

UNIVERSITE D'AIX-MARSEILLE
ECOLE DOCTORALE : SCIENCES POUR L'INGENIEUR

**MODELISATION NUMERIQUE DE L'EROSION
D'UN SOL COHESIF PAR UN ECOULEMENT
TURBULENT**

Thèse présentée pour l'obtention du grade de

DOCTEUR DE L'UNIVERSITE D'AIX-MARSEILLE

SPECIALITE : MECANIQUE ET PHYSIQUE DES FLUIDES

par

Fabienne MERCIER

Soutenue publiquement le 11 juin 2013

Devant le jury composé de :

Fabien ANSELMET	IRPHE	Co-directeur
Eric BARTHÉLÉMY	LEGI	Examineur
Stéphane BONELLI	IRSTEA	Directeur de thèse
Roland BORGHI	ECM	Examineur
Jean-Robert COURIVAUD	EDF-CIH	Invité
Jean-Jacques FRY	EDF-CIH	Invité
Frédéric GOLAY	IMATH	Examineur
Philippe GONDRET	FAST	Rapporteur
Didier MAROT	GeM	Rapporteur
Marc MÉDALE	IUSTI	Examineur
Patrick PINETTES	gephyConsult	Invité

J'aimerais en premier lieu remercier mes directeurs de thèse, Stéphane BONELLI et Fabien ANSELMET. Leur expertise scientifique et les connaissances qu'ils m'ont apportées m'ont permis de mener à bien cette étude complexe, à cheval sur plusieurs disciplines, dans une ambiance agréable. Je remercie également mon directeur côté entreprise, Patrick PINETTES, pour ses compétences techniques et scientifiques, ainsi que pour son soutien moral indéfectible.

Le montage de cette thèse CIFRE n'aurait certainement pas pu aboutir sans la contribution de Jean-Jacques FRY. Merci pour tous les conseils que vous m'avez donnés au démarrage de cette aventure et par la suite. Je remercie également Jean-Robert COURIVAUD, tout d'abord pour le financement EDF de cette thèse, mais aussi pour le suivi continu de mon travail et sa contribution scientifique à cette étude.

Merci également à Laurent PEYRAS, pour sa contribution active au montage de cette thèse et son soutien tout au long de cette étude. Je tiens aussi à remercier Pierre PHILIPPE et Frédéric GOLAY pour leur disponibilité et leurs encouragements.

Je remercie toute l'équipe du Laboratoire de Mécanique des Sols de l'Unité des Ouvrages hydrauliques et Hydrologie (OHAX) d'IRSTEA. Merci à Alain BERNARD et Nadia BENAHMED pour leurs conseils avisés. Merci également à Faustine BYRON, Yves GREMAUX et Guillaume NUNES pour leur appui technique, leur bonne humeur et tous les bons moments que nous avons pu passer ensemble. Je remercie mes collègues doctorants qui ont contribué au quotidien à la bonne ambiance de l'équipe : Caroline ZANETTI, Mohammed ARIS, Félix BONNET, Kien NGUYEN, Jeff NGOMA et Zhenzhen LIU. Un grand merci également à mes voisins de bureau, Damien LACHOUETTE, Marc VUILLET, Ismail FAKHFAKH, Marika BOUTRY et Li-Hua LUU, qui a eu la gentillesse de relire ce mémoire. Merci également aux assistantes de l'unité et du groupement : Martine SYLVESTRE, Monique COSTET, Christiane BONNET et Dominique BREIL. Une petite pensée aussi pour toutes les autres personnes du groupement que j'ai pu côtoyer au cours des diverses activités sportives et estivales.

Je remercie tout particulièrement les membres du service informatique du centre IRSTEAD'Aix-en-Provence : Alain GERARD, Mathieu LESTRADE et Etienne BLANC. J'aimerais aussi remercier Vincent CHEVALLEREAU et Gérard DELANCE ainsi que toute l'équipe de la ferme de calcul IRSTEAD, pour les moyens que vous avez mis en œuvre pour me permettre de mener à bien mes projets de calculs scientifiques. J'adresse également ces remerciements à la Direction des Systèmes Informatiques d'IRSTEA.

Merci à mes collègues de *geophyConsult* : Cyril GUIDOUX, Rémi BEGIN, Olivier MARIN et surtout Clément MORAS, pour tous les essais de JET qu'il a réalisés avec moi ou pour mes recherches.

REMERCIEMENTS

Merci également aux équipes de l'IRPHE, et notamment à Muriel AMIELH. Je tiens aussi à remercier Pascal CAMPION de l'ED353 pour sa disponibilité et son efficacité.

Merci aux membres du jury de l'attention portée à mon travail et du retour positif qui en a découlé. Vos questions et remarques ont contribué à l'orientation donnée à la suite de ce travail de thèse.

Et par-dessus tout, un grand merci à ma famille et à mes amis sans qui rien de tout cela n'aurait été possible.

TABLE DES MATIERES

Liste des figures	9
Liste des tables	15
Nomenclature	17
Introduction	23
Chapitre 1. Etat de l'art.....	27
1.1 L'érosion dans les ouvrages hydrauliques	27
1.1.1 Contexte	27
1.1.1.1 Erosion à l'échelle de l'ouvrage.....	27
1.1.1.2 Estimation de l'érodabilité des sols.....	29
1.1.1.3 Paramètres d'érosion	30
1.1.2 Essais d'érosion de JET et de HET	30
1.1.2.1 Hole Erosion Test.....	30
1.1.2.2 Jet Erosion Test	33
1.1.3 Lois d'érosion.....	35
1.1.3.1 Taux d'enlèvement de matière	35
1.1.3.2 Détermination de la contrainte critique	40
1.1.3.3 Corrélation coefficient d'érosion / contrainte critique	42
1.2 Modélisation numérique de l'érosion.....	43
1.2.1 Contexte	43
1.2.2.1 Erosion des matériaux granulaires et des sols cohésifs.....	43
1.2.2.2 Différentes approches de la modélisation d'interfaces	43
1.2.2 Modèles diphasique et triphasique	44
1.2.2.3 Approche de Papamichos et Vardoulakis (2005).....	44
1.2.2.4 Approche d'Ouriemi <i>et al.</i> (2009).....	45
1.2.3 Interface singulière.....	47
1.3 Conclusions relatives à l'état de l'art	49
Chapitre 2. Méthode de modélisation.....	51
2.1 Hypothèses	51
2.1.1 Modélisation monophasique et érosion lente	51
2.1.2 Analyse des ordres de grandeur	52
2.2 Modélisation de l'écoulement	53
2.2.1 Modélisation RANS et problème de fermeture	53
2.2.1.1 Equations de Navier-Stokes	53
2.2.1.2 Résolution par DNS ou LES	53
2.2.1.3 Choix d'une modélisation RANS.....	54
2.2.2 Modèles de turbulence.....	54
2.2.2.1 Modèles à viscosité turbulente	54
2.2.2.2 Reynolds Stress Model.....	56

2.3	Modélisation de l'érosion.....	56
2.3.1	Loi d'érosion classique.....	56
2.3.1.1	Définition du flux de masse érodée.....	56
2.3.1.2	Contrainte tangentielle.....	57
2.3.2	Loi d'érosion classique adaptée aux jets impactants.....	57
2.3.2.1	Singularité géométrique induite par la loi d'érosion.....	57
2.3.2.2	Lissage du pic de sol non érodé.....	59
2.3.2.3	Adaptation de la loi d'érosion.....	60
2.4	Modèle numérique.....	61
2.4.1	Schéma numérique global.....	61
2.4.2	Discretisation de l'écoulement.....	62
2.4.2.1	Résolution des équations de Navier-Stokes.....	62
2.4.2.2	Lois de paroi.....	64
2.4.2.3	Prise en compte de la rugosité.....	66
2.4.3	Mise à jour de la position de l'interface.....	66
2.4.3.1	Code de déplacement d'interface.....	66
2.4.3.2	Remaillage.....	68
2.5	Conclusions relatives à la méthode de modélisation.....	72
Chapitre 3. Résultats obtenus sur écoulements normaux		75
3.1	Indépendance au maillage et modèles de turbulence.....	75
3.1.1	Indépendance des résultats par rapport au maillage.....	76
3.1.2	Influence du modèle de turbulence.....	80
3.2	Modélisation de l'érosion.....	84
3.2.1	Comparaison des résultats au modèle semi-empirique.....	84
3.2.2	Etude de la sensibilité du modèle aux paramètres d'érosion.....	90
3.2.3	Discussion.....	96
3.3	Validation du modèle d'interprétation du JET.....	98
3.3.1	Caractérisation des sols testés.....	98
3.3.2	Résultats de la modélisation des essais de JET.....	101
3.3.3	Discussion.....	110
3.4	Conclusions sur l'application aux écoulements de jet.....	111
Chapitre 4. Résultats obtenus sur écoulements tangentiels.....		115
4.1	Validation du modèle en écoulement de Poiseuille.....	115
4.1.1	Solution théorique.....	115
4.1.2	Résultats de la modélisation.....	116
4.2	Erosion de conduit en écoulement turbulent.....	118
4.2.1	Indépendance au maillage et modèles de turbulence.....	119
4.2.1.1	Indépendance des résultats à la densité du maillage.....	119
4.2.1.2	Influence du modèle de turbulence.....	121

4.2.2	Résultats avec érosion	124
4.2.3	Etude de la sensibilité du modèle aux paramètres d'érosion.....	130
4.2.4	Discussion.....	133
4.3	Modélisation d'essais de HET.....	134
4.3.1	Caractérisation des sols testés	134
4.3.2	Résultats de la modélisation des essais de HET	138
4.3.3	Discussion.....	146
4.4	Conclusions sur l'application aux écoulements de conduit.....	147
Chapitre 5. Etude de la loi d'érosion		149
5.1	Différences JET/HET sur les paramètres d'érosion	149
5.1.1	Données expérimentales et bibliographiques	149
5.1.2	Dispersion des résultats	153
5.1.3	Influence des paramètres d'écoulement	156
5.2	Variables susceptibles d'influencer l'érosion.....	157
5.2.1	Quelles possibilités d'explication pour les différences JET/HET ?	157
5.2.2	Signature de l'écoulement	159
5.2.2.1	Contraintes, force exercée par l'écoulement sur le plan	162
5.2.2.2	Gradient de pression.....	165
5.2.2.3	Variables de la turbulence	166
5.2.3	Variables d'écoulement susceptibles d'influencer l'érosion.....	169
5.3	Pistes de développement de lois d'érosion.....	170
5.3.1	Variables d'écoulement des essais JET et HET	170
5.3.2	Prise en compte des fluctuations dans la zone de stagnation	176
5.3.3	Prise en compte du gradient de pression dans la loi d'érosion.....	177
5.4	Conclusions relatives à l'étude sur la loi d'érosion.....	178
Conclusion.....		181
Perspectives		185
Bibliographie		187

LISTE DES FIGURES

Figure 1.1. Brèche du Virdourle, 2002 (gauche) et rupture du barrage de Teton, 1976 (droite).

Figure 1.2. Schéma de principe simplifié du Hole Erosion Test.

Figure 1.3. Photographie du dispositif expérimental du Hole Erosion Test.

Figure 1.4. Regroupement des résultats d'essais de HET à débit imposé sur la courbe maîtresse définie par l'équation (1.7) de [Bonelli *et al.* 2012].

Figure 1.5. Schéma de principe simplifié du Jet Erosion Test.

Figure 1.6. Photographie du dispositif expérimental au laboratoire et in-situ.

Figure 1.7. Taux d'érosion en fonction de la contrainte tangentielle, [Benahmed *et al.* 2012].

Figure 1.1. Influence de la contrainte critique sur le coefficient d'érosion [Fell *et al.* 2013].

Figure 2.1. Profil de contrainte pour un écoulement normal et allure théorique de la figure d'érosion pour la loi d'érosion dite classique.

Figure 2.2. Illustration des allures types de figures d'érosion obtenues à la suite d'essais de Jet Erosion Test (C. Moras - geophyConsult).

Figure 2.3. Illustration du battement d'un jet axisymétrique en géométrie 3D [Hadziabdic and Hanjalic 2008].

Figure 2.4. Illustration du déplacement du point de stagnation du jet : champs de vitesse instantanées juste au dessus du plan d'impact du jet à différents temps [Hadziabdic and Hanjalic 2008].

Figure 2.5. Schéma de la modélisation découplée séquentielle de l'érosion.

Figure 2.6. Subdivisions des zones situées en proche paroi [Ansys 2009], avec u^* noté U_τ vitesse de friction et $y^+ = \rho y_p u^* / \mu$ distance adimensionnée du centre de la première cellule à la paroi.

Figure 2.2. Allure du maillage avant (gauche) et après (droite) un macro-remailage, exemple tiré de la modélisation de l'érosion sous écoulement de Poiseuille (cf. paragraphe 4.1).

Figure 2.3. Allure du maillage au début (gauche) et à la fin du processus d'érosion (droite) pour l'essai de JET mené sur le sol C (cf. paragraphe 3.3).

Figure 2.4. Automatisation des modélisations des essais d'érosion.

Figure 3.1. Géométrie et maillage développés pour la modélisation d'essais de JET.

Figure 3.2. Raffinement du maillage sur la configuration des essais de JET.

Figure 3.3. Indépendance des résultats relativement à la densité du maillage, contrainte tangentielle sur l'interface eau/sol au temps d'érosion nul, modèle de turbulence $k-\omega$.

Figure 3.4. Indépendance des résultats relativement à la densité du maillage, champ de pression sur l'interface eau/sol au temps d'érosion nul, modèle de turbulence $k-\omega$.

Figure 3.5. Confrontation des modèles de turbulence aux résultats bibliographiques, champ de vitesse sur l'axe médian du jet.

Figure 3.6. Confrontation des modèles de turbulence aux résultats bibliographiques, champ de pression sur l'interface eau/sol.

Figure 3.7. Confrontation des modèles de turbulence aux résultats bibliographiques, contrainte tangentielle sur l'interface eau/sol.

Figure 3.8. Champ de vitesse en fonction du temps d'érosion, dans le cas du modèle $k-\omega$ au dessus et dans le cas du modèle $k-\varepsilon$ en-dessous.

Figure 3.9. Evolution du profil de l'interface eau/sol en fonction du temps d'érosion, dans le cas du modèle $k-\omega$ au-dessus et $k-\varepsilon$ en-dessous.

Figure 3.10. Evolution de la profondeur d'affouillement en fonction du temps d'érosion, comparaison des résultats numériques et du modèle de [Hanson and Cook 2004].

Figure 3.11. Evolution de la contrainte tangentielle maximale en fonction de la profondeur d'affouillement à différents temps d'érosion, pour les modèles $k-\varepsilon$ et $k-\omega$ en comparaison avec les résultats du modèle de [Hanson and Cook 2004].

Figure 3.12. Evolution du champ de vitesses sur l'axe médian du jet, modèle $k-\omega$.

Figure 3.13. Evolution de la contrainte tangentielle sur l'interface eau/sol en fonction du temps d'érosion, modèle $k-\omega$.

Figure 3.14. Evolution du champ de pression sur l'interface eau/sol en fonction du temps d'érosion, modèle $k-\omega$.

Figure 3.15. Evolution du champ de pression en fonction du temps d'érosion, résultats obtenus avec le modèle $k-\omega$ au dessus et dans le cas du modèle $k-\varepsilon$ en-dessous, sont représentées uniquement les valeurs inférieures à 10% du spectre complet.

Figure 3.16. Etude paramétrique de l'influence de la contrainte critique d'érosion sur l'évolution de la profondeur d'affouillement en fonction du temps d'érosion, pour le modèle de turbulence $k-\omega$ avec $k_d=10^{-5}$ m².s/kg.

Figure 3.17. Etude paramétrique de l'influence du coefficient cinétique d'érosion sur l'évolution de la profondeur d'affouillement en fonction du temps d'érosion, pour le modèle de turbulence $k-\omega$, $\tau_c=11$ Pa ou $\tau_c=9$ Pa.

Figure 3.18. Champs de vitesse relatifs à l'étude paramétrique aux temps d'érosion $t = 6$ s, $t = 200$ s, $t = 600$ s et $t = 15000$ s, modèle $k-\omega$.

Figure 3.19. Etude paramétrique, évolution de la contrainte tangentielle maximale en fonction de la profondeur d'affouillement à différents temps d'érosion.

Figure 3.20. Affouillement maximal en fonction de la contrainte critique d'érosion, modèle $k-\omega$, $k_d=10^{-5}$ m².s/kg.

Figure 3.21. Temps auquel la profondeur de la cavité a atteint la moitié de la profondeur finale, tracé en fonction du coefficient cinétique d'érosion, $\tau_c=11$ Pa, modèle $k-\omega$.

Figure 3.22. Temps pour lequel la profondeur de la cavité a atteint la moitié de la profondeur finale tracé en fonction de la contrainte, $k_d=10^{-5}$ m².s/kg, modèle $k-\omega$.

Figure 3.23. Courbes granulométriques des matériaux A et B.

Figure 3.24. Position des sols A, B et C dans la classification de [Hanson and Simon 2001].

Figure 3.25. Photographies des échantillons de sols avant (à gauche) et après (à droite) essais de JET, avec de haut en bas les images correspondant respectivement aux sols A, B et C.

Figure 3.26. Evolution de l'affouillement pour les essais relatifs aux sols A, B et C, comparaison des données expérimentales avec les résultats du modèle semi-empirique.

Figure 3.27. Comparaison des résultats numériques pour les modèles de turbulence $k-\omega$ et $k-\varepsilon$, avec les résultats expérimentaux et semi-empiriques pour l'essai relatif au sol B.

Figure 3.28. Comparaison des résultats numériques pour les modèles de turbulence $k-\omega$ et $k-\varepsilon$, avec les résultats expérimentaux et semi-empiriques pour l'essai relatif au sol C.

Figure 3.29. Evolution de l'interface eau/sol en fonction du temps, avec de haut en bas les graphes correspondants aux essais menés sur les sols A, B et C, modèle $k-\omega$.

Figure 3.30. Allure des figures d'érosion trouvées numériquement, bornées par le moule (trait noir) dans lequel ont été réalisés les essais menés sur les sols A, B et C, modèle $k-\omega$.

Figure 3.31. Comparaison des figures d'érosion trouvées pour l'essai mené sur le sol A numériquement et expérimentalement, graphe borné par le tracé du moule (trait noir), modèle $k-\omega$.

Figure 3.32. Evolution de la contrainte tangentielle sur l'interface eau/sol en fonction du temps, avec de haut en bas les graphes correspondants aux essais menés sur les sols A, B et C, modèle $k-\omega$.

Figure 3.33. Contraintes tangentielles sur l'interface eau/sol au temps initial et contraintes critiques, pour les sols A, B et C, modèle $k-\omega$.

Figure 3.34. Evolution de la contrainte tangentielle pour les trois essais en fonction de la profondeur d'affouillement, modèle $k-\omega$.

Figure 3.35. Champs de vitesse et profils de l'interface eau/sol en fonction du temps, avec de haut en bas les résultats obtenus pour les matériaux A, B et C, modèle $k-\omega$.

Figure 4.1. Schéma de principe de la modélisation de l'érosion d'un canal 2D en écoulement laminaire.

Figure 4.2. Profils de vitesses en entrée du conduit, en fonction du temps d'érosion.

Figure 4.3. Champs de vitesse à différents temps d'érosion, conduit de 1 cm de longueur.

Figure 4.4. Diamètre du conduit en fonction du temps d'érosion adimensionné, comparaison des résultats numériques et théoriques.

Figure 4.5. Géométrie et allure du maillage utilisé pour la modélisation des essais de HET.

Figure 4.6. Indépendance des résultats relativement à la densité du maillage, champ de vitesse moyenne sur l'axe de symétrie au temps d'érosion nul, modèle de turbulence $k-\varepsilon$.

Figure 4.7. Indépendance des résultats relativement à la densité du maillage, contrainte tangentielle sur l'interface eau/sol au temps d'érosion nul, modèle de turbulence $k-\varepsilon$.

Figure 4.8. Comparaison de l'influence du modèle de turbulence pour le champ de vitesse sur l'axe de symétrie et pour la vitesse moyenne selon l'axe \vec{r} .

Figure 4.9. Comparaison de l'influence du modèle de turbulence pour la pression au sein du conduit aux parois érodables.

Figure 4.10. Comparaison de l'influence du modèle de turbulence pour la contrainte tangentielle sur l'interface eau/sol.

Figure 4.11. Evolution des champs de vitesse et de la figure d'érosion en fonction du temps.

Figure 4.12. Evolution du profil de l'interface eau/sol en fonction du temps.

Figure 4.13. Evolution du champ de vitesse sur l'axe de symétrie en fonction du temps.

Figure 4.14. Evolution de la contrainte tangentielle sur l'interface eau/sol en fonction du temps.

Figure 4.15. Evolution du champ de pression sur l'interface eau/sol en fonction du temps.

Figure 4.16. Evolution du différentiel de pression sur la longueur utile, comparaison des résultats numériques et du modèle de [Bonelli *et al.* 2006].

Figure 4.17. Evolution de la contrainte tangentielle en $x = 6$ cm, comparaison des résultats numériques et du modèle de [Bonelli *et al.* 2006].

Figure 4.18. Evolution du rayon du diamètre du conduit en $x = 6$ cm, comparaison des résultats numériques et du modèle de [Bonelli *et al.* 2006].

Figure 4.19. Evolution du différentiel de pression entre les sections A et B, comparaison des résultats expérimentaux, numériques et du modèle de [Bonelli *et al.* 2006].

Figure 4.20. Evolution du différentiel de pression entre les sections A et B, comparaison des résultats de l'étude paramétrique et des données expérimentales.

Figure 4.21. Evolution du diamètre du conduit en $x = 6$ cm en fonction du temps, résultats de l'étude paramétrique.

Figure 4.22. Rayon du conduit en $x = 6$ cm à la fin du processus d'érosion, comparaison des résultats numériques et du modèle de [Bonelli *et al.* 2006].

Figure 4.23. Illustration de la cinétique de l'érosion en fonction du coefficient d'érosion, comparaison des résultats numériques et du modèle de [Bonelli *et al.* 2006].

Figure 4.24. Illustration de la cinétique de l'érosion en fonction de la contrainte critique, comparaison des résultats numériques et du modèle de [Bonelli *et al.* 2006].

Figure 4.25. Courbes granulométriques de la kaolinite blanche, de la proclay et du sable d'Hostun [Benahmed and Bonelli 2012].

Figure 4.26. Classification des sols testés au HET dans la classification de [Wan and Fell 2004], \circ sol A, Δ sol D et \square sol E.

Figure 4.27. Evolution du différentiel de pression entre les sections A et B pour les essais relatifs aux sols A, D et E, comparaison des données expérimentales avec les résultats du modèle analytique.

Figure 4.28. Photographies des échantillons de sols avant (à gauche) et après (à droite) essais de HET, avec de haut en bas les images correspondant respectivement aux sols A, D et E (F. Byron, IRSTEA).

Figure 4.29. Comparaison des résultats numériques, expérimentaux et semi-empiriques pour l'essai de HET relatif au sol A.

Figure 4.30. Comparaison des résultats numériques, expérimentaux et semi-empiriques pour l'essai de HET relatif au sol D.

Figure 4.31. Comparaison des résultats numériques, expérimentaux et semi-empiriques pour l'essai de HET relatif au sol E.

Figure 4.32. Evolution de l'interface eau/sol en fonction du temps, avec de haut en bas les graphes correspondants aux essais menés sur les sols D et E.

Figure 4.33. Allure des figures d'érosion trouvées numériquement, comparaison des résultats obtenus pour les essais menés sur les sols A, D et E.

Figure 4.34. Illustration de profils type de figure d'érosion obtenue à la suite d'essais de HET (F. Byron, IRSTEA).

Figure 4.35. Evolution des champs de vitesse et de la figure d'érosion à la fin du processus d'érosion, avec de haut en bas les résultats obtenus pour les essais menés sur les sols A, D et E.

Figure 4.36. Evolution de la contrainte tangentielle sur l'interface eau/sol en fonction du temps, avec de haut en bas les graphes correspondants aux essais menés sur les sols D et E.

Figure 4.37. Contraintes tangentielles sur l'interface eau/sol au temps initial et contraintes critiques, pour les sols A, D et E.

Figure 4.38. Evolution de la contrainte tangentielle pour les trois essais en fonction du rayon atteint, valeurs prises au milieu du conduit érodable.

Figure 4.39. Evolution de la contrainte tangentielle pour l'essai relatif au sol A, en fonction du rayon atteint, valeurs prises en $x = 6$ cm.

Figure 5.1. Coefficient d'érosion trouvé au JET en fonction du coefficient d'érosion trouvé au HET.

Figure 5.2. Contrainte critique trouvée au HET en fonction de la contrainte critique trouvée au JET.

Figure 5.3. Rapport des contraintes critiques trouvées au HET et au JET en fonction de la teneur en eau des matériaux testés.

Figure 5.4. Paramètres d'érosion obtenus à la suite de la campagne d'essais sur le sol F.

Figure 5.5. Paramètres d'érosion obtenus à la suite des essais sur le mélange argile/sable.

Figure 5.6. Comparaison des résultats obtenus pour essais de répétabilité sur le sol F, expérimentalement et à l'aide du modèle semi-empirique de [Hanson and Cook 2004].

Figure 5.7. Contrainte critique en fonction de la charge hydraulique appliquée, sol F, $z_0 = 6$ cm.

Figure 5.8. Contrainte critique en fonction de la distance buse/matériau, sol F, $\Delta H = 172$ cm.

Figure 5.9. Taux d'érosion en fonction de la contrainte tangentielle, comparaison des résultats expérimentaux et des modèles d'interprétation du JET et du HET, sol A.

Figure 5.10. Représentation schématique de la configuration de l'écoulement.

Figure 5.11. Champs de vitesse selon l'angle du plan incliné, pour 90° , 135° et 180° .

Figure 5.12. Profils de vitesse verticaux au dessus du plan fixe selon l'angle du plan incliné, pour 90° , 135° et 180° .

Figure 5.13. Résultats obtenus sur la pression sur le plan horizontal en fonction de l'angle du plan incliné.

Figure 5.14. Résultats obtenus pour la contrainte tangentielle sur le plan horizontal en fonction de l'angle du plan incliné.

Figure 5.15. Résultats obtenus pour la composante en x du gradient de pression sur le plan horizontal en fonction de l'angle du plan incliné.

Figure 5.16. Résultats obtenus pour la composante en y du gradient de pression sur le plan horizontal en fonction de l'angle du plan incliné.

Figure 5.17. Résultats obtenus pour le taux de dissipation d'énergie cinétique turbulente au-dessus du plan horizontal en fonction de l'angle du plan incliné.

Figure 5.18. Résultats obtenus pour l'énergie cinétique turbulente au-dessus du plan horizontal en fonction de l'angle du plan incliné.

Figure 5.19. Résultats obtenus pour la vitesse de l'écoulement au-dessus du plan horizontal en fonction de l'angle du plan incliné.

Figure 5.20. Allure des champs de vitesses au dessus de l'interface eau/sol à $t=0$ s obtenus pour la modélisation de l'essai de JET mené sur le sol A, modèle $k-\omega$.

Figure 5.21. Allure des champs de vitesses au dessus de l'interface eau/sol obtenus à la fin du processus d'érosion pour la modélisation de l'essai de JET mené sur le sol A, modèle $k-\omega$.

Figure 5.22. Allure des champs de vitesses obtenus à $t = 0$ s et à la fin du processus d'érosion (resp. au-dessus et en dessous) pour la modélisation de l'essai de HET mené sur le sol A, modèle $k-\varepsilon$.

Figure 5.23. Résultats comparatifs JET et HET pour la contrainte tangentielle sur l'interface eau/sol.

Figure 5.24. Résultats comparatifs JET et HET du champ de pression sur l'interface eau/sol.

Figure 5.25. Résultats comparatifs JET et HET pour les composantes tangentielles du gradient de pression sur l'interface eau/sol.

Figure 5.26. Nombre de Reynolds turbulent en fonction de la distance à l'interface eau/sol pour la modélisation du JET, modèle $k-\omega$.

Figure 5.27. Nombre de Reynolds turbulent en fonction de la distance à axe de symétrie du conduit, modélisation du HET, modèle $k-\varepsilon$.

Figure 5.28. Taux d'érosion en fonction de la composante tangentielle du gradient de pression obtenu numériquement, pour différentes positions sur l'interface eau/sol et différentes discrétisations du gradient.

LISTE DES TABLES

Table 3.1. Paramètres des maillages étudiés pour l'étude de l'indépendance des résultats vis-à-vis de la densité du maillage, avec N_{buse} nombre de mailles sur la buse, N_{CL} nombre de mailles sur l'interface eau/sol et N_{T} nombre de mailles du domaine de calcul.

Table 3.2. Comparaison des résultats numériques sur plaque plane avec les résultats issus de la bibliographie.

Table 3.3. Paramètres d'identification des sols A, B et C.

Table 3.4. Paramètres hydrauliques et d'érosion relatifs aux essais de JET menés sur les sols A, B et C.

Table 3.5. Erreurs relatives sur la profondeur d'affouillement finale, par rapport aux résultats expérimentaux et semi-empiriques pour les modèles $k-\omega$ et $k-\varepsilon$, sur les sols A, B et C.

Table 4.1. Paramètres des maillages étudiés pour l'étude de l'indépendance des résultats vis-à-vis de la densité du maillage.

Table 4.2. Paramètres d'identification des sols D et E [Benahmed and Bonelli 2012].

Table 4.3. Paramètres hydrauliques et d'érosion relatifs aux essais de HET menés sur les sols A, D et E.

Table 4.4. Erreurs relatives sur le différentiel de pression final entre les sections A et B, par rapport aux résultats expérimentaux et analytiques, sur les sols A, D et E.

Table 5.1. Résultats obtenus au JET et au HET sur des matériaux identiques par [Regazzoni *et al.* 2008], [Wahl *et al.* 2008] et par l'IRSTEA et geophyConsult.

Table 5.2. Classification des sols testés au JET et au HET dans la classification de [Wan and Fell 2004] et de [Hanson and Simon 2001].

NOMENCLATURE

\vec{A}	vecteur normal dirigé vers l'extérieur du volume de contrôle
A_μ	constante
c	concentration des éléments solides dans la phase fluide
c_T	célérité de l'interface
$C, C_{1\varepsilon}, C_{2\varepsilon}$ et C_l^*	constantes
C_e	coefficient d'érosion de Fell
C_f	coefficient de friction
C_μ	constante ou une fonction de la déformation moyenne
d_0	diamètre de la buse
d et \tilde{d}	diamètre et diamètre adimensionné du grain
\underline{d}_i	distance séparant le centre de la cellule considérée à l'interface
\bar{D}	partie symétrique du gradient de vitesse moyenne
e	variables d'état ou variables d'écoulement influençant l'érosion
E	constante empirique
f	indice attaché aux grandeurs sur la face f considérée
f_γ, f_β, f_1 et f_2	fonctions
\bar{f}_i	valeur moyenne de la force résultante exercée par le fluide sur les particules
\vec{f} et \vec{F}	forces volumiques extérieures et forces surfaciques extérieures
\vec{F}_{ij}	force appliquée sur un nœud du maillage
Fr_0	nombre de Froude relatif au diamètre des grains
g	accélération de la pesanteur
g_1 et g_2	fonctions continues sur \mathbb{R}^+
h_p	hauteur du lit de particules
I_{HET}	indice d'érosion de Fell
$j^{(1)}$	terme de production
k	énergie cinétique turbulente
k_d	coefficient cinétique d'érosion ($m^2.s.kg^{-1}$ ou $cm^3.N^{-1}.s^{-1}$)
k_{er}	coefficient cinétique d'érosion ($s.m^{-1}$)
k_{ij}	raideur du ressort entre les nœuds i et j
k_0	énergie cinétique turbulente moyennée entre la surface du matériau et la surface libre
k_p	énergie cinétique turbulente du fluide au nœud P
k_{soil}	jauge de perméabilité hydraulique du sol près de l'interface
\tilde{k}_{er}	nombre d'érosion adimensionné
K	perméabilité intrinsèque
K_{fs}	coefficient de pénalisation
K_r	hauteur des rugosités
K_s	paramètre de pénalisation du champ de vitesse fluide dans le sol
K_s^+	hauteur adimensionnée des rugosités
L, L_1 et L_2	longueur du conduit érodable
l	longueur du cœur potentiel du jet circulaire immergé

ℓ_w	dimension caractéristique du domaine fluide
ℓ_Γ	dimension caractéristique de la zone proche de l'interface
l_μ	longueur caractéristique du modèle bi-couche de résolution de la couche limite
L_u	longueur utile
\dot{m}	flux de masse érodée
M_Γ	point de l'interface eau/sol
n	nombre de particules par unité de volume
\vec{n}	normale unitaire à Γ orientée vers le sol
n_i	nombre de nœuds voisins connectés à i
n_m	fraction massique
N	nombre de faces composant le volume de contrôle
$N_{\text{buse}}, N_{\text{CL}}$ et N_T	nombre de mailles sur la buse, l'interface et nombre total de mailles
p	pression dans l'écoulement
p'	fluctuations de pression dans l'écoulement
p_i	pression à l'échelle du pore
p_w	pression au sein de la phase fluide
$P(r)$	distribution de pression sur l'interface eau/sol
P_k (resp. P_ε et P_ω)	terme source de production de k (resp. ε et ω)
P_{max}	valeur du pic de pression sur la surface d'impact au niveau de l'axe médian du jet
P_R	terme source de production du modèle RSM
q_i	vitesse de filtration
q_s	débit érodé de sédiments par unité de longueur
r	distance à l'axe de symétrie (axe médian du jet ou du conduit)
r_0	intensité de la turbulence moyennée entre la surface du matériau et la surface libre
r_{max}	rayon de l'échantillon de sol pour l'essai de JET
$\overline{R}(t)$ et $\tilde{R}(t)$	rayon du conduit érodable et rayon adimensionné
$\overline{\overline{R}}$	tenseur des contraintes turbulentes
R_0 et R_∞	rayons initial du conduit et rayon au temps t_∞
Re , Re_p et Re_y	nombre de Reynolds de l'écoulement, particulaire et turbulent
Re_0	nombre de Reynolds de l'écoulement au niveau de l'orifice de sortie du jet
S_A et S_1	surface des sections A et 1
S_{amont} , S_{aval}	surfaces des sections situées à l'amont et à l'aval d'une singularité géométrique
S_ϕ	terme source de ϕ_w par unité de volume
t , \tilde{t} et t_{er}	temps, temps adimensionné et temps caractéristique de l'érosion
$\underline{t}_{1/2}$	temps auquel la profondeur d'érosion atteint la moitié de $z_\infty - z_0$
$\overline{\overline{T}}$	tenseur des contraintes de Cauchy
u	vitesse axiale de l'écoulement
\vec{u}	vecteur vitesse axiale de l'écoulement
\vec{u}'	fluctuations de vitesse par rapport à la vitesse moyenne
u^* , U_τ	vitesse de frottement à l'interface eau/sol
u_{axis}	norme de la vitesse au niveau de l'axe d'axisymétrie (HET)
u_b	vitesse axiale du fluide à l'interface
u_i^w	vitesse moyenne locale du fluide

u_i^p	vitesse moyennes locales des particules
u_{in}	vitesse d'entrée de l'écoulement
u_{moy}	vitesse de l'écoulement moyennée entre les deux parois érodables
u_s et u_w	valeurs de u sur Γ côté sol et côté écoulement
U_0	vitesse du jet au niveau de la buse
U_i	vitesse moyenne du mélange diphasique
U_m	vitesse de l'écoulement moyennée entre la surface du matériau et la surface libre
U_P	composante principale de la vitesse du fluide au nœud P situé en proche paroi
v	vitesse radiale de l'écoulement
v_b	vitesse radiale du fluide à l'interface
v_Γ	vitesse de l'interface
v'	fluctuations de vitesses
V	volume de contrôle
V_w	jauge de vitesse de l'écoulement
V_{er}	jauge de vitesse d'érosion
\tilde{V}_{er}	cinétique d'érosion
w'	fluctuations de vitesses
W	travail mécanique de l'écoulement entre l'entrée et la sortie du système
x	abscisse dans un repère orthonormé
x_1	abscisse de la section 1
X	nœud de l'interface
y_P	distance séparant le nœud P de la paroi
y^* et y^+	distance adimensionnée du centre de la première cellule à la paroi
Y_k (resp. Y_ε et Y_ω)	terme source de dissipation de k (resp. ε et ω)
Y_R	terme source de dissipation du modèle RSM
\tilde{Y}^{ref}	concentration en particules solides
z	distance séparant la côte de sortie du jet et l'interface au niveau de l'axe médian du jet
$z_{1/2}$	ordonnée de l'interface caractérisée par $\tilde{z}_{1/2} = \tilde{z}_0 + (\tilde{z}_\infty - \tilde{z}_0)/2$
z_0	distance séparant la côte de sortie du jet et l'interface à $t = 0$ s
z_∞	distance z à la fin du processus d'érosion, au temps $t = +\infty$
\tilde{z} , \tilde{z}_0 , \tilde{z}_∞ et $\tilde{z}_{1/2}$	distance z , z_0 , z_∞ et $z_{1/2}$ adimensionnée

Lettres grecques

α	coefficient fonction du nombre de Reynolds
α_0 , α_τ , β_i et β_∞^*	constantes
Γ	interface eau/sol
γ	contrainte critique non-intrinsèque au sol
ΔB	terme correctif de rugosité
Δh	perte de charge
ΔH	charge hydraulique appliquée
Δp_0	chute de pression le long de ℓ_w
ΔP	différentiel de pression à t
ΔP_0	différentiel de pression à $t=0$ s

Δt	pas de temps d'érosion
$\overline{\Delta x_i}$ et $\overline{\Delta x_j}$	déplacements du nœud i et de son voisin j
ε	taux de dissipation visqueuse d'énergie cinétique turbulente
ε_P	taux de dissipation visqueuse d'énergie cinétique turbulente au nœud P
ε_w	taux de vide
θ	angle d'inclinaison du plan par rapport à la paroi horizontale
θ_c	nombre de Shields critique
κ	constante de Von Karman
λ	coefficient de diffusion
λ_{rb}	coefficient de perte de charge de Borda-Carnot pour un élargissement brusque
λ_p	coefficient de perte de charge
λ_ϕ	coefficient de diffusion de ϕ_w par unité de volume
μ_t	viscosité turbulente
μ_w	viscosité dynamique du fluide
ν_w	viscosité cinématique du fluide
ξ	coefficient d'érosion non-intrinsèque au sol
ρ_p	masse volumique des particules
ρ_s	densité sèche du sol
ρ_w	masse volumique du fluide
τ	composante tangentielle du tenseur des contraintes sur Γ
τ^*	contrainte tangentielle moyenne qui tient compte des fluctuations des valeurs instantanées de contrainte
τ_c et $\tilde{\tau}_c$	contrainte critique et contrainte critique adimensionnée
τ_{\max}	contrainte tangentielle maximum
τ_w	contraintes tangentielle de la phase fluide
τ_p	contraintes tangentielle de la phase particulaire
τ_Γ	jauge de contrainte tangentielle sur l'interface
$ \tau_b $ et $ \tau_g $	contrainte tangentielle visqueuse exercée sur le sol et sur le fluide
σ_{ij}^f	tenseurs de contraintes effectives associés à la phase fluide
σ_{ij}^p	tenseurs de contraintes effectives associés à la phase particulaire
ϕ	porosité
ϕ_p	fraction volumique des particules
ϕ_w	variable d'écoulement
ϕ_f	variable d'écoulement calculée au niveau d'une face
$\overline{\phi_f}$	moyenne pondérée des valeurs de ϕ_f sur tous les nœuds composant la face
φ	fonction Level-Set
χ	paramètre caractéristique du lit de sédiment
ψ	variable ou ensemble des variables d'écoulement qui pilotent l'érosion
ω	taux de dissipation spécifique
$\overline{\Omega}$	rotationnel du gradient de vitesse moyennes
Ω_w et Ω_s	domaines fluide et solide
Ω_{stag}	zone de stagnation de l'écoulement de jet

Acronymes

ARS	Agricultural Research Service
CFD	Computational Fluid Dynamics
DNS	Direct Numerical Simulation
EFA	Erosion Function Apparatus
JET	Jet Erosion Test
HET	Hole Erosion Test
LES	Large-Eddy Simulations
VOF	Volume of Fluid
RANS	Reynolds Average Navier Stokes
RSM	Reynolds Stress Model
SD	Strongly Deflected Regime
SIMPLE	Semi-Implicit Method for Pressure-Linked Equations
WD	Weakly Deflected Regime

INTRODUCTION

Les mécanismes d'érosion sont la principale cause de rupture des ouvrages hydrauliques en remblai. C'est pourquoi il est capital de pouvoir quantifier la résistance à l'érosion des sols constitutifs des remblais et de leur fondation, pour prévenir tout risque de catastrophe et au besoin procéder au renforcement de l'ouvrage. Pour cela, divers appareillages ont été développés : notamment les érodimètres à jet, tels que le Jet Erosion Test (JET) et les essais d'érosion de conduit, tels que le Hole Erosion Test (HET). Ces deux essais ont été respectivement initiés par [Hanson and Cook 2004, Lefebvre *et al.* 1985]. Ils ont pour but de classer la sensibilité des sols à l'érosion en laboratoire ou in-situ par des essais normalisés. Le développement du HET a été réalisé en Australie à l'Université de Sidney par les équipes de R. Fell, et celui du JET aux Etats-Unis à l'Agricultural Research Service (ARS) par les équipes de G. Hanson. Ces essais permettent *a priori*, pour les différents matériaux testés, de répondre aux trois questions suivantes : quand l'érosion est-elle déclenchée, quelle est la vitesse de dégradation par érosion et quand l'érosion s'arrête t'elle. La détermination des paramètres d'érosion : seuil d'érosion ou contrainte critique et coefficient cinétique d'érosion permet de répondre à ces questions. Néanmoins, les valeurs des paramètres d'érosion obtenus à la suite de ces deux essais présentent des différences importantes, comme en atteste [Regazzoni *et al.* 2008, Wahl *et al.* 2008]. Ces différences persistent en dépit de l'amélioration du modèle d'interprétation du HET par [Bonelli *et al.* 2006] et les quelques modifications apportées par [Pinettes *et al.* 2011] au modèle d'interprétation du JET.

Les équations relatives au modèle d'interprétation du HET développé par [Bonelli *et al.* 2006] sont mécaniquement fondées. A contrario, les équations de base du modèle du JET restent empiriques. C'est pourquoi l'objectif de ce travail de thèse est de statuer quant à la pertinence du modèle d'interprétation du JET. Pour cela, une modélisation numérique de l'essai et des phénomènes d'érosion qui le caractérisent est nécessaire. Avec comme unique information les conditions aux limites imposées à l'écoulement lors de l'essai et les paramètres d'érosion trouvés avec le modèle d'interprétation du JET, peut-on retrouver numériquement l'évolution de l'interface eau/sol trouvée expérimentalement ? La littérature ne contient, à notre connaissance, aucune modélisation numérique de l'érosion d'un sol cohésif par un écoulement turbulent dans une configuration telle que celle des essais d'érosion. Le développement d'un tel modèle d'érosion introduit d'importants enjeux numériques.

Le présent travail de thèse porte sur la modélisation numérique de l'érosion d'un sol cohésif par un écoulement turbulent, avec en premier lieu l'application à l'érosion de jet avec point d'arrêt. L'objectif de ce travail est de mieux comprendre les phénomènes en présence lors de l'érosion sous écoulement normal turbulent, et à conclure quant à la pertinence du modèle d'interprétation du JET actuellement utilisé.

La première difficulté qui apparaît dans ce contexte est la prise en compte du caractère diphasique de l'écoulement. La thèse de [Brivois 2005] a permis de définir les bases d'une modélisation diphasique : pour les situations rencontrées en pratique, la vitesse d'écoulement est de plusieurs ordres de grandeurs supérieure à la vitesse d'érosion. Il en résulte que la

quantité de masse érodée est suffisamment faible pour que l'on considère un écoulement dilué et une modélisation monophasique pour l'écoulement turbulent [Bonelli *et al.* 2012].

La seconde difficulté est la représentation de l'interface mobile et le calcul précis des grandeurs mécaniques sur celle-ci. L'interface solide / fluide est considérée comme singulière, et non comme une troisième phase de solide fluidisé. Dans le cadre de la simulation numérique d'écoulements en présence d'interfaces, on distingue principalement deux approches : la capture ou le suivi d'interface. La première, dite approche eulérienne, consiste à définir les milieux (eau-sol) dans un domaine donné (maillage fixe) et à en déterminer l'évolution. La seconde, approche eulérienne-lagrangienne, consiste à ne modéliser que la partie fluide, puis à déplacer la frontière au cours du temps (maillage mobile). [Lachouette *et al.* 2008] ont développé un code de calcul original 2D/3D d'écoulement laminaire incompressible visqueux avec érosion, pour un écoulement dilué sur des obstacles. Dans ce cadre, l'interface est représentée par la méthode des domaines fictifs et son évolution est décrite par la méthode Level-Set, au sein d'un maillage fixe cartésien. L'avantage de l'approche eulérienne est de s'affranchir d'un maillage complexe. Une modélisation fine des grandeurs à l'interface est néanmoins délicate avec cette approche. Ce n'est pas le cas avec l'approche mixte qui introduit cependant d'importantes difficultés de remaillage. Les verrous numériques inhérents à la simulation des processus d'érosion introduisent d'importantes difficultés de modélisation.

La troisième difficulté concerne la loi d'érosion d'un sol fin ou granulaire, avec ou sans cohésion. L'érosion est définie par un flux de masse traversant une interface solide/fluide, interface supposée singulière et mobile. La loi d'érosion est assimilable à une loi constitutive reliant la célérité de l'interface et la (ou les) grandeur(s) mécanique(s) représentant la force motrice. Le système d'équations de saut peut être simplifié en évaluant les ordres de grandeur des phénomènes [Bonelli *et al.* 2012]. La complexité des phénomènes engendrés par le point d'arrêt de l'écoulement turbulent de jet est également à prendre en compte dans la loi d'érosion.

Une fois le modèle numérique développé, les résultats obtenus seront comparés aux résultats expérimentaux et aux résultats du modèle semi-empirique de [Hanson and Cook 2004]. Ensuite, une validation supplémentaire de la méthode de modélisation sera effectuée, dans la configuration de l'érosion de conduit. Les résultats obtenus pour la modélisation d'essais de HET seront comparés aux résultats expérimentaux et aux résultats du modèle analytique de [Bonelli *et al.* 2006]. Au vu des résultats obtenus, une étude approfondie de la loi d'érosion et de la signification physique des paramètres d'érosion sera menée.

Ce mémoire est découpé en cinq chapitres. Le premier chapitre expose l'état de l'art dans lequel s'inscrit cette étude. Une première partie concerne les éléments relatifs à l'érosion dans les ouvrages hydrauliques et à sa détermination expérimentale ou analytique. La seconde concerne la modélisation numérique de l'érosion. Le contexte relatif à l'érosion dans les ouvrages hydrauliques est tout d'abord exposé. Les conséquences de l'érosion à l'échelle de l'ouvrage sont illustrées. Les méthodes de détermination de l'érodabilité des sols et les érodimètres associés sont présentés. Dans un second temps, on se focalise sur les deux

érodimètres les plus utilisés pour la détermination de la résistance des sols face à l'érosion : le JET et le HET. Ensuite, les différents modèles empiriques de détermination du taux d'érosion et de la contrainte seuil sont discutés.

Dans la seconde partie, le contexte relatif à la modélisation numérique de l'érosion est exposé. Les méthodes de modélisation numérique de l'érosion les plus pertinentes sont présentées, avec en premier les approches considérant l'interface eau/sol comme une interface de solide fluidisé et en second celle considérant une interface singulière.

Dans le second chapitre, la méthode de modélisation que nous proposons est exposée. Pour commencer, les hypothèses de notre modèle sont établies. Ensuite, les équations régissant le comportement du fluide sont indiquées, suivies des équations relatives à l'érosion. Puis, une partie concernant le modèle numérique permettra de décrire notamment les méthodes de discrétisation et de remaillage employées.

Dans le troisième chapitre, la méthode de modélisation est appliquée aux écoulements normaux et plus précisément à la configuration d'essais de JET. Dans un premier temps, l'accent sera principalement mis sur la mise au point et la validation de la modélisation numérique. Puis, les résultats de la modélisation de trois essais de JET seront analysés, permettant d'apporter d'importants éléments concernant la pertinence du modèle d'interprétation du JET.

Dans le quatrième chapitre, la méthode de modélisation est ensuite appliquée à l'érosion de conduit. La méthode est tout d'abord validée sur l'érosion d'un canal en écoulement de Poiseuille. Puis la modélisation numérique d'essais de HET est réalisée. Dans un premier temps, la mise au point et la validation de la modélisation numérique dans cette configuration est exposée. Dans un second temps, les résultats de la modélisation des essais de HET sont étudiés. Des éléments supplémentaires de validation de la méthode de modélisation en sont déduits.

Dans le cinquième chapitre, une étude approfondie de la loi d'érosion et des différences JET / HET est présentée. La première partie de ce dernier chapitre concerne les différences entre les paramètres d'érosion trouvés à la suite de ces deux essais et leur pertinence. La seconde expose une étude des variables qui sont susceptibles de piloter et d'influencer l'érosion. On s'intéresse également à la signification des paramètres d'érosion trouvés à la suite des essais de JET et de HET. Enfin, des éléments de réflexion sur des pistes de développement de la loi d'érosion sont apportés.

Chapitre 1.

Etat de l'art

L'objectif de ce chapitre est de présenter en quoi ce travail de thèse permet de répondre à un besoin industriel et à une problématique scientifique, de manière originale et accessible en termes de temps de calcul. L'état de l'art exposé concerne en premier lieu l'érosion dans les ouvrages hydrauliques. Cette partie permet d'expliquer pourquoi la détermination de la résistance des sols à l'érosion représente un enjeu, par quels moyens peut-on la déterminer et quels sont les phénomènes physiques qui régissent *a priori* l'érosion des sols. Il est également explicité dans cette partie pourquoi il est nécessaire de développer une méthode de modélisation numérique de l'érosion de sols cohésifs par des écoulements turbulents. La seconde partie de ce chapitre présente l'état de l'art relatif à la modélisation numérique de l'érosion. Les méthodes de modélisation les plus abouties y sont présentées. Cette partie permet de déterminer pourquoi les méthodes existantes ne permettent pas de répondre à notre problématique.

1.1. L'érosion dans les ouvrages hydrauliques

1.1.1. Contexte

1.1.1.1. *Erosion à l'échelle de l'ouvrage*

L'érosion, interne ou de surface, est l'un des mécanismes majeurs de rupture d'ouvrages hydrauliques en remblai. [Fry 2012] dresse un bilan complet du problème de l'érosion interne dans les barrages et les digues, dont les grandes lignes sont résumées dans ce paragraphe. La France dénombre plus de 700 grands barrages, une dizaine de milliers de petits barrages (hauteur inférieure à 15 m), près de 8 000 km de digues de canaux de navigation et 10 000 km de digues de protection. Ces ouvrages hydrauliques ont été bâtis, pour la plupart, il y a plus d'un demi-siècle avec les matériaux naturels du site de construction. Si la construction de l'ouvrage a été réalisée avec les matériaux naturels sans liant, on parle d'ouvrage en remblai. La Commission Internationale des Grands Barrages dresse en 1995 un état du parc mondial des grands barrages (hors Chine). Il recense près de trois fois plus de grands barrages

composés de matériaux meubles qu'en béton ou en maçonnerie. Presque quinze fois plus de cas de ruptures ont été comptabilisées pour les grands barrages en remblai. Les ouvrages en remblai sont donc des structures vulnérables, dont les modes de rupture peuvent être classés en deux catégories : le glissement ou l'instabilité générale, et l'érosion définie par un arrachement local des grains, instabilité interne ou localisée. [Foster *et al.* 2000] déduisent des statistiques mondiales de rupture des grands barrages qu'ils ont établies, que 94% des ruptures sont dues à l'érosion. L'érosion, qu'elle soit interne ou externe, est responsable en moyenne d'une rupture d'ouvrage par an en France. La plupart de ces ruptures a lieu lors des grandes crues, telles que les brèches causées par la crue du Gard de septembre 2002 (5 morts, 1 200 millions d'euros de dégâts) ou celles causées par la crue du Rhône en décembre 2003 (845 millions d'euros de dégâts). La Figure 1.1 illustre ces phénomènes de rupture d'ouvrages.



Figure 1.1. Brèche du Virdourle, 2002 (gauche) et rupture du barrage de Teton, 1976 (droite).

L'érosion interne est induite par un écoulement souterrain et l'érosion externe est produite par un écoulement à la surface de l'ouvrage. Quatre mécanismes sont susceptibles de générer de l'érosion interne : l'érosion de conduit, l'érosion régressive, l'érosion de contact et la suffusion. Les mécanismes initiateurs de l'érosion interne sont divers : fissure d'origine géologique, racine d'arbre en décomposition, contact entre le sol et un conduit de vidange, etc.

L'érosion de conduit, telle qu'elle est définie par [Bonelli *et al.* 2012] est caractérisée par un écoulement d'eau provoquant l'arrachement de particules le long d'un chemin préférentiel. Il y a alors formation d'un conduit hydraulique qui s'agrandit à mesure que l'érosion progresse. Ce mécanisme d'érosion est susceptible de conduire rapidement à une rupture de l'ouvrage hydraulique. L'érosion régressive est caractérisée par l'érosion du sol de l'aval vers l'amont, dans le sens inverse à celui de l'écoulement. Les particules de sol sont tout d'abord entraînées à l'aval où l'écoulement érode la surface du sol à son exutoire, l'érosion se propage alors de l'aval vers l'amont de l'écoulement. Les causes de l'érosion régressive sont principalement l'augmentation du gradient hydraulique lors de crues ou l'alternance de couches de matériaux sableux, limoneux ou argileux [Beek *et al.* 2013, Fell and Fry 2007]. L'érosion de contact [Beguïn *et al.* 2012, Philippe *et al.* 2013] est l'entraînement de particules au sein d'un

écoulement qui prend place à l'interface entre deux couches de sols différents au sein de l'ouvrage hydraulique. Elle survient souvent dès la mise en eau de l'ouvrage. La suffusion est quant à elle caractérisée par l'entraînement des particules fines situées dans les vides interstitiels d'une matrice de matériau plus grossier [Marot *et al.* 2012].

1.1.1.2. Estimation de l'érodibilité des sols

Le décret paru le 11 décembre 2007 a pour objectif d'améliorer la sécurité du parc d'ouvrages hydrauliques en France. Il a notamment comme prérogative la révision des modalités de surveillance et la réalisation d'études de dangers pour certains ouvrages. Afin que les gestionnaires de l'ouvrage puissent en évaluer la fiabilité, il est nécessaire de pouvoir quantifier la résistance des sols qui le composent face à l'érosion. Pour estimer l'érodibilité d'un sol, un certain nombre d'essais de mécanique des sols ont été développés.

On pourra citer en premier lieu les essais d'érosion en canal, utilisés entre autres par [Gibbs 1962, Partheniades 1965]. Les échantillons de sol sont placés dans un canal, sur tout ou partie de sa surface. La masse érodée est soit déterminée à partir de la pesée des échantillons (Hydraulic Flume Test) soit par la mesure des particules dans l'écoulement à la sortie du canal. L'Erosion Function Apparatus (EFA) développé par [Briaud 2001] consiste également à faire passer un écoulement à vitesse contrôlée à la surface d'un échantillon de sol. Le taux d'érosion du sol est maîtrisé par un système de piston situé en dessous de l'échantillon. Ces essais ont pour objectif d'être représentatifs de l'érosion externe telle que l'érosion des lits de rivière ou autour des piles de pont. Le Rotating Cylinder Test de [Moore and Mash 1962] est un dispositif cylindrique mobile dans lequel est placé un cylindre de sol fixe. De l'eau est injectée entre ces deux parties de l'appareillage et est mise en mouvement. Le Drill Hole Test de [Lefebvre *et al.* 1985] est inspiré du Rotating Cylinder Test. Un défaut initial cylindrique d'environ 6mm de diamètre est créé au sein d'un échantillon de sol, dans lequel un écoulement à pression contrôlée va circuler. Cet essai donnera naissance au Hole Erosion Test (HET) de [Wan and Fell 2004] avec un écoulement à débit contrôlé. La quantité de masse érodée est déduite à partir des mesures de pression prises en amont et en aval de l'échantillon de sol. Le Hole Erosion Test est un essai représentatif de l'érosion interne de conduit. Les érodimètres par jet ont également fait l'objet de nombreuses études. Ils présentent l'avantage d'être utilisables in-situ. L'Erodimètre à Jets Mobiles [Hénensal 1983] consiste en l'impact de sept jets mobiles sur l'interface du matériau. Le taux d'érosion est calculé à partir de la mesure de la quantité de sol dans l'écoulement sortant du dispositif. Le phénomène d'érosion représenté est plutôt relatif à l'impact des gouttes de pluie et au ruissèlement. Le Jet Erosion Test (JET) développé par [Hanson and Cook 2004] est un test d'érosion au cours duquel un jet à débit contrôlé impacte la surface d'un échantillon de sol. Tout le dispositif est immergé au sein d'une cuve adaptable pour le laboratoire et sur le terrain. Le taux d'érosion est déduit de la mesure de la profondeur de la cavité créée, en fonction du temps d'impact du jet sur le matériau. Cet essai est représentatif de l'érosion externe par surverse à l'aval de l'ouvrage.

1.1.1.3. Paramètres d'érosion

Les essais de Hole Erosion Test et Jet Erosion Test font partie des essais adaptés à la caractérisation de la résistance des sols à l'érosion pour les barrages et digues en remblai. Les modèles d'interprétation de ces deux essais sont basés sur une loi d'érosion qui considère le taux d'érosion comme une fonction de la contrainte tangentielle exercée par le sol sur le matériau. Deux paramètres caractéristiques de l'érosion des sols régissent cette loi. Il s'agit d'un seuil d'érosion à partir duquel la puissance hydraulique fournie est suffisante pour générer de l'érosion et d'un coefficient d'érosion. Le seuil d'érosion est une contrainte tangentielle critique, qui peut aller de 0 à 10^3 Pa. Le coefficient d'érosion varie également sur plusieurs ordres de grandeur, de 10^{-2} à 10^{-6} s/m. Il s'agit du coefficient de proportionnalité entre le flux massique de sol érodé et la contrainte exercée par le fluide sur le matériau (moins la contrainte seuil). Il peut être vu comme le rapport entre une dimension caractéristique et la viscosité de surface du sol érodé [Bonelli *et al.* 2012]. Le seuil d'érosion et le coefficient d'érosion permettent de classer les sols sur une échelle d'érodibilité. Ils sont aussi à la base des modèles de détermination de temps de rupture des ouvrages. Ces paramètres sont *a priori* intrinsèques au sol et devraient être identiques quelque soit l'essai considéré. Cependant, [Regazzoni *et al.* 2008, Wahl *et al.* 2008] montrent que pour un même sol, les paramètres d'érosion obtenus au JET et au HET peuvent différer d'un voire deux ordres de grandeur.

1.1.2. Essais d'érosion de HET et de JET

1.1.2.1. Le Hole Erosion Test

Le Hole Erosion Test est un banc d'essai permettant d'étudier au laboratoire l'érosion de conduit, aussi appelée piping flow erosion ou concentrated leak erosion. Le banc d'essai d'érosion a été introduit par [Lefebvre *et al.* 1985] et développé par [Wan *et al.* 2002].

Le dispositif expérimental utilisé à l'IRSTEA fonctionne avec un débit maintenu constant au cours de l'essai. Au sein du dispositif est placé un échantillon de sol, intact ou remanié. Dans cet échantillon un défaut initial a été créé, de quelques millimètres de diamètre. L'échantillon percé est soumis à un écoulement en charge. Si la contrainte exercée par l'écoulement sur l'échantillon de sol est suffisamment importante, le matériau s'érode. L'érosion provoque l'augmentation du diamètre du conduit. Des mesures du gradient de pression sont réalisées tout au long de l'essai. Elles permettent de déterminer l'évolution du diamètre du défaut initial et de la contrainte exercée par le fluide sur le matériau [Bonelli *et al.* 2006]. Des mesures de turbidité en continu sont également réalisées au cours de l'essai. La Figure 1.2 illustre le fonctionnement du Hole Erosion Test et les notations utilisées. Par souci de clarté, l'échelle n'est pas tout à fait respectée, compte-tenu des dimensions classiques de l'échantillon de sol : entre 12 et 15 cm de longueur et 8 cm de diamètre. Le défaut initial a usuellement un diamètre de 6 mm. La photographie du dispositif expérimental de l'IRSTEA est présentée Figure 1.3.

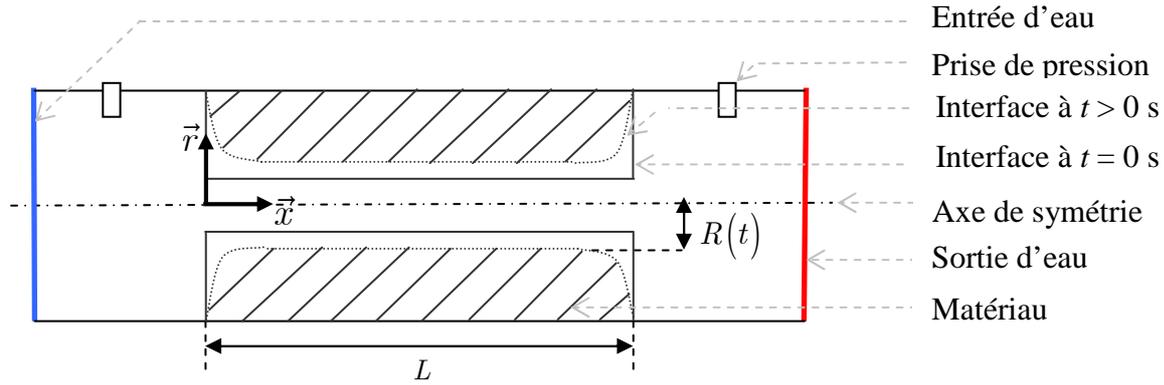


Figure 1.2. Schéma de principe simplifié du Hole Erosion Test.

Un premier modèle d'interprétation des résultats expérimentaux obtenus avec le HET a été développé par [Wan and Fell 2004]. Ce modèle permet la détermination d'un indice de taux d'érosion et d'un seuil d'érosion. Il s'appuie sur l'approximation linéaire de la courbe masse érodée en fonction de la contrainte fluide exercée par le matériau et par la détermination d'un coefficient de friction. La contrainte et le coefficient de friction sont estimés à partir de formules semi-empiriques.

Un second modèle d'interprétation du HET a été développé par [Bonelli *et al.* 2006]. Un modèle d'interprétation mécaniquement fondé est élaboré, se basant sur les équations de Navier-Stokes incompressible en géométrie cylindrique. La loi d'érosion la plus communément utilisée dans le domaine de la mécanique des sols est utilisée (cf. paragraphe 1.1.3) :

$$\dot{m} = \begin{cases} k_{er} (\tau - \tau_c) & \text{si } \tau > \tau_c \\ 0 & \text{sinon} \end{cases} \quad (0.1)$$

avec \dot{m} flux de masse érodé, τ contrainte exercée par l'écoulement sur le sol, τ_c contrainte critique et k_{er} coefficient d'érosion exprimé en (s.m^{-1}) . Le coefficient d'érosion peut également être exprimé en $(\text{m}^2.\text{s.kg}^{-1})$ ou en $(\text{cm}^3.\text{N}^{-1}.\text{s}^{-1})$, il est alors noté k_d et est tel que $k_{er} = \rho_s k_d$ avec ρ_s densité sèche du sol.

Soient u et v les vitesses axiale et radiale, p la pression dans l'écoulement, et ρ_w la masse volumique du fluide. Les équations de conservation de la masse et de la quantité de mouvement donnent respectivement [Bonelli *et al.* 2006] :

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} (rv) + \frac{\partial}{\partial x} u = 0 \quad (0.2)$$

$$\rho_w \left[\frac{\partial}{\partial t} u + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} (rvu) + \frac{\partial}{\partial x} u^2 \right] = -\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} (r\tau) - \frac{\partial p}{\partial x} \quad (0.3)$$

$$\frac{\partial p}{\partial r} = 0 \quad (0.4)$$

Les conditions limites de l'écoulement définies par [Bonelli *et al.* 2006] sont les équations de saut suivantes, avec Γ interface eau/sol :

$$v_b = \dot{m} \left(\frac{1}{\rho_s} - \frac{1}{\rho_w} \right), \quad v_\Gamma = \frac{\dot{m}}{\rho_s} \quad (0.5)$$

$$u_b = 0, \quad |\tau_b| = |\tau_g| \quad (0.6)$$

u_b et v_b sont les vitesses axiale et radiale du fluide à l'interface, v_Γ la vitesse de l'interface, $|\tau_b|$ et $|\tau_g|$ les contraintes tangentielles exercées respectivement sur le sol et sur le fluide.

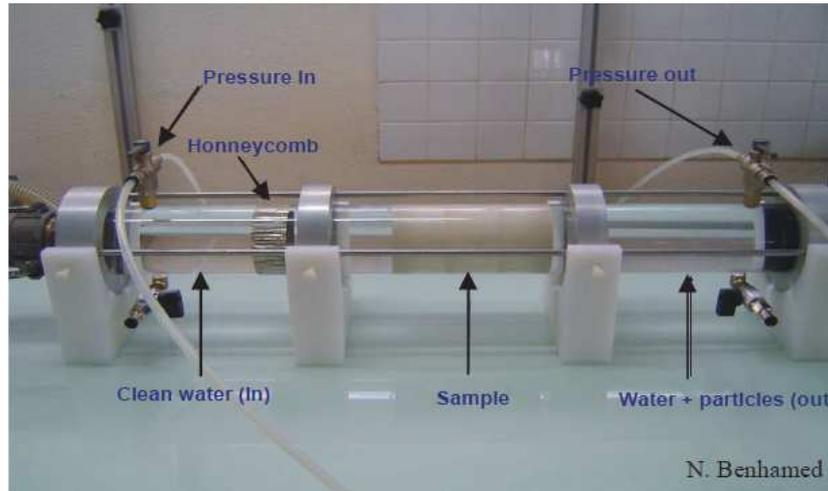


Figure 1.3. Photographie du dispositif expérimental du Hole Erosion Test.

Le modèle analytique de [Bonelli *et al.* 2006] donne l'évolution des différentes variables dans un conduit soumis à l'érosion. Les équations fondatrices du modèle sont les suivantes, pour une érosion de conduit à débit constant :

$$f(\tilde{\tau}_c^{1/4} \tilde{R}) = f(\tilde{\tau}_c^{1/4}) + \tilde{\tau}_c^{5/4} \tilde{t} \quad \text{avec} \quad f(x) = \frac{1}{2} (\arctan x + \operatorname{arctanh} x) - x \quad (0.7)$$

$$\tilde{t} = \frac{t}{t_{er}}, \quad \tilde{\tau}_c = \frac{\tau_c}{\tau_0}, \quad \tilde{R}(t) = \frac{R(t)}{R_0} \quad (0.8)$$

$$t_{er} = \frac{2L}{k_d \Delta P_0}, \quad \tau = \frac{R \Delta P}{2L}, \quad \tilde{R}(t) = [\Delta \tilde{P}(t)]^{-1/5} \quad (0.9)$$

avec τ_0 et $\tilde{\tau}_c$ contrainte initiale et contrainte seuil adimensionnée, ΔP et ΔP_0 différentiel de pression entre l'entrée et la sortie du conduit à t et $t=0$ s, $R(t)$, R_0 et $\tilde{R}(t)$ rayon du conduit érodable de longueur L au temps t , initialement et rayon adimensionné ; t , t_{er} et \tilde{t} temps, temps caractéristique de l'érosion et temps adimensionné.

La validation de cette modélisation simplifiée a été effectuée sur divers essais de HET, comme en atteste la Figure 1.4.

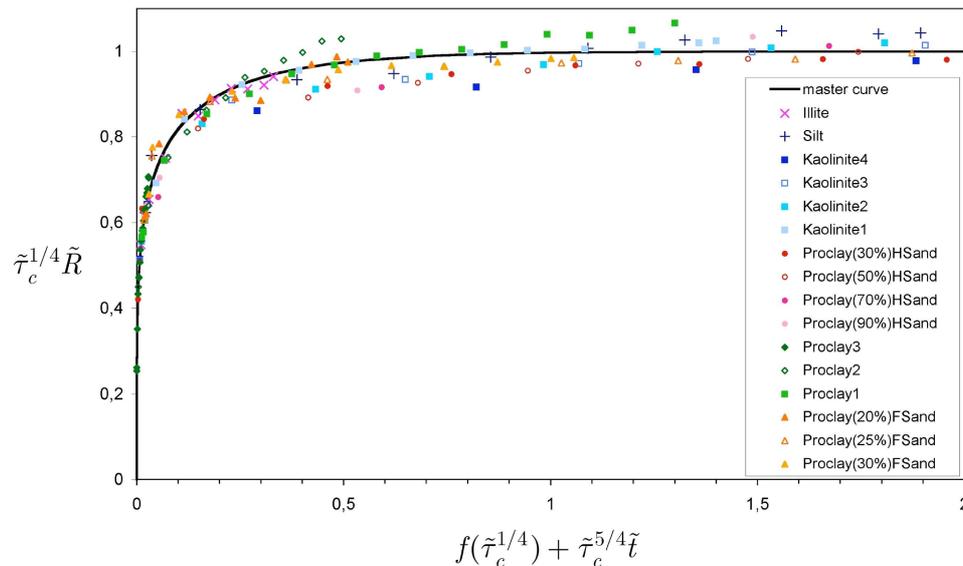


Figure 1.4. Regroupement des résultats d'essais de HET à débit imposé sur la courbe maîtresse définie par l'équation (1.7) de [Bonelli *et al.* 2012].

1.1.2.2. Le Jet Erosion Test

Le Jet Erosion Test est un essai d'érosion de jet immergé avec point d'arrêt. Le dispositif permet d'étudier la résistance des sols à l'érosion en laboratoire mais aussi in-situ. Bon nombre d'études ont fait l'usage de jets pour quantifier les paramètres caractéristiques d'un sol face à l'érosion au laboratoire [Hanson and Robinson 1993, Hollick 1976, Mazurek *et al.* 2001, Moore and Mash 1962] et sur le terrain [Allen *et al.* 1997, Hanson 1991]. Le dispositif expérimental développé par [Hanson and Cook 2004] et la méthodologie associée sont à la base de nombreuses études expérimentales de détermination d'érodibilité, dont [Langendoen *et al.* 2000, Pinettes *et al.* 2011, Regazzoni *et al.* 2008, Robinson *et al.* 2000, Simon and Thomas 2002].

L'échantillon de sol est soit directement au contact de l'ouvrage hydraulique in-situ, soit intact ou remanié au laboratoire. Celui-ci est soumis à un écoulement en charge. L'eau est mise en circulation, la pression étant maintenue constante au cours de l'essai. L'écoulement est perpendiculaire à la zone impactée. Si la contrainte exercée par le fluide sur le matériau est suffisamment importante, le matériau s'érode. Des mesures de profondeur d'affouillement sont réalisées tout au long de l'essai. Elles vont permettre de déterminer les paramètres caractéristiques du sol face à l'érosion : le coefficient d'érosion et la contrainte critique. La Figure 1.5 illustre le fonctionnement du Jet Erosion Test et les notations utilisées. La Figure 1.6 présente deux photographies du dispositif expérimental, au laboratoire et in-situ. L'appareillage est celui actuellement utilisé par geophyConsult [Pinettes *et al.* 2011], qui fut également utilisé pour l'étude de [Regazzoni *et al.* 2008].

Le modèle d'interprétation du Jet Erosion Test a été développé par [Hanson and Cook 2004]. Il est basé sur l'approche analytique de [Stein and Nett 1997] développée dans le cas de jets

plans. Les équations de base du modèle de [Hanson and Cook 2004], hormis la loi d'érosion (0.1) sont les suivantes :

$$U_0 = \sqrt{2g\Delta H} \quad (0.10)$$

$$U(z) = U_0 \frac{l}{z} \quad (0.11)$$

$$l = 6.2 \times d_0 \quad (0.12)$$

$$\tau = C_f \rho_w U(z)^2 \quad (0.13)$$

avec g l'accélération de la pesanteur, U_0 vitesse du jet au niveau de la buse, ΔH charge hydraulique appliquée, l longueur du cœur potentiel, z distance séparant la côte de sortie du jet et l'interface au niveau de l'axe médian du jet, d_0 diamètre de la buse et $C_f=0.00416$ coefficient de friction déterminé empiriquement.

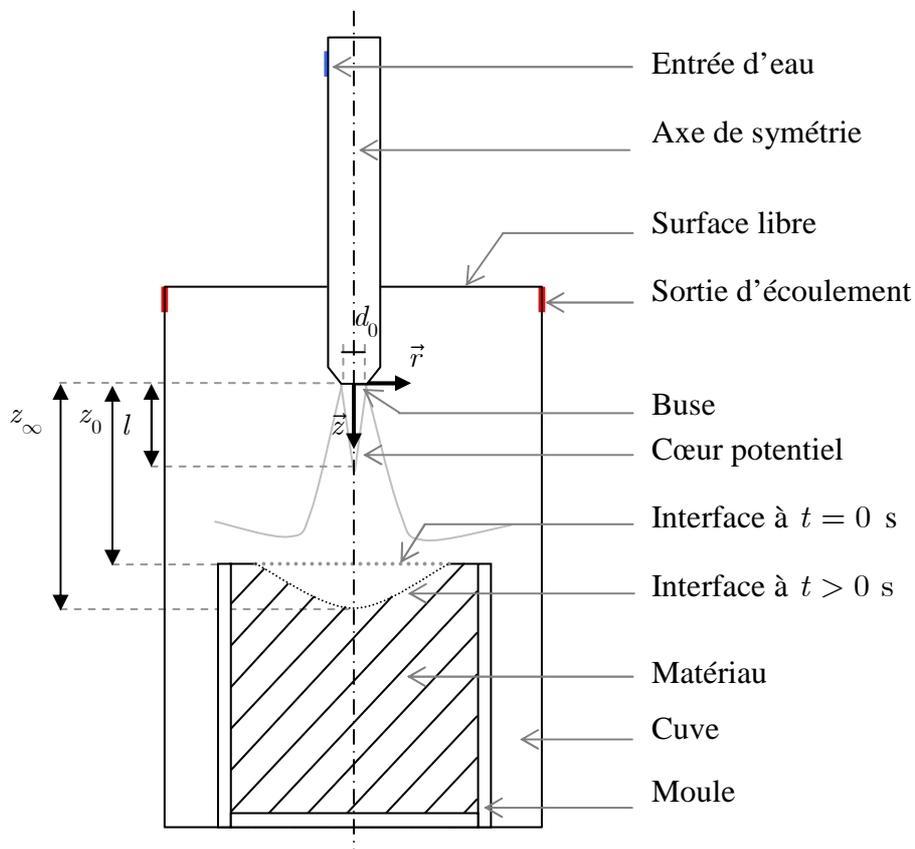


Figure 1.5. Schéma de principe simplifié du Jet Erosion Test.

Le cœur potentiel est défini comme la portion de jet en sortie de buse, pour laquelle la vitesse à l'axe médian du jet reste constante et égale à U_0 . La longueur du cœur potentiel a fait l'objet de nombreuses recherches, notamment celles de [Beltaos and Rajaratnam 1974, Looney and Walsh 1984]. La formule empirique la plus communément utilisée pour la déterminer est présentée Eq. (0.12). L'autosimilarité des jets non impactants a également fait l'objet de

nombreuses recherches [Tritton 1988]. La distribution de vitesse en dehors du cœur potentiel au niveau de l'axe médian du jet est alors régie par l'Eq. (0.11).

On note \tilde{z} la distance séparant la côte de sortie du jet et l'interface au niveau de l'axe médian du jet adimensionnée et z_∞ cette distance à la fin du processus d'érosion, au temps $t = +\infty$. L'équation maîtresse du modèle de [Hanson and Cook 2004] peut être réécrite comme suit :

$$\tilde{t} = \tilde{z}_\infty^2 \left(\frac{\tilde{z}_\infty}{2} \left[\ln \left(\frac{\tilde{z}_\infty + \tilde{z}}{\tilde{z}_\infty - \tilde{z}} \right) + \ln \left(\frac{\tilde{z}_\infty - \tilde{z}_0}{\tilde{z}_\infty + \tilde{z}_0} \right) \right] + \tilde{z}_0 - \tilde{z} \right) \quad (0.14)$$

$$\tilde{z} = \frac{z}{l} \quad \text{et} \quad \tilde{t} = \frac{t}{t_{er}} \quad \text{avec} \quad t_{er} = \frac{l}{k_d C_f \rho_w U_0^2} \quad (0.15)$$

$$\tilde{z}_\infty = \sqrt{\frac{\tau_0}{\tau_c}} \quad (0.16)$$

[Pinettes *et al.* 2011] utilisent le même type d'adimensionnement pour l'équation (1.14), ce qui permet de s'affranchir de l'approximation de [Blaisdell *et al.* 1981] utilisée par [Hanson and Cook 2004]. [Pinettes *et al.* 2011] ont également proposé une amélioration de la méthode d'inversion des données expérimentales. Celle-ci se base sur l'introduction d'un algorithme de type Monte-Carlo.



Figure 1.6. Photographie du dispositif expérimental au laboratoire et in-situ.

1.1.3. Lois d'érosion

1.1.3.1. Taux d'enlèvement de matière

Depuis le siècle dernier, de nombreuses études ont porté sur la prédiction du transport de matière par charriage. Ces études concernent surtout le mouvement des sédiments jonchant les lits de rivière. La première formule empirique a été proposée par [Du Boys 1879]. Il présume

que le processus de charriage des sédiments consiste en la mise en mouvement de matière par strates de sédiments. Il introduit la notion de contrainte seuil, à partir de laquelle la mise en mouvement des particules est effective. Soit q_s (m^2/s) le débit érodé de sédiments par unité de longueur, la relation proposée par [Du Boys 1879] est de la forme :

$$q_s = \chi \tau (\tau - \tau_c) \quad (0.17)$$

avec χ paramètre caractéristique du lit de sédiment fonction notamment de l'épaisseur des strates et de la contrainte critique. L'hypothèse d'érosion par strates a rapidement été abandonnée par les études qui ont fait suite à celle de Du Boys. Cependant, la relation de Du Boys donne des résultats proches des résultats expérimentaux. C'est pourquoi de nombreuses études ont conservé la forme de cette équation pour définir le transport par charriage. [Meyer-Peter and Müller 1948, Shields 1936, Yalin 1977], entre autres, ont proposé des ajustements du coefficient χ , la suppression du facteur τ ou l'élévation en puissances des différents termes de l'Eq. (1.17). [Schoklitsch 1914] propose de considérer q_s comme une fonction linéaire du débit de l'écoulement plutôt que de considérer l'influence de la contrainte tangentielle. D'autres études, telles que [Barekyan 1962] établissent une relation entre débit érodé, vitesse et débit d'écoulement. Dans la formulation de [Einstein 1950], le seuil de contrainte critique n'est plus pris en compte et le taux d'érosion est fonction des fluctuations de vitesses. Les modèles développés par [Einstein 1950, Meyer-Peter and Müller 1948, Yalin 1977] donnent des résultats très proches. Historiquement, l'utilisation de la corrélation de [Meyer-Peter and Müller 1948] a été très répandue en Europe alors que celle de [Einstein 1950] l'a été en Amérique. D'autres études, telles que celles de [Bagnold 1956, Engelund and Hansen 1967] donnent le transport solide total en volume de grains à saturation. La formulation proposée traite ainsi du charriage et de la suspension.

Toutes ces différents modèles du transport par charriage ont été établis de manière empirique dans le cadre de l'érosion de sols granulaires. Il en est de même pour les modèles plus récents en découlant tels que [Rickenmann and Recking 2011, Wilcock and Crowe 2003]. C'est pourquoi ces modèles ne sont pas adaptables à nos configurations.

Des modèles très aboutis s'appuyant sur les équations des milieux diphasiques ont été développés. Il s'agit d'écoulements laminaires sur des milieux granulaires. Ces modèles ne présument pas à priori de lois d'érosion. [Papamichos and Vardoulakis 2005] ont développé une modélisation de l'érosion par éléments finis. Elle permet de prédire la production de sable par érosion dans le domaine pétrolier. Une phase de solide fluidisée est introduite. Le système triphasique est résolu à partir des équations de conservation de la masse, de la loi de Darcy et par l'introduction d'une loi d'érosion constitutive à la diffusion de la porosité. [Ouriemi *et al.* 2009, Chauchat and Médale 2010] s'intéressent au charriage d'un lit de sédiments. Le milieu mobile est considéré comme un milieu granulaire dans lequel les particules sont en contact. La modélisation est diphasique, les forces agissant à l'interface sont calculées par la loi de Darcy et par les lois régissant la flottabilité [Jackson 2000].

Adaptés aux écoulements laminaires sur sols granulaires, ces modèles discutés paragraphe 1.2 ne conviennent pas à la modélisation d'un sol fin cohésif par un écoulement turbulent.

Pour des sols cohésifs en écoulement turbulent, [Ariathurai and Arulanandan 1978] furent les premiers à introduire la loi d'érosion la plus communément utilisée actuellement Eq. (0.1). Ils s'appuyèrent sur les résultats expérimentaux obtenus par [Partheniades 1965]. Ces résultats expérimentaux tendent à montrer l'existence d'une relation linéaire entre le taux d'érosion et la contrainte tangentielle résiduelle. Celle-ci est définie comme la soustraction de la contrainte critique à la contrainte tangentielle. A noter que [Partheniades 1965] opte plutôt pour le développement d'une loi d'érosion basée sur une probabilité d'érosion par strates de sédiments cohésifs. Cette loi est en exponentielle de la force de cohésion des particules sur la contrainte tangentielle. La concentration de sédiments en suspension dans la phase fluide est déterminée expérimentalement. Elle est ensuite convertie en flux de masse érodée à l'aide d'une formule empirique estimant l'érosion uniforme dans un canal d'environ 18 m de longueur. Or, en fonction de la vitesse de l'écoulement considérée, les processus d'érosion ne se résument pas forcément uniquement au détachement de matière. Des phénomènes relatifs au transport des particules tels que la re-déposition peuvent avoir lieu. Néanmoins, dans des configurations d'écoulement très différentes, la linéarité de la relation taux d'érosion en fonction de la contrainte critique a été validée. Un certain nombre d'études expérimentales en atteste, comme [Benahmed *et al.* 2012], cf. Figure 1.7. Le dispositif expérimental utilisé est celui du HET. Pour ce dispositif, on peut considérer que la vitesse d'érosion est uniquement fonction du détachement des particules, compte-tenu de la vitesse d'écoulement et des dimensions de l'échantillon de sol. Dans le modèle de [Ariathurai and Arulanandan 1978], le coefficient d'érosion défini Eq. (0.1) est une fonction de l'inverse de la contrainte critique.

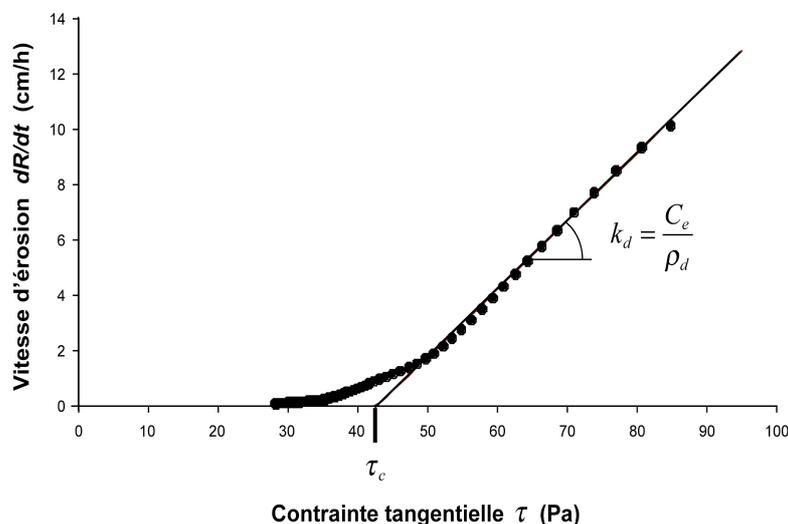


Figure 1.7. Taux d'érosion en fonction de la contrainte tangentielle, [Benahmed *et al.* 2012].

Certaines études s'intéressant uniquement au détachement de la matière, sont relatives aux essais d'érosion tels que le JET, le HET ou l'EFA. Dans le cas de sols cohésifs, [Briaud and Chen 2008] proposent une loi d'érosion pour laquelle le taux d'érosion est fonction de trois termes. Ils sont constitués des rapports de la contrainte tangentielle, des fluctuations de contrainte tangentielle et des fluctuations de contrainte normale sur la vitesse d'entrée de l'écoulement. Compte-tenu des difficultés expérimentales rencontrées pour estimer tous ces

paramètres d'écoulement, des simplifications sont adoptées. La loi d'érosion proposée résulte finalement en l'utilisation de la loi d'érosion Eq. (0.1).

Certaines études prennent en compte l'influence de la turbulence dans le processus d'érosion [Annandale 2007, Bollaert 2002, Croad 1981, Hoffmans 2012, Raudkivi 1998]. Dans son étude sur l'érosion de sols granulaires, [Annandale 2007] distingue les phénomènes d'érosion pour les écoulements laminaires et turbulents. Dans le cas d'un écoulement laminaire, il considère que l'érosion est due à la contrainte exercée par le fluide sur le matériau. Si l'écoulement est turbulent, les fluctuations de pressions induites par la turbulence seraient responsables de l'érosion. Ces fluctuations de pression engendreraient une force de soulèvement des particules situées à la surface. [Hoffmans 2012] s'intéresse aux écoulements dans des canaux à surface libre. Dans le cas de sols non cohésifs, il estime la profondeur d'affouillement maximale créé par l'impact d'un jet sur un matériau granulaire. Il prend en compte notamment l'angle d'inclinaison du jet par rapport au matériau et l'intensité de la turbulence. Ces variables sont reliées par l'auteur au maximum des fluctuations de pression. Dans le cas de l'érosion de sédiments consolidés, [Hoffmans 2012] utilise l'équation de [Ariathurai and Arulanandan 1978]. Le coefficient d'érosion dépend alors des caractéristiques des sédiments, d'un paramètre de consolidation et de l'inverse de la contrainte critique. La contrainte critique, définie par l'intermédiaire du paramètre de Shields (cf. paragraphe 1.1.3.2), est alors reliée au maximum des fluctuations de pression :

$$r_0 = \frac{\sqrt{k_0}}{U_m} = \alpha_0 \frac{u^*}{U_m} \text{ avec } \tau = \rho_w u^{*2} \quad (0.18)$$

$$p_m = \alpha_\tau \tau = 12.6 \rho_w (r_0 U_m)^2 \quad (0.19)$$

$$\tau_c = \theta_c (\rho_s - \rho_w) g d, \quad d = 0.7 \rho_w \frac{(r_0 U_m)^2}{(\rho_s - \rho_w) g \theta_c} \quad (0.20)$$

avec p_m maximum des fluctuations de pression, r_0 intensité de la turbulence moyennée entre la surface du matériau et la surface libre, U_m et k_0 vitesse de l'écoulement et énergie cinétique turbulente moyennées de la même manière, u^* vitesse de frottement à l'interface eau/sol, α_0 et α_τ constantes déterminées empiriquement valant respectivement 1.2 et 18 pour les écoulements uniformes, θ_c nombre de Shields critique et d diamètre du grain.

Ce modèle très empirique et adapté aux écoulements à surface libre n'est pas directement applicable à nos configurations. Une telle prise en compte de la turbulence dans un modèle d'érosion reste néanmoins intéressante.

Aussi, [Kobus *et al.* 1979] montrent expérimentalement que des jets pulsants engendrent des figures d'érosion plus profondes que des jets stabilisés. [Cleaver and Yates 1973, Croad 1981, Nearing 1991, Sharif and Atkinson 2012] se sont intéressés au détachement de particules sous l'effet d'un écoulement à surface libre peu profond, de type vagues déferlant sur une plage. Ces études mettent en évidence l'influence de bouffées turbulentes causant le soulèvement des grains. [Haehnel and Dade 2008] étudient expérimentalement un jet d'air turbulent

impactant un milieu granulaire. Ils montrent que l'érosion est pilotée par la contrainte définie par (cf. paragraphe 2.3.1 pour la définition générale de la contrainte) :

$$\tau = \rho_w \overline{v'w'} \Big|_{\rightarrow \text{paroi}} \quad (0.21)$$

$$\overline{v'w'} = 0.2k, \quad k = \frac{1}{2} (u'^2 + v'^2 + w'^2) \quad (0.22)$$

avec v' et w' fluctuations de vitesses calculées à proximité de la surface des grains et k énergie cinétique turbulente. Le problème de la détermination de la distance à la paroi, à laquelle se placer pour calculer les fluctuations de vitesses, est un problème majeur et reste une question ouverte.

L'érosion des sols par des jets normaux à la surface du matériau a fait l'objet de très nombreuses études expérimentales [Dunn 1959, Hanson *et al.* 1990, Hollick 1976, Mazurek and Hossain 2007, Moore and Masch 1962, O'Donoghue *et al.* 2001, Rajaratnam 1982, Rouse 1939, Stein and Nett 1997]. Elles permettent d'estimer les dimensions de la cavité formée en fonction du temps ou à la fin du processus d'érosion. Dans une configuration semblable à celle de l'essai de JET, [Mazurek and Hossain 2007] s'intéressent à l'érosion d'un sol, cohésif ou non, causée par un jet turbulent. [Rajaratnam 1982] et [Mazurek *et al.* 2001] trouvent que les dimensions de la cavité formée pour des sols non-cohésifs et cohésifs, évoluent proportionnellement au logarithme du temps. Cela valide les relations de [Moore and Mash 1962, Rouse 1939]. A la fin du processus d'érosion, les observations expérimentales de [Rajaratnam 1982] montrent que les dimensions de la figure d'érosion dépendent de la vitesse du jet en sortie de buse, de la taille des grains et des densités du fluide et du solide. [O'Donoghue *et al.* 2001] proposent le même type de relation empirique valable pour des gammes de diamètre de buse, de taille de grains et de distance jet surface de l'échantillon étendues. [Mazurek *et al.* 2001] montrent que pour un sol cohésif, ces dimensions dépendent de la vitesse du jet en sortie de buse, de la densité du fluide et du ratio diamètre de la buse sur la profondeur d'affouillement et sur la profondeur d'affouillement à la fin du processus d'érosion. Des approches analytiques s'appuyant sur des analyses énergétiques ont également été développées.

Ces méthodes de détermination de la forme de la figure d'érosion donnent les variables dont celle-ci dépend, mais ne présument pas de loi d'évolution du taux d'érosion.

L'érosion des sols par des jets tangents à la surface du matériau, en surface libre, a également fait l'objet d'un certain nombre d'études dans le cas de milieux granulaires [Dey and Westrich 2003, Hogg *et al.* 1997, Hopfinger *et al.* 2004]. [Hopfinger *et al.* 2004] relie l'érosion des sédiments aux tourbillons de [Görtler 1941]. Ces tourbillons sont induits en écoulement laminaire ou turbulent aux abords d'une paroi concave.

Dans une configuration semblable à celle du HET et pour des sols cohésifs, [Indraratna *et al.* 2009] proposent d'estimer les variations du diamètre du conduit à l'aide des propriétés géotechniques du matériau et de l'énergie nécessaire au détachement. Une distinction nette est faite entre le détachement et le transport des particules, même si l'érosion est définie comme

le bilan du détachement et du transport. [Regazzoni and Marot 2011] proposent une analyse énergétique du JET et du HET dans laquelle le transport des particules érodées est négligé. Aucune loi d'érosion n'est définie, mais un nouvel indice de résistance du sol à l'érosion est introduit. A partir de ce nouvel indice, une nouvelle classification des sols est établie.

Ainsi, hormis les lois d'érosion relatives au transport par charriage ou celles relatives aux milieux granulaires, non adaptables à notre problème, de nombreuses lois empiriques ont été développées dans des configurations très particulières. Nombreuses sont les études qui ne postulent pas de loi d'érosion mais font des prédictions sur la forme des figures d'érosion. A part la loi d'érosion classique, qui semble donner de bons résultats, aucune autre loi d'érosion n'est directement applicable à nos configurations. Cependant, il est intéressant de constater qu'un certain nombre d'études considèrent que les variables de la turbulence sont les variables pilotes de l'érosion.

1.1.3.2. Détermination de la contrainte critique

Dans le cadre du détachement de particules non-cohésives, [Shields 1936] introduit un critère de stabilité au-delà duquel la particule considérée sera mise en mouvement par l'écoulement. La configuration de l'étude de Shields concerne initialement l'érosion des lits de rivières. Le nombre de Shields est défini comme le ratio des forces permettant la mise en mouvement et des forces d'inertie. C'est le rapport de la contrainte tangentielle s'exerçant à la surface du grain sur la poussée d'Archimède s'exerçant sur le grain. La mise en mouvement des grains est effective lorsque le nombre de Shields dépasse une valeur critique. Cette valeur est reliée expérimentalement au Reynolds particulaire. Soit θ_c le Shields critique et f_γ une fonction pouvant être décrite graphiquement :

$$\theta_c = \frac{\tau_c}{(\rho_s - \rho_w)gd} = f_\gamma(Re_p) \quad (0.23)$$

$$Re_p = \frac{u^* \cdot d}{\nu_w} \quad (0.24)$$

avec Re_p nombre de Reynolds particulaire et ν_w viscosité cinématique du fluide. Il est difficile en pratique de déterminer le paramètre de Shields critique dans une configuration d'écoulement quelconque. En effet, celui-ci et le Reynolds particulaire dépendent de la contrainte, délicate à déterminer en pratique. Dans le cas d'écoulements à surface libre, la vitesse de frottement est connue et définie en fonction du rayon hydraulique du canal et de son inclinaison. [Buffington and Montgomery 1997] regroupent de manière exhaustive toutes les études portant sur l'amélioration ou la révision de la courbe de Shields depuis sa publication. Une large dispersion des données expérimentales est observée. [Buffington and Montgomery 1997] expliquent ces différences par des protocoles expérimentaux très divers. Les méthodes de détection, les régimes d'écoulement et les propriétés des grains varient grandement selon les études. Les méthodes de détermination de la contrainte critique exercée par le fluide sur les grains sont également variables.

[Yalin 1977] propose de définir le nombre de Shields en fonction du diamètre adimensionné du grain \tilde{d} :

$$\theta_c = f_\beta(\tilde{d}) \quad \text{avec} \quad \frac{\tilde{d}}{d} = \left[\frac{g(\rho_s - \rho_w)}{\rho_w \nu_w^2} \right]^{1/3} \quad (0.25)$$

où f_β est une fonction décrite graphiquement. Un ajustement de la courbe de Shields a été proposé par [Yalin and Ferreira Da Silva 2001]. [Cao 2006] propose une expression explicite de cet ajustement permettant d'estimer la valeur du Shields critique. L'expression obtenue permet une détermination aisée du nombre de Shields critique, en accord avec les données expérimentales et bibliographiques. Dans le cas de matériaux granulaires, [Hoffmans 2012] et [Annandale 2007] déduisent le paramètre de Shields à partir des fluctuations de pression dues à la turbulence. Ces fluctuations sont estimées à l'aide des modèles empiriques de [Hinze 1975] et [Emmerling 1973], cf. paragraphe 1.1.3.1.

Dans le cas de sols cohésifs ou de sédiments consolidés, un certain nombre d'études ont proposé des adaptations du paramètre de Shields. Elles introduisent un facteur relatif aux forces d'adhésion. [Dade *et al.* 1992] considèrent un ratio entre les forces d'adhésion et le poids propre des particules. [Gargani 2004, Ternat *et al.* 2008] proposent la prise en compte d'un paramètre relatif aux forces de Van der Waals. [Claudin and Andreotti 2006] prennent en compte la tension de surface. Les données nécessaires à l'application de ces modèles sont difficilement accessibles pour des sols réels. La détermination du diamètre des grains sur des sols parfois très inhomogènes, de la surface de contact réelle entre les grains ou du module d'Young des grains est difficilement envisageable sur des sols cohésifs. De plus, ces modèles très empiriques sont exclusivement adaptés aux écoulements à surface libre, du fait de l'adaptation du paramètre de Shields par la factorisation d'un terme correctif. [Paaswell 1973] s'est intéressé à la détermination de la contrainte critique pour un sol cohésif. Il déduit de son étude que le seuil de déclenchement de l'érosion est fonction des propriétés physiques et électrochimiques du sol et des caractéristiques chimiques et de la température du fluide. [Chang and Zhang 2010] relie la contrainte critique et le coefficient d'érosion aux paramètres intrinsèques du matériau tels que l'indice des vides, l'indice de plasticité, le pourcentage de fines et le diamètre moyen des particules. [Briaud *et al.* 2001, Wan and Fell 2002] montrent au contraire qu'il n'y a pas de corrélation entre la contrainte critique et l'indice de plasticité. D'autres études relient directement la contrainte critique au pourcentage d'argile [Dunn 1959, Smerdon and Bleasley 1961].

Dans une configuration semblable à celle du JET et pour un sol cohésif, [Dunn 1959] déduit que la contrainte seuil est liée à la granulométrie du sol, à sa limite de plasticité et à sa résistance au cisaillement déterminée à l'aide d'un « *vane shear test* ». Ce test de cisaillement est réalisable in-situ. Une tige arborant de fines ailettes à son extrémité est introduite dans le sol. La résistance à la rotation de la tige est alors mesurée. Egalement dans une configuration de jet impactant, [Beltaos and Rajaratnam 1974] donnent une estimation de la contrainte seuil. Celle-ci est très spécifique à l'essai de JET. Elle dépend des paramètres d'écoulement à

$t = +\infty$. Cette estimation de la contrainte seuil est validée par [Hanson and Cook 2004, Mazurek *et al.* 2001]. La formulation est conforme aux équations (0.11) et (0.13). Dans la configuration du HET, [Bonelli *et al.* 2006] donnent également une estimation de la contrainte seuil en fonction des paramètres d'écoulement à $t = +\infty$ pour une érosion de conduit (Eq. (0.9)).

1.1.3.3. *Corrélation coefficient d'érosion / contrainte critique*

[Hanson and Simon 2001] établissent une corrélation empirique entre le coefficient d'érosion (exprimé en $\text{cm}^3/(\text{N}\cdot\text{s})$) et l'inverse de la racine carré de la contrainte critique : $k_d = 0.2\tau_c^{-0.5}$. [Simon and Thomas 2002, Wahl *et al.* 2008] confirment l'existence d'une telle corrélation. [Simon and Thomas 2002] trouvent expérimentalement que $k_d = 1.6\tau_c^{-0.83}$. La Figure 1.8 illustre l'influence de la contrainte critique (dénommée "initial shear stress" sur le graphique) sur l'indice d'érosion de Fell [Fell *et al.* 2013]. Les résultats qui y figurent ont été obtenus à la suite d'essais d'érosion de HET réalisés par C. F. Wan. [Fell *et al.* 2013] indiquent qu'il est néanmoins préférable d'utiliser la méthode d'interprétation du HET de [Bonelli *et al.* 2008] pour obtenir une estimation de la contrainte critique plutôt que de se référer à ces corrélations empiriques.

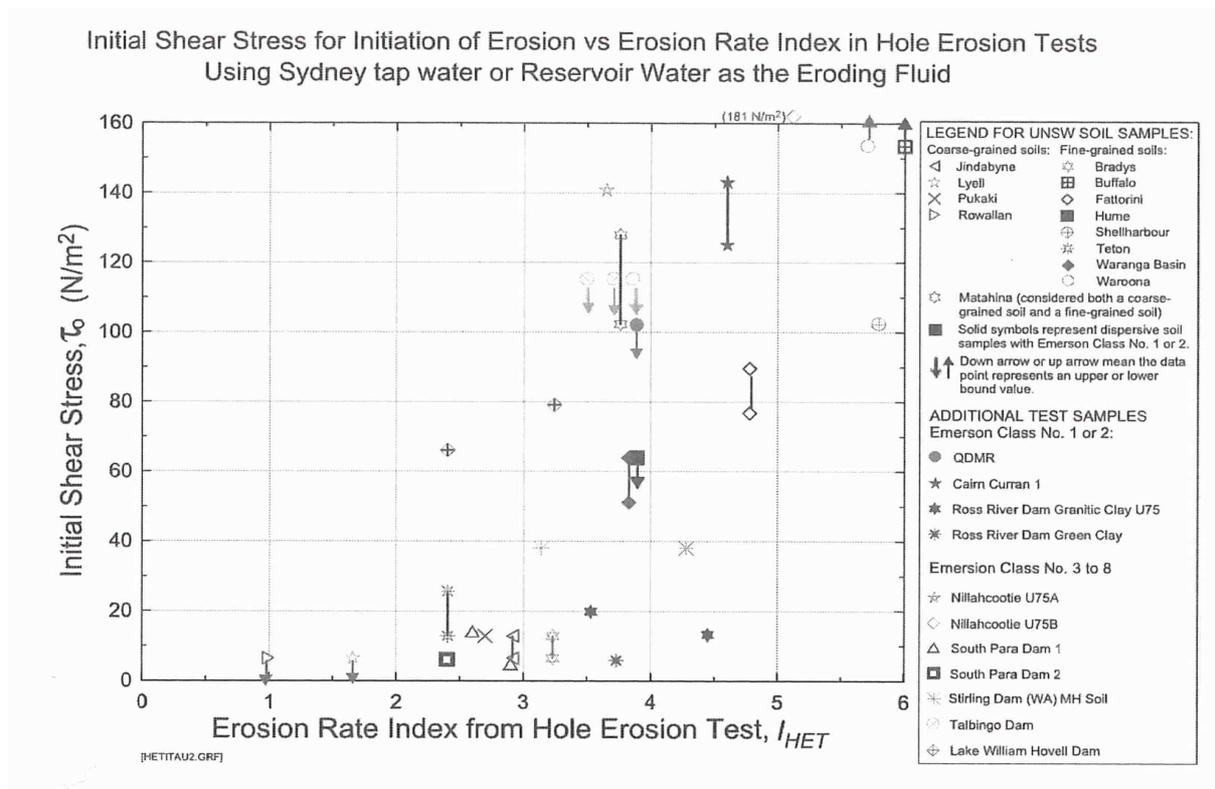


Figure 1.8. Influence de la contrainte critique sur le coefficient d'érosion [Fell *et al.* 2013].

1.2. Modélisation numérique de l'érosion

1.2.1. Contexte

1.2.1.1. *Erosion des matériaux granulaires et des sols cohésifs*

La modélisation numérique de l'érosion a fait l'objet de nombreuses études ces vingt dernières années. Deux méthodes de modélisation de l'érosion ont été validées en écoulement laminaire sur des lits granulaires. La première méthode a été développée par [Vardoulakis *et al.* 1996]. Elle introduit entre les phases fluide et solide une troisième phase de solide fluidisé. Cette phase est résolue par des équations de type Darcy-Brinkman. L'érosion de la phase solide y est décrite par un terme source. Ce terme induit des échanges de masse entre les phases solide et fluide dans les équations de conservation de la masse. La seconde méthode a été proposée par [Ouriemi *et al.* 2009]. Les phases solide et fluide y interagissent par le biais d'échanges de quantité de mouvement. Les équations des milieux diphasiques développées par [Jackson 2000] sont à la base des équations de transport utilisées dans ce modèle. Ces deux méthodes ainsi que leur adaptabilité à nos configurations seront discutées dans le paragraphe 1.2.2.

Dans le cadre de la modélisation de l'érosion d'un sol fin cohésif par un écoulement turbulent, l'interface solide / fluide peut être considérée singulière, et non comme une troisième phase de solide fluidisé. Chaque phase est diphasique : assemblage compact de particules contenant de l'eau et eau contenant des particules en phase dispersée. La difficulté est alors la représentation de l'interface mobile, et le calcul précis des grandeurs mécaniques sur celle-ci. Dans le cadre de la simulation numérique d'écoulements en présence d'interfaces, on distingue principalement deux approches : la capture ou le suivi d'interface. La première, dite approche eulérienne, consiste à définir les milieux dans un domaine donné avec un maillage fixe et à en déterminer l'évolution. La seconde, approche mixte eulérienne-lagrangienne, consiste à déplacer la frontière au cours du temps au sein d'un maillage adaptatif.

1.2.1.2. *Différentes approches de la modélisation d'interfaces*

La modélisation d'interface séparant un fluide et un matériau est particulièrement complexe, car chacun des milieux est usuellement décrit avec des approches très différentes. Le fluide est plus naturellement décrit par un modèle de type eulérien et le sol par un modèle de type lagrangien. Les méthodes mixtes eulérienne-lagrangienne, introduites par [Donea *et al.* 1982], permettent un bon compromis entre les deux descriptions. Les deux milieux sont définis au sein d'un maillage mobile, les résolutions respectivement eulérienne et lagrangienne des comportements solide et fluide sont indépendantes. Les équations eulériennes du fluide sont d'abord calculées indépendamment du modèle Lagrangien du solide. Les équations régissant le comportement du solide sont résolues à partir des résultats trouvés pour le fluide. Le maillage de la zone fluide est déformé en correspondance avec les résultats obtenus pour le solide. Les équations du fluide sont calculées au sein du maillage mis à jour, et ainsi de suite. Les méthodes mixtes eulériennes-lagrangiennes présentent une grande simplicité dans la

formulation des équations régissant les comportements du fluide et du solide. Cela permet de réaliser un gain important de temps de calcul. Aussi, l'avantage de la méthode est qu'elle permet une description fine des grandeurs à l'interface. L'inconvénient est que cette méthode est limitée par la distorsion des mailles. Il est nécessaire d'envisager des méthodes de remaillage. Le remaillage peut s'avérer être délicat, surtout en géométrie 3D, et entraîne souvent une nette augmentation des temps de calcul.

Des méthodes entièrement eulériennes, de type frontière immergées, ont également été développées [Angot 2005, Peskin 1977]. Les équations du solide sont écrites de telle sorte qu'elles ressemblent le plus possible aux équations du fluide. Ces méthodes sont caractérisées par l'affranchissement du repérage des domaines et ainsi d'un maillage complexe. L'écoulement présentant un obstacle immergé pourra par exemple être calculé avec un maillage cartésien fixe, indépendant des variations de forme de l'objet. Une fonction d'interface, de type VOF (Volume of Fluid) [DeBar 1974] ou Level-Set [Osher and Sethian 1981], permet de localiser les différents domaines et de décrire leur évolution. L'avantage de la méthode par rapport aux modélisations mixtes Euler-Lagrange est une nécessité de remaillage bien moins importante. Bien que le raffinement du maillage dans les zones proches de l'interface soit nécessaire, l'étendue et la fréquence des remaillages sont moindres pour cette méthode. L'inconvénient majeur de la démarche est que la résolution fine des grandeurs à l'interface est délicate. Des interpolations sont nécessaires à la représentativité de la position de la portion d'interface au sein de la maille. [Lachouette *et al.* 2008] ont développé un modèle numérique d'érosion basé sur cette méthode. Il permet la résolution d'un écoulement laminaire incompressible visqueux avec érosion en géométrie bi et tri-dimensionnelle. L'interface est représentée par la méthode des domaines fictifs et son évolution est décrite par la méthode Level-Set, au sein d'un maillage fixe cartésien (cf. paragraphe 1.2.3). La méthode est validée sur un cas d'érosion de conduit en régime laminaire. La modélisation d'un essai de HET pour un écoulement laminaire présente des résultats en bonne correspondance avec les résultats donnés par le modèle analytique de [Bonelli *et al.* 2006].

1.2.2. Modèles diphasique et triphasique

1.2.2.1. Approche de Papamichos et Vardoulakis (2005)

Le modèle d'érosion de [Papamichos and Vardoulakis 2005] a été développé dans le cadre de la production de sable dans l'industrie pétrolière. Il s'agit de la modélisation de l'érosion d'un sol granulaire par un écoulement laminaire. La méthode développée s'appuie sur une conception du milieu érodé sous la forme d'un milieu triphasique. Pour chacune des phases, un jeu d'équations de conservation de la masse est établi : l'équation (1.26) pour la phase solide, (1.27) pour la phase de solide fluidisée et (1.28) pour la phase fluide. Les indices 1, 2 et 3 correspondent respectivement à la phase solide, à la phase fluide et à la phase de solide fluidisé.

$$\frac{\partial \phi}{\partial t} = -\frac{j^{(1)}}{\rho_s} \quad (0.26)$$

$$\frac{\partial (1-c)\phi}{\partial t} = \text{div } q_i^{(3)} \quad \text{avec } q_i^{(3)} = c\phi v_i^{(2)} \quad (0.27)$$

$$\text{div } q_i = 0 \quad \text{avec } q_i = \phi v_i^{(2)} = -\frac{K}{\mu_w} p_i \quad (0.28)$$

avec ϕ porosité des éléments solides dans la phase fluide définie comme le ratio de la somme des volumes des phases (1) et (3) sur le volume total des trois phases. Le terme de production $j^{(1)}$ correspond au taux d'enlèvement de matière par érosion. La concentration c des éléments solides dans la phase fluide est définie comme le ratio du volume de la phase (3) sur le volume total des trois phases. La vitesse de filtration q_i est définie par la loi de Darcy avec K perméabilité intrinsèque, μ_w viscosité dynamique du fluide et p_i pression à l'échelle du pore.

Ce jeu d'équations présente quatre inconnues indépendantes : ϕ , c , $j^{(1)}$ et p_i . Une équation supplémentaire est nécessaire à la résolution de ce système d'équations. C'est pourquoi une loi de comportement de diffusion de la porosité est introduite. Les particules solides sont amenées à quitter les zones de porosité croissante. Ce modèle de diffusion peut être considéré comme une loi d'érosion de conduit au sein duquel les lignes de flux des particules érodées sont colinéaires au gradient de porosité. En supposant que la concentration en particule est faible, l'équation (0.26) devient l'équation de diffusion de la porosité suivante, avec λ coefficient de diffusion :

$$\frac{\partial \phi}{\partial t} = \lambda \phi_{ii} \quad (0.29)$$

L'érosion de la matrice solide ainsi décrite est ensuite couplée aux équations de poro-élasticité. Ces équations permettent de décrire le comportement poro-mécanique du système. Les équations d'équilibre des contraintes, les équations constitutives du milieu solide poreux, les équations de continuité du fluide et la loi de Darcy permettent de décrire le système poro-élastique à l'équilibre. Une modélisation de type éléments finis permet alors de résoudre numériquement le problème de l'érosion d'un sol granulaire par un écoulement laminaire.

Bien que cette approche soit mécaniquement fondée et conceptuellement très pertinente pour la description de l'érosion d'un milieu granulaire, elle n'est pas directement adaptable à l'érosion de sols cohésifs. Les mécanismes d'érosion en jeu sont bien plus complexes dans le cas de sols cohésifs que dans le cas de grains indépendants les uns des autres.

1.2.2.2. Approche d'Ouriemi et al. (2009)

Le modèle de transport par charriage développé par [Ouriemi et al. 2009] est adapté aux écoulements laminaires sur lits granulaires. Un lit plat de particules de mêmes diamètres est

soumis à un écoulement de Poiseuille plan, stationnaire et uniforme, dans un canal. Le modèle de transport s'appuie sur les équations des milieux diphasiques de [Jackson 2000]. Ces équations se basent sur les équations de Newton pour les particules et de Navier-Stokes pour le fluide. [Jackson 2000] en déduit un jeu d'équations du milieu diphasique s'appuyant sur les variables locales moyennées spatialement. La dimension caractéristique de l'échantillonnage est comprise entre la taille du grain et l'échelle macroscopique. Les équations de continuité pour les deux phases : fluide et particules, sont présentées respectivement équations (1.30) et (1.31) :

$$\frac{\partial \varepsilon_w}{\partial t} + \frac{\partial (\varepsilon_w u_i^w)}{\partial x_i} = 0 \quad (0.30)$$

$$\frac{\partial \phi_p}{\partial t} + \frac{\partial (\phi_p u_i^p)}{\partial x_i} = 0 \quad (0.31)$$

avec u_i^w et u_i^p vitesses moyennes locales du fluide et des particules respectivement, ϕ_p fraction volumique des particules et $\varepsilon_w = 1 - \phi_p$ taux de vide. Les équations de conservation de la quantité de mouvement sont données par :

$$\rho_w \frac{D_w (\varepsilon_w u_i^w)}{Dt} = \rho_w \left[\frac{\partial (\varepsilon_w u_i^w)}{\partial t} + \frac{\partial (\varepsilon_w u_i^w u_j^w)}{\partial x_j} \right] = \frac{\partial \sigma_{ij}^w}{\partial x_j} - n f_i + \varepsilon_w \rho_w g_i \quad (0.32)$$

$$\rho_p \frac{D_p (\phi_p u_i^p)}{Dt} = \rho_p \left[\frac{\partial (\phi_p u_i^p)}{\partial t} + \frac{\partial (\phi_p u_i^p u_j^p)}{\partial x_j} \right] = \frac{\partial \sigma_{ij}^p}{\partial x_j} - n f_i + \phi_p \rho_p g_i \quad (0.33)$$

avec n nombre de particules par unité de volume, ρ_p masse volumique des particules, f_i valeur moyenne de la force résultante exercée par le fluide sur les particules, σ_{ij}^w et σ_{ij}^p tenseurs de contraintes effectives associés respectivement à la phase fluide et à la phase particulaire.

La fermeture de ces équations est proposée en régime laminaire. La valeur moyenne locale de la résultante des forces exercées par le fluide sur les particules $n f_i$ est décomposée. Une force de flottabilité généralisée et la force de trainée visqueuse agissant sur les particules sont introduites. Cette dernière est exprimée, dans le cas d'un milieu granulaire dense en mouvement, sous une forme de loi de Darcy :

$$n f_i = \phi \frac{\partial \sigma_{ij}^w}{\partial x_j} + \mu_w \frac{\varepsilon_w}{K} (U_i - u_i^p) \quad (0.34)$$

avec K perméabilité du lit de particules, calculée à l'aide de la relation de Carman-Kozeny, et U_i vitesse moyenne du mélange définie par : $U_i = \phi u_i^p + \varepsilon u_i^w$.

Les calculs des tenseurs des contraintes de la phase fluide et des particules sont effectués avec l'introduction d'une viscosité effective et à l'aide d'un modèle de rhéologie granulaire sophistiqué. Aussi, une équation de quantité de mouvement du mélange est introduite :

$$\tau_p(y) + \tau_w(y) = \tau_w(h_p) - (h_p - y) \frac{\partial p_w}{\partial x} \quad (0.35)$$

avec h_p hauteur du lit de particules, τ_w et τ_p contraintes tangentielle de la phase fluide et particulaire respectivement et p_w pression au sein du fluide.

Cette approche est également mécaniquement fondée et conceptuellement très pertinente pour la description de l'érosion d'un milieu granulaire. Mais les mécanismes d'érosion en jeu restent bien plus complexes dans le cas de sols cohésifs que dans le cas de grains indépendants les uns des autres. De plus, les descriptions de [Ouriemi *et al.* 2009] et de [Papamichos et Vardoulakis 2005] ne sont adaptables qu'aux sols très perméables, ou aux écoulements suffisamment lents pour autoriser le développement d'une interface d'épaisseur non nulle.

1.2.3. Interface singulière

Les travaux de recherche de [Lachouette *et al.* 2008], ont permis la réalisation d'une modélisation numérique pertinente de l'érosion d'un sol cohésif. L'originalité de la démarche est que l'interface est considérée comme singulière et les milieux sont diphasiques : eau contenant des particules de sol, et phase fluide minoritaire au sein du matériau. Les équations de saut permettent d'introduire la loi d'érosion qui va régir le comportement de l'interface eau/sol. [Lachouette *et al.* 2008] s'appuient sur les bases d'une modélisation diphasique établies par [Brivois 2005] dans la configuration d'essais de HET. Pour les situations rencontrées en pratique, la vitesse d'écoulement est de plusieurs ordres de grandeurs supérieure à la vitesse d'érosion. Il en résulte que la quantité de masse érodée est suffisamment faible pour que l'on considère un écoulement dilué. Une modélisation monophasique de l'écoulement est alors développée. L'hypothèse du sol à saturation permet de négliger l'influence de la phase liquide dans l'empilement compact des particules. La modélisation du sol est également traitée par une modélisation monophasique.

Les milieux fluide et solide séparés par le biais d'une interface singulière, sont modélisés par la méthode des domaines fictifs, caractérisée par l'affranchissement du repérage des domaines au sein d'un maillage complexe. L'écoulement est calculé avec un maillage cartésien fixe, indépendant des variations de forme de l'interface séparant les deux domaines. Une fonction d'interface permet de localiser les différents domaines et de décrire leur évolution. Un terme de pénalisation du champ de vitesse est introduit dans les équations de Navier-Stokes [Angot 2005]. Soient Ω_f le domaine fluide et Ω_s le domaine solide, on obtient en écoulement laminaire :

$$\begin{cases} \nabla \cdot \vec{u} = 0 \\ \rho_w \left[\frac{\partial \vec{u}}{\partial t} + \left(\vec{u} \cdot \nabla \right) \vec{u} \right] - 2\vec{\nabla} \cdot \left(\mu_w \overline{\overline{D}}(\vec{u}) \right) + \nabla p + \frac{\mu}{K_{fs}} \vec{u} = 0 \end{cases} \quad (0.36)$$

avec K_{fs} coefficient de pénalisation décrit comme suit :

$$K_{fs}^{-1}(x, t) = \begin{cases} 0 & \text{si } x \in \Omega_f(t) \\ K_s^{-1} & \text{si } x \in \Omega_s(t) \end{cases} \quad (0.37)$$

avec K_s paramètre de pénalisation du champ de vitesse fluide dans le sol, homogène à une perméabilité.

La méthode autorise le mouvement de la zone de sol, repéré par son champ de vitesse eulérien, il faut alors effectuer le suivi de l'interface sur le maillage fixe. [Lachouette *et al.* 2008] choisissent pour cela la méthode Level-Set. Cette méthode a été initiée par [Osher et Sethian 1981]. Elle permet de capter les mouvements d'une interface dont la vitesse est dépendante de la courbure locale. Cette méthode permet de déterminer avec précision la position et la courbure de l'interface, ainsi que la normale à l'interface. Elle consiste en l'introduction d'une fonction φ positive ou négative dans tel ou tel milieu, et nulle à l'interface. L'équation du mouvement d'interface s'écrit alors, avec c_Γ célérité de l'interface :

$$\frac{\partial \varphi}{\partial t} + c_\Gamma \cdot \nabla \varphi = 0 \quad (0.38)$$

La fonction Level-Set $\varphi(x, t)$ représente en fait la distance d_i séparant le centre de la cellule considérée à l'interface, x abscisse du repère orthonormé défini. L'interface est le niveau 0 de la fonction, tel que $\Gamma = \{x | \varphi(x, t) = 0\}$:

$$\varphi(x, t) = \begin{cases} +|d_i| & \text{si } x \in \text{à la phase primaire} \\ 0 & \text{si } x \in \Gamma \\ -|d_i| & \text{si } x \in \text{à la phase secondaire} \end{cases} \quad (0.39)$$

Les paramètres de l'écoulement et notamment la contrainte sont calculés au centre de chaque cellule. C'est pourquoi la détermination de la contrainte et des autres variables à l'interface est effectuée à l'aide d'un développement limité :

$$\tau(\vec{x} + \varphi \vec{n}) = \tau(\vec{x}) + \vec{\nabla} \tau \cdot \vec{n} + o\left(\|\vec{\nabla} \tau\|^2\right) \quad (0.40)$$

Les hypothèses d'érosion lente et d'écoulement dilué autorisent une résolution découplée séquentielle explicite, cf. chapitre 2. La loi d'érosion classique régit le déplacement de l'interface eau/sol. Les résultats donnés par la méthode de modélisation sur un cas de Poiseuille plan en écoulement laminaire sont en bonne correspondance avec la solution théorique connue. Le modèle de [Lachouette *et al.* 2008] est appliqué à une configuration semblable à celle du HET mais en écoulement laminaire. Les résultats numériques sont comparés avec le modèle analytique de [Bonelli *et al.* 2006]. Un bon accord est obtenu.

Néanmoins, dans le cadre de la modélisation numérique de l'érosion d'un sol cohésif par un écoulement turbulent, il est nécessaire d'avoir une détermination fine des grandeurs à l'interface eau/sol, c'est pourquoi il est préférable de choisir une modélisation mixte de type eulérienne-lagrangienne.

1.3. Conclusions relatives à l'état de l'art

Dans un premier temps, le contexte général des risques liés aux ouvrages hydrauliques a été exposé. Les enjeux d'une détermination fiable de l'érodibilité des sols ont été mentionnés. Nous avons ensuite étudié les différents appareillages qui permettent de déterminer le comportement des sols face à l'érosion. Les paramètres caractéristiques des sols : contrainte critique et coefficient d'érosion ont été définis. Une description fine des essais de JET et de HET ainsi que de leurs modèles d'interprétation a été effectuée. On a ensuite présenté l'état de l'art concernant la loi d'érosion. De nombreuses études proposent des modèles de détermination du taux d'enlèvement de matière ou de détermination de la contrainte critique dans le cas de milieux granulaires. Ces modèles ne sont pas adaptés aux matériaux cohésifs. D'autres modèles considèrent des sols cohésifs. Mais ils sont souvent très empiriques et adaptés à des configurations spécifiques ou mettent en jeu des caractéristiques du sol très délicates à déterminer pour des sols réels. La loi d'érosion dite classique, celle d'[Ariathurai et Arulanandan 1978], est la loi d'érosion la plus communément utilisée. La linéarité de la relation entre la contrainte tangentielle et le taux d'érosion a fait l'objet d'un certain nombre de validations. Il a néanmoins été intéressant d'observer que les variables relatives à la turbulence sont parfois considérées comme les variables pilotes de l'érosion.

Dans un second temps, l'état de l'art en matière de modélisation numérique de l'érosion a été exposé. Pour l'érosion de milieux granulaires, les approches de [Vardoulakis *et al.* 1996] et de [Ouriemi *et al.* 2009] ont été détaillées. Elles sont mécaniquement fondées et ont été validées. Néanmoins, ces modèles ne sont pas adaptés à la modélisation de l'érosion de sols cohésifs. L'approche de [Lachouette *et al.* 2008] est quant à elle adaptée à l'érosion de sols cohésifs. Elle fait état du déplacement d'une interface eau/sol singulière. Les méthodes de modélisation d'interfaces mobiles ont été décrites. [Lachouette *et al.* 2008] développent une approche entièrement eulérienne. Celle-ci permet l'utilisation d'un maillage fixe mais la détermination fine des grandeurs à l'interface est délicate. *A contrario*, le développement d'une approche eulérienne-lagrangienne autorise une grande précision à l'interface mais entraîne des difficultés de remaillage.

Ce travail de thèse s'inscrit dans la continuité des travaux initiés par [Lachouette *et al.* 2008]. La modélisation innovante de l'érosion du sol cohésif par le biais d'une interface eau/sol singulière doit être conservée. Cependant, elle doit être appliquée à une méthode de modélisation par suivi d'interface, pour permettre l'obtention d'une détermination très précise des grandeurs à l'interface. Des techniques de remaillage adaptatif devront être adoptées. Aussi, l'introduction de modèles de turbulence est nécessaire à la modélisation d'essais de JET et de HET. Le chapitre suivant expose la méthode de modélisation que nous avons développée et aborde ces points clés. Il montre comment il est à présent possible de modéliser l'érosion d'un sol cohésif par un écoulement turbulent de manière pertinente et avec des temps de calcul raisonnables.

Chapitre 2

Méthode de modélisation

Un descriptif détaillé de la méthode de modélisation que nous avons développée, pour répondre à la problématique explicitée dans le Chapitre 1, est présenté dans ce chapitre. Dans un premier temps, les hypothèses formulées en vue de la simplification des équations du modèle sont détaillées. Ces hypothèses, validées expérimentalement sur les essais de JET et de HET, sont à la base de la modélisation monophasique séquentielle découplée du processus d'érosion. Les équations de Navier-Stokes décrivant l'écoulement turbulent sont décrites, ainsi que la modélisation de l'érosion par déplacement d'interface et remaillage. Le code de déplacement d'interface que nous avons développé est explicité. Le modèle numérique et les méthodes de discrétisation de l'écoulement et du déplacement de l'interface sont ensuite présentés.

2.1. Hypothèses

2.1.1. Modélisation monophasique et érosion lente

Ce travail s'inscrit dans la continuité des travaux de recherche de [Lachouette *et al.* 2008]. L'originalité de la méthode de modélisation développée par [Lachouette *et al.* 2008] est que seulement deux domaines, fluide et solide, sont considérés. Ils sont séparés par une interface singulière, et non par un 3^{ème} domaine de solide fluidisé. Chaque phase est diphasique. Le sol est un assemblage compact de grains contenant de l'eau. L'écoulement contient des grains en phase dispersée. Les concentrations en phases minoritaires étant inversement proportionnelles à la distance à l'interface. L'hypothèse d'écoulement dilué permet de ne pas tenir compte dans la modélisation de la présence de particules dans l'écoulement.

Les essais d'érosion qui seront modélisés (JET et HET) ont une configuration telle que l'hypothèse d'écoulement dilué peut être appliquée. Cela implique que la masse de particules érodées dans l'écoulement doit être inférieure à 1% (jusqu'à 10% dans la littérature). Dans tous les cas que nous avons traités expérimentalement, pour des essais de JET ou de HET, les concentrations mesurées avoisinent les un pour mille. L'hypothèse de sol à saturation permet de ne pas tenir compte de l'influence des particules d'eau dans la phase solide. Le solide sera

modélisé par le biais des paramètres caractéristiques du déplacement de l'interface régissant la loi d'érosion utilisée.

L'hypothèse d'érosion lente face à la vitesse de l'écoulement permet de considérer que l'écoulement est stationnaire. Les équations régissant le fluide et l'interface sont découplées : le fluide est stationnaire au regard des équations de l'interface et l'interface est immobile pour la résolution de l'écoulement.

2.1.2. Analyse des ordres de grandeur

Pour justifier la modélisation monophasique d'un écoulement avec érosion, il est nécessaire d'estimer les ordres de grandeur des nombres adimensionnels qui régissent l'écoulement et l'érosion. L'approche de [Bonelli *et al.* 2012] est utilisée. Notons ℓ_w une dimension caractéristique du domaine fluide, Δp_0 la chute de pression le long de ℓ_w , V_w la jauge de vitesse de l'écoulement, ℓ_Γ une dimension caractéristique de la zone proche de l'interface, τ_Γ la jauge de contrainte tangentielle sur l'interface, k_{soil} la jauge de perméabilité hydraulique du sol près de l'interface. La jauge de vitesse d'érosion est $V_{er} = k_d \tau_\Gamma$. Le temps caractéristique d'érosion est $t_{er} = \ell_\Gamma / V_{er}$. Les trois nombres adimensionnels suivants sont définis :

$$Re = \frac{\rho_w V_w \ell_\Gamma}{\mu_w}, \quad \tilde{V}_{er} = \frac{k_d \tau_\Gamma}{V_w}, \quad \tilde{k}_{er} = \rho_w k_d V_w \quad (2.1)$$

Le nombre de Reynolds de l'écoulement Re , est le rapport entre la quantité de mouvement inertielle $\rho_w V_w^2$ et la quantité de mouvement visqueuse $\mu_w V_w / \ell_\Gamma$. La cinétique d'érosion \tilde{V}_{er} est le rapport entre la vitesse d'érosion V_{er} et la vitesse d'écoulement V_w . Enfin, le nombre d'érosion \tilde{k}_{er} est le rapport entre la quantité de mouvement tangentielle $\rho_w V_{er} V_w$ due à la mobilité de Γ et la contrainte τ_Γ [Bonelli *et al.* 2012]. Dans le cas d'écoulements turbulents ($Re \gg 1$), les ordres de grandeur sont les suivants [Bonelli *et al.* 2012] :

$$\tau_\Gamma = \rho_w V_w^2, \quad \Delta p_0 = \frac{\rho_w V_w^2}{\ell_\Gamma / \ell_w}, \quad V_{er} = \rho_w k_d V_w^2 \quad (2.2)$$

Il est équivalent de supposer un petit nombre d'érosion ($\tilde{k}_{er} \ll 1$) et une petite cinétique d'érosion ($\tilde{V}_{er} \ll 1$). Dans ce cas, l'écoulement peut être considéré comme quasi stationnaire, mais transitoire à cause de l'érosion. De plus, proche de la paroi érodée, la concentration en particules solides est très petite. En effet, l'ordre de grandeur de la concentration proche de la paroi \tilde{Y}^{ref} est [Bonelli *et al.* 2012], avec n_m fraction massique :

$$\tilde{Y}^{ref} = \frac{(1 - n_m) \rho_{soil} V_{er}}{\rho_w (V_w + k_{soil}) + \rho_{soil} V_{er}} \text{ proche de } \Gamma \quad (2.3)$$

Lorsque la cinétique d'érosion est petite, $\tilde{Y}^{ref} \approx \tilde{V}_{er} \ll 1$. On peut alors supposer que, proche de la paroi, l'écoulement et l'érosion ne sont pas influencés par la concentration en particules solides. Enfin, on peut considérer que la vitesse de l'eau est nulle sur Γ° : cette

vitesse est en fait du même ordre que la vitesse d'érosion, supposée ici très petite devant la vitesse d'écoulement. Soit \mathbf{u} la vitesse moyenne de l'écoulement, la condition sur Γ est :

$$\mathbf{u} = 0 \text{ sur } \Gamma \quad (2.4)$$

2.2. Modélisation de l'écoulement

2.2.1. Modélisation RANS et problème de fermeture

2.2.1.1. Equations de Navier-Stokes

Nous étudions l'érosion de surface d'un sol soumis à un écoulement turbulent. Les particules de sol sont détachées puis transportées par l'écoulement. Les équations de continuité et de conservation de la quantité de mouvement sont les suivantes :

$$\begin{cases} \nabla \cdot \bar{\mathbf{u}} = 0 \\ \rho_w \left[\frac{\partial \bar{\mathbf{u}}}{\partial t} + (\bar{\mathbf{u}} \cdot \bar{\nabla}) \bar{\mathbf{u}} \right] = \nabla \cdot \bar{\mathbf{T}} \end{cases} \text{ dans } \Omega_w \quad (2.5)$$

où $\bar{\mathbf{T}}$ le tenseur des contraintes de Cauchy est exprimé de la manière suivante :

$$\bar{\mathbf{T}} = -p\bar{\mathbf{I}} + 2\mu_w \bar{\mathbf{D}} + \bar{\mathbf{R}} \text{ dans } \Omega_w \quad (2.6)$$

$$\bar{\mathbf{D}} = \frac{1}{2} \left[\nabla \bar{\mathbf{u}} + (\nabla \bar{\mathbf{u}})^T \right], \quad \bar{\mathbf{R}} = -\rho_w \overline{\bar{\mathbf{u}}' \otimes \bar{\mathbf{u}}'} \quad (2.7)$$

où $\bar{\mathbf{I}}$ est le tenseur identité, $\bar{\mathbf{D}}$ est la partie symétrique du gradient de vitesse moyenne (taux de déformation) et $\bar{\mathbf{R}}$ est le tenseur des contraintes turbulentes (contraintes de Reynolds). Ce tenseur est défini à partir des fluctuations de vitesse $\bar{\mathbf{u}}'$ par rapport à la vitesse moyenne $\bar{\mathbf{u}}$. Il correspond à un transport de quantité de mouvement par les fluctuations de vitesse.

2.2.1.2. Résolution par DNS ou LES

Les simulations numériques directes (DNS) ou les simulations des grandes échelles (LES) peuvent permettre de mieux connaître les mécanismes d'interaction entre le fluide et le sol, et donc les processus impliqués dans l'érosion. L'utilisation de telles méthodes de résolution n'est cependant pas envisageable pour notre application, et cela pour deux raisons. La première raison concerne les nombres de Reynolds des écoulements et des dimensions du JET et du HET. De hauts Reynolds et un large domaine de calcul entraîneraient à chaque pas de temps, des temps de calculs incompatibles avec la réalisation d'une étude de l'érosion. La deuxième raison concerne la modélisation du transport de particules. Avec une modélisation aussi fine que celle apportée par une DNS ou une LES, la totalité du processus d'érosion et de transport du grain devra être modélisée. Outre le fait que les modes d'érosion d'un sol cohésif sont une question ouverte, les DNS et LES modélisent le transport de particules par le biais d'un temps de Stokes. Cela signifie que le diamètre et la masse volumique des particules ne peuvent pas être dissociés.

2.2.1.3. Choix d'une modélisation RANS

Il faut choisir une méthode simplifiée de résolution de l'écoulement, dont la pertinence et les temps de calculs raisonnables sont avérés. La méthode RANS (Reynolds Average Navier Stokes) présente toutes les qualités pour permettre de modéliser l'érosion d'un sol par un écoulement turbulent. Conformément à la méthode RANS, l'écoulement instationnaire est converti en écoulement stationnaire avec des fluctuations principales moyennées statistiquement. Ainsi, les contraintes de Reynolds introduisent des fluctuations de vitesse qui ne peuvent être obtenues avec une résolution de type RANS. Il s'agit du problème de fermeture du RANS. Ce problème de fermeture induit par le moyennage doit être résolu par un modèle de turbulence. On peut considérer une résolution directe par les équations de transport, ou l'introduction d'une viscosité turbulente. La résolution directe par les équations de transport peut être effectuée à l'aide d'un modèle de turbulence de type RSM (Reynolds Stress Model). L'introduction d'une viscosité turbulente concerne notamment les modèles à deux équations de type $k - \varepsilon$ et $k - \omega$.

2.2.2. Modèles de turbulence

2.2.2.1. Modèles à viscosité turbulente

Dans le cas des modèles à viscosité turbulente, on introduit l'énergie cinétique turbulente k , qui est proportionnelle à la trace du tenseur de Reynolds. L'hypothèse de Boussinesq introduisant la viscosité turbulente μ_t s'écrit :

$$\overline{R} = -\rho_w \overline{\vec{u}' \otimes \vec{u}'} = 2\mu_t \overline{D(\vec{u})} - \frac{2}{3} \rho_w k \overline{I} \quad , \quad k = \overline{\vec{u}' \cdot \vec{u}'} / 2 \quad (2.8)$$

Les deux modèles les plus couramment utilisés pour l'obtention de k et de la viscosité turbulente sont les modèles $k - \varepsilon$ et $k - \omega$, avec ε taux de dissipation visqueuse d'énergie cinétique turbulente et ω taux de dissipation spécifique. Soit $\nu_w = \mu_w / \rho_w$ viscosité cinématique moléculaire de l'eau, le taux de dissipation visqueuse est défini par :

$$\varepsilon = -\nu_w \overline{\nabla \vec{u}' \cdot \nabla \vec{u}'} \quad (2.9)$$

Le modèle $k - \varepsilon$ a été introduit par [Launder and Spalding 1972] pour la version standard et par [Shih *et al.* 1995] pour la version réalisable, et le modèle $k - \omega$ standard a été développé par [Wilcox 1998]. La viscosité turbulente vaut respectivement pour les modèles $k - \varepsilon$ et $k - \omega$:

$$\mu_t = \rho_w C_\mu \frac{k^2}{\varepsilon} \quad (2.10)$$

$$\mu_t = \alpha \rho_w \frac{k}{\omega} \quad (2.11)$$

où C_μ est une constante environ égale à 0.09 pour le modèle $k - \varepsilon$ standard et une fonction de la déformation moyenne et de k et ε pour le modèle $k - \varepsilon$ réalisable. α est un coefficient fonction du nombre de Reynolds [Wilcox 1998]. Ces deux modèles de turbulence sont des

modèles phénoménologiques de turbulence basés sur les équations de transport de k et de ε et de k et ω respectivement.

Dans le cas du modèle k - ε standard, ces équations de transport modélisées donnent :

$$\rho_w \left[\frac{\partial k}{\partial t} + \vec{u} \cdot \nabla k \right] = \nabla \cdot \left[\left(\mu_w + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \nabla k \right] + P_k - \rho_w \varepsilon \quad (2.12)$$

$$\rho_w \left[\frac{\partial \varepsilon}{\partial t} + \vec{u} \cdot \nabla \varepsilon \right] = \nabla \cdot \left[\left(\mu_w + \frac{\mu_T}{\sigma_\varepsilon} \right) \nabla \varepsilon \right] + C_{1\varepsilon} \frac{\varepsilon}{k} P_k - C_{2\varepsilon} \rho_w \frac{\varepsilon^2}{k} \quad (2.13)$$

avec P_k terme source de production du au gradient de vitesse moyenne, σ_k et σ_ε nombre de Prandtl turbulent, $C_{1\varepsilon}$ et $C_{2\varepsilon}$ constantes. Les derniers termes des équations (2.12) et (2.13) sont les termes relatifs à la dissipation de k et ε dus à la turbulence.

Dans le cas du modèle k - ε réalisable, l'équation donnant la viscosité turbulente et l'équation de transport relative à ε sont modifiées :

$$\rho_w \left[\frac{\partial \varepsilon}{\partial t} + \vec{u} \cdot \nabla \varepsilon \right] = \nabla \cdot \left[\left(\mu_w + \frac{\mu_T}{\sigma_\varepsilon} \right) \nabla \varepsilon \right] + P_\varepsilon - C_{2\varepsilon} \rho_w \frac{\varepsilon^2}{k + \sqrt{\nu_w \varepsilon}} \quad (2.14)$$

avec P_ε terme source de production du au gradient de vitesse moyenne.

Le modèle k - ε réalisable permet d'éviter l'obtention de valeurs négatives pour certaines variables de l'écoulement qui sont par définition positives, telles que la moyenne du carré de la vitesse principale. Le modèle k - ε réalisable prédit avec plus de précision le taux d'épanouissement dans le cas de jets plans ou circulaires [Shih *et al.* 1995].

Quant au modèle k - ω standard, k et ω sont également obtenus par la résolution des équations de transport, soient P_ω terme source de production lié au gradient de vitesse moyenne, Y_ω terme source de dissipation dû à la turbulence et σ_ω nombre de Prandtl turbulent. Les équations de transport relatives au modèle k - ω standard sont les suivantes :

$$\rho_w \left[\frac{\partial k}{\partial t} + \vec{u} \cdot \nabla k \right] = \nabla \cdot \left[\left(\mu_w + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \nabla k \right] + P_k - Y_k \quad (2.15)$$

$$\rho_w \left[\frac{\partial \omega}{\partial t} + \vec{u} \cdot \nabla \omega \right] = \nabla \cdot \left[\left(\mu_w + \frac{\mu_t}{\sigma_\omega} \right) \nabla \omega \right] + P_\omega - Y_\omega \quad (2.16)$$

Pour le modèle k - ω standard que l'on utilise dans cette étude (dans le cadre de la modélisation de l'essai de JET), le calcul classique du terme de production d'énergie cinétique turbulente $P_k = \mu_T D(\vec{u})^2$ est remplacé par un terme de production fonction du rotationnel (Ω), pour corriger la surproduction anormale de la turbulence en proche paroi dans les cas de jets impactants [Wilcox 1998] :

$$P_k = \mu_T \overline{\Omega}(\vec{u})^2, \quad \overline{\Omega} = \frac{1}{2} \left[\nabla \vec{u} - (\nabla \vec{u})^T \right] \quad (2.17)$$

2.2.2.2. Reynolds Stress Model

Les modèles de turbulence $k-\varepsilon$ et $k-\omega$ ne modélisent que la partie isotrope du tenseur de Reynolds et imposent une co-axialité entre les tenseurs de Cauchy et de Reynolds. Cela est exprimé par l'hypothèse de Boussinesq. *A contrario*, La résolution directe du tenseur des contraintes de Reynolds par les équations de transport définit le modèle RSM (Reynolds Stress Model). L'équation de transport est de la forme

$$\frac{\partial \overline{R}}{\partial t} + \vec{u} \cdot \nabla \overline{R} = \nabla \cdot \left(\nu_w \nabla \overline{R} \right) + P_R - Y_R + \Pi_R + D_R \quad (2.18)$$

où P_R est le terme source de production lié au gradient de vitesse moyenne, D_R le terme de diffusion turbulente, Π_R le terme de corrélation pression-déformation et Y_R le terme de dissipation turbulente.

2.3. Modélisation de l'érosion

2.3.1. Loi d'érosion classique

2.3.1.1. Définition du flux de masse érodée

L'interface fluide/solide, traversée par le flux de masse érodée \dot{m} , est une interface mobile de célérité c_Γ . Elle n'est donc pas définie par les mêmes points matériels à deux instants différents. Nous supposons que c'est une interface singulière, purement géométrique, qui n'a aucune épaisseur. Plusieurs hypothèses permettent de simplifier sa modélisation : le sol est supposé saturé et sa perméabilité est supposée très petite. Cela permet de négliger les écoulements internes (toute la matière qui traverse Γ résulte d'un processus d'érosion). Enfin, on suppose que le sol est homogène, de masse volumique constante. L'équation de saut de masse sur Γ s'écrit :

$$\underbrace{\rho_s(c_\Gamma - u_s)}_{\substack{\text{eau+particules} \\ \text{quittant le sol}}} = \underbrace{\dot{m}}_{\substack{\text{eau+particules} \\ \text{traversant } \Gamma}} = \underbrace{\rho_w(c_\Gamma - u_w)}_{\substack{\text{eau+particules} \\ \text{allant dans l'écoulement}}} \quad \text{sur } \Gamma \quad (2.19)$$

où $u = \vec{u} \cdot \vec{n}$, \vec{n} étant la normale unitaire à Γ orientée vers le sol, u_s est la valeur de u sur Γ côté sol et u_w est la valeur de u côté écoulement.

Les déformations du sol sont négligées, donc $u_s = 0$. Il en résulte la loi d'érosion à seuil classique, qui peut être écrite de la manière suivante, cf. Eq. (1.1) :

$$c_\Gamma = \begin{cases} k_d(\tau - \tau_c) & \text{si } \tau > \tau_c \\ 0 & \text{sinon} \end{cases} \quad \text{sur } \Gamma$$

où $\tau = \|\vec{\tau}\| = \sqrt{\left(\overline{T \cdot \vec{n}}\right)^2 - \left(\vec{n} \cdot \overline{T \cdot \vec{n}}\right)^2}$ est la composante tangentielle du tenseur des contraintes sur Γ .

2.3.1.2. Contrainte tangentielle

Comme explicitée dans l'équation (1.18), la contrainte tangentielle vaut $\tau = \rho_w u^{*2}$. En fonction de la position de l'interface au sein de la couche limite, les termes dominants qui définissent la contrainte diffèrent. Les équations (2.24) et (2.25) en témoignent.

En effet, l'équation de Navier-Stokes moyennée générale donne :

$$U_j \frac{\partial U_i}{\partial x_j} = -\frac{1}{\rho_w} \frac{\partial P}{\partial x_i} + \nu_w \Delta U_i - \frac{\overline{\partial u'_i u'_j}}{\partial x_j} \quad (2.20)$$

En couche limite, les termes d'advection et le terme lié à la pression sont le plus souvent négligeables ou nuls respectivement. C'est pourquoi, en première approximation, si l'on ne garde que les termes dominants, on a :

$$\nu_w \Delta U_i - \frac{\overline{\partial u'_i u'_j}}{\partial x_j} = 0 \quad (2.21)$$

Dans l'équation (2.21), deux termes dominent tous les autres : ceux qui contiennent, en particulier, les dérivées par rapport à y (avec y normale à l'interface), de sorte que :

$$\nu_w \frac{\partial^2 U}{\partial y^2} - \frac{\overline{\partial u' v'}}{\partial y} = 0 \quad (2.22)$$

soit, par intégration, puis évaluation de la constante à la paroi :

$$\nu_w \frac{\partial U}{\partial y} - \overline{u' v'} = cste = u^{*2} \quad (2.23)$$

Dans la région de très proche paroi, le terme visqueux domine :

$$\nu_w \frac{\partial U}{\partial y} = u^{*2} \quad (2.24)$$

Dans la région dite inertielle, où le profil de vitesse moyenne est logarithmique, le terme turbulent domine :

$$-\overline{u' v'} = u^{*2} \quad (2.25)$$

2.3.2. Loi d'érosion classique adaptée aux jets impactants

2.3.2.1. Singularité géométrique induite par la loi d'érosion

D'après la loi d'érosion classique Eq. (1.1), le déplacement d'un point de l'interface est uniquement fonction de la contrainte tangentielle exercée par le fluide sur le matériau en ce point. Dans le cas d'un écoulement normal à la surface du sol, la contrainte tangentielle moyenne est nulle au point d'arrêt. Elle augmente ensuite jusqu'à son maximum et diminue à nouveau en s'éloignant de la zone de stagnation, comme en atteste la Figure 2.1. Ainsi, concernant la figure d'érosion, la loi d'érosion classique mène progressivement à l'apparition

d'une singularité géométrique de l'interface eau/sol dans la zone de stagnation. Ce pic de sol non érodé théorique est représenté schématiquement Figure 2.1, où l'allure du profil de contrainte est également tracé.

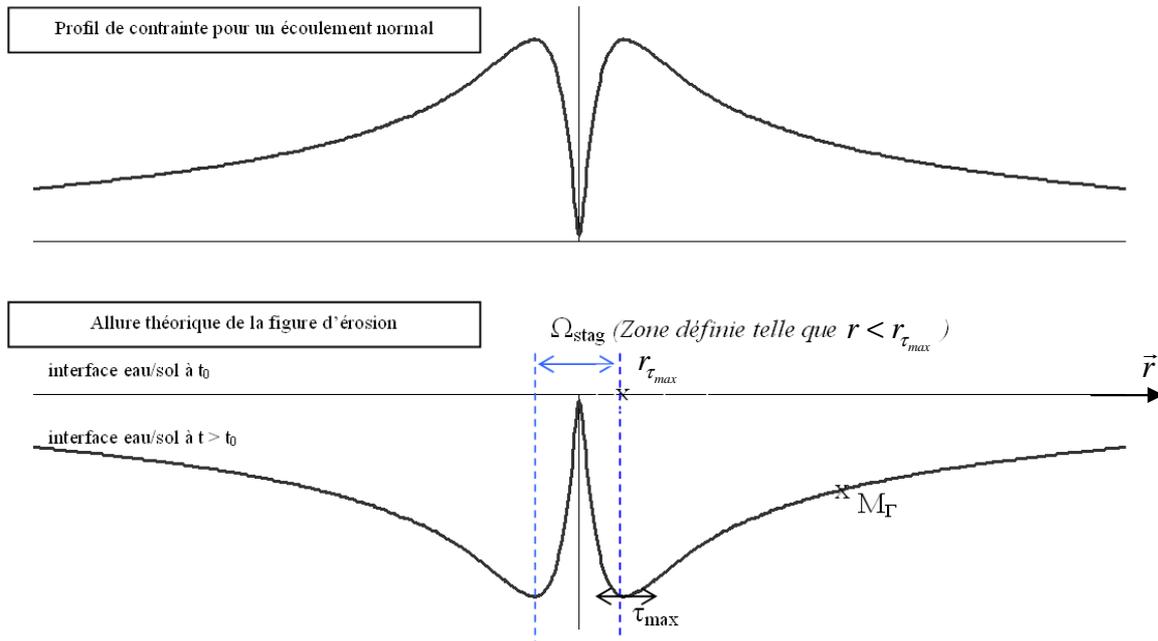


Figure 2.1. Profil de contrainte pour un écoulement normal et allure théorique de la figure d'érosion pour la loi d'érosion dite classique.

Dans le cas de l'érosion par jet en écoulement turbulent, cette singularité n'est pas observée expérimentalement. Au contraire, une cuvette symétrique de profondeur maximale au niveau de l'axe de symétrie du jet est observée, comme illustré Figure 2.2.



Figure 2.2. Illustration des allures types de figures d'érosion obtenues à la suite d'essais de Jet Erosion Test (C. Moras - geophyConsult).

2.3.2.2. Lissage du pic de sol non érodé

Pour expliquer le lissage de ce pic de sol non érodé théorique, trois pistes sont à considérer.

La première est relative aux inhomogénéités d'un sol réel. L'apparition d'un pic de sol tel qu'illustré Figure 2.1 n'est possible que pour un sol très cohésif et très fin. Sinon, l'instabilité d'une telle singularité et la présence de particules plus grossières créeraient un effondrement et un lissage très rapide de la singularité.

La seconde hypothèse est relative aux variables pilotes de l'érosion. Dans la loi (1.1), seule l'influence de la contrainte tangentielle est considérée. Il est néanmoins possible que d'autres variables de l'écoulement pilotent l'érosion (cf. paragraphe 5.2). Si ces variables ne sont pas nulles au point d'arrêt, la singularité induite par la loi (1.1) n'apparaîtrait plus.

La troisième piste concerne la prise en compte de la contrainte tangentielle moyennée dans la loi d'érosion. Les fluctuations des valeurs instantanées dues à la turbulence au niveau de la zone de stagnation du jet, ainsi qu'un faible battement du jet lié aux structures turbulentes à grandes échelles en géométrie tridimensionnelle peuvent expliquer ce lissage du pic de sol non érodé.

Divers éléments issus de la bibliographie permettent d'approfondir l'étude de cette dernière piste. L'étude menée par [Geers *et al.* 2006] sur des jets impactants une plaque plane montre que dans le cas d'écoulements laminaires, le point de stagnation du jet est fixe. Il est également fixe pour des écoulements turbulents, dans le cas où la distance séparant la buse du plan est inférieure à la longueur du cœur potentiel. Sinon, des fluctuations de l'emplacement du point de stagnation sont observées. [Hadziabdic and Hanjalic 2008] ont réalisé des simulations numériques LES validant les observations expérimentales de [Geers *et al.* 2006], cf. Figure 2.3 et Figure 2.4. L'oscillation du point de stagnation est attribuée au battement du jet ou à un mouvement de précession de celui-ci. Ces instabilités seraient issues des grandes échelles de la turbulence.

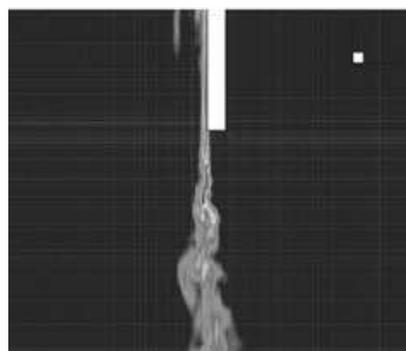


Figure 2.3. Illustration du battement d'un jet axisymétrique en géométrie 3D [Hadziabdic and Hanjalic 2008].

A contrario, l'étude menée par [Haehnel and Dade 2008] sur l'érosion d'un sol granulaire par un écoulement turbulent de jet fait état de la présence d'une zone de sol moins érodée au niveau de la zone de stagnation du jet. Elle est réalisée à l'aide d'un jet d'air impactant un sol composé de billes de verre ou de sable. C'est à notre connaissance la seule étude concernant

l'érosion d'un sol par un écoulement turbulent de jet qui mentionne la présence d'une telle singularité. On peut alors se demander si le caractère cohésif du sol ou si les caractéristiques hydrauliques du jet, telles que la taille, la forme de la buse ou la nature du jet sont susceptibles de jouer un rôle prépondérant pour la forme de la figure d'érosion dans la zone de stagnation du jet. Le fait que le jet soit aéraulique est peut-être la cause de cette différence importante, de part les forts écarts des masses volumiques. Des études expérimentales supplémentaires sur le sujet seraient nécessaires pour expliquer précisément pourquoi dans ce cas le pic de sol non érodé persiste.

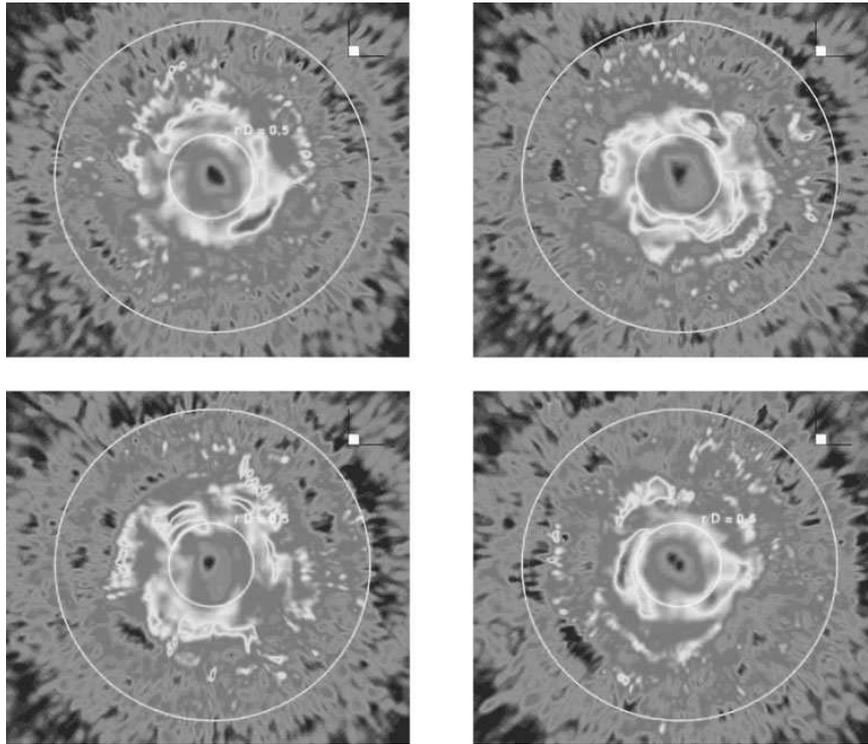


Figure 2.4. Illustration du déplacement du point de stagnation du jet : champs de vitesses instantanées juste au dessus du plan d'impact du jet à différents temps [Hadziabdic and Hanjalic 2008].

Néanmoins, au vu des résultats expérimentaux obtenus à la suite d'essais de JET et des résultats expérimentaux et numériques obtenus par [Geers *et al.* 2006, Handziabdic and Hanjalic 2008], on suppose que les fluctuations de l'emplacement du point de stagnation engendrent l'érosion du pic de sol au niveau du point d'arrêt du jet. La cohésion du sol peut éventuellement influencer sur le lissage d'une telle singularité. Des recherches additionnelles seraient nécessaires pour modéliser plus finement ces effets et les intégrer à la loi d'érosion, nous aborderons ce point au Chapitre 5.

2.3.2.3. *Adaptation de la la loi d'érosion*

En première approximation, nous postulons dans le cas du jet impactant que : dans la zone de stagnation du jet, la contrainte tangentielle moyenne qui tient compte des fluctuations des valeurs instantanées de contrainte (τ^*) vaut la contrainte tangentielle maximale dans la zone

de stagnation et la contrainte tangentielle $\tau = \|\vec{\tau}\| = \sqrt{\left(\overline{\overline{T}} \cdot \vec{n}\right)^2 - \left(\vec{n} \cdot \overline{\overline{T}} \cdot \vec{n}\right)^2}$ sur le reste de l'interface eau/sol.

La loi d'érosion issue de cette modélisation simplifiée est la suivante :

$$c_{\Gamma} = \begin{cases} k_d(\tau^* - \tau_c) & \text{si } \tau^* > \tau_c \\ 0 & \text{sinon} \end{cases} \quad \text{avec } \tau^*(r) = \begin{cases} \tau_{\max} & \text{si } M_{\Gamma} \in \Omega_{\text{stag}} \\ \tau(r) & \text{sinon} \end{cases} \quad (2.26)$$

où Ω_{stag} est la zone de stagnation de l'écoulement de jet et M_{Γ} le point de l'interface considéré, définis sur la Figure 2.1, r est la distance à l'axe médian du jet et τ_{\max} est la contrainte tangentielle maximum atteinte au sortir de la zone de stagnation du jet.

2.4. Modèle numérique

2.4.1. Schéma numérique global

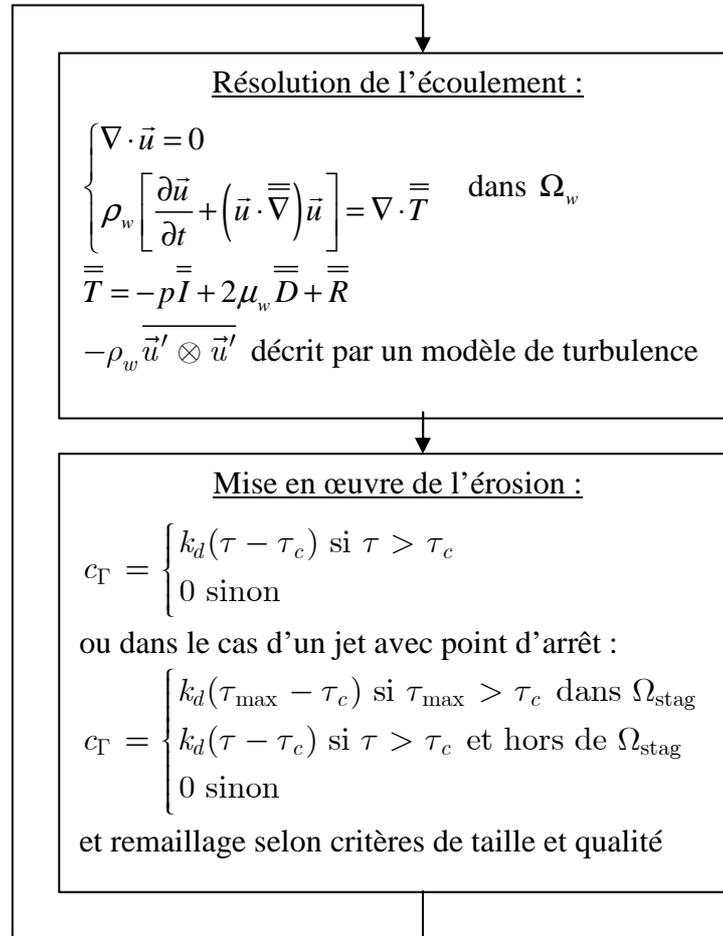


Figure 2.5. Schéma de la modélisation découplée séquentielle de l'érosion.

Les hypothèses présentées section 2.1 permettent une résolution séquentielle découplée de l'écoulement avec érosion. Du fait de l'érosion du sol, les parois évoluent. Avec l'hypothèse de faible cinétique d'érosion, le couplage écoulement/érosion est faible, et une résolution découplée séquentielle explicite est possible. Elle suppose que les parois évoluent lentement

et que cette vitesse d'évolution n'a pas d'influence significative sur la quantité de mouvement de l'écoulement. Dans un premier temps, on résout les équations relatives à l'écoulement. Une fois l'écoulement stationnaire convergé, on réalise le déplacement de l'interface eau/sol, qui prend en compte les variables d'écoulement calculées sur l'interface. La position de chaque nœud de l'interface est mise à jour et le maillage associé à ces points est adapté selon des critères de taille et de qualité. Les procédures numériques du calcul fluide et du déplacement de l'interface sont détaillées dans les sections suivantes. Lorsque les positions de l'interface et du maillage sont mises à jour, le calcul fluide est alors relancé et ainsi de suite, conformément au schéma présenté Figure 2.5.

Pour mener à terme la modélisation complète du processus d'érosion d'un sol cohésif par un écoulement turbulent de jet avec point d'arrêt dans la configuration de l'essai de JET ou par un écoulement turbulent de conduit dans la configuration de l'essai de HET, il faut compter environ un mois de calcul sur les 8 cpu d'un nœud bi-processeur de type Intel Xéon EMT64 3.2 GHz (modèle de turbulence à deux équations). L'optimisation du temps de calcul a été étudiée avec le plus grand soin, ce qui rend à présent possible la modélisation d'un processus complet d'érosion dans des temps de calcul qui restent raisonnables.

2.4.2. Discrétisation de l'écoulement

2.4.2.1. Résolution des équations de Navier-Stokes

Pour le calcul de l'écoulement, nous avons choisi d'utiliser le logiciel de calcul CFD (Computational Fluid Dynamics) ANSYS Fluent. Ce logiciel est l'un des plus performants du marché, notamment en termes de modèles de turbulence. La description des méthodes employées pour la résolution de l'écoulement est présentée ci-dessous [Ansys 2009].

Les équations relatives à l'écoulement sont résolues par la méthode des volumes finis. Le domaine de calcul est représenté par un maillage hybride composé de cellules triangulaires dans les zones sujettes au remaillage et quadrangulaires pour le reste du domaine. Les volumes de contrôle de la méthode des volumes finis utilisée sont les cellules du maillage. Les équations sont résolues au centre des volumes de contrôle, on parle de formulation cell-centered. Considérons la forme générale des équations de transport ou de conservation d'une variable nommée ϕ_w . Le théorème de la divergence ou théorème d'Ostrogradski permet de changer les intégrales de volume en intégrales de surface :

$$\underbrace{\frac{\partial}{\partial t} \int_V \rho_w \phi_w dV}_{\text{instationnaire}} + \underbrace{\oint_A \rho_w \phi_w \vec{u} \cdot d\vec{A}}_{\text{convection}} = \underbrace{\oint_A \lambda_\phi \nabla \phi_w \cdot d\vec{A}}_{\text{diffusion}} + \underbrace{\int_V S_\phi dV}_{\text{production}} \quad (2.27)$$

avec V volume de contrôle, \vec{A} vecteur normal dirigé vers l'extérieur du volume de contrôle, λ_ϕ et S_ϕ coefficient de diffusion et terme source de ϕ_w par unité de volume. L'écoulement étant considéré comme stationnaire dans notre modèle, la discrétisation de l'Eq. (2.27) s'écrit :

$$\sum_1^N \rho_w \vec{u}_f \phi_f \cdot \vec{A}_f = \sum_1^N \lambda_\phi \nabla \phi_f \cdot \vec{A}_f + S_\phi V \quad (2.28)$$

où N est le nombre de faces composant le volume de contrôle et f est l'indice attaché aux grandeurs calculées sur la face f considérée.

La détermination des champs de vitesse et de pression est conforme à la méthode de projection de [Chorin 1968]. L'équation permettant de déterminer la pression est issue de la dérivation des équations de conservation de la masse et de la quantité de mouvement, Eq. (2.5). Le champ de pression est déterminé de telle sorte que le champ de vitesse puisse satisfaire l'équation de conservation de la masse. La résolution du couplage vitesse/pression nécessite alors la réalisation de nombreuses itérations avant d'obtenir la convergence du système d'équations. Une résolution séquentielle des équations est adoptée. L'algorithme SIMPLE (Semi-Implicit Method for Pressure-Linked Equations) [Patankar and Spalding 1972] permet de réaliser le couplage vitesse-pression.

Ensuite, il est nécessaire d'effectuer la discrétisation spatiale de l'écoulement, qui comprend la détermination des variables sur les faces du volume de contrôle et le calcul des gradients. Les variables d'écoulement étant calculées au centre des cellules, l'interpolation des données sur les faces des cellules est nécessaire au calcul des termes convectifs de l'équation (2.28). Ces interpolations sont réalisées à l'aide d'un schéma dit amont "upwind scheme" au second ordre. Les variables sur les faces du volume de contrôle sont calculées à partir de la dérivation des données obtenues sur les cellules situées en amont, dans la direction de la composante normale de \vec{u}_f . Les variables calculées sur les faces (ϕ_f) sont alors déduites des données du centre de la cellule amont. L'approche de reconstruction linéaire multidimensionnelle développée par [Barth and Jespersen 1989] est utilisée. Il s'agit d'une extension de la solution obtenue au centre du volume de contrôle aux faces à l'aide de séries de Taylor.

L'obtention des variables d'écoulement au niveau des faces et la résolution des termes de diffusion du second ordre et des dérivées de la vitesse impliquent aussi le calcul de gradients. Cette discrétisation spatiale des équations de conservation est effectuée à l'aide d'un schéma de type Green-Gauss node-based [Holmes and Connel 1989, Rauch *et al.* 1991]. D'après le théorème de Green-Gauss, le gradient de la variable ϕ_w au centre de la cellule vaut :

$$\nabla \phi_w = \frac{1}{V} \sum_f \overline{\phi}_f \vec{A}_f \quad (2.29)$$

avec la méthode basée sur les nœuds ou vertex du maillage, $\overline{\phi}_f$ est défini comme la moyenne pondérée des valeurs de ϕ_f sur tous les nœuds composant la face. Nous avons fait le choix de cette méthode de détermination des gradients car elle est particulièrement adaptée aux cellules présentant une forte distorsion. Les remaillages successifs, résultant de la méthode de modélisation de l'érosion que nous avons développée, sont en effet susceptibles d'engendrer des distorsions plus ou moins importantes des cellules. Cette méthode de détermination des gradients entraîne néanmoins une sensible augmentation du temps de calcul. Aussi, il est nécessaire d'imposer des limiteurs au calcul des gradients de manière à éviter les oscillations des variables calculées en cas de discontinuités ou de changements brusques de l'écoulement.

2.4.2.2. Lois de paroi

Aux abords des parois, la zone fluide peut être divisée en trois régions aux comportements distincts, cf. Figure 2.6. La zone la plus proche de la paroi est appelée couche limite visqueuse, où la viscosité est dominante. La zone la plus éloignée de la paroi au sein de la couche limite est appelée couche limite turbulente, "log-law region" ou encore région inertielle, la turbulence y est dominante. La zone intermédiaire : couche limite tampon ou zone de mélange est régie de manière équivalente par la viscosité et par la turbulence. Dans la sous couche visqueuse, l'équation qui régit la vitesse est déduite de l'équation (2.24). Dans la couche limite turbulente, la vitesse est déduite de l'équation (2.25), en modélisant le terme $-\overline{u'v'}$ par une hypothèse de longueur de mélange.

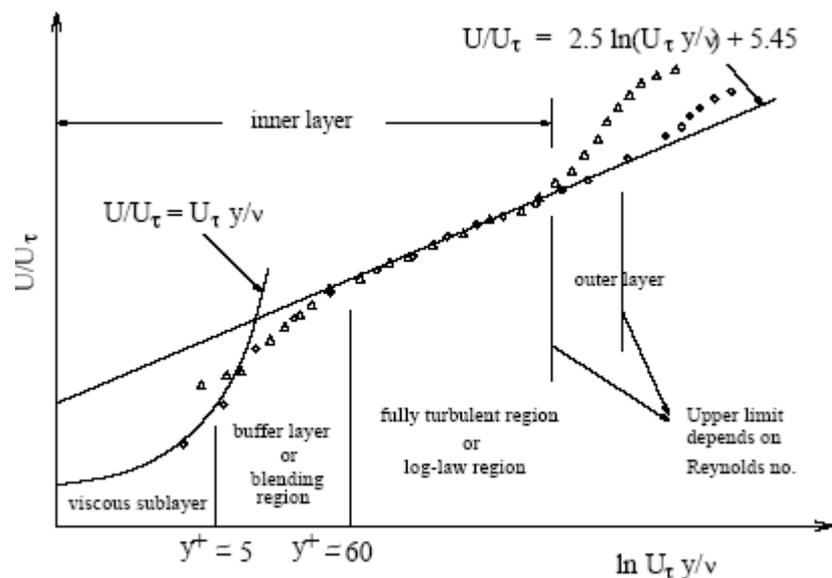


Figure 2.6. Subdivisions des zones situées en proche paroi [Ansys 2009], avec u^* noté U_τ vitesse de friction et $y^+ = \rho y_p u^* / \mu$ distance adimensionnée du centre de la première cellule à la paroi.

Les modèles de turbulence RSM et $k-\varepsilon$ sont valides pour les écoulements loin des parois, mais des équations additionnelles doivent être introduites dans ces modèles pour les rendre applicables en proche-paroi. Le modèle $k-\omega$ présente une résolution d'écoulement proche des parois directement intégrée aux équations de base du modèle. L'approche dite proche-paroi est implémentée. Dans le cas des modèles de turbulence RSM et $k-\varepsilon$, deux approches peuvent être utilisées pour résoudre la couche limite visqueuse et la zone intermédiaire. La première consiste en l'utilisation de formules semi-empiriques appelées fonctions de paroi. La seconde, l'approche proche-paroi, entraîne la modification des modèles de turbulence de manière à permettre la résolution des équations de couche limite.

Que ce soit dans l'approche proche-paroi ou avec les fonctions de paroi standard, la détermination des vitesses d'écoulement est issue des mêmes équations principales. Pour des nœuds adjacents à la paroi, tels que $y^* < 30$ la relation linéaire contrainte-déformation $U^* = y^*$

est appliquée, avec y^* distance adimensionnée du centre de la première cellule à la paroi. Une loi logarithmique est employée pour déterminer les composantes principales des vitesses des cellules en proche paroi pour des $30 < y^* < 300$:

$$U^* = \frac{1}{\kappa} \ln(Ey^*) \text{ avec } U^* = \frac{U_P C_\mu^{1/4} k_P^{1/2}}{\tau_w / \rho_w} \text{ et } y^* = \frac{\rho_w y_P C_\mu^{1/4} k_P^{1/2}}{\mu_w} \quad (2.30)$$

avec κ constante de Von Karman (=0.4187), E constante empirique (=9.793), U_P composante principale de la vitesse du fluide au nœud P situé en proche paroi, k_P énergie cinétique turbulente du fluide au nœud P, ε_P taux de dissipation turbulente au nœud P, y_P distance séparant le point P de la paroi.

Dans le cas des fonctions de paroi standard [Launder and Spalding 1972], les conditions limites à la paroi sont les suivantes :

$$\frac{\partial k_P}{\partial n} = 0, \varepsilon_P = \frac{C_\mu^{3/4} k_P^{3/2}}{\kappa y_P} \quad (2.31)$$

Dans l'approche proche paroi, les conditions limites sont définies différemment et un lissage entre les couches limites visqueuse et turbulente, inspiré de la méthode de [Kader 1981] est appliqué. On parle alors de modèle bi-couche : le domaine de calcul est divisé en deux zones, une zone pleinement turbulente et une zone sensible aux effets visqueux, dont la démarcation est déterminée par :

$$Re_y = \frac{\rho_w y_P \sqrt{k_P}}{\mu_w} \simeq 200 \quad (2.32)$$

avec Re_y nombre de Reynolds turbulent. En écoulement pleinement turbulent, pour $Re_y > 200$, les modèles de turbulence standard sont employés. Sinon, l'approche à une équation de [Wolfshtein 1969] est utilisée. L'énergie cinétique turbulente est déterminée à l'aide des équations de transport et la viscosité turbulente est définie par le biais d'une longueur caractéristique l_μ introduite par [Chen and Patel 1988] :

$$\mu_t = \rho_w C_\mu l_\mu \sqrt{k_P}, l_\mu = y_P C_l^* \left(1 - e^{-Re_y/A_\mu}\right) \quad (2.33)$$

avec $C_l^* = \kappa C_\mu^{-3/4}$ et $A_\mu = 70$ constantes. Pour les modèles de turbulence RSM et $k - \varepsilon$, le taux de dissipation turbulente est défini par :

$$\varepsilon = \frac{k_P^{3/2}}{l_\varepsilon}, l_\varepsilon = y_P C_l^* \left(1 - e^{-Re_y/(2C_l^*)}\right) \quad (2.34)$$

Pour le modèle de turbulence $k - \omega$, le taux de dissipation spécifique s'écrit, respectivement dans la couche limite visqueuse et dans la "log-law region" :

$$\omega = \frac{u^{*2}}{v_w \beta_i y_P^2} \text{ et } \omega = \frac{U^*}{\sqrt{\beta_\infty^* \kappa y_P}} \quad (2.35)$$

avec β_i et β_∞^* constantes.

2.4.2.3. *Prise en compte de la rugosité*

La prise en compte de la rugosité consiste en l'ajout dans la loi logarithmique Eq. (2.30) d'un terme correctif relatif à la rugosité (ΔB). L'équation (2.30) devient :

$$U^* = \frac{1}{\kappa} \ln(Ey^*) - \Delta B \quad (2.36)$$

ΔB est fonction de la hauteur adimensionnée des rugosités K_s^+ définie par :

$$K_s^+ = (\rho_w / \mu_w) K_r C_\mu^{1/4} k_P^{1/2} \quad (2.37)$$

avec K_r hauteur des rugosités exprimée en mètres.

La rugosité dans la couche limite peut être classifiée en trois catégories. Les régimes lisse ($K_s^+ \leq 2.25$), transitoire ($2.25 \leq K_s^+ \leq 90$) et pleinement rugueux ($K_s^+ \geq 90$) sont considérés [Cebeci and Bradshaw 1997]. Pour le régime lisse, $\Delta B = 0$, sinon, des corrélations relatives à chaque régime sont définies de manière empirique [Cebeci and Bradshaw 1997].

Si les premières cellules du maillage sont situées dans la couche limite visqueuse, la prise en compte de la rugosité doit être effectuée directement sur la géométrie de l'interface. Pour la suite des modélisations, nous avons opté pour la modélisation la plus fine possible des grandeurs à l'interface.

Compte-tenu de la difficulté à déterminer les paramètres de rugosité, nous avons considéré en première approximation l'interface eau/sol comme une paroi lisse. Ce point pourrait être reconsidéré dans une future étude. En effet, d'après l'approche développée par [Cebeci and Bradshaw 1997], la rugosité commence à avoir une influence sur l'écoulement pour $K_s^+ \geq 2.25$. Avec les résultats des modélisations numériques présentées Chapitres 3 et 4 introduits dans l'Eq. (2.37), on peut estimer que si la hauteur des rugosités dépasse $K_s = 10 \mu\text{m}$, alors $K_s^+ \geq 2.25$. Les essais de JET et de HET étant réalisés sur des sols réels potentiellement intacts, la hauteur des rugosités est effectivement susceptible de dépasser $10 \mu\text{m}$.

2.4.3. Mise à jour de la position de l'interface

2.4.3.1. *Code de déplacement de l'interface*

L'hypothèse d'érosion lente permet de découpler l'écoulement des phénomènes d'érosion et autorise une résolution séquentielle. L'écoulement peut être considéré comme stationnaire face à la lenteur des phénomènes d'érosion. Une fois la phase transitoire de l'écoulement révolue et le régime stationnaire établi, l'érosion du matériau par l'écoulement turbulent est considérée. L'interface fluide / sol se déforme, le maillage s'adapte à cette déformation, le calcul fluide est relancé et ainsi de suite. Pour cela, nous avons implémenté au sein du logiciel de calcul ANSYS Fluent un code de déplacement d'interface que nous avons développé. Le code que nous avons développé pour modéliser l'érosion du sol cohésif peut supporter n'importe quelle loi d'érosion Codé en langage C/C++, il a été conçu pour s'adapter à la nomenclature et au fonctionnement du logiciel dans ses versions 6 à 14, en résolution

parallèle, pour n'importe quel nombre de processeurs, ou pour une résolution séquentielle de l'écoulement. L'implémentation d'un tel code de calcul au sein du logiciel présente des difficultés majeures liées aux interactions entre le code développé de déplacement de l'interface et le logiciel permettant la résolution du calcul fluide. Ces difficultés sont d'autant plus importantes pour des résolutions multiprocesseurs de l'écoulement et du déplacement d'interface. La parallélisation de la méthode de modélisation est néanmoins nécessaire à l'optimisation des temps de calcul. Les enjeux numériques posés par l'implémentation de notre code de déplacement d'interface au sein d'un logiciel de CFD sont importants. Le premier point clé à résoudre est la compréhension du système de communication entre les processeurs, qui n'est pas réellement documenté. Le second est l'adaptation du code pour une intégration parfaite dans l'architecture d'un logiciel dont les sources et le fonctionnement détaillé ne sont pas accessibles.

L'architecture du code que nous avons proposé est la suivante : i) extraction des données obtenues à la suite du calcul de l'écoulement et placement dans des structures adaptées, ii) ordonnancement des nœuds composant l'interface fluide/matériau selon leur emplacement, iii) détermination du pas de temps d'érosion, iv) détermination du déplacement associé à chaque nœud, v) réordonnancement des nœuds selon l'ordre de traitement des différents processeurs, vi) déplacement des nœuds.

Une fois le calcul fluide convergé, on procède dans un premier temps à l'extraction des résultats obtenus sur les différentes faces du maillage composant l'interface eau/sol. Compte-tenu du fait que l'on se place en condition d'axisymétrie, les faces du maillage de l'interface sont en réalité des edges (segments). On procède alors au calcul de la contrainte tangentielle sur chaque face. La méthode de déplacement Lagrangienne des nœuds impose de connaître la contrainte aux nœuds du maillage qui vont être déplacés. Une interpolation de la contrainte obtenue au centre de l'edge sur les deux nœuds de maillage adjacents est nécessaire. Pour cela, on place dans des structures adaptées toutes les informations nécessaires au repérage et à la caractérisation du nœud de maillage considéré. Les données concernant la contrainte de l'edge adjacent aval à ce nœud de maillage y sont également stockées. Dans le cas d'une résolution en parallèle, chaque processeur effectuant les calculs de l'écoulement de manière indépendante, il a fallu trouver un moyen de rendre les données accessibles par tous les processeurs.

Les données extraites du logiciel sur l'interface eau/sol ne parviennent pas de manière ordonnée selon leur emplacement sur l'interface, surtout dans le cas d'une résolution en parallèle. Il faut alors procéder à l'ordonnancement des nœuds composant l'interface. L'ordonnancement des nœuds est réalisé par le biais d'algorithmes de tri de type QuickSort ou tri rapide. La méthode consiste à effectuer à l'aide d'un pivot le partitionnement des données à trier. Un élément du tableau est placé à sa place définitive et tous les autres éléments sont permutés de telle sorte que tous ceux qui sont inférieurs au pivot soient à sa gauche et que tous ceux qui sont supérieurs au pivot soient à sa droite. Pour chacun des sous-tableaux, on définit un nouveau pivot et on répète l'opération de partitionnement, jusqu'à ce

que l'ensemble des éléments soit trié. La réalisation d'un tri bidimensionnel est nécessaire dans le cas de la modélisation du HET, compte-tenu de la géométrie en U de l'interface.

Une fois les nœuds ordonnés selon leur position sur l'interface, on procède à l'interpolation linéaire de la contrainte tangentielle en un nœud de maillage à partir des données obtenues sur les deux faces adjacentes à ce nœud. Il est alors possible de déterminer le déplacement de chaque nœud X de l'interface, moyennant la détermination au préalable du pas de temps d'érosion Δt . L'implémentation de la loi d'érosion est effectuée à l'aide d'un schéma Euler premier ordre :

$$\vec{x}(t + \Delta t, X) = \vec{x}(t, X) + \begin{cases} k_d \Delta t (\tau - \tau_c) \vec{n} & \text{si } \tau > \tau_c \\ 0 & \text{sinon} \end{cases} \quad (2.38)$$

Des schémas de type Adams-Bashford à l'ordre 2 on également été implémentés. Aucune différence significative n'a pu être observée sur le résultat final. Le temps de calcul a cependant été significativement accru, en comparaison avec une résolution par schéma d'Euler. La solution permettant l'optimisation du temps de calcul a été adoptée.

Pour déterminer le pas de temps d'érosion, on détermine dans un premier temps la contrainte maximale sur l'interface. Ensuite, la détermination du pas de temps d'érosion se fait en accord avec la condition de CFL (Courant Friedrichs Lewy), qui sert à donner le seuil dimensionnel sous lequel on observe une instabilité de calcul. Si la dimension de la cellule du maillage est inférieure à la distance parcourue dans l'intervalle de pas de temps par l'onde la plus rapide de l'équation, l'erreur grandit et envahit la solution physique. Pour une stabilité optimale du calcul, on choisit le pas de temps tel que le déplacement maximal de l'interface corresponde à un dixième de la taille des cellules adjacentes à l'interface. Un limiteur a également été mis en place pour éviter que le pas de temps au temps $n+1$ ne dépasse pas le pas de temps déterminé au temps n de plus de 1.001 fois. Ces valeurs ont été calibrées dans le cas de la modélisation de l'essai de JET mené sur le sol A, cf. Chapitre 3. Pour l'optimisation maximale du temps de calcul, des calibrations de ces paramètres devraient être effectuées pour chaque essai. L'établissement d'autres critères se basant par exemple sur la convergence peut être envisagé.

Le déplacement de chaque nœud de l'interface est alors connu et est soumis à une validation de la pertinence en ce qui concerne le franchissement des limites du domaine de calcul. Pour chaque processeur, un réordonnement des nœuds dans l'ordre obtenu lors de l'extraction des données de la contrainte est effectué. Les nœuds composant l'interface eau/sol sont finalement déplacés. La géométrie de l'interface eau/sol est alors actualisée. Une fois la position des parois actualisée, le domaine est remaillé près de l'interface afin d'obtenir une discrétisation du domaine de calcul adaptée à cette nouvelle configuration.

2.4.3.2. Remaillage

Le déplacement des nœuds de l'interface doit être suivi par un déplacement de l'intégralité des nœuds du domaine de calcul aux abords de l'interface mobile. Pour cela, la méthode "Spring-Based Smoothing" ou méthode de lissage basée sur un système de ressorts est utilisée

[Ansys 2009]. Tous les segments reliant deux points du maillage sont initialisés en tant que réseau de ressorts interconnectés. L'espace initial des segments, avant toute déformation de maillage, constitue l'état d'équilibre du maillage. Le déplacement d'un nœud de l'interface génère une force proportionnelle à ce déplacement, affectant tous les ressorts qui lui sont connectés. Cette méthode permet l'obtention d'un rendu très homogène. D'après la loi de Hooke, la force appliquée sur un nœud du maillage (\vec{F}_{ij}) peut être écrite comme suit :

$$\vec{F}_{ij} = \sum_j^{n_i} k_{ij} (\Delta \vec{x}_j - \Delta \vec{x}_i) \quad (2.39)$$

avec $\Delta \vec{x}_i$ et $\Delta \vec{x}_j$ déplacements du nœud i et de son voisin j, n_i nombre de nœuds voisins connectés à i, et k_{ij} raideur du ressort entre les nœuds i et j. La raideur des différents ressorts s'écrit :

$$k_{ij} = \frac{1}{\sqrt{|\vec{x}_i - \vec{x}_j|}} \quad (2.40)$$

A l'équilibre, la force nette s'exerçant sur un point du maillage doit être nulle, ce qui implique la condition suivante :

$$\Delta \vec{x}_i^{m+1} = \frac{\sum_j^{n_i} k_{ij} \Delta \vec{x}_j^m}{\sum_j^{n_i} k_{ij}} \quad (2.41)$$

La position des points est résolue à l'aide d'un algorithme de type Jacobi, avec n et n+1 positions à un pas de temps et à son pas de temps suivant :

$$\vec{x}_i^{n+1} = \vec{x}_i^n + \Delta \vec{x}_i^{m,converged} \quad (2.42)$$

Suite au déplacement des nœuds du maillage aux abords de l'interface, un contrôle de la qualité des cellules générées est effectué. Un remaillage est ensuite effectué sur les cellules ne respectant plus les paramètres de taille et de qualité (distorsion), définis au préalable. Les cellules problématiques sont divisées ou fusionnées de manière à respecter les critères fixés.

Une fois l'ensemble du maillage mis à jour, la résolution de l'écoulement dans la nouvelle géométrie est effectuée. Pour les configurations JET et HET qui sont présentées aux chapitres 3 et 4, il faut compter environ 1000 itérations pour parvenir à la convergence du calcul fluide suite à une déformation de maillage. Les paramètres relatifs au pas de temps d'érosion que nous avons imposés induisent de faibles déformations d'un pas de temps à l'autre. Cela permet la réduction du temps de calcul entre les déformations, mais l'augmentation du nombre de déformations. Une bonne stabilité du modèle numérique est ainsi obtenue, un peu au détriment de l'optimisation du temps de calcul. Les critères de convergence du calcul de l'écoulement sont pour l'instant fixés sur la base de l'expérience avec une marge haute permettant l'obtention d'asymptotes sur les courbes des résidus. L'automatisation du processus de calcul fluide / déformation de manière continue au sein du logiciel rend complexe la définition du nombre d'itérations de calcul requis en fonction de la convergence des résidus. Ce point pourrait être retravaillé en vue de l'optimisation du temps de calcul.

Chaque déformation de maillage entraîne une faible déstructuration du domaine de calcul : les cellules ne sont plus parfaitement alignées, les cellules voisines les unes des autres n'ont plus le même facteur de grossissement envers les cellules adjacentes, quelques cellules peuvent être un peu plus grandes que leurs voisines... C'est pourquoi, au bout d'un certain nombre de remaillages, le maillage du domaine de calcul présente une déstructuration importante (cf. Figure 2.7). Il est alors préférable de remailler l'ensemble du maillage affecté sous le préprocesseur. En ce qui concerne les configurations présentées aux Chapitres 3 et 4, il s'agit d'une vingtaine de remaillages successifs pour le HET et d'une centaine de remaillages successifs pour le JET. La complexité géométrique induite par les deux singularités en entrée et sortie du conduit pour le HET sont à l'origine de la rapide déstructuration du maillage. Ainsi, au bout d'un certain nombre de micro-remaillements au sein du logiciel de calcul CFD, nous effectuons un macro-remaillement au sein du préprocesseur. Le logiciel Gambit v2.4.6 est utilisé.

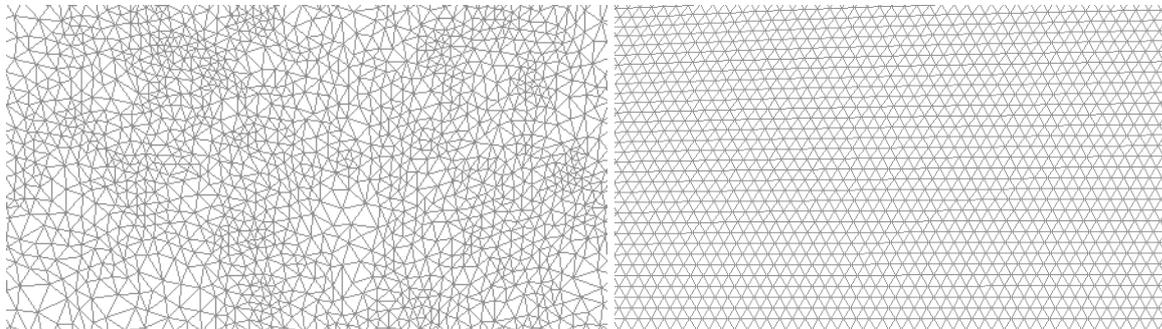


Figure 2.7. Allure du maillage avant (gauche) et après (droite) un macro-remaillement, exemple tiré de la modélisation de l'érosion sous écoulement de Poiseuille (cf. paragraphe 4.1).

Une fois le macro-remaillement effectué, on réalise une interpolation des données obtenues sur tout le domaine de calcul avant le macro-remaillement. Il s'agit d'une interpolation à l'ordre 0, les valeurs des variables d'écoulement sont obtenues sur les cellules du nouveau maillage en prenant les valeurs obtenues sur les cellules les plus proches de l'ancien maillage.

Après l'interpolation des données, le processus calcul fluide / érosion est relancé. Pour modéliser la totalité d'un essai d'érosion de JET et de HET, il faut compter près de 200 macro-remaillements. Ce procédé permet une stabilité importante du calcul et permet de réaliser des déformations de maillage de grande amplitude. Par exemple, il est possible d'atteindre des profondeurs d'affouillement très importantes dans le cas de la modélisation d'essai de JET. La Figure 2.8 illustre la régularité du maillage obtenue à la fin du processus d'érosion pour l'essai de JET mené sur le sol C (cf. paragraphe 3.3).

Pour permettre l'automatisation du processus de modélisation, nous avons développé des scripts bash, dont l'architecture est présentée Figure 2.9. La méthode de modélisation que nous avons développée est ainsi entièrement parallélisée et automatisée.

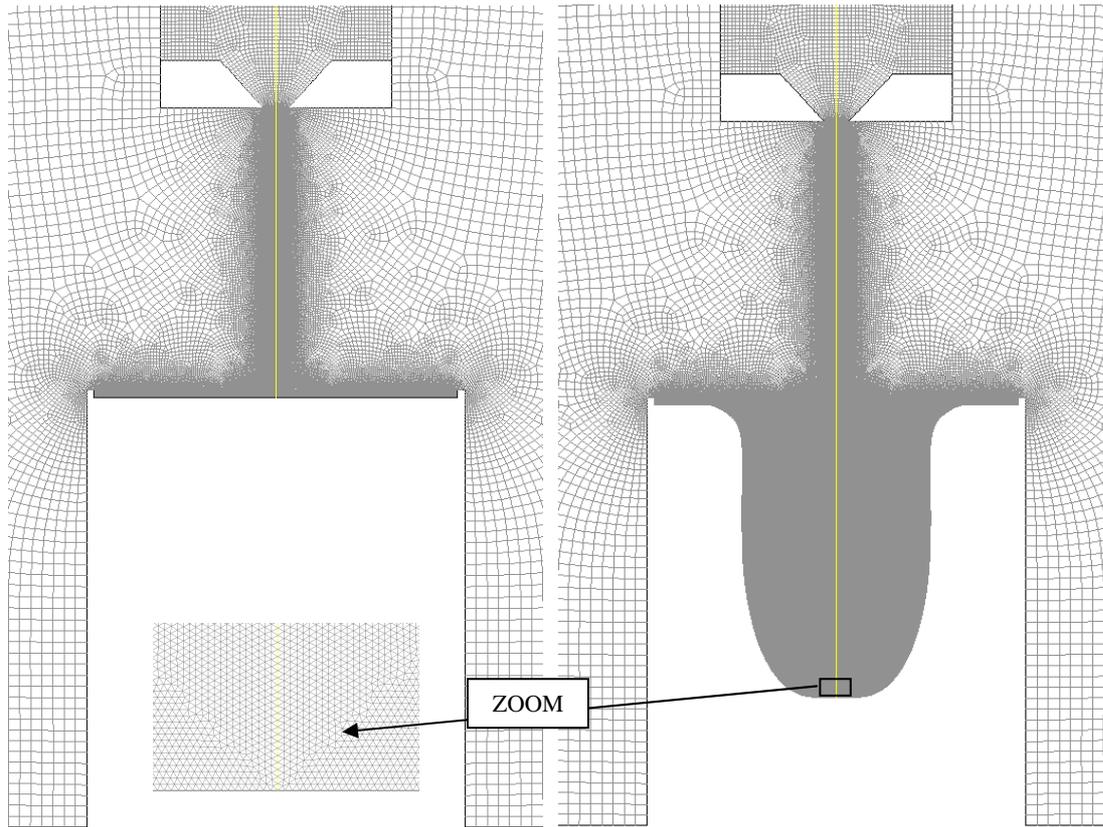


Figure 2.8. Allure du maillage au début (gauche) et à la fin du processus d'érosion (droite) pour l'essai de JET mené sur le sol C (cf. paragraphe 3.3).

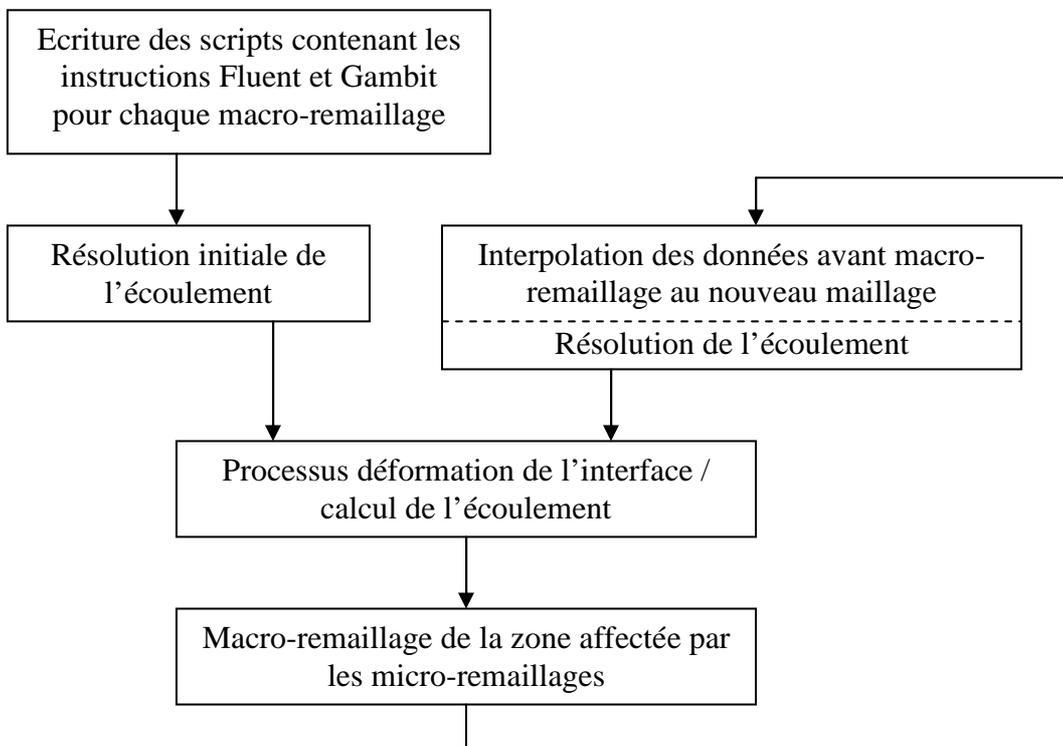


Figure 2.9. Automatisation des modélisations des essais d'érosion.

2.5. Conclusions relatives à la méthode de modélisation

Nous avons dans un premier temps exposé les hypothèses sur lesquelles repose ce modèle numérique. Les hypothèses d'érosion lente et d'écoulement dilué sont ensuite justifiées par l'analyse des ordres de grandeur de [Bonelli *et al.* 2012]. Le modèle d'érosion peut ainsi être établi avec une modélisation monophasique de l'écoulement. Aussi, la résolution du calcul fluide et du déplacement d'interface sera réalisé de manière séquentielle et découpée.

Dans un second temps, les équations relatives à l'écoulement sont décrites. Plutôt qu'une résolution par DNS ou LES, on fait le choix d'une modélisation RANS. Les deux premières ne permettent pas une modélisation assez fine du transport des particules, de manière à ce qu'elle soit en adéquation avec les échelles de la turbulence modélisées. Une modélisation RANS est le meilleur compromis entre pertinence des résultats et temps de calcul. Ce type de modélisation introduit néanmoins un problème de fermeture des équations de Navier-Stokes. Ce problème peut être résolu par l'introduction des modèles de turbulence que nous avons présentés.

Ensuite, les équations relatives à l'érosion sont exposées. La loi d'érosion classique est illustrée. Les termes dominants de la contrainte tangentielle selon la distance à la paroi sont explicités. Le problème de l'apparition d'une singularité géométrique au niveau du point d'arrêt est alors soulevé. En effet, la loi d'érosion classique introduit dans le cas de jets impactants la présence d'un pic de sol non érodé au niveau de la zone de stagnation du jet. Cette singularité n'est pas observée expérimentalement. Les hypothèses de l'inhomogénéité du sol réel, de la présence d'autres variables pilotes de l'érosion et de la non prise en compte des fluctuations de contrainte sont avancées. Une adaptation de la loi d'érosion dans le cas de jets impactants est proposée.

Pour finir, le modèle numérique est présenté, avec le schéma numérique global, les méthodes de discrétisation de l'écoulement ainsi que les méthodes utilisées pour mettre à jour la position de l'interface. Une attention toute particulière est apportée à la prise en compte des lois de paroi. Aussi, le code de déplacement d'interface que nous avons développé est décrit finement. Les difficultés rencontrées ont également été présentées. L'automatisation des modélisations est exposée. L'enchaînement des micros et macros maillages ainsi que leurs effets sont illustrés.

La méthode de modélisation ainsi établie sera appliquée dans les chapitres 3 et 4. Dans le chapitre 3, la méthode est appliquée à la modélisation de l'érosion d'un sol cohésif par un écoulement de jet avec point d'arrêt. La comparaison des résultats numériques et de données d'essais de Jet Erosion Test est réalisée. L'objectif est de conclure quant à la pertinence de la méthode de modélisation et du modèle d'interprétation du JET. Dans le chapitre 4, le modèle numérique sera appliqué à l'érosion d'un sol cohésif par un écoulement de conduit laminaire et turbulent. Les résultats numériques obtenus dans le cas laminaire sont comparés à un écoulement de Poiseuille plan. Les résultats obtenus dans le cas turbulent sont comparés aux

résultats expérimentaux du Hole Erosion Test. L'objectif de l'adaptation de la méthode de modélisation aux écoulements de conduits est d'apporter des éléments supplémentaires de validation de la méthode et de montrer l'étendue de l'applicabilité de la méthode à des géométries présentant une certaine complexité.

Chapitre 3.

Résultats obtenus sur écoulements normaux

Dans ce chapitre, la méthode de modélisation décrite précédemment sera appliquée à l'érosion d'un sol cohésif par un écoulement turbulent dans une configuration de jet avec point d'arrêt. Pour cela, un essai de Jet Erosion Test est modélisé. Les résultats numériques obtenus sont comparés aux résultats du modèle semi-empirique de [Hanson and Cook 2004]. Cette comparaison permet d'apporter des éléments de réponse quant à la pertinence des modèles semi-empirique et numérique. L'influence de la densité du maillage et du modèle de turbulence sur les résultats numériques est étudiée. Aussi, une étude de l'influence des paramètres d'érosion sur les résultats du modèle numérique est réalisée. Ensuite, pour assoir la validation du modèle d'interprétation du JET, deux autres essais sont modélisés, les résultats obtenus seront comparés aux résultats expérimentaux. Ces essais sont choisis de manière à présenter des caractéristiques d'écoulement très différentes, tout en élargissant le plus possible la gamme des paramètres d'érosion implémentés. L'étude des différents régimes d'écoulement et des figures d'érosion obtenues est effectuée.

3.1. Indépendance au maillage et modèles de turbulence

Appliquons la méthode de modélisation présentée au Chapitre 2 à la configuration d'un essai de Jet Erosion Test. La géométrie du domaine de calcul, en 2D axisymétrique, représentative de la configuration développée par [Hanson and Cook 2004] est présentée Figure 3.1. Les notations utilisées sont illustrées sur le schéma de principe du JET Figure 1.5. L'eau entre dans le cylindre d'entrée à pression contrôlée, traverse la buse, et va impacter la surface du matériau. L'eau ressort par des orifices latéraux respectant l'axisymétrie de la géométrie. La surface libre correspondant dans la réalité au débordement est modélisée par une symétrie. La condition de symétrie imposée est une condition de flux nul. Quelque soit la variable considérée, vitesse normale nulle, gradients également, et cela notamment pour la contrainte tangentielle : une condition de glissement est imposée, on peut aussi parler de mur sans frottement. La modélisation de la surface libre avec les modèles à surface libre de type VOF aurait pu être mise en œuvre. Mais cela aurait impliqué l'augmentation du temps de calcul de la modélisation de manière non négligeable, alors que la zone ciblée est relativement éloignée

du cœur du problème et ne doit modifier que très marginalement la cinétique d'érosion. La configuration de la modélisation exposée dans cette première partie du Chapitre 3 est conforme à un essai de JET que nous avons réalisé à l'IRSTEA au cours de ce travail de thèse. Il s'agit de l'essai réalisé sur le matériau A dont les caractéristiques sont détaillées au paragraphe 3.2. Un différentiel de pression de 3×10^4 Pa est imposé entre l'entrée et la sortie du dispositif de mesure. La distance séparant la buse de diamètre 6.35 mm, de l'interface eau/sol est de 146.5 mm.

Avant même de s'intéresser à la modélisation de cet essai de JET avec érosion, il faut au préalable s'assurer de la pertinence des résultats de la modélisation sans érosion. Pour cela, il faut vérifier que la densité du maillage soit telle que les résultats obtenus n'en dépendent plus. Il faut également s'assurer de la pertinence du modèle de turbulence utilisé. Une étude comparative des résultats obtenus sans érosion pour différents maillages dans un premier temps et pour différents modèles de turbulence dans un second temps est réalisée. Les résultats obtenus sont présentés dans les paragraphes suivants.

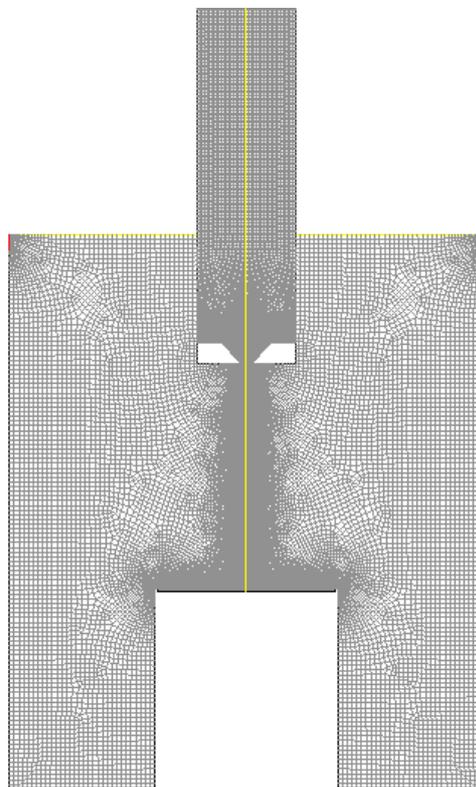


Figure 3.1. Géométrie et maillage développés pour la modélisation d'essais de JET.

3.1.1. Indépendance des résultats par rapport au maillage

Le premier point à valider concerne l'indépendance des résultats vis-à-vis du maillage. Plusieurs facteurs entrent en ligne de compte : la densité du maillage dans la zone de la buse, au niveau de la surface d'impact et entre ces deux éléments. A l'inverse, l'influence du reste du maillage sur les résultats de la modélisation est moins importante, hormis à la sortie de l'écoulement du fait de problèmes éventuels de convergence. Le découpage effectué pour le

raffinement de maillage est présenté Figure 3.2. Pour une minimisation de la diffusion numérique due au maillage, on choisit un maillage quadrangulaire uniforme dans la zone de la buse. Le maillage de la zone qui sera affectée par les remaillages est composé de cellules triangulaires. On impose la taille des cellules au niveau de l'interface et la limite supérieure de cette zone, qui est maillée avec la même taille de cellules que celle de la zone buse. Le taux d'accroissement de la taille de cellules entre l'interface et la limite supérieure de cette zone est choisi à 0.5. Le maillage de la cuve est réalisé avec des cellules quadrangulaires avec un taux d'accroissement de 1.2. Le maillage est également raffiné au niveau de la sortie du dispositif.

Le tableau 1 regroupe les caractéristiques des différents maillages testés : le nombre de mailles au niveau de l'orifice de sortie du jet varie de 10 à 100 et la discrétisation de l'interface eau/sol va de 350 à 7000, pour un nombre total de mailles du domaine allant d'environ 27 000 à presque 1 200 000 éléments. Pour une interface eau/sol discrétisée en 350 mailles, la taille des mailles est uniforme et avoisine les 1.6×10^{-4} m. Les maillages A à M sont caractérisés par la variation du nombre de mailles au niveau de l'orifice de sortie du jet. Les maillages N à S présentent un nombre de mailles sur la couche limite variable, en fonction du nombre de mailles au niveau de l'orifice de sortie du jet. Les maillages T, U et V se différencient par le nombre de mailles dans la cuve en fonction des deux autres paramètres. Cette analyse de sensibilité est réalisée avec un modèle de turbulence de type $k-\omega$. Le choix du modèle de turbulence utilisé pour cette étude découle des éléments bibliographiques présentés au paragraphe 3.1.2 concernant l'influence du modèle de turbulence.

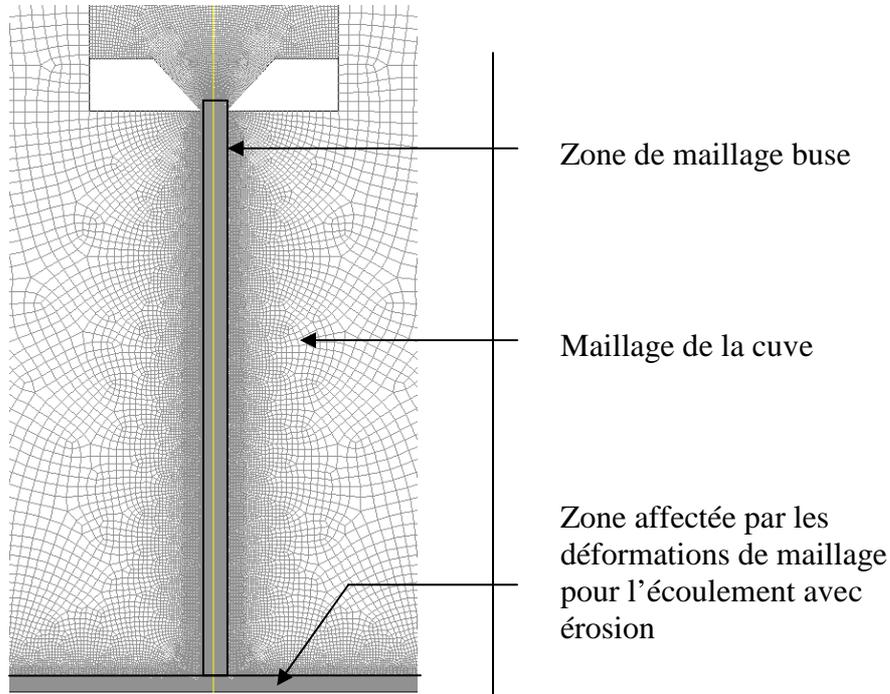


Figure 3.2. Raffinement du maillage sur la configuration des essais de JET.

Les résultats obtenus pour la contrainte tangentielle et la pression au niveau de l'interface eau/sol sont présentés Figure 3.3 et Figure 3.4. Ils indiquent qu'en ce qui concerne l'étude de

sensibilité relative à la densité du maillage au niveau de l'orifice de sortie du jet, pour un maillage très resserré au niveau de la buse, les courbes de contrainte oscillent autour des résultats donnés par les maillages K, L et M. A partir d'une densité de maillage avoisinant les 30 mailles au niveau de l'orifice de sortie du jet, les résultats sont indépendants de la densité du maillage au niveau de la buse à 5% près. L'indépendance des résultats relativement à la densité du maillage de la cuve est obtenue, quant à elle, dès le premier maillage testé, la variation du nombre de mailles dans la cuve ayant dans ce cas une influence moindre. *A contrario*, l'augmentation du nombre de mailles au niveau de l'interface eau/sol provoque un déplacement, de l'ordre de quelques millimètres, du maximum de contrainte à gauche du maximum obtenu pour un maillage en couche limite de 350 mailles. Il est néanmoins raisonnable d'estimer que l'influence de la densité du maillage sur l'interface au-delà de 350 mailles est négligeable, compte-tenu du fait que les maxima de contrainte ne sont pas affectés. De plus, les champs de pression sur l'interface sont strictement identiques pour des densités de maillage sur l'interface d'au moins 350 mailles. Dans le cas des maillages composés successivement de 350, 3000 et 7000 éléments au niveau de l'interface, on a respectivement, $7.0 < y^+ < 9.5$, $y^+ \approx 1$ et $y^+ \approx 0.5$. Dans les trois cas, et quelque soit le maillage considéré, le nombre de Reynolds turbulent à la paroi reste très inférieur à 200 et l'approche à une équation de [Wolfshtein 1969] peut donc être utilisée pour résoudre l'écoulement à la paroi. On en conclut qu'à partir d'une densité de maillage avoisinant les 30 mailles au niveau de l'orifice de sortie du jet, les 350 mailles sur l'interface et un taux d'accroissement de 1.2 pour le maillage de la cuve, les résultats sont indépendants de la densité du maillage au niveau de la buse à 5% près.

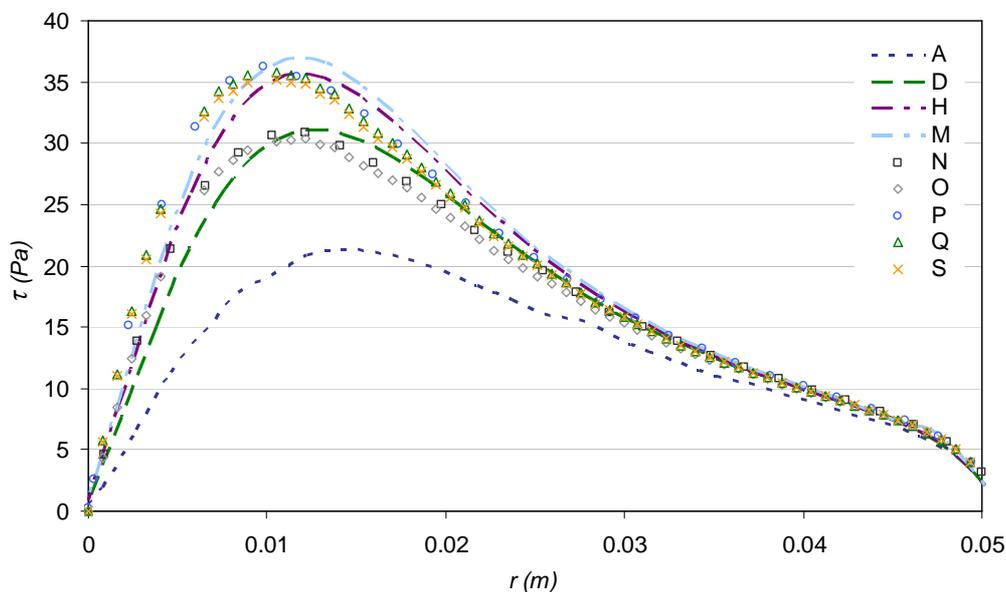


Figure 3.3. Indépendance des résultats relativement à la densité du maillage, contrainte tangentielle sur l'interface eau/sol au temps d'érosion nul, modèle de turbulence $k-\omega$.

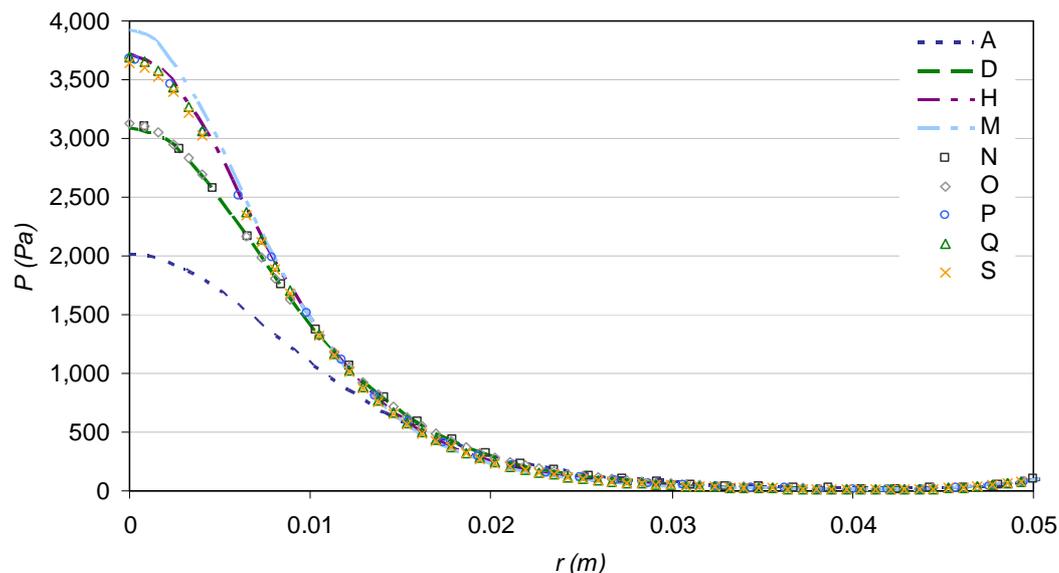


Figure 3.4. Indépendance des résultats relativement à la densité du maillage, champ de pression sur l'interface eau/sol au temps d'érosion nul, modèle de turbulence $k-\omega$.

Maillage	N_{buse}	N_{CL}	y^+	N_T
A	10	350	7.05	27 263
B	15	350	9.5	38 574
C	18	350	8.9	47 658
D	20	350	8.4	54 208
E	22	350	8.7	59 962
F	25	350	8.8	69 116
G	27	350	8.9	77 326
H	30	350	8.9	86 764
I	40	350	9.0	124 214
J	50	350	9.1	171 997
K	60	350	9.3	228 389
L	70	350	9.3	293 389
M	100	350	9.2	549 003
N	20	3000	1.0	98 954
O	20	7000	0.5	161 120
P	40	3000	1.1	192 618
Q	40	7000	0.6	256 962
R	100	3000	1.1	257 521
S	100	7000	0.6	322 117
T	20	350	8.2	81 579
U	20	350	8.7	204 322
V	100	350	9.1	1 199 877

Table 3.1. Paramètres des maillages étudiés pour l'étude de l'indépendance des résultats vis-à-vis de la densité du maillage, avec N_{buse} nombre de mailles sur la buse, N_{CL} nombre de mailles sur l'interface eau/sol et N_T nombre de mailles du domaine de calcul.

3.1.2. Influence du modèle de turbulence

Un second point à analyser concerne l'étude de l'influence du modèle de turbulence. Le jet avec point d'arrêt sur une surface plane présente une géométrie simple mais une physique complexe. Pour des nombres de Reynolds importants, les modèles de turbulence les plus fréquemment utilisés pour la modélisation de jets impactants font partie des trois grandes catégories de modèles de turbulence adaptées aux modélisations RANS : les modèles $k-\varepsilon$, $k-\omega$ et RSM détaillés Chapitre 2. Le choix des modèles de turbulence dont nous allons comparer les résultats s'est basé sur les conclusions de différentes études portant sur la modélisation numérique RANS d'un jet impactant une plaque plane. [Looney and Walsh 1984, Balabel and El-Askary 2011] présentent les résultats donnés par plusieurs modèles de type $k-\varepsilon$. [Craft *et al.* 1993] confrontent un modèle de type $k-\varepsilon$ avec trois modèles RSM. [Bell 2003, Jaramillo *et al.* 2008, Narumanchi *et al.* 2005] s'intéressent à l'utilisation d'un modèle de turbulence de type $k-\omega$. En règle générale, ces études montrent en particulier la pertinence de modèles de turbulence de type RSM, $k-\varepsilon$ réalisable et $k-\omega$ standard avec le terme de production de l'énergie cinétique défini en fonction du rotationnel. Néanmoins, il s'agit pour la plupart de comparaisons entre résultats expérimentaux et numériques sur les valeurs moyennes et fluctuations de vitesse, ainsi que les variables relatives au transfert de chaleur telles que le nombre de Nusselt et le coefficient de transfert de chaleur. A notre connaissance, aucune étude numérique au sujet de jets avec point d'arrêt impactant une plaque plane n'a porté précisément sur le champ de pression ou sur la distribution de contrainte visqueuse sur la surface impactée. Un certain nombre d'études expérimentales s'y est néanmoins intéressé. Les résultats empiriques ou semi-empiriques obtenus par [Beltaos and Rajaratnam 1974, Hanson *et al.* 1990, Looney and Walsch 1984, Phares *et al.* 2000, Poreh *et al.* 1967, Tritton 1988, Viegas and Borges 1986] permettent d'évaluer la pertinence de nos résultats numériques obtenus sur plaque plane.

L'étude de l'influence du modèle de turbulence sur les résultats de nos modélisations sera ainsi effectuée en comparant les résultats des modèles de turbulence définis au Chapitre 2 avec les résultats expérimentaux cités. Les modèles de turbulence RSM, $k-\varepsilon$ réalisable et $k-\omega$ standard, avec le terme de production de l'énergie cinétique défini en fonction du rotationnel, sont à la base de cette étude. Les variables d'écoulement dont la pertinence sera évaluée sont la vitesse sur l'axe de symétrie, le champ de pression et la contrainte tangentielle au niveau de l'interface.

Les premiers résultats issus de la bibliographie à la base de cette étude sont ceux qui composent les équations de base du modèle d'interprétation du JET, cf. paragraphe 1.1.2.2. [Hanson *et al.* 1990] montrent que la vitesse de l'écoulement au niveau de l'orifice de sortie du jet doit vérifier l'équation (1.10), [Hanson and Cook 2004, Tritton 1988] que le jet doit être auto-similaire (Eq. (1.11) et [Beltaos and Rajaratnam 1974, Looney and Walsch 1984] que la longueur du cœur potentiel doit vérifier l'Eq. (1.12). Ensuite, [Beltaos and Rajaratnam 1974, Hanson *et al.* 1990] donnent de manière empirique, la valeur du pic de pression sur la surface d'impact au niveau de l'axe médian du jet (P_{\max}) et la distribution de pression sur l'interface eau/sol $P(r)$:

$$P_{\max} = C \left(\frac{\rho_w U_0^2}{(z_0 / d_0)^2} \right) \quad (3.1)$$

$$\frac{P(r)}{P_{\max}} = e^{-114(r/z_0)^2} \quad (3.2)$$

avec z_0 distance séparant la côte de sortie du jet et l'interface à $t=0$ s. La valeur du coefficient C trouvée expérimentalement par [Beltaos and Rajaratnam 1974] dans l'air, avec un jet plan est de 25.0. [Poreh *et al.* 1967] obtiennent dans l'eau 30.2 tandis que [Hanson *et al.* 1990] trouvent 27.8, dans l'eau et avec un jet de forme circulaire. [Beltaos and Rajaratnam 1974] donnent les expressions empiriques du maximum de contrainte sur la surface d'impact et de la distribution radiale de contrainte pour une gamme de distance à l'axe médian du jet inférieure à $r < 0.22z_0$:

$$\tau(r = 0.14z_0) = \tau_{\max} = 0.16 \left(\frac{\rho_w U_0^2}{(z_0 / d_0)^2} \right) \quad (3.3)$$

$$\frac{\tau(r)}{\tau_{\max}} = 0.18 \left(\frac{1 - e^{-114(r/z_0)^2}}{r / z_0} \right) - 9.43 (r / z_0) e^{-114(r/z_0)^2} \quad (3.4)$$

[Viegas and Borges 1986] donnent une formulation empirique de la distribution de contrainte pour une gamme de distance à l'axe médian du jet supérieure à $r > 0.22z_0$, équation (3.5). [Hanson *et al.* 1990] établissent une formule empirique de distribution de contrainte à l'interface, Eq. (3.6). [Phares *et al.* 2000] donnent une formulation semi-empirique du maximum de contrainte à l'interface, Eq. (3.7), avec Re_0 nombre de Reynolds de l'écoulement au niveau de l'orifice de sortie du jet.

$$\frac{\tau(r)}{\tau_{\max}} = 0.67 d_0^{-0.256} (r / z_0)^{-0.878 d_0^{0.078}} \quad (3.5)$$

$$\frac{\tau(r)}{\tau_{\max}} = 66.5 (r / z_0) e^{-7.68(r/z_0)^{0.6}} \quad (3.6)$$

$$\tau_{\max} = 44.6 \rho_w U_0^2 Re_0^{-0.5} \left(\frac{z_0}{d_0} \right)^{-2} \quad (3.7)$$

La Table 3.2 donne les pourcentages d'erreur obtenus en confrontant les résultats des modèles de turbulence aux résultats bibliographiques. Les figures Figure 3.5 à Figure 3.7 illustrent les résultats de l'étude menée sur la comparaison des résultats numériques et expérimentaux.

En ce qui concerne la vitesse de l'écoulement proche de l'orifice de sortie du jet, cf. Figure 3.5, les résultats obtenus pour les trois modèles de turbulence sont en bon accord avec les résultats empiriques de la littérature, tout particulièrement le modèle RSM qui présente une erreur relative d'environ 3% des résultats numériques en comparaison avec les résultats expérimentaux. Les résultats numériques obtenus pour le champ de pression sont moins proches des résultats bibliographiques, comme en atteste la Figure 3.6. On note néanmoins que le modèle $k-\omega$ présente des résultats plus en adéquation avec les formules empiriques que le modèle RSM, avec 20% et 37% d'erreur relative moyenne respectivement. Le modèle $k-\varepsilon$

est quant à lui très en dessous des maxima de pressions obtenus dans la littérature, avec entre 65 et 100% d'erreur selon le modèle empirique considéré. Les résultats sur la demi-largeur du profil de pression affichent la même tendance. A contrario, les résultats sur le maximum de contrainte sont plus proches des résultats bibliographiques dans le cas des modèles $k-\varepsilon$ et RSM, avec en moyenne 15 et 10% d'erreur respectivement, et sont très éloignés des formules empiriques dans le cas du modèle $k-\omega$ qui présente alors une erreur moyenne de 90% (Figure 3.7). L'emplacement du maximum de contrainte trouvé numériquement pour les modèles de turbulence RSM et $k-\omega$ est un peu éloigné de celui prédit par [Beltaos and Rajaratnam 1974] : $\tau(r = 0.09z_0) = \tau_{\max}$. Les résultats du modèle $k-\varepsilon$ sont par contre en bon accord avec les résultats bibliographiques : $\tau(r = 0.14z_0) = \tau_{\max}$.

Variable d'écoulement (% d'erreur)	Eq.	$k-\omega$	$k-\varepsilon$	RSM
Vitesse du jet à l'orifice de sortie	(1.10)	0.9	1.0	0.9
Longueur du cœur potentiel	(1.12)	12.4	9.8	4.3
Maximum de pression (Beltaos)	(3.1)	19.1	83.3	41.2
Maximum de pression (Poreh)	(3.1)	16.2	87.9	44.8
Maximum de pression (Hanson)	(3.1)	9.68	99.1	53.4
Demi-largeur profil de pression (Beltaos)	(3.2)	19.9	52.2	33.7
Demi-largeur profil de pression (Poreh)	(3.2)	20.6	53.1	34.5
Demi-largeur profil de pression (Hanson)	(3.2)	20.9	53.5	34.9
Maximum de contrainte (Beltaos)	(3.3)	112.7	1.6	16.5
Maximum de contrainte (Hanson)	(1.11)	88.8	19.3	4.6
Maximum de contrainte (Phares)	(3.7)	56.2	24.2	8.4

Table 3.2. Comparaison des résultats numériques sur plaque plane avec les résultats issus de la bibliographie.

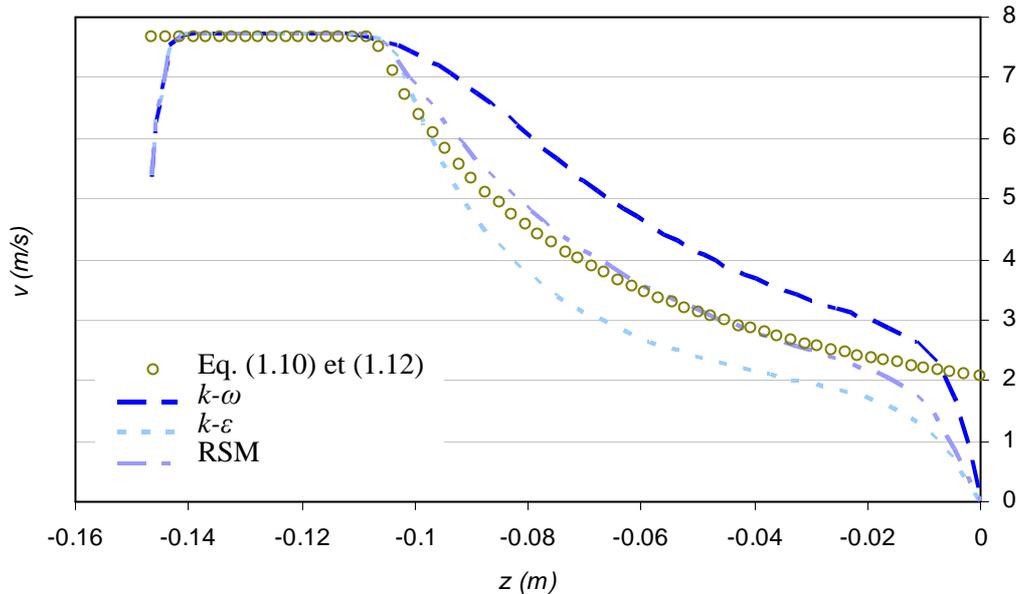


Figure 3.5. Confrontation des modèles de turbulence aux résultats bibliographiques, champ de vitesse sur l'axe médian du jet.

Globalement, le modèle RSM est le modèle de turbulence dont les résultats se rapprochent le plus des résultats empiriques de la littérature. Le modèle $k-\omega$ présente des résultats proches des résultats bibliographiques pour les champs de vitesses et de pression. Le modèle $k-\varepsilon$ présente quant à lui des résultats proches des résultats bibliographiques pour la vitesse d'écoulement et pour la contrainte, variable d'écoulement clef de la loi d'érosion Eq. (1.1).

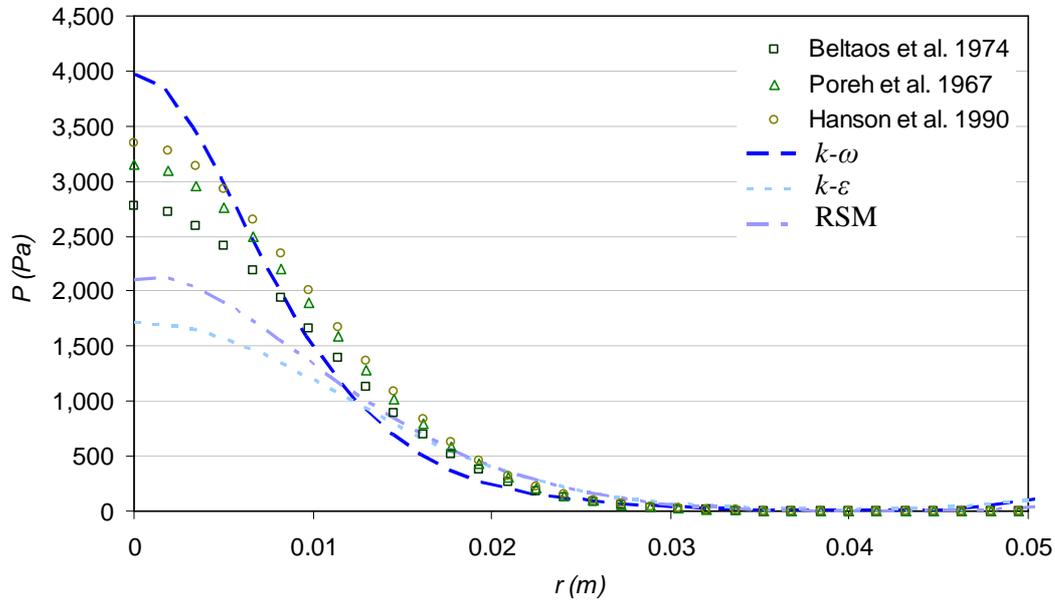


Figure 3.6. Confrontation des modèles de turbulence aux résultats bibliographiques, champ de pression sur l'interface eau/sol.

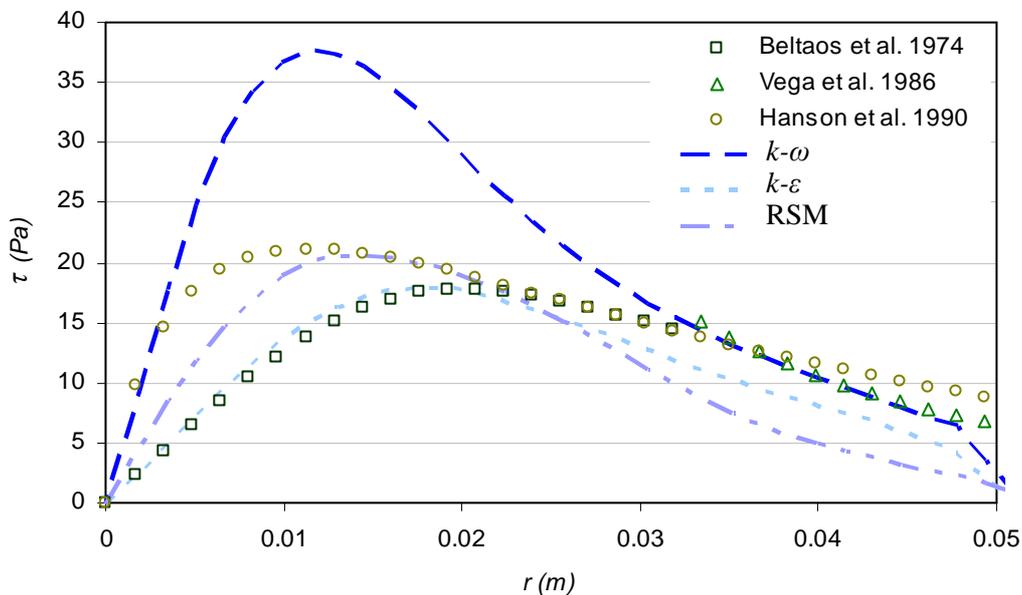


Figure 3.7. Confrontation des modèles de turbulence aux résultats bibliographiques, contrainte tangentielle sur l'interface eau/sol.

On constate une certaine complémentarité des résultats donnés par les modèles de turbulence $k-\varepsilon$ et $k-\omega$. C'est pourquoi pour la modélisation de l'écoulement de jet avec érosion, on choisit de réaliser trois modélisations distinctes par leur modèle de turbulence. Les trois types de

modèles de turbulence RSM, $k-\varepsilon$ réalisable et $k-\omega$, avec le terme de production de l'énergie cinétique défini en fonction du rotationnel, sont considérés. Cependant, la difficulté de la mise en œuvre du modèle RSM a rendu son utilisation très délicate à cause des remaillages successifs du domaine de calcul. Des problèmes importants de divergence des calculs et d'augmentation drastique des temps de calcul ne permettent pas, dans l'état actuel, de modéliser la totalité du processus d'érosion avec un modèle RSM. Seuls les résultats obtenus pour les modèles de turbulence $k-\varepsilon$ et $k-\omega$ sont donc présentés dans les paragraphes suivants.

3.2. Modélisation de l'érosion

3.2.1. Comparaison des résultats au modèle semi-empirique

Les paramètres caractéristiques du sol A modélisé, obtenus à l'aide du modèle de [Hanson and Cook 2004] sont $k_d = 1.10^{-5} \text{ m}^2.\text{s}/\text{kg}$ et $\tau_c = 11 \text{ Pa}$. Ces paramètres sont des valeurs types des résultats de JET obtenus pour les sols que l'on est susceptible de rencontrer sur les barrages et digues en remblais français. Les résultats numériques sont comparés aux résultats du modèle semi-empirique, cf. paragraphe 3.3 pour la comparaison avec les résultats expérimentaux. Les résultats numériques obtenus avec les modèles $k-\varepsilon$ réalisable et $k-\omega$, avec le terme de production de l'énergie cinétique défini en fonction du rotationnel, seront exposés.

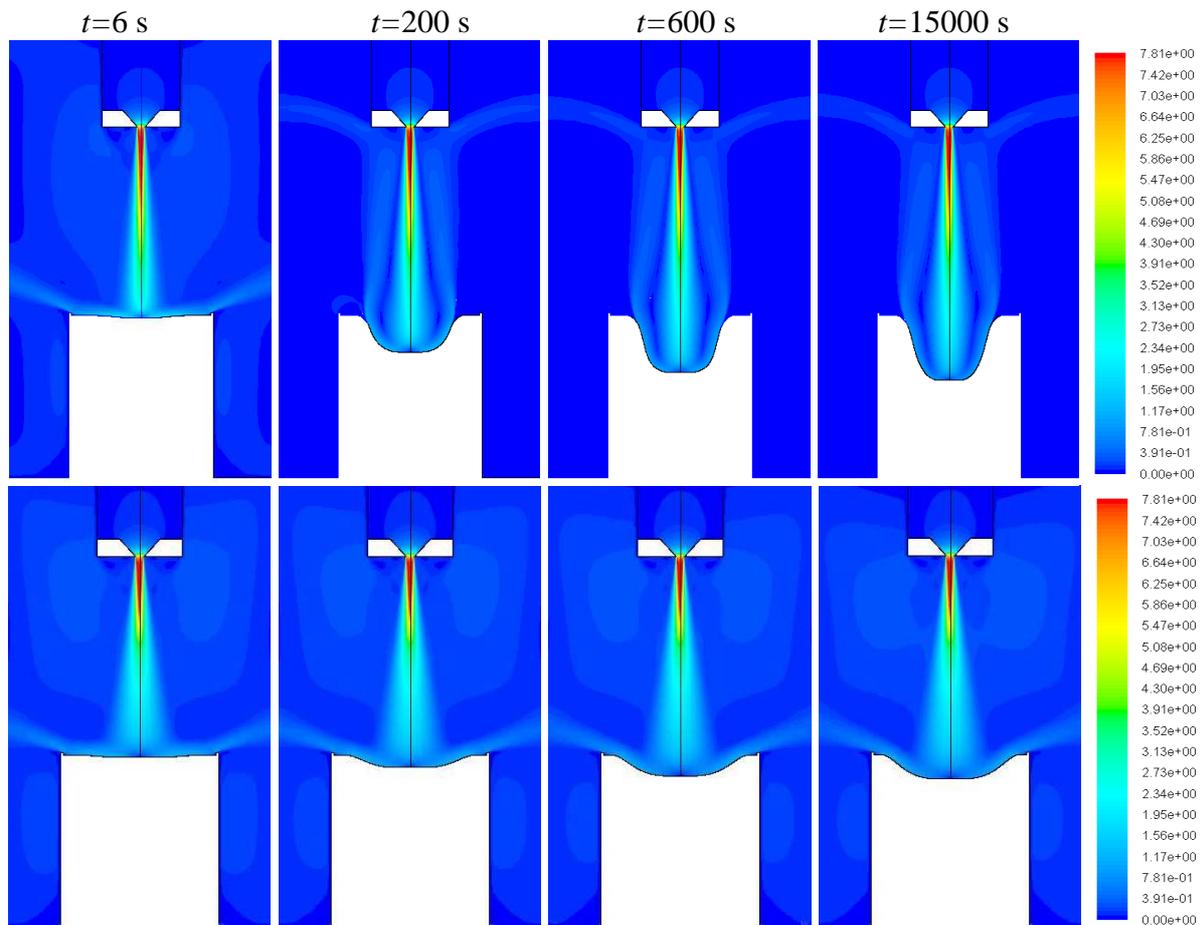


Figure 3.8. Champ de vitesse en fonction du temps d'érosion, dans le cas du modèle $k-\omega$ au-dessus et dans le cas du modèle $k-\varepsilon$ en-dessous.

La Figure 3.8 présente l'évolution des champs de vitesse et de la géométrie de l'interface eau/sol en fonction du temps d'érosion obtenus avec les modèles de turbulence $k-\omega$ et $k-\varepsilon$. La Figure 3.9 illustre l'évolution du profil de l'interface eau/sol en fonction du temps d'érosion pour les deux modèles de turbulence testés et la Figure 3.10 l'évolution des profondeurs d'affouillement, en comparaison avec les résultats du modèle d'érosion de [Hanson and Cook 2004], équations (1.13), (1.14) et (1.15). Conformément aux résultats obtenus lors de la comparaison des modèles de turbulence, où la contrainte tangentielle est nettement inférieure dans le cas du modèle de turbulence $k-\varepsilon$ que dans le cas du modèle $k-\omega$, l'érosion suit la même logique. L'érosion est bien moins importante pour la modélisation $k-\varepsilon$ que pour le $k-\omega$. A la fin du processus d'érosion, lorsque la contrainte tangentielle devient inférieure à la contrainte seuil en tout point de l'interface et que le sol ne s'érode plus, l'affouillement maximal avec le modèle $k-\varepsilon$ est d'environ 1.74 cm et avec le modèle $k-\omega$ d'environ 5.03 cm.

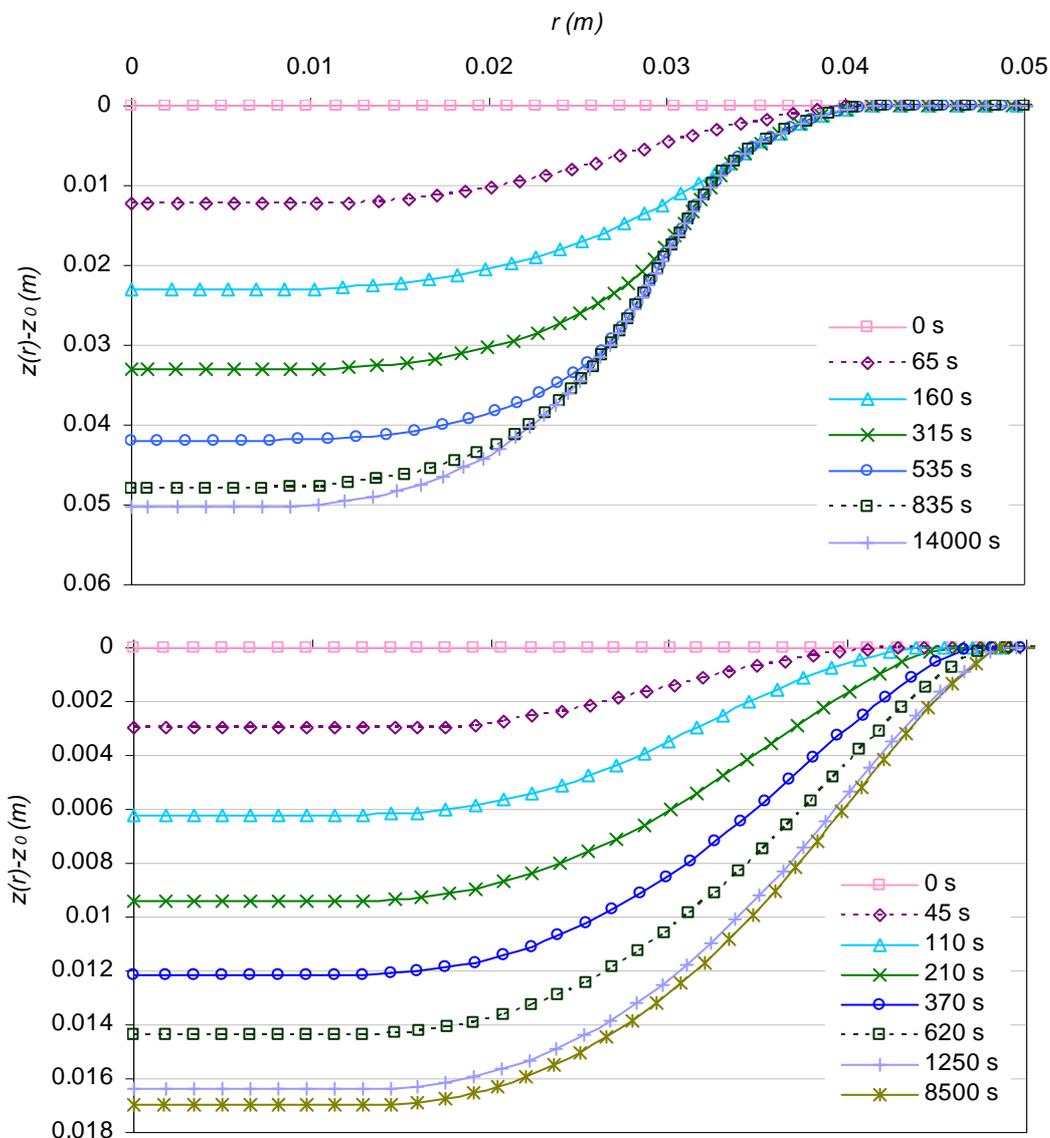


Figure 3.9. Evolution du profil de l'interface eau/sol en fonction du temps d'érosion, dans le cas du modèle $k-\omega$ au-dessus et $k-\varepsilon$ en-dessous.

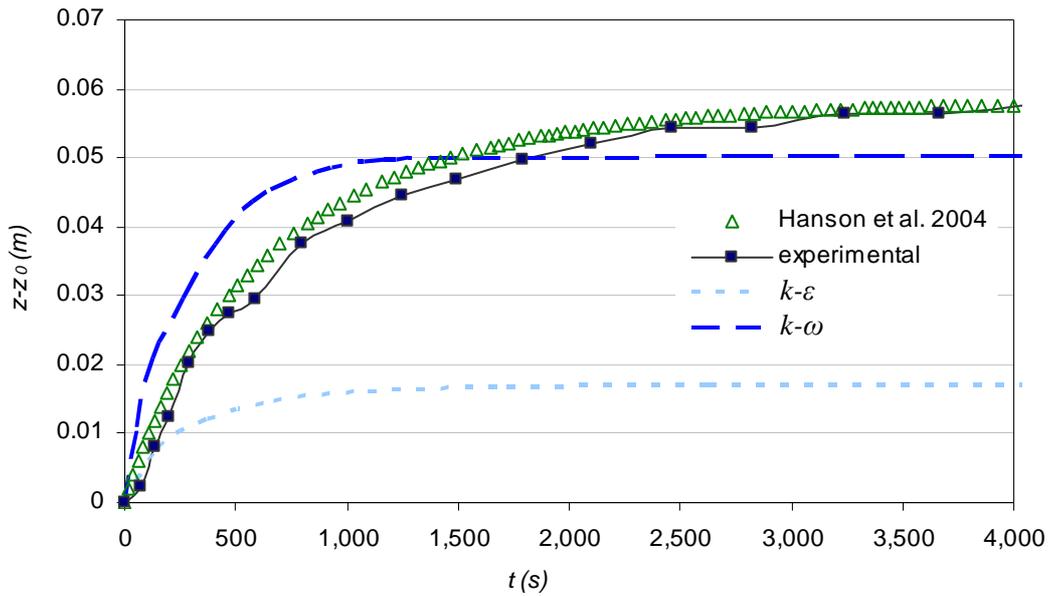


Figure 3.10. Evolution de la profondeur d'affouillement en fonction du temps d'érosion, comparaison des résultats numériques et du modèle de [Hanson and Cook 2004].

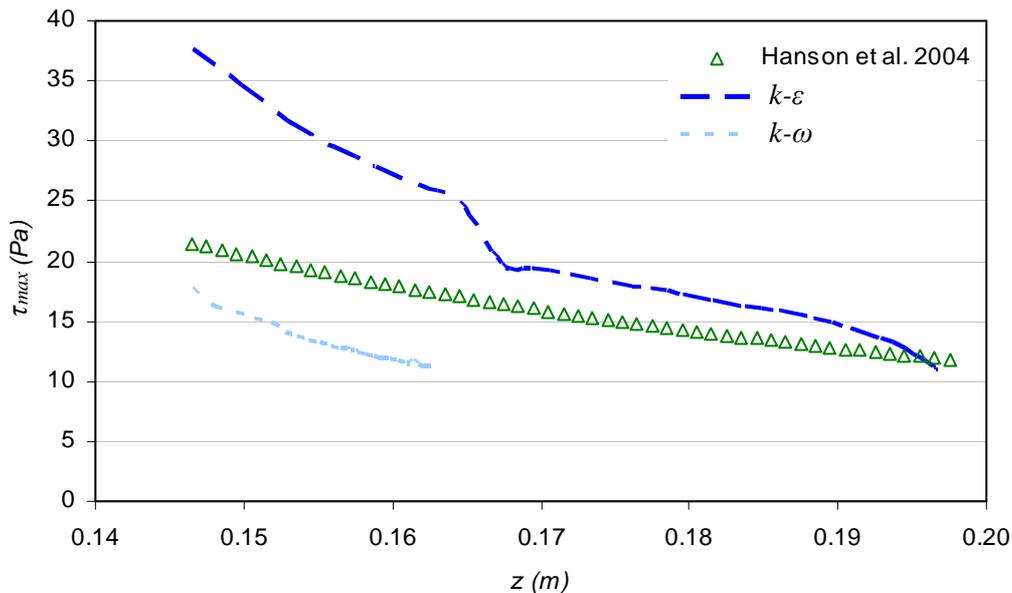


Figure 3.11. Evolution de la contrainte tangentielle maximale en fonction de la profondeur d'affouillement à différents temps d'érosion, pour les modèles $k-\varepsilon$ et $k-\omega$ en comparaison avec les résultats du modèle de [Hanson and Cook 2004].

La portion d'interface eau/sol affectée par l'érosion est néanmoins plus importante avec le modèle $k-\varepsilon$, ce qui correspond aux observations de la Figure 3.7 avec une demi-largeur du profil de contrainte tangentielle supérieure dans le cas de la simulation numérique avec modèle $k-\varepsilon$. Le modèle $k-\varepsilon$ présente, pour l'étude du modèle sans érosion, un profil et un maximum de contrainte proche des résultats bibliographiques. Cependant, dans le cadre de la modélisation avec érosion, la comparaison des maxima d'affouillement en fonction du temps d'érosion montre une meilleure correspondance entre les résultats numériques et le modèle

semi-empirique de [Hanson and Cook 2004] dans le cas du modèle $k-\omega$, cf. Figure 3.10. L'erreur relative sur la profondeur finale d'affouillement maximal, entre les résultats numériques et semi-empiriques est, avec le modèle $k-\omega$, d'environ 15% tandis qu'elle atteint plus de 70% pour le $k-\varepsilon$.

La Figure 3.11 présente l'évolution de la contrainte tangentielle maximale en fonction de la profondeur d'affouillement à différents temps d'érosion, pour les modèles $k-\varepsilon$ et $k-\omega$ en comparaison avec les résultats donnés par le modèle de Hanson, Eq. (1.13). Initialement, la contrainte tangentielle maximale donnée par le modèle $k-\varepsilon$ correspond bien au modèle empirique alors que le modèle $k-\omega$ présente un fort pourcentage d'erreur, cf. Figure 3.11 et Figure 3.7. Cependant, pour des profondeurs d'affouillement élevées, les courbes présentées Figure 3.11 attestent de l'inversion de la tendance avec l'augmentation du temps d'érosion. L'erreur entre les résultats donnés par le modèle $k-\omega$ et ceux donnés par le modèle de Hanson diminue avec l'augmentation du temps d'érosion. L'erreur relative au modèle $k-\varepsilon$ augmente au contraire avec le temps d'érosion. La pente de la courbe contrainte maximale en fonction de l'affouillement maximal est bien plus élevée dans le cas du modèle $k-\varepsilon$ que pour la modélisation de [Hanson and Cook 2004], entraînant ainsi un arrêt rapide du processus d'érosion. Même si nous n'avons pas imposé de seuil pour cette modélisation, en extrapolant la courbe du $k-\varepsilon$, on ne pourrait *a priori* pas atteindre des profondeurs supérieures à $z = 0.19$ m, et cela en un temps d'érosion extrêmement long. Avec le modèle $k-\omega$, la pente de la courbe contrainte tangentielle maximale en fonction de la profondeur d'affouillement est encore plus importante que pour le $k-\varepsilon$, ce qui permet d'obtenir des résultats qui recollent avec ceux du modèle de Hanson autant en termes de temps d'érosion que de profondeur d'affouillement atteinte. Une cassure nette de la courbe dans le cas du modèle $k-\omega$ est observable pour une profondeur d'affouillement avoisinant les 2 cm. Pour comprendre les phénomènes en jeu, une observation détaillée des paramètres de l'écoulement à différents temps d'érosion est menée.

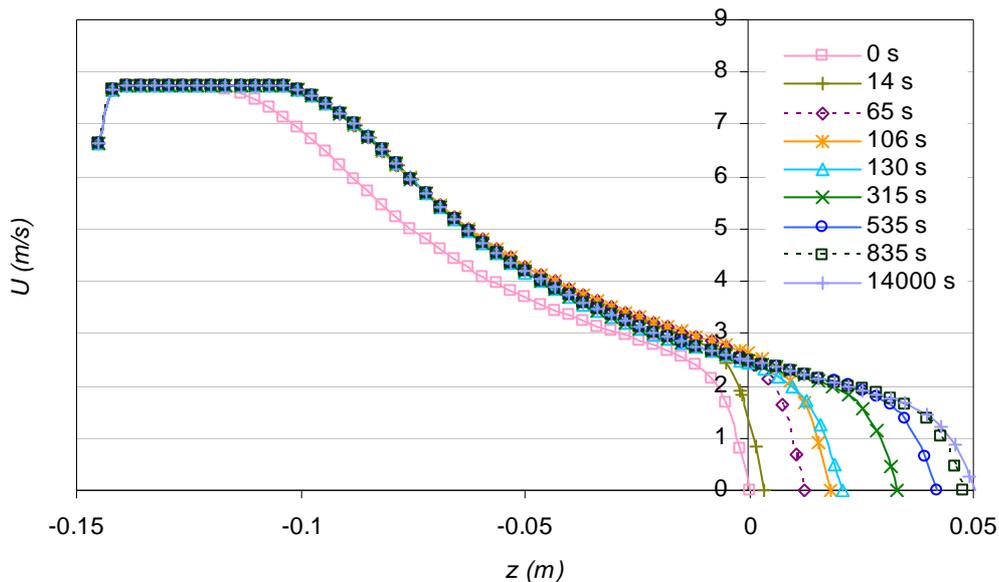


Figure 3.12. Evolution du champ de vitesses sur l'axe médian du jet, modèle $k-\omega$.

Les Figure 3.12 à Figure 3.14 illustrent l'évolution des différentes variables de l'écoulement en fonction du temps d'érosion : champ de vitesse sur l'axe médian du jet, contrainte tangentielle et champ de pression sur l'interface eau/sol. La Figure 3.15 présente les profils de pression obtenus à différents temps d'érosion, début et fin du processus d'érosion ainsi qu'à $t \approx 106$ s et $t \approx 130$ s obtenus avec les modèles de turbulence $k-\omega$ et $k-\varepsilon$.

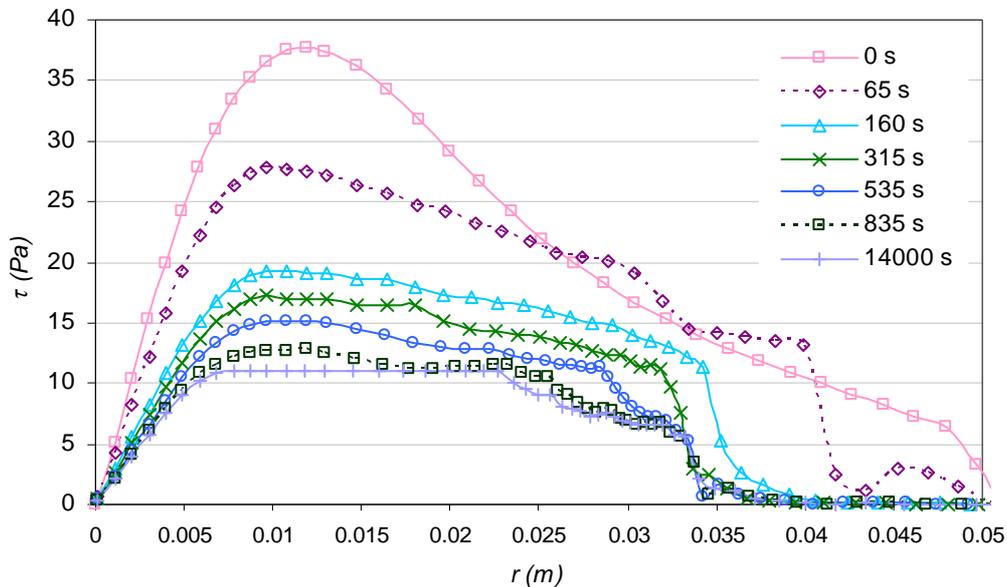


Figure 3.13. Evolution de la contrainte tangentielle sur l'interface eau/sol en fonction du temps d'érosion, modèle $k-\omega$.

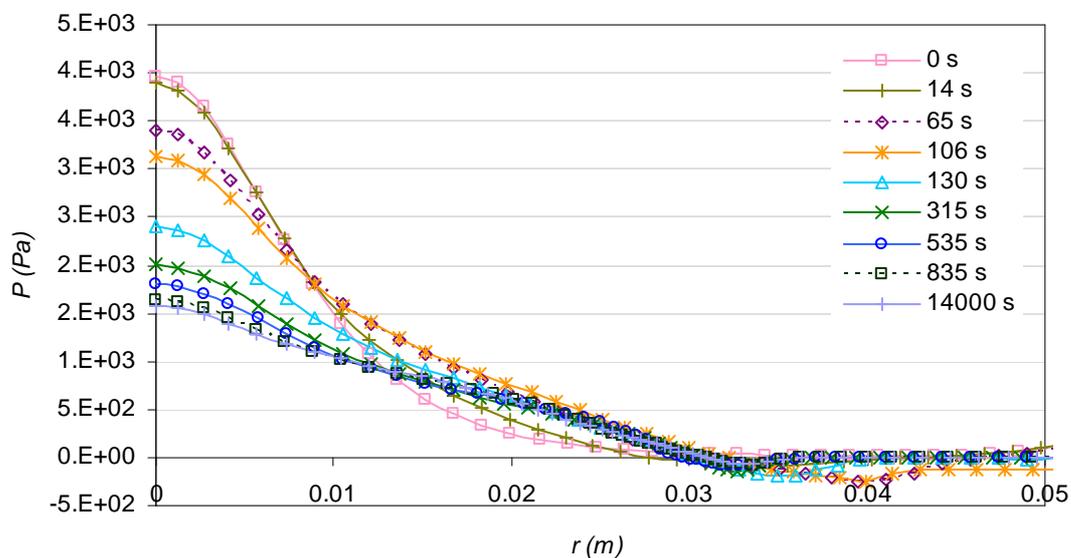


Figure 3.14. Evolution du champ de pression sur l'interface eau/sol en fonction du temps d'érosion, modèle $k-\omega$.

De manière générale, les courbes présentées sont plus fluctuantes que celles du jet sans érosion, cf. Figure 3.12 à Figure 3.14. Au bout d'un certain temps d'érosion, la pression relative aux extrémités de l'interface devient négative, laissant présager l'apparition de zones de recirculation au sein de l'écoulement. Dès le premier macro-remailage, une modification

nette de l'allure du profil de vitesse au niveau de l'axe médian du jet apparait, comme le montre la Figure 3.12. Concernant les autres variables de l'écoulement : contrainte (cf. Figure 3.13) et pression statique à l'interface (cf. Figure 3.14), une augmentation sensible des maxima entre l'état sans érosion et le premier remaillage est notable. Ensuite, quelque soit la variable d'écoulement considérée, les valeurs diminuent jusqu'à se stabiliser au régime d'équilibre final lorsque le processus d'érosion cesse. Entre les courbes à 106.4 s et 130.4 s, une brutale diminution de l'ensemble des variables d'écoulement est notable, diminution correspondant à celle observée sur la Figure 3.11.

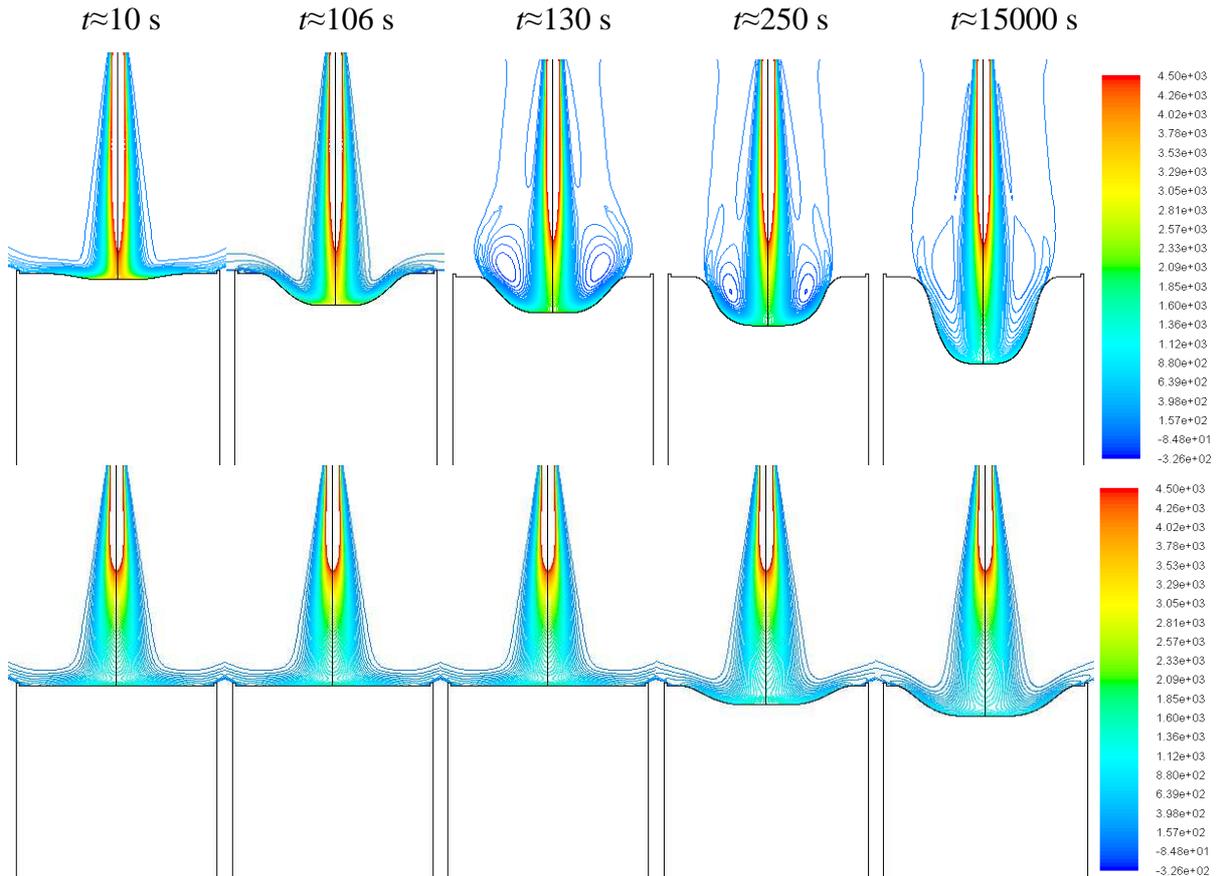


Figure 3.15. Evolution du champ de pression en fonction du temps d'érosion, résultats obtenus avec le modèle $k-\omega$ au dessus et dans le cas du modèle $k-\epsilon$ en-dessous, sont représentées uniquement les valeurs inférieures à 10% du spectre complet.

La partie supérieure de la Figure 3.15 présente les profils de pression obtenus avec le modèle $k-\omega$ à différents temps d'érosion : début et fin du processus d'érosion, ainsi qu'à $t \simeq 106$ s et $t \simeq 130$ s. Entre ces deux derniers profils, un net changement de régime d'écoulement dans le cas du modèle $k-\omega$ est observé. L'échelle représentée correspond à 10% du spectre complet du champ de pression dans l'écoulement. Les graphes correspondants illustrent bien l'apparition de zones de recirculation au dessus de la zone de convexité de l'interface eau/sol entre ces temps, avec le modèle $k-\omega$. Le changement de régime d'écoulement s'est opéré à partir d'une profondeur d'affouillement avoisinant les 2 cm. Avec le modèle $k-\epsilon$, le champ de pression présente un régime d'écoulement semblable à celui trouvé avec le modèle $k-\omega$ pour les mêmes profondeurs, hormis le fait que la diffusion latérale du jet est beaucoup plus

importante qu'avec le modèle $k-\omega$. Le jet arrive sur l'interface eau/sol avec une puissance moindre, et quelque soit la profondeur de la cavité, il a été observé pour le modèle $k-\varepsilon$ que l'écoulement en sortie de la cavité reste tangent au plan horizontal. A l'inverse, dans le cas du modèle $k-\omega$, l'impact du jet au fond de la cavité avec une puissance importante permet la remontée de l'écoulement de manière quasi-verticale en sortie de la cavité, dès que celle-ci dépasse la profondeur de 2 cm.

3.2.2. Etude de la sensibilité du modèle aux paramètres d'érosion

Une étude paramétrique de l'influence de la contrainte critique et du coefficient cinétique d'érosion sur l'évolution de la profondeur d'affouillement en fonction du temps d'érosion a été menée, avec le modèle de turbulence $k-\omega$. Pour un coefficient cinétique d'érosion inchangé de $1.10^{-5} \text{ m}^2.\text{s}/\text{kg}$, l'influence de la contrainte seuil a été observée dans le cas du modèle de turbulence $k-\omega$ pour τ_c égal à 0, 5, 9, 13 et 20 Pa, en plus du cas exposé précédemment $\tau_c = 11 \text{ Pa}$ (Figure 3.16). Pour une contrainte critique d'érosion fixe de 11 Pa, l'influence du coefficient cinétique d'érosion a été observée pour k_d égal à 2×10^{-5} et $5 \times 10^{-6} \text{ m}^2.\text{s}/\text{kg}$, comme en atteste la Figure 3.17. Les cas $\tau_c = 9 \text{ Pa}$, $k_d = 5 \times 10^{-6} \text{ m}^2.\text{s}/\text{kg}$ et $\tau_c = 9 \text{ Pa}$, $k_d = 3 \times 10^{-6} \text{ m}^2.\text{s}/\text{kg}$ ont également été modélisés, cf. Figure 3.17. La Figure 3.18 illustre les champs de vitesse et l'allure du profil de l'interface eau/sol obtenus pour ces différents jeux de paramètres aux temps : 6 s, 200 s, 600 s et 15000 s, état final.

La Figure 3.16 montre qu'un différentiel de contrainte critique de seulement 2 Pa, soit environ 20% de τ_c en valeur relative, engendre sur la profondeur d'affouillement maximale une différence de plus de 8 mm, soit un écart relatif d'environ 15%. De même, cf. Figure 3.17, une erreur de 50% sur le coefficient cinétique d'érosion génère une différence de 50% sur le temps d'érosion nécessaire pour atteindre 95% de l'affouillement maximal. En premier lieu, cette étude paramétrique donne un élément supplémentaire de validation de la correspondance entre les résultats numériques et semi-empiriques. Les résultats de la modélisation numérique sont hautement dépendant des paramètres k_d et τ_c implémentés. Une erreur importante sur l'un des paramètres, contrainte critique ou coefficient cinétique d'érosion, donnerait lieu à des différences considérables, entre les résultats numériques et semi-empiriques, sur l'évolution de la profondeur d'affouillement en fonction du temps. Un seul jeu de paramètres k_d et τ_c , dans un écart relatif maximum d'environ 15%, permet d'obtenir des résultats numériques en bon accord (15% d'écart relatif maximum) avec les résultats du modèle semi-empirique de [Hanson and Cook 2004].

Aussi, l'allure des figures d'érosion et les champs de vitesses à différents temps, illustrés sur la Figure 3.18, montre l'influence de la contrainte critique et du coefficient cinétique d'érosion sur la forme de la surface érodée et sur les caractéristiques de l'écoulement. Conformément aux observations faites sur le sens de l'écoulement en fonction de la profondeur de la cavité, lorsque la profondeur de la cavité formée avoisine les 2 cm, l'écoulement au sortir de la cavité passe rapidement d'une direction tangente à une direction perpendiculaire à l'axe r . Les deux dernières images correspondant à la dernière combinaison

de paramètres testés : $\tau_c = 20 \text{ Pa}$, $k_d = 1 \times 10^{-5} \text{ m}^2 \cdot \text{s} / \text{kg}$ illustrent bien cette phase transitoire. La Figure 3.19 montre que l'allure des courbes donnant la profondeur d'affouillement en fonction de la contrainte tangentielle maximale est similaire pour les différents jeux de paramètres. Les légers décalages pouvant être observés sur la position exacte du changement de régime semblent être un peu aléatoires et ne semblent pas dépendre des valeurs de k_d et τ_c . Une certaine imprécision du calcul numérique pourrait en être l'explication.

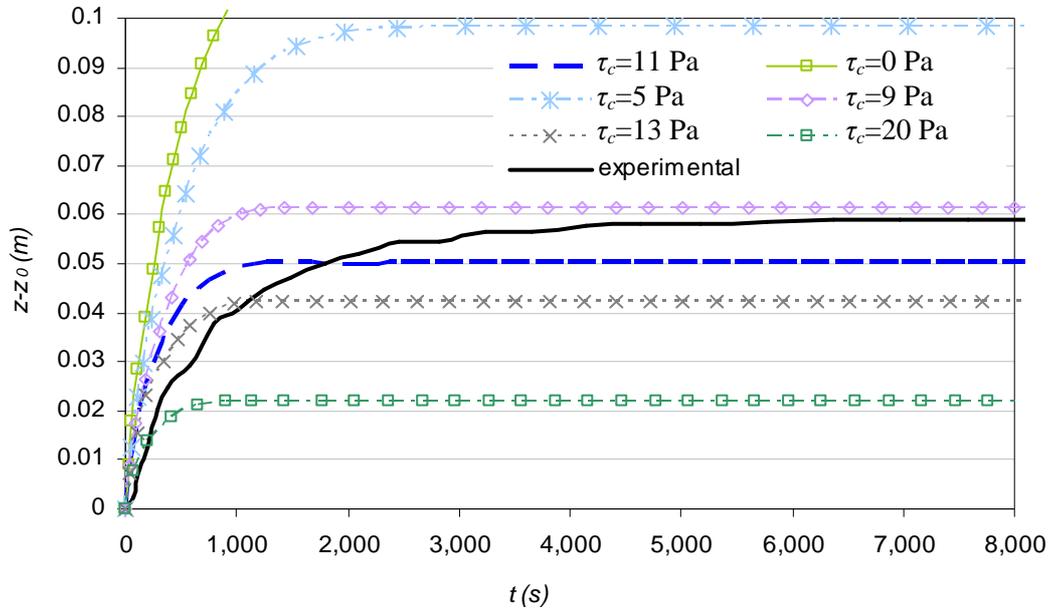


Figure 3.16. Etude paramétrique de l'influence de la contrainte critique sur l'évolution de la profondeur d'affouillement en fonction du temps d'érosion, pour le modèle de turbulence $k-\omega$ avec $k_d = 10^{-5} \text{ m}^2 \cdot \text{s} / \text{kg}$.

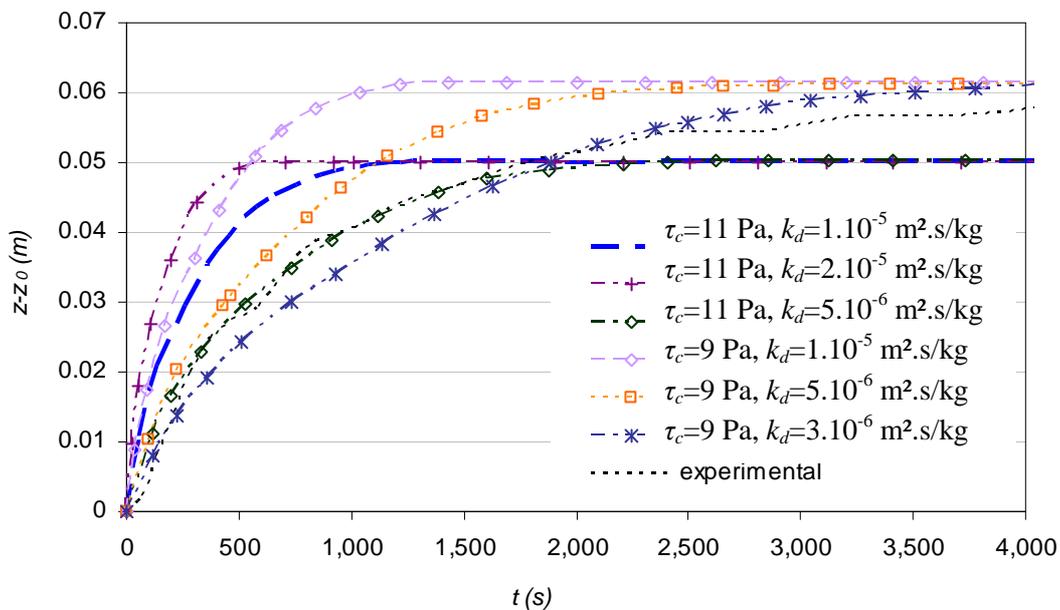


Figure 3.17. Etude paramétrique de l'influence du coefficient cinétique d'érosion sur l'évolution de la profondeur d'affouillement en fonction du temps d'érosion, pour le modèle de turbulence $k-\omega$, $\tau_c = 11 \text{ Pa}$ ou $\tau_c = 9 \text{ Pa}$.

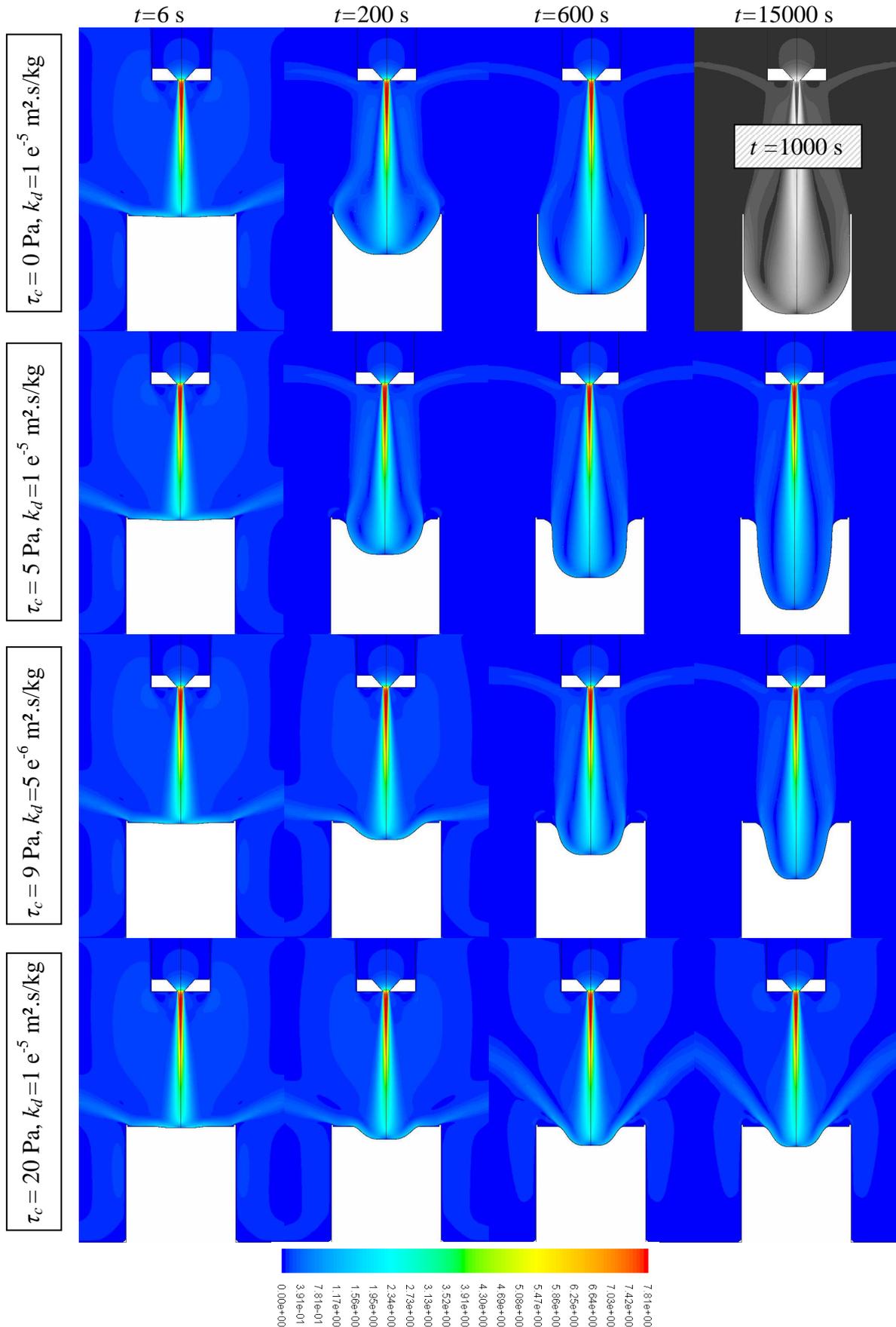


Figure 3.18. Champs de vitesse relatifs à l'étude paramétrique aux temps d'érosion $t = 6$ s, $t = 200$ s, $t = 600$ s et $t = 15000$ s, modèle $k-\omega$.

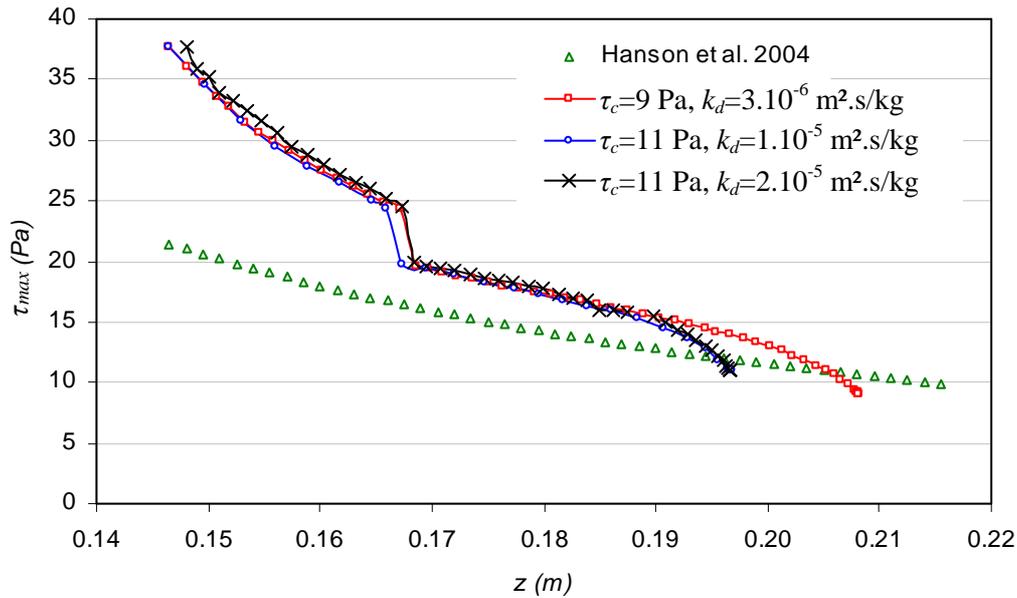


Figure 3.19. Etude paramétrique, évolution de la contrainte tangentielle maximale en fonction de la profondeur d'affouillement à différents temps d'érosion.

La variation du coefficient cinétique d'érosion n'affecte visiblement que le temps nécessaire à l'obtention de l'état final, on vérifie que z_{∞} ne dépend que de la contrainte critique, cf. images correspondant aux simulations numériques menées avec les jeux de paramètres suivants : $\tau_c = 9$ Pa avec $k_d = 3.10^{-6}$ m².s/kg, $k_d = 5.10^{-6}$ m².s/kg et $k_d = 1.10^{-5}$ m².s/kg ou $\tau_c = 11$ Pa avec $k_d = 5.10^{-6}$ m².s/kg, $k_d = 1.10^{-5}$ m².s/kg et $k_d = 2.10^{-5}$ m².s/kg (Figure 3.18) ou Figure 3.19. Lorsque le processus d'érosion s'arrête, les figures d'érosion correspondant à un même τ_c sont rigoureusement identiques. La variation de la contrainte seuil affecte quant à elle aussi bien la forme de la figure d'érosion que la profondeur d'affouillement maximale et la cinétique. Pour une contrainte nulle, toute la surface du matériau est érodée, les deux dernières images du cas $\tau_c = 0$ Pa, $k_d = 1.10^{-5}$ m².s/kg laissent apparaître les parois du moule, d'une épaisseur de 2 mm. L'érosion ne s'arrête que lorsque la totalité du sol contenu dans le moule est érodée. Compte-tenu des importants temps de calcul occasionnés, la simulation numérique a été stoppée à $t=1000$ s, la profondeur maximale atteinte par la figure d'érosion est alors seulement distante du fond du moule d'1 cm. Plus la contrainte seuil est élevée, moins la zone affectée par l'érosion est étendue, avec notamment la profondeur maximale atteinte qui décroît. Le matériau s'érode moins, la cavité formée est plus étroite et moins profonde. La Figure 3.16 donne également une bonne illustration des différences observées sur la profondeur d'affouillement mais aussi sur l'influence de la contrainte critique sur la cinétique d'érosion. Plus la contrainte critique est élevée, plus le temps nécessaire pour atteindre le moment où le processus d'érosion s'arrête est faible. La Figure 3.17 atteste cependant du fait que, pour un même coefficient cinétique d'érosion et des contraintes seuil proches telles que $\tau_c = 9$ Pa et $\tau_c = 11$ Pa, les temps nécessaires pour atteindre l'état stabilisé sont pratiquement égaux alors qu'une variation de seulement 2.10^{-6} m².s/kg sur le k_d entraîne dans le cas $\tau_c = 9$ Pa une différence de plus de 1 500 s sur le temps nécessaire pour

atteindre l'état stabilisé. C'est donc en premier lieu le coefficient d'érosion qui régit la cinétique du processus, bien que le temps nécessaire pour atteindre la stabilisation de l'écoulement ne soit pas indépendant de la contrainte critique. Soit $t_{1/2}$ le temps auquel la profondeur d'érosion atteint la moitié de $z_\infty - z_0$, on a vérifié que :

$$z_\infty = f_1(\tau_c), t_{1/2} = f_2(k_d, \tau_c) \quad (3.8)$$

avec f_1 et f_2 fonctions dont les allures sont tracées Figure 3.20 et Figure 3.21, Figure 3.22 respectivement.

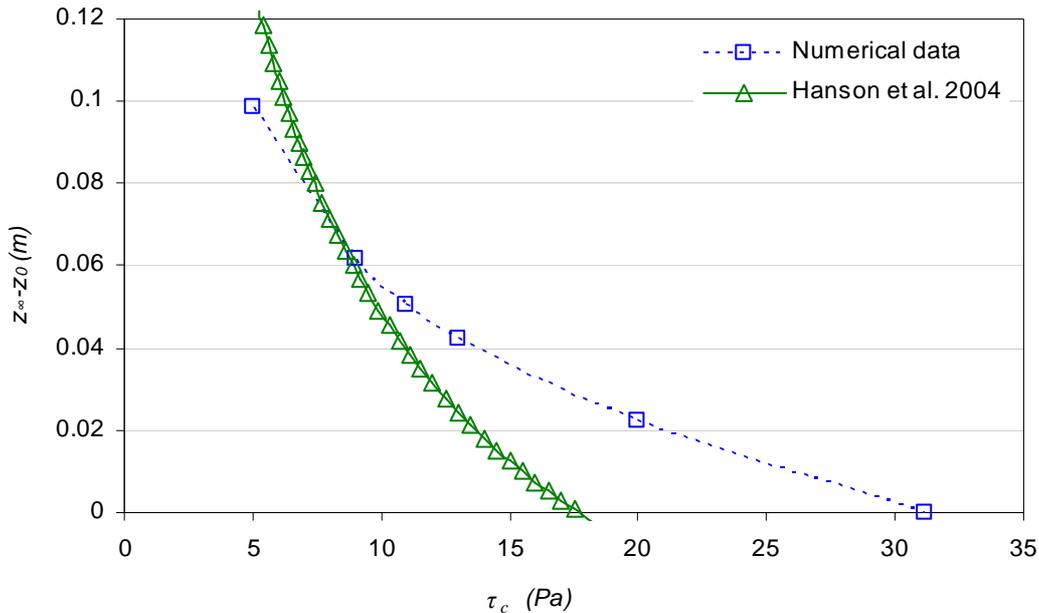


Figure 3.20. Affouillement maximal en fonction de la contrainte critique d'érosion, modèle $k-\omega$, $k_d=10^{-5} \text{ m}^2.\text{s}/\text{kg}$.

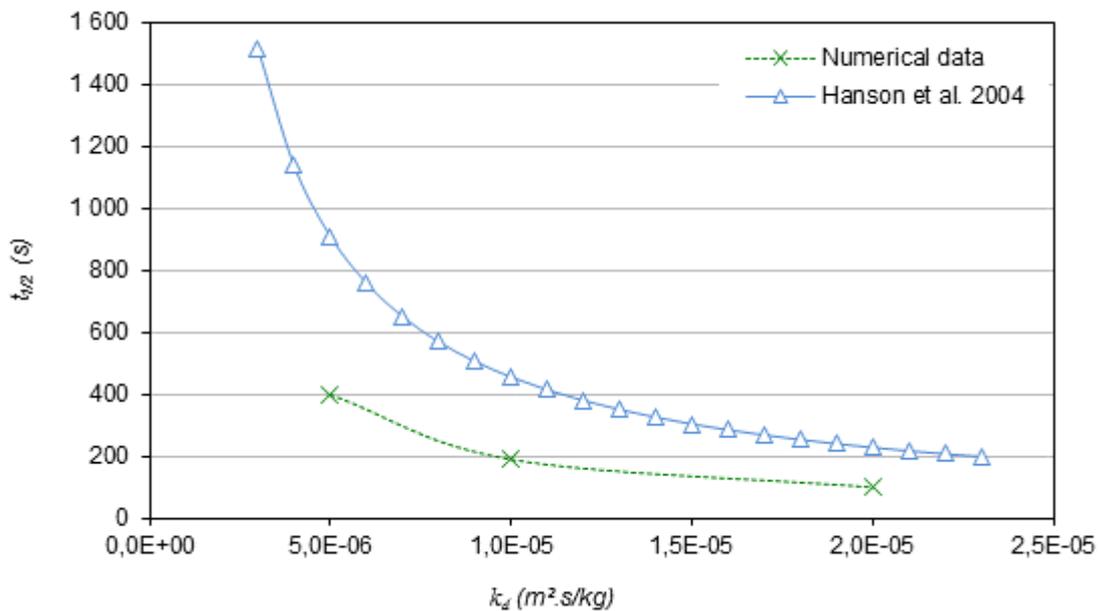


Figure 3.21. Temps auquel la profondeur de la cavité a atteint la moitié de la profondeur finale, tracé en fonction du coefficient cinétique d'érosion, $\tau_c=11 \text{ Pa}$, modèle $k-\omega$.

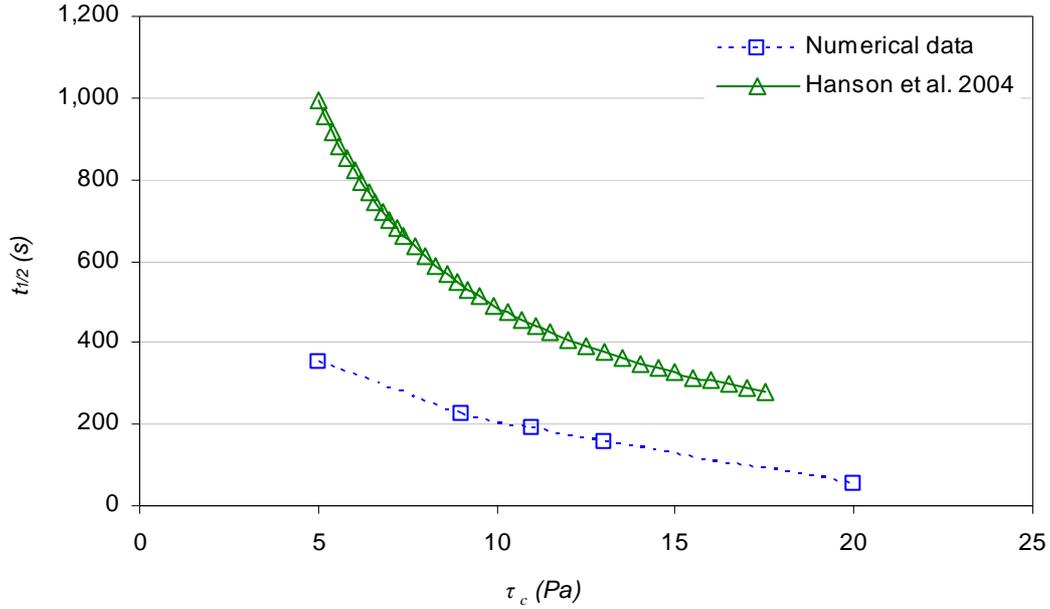


Figure 3.22. Temps pour lequel la profondeur de la cavité a atteint la moitié de la profondeur finale tracé en fonction de la contrainte, $k_d=10^{-5} \text{ m}^2.\text{s}/\text{kg}$, modèle $k-\omega$.

La Figure 3.20 présente la courbe : affouillement en fonction de la contrainte critique, pour $k_d = 1.10^{-5} \text{ m}^2.\text{s}/\text{kg}$. La Figure 3.21 présente le temps nécessaire pour que le processus d'érosion atteigne la moitié de l'affouillement maximal atteint lorsque le processus d'érosion s'arrête, en fonction du coefficient d'érosion, pour $\tau_c = 11 \text{ Pa}$. La Figure 3.22 présente le temps nécessaire pour que le processus d'érosion parvienne à la moitié de l'affouillement maximal atteint lorsque le processus d'érosion s'arrête, en fonction de la contrainte seuil, pour $k_d = 1.10^{-5} \text{ m}^2.\text{s}/\text{kg}$. Le modèle de Hanson donne :

$$\tilde{t}_{1/2} = \tilde{z}_\infty^2 \left(\frac{\tilde{z}_\infty}{2} \left[\ln \left(\frac{\tilde{z}_\infty + \tilde{z}_{1/2}}{\tilde{z}_\infty - \tilde{z}_{1/2}} \right) + \ln \left(\frac{\tilde{z}_\infty - \tilde{z}_0}{\tilde{z}_\infty + \tilde{z}_0} \right) \right] + \tilde{z}_0 - \tilde{z}_{1/2} \right) \quad (3.9)$$

$$\text{avec } \tilde{z}_{1/2} = \tilde{z}_0 + \frac{\tilde{z}_\infty - \tilde{z}_0}{2} \quad (3.10)$$

Avant le début du processus d'érosion, la contrainte exercée par le fluide sur le matériau est bien moins importante dans le cas du modèle semi-empirique que pour la modélisation numérique, c'est pourquoi la courbe semi-empirique s'achève sur des contraintes seuil beaucoup plus basses que celle du modèle numérique, cf. Figure 3.20. Les courbes semi-empiriques et numériques restent malgré cela assez proches. Quant à la durée totale du processus d'érosion en fonction du coefficient cinétique d'érosion, cf. Figure 3.21, hormis un décalage assez important, l'allure des courbes semi-empirique et numérique reste semblable. Plus les valeurs de k_d sont faibles, plus l'erreur entre résultats numériques et semi-empiriques augmente. La courbe présentant l'influence de la contrainte seuil sur la cinétique d'érosion, cf. Figure 3.22, est également très proche des résultats du modèle semi-empirique. A l'instar des valeurs de k_d , plus les valeurs de τ_c sont faibles, plus l'erreur entre résultats numériques et semi-empiriques augmente.

3.2.3. Discussion

Le premier élément de discussion relatif à la modélisation de l'essai mené sur le matériau A concerne les différences significatives obtenues pour les résultats donnés par les modèles de turbulence $k-\varepsilon$ et $k-\omega$. Les modèles de type $k-\varepsilon$ ayant une tendance à trop diffuser, il est attendu que les variables d'écoulement à l'interface soient atténuées pour ce modèle. Si l'un des deux modèles de turbulence avait présenté de meilleurs résultats du début à la fin du processus d'érosion, nous aurions pu conclure que l'autre est moins pertinent. Mais ce n'est pas le cas ici. Au vu des données bibliographiques, le modèle $k-\varepsilon$ donne de meilleurs résultats sur le maximum de contrainte à la paroi pour une interface plane. En revanche, après seulement quelques macro-remailages (à peine 5% de t_∞), les résultats donnés par le modèle $k-\omega$, sur la profondeur d'affouillement (Figure 3.10), sont en bien meilleur accord avec les résultats semi-empiriques et expérimentaux que ceux donnés par le $k-\varepsilon$. Néanmoins, il est bien connu que le modèle $k-\varepsilon$ est mal adapté aux écoulements sur des parois courbes [Pope 2000]. Les bases du calage de ses constantes reposent sur les propriétés des couches limites sur paroi planes.

Il est difficilement possible de remettre en question les résultats bibliographiques sur plaque plane obtenus par [Beltaos and Rajaratnam 1974, Hanson *et al.* 1990, Phares *et al.* 2000, Viegas and Borges 1986]. Il s'agit d'études indépendantes. Les méthodes de mesure de [Hanson 1990] et de [Beltaos and Rajaratnam 1974] sont distinctes. Le premier fait usage d'une sonde à film chaud (hot film probe) et les seconds utilisent un tube de Preston. Quant au modèle semi-empirique de [Phares *et al.* 2000], il s'appuie principalement sur les descriptions de couche limite de [Schlichting 1960]. Aussi, l'étude menée sur l'influence du modèle de turbulence montre qu'un modèle de type Reynolds Stress Model donne des résultats très proches des résultats bibliographiques. Les résultats du RSM se situent pour toutes les variables d'écoulement considérées entre les résultats donnés par le modèle de type $k-\omega$, au-dessus, et $k-\varepsilon$, en dessous. La fiabilité des résultats donnés par les modèles de type RSM est également une validation des résultats bibliographiques dont la marge d'erreur est difficile à déterminer.

Pour les résultats donnés par le modèle $k-\omega$, quand la profondeur de la cavité était suffisante, on a pu observer un changement important de régime d'écoulement. Dans le cas du modèle $k-\varepsilon$, même pour une géométrie finale aussi profonde que celle trouvée avec le $k-\omega$, aucun changement de régime d'écoulement n'est observé. Le dispositif expérimental du JET ne permet pas d'observer s'il s'opère dans la réalité de tels changements de régimes d'écoulement. Néanmoins, un certain nombre d'études menées sur l'érosion de matériaux granulaires par des écoulements de jet montrent qu'en fonction de la forme finale de la cavité formée par l'érosion, deux régimes d'écoulement peuvent être observés. [Mazurek *et al.* 2001, Mazurek and Hossain 2007] rapportent les résultats des observations faites par [Aderibigbe and Rajaratnam 1996, Hollick 1976, Moore and Masch 1962] au sujet de deux régimes d'écoulement distincts selon la forme de la figure d'érosion finale. Si la cavité formée à la suite du processus d'érosion est large et peu profonde, le régime d'écoulement est dit faiblement dévié (weakly deflected regime – WD). Si la cavité formée à la suite du processus d'érosion est étroite et profonde, le jet se retourne sur lui-même et le régime d'écoulement est

dit fortement dévié (strongly deflected regime – SD). [Kobus *et al.* 1979, O'Donoghue *et al.* 2001, Rouse 1939] font également état de ces deux régimes d'écoulement.

Malgré d'importants éléments tendant plutôt à valider les résultats donnés par le modèle $k-\omega$, il est difficile de conclure avec certitude quant à la meilleure pertinence des modèles de type $k-\varepsilon$ ou $k-\omega$. Mais quoiqu'il en soit, les ordres de grandeur obtenus pour les deux modèles testés correspondent assez bien au modèle semi-empirique de [Hanson and Cook 2004].

Le second élément de discussion concerne la comparaison des résultats numériques avec le modèle d'interprétation du JET sur les courbes donnant la contrainte tangentielle maximale en fonction de la profondeur d'affouillement (Figure 3.19). Dans le modèle d'interprétation du JET, l'Eq. (1.13) décrit l'évolution de la contrainte tangentielle à la base de la loi d'érosion utilisée. Cette équation permet de déterminer le maximum de contrainte sur l'interface. L'emplacement du maximum de contrainte est en réalité situé au niveau de la sortie de la zone de stagnation. Cette valeur est néanmoins utilisée pour estimer l'érosion au point d'arrêt du jet, dans notre approche comme dans celle de Hanson. L'Eq. (1.13) ne tient pas compte de la forme de la cavité qui se forme avec l'érosion. L'erreur entre les résultats numériques et expérimentaux sur la contrainte tangentielle devrait donc augmenter avec la progression de l'érosion. La Figure 3.19 atteste cependant du contraire pour le modèle $k-\omega$. Ce raisonnement intuitif est néanmoins valable pour les résultats numériques obtenus avec le modèle $k-\varepsilon$.

Aussi, le jeu de paramètres $\tau_c = 9 \text{ Pa}$ avec $k_d = 3.10^{-6} \text{ m}^2.\text{s}/\text{kg}$, modèle $k-\omega$, sont les résultats de l'étude menée sur la modélisation de l'essai de JET, réalisée sur le matériau A, qui présentent la meilleure correspondance avec les résultats expérimentaux et semi-empiriques. Malgré une cinétique et un affouillement final adéquats, l'erreur présentée Figure 3.19 est la même que celle obtenue avec le jeu de paramètres initial. Même si les résultats obtenus sur la contrainte tangentielle, variable maîtresse de l'érosion dans la loi (1.1), ne correspondent que de manière approximative, surtout au début du processus d'érosion, les évolutions des profondeurs d'affouillement obtenues sont similaires.

Dans notre modèle numérique, la loi d'érosion est imposée ainsi que les paramètres d'érosion du sol. La comparaison des résultats obtenus avec les données expérimentales permet de conclure quant à la pertinence de la loi d'érosion avec les paramètres d'érosion trouvés au JET sur l'affouillement en fonction du temps. Compte-tenu du fait que cette même loi est imposée dans le modèle de Hanson, les résultats obtenus en comparaison avec le modèle de Hanson permettent seulement de conclure quant à la pertinence des équations (1.10) à (1.13) et à l'ajustement permettant de caler au mieux les paramètres d'érosion sur les résultats expérimentaux. Compte-tenu des validations bibliographiques solides de l'ajustement et des autres équations, c'est surtout l'Eq. (1.13) qui est validée par le bon accord des résultats sur la profondeur d'affouillement et la cinétique d'érosion. Malgré les écarts observés Figure 3.19, il semble donc que la précision des contraintes tangentielles trouvées suffise à l'obtention de profondeurs d'affouillement correspondant aux résultats expérimentaux et aux résultats du modèle semi-empirique. Aussi, l'implémentation d'une autre loi d'érosion avec des paramètres bien ajustés pourrait également permettre d'obtenir des résultats numériques en bonne correspondance avec les résultats expérimentaux.

3.3. Validation du modèle d'interprétation du JET

3.3.1. Caractérisation des sols testés

En plus de la modélisation exposée ci-dessus concernant l'essai réalisé sur le matériau A, deux autres essais de JET ont été modélisés. Ces essais ont été réalisés sur les matériaux B et C. Les trois différents sols testés au cours de ces essais de JET ont été prélevés sur des digues existantes. Les trois essais de JET ont été réalisés en laboratoire. Le protocole d'essai suivi est conforme à celui décrit par [Hanson and Cook 2004]. Les résultats des essais d'identification des sols A et B sont présentés Table 3.3.

Les courbes granulométriques des sols A et B correspondantes sont exposées Figure 3.23. Le sol A est un sol remanié de type argileux, plus grossier que le sol B de type sableux. Le sol C a quant à lui été réalisé sur un mélange d'un matériau sablo-graveleux et d'un coulis composé à 69% d'eau, 25% de ciment et 6% de bentonite. L'essai a été réalisé après 24h de séchage du mélange. Aucun essai d'identification n'a été réalisé sur le matériau sablo-graveleux ou sur l'intégralité du mélange.

Les conditions initiales appliquées pour chaque essai sont présentées Table 3.4. Les charges hydrauliques appliquées vont d'environ 0.14 à 0.3 bars. Les distances initiales buse/matériau s'échelonnent entre environ 6.5 fois à près de 23 fois le diamètre de la buse. Les paramètres d'érosion indiqués ont été obtenus par la mise en œuvre du modèle d'interprétation de [Hanson and Cook 2004], cf. Chapitre 1. Une illustration de la position de ces différents sols dans la classification de [Hanson and Simon 2001] est présentée Figure 3.24. La zone grisée représente, dans l'état actuel du dispositif expérimental, l'amplitude des paramètres d'érosion pour lesquels la réalisation d'un essai de JET est possible en pratique. Généralement, pour un essai de JET, on a $1 \times 10^{-2} < k_d < 1 \times 10^3 \text{ cm}^3/(\text{N.s})$ et $0 < \tau_c < 100 \text{ Pa}$. Les photographies des échantillons de sol avant et après essai de JET sont présentées Figure 3.25. La quatrième image, matériau B après essai, montre clairement un effondrement du matériau au fond du moule à la fin du processus d'érosion.

Paramètres d'identification	Sol A	Sol B	Sol C
Nature du sol	Limon argileux à cailloutis	Sable fin argileux	Mélange de matériau sablo-graveleux et coulis
Teneur en eau (%)	16.2	21.8	□
Masse volumique apparente sèche (t/m^3)	1.83	1.63	□
Masse volumique des grains (t/m^3)	2.71	2.71	□
Indice des vides	0.48	0.65	□
Degré de saturation (%)	92	90	□
Indice de plasticité	11	□	□
% passants à 80 μm	51.4	79.6	□

Table 3.3. Paramètres d'identification des sols A, B et C.

Paramètres hydrauliques	Sol A	Sol B	Sol C
Différentiel de pression (Pa)	30 000	15 000	14 000
Distance initiale buse / surface du sol (cm)	14.6	4.1	7.8
Contrainte seuil τ_c (Pa)	11.0	9.1	8.5
Coefficient d'érosion k_d (m ² .s/kg)	1.0×10^{-5}	4.5×10^{-5}	7.2×10^{-5}

Table 3.4. Paramètres hydrauliques et d'érosion relatifs aux essais de JET menés sur les sols A, B et C.

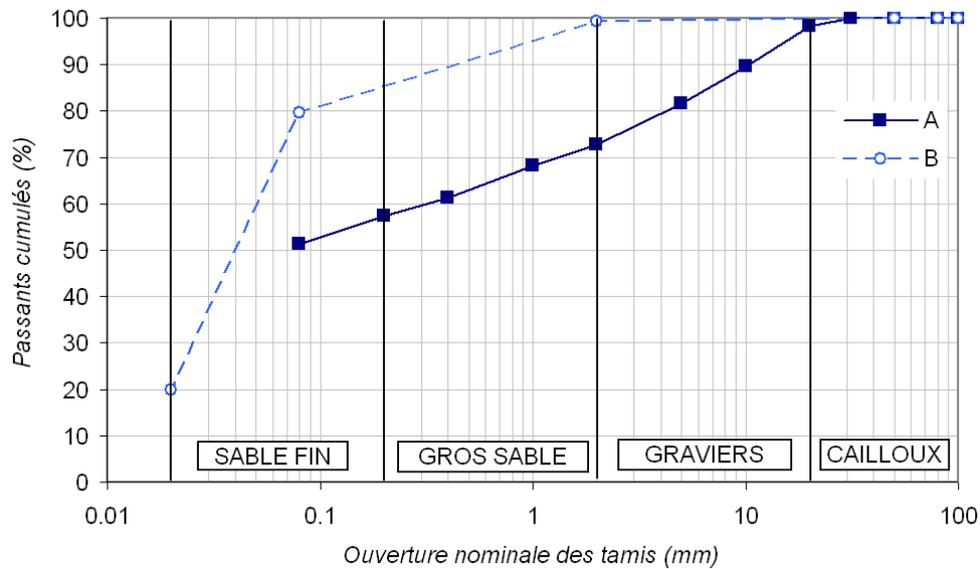


Figure 3.23. Courbes granulométriques des matériaux A et B.

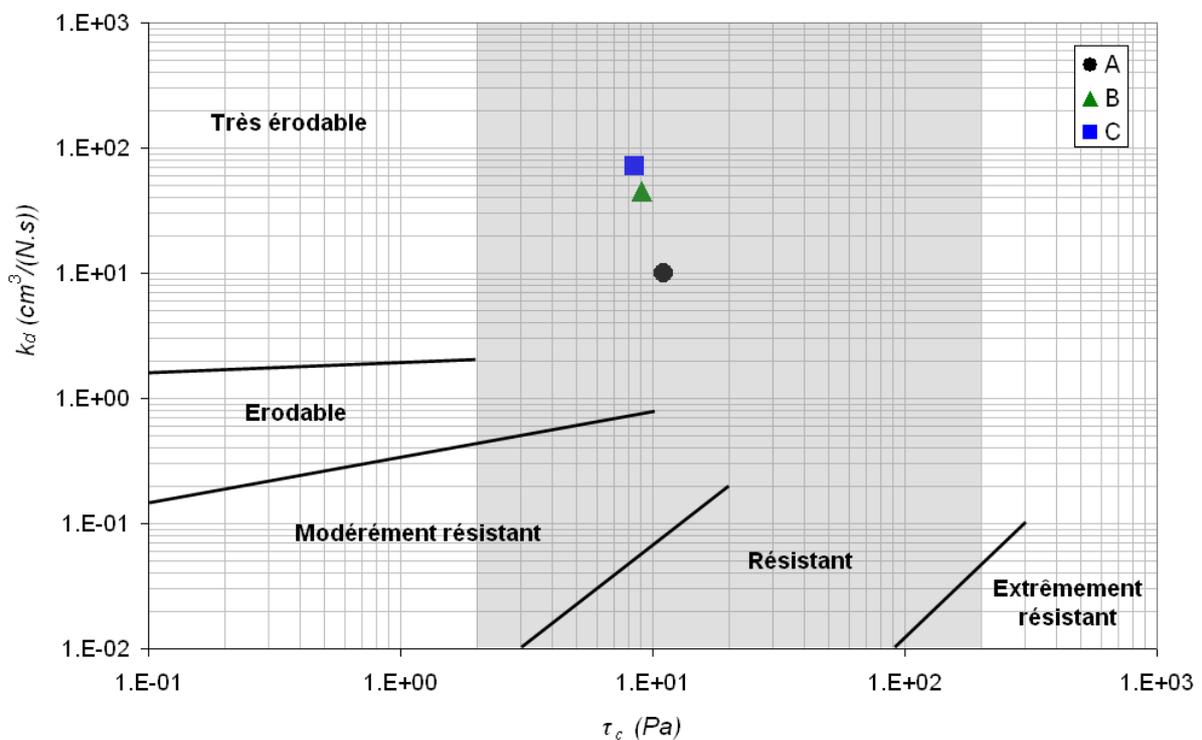


Figure 3.24. Position des sols A, B et C dans la classification de [Hanson and Simon 2001].



Figure 3.25. Photographies des échantillons de sols avant (à gauche) et après (à droite) essais de JET, avec de haut en bas les images correspondant respectivement aux sols A, B et C.

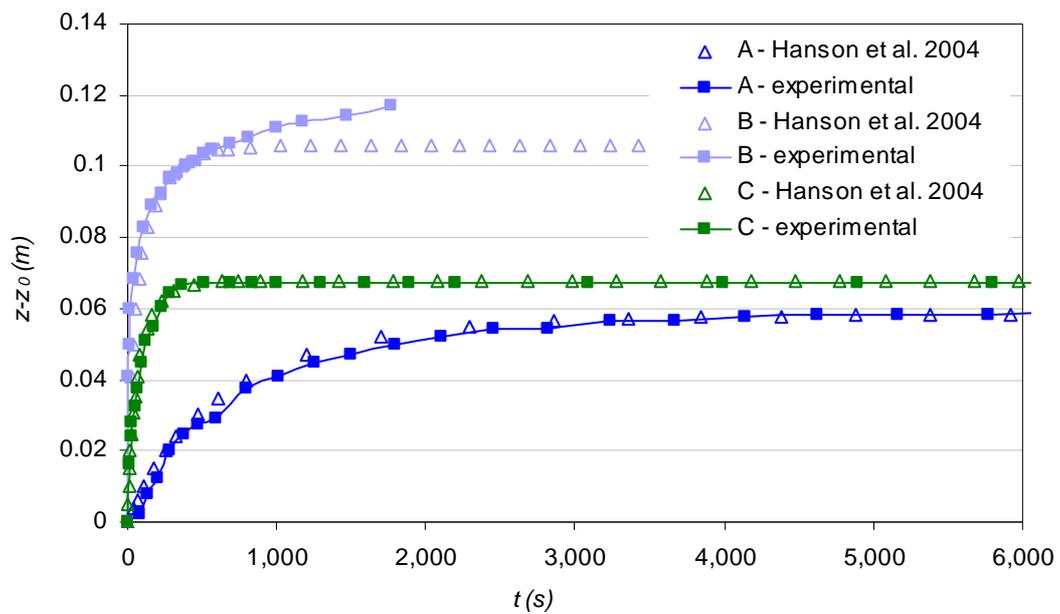


Figure 3.26. Evolution de l'affouillement pour les essais relatifs aux sols A, B et C, comparaison des données expérimentales avec les résultats du modèle semi-empirique.

Le choix de ces trois essais a été réalisé en fonction des natures très différentes des sols testés, et en fonction des résultats obtenus sur la profondeur d'affouillement et sur la cinétique d'érosion. Les paramètres caractéristiques, contrainte seuil et coefficient cinétique d'érosion, des matériaux testés sont proches. La Figure 3.26 illustre les différences observées expérimentalement sur les profondeurs d'affouillement et sur les cinétiques d'érosion entre les trois essais. Dans le cas du sol C, la profondeur d'affouillement finale est atteinte presque 10 fois plus rapidement que pour l'essai réalisé sur le sol A. Les profondeurs d'affouillement finales étant d'environ 6 et 7 cm pour les sols A et B respectivement. Dans le cas du sol B, on atteint rapidement le fond du moule dans lequel est placé le matériau, à une profondeur de 11.6 cm. La Figure 3.26 présente également les résultats obtenus à l'aide du modèle semi-empirique. Les paramètres obtenus avec le modèle d'interprétation semblent effectivement bien permettre la minimisation de l'erreur entre résultats expérimentaux et semi-empiriques.

3.3.2. Résultats de la modélisation des essais de JET

L'indépendance des résultats à la densité du maillage, pour les essais menés sur les matériaux B et C, a été validée de la même manière que dans le cas du sol A, cf. paragraphe 3.1. L'influence du modèle de turbulence sur les résultats des modélisations B et C avec érosion est illustrée Figure 3.27 et Figure 3.28 respectivement (se reporter à la Figure 3.10 pour les résultats relatifs au matériau A). Ces figures montrent pour les trois essais l'évolution de la profondeur d'affouillement en fonction du temps, pour les résultats numériques, les résultats expérimentaux et les résultats du modèle semi-empirique. Quelque soit l'essai considéré, les résultats donnés par le modèle $k-\varepsilon$ sont toujours en moins bonne correspondance avec les résultats expérimentaux et semi-empiriques que ceux obtenus avec le modèle $k-\omega$, cf. Table 3.5. Les résultats numériques obtenus avec le modèle $k-\omega$ présentent une erreur relative maximale par rapport aux résultats expérimentaux d'environ 25%, et d'environ 20% par rapport au modèle semi-empirique. L'erreur relative minimale avoisine les 13.5%. Pour le modèle $k-\varepsilon$, les erreurs relatives s'échelonnent de 38.5% à presque 71%. Les Figure 3.10, Figure 3.27 et Figure 3.28 attestent également de la bonne correspondance des cinétiques d'érosion obtenues avec le modèle $k-\omega$.

Erreur relative sur la profondeur d'affouillement finale (%)		Sol A	Sol B	Sol C
Par rapport aux résultats expérimentaux	$k-\omega$	14.5	24.0	20.1
	$k-\varepsilon$	70.9	44.4	42.5
Par rapport au modèle semi-empirique	$k-\omega$	13.4	16.1	19.5
	$k-\varepsilon$	70.5	38.6	42.8

Table 3.5. Erreurs relatives sur la profondeur d'affouillement finale, par rapport aux résultats expérimentaux et semi-empiriques pour les modèles $k-\omega$ et $k-\varepsilon$, sur les sols A, B et C.

L'étude suivante illustre les différences observées sur la forme de la figure d'érosion et sur les cinétiques d'érosion pour les essais relatifs aux sols A, B et C. Pour cela, les résultats obtenus avec le modèle de turbulence $k-\omega$ sont comparés.

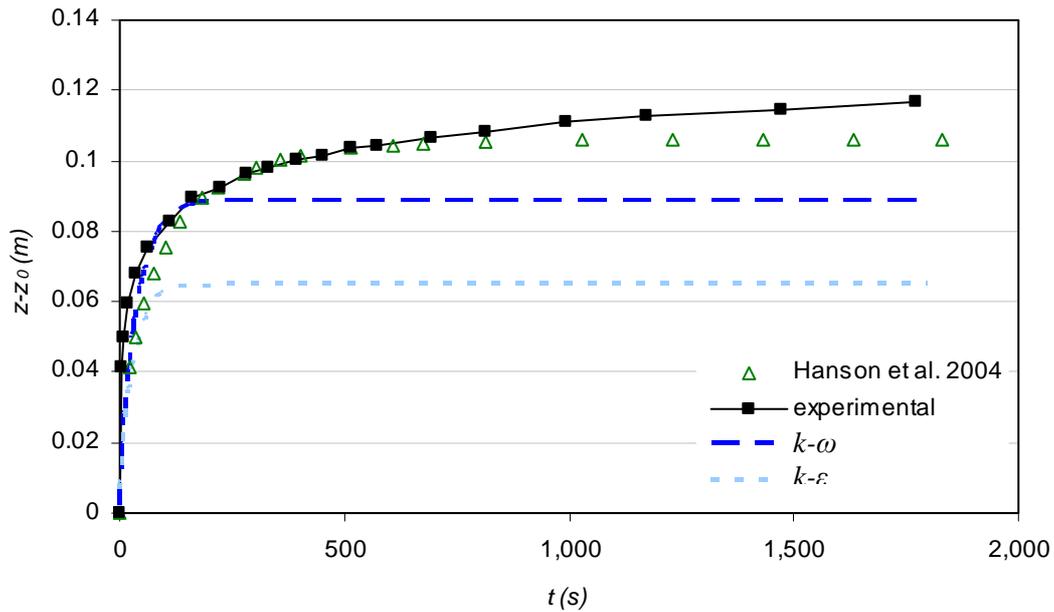


Figure 3.27. Comparaison des résultats numériques pour les modèles de turbulence $k-\omega$ et $k-\varepsilon$, avec les résultats expérimentaux et semi-empiriques pour l'essai relatif au sol B.

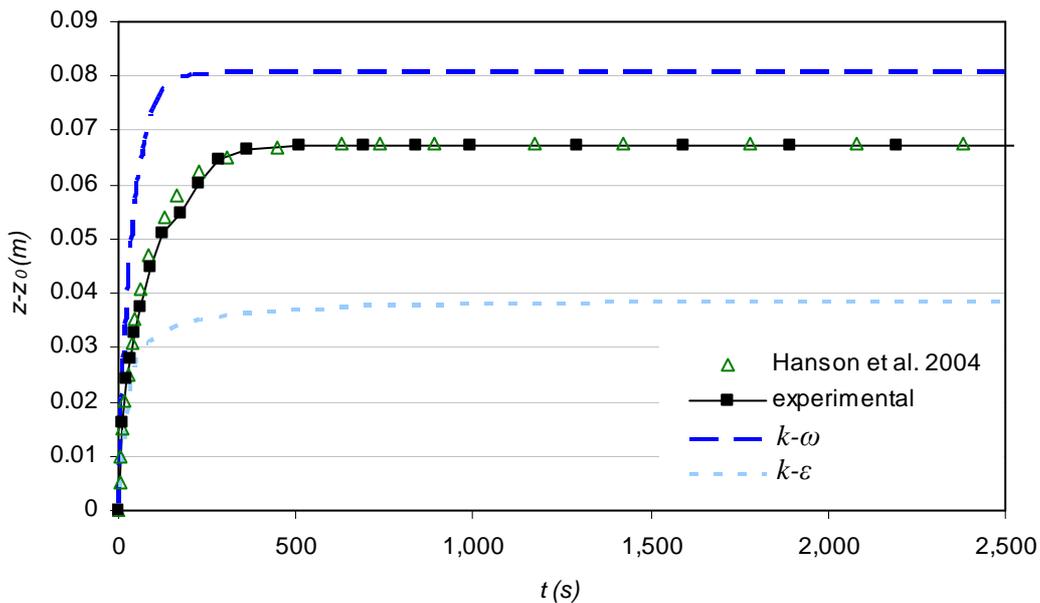


Figure 3.28. Comparaison des résultats numériques pour les modèles de turbulence $k-\omega$ et $k-\varepsilon$, avec les résultats expérimentaux et semi-empiriques pour l'essai relatif au sol C.

Les courbes présentées Figure 3.29 donnent l'évolution de l'interface à différents temps d'érosion pour les trois modélisations. Pour chacun des trois graphes, la courbe se situant aux profondeurs les plus élevées donne l'état final de l'interface eau/sol, lorsque l'érosion a cessé. Les points de l'interface dont la profondeur est telle que la contrainte tangentielle est devenue inférieure à la contrainte critique ne peuvent alors plus être déplacés. Le regroupement des différentes courbes avec l'augmentation du temps, en partant du bord du moule, pour ensuite concerner toute l'interface eau/sol est illustré.

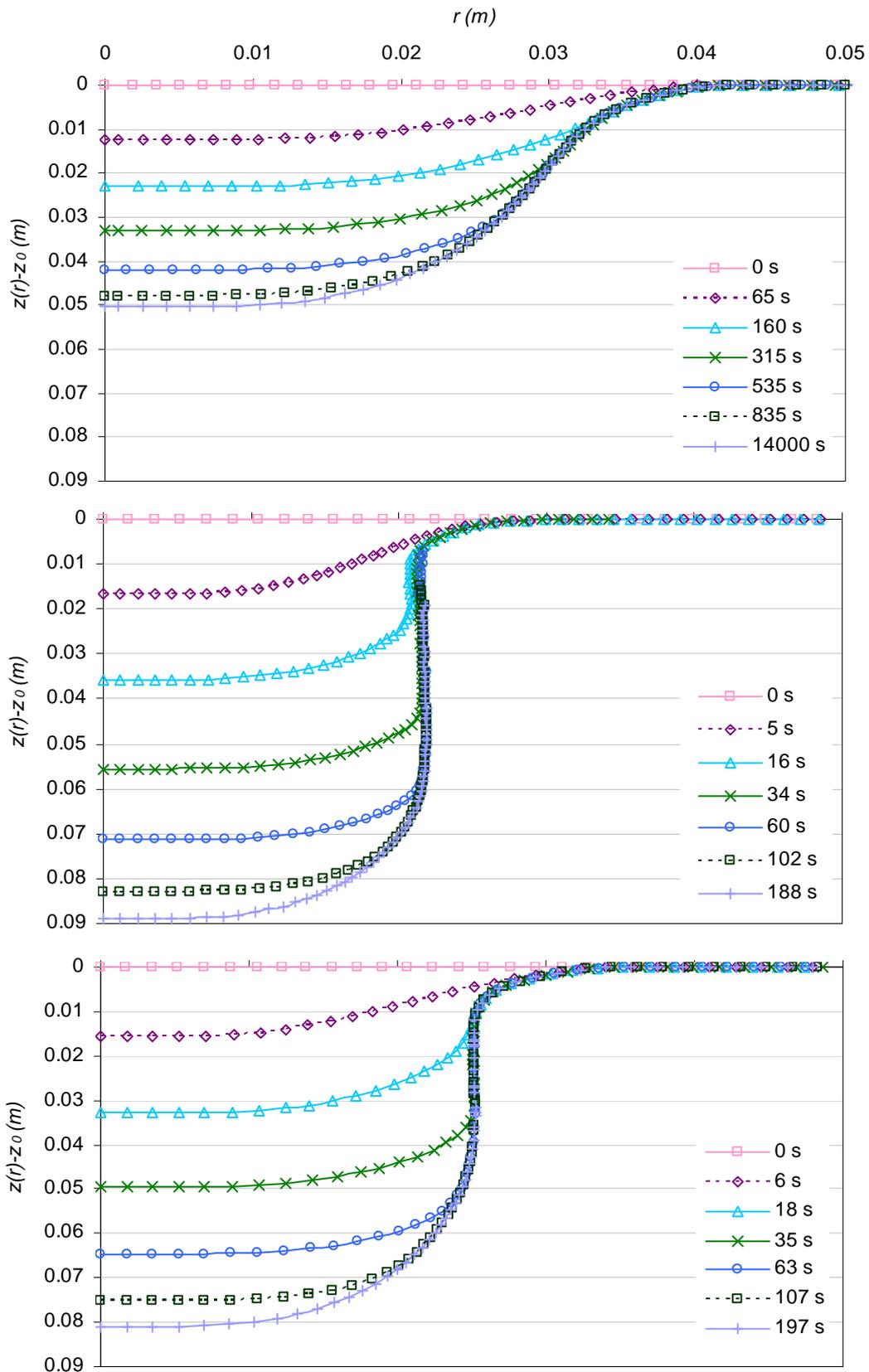


Figure 3.29. Evolution de l'interface eau/sol en fonction du temps, avec de haut en bas les graphes correspondant aux essais menés sur les sols A, B et C, modèle $k-\omega$.

Le ralentissement progressif de l'érosion est également visible sur les trois graphes de la Figure 3.29. En plus des cinétiques d'érosion très différentes pour chaque essai, la Figure 3.29 illustre les différences importantes observées sur la profondeur d'affouillement et sur l'étendue de la zone affectée par l'érosion en fonction du temps. Ces variations d'un sol à l'autre sont induites par des configurations d'écoulement et des paramètres d'érosion très différents. La Figure 3.30 illustre les figures d'érosion obtenues à la fin des processus d'érosion pour chaque essai. Dans le cas de l'essai mené sur le sol A, l'érosion affecte une zone bien plus étendue en largeur que dans les cas B et C. Pour le sol A, la zone affectée s'étend approximativement jusqu'à $r \approx 4$ cm, pour B jusqu'à $r \approx 2.8$ cm et pour C, jusqu'à $r \approx 3.5$ cm. Les profondeurs d'affouillement finales trouvées numériquement sont respectivement d'environ 5, 9 et 8 cm pour les sols A, B et C. Les z_∞ trouvés respectent bien l'ordre relatif des profondeurs d'affouillement final des essais les uns par rapport aux autres. Le calcul des volumes de sol érodés trouvés numériquement montre que dans le cas de l'essai sur le matériau A, environ 13.3% du volume total de sol contenu dans le moule est érodé, 12.8% pour le sol B et 15.1% pour le sol C. Cela correspond à environ $1.2 \times 10^{-4} \text{ m}^3$ pour les essais des sols A et B, et à plus de $1.4 \times 10^{-4} \text{ m}^3$ pour le sol C.

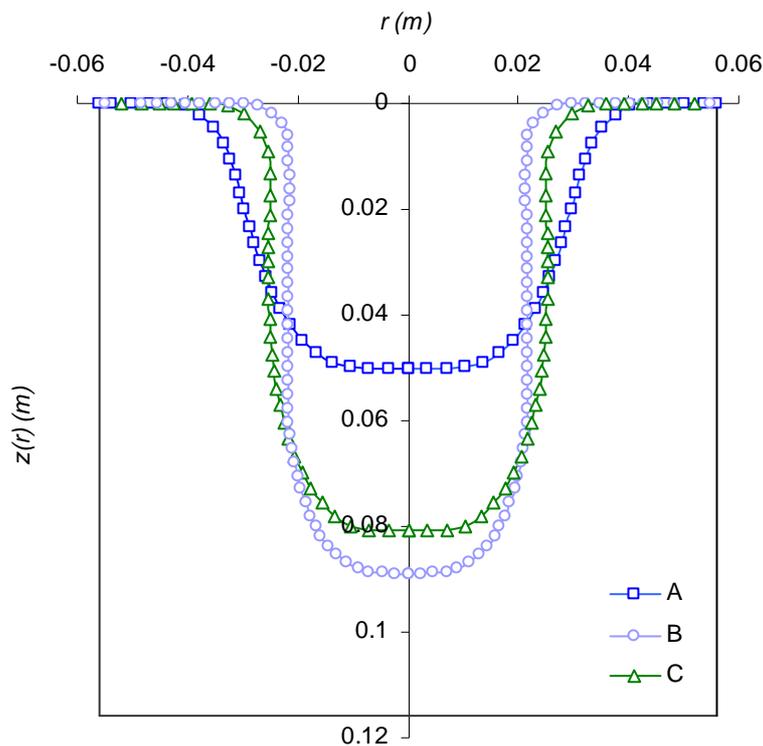


Figure 3.30. Allure des figures d'érosion trouvées numériquement, bornées par le moule (trait noir) dans lequel ont été réalisés les essais menés sur les sols A, B et C, modèle $k-\omega$.

La Figure 3.31 permet de comparer la forme finale de l'affouillement dans le cas de l'essai mené sur le sol A, pour les résultats numériques et les résultats expérimentaux. Les résultats expérimentaux ont été obtenus par mesure directe sur l'échantillon de sol après essai. La visualisation 2D de l'erreur commise entre les résultats numériques et expérimentaux à la fin du processus d'érosion s'effectue au niveau de la zone grisée. La zone où l'erreur est

maximale se situe au niveau de l'axe médian du jet, avec environ 14% d'erreur (cf. Table 3.5). Aussi, la figure d'érosion obtenue numériquement pour le sol C (cf. Figure 3.30) correspond bien aux photos prises à la suite de l'essai (cf. Figure 3.25). On observe cependant dans le cas de l'essai sur le sol B une erreur plus importante sur la profondeur d'affouillement finale. Ainsi, on ne représente ni le fait d'être arrivé expérimentalement au fond du moule, ni l'effondrement des parois latérales de la cavité formée dans l'échantillon de sol qui en découle.

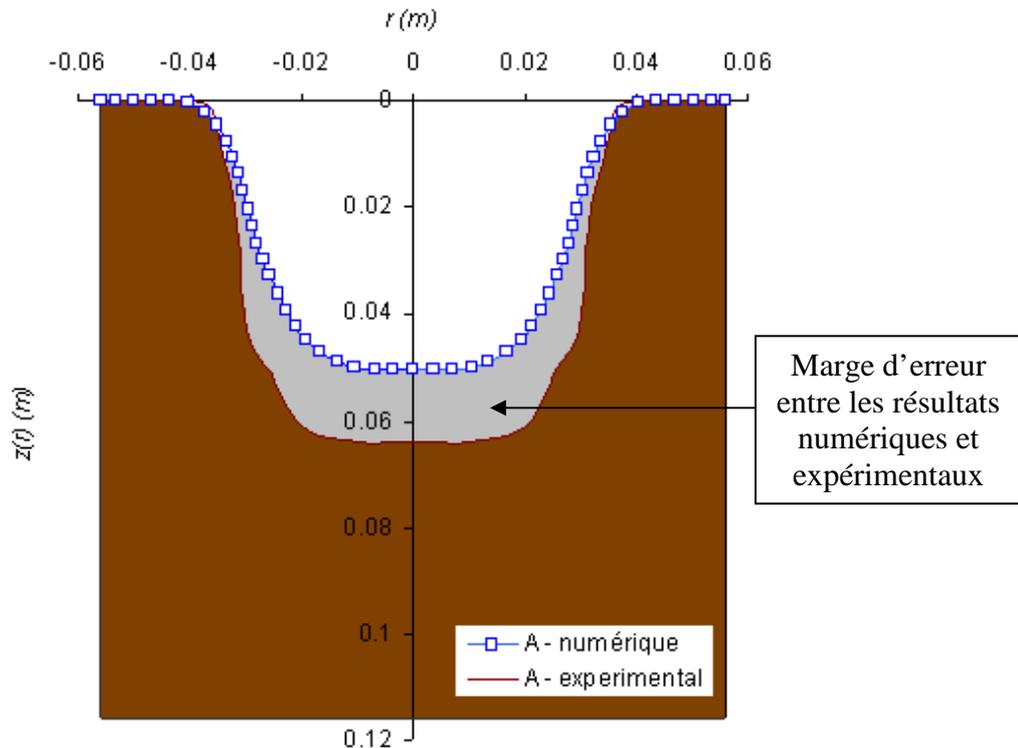


Figure 3.31. Comparaison des figures d'érosion trouvées pour l'essai mené sur le sol A numériquement et expérimentalement, graphe borné par le tracé du moule (trait noir), modèle $k-\omega$.

Les Figure 3.32 et Figure 3.33 illustrent respectivement la comparaison des valeurs de contrainte tangentielle obtenues au temps d'érosion nul et l'évolution des courbes de contrainte obtenues pour les trois essais. L'amplitude des contraintes à l'interface eau/sol présente des écarts importants entre les essais. Les maxima de contrainte au temps initial valent pour l'essai pratiqué sur le sol A environ 37 Pa, pour C environ 70 Pa et pour B près de 120 Pa. La combinaison des charges hydrauliques appliquées et des distances buses/matériaux imposées permet d'expliquer ces différences. Les différentiels de pression imposés dans les cas des essais B et C sont pratiquement deux fois inférieurs à celui imposé dans le cas A. Cela implique que la vitesse du fluide au niveau de l'orifice de sortie du jet vaut environ 7.8 m/s dans le cas de l'essai A et environ 5.3 m/s pour les deux autres essais. Or, les distances initiales séparant la buse de la surface du sol suivent la même tendance : pour l'essai B, la distance buse/matériau est presque 4 fois inférieure à celle de A et pour l'essai C, presque 2 fois inférieure à celle de A. La décroissance de la vitesse après le cœur potentiel du jet étant proportionnelle à l'inverse de la distance buse/ordonnée considérée, cf. Eq. (1.11), la vitesse du fluide juste avant l'arrivée sur l'interface est tout de même supérieure dans le cas B par rapport au cas C, elle-même supérieure au cas A.

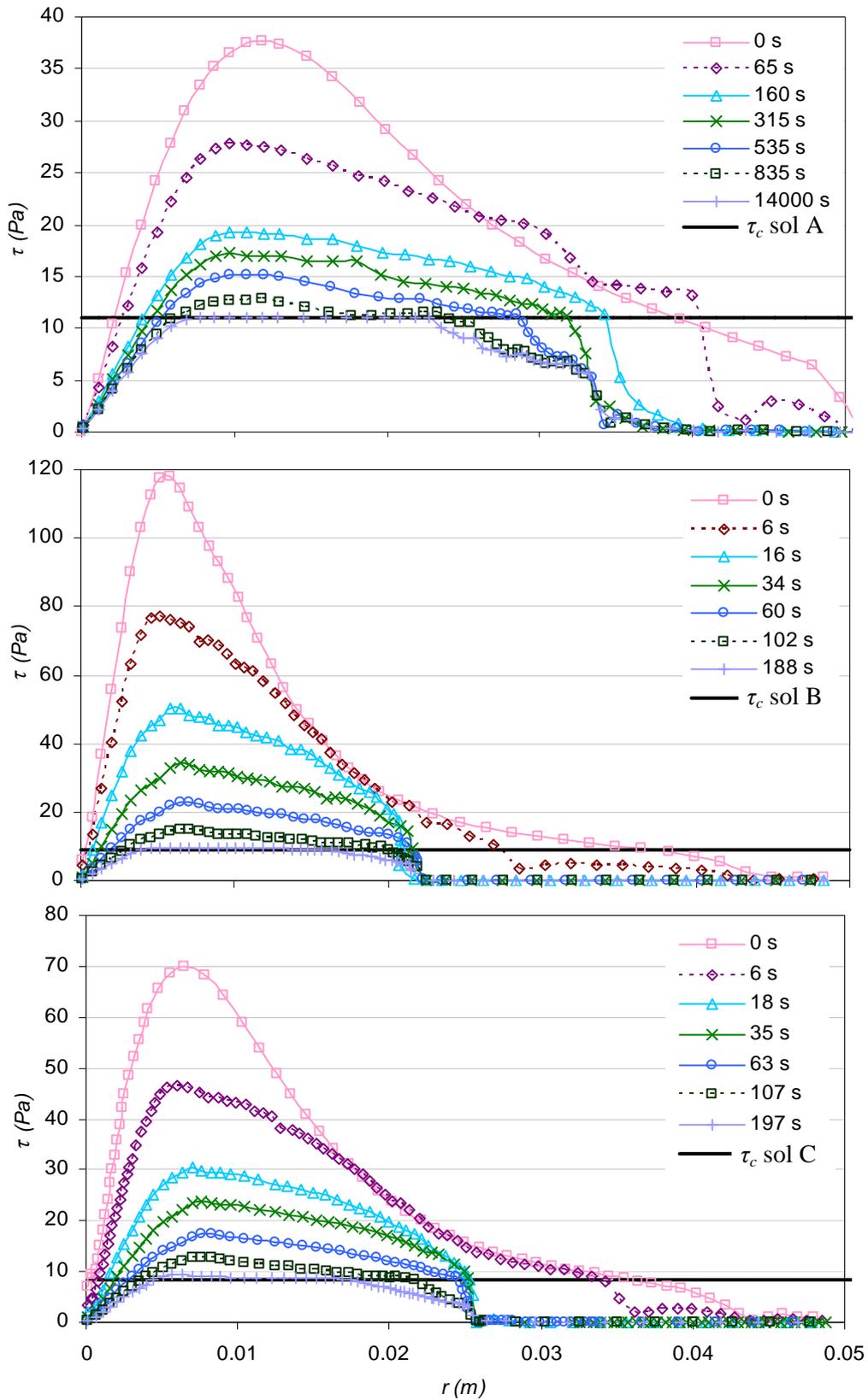


Figure 3.32. Evolution de la contrainte tangentielle sur l'interface eau/sol en fonction du temps, avec de haut en bas les graphes correspondant aux essais menés sur les sols A, B et C, modèle $k-\omega$.

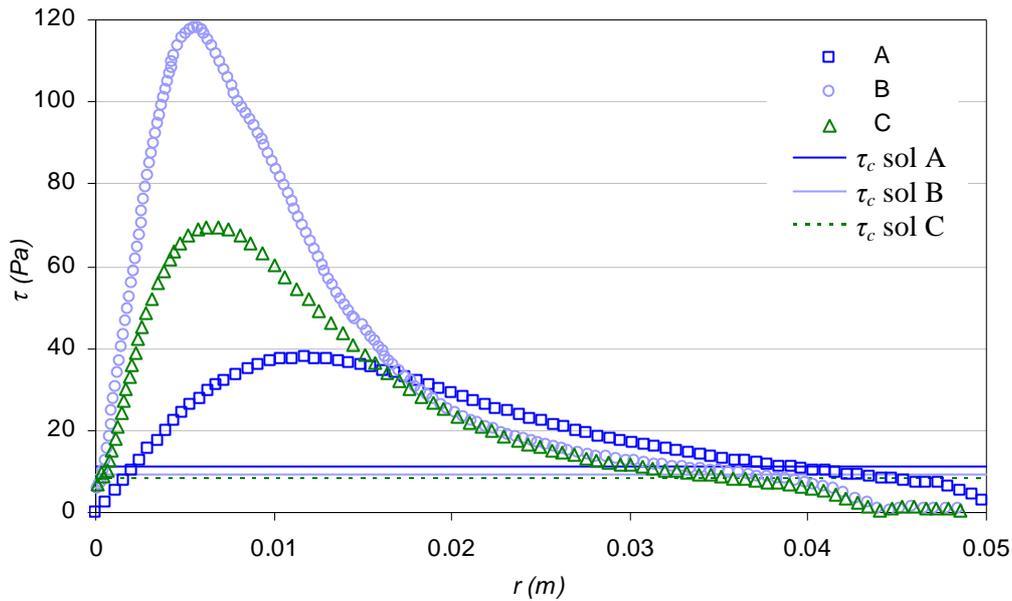


Figure 3.33. Contraintes tangentielles sur l'interface eau/sol au temps initial et contraintes critiques, pour les sols A, B et C, modèle $k-\omega$.

Au niveau de l'interface eau/sol, les valeurs des différentes variables d'écoulement qui ne sont pas nulles à l'interface, notamment la contrainte exercée par le fluide sur le matériau, sont nécessairement supérieures dans l'essai B vis-à-vis de l'essai C, et dans l'essai C vis-à-vis de l'essai A. La distribution de contrainte sur l'interface eau/sol au temps initial (Figure 3.33) atteste du bon accord entre les zones affectées par l'érosion et les zones pour lesquelles $\tau \geq \tau_c$ dans les cas A et C. Une différence est néanmoins observée pour le cas B, la zone où la contrainte est telle que $\tau \geq \tau_c$ est plus vaste que la zone en réalité affectée par l'érosion. Cela s'explique par une diminution rapide de la contrainte à l'interface eau/sol, comme en atteste le graphique correspondant Figure 3.32. Dès la seconde courbe d'évolution de la contrainte sur l'interface eau/sol, à un stade très peu avancé de l'érosion, la zone pour laquelle $\tau \geq \tau_c$ est réduite à $r \approx 2.8$ cm au lieu de $r \approx 3.8$ cm pour le temps initial. L'érosion est donc minimale pour des $r \geq 2.8$ cm. Une telle diminution de la contrainte est également observée pour les deux autres cas, mais l'intersection entre la courbe $\tau = \tau_c$ et les deux premières courbes d'évolution reste quasi-identique. Les Figure 3.33 et Figure 3.32 permettent également de valider que des valeurs de contrainte tangentielle plus élevées au temps initial entraînent des profondeurs d'affouillement plus importantes, dans le cas où les contraintes critiques utilisées pour les différents essais ont des valeurs très proches. Au fur et à mesure de l'érosion du matériau, la distance de la buse à l'interface eau/sol augmente, entraînant la diminution de la contrainte sur l'interface. Le processus d'érosion s'arrête lorsque la contrainte devient inférieure à la contrainte critique. Ainsi, pour des valeurs de contrainte critique quasi-égales, plus la contrainte est élevée au départ, plus la profondeur d'arrêt du processus d'érosion sera importante. La pente très abrupte de la cavité créée par l'érosion des sols B et C est également notable sur les deux derniers graphes de la Figure 3.32. La Figure 3.34 illustre la comparaison des résultats numériques et du modèle semi-empirique sur l'évolution de la contrainte tangentielle pour les trois essais en fonction de la profondeur d'affouillement atteinte. Au

temps initial, le modèle numérique donne pour les essais A et C des résultats assez éloignés du modèle semi-empirique. Par contre, on constate qu'au fur et à mesure de l'augmentation de la profondeur d'affouillement, l'erreur entre les résultats numériques et semi-empiriques s'amenuise. A contrario, les résultats numériques obtenus pour l'essai mené sur le matériau B sont très proches de ceux donnés par le modèle semi-empirique au temps initial. L'instabilité apparaissant à la profondeur d'environ 2 cm (cf. paragraphe 3.2.2), cause un écart important entre les résultats numériques et semi-empiriques dans le cas de l'essai B. Une fois l'instabilité du régime d'écoulement passée, les résultats numériques de B correspondent à nouveau bien au modèle semi-empirique. Les différences observées pour B peuvent être dues au fait que dans la configuration de cet essai, le sol est placé juste à la limite du cœur potentiel.

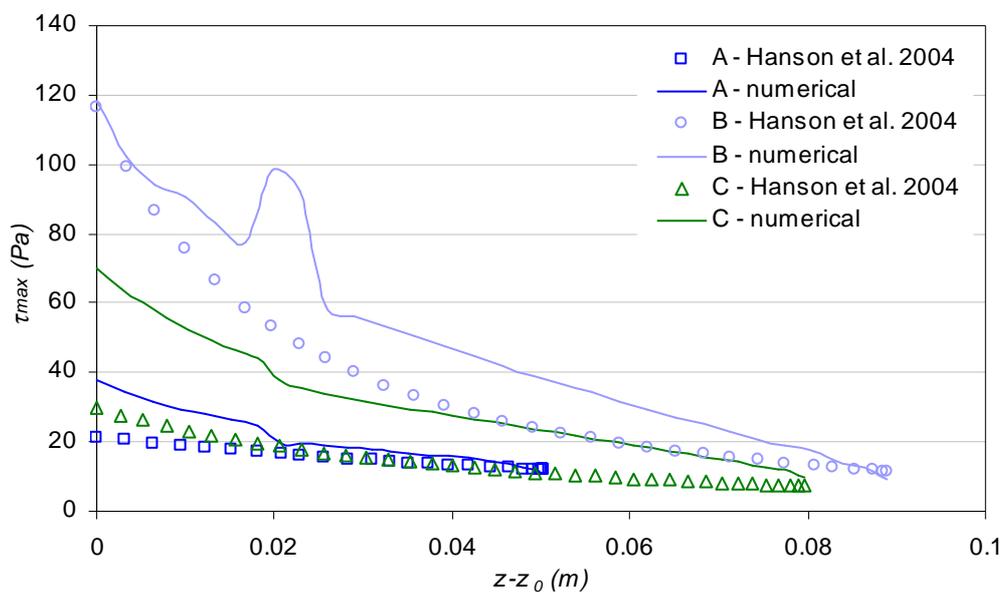


Figure 3.34. Evolution de la contrainte tangentielle pour les trois essais en fonction de la profondeur d'affouillement, modèle $k-\omega$.

Les champs de vitesse obtenus pour les essais sur les sols A, B et C sont comparés Figure 3.35 à des temps identiques, afin de permettre la visualisation des cinétiques d'érosion. Pour chaque essai, l'image située au temps $t = 15000$ s donne l'état final de l'interface eau/sol. Bien que les paramètres d'écoulement soient très différents pour les trois essais, les constatations faites au paragraphe 3.2.2 au sujet des changements de régimes d'écoulement sont également observées. Les Figure 3.35 et Figure 3.34 illustrent également pour les essais menés sur les sols B et C, le changement de régime que subit l'écoulement aux alentours d'une profondeur de 2 cm. Lorsque l'interface eau/sol est plane ou peu érodée, le jet impactant est dévié radialement et parallèlement à la surface. Plus l'interface se creuse, plus l'écoulement en sortie de la cavité est perturbé. D'importantes zones de turbulence laissant apparaître la création de vortex sont nettement remarquables sur les premières images relatives aux matériaux B et C. Lorsque $z - z_0 \approx 2$ cm, l'écoulement subit un changement de régime et remonte parallèlement au jet au sortir de la cavité formée par l'érosion. L'observation faite sur la forme d'instabilité un peu différente de l'essai sur le sol B (Figure

3.34) ne semble pas être illustrée sur la Figure 3.35. Par contre, le fait que la distance initiale entre l'orifice de sortie du jet et l'interface eau/sol soit très proche de la longueur du cœur potentiel est clairement identifiable.

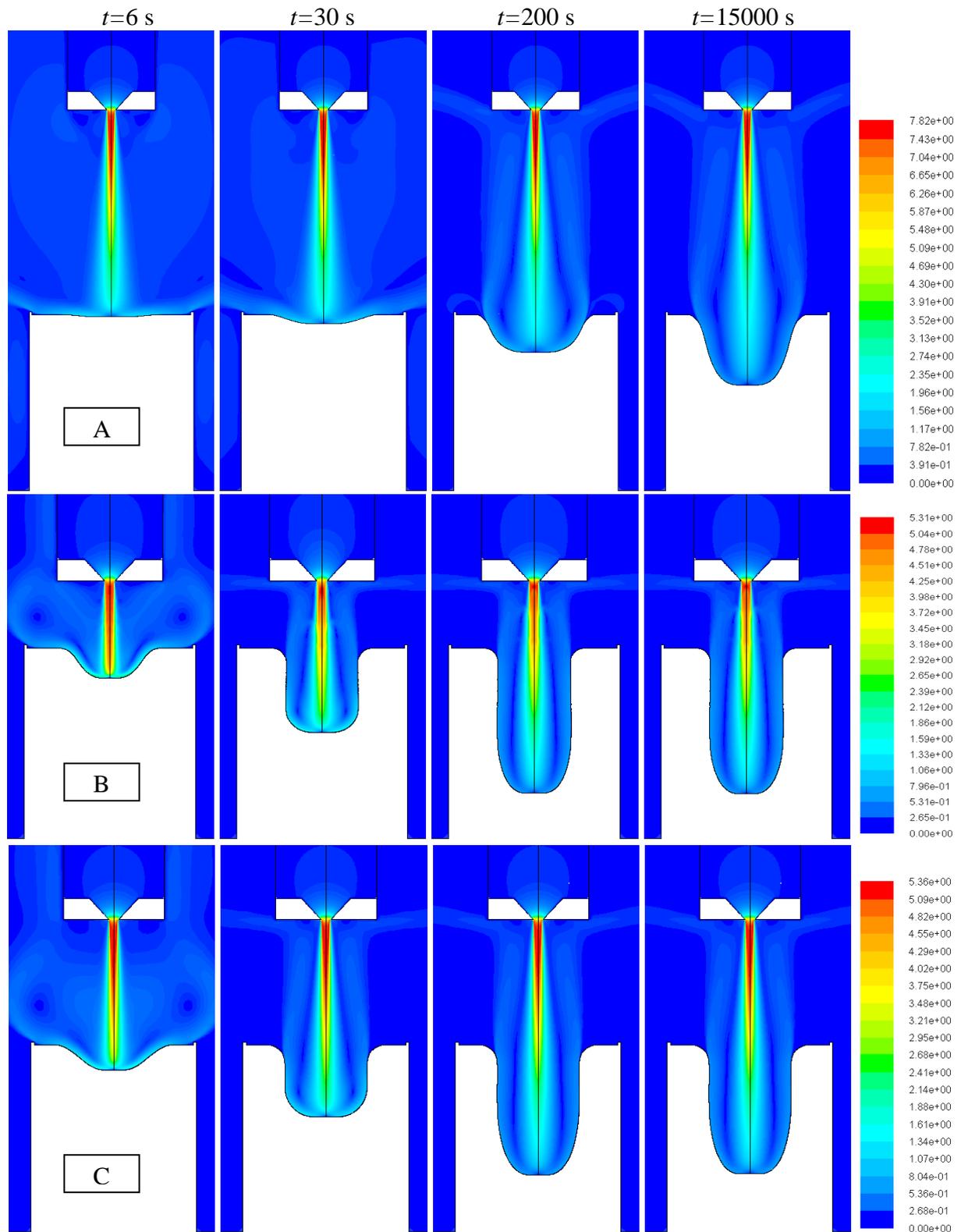


Figure 3.35. Champs de vitesse et profils de l'interface eau/sol en fonction du temps, avec de haut en bas les résultats obtenus pour les matériaux A, B et C, modèle $k-\omega$.

3.3.3. Discussion

Le premier élément de discussion concerne la validation expérimentale du changement de régime d'écoulement en fonction de la profondeur de la cavité (cf. paragraphe 3.2.3) observé au cours des modélisations numériques avec le modèle $k-\omega$ présentées ci-dessus.

Quelque soit l'essai considéré, à la fin du processus d'érosion, l'écoulement est fortement dévié. Certaines études menées sur l'érosion de matériaux granulaires par des écoulements de jet proposent de déterminer la transition entre les régimes SD et WD. Les formulations obtenues s'appuient toutes sur les données initiales de l'essai. [Moore and Masch 1962] déduisent de leur étude expérimentale que la transition entre les régimes SD et WD, entre les différentes formes finales des cavités, dépend uniquement du rapport z_0/d_0 . Si $z_0/d_0 > 7$ le régime d'écoulement est SD, sinon, pour $z_0/d_0 < 7$ l'écoulement est WD. [Hollick 1976] montre *a contrario* que même dans le cas d'un rapport z_0/d_0 constant, il est possible d'observer les deux régimes d'écoulement. Selon [Aderibigbe and Rajaratnam 1996], la transition entre ces deux régimes d'écoulement est fonction du nombre de Froude relatif au diamètre des grains (Fr_0) et du rapport z_0/d_0 , avec $Fr_0 = U_0 / \sqrt{gD(\Delta\rho/\rho_w)}$. Si $Fr_0/(z_0/d_0) > 0.35$, l'écoulement à la fin du processus d'érosion est SD. Pour les essais menés sur les sols A, B et C, les rapports z_0/d_0 sont respectivement de 23.0, 6.4 et 12.3. Or, toutes les cavités obtenues à l'issue des processus d'érosion, expérimentalement (sauf peut-être pour le sol B) et numériquement présentent des figures d'érosion étroites et profondes. Ces résultats sont en accord avec les déductions de [Hollick 1976] sur la non correspondance du rapport $z_0/d_0 > 7$ et du régime d'écoulement. Le diamètre des grains est difficile à déterminer pour un sol cohésif, d'autant plus pour un mélange de sol et de ciment (sol B). La détermination de Fr_0 , tel qu'il est défini, n'est donc pas pertinente pour ces essais d'érosion. Pour les trois modélisations, aussi différentes soient-elles, le changement de régime d'écoulement se situe toujours autour d'une profondeur avoisinant les deux centimètres.

Des recherches numériques et/ou expérimentales supplémentaires à ce sujet permettraient sans doute d'aboutir au développement d'une nouvelle loi permettant de prédire le régime d'écoulement au cours du processus d'érosion, en fonction des paramètres d'érosion du sol, k_d et τ_c , de U_0 et du rapport z_0/d_0 .

Le second élément de discussion concerne la pertinence des résultats numériques et la pertinence du modèle d'interprétation du JET. Au vu des résultats de ces différentes modélisations, il est clair que le modèle de turbulence $k-\omega$ est le modèle de turbulence qui permet de modéliser au mieux les essais d'érosion de Jet Erosion Test. En plus des éléments de validation exposés paragraphe 3.2.3, concernant surtout l'inexistence de régimes SD même dans des cavités étroites et profondes, ce modèle a permis de prédire avec une précision notable l'évolution de l'interface eau/sol. Bien que la précision obtenue pour les simulations réalisées avec le modèle $k-\varepsilon$ soit moins importante, les résultats sont tout de même du même ordre de grandeur que les résultats expérimentaux et semi-empiriques. Les écarts constatés sont du même ordre de grandeur que les incertitudes rencontrées habituellement en mécanique des sols sur les paramètres géotechniques. La correspondance des résultats numériques, semi-empiriques et expérimentaux au moins en termes d'ordre de grandeur est complètement validée sur ces trois modélisations. C'est une validation importante de la méthode de

modélisation numérique mais également du modèle d'interprétation du JET de [Hanson and Cook 2004]. Il est à présent possible de modéliser l'érosion d'un sol cohésif par un écoulement turbulent, avec des modélisations simplifiées et des temps de calcul raisonnables. Il en résulte également que l'on peut considérer que, malgré sa simplicité, le modèle d'interprétation du Jet Erosion Test est pertinent. On a validé que les paramètres d'érosion trouvés au JET avec la loi d'érosion (1.1) permettent de retrouver, à l'issue d'une modélisation CFD complexe et mécaniquement fondée, l'évolution de l'interface eau/sol en fonction du temps d'érosion.

La signification physique des paramètres d'érosion reste néanmoins à déterminer. Il faut également garder à l'esprit que la loi d'érosion (1.1) a été imposée. L'implémentation d'une autre loi d'érosion avec des paramètres d'érosion permettant de conserver les c_T permettrait éventuellement d'obtenir des résultats numériques en bonne correspondance avec les résultats expérimentaux, cf. Chapitre 5. Aussi, la détermination des gammes de paramètres d'érosion pour lesquelles le modèle d'interprétation est validé nécessite la réalisation de modélisations supplémentaires. Les gammes des paramètres d'érosion couvertes par ces trois modélisations sont d'environ 10^{-5} à 10^{-6} $m^2.s/kg$ pour les k_d et de 8 à 11 Pa pour les τ_c . La réalisation d'une étude complémentaire à ce sujet fait partie des perspectives de ce travail de thèse.

3.4. Conclusions sur l'application aux écoulements de jet

Ce chapitre concerne l'application du modèle numérique développé aux écoulements de jet. Dans un premier temps, nous nous sommes focalisés sur la validation du modèle numérique sans érosion. L'indépendance des résultats à la densité de maillage a été vérifiée et l'influence des modèles de turbulence a été étudiée. Trois modèles de turbulence ont été considérés : les modèles $k-\varepsilon$, $k-\omega$ et RSM. Le modèle RSM donne globalement les résultats les plus proches des formulations empiriques trouvées dans la littérature. Le modèle $k-\varepsilon$ présente un bon accord avec les résultats bibliographiques pour la contrainte tangentielle à la paroi. Le modèle $k-\omega$ est en bon accord sur les champs de vitesses et de pression dans l'écoulement.

Dans un second temps, le modèle numérique avec érosion est appliqué à un essai de JET. Les résultats sont comparés de manière approfondie au modèle d'interprétation de [Hanson *et al.* 2004]. Les difficultés de convergence du RSM ne permettent pas la modélisation du processus complet d'érosion. Les résultats donnés par le modèle $k-\omega$ sont en bon accord avec les résultats semi-empiriques et expérimentaux. Les résultats donnés par le modèle $k-\varepsilon$ sont en moins bonne correspondance mais restent du même ordre de grandeur. Aussi, d'importants phénomènes de recirculation et de changements de régimes d'écoulement selon la profondeur le cavité sont observés dans le cas du modèle $k-\omega$. L'étude de la sensibilité du modèle numérique aux paramètres d'érosion a ensuite été exposée. Elle atteste du fait qu'une gamme très réduite de paramètres permet d'obtenir des résultats numériques en bon accord avec les résultats semi-empiriques et expérimentaux. Une discussion a été proposée sur les méthodes de mesure des résultats bibliographiques. Elles sont apparemment fiables et complètement indépendantes, même si la marge d'erreur des résultats proposés n'est pas indiquée. Les

changements de régime observés à partir d'une certaine profondeur d'affouillement dans le cas du modèle $k-\omega$ ont également été l'objet de la discussion. Un certain nombre de validations expérimentales sur l'observation de régime d'écoulement SD ou WD ont été trouvées dans la littérature. En conclusion, il a été déduit que cette étude est un important élément de validation du modèle d'interprétation de [Hanson and Cook 2004] et de la méthode de modélisation numérique, au moins en termes d'ordres de grandeur.

Dans un troisième temps, deux autres essais de JET ont été modélisés. Les caractéristiques des différents sols ont été exposées. La gamme des paramètres d'érosion couverte par ces essais, bien qu'un peu réduite, est assez représentative des essais que l'on est susceptible de réaliser sur des ouvrages français. Les paramètres hydrauliques sont par contre d'une amplitude notable. Les résultats obtenus pour les modélisations avec le modèle $k-\omega$ sont en bon accord avec les résultats expérimentaux et du modèle semi-empirique. Les résultats obtenus avec le modèle $k-\varepsilon$ sont du même ordre de grandeur. La comparaison des différentes caractéristiques de l'écoulement et de la forme des figures d'érosion est réalisée entre les trois essais. Une discussion est alors proposée sur la transition entre les régimes SD et WD. Un approfondissement de cette étude numérique permettrait sans doute de développer une nouvelle loi permettant de prédire cette transition. Aussi, la pertinence du modèle d'interprétation du JET est discutée. Il en résulte que d'importants éléments de validation ont été apportés à la méthode d'interprétation de [Hanson and Cook 2004]. Avec comme unique information les paramètres d'écoulement et les paramètres d'érosion, il a été possible, sur trois cas différents, de retrouver numériquement l'évolution de la profondeur d'affouillement en fonction du temps avec une précision d'au minimum 30% d'erreur relative. On en déduit que le modèle d'interprétation du JET est validé, au moins en termes d'ordres de grandeur et pour la gamme de paramètres d'érosion modélisés. Néanmoins, aucun élément ne permet de conclure quant à la signification physique des paramètres d'érosion obtenus.

Des éléments de validation importants du modèle d'interprétation du Jet Erosion Test et du modèle numérique ont été apportés dans ce chapitre. Les applications présentées ici ont fait l'objet de trois publications. [Mercier *et al.* 2012] est un article de conférence avec proceedings, qui expose la modélisation de l'essai mené sur le sol A. Les résultats numériques, expérimentaux et semi-empiriques de [Hanson and Cook 2004] sont comparés. [Mercier *et al.* soumis-a] est focalisé sur la méthode de modélisation et sur la validation de sa pertinence. Les résultats sont comparés uniquement au modèle semi-empirique. [Mercier *et al.* soumis-b] expose la modélisation des trois essais de JET et la comparaison des résultats numériques aux résultats expérimentaux et du modèle semi-empirique. Les éléments de validation du modèle d'interprétation du JET y sont ainsi présentés.

Dans le chapitre suivant, des éléments de validation supplémentaires du modèle numérique seront considérés. Une configuration d'écoulement radicalement différente est adoptée. On s'intéresse dans le Chapitre 4 à des écoulements tangentiels à l'interface eau/sol. Une configuration d'écoulement de type Poiseuille plan est testée, et une description détaillée de l'écoulement au sein du dispositif du Hole Erosion Test est apportée. Des éléments de validation théoriques, analytiques et expérimentaux du modèle numérique y sont exposés.

Chapitre 4.

Résultats obtenus sur écoulements tangentiels

Ce chapitre illustre l'application de la méthode que nous avons développée à la modélisation de l'érosion d'un sol cohésif par un écoulement turbulent de conduit. Dans un premier temps, la validation de la méthode de modélisation est effectuée sur un écoulement laminaire de Poiseuille en configuration 2D plan. Les résultats numériques obtenus sont comparés à la solution théorique correspondante. Ensuite, un essai de Hole Erosion Test est modélisé. Les résultats numériques obtenus sont comparés aux résultats du modèle de [Bonelli *et al.* 2006]. Cette comparaison permet d'apporter des éléments de réponse quant à la pertinence du modèle numérique que nous avons développé, dans le cas d'une géométrie présentant une certaine complexité. L'influence de la densité du maillage et du modèle de turbulence sur les résultats numériques est étudiée. Aussi, une étude de l'influence des paramètres d'érosion sur les résultats du modèle numérique est réalisée. Enfin, deux autres essais de HET sont modélisés, les résultats obtenus sont comparés aux données expérimentales et aux résultats du modèle d'interprétation du HET. A l'instar des essais de JET modélisés, ces essais sont choisis de manière à présenter des caractéristiques d'écoulement différentes, tout en élargissant le plus possible la gamme des paramètres d'érosion implémentés.

4.1. Validation du modèle en écoulement de Poiseuille

4.1.1. Solution théorique

La solution théorique de la modélisation de l'érosion, par un écoulement laminaire, d'un canal en géométrie plane est connue [Bonelli *et al.* 2012]. La configuration de l'écoulement est conforme au schéma présenté Figure 4.1. De l'eau s'écoule au sein d'un conduit aux parois érodables, un différentiel de pression est imposé entre l'entrée et la sortie du dispositif. La vitesse axiale du fluide dans un écoulement de Poiseuille est :

$$u = \frac{3}{2} u_{moy} \left[1 - \left(\frac{r}{R(t)} \right)^2 \right] = \frac{R(t)^2}{2\mu_w} \frac{\partial p}{\partial x} \left[1 - \left(\frac{r}{R(t)} \right)^2 \right] \quad (4.1)$$

avec u_{moy} vitesse de l'écoulement moyennée entre les deux parois érodables. La contrainte visqueuse à la paroi, dérivée de la vitesse horizontale Eq. (4.1), est donnée par l'Eq. (4.2). Le temps adimensionné est explicité par l'Eq. (1.9), et la loi d'érosion (1.1) est utilisée.

$$\tau = \frac{3\mu_w u_{moy}}{R(t)} \quad (4.2)$$

Soit h_0 le rayon initial du conduit, la solution théorique de l'écoulement de Poiseuille plan à débit imposé avec érosion de [Bonelli *et al.* 2012] est donnée par :

$$\frac{R(t)}{R_0} = \frac{\tau_c L}{R_0 \Delta p} + \left(1 - \frac{\tau_c L}{R_0 \Delta p}\right) e^{\frac{t}{t_{er}}} \quad (4.3)$$

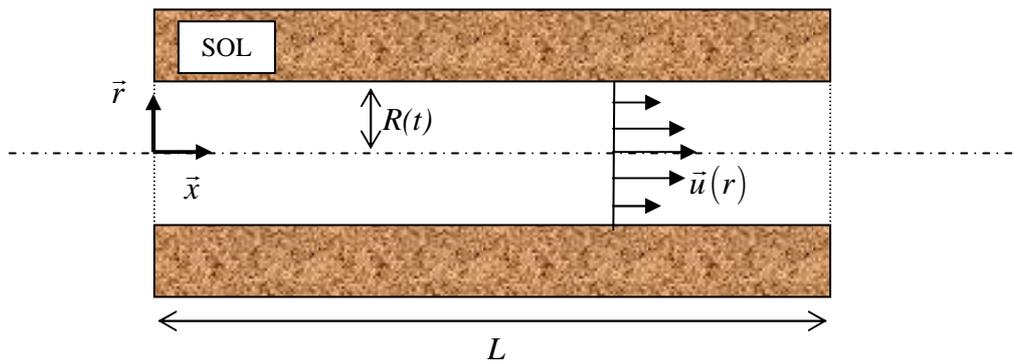


Figure 4.1. Schéma de principe de la modélisation de l'érosion d'un canal 2D en écoulement laminaire.

4.1.2. Résultats de la modélisation

Les données du modèle sont les suivantes : le canal a pour mi-hauteur initiale $R_0=0.5$ mm, et le sol présente les caractéristiques suivantes : $\rho_s = 1000$ kg/m³, $k_{er} = 1 \times 10^{-3}$ s/m, $\tau_c = 0$ Pa. La condition aux limites est un différentiel de pression égal à 1×10^{-2} Pa. La modélisation numérique est effectuée pour deux longueurs de conduit : $L_1 = 1$ cm et $L_2 = 1$ m. Le maillage utilisé est une grille uniforme de taille 50x500 pour le canal de longueur 1 cm et de 20x20000 pour le canal de longueur 1 m, assurant l'indépendance des résultats à la densité du maillage. Pour pouvoir s'affranchir de la longueur d'établissement de l'écoulement, il est préférable d'imposer en entrée les profils de vitesse correspondant à la pression choisie, qui vont alors dépendre de la hauteur du conduit en fonction du temps, cf. Eq. (4.1). Une extraction du diamètre après chaque déformation de maillage et une implémentation de celui-ci dans les paramètres d'entrée sont ainsi nécessaires à chaque pas de temps d'érosion. La Figure 4.2 illustre l'évolution du profil de vitesse en fonction du temps d'érosion.

Les champs de vecteurs vitesse en fonction du temps d'érosion, dans le cas du conduit de 1cm de longueur sont illustrés Figure 4.3. On constate effectivement l'absence de longueur d'établissement de l'écoulement dans le conduit. Tout le long de celui-ci, les profils de vitesses en fonction du temps sont conformes à ceux présentés Figure 4.2. Contrairement au cas du JET présenté Chapitre 4, dans le cas de l'érosion de conduit à pression constante,

l'érosion ne s'arrête jamais. Au contraire, l'érosion accélère de manière exponentielle avec le temps, comme décrit équation (4.3).

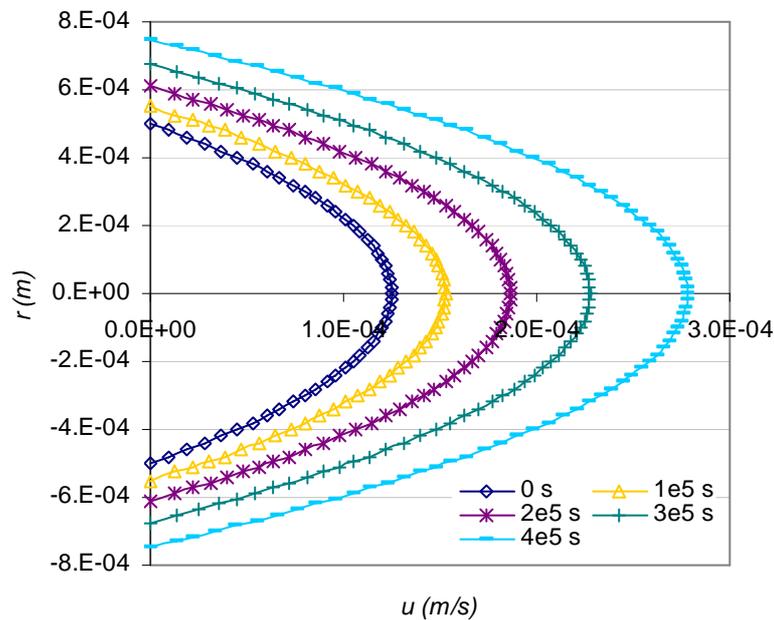


Figure 4.2. Profils de vitesses en entrée du conduit, en fonction du temps d'érosion.

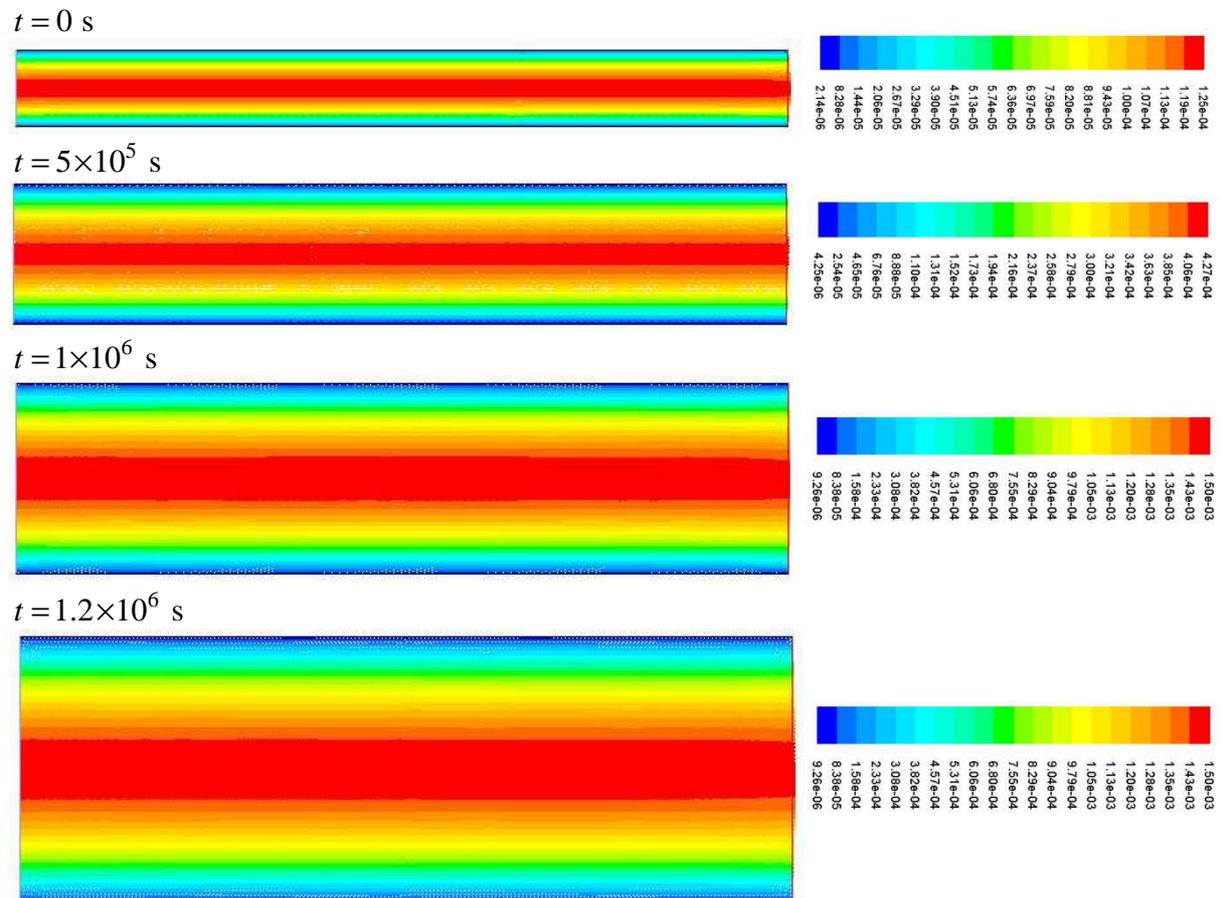


Figure 4.3. Champs de vitesse à différents temps d'érosion, conduit de 1 cm de longueur.

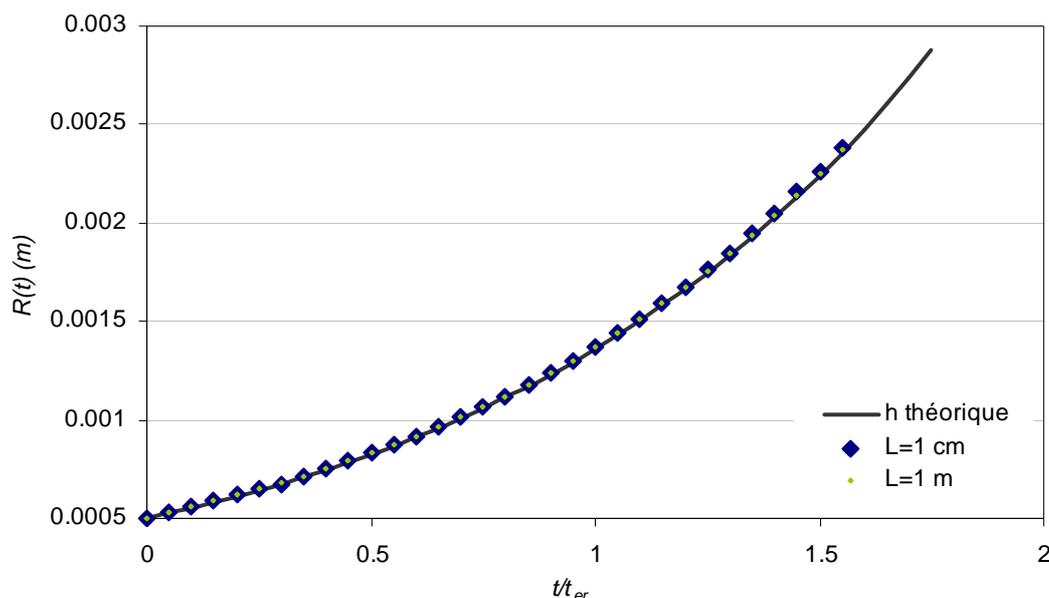


Figure 4.4. Diamètre du conduit en fonction du temps d'érosion adimensionné, comparaison des résultats numériques et théoriques.

Les courbes présentant l'évolution du diamètre du conduit en fonction du temps d'érosion adimensionné sont tracées Figure 4.4. Les résultats numériques obtenus pour les conduits de 1 cm et de 1 m de longueur sont comparés à la solution théorique de l'équation (4.3). Pour les deux longueurs de conduit modélisées, la correspondance des résultats numériques et théoriques est très bonne. L'erreur relative entre les résultats numériques obtenus et la solution théorique est toujours inférieure à 2%. La pertinence des résultats obtenus dans le cadre de la modélisation de l'érosion de conduit en 2D plan laminaire, est un important élément de validation de la méthode de modélisation développée au Chapitre 2.

4.2. Erosion de conduit en écoulement turbulent

Après la validation de la méthode de modélisation sur le cas très simplifié de l'érosion de conduit 2D plan en écoulement laminaire, intéressons nous à la modélisation d'essais de HET. Dans le cas Poiseuille plan, la modélisation est effectuée à débit constant. L'érosion évolue de manière exponentielle, ce qui atteste de la robustesse de la méthode de modélisation développée. Dans le cas du HET, les essais sont réalisés à pression constante. Conformément aux modélisations d'essais de JET, la pertinence du modèle de turbulence et du maillage utilisés est tout d'abord validée. Ensuite, les résultats de la modélisation d'un essai sont comparés aux résultats du modèle d'interprétation du HET. Pour finir, une étude de l'influence des paramètres d'érosion sur les résultats du modèle numérique est réalisée. L'essai choisi pour ces études est l'essai de HET réalisé sur le sol A, sol sur lequel a été réalisé l'essai de JET modélisé au paragraphe 3.2. Les paramètres d'érosion trouvés expérimentalement sur le sol A au JET et au HET présentent effectivement des différences importantes. Dans le cas du JET, on trouve : $k_d = 1.0 \times 10^{-5} \text{ m}^2 \cdot \text{s/kg}$ et $\tau_c = 11 \text{ Pa}$. Pour le HET, les paramètres trouvés sont : $k_d = 8.3 \times 10^{-7} \text{ m}^2 \cdot \text{s/kg}$ et $\tau_c = 17.3 \text{ Pa}$.

4.2.1. Indépendance au maillage et modèles de turbulence

4.2.1.1. Indépendance des résultats à la densité du maillage

La géométrie du problème est conforme à la Figure 1.2, où sont également explicitées les notations utilisées. La Figure 4.5 illustre l'allure des maillages utilisés pour la modélisation des essais de HET. L'emplacement des sections 1 et 2 y est également explicité. L'eau à débit contrôlé entre dans le cylindre d'amenée, et pénètre ensuite dans le défaut initial percé dans l'échantillon de sol. L'écoulement traverse alors un rétrécissement brusque, le conduit à son aval est uniforme au temps d'érosion nul. Puis, l'écoulement à la sortie de l'échantillon de sol traverse un élargissement brusque et ressort par un cylindre de même diamètre que le cylindre d'amenée. La modélisation numérique est menée en 2D axisymétrique. La condition aux limites en entrée est un débit fixé à $0.53 \text{ m}^3/\text{h}$, le rayon initial du conduit est $R_0 = 3 \times 10^{-3} \text{ m}$ et la longueur de l'échantillon est $L = 0.12 \text{ m}$.

L'étude de l'indépendance des résultats par rapport à la densité du maillage a été effectuée sur huit maillages distincts, dont le nombre de mailles total varie d'environ 10 000 à environ 700 000 mailles. Au niveau de l'interface eau/sol, la taille d'une face séparant deux nœuds de maillages varie de manière inversement proportionnelle au nombre de mailles : de 8.10^{-6} m à 3.10^{-4} m , comme en atteste la Table 4.1. Le maillage est ensuite étendu au reste du domaine avec des facteurs d'expansion de 1.1 ou 1.2 selon le maillage considéré. Les maillages testés sont entièrement composés de cellules triangulaires, pour assurer une continuité parfaite du maillage tout le long de l'axe de symétrie. Tout le domaine de calcul sera affecté par les déformations de maillages, pour le cas avec érosion. La déstructuration du maillage sera peut-être un peu moins rapide que dans le cas du JET où la zone affectée par les remaillages a été choisie très restreinte. La comparaison reste néanmoins difficile puisque les géométries sont très différentes. L'étude relative à l'indépendance des résultats vis-à-vis de la densité du maillage a été réalisée avec le modèle de turbulence $k - \varepsilon$ réalisable, décrit au Chapitre 2.

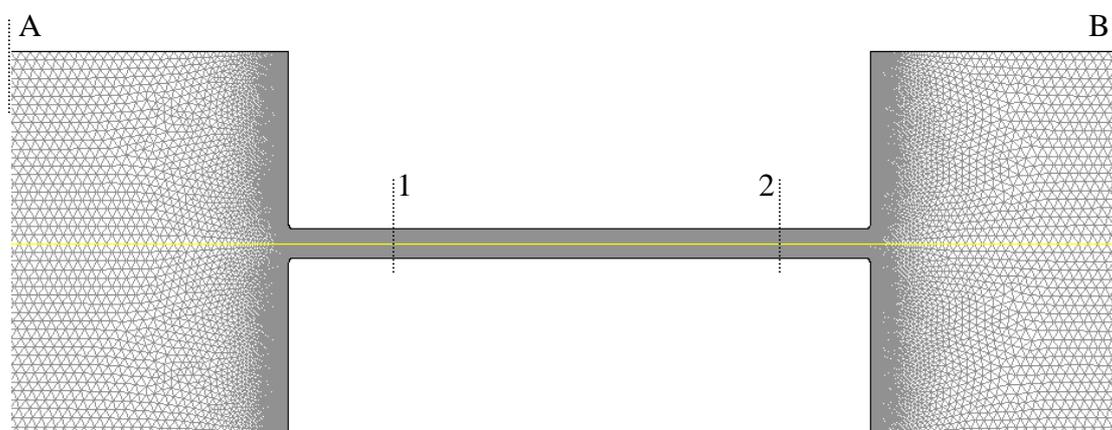


Figure 4.5. Géométrie et allure du maillage utilisé pour la modélisation des essais de HET.

	Taille des mailles (cm)	y^+	N_T
A	0.03	35.1	12 968
B	0.023	23.2	20 446
C	0.015	14.4	31 366
D	0.008	8.1	62 852
E	0.003	5.1	70 532
F	0.003	3.7	138 832
G	0.0019	2.2	400 326
H	0.0008	1.3	695 300

Table 4.1. Paramètres des maillages étudiés pour l'étude de l'indépendance des résultats vis-à-vis de la densité du maillage.

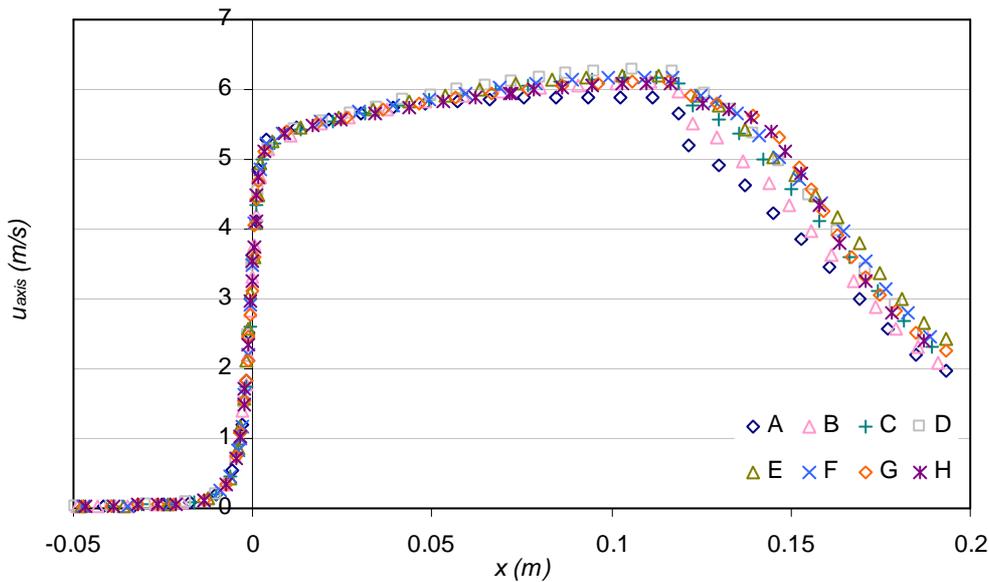


Figure 4.6. Indépendance des résultats relativement à la densité du maillage, champ de vitesse moyenne sur l'axe de symétrie au temps d'érosion nul, modèle de turbulence $k-\epsilon$.

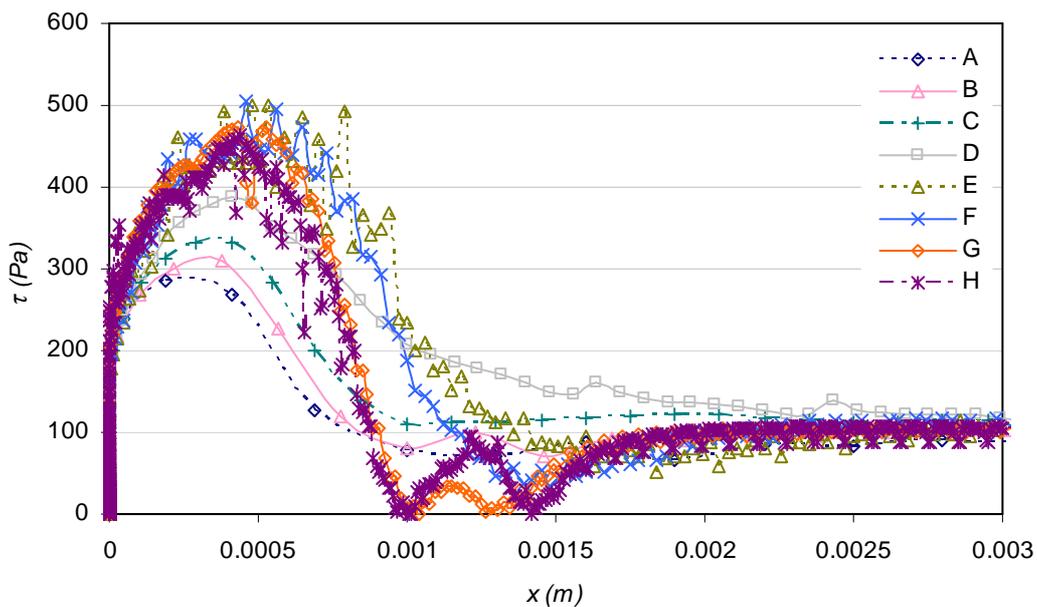


Figure 4.7. Indépendance des résultats relativement à la densité du maillage, contrainte tangentielle sur l'interface eau/sol au temps d'érosion nul, modèle de turbulence $k-\epsilon$.

Les Figure 4.6 et Figure 4.7 illustrent les résultats de l'étude. La Figure 4.6 présente les résultats obtenus, pour les différents maillages testés, sur la norme de la vitesse au niveau de l'axe d'axisymétrie et la Figure 4.7 présente un zoom des courbes de résultats concernant la norme de la contrainte tangentielle au niveau de la première singularité géométrique de l'interface eau/sol : le rétrécissement brusque. Dès une densité de maillage de type maillage C, les résultats obtenus pour les différentes variables sur l'axe d'axisymétrie sont indépendants de la densité du maillage à moins de 10% près. Une telle indépendance est aussi obtenue au niveau de l'interface eau/sol en dehors des deux singularités géométriques rétrécissement et élargissement brusque.

Au niveau des singularités et surtout au niveau du rétrécissement brusque, on observe à partir d'une certaine densité de maillage, correspondant à peu près à celle du maillage E, que les résultats obtenus deviennent très fluctuants (Figure 4.7). Un angle droit tel que celui dessiné par le rétrécissement brusque est effectivement une zone de déstabilisation importante de l'écoulement. Un maillage de type D présente une erreur relative sur le maximum de contrainte au niveau du rétrécissement d'environ 16%, par rapport à un maillage de type H, et permet un lissage important des fluctuations observées sur les maillages plus fins. Mais la zone affectée par cette erreur relative plus importante ne représente en fait qu'environ un trentième de la partie horizontale de l'interface eau/sol.

Ainsi, on peut estimer qu'à partir d'une densité de maillage équivalente à celle du maillage D, les résultats obtenus sont indépendants du maillage à 5% près sur tout le domaine de calcul mis à part sur environ un trentième de la partie horizontale de l'interface eau/sol, au niveau des singularités géométriques, où l'indépendance des résultats à la densité du maillage est un peu plus importante. C'est pourquoi la modélisation numérique de l'érosion de conduit dans cette configuration de l'essai mené sur le sol A a été réalisée avec le maillage D.

4.2.1.2. Influence du modèle de turbulence

L'influence des trois modèles de turbulence testés dans le cas du JET, paragraphe 3.1.2, est également étudiée pour cette étude. Les résultats des modèles de turbulence $k-\varepsilon$ réalisable, $k-\omega$ standard et RSM sont présentés Figure 4.8, Figure 4.9 et Figure 4.10. Les résultats obtenus sur la norme de la vitesse au niveau de l'axe de symétrie et sur la vitesse moyenne selon \vec{r} ne dépendent presque pas du modèle de turbulence (Figure 4.8). Les résultats sur la pression au sein du conduit aux parois «érodables (Figure 4.9) non plus. Les résultats numériques sont tout à fait similaires quelque soit le modèle de turbulence choisi. La Figure 4.8 permet également de vérifier l'équation de conservation du débit entre les sections 1 et 2 explicitées Figure 4.5. Au temps initial, le rayon du conduit étant constant entre les deux sections, la vitesse est fixe tout le long du défaut initial. Compte-tenu de la conservation du débit entre la section A (cf. Figure 4.5) et la section 1, on doit avoir :

$$u_{moy}(x_1) = u_{in} \times S_A / S_1 \quad (4.4)$$

avec x_1 abscisse de la section 1, S_A surface de la section A et S_1 surface de la section 1. On a imposé une vitesse en entrée de $u_{in} = 2.8 \times 10^{-2}$ m/s, ce qui mène à une vitesse moyenne théorique au niveau de la section 1 d'environ 5 m/s. La Figure 4.8 atteste de la bonne

correspondance des résultats numériques et théoriques, en ce qui concerne la vitesse moyenne de l'écoulement. On vérifie aussi (Figure 4.9) qu'entre les sections 1 et 2, la chute de pression est linéaire. La portion de conduit située entre les sections 1 et 2 est appelée longueur utile. Elle est définie par des vitesses moyennes constantes et une décroissance linéaire de la pression. On la situe précisément entre $x=1$ cm et $x=11$ cm. Le nombre de Reynolds au sein de l'écoulement est de $Re \approx 3 \times 10^4$ et on se place en régime turbulent lisse. Le théorème de Bernoulli généralisé, équation (4.5) permet d'estimer la perte de charge entre les sections 1 et 2. L'équation se réduit à $\Delta P_{12} = P_1 - P_2 = \rho_w g \Delta h$ puisque les vitesses moyennes sont constantes sur la longueur utile (L_u). Les équations de Darcy-Weisbach (4.6) et de Blasius (4.7) permettent d'obtenir une première approximation de la perte de charge au sein du conduit.

$$P_1 + \rho_w g r_1 + \frac{1}{2} \rho_w u_{moy1}^2 = P_2 + \rho_w g r_2 + \frac{1}{2} \rho_w u_{moy2}^2 + \rho_w g \Delta h \quad (4.5)$$

$$\Delta h = \lambda_p \frac{L_u}{D} \frac{u_{moy}^2}{2g} \quad (4.6)$$

$$\lambda_p = 0.316 Re^{-1/4} \quad (4.7)$$

avec Δh perte de charge exprimée en m et λ_p coefficient de perte de charge. Les indices 1 et 2 se rapportent aux sections 1 et 2. L'erreur relative observée entre les résultats numériques et expérimentaux avoisine les 30%, ce qui reste raisonnable pour une approche aussi simplifiée que celle de Blasius. Ensuite, la perte de charge dans le rétrécissement brusque peut être calculée par la formule de Borda-Carnot correspondante :

$$\Delta h = \left(\frac{1}{\lambda_{rb}} - 1 \right)^2 \frac{u_{aval}^2}{2g} \quad (4.8)$$

$$\lambda_{rb} = 0.63 + 0.37 \left(\frac{S_{aval}}{S_{amont}} \right)^3 \quad (4.9)$$

avec λ_{rb} coefficient de perte de charge de Borda-Carnot pour un rétrécissement brusque, S_{amont} et S_{aval} surfaces des sections situées à l'amont et à l'aval de la singularité géométrique. L'erreur entre les résultats numériques et expérimentaux sur la pression amont trouvée est d'environ 5% pour les modèles de turbulence $k-\varepsilon$ et RSM. Une erreur nettement plus importante est observée pour le modèle $k-\omega$ qui donne une pression en A plus de 1.5 fois supérieure à celle trouvée pour les deux autres modèles de turbulence. L'erreur relative des résultats donnés par le $k-\omega$ sur la pression en amont du rétrécissement brusque est de près de 70%. Dans le cas d'un élargissement brusque, la formule de Borda-Carnot correspondante donne :

$$\Delta h = \left(1 - \frac{S_{amont}}{S_{aval}} \right)^2 \frac{u_{amont}^2}{2g} \quad (4.10)$$

L'erreur relative entre les résultats numériques et expérimentaux sur la perte de charge dans l'élargissement brusque est, pour tous les modèles de turbulence considérés d'environ 5%.

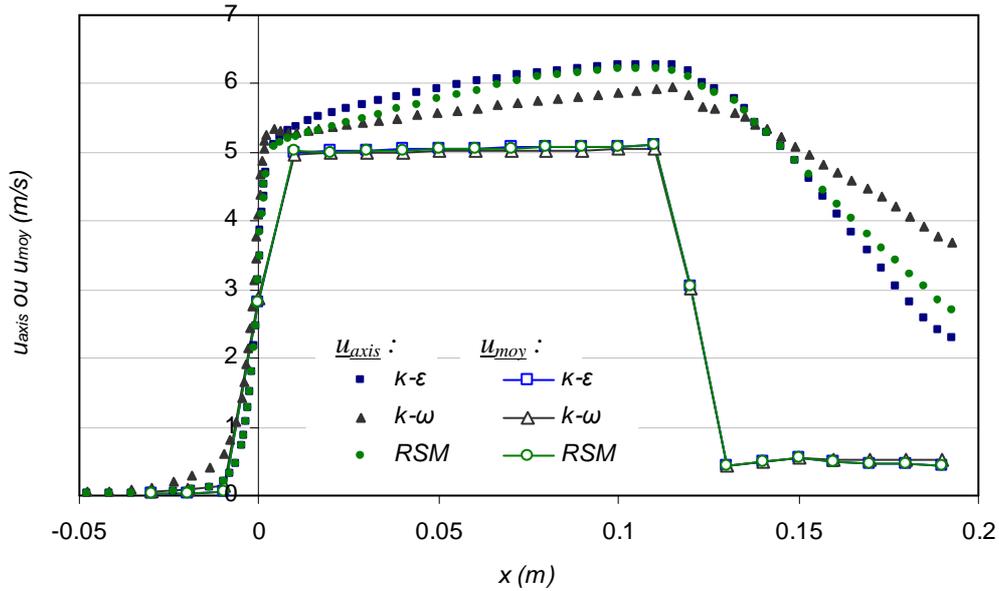


Figure 4.8. Comparaison de l'influence du modèle de turbulence pour le champ de vitesse sur l'axe de symétrie et pour la vitesse moyenne selon l'axe \vec{r} .

Quant aux résultats obtenus sur la contrainte, ils présentent également une bonne correspondance quelque soit le modèle de turbulence. Les résultats donnés par le RSM au niveau du rétrécissement brusque présentent une certaine irrégularité. L'utilisation de ce modèle nécessite sans doute une densité de maillage plus importante au niveau de cette singularité. Compte-tenu de l'erreur intrinsèque au maillage dans cette zone de singularité, les écarts observés entre les différents modèles de turbulence vis-à-vis de la contrainte tangentielle restent faibles.

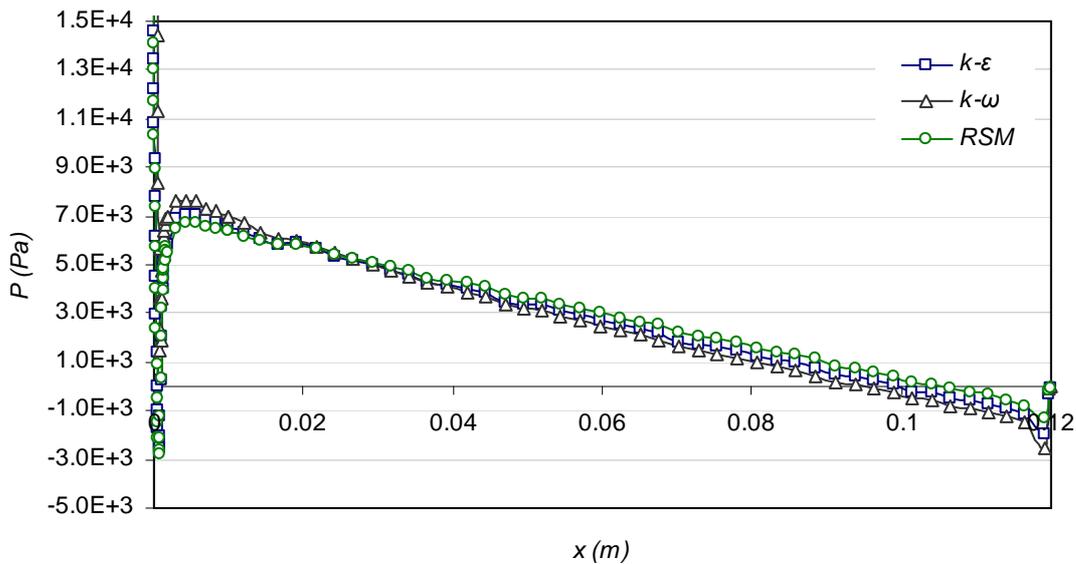


Figure 4.9. Comparaison de l'influence du modèle de turbulence pour la pression au sein du conduit aux parois érodables.

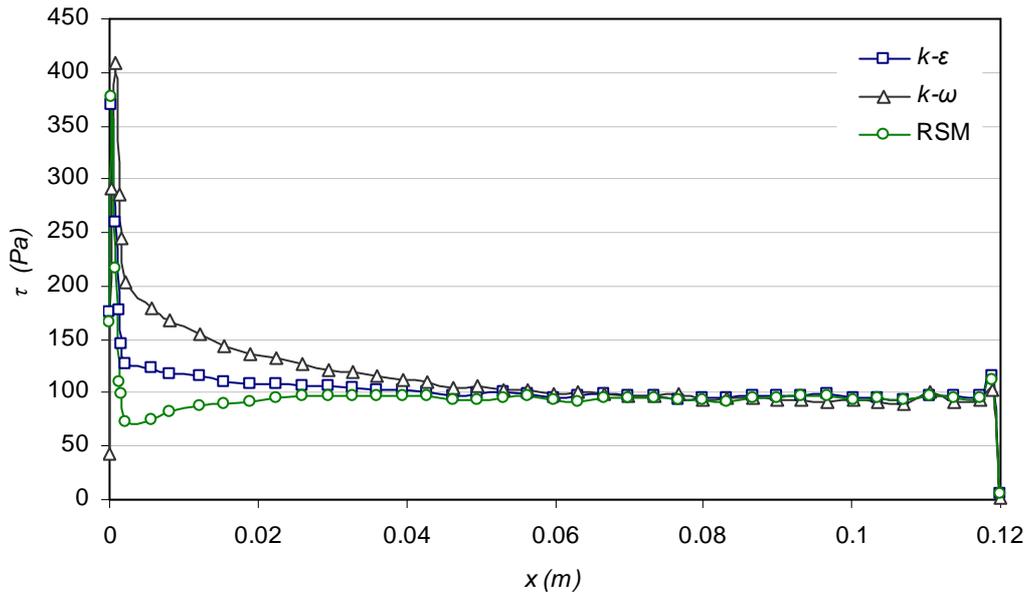


Figure 4.10. Comparaison de l'influence du modèle de turbulence pour la contrainte tangentielle sur l'interface eau/sol.

La mise en œuvre du modèle de turbulence RSM est également particulièrement complexe pour cette configuration d'écoulement. Aussi, compte-tenu de l'erreur sur la pression en amont du conduit érodable pour le modèle $k-\omega$, de la similitude des résultats numériques pour les autres variables, et des temps de calculs très importants nécessaires à la modélisation d'un essai de HET complet, le choix a été fait de réaliser les simulations avec érosion uniquement avec le modèle de turbulence $k-\varepsilon$. Dans le cadre de la modélisation d'écoulements de conduits, ce modèle de turbulence est visiblement le plus communément utilisé pour les modélisations RANS [Pope 2000].

4.2.2. Résultats avec érosion

Les paramètres d'érosion implémentés dans le modèle numérique sont conformes à ceux trouvés à la suite de l'essai de HET mené sur le sol A, avec le modèle d'interprétation de [Bonelli *et al.* 2006] : $\tau_c = 17.3 \text{ Pa}$ et $k_d = 8.3 \times 10^{-7} \text{ m}^2 \cdot \text{s} / \text{kg}$.

Les Figure 4.11 et Figure 4.12 illustrent l'évolution de l'interface eau/sol obtenue numériquement en fonction du temps. La Figure 4.11 permet de visualiser l'évolution du champ de vitesse au début, au milieu (en termes de déplacement) et à la fin du processus d'érosion. La Figure 4.12 illustre de manière plus précise l'évolution des nœuds de l'interface eau/sol en fonction du temps. Un zoom important a été effectué au niveau de la zone du matériau affectée par l'érosion. Malgré une contrainte seuil imposée relativement faible, l'érosion du matériau reste très limitée. La Figure 4.12 montre que lorsque que le processus d'érosion n'évolue plus, à un temps avoisinant les 3 000s, le rayon moyen du conduit est proche des 5 mm, soit à peine 1,6 fois le rayon initial du conduit. L'érosion du matériau est plus importante en amont du conduit, la singularité géométrique amont est lissée. Au fur et à mesure du temps, le diamètre du conduit amont devient supérieur au diamètre du conduit aval.

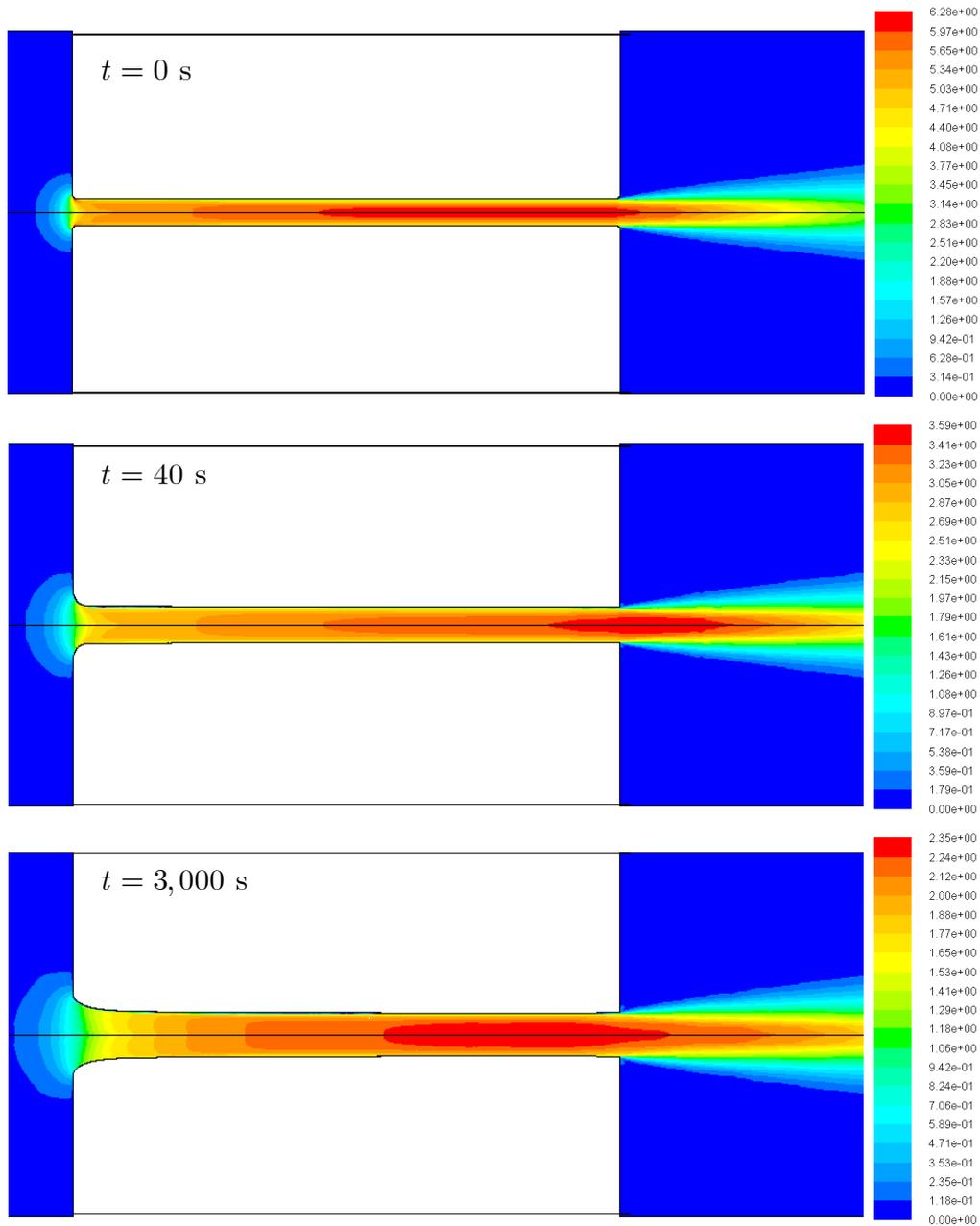


Figure 4.11. Evolution des champs de vitesse et de la figure d'érosion en fonction du temps.

Les Figure 4.8 et Figure 4.11 montrent l'accélération du fluide au niveau de l'axe de symétrie entre les sections 1 et 2 à $t = 0$ s, la vitesse moyenne sur les sections restant néanmoins constante. Plus le processus d'érosion est avancé, plus l'accélération du fluide en aval du conduit est importante, comme en atteste la Figure 4.11. Puisque la surface de la section 2 devient supérieure à la surface de la section 1, la vitesse moyenne n'est plus constante entre les deux sections. La Figure 4.13 illustre de manière détaillée l'évolution du champ de vitesse sur l'axe de symétrie. Les courbes correspondantes attestent du fait que plus le diamètre du conduit augmente, plus la vitesse dans le conduit diminue. Il en est de même pour la contrainte et la pression à l'interface eau/sol présentées Figure 4.14 et Figure 4.15. La vitesse moyenne du fluide dans le conduit évolue bien de manière proportionnelle à l'inverse du rayon au carré, conformément aux lois de conservation du débit. La vitesse de l'écoulement

dans le conduit diminue donc très rapidement avec l'augmentation du diamètre de celui-ci. Ce qui explique que la contrainte exercée par le fluide sur le matériau diminue également très rapidement avec l'augmentation du diamètre du conduit. La contrainte tangentielle devient rapidement inférieure à la contrainte seuil et le processus d'érosion s'arrête à un stade peu avancé. Un pic de contrainte important est observé au niveau du rétrécissement brusque (cf. Figure 4.14). C'est pourquoi l'érosion est plus importante au niveau de la singularité géométrique amont que dans le reste du conduit. Le pic de contrainte s'amenuise avec l'avancée du processus d'érosion.

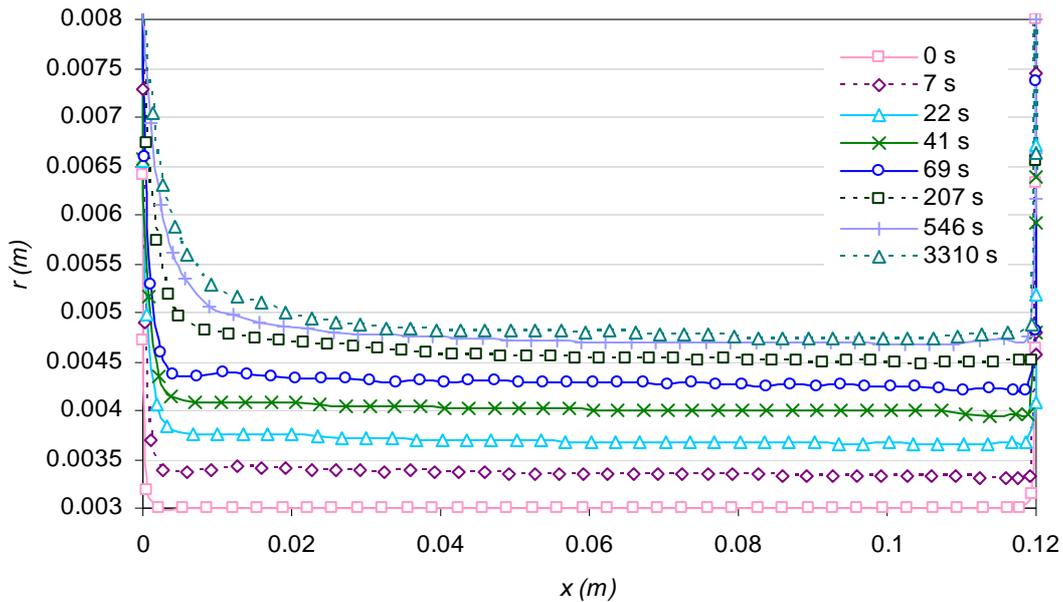


Figure 4.12. Evolution du profil de l'interface eau/sol en fonction du temps.

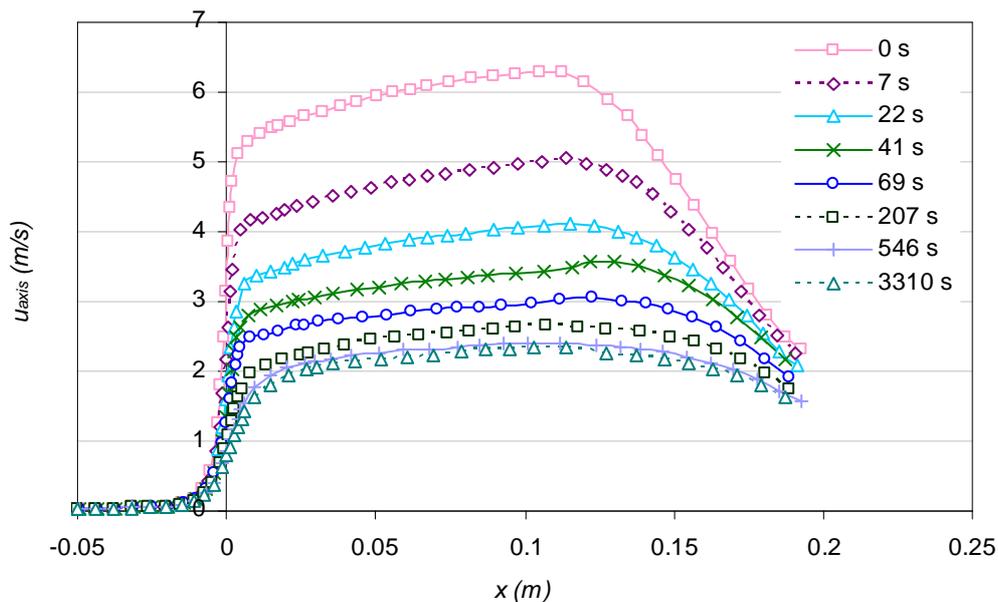


Figure 4.13. Evolution du champ de vitesse sur l'axe de symétrie en fonction du temps.

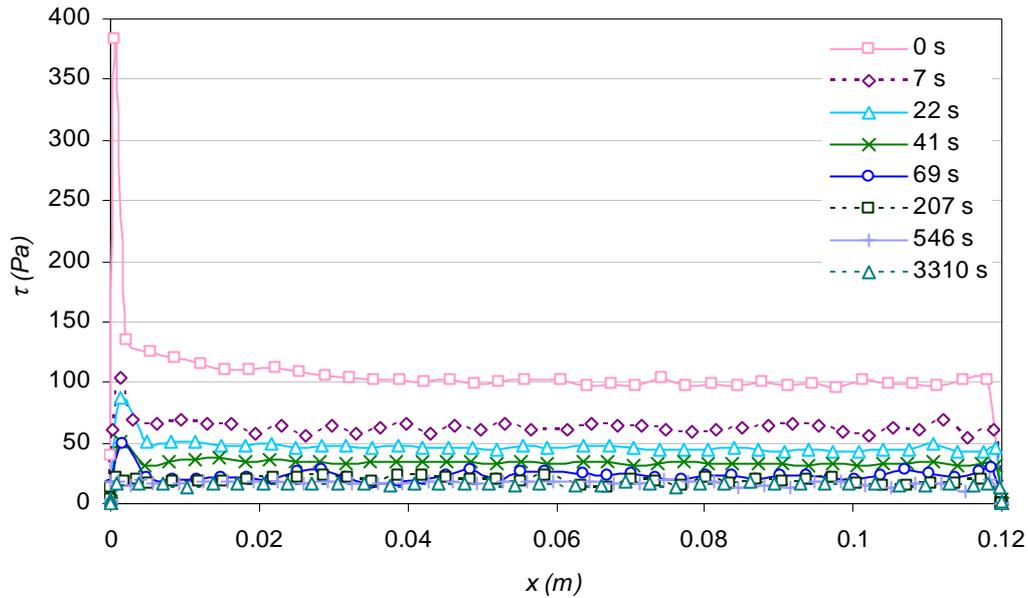


Figure 4.14. Evolution de la contrainte tangentielle sur l’interface eau/sol en fonction du temps.

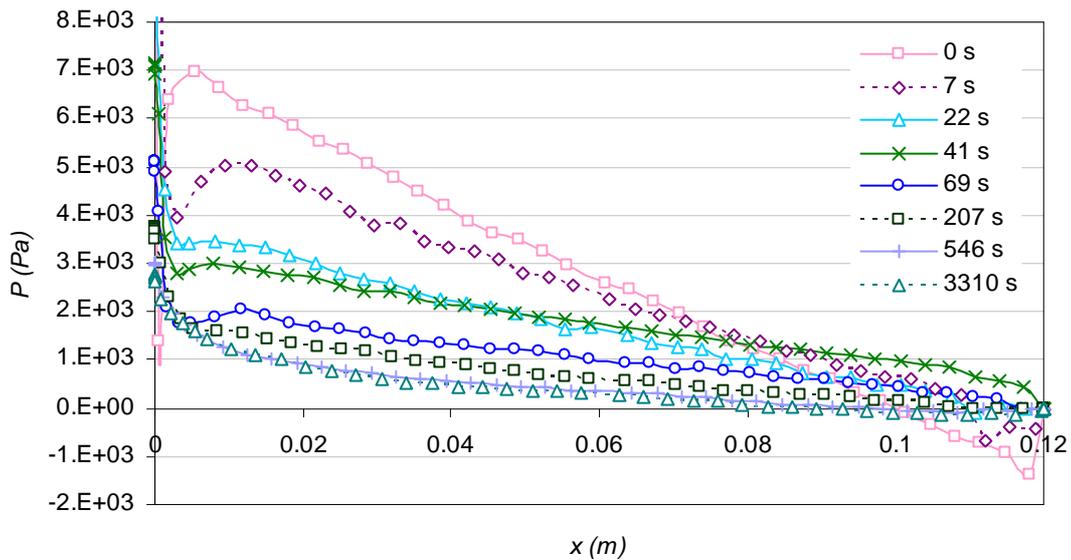


Figure 4.15. Evolution du champ de pression sur l’interface eau/sol en fonction du temps.

Mis à part au niveau des singularités géométriques du début et de fin de conduit, la contrainte tangentielle sur l’interface eau/sol est quasi-constante, cf. Figure 4.14. A la fin du processus d’érosion, en tout point de l’interface eau/sol, la contrainte tangentielle vaut la contrainte critique. On vérifie Figure 4.15 que malgré une évolution non uniforme le long du conduit du diamètre de celui-ci, la pression décroît de manière quasi-linéaire entre les sections 1 et 2, quelque soit l’instant considéré. Le différentiel de pression entre les sections 1 et 2 diminue avec le temps, conformément aux prédictions analytiques du modèle de [Bonelli *et al.* 2006].

Comparons les résultats numériques obtenus aux résultats donnés par le modèle de [Bonelli *et al.* 2006], dont les équations maitresses sont explicitées au Chapitre 1 : Eq. (1.7), (1.8) et

(1.9). Les résultats obtenus avec le modèle analytique dépendent du différentiel de pression ΔP_{12} à $t = 0$. Plusieurs choix sont possibles dans cette étude de comparaison du modèle analytique avec les résultats numériques. Cette première partie du Chapitre 4 ne traite pas des résultats expérimentaux. Néanmoins, pour l'interprétation de cet essai permettant d'aboutir aux paramètres d'érosion, le ΔP_{12} trouvé expérimentalement est utilisé dans le modèle de [Bonelli *et al.* 2006]. On peut également considérer le différentiel de pression théorique trouvé avec la formule de Blasius ou les résultats issus d'une modélisation CFD complexe, nos résultats numériques. Les résultats donnés par le modèle analytique se basant respectivement sur ces trois différentiels de pression seront considérés.

L'évolution du différentiel de pression entre les sections 1 et 2 est comparée aux résultats obtenus avec le modèle analytique Figure 4.16. On observe un bon accord entre les résultats numériques et analytiques, quelque soit le différentiel de pression initial choisi, numérique, expérimental ou théorique. Les erreurs relatives entre les résultats numériques et les résultats du modèle de [Bonelli *et al.* 2006] sont respectivement d'environ 5, 15 et 10%. Le débit entrant dans le conduit étant constant, plus le diamètre du conduit augmente avec le temps, plus le différentiel de pression diminue. Lorsque la contrainte tangentielle devient inférieure à la contrainte seuil en tout point de l'interface eau/sol, le processus d'érosion s'arrête et le différentiel de pression atteint sa valeur asymptotique. Les cinétiques d'érosion trouvées numériquement et analytiquement sont également en bonne correspondance. L'évolution de la contrainte tangentielle, prise au milieu de la longueur utile du conduit, est présentée Figure 4.17, en comparaison avec le modèle analytique. Un bon accord est également observé pour les trois ΔP_0 . L'évolution du rayon du conduit, pris au milieu de la longueur utile de celui-ci, est illustrée Figure 4.18. L'erreur entre les résultats numériques et les résultats du modèle analytique à la fin du processus d'érosion sont également respectivement d'environ 5, 15 et 10%, et attestent de la bonne correspondance des cinétiques d'érosion.

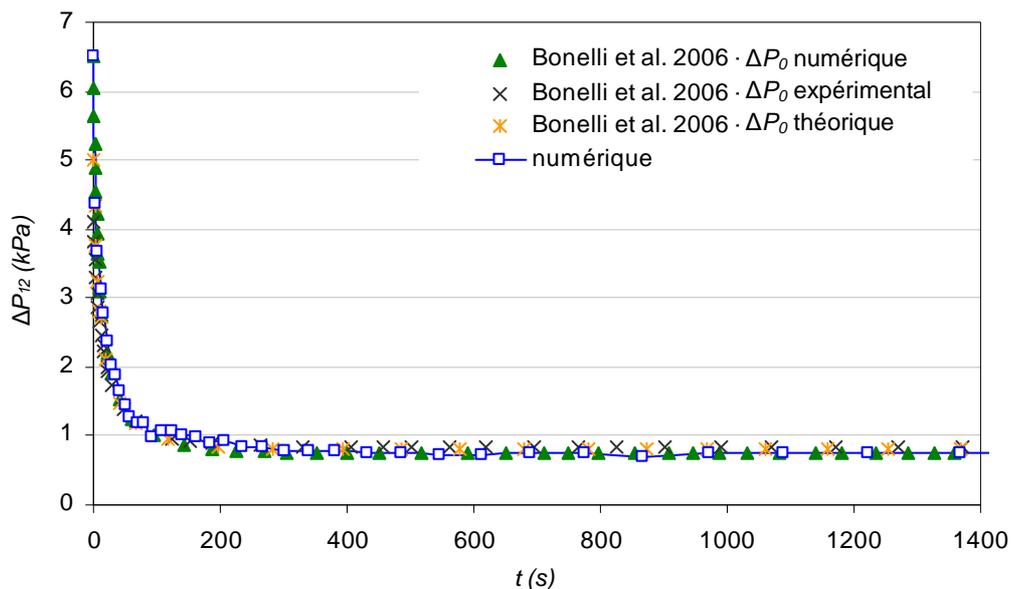


Figure 4.16. Evolution du différentiel de pression sur la longueur utile, comparaison des résultats numériques et du modèle de [Bonelli *et al.* 2006].

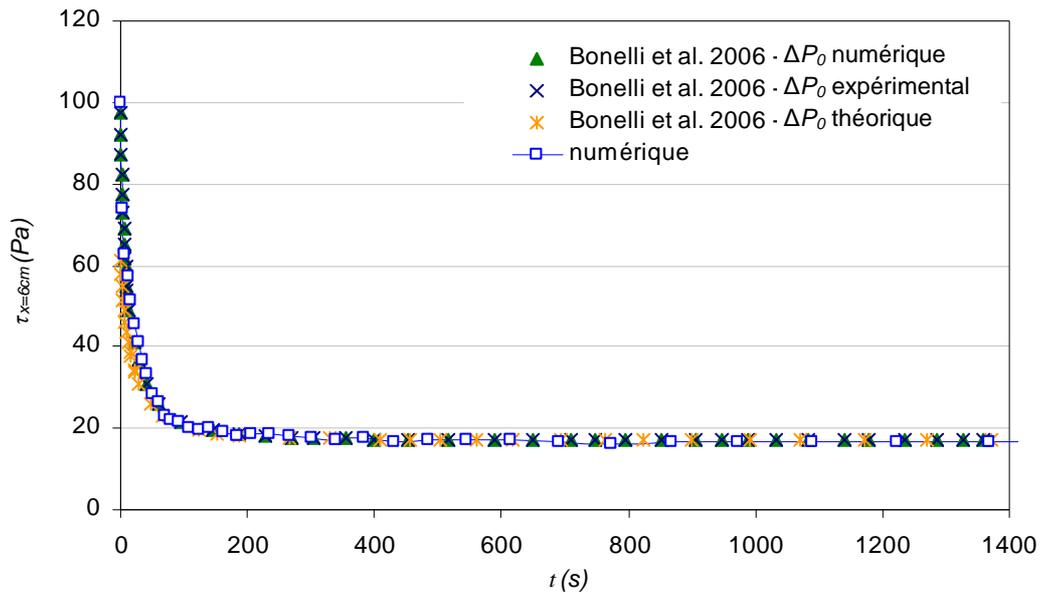


Figure 4.17. Evolution de la contrainte tangentielle en $x = 6$ cm, comparaison des résultats numériques et du modèle de [Bonelli *et al.* 2006].

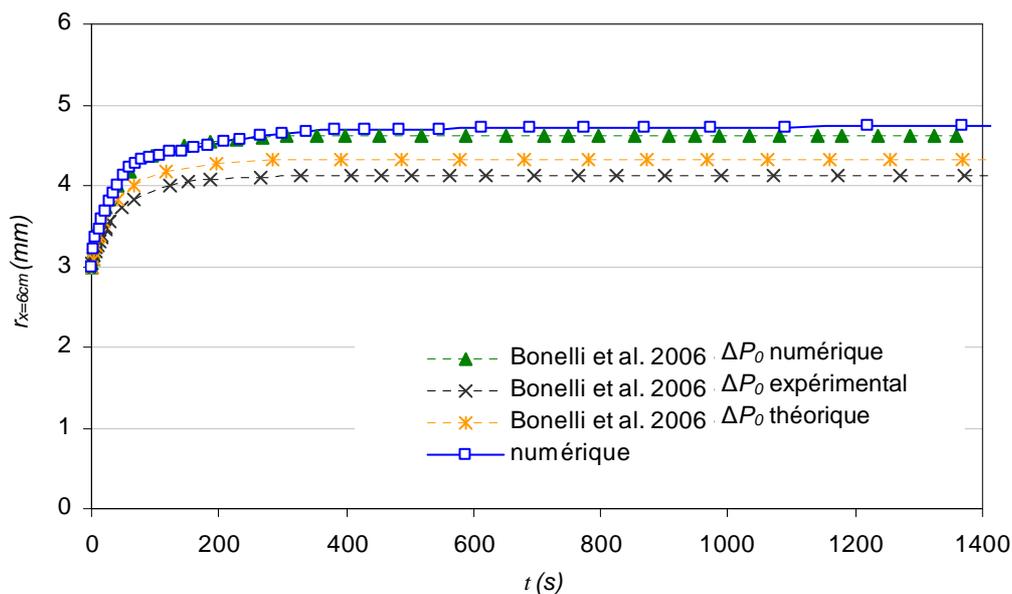


Figure 4.18. Evolution du rayon du diamètre du conduit en $x = 6$ cm, comparaison des résultats numériques et du modèle de [Bonelli *et al.* 2006].

L'emplacement des sections A et B, illustrées Figure 4.5, correspond aux positions des prises de pression dans la configuration expérimentale du HET présentée Figure 1.2. Le modèle de [Bonelli *et al.* 2006] donne $\Delta P_{AB} = 0.27\Delta P_{12}$. La Figure 4.19 illustre l'évolution du différentiel de pression entre les sections A et B trouvé numériquement en comparaison avec les résultats du modèle analytique et les données expérimentales. Un bon accord est observé, avec des erreurs relatives, à la fin du processus d'érosion, entre les résultats numériques et analytiques comprises entre 8 et 20% selon le ΔP_0 choisi. L'erreur entre les résultats numériques et

expérimentaux avoisine quant à elle les 17%. La correspondance des cinétiques d'érosion est également illustrée Figure 4.19. Les valeurs du rapport $\Delta P_{AB} / \Delta P_{12}$ trouvé numériquement oscillent entre 0.22 et 0.31, autour d'une valeur moyenne d'environ 0.25. Ce résultat est en accord avec les résultats de l'analyse énergétique du HET proposée par [Regazzoni and Marot 2011], qui détermine de manière analytique que le rapport des différentiels de pression est $\Delta P_{AB} / \Delta P_{12} = 1/4$.

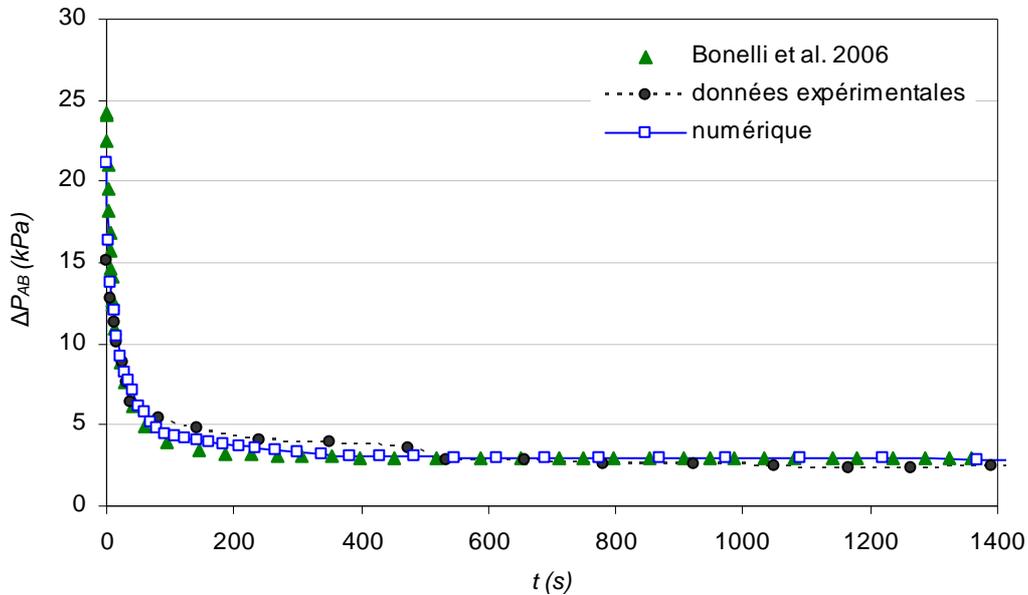


Figure 4.19. Evolution du différentiel de pression entre les sections A et B, comparaison des résultats expérimentaux, numériques et du modèle de [Bonelli *et al.* 2006].

4.2.3. Etude de la sensibilité du modèle aux paramètres d'érosion

Dans ce paragraphe, on fait varier successivement la contrainte critique et le coefficient cinétique d'érosion, en gardant les mêmes caractéristiques d'écoulement que précédemment. Au total, sept jeux de paramètres ont été testés, dont le cas présenté ci-dessus, $k_d = 8.3 \times 10^{-7} \text{ m}^2 \cdot \text{s}/\text{kg}$ et $\tau_c = 17.3 \text{ Pa}$. On a imposé τ_c égal à 5 et 40 Pa, pour un coefficient cinétique d'érosion fixé à $k_d = 8.3 \times 10^{-7} \text{ m}^2 \cdot \text{s}/\text{kg}$, et k_d égal à 5×10^{-7} , 5×10^{-6} et 1×10^{-5} pour $\tau_c = 17.3 \text{ Pa}$. Le jeu de paramètres $\tau_c = 11 \text{ Pa}$ et $k_d = 1 \times 10^{-5} \text{ m}^2 \cdot \text{s}/\text{kg}$ (données trouvées à la suite de l'essai de JET mené sur le sol A) a également été imposé.

Les Figure 4.20 et Figure 4.21 illustrent les résultats trouvés pour ces différents jeux de paramètres. L'évolution du différentiel de pression entre les sections A et B en fonction du temps est présentée Figure 4.20, en comparaison avec les données expérimentales. L'évolution du diamètre du conduit en fonction du temps est illustrée Figure 4.21. Conformément à la loi d'érosion imposée dans notre code de déplacement d'interface, on observe que seule la contrainte seuil a une influence sur la figure d'érosion à la fin du processus d'érosion. Soient R_∞ le rayon du conduit érodable de longueur L au temps t_∞ , pour lequel le processus d'érosion n'évolue plus et $t_{1/2}$ le temps auquel le rayon du conduit en $x = 6 \text{ cm}$ vaut : $R(t_{1/2}) = R_0 + (R_\infty - R_0)/2$.

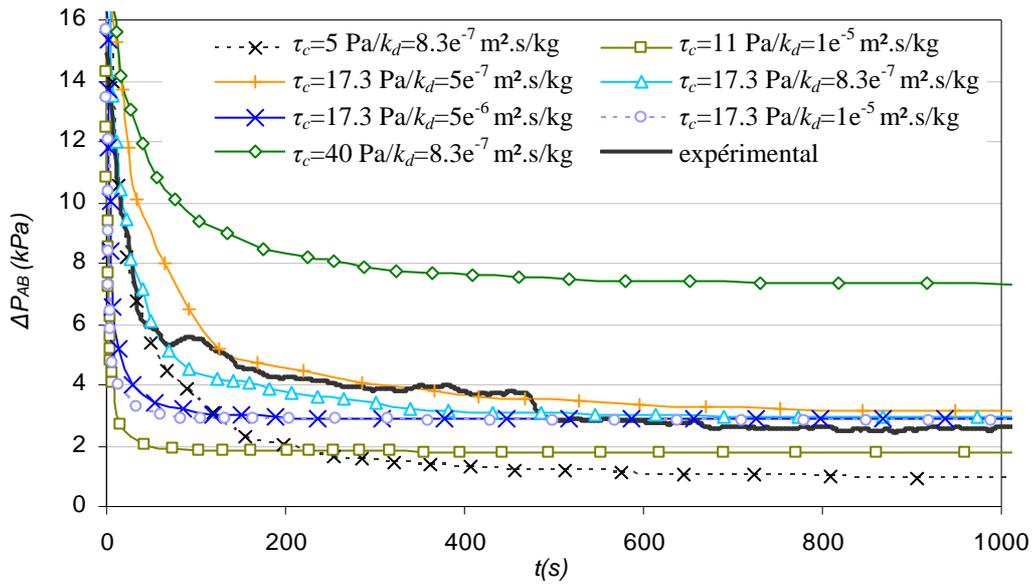


Figure 4.20. Evolution du différentiel de pression entre les sections A et B, comparaison des résultats de l'étude paramétrique et des données expérimentales.

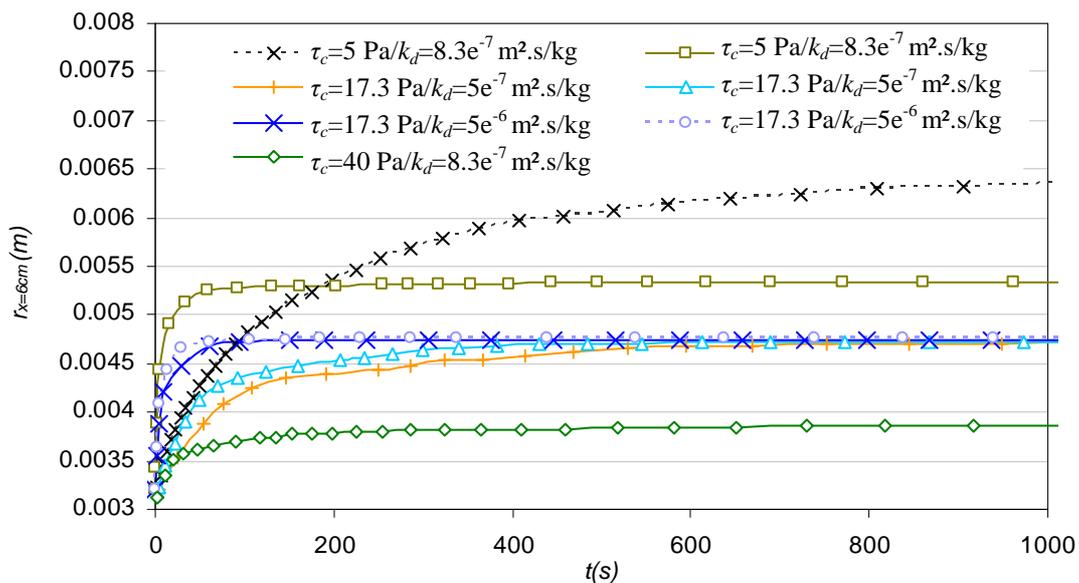


Figure 4.21. Evolution du diamètre du conduit en $x = 6$ cm en fonction du temps, résultats de l'étude paramétrique.

Soient g_1 et g_2 des fonctions continues sur \mathbb{R}^+ , conformément à la loi d'érosion Eq. (1.1), on vérifie que :

$$R_\infty = g_1(\tau_c) \text{ et } t_{1/2} = g_2(k_d, \tau_c) \quad (4.11)$$

La Figure 4.22 illustre la fonction g_1 , en donnant le rayon final, pris au milieu du conduit, en fonction de la contrainte critique. Les Figure 4.23 et Figure 4.24 illustrent la fonction g_2 , en donnant $t_{1/2}$ en fonction de la contrainte critique et du coefficient d'érosion respectivement. Ces résultats sont comparés aux formules analytiques de [Bonelli *et al.* 2006] :

$$R_\infty = \left(\frac{2L\tau_c}{\Delta P_0 R_0^5} \right)^{-1/4} \quad (4.12)$$

$$t_{1/2} = \left[f \left(\frac{1}{2} \tau_c^{1/4} \tilde{R}(t_{1/2}) \right) - f \left(\tau_c^{1/4} \right) \right] \times \frac{t_{er}}{\tau_c^{5/4}} \quad (4.13)$$

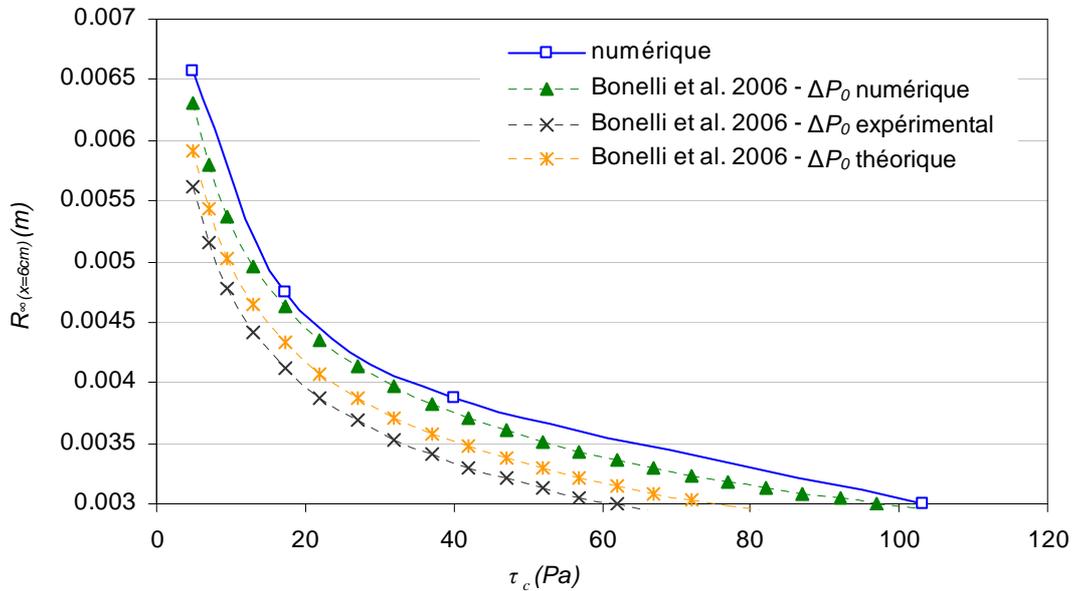


Figure 4.22. Rayon du conduit en $x = 6$ cm à la fin du processus d'érosion, comparaison des résultats numériques et du modèle de [Bonelli *et al.* 2006].

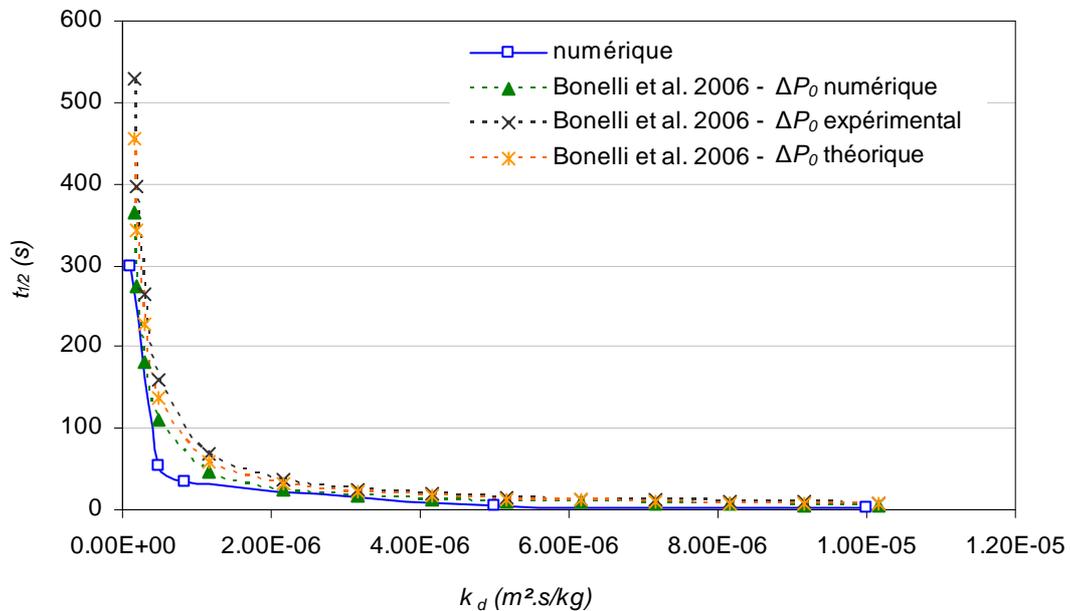


Figure 4.23. Illustration de la cinétique de l'érosion en fonction du coefficient d'érosion, comparaison des résultats numériques et du modèle de [Bonelli *et al.* 2006].

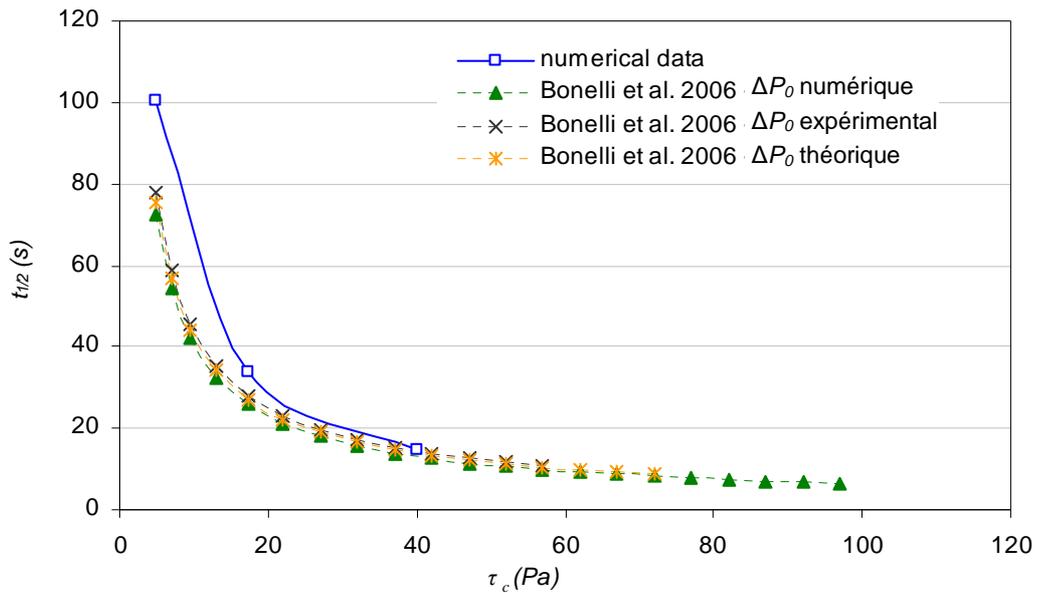


Figure 4.24. Illustration de la cinétique de l'érosion en fonction de la contrainte critique, comparaison des résultats numériques et du modèle de [Bonelli *et al.* 2006].

On observe Figure 4.22, Figure 4.23 et Figure 4.24 que les résultats numériques et analytiques sont en bon accord, quelque soit le différentiel de pression choisi à $t = 0$ s. La Figure 4.22 présente des courbes décalées les unes par rapport aux autres en fonction du différentiel de pression initial, mais leurs formes correspondent bien à celle obtenue numériquement. Les Figure 4.22 et Figure 4.24 attestent du fait que plus la contrainte seuil est élevée, moins l'érosion du matériau est prononcée et plus le processus d'érosion est rapide. De même, plus le coefficient d'érosion est élevé, plus le processus d'érosion est rapide (Figure 4.23). L'étude paramétrique de l'influence de la contrainte critique et du coefficient d'érosion permet également de donner, dans le cas de cette configuration, l'amplitude des conséquences des erreurs sur ces deux paramètres. Plus la contrainte critique est faible, plus les erreurs engendrées, sur la figure d'érosion et sur la cinétique d'érosion, par une variation de quelques pour cent sur la valeur de la contrainte critique vont être importantes. Il en est de même pour le coefficient d'érosion. Pour des coefficients d'érosion et des contraintes seuils faibles, les courbes relatives à la cinétique d'érosion présentent une asymptote. C'est pourquoi pour ces gammes de τ_c et k_d , la cinétique d'érosion est très sensible à la variation de ces paramètres. Pour une contrainte critique comprise entre 0 et 10 Pa, une erreur de quelques pourcents sur celle-ci peut entraîner une erreur supérieure à 100% sur la durée du processus d'érosion, il en est de même pour des $k_d < 1 \times 10^{-6} \text{ m}^2 \cdot \text{s} / \text{kg}$.

4.2.4. Discussion

Le premier élément de discussion concerne la différence observée sur la pression en amont du conduit érodable, entre le modèle $k-\omega$ et les deux autres modèles de turbulence testés. D'après le calcul de perte de charge réalisé avec la formule de Borda-Carnot, nous avons pu conclure à la meilleure pertinence des modèles de turbulence $k-\varepsilon$ et RSM. Dans le cas de la modélisation

d'essais de JET, il n'avait pas été possible de déterminer avec certitude quel modèle de turbulence donnait les meilleurs résultats, même si les résultats donnés par le $k-\omega$ sont en meilleur accord avec les résultats expérimentaux. On peut alors se demander pourquoi le modèle $k-\varepsilon$ semble plus adapté à la modélisation de l'érosion de conduit et le $k-\omega$ de jet. Ces différences résultent très certainement de la calibration des différents modèles de turbulence. La prise en compte de nombreuses constantes est inhérente à tout modèle de turbulence. Le calage de ces constantes est effectué par le biais de résultats empiriques, sur plusieurs configurations d'écoulement, de manière à donner les résultats les plus réalistes possibles sur une majorité de cas. C'est pourquoi tel ou tel modèle de turbulence est plus adapté à telle ou telle configuration d'écoulement.

Le second élément de discussion concerne le bon accord entre les résultats numériques, expérimentaux et le modèle analytique. Pour cet essai de HET mené sur le sol A, on a pu constater que les paramètres d'érosion permettent bien de retrouver numériquement l'évolution du processus d'érosion. Cela constitue une validation supplémentaire du modèle d'interprétation du HET et de la méthode de modélisation. Ainsi, les deux jeux de paramètres trouvés respectivement au JET et au HET sur un même sol sont validés par les modélisations numériques présentées aux paragraphes 3.2 et 4.2. Or, ces paramètres sont distants pour le coefficient d'érosion de plus d'un ordre de grandeur ($k_d \text{ JET} / k_d \text{ HET} = 12.0$) et l'erreur relative de la contrainte critique trouvée au JET par rapport à celle trouvée au HET avoisine les 60% ($\tau_{c \text{ HET}} / \tau_{c \text{ JET}} = 1.6$). Les études paramétriques menées respectivement aux paragraphes 3.2.2 et 4.2.3 ont également permis de montrer à quel point les paramètres d'érosion trouvés avec l'autre essai entraînent une erreur importante entre les résultats numériques obtenus et les résultats expérimentaux. La Figure 4.20 montre que la cinétique d'érosion obtenue avec les paramètres du JET ($k_d = 1.0 \times 10^{-5} \text{ m}^2 \cdot \text{s}/\text{kg}$ et $\tau_c = 11 \text{ Pa}$) n'est pas en bonne correspondance avec les résultats expérimentaux. De même, les Figure 3.16 et Figure 3.17 montrent respectivement que les résultats obtenus avec $\tau_c = 20 \text{ Pa}$ ou $k_d = 5 \times 10^{-6} \text{ m}^2 \cdot \text{s}/\text{kg}$ (paramètres HET : $k_d = 8.3 \times 10^{-7} \text{ m}^2 \cdot \text{s}/\text{kg}$ et $\tau_c = 17.3 \text{ Pa}$) sont très éloignés des résultats expérimentaux. On peut donc en déduire que, tout du moins pour ce sol, les deux modèles d'interprétation du JET et du HET sont validés, mais que les paramètres d'érosion trouvés dépendent de la sollicitation hydraulique appliquée. Leur signification physique doit ainsi être considérée avec attention. Au moins un des jeux de paramètres trouvés ne dépend pas uniquement des propriétés du sol. C'est un résultat important de la thèse. La signification physique des paramètres de la loi d'érosion sera étudiée au Chapitre 5.

4.3. Modélisation d'essais de HET

4.3.1. Caractérisation des sols testés

A l'instar des modélisations numériques des essais de JET réalisées, deux modélisations supplémentaires d'essais de HET ont été effectuées. L'objectif est d'obtenir des éléments supplémentaires de validation de la méthode de modélisation développée au Chapitre 2. Ces essais ont été réalisés sur les matériaux D et E qui sont des sols tests calibrés. Ces essais font

partie des résultats expérimentaux qui ont fait l'objet de l'étude menée par [Benahmed et Bonelli 2012]. Le matériau D est entièrement composé de kaolinite blanche et le sol E est un mélange de proclay (30%) et de sable d'Hostun (70%). Les résultats des essais d'identification des sols D et E, sont présentés Table 4.2 et les courbes granulométriques des différents sols sont présentées Figure 4.25.

Paramètres d'identification	Sol D	Sol E
Nature du sol	Argile (Kaolinite blanche)	Mélange à 30% d'argile (proclay) et de sable fin (70%)
Teneur en eau (%)	23.5	21
Masse volumique apparente sèche (t/m^3)	1.39	1.66
Porosité	0.47	0.38
Indice des vides	0.9	0.60
Degré de saturation (%)	69.1	92.9
Indice de plasticité des argiles	16	24
% passants à 80 μm	90	94.9

Table 4.2. Paramètres d'identification des sols D et E [Benahmed et Bonelli 2012].

Paramètres hydrauliques	Sol A	Sol D	Sol E
Débit d'écoulement (m^3/h)	0.531	0.546	0.236
Longueur de l'échantillon (cm)	12	15	15
Contrainte seuil τ_c (Pa)	17.3	25.8	6.35
Coefficient d'érosion k_d ($m^2.s/kg$)	8.3×10^{-7}	1.38×10^{-7}	1.71×10^{-6}

Table 4.3. Paramètres hydrauliques et d'érosion relatifs aux essais de HET menés sur les sols A, D et E.

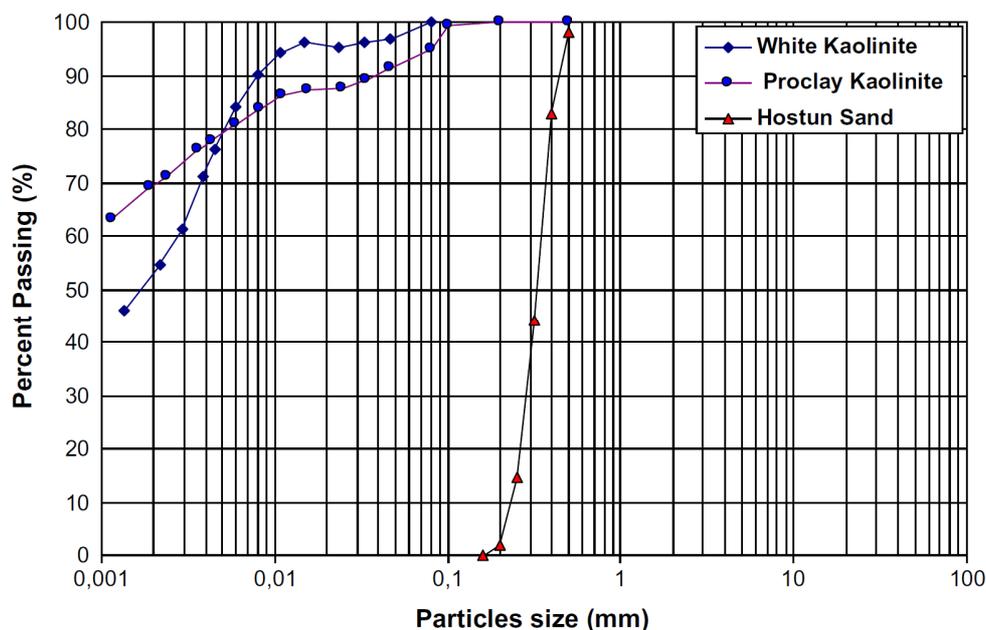


Figure 4.25. Courbes granulométriques de la kaolinite blanche, de la proclay et du sable d'Hostun [Benahmed and Bonelli 2012].

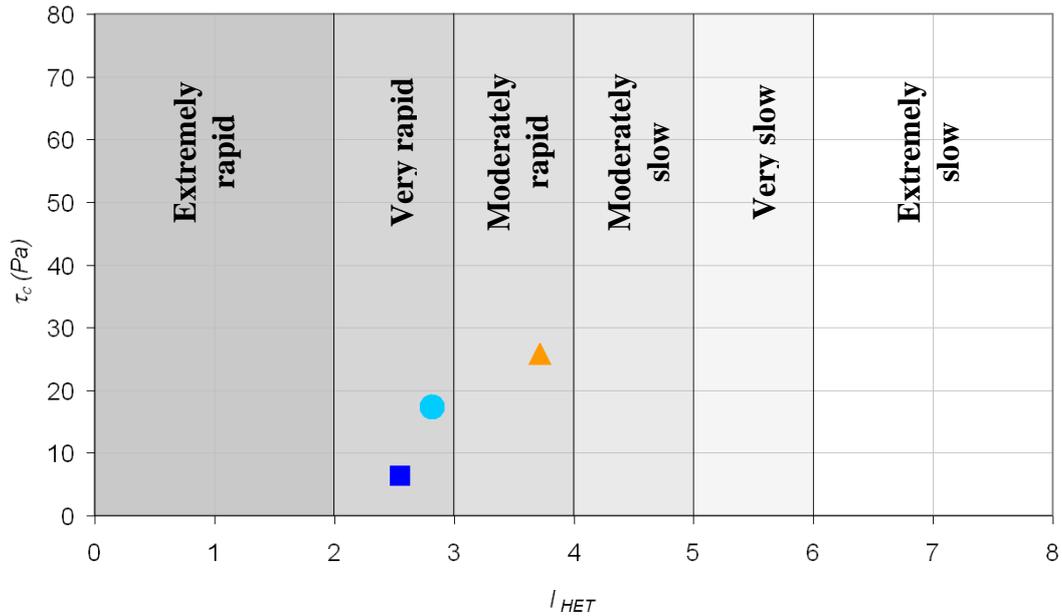


Figure 4.26. Classification des sols testés au HET dans la classification de [Wan and Fell 2004], \circ sol A, Δ sol D et \square sol E.

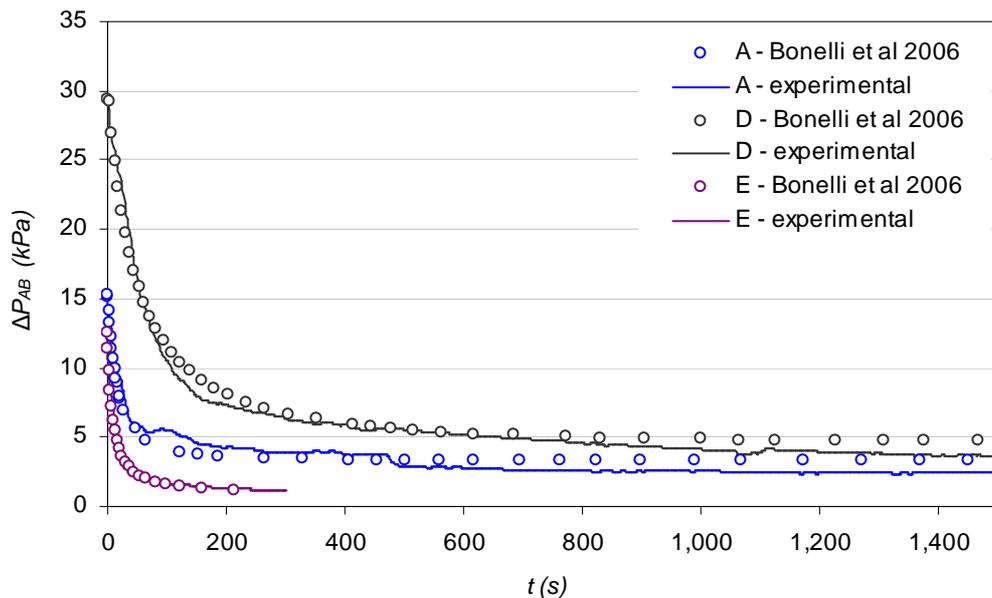


Figure 4.27. Evolution du différentiel de pression entre les sections A et B pour les essais relatifs aux sols A, D et E, comparaison des données expérimentales avec les résultats du modèle analytique.

La Figure 4.26 illustre la position des sols dans la classification établie par [Wan et Fell 2004]. L'indice d'érosion de Fell est défini comme suit : $I_{HET} = -\log(C_e)$ avec C_e coefficient d'érosion de Fell tel que $C_e = k_d \rho_s$. Comme pour le choix des essais de JET, le choix de la modélisation des essais de HET menés sur les sols D et E a été effectué en fonction des natures très différentes des sols testés, et vis-à-vis des différents paramètres d'écoulement. Les paramètres caractéristiques d'érosion, contrainte seuil et coefficient cinétique d'érosion, des matériaux testés sont également assez proches, cf. Table 4.3.

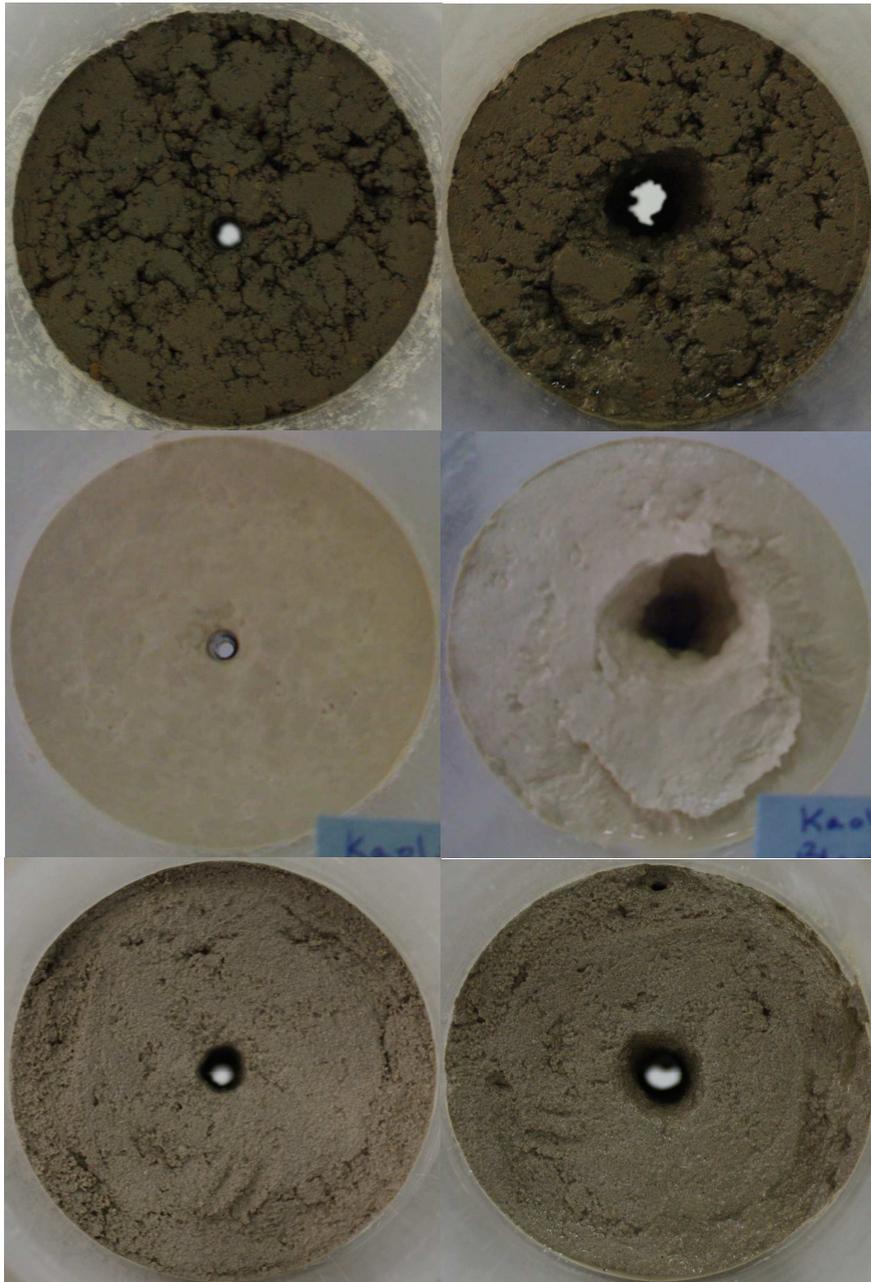


Figure 4.28. Photographies des échantillons de sols avant (à gauche) et après (à droite) essais de HET, avec de haut en bas les images correspondant respectivement aux sols A, D et E (F. Byron, IRSTEA).

La Figure 4.27 illustre les différences observées expérimentalement sur l'évolution du différentiel de pression entre les sections A et B en fonction du temps. La cinétique d'érosion dans le cas du sol E est plus rapide que pour le sol A, elle-même plus rapide à celle obtenue pour le sol D. Cela est conforme à la position relative des sols dans la classification de Fell (Figure 4.26). Dans le cas du sol E, l'arrêt du processus d'érosion est environ 4 fois plus rapide que pour le sol D. Les volumes de sols érodés sont mesurés à la fin de l'essai. Pour l'essai de HET mené sur le sol A, le volume de sol érodé mesuré est d'environ 21 cm^3 , pour une longueur de l'échantillon de 12 cm. Pour les sols D et E, les volumes de sol érodés avoisinent respectivement 45 cm^3 et 15.5 cm^3 , pour une longueur de l'échantillon de 15 cm.

Les photographies des échantillons de sol avant et après essai de HET sont présentées Figure 4.28. Le diamètre total de l'échantillon est de 8 cm. Les photographies de gauche représentent l'amont de l'échantillon de sol. Les diamètres amont du conduit érodable à la fin du processus d'érosion valent respectivement pour les sols A, D et E : 2, 2.5 et 1.8 cm, à plus ou moins 1 mm près. En amont du conduit, les diamètres à la fin du processus d'érosion valent entre 6 et plus de 8 fois le diamètre du défaut initial.

4.3.2. Résultats de la modélisation des essais de HET

L'indépendance des résultats à la densité du maillage, pour les essais menés sur les matériaux D et E, a été validée de la même manière que dans le cas du sol A, cf. paragraphe 4.2.1. Les différentes modélisations relatives aux essais de HET ont été réalisées avec le modèle de turbulence $k-\varepsilon$ réalisable.

Les Figure 4.29, Figure 4.30 et Figure 4.31 montrent pour les trois essais l'évolution du différentiel de pression entre les sections A et B en fonction du temps, pour les résultats numériques, les résultats expérimentaux et les résultats du modèle analytique. Ces figures attestent que, quelque soit l'essai considéré, les résultats numériques sont en bonne correspondance avec les résultats expérimentaux et les résultats du modèle de [Bonelli *et al.* 2006]. La Table 4.4 donne les pourcentages d'erreur relative entre les résultats numériques et expérimentaux et entre les résultats numériques et le modèle analytique sur ΔP_{AB} . L'erreur maximale observée par rapport au modèle analytique est de 30%, ce qui reste dans les ordres de grandeur des incertitudes sur les paramètres géomécaniques. Les erreurs relatives par rapport aux résultats expérimentaux sont inférieures à 22%, sauf dans le cas du matériau D où celle-ci atteint près de 56%. L'erreur entre le différentiel de pression trouvé pour le matériau D numériquement et expérimentalement vaut environ 2 kPa, soit presque 7% du différentiel de pression initial entre les sections A et B. Ramenées au pourcentage du différentiel de pression initial expérimental, les erreurs entre les résultats numériques et expérimentaux ou analytiques sont inférieures à 10% quelque soit le matériau considéré.

L'erreur entre les résultats numériques et expérimentaux sur le différentiel de pression initial peut cependant être importante : environ 42% pour le sol A, 12% pour le sol D et 57% pour le sol E. Ces erreurs sont certainement dues au fait que l'on ne considère pas dans notre modélisation numérique de phase transitoire d'établissement de l'écoulement. On impose directement un débit constant. Or, il existe expérimentalement une phase transitoire durant laquelle le débit est augmenté progressivement.

Erreur relative sur ΔP_{AB} (%)	Sol A	Sol D	Sol E
Par rapport aux résultats expérimentaux	15.6	55.7	21.2
Par rapport au modèle analytique	18.2	13.1	30.2

Table 4.4. Erreurs relatives sur le différentiel de pression final entre les sections A et B, par rapport aux résultats expérimentaux et analytiques, sur les sols A, D et E.

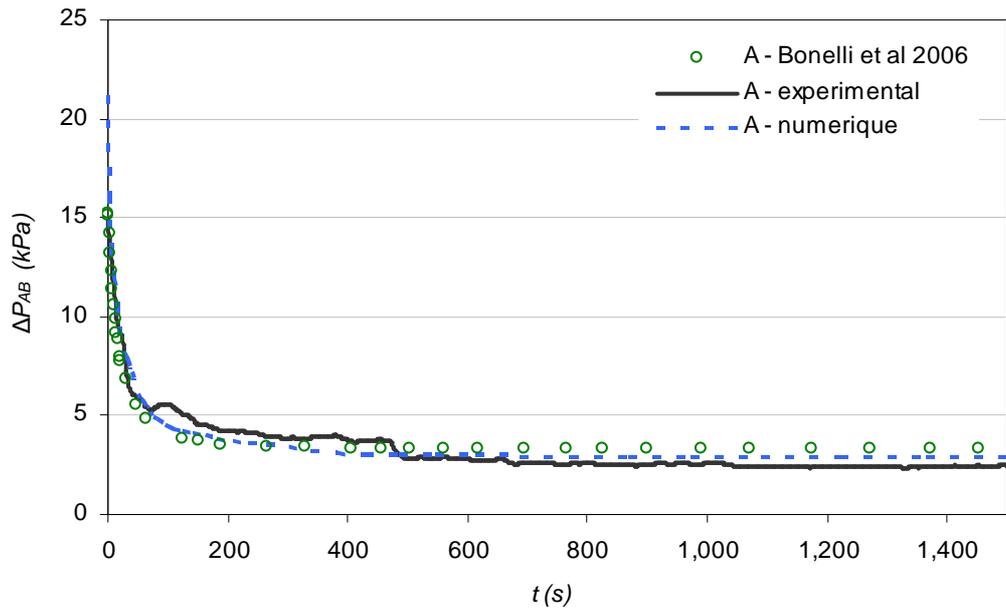


Figure 4.29. Comparaison des résultats numériques, expérimentaux et semi-empiriques pour l'essai de HET relatif au sol A.

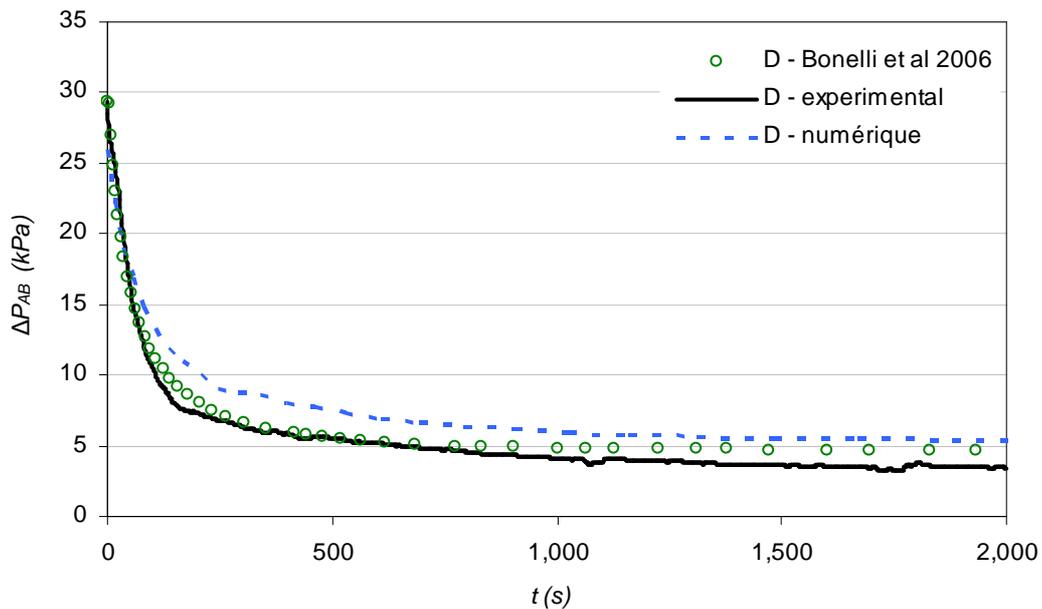


Figure 4.30. Comparaison des résultats numériques, expérimentaux et semi-empiriques pour l'essai de HET relatif au sol D.

Les courbes présentées Figure 4.32 donnent l'évolution de l'interface à différents temps d'érosion pour les modélisations réalisées sur les sols D et E (se reporter à la Figure 4.12 pour le sol A). Pour chacun des trois graphes, la courbe se situant aux rayons les plus élevés donne l'état final de l'interface eau/sol à la fin du processus d'érosion. La dissymétrie de l'érosion entre l'amont et l'aval du conduit érodable est notable sur chacun des trois graphes. Le processus d'érosion est progressivement stoppé de l'aval vers l'amont du conduit, puisque la

contrainte tangentielle est supérieure à l'amont. Les points de l'interface dont le rayon est tel que la contrainte tangentielle est devenue inférieure à la contrainte critique ne sont plus déplacés. On observe un regroupement des différentes courbes avec l'augmentation du temps, en partant de l'aval du conduit pour ensuite concerner toute l'interface eau/sol. Le phénomène n'est toutefois pas aussi prononcé que dans le cas du JET, où les disparités sur les valeurs de la contrainte en fonction de la position sur l'interface sont beaucoup plus importantes que dans le cas du HET.

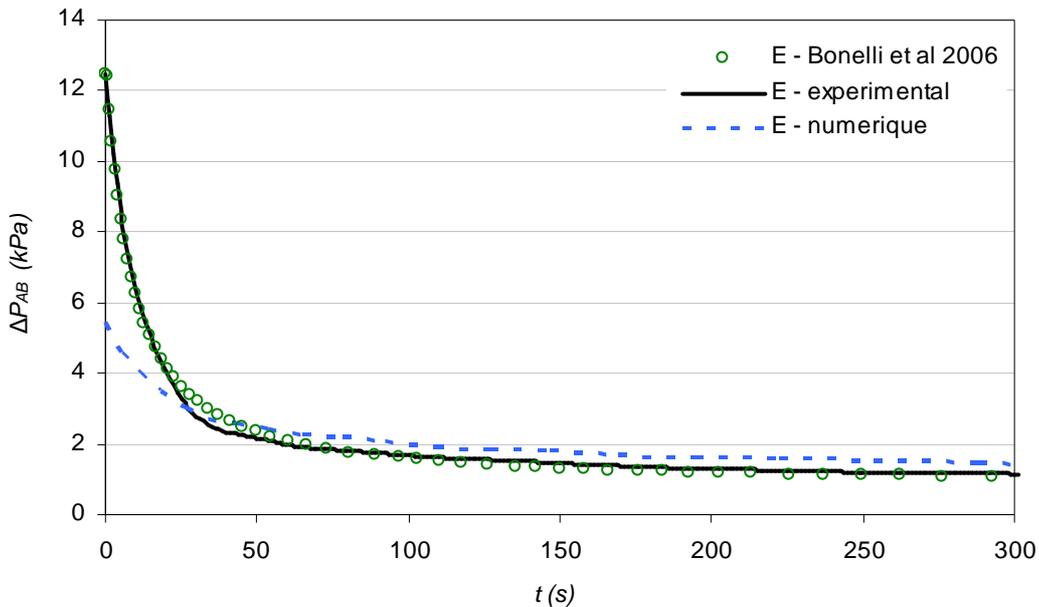


Figure 4.31. Comparaison des résultats numériques, expérimentaux et semi-empiriques pour l'essai de HET relatif au sol E.

Les cinétiques d'érosion obtenues numériquement sont en bon accord avec les résultats expérimentaux et du modèle de [Bonelli *et al.* 2006] présentés Figure 4.27. En plus des cinétiques d'érosion très différentes pour chaque essai, les Figure 4.12 et Figure 4.32 illustrent les différences obtenues sur le rayon atteint à la fin du processus d'érosion. Dans le cas de l'essai mené sur le sol A, le rayon obtenu au milieu du conduit érodable vaut environ 4.8 mm. On trouve 4.3 mm pour le sol D et 4.1 mm pour le sol E. Ces valeurs restent très proches pour les trois essais et ne représentent qu'entre 1.3 et 1.6 fois le rayon initial du conduit. L'érosion à l'amont du conduit est quant à elle nettement plus importante. Le rayon amont du conduit trouvé numériquement vaut environ 7.5 mm pour le sol A, 6 mm pour le sol D et 6.5 mm pour le sol E. L'erreur par rapport aux données expérimentales est raisonnable, puisqu'il avait été trouvé des rayons amont avoisinant le cm, cf. Figure 4.28. Les résultats obtenus pour la singularité géométrique amont sont corrects, étant donné que le maillage n'est pas suffisamment fin pour assurer l'indépendance des résultats vis-vis du maillage (cf. paragraphe 4.2.1.1) et que cette singularité représente une vraie difficulté technique. Quelque soit l'essai considéré, les figures d'érosion obtenues numériquement sont très semblables, comme en atteste la Figure 4.33. Cependant, l'extrême linéarité des profils des interfaces eau/sol présentés Figure 4.33 n'est jamais observée expérimentalement. La Figure 4.34 est une

illustration de profil type de figure d'érosion trouvée expérimentalement. Les instabilités observées au sein du conduit sont issues de processus complexes, certainement dépendantes notamment de la structure même du matériau et ne sont pas modélisées numériquement.

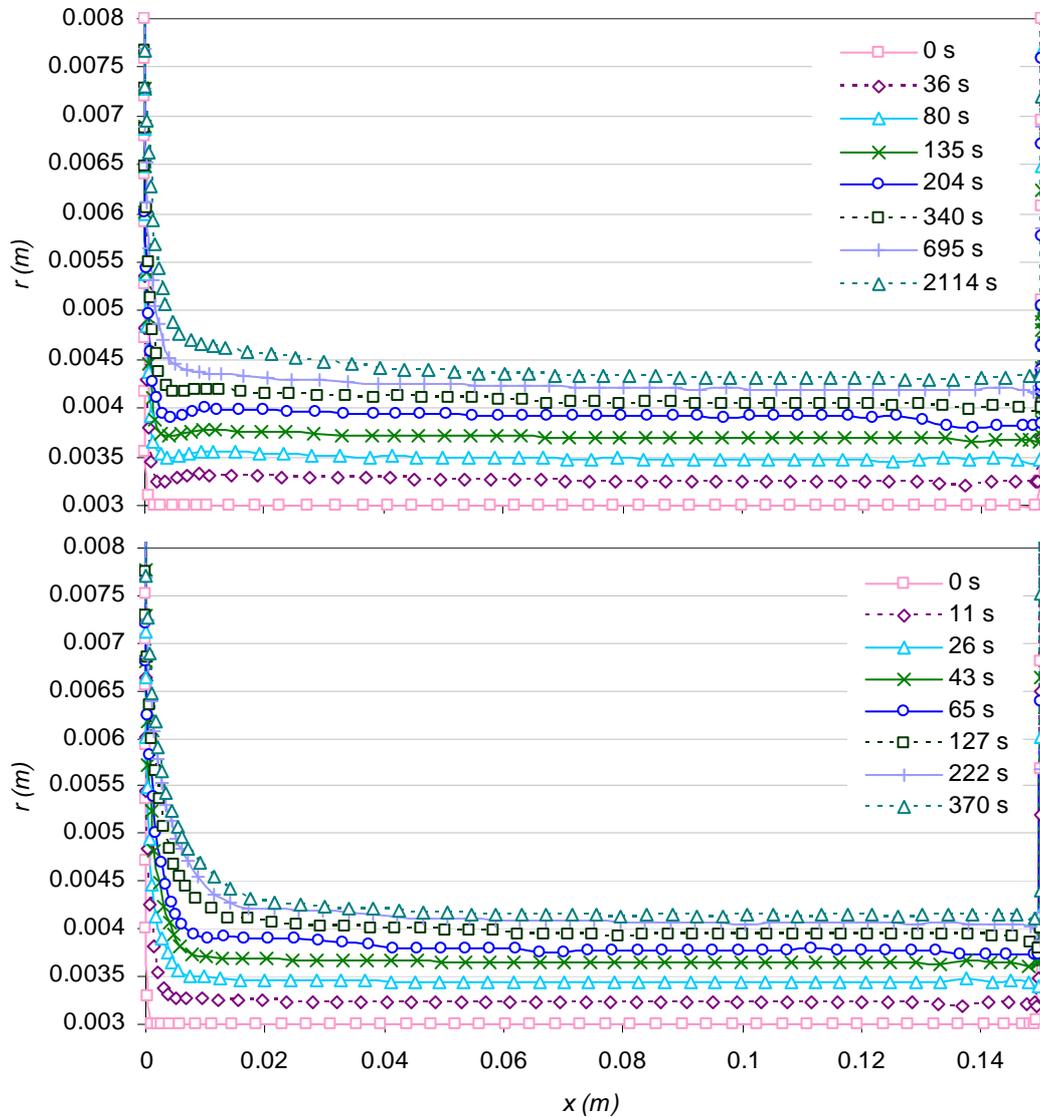


Figure 4.32. Evolution de l'interface eau/sol en fonction du temps, avec de haut en bas les graphes correspondants aux essais menés sur les sols D et E.

Le volume de fluide au sein du défaut initial vaut respectivement 3.39 cm^3 pour le sol A et 4.24 cm^3 pour les sols D et E. Le calcul des volumes de fluide, au sein des conduits érodables, trouvés numériquement à la fin des processus d'érosion donnent : 9.20 cm^3 pour le sol A, 9.25 cm^3 pour le sol D et de 8.61 cm^3 pour le sol E. Ainsi, les volumes de sol érodé sont compris entre 4.38 et 5.81 cm^3 , ce qui représente entre 1.3 et 1.7 fois le volume de fluide au sein du défaut initial. En termes de volume de sol de l'échantillon, le volume de sol qui a été érodé au cours du processus d'érosion ne représente qu'entre 0.6% et 1% du volume total de l'échantillon de sol. Expérimentalement, il a été trouvé des volumes de sols érodés à la fin du processus d'érosion valant entre 1.5% et 5.5% du volume total de l'échantillon de sol. Les

erreurs entre les résultats numériques et expérimentaux sur le volume de sol érodé sont assez importantes. Elles s'expliquent très certainement par la non prise en compte, dans le modèle numérique, des phénomènes physiques à l'origine des fluctuations observées sur l'interface eau/sol.

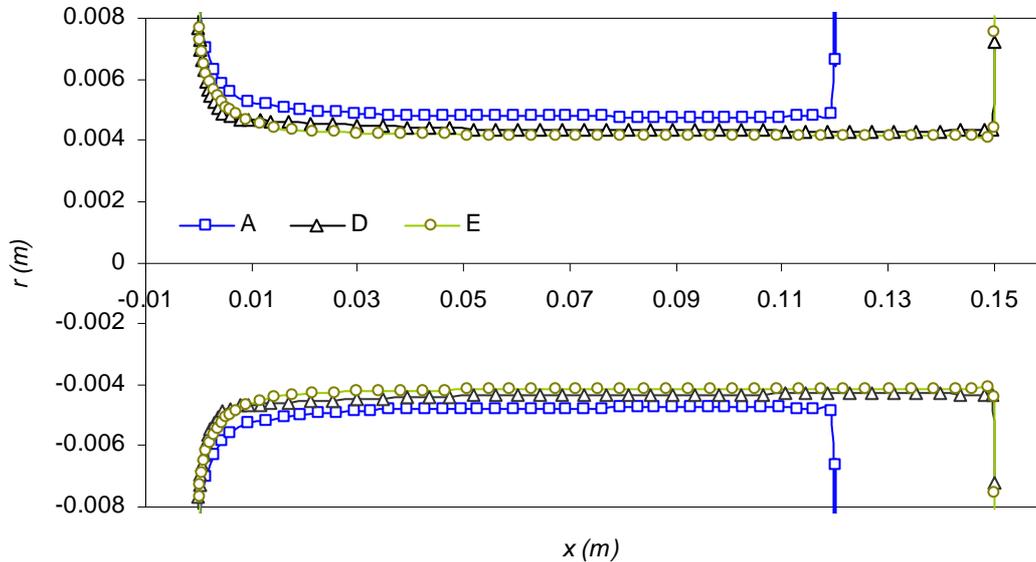


Figure 4.33. Allure des figures d'érosion trouvées numériquement, comparaison des résultats obtenus pour les essais menés sur les sols A, D et E.



Figure 4.34. Illustration de profils type de figure d'érosion obtenue à la suite d'essais de HET (F. Byron, IRSTEA).

Les champs de vitesse obtenus à la fin du processus d'érosion pour les essais sur les sols A, D et E sont comparés Figure 4.35. Les constatations faites sur la dissymétrie de l'érosion entre l'amont et l'aval du conduit érodables sont également notables sur cette figure. Aucun changement de régime d'écoulement n'est observé durant le processus d'érosion, se reporter à la Figure 4.11 pour l'allure des champs de vitesse au début du processus d'érosion, sur l'exemple du sol A. La vitesse à la fin du processus d'érosion est toujours presque deux fois inférieure pour le sol E en comparaison avec celles obtenues pour les essais menés sur A et D.

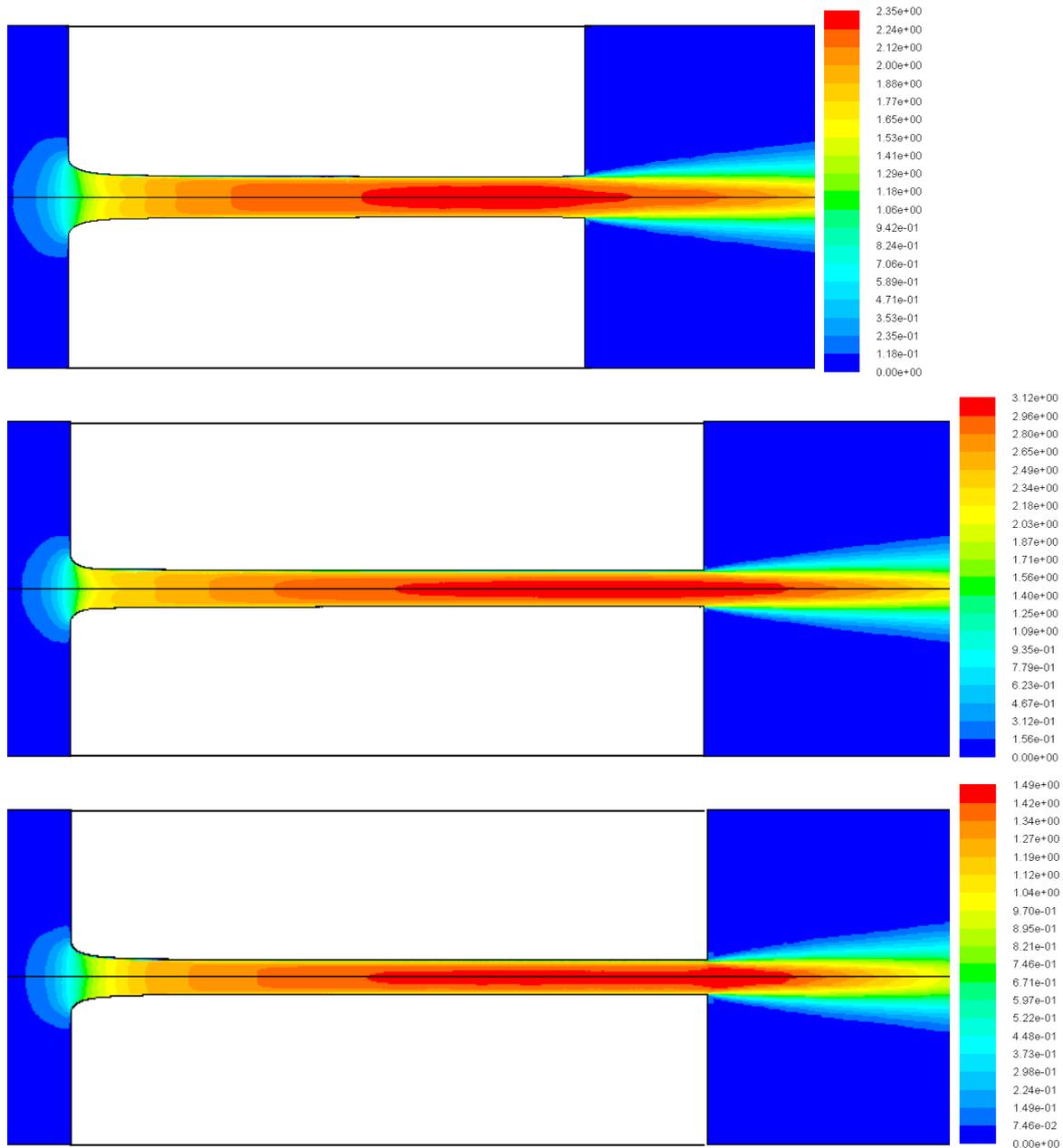


Figure 4.35. Evolution des champs de vitesse et de la figure d'érosion à la fin du processus d'érosion, avec de haut en bas les résultats obtenus pour les essais menés sur les sols A, D et E.

La Figure 4.36 illustre l'évolution des courbes de contraintes tangentielles obtenues pour les essais D et E (se reporter à la Figure 4.14 pour le sol A). La Figure 4.37 permet la comparaison directe des valeurs de contrainte tangentielle obtenues au temps d'érosion nul pour les trois essais modélisés. Quelque soit l'essai considéré, les évolutions des contraintes tangentielles sont très similaires. Une fois passée la singularité géométrique amont, à un temps donné, les contraintes tangentielles restent quasi-constantes sur l'interface eau/sol. Au sein du conduit, la contrainte diminue très rapidement jusqu'à la valeur de la contrainte critique imposée, comme observé Figure 4.14. La décroissance de la vitesse de l'écoulement en $1/R(t)^2$ explique là aussi la rapidité de la décroissance de la contrainte. On constate Figure 4.37 que les contraintes tangentielles initiales des essais menés sur les sols A et D sont

du même ordre de grandeur, avec $\tau_{x=6cm} \approx 100$ Pa. Dans le cas du sol E, la contrainte tangentielle vaut presque un quart des valeurs trouvées dans les deux autres cas, avec $\tau_{x=6cm} \approx 26$ Pa. Cela correspond aux différences sur les débits imposés en entrée, cf. Table 4.3, avec un débit d'entrée pour le sol E très inférieur à celui imposé pour les deux autres sols. Le fait d'avoir un coefficient cinétique plus élevé et une contrainte seuil inférieure permet néanmoins d'obtenir un R_∞ proche de celui obtenu pour les deux autres essais.

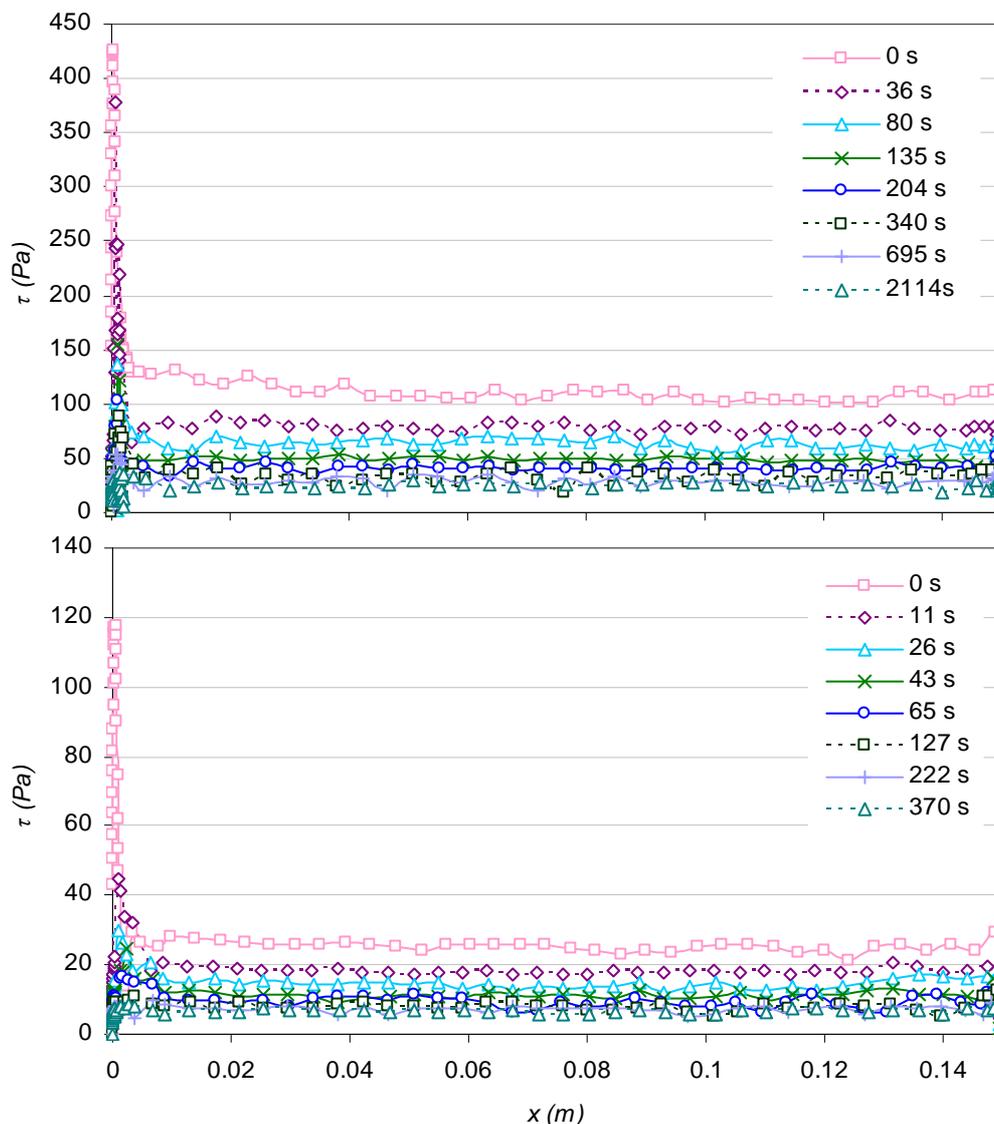


Figure 4.36. Evolution de la contrainte tangentielle sur l'interface eau/sol en fonction du temps, avec de haut en bas les graphes correspondant aux essais menés sur les sols D et E.

La Figure 4.38 illustre la comparaison des résultats numériques et du modèle de [Bonelli *et al.* 2006] sur l'évolution de la contrainte tangentielle pour les trois essais en fonction du rayon du conduit érodable. Les résultats obtenus dans le cas du modèle D sont très proches des résultats du modèle analytique, on note un écart plus important pour les deux autres essais. Ces écarts sont dus aux erreurs faites initialement sur le différentiel de pression. La Figure 4.39 atteste

du fait qu'en prenant dans le modèle analytique un différentiel de pression correspondant à celui trouvé numériquement, les résultats obtenus sont en très bon accord avec les résultats numériques. Les résultats numériques sont ainsi en bonne correspondance avec la formule analytique définissant la contrainte, Eq. (1.9). Quelque soit l'essai considéré, on remarque que les erreurs entre les résultats numériques et analytiques observées Figure 4.38 s'amenuisent au cours du temps.

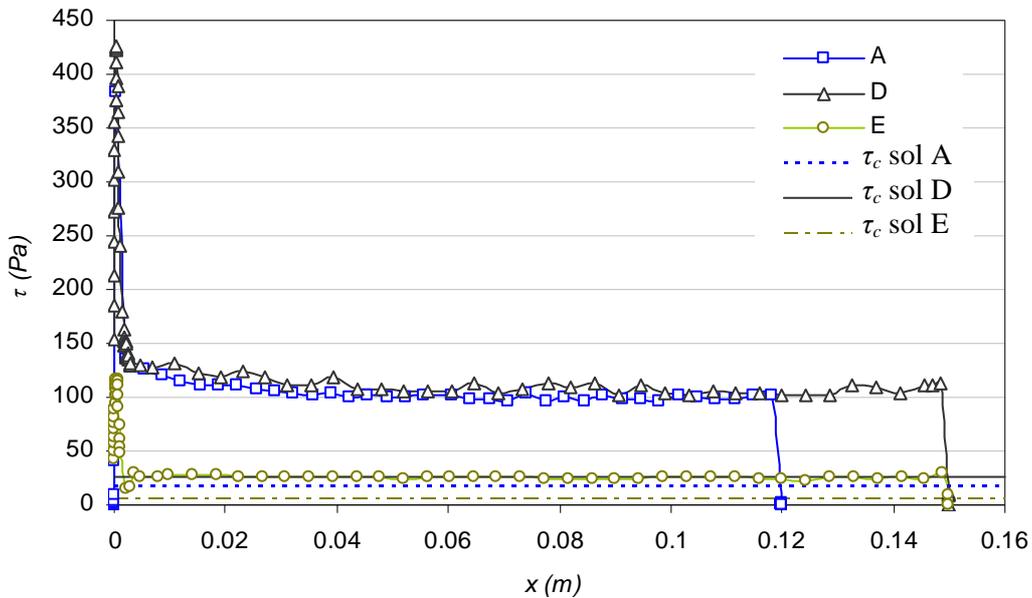


Figure 4.37. Contraintes tangentielles sur l'interface eau/sol au temps initial et contraintes critiques, pour les sols A, D et E.

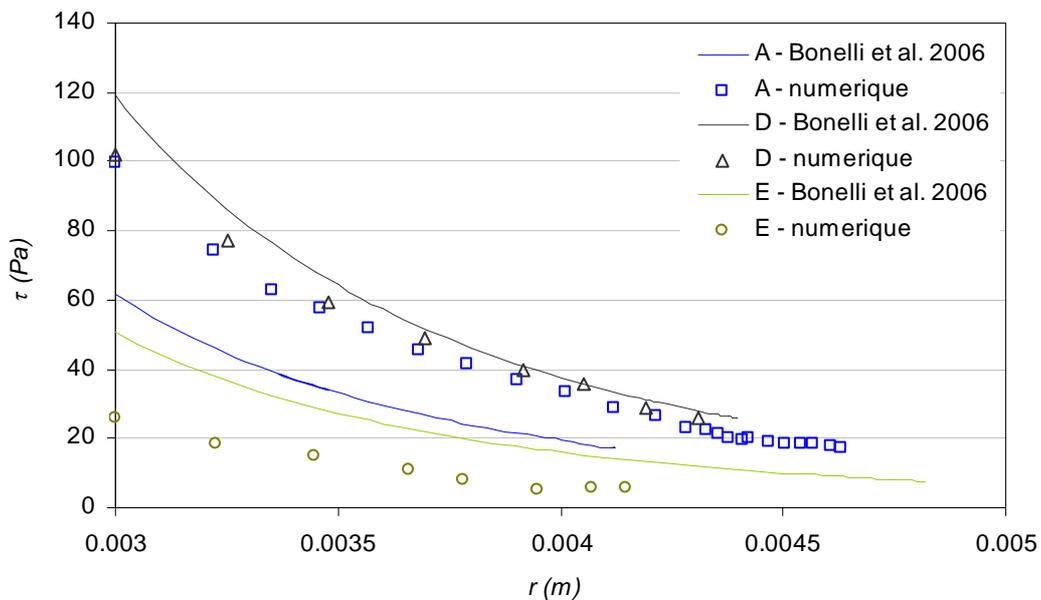


Figure 4.38. Evolution de la contrainte tangentielle pour les trois essais en fonction du rayon atteint, valeurs prises au milieu du conduit érodable.

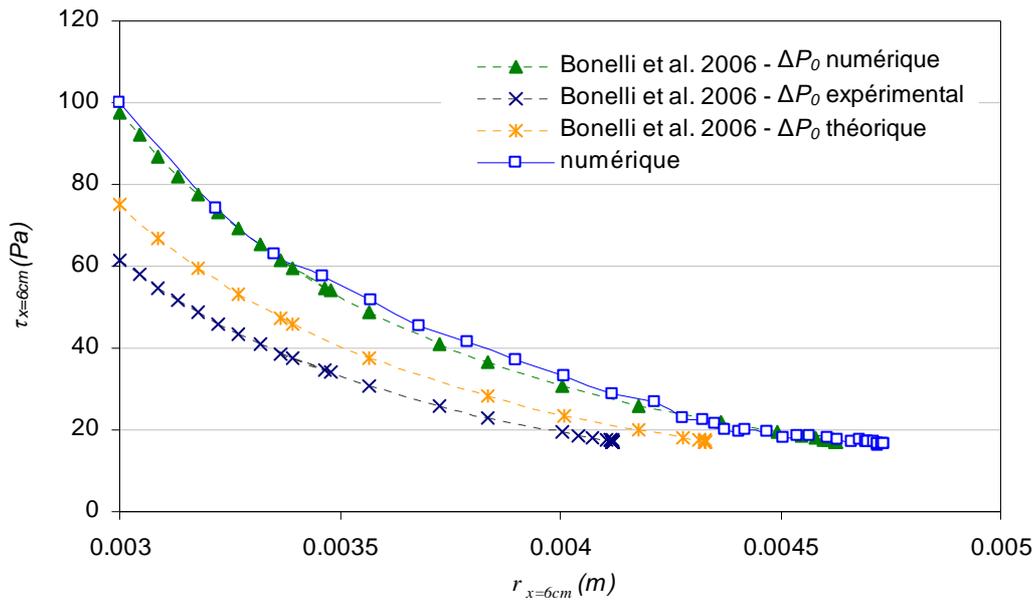


Figure 4.39. Evolution de la contrainte tangentielle pour l'essai relatif au sol A, en fonction du rayon atteint, valeurs prises en $x = 6$ cm.

4.3.3. Discussion

Le premier élément de discussion concerne le fait que dans notre modèle numérique, nous ne considérons pas de phase transitoire d'établissement de l'écoulement. En effet, le débit imposé en entrée est constant tout au long de l'essai. Cela explique les différences qui ont pu être observées sur le différentiel de pression initial. Les résultats numériques restant néanmoins proches des résultats expérimentaux, le fait de négliger la phase transitoire semble être une hypothèse raisonnable, tout du moins pour ces trois essais. Dans une prochaine étude, nous pourrions toutefois interpoler la courbe de débit obtenu expérimentalement, pour pouvoir implémenter un débit en entrée en fonction du temps d'érosion. Pour cela, un parallèle entre la détermination du pas de temps d'érosion à la fin du calcul fluide (cf. paragraphe 2.4.3.1) et les données d'entrée en vitesse du calcul fluide devra être effectué.

Le second élément concerne la validation conjointe de notre méthode de modélisation sur la configuration d'un essai de HET et du modèle d'interprétation de [Bonelli *et al.* 2006]. En plus des validations effectuées sur le sol A, le bon accord entre les résultats numériques, expérimentaux et du modèle analytique a été observé pour les études des essais menés sur les sols D et E. Les paramètres d'érosion trouvés permettent bien de retrouver numériquement l'évolution du processus d'érosion, tout du moins en termes d'ordres de grandeur. Cela permet d'apporter un élément supplémentaire de validation du modèle d'interprétation du HET et de la méthode de modélisation. Néanmoins, la plage des paramètres d'érosion n'est pas très étendue, avec des contraintes critiques comprises entre 6 et 26 Pa et des coefficients d'érosion s'étalant sur un ordre de grandeur : entre 1.38×10^{-7} et 1.71×10^{-6} $\text{m}^2 \cdot \text{s} / \text{kg}$, soit des indices de Fell compris entre 2 et 4. Pour des essais de HET, on peut être confrontés à des sols

dont la contrainte critique peut atteindre les 200 Pa et dont l'indice de Fell peut varier de 0 à 8. L'élargissement de la gamme des paramètres d'érosion des essais modélisés pourra faire partie des perspectives de ce travail de thèse.

Le troisième élément de discussion concerne la comparaison des résultats obtenus au JET et au HET. On remarque que les quantités de sol érodées au cours d'un essai de HET sont très inférieures aux quantités érodées au cours d'un essai de JET, de l'ordre d'un ordre de grandeur en volume. Aussi, l'évolution de l'écoulement en fonction du temps est moins complexe dans le cas du HET, puisqu'aucun changement de régime n'est observé. Par contre, des fluctuations non négligeables observées expérimentalement sur l'interface eau/sol n'ont pas pu être expliquées par notre modèle numérique.

Pour élargir au maximum la représentativité des sols testés, et puisque l'objectif initial de la thèse concernait la modélisation du JET, il a été choisi de modéliser des sols réels, qui se sont avérés n'avoir pas été testés au HET, hormis le sol A. Cela explique que les quatre autres essais modélisés n'aient pas été réalisés sur les mêmes sols. Une des perspectives de ce travail de thèse pourra être de modéliser plus d'essais réalisés sur un même sol au JET et au HET. Cependant, les ordres de grandeurs des paramètres d'érosion trouvés au JET et au HET ont été validés par la modélisation. Cela permet d'apporter un élément de plus à la nécessité d'un questionnement concernant la signification physique des paramètres d'érosion définis dans la loi d'érosion (1.1).

4.4. Conclusions de l'application aux écoulements de conduit

Dans ce chapitre, la méthode de modélisation développée a été appliquée aux écoulements de conduit. Dans un premier temps, le modèle numérique a été confronté à une validation théorique sur le cas de l'écoulement de Poiseuille avec érosion. L'écoulement est à débit constant, ce qui implique une évolution exponentielle du diamètre de conduit. Les résultats numériques obtenus sont en très bon accord avec les résultats théoriques, avec moins de 2% d'erreur relative.

Dans un second temps, un essai de HET a été modélisé et les résultats obtenus ont été finement comparés au modèle analytique de [Bonelli *et al.* 2006]. L'indépendance des résultats à la densité du maillage a été validée. L'influence du modèle de turbulence a été étudiée. Il s'avère que les résultats obtenus pour les modèles $k-\varepsilon$, $k-\omega$ et RSM sont très similaires. Les résultats obtenus sans érosion sont comparés aux résultats bibliographiques. Une bonne correspondance est obtenue, à l'exception du résultat sur la pression amont surestimée par le modèle $k-\omega$. Les modélisations avec érosion sont alors uniquement réalisées avec le modèle $k-\varepsilon$. Les résultats numériques obtenus présentent un bon accord avec les résultats expérimentaux et le modèle analytique. L'étude de la sensibilité du modèle numérique aux paramètres d'érosion a été réalisée. Elle montre que ce sont bien les paramètres d'érosion obtenus au HET, dans une fourchette de quelques pourcents, qui permettent de retrouver une évolution du différentiel de pression en accord avec les résultats expérimentaux et analytiques. Ensuite, la discussion proposée concerne le fait que la méthode

de modélisation est adaptable à des configurations d'écoulement très variées, moyennant une adaptation du modèle de turbulence choisi. Aussi, d'importants éléments de validation de la méthode de modélisation et du modèle d'interprétation du HET sont apportés par cette étude. Le problème de la signification physique des paramètres d'érosion est alors soulevé.

Dans un troisième temps, deux essais de HET supplémentaires ont été modélisés. La description des sols illustre leurs natures très différentes. La gamme des paramètres d'érosion est assez resserrée mais reste représentative. Les paramètres hydrauliques présentent néanmoins une grande amplitude. Les résultats obtenus sont en bonne correspondance avec les résultats expérimentaux et analytiques. Les figures d'érosion et les écoulements sont comparés entre eux et avec les résultats expérimentaux. Un bon accord est également obtenu. La discussion proposée sur ces résultats concerne en premier lieu le fait que, dans nos modélisations, nous ne considérons pas la phase transitoire d'établissement de l'écoulement. L'accord entre les résultats numériques et expérimentaux pourrait éventuellement être encore amélioré par la prise en compte de cette phase en début de processus d'érosion. On en conclut que des éléments de validation supplémentaires de la méthode de modélisation et du modèle d'interprétation ont été apportés.

Les résultats obtenus dans ce Chapitre 4 ont fait l'objet d'une publication. [Mercier *et al.* soumis-c] expose ainsi les modélisations relatives aux écoulements tangentiels.

Suite aux résultats des modélisations présentées aux Chapitres 3 et 4, nous avons pu déduire les résultats importants suivants : i) la méthode de modélisation de l'érosion d'un sol cohésif par un écoulement turbulent développée au Chapitre 2 est validée dans les configurations d'écoulement de jet et de conduit, ii) les modèles d'interprétation du JET et du HET sont validés, au moins en termes d'ordres de grandeur et dans la gamme des paramètres d'érosion testés, iii) les paramètres d'érosion définis par la loi dite classique ne sont pas intrinsèques au sol mais dépendent au moins de l'orientation de l'écoulement. Ainsi, d'importants travaux de recherche sont encore nécessaires pour mieux comprendre la physique de l'érosion, et expliquer notamment pourquoi les paramètres d'érosion obtenus au Jet Erosion Test peuvent être différents de ceux obtenus au Hole Erosion Test.

Le Chapitre 5 présente une réflexion sur les différences JET/HET, mais aussi sur les paramètres d'écoulement qui distinguent l'écoulement normal de l'écoulement tangentiel. Certaines pistes, en vue de l'amélioration de la loi d'érosion, seront abordées.

Chapitre 5.

Etude de la loi d'érosion

Des éléments de validation importants des modèles d'interprétation du JET et du HET ont été apportés dans les Chapitres 3 et 4. Il a été déduit que les paramètres d'érosion trouvés à la suite des essais de JET et de HET dépendent de l'écoulement et de son orientation par rapport à l'interface eau/sol. L'objectif de ce chapitre est d'apporter des éléments de réponse quant à la signification physique des paramètres d'érosion et des pistes d'amélioration de la loi d'érosion, qui permettraient d'aboutir à une représentation unifiée de l'érodibilité des sols. Dans un premier temps, une étude approfondie des différences observées sur les paramètres d'érosion obtenus expérimentalement à la suite d'essais de JET et de HET est effectuée. On cherche à savoir si des tendances sont notables. Ensuite, une étude numérique de la signature des écoulements, selon l'angle d'inclinaison, est réalisée. Le but est de déterminer quelles sont les variables d'écoulement qui vont considérablement varier en fonction de l'angle de celui-ci. La dernière composante de ce travail de thèse abordera les pistes d'amélioration de la loi d'érosion. Des éléments de réponse seront apportés à cette problématique complexe.

5.1. Différences JET/HET sur les paramètres d'érosion

5.1.1. Données expérimentales et bibliographiques

Pour un même matériau testé, les résultats obtenus sur les paramètres d'érosion à la suite d'essais de Hole et de Jet Erosion Tests peuvent différer d'un facteur 100. Les résultats obtenus par [Regazzoni *et al.* 2008], par [Wahl *et al.* 2008] ainsi que les campagnes d'essais menées conjointement par IRSTEA et geophyConsult en attestent, cf. Table 5.1. En plus des différences notables sur les ordres de grandeurs des paramètres d'érosion, on peut constater Table 5.2 que la position relative des sols les uns par rapport aux autres n'est pas la même pour les essais de JET et de HET. Par exemple, l'échantillon de sol dénommé R_f est considéré comme résistant dans la classification relative à l'essai de JET correspondant. Sa vitesse d'érosion est cependant considérée comme extrêmement rapide dans la classification relative à l'essai de HET.

Les modèles d'interprétation utilisés pour déduire des résultats des essais le coefficient cinétique et la contrainte seuil diffèrent selon les auteurs. [Regazzoni *et al.* 2008] utilisent le modèle d'interprétation de [Hanson and Cook 2004] pour les essais de JET et celui de [Wan and Fell 2004] pour les essais de HET. Pour les essais de JET, [Wahl *et al.* 2008] utilisent également le modèle d'interprétation de [Hanson and Cook 2004], mais le modèle de [Bonelli *et al.* 2006] est employé pour les essais de HET. L'interprétation des essais de HET menés à l'IRSTEA/ *geophyConsult* s'appuie sur le modèle de [Bonelli *et al.* 2006], celle des essais de JET, sur la version améliorée du modèle de Hanson par [Pinettes *et al.* 2011]. [Wahl *et al.* 2008] montrent que les modèles d'interprétation du HET de [Wan and Fell 2004] et de [Bonelli *et al.* 2006] donnent des résultats très similaires. [Pinettes *et al.* 2011] trouvent également des résultats dans les mêmes ordres de grandeur que ceux obtenus avec le modèle de [Hanson and Cook 2004], sauf dans le cas de sols extrêmement érodables, ce qui n'est pas le cas des sols testés ici. Aussi, pour ces trois campagnes d'essais, les procédures expérimentales suivies sont conformes à celles indiquées par [Hanson and Cook 2004] et [Wan and Fell 2004]. Néanmoins, les différences inhérentes au changement d'opérateur et aux appareillages sensiblement différents peuvent avoir des conséquences sur les résultats expérimentaux.

ESSAI	I_{HET}	k_{dHET} (m ² .s/kg)	τ_{cHET} (Pa)	I_{JET}	k_{dJET} (m ² .s/kg)	τ_{cJET} (Pa)	$k_{dJET}/$ k_{dHET}	$\tau_{cHET}/$ τ_{cJET}
<u>Regazzoni 2008</u>								
R_a	1.7	8.3E-07	3.9	2.6	1.7E-06	0.7	2.0	6.0
R_b	1.7	4.3E-07	9.0	2.7	1.1E-06	0.9	2.5	10.0
R_c	1.7	3.8E-07	10.1	2.7	1.2E-06	0.5	3.1	20.2
R_d	1.7	3.4E-07	□	2.6	1.5E-06	0.6	4.3	□
R_e	1.7	1.9E-08	277.5	2.6	1.4E-06	1.9	74.2	148.4
R_f	1.7	2.0E-09	225.5	3.6	1.6E-07	8.2	80.3	27.6
<u>Wahl 2008</u>								
W_a	3.3	2.4E-07	8.0	2.7	1.0E-06	0.5	4.2	17.8
W_b	3.3	2.4E-07	8.0	2.4	2.2E-06	0.7	8.9	11.3
<u>IRSTEA</u>								
<u>geophyConsult</u>								
IG_a (sol A)	2.8	8.3E-07	17.3	1.7	1.0E-05	11.0	12.4	1.6
IG_b	1.6	1.4E-05	2.7	□	8.0E-04	3.8	57.5	0.7
IG_c	2.2	3.3E-06	4.4	1.9	6.9E-06	12.4	2.1	0.4
IG_d	2.3	2.6E-06	6.1	2.8	8.0E-07	□	0.3	□
IG_e	3.0	6.0E-07	35.8	3.7	1.1E-07	6.0	0.2	6.0
IG_f	2.6	1.7E-06	6.4	3.3	3.0E-07	8.4	0.2	0.8
IG_g	3.5	2.1E-07	125.3	4.1	5.0E-08	5.4	0.2	23.2

Table 5.1. Résultats obtenus au JET et au HET sur des matériaux identiques par [Regazzoni *et al.* 2008], [Wahl *et al.* 2008] et par l'IRSTEA et *geophyConsult*.

ESSAI	Wan and Fell (2004)		Hanson and Simon (2001)	
	Classe d'érosion	Vitesse de développement de l'érosion	Classe d'érosion	Classification du sol
<u>Regazzoni 2008</u>				
R_a	1	Extrêmement rapide	2	Erodable
R_b	1	Extrêmement rapide	2	Erodable
R_c	1	Extrêmement rapide	2	Erodable
R_d	1	Extrêmement rapide	2	Erodable
R_e	1	Extrêmement rapide	2	Erodable
R_f	1	Extrêmement rapide	3	Résistant
<u>Wahl 2008</u>				
W_a	3	Modérément rapide	2	Erodable
W_b	3	Modérément rapide	2	Erodable
<u>IRSTEA</u>				
<u>geophyConsult</u>				
IG_a (sol A)	2	Vraiment rapide	1	Très érodable
IG_b	1	Extrêmement rapide	1	Très érodable
IG_c	2	Très rapide	1	Très érodable
IG_d	2	Très rapide	□	□
IG_e	entre 2 et 3	Très / Modérément rapide	3	Résistant
IG_f	2	Très rapide	3	Résistant
IG_g	3	Modérément rapide	3	Résistant

Table 5.2. Classification des sols testés au JET et au HET dans la classification de [Wan and Fell 2004] et de [Hanson and Simon 2001].

La Figure 5.1 et la Figure 5.2 attestent des différences importantes que peuvent présenter les résultats obtenus au JET et au HET sur un même matériau. Les deux échantillons de sol testés au JET et au HET sont en tous points identiques, même densité sèche et même teneur en eau notamment. Les différences observées sur le coefficient d'érosion sont présentées Figure 5.1. On remarque que 80% des essais présentent des coefficients d'érosion trouvés au JET et au HET qui diffèrent d'un ordre de grandeur, et que 75% des essais présentent un $k_{dJET} > k_{dHET}$. Les différences observées sur la contrainte critique sont présentées Figure 5.2. *A contrario*, des résultats sur le coefficient d'érosion, 75% des essais présentent un $\tau_{cHET} > \tau_{cJET}$. Cela signifie que pour les $\frac{3}{4}$ des essais considérés dans cette étude, un même matériau est trouvé plus érodable à la suite d'un essai de JET qu'à la suite d'un essai de HET, avec un coefficient d'érosion accru et une contrainte seuil diminuée. La représentativité des essais considérés reste néanmoins incertaine.

On notera que sur cet échantillon de résultats, les résultats présentant un $k_{dJET} < k_{dHET}$ ou un $\tau_{cHET} < \tau_{cJET}$ ont tous été réalisés par l'IRSTEA/geophyConsult. Bien qu'aucune différence majeure ne semble différencier les appareillages et les protocoles d'essais des laboratoires dont sont issus les résultats présentés, il est possible que certaines soient significatives. Une plus large gamme de résultats permettrait de conclure quant à la représentativité de cette singularité des résultats de l'IRSTEA/geophyConsult.

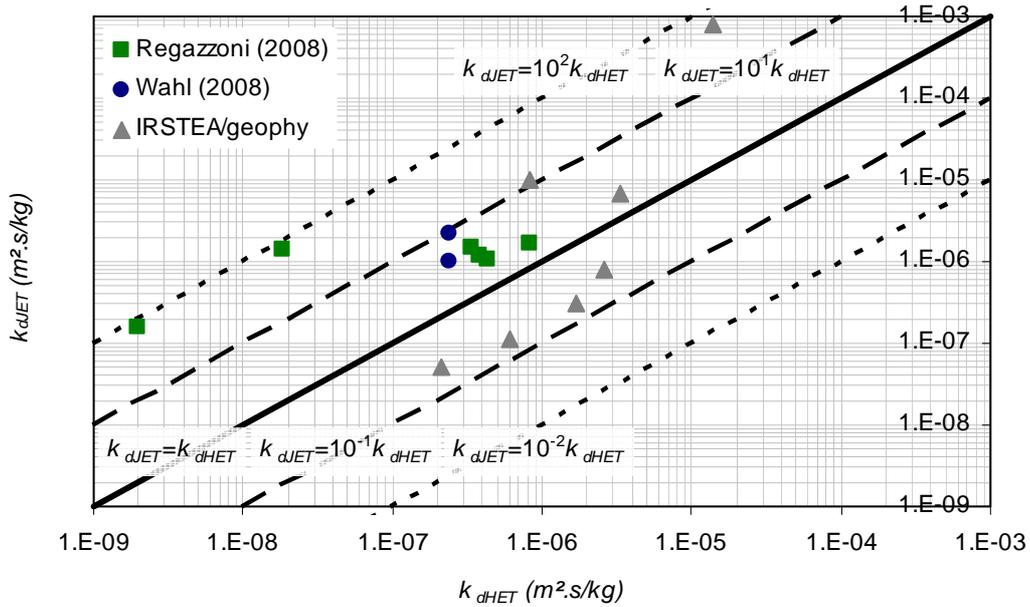


Figure 5.1. Coefficient d'érosion trouvé au JET en fonction du coefficient d'érosion trouvé au HET.

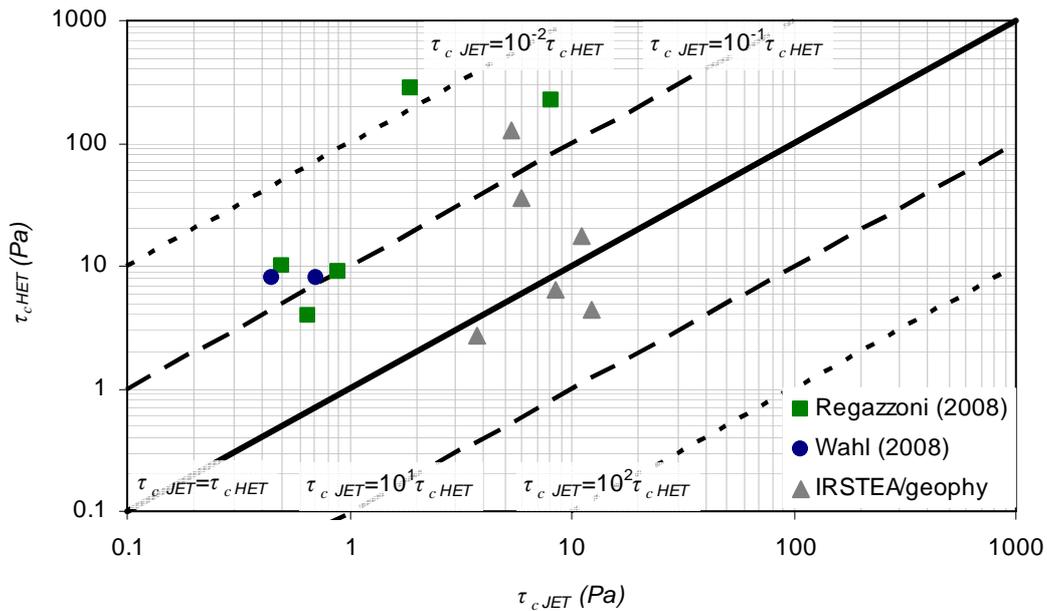


Figure 5.2. Contrainte critique trouvée au HET en fonction de la contrainte critique trouvée au JET.

Est-ce que les paramètres d'écoulement imposés en entrée, tels que la hauteur d'eau au JET ou le débit d'écoulement au HET, ont une influence sur les différences JET/HET ? Aucune corrélation ne semble lier les paramètres d'écoulement et les différences observées. Une étude a été réalisée sur l'influence des paramètres du sol testé, tels que la teneur en eau ou la densité sèche, sur les différences JET/HET. Aucun lien entre les paramètres du sol et les différences JET/HET n'a pu être établi. La Figure 5.3 illustre sur l'exemple du rapport de contrainte critique en fonction de la teneur en eau, les résultats obtenus à la suite de cette étude. Les

différences des paramètres d'érosion obtenus à la suite d'essais JET/HET étant observées sur des sols très différents, avec des conditions aux limites très différentes, on ne peut isoler l'influence de telle ou telle variable sur les paramètres d'érosion trouvés. Pour étudier finement l'influence de la teneur en eau, de la densité, ou des conditions aux limites, il faudrait mener une importante campagne d'essais où l'influence de chaque variable serait étudiée toutes choses égales par ailleurs.

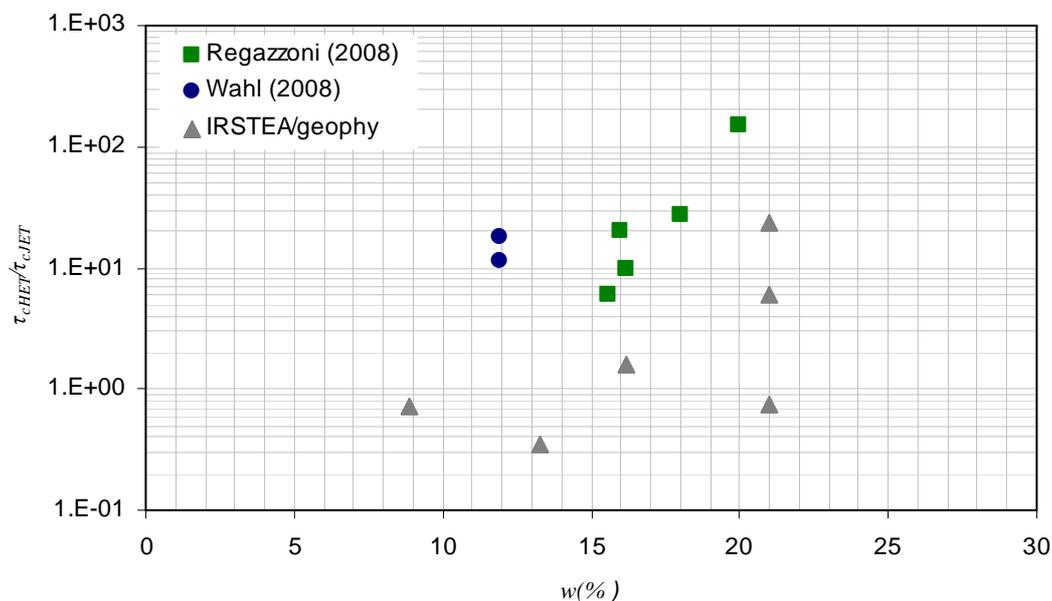


Figure 5.3. Rapport des contraintes critiques trouvées au HET et au JET en fonction de la teneur en eau des matériaux testés.

5.1.2. Dispersion des résultats

Pour pouvoir affirmer que les différences JET/HET sont significatives, il est nécessaire d'avoir un ordre de grandeur de la dispersion des résultats obtenus à la suite de ces essais. Pour cela, nous avons mené des études de répétabilité sur les essais de JET et de HET, cf. Figure 5.4 et Figure 5.5. Une première campagne d'essais a été menée sur un sol réel prélevé sur une digue existante que l'on appellera sol F. Il s'agit d'un limon sableux. Tous les essais ont été réalisés avec des paramètres du sol rigoureusement identiques et par le même opérateur (C. Moras – geophyConsult pour les essais de JET et F. Byron – IRSTEA pour les essais de HET).

Pour les essais de HET, la Figure 5.4 atteste de la faible dispersion des résultats obtenus, au moins pour le sol F. Quant au JET, il a été observé que pour des paramètres d'écoulement strictement identiques, les résultats obtenus sur le coefficient d'érosion varient très peu. Par contre, les contraintes critiques obtenues sont susceptibles de varier d'un facteur 10 (cf. Figure 5.4 – marqueurs ronds). Des études de répétabilité similaires ont été réalisées sur des mélanges d'argile proclay et de sable d'hostun, cf. Figure 5.5. Les coefficients d'érosion trouvés restent très proches, alors que dans le cas du mélange avec 70% de proclay, une différence d'un ordre de grandeur a également été observée sur les résultats de la contrainte critique.

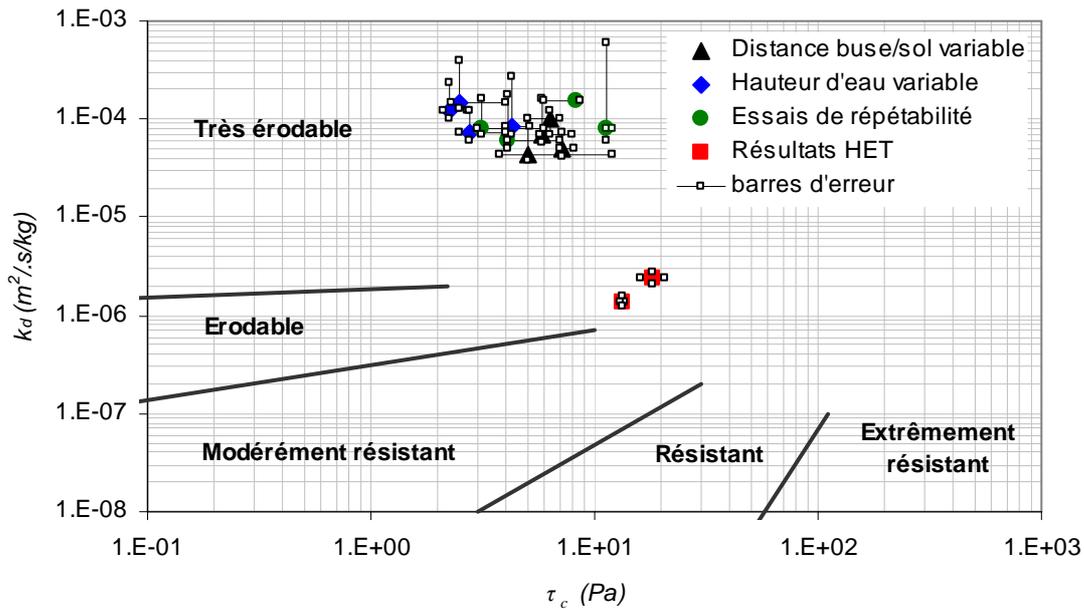


Figure 5.4. Paramètres d'érosion obtenus à la suite de la campagne d'essais sur le sol F.

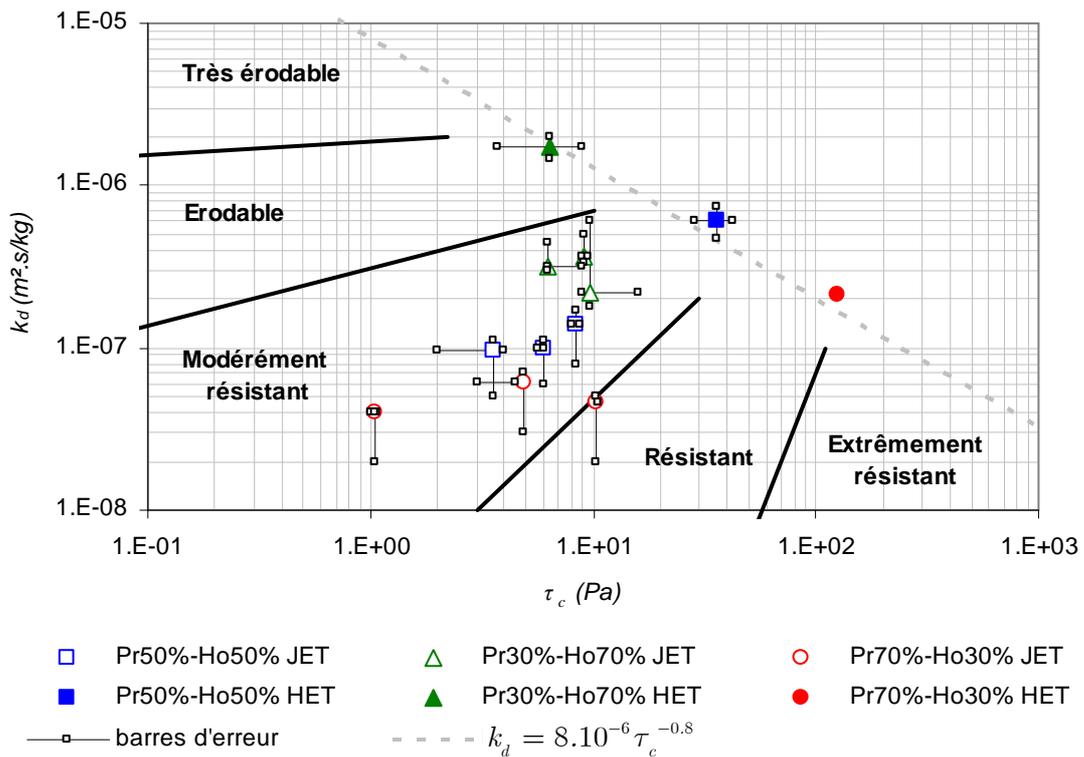


Figure 5.5. Paramètres d'érosion obtenus à la suite des essais sur le mélange argile/sable.

Malgré une dispersion potentiellement importante des résultats obtenus à la suite d'essais de JET sur la contrainte critique, les résultats obtenus au HET restent très différents des résultats du JET. Les Figure 5.4 et Figure 5.5 attestent qu'il n'y a pas de zone de recouvrement des erreurs intrinsèques au JET et au HET. Les différences observées sur les paramètres d'érosion ne peuvent donc pas être uniquement dues aux erreurs de répétabilité, au moins pour ces essais.

La Figure 5.6 illustre, pour l'étude de la répétabilité des essais menés sur le sol F, les différences observées sur l'évolution de la profondeur d'affouillement en fonction du temps. Bien que ces essais soient à priori en tous points identiques, les courbes présentées attestent de différences notables sur la cinétique d'érosion. On ne peut pas statuer sur les différences observées sur la profondeur d'affouillement final, puisque quelque soit l'essai considéré, le moule n'est pas assez profond. Les résultats donnés par le modèle semi-empirique pour le coefficient d'érosion restent tout de même très proches : de 6 à $8 \times 10^{-5} \text{ m}^2 \cdot \text{s}/\text{kg}$. Les différences sur les contraintes critiques obtenues sont nettement plus importantes, elles s'étalent sur près d'un ordre de grandeur. Aussi, chaque courbe présente des fluctuations importantes, comparativement à celles des essais modélisés numériquement paragraphe 3.3.1. Cela est notamment dû au fait que le processus d'érosion est beaucoup moins avancé pour les courbes présentées Figure 5.6 que pour celles présentées Figure 3.26. Il est fort probable que les différences obtenues sur la contrainte critique n'auraient pas été observées si le processus d'érosion avait été arrêté à un stade plus avancé. L'influence de l'approche du fond du moule n'est certainement pas négligeable non plus. Pour essayer d'améliorer la répétabilité de ces essais de JET, il faudrait essayer de les réaliser avec une quantité de sol et des dimensions du moule d'essai plus importantes.

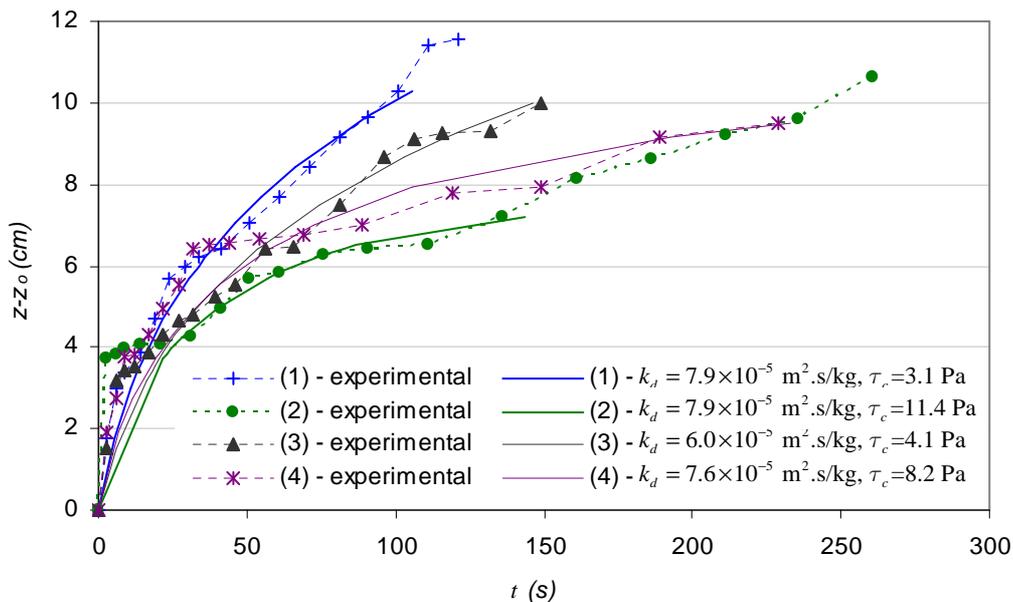


Figure 5.6. Comparaison des résultats obtenus pour essais de répétabilité sur le sol F, expérimentalement et à l'aide du modèle semi-empirique de [Hanson and Cook 2004].

La Figure 5.5 atteste également de deux autres résultats importants. Le premier concerne la relation liant le coefficient d'érosion et la contrainte critique. Les résultats trouvés au HET attestent de la pertinence de la relation $k_d=f(\tau_c)$ avec les coefficients proposés par [Simon and Tomas 2002]. Il est plus difficile de conclure de la pertinence de la relation pour les essais de JET.

5.1.3. Influence des paramètres d'écoulement

L'influence de la charge hydraulique appliquée et de la distance séparant l'orifice de sortie du jet et la surface du matériau, sur les paramètres d'érosion obtenus au JET a également été étudiée, cf. Figure 5.4, Figure 5.7 et Figure 5.8. Les gammes de charges hydrauliques et de distances buse/matériau qui sont applicables techniquement avec l'appareillage à notre disposition ont été explorées. La gamme de charge hydraulique appliquée va d'environ 60 à 172 cm. La gamme de distance buse/matériau explorée s'étend de 2 à 6 cm.

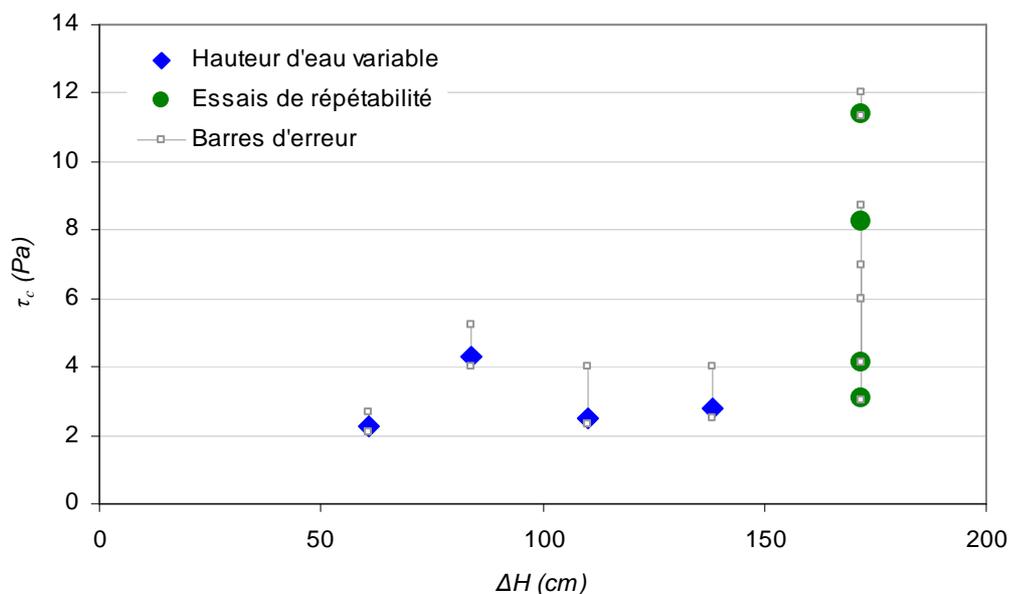


Figure 5.7. Contrainte critique en fonction de la charge hydraulique appliquée, sol F, $z_0 = 6$ cm.

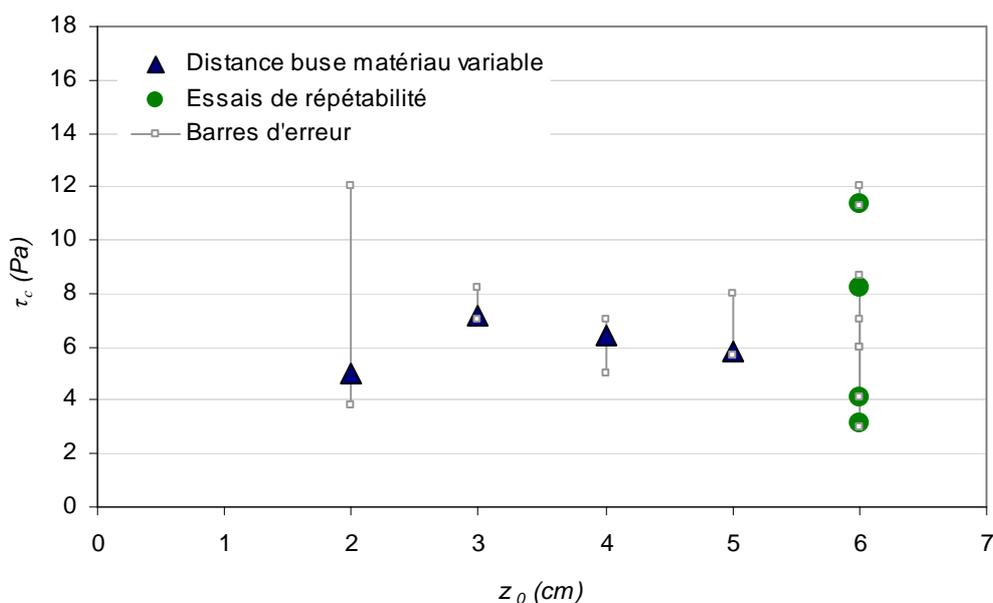


Figure 5.8. Contrainte critique en fonction de la distance buse/matériau, sol F, $\Delta H = 172$ cm.

Aucune influence significative de ces paramètres n'a été constatée sur le résultat final, cf. Figure 5.7 et Figure 5.8 pour les résultats sur la contrainte critique. Des courbes tout à fait similaires ont été obtenues pour le coefficient d'érosion. Il apparaît que ni la charge hydraulique appliquée, ni la distance buse/sol, dans les gammes testées, n'a d'influence sur les paramètres d'érosion obtenus. Ce résultat montre que les paramètres hydrauliques, au moins ceux appliqués au JET, n'influent pas sur les différences observées entre les résultats JET et HET.

Ainsi, quelque soient les marges d'erreur intrinsèques aux différents essais, il semble indéniable au vu de ces résultats que les essais de Jet Erosion Test et de Hole Erosion Test donnent des résultats, qui pour un même matériau, peuvent être très différents. Ces différences concernent non seulement les valeurs du coefficient d'érosion et de la contrainte critique trouvées, mais aussi leurs positions relatives sur les échelles d'érodibilité des matériaux. Les paramètres hydrauliques imposés dans le cas de l'essai de JET ne semblent pas influencer de manière significative les paramètres d'érosion trouvés.

5.2. Variables susceptibles d'influencer l'érosion

5.2.1. Quelles possibilités d'explication pour les différences JET/HET ?

La pertinence des différences sur les paramètres d'érosion trouvés au JET et au HET est validée. Comment peut-on expliquer ces différences ? Les paramètres d'érosion obtenus avec les modèles d'interprétation, sur la base des résultats expérimentaux, différents pour le JET et le HET, permettent de retrouver, à la suite d'une modélisation CFD complexe, l'évolution de l'interface eau/sol en fonction du temps. Il a été déduit que les paramètres d'érosion trouvés ne caractérisent pas la même grandeur. Essayons de comprendre pourquoi.

La première hypothèse est que, selon le type de sollicitation hydraulique, les modes d'érosion qui régissent le détachement des particules de sol sont différents. Les travaux de recherche concernant l'étude des modes d'érosion sont à notre connaissance très peu nombreux. Dans le cadre d'un ouvrage concernant la physique des sédiments cohésifs dans un environnement maritime, [Winterwerp and Van Kesteren 2004] distinguent trois modes d'érosion : l'érosion de floes, l'érosion de surface et l'érosion de volume. Les auteurs montrent que selon la charge hydraulique appliquée, un même sol peut s'éroder selon différents modes. L'étude présentée paragraphe 5.1.3 montre que la charge hydraulique imposée au JET n'a pas d'influence sur les paramètres d'érosion. Néanmoins, il est possible que l'angle d'incidence de l'écoulement mène à la sollicitation de différents modes d'érosion. C'est pourquoi une définition tensorielle de la loi d'érosion pourrait être une solution. Deux couples de k_d et τ_c , relatifs à l'érosion sous écoulement tangentiel et normal devront être définis. Dans cette hypothèse, les résultats obtenus à la suite d'essais de JET et de HET sont donc complémentaires. Une étude expérimentale des modes d'érosion en fonction de l'angle d'incidence permettrait de conclure quant à la validité de cette hypothèse.

La seconde hypothèse qui n'est pas incompatible avec la première est que la loi d'érosion est incomplète. C'est cette hypothèse que l'on étudiera plus en détail dans la suite de ce chapitre.

Les paramètres d'érosion sont des paramètres d'ajustement de la loi d'érosion. Ces paramètres sont ajustés pour que la courbe taux d'érosion en fonction de la contrainte tangentielle obtenue par le modèle corresponde au mieux aux résultats expérimentaux, cf. Figure 5.9. Il est probable que la prise en compte d'autres variables et paramètres de l'écoulement puisse permettre le regroupement des courbes des taux d'érosion obtenus au JET et au HET. Les paramètres d'érosion ainsi obtenus seraient alors intrinsèques au matériau. Une autre possibilité serait le développement des paramètres d'érosion obtenus en fonction des caractéristiques du sol et de paramètres d'écoulement.

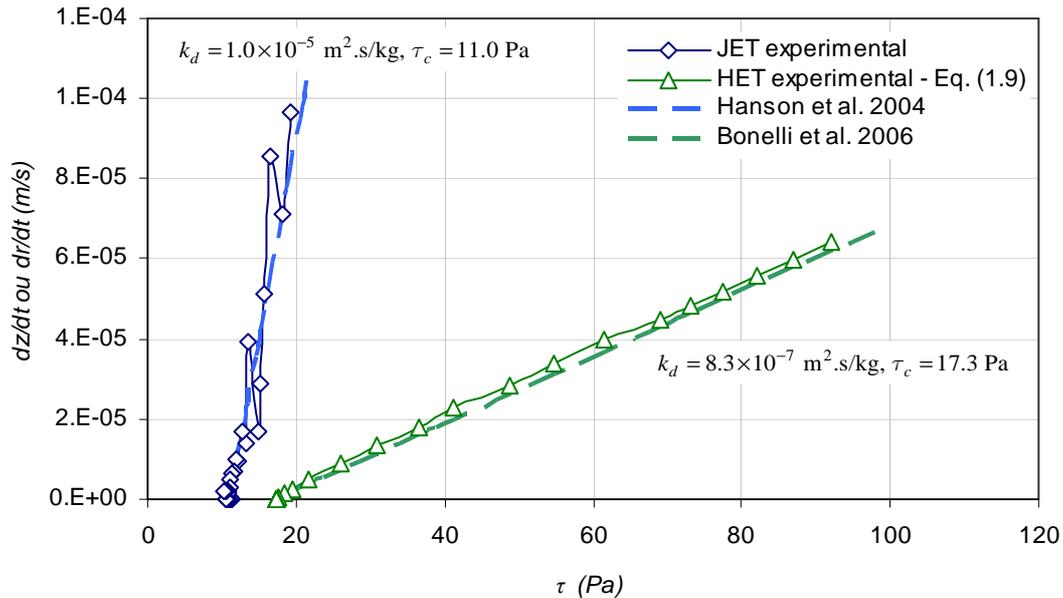


Figure 5.9. Taux d'érosion en fonction de la contrainte tangentielle, comparaison des résultats expérimentaux et des modèles d'interprétation du JET et du HET, sol A.

Aussi, en dehors de l'ajout de variables relatives à l'écoulement dans la loi d'érosion, les simplifications relatives au maximum de contrainte dans le modèle d'interprétation du JET restent problématiques. La contrainte utilisée dans les deux modèles d'interprétation, en fonction du temps d'érosion ne dépend pas de la position de la zone à éroder sur l'interface eau/sol. La contrainte est quasi-constante tout le long de l'interface dans le cas du HET, hormis les singularités géométriques. Mais ce n'est pas le cas pour le JET. Pour obtenir des résultats en bon accord avec les résultats expérimentaux, l'ajustement de la loi d'érosion Eq. (2.20) a été nécessaire. La forme de la figure d'érosion obtenue numériquement correspond bien à celle obtenue expérimentalement. Cela signifie qu'au moins en termes d'ordres de grandeur, les paramètres d'érosion ne sont pas ou peu dépendants de l'emplacement de la zone considérée sur l'interface. Il serait néanmoins intéressant de contrôler les différences obtenues sur les paramètres d'érosion si on mesure le taux d'érosion sur un point quelconque de l'interface dans le modèle d'interprétation du JET. Il est probable que les résultats obtenus dépendent de l'emplacement de la zone considérée par rapport à l'axe médian du jet.

La loi d'érosion et les paramètres d'érosion qui y sont rattachés pourraient ainsi être exprimés sous la forme de la loi plus générale suivante, avec r ou x emplacement le long de l'interface eau/sol selon l'essai considéré :

$$c_T(r) = \begin{cases} \xi(e(r))[\psi(r) - \gamma(e(r))] & \text{si } \psi(r) \geq \gamma(e(r)) \\ 0 & \text{sinon} \end{cases} \quad (5.1)$$

avec ξ coefficient d'érosion et γ contrainte critique non-intrinsèques au sol, e variables d'état et/ou variables d'écoulement influençant les paramètres d'érosion, ψ variable ou ensemble des variables d'écoulement qui pilotent l'érosion.

On choisit de conserver une loi d'érosion à seuil au vu des résultats bibliographiques présentés paragraphe 1.1.3.2. En effet, s'il existe un seuil d'érosion dans le cas de milieux granulaires, il devrait à priori également exister pour des sols cohésifs. A noter qu'en dehors des paramètres relatifs au matériau, pour un sol granulaire, le seuil d'érosion dépend du nombre de Reynolds de l'écoulement. Compte-tenu de la linéarité des courbes taux d'érosion en fonction de la contrainte tangentielle, la loi (5.1) devrait être linéaire, tout du moins au premier ordre. Reste à étudier les variables d'état ou les variables d'écoulement susceptibles de piloter l'érosion et/ou d'influencer les paramètres d'érosion. D'une part, nous avons déduit de l'étude bibliographique présentée au paragraphe 1.1.3 que la contrainte tangentielle et les paramètres relatifs à la turbulence ou à ses fluctuations pourraient être des variables pilotes de l'érosion. Les variables d'état telles que la pression ou la température seraient également susceptibles d'influencer l'érosion. On suppose d'autre part que le gradient de pression pourrait également faire partie des variables pilotes de l'érosion.

Pour pouvoir statuer quant à la pertinence de la prise en compte de telle ou telle variable dans la loi d'érosion, commençons par étudier précisément quelle est l'influence de l'angle de l'écoulement sur ces variables d'écoulement. Sachant que les paramètres d'écoulement sont très différents dans le cas du JET et du HET, les différences observées sur les variables d'écoulement en fonction de l'angle de celui-ci sont observées dans une configuration simplifiée.

5.2.2. Signature de l'écoulement

Pour cette étude, on choisit de se placer dans une configuration de l'écoulement conforme à la représentation schématique de la Figure 5.10. Il s'agit d'un jet d'eau immergé sur un plan incliné qui arrive sur une paroi horizontale. L'angle d'inclinaison θ est variable, et on se place en géométrie 2D plan. On choisit d'étudier 5 configurations d'écoulement :

$$\theta = \left\{ \frac{\pi}{2}, \frac{5\pi}{8}, \frac{3\pi}{4}, \frac{7\pi}{8}, \pi \right\} \text{ soit } \theta = \{90^\circ, 112.5^\circ, 135^\circ, 157.5^\circ, 180^\circ\}$$

Pour ne pas que l'écoulement en sortie de buse soit perturbé par l'étendue du domaine de calcul et par les conditions aux limites, on place notre géométrie dans un carré de 50x50 cm², pour une taille de sortie de buse de 1 mm de largeur. Le nombre total de mailles du domaine

de calcul, quelque soit la configuration d'écoulement considérée, avoisine les 150 000 éléments. On impose en entrée une vitesse d'écoulement de 5 m/s et en sortie une condition

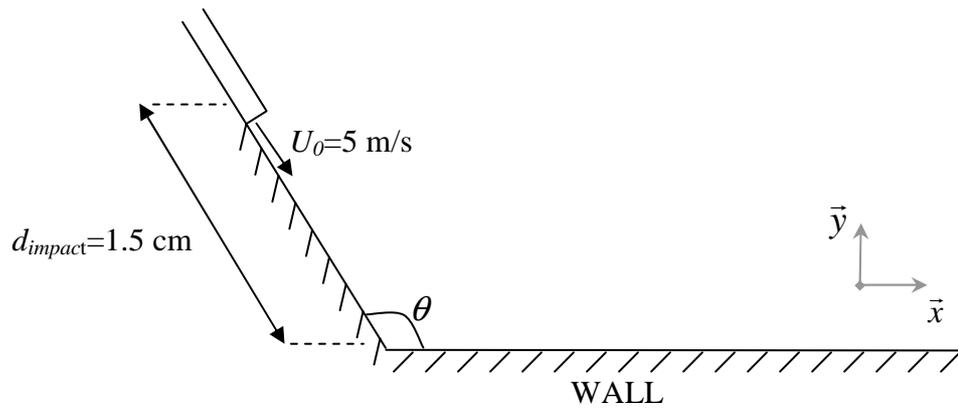


Figure 5.10. Représentation schématique de la configuration de l'écoulement.

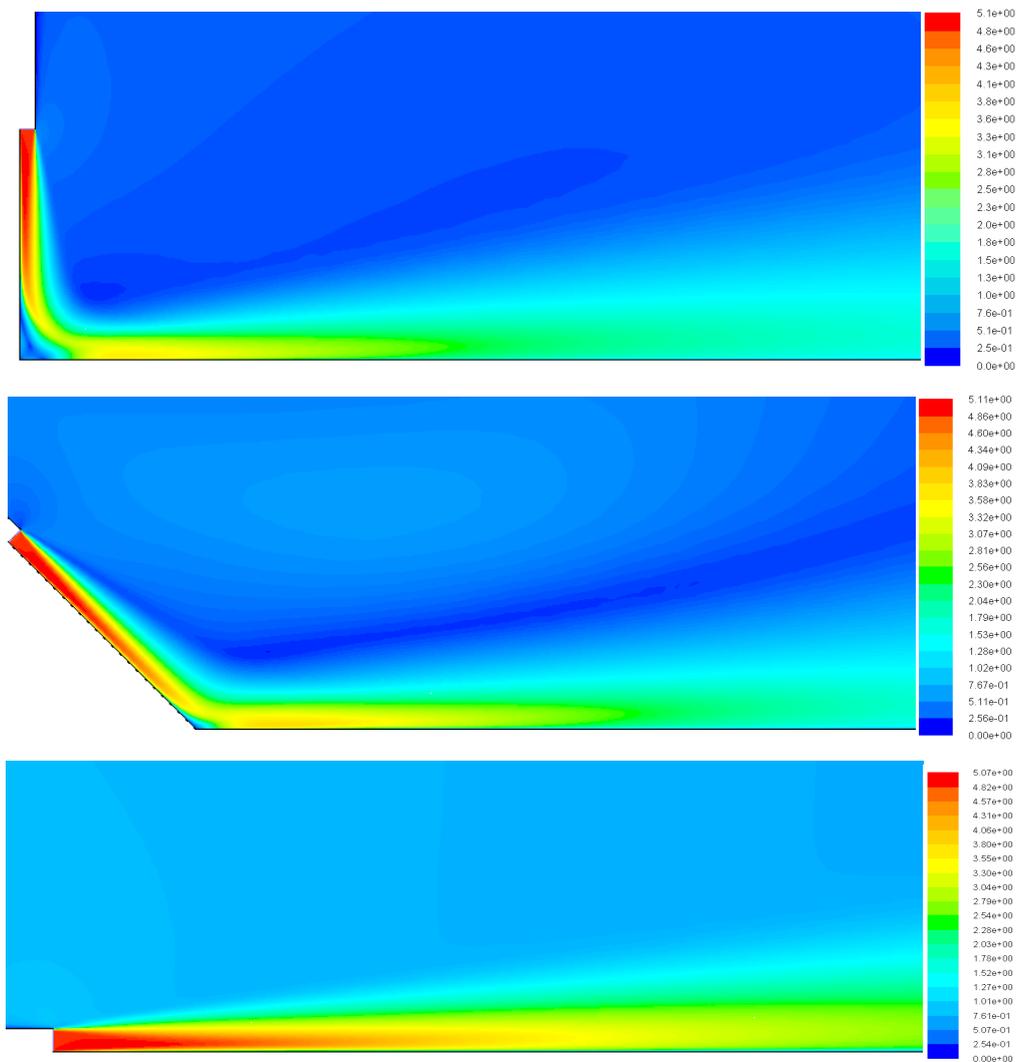


Figure 5.11. Champs de vitesse selon l'angle du plan incliné, pour 90° , 135° et 180° .

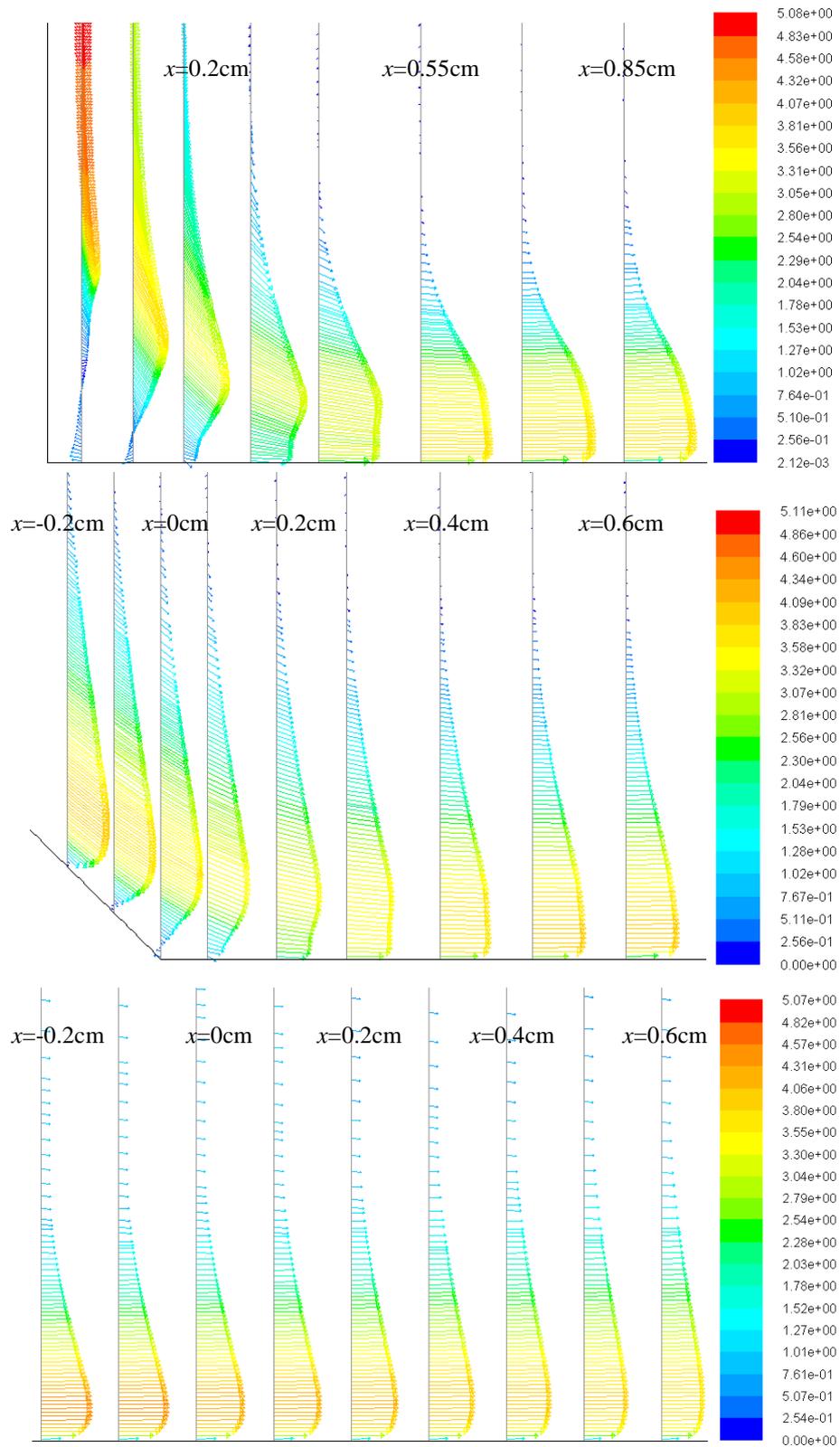


Figure 5.12. Profils de vitesse verticaux au dessus du plan fixe selon l'angle du plan incliné, pour 90°, 135° et 180°.

de pression atmosphérique a été imposée pour ces modélisations numériques. Pour résoudre les problèmes de convergence induits par le modèle de turbulence RSM, on commence par résoudre le tenseur des contraintes turbulentes par un modèle de turbulence de type $k - \varepsilon$. En partant de l'état convergé de ce calcul, on résout alors le tenseur des contraintes turbulentes par une formulation de type RSM au premier ordre, puis au second ordre une fois ce dernier modèle convergé.

Une illustration des champs de vitesses obtenus selon l'angle d'inclinaison du plan est présentée Figure 5.12. On constate l'apparition d'une zone de stagnation au niveau de la jonction entre les deux plans pour $\theta \neq 180^\circ$. Cette zone de stagnation au sein de laquelle la vitesse est quasi-nulle s'étend de plus en plus avec l'augmentation de l'angle d'inclinaison. La Figure 5.12 illustre les profils de vitesse verticaux au-dessus du plan fixe obtenus en fonction de l'angle d'inclinaison. Les phénomènes de recirculation dans la zone de stagnation apparaissent clairement sur les images correspondant aux angles 90° et 135° . La sortie de la zone de stagnation s'effectue aux alentours de $x=0.5$ cm pour $\theta = 90^\circ$ et de $x=0.4$ cm pour $\theta = 135^\circ$, soit respectivement à une abscisse valant 5 et 4 fois d_0 , la taille de la buse.

Les paragraphes suivants présentent les résultats obtenus pour : les contraintes normales et tangentielles ainsi que la force exercée par l'écoulement sur le plan horizontal, le gradient de pression et les variables de la turbulence au niveau du plan horizontal. Un bilan final présenté au paragraphe 5.2.3 permet de conclure quant aux variables d'écoulement susceptibles d'être d'apporter une représentation unifiée de l'érosion.

5.2.2.1. Contraintes, force exercée par l'écoulement sur le plan

La question qui se pose est : est-ce que l'érosion est plus efficace si l'écoulement est tangent ou normal à l'interface eau/sol ? Il a été observé paragraphe 5.1.1 que dans 75% des essais considérés dans cette étude, un même matériau est trouvé plus érodable à la suite d'un essai de JET qu'à la suite d'un essai de HET. C'est pourquoi nous étudierons dans un premier temps les résultats obtenus sur la force exercée par l'écoulement sur le plan fixe en fonction de l'angle d'inclinaison du plan.

Nous cherchons à déterminer en quoi l'angle de la sollicitation appliquée influe sur la force exercée par l'écoulement sur le matériau. Soit un domaine Σ de frontière $\partial\Sigma$, la conservation de la quantité de mouvement donne :

$$\begin{cases} \vec{f} + \text{div } \overline{\overline{\mathbf{T}}} = \rho_w \frac{d\vec{u}}{dt} & \text{dans } \Sigma \\ \vec{F} = \overline{\overline{\mathbf{T}}} \cdot \vec{n} & \text{sur } \partial\Sigma \end{cases} \quad (5.2)$$

avec \vec{f} vecteur forces volumiques extérieures et \vec{F} vecteur forces surfaciques extérieures. La loi de comportement pour un fluide incompressible est donnée Eq. (2.6). En configuration 2D plan, le tenseur des contraintes sur $\partial\Sigma$ s'écrit :

$$\bar{\bar{\mathbf{T}}} = \begin{bmatrix} -p & 0 \\ 0 & -p \end{bmatrix} + 2\mu \begin{bmatrix} \frac{\partial u}{\partial x} & \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x} \right) \\ \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x} \right) & \frac{\partial v}{\partial y} \end{bmatrix} \quad (5.3)$$

A la paroi considérée lisse, les vitesses instantanées sont nulles, les valeurs moyennes et fluctuations de vitesses également. Le tenseur des contraintes turbulentes est donc nul à la paroi ainsi que les dérivées des vitesses selon l'axe x :

$$-\overline{\rho u' \otimes u'} = 0, \quad \frac{\partial v}{\partial x} = 0 \quad \text{et} \quad \frac{\partial u}{\partial x} = 0 \quad (5.4)$$

Sur la surface d'impact horizontale, $\vec{n} = \begin{bmatrix} 0 \\ 1 \end{bmatrix}$ d'où :

$$\Rightarrow \vec{F}_{\text{JET}/\partial\Sigma} = \bar{\bar{\mathbf{T}}} \cdot \vec{n} = - \begin{Bmatrix} 0 \\ p \end{Bmatrix} + 2\mu_w \begin{Bmatrix} \frac{1}{2} \frac{\partial u}{\partial y} \\ \frac{\partial v}{\partial y} \end{Bmatrix} \quad (5.5)$$

Les composantes tangentielles et normales de la force surfacique du jet sur $\partial\Sigma$ s'écrivent :

$$\Rightarrow \tau = \mu_w \frac{\partial u}{\partial y} \quad (5.6)$$

$$\Rightarrow \sigma_N = -p + 2\mu_w \frac{\partial v}{\partial y} \quad (5.7)$$

$$\text{Ainsi, } \|\vec{F}_{\text{JET}/\partial\Sigma}\| = \sqrt{\left(\mu_w \frac{\partial u}{\partial y} \right)^2 + \left(-p + 2\mu_w \frac{\partial v}{\partial y} \right)^2} \quad (5.8)$$

Les composantes normales et tangentielles de la force du jet, équations (5.6) et (5.7) sont tracées Figure 5.13 et Figure 5.14 respectivement. La composante en gradient de vitesse de la force normale trouvée numériquement est négligeable devant le terme en pression. Pour $\theta = 180^\circ$, le maximum de pression atteint les 10^2 Pa. Pour $\theta \neq 180^\circ$, les maxima de pression atteignent entre 3×10^3 Pa et 6.5×10^3 Pa. Comme en atteste la Figure 5.13, plus θ est faible, plus la surpression est importante et plus la zone de stagnation est large. On observe Figure 5.14 que les maxima de composantes tangentielles de la force surfacique du jet restent du même ordre de grandeur quelque soit l'angle d'inclinaison. Cependant, les courbes correspondant à $\theta \neq 180^\circ$ commencent à des valeurs quasi-nulles, alors que l'ordonnée à l'origine de la courbe $\theta = 180^\circ$ correspond au maximum de contrainte atteinte. Cela atteste de la présence de zones de stagnation pour $\theta \neq 180^\circ$. On observe également l'augmentation de leurs étendues avec l'augmentation de l'angle d'inclinaison. Les maxima de pression et de contrainte se situent au sortir de la zone de stagnation pour $\theta \neq 180^\circ$.

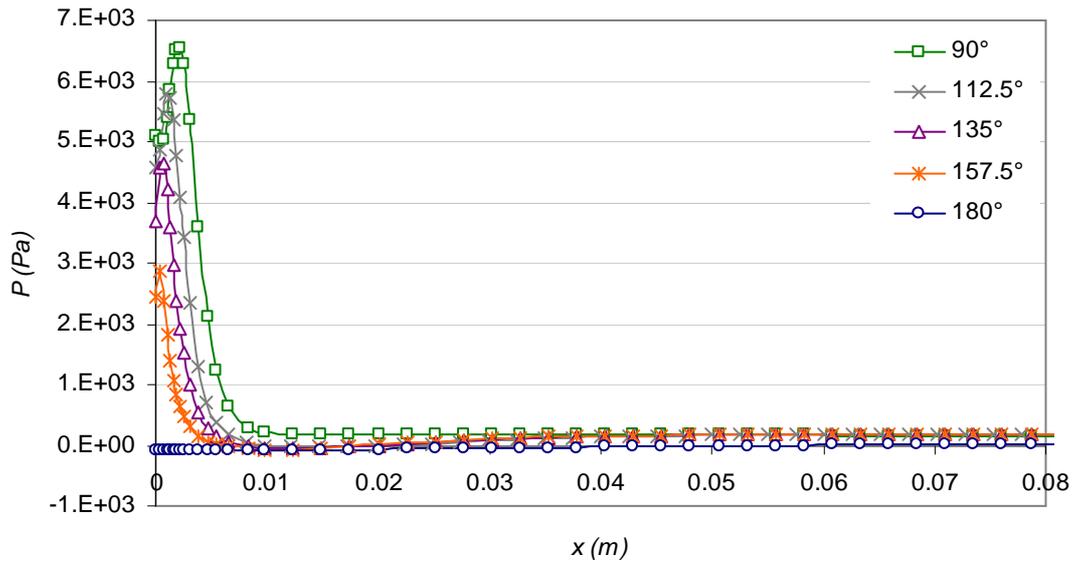


Figure 5.13. Résultats obtenus sur la pression sur le plan horizontal en fonction de l'angle du plan incliné.

Ainsi, la force surfacique exercée par l'écoulement sur le matériau, pour une même vitesse de sortie de buse, est dans la zone de stagnation très supérieure dans les cas où $\theta \neq 180^\circ$. Pour les quatre configurations d'écoulement dans lesquelles $\theta \neq 180^\circ$, le maximum atteint par la norme de la force surfacique exercée par l'écoulement est de l'ordre de 10^4 Pa. Dans le cas $\theta = 180^\circ$, elle est de l'ordre de 100 Pa. C'est la contribution de la pression qui crée une telle différence. Par contre, loin des zones de stagnation, la force surfacique est du même ordre de grandeur quelque soit l'angle d'inclinaison du plan. Les valeurs de la contrainte obtenues pour l'écoulement normal sont moins de 2 fois supérieures à celles obtenues pour l'écoulement tangentiel, et moins de 5 fois pour la pression dès $x \approx 1.5$ cm soit environ $15d_0$.

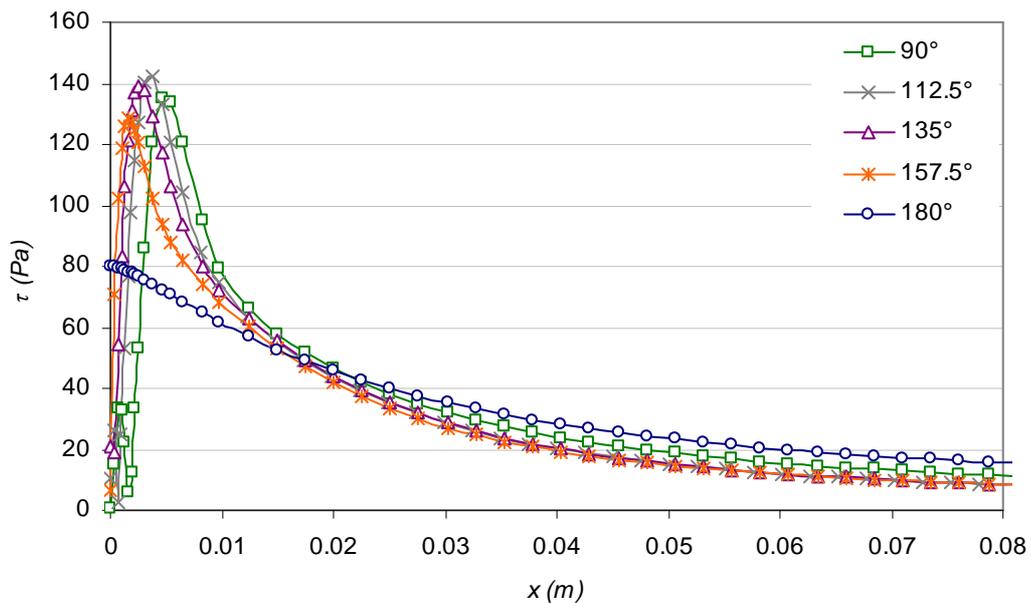


Figure 5.14. Résultats obtenus pour la contrainte tangentielle sur le plan horizontal en fonction de l'angle du plan incliné.

L'étude de [Regazzoni and Marot 2011] montre que l'établissement d'un indice d'érosion relatif à l'énergie développée par l'écoulement permet d'obtenir une classification unifiée des résultats d'essais obtenus au JET et au HET. Dans le cas d'un écoulement stationnaire, [Regazzoni and Marot 2011] donnent l'équation de conservation de l'énergie entre l'entrée et la sortie du système sur un volume de fluide :

$$\frac{dW}{dt} = \iint_S \rho_w \left(\frac{u^2}{2} + \vec{g} \cdot \vec{x} \right) (\vec{u} \cdot \vec{n}) dS \quad (5.9)$$

avec W travail mécanique de l'écoulement entre l'entrée et la sortie du système. [Regazzoni and Marot 2011] postulent que l'intégralité de l'énergie de l'écoulement, après déduction des pertes de charge, est utilisée pour l'érosion. Les vitesses utilisées pour résoudre l'Eq. (5.9) sont soit une vitesse moyenne de l'écoulement relative au débit dans le cas du HET, soit les vitesses relatives à un écoulement de jet libre dans le cas du JET. Or, dans cette étude nous nous intéressons aux phénomènes qui ont lieu au niveau de la paroi sur laquelle les vitesses sont nulles. La prise en compte de vitesses prises juste au dessus de l'interface pourrait éventuellement être abordée, mais la détermination très délicate d'une échelle de distance à la paroi caractéristique devra être effectuée.

5.2.2.2. Gradient de pression

Dans un second temps, déterminons si le gradient de pression pourrait être une signature de l'écoulement. A l'instar des variables calculées juste au dessus de la paroi, la détermination des gradients de pression nécessite l'introduction d'une longueur caractéristique. Dans cette étude, la détermination des composantes du gradient de pression est effectuée à l'échelle de la maille. Pour cette étude où les configurations simplifiées présentent toutes le même maillage, on postule que la détermination arbitraire d'une longueur caractéristique est acceptable. Cette hypothèse sera revue dans le contexte des essais d'érosion de JET et de HET.

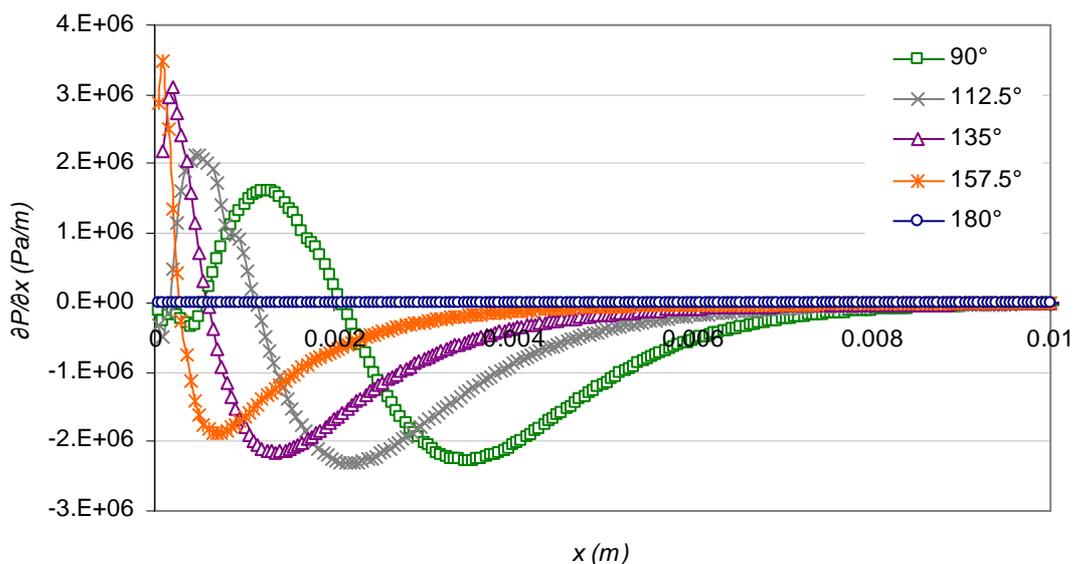


Figure 5.15. Résultats obtenus pour la composante en x du gradient de pression sur le plan horizontal en fonction de l'angle du plan incliné.

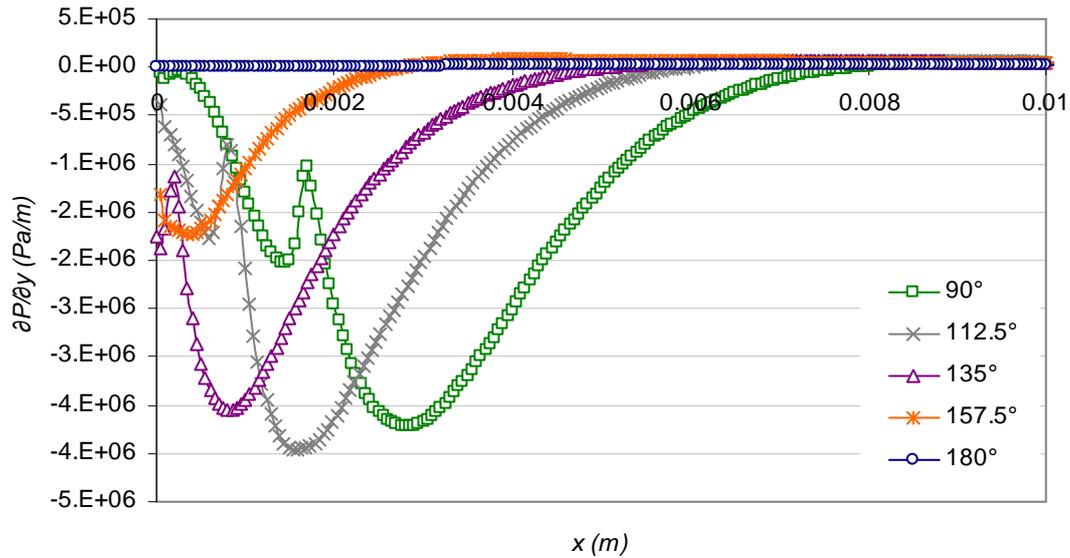


Figure 5.16. Résultats obtenus pour la composante en y du gradient de pression sur le plan horizontal en fonction de l'angle du plan incliné.

On remarque que les ordres de grandeur de la composante horizontale du gradient de pression sont très supérieurs dans les cas $\theta \neq 180^\circ$ par rapport au cas $\theta = 180^\circ$ (Figure 5.15). Pour $\theta = 180^\circ$, $\partial P / \partial x$ est de l'ordre de 10^3 Pa/m, pour les autres angles, $|\partial P / \partial x|$ est de l'ordre de 1×10^6 Pa/m. Le gradient $\partial P / \partial x$ ne présente pas de forme particulière pour $\theta = 180^\circ$. Pour les autres angles, les courbes $\partial P / \partial x$ en fonction de x présentent une allure caractéristique de type sinusoïdale à une seule période. Si $\theta \neq 180^\circ$, plus l'angle d'inclinaison est élevé, plus le maximum de $\partial P / \partial x$ est important et plus le minimum est faible. Plus l'angle est élevé, moins la zone affectée par les importants $\partial P / \partial x$ est large. De même, en valeur absolue, les ordres de grandeur de la composante verticale du gradient de pression sont très supérieurs dans les cas $\theta \neq 180^\circ$ (Figure 5.16). Pour $\theta = 180^\circ$, $\partial P / \partial y$ est de l'ordre de 10^4 Pa/m, pour les autres angles, $|\partial P / \partial y|$ est de l'ordre de 10^6 Pa/m. Le gradient $\partial P / \partial y$ ne présente pas de forme particulière pour $\theta = 180^\circ$, alors que pour les autres angles, les courbes $\partial P / \partial y$ en fonction de x présentent une allure caractéristique de type gaussienne inversée dont le centre se rapproche de $x = 0$ à mesure que l'angle d'inclinaison augmente. Une cassure systématique de ces courbes est observée, à des abscisses diminuant également avec l'angle d'inclinaison. Ces cassures ne correspondent pas aux sorties des zones de stagnation pour lesquelles les composantes du gradient de pression ont presque déjà atteint leurs asymptotes. Ces cassures sont certainement imputables au modèle de turbulence et ne semblent pas reliées à un phénomène physique. Dès $x \approx 20d_0$, le gradient de pression dans le cas de l'écoulement normal n'est plus que 10 fois supérieur au gradient de pression de l'écoulement tangentiel.

5.2.2.3. Variables de la turbulence

Dans un troisième temps, déterminons si les paramètres relatifs à la turbulence présentent des différences importantes selon l'angle d'inclinaison du plan. Toutes les variables relatives à la

vitesse de l'écoulement ou à ses fluctuations sont nulles à l'interface. C'est pourquoi le tenseur des contraintes turbulentes et l'énergie cinétique turbulente sont nuls à la paroi. Les seules variables de la turbulence non nulles à la paroi sont le taux de dissipation de l'énergie turbulente et les fluctuations de pression qui ne sont pas calculés par la modélisation RANS. Le taux de dissipation ε est maximal à la paroi. La Figure 5.17 en est une illustration. Les courbes présentées en fonction de l'angle d'inclinaison ont la même allure pour ε et pour τ , ce qui est attendu puisque ces variables sont liées, cf. Figure 5.14. Quelque soit l'angle du plan, les valeurs obtenues pour ε restent du même ordre de grandeur, bien que pour $\theta \neq 180^\circ$, les maxima des taux de dissipation sont environ trois fois supérieurs à celui obtenu pour $\theta = 180^\circ$. Les maxima de ε sont situés au sortir des zones de stagnations pour $\theta \neq 180^\circ$ et on observe des valeurs nulles en $x = 0$. Pour l'écoulement tangent, ces maxima sont situés en $x = 0$. Dès $x = 2$ cm, l'évolution et les valeurs de ε selon x sont identiques quelque soit l'angle du plan d'inclinaison.

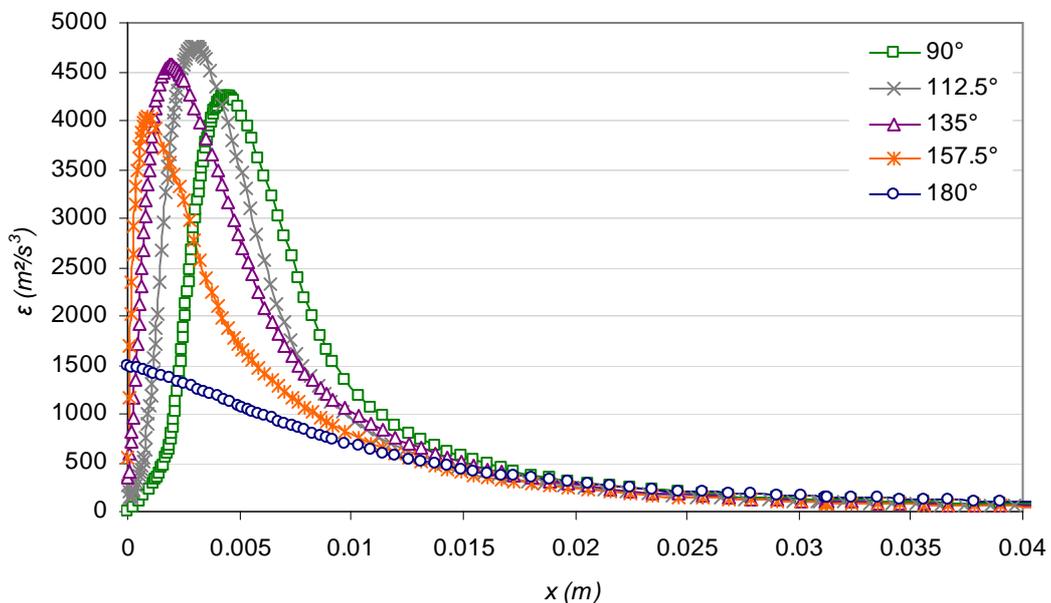


Figure 5.17. Résultats obtenus pour le taux de dissipation d'énergie cinétique turbulente au-dessus du plan horizontal en fonction de l'angle du plan incliné.

Les Figure 5.18 et Figure 5.19 illustrent les résultats obtenus pour l'énergie cinétique turbulente et son taux de dissipation au niveau du centre de la première maille au dessus du plan fixe. Ces résultats sont extrêmement dépendants de la taille des mailles adjacentes à la paroi. Comme indiqué précédemment, l'utilisation de variables d'écoulement calculées au dessus de la paroi, dans la loi d'érosion, nécessite la détermination d'une longueur caractéristique. Quelque soit l'angle du plan, les valeurs obtenues pour k restent du même ordre de grandeur, idem pour ε . Les maxima de k et de ε sont situés au sortir des zones de stagnations pour $\theta \neq 180^\circ$ et on observe des valeurs nulles en $x = 0$. Pour l'écoulement tangent, ces maxima sont situés en $x = 0$. Dès $x = 1.5$ cm, l'évolution et les valeurs de k et de ε selon x sont identiques quelque soit l'angle du plan d'inclinaison. Des conclusions similaires peuvent être tirées des courbes représentant la vitesse de l'écoulement prise au niveau de la première cellule du maillage, cf. Figure 5.19.

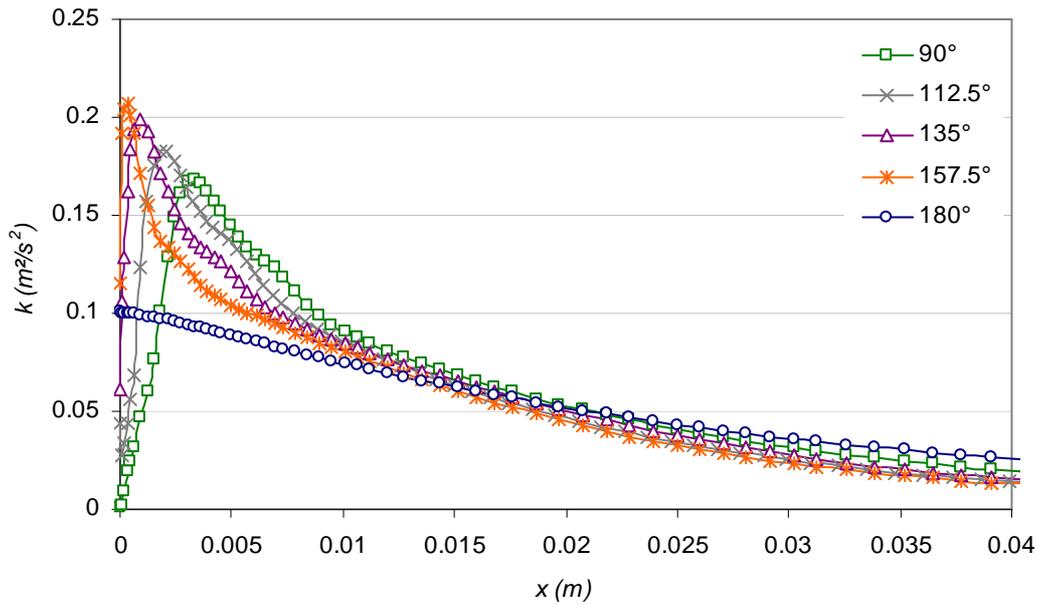


Figure 5.18. Résultats obtenus pour l'énergie cinétique turbulente au-dessus du plan horizontal en fonction de l'angle du plan incliné.

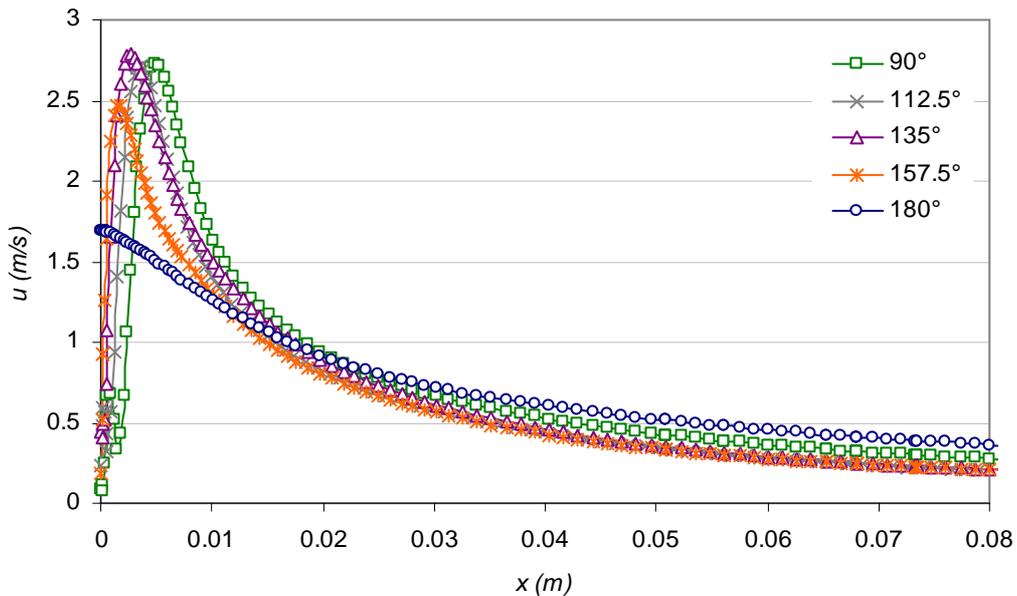


Figure 5.19. Résultats obtenus pour la vitesse de l'écoulement au-dessus du plan horizontal en fonction de l'angle du plan incliné.

Un certain nombre d'études (cf. paragraphe 2.1.1) prennent en considération les fluctuations de pression locales dues à la turbulence (p'^2). Ces fluctuations seraient à l'origine du soulèvement local de particules en surface du matériau. La méthode de modélisation que nous avons développée s'appuie sur une modélisation RANS et ne permet pas d'avoir accès directement aux fluctuations de pression. Dans les configurations précises que nous avons abordées, nous n'avons pas trouvé de publications qui fassent état de relations empiriques ou analytiques permettant de calculer ces fluctuations de pression. Aussi, [Antonia *et al* 1991, Kim *et al.* 1987] montrent que près d'une paroi lisse, ε et p'^2 atteignent des valeurs

asymptotiques assez universelles, dont les valeurs sont liées à u^* et donc à τ . Cela signifie que la prise en compte dans la loi d'érosion, de l'une ou l'autre de ces deux variables d'écoulement dans la sous-couche visqueuse, ne permettrait pas d'apporter d'informations supplémentaires à celles apportées par la contrainte.

5.2.3. Variables d'écoulement susceptibles d'influencer l'érosion

Les différentes variables de l'écoulement ont été étudiées, et toutes présentent une signature de l'écoulement aux abords de la zone de stagnation. Mais seuls les maxima de la pression et du gradient de pression présentent des ordres de grandeur de différences, selon l'angle d'inclinaison du plan. Ce sont les composantes tangentielles des gradients de pression qui présentent les écarts les plus importants.

Le taux d'érosion d'un matériau pourrait éventuellement être relié à la force surfacique exercée par l'écoulement sur le matériau. L'influence de la contrainte tangentielle sur l'érosion est indéniable. Physiquement, il est assez intuitif de penser que le frottement de l'écoulement sur l'interface eau/sol puisse générer de l'érosion. Néanmoins, les différents ordres de grandeurs obtenus pour la contrainte en fonction de l'angle du plan ne permettent pas d'expliquer que des taux d'érosion puissent différer d'un ou de plusieurs ordres de grandeur selon que l'écoulement soit normal ou tangentiel. En ce qui concerne la composante normale de la force exercée par l'écoulement sur le matériau, un sol placé sous une colonne d'eau immobile ne s'érode pas. C'est pourquoi la pression, bien que signature de l'écoulement, ne peut pas être la variable pilote des phénomènes d'érosion.

La composante horizontale du gradient de pression semble être une grandeur plus adaptée. On peut aisément imaginer que si la pression qui s'exerce sur une zone de l'interface eau/sol diffère de celle exercée sur la zone voisine, ce gradient de pression va engendrer, au moins en surface, une déstabilisation de la structure du matériau. Au vu des résultats obtenus sur les différents ordres de grandeur, l'introduction de la composante horizontale du gradient de pression dans la loi d'érosion pourrait permettre d'introduire des différences importantes entre le taux d'érosion trouvé dans le cas de l'écoulement normal et celui trouvé pour l'écoulement tangentiel. D'après les résultats des modélisations dans la configuration très simplifiée, si on considère que le gradient de pression influe sur l'efficacité de l'érosion, l'écoulement sera beaucoup plus efficace dans le cas de l'écoulement normal par rapport à l'écoulement tangent. C'est bien la tendance qui a été observée pour les essais de JET et HET. Cependant, comme précédemment mentionné au paragraphe 5.2.2.3, l'introduction d'un gradient dans la loi d'érosion nécessite la détermination d'une longueur caractéristique. Ce point particulièrement problématique sera discuté paragraphe 5.3.3.

Quant à l'influence de variables relatives à la turbulence, il est également assez intuitif d'envisager que l'érosion puisse être fonction des phénomènes de recirculation induits par la turbulence. Dans une configuration, de jet tridimensionnel, comme discuté au paragraphe 2.3.2, le battement du jet dû à la turbulence influe nécessairement sur les phénomènes

d'érosion dans cette zone de battement. Il avait été déduit que les fluctuations de l'emplacement du point de stagnation du jet créent un lissage du pic de sol théorique. En dehors de cette zone particulière, au vu des résultats présentés au paragraphe 5.2.2.3, il est apparent que les ordres de grandeurs obtenus pour le taux de dissipation de l'énergie turbulente ne permettraient pas d'expliquer des différences importantes sur le taux d'érosion. Aussi, il semble plus intuitif de considérer l'influence des fluctuations de pression, capables de provoquer le soulèvement de particules de sol, dont il n'a pas été possible d'étudier directement l'amplitude. Néanmoins, les variables ε et p'^2 près de la paroi sont fonctions de u^* et donc de τ [Antonia *et al* 1991, Kim *et al.* 1987]. L'introduction de tels paramètres dans la loi d'érosion ne permettrait donc pas, *a priori*, d'apporter les éléments manquants pour la prise en compte de l'angle d'impact de l'écoulement. La prise en compte de variables de la turbulence au-dessus de l'interface pourrait cependant être pertinente, même si un problème majeur de longueur caractéristique serait alors introduit. Aussi, les ordres de grandeur de la vitesse, de l'énergie cinétique turbulente et de son taux de dissipation, pris juste au-dessus de l'interface ne permettraient pas d'expliquer des différences JET/HET importantes. Notre modèle numérique ne permet pas d'obtenir d'informations au sujet des fluctuations de pression au-delà de la couche limite. La pertinence de considérer dans la loi d'érosion des variables au-dessus de l'interface eau-sol est discutable et reste une question ouverte. L'estimation de l'épaisseur de la couche limite lors d'un essai d'érosion pourrait introduire une échelle de longueur.

A priori, les variables dont l'introduction dans la loi d'érosion serait susceptible d'unifier les résultats obtenus quelque soit l'angle de la sollicitation sont donc la composante tangentielle du gradient de pression et éventuellement les fluctuations de pression prises au-delà de la sous couche visqueuse. Ainsi, dans la loi d'érosion généralisée définie Eq. (5.1), ψ et e pourraient dépendre de la contrainte tangentielle, de la composante tangentielle du gradient de pression et des fluctuations de pression. Aussi, l'étude bibliographique présentée au Chapitre 1 montre que certaines variables d'état comme la pression et la température sont également susceptibles d'influencer e .

Dans le paragraphe suivant, nous verrons si les différences observées sur les variables d'écoulement dans la configuration simplifiée du paragraphe 5.2 sont toujours notables dans les cas des écoulements très différents du JET et du HET. Nous pousserons également au maximum des capacités de la méthode de modélisation développée au Chapitre 2 les pistes de développement de la loi d'érosion évoquées ci-dessus.

5.3. Pistes de développement de la loi d'érosion

5.3.1. Variables d'écoulement des essais JET et HET

Nous nous appuyerons dans cette étude sur le cas des essais de JET et HET réalisés sur le sol A, dont les modélisations numériques respectives sont présentées Chapitres 3 et 4. Dans la configuration des essais menés sur le sol A, on a $R_0=3$ mm, $L=12$ cm, $z_0=14.6$ cm, le rayon de

l'échantillon de sol pour l'essai de JET $r_{max}=5.6$ cm. Le différentiel de pression imposé entre l'entrée et la sortie du dispositif expérimental du JET est de 30 000 Pa et le débit d'entrée du HET vaut 0.53 m³/h pour une pression de sortie égale à la pression atmosphérique.

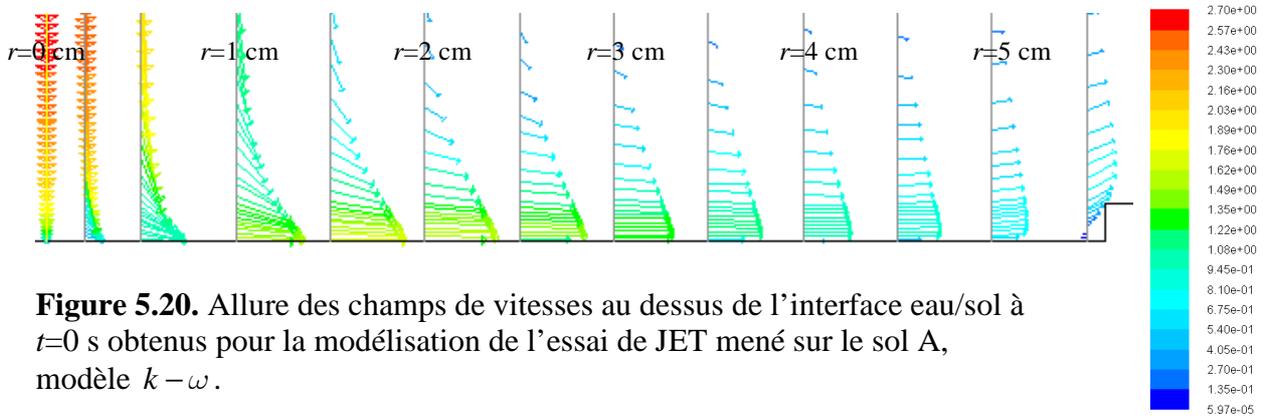


Figure 5.20. Allure des champs de vitesses au dessus de l'interface eau/sol à $t=0$ s obtenus pour la modélisation de l'essai de JET mené sur le sol A, modèle $k-\omega$.

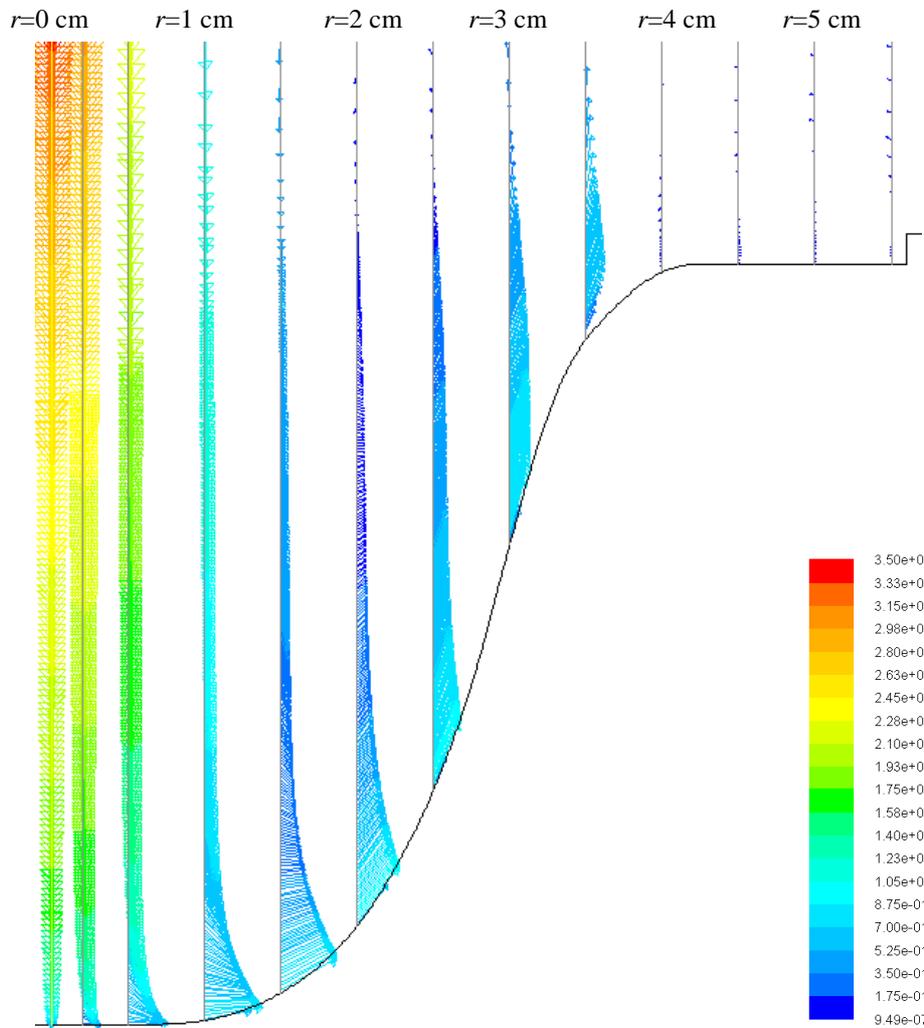


Figure 5.21. Allure des champs de vitesses au dessus de l'interface eau/sol obtenus à la fin du processus d'érosion pour la modélisation de l'essai de JET mené sur le sol A, modèle $k-\omega$.

Les Figure 5.20 et Figure 5.21 illustrent l'allure des profils de vitesses obtenus au-dessus de l'interface eau/sol avec les modélisations de l'essai de JET mené sur le sol A. Conformément au graphe présenté Figure 3.13, la Figure 5.20 illustre qu'à $t=0$ s, la sortie de la zone de stagnation du jet s'effectue à $r \approx 1.3$ cm soit environ $2 \times d_0$. Pour des temps plus avancés, la zone au sein de laquelle l'écoulement n'est plus perturbé par les recirculations dues au point d'arrêt est plus délicate à visualiser compte-tenu de la courbure de l'interface. La sortie de la zone de stagnation du jet semble néanmoins toujours bien correspondre au rayon minimal pour lequel la contrainte tangentielle est maximale. Conformément aux résultats présentés Figure 3.13, à la fin du processus d'érosion, la sortie de la zone de stagnation du jet est proche de $r \approx 9$ mm. Les profils de vitesses obtenus dans le cadre de la modélisation de l'essai de HET sur le A, au début et à la fin du processus d'érosion sont présentés Figure 5.22. La longueur d'établissement de l'écoulement est plus importante à la fin du processus d'érosion. Cela s'explique par l'augmentation du diamètre de conduit et surtout à l'augmentation de celui-ci à l'amont du conduit. A $t = 0$ s, la longueur d'établissement de l'écoulement vaut presque 10 fois le diamètre du conduit. A la fin du processus d'érosion la longueur d'établissement vaut près de $30 \times R_0$.

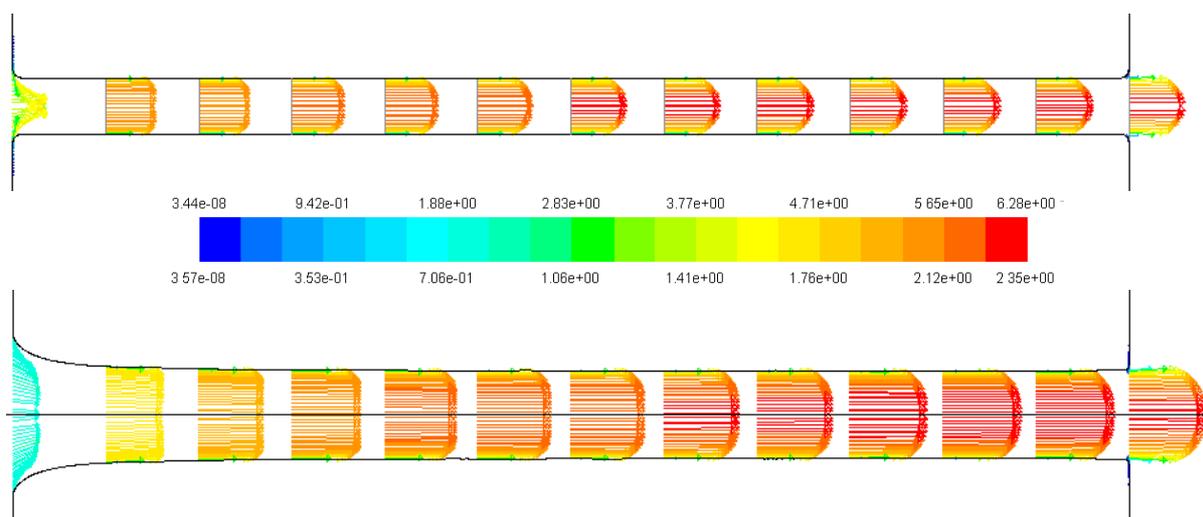


Figure 5.22. Allure des champs de vitesses obtenus à $t = 0$ s et à la fin du processus d'érosion (resp. au-dessus et en dessous) pour la modélisation de l'essai de HET mené sur le sol A, modèle $k - \varepsilon$.

Les résultats comparatifs des deux essais à $t = 0$ s sont présentés Figure 5.23 et Figure 5.24, pour la contrainte tangentielle et le champ de pression sur l'interface eau/sol sans érosion respectivement. Le maximum de contrainte tangentielle avoisine les $\tau_{\max} \approx 40$ Pa pour le JET à $r/r_{\max} \approx 0.2$. La contrainte reste quasi-constante pour le HET le long de l'interface eau/sol, avec une contrainte moyenne valant environ 100 Pa. Les maxima de pression sur l'interface sont également du même ordre de grandeur pour les deux configurations d'écoulement, avec une pression, en x et r nuls, proche de 5 000 Pa. Le long de l'interface, la pression connaît cependant une diminution beaucoup plus brutale dans le cas du JET. Avant que les écoulements soient perturbés par l'extrémité droite du matériau, pour une abscisse de

0.7, la pression a diminué d'une décade dans le cas du HET et de plus de 3 ordres de grandeur dans le cas du JET.

Les résultats concernant la composante tangentielle du gradient de pression sont présentés Figure 5.25. Dans ce premier temps, les gradients de pression sont calculés à l'échelle de la maille. Cela correspond à une taille caractéristique de 1.6×10^{-4} m pour le JET et 8×10^{-5} m pour le HET. Le manque d'informations est total sur les modes d'érosion. Néanmoins, il ne semble pas déraisonnable de considérer que pour un sol fin cohésif, tels que ceux définis Table 3.3 et Table 4.2, l'érosion du sol se fait par le détachement de particules ou d'agrégats de particules dont la taille est inférieure à un demi-millimètre. La taille des mailles que l'on a fixée pour ces modélisations ne permet pas de calculer les gradients pour des échelles caractéristiques inférieures à un demi-millimètre. Les composantes du gradient de pression trouvées pour le HET sont en réalité très fluctuantes. Un moyennage a été effectué par portions de 200 mailles de l'interface eau/sol, ce qui correspond à des portions d'environ 1.5 cm de large. L'écart-type réel sur les données HET pour le gradient de pression est de plus d'un ordre de grandeur. Les composantes du gradient de pression sont très supérieures dans le cas du HET. Après une longueur d'établissement de l'écoulement dans le conduit correspondant à $x/L \approx 0.1$, la composante tangentielle du gradient de pression est quasi-constante, oscillant autour d'une valeur d'environ $4 \cdot 10^5$ Pa/m. Dans la zone de stagnation du jet : pour $r/r_{max} < 0.2$, la composante tangentielle du gradient de pression est de 1 à 2 ordres de grandeur supérieur pour le HET que pour le JET. Juste au sortir de la zone de stagnation, $|\partial P/\partial r|_{JET}$ et $|\partial P/\partial x|_{HET}$ sont du même ordre de grandeur. Après cette zone, $|\partial P/\partial r|_{JET}$ diminue de plus de deux ordres de grandeur jusqu'à ce que les effets de bord du moule viennent perturber l'écoulement.

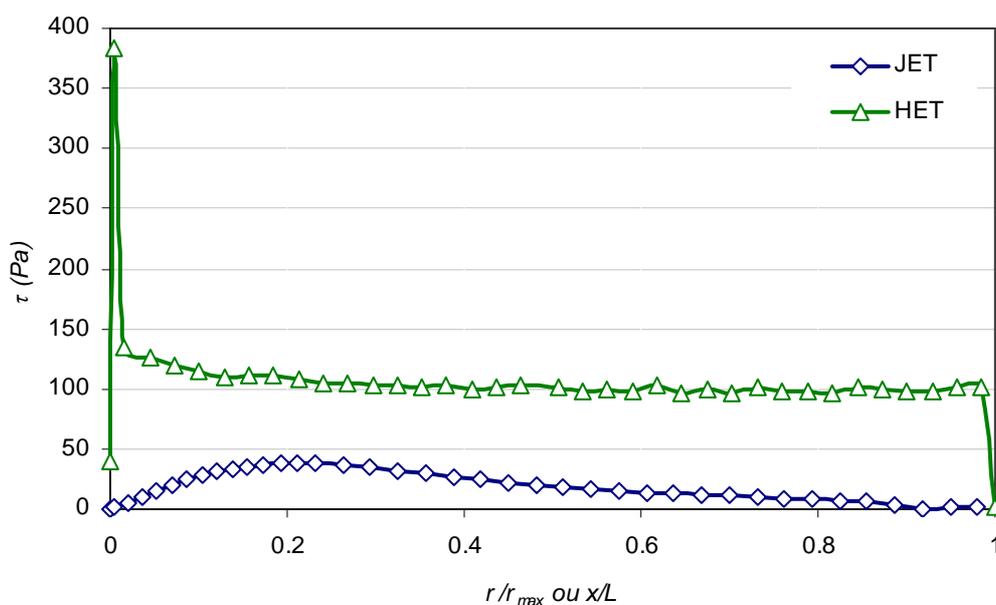


Figure 5.23. Résultats comparatifs JET et HET pour la contrainte tangentielle sur l'interface eau/sol.

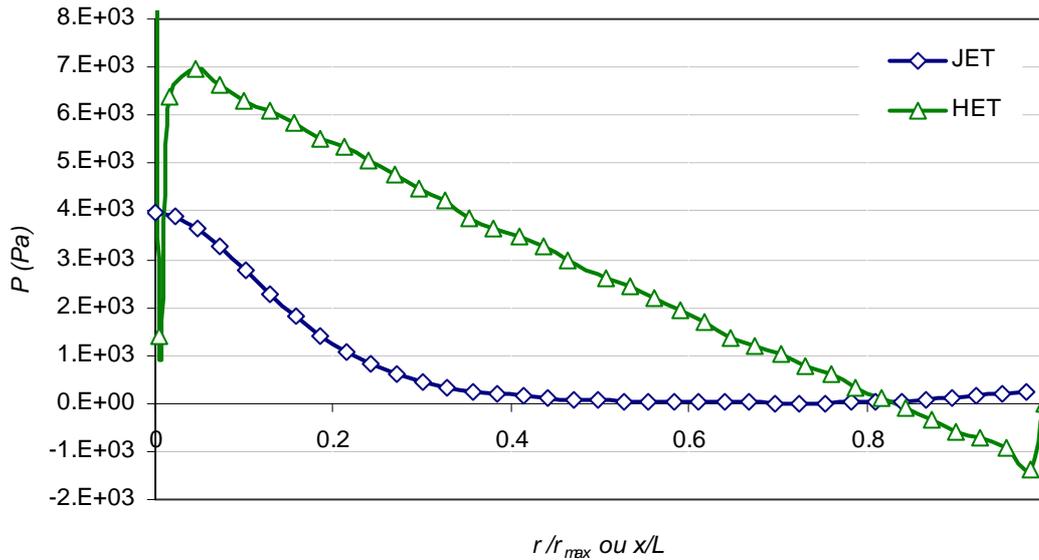


Figure 5.24. Résultats comparatifs JET et HET du champ de pression sur l'interface eau/sol.

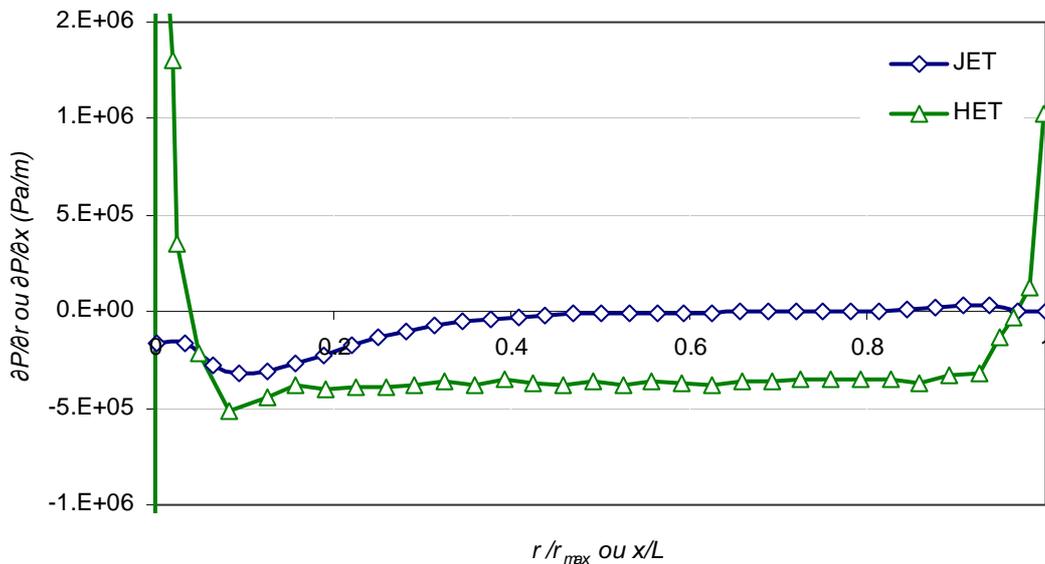


Figure 5.25. Résultats comparatifs JET et HET pour les composantes tangentielles du gradient de pression sur l'interface eau/sol.

En ce qui concerne les variables de la turbulence, le modèle numérique du HET se base sur un modèle de turbulence de type $k-\varepsilon$ et celui du JET sur un modèle de type $k-\omega$. C'est pourquoi il est difficile de déterminer un ε dans le cas de la modélisation du JET. Les deux variables de la turbulence non nulles en paroi : le taux de dissipation de l'énergie turbulente et les fluctuations de pression ne sont pas accessibles dans notre modélisation des essais de JET. Il est néanmoins possible de comparer les variables de la turbulence trouvées au-dessus de l'interface eau/sol, mais il faut pour cela déterminer une seconde longueur caractéristique. Puisqu'au-delà de la couche limite, les variables de la turbulence ne sont plus directement reliées à u^* , la distance à l'interface eau/sol correspondant à la sortie de la couche limite

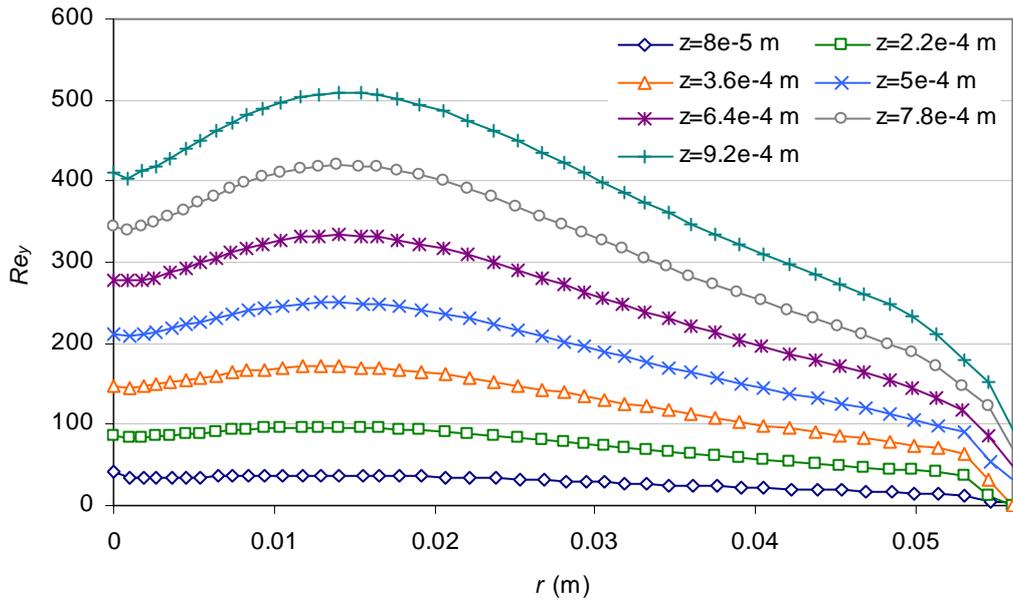


Figure 5.26. Nombre de Reynolds turbulent en fonction de la distance à l'interface eau/sol pour la modélisation du JET, modèle $k - \omega$.

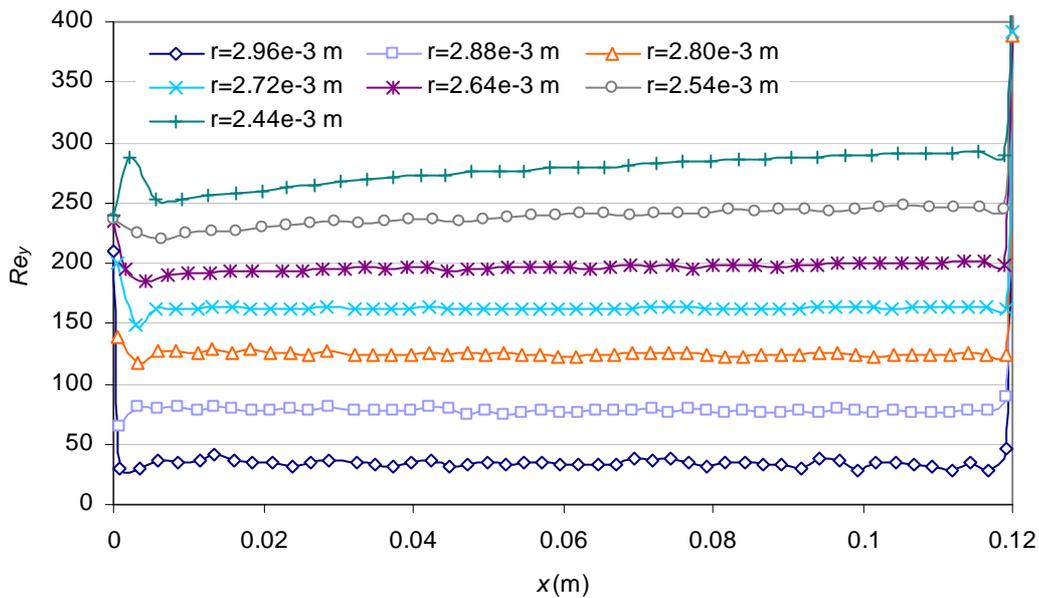


Figure 5.27. Nombre de Reynolds turbulent en fonction de la distance à axe de symétrie du conduit, modélisation du HET, modèle $k - \epsilon$.

pourrait être choisie. Les Figure 5.26 et Figure 5.27 illustrent les valeurs du Reynolds turbulent obtenues pour les modélisations des essais de JET et de HET menées sur le sol A. Les modèles de loi de paroi utilisés (cf. Chapitre 2) donnent la transition entre la couche limite et l'écoulement pleinement turbulent pour un Reynolds turbulent de 200. Dans le cas du HET, dès une distance à l'interface eau/sol avoisinant les 0.4 mm, l'écoulement est en régime pleinement turbulent. La linéarité des courbes présentées Figure 5.27 permet une

détermination aisée de la longueur caractéristique recherchée. Dans le cas du JET, la longueur caractéristique permettant de situer la transition entre la couche limite et l'écoulement pleinement turbulent dépend de la distance à l'axe médian du jet. Pour une distance à l'interface eau/sol avoisinant les 0.5 mm, plus de 50% des cellules du maillages sont situées au-delà de la transition $Re_y > 200$. Ainsi, pour obtenir une estimation des fluctuations de pression, variable ayant été identifiée comme susceptible d'influer sur l'érosion, le développement d'un modèle analytique ou numérique complexe est nécessaire. Cela pourra faire l'objet d'une des perspectives de ce travail de thèse.

Au vu de ces résultats, il semblerait effectivement que la prise en compte du gradient de pression ou d'un paramètre relatif à la turbulence dans la loi d'érosion pourrait nous permettre de développer une loi donnant pour les deux essais des paramètres d'érosion équivalents. Des problèmes scientifiques et techniques majeurs doivent néanmoins être résolus avant la prise en compte de telles variables dans la loi d'érosion.

5.3.2. Prise en compte des fluctuations dans la zone de stagnation

L'hypothèse de la non-uniformité de l'interface eau/sol dans la réalité de l'essai de JET est un élément d'explication du lissage du pic de sol au niveau du point d'arrêt. Néanmoins, une amélioration de la loi d'érosion permettrait de résoudre cette problématique exposée au paragraphe 2.3.2. La prise en compte dans la loi d'érosion des fluctuations de l'emplacement du point d'arrêt dû à la turbulence est alors nécessaire. Cette prise en compte devra affecter les valeurs de la contrainte dans la loi d'érosion, mais aussi certainement toutes les autres variables d'écoulement qui viendront potentiellement compléter la loi d'érosion.

La prise en compte des fluctuations de contrainte, ou de tout autre paramètre que l'on pourra considérer dans la loi d'érosion, peut s'effectuer par la convolution de la variable d'écoulement par une courbe de type gaussienne, compte-tenu du déplacement aléatoire du point d'arrêt autour de l'axe de symétrie du jet. L'écart-type et la variance pourront par exemple être calculées en fonction des fluctuations de contrainte, de pression ou de l'intensité de la turbulence calculée au-dessus de l'interface eau/sol, autour du point d'arrêt. Ces paramètres correctifs devront dépendre de l'angle de la sollicitation, de manière à ce que le modèle soit adaptable à la présence et l'absence de zone de stagnation de l'écoulement.

A notre connaissance, il n'existe pas dans la littérature, d'études permettant d'estimer ces fluctuations dans une configuration telle que celle du JET.

La prise en compte de ces fluctuations est nécessaire mais certainement pas suffisante à l'obtention d'une loi d'érosion unifiée. La modélisation numérique du JET montre que l'ordre de grandeur des paramètres d'érosion en est indépendant, puisqu'il est relatif au maximum de contrainte au sortir de la zone de stagnation du jet. Une étude importante de caractérisation et d'estimation de ces fluctuations pourra faire l'objet des perspectives de ce travail de thèse.

5.3.3. Prise en compte du gradient de pression dans la loi d'érosion

L'ajout d'une composante relative à la composante tangentielle du gradient de pression dans la loi d'érosion semble être une bonne piste vers l'obtention d'un modèle d'érosion fédérateur. Les données nécessaires étant accessibles avec la méthode de modélisation développée au Chapitre 2, ce dernier paragraphe a pour objectif de pousser cette théorie au maximum des possibilités apportées par nos modélisations numériques.

La question ouverte de la longueur caractéristique relative au gradient de pression dans le cas du JET est déterminante. La loi d'érosion généralisée définie équation (5.1) pointe également le problème de l'emplacement de la zone érodée le long de l'interface eau/sol dans le cas du JET.

La Figure 5.28 illustre les résultats obtenus sur le taux d'érosion en fonction de la composante tangentielle du gradient de pression, à la manière du graphe présenté Figure 5.9 qui présente le taux d'érosion en fonction de la contrainte. Les taux d'érosion obtenus au cours des modélisations des essais de JET et de HET menés sur le sol A sont représentés en fonction des gradients obtenus numériquement. Les taux d'érosion obtenus numériquement sont en bon accord avec les résultats expérimentaux (cf. Chapitres 3 et 4). C'est pourquoi on peut estimer les ordres de grandeur des paramètres d'érosion qui permettraient de garder des évolutions de l'interface eau/sol similaires à celles obtenues pour l'Eq. (1.1). Les coefficients directeurs des courbes de la Figure 5.28 donnent l'ordre de grandeur des coefficients d'érosion qui seraient obtenus avec une loi d'érosion fonction uniquement de la composante tangentielle du gradient de pression.

Les résultats obtenus pour différentes positions sur l'interface eau/sol sont étudiés : à r fixé proche du point de stagnation du jet à 0.002 m, à la sortie de la zone de stagnation à 0.01 m et loin de la zone de stagnation à 0.02 m. Deux longueurs caractéristiques de discrétisation du gradient ont été testées pour le JET, à l'échelle de la maille (espacement de 0.16 mm) et à l'échelle de 20 mailles (espacement de 3 mm).

La Figure 5.28 atteste du fait que, pour les deux échelles testées, et pour les trois positions sur l'interface, les ordres de grandeur des résultats obtenus sont très proches. Les coefficients directeurs des courbes correspondant aux résultats du JET et du HET sont respectivement de l'ordre de 10^{-9} et 10^{-10} m³.s/kg. Les seuils d'érosion obtenus restent du même ordre de grandeur pour le JET et le HET, comme dans le cas de l'Eq. (1.1). Ils sont tous deux proches de $5 \cdot 10^4$ Pa/m. Ces valeurs des coefficients et des seuils d'érosion ne sont pas comparables à celles obtenues dans le cadre de l'Eq. (1.1).

Ainsi, cette étude des ordres de grandeur montre que le développement d'une loi d'érosion définie par l'équation (5.1) avec $\psi(r)$ composante tangentielle du gradient de pression ne permet pas d'obtenir des paramètres d'érosion unifiés pour les essais de JET et de HET menés sur le sol A. Le coefficient d'érosion obtenu pour l'essai de JET est à nouveau au moins un ordre de grandeur supérieur à celui trouvé pour l'essai de HET, cf. Figure 5.28. Egalement, si l'on définit $\psi(r)$ comme une fonction dépendante de la composante tangentielle du gradient de pression et de la contrainte tangentielle, l'écart obtenu pour les paramètres d'érosion du JET et du HET serait d'autant plus important.

Il semble ainsi que la prise en compte de la composante tangentielle du gradient de pression dans la loi d'érosion, bien qu'intuitivement pertinente, ne puisse pas expliquer les différences observées pour les paramètres d'érosion en fonction de l'essai d'érosion considéré, tout du moins pour les essais menés sur le sol A.

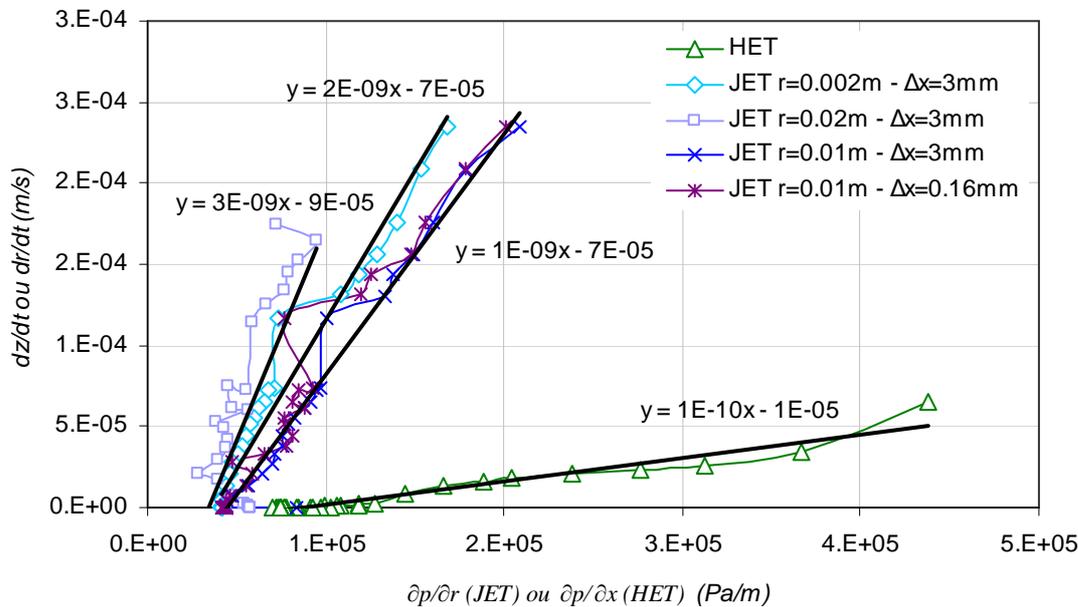


Figure 5.28. Taux d'érosion en fonction de la composante tangentielle du gradient de pression obtenu numériquement, pour différentes positions sur l'interface eau/sol et différentes discrétisations du gradient.

5.4. Conclusions relatives à l'étude sur la loi d'érosion

Ce chapitre concerne l'étude de la loi d'érosion, qui fait suite au questionnement soulevé par les résultats des modélisations numériques. Ces interrogations concernent la signification physique des paramètres d'érosion. Dans un premier temps, nous avons pu faire état de la pertinence des différences observées au JET et au HET. Les données expérimentales de [Regazzoni *et al.* 2008] et de [Wahl *et al.* 2008] ainsi que celles obtenues par IRSTEA et geophyConsult sont exposées. Nous avons validé que la dispersion des résultats intrinsèques aux essais ne peut pas expliquer les différences JET/HET observées. Ensuite, l'influence des paramètres hydrauliques et des paramètres du sol sur les différences JET/HET a été observée. Aucune influence notable n'a pu être déduite.

Des éléments de réflexion ont été apportés à la question ouverte de la signification de ces différences. L'hypothèse de la complémentarité des résultats donnés par ces essais a été avancée. Aussi, la possibilité de l'obtention d'une représentation unifiée a été étudiée. Des pistes d'amélioration de la loi d'érosion, prenant en compte d'autres variables de l'écoulement ont été discutées. Les variables pilotes de l'érosion ont été recherchées. Une étude de la signature de l'écoulement en fonction de son angle d'incidence a été réalisée sur une

configuration très simplifiée. Il en a été déduit que les variables pilotes de l'érosion peuvent être la contrainte tangentielle, le gradient de pression ou les fluctuations de pression.

Ensuite, des pistes de développement de la loi d'érosion ont été recherchées. Il a été vérifié que les variables d'écoulement déterminées précédemment présentent également des différences significatives dans les configurations de JET et de HET (sauf pour les fluctuations de pression pour lesquelles nous n'avons pas d'estimation). Deux pistes de développement de la loi d'érosion ont alors été étudiées. La première concerne la prise en compte des fluctuations dues à la turbulence dans la zone de stagnation du jet. Les bases d'une telle amélioration ont été posées. La prise en compte du gradient de pression dans la loi d'érosion a aussi été proposée. Néanmoins, aucun élément n'a permis de valider cette théorie.

CONCLUSION

Dans le contexte de l'étude de sûreté des ouvrages hydrauliques en ramblai, ce travail de thèse traite de la modélisation numérique des phénomènes d'érosion. L'objectif de ce travail de thèse était le développement d'une méthode numérique permettant de modéliser l'érosion d'un sol cohésif par un écoulement turbulent. La méthode ainsi développée devait ensuite être appliquée à la modélisation du Jet Erosion Test, pour pouvoir conclure quant à la pertinence de son modèle d'interprétation.

Un état de l'art conséquent sur le contexte général des ruptures d'ouvrages, les modèles d'interprétation et les appareillages des essais Jet et Hole Erosion Test a été dressé, ainsi qu'au sujet de la modélisation d'interfaces mobiles. Le modèle d'interprétation développé par [Bonelli *et al.* 2006] pour le Hole Erosion Test et le modèle de [Hanson and Cook 2004] pour le Jet Erosion Test ont été détaillés. Une étude des différentes lois d'érosion trouvées dans la littérature a ensuite été effectuée. Des lois empiriques peu adaptables à nos configurations d'écoulement y sont nombreuses. Les modèles se basant sur les équations fondamentales des écoulements diphasiques pourront être à la base du développement d'une nouvelle loi d'érosion. Aussi, le choix de la méthode de modélisation s'appuie sur les éléments bibliographiques de modélisation d'interfaces mobiles. Le choix d'une modélisation de type interface mobile avec maillage adaptatif a été préféré à celui d'une modélisation de type interface mobile sur maillage fixe.

La méthode de modélisation développée a ensuite été explicitée. Les équations gouvernantes de la méthode Navier-Stokes turbulent avec maillage adaptatif ont été décrites. Modélisation RANS, modèles de turbulence et traitement de paroi implémentés dans le logiciel de CFD ANSYS Fluent utilisé ont été exposés. La méthode de modélisation séquentielle découplée de l'érosion a été détaillée et justifiée, ainsi que l'implémentation des lois de déplacement d'interface. Les limites de la loi d'érosion dite classique ont été exposées. Cette loi d'érosion a été sensiblement modifiée pour pouvoir palier dans le cas d'écoulements normaux aux incohérences qu'elle présentait. La non uniformité du matériau réel et les phénomènes de fluctuations de la position du point d'arrêt du jet dues à la turbulence ont permis de justifier cette modification. Les méthodes de discrétisation et de remaillage ont été explicitées. Les difficultés importantes rencontrées pour le développement de ce modèle d'érosion ont été exposées.

Les résultats obtenus sur écoulements normaux ont été présentés. L'indépendance au maillage et l'influence du modèle de turbulence choisi ont été étudiées. Dès une certaine densité de maillage, à différents niveaux du domaine de calcul, les résultats donnés par la modélisation sans érosion sont indépendants du maillage à 5% près.

Quant au choix du modèle de turbulence, les résultats obtenus sont comparés aux résultats bibliographiques pour la vitesse de l'écoulement sur l'axe médian du jet, la contrainte et la pression au niveau de l'interface eau/sol. Le modèle RSM présente globalement la meilleure

adéquation avec les résultats expérimentaux, cependant sa difficulté de mise en œuvre et ses temps de calculs importants ne permettent pas de l'utiliser pour la modélisation avec érosion. Les modèles de turbulence de type $k-\varepsilon$ et $k-\omega$ apparaissent comme complémentaires, le premier présentant, en comparaison avec les deux autres modèles de turbulence testés, des résultats plus proches des résultats bibliographiques sur la contrainte, le second sur la pression et la vitesse de l'écoulement. On fait le choix d'utiliser en parallèle de ces deux modèles pour la modélisation d'essais de JET.

Trois essais de JET menés sur trois sols différents ont été réalisés. Quelque soit l'essai considéré, les résultats numériques obtenus avec le modèle de turbulence $k-\omega$ sont en bon accord avec les résultats expérimentaux et ceux donnés par le modèle semi-empirique de [Hanson and Cook 2004]. Des erreurs relatives inférieures à 25% ont été observées sur les profondeurs d'affouillement. Les résultats donnés par le modèle $k-\varepsilon$ sont moins proches des résultats expérimentaux et semi-empiriques mais présentent toutefois le même ordre de grandeur. Cette étude a également permis de décrire les phénomènes de recirculation en présence lorsque la courbure de l'interface eau/sol devient importante.

Une étude paramétrique a permis d'estimer les erreurs occasionnées sur les résultats numériques dans le cas de la variation des paramètres d'érosion. Il a été montré que la gamme de paramètres d'érosion pour laquelle les résultats numériques restent en bon accord avec les résultats expérimentaux est très réduite et dépend fortement des valeurs des paramètres d'érosion. Plus les paramètres d'érosion sont faibles, plus un écart de quelques pourcents sur ces paramètres est susceptible d'engendrer des erreurs de plus de 100% sur la profondeur d'affouillement et la cinétique d'érosion. Ce résultat est important car il permet de valider la pertinence de la méthode de modélisation. Il montre également que les paramètres d'érosion obtenus à la suite d'essais de JET, *modulo* quelques pourcents d'erreur relative, permettent de retrouver l'évolution de la figure d'érosion obtenue expérimentalement.

Le coefficient d'érosion et la contrainte critique obtenus avec le modèle d'interprétation de [Hanson and Cook 2004] permettent de retrouver, à la suite d'une modélisation numérique complexe, l'évolution de la figure d'érosion obtenue expérimentalement. Ce résultat constitue un élément de validation important du modèle d'interprétation du JET. Néanmoins, aucune information sur la signification physique de ces paramètres ne peut être déduite du modèle numérique.

Les résultats obtenus sur écoulements tangentiels ont été présentés. La méthode a tout d'abord été validée, dans le cas laminaire, sur un cas théorique : l'érosion d'un canal en régime laminaire. Les résultats numériques obtenus correspondent à moins de 2% aux résultats théoriques, autant dans le cas du conduit de 1 m de longueur que dans celui du conduit de 1 cm de longueur. Ces résultats sont une validation importante de la méthode de modélisation que nous avons développée.

Dans le cadre de la modélisation du HET, l'indépendance des résultats à la densité du maillage a été étudiée, ainsi que l'influence du modèle de turbulence. Contrairement à l'écoulement de jet, plus complexe, les résultats des trois modèles de turbulence donnent des résultats similaires. Les modélisations de l'écoulement avec érosion ont été réalisées uniquement avec le modèle de turbulence $k-\varepsilon$.

La modélisation de trois essais de HET a ensuite été effectuée. Le premier modèle porte sur l'essai de HET réalisé sur le sol A, dont l'essai de JET a également été modélisé. Les deux autres essais ont été menés sur deux autres sols. Une bonne correspondance entre les résultats numériques, expérimentaux et ceux donnés par le modèle analytique de [Bonelli *et al.* 2006] a été obtenue. Les résultats numériques obtenus pour le différentiel de pression entre les sections A et B diffèrent des résultats expérimentaux de moins de 10% d'erreur relative par rapport au différentiel de pression initial.

Une étude paramétrique a également permis d'évaluer la gamme de paramètres d'érosion pour laquelle les résultats numériques sont en bon accord avec les résultats expérimentaux. A l'instar des résultats obtenus pour le JET, il a été déduit de cette étude que plus les paramètres d'érosion sont faibles, plus l'erreur engendrée sur l'évolution du différentiel de pression est importante. Ainsi, seuls les paramètres d'érosion implémentés, dans une gamme de quelques pourcents d'erreur uniquement, permettent d'obtenir des résultats numériques en bon accord avec les résultats expérimentaux. Ce résultat est un important élément de validation de la méthode de modélisation développée et du modèle d'interprétation de [Bonelli *et al.* 2006].

Au vu des résultats de la modélisation des essais de JET et de HET, il a été conclu que les paramètres d'érosion trouvés pour chaque essai permettent de retrouver l'évolution de la figure d'érosion au cours de chacun de ces essais. Néanmoins, pour un même sol, tel que le sol A modélisé pour les deux essais, les paramètres d'érosion diffèrent d'un ordre de grandeur. Cela signifie que i) ces paramètres sont relatifs à l'essai et dépendent de l'angle d'incidence de la sollicitation hydraulique et que ii) une étude complémentaire est nécessaire à la détermination de la signification physique des paramètres d'érosion trouvés.

Une analyse de la loi d'érosion et des paramètres d'érosion obtenus à la suite d'essais de JET et de HET a ensuite été initiée. Les différences obtenues sur les paramètres d'érosion, pour différents sols et pour différents laboratoires d'essais ont été analysées. Aucune influence évidente des paramètres d'écoulement ou des caractéristiques du sol sur les différences JET/HET n'a pu être identifiée. Il a néanmoins été observé que dans les $\frac{3}{4}$ des essais répertoriés, un même sol est trouvé plus érodable avec le JET qu'avec le HET. Le coefficient d'érosion est généralement trouvé supérieur avec le JET d'un à deux ordres de grandeur par rapport à celui trouvé au HET. Inversement, la contrainte critique est souvent trouvée inférieure d'un à deux ordres de grandeur. Une campagne d'essais menée sur des mélanges de kaolinite et de sable d'Hostun a fait l'objet d'une étude de répétabilité des essais de JET. Pour la contrainte critique trouvée à la suite d'essais de JET, une dispersion des résultats d'un ordre de grandeur a parfois pu être observée. Néanmoins, les résultats obtenus au HET restent très différents de ceux obtenus au JET, marges d'erreur incluses. Il a été déduit que les différences JET/HET sont significatives et ne peuvent pas être imputables aux marges d'erreurs intrinsèques aux essais.

Une analyse des variables susceptibles d'influencer l'érosion a ensuite été réalisée. En supposant que l'anisotropie du matériau ne soit pas responsable de ces différences, les variables d'écoulement, dont il est possible que l'érosion dépende, ont été identifiées. Une étude numérique approfondie de la signature de l'écoulement sans érosion, dans une configuration très simplifiée a été réalisée. Les résultats obtenus pour différentes variables

d'écoulement en fonction de l'angle d'inclinaison de l'écoulement ont été présentés. Il en a été déduit que les variables d'écoulement les plus susceptibles de piloter l'érosion sont la contrainte tangentielle, la composante tangentielle du gradient de pression et les fluctuations de pression dues à la turbulence au-delà de la couche limite. Pour ces dernières, nous n'avons pas d'estimation.

Des pistes de développement de la loi d'érosion ont ensuite été abordées. Les variables d'écoulement obtenues pour les modélisations de JET et de HET réalisées sur le sol A ont été comparées. Le problème de l'amélioration de la loi d'érosion au niveau de la zone de stagnation du JET, dans le cas d'une loi d'érosion unifiée quelque soit l'angle de la sollicitation a été discuté. La piste de l'amélioration de la loi d'érosion par la prise en compte de la composante tangentielle du gradient de pression dans la loi d'érosion a été suggérée. Les résultats obtenus ne permettent pas de conclure en faveur de cette possibilité d'amélioration de la loi d'érosion. Néanmoins, les bases d'une étude portant sur l'influence de l'angle d'incidence de l'écoulement sur l'efficacité de l'érosion ont été posées.

PERSPECTIVES

Les perspectives de ce travail de thèse pourraient porter, en premier lieu, sur l'amélioration du modèle physique utilisé dans nos modélisations, avec :

- i) La prise en compte de la rugosité de l'interface eau/sol. Nous avons considéré en première approximation l'interface eau/sol comme une paroi lisse. Or, l'approche développée par [Cebeci and Bradshaw 1997] montre que, appliquée à nos configurations d'écoulement, la rugosité commence à avoir une influence sur celui-ci si la hauteur des rugosités dépasse les $10 \mu\text{m}$. Il serait intéressant d'avoir une approche numérique (et expérimentale) de l'influence de la rugosité sur les phénomènes d'érosion.
- ii) La mise en œuvre du modèle RSM. Des problèmes importants de divergence des calculs et d'augmentation drastiques des temps de calcul ne permettent pas, dans l'état actuel, de modéliser la totalité du processus d'érosion avec un modèle RSM. Les résultats obtenus pour ce modèle de turbulence sont néanmoins réputés comme être plus fiables que ceux obtenus avec les modèles à deux équations. Des recherches supplémentaires pourraient peut-être permettre l'utilisation de ce modèle de turbulence plus perfectionné pour la modélisation du processus d'érosion.

L'amélioration du modèle numérique et l'optimisation des temps de calculs peuvent également faire partie des perspectives de ce travail de thèse, avec :

- i) L'affinage des critères de convergence. Quelque soit le micro-remailage considéré, le critère de convergence du calcul fluide est fixe tout au long du calcul. De plus, il a été déterminé de manière plus ou moins arbitraire. L'automatisation du processus calcul fluide / déformations au sein du logiciel rend effectivement complexe la définition du nombre d'itérations requises en fonction de la convergence des résidus. Ce point pourrait être retravaillé en vue de l'optimisation du temps de calcul.
- ii) L'optimisation des limiteurs. Des critères numériques ont été imposés dans le code de déplacement d'interface pour favoriser la convergence du calcul. Le premier limiteur est relatif à la condition de CFL. Le déplacement d'un nœud ne peut pas excéder un dixième de la taille de la cellule adjacente. Le second est relatif au pas de temps d'érosion, dont l'incrément ne peut pas excéder 1.001 fois le pas de temps précédent. Une optimisation des temps de calculs pourrait être réalisée par un ajustement de ces limiteurs. L'établissement de critères se basant par exemple sur la convergence peut être envisagé.

Aussi, les propositions suivantes permettraient d'approfondir certaines problématiques soulevées au cours de ce travail de thèse :

- i) Des recherches numériques et/ou expérimentales supplémentaires concernant les changements de régime d'écoulement au sein d'une cavité pourront être menées. Les régimes obtenus seront étudiés en fonction des paramètres géométriques de la cavité et des paramètres d'écoulement. Cela permettrait sans doute d'aboutir au développement d'une nouvelle loi permettant de prédire le régime d'écoulement ("Strongly Deflected" ou "Weakly Deflected") au cours du processus d'érosion.

ii) La gamme des paramètres d'érosion pour lesquels les modèles d'interprétation sont vérifiés pourrait également être élargie. Les essais modélisés sont assez représentatifs des matériaux qui sont réellement testés au JET et au HET. On peut néanmoins se demander si les conclusions tirées quant à la pertinence des modèles d'interprétation sont toujours valables pour des sols extrêmement érodables ou au contraire extrêmement résistants.

iii) En vue de l'amélioration de la répétabilité des essais de JET, il faudrait essayer de réaliser ces essais avec une quantité de sol et des dimensions du moule d'essai plus importantes. Il a semblé que plus les profondeurs d'affouillement finales sont proches ou supérieures aux dimensions du moule, plus les erreurs de répétabilité de l'essai sont élevées. Ce point nécessite d'être vérifié expérimentalement.

iv) L'étude des singularités sur les différences JET/HET pour les essais menés par IRSTEA/geophy*Consult* pourrait être approfondie. Il a été observé qu'un nombre important d'essais d'érosion réalisés dans nos laboratoires sont trouvés plus érodables au HET qu'au JET. Une plus large gamme de résultats permettrait de conclure quant à la représentativité de cette singularité des résultats de l'IRSTEA/geophy*Consult*.

Mais les perspectives majeures qui font suite à ce travail de thèse sont surtout relatives au développement de l'étude concernant la loi d'érosion, avec :

i) La détermination de l'influence des variables d'écoulement et des paramètres du sol sur les différences JET/HET. Pour étudier finement l'influence de la teneur en eau, de la densité, ou les conditions aux limites, il faudrait mener une importante campagne d'essais où l'influence de chaque variable serait étudiée toutes choses égales par ailleurs.

ii) La modélisation fine de la fluctuation de l'emplacement du point de stagnation ou de la non-uniformité du matériau. Une étude expérimentale permettrait de mieux comprendre les phénomènes mis en jeu. Si l'érosion d'un sol est bien pilotée par la contrainte tangentielle exercée par l'eau sur le matériau, il serait intéressant de pouvoir démontrer le lissage du pic de sol non érodé théorique. Même dans le cas d'autres variables pilotes de l'érosion, une meilleure compréhension des mécanismes de l'érosion sous écoulement de jet serait une avancée importante.

iii) Le développement des recherches en vue de l'élaboration d'une loi d'érosion fédératrice, pour tous types d'écoulement, avec comme éléments essentiels la détermination des modes d'érosion et la détermination des variables pilotes de l'érosion. Une étude expérimentale très poussée sur l'érosion des sols cohésifs apportera certainement des éléments de réponse à ces questions. Un modèle pour les fluctuations de pression et de contraintes pourrait notamment être déduit.

REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES

- Aderibigde O. and Rajaratnam N., Erosion of loose beds by submerged circular impinging vertical turbulent jets, *Journal of Hydraulic Research*, IAHR, 34(1):19-33, 1996.
- Allen P. M., Arnold J. and Jakubowski E., Design and testing of a simple submerged jet device for field determination of soil erodibility, *Environmental and Engineering Geoscience*, 3(4):579–584, 1997.
- Angot P., A unified fictitious domain model for general embedded boundary conditions, *Compte-rendus de l'Académie des sciences de Paris*, I341:683-688, 2005.
- Annandale G., How does water-soil interaction lead to erosion ?, *In Geo-Denver 2007: New Peaks in Geotechnics*, 2007.
- Ansys, Fluent Theory Guide Release 12.0, ANSYS Inc., 2009.
- Antonia R. A., Kim J. and Browne L. W. B., Some characteristics of small-scale turbulence in a turbulent duct flow, *J. Fluid Mech*, 233:369-388, 1991.
- Ariathurai R. and Arulanandan K., Erosion rates of cohesive soils, *Journal of the Hydraulics Division*, 104(2):279-283, 1978.
- Balabel A. and El-Askary W. A., On the performance of linear and nonlinear $k-\epsilon$ turbulence models in various jet flow applications, *European Journal of Mechanics B/Fluids*, 30:325–340, 2011.
- Bagnold R. A., The flow of cohesionless grains in fluids, *Phil. Trans. of Royal Society of London*, 249(964):235-297, 1956.
- Barekyan A. S., Discharge of channel forming sediments and elements of sand waves, *Soviet Hydrol, Selected Papers (Transactions of AGU n°2)*, 128-130, 1962.
- Barth T. J. and Jespersen D., The design and application of upwind schemes on unstructured meshes, Technical Report AIAA-89-0366, AIAA 27th Aerospace Sciences Meeting, Reno, Nevada, 1989.
- Beek V., Bezuijen A. and Sellmeijer H., Backward erosion piping, *Erosion in Geomechanics Applied to Dams and Levees*, Wiley/ISTE, 193-271, 2013.
- Bell B., Turbulent Flow Case Studies, *Fluent Inc., Fluent Software Training*, 2003.
- Beltaos S. and Rajaratnam N., Impinging circular turbulent jets, *J. Hydraulic Div., ASCE*, 100(HY10):1313–1328, 1974.
- Beguin R., Philippe P., Faure Y. H. and Guidoux C., Contact erosion between two soils, in *Erosion of Geomaterials*, Wiley/ISTE, 115-154, 2012.
- Benahmed N., Chevalier C. and Bonelli S., Chapitre 5 - Erosion par écoulement localisé dans un conduit, in *Erosion des géomatériaux, Traité MIM série Risques Naturels*, Hermès Science Publication, 37 p., 2012.
- Benahmed N. and Bonelli S., Investigating concentrated leak erosion behaviour of cohesive soils by performing hole erosion tests, *European Journal of Environmental and Civil Engineering*, 16(1):43-58, 2012.
- Blaisdell F. W., Clayton L. A. and Hebaus G. G., Ultimate dimension of local scour, *J. Hydraulics Division, ASCE*, 107(HY3):327–337, 1981.

- Bollaert E., Transient water pressure in joints and formation of rock scour due to High-Velocity Jet Impact, Communication n°13, Laboratory of Hydraulic Constructions, Ecole Polytechnique Federale de Lausanne, 2002.
- Bonelli S. and Brivois O., The scaling law in the hole erosion test with a constant pressure drop, *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, 32:1573-1595, 2008.
- Bonelli S., Brivois O., Borghi R. and Benahmed N., On the modelling of piping erosion, *Comptes Rendus de Mécanique*, 8-9(334):555-559, 2006.
- Bonelli S., Golay F. and Mercier F., Chapter 6 - On the modelling of interface erosion, in *Erosion of Geomaterials*, Wiley/ISTE, 187-222, 2012.
- Briaud J.-L., Ting F. C. K., Chen H. C., Cao Y., Han S. W. and Kwak K. W., Erosion function apparatus for scour rate predictions, *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 127(2):105-113, 2001.
- Briaud J.-L., Chen H. C., Govindasamy A. V. and Storesund R., Levee erosion by overtopping in New Orleans during the Katrina Hurricane, *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 134(5):618-632, 2008.
- Brivois O., Contribution à la modélisation de l'érosion de fortes pentes par un écoulement turbulent diphasique. Thèse de doctorat, Université de la Méditerranée, 2005.
- Buffington J. M. and Montgomery D. R., A systematic analysis of eight decades of incipient motion studies, with special reference to gravel-bedded rivers, *Water Resources Research*, 33(8):1993–2029, 1997.
- Cao Z., Explicit formulation of the Shields diagram for incipient motion of sediment, *Journal of Hydraulic Engineering*, 132(10), 2006.
- Cebeci T. and Bradshaw P., Momentum transfers in boundary layers hemisphere, Pub. Corp., 391p, 1977.
- Chang D. S. and Zhang L. M., Simulation of the erosion process of landslide dams due to overtopping considering variations in soil erodibility along depth, *Nat. Hazards Earth Syst. Sci.*, 10:933–946, 2010.
- Chauchat J. and Médale M., A three-dimensional numerical model for incompressible two-phase flow of a granular bed submitted to a laminar shearing flow, *Comput. Method. Appl. M.*, 199(9-12):439-449, 2010.
- Chen H. C. and Patel V. C., Near-Wall Turbulence Models for Complex Flows Including Separation, *AIAA Journal*, 26(6):641–648, 1988.
- Chorin A. J., Numerical solution of Navier-Stokes equations, *Mathematics of Computation*, 22:745-765 1968.
- Claudin P. and Andreotti B., A scaling law for aeolian dunes on Mars, Venus, Earth; and for subaqueous ripples, *Earth and Planetary Science Letters*, 252:30-44, 2006.
- Cleaver J. W. and Yates B., Mechanism of detachment of colloid particles from a flat substrate in turbulent flow, *J. Colloid Interface Sci.*, 44:464-474, 1973.
- Craft T., Graham L. and Launder B., Impinging jet studies for turbulence model assessment – II. An examination of the performance of four turbulence models, *Int. J. Heat Mass Transfer*, 36(10), 1993.

- Croad R. N., Physics of erosion of cohesive soils, *Phd Thesis*, Departement of Civil Engineering, University of Auckland, Auckland, New Zeland., 1981.
- Dade W., Nowell A. and Jumars P., Predicting erosion resistance of muds, *Marine Geology*, 105:285-297, 1992.
- DeBar R., A method in two-d eulerian hydrodynamics, *Technical Report LA-3425*, Los Alamos Scientific Laboratory, University of California, 1974.
- Dey S. and Westrich B., Hydraulics of submerged jet subject to change in cohesive bed geometry, *Journal of Hydraulic Engineering*, 129(1), 2003.
- Donea J., Guiliani S. and Halleux J. P., An arbitrary lagrangian eulerian finite element method for transcient dynamics fluid structure interaction, *Comp. Meth. Appl. Mech. Eng.*, 33:689-723, 1982.
- Du Boys P., Le Rhône et les Rivières à Lit Affouillable, *Annales des Ponts et Chaussées*, Série 5, 18:141-195, 1879.
- Dunn I. S., Tractive resistance of cohesive channels, *J. Soil Mech. and Foundations Div.*, Proc. Am. Soc. Civil Engrs, 1-24, 1959.
- Einstein H. A., The Bed-Load function for sediment transportation in open channel flows, Technical Bulletin No. 1026, U.S. Departement of Agriculture, Soil Conservation Service, Washington D.C., 1950.
- Engelund F. and Hansen E., A monograph on sediment transport in alluvial streams, Teknisk Forlag, Copenhagen, Denmark, 65p, 1967.
- Emmerling R., The instantaneous of the wall pressure under a turbulent boundary layer flow, Max-Planck-Institut fur Stromungsforschung, Rep. No. 9, 1973.
- Fell R. and Fry J.-J., International erosion and dams and their foundations, Taylor & Francis, Oxon, Royaume-Uni, 2007.
- Fell R., Hanson G., Herrier G., Marot D. and Wahl T., Relationship between the erosion properties of soils and other parameters, In *Erosion in Geomechanics Applied to Dams and Levees*, Wiley/ISTE, 343-382, 2013.
- Foster M., Fell R. and M. S., The statistics of embankment dam failures and accidents, *Canadian Geotechnical Journal*, 37:1000-1024, 2000.
- Fry J.-J., Chapitre 1 - Introduction à l'érosion interne dans les barrages et les digues, *Erosion des géomatériaux*, Traité MIM série Risques Naturels, Hermès Science Publication, 36 p., 2012.
- Gargani J., Contribution à l'étude de la vitesse critique d'érosion des sols cohésifs, *C. R. Geosciences*, 336:561-566, 2004.
- Geers L. F. G., Hanjalic K. and Tummers M. J., Wall imprint of turbulent structures and heat transfer in multiple impinging jet arrays, *J. Fluid Mech.*, 546:255-284, 2006.
- Gibbs H. J., A study of erosion and tractive force characteristics in relation to soil mechanics properties, *Soils Engineering Rep. No. EM-643*, United States Dept. of the Interior, Bureau of Reclamation, Division of Engineering Laboratories, Denver, 1962.
- Görtler H., Über eine dreidimensionale Instabilität laminarer Grenzschichten an konkaven Wändern, *Nachr. Wiss. Ges. Göttingen, Math. Phys. Klasse, Neue Folge* 2, No. 1, 1941.
-

- Hadziabdic M. and Hanjalic K., Vortical structures and heat transfer in a round impinging jet, *J. Fluid Mech.*, 596:221–260, 2008.
- Haehnel R. and Dade W., Physics of particle entrainment under the influence of an impinging jet, U.S. Army Engineer Research and Development Center Cold Regions Research and Engineering Laboratory Hanover, NH 03755, 2008.
- Hanson G. J., Development of a jet index to characterize erosion resistance of soils in earthen spillways, *Transactions of the ASAE*, 34(5):2015–2020, 1991.
- Hanson G. J. and Cook K. R., Apparatus, Test Procedures and Analytical Methods to Measure Soil Erodibility In Situ, *Engineering in Agriculture*, ASAE, 20(4):455-462, 2004.
- Hanson G. J. and Robinson K. M., The influence of soil moisture and compaction on spillway erosion, *Transactions of the ASAE*, 36(5):1349–1352, 1993.
- Hanson G. J., Robinson K. M. and Temple D. M., Pressure and Stress Distributions Due to a Submerged Impinging Jet, *Res. Hydr. Engr. USDA*, 1990.
- Hanson G. J. and Simon A., Erodibility of cohesive streambeds in the loess area of the Midwestern USA, *Hydrological processes*, 15(1):23-38, 2001.
- Hénensal P., Recherches qui pourraient être entreprises en génie civil dans le domaine de l'érosion et de l'érodabilité hydrique des sols, Rapport interne LCPC, FAER 1.04.03.3, 21 p., 1983.
- Hinze J. D., Turbulence, 2nd Edition Mcgraw-Hill, New York, 1975.
- Hoffmans G., The influence of turbulence on soil erosion, Eburon Academic Publishers, 2012.
- Hogg A. J., Huppert H. E. and Dade W. B., Erosion by planar turbulent wall jets, *Journal of Fluid Mechanics*, 338:317-340, 1997.
- Hollick M., Towards a routine test for the assessment of critical tractive forces of cohesive soils, *Transactions of the ASAE*, 19(6):1076–1081, 1976.
- Holmes D. G. and Connell S. D., Solution of the 2D Navier-Stokes Equations on Unstructured Adaptive Grids, Presented at the AIAA 9th Computational Fluid Dynamics Conference, 1989.
- Hopfinger E. J., Kurniawan A., Graf W. H. and Lemmin U., Sediment erosion by Görtler vortices: the scour-hole problem, *Journal of Fluid Mechanics*, 520:327-342, 2004.
- Indraratna B., Muttuvel T. and Khabbaz H., Modelling the erosion rate of chemically stabilized soil incorporating tensile force - deformation characteristics, *Canadian Geotechnical Journal*, 46:57-68, 2009.
- Jackson R., The dynamics of fluidized particles, Cambridge University Press, 2000.
- Jaramillo J. E., Pérez-Segarra C. D., Rodriguez I. and Olivia A., Numerical Study of Plane and Round Impinging Jets Using RANS Models, *Numerical Heat Transfer*, 213-237, 2008.
- Kader B., Temperature and Concentration Profiles in Fully Turbulent Boundary Layers, *Int. J. Heat Mass Transfer*, 24(9):1541–1544, 1981.
- Kim J., Moin P. and Moser R., Turbulence statistics in fully developed channel flow at low Reynolds number, *J. Fluid Mech*, 177:133-166, 1987.
-

- Kobus H., Liester P. and Westrich B., Flow field and scouring effects of steady and pulsating jets impinging on movable bed, *Journal of Hydraulic Research, IAHR*, 17(3):175-192, 1979.
- Lachouette D., Golay F. and Bonelli S., One-dimensional modelling of piping flow erosion, *Comptes Rendus de Mécanique*, 336:731-736, 2008.
- Langendoen E. J., Simon A. and Alonso C. V., Modelling channel instabilities and mitigation strategies in Eastern Nebraska, Proc. of the 2000 Joint Conference on Water Resources Engineering and Water Resource Planning and Management, (CD-ROM). New York: ASCE, 2000.
- Lauder B. E. and Spalding D. B., Lectures in Mathematical Models of turbulence *Academic Press London*, 1972.
- Lefebvre G., Rohan K. and Douville S., Erosivity of natural intact structured clay: evaluation, *Canadian Geotechnical Journal* 22:508-517, 1985.
- Looney M. K. and Walsh J. J., Mean-flow and Turbulent Characteristics of Free and Impinging Jet Flow, *J. Fluid Mech*, 147:397-429, 1984.
- Marot D. and Benamar A., Suffusion, transport and filtration of fine particles in granular soil, *In Erosion of Geomaterials*, Wiley/ISTE, 39-80, 2012.
- Mazurek K. A., Rajaratnam N. and Sego D. C., Scour of cohesive soil by submerged circular turbulent impinging jets, *J. Hydraulic Engineering*, 127(7):598–606, 2001.
- Mazurek K. A. and Hossain T., Scour by jets in cohesionless and cohesive soils, *Canadian Journal of Civil Engineering*, Special Issue on Hydrotechnical Engineering, 34:744-751, 2007.
- Mercier F., Bonelli S., Anselmet F., Pinettes P., Courivaud J.-R. and Fry J.-J., On the numerical modelling of the Jet Erosion Test, ICSE6, Paris, 2012.
- Mercier F., Golay F., Bonelli S., Anselmet F., Borghi R. and Philippe P., Numerical modelling of the erosion of a cohesive soil by a turbulent impinging jet, soumis-a.
- Mercier F., Bonelli S., Pinettes P., Golay F., Anselmet F. and Philippe P., Comparison of CFD simulations with experimental Jet Erosion Tests results, soumis-b.
- Mercier F., Bonelli S., Golay F., Anselmet F., Philippe P. and Borghi R., Numerical modelling of concentrated leak erosion during Hole Erosion Tests, soumis-c.
- Meyer-Peter E. and Müller R., Formulas for bed-load transport, *Proceedings of the Second Meeting of IAHR*, 39-64, 1948.
- Moore W. L. and Masch F. D., Experiments on the scour resistance of cohesive sediments, *J. Geophysical Research*, 67(4):1437–1446, 1962.
- Narumanchi S. V. J., Hassani V. and Bharathan D., Modelling Single-Phase and Boiling Liquid Jet Impingement Cooling in Power Electronics, Technical Report NREL, TP-540-38787, 2005.
- Nearing M. A., A probabilistic model of soil detachment by shallow turbulent flow, *Trans. ASCE*, 34:81-85, 1991.
- O'Donoghue T., Trajkovic B. and Piggins J., Sand bed response to submerged water jet, Proc. 11th International Offshore and Polar Engineering Conference, Norway, 2001.
- Osher S. and Sethian J., Fronts propagating with curvature dependent speed: algorithm for tracking material interface, *Journal of Computational Physics*, 39:201-225, 1981.
-

- Ouriemi M., Aussillous P. and Guazzelli E., Sediment dynamics. Part1. Bedload transport by laminar shearing flows, *Journal of Fluid Mechanics*, 636:295-319, 2009.
- Paaswell R. E., Causes and mechanisms of cohesive soil erosion: state of art, Special report 135, Highway Research Board, National Research Council, D.C., 52-74, 1973.
- Papamichos E. and Vardoulakis I., Sand erosion with a porosity diffusion law, *Computers and Geotechnics*, 32:47-58, 2005.
- Partheniades E., Erosion and Deposition of Cohesive Soils, *Journal of Hydraulic Division*, 91:105-139, 1965.
- Patankar S. V. and Spalding D. B., A calculation procedure for heat, mass and momentum transfers in three-dimensional parabolic flows, *Int. J. Heat Mass Transfer*, 15, 1972.
- Peskin C. S., The immersed boundary method, *Acta numerica*, 1-39, 1977.
- Phares D. J., Smedley G. T. and Flagan R. C., The wall shear stress produced by the normal impingement of a jet on a flat surface, *J. Fluid Mech.*, 418:351-375, 2000.
- Philippe P., Beguin R. and Faure Y. H., Contact erosion, in *Erosion in Geomechanics Applied to Dams and Levees*, Wiley/ISTE, 101-192, 2013.
- Pinettes P., Courivaud J.-R., Fry J.-J., Mercier F. and Bonelli S., First introduction of Greg Hanson's « Jet Erosion Test » in Europe: return on experience after 2 years of testing, USSD annual meeting, 2011.
- Pope S. B., *Turbulent Flows*, Cambridge University Press, 2000.
- Poreh M., Tsuei Y. G. and Cermak J. E., Investigation of a turbulent radial wall jet, *Trans. ASME: J. Appl. Mech.*, 34:457-463, 1967.
- Rajaratnam N., Erosion by submerged circular jets, *Journal of Hydraulic Division*, 108(HY2):262-267, 1982.
- Rauch R. D., Batira J. T. and Yang N. T. Y., Spatial Adaption Procedures on Unstructured Meshes for Accurate Unsteady Aerodynamic Flow Computations, Technical Report AIAA-91-1106, 1991.
- Raudkivi A. J., *Loose Boundary hydraulics*, Balkeman/Rotterdam/Brookfield, 1998.
- Regazzoni P.-L. and Marot D., Investigation of interface erosion rate by Jet Erosion Test and statistical analysis, *European Journal of Environmental and Civil Engineering*, 15(8):1167-1185, 2011.
- Regazzoni P.-L., Marot D., Wahl T., Hanson G. J. and Courivaud J.-R., Soils erodibility: a comparison between the Jet Erosion Test and the Hole Erosion Test, Proc. Inaugural International Mechanics Institute (EM08), Conference (A.S.C.E.), Minneapolis, USA, 2008.
- Rickenmann D. and Recking A., Evaluation of flow resistance in gravel-bed rivers through a large field dataset, *Water Resources Research*, 47:1-23, 2011.
- Robinson K. M., Bennett S. J., Hanson G. J. and Kadavy K. C., The influence of weathering on headcut erosion, ASAE Paper No. 002066. St. Joseph, Mich.: ASAE, 2000.
- Rouse H., An analysis of sediment transportation in the light of fluid turbulence, *Soil Conservation Services Report No. SCS-TP-25*, USDA, Washington D.C., 1939.
- Schlichting H., *Boundary Layer theory*, Springer, 1960.
- Schoklitsch A., *Über Schleppkraft Und Geschiebebewegung*, KESSINGER PUB LLC, 1914.

- Sharif A. R. and Atkinson J. F., Model for surface erosion of cohesive soils, *Journal of hydraulic Engineering*, 138(7):581-590, 2012.
- Shields A., Anwendung der Aenlichkeitsmechanik und der turbulenzforschung auf die geschiebebewegung, Mitteilungen der Preussischen Versuchsanstalt fur Wasserbau und Schiffbau, Berlin, Germany, translated to English by CalTech, Pasadena, CA, 1936.
- Shih T.-H., Liou W. W., Shabbir A., Yang Z. and Zhu J., A New k-epsilon Eddy-Viscosity Model for High Reynolds Number Turbulent Flows - Model Development and Validation, *Computers Fluids*, 24(3):227-238, 1995.
- Simon A. and Thomas R. E., Processes and forms of an unstable system with resistant, cohesive streambeds, *J. Earth Surface Processes and Landforms*, 27(7):699-718, 2002.
- Smerdon E. T. and Beasley R. P., Critical tractive forces in cohesive soils, *Agric. Eng.*, 26-29, 1961.
- Stein O. R. and Nett D. D., Impinging jet calibration of excess shear sediment detachment parameters, *Transactions of the ASAE*, 40(6):1573-1580, 1997.
- Ternat F., Boyer P., Anselmet F. and Amielh M., Erosion threshold of saturated natural cohesive sediments: Modelling and experiments, *Water Resources Research*, 44, W11434, 2008.
- Tritton D. J., Physical Fluid Dynamics - 2nd edition, Oxford Science Publications, 1988.
- Vardoulakis I., Stavropoulou M. and Papanastasiou P., Hydromechanical aspects of sand production problem, *Transport in Porous Media*, 22:225-244, 1996.
- Viegas D. X. and Borges A. R. J., An Erosion Technique for the Measurement of the Shear Stress Field on a Flat Plat, *Journal of Physics E: Scientific Instruments*, 19(8):625-63, 1986.
- Wahl T. L., Regazzoni P.-L. and Erdogan Z., Determining Erosion Indices of Cohesive Soils with the Hole Erosion Test and Jet Erosion Test, Dam Safety Office Report DSO-08-05, U.S. Dept. of the Interior, Bureau of Reclamation, Denver, CO, 2008.
- Wan C. F. and Fell R., Investigation of internal erosion and piping of soils in embankment dams by the slot erosion test and the hole erosion test, UNICIV Report, no. R-412, 3-18, 2002.
- Wan C. F. and Fell R., Laboratory Tests on the Rate of Piping Erosion of Soils in Embankment Dams, *Journal of Geotechnical Testing Journal*, 27(3):295-303, 2004.
- Winterwerp J. C. and Van Kesteren W. G. M., Introduction to the Physics of Cohesive Sediment in the Marine Environment, Developments in Sedimentology Series no. 56. xiii + 466 pp. Amsterdam: Elsevier, 2004.
- Wilcock P. R. and Crowe J. C., Surface-based transport model for mixed-size sediment, *Journal of Hydraulic Engineering*, 129(2):120-128, 2003.
- Wilcox D. C., Turbulence Modelling for CFD, DCW Industries, California, 1998.
- Wolfshtein M., The Velocity and Temperature Distribution of One-Dimensional Flow with Turbulence Augmentation and Pressure Gradient, *Int. J. Heat Mass Transfer*, 12:301-318, 1969.
- Yalin M., Mechanics of sediment transport. 3rd Ed. McGraw-Hill, 1977.
- Yalin M. S. and Ferreira Da Silva A. M., Fluvial Processes, IAHR Monograph, Delft, The Netherlands, 2001.
-

