Vertical Interaction »

Simon H.F. Leckie, Scott Draper, David J. White, Liang Cheng, Antonino Fogliani, Lifelong embedment and spanning of a pipeline on a mobile seabed (2015)

Martin CM, White DJ. Limit analysis of the undrained bearing capacity of offshore pipelines. (2012)

Merifield, R. S., White, D. J. & Randolph, M. F. (2008). The ultimate undrained resistance of partially embedded pipelines.

Merifield, R., White, D.J. and Randolph, M.F.: "The effect of surface heave on the response of partially embedded pipelines on clay". (2008).

Murff, J.D. Wagner, D.A. and Randolph, M.F.: "Pipe penetration in cohesive soil". Géotechnique (1989)

Poulos, SJ (1981), "The Steady State of Deformation", Journal of Geotechnical Engineering

Puech, A., Orozco-Calderon, M., and Foray, P., 2011. Mini T-bar testing at shallow penetration

NOAA <http://stateofthecoast.noaa.gov/energy/gulfenergy.html>

Randolph, M. F., and Houlsby, G. T. (1984). "The limiting pressure on a circular pile loaded laterally in cohesive soil." Ge

Randolph, M. F. & White, D. J. (2008b). Pipeline embedment in deep water: process and quantitative assessment.

Stewart, D.P., and Randolph, M.F. 1991. A new site investigation tool for the centrifuge. In Proceedings of the International Conference on Centrifuge Modelling

Tho, K.K., Leung, C.F., Chow, Y.K., and Palmer, A.C., 2012. Deep cavity flow mechanism of pipe penetration in clay

Typhaine CAËR « Le calcul à la rupture appliqué aux chaînes d'avant-pays.» école doctorale sciences et ingénierie de l'Université de Cergy-Pontoise en 2016

Université de l'Ouest de l'Angleterre (University of the West of England - UWE Bristol) <http://environment.uwe.ac.uk/geocal/foundations/founbear.htm>

Verley, R.L.P. and Lund, K.M.: "A soil resistance model for pipelines placed on clay soils". Proc. Offshore Mechanics and Arctic Engineering Conf, Copenhagen (1995)

White, D.J., Gaudin, C., Boylan, N. and Zhou, H., 2010. Interpretation of T-bar penetrometer tests at shallow embedment and in very soft soils

White DJ, Westgate ZJ, Ballard J-C, De Brier C, Bransby MF. Best Practice Geotechnical Characterisation and Pipe-soil Interaction Analysis for HPHT Pipeline Design. Proc. Offshore Technology Conference, OTC, Houston, 2015, Paper no. 26026.

Annexes

Code MATLAB

```
% Mohamed Chaabani Version du 13-05
% Cet algorithme devra permettre de faire runner le logiciel OptumG2
% En faisant varier les paramètres choisis

%% 1er partie: Introduction des variables et récupération des fichiers

tic
f = 21;
input = 'Simulation11.g2x';

% Fixer Su, Gs D, et voir comment V varie en fct de w/D. Puis
reproduire avec des Su différents
Su = 1 :1 :8
Gs = [0 12 17 22]
%Fixation du diamètre du pipeline
D = 1;

var{1} = '$FE$';
var{2} = '$XSu$';
var{3} = '$XGs$';

%% 2eme partie: Analyse en Lower Bound

for i = 11:f

inputf{i} = [input(1:length(input)-6) num2str(i,'%d') '.g2x'];
inputfile = inputf{i};

filebis = [inputfile(1:length(inputfile)-4) 'BIS.g2x'];
fileter = [inputfile(1:length(inputfile)-4) 'TER.g2x'];
runfile = [inputfile(1:length(inputfile)-4) 'RUN.g2x'];
runcommand = ['optumg2cmd ' runfile ' /log:logfile.m /echo '];

FE = 'Lower'

oldstr = var{1};
newstr = FE;
oldfile = inputfile;
newfile = filebis;
replacestr(oldstr,newstr,oldfile,newfile);

    for j = 1:length(Su)
        oldstr = var{2};
        newstr = Su(j);
        oldfile = filebis;
        newfile = fileter;
        replacestr(oldstr,newstr,oldfile,newfile);
    end
end
```

```

    for k = 1:length(Gs)
        oldstr = var{3};
        newstr = Gs(k);
        oldfile = fileter;
        newfile = runfile;
        replacestr(oldstr,newstr,oldfile,newfile);
        dos(runcommand);
        res = resread('COLLAPSE MULTIPLIER = ','logfile.m');
        CMFE(i,j,k) = res;
    end;

end;

end;

%%% 3eme partie: Analyse en Upper Bound

for i = 11:f

    inputf{i} = [input(1:length(input)-6) num2str(i,'%d') '.g2x'];
    inputfile = inputf{i};

    filebis = [inputfile(1:length(inputfile)-4) 'BIS.g2x'];
    fileter = [inputfile(1:length(inputfile)-4) 'TER.g2x'];
    runfile = [inputfile(1:length(inputfile)-4) 'RUN.g2x'];
    runcommand = ['optumg2cmd ' runfile ' /log:logfile.m /echo '];

    FE = 'Upper'

    oldstr = var{1};
    newstr = FE;
    oldfile = inputfile;
    newfile = filebis;
    replacestr(oldstr,newstr,oldfile,newfile);

    for j = 1:length(Su)
        oldstr = var{2};
        newstr = Su(j);
        oldfile = filebis;
        newfile = fileter;
        replacestr(oldstr,newstr,oldfile,newfile);

        for k = 1:length(Gs)
            oldstr = var{3};
            newstr = Gs(k);
            oldfile = fileter;
            newfile = runfile;
            replacestr(oldstr,newstr,oldfile,newfile);
            dos(runcommand);
            res = resread('COLLAPSE MULTIPLIER = ','logfile.m');
            CML(i,j,k) = res;
        end;

    end;

end;

```

```

end;

toc

%%% 4eme partie: Post-traitement des données

% Addition des deux matrices Lower et Upper et moyenne
CMF = CMU + CML;
CMF = CMF./2;

% Obtention des résultats adimensionnels V/Su*D
for j = length(Su)
    CMF(:,j,:) = CMF(:,j,:)./(Su(j)*D);
end

% Création des graphes

wd = [0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0.2 0.4 0.6 0.8 1 1.2 1.4 1.6 1.8 2];
surf(Su,wd,CMF(:, :, 1))
xlabel('Su [kPa]')
ylabel('w/D [-]')
zlabel('V/(Su*D) [-]')

```

Code MATLAB utilisé pour la convergence des résultats en fonction du maillage

```

% Mohamed Chaabani Version du 20-02
% Cet algorithme devra permettre de faire runner le logiciel OptumG2
% En faisant varier les paramètres du nombre d'éléments
% Les résultats apparaissent dans le tableau CM

inputfile = 'EssaiNbrElementsLower.g2x';
filebis = [inputfile(1:length(inputfile)-1) 'BIS.g2x'];
runfile = [inputfile(1:length(inputfile)-1) 'RUN.g2x'];
runcommand = ['optumg2cmd ' runfile ' /log:logfile.m /echo '];

var{1} = '$X1$';
var{2} = '$X2$';

X1 = [100 200 300 400 500 750 1000 2000 3000 5000 8000 10000];
X2 = [100 200 300 400 500 750 1000 2000 3000 5000 8000 10000];

for i = 1:length(X1)
    oldstr = var{1};
    newstr = X1(i);
    oldfile = inputfile;
    newfile = filebis;
    replacestr(oldstr,newstr,oldfile,newfile);
    oldstr = var{2};
    newstr = X2(i);
    oldfile = filebis;
    newfile = runfile;

```

```

        replacestr(oldstr,newstr,oldfile,newfile);
        dos(runcommand);
        res = resread('COLLAPSE MULTIPLIER = ','logfile.m');
        Lower(i) = res;
    end;

    inputfile = 'EssaiNbrElementsUpper.g2x';
    filebis = [inputfile(1:length(inputfile)-1) 'BIS.g2x'];
    runfile = [inputfile(1:length(inputfile)-1) 'RUN.g2x'];
    runcommand = ['optumg2cmd ' runfile ' /log:logfile.m /echo '];

    var{3} = '$X3$';
    var{4} = '$X4$';

    X3 = [100 200 300 400 500 750 1000 2000 3000 5000 8000 10000];
    X4 = [100 200 300 400 500 750 1000 2000 3000 5000 8000 10000];

    for i = 1:length(X3)
        oldstr = var{3};
        newstr = X3(i);
        oldfile = inputfile;
        newfile = filebis;
        replacestr(oldstr,newstr,oldfile,newfile);
        oldstr = var{4};
        newstr = X4(i);
        oldfile = filebis;
        newfile = runfile;
        replacestr(oldstr,newstr,oldfile,newfile);
        dos(runcommand);
        res = resread('COLLAPSE MULTIPLIER = ','logfile.m');
        Upper(i) = res;
    end;

    figure
    plot(X1,Lower,'b--o',X3,Upper,'g--o')
    title('Variation du nbr Elements lors des runs')
    xlabel('Nbr Elements')
    ylabel('Collapse Va')

```

Code Python utilisé pour trouver les coefficients a et b de l'équation résultante

```

import numpy as np
import matplotlib.pyplot as plt
from sklearn.linear_model import LinearRegression

x = np.linspace(0.1, 4, num=40).reshape(40,1)
X = np.log(x)

```

```

y
np.array([[2.96880505764235,4.0620793010916,4.71710136936507,5.18991106
373034,5.5716145711415,5.89284241997105,6.17165876797715,6.4481189214
9305,6.76856137215921,6.98061887627652,7.2932073453087,7.675696250883
26,7.91524269071948,8.13358338014397,8.42653689509122,8.7870346520906
5,9.09176913948886,9.3258177921813,9.53159211099143,9.86145933961836,1
0.1072889647618,10.1426318821146,10.5023442409507,10.6798442258785,10.
8966141189762,11.1204525955445,11.1518685220804,11.2406185145443,11.2
241251531129,11.2523994869952,11.3929857582434,11.51472247357,11.5272
888441843,11.4817357507073,11.5327866313281,11.5335720294915,11.50765
38900994,11.5571339743935,11.5139370754066,11.526503446021]]).reshape(4
0,1)
Y = np.log(y)

linReg = LinearRegression()
linReg.fit(X, Y)
A = linReg.intercept_
a = np.exp(A)
b = linReg.coef_
print(a)
print(b)

Y_fit = a*np.power(x,b)

plt.scatter(x, y)
plt.plot(x, Y_fit)
plt.show()

```

Fichier XML du modèle de base

```

<?xml version="1.0" encoding="utf-8"?>
<!--Generated by OPTUM G2 2021-->
<Project GUID="80287b3e-7464-43b3-8966-14ccd8276196" Version="7" SaveResults="Yes" UnitCode="si">
  <Materials>
    <Material ID="13">
      <Name>Rigid</Name>
      <Color>#000000</Color>
      <Category>Solids</Category>
      <Type>Rigid</Type>
      <Parameters>
        <Drainage>Impermeable</Drainage>
        <Scr>0</Scr>
        <UseCavitationCutOff>No</UseCavitationCutOff>
        <pt>100</pt>
        <Gamma>0</Gamma>
        <Saturation>Linear</Saturation>
      </Parameters>
    </Material>
  </Materials>
</Project>

```



```

<kx>1E-09</kx>
<ky>1E-09</ky>
<hstar>0.5</hstar>
<Sr>0</Sr>
<Ss>1</Ss>
<alpha>2</alpha>
<n>2</n>
</Parameters>
</Material>
<Material ID="14">
  <Name>Tresca Very Soft Clay</Name>
  <Color>#D1CFB2</Color>
  <Category>Solids</Category>
  <Type>Tresca</Type>
  <Parameters>
    <ReducibleStrength>Yes</ReducibleStrength>
    <ParSet>A</ParSet>
    <E>30</E>
    <G>10</G>
    <TSOption>Standard</TSOption>
    <cu>1</cu>
    <suc>40</suc>
    <sue>25</sue>
    <UseTensionCutOff>No</UseTensionCutOff>
    <kt>0</kt>
    <Phit>90</Phit>
    <GammaDry>0</GammaDry>
    <GammaSat>0</GammaSat>
    <K0>0.5</K0>
    <Saturation>Linear</Saturation>
    <kx>1E-05</kx>
    <ky>1E-05</ky>
    <hstar>1</hstar>
    <Sr>0</Sr>
    <Ss>1</Ss>
    <alpha>2</alpha>
    <n>2</n>
  </Parameters>
</Material>
<Material ID="15">
  <Name>New Material 1</Name>
  <Color>#3BACC3</Color>
  <Category>Fluids</Category>
  <Type>Fluid</Type>
  <Parameters>
    <K>2200</K>
    <Gamma>9.8</Gamma>
  </Parameters>
</Material>
</Materials>
<DesignApproaches>
  <DesignApproach Name="User 1">
    <UnitWeightUnfavourable />
    <UWU_Permanent>1</UWU_Permanent>
    <UnitWeightFavourable />
    <UWF_Permanent>1</UWF_Permanent>
    <Unfavourable />
    <U_Permanent>1</U_Permanent>
    <U_Variable>1</U_Variable>
    <U_Accidental>1</U_Accidental>
    <Favourable />
    <F_Permanent>1</F_Permanent>
    <F_Variable>1</F_Variable>
    <F_Accidental>1</F_Accidental>
    <Materials />
    <c>1</c>
    <Phi>1</Phi>
    <cu>1</cu>
  </DesignApproach>

```

```

<DesignApproach Name="User 2">
  <UnitWeightUnfavourable />
  <UWU_Permanent>1</UWU_Permanent>
  <UnitWeightFavourable />
  <UWF_Permanent>1</UWF_Permanent>
  <Unfavourable />
  <U_Permanent>1</U_Permanent>
  <U_Variable>1</U_Variable>
  <U_Accidental>1</U_Accidental>
  <Favourable />
  <F_Permanent>1</F_Permanent>
  <F_Variable>1</F_Variable>
  <F_Accidental>1</F_Accidental>
  <Materials />
  <c>1</c>
  <Phi>1</Phi>
  <cu>1</cu>
</DesignApproach>
<DesignApproach Name="User 3">
  <UnitWeightUnfavourable />
  <UWU_Permanent>1</UWU_Permanent>
  <UnitWeightFavourable />
  <UWF_Permanent>1</UWF_Permanent>
  <Unfavourable />
  <U_Permanent>1</U_Permanent>
  <U_Variable>1</U_Variable>
  <U_Accidental>1</U_Accidental>
  <Favourable />
  <F_Permanent>1</F_Permanent>
  <F_Variable>1</F_Variable>
  <F_Accidental>1</F_Accidental>
  <Materials />
  <c>1</c>
  <Phi>1</Phi>
  <cu>1</cu>
</DesignApproach>
<DesignApproach Name="User 4">
  <UnitWeightUnfavourable />
  <UWU_Permanent>1</UWU_Permanent>
  <UnitWeightFavourable />
  <UWF_Permanent>1</UWF_Permanent>
  <Unfavourable />
  <U_Permanent>1</U_Permanent>
  <U_Variable>1</U_Variable>
  <U_Accidental>1</U_Accidental>
  <Favourable />
  <F_Permanent>1</F_Permanent>
  <F_Variable>1</F_Variable>
  <F_Accidental>1</F_Accidental>
  <Materials />
  <c>1</c>
  <Phi>1</Phi>
  <cu>1</cu>
</DesignApproach>
</DesignApproaches>
<Title />
<Boundaries>0,0,20,20</Boundaries>
<GridSpacing>1</GridSpacing>
<GeometryDigits>2</GeometryDigits>
<ResultsDigits>4</ResultsDigits>
<ProjectParameters>
  <MaxElementSize>10</MaxElementSize>
  <MeshRefinementFactor>0.25</MeshRefinementFactor>
  <MeshCoarseningFactor>1.5</MeshCoarseningFactor>
  <MinMeshSize>0</MinMeshSize>
  <SecondaryAdaptivityWeight>0.1</SecondaryAdaptivityWeight>
  <SplitCorners>Yes</SplitCorners>
  <AutoRefine>No</AutoRefine>
  <MeshScaling>Auto</MeshScaling>

```

```

<Gravity>9.8</Gravity>
<FluidPermeabilityFactor>1000</FluidPermeabilityFactor>
<fmin>0.0001</fmin>
<cMin>0.001</cMin>
<cMinNA>0.001</cMinNA>
<ktMin>0.001</ktMin>
<DilationStrainOption>Total</DilationStrainOption>
<psiRate>0.5</psiRate>
<JointThickness>0.001</JointThickness>
<InterfaceSROption>Phi</InterfaceSROption>
<EffectiveStress>Terzaghi</EffectiveStress>
<BlowOut>Linear</BlowOut>
<UseOutOfPlaneGuard>No</UseOutOfPlaneGuard>
<ConvergeIter>10</ConvergeIter>
<ConvergeTol>0.01</ConvergeTol>
<SeepageTol>1E-06</SeepageTol>
<RFruns>1000</RFruns>
<RFtype>KarhunenLoeve</RFtype>
<RFterms>1000</RFterms>
<RFseed>1</RFseed>
<Solver>Pardiso</Solver>
<MaximumIterations>200</MaximumIterations>
<AccuracyThreshold>0.0001</AccuracyThreshold>
<StepReductionFactor>0.95</StepReductionFactor>
<FeasibilityTolerance>1E-08</FeasibilityTolerance>
<PrimalTolerance>1E-08</PrimalTolerance>
<DualTolerance>1E-10</DualTolerance>
<GapTolerance>1E-10</GapTolerance>
<RunOption>Direct</RunOption>
</ProjectParameters>
<Stages>
<Stage GUID="40fbaac8-afca-4a57-938e-0ba4dc4720ee" Name="Stage 1" RunFlag="Arrow">
  <AnalysisType>LimitAnalysis</AnalysisType>
  <DesignApproach>Unity</DesignApproach>
  <Dimensionality>PlainStrain</Dimensionality>
  <Settings>
    <LoadCategory>ForceMultiplier</LoadCategory>
    <TimeScope>LongTerm</TimeScope>
    <ElementCode>Lower</ElementCode>
    <ElementFamily>Gauss</ElementFamily>
    <InterpolationOrder>Linear</InterpolationOrder>
    <Discontinuities>False</Discontinuities>
    <TargetElements>3000</TargetElements>
    <UseAdaptivity>Yes</UseAdaptivity>
    <AdaptivitySteps>3</AdaptivitySteps>
    <StartElements>1000</StartElements>
    <AdaptivityControl>ShearPower</AdaptivityControl>
    <PWPscheme>Auto</PWPscheme>
    <pwps>0</pwps>
  </Settings>
  <Data>
    <Bounds>-50,-50,100,50</Bounds>
    <Nodes>
      <!--Node #, X, Y-->
      <Node ID="1" IsConnector="0">-50,0,0</Node>
      <Node ID="2" IsConnector="0">-50,-50,0</Node>
      <Node ID="3" IsConnector="0">50,-50,0</Node>
      <Node ID="4" IsConnector="0">50,0,0</Node>
    </Nodes>
    <Edges>
      <!--Edge #, Type, Begin, End, CenterX, CenterY, Radius-->
      <Edge ID="1" Type="Line" IsConnector="0">1,2</Edge>
      <Edge ID="2" Type="Line" IsConnector="0">2,3</Edge>
      <Edge ID="3" Type="Line" IsConnector="0">3,4</Edge>
      <Edge ID="4" Type="Line" IsConnector="0">4,1</Edge>
      <Edge ID="5" Type="Arc" IsConnector="0">0,0,0,-1.5,0.5</Edge>
    </Edges>
    <Faces>
      <!--Face #, [Edge list]-->

```

```

<Face ID="2">5</Face>
<Face ID="4">-3,-2,-1,-4,-5</Face>
</Faces>
<Node.Features />
<Edge.Features>
  <Feature ID="1" Type="Support">NormalFixed,No,0.5</Feature>
  <Feature ID="2" Type="Support">FullyFixed,No,0.5</Feature>
  <Feature ID="3" Type="Support">NormalFixed,No,0.5</Feature>
  <Feature ID="4" Type="WaterTable"></Feature>
</Edge.Features>
<Face.Features>
  <Feature ID="2" Type="Solid">13,Favourable</Feature>
  <Feature ID="2" Type="MultiplierBodyLoad">Multiplier,Force,0,-1,0,-1,Favourable,Permanent</Feature>
  <Feature ID="4" Type="Solid">14,Favourable</Feature>
</Face.Features>
</Data>
</Stage>
</Stages>
<Log><![CDATA[[Log][None]=====
[Log][None]STAGE:           Stage 1
[Log][None]ANALYSIS TYPE:   Limit Analysis
[Log][None]ELEMENT TYPE:    Lower
[Log][None]TIME SCOPE:      Long Term
[Solver][None]INIT TIME =   00.00.03
[Solver][None]MESH TIME =   00.00.40
[Solver][None]FEM TIME =    00.00.36
[Log][None]-----
[Log][None]Running Seepage analysis
[Log][None]-----
[Messages][Info]Running Seepage analysis
[Solver][None]MATCH TIME =   00.00.00
[Solver][None]ASSEMBLE TIME = 00.00.06
[Solver][None]SOLVE TIME =   00.00.15
[Solver][None]MATCH TIME =   00.00.00
[Solver][None]ASSEMBLE TIME = 00.00.30
[Log][None]-----
[Log][None]ADAPT ITR      COLLAPSE    SOLVER STATUS
[Log][None]STEP          MULTIPLIER
[Log][None]-----
[Solver][None]
[Solver][None]A.numrow=    34901
[Solver][None]A.numcol=    43155
[Solver][None]A.numnnz=    177818
[Solver][None]
[Log][None]-----
[Solver][None]Itr SolAcr Pfeas Dfeas Gfeas Mu   Pobj   Dobj   Step Time
[Solver][None]-----
[Solver][None] 1 1.372E-13 1.000E+00 1.000E+00 1.000E+00 1.000E+00 0.000000E+00 0.000000E+00 0.903 00.00.08
[Solver][None] 2 2.001E-14 9.840E-02 9.840E-02 9.840E-02 9.840E-02 -5.413743E-03 9.163759E+00 0.857 00.00.15
[Solver][None] 3 1.397E-15 1.411E-02 1.411E-02 1.411E-02 1.411E-02 -1.362564E-02 6.949853E+01 0.569 00.00.26
[Solver][None] 4 3.697E-16 6.109E-03 6.109E-03 6.109E-03 6.109E-03 -1.530079E-02 1.326843E+02 0.857 00.00.39
[Solver][None] 5 9.252E-17 1.291E-03 1.291E-03 1.291E-03 1.291E-03 -2.169554E-02 7.831651E+01 0.903 00.00.46
[Solver][None] 6 2.589E-16 1.293E-04 1.293E-04 1.293E-04 1.293E-04 -2.434150E-02 3.320585E+01 0.903 00.00.53
[Solver][None] 7 3.842E-16 1.271E-05 1.271E-05 1.271E-05 1.271E-05 -2.479051E-02 4.124428E+00 0.903 00.00.60
[Solver][None] 8 2.890E-16 1.250E-06 1.250E-06 1.250E-06 1.250E-06 -2.544179E-02 3.905941E-01 0.903 00.00.67
[Solver][None] 9 3.716E-16 1.229E-07 1.229E-07 1.229E-07 1.229E-07 -3.178877E-02 8.950169E-03 0.774 00.00.78
[Solver][None]10 1.822E-15 2.790E-08 2.790E-08 2.790E-08 2.790E-08 -1.324790E-01 -1.232604E-01 0.599 00.00.88
[Solver][None]11 2.683E-15 1.139E-08 1.139E-08 1.139E-08 1.139E-08 -2.501311E-01 -2.464214E-01 0.599 00.00.98
[Solver][None]12 3.124E-15 5.010E-09 5.010E-09 5.010E-09 5.010E-09 -2.941429E-01 -2.926276E-01 0.569 00.01.08
[Solver][None]13 6.544E-15 2.344E-09 2.344E-09 2.344E-09 2.344E-09 -3.112333E-01 -3.105681E-01 0.599 00.01.18
[Solver][None]14 7.353E-15 1.053E-09 1.053E-09 1.053E-09 1.053E-09 -3.182189E-01 -3.179443E-01 0.569 00.01.28
[Solver][None]15 1.021E-14 4.928E-10 4.928E-10 4.928E-10 4.928E-10 -3.215152E-01 -3.213941E-01 0.569 00.01.40
[Solver][None]16 1.788E-14 2.350E-10 2.350E-10 2.350E-10 2.350E-10 -3.231848E-01 -3.231310E-01 0.513 00.01.50
[Solver][None]17 1.177E-14 1.240E-10 1.240E-10 1.240E-10 1.240E-10 -3.238265E-01 -3.237996E-01 0.463 00.01.60
[Solver][None]18 2.842E-14 7.319E-11 7.319E-11 7.319E-11 7.319E-11 -3.241300E-01 -3.241150E-01 0.569 00.01.70
[Solver][None]19 1.777E-14 3.800E-11 3.800E-11 3.800E-11 3.800E-11 -3.243376E-01 -3.243307E-01 0.569 00.01.80
[Solver][None]20 2.710E-14 1.812E-11 1.812E-11 1.812E-11 1.812E-11 -3.244541E-01 -3.244510E-01 0.599 00.01.89
[Solver][None]21 4.102E-14 8.139E-12 8.139E-12 8.139E-12 8.139E-12 -3.245065E-01 -3.245051E-01 0.630 00.02.01
[Solver][None]22 6.177E-14 3.341E-12 3.341E-12 3.341E-12 3.341E-12 -3.245310E-01 -3.245304E-01 0.698 00.02.11

```

```

[Solver][None]-----
[Solver][None]
[Solver][None]SOLUTION TIME = 00.02.12
[Log][None]1 1 1.048E+01 Converged
[Solver][None]SOLVE TIME = 00.03.78
[Solver][None]RESULTS TIME = 00.00.83
[Solver][None]=====
[Solver][None]
[Solver][None]MESH TIME = 00.00.37
[Solver][None]FEM TIME = 00.00.27
[Log][None]-----
[Log][None]Running Seepage analysis
[Log][None]-----
[Messages][Info]Running Seepage analysis
[Solver][None]MATCH TIME = 00.00.00
[Solver][None]ASSEMBLE TIME = 00.00.06
[Solver][None]SOLVE TIME = 00.00.13
[Solver][None]MATCH TIME = 00.00.24
[Solver][None]ASSEMBLE TIME = 00.00.23
[Solver][None]
[Solver][None]A.numrow= 22647
[Solver][None]A.numcol= 28929
[Solver][None]A.numnnz= 114706
[Solver][None]
[Solver][None]-----
[Solver][None]ltr SolAcr Pfeas Dfeas Gfeas Mu Pobj Dobj Step Time
[Solver][None]-----
[Solver][None] 1 6.553E-14 1.000E+00 1.000E+00 1.000E+00 1.000E+00 0.000000E+00 0.000000E+00 0.903 00.00.05
[Solver][None] 2 9.080E-15 9.840E-02 9.840E-02 9.840E-02 9.840E-02 -1.054368E-03 9.158284E+00 0.815 00.00.10
[Solver][None] 3 1.337E-15 1.833E-02 1.833E-02 1.833E-02 1.833E-02 -2.976464E-03 5.326940E+01 0.540 00.00.17
[Solver][None] 4 2.583E-16 8.487E-03 8.487E-03 8.487E-03 8.487E-03 -3.443971E-03 9.824239E+01 0.815 00.00.23
[Solver][None] 5 8.379E-17 2.246E-03 2.246E-03 2.246E-03 2.246E-03 -5.508255E-03 6.169554E+01 0.857 00.00.28
[Solver][None] 6 3.166E-16 3.326E-04 3.326E-04 3.326E-04 3.326E-04 -5.399636E-03 3.390156E+01 0.903 00.00.35
[Solver][None] 7 4.155E-16 3.330E-05 3.330E-05 3.330E-05 3.330E-05 -5.542214E-03 5.077217E+00 0.903 00.00.39
[Solver][None] 8 4.703E-16 3.274E-06 3.274E-06 3.274E-06 3.274E-06 -5.676218E-03 5.157183E-01 0.903 00.00.44
[Solver][None] 9 3.739E-16 3.220E-07 3.220E-07 3.220E-07 3.220E-07 -6.885925E-03 4.431294E-02 0.857 00.00.48
[Solver][None] 10 4.282E-16 4.618E-08 4.618E-08 4.618E-08 4.618E-08 -1.852664E-02 -1.121432E-02 0.774 00.00.55
[Solver][None] 11 1.623E-15 1.055E-08 1.055E-08 1.055E-08 1.055E-08 -1.549421E-01 -1.532870E-01 0.540 00.00.62
[Solver][None] 12 2.223E-15 4.915E-09 4.915E-09 4.915E-09 4.915E-09 -2.965673E-01 -2.958050E-01 0.663 00.00.68
[Solver][None] 13 3.547E-15 1.971E-09 1.971E-09 1.971E-09 1.971E-09 -3.714884E-01 -3.712189E-01 0.540 00.00.75
[Solver][None] 14 4.928E-15 9.466E-10 9.466E-10 9.466E-10 9.466E-10 -3.964833E-01 -3.963577E-01 0.599 00.00.82
[Solver][None] 15 1.964E-14 4.349E-10 4.349E-10 4.349E-10 4.349E-10 -4.067425E-01 -4.066897E-01 0.599 00.00.89
[Solver][None] 16 2.231E-14 1.913E-10 1.913E-10 1.913E-10 1.913E-10 -4.110211E-01 -4.109992E-01 0.540 00.00.97
[Solver][None] 17 3.532E-14 9.461E-11 9.461E-11 9.461E-11 9.461E-11 -4.127019E-01 -4.126916E-01 0.599 00.01.04
[Solver][None] 18 4.349E-14 4.347E-11 4.347E-11 4.347E-11 4.347E-11 -4.136080E-01 -4.136036E-01 0.599 00.01.10
[Solver][None] 19 9.058E-14 1.912E-11 1.912E-11 1.912E-11 1.912E-11 -4.140306E-01 -4.140287E-01 0.663 00.01.17
[Solver][None] 20 1.650E-13 7.256E-12 7.256E-12 7.256E-12 7.256E-12 -4.142309E-01 -4.142302E-01 0.540 00.01.23
[Solver][None] 21 6.504E-13 3.485E-12 3.485E-12 3.485E-12 3.485E-12 -4.142946E-01 -4.142943E-01 0.488 00.01.30
[Solver][None] 22 1.245E-12 1.950E-12 1.950E-12 1.950E-12 1.950E-12 -4.143205E-01 -4.143204E-01 0.569 00.01.38
[Solver][None] 23 1.294E-12 9.901E-13 9.901E-13 9.901E-13 9.901E-13 -4.143362E-01 -4.143361E-01 0.569 00.01.45
[Solver][None]-----
[Solver][None]
[Solver][None]SOLUTION TIME = 00.01.45
[Log][None]2 1 1.223E+01 Converged
[Solver][None]SOLVE TIME = 00.02.55
[Solver][None]RESULTS TIME = 00.00.54
[Solver][None]=====
[Solver][None]
[Solver][None]MESH TIME = 00.00.47
[Solver][None]FEM TIME = 00.00.30
[Log][None]-----
[Log][None]Running Seepage analysis
[Log][None]-----
[Messages][Info]Running Seepage analysis
[Solver][None]MATCH TIME = 00.00.00
[Solver][None]ASSEMBLE TIME = 00.00.06
[Solver][None]SOLVE TIME = 00.00.10
[Solver][None]MATCH TIME = 00.00.28
[Solver][None]ASSEMBLE TIME = 00.00.25

```

```

[Solver][None]
[Solver][None]A.numrow=    28012
[Solver][None]A.numcol=    35861
[Solver][None]A.numnnz=    142534
[Solver][None]
[Solver][None]-----
[Solver][None]litr  SolAcr  Pfeas  Dfeas  Gfeas  Mu      Pobj      Dobj      Step Time
[Solver][None]-----
[Solver][None] 1 4.785E-14 1.000E+00 1.000E+00 1.000E+00 1.000E+00 0.000000E+00 0.000000E+00 0.903 00.00.07
[Solver][None] 2 6.411E-15 9.840E-02 9.840E-02 9.840E-02 9.840E-02 -1.264695E-03 9.154493E+00 0.630 00.00.16
[Solver][None] 3 8.802E-16 3.644E-02 3.644E-02 3.644E-02 3.644E-02 -1.598226E-03 2.597346E+01 0.397 00.00.24
[Solver][None] 4 4.114E-16 2.270E-02 2.270E-02 2.270E-02 2.270E-02 -2.870857E-03 3.567505E+01 0.815 00.00.33
[Solver][None] 5 6.659E-16 8.260E-03 7.155E-03 8.260E-03 8.260E-03 -6.938577E-03 3.094707E+01 0.903 00.00.42
[Solver][None] 6 9.631E-16 8.529E-04 8.529E-04 8.529E-04 8.529E-04 -8.158243E-03 8.843472E+00 0.903 00.00.48
[Solver][None] 7 1.459E-15 8.387E-05 8.387E-05 8.387E-05 8.387E-05 -8.313843E-03 1.331109E+00 0.903 00.00.54
[Solver][None] 8 1.263E-15 8.248E-06 8.248E-06 8.248E-06 8.248E-06 -8.410059E-03 1.293076E-01 0.903 00.00.60
[Solver][None] 9 1.594E-15 8.110E-07 8.110E-07 8.110E-07 8.110E-07 -9.172140E-03 4.371256E-03 0.903 00.00.66
[Solver][None] 10 1.573E-15 7.975E-08 7.975E-08 7.975E-08 7.975E-08 -1.686624E-02 -1.554454E-02 0.774 00.00.75
[Solver][None] 11 2.812E-15 1.810E-08 1.810E-08 1.810E-08 1.810E-08 -1.450203E-01 -1.447258E-01 0.569 00.00.84
[Solver][None] 12 3.467E-15 7.924E-09 7.924E-09 7.924E-09 7.924E-09 -2.670809E-01 -2.669552E-01 0.513 00.00.95
[Solver][None] 13 3.151E-15 4.182E-09 4.182E-09 4.182E-09 4.182E-09 -3.518572E-01 -3.517938E-01 0.630 00.01.04
[Solver][None] 14 3.887E-15 1.850E-09 1.850E-09 1.850E-09 1.850E-09 -4.028749E-01 -4.028491E-01 0.569 00.01.13
[Solver][None] 15 8.715E-15 8.510E-10 8.510E-10 8.510E-10 8.510E-10 -4.228220E-01 -4.228105E-01 0.540 00.01.21
[Solver][None] 16 1.887E-14 4.280E-10 4.280E-10 4.280E-10 4.280E-10 -4.303538E-01 -4.303482E-01 0.569 00.01.30
[Solver][None] 17 4.073E-14 2.082E-10 2.082E-10 2.082E-10 2.082E-10 -4.338141E-01 -4.338115E-01 0.540 00.01.38
[Solver][None] 18 5.523E-14 1.047E-10 1.047E-10 1.047E-10 1.047E-10 -4.352464E-01 -4.352451E-01 0.440 00.01.47
[Solver][None] 19 7.470E-14 6.310E-11 6.310E-11 6.310E-11 6.310E-11 -4.357655E-01 -4.357647E-01 0.698 00.01.56
[Solver][None] 20 9.962E-14 2.677E-11 2.677E-11 2.677E-11 2.677E-11 -4.362084E-01 -4.362081E-01 0.569 00.01.65
[Solver][None] 21 2.108E-13 1.196E-11 1.196E-11 1.196E-11 1.196E-11 -4.363655E-01 -4.363654E-01 0.630 00.01.74
[Solver][None] 22 4.127E-13 5.027E-12 5.027E-12 5.027E-12 5.027E-12 -4.364356E-01 -4.364356E-01 0.488 00.01.82
[Solver][None] 23 6.352E-13 2.699E-12 2.699E-12 2.699E-12 2.699E-12 -4.364579E-01 -4.364578E-01 0.513 00.01.91
[Solver][None]-----
[Solver][None]
[Solver][None]SOLUTION TIME = 00.01.91
[Log][None]3    1    1.301E+01 Converged
[Solver][None]SOLVE TIME = 00.03.24
[Solver][None]RESULTS TIME = 00.00.66
[Solver][None]=====
[Solver][None]
[Log][None]-----
[Log][None]No OF TRIANGLES = 2563
[Log][None]No OF EDGES    = 3888
[Log][None]No OF NODES    = 1326
[Log][None]
[Log][None]COLLAPSE MULTIPLIER = 13.010
[Log][None]=====
]]></Log>
<PresentationState>
<StageManager>
<Stage GUID="40fbaac8-afca-4a57-938e-0ba4dc4720ee">
<Analysis Type="Mesh">
<Category Name="Advanced Settings" State="0" />
<Category Name="Temp" State="0" />
<Category Name="Safety" State="1" />
<Category Name="Mesh" State="1" />
</Analysis>
<Analysis Type="Flow">
<Category Name="Advanced Settings" State="0" />
<Category Name="Temp" State="0" />
<Category Name="Safety" State="1" />
<Category Name="Mesh" State="1" />
</Analysis>
<Analysis Type="K0">
<Category Name="Advanced Settings" State="0" />
<Category Name="Temp" State="0" />
<Category Name="Safety" State="1" />
<Category Name="Mesh" State="1" />
</Analysis>
<Analysis Type="Elastic">

```

```

    <Category Name="Advanced Settings" State="0" />
    <Category Name="Temp" State="0" />
    <Category Name="Safety" State="1" />
    <Category Name="Mesh" State="1" />
  </Analysis>
  <Analysis Type="LimitAnalysis">
    <Category Name="Advanced Settings" State="0" />
    <Category Name="Temp" State="0" />
    <Category Name="Safety" State="1" />
    <Category Name="Mesh" State="1" />
  </Analysis>
  <Analysis Type="StrengthReduction">
    <Category Name="Advanced Settings" State="0" />
    <Category Name="Temp" State="0" />
    <Category Name="Safety" State="1" />
    <Category Name="Mesh" State="1" />
  </Analysis>
  <Analysis Type="Elastoplastic">
    <Category Name="Advanced Settings" State="0" />
    <Category Name="Temp" State="0" />
    <Category Name="Safety" State="1" />
    <Category Name="Mesh" State="1" />
  </Analysis>
  <Analysis Type="MultiplierElastoplastic">
    <Category Name="Advanced Settings" State="0" />
    <Category Name="Temp" State="0" />
    <Category Name="Safety" State="1" />
    <Category Name="Mesh" State="1" />
  </Analysis>
  <Analysis Type="Consolidation">
    <Category Name="Advanced Settings" State="0" />
    <Category Name="Temp" State="0" />
    <Category Name="Safety" State="1" />
    <Category Name="Mesh" State="1" />
  </Analysis>
  <Analysis Type="Feasibility">
    <Category Name="Advanced Settings" State="0" />
    <Category Name="Temp" State="0" />
    <Category Name="Safety" State="1" />
    <Category Name="Mesh" State="1" />
  </Analysis>
</Stage>
</StageManager>
<MaterialStates>
  <Material ID="13">
    <Category Name="Advanced Settings" State="0" />
  </Material>
  <Material ID="14">
    <Category Name="Advanced Settings" State="0" />
    <Category Name="Not relevant to analysis" State="0" />
  </Material>
</MaterialStates>
<PointResultsStates>
  <PointResults Type="Solids" />
</PointResultsStates>
</PresentationState>
<ReportConfig>
  <ReportTitle />
  <Comments />
  <ReportDate>2022-08-02T03:15:55</ReportDate>
  <ReportConfiguration />
</ReportConfig>
</Project>

```


UNIVERSITÉ CATHOLIQUE DE LOUVAIN
École polytechnique de Louvain

Rue Archimède, 1 bte L6.11.01, 1348 Louvain-la-Neuve, Belgique | www.uclouvain.be/epl