



HAL
open science

Etude expérimentale et numérique du comportement mécanique des matériaux granulaires : De la simulation discrète d'essais de laboratoire à la mise en place d'une procédure de calibration des paramètres d'entrée

Salma Ben Turkia

► To cite this version:

Salma Ben Turkia. Etude expérimentale et numérique du comportement mécanique des matériaux granulaires : De la simulation discrète d'essais de laboratoire à la mise en place d'une procédure de calibration des paramètres d'entrée. Génie civil. Ecole nationale supérieure Mines-Télécom Lille Douai, 2020. Français. NNT : 2020MTLD0004 . tel-03132305

HAL Id: tel-03132305

<https://theses.hal.science/tel-03132305>

Submitted on 5 Feb 2021

HAL is a multi-disciplinary open access archive for the deposit and dissemination of scientific research documents, whether they are published or not. The documents may come from teaching and research institutions in France or abroad, or from public or private research centers.

L'archive ouverte pluridisciplinaire **HAL**, est destinée au dépôt et à la diffusion de documents scientifiques de niveau recherche, publiés ou non, émanant des établissements d'enseignement et de recherche français ou étrangers, des laboratoires publics ou privés.

THESE

Présentée en vue d'obtenir le grade de

DOCTEUR

Discipline : Génie Civil

par

Salma BEN TURKIA

Doctorat de l'Université de Lille
Délivré par IMT Lille Douai

Titre de la thèse:

Etude expérimentale et numérique du comportement mécanique des matériaux granulaires : De la simulation discrète d'essais de laboratoire à la mise en place d'une procédure de calibration des paramètres d'entrée

Soutenue le 04/02/2020 devant le jury :

Président	Mahdia HATTAB, <i>Professeure des universités, Université de Lorraine</i>
Rapporteur	Christophe MARTIN, <i>Directeur de recherche, Grenoble INP</i>
Rapporteur	Jérôme FORTIN, <i>Professeur, ESIEE-Amiens</i>
Examineur	Claire SILVANI, <i>Maitre de conférences, INSA Lyon</i>
Directeur de thèse	Nor-Edine, ABRIAK, <i>Professeur, IMT Lille Douai</i>
Co-directeur de thèse	Mahfoud, BENZERZOUR, <i>Professeur, IMT Lille Douai</i>
Encadrant de thèse	Patrick PIZETTE, <i>Maître-Assistant, IMT Lille Douai</i>
Encadrant de thèse	Nicolin GOVENDER, <i>chercheur associé, Université de Surrey</i>
Membre invité	Daniel Nicolas WILKE, <i>Professeur, Université de Pretoria</i>

Remerciements

Ce travail de thèse a été effectué au sein du laboratoire de Génie Civil et géo-Environnement - LGCgE, plus précisément dans le CERI Matériaux et Procédés de l'IMT Lille Douai, dirigé par Monsieur Alain Schmitt que je remercie pour l'accueil et les moyens mis à ma disposition pour le bon déroulement de ma thèse.

Je remercie également la direction de l'Université Arabe des Sciences de Tunis (UAS), qui m'a soutenue tout au long de mon cursus universitaire et tout particulièrement lors de cette thèse qui s'inscrit dans le cadre d'une convention entre l'UAS et l'IMT Lille Douai.

Je remercie particulièrement les membres de jury de thèse qui m'ont fait l'honneur d'évaluer mon travail et pour leurs collaborations scientifiques. Merci donc, à Professeur Christophe MARTIN et Professeur Jérôme FORTIN d'avoir été les rapporteurs de cette thèse. Merci également à Docteur Claire SILVANI d'avoir accepté de participer à mon jury d'examen en qualité d'examinatrice. Et bien évidemment, je remercie Professeure Mahdia HATTAB qui a présidé la soutenance de ma thèse.

Je souhaite exprimer ma sincère reconnaissance à mon directeur de thèse, le Professeur Nor-Edine ABRIAK qui m'a énormément soutenue et encouragée tout au long de mes travaux de thèse. J'aimerais lui faire part de ma gratitude pour avoir bénéficié de sa bienveillance, sa disponibilité et son écoute.

Je tiens également à remercier chaleureusement mon co-directeur de thèse Professeur Mahfoud BENZERZOUR pour sa sympathie, son dynamisme, et la confiance qu'il m'a accordés tout au long de mon parcours. Je lui adresse toute ma reconnaissance pour son aide précieuse.

Je remercie mon encadrant Docteur Patrick PIZETTE pour m'avoir encadré durant ces années de thèse, mais surtout pour son positivisme, le suivi et pour toute l'aide qu'il a pu m'apporter afin de mieux avancer les travaux.

Un grand merci à Docteur Nicolin GOVENDER d'avoir accepté de m'encadrer et me former sur l'utilisation d'un code de calcul haute performance. Ses compétences scientifiques sur la modélisation numérique m'ont été d'un grand apport dans l'élaboration de ce travail.

Je remercie tout particulièrement le Professeur Daniel Nicolas Wilke de m'avoir donné de son temps, de ses conseils judicieux et d'avoir veillé à la réalisation de ce travail. Je salue vivement ses qualités humaines et professionnelles admirables, ainsi que son dévouement au travail.

Un merci que je souhaite adresser à Professeur Wenjie Xu de l'Université de Tsinghua pour son efficace et agréable collaboration durant sa visite en tant que Professeur invité à notre laboratoire.

Je remercie la communauté du GDRI qui m'a offert l'opportunité de participer à plusieurs Workshops sur les milieux granulaires. Les échanges lors de ces réunions furent très enrichissants et intéressants.

Mes remerciements s'adressent également à tous les enseignants et techniciens du laboratoire pour ces trois années passées. Un merci donc à Professeur Yannick Pajany MAMINDY, Professeur Rachid ZENTAR, Docteur Walid MAHERZI, Docteur Frédéric BECQUART, Docteur Mouhamadou AMAR, Mme Johanna Caboche et tous ceux que j'ai pu oublier.

Je souhaite remercier Professeur Hedi Hassis de m'avoir orienté vers le domaine de la recherche.

Une pensée particulière pour les doctorants et post-doctorants que j'ai pu côtoyer à l'IMT Lille Douai, qui ont participé à une bonne ambiance de travail. Un grand merci à Johannes JOUBERT, mon collègue de bureau pour sa gentillesse, son soutien et sa bonne humeur.

Toutes ces années n'auraient été possibles sans le soutien de ma famille. Merci à mes grands-parents qui m'ont toujours fait preuve d'affection, d'amour et de bienveillance. J'accorde une pensée particulière à mon oncle Mourad BEN TURKIA dont le soutien et l'encouragement m'ont été d'un grand réconfort et ont contribué à l'aboutissement de ce travail. Un petit clin d'œil également à Benjamin qui m'a soutenue pendant les moments difficiles. Merci à mon frère Slim et ma sœur Soulaïma de m'avoir toujours apporté de la joie et de la bonne humeur dans toutes les circonstances.

Et pour terminer, je remercie mon père Seifeddine et ma mère Amina qui ont toujours été là pour moi, sans eux rien n'aurait été possible. Ils ont tous les deux été une source de motivation précieuse. Je les remercie du fond de mon cœur pour leur patience qui m'a permis d'aller jusqu'au bout de mon rêve ...

Table des matières

Introduction générale.....	1
1 Etat de l'art : Comportement mécanique et modélisation numérique des matériaux granulaires	5
1.1 Introduction	6
1.2 Présentation générale sur les milieux granulaires.....	6
1.2.1 Enjeux généraux des matériaux granulaires.....	6
1.2.2 Définition d'un milieu granulaire.....	7
1.2.3 Chiffres clés et particularité pour le domaine du génie civil.....	8
1.2.4 Résumé des problématiques pour les installations industrielles	10
1.3 Généralité sur le comportement mécanique des matériaux granulaires	11
1.3.1 Distribution des forces dans un milieu granulaire.....	12
1.3.2 Régimes de sollicitations.....	13
1.3.3 Caractérisation des matériaux granulaires.....	13
1.3.4 Généralités sur les sollicitations de cisaillement.....	15
1.3.5 Essais de cisaillement direct.....	18
1.3.6 Cisaillement des milieux granulaires et phénomènes de contractance et dilatance	19
1.4 Propriétés d'écoulement granulaire dans un silo	20
1.4.1 Généralités sur les problèmes d'écoulement granulaire.....	20
1.4.2 Modes d'écoulement	21
1.4.3 Zones d'écoulement	21
1.4.4 Fonction d'écoulement	21
1.4.5 Techniques utilisées pour la mesure de la distribution de vitesse.....	22
1.4.6 Paramètres susceptibles d'influencer l'écoulement granulaire	24
1.4.7 Débit granulaire.....	24
1.5 Modélisation numérique des matériaux granulaires	25

1.5.1	Aperçu sur les approches numériques utilisées pour les milieux granulaires	25
1.5.2	Méthode des éléments finis	27
1.5.3	Simulations numériques à l'échelle des particules.....	28
1.6	Présentation de la méthode des éléments discrets	30
1.6.1	Repères et conditions aux limites.....	30
1.6.2	Principe de la résolution numérique.....	30
1.6.3	Temps de calcul.....	31
1.6.4	Détection des contacts - liste de Verlet	31
1.6.5	Les hypothèses basiques de la DEM	33
1.6.6	Choix d'une approche	35
1.7	Paramètres de la DEM	36
1.7.1	Coefficient de restitution	36
1.7.2	Coefficient de frottement	38
1.7.3	Coefficient de résistance au roulement	39
1.8	Méthodes de calibration.....	40
1.8.1	Vue générales sur les méthodes de calibration.....	40
1.8.2	Conception des expériences (DOE) et méthode d'optimisation	42
1.9	Simulations par éléments discrets utilisant des calculs Hautes Performances	44
1.10	Effet de la forme des particules en DEM	45
1.10.1	Effet de la résistance au roulement dans la modélisation des formes irrégulières 45	
1.10.2	Techniques de modélisation de la forme.....	47
1.11	Apport des simulations DEM haute Performance pour des applications du Génie civil. 47	
2	Matériaux, essais et méthodes DEM	49
2.1	Introduction	50
2.2	Démarche.....	50
2.3	Présentation des matériaux granulaires étudiés	51

2.4	Présentation du code de calcul BlazeDEM3D-GPU	53
2.5	Application du code BlazeDEM3D-GPU.....	55
2.5.1	Echelle des essais au laboratoire	55
2.5.2	Grande échelle « large scale ».....	55
2.6	Lois de contact utilisés pour particules sphériques	56
2.6.1	Modèle ressort amortisseur	56
2.6.2	Modèle de résistance au roulement	59
2.7	Modélisation DEM des particules non sphériques	60
2.7.1	Enjeux de la DEM pour la modélisation de la forme	60
2.7.2	Typologie de contacts entre polyèdres	60
2.7.3	Modèles ressort amortisseur pour les particules polyédriques.....	61
2.8	Conclusion.....	62
3	Etude expérimentale et numérique de l'essai d'affaissement	63
3.1	Introduction	64
3.2	Dispositif expérimental.....	64
3.3	Effet du diamètre de cylindre	65
3.4	Influence de la vitesse de levage	66
3.4.1	Effet de la vitesse de levage pour des particules sphériques.....	66
3.4.2	Effet de la vitesse de levage pour des particules non sphériques.....	67
3.5	Influence de la rugosité de surface	67
3.6	Modélisation numérique de l'essai d'affaissement	68
3.6.1	Configuration du modèle numérique.....	68
3.6.2	Validation expérimentale numérique	69
3.6.3	Modélisation de l'essai d'affaissement pour des polyèdres	72
3.7	Etude expérimentale et numérique de l'essai d'affaissement du sable concassé	74
3.8	Conclusion.....	75
4	Investigation de l'écoulement granulaire dans un silo	77

4.1	Introduction	78
4.2	Description globale de la méthode	78
4.3	Analyse des résultats expérimentaux et comparaison des écoulements	79
4.3.1	Trémie à fond plat	79
4.3.2	Influence du diamètre	81
4.3.3	Influence de l'angle de trémie	82
4.3.4	Largeur d'ouverture de l'orifice	84
4.3.5	Influence de la teneur en eau	85
4.4	Modélisation de l'essai d'écoulement	89
4.4.1	Configuration du modèle d'écoulement	89
4.4.2	Etude paramétrique de la DEM sur le comportement macroscopique	90
4.4.3	Influence de la rigidité du matériau	90
4.4.4	Influence du coefficient de résistance au roulement et du coefficient de frottement 91	
4.4.5	Effet de la taille des particules	95
4.4.6	Effet de l'angle de trémie	96
4.4.7	Etude de l'angle de repos à la fin du déchargement du silo	97
4.5	Comparaison expérimentale numérique de l'écoulement dans un silo	98
4.5.1	Préparation des échantillons	98
4.5.2	Résultats	99
4.5.3	Etude générale des paramètres de la DEM en deux dimensions	101
4.5.4	Validation 3D pour des particules polyédriques	103
4.6	Cas des comprimés pharmaceutiques	104
4.7	Conclusion	106
5	Etude expérimentale et modélisation numérique de l'essai de résistance au cisaillement.....	107
5.1	Introduction	108
5.2	Positionnement de l'étude	108

5.3	Etude de la compacité optimale.....	109
5.3.1	Mélange binaire.....	109
5.3.2	Modèles d'empilement théoriques.....	110
5.3.3	Approche expérimentale.....	112
5.3.4	Mélange binaire.....	113
5.3.5	Mélange ternaire.....	114
5.4	Résistance au cisaillement des matériaux granulaires.....	115
5.4.1	Dispositifs expérimentaux.....	115
5.4.2	Comportement des billes de verre monodisperses.....	116
5.5	Effet de la polydispersité.....	123
5.5.1	Etude expérimentale du cisaillement du sable concassé.....	125
5.6	Analyse du phénomène de Stick-Slip.....	127
5.7	Visualisation du réarrangement des particules.....	129
5.7.1	Développement d'une boîte de cisaillement transparente.....	129
5.7.2	Observation des déformations à l'échelle des grains.....	130
5.7.3	Visualisation des mouvements du sable concassé.....	131
5.8	Modélisation numérique de l'essai de compression.....	134
5.8.1	Configuration du modèle numérique.....	134
5.8.2	Etude de la compressibilité.....	135
5.9	Modélisation numérique de l'essai de cisaillement.....	137
5.10	Empilement de particules sphériques monodisperses.....	138
5.10.1	Etude numérique sous différentes pressions.....	138
5.10.2	Effet de la résistance de roulement.....	142
5.10.3	Validation à l'échelle des grains.....	143
5.10.4	Transmission des forces lors du cisaillement.....	144
5.11	Modélisation numérique du sable concassé.....	147
5.11.1	Influence de la résistance au roulement sur la modélisation de la forme.....	147

5.11.2	Tests préliminaires de cisaillement pour les polyèdres	148
5.12	Conclusion	151
6	Calibration des paramètres de DEM	153
6.1	Introduction	154
6.2	Démarche et objectifs	154
6.3	Définitions de quelques notions utilisées dans cette étude	156
6.4	Positionnement de l'étude	157
6.5	Expérience de Calibration virtuelle	158
6.6	Configuration expérimentale	159
6.7	Conception du plan d'expériences	160
6.8	Construction à base de substitution	162
6.9	Estimation des vecteurs de paramètres du plan d'expérience	165
6.9.1	Optimisation à partir d'un seul point de départ	165
6.9.2	Optimisation à partir de cent points de départ	167
6.10	Analyse statistique de l'incertitude aléatoire	169
6.11	Conclusion	174
7	Conclusion générale et perspectives	177
7.1	Conclusion	178
7.2	Perspectives	181
	Références bibliographiques	183
	Annexe A	195
	Annexe B	197
	Annexe C	203
	Résumé	205
	Abstract	207

Liste des figures

<i>Figure 1.1 - a) Effondrement d'un silo [11], b) Photo prise après le glissement de terrain de Baige du 4 Novembre 2018 [12], c) Illustration d'une avalanche de neige [13].....</i>	<i>7</i>
<i>Figure 1.2 - Echelle de tailles des grains [11]</i>	<i>8</i>
<i>Figure 1.3 - Evolution de la production des granulats et évolution de la production démographique en France métropolitaine.[19].....</i>	<i>9</i>
<i>Figure 1.4 - Différents problèmes pouvant survenir lors de la vidange d'un silo. (a) formation d'arche, (b) écoulement en cheminée (c) cheminée stable (d) Submergence (e) ségrégation, (f) décharge non-uniforme due à vis sans-fin provoquant l'écoulement d'entonnoir excentrique, (g) décharge à travers deux sorties non-uniforme due à l'obstruction d'une des sorties, (h) vibrations [23].....</i>	<i>11</i>
<i>Figure 1.5 - Chaines de forces dans un empilement tridimensionnel de billes de verre immergées dans un liquide de même indice [25]</i>	<i>12</i>
<i>Figure 1.6 - Représentation du cercle de Mohr [33].....</i>	<i>16</i>
<i>Figure 1.7 - Critère de Mohr Coulomb.....</i>	<i>16</i>
<i>Figure 1.8 - Cisaillement d'un échantillon expérimental [35]</i>	<i>17</i>
<i>Figure 1.9 - Courbes types de résistance au cisaillement. (a) contrainte de cisaillement, (b) variation de hauteur d'après [31].....</i>	<i>19</i>
<i>Figure 1.10 - Schéma de dilatance d'un milieu granulaire [36]</i>	<i>19</i>
<i>Figure 1.11 - Différentes zones d'écoulement [41].....</i>	<i>21</i>
<i>Figure 1.12 - Signification de la fonction d'écoulement [28].....</i>	<i>22</i>
<i>Figure 1.13 - X-radiographies de sable initialement dense lors du débit massique: A) avec des parois lisses et B) avec des parois très rugueuses [42]</i>	<i>23</i>
<i>Figure 1.14 - Schéma du principe d'homogénéisation [51]</i>	<i>26</i>
<i>Figure 1.15 - a) Evolution de la déformation volumique et la déformation déviatorique [42], (b) Cellule de cisaillement avec le modèle des éléments finis [52].....</i>	<i>27</i>
<i>Figure 1.16 - Simulation par la méthode de la dynamique moléculaire : Images de la membrane bicouche DMPC – Chol (a) La structure initiale. (b) La structure équilibrée à 5ns de la simulation MD [54].....</i>	<i>28</i>
<i>Figure 1.17 - Schéma récapitulatif de la résolution numérique via la DEM.....</i>	<i>31</i>
<i>Figure 1.18 - Schéma d'une coupe en 2D de l'interaction entre deux particules</i>	<i>33</i>
<i>Figure 1.19 - Illustration de pont capillaire [60]</i>	<i>34</i>

<i>Figure 1.20 - Schéma de modification de la surface de l'essai de cisaillement, Modélisation d'une surface rugueuse [16]</i>	<i>35</i>
<i>Figure 1.21 - Schéma (a) et photographies (b) de la mesure du coefficient de restitution entre deux particules [6]</i>	<i>36</i>
<i>Figure 1.22 - Modélisation de la dissipation tangentielle [15]</i>	<i>38</i>
<i>Figure 1.23 - Un schéma montrant un matériau de test dans une mesure de résistance au roulement. [63].....</i>	<i>39</i>
<i>Figure 1.24 - Angle de repos [78].....</i>	<i>42</i>
<i>Figure 1.25 - Contact entre deux particules de formes irrégulières [90].....</i>	<i>46</i>
<i>Figure 1.26 - a) Approche multi-sphère [80] , b) Approche multi-convexe [94]</i>	<i>47</i>
<i>Figure 2.1 - Cartographie de la démarche à suivre</i>	<i>50</i>
<i>Figure 2.2 - Photo des matériaux utilisés dans cette étude (B* Bille de verre, S* Sable concassé, C*Comprimé pharmaceutique).....</i>	<i>52</i>
<i>Figure 2.3 - Nombre de particule par année [95]</i>	<i>53</i>
<i>Figure 2.4 - Evolution de la fréquence des processeurs par année [94].....</i>	<i>53</i>
<i>Figure 2.5 - Cadre du développement de BlazeDEM3D-GPU [96].....</i>	<i>54</i>
<i>Figure 2.6 - Exemple de carte graphique GPU</i>	<i>54</i>
<i>Figure 2.7 - Modélisation à l'échelle industrielle [61]</i>	<i>56</i>
<i>Figure 2.8 - Schématisation du contact modèle ressort amortisseur [104].....</i>	<i>59</i>
<i>Figure 2.9 - Illustration de contact entre particule [65]</i>	<i>60</i>
<i>Figure 3.1 - Dispositif expérimental pour la mesure de l'angle de repos</i>	<i>64</i>
<i>Figure 3.2- Angles de repos pour trois diamètres du cylindre</i>	<i>65</i>
<i>Figure 3.3 - Evolution des tas de billes pour différentes vitesses de levage pour a) B2 et b) B4</i>	<i>66</i>
<i>Figure 3.4 - Angle de repos pour différentes vitesses de levage.....</i>	<i>67</i>
<i>Figure 3.5 - Tas de matériaux pour une surface de projection de rugosité R2, R3 et R4</i>	<i>68</i>
<i>Figure 3.6 - Modélisation de l'essai d'affaissement : remplissage et levage</i>	<i>69</i>
<i>Figure 3.7 - Etats initiaux des billes de diamètre a) 2 mm et b) 4 mm</i>	<i>69</i>
<i>Figure 3.8 - Validation expérimentale numérique des billes de verres de 2 mm et observation des vitesses de déplacement des particules</i>	<i>71</i>
<i>Figure 3.9 - Validation expérimentale numérique des billes de verres de 4 mm et observation des vitesses de déplacement des particules</i>	<i>72</i>
<i>Figure 3.10 - Essai d'affaissement de (a) cubes et (b) tétraèdres à t = 395s</i>	<i>73</i>
<i>Figure 3.11 - Empilement des cubes et des tétraèdres à t =250s</i>	<i>73</i>

<i>Figure 3.12 - Photo expérimentales et numérique de l'essai d'affaissement du sable concassé</i>	75
<i>Figure 4.1 - Configuration géométrique de silo fond plat (a) et à trémie</i>	79
<i>Figure 4.2 - Ecoulement granulaire des billes de 4 mm dans un silo fond plat</i>	80
<i>Figure 4.3 - Détermination de l'angle β par la méthode PIV</i>	81
<i>Figure 4.4 - Illustration des angles α et β</i>	82
<i>Figure 4.5 - Ecoulement des billes de verre de diamètre 2 mm pour différents angle de trémie</i>	83
<i>Figure 4.6 - Comparaison entre l'écoulement du sable normalisé dans silo à ouverture d'orifice égale à 2*2 et 4*4</i>	84
<i>Figure 4.7- Ecoulement granulaire du sable normalisé pour une teneur en eau de a) 1% et b) 5% avant et après ouverture de l'orifice</i>	86
<i>Figure 4.8 - Influence de la teneur en eau sur l'écoulement granulaire des billes 1 mm a) à l'état sec et b) pour une teneur en eau de 1%</i>	86
<i>Figure 4.9 - Influence de la teneur en eau sur l'écoulement granulaire des billes 1 mm avant et après ouverture de l'orifice</i>	87
<i>Figure 4.10 - Schématisation des différents états de l'eau dans un sol : (a) Régime hygroscopique, (b) Régime pendulaire, (c) Régime funiculaire, (d) Régime capillaire [113]</i>	87
<i>Figure 4.11 - Courbes de l'écoulement granulaire de billes de 6 mm pour une teneur en eau de a) 0% et b) 1%</i>	88
<i>Figure 4.12 - Modélisation numérique de l'écoulement granulaire</i>	89
<i>Figure 4.13 - Effet du coefficient de frottement pour différentes valeurs de coefficient de résistance au roulement pour des billes a) 2 mm, b) 4 mm c) 6 mm dans un silo fond plat</i>	92
<i>Figure 4.14 - Effet de la résistance au roulement pour des billes 4 mm, $\mu=0,4$</i>	93
<i>Figure 4.15 - Evolution de courbe de décharge sous l'effet de la résistance au roulement sous un coefficient de frottement égale à 0,4</i>	94
<i>Figure 4.16 - Effet du coefficient de frottement pour différentes valeurs de coefficient de résistance au roulement pour des billes 4 mm dans un silo fond plat</i>	94
<i>Figure 4.17 - Modélisation numérique de l'écoulement granulaire de sphère de différents diamètres pour $\mu=0,6$. et $RR=0,001$</i>	95
<i>Figure 4.18 - Courbes du débit massique en fonction du temps pour des sphères de 2, 4 et 6 mm pour $\mu=0,6$. et $RR=0,001$</i>	95
<i>Figure 4.19 : Courbe de débit massique pour des billes 2 mm pour un angle de trémie de a) 30° b) 60°</i>	96

<i>Figure 4.20 - Courbe de débit massique pour des billes 4 mm pour un angle de trémie de a) 0°, b) 30°, c) 60°</i>	<i>96</i>
<i>Figure 4.21 - Ecoulement des billes 4 mm à t= 0,8s pour différentes valeurs de coefficient de résistance au roulement dans un silo à trémie a) 30° et b) 60°</i>	<i>97</i>
<i>Figure 4.22 - illustration de l'angle formé par les particules stagnées au fond silo.....</i>	<i>97</i>
<i>Figure 4.23 - Comparaison des angles de repos pour différentes valeurs de RR et μ pour des billes 2 mm.</i>	<i>98</i>
<i>Figure 4.24 - Ecoulement granulaire des billes de diamètre 4 mm dans un silo à fond plat (a); à trémie 30°(b) et à trémie 60°.....</i>	<i>99</i>
<i>Figure 4.25 - Evolution des couches de grains expérimentales et numériques au cours du temps pour un silo fond plat et un silo à angle 30°</i>	<i>100</i>
<i>Figure 4.26 - Comparaison expérimentales et de simulations numériques correspondantes de l'écoulement des billes de verre de 2 mm dans un silo fond plat à plusieurs instances de décharge</i>	<i>101</i>
<i>Figure 4.27 - Représentation 2D du débit massique dans l'espace des paramètres de DEM (coefficient de frottement / résistance au roulement).....</i>	<i>102</i>
<i>Figure 4.28 – Ecoulement des billes de verre de diamètre 4 mm face aux particules tétraédriques dans un silo fond plat pour différents instants de temps pour $\mu = 0,6$ et $COR=0,3$</i>	<i>103</i>
<i>Figure 4.29 - Images expérimentales, photos de simulations correspondantes de l'écoulement des comprimés dans un silo fond plat [9]</i>	<i>104</i>
<i>Figure 4.30 - Images expérimentales, photos de simulations correspondantes de l'écoulement des comprimés dans un silo à trémie 30° [9].....</i>	<i>105</i>
<i>Figure 4.31 - Courbes de débit massique expérimentales et numériques pour a) silo fond plat, b) Silo à trémie 30° [9]</i>	<i>105</i>
<i>Figure 5.1 - Schéma du contenu du chapitre 4</i>	<i>109</i>
<i>Figure 5.2 - Illustrations (a) effet de paroi, (b) effet de desserrement [119]</i>	<i>110</i>
<i>Figure 5.3 - Dispositif expérimental du compactage avec vibration + pression.....</i>	<i>112</i>
<i>Figure 5.4 - Evolution de la compacité pour le mélange MB2</i>	<i>113</i>
<i>Figure 5.5 - Exemple de l'effet de ségrégation du mélange formé de 60% de bille de 1 mm et 40% de bille de 4 mm avant et après compactage</i>	<i>114</i>
<i>Figure 5.6 - a) Photo de la machine de cisaillement, b) Boîte de Casagrande</i>	<i>115</i>
<i>Figure 5.7- Illustration Schématique de l'essai de cisaillement.....</i>	<i>116</i>

<i>Figure 5.8 - Comparaison des contraintes et des taux de vide entre les courbes expérimentales inférieures à 50, 100, 200 et 300 kPa pour des billes de verre (a) 1 mm, (b) 2 mm et (c) 4 mm.</i>	118
<i>Figure 5.9 - Courbes de la contrainte de cisaillement en fonction de la pression de confinement pour les billes de diamètre 1, 2 et 4 mm.</i>	119
<i>Figure 5.10 - Observation au microscope d'un pont capillaire</i>	120
<i>Figure 5.11 - Photos de préparation de l'échantillon humidifié</i>	120
<i>Figure 5.12 - Courbes du cisaillement pour une teneur en eau de 0%, 1%, 5% et avec injection du téflon pour les billes de 1 mm.</i>	121
<i>Figure 5.13 - Evolution de la contrainte de cisaillement pour différentes pression de confinement et pour différents états hydriques (0%, 1% et 5%) et différente texture (ajout revêtement en téflon)</i>	122
<i>Figure 5.14 - Variation de la contrainte de cisaillement en fonction de la pression de confinement dans le cas d'un échantillon humide</i>	122
<i>Figure 5.15 - Evolution de la contrainte de cisaillement sous 50, 150 et 250 kPa pour différents mélanges granulaires</i>	124
<i>Figure 5.16 - Comparaison des échantillons pour les mélanges polydisperses (a) 50 kPa, (b) 150 kPa et (c) 250 kPa</i>	124
<i>Figure 5.17 - Evolution de la contrainte de cisaillement en fonction de la contrainte normale pour les mélanges polydisperses.</i>	125
<i>Figure 5.18 - Courbe de contrainte de cisaillement sable de diamètre (a) 2 mm et (b) 4 mm sous 50, 100, 200 et 300 kPa.</i>	126
<i>Figure 5.19 - Evolution de la contrainte de cisaillement en fonction de la contrainte normale pour le sable de 2 et 4 mm.</i>	127
<i>Figure 5.20 - Phénomène de Stick-Slip sous différentes valeurs de pressions normales</i>	128
<i>Figure 5.21 - De la conception à la réalisation de la boîte de cisaillement.</i>	130
<i>Figure 5.22 –Roulement des billes de 4 mm</i>	130
<i>Figure 5.23 –Mouvement des billes de 2 mm.</i>	131
<i>Figure 5.24 - Photos avant et après cisaillement des particules de sable de 2 mm dans la demi-boîte supérieure.</i>	132
<i>Figure 5.25 - Champs de vitesse pour le sable 4 mm sous une contrainte normale de 100 kPa</i>	132
<i>Figure 5.26 - Configuration de l'essai de compression.</i>	134
<i>Figure 5.27 – Courbes de la déformation verticale en fonction de la pression normale</i>	135

<i>Figure 5.28 – Représentation 2D de l'effet de μ et kn sur la compressibilité de l'échantillon</i>	135
<i>Figure 5.29 - Configuration numérique de l'essai de cisaillement direct: (a) Etape1, (b) Etape2, (c) Etape3</i>	137
<i>Figure 5.30 - Courbes de contrainte de cisaillement pour les particules de 4 mm sous 4 pressions de confinement 50, 100, 200 et 300 kPa</i>	140
<i>Figure 5.31 - Courbes de cisaillement retenues pour les billes 4 mm (a) combinaison 1 ($\mu=0,17$, $kn=6000$ N/m), (b) combinaison2 ($\mu=0,15$, $kn=8000$ N/m)</i>	141
<i>Figure 5.32 - Courbes de cisaillement retenues pour les billes 2 mm</i>	142
<i>Figure 5.33 - Effet du coefficient de résistance au roulement RR</i>	143
<i>Figure 5.34 - Comparaison expérimentale et numérique du cisaillement particules sphériques de diamètre a) 2 mm et b) 4 mm sous 200 kPa</i>	144
<i>Figure 5.35 - Evolution des chaines de forces générées lors du cisaillement direct des particules sphériques de 2 mm chaque 1 mm pour 50, 100, 200 et 300 kPa</i>	145
<i>Figure 5.36 - Evolution des chaines de forces générées lors du cisaillement direct des particules sphériques de 4 mm chaque 1 mm pour 50, 100, 200 et 300 kPa</i>	146
<i>Figure 5.37 - Comparaison 3D entre l'évolution de chaines de forces des particules sphériques de (a) 2 mm et (b) 4 mm sous 300 kPa</i>	147
<i>Figure 5.38 - Courbe numériques de la contrainte de cisaillement en fonction du déplacement horizontal pour différentes valeurs et de μ et kn pour correspondre à la courbe expérimentale du sable concassé en utilisant des particules sphériques</i>	148
<i>Figure 5.39 - Formes de particules utilisées dans cette étude a) sphère ; b) Tétraèdre ; c) Cube ; d) Coupole décagonale</i>	148
<i>Figure 5.40 - Courbes de cisaillement des particules polyédriques sous différentes pression de confinement</i>	149
<i>Figure 5.41 - Courbes de cisaillement direct de sphère et de Tétraèdre tronqué pour $kn=1000$ N/m et $\mu =0.15$</i>	150
<i>Figure 6.1 - Illustration graphique de l'expérience de calibration virtuelle</i>	158
<i>Figure 6.2 - Dimensions de la configuration de la trémie utilisée dans cette étude</i>	159
<i>Figure 6.3 - Débit massique pour 51 modèles d'éléments discrets simulés utilisant 239000 particules sphériques par simulation sur une décharge de cinq secondes échantillonnée</i>	161
<i>Figure 6.4 -Visualisation des matrices de corrélation de différences quadratiques moyennes pour les différences entre les (a) courbes générées par la DEM, (b) échantillons correspondants</i>	

<i>du DOE et (c) différences quadratique moyenne de la courbe générée par la DEM divisées par les différences quadratiques moyennes entre les échantillons du DOE.....</i>	<i>161</i>
<i>Figure 6.5 - Erreur moyenne LOOCV en fonction de ε pour chacune des 49 approximations de la fonction de base radiale sur une échelle log-log en utilisant (a) 15, (b) 30 et (c) 45 points de paramètres échantillonnés.</i>	<i>164</i>
<i>Figure 6.6 - Estimation des paramètres de la DOE pour chaque point de la DOE en utilisant (a) SLSQP et (b) la méthode d'optimisation Nelder-Mead à partir d'un point de départ aléatoire</i>	<i>166</i>
<i>Figure 6.7 - Estimation des paramètres de la DOE pour chaque point de la DOE en utilisant (a) SLSQP et (b) la méthode d'optimisation Nelder-Mead à partir du meilleur point de départ estimé.....</i>	<i>166</i>
<i>Figure 6.8 - Estimation de chaque (b) vecteur de paramètre DOE pour chacun des 51 points DOE en utilisant (a) l'optimiseur Nelder-Mead à partir de cent points de départ initiaux aléatoires. Les conceptions réelles sont étiquetées en fonction de la distance à la solution réelle.</i>	<i>167</i>
<i>Figure 6.9 - Les courbes de décharge réelles associées à des erreurs moyennes des paramètres de (a) 1E-7, (b) 1E-6, and (c) 1E-5.</i>	<i>168</i>
<i>Figure 6.10 – Distribution de (a) 1%, (b) 2%, et (b) 5% de variance dans la réponse moyenne.</i>	<i>169</i>
<i>Figure 6.11 - Distance moyenne entre les valeurs de paramètres calibrées et les vecteurs de paramètres DOE connus, en utilisant Nelder-Mead avec cent points de départ initiaux aléatoires pour une incertitude aléatoire de (a) 1% et (b) 5% de bruit.....</i>	<i>170</i>
<i>Figure 6.12 - Distance moyenne entre les valeurs des paramètres calibrés et les valeurs des paramètres connus pour chacun des points de la DOE à l'aide de Nelder-Mead avec cent points de départ aléatoire pour une incertitude aléatoire de (a) 1% et (b) 5% de bruit.....</i>	<i>171</i>
<i>Figure 6.13 - Courbes de décharge en fonction de la distance moyenne entre les valeurs des paramètres calibrées et les valeurs des paramètres connus pour (a) 1% et (b) 5% de bruit.</i>	<i>172</i>
<i>Figure 6.14 - Courbes de décharge pour une variance de 1% dans (a), (c) et (d) et 5% dans (b), (d), (e).</i>	<i>173</i>

Liste des tableaux

Tableau 1-1 : Exemples de consommation granulaire en génie civil [19]	9
Tableau 1-2 : Théorie des solutions parallèles CPU et GPU [85].....	45
Tableau 2-1 : Répartition granulométrique des matériaux utilisés.....	52
Tableau 2-2 : Paramètres géométriques des comprimés [9].....	52
Tableau 2-3 : Comparaison de BlazeDEM3D-GPU avec d'autres codes de calculs [97]	55
Tableau 3-1 : Détermination de l'angle de repos pour différentes dimensions de cylindre.....	65
Tableau 3-2 : Angle de repos pour B4, C4 et S4 pour trois rugosité R1, R2 et R3	68
Tableau 3-3 : Paramètres des parois du cylindre et de la surface plane.....	70
Tableau 3-4 : Paramètres des échantillons numériques des billes de verre.....	70
Tableau 3-5 : Paramètres des échantillons numériques.....	74
Tableau 4-1 : Résultats des essais d'écoulement pour un silo fond plat, et deux silos à trémie de 30° et 60°, résultats expérimentaux et modèles de Beverloo (valeur théorique)	82
Tableau 4-2 : Conditions recommandées lors des simulations DEM	90
Tableau 4-3 : Paramètres de la surface et du volume de la simulation	91
Tableau 4-4 : Paramètres des simulations des différents diamètres de particules.....	91
Tableau 4-5 : Echantillons utilisés dans la validation expérimentale numérique de l'écoulement granulaire.....	98
Tableau 4-6 : Paramètres de la simulation des comprimés utilisés par [9]	104
Tableau 5-1 : Valeurs de la contrainte maximale et de l'indice des vides pour chaque diamètre de bille sous différentes pressions de confinement	117
Tableau 5-2 : Mélanges polydispersés utilisés	123
Tableau 5-3: Caractéristiques des échantillons utilisés	139
Tableau 5-4: Caractéristiques des simulations de particules de forme géométrique	149
Tableau 6-1 : Paramètres du modèle utilisés dans cette étude	160
Tableau 6-2 : Intervalles de variation de μ , COR et RR	160

Liste des abréviations

σ	Contrainte normale
τ	Contrainte tangentielle
τ_{pic}	Contrainte tangentielle au pic
σ_1	Contrainte axiale
σ_2	Contraintes latérales
σ'	Contrainte effective
u_w	Tenseur des contraintes effectives
φ	Angle de frottement interne
c	Cohésion du matériau
ff_c	Facteur d'écoulement
Q	Débit massique d'écoulement
Q_r	Débit massique mesuré expérimentalement
Q_{th}	Débit massique théorique
M_v	Masse volumique
σ_c	Contrainte de résistance à la compression
α	Angle de trémie α
β	Angle limite de la zone stagnante dans un silo à fond plat
δ_n, δ_{12}^n	Distance d'interpénétration entre deux particules
m, m_1, m_2	Masse d'une particule
m_s	Masse de l'échantillon
B	Bille de verre
S	Sable concassé
E_{loss}	Quantité d'énergie perdue au contact
m_{12}^{eff}, m_{eff}	Masse effective des particules
$\mu, \mu_s, \mu_{cylindre}$	Coefficient de frottement statique
μ_d	Coefficient de frottement dynamique
μ_r, RR	Coefficient de résistance au roulement
COR	Coefficient de restitution
k_n	Coefficient de rigidité normal
k_t	Coefficient de rigidité tangentiel

c_n	Coefficient d'amortissement normal
c_t	Coefficient d'amortissement tangentiel
v_1, v_2	Vitesses initiales des deux particules 1 et 2 avant collision
v_0	Vitesse initiale
v'_1, v'_2	Vitesses des deux particules 1 et 2 après collisions
v_{12}	Vitesse relative de contact entre deux particules 1 et 2
V_t	Vitesse tangentielle relative
V_{1t}, V_{2t}	Vitesses tangentielles des particules 1 et 2
\vec{f}_1^n	Forces agissant sur les deux particules lors de la collision
\vec{f}_1, \vec{f}_2	Force appliquée sur la particule
F_t	Force de contact tangentielle
$F_{n,ij}$	Force de contact normale
ω_0	Fréquence d'oscillation élastique
ω	Fréquence de l'oscillation amortie
η	Viscosité
t_c	Temps de contact
Δ_t	Pas de temps
a_1, a_2	Rayon des particules 1 et 2
\vec{r}_{12}	Vecteur de la distance relative entre les deux particules 1 et 2
R_{ij}	Rayon effectif
T_{ij}^{roll}	Couple de forces résistant au mouvement de rotation relatif appliqué à deux particules en contact
$\vec{\Omega}_{rel}$	Vitesse angulaire relative entre deux particules
$\Delta v_n, V_R$	Vitesse relative entre les particules en contact
$\Delta v_n, V_T$	Vitesse relative tangentielle entre les particules en contact
ΔV	Volume de contact entre particules
L	Déplacement tangentiel du ressort par rapport à sa position d'équilibre
N_p	Nombre de particules
AoR	Angle de repos
AoR_i	Angle de repos inférieur
AoR_e	Angle de repos extérieur

γ	Compacité virtuelle du mélange
c	Cohésion
C	Compacité réelle du mélange
y_i	proportions en volume
β_i	Densité de chacune des classes granulaires
a_{ij}	Coefficient de desserrage
b_{ij}	Coefficient d'effet de paroi
d_i, d_j	Taille des grains dans le modèle de De Larrard
K	Indice de compactage
α_i et α_j	Compacités réelles du mélange monodisperse dans le modèle de Toufar
k_d, k_s, x, z	Paramètres du modèle de Toufar
ρ	Densité du mélange
ρ_l^*	Masse volumique d'eau
h	Hauteur de l'échantillon
h_0	Hauteur initiale de l'échantillon
e	Indice des vides
V_l	Volume d'eau ajouté
C_c	Indice de compressibilité
f_{RBF}	Fonction de base radiale
x_c^j	Centre de la fonction de base radiale
r_j	Distance entre un point x et le centre de la fonction de base radiale
ϕ_j	Fonction Gaussienne
ε	Paramètre de forme
w_j	Paramètre de la fonction RBF
y_{RBF}	Courbe estimée par la fonction RBF
y_{DOE}	Courbe simulée réelle
GPU	Graphics Processing Unit
LHC	Latin Hyper Cube
RBF	Radial Basic function
LOOCV	Leave-Out-Once Cross Validation
SLSQP	Sequential Least Squares Programming

Introduction générale

La science des matériaux est une discipline indispensable pour les différentes études d'ingénieries tant dans les approches physiques, chimiques et mécaniques. Parmi les matériaux, nous nous intéressons plus particulièrement aux matériaux granulaires dont l'utilisation est très fréquente dans différents domaines comme la géotechnique, le génie civil ou des applications en industrie. Les phénomènes observés lors de la manipulation de ces matériaux coïncident avec ceux des transformations naturelles (avalanche, tassement du sol, etc.). Les difficultés régressent ainsi, dans la manière dont le système granulaire répond aux sollicitations extérieures. Pour une meilleure compréhension du comportement mécanique de ce milieu complexe, nous avons élaboré ces travaux de recherches en se basant sur des approches expérimentale et numérique tout en s'appuyant parfois sur des méthodes théoriques.

Cette thèse s'inscrit en effet, dans le cadre du développement d'un code de calculs basé sur la méthode des éléments discrets (DEM pour Discrete Element Method), initialement étudiée par Cundall and Strack (1971). La DEM, contrairement à la méthode des éléments finis (FEM pour Finite Element Method), considère les milieux granulaires comme un ensemble discret de particules qui interagissent entre eux. De nombreux paramètres sont susceptibles d'influencer le comportement mécanique caractéristique des milieux granulaires. C'est pourquoi, une identification précise des valeurs des paramètres d'entrée avant toute modélisation DEM est nécessaire. Cependant, le choix de ces paramètres dans la littérature, est parfois non justifié. Deux approches de calibration sont généralement utilisées: la calibration par mesure directe (Direct Measuring Approach) et la calibration in-situ (Bulk Calibration).

La mesure directe des paramètres tels que le coefficient de frottement, le coefficient de restitution, le coefficient de résistance au roulement, domine la calibration des paramètres utilisée en DEM depuis de nombreuses années en raison de la nature simple et découplée du problème. Citant par exemple, les tests de plan incliné qui sont souvent utilisés pour déterminer les coefficients de glissement et de résistance au roulement particule-particule et particule-parois; les essais de chute et de pendule [1] pour la détermination du coefficient de restitution particule-particule et particule-parois; les essais d'indentation de la texture, ou encore, le pycnomètre pour mesurer la densité des particules. Bien que ces paramètres soient mesurés avec une grande précision, ils sont ensuite utilisés dans les modèles DEM, où la forme et la dispersion de la taille des particules sont souvent sélectionnées de manière approximative.

La deuxième approche de calibration de matériaux in-situ est décrite par une procédure itérative de changement de paramètres jusqu'à ce que la réponse des simulations DEM coïncide avec la réponse granulaire macroscopique souhaitée. Cependant, en raison de l'interaction entre les paramètres dans la prédiction de la réponse, la calibration nécessite la résolution d'un problème couplé, par opposition à l'idée de résoudre le problème paramètre par paramètre [2]. L'avantage de la calibration in-situ est que des hypothèses et des simplifications du modèle sont incluses lors de l'estimation appropriée des paramètres. Par ailleurs, un problème de caractérisation unique du matériau est susceptible d'avoir lieu. En effet, il peut exister plusieurs combinaisons de paramètres décrivant correctement la réponse granulaire macroscopique souhaitée [3][4]. Il est important ainsi de différencier les paramètres du modèle qui peuvent être identifiés de manière appropriée et unique, et les paramètres qui ne le peuvent pas pour un modèle de contact et une configuration expérimentale donnée.

Grâce à l'augmentation de la puissance de calculs, les approches de calibration in-situ sont devenues plus faciles à manipuler. Par exemple, les paramètres de rigidité sont souvent identifiés à l'aide de tests uniaxiaux, de pénétration, de cisaillement et de décharge dans la trémie, etc. [5][6][7], tandis que les tests de tambours rotatifs et d'affaissement sont souvent utilisés pour l'estimation du glissement et du frottement particule-particule et particule-paroi [5].

De plus, avec les derniers développements dans le domaine du calcul Haute Performance, nous avons réussi à proposer une nouvelle approche de calibration complémentaire à la calibration in-situ qui consiste à construire un environnement de calibration virtuel dans lequel un contrôle des incertitudes aléatoire est élaboré.

Dans le cadre de ce travail, nous avons utilisé en particulier le code de calculs BlazeDEM3D-GPU. Cet outil de calculs, initialement développé par Govender et al. [8], prend en compte non seulement les interactions entre les particules sphériques, mais également entre ceux de formes plus complexes telles que les polyèdres. La puissance de calculs sous GPU (Graphic process Unit) offre de nouvelles perspectives pour cet outil numérique, notamment pour des applications industrielles. Ce code étant maintenant développé dans le cadre de collaborations entre plusieurs instituts et notamment l'IMT Lille Douai. Il s'agit dans le cadre de ce travail d'évaluer les potentialités de l'application des simulations DEM sous GPU dans le but de proposer un outil de calibration pour des simulations numériques dans un contexte industriel.

Dans cette optique, nous présentons dans le premier chapitre une vue générale sur les pistes de recherche visant à dévoiler les phénomènes complexes rencontrés avec l'utilisation des milieux granulaires, repérer quelques propriétés mécaniques, et présenter des modèles numériques, notamment la méthode des éléments discrets. Ensuite, un aperçu sur les approches de calibration des paramètres d'entrée de la DEM a été présenté.

Le chapitre 2 est consacré à une présentation du code de calculs BlazeDEM3D-GPU dévoilant ses nombreux atouts dans la modélisation donnés par ses capacités de calculs (nombre de particules, temps de calcul et modélisation de la forme des particules). Ce code numérique a également ouvert de nouvelles pistes de recherche pour le développement d'une nouvelle approche de calibration in-situ de matériau granulaire. De plus, les lois de contact employées dans le cadre de la thèse pour la simulation de particules sphériques et polyédriques sont également décrites.

Dans les chapitres suivants, des approches expérimentales et numériques basées sur des essais classiques en laboratoire, visant à simplifier les interprétations et accentuer l'importance de la caractérisation des matériaux pour une meilleure prédiction de la réponse globale ont été élaborées. Ceci a permis d'une part, l'explication de certains phénomènes récurrents aux échelles globale et locale (des grains). Les conclusions tirées sont intéressantes pour justifier la nécessité de mettre en place une procédure de calibration virtuelle.

Le chapitre 3 est une investigation de l'essai d'affaissement. Il s'agit de vérifier expérimentalement les paramètres pouvant influencer la mesure de l'angle de repos puis de procéder à une simulation numérique du processus afin de détecter les degrés de concordance entre les résultats numériques et expérimentaux.

Le chapitre 4 vise à étudier l'écoulement des matériaux granulaires dans un régime dynamique. Les configurations de la géométrie des silos, en plus des propriétés propres aux matériaux étudiés tels que la taille, l'angularité, la forme et l'effet de l'humidité ont été élaborées. Nous avons résumé par la suite l'avantage de la modélisation numérique dans la formation de la structure des empilements granulaires et sa capacité d'explorer plus en profondeur les paramètres micromécaniques relatifs au comportement macroscopique du matériau.

Dans le chapitre 5, nous avons réalisé des essais de cisaillement direct à la boîte de Casagrande, essais classiques très utilisés dans les laboratoires de géotechnique. Nous avons étudié l'influence de la taille des particules, de la teneur en eau et de la polydispersité sur la réponse macroscopique d'un matériau granulaire lors du phénomène de cisaillement et leurs

conséquences sur l'apparition du phénomène Stick-Slip. De plus, moyennant des méthodes d'analyse d'images, l'analyse de la microstructure du matériau modèle a été aussi élaborée pour une comparaison ultérieure avec des résultats de la modélisation numérique. En particulier, les mouvements de rotation et de translation des particules en régime quasi-statique lors du cisaillement ont été mis en évidence.

Enfin, nous avons considéré dans le chapitre 6 une approche de plan d'expériences (DOE, Design of Experiments), qui permet de mener en parallèle un nombre considérable de simulations par élément discrets. Chaque simulation est exécutée avec un vecteur de paramètres différents. Les réponses détaillées, pour chaque simulation, sont ensuite extraites et utilisées pour former un réseau neuronal sous la forme d'une régression de fonction de base radiale (RBF). Le rôle de cette fonction est de prédire les réponses DEM détaillées pour les paramètres d'un modèle donné sans l'obligation d'effectuer des simulations DEM supplémentaires. Cela nous permet d'envisager une optimisation des valeurs des paramètres de DEM et d'identifier les parties du domaine de paramètres dans lesquelles ils sont bien définis, et celles où ils sont mal posés pour un modèle de contact spécifique.

1 Etat de l'art : Comportement mécanique et modélisation numérique des matériaux granulaires

1.1 Introduction

Ce chapitre est une synthèse de l'état de l'art dans lequel s'inscrivent les activités de recherches développées dans cette thèse. Cette synthèse porte principalement sur la compréhension du comportement mécanique des matériaux granulaires et les différentes approches de modélisation numérique pouvant être utilisées dont en particulier la méthode des éléments discrets. Un aperçu sur les méthodes d'optimisation numériques est également abordé avec un focus sur son application dans les simulations par éléments discrets. Ces différentes revues bibliographiques serviront à cibler les apports de la démarche scientifique menée dans le cadre de ces travaux de thèse où sont abordés de façon transverse à la fois les caractérisations expérimentales et les simulations aux éléments discrets faisant appel aux calculs Hautes Performances et à des méthodes d'optimisation des paramètres des modèles.

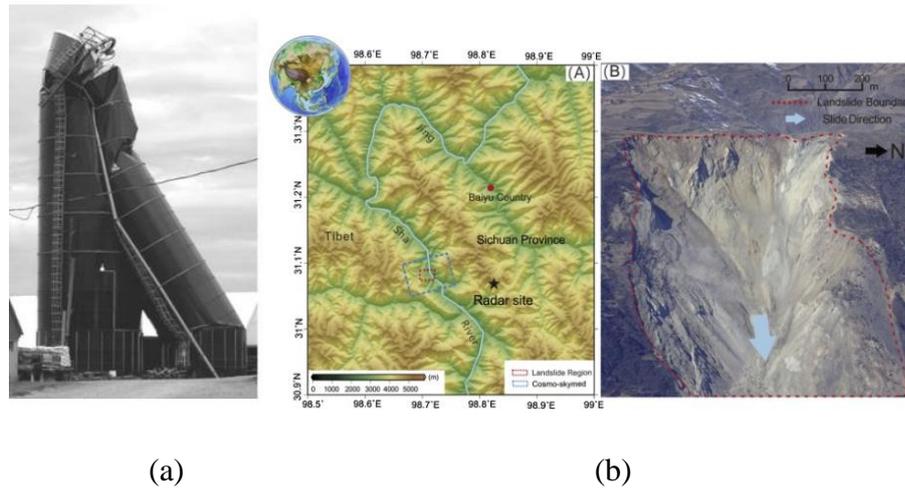
1.2 Présentation générale sur les milieux granulaires

1.2.1 Enjeux généraux des matériaux granulaires

Les matériaux granulaires sont omniprésents dans différents domaines industriels tels que le secteur pharmaceutique[9], agroalimentaire, agronomique [5], la technologie des poudres[10] et les activités du génie civil. Le comportement mécanique de la matière en grains suscite de plus en plus d'intérêt de la part des industriels non seulement dans la conservation des matériaux et le contrôle de ses impacts sur l'environnement mais aussi face aux enjeux de fonctionnement pouvant être rencontrés dans les installations de stockage, de dosage et de transport de ces matériaux. La consommation irrégulière de la récolte des produits alimentaires (sucre, farine, etc.) ou d'une large gamme de produit industriel tels que les granulats et les poudres pharmaceutiques a mené à la réalisation de stocks permettant une meilleure répartition des produits. Les silos et les trémies de stockage s'avèrent les plus utilisés dans ce type d'application allant du stockage de quelques tonnes à des millions de tonnes.

Un exemple de problématique industrielle est donné par un effondrement de silo comme illustrés sur la figure 1.1 [11]. En effet, face à des problèmes de conception, de présence de poussière à l'intérieur de silo due à la nature très pulvérulente des grains avec parfois des phénomènes d'auto-échauffements sous l'effet des chocs, les silos peuvent être soumis à des risques d'effondrement et d'explosion. Notamment, les phénomènes de ségrégation, de blocage et de maniabilité lors de l'écoulement des matériaux granulaires peuvent se révéler problématiques dans la gestion du quotidien des installations. Certains problèmes sont liés à la

nature des grains, d'autres au type d'écoulement relatif à la conception géométrique du réservoir de stockage (silo, trémie). D'autres problèmes peuvent apparaître également sous l'effet de l'humidité et de la température extérieure. La gravité, la pression externe et les vibrations ont aussi des effets sur le comportement du milieu granulaire, leurs manifestations apparaissent sous forme de ségrégation, de blocage, etc.



(a)

(b)



(c)

Figure 1.1 - a) Effondrement d'un silo [11], b) Photo prise après le glissement de terrain de Baige du 4 novembre 2018 [12], c) Illustration d'une avalanche de neige [13]

Dans de nombreuses situations d'ingénierie géotechnique, une étude détaillée est consacrée à la compréhension de la nature hétérogène du sol et à l'évaluation à long terme de la stabilité des terrains. En effet, des catastrophes naturelles peuvent avoir lieu suite à la variation des contraintes extérieures et les déformations subies au cours du temps [12]. On peut citer les risques de rupture du sol sous l'effet des sollicitations de cisaillement [14], les phénomènes d'avalanche et de glissement de terrain tel que le montre la figure 1.1 b) et c).

1.2.2 Définition d'un milieu granulaire

Un matériau granulaire est défini comme étant une collection de grains ayant des caractéristiques diverses en taille, forme, nature, etc., qui interagissent entre eux [15][16][5]. Une échelle de tailles est généralement accordée à un milieu granulaire pouvant varier de

particules très fines telles que les poudres à de grosses masses de roches [16][11] présentées à l'air libre ou bien à l'eau [17]. Les matériaux granulaires se distinguent généralement des molécules et des particules fines par la taille de leurs particules constitutives. Les particules doivent être suffisamment grandes pour que leur mouvement ne soit pas soumis aux fluctuations thermiques. La taille de la plus petite particule est d'environ un micromètre.

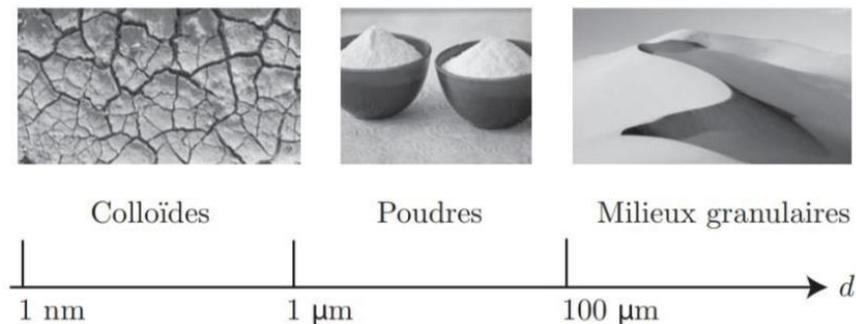


Figure 1.2 - Echelle de tailles des grains [11]

Par exemple sur la figure 1.2, les matériaux granulaires sont classés par A. Bruno et al. [11] en fonction la taille des particules. Pourtant, il existe des propriétés qui s'avèrent fondamentales et fournissent des justifications à leur division en classe granulaire.

Malgré la simplicité apparente des matériaux granulaires, ces derniers peuvent présenter des propriétés particulières dépendant de l'état physique de la matière [18]. Un matériau granulaire en écoulement sur une pente ressemble à celui d'un liquide, l'agitation d'un boîte remplie de grains fait mimer les molécules de gaz en agitation thermique [17]. L'état solide en revanche, est présenté par la capacité du matériau granulaire à se confiner sous l'effet de charges extérieures en régime statique ou dynamique.

1.2.3 Chiffres clés et particularité pour le domaine du génie civil

La consommation en matière granulaire est jugée de plus en plus importante. En France, environ 400 millions de tonnes sont utilisées annuellement, soit une valeur de 7 tonnes par habitant par an. La demande croissante de la production granulaire est relative à l'augmentation de la demande en construction de logement et d'infrastructures routières, ferroviaires et aéroportuaires. Pour avoir une estimation de consommation en France dans ce domaine, nous pouvons se référer à l'UNPG (Union Nationale des Producteurs de Granulats) qui donne une estimation de la consommation des granulats [19]. Il s'agit des roches magmatiques ou métamorphiques, formations calcaires, roches meubles, sable marin, etc., comme on peut le voir sur la figure 1.3.

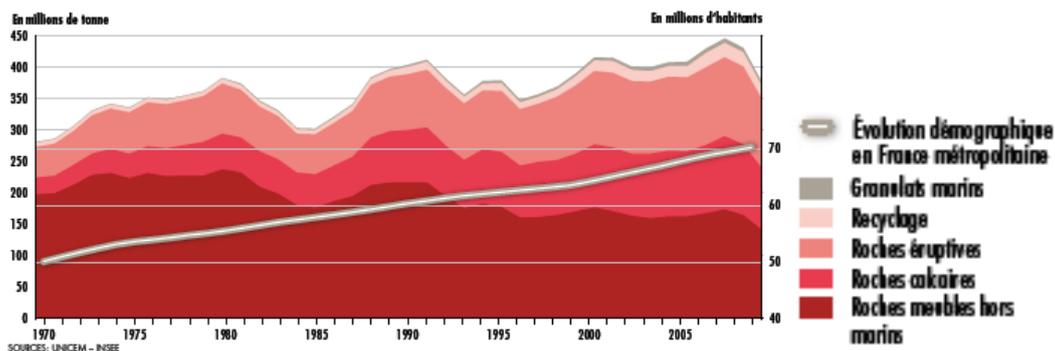


Figure 1.3 - Evolution de la production des granulats et évolution de la production démographique en France métropolitaine.[19]

Dans le cadre du génie civil, une grande partie de la matière brute utilisée pour le bâtiment et les infrastructures des travaux publics est de nature granulaire comme le montre le tableau 1.1.

Tableau 1-1 : Exemples de consommation granulaire en génie civil [19]

Usage	Consommation en granulats
1km d'autoroute	20 000 à 30 000 tonnes de granulats
1km de ligne (2voies) TGV	15 à 20 000 tonnes pour la construction de piste, 9 000 tonnes de ballast – de graviers
Maison individuelle	100 à 300 tonnes de granulats
Hôpital	40 000 tonnes de granulats

Dans le contexte d'une pression environnementale et de préservation des ressources naturelles de plus en plus forte, la filière du génie civil utilise de plus en plus des matériaux granulaires alternatifs issus du recyclage, ces derniers peuvent être utilisés seuls ou en mélange avec d'autres produits nobles. Généralement, ces matériaux granulaires alternatifs peuvent être des sédiments, des mâchefers, des granulats issus de recyclage ou des déchets de construction [20][21]. Effectivement, la difficulté d'utilisation de ce type de granulats est de subvenir à l'exigence de la performance mécanique similaire aux granulats naturels tout en tenant compte de la compatibilité environnementale.

Compte tenu de la consommation élevée, des enjeux économiques peuvent être abordés en raison des procédés empiriques et peu optimisés associés aux matériaux granulaires. Il convient également de souligner l'importance de l'estimation de la consommation énergétique étant donné qu'une meilleure maîtrise énergétique par les industriels semble nécessaire pour un gain de temps et de coût. Ceci est lié aux interactions inter-granulaires qui sont jugées très dissipatives dus aux chocs et aux frottements entre les grains [22].

1.2.4 Résumé des problématiques pour les installations industrielles

Jusqu'à nos jours, les chercheurs ne disposent pas d'une théorie unifiée à tous les phénomènes observés et qui sont à l'origine de problématiques industrielles. La compréhension du comportement des matériaux granulaires permet d'améliorer les moyens de compréhension des phénomènes macroscopiques et microscopiques pouvant apparaître. Cela aiderait à mieux gérer les processus industriels. Cependant, les grandeurs microscopiques sont difficiles à mesurer à l'échelle du laboratoire. On peut citer le nombre de contact par particule, l'intensité des forces de contact, etc. Le comportement macroscopique est considéré ainsi comme un reflet de la réponse collective des particules sous l'effet de l'application d'une sollicitation donnée.

Stocker le maximum de matière en un minimum de volume, obtenir un mélange homogène et stable, minimiser la formation de zones stagnantes, éviter les blocages et réduire les risques de bourrage constituent un objectif primordial aux industriels. Toutes ces applications se réunissent dans le fait qu'elles nécessitent toutes la caractérisation des matériaux granulaires d'un point de vue nature et propriétés physiques, chimiques et mécaniques pour une meilleure optimisation des empilements granulaires. Nous allons tâcher dans les chapitres suivants d'analyser les différentes situations où la matière granulaire peut amener à une problématique principale dans le processus en raison de sa nature même.

Lors de la vidange du silo, plusieurs phénomènes peuvent se produire à proximité de la paroi et au niveau de l'orifice. L'un des phénomènes est la formation de voûtes formées par chevauchement de particules grossières ou par cohésion entre particules fines. Les interactions entre les particules sont à la base de formation de chaînes de forces reliées à la rugosité de la paroi. L'ouverture de l'orifice provoque un mouvement entre les grains à l'intérieur du silo et l'évolution du réseau de chaînes de forces ainsi peut entraîner un blocage de l'écoulement. Un autre effet indésirable est le phénomène de ségrégation qui consiste à un écoulement des fines particules avant les plus grosses particules. Ceci est problématique car ils peuvent ensuite contribuer à la formation de voûte au centre du silo. D'autres processus à l'origine des problèmes industriels sont la formation de cheminée stable qui se traduit par un écoulement sur une mince voie au-dessus de l'orifice, et l'écoulement irrégulier suite à une chute brusque du solide formant des voûtes instables ou au phénomène de submergence dans le cas de stockage des poudres [23]. La gravité, la pression externe et les vibrations ont aussi des effets sur le comportement du milieu granulaire, leurs manifestations apparaissent sous forme de

ségrégation, de blocage, et de formation de chaînes de forces, etc. [22]. Une illustration de certains phénomènes est schématisée sur la figure 1.4.

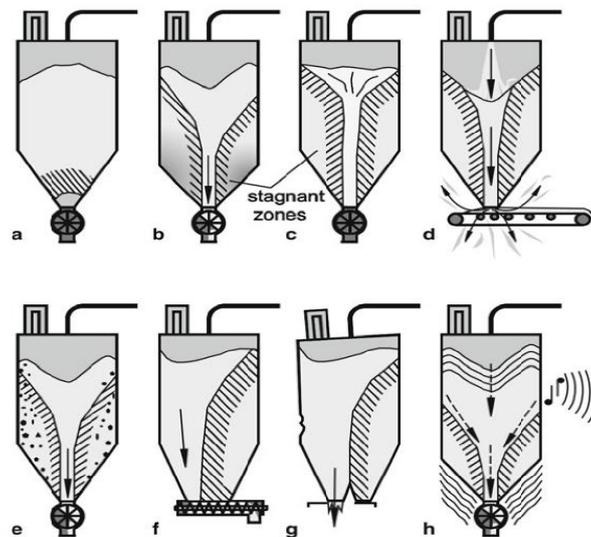


Figure 1.4 - Différents problèmes pouvant survenir lors de la vidange d'un silo. (a) formation d'arche, (b) écoulement en cheminée (c) cheminée stable (d) Submersion (e) ségrégation, (f) décharge non-uniforme due à vis sans-fin provoquant l'écoulement d'entonnoir excentrique, (g) décharge à travers deux sorties non-uniforme due à l'obstruction d'une des sorties, (h) vibrations [23]

1.3 Généralité sur le comportement mécanique des matériaux granulaires

Après avoir vu les généralités sur les milieux granulaires et les problématiques industrielles, un focus va être apporté sur d'une part, la configuration des silos de stockage et aux essais de cisaillement, et d'autre part aux différents paramètres ayant une influence sur les comportements des matériaux granulaires et sur l'évolution des chaînes de forces. En effet, la modification de la structure d'un milieu granulaire par réarrangement des grains agit sur le comportement microscopique comme sur le comportement macroscopique dépendant de la répartition des efforts qui s'établit entre les particules. La statique des empilements et la répartition du réseau de forces semblent ainsi être la clé de tout phénomène observé à l'échelle macroscopique.

1.3.1 Distribution des forces dans un milieu granulaire

Dans un milieu granulaire, les collisions entre les particules sont caractérisées par la génération de forces de contact. Des hétérogénéités locales sont généralement attribuées à la propagation des forces. L'état de contrainte du système granulaire est généralement évalué par le vecteur branche [17] qui relie le centre des particules en contact.

La représentation du vecteur branche, en tenant compte de l'intensité des composantes de forces et de la taille des grains en contact, constituent le réseau des chaînes de forces. A ce propos, la distribution granulométrique du système granulaire joue un rôle important dans l'étude des mécanismes de transmission des forces. En particulier, les grosses particules supportent les forces les plus élevées.

Connaître la façon dont les réseaux de forces se créent et se modifient, permet d'améliorer la connaissance sur la réponse macroscopique du milieu granulaire. La direction des contraintes suit principalement la direction du chargement extérieur. L'augmentation de cette dernière favorise la génération homogène des chaînes de forces [24].

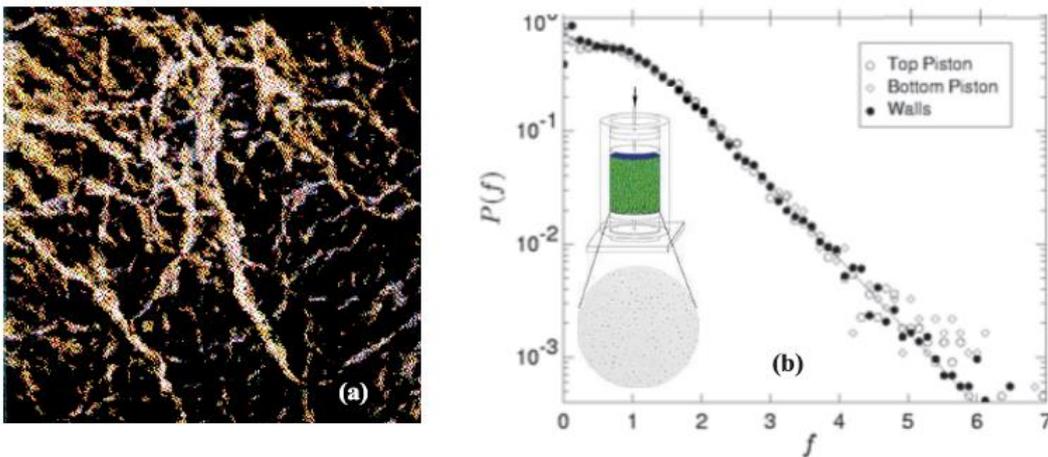


Figure 1.5 - Chaines de forces dans un empilement tridimensionnel de billes de verre immergées dans un liquide de même indice [25]

Plusieurs méthodes expérimentales ont été développées afin de visualiser la distribution des chaînes de forces dans un milieu granulaire par observation simple, optique, acoustique ou de mesure de la conductivité thermique ou électrique [18][26][25]. Un exemple de dispersion des chaînes de forces de billes de verre immergées dans un liquide est présenté dans la figure 1.5.

1.3.2 Régimes de sollicitations

1.3.2.1 Régime quasi-statique

Plusieurs modèles et lois de comportement sont généralement utilisés pour appréhender le comportement mécanique d'un matériau granulaire. Les sollicitations en régime quasi-statique entraînent généralement des déformations faibles. Dans le cas des matériaux granulaires, le seuil plastique de déformation est dépendant de la pression moyenne appliquée et de la direction de la sollicitation. Ce type de déformation plastique est généralement suivi d'un réarrangement des grains [27].

Dans le cas de faible vitesse de cisaillement, la réponse du matériau granulaire est supérieure au effet de l'inertie des grains ce qui caractérise le régime quasi-statique. Dans le cas contraire, la vitesse de cisaillement devient très importante par rapport aux pressions normales et l'inertie des grains devient non négligeable, il s'agit ainsi du régime inertiel.

Lors du cisaillement d'un matériau en régime quasi-statique sous l'effet de sollicitations permanentes, les particules ont une tendance à se réorganiser afin d'atteindre un état critique où tout le système granulaire est en phase de stabilisation de contrainte et de variation volumique. Le régime de cisaillement est alors dit stationnaire. La période d'évolution de la réponse du matériau aux sollicitations s'appelle le régime transitoire dépendant du système et des paramètres observés.

1.3.2.2 Régime dynamique

La dynamique des grains est décrite en 3D moyennant 6 paramètres divisés entre les composantes du vecteur vitesse et les composantes du moment (rotation). En plus des énergies potentielles généralement connues dans les régimes statiques et quasi-statiques, on peut parler de l'énergie cinétique qui dépend des mouvements des grains.

1.3.3 Caractérisation des matériaux granulaires

La caractérisation des grains consiste à la distinction des différents paramètres géométriques, à savoir, la distribution des grains [28][29], la forme des particules qu'elles soient sphériques, polyédriques ou autres, l'état de surface, l'angularité, la sphéricité, etc.[30]. Les propriétés physico-chimiques sont également susceptibles d'influencer le comportement mécanique des milieux granulaires tels que la masse volumique du matériau [31], le coefficient de frottement, etc.

1.3.3.1 Distribution granulométrique des grains

La distribution granulométrique est une propriété fondamentale des matériaux granulaires qui permet d'apporter des informations sur les proportions de chaque taille de particules constituant le matériau. L'étude de la polydispersité nécessite un contrôle précis de l'étalement granulométrique (rapport de taille entre le plus petit et la plus grosse particule) et de la répartition statistique des tailles indépendamment du nombre de particules considéré. Elle est essentielle pour la précision des procédés industriels suite à un broyage, un transport, une érosion, etc. Une bonne maîtrise de la granulométrie assure une bonne estimation de la surface spécifique dans le cas des poudres, une bonne gestion des propriétés mécaniques dans le cas des bétons et une bonne compréhension du comportement dans le cas des sols. La polydispersité est généralement liée au pourcentage de l'indice des vides et de la structure du système granulaire.

La polydispersité a fait l'objet de plusieurs études afin d'étudier son influence sur la texture et l'arrangement des particules quel que soit le régime d'écoulement (statique et quasi-statique)[17]. En outre, lors des essais au laboratoire, il est intéressant de penser à l'étape de préparation de l'échantillon afin de préserver l'homogénéité de l'échantillon et éviter tout phénomène indésirable comme la ségrégation et limiter les effets à l'interface. La modification de la distribution granulométrique modifie la structure granulaire (l'arrangement des grains), ce qui entraîne également des changements au niveau des interactions inter-granulaires [32][17].

Il existe plusieurs techniques d'analyse granulométrique adaptées pour une nature du matériau plus que d'autres. Par exemple, pour des grains fins, la granulométrie laser est plus précise que les méthodes par tamisage [29]. On peut citer aussi la microscopie et l'analyse d'images ; les techniques optiques ; le compteur à variation de résistance ; la sédimentation ; les méthodes acoustiques ; les autres techniques : classification/séparation [28].

1.3.3.2 Forme des particules

Les matériaux granulaires se présentent dans la nature sous formes de grains très variées faisant l'objet de différentes classifications ayant un rôle majeur dans le comportement mécanique des milieux granulaires. La forme d'une particule est généralement traitée en tenant compte des aspects essentiels de la géométrie tels que la sphéricité, l'élongation et l'angularité. La sphéricité caractérise généralement l'élongation de la particule, définie comme étant l'écart entre la forme d'une particule et celle de la sphère équivalente [30], c'est-à-dire le rapport du

diamètre d'une sphère de volume identique et du diamètre de la sphère circonscrite. La rondeur est définie par le rapport entre le rayon de courbure moyen des différentes faces et du rayon de la plus grande sphère inscrite ce qui caractérise l'angularité des particules. L'angularité représente l'état des sommets et des arrêtes des grains. Elle est définie au moyen des rayons de courbures des aspérités et du diamètre équivalent.

1.3.4 Généralités sur les sollicitations de cisaillement

Un matériau peut être soumis à différentes sollicitations tels que les forces mécaniques (pesanteur, poussé d'écoulement), les charges de surface, ou bien les forces dynamiques (vibrations, séismes) [33]. L'étude du comportement mécanique du matériau soumis à ces sollicitations est basée sur la théorie d'élasticité ou à des déformations plastiques sous sollicitations élevées.

Le cisaillement est l'un des aspects le plus important dans l'étude rhéologique des milieux granulaires dépendant des sollicitations extérieurs et de la robustesse de la microstructure des grains. Par exemple pour les sols, de nombreux appareillages sont utilisés pour caractériser le comportement des matériaux granulaires, certains d'entre eux se font sur place in-situ et conservent l'aspect initial de l'échantillon prélevé tels que le scissomètre et le pénétromètre. Une deuxième catégorie d'essais se fait en laboratoire, parmi eux, les essais de résistance au cisaillement direct, l'essai triaxial etc. La différence entre les essais c'est l'aptitude à varier l'état de consolidation (état de contrainte) et d'étudier les conditions aux limites.

1.3.4.1 Représentation du critère de Mohr Coulomb

Le critère de Mohr Coulomb est très utilisé dans la science des matériaux, la métallurgie des poudres et le domaine de la géotechnique. Il peut être représenté dans un graphique ayant une contrainte normale σ en abscisse et une contrainte tangentielle τ en coordonnée, l'état de contrainte est présenté par un point N.

Pour un état de contrainte donné, lorsque la facette AB dans la figure 1.6 tourne autour d'un point M selon un axe de rotation σ_2 , le point figuratif des contraintes N décrit un cercle appelé cercle de Mohr. Le cercle est centré par l'axe des contraintes normales σ . Quand AB tourne, le point N tourne sur le cercle de Mohr en sens inverse à une vitesse angulaire double (2ω) faisant un angle entre le centre du cercle et le point N le diamètre du cercle correspondant au déviateur de contrainte d qui est égale à $\sigma_1 - \sigma_2$ [33].

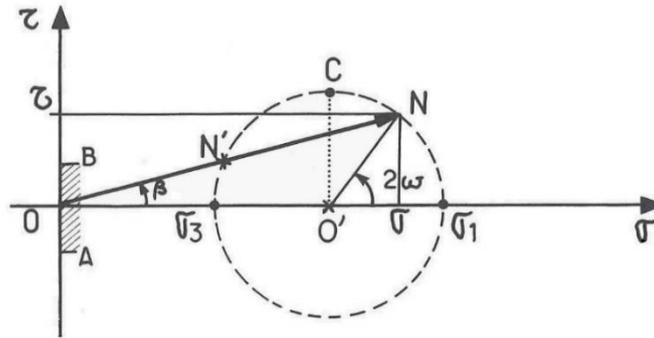


Figure 1.6 - Représentation du cercle de Mohr [33]

Les cercles de Mohr sont utiles pour tout type de matériau permettant la détermination des états des contraintes en deux dimensions en un point d'équilibre. La représentation des cercles de Mohr et de la loi de Coulomb sur le même plan de contraintes normales et tangentielle constitue le critère de Mohr Coulomb qui permet de définir le plan de rupture comme le montre la figure 1.7 à travers les cercles I et II dont la tangente à ces deux derniers représente le plan de rupture. Le critère de Mohr Coulomb est très recommandé dans l'étude des fondations et des pentes, car il permet de donner facilement un critère de cisaillement pour les matériaux. Il s'exprime par :

$$\tau = \sigma \operatorname{tg} \varphi + c \quad (1.1)$$

où τ est la contrainte tangentielle, φ est l'angle de frottement interne du matériau et c est la cohésion.

Le plan de l'écoulement défini par Mohr Coulomb est le plan à partir duquel il y a une rupture formant un angle avec l'horizontal. La représentation géométrique des conditions d'équilibre est présentée sur la figure 1.7.

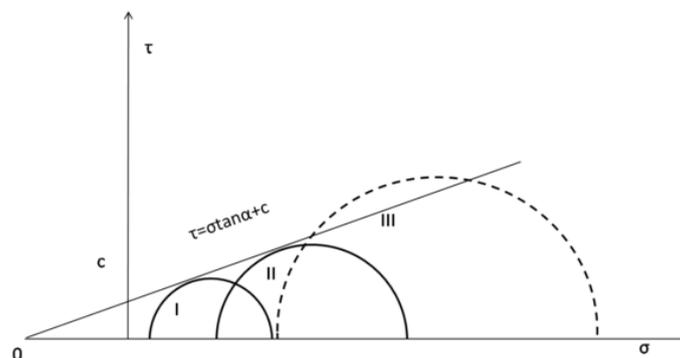


Figure 1.7 - Critère de Mohr Coulomb

La cohésion d'un matériau granulaire est définie comme étant sa résistance aux contraintes tangentielles à l'absence d'une contrainte normale ($\sigma=0$). Le contact entre deux grains

quelconques soumis à des contraintes extérieures provoquent des forces d'adhérence avec ou sans présence d'eau. Pour le sable en quartz, il s'agit de surfaces de contact et des forces élastiques. La suppression des contraintes extérieures entraîne la séparation des grains sous l'effet des forces élastiques.

1.3.4.2 Essai triaxial

L'essai triaxial est parmi les essais les plus utilisés dans les laboratoires, permet de suivre l'état de contrainte correspondant à l'état de l'échantillon à cisailier. Il permet notamment d'évaluer le comportement d'un matériau sous différentes valeurs de confinement et aussi conditions de drainage. L'avantage de cet essai est qu'il permet non seulement la détermination de l'angle de frottement et de la cohésion mais aussi d'obtenir la courbe de déformation volumétrique.

On distingue plusieurs conditions qui peuvent être imposées à la pression moyenne de l'essai. Dans le cas où $(\sigma_1 \neq \sigma_2 \neq \sigma_3)$ on parle de l'essai triaxial Vrai ou l'échantillon est de forme cubique et si $\sigma_2 = \sigma_3$ on parle de l'essai triaxial de révolution avec σ_1 est la contrainte axiale, σ_2 et σ_3 sont les contraintes latérales et l'échantillon est cylindrique [34][14].

Dans le domaine de la géotechnique, et étant donné la possibilité d'avoir un matériau plus ou moins saturé en eau, la préparation de l'échantillon à étudier consiste à le placer dans une membrane plastique enfermée par deux pistons dans les deux extrémités, puis immergée dans une cellule pleine d'eau qu'on peut maîtriser le volume et la pression durant l'essai. La rupture est déterminée par la mesure de la distance entre les deux pistons. Le tenseur de contrainte appliqué est ainsi: $\sigma_1 = \sigma_3 + q$, $\sigma_2 = \sigma_3$. Il est possible d'alimenter l'échantillon en eau à une pression u_w et le tenseur des contraintes effectives intergranulaires devient :

$$\sigma' = \sigma - u_w I \quad (1.2)$$

tel que I est la matrice unité. Un exemple de cisaillement d billes de verre dans un essai triaxial est présenté dans la figure 1.8.

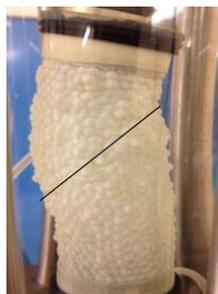


Figure 1.8 - Cisaillement d'un échantillon expérimental [35]

1.3.5 Essais de cisaillement direct

Les essais de cisaillement direct ont comme but de déterminer les propriétés intrinsèques du matériau granulaire qui sont l'angle de frottement ϕ et la cohésion c . Il est à noter que suivant les matériaux et les domaines d'application, des essais spécifiques ont été développés. Dans le cadre de ces travaux de thèse, nous nous sommes intéressés à cet essai car il est le plus souvent utilisé dans les études industrielles ou géotechniques.

On distingue l'essai de cisaillement circulaire où le cisaillement est généré par rotation horizontale des deux parties de la cellule circulaire (cellule de Peschl), l'essai de cisaillement annulaire semblable à l'essai précédant sauf que les cellules dans ce cas sont des cellules rotationnelles annulaires (cellule de Walker et cellule de Schulze) [36]. Ce dernier présente l'avantage de cisailer indéfiniment, contrairement à ce troisième type d'essai qui est l'essai de cisaillement par translation (boite de Casagrande dans le domaine du génie civil/géotechnique, cellule de Jenike dans le cas des poudres) [36][28][37] au cours duquel le taux de cisaillement est limité à cause de la diminution de la surface du plan de cisaillement au cours de l'essai.[28]

- Essai de cisaillement par translation

La cellule de Jenike est constituée par deux anneaux utilisée principalement dans la détermination de l'angle de frottement et de la cohésion des poudres. La boite de Casagrande est une boite composée de deux compartiments permettant un cisaillement axial. La demi-boite supérieure peut supporter des poids générant les contraintes normales du système. Le déplacement de la demi-boite inférieure sous l'action d'un moteur de vitesse changeable, par rapport à la demi-boite supérieure fixe solidaire avec l'axe de la machine de cisaillement, entraîne des déformations du système granulaire au niveau du plan de cisaillement. Lors de l'essai, le déplacement horizontal de la demi-boite, le déplacement vertical relatif au tassement de l'échantillon ainsi que les forces tangentielles sont mesurées. Le couple (σ, τ) permet de tracer le plan de rupture avec la représentation de Mohr. Les étapes fondamentales pour l'obtention de ce couple sont : la pré consolidation, le pré-cisaillement (consolidation) et le cisaillement [36].

- Courbe de comportement au cisaillement

La courbe du comportement de la résistance au cisaillement présente généralement l'une des allures représentées sur la figure 1.9 a) et qui dépends des caractéristiques du matériau à cisailier et des conditions initiales de l'essai (compacité, teneur en eau, etc.).

La contrainte de rupture est la contrainte de cisaillement maximale notée τ_{pic} , une fois cette valeur est atteinte, une diminution de la contrainte ait lieu jusqu'à tendre vers une valeur résiduelle notée τ_{res} (courbe Ia). En cas d'absence de pic (courbe IIa), l'évolution de la courbe tend directement vers une valeur résiduelle qui peut être considérée égale à la contrainte de rupture.

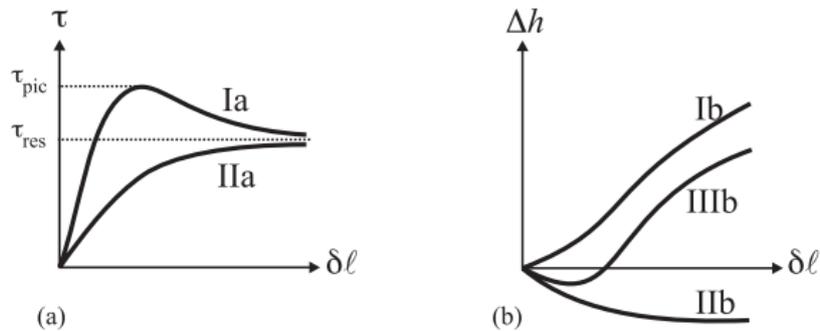


Figure 1.9 - Courbes types de résistance au cisaillement. (a) contrainte de cisaillement, (b) variation de hauteur d'après [31]

1.3.6 Cisaillement des milieux granulaires et phénomènes de contractance et dilatance

Avant toute déformation, un milieu granulaire sous l'effet d'un effort de cisaillement passe par une phase de réarrangement. Les grains ont tendance à glisser et rouler les uns sur les autres provoquant une variation de volume comme illustré sur la figure 1.10. Ce phénomène initialement remarqué par Reynolds, 1887 est dit de dilatance (Brown, 1970) [36][36]. L'explication de ce phénomène est basée sur les taux de dissipation et d'échange d'énergie lors du processus de déformation [38] et est considéré comme très important en raison de sa capacité de modifier la résistance de l'échantillon ou de la supprimer complètement [39].

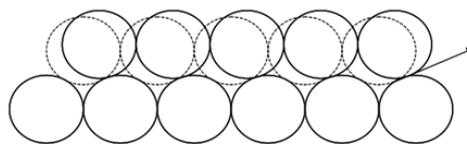


Figure 1.10 - Schéma de dilatance d'un milieu granulaire [36]

L'effet de la dilatance augmente avec l'augmentation de la densité initiale jusqu'à atteindre une limite relative à la densité critique. La dilatation globale dépend aussi de la contrainte moyenne qui lui est appliquée, plus cette contrainte est faible, plus le phénomène de dilatance est important à densité initiale donnée.

En contrepartie, le milieu granulaire peut subir une diminution du volume total dans le cas d'un état lâche, il s'agit du phénomène de contractance [36][34].

1.4 Propriétés d'écoulement granulaire dans un silo

1.4.1 Généralités sur les problèmes d'écoulement granulaire

Les phénomènes propres à la nature granulaire des matériaux ne peuvent s'expliquer sans prendre en compte le caractère discret de ces matériaux. Contrairement aux fluides, des blocages peuvent avoir lieu au cours de l'écoulement granulaire dus à la formation de voûtes (arches) à l'origine principalement des forces de frottement entre les particules. La formation de voûtes en milieu granulaire se fait avec le même principe de répartition de masse que la construction de voutes en architecture. La voûte est formée par chevauchement de particules grossières ou par cohésion entre les fines particules. L'ouverture de l'orifice provoque un mouvement entre les grains à l'intérieur du silo et donc une évolution du réseau de chaînes de forces. Les interactions entre particules sont à la base de formation de chaînes de forces qui sont reliées aux parois (supportant une partie du poids). Ce phénomène se fait au niveau de l'orifice de vidange, ce qui entraîne le blocage d'écoulement des matériaux stockés. De ce fait, il est nécessaire de déterminer correctement le diamètre d'ouverture de l'orifice, ce dernier est généralement choisi comme un multiple d'un coefficient compris entre 5 à 10 de la taille de la plus grande particule du matériau ensilé.

Parfois, lorsqu'une quantité du matériau s'écoule brusquement dans les vides, elle entraîne la compression du solide en vrac et donc la formation de nouvelles arches instables. Dans ce cas, l'écoulement est dit irrégulier. Ce type d'écoulement est aussi rencontré lors du stockage des matériaux fins qui nécessite un apport d'air afin de faciliter la vidange du silo appelé phénomène de fluidisation généralement suivi d'une chute incontrôlée du matériau granulaire à la sortie du silo [23]. Pour des matériaux fins cohésifs, un cheminé stable peut se produire au niveau de l'orifice dont le diamètre est à peu près égale à la diagonale de l'orifice de sortie.

Le phénomène de ségrégation est très fréquent dans les applications des matériaux granulaires, il attaque généralement les mélanges hétérogènes de tailles et/ou de densité de particules différentes sous l'effet de la gravité ou de vibration. Au cours d'un écoulement granulaire, les fines ont tendance à s'écouler avant les grosses particules qui sont chassés vers la surface et dans le contour, ce qui peut contribuer à la formation de voûte au centre du silo. L'aération et l'éjection peuvent être à l'origine de ce phénomène.

1.4.2 Modes d'écoulement

Les modes d'écoulement d'un matériau granulaire diffèrent selon les propriétés du matériau ensilé (taille, forme, cohésion, etc.) et du dimensionnement de la trémie de vidange (pentes, orifice, etc.), sans nier l'importance du comportement à l'interface (l'effet de la rugosité des parois). L'écoulement granulaire sous l'effet de la gravité peut être classé en débit massique et en écoulement d'entonnoir [40].

L'écoulement en masse est l'écoulement connu par sa bonne aptitude à l'écoulement sous contrainte durant lequel les particules introduites en premier sortiront en premières suivant un déplacement uniforme vers le bas, ce principe d'écoulement appelé first-in/first-out flow assure une décharge cohérente en une période raisonnable.

L'écoulement en cheminé est un écoulement partiel contrairement à l'écoulement en masse il est décrit par des zones de stagnation du côté des parois qui dans la plupart des cas sont des parois rugueuses, pas assez lisses et d'une cheminée centrale dans laquelle s'effectue l'écoulement. La rugosité excessive des parois soit le changement des propriétés du produit ensilé (humidité, durée de stockage trop long) peuvent être à l'origine d'un écoulement en cheminée.

1.4.3 Zones d'écoulement

Schewedes (1998) a montré l'existence de cinq zones d'écoulement lors de la vidange d'un silo à fond plat schématisés sur la figure 1.11. Lors de la mise en place de l'écoulement, les zones D, C, A et B sont formées les unes après les autres tel que **Zone A** : Déplacement libre et rapide des particules - **Zone B** : Déplacement lent. - **Zone E** : zone stagnante. - **Zone C** : Accélération des particules provenant des zones A et B. - **Zone D** : Sortie libre des particules.

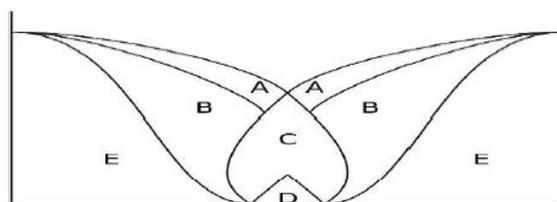


Figure 1.11 - Différentes zones d'écoulement [41]

1.4.4 Fonction d'écoulement

La fonction d'écoulement est le rapport entre la contrainte de rupture et la contrainte de consolidation. La coulabilité est ainsi déterminée grâce au classement de Jenike qui définit la

nature de l'écoulement d'une poudre dans un silo, ce dernier a construit des abaques (courbes dans un plan (σ_1, σ_c)) qui permettent d'obtenir un facteur d'écoulement ff_c si La géométrie, le coefficient de frottement poudre-poudre et le coefficient de frottement poudre-paroi sont déterminés [28][36]. L'écoulement est classée selon la valeur de $ff_c = \frac{\sigma_1}{\sigma_c}$ avec σ_c est la résistance à la compression. Ce qui donne comme illustré dans la figure 1.12 :

- Ecoulement Libre et continu si $ff_c > 10$,
- Ecoulement aisé si $4 < ff_c < 10$,
- Ecoulement difficile si $2 < ff_c < 4$,
- Ecoulement naturel impossible si $1 < ff_c < 2$,
- Pas d'écoulement si $ff_c < 1$.

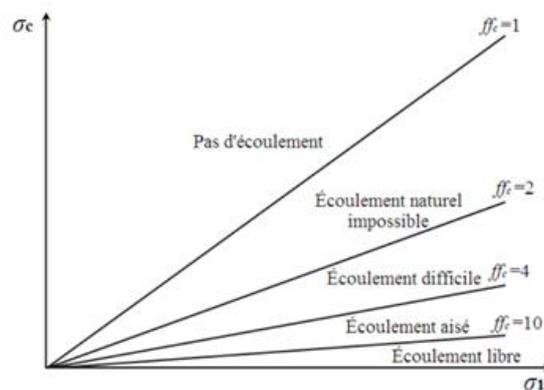


Figure 1.12 - Signification de la fonction d'écoulement [28]

1.4.5 Techniques utilisées pour la mesure de la distribution de vitesse

L'écoulement des matériaux granulaire est généralement accompagné de problèmes dus à la dynamique des particules et de la densité du matériau ensilé. Plusieurs méthodes ont été mis en œuvre pour la description de l'écoulement, plus particulièrement pour suivre le mouvement des particules et d'où l'étude des champs de vitesse lors de la vidange[41][42][40]. On parle ainsi de deux types de techniques, des techniques 2D, parmi elles, la méthode visuelle [41], la radiographie [43][42] et la Vélocimétrie par image de particules (PIV) [44][45][46] successives et des techniques 3D comme IRM Imagerie par résonance magnétique et les balises radio [41].

- Techniques 2D

La méthode visuelle Cette méthode s'applique dans un silo transparent quasi-2D ayant une profondeur très petite de l'ordre de quelques diamètres de grains. Elle consiste à repérer des particules colorées à travers la paroi du silo et de visualiser le déplacement des grains.

L'application de cette méthode est restreinte, elle est faisable que pour un nombre réduit de particules.

Particle Image Velocimetry (PIV) La technique Particle Image Velocimetry (PIV) est apparue en 1984, c'est une technique optique puissante en 2D permettant de déterminer les champs de vitesse lors de la déformation d'une surface. Le vecteur vitesse est la différence de position d'une particule sur deux images successives dans un intervalle de temps court.

Radiographie Une paire d'électrodes est à la base de cet appareil , la cathode est responsable de la libération de l'énergie sous forme d'électrons en présence de courant électrique , c'est ainsi l'anode (un disque en tungstène) situé de l'autre côté du tube radiogène qui les attire [43]. Le contact entre les électrons et le tungstène provoque la libération de photons, à partir desquels est créé le faisceau de rayon X par le passage du plomb. Les matériaux les plus susceptibles d'être absorbés sont les matériaux solides denses que suite à cette absorption, seules les parties absorbées deviennent blanche et le reste est noir.

- Technique 3D

IRM : Imagerie par résonance magnétique Cette technique illustrée sur la figure 1.13 est un moyen pour étudier l'écoulement en 3D. L'assemblage des images en coupes dans des plans différents permet d'avoir la structure des parcours des grains en écoulement. L'IRM nécessite un ensemencement qui peut être réalisé avec des traceurs. Il est généralement recommandé pour les petits silos.

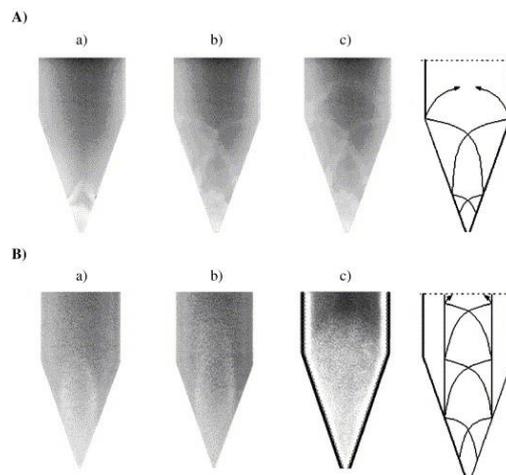


Figure 1.13 - X-radiographies de sable initialement dense lors du débit massique: A) avec des parois lisses et B) avec des parois très rugueuses [42]

1.4.6 Paramètres susceptibles d'influencer l'écoulement granulaire

Les paramètres susceptibles d'influencer l'écoulement granulaire autres que les propriétés intrinsèques du matériau sont multiples, parmi eux, l'angle de trémie (Les vecteurs de vitesse ont la valeur la plus grande autour de l'orifice et le long de la buse de trémie, leur direction dépend de la valeur de l'angle de trémie.) [40], l'ouverture de l'orifice (Une large ouverture induit à un écoulement continu et donc un débit constant, en contrepartie, une ouverture étroite peut entraîner un blocage au niveau de l'orifice et donc un écoulement irrégulier) [47] et la rugosité des parois (description de l'ensemble des irrégularités microscopiques et des ondulations observés d'une surface.) [42][48] ainsi que le rapport de la quantité d'eau sur la masse du solide est appelé teneur en eau [49].

1.4.7 Débit granulaire

La détermination du débit granulaire est un point essentiel dans le procédé lors de la phase de décharge d'un silo de stockage afin de prédire au mieux les quantités utilisées dans la suite d'un procédé. Le modèle le plus connu est le modèle empirique de Beverloo qui a donné lieu à des développements d'autres modèles intégrant plus de paramètres. En particulier, le modèle de Rose et Tanaka, 1959 est utilisé dans le cadre de ce travail où le débit massique est proportionnel à une fonction F dont les paramètres sont l'angle de trémie α et l'angle β que fait la limite de la zone stagnante dans un silo à fond plat où :

$$F(\alpha, \beta) = \left(\frac{\tan\alpha}{\tan\beta}\right)^{-0,35}, \text{ si } \alpha \leq \beta \quad (1.3)$$

$$F(\alpha, \beta) = 1, \text{ si } \alpha > \beta \quad (1.4)$$

L'équation a ensuite été modifiée par Nedderman, 1992 [50] dite corrélation RTBN (Rose-Tanaka-Beverloo-Nedderman) tel que :

$$Q = Cb\rho_b\sqrt{g}(D - kd)^{\frac{5}{2}}\left(\frac{\tan\alpha}{\tan\beta}\right)^{-0,35}, \text{ si } \alpha \leq \beta \quad (1.5)$$

$$Q = Cb\rho_b\sqrt{g}(D - kd)^{\frac{5}{2}}, \text{ si } \alpha > \beta \quad (1.6)$$

Avec A est la surface et P est le périmètre de l'orifice

A noter que dans le cas d'un orifice non circulaire, d'après Fowler et Glastonbury, l'équation devient :

$$Q = Cb\rho_b A\sqrt{gDh^*} \left(\frac{\tan\alpha}{\tan\beta}\right)^{-0,35} \quad , \text{ Si } \alpha \leq \beta \quad (1.7)$$

$$Q = Cb\rho_b A\sqrt{gDh^*} \quad , \text{ si } \alpha > \beta \quad (1.8)$$

avec $Cb = 0.75$ et $Dh^* = (4A/P) - \frac{1}{2}kd$

Pour déterminer la valeur de l'angle β , lorsque $\alpha \leq \beta$, des essais d'écoulement doivent être effectués dans un silo à fond plat.

1.5 Modélisation numérique des matériaux granulaires

Dans le but de mieux comprendre le comportement mécanique des matériaux granulaires, la micromécanique prend en compte les phénomènes à l'échelle des grains pour expliquer le comportement macroscopique. Deux facteurs essentiels peuvent avoir une influence sur la prédiction du comportement mécanique : les propriétés des grains et les interactions des grains suite à une sollicitation donnée. Ces paramètres peuvent se manifester moyennant des grandeurs géométriques à l'échelle macroscopique comme la compacité, l'anisotropie, des grandeurs mécaniques telles que l'angle de frottement interne, angle de dilatance, etc.). Afin de comprendre et analyser au mieux ces concepts, les différentes approches numériques classiquement développées sont abordées dans cette section.

1.5.1 Aperçu sur les approches numériques utilisées pour les milieux granulaires

1.5.1.1 Passage micro-macro : technique d'homogénéisation

L'objet de l'approche micromécanique est d'apporter de nouvelles informations sur le comportement global des matériaux granulaires par le biais des expériences au laboratoire et de la modélisation numérique des milieux granulaires. D'un point de vue mécanique des milieux continus, la loi de comportement globale fait intervenir les tenseurs de déformations et de contraintes qui permettent de décrire d'une façon globale la distribution de ces dernières dans la structure granulaire sous l'effet des sollicitations. L'approche numérique permet d'analyser les variables locales et globales de milieux granulaires. Cette approche est particulièrement intéressante puisqu'elle offre la possibilité d'étudier les variables locales ou globales au choix peu importe la sollicitation. Cependant cette approche est restrictive puisqu'elle nécessite de nombreuses hypothèses simplificatrices (loi de comportement locale, forme des particules, etc.). Des relations entre les variables à l'échelle locale et celles à l'échelle globale ont été défini

par des lois dites d'homogénéisation [51]. Cette technique est très élaborée dans l'étude des milieux granulaire en raison de la nature discrète de ces matériaux à l'échelle des grains.

Le schéma d'homogénéisation présenté dans la figure 1.14 est composé principalement de la loi de comportement qui relie les variables locales statiques (respectivement cinématiques) et deux opérations statiques (respectivement cinématiques). Une première dite « opération moyenne » qui permet de décrire une variable globale à partir de la distribution des variables locales. La deuxième est une opération très délicate basée sur des hypothèses appelée « opération de localisation » ayant comme but d'identifier une distribution statistique ou une valeur moyenne des variable locales de la variable globale correspondante, (permettant de décrire la variable locale à partir de la variable globale correspondante) [51]. En effet, la modélisation du comportement des matériaux granulaires exige le passage par une caractérisation macroscopique de la microstructure pour le développement d'une caractérisation statique reliant les variables macroscopiques (tenseur de contrainte) et les variables micro statiques (les forces de contact) représentant l'état du milieu granulaire. Claquin (2003) [51] dans sa thèse s'est appuyée sur ce principe d'homogénéisation par chemin cinématique développé par Emeriault (1995) et par chemin statique selon les hypothèses de Chang & Liao (1994).

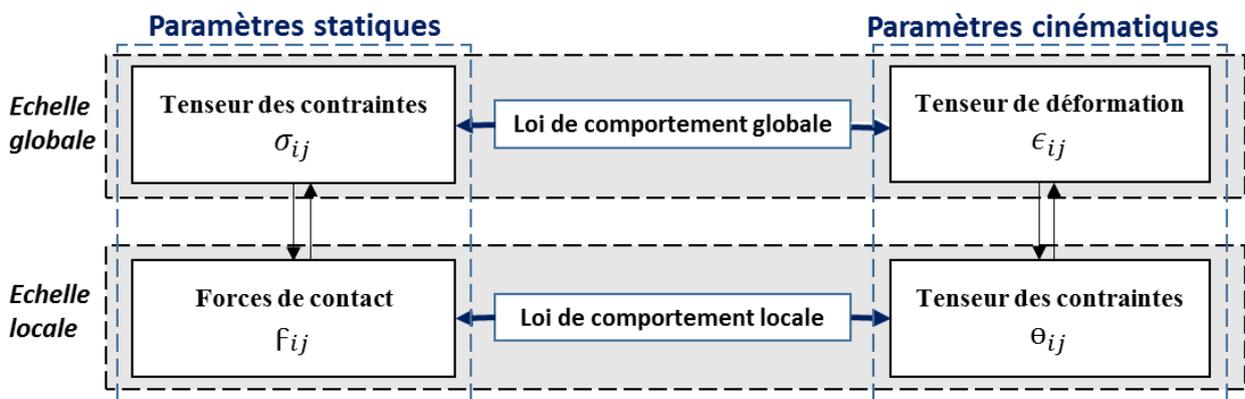


Figure 1.14 - Schéma du principe d'homogénéisation [51]

La loi de comportement va nier à un certain moment les paramètres macro statiques et macro cinématiques, il faut donc trouver par la loi de comportement globale une loi de comportement locale qui va lier les forces de contact et d'où étudier outre que le frottement interne, les rotations entre grains.

Mieux comprendre la micromécanique consiste à déterminer les caractéristiques des particules et les types d'interactions entre eux sous l'effet d'une sollicitation extérieure afin d'expliquer

le comportement à l'échelle macroscopique. La détermination des paramètres locaux n'est pas facile expérimentalement. C'est dans cet aspect-là que le développement de nouvelles approches numériques a permis d'appréhender plus en profondeur les comportements des matériaux granulaires en particulier la modélisation numérique par éléments discrets.

1.5.2 Méthode des éléments finis

1.5.2.1 Présentation de la méthode

La méthode des éléments finis ou FEM (FEM pour Finite Element Method) consiste à la décomposition du domaine d'étude en plusieurs éléments par maillage. Elle est basée sur une approche de milieu continu où la vitesse et la densité sont considérées comme des fonctions relatives au temps et à la position.

1.5.2.2 Exemples d'applications dans les milieux granulaires

Dans ce contexte, on aperçoit la diversité des exemples de simulations par élément fini [52] des applications utilisant des matériaux granulaires ou avec la méthode de vélocimétrie d'images de particules [42][53] étudiant les variations de champs de vitesse qui se base sur une approche continue comme le montre la figure 1.15 - a). Le problème à modéliser est décomposé en plusieurs éléments via un maillage (figure 1.15 - b). Les matériaux granulaires obéissent aux fondamentaux de la physique tel que les équations de conservation de masse.

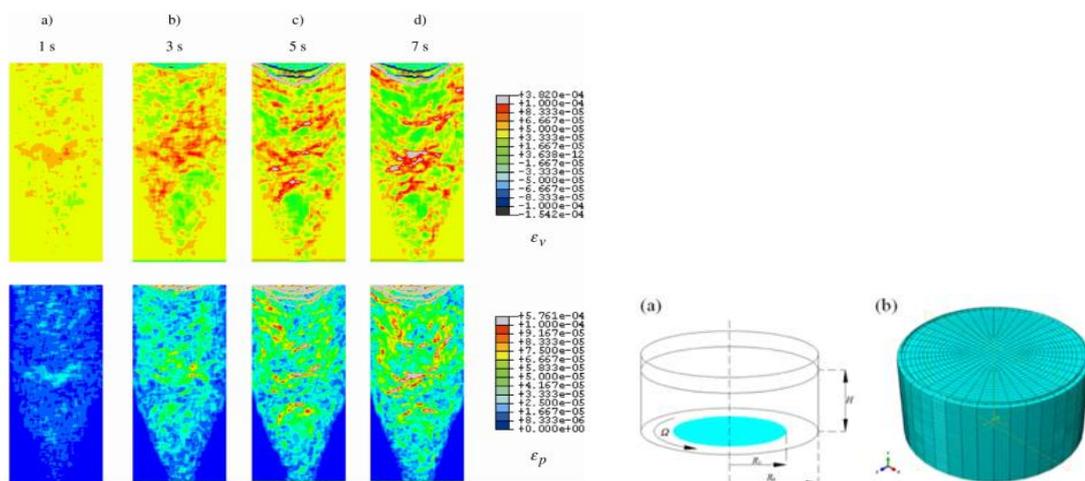


Figure 1.15 - a) Evolution de la déformation volumique et la déformation déviatorique [42], (b) Cellule de cisaillement avec le modèle des éléments finis [52]

Le comportement mécanique des milieux continus met en évidence plusieurs propriétés macroscopiques tel que la dilatance, la ségrégation l'effet de voutes qui sont difficilement identifiable par la méthode des éléments finis. Le milieu granulaire est décrit par plusieurs

paramètres, ce qui explique la nature complexe de sa structure. Il peut être assimilé à un milieu continu à l'échelle globale mais ceci ne s'applique pas à une échelle intermédiaire. L'hypothèse de continuité simplifie donc les analyses mathématiques, peut être notamment applicable dans les théories fondamentales qui unifie les réponses aux sollicitations, mais ne correspond pas forcément à un matériau réel complexe. Pour cela il était impérativement nécessaire de chercher d'autres méthodes numériques susceptibles de présenter les déformations à l'échelle des grains et tenir compte des forces de contact.

Plusieurs méthodes ont été développées dans l'étude des milieux granulaires. Le principe de la méthode des éléments finis est basé sur l'homogénéisation de la physique à l'échelle granulaire, ce qui malheureusement peut être problématique dans certaines situations, ce qui explique le besoin de la simulation numérique discrète. En effet, les relations constitutives phénoménologiques, telles que l'élasto-plasticité pour les solides, sont déjà bien définies dans l'approche continue mais ils sont toujours pas généraux pour toutes les applications des matériaux granulaires.

1.5.3 Simulations numériques à l'échelle des particules

La modélisation numérique de particules a commencé dans les années 1950 avec le développement de la dynamique moléculaire. Cette méthode est basée sur des simulations multi corps des mouvements physiques des atomes et des molécules. Pour un système de particules en interaction, les trajectoires sont établies par résolution numérique des équations du mouvement de Newton, où les forces entre les particules et l'énergie potentielle sont définies par les potentiels interatomiques ou les champs des forces de la mécanique moléculaire. De nos jours, cette méthode est largement utilisée dans la science des matériaux, dans l'analyse de la physique chimique et la modélisation de biomolécules. Un exemple de la dynamique moléculaire est présenté dans la figure 1.16.

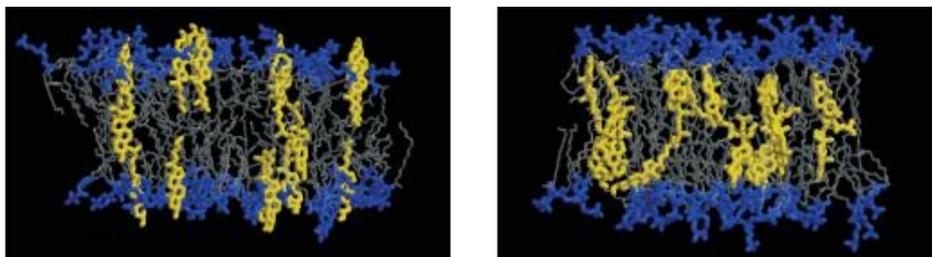


Figure 1.16 - Simulation par la méthode de la dynamique moléculaire : Images de la membrane bicouche DMPC – Chol (a) La structure initiale. (b) La structure équilibrée à 5ns de la simulation MD [54]

La méthode des éléments discrets (DEM), également appelée méthode des particules discrètes (DPM), initialement proposée par Cundall en 1971, est une autre catégorie de simulations numériques qui traite les interactions entre les particules d'une manière individuelle. Le principe de la DEM se rapproche beaucoup de celui de la dynamique moléculaire, mais se différencie par la considération de l'état de contacts (hystérétique), des forces de frottement, des degrés de liberté en rotation et de la complexité des géométries. Ces critères ont favorisé son utilisation dans la modélisation des matériaux granulaires.

Les limitations des simulations des particules sont généralement liées au temps de calculs (nombre et géométrie des particules). Avec le développement des puissances de calculs et des logiciels informatiques, il est devenu possible de simuler des millions de particules sur un seul processeur, et par conséquent, largement recommandée dans les processus industriels tels que : le transport, le stockage et l'écoulement des matériaux granulaire et aussi dans la mécanique des poudres et des roches.

Les codes de calculs sont multiples, mais l'efficacité et la puissance de chacun varie d'un code à un autre. Certains utilisent des codes sous carte graphique CPU, d'autres ont opté à la parallélisations pour optimiser la durée de la simulation et une troisième catégorie s'est basée sur des cartes graphique GPU.

Une autre catégorie de simulations numérique est le couplage DEM avec des méthodes continues tels que la méthode des éléments finis (FEM) et la dynamique des fluides numérique (CFD) qui sont généralement utilisées dans la thermodynamique ou à la présence de matériaux poreux. L'avantage de la simulation numérique c'est qu'elle permet d'obtenir des informations non accessibles expérimentalement, en particulier la détermination des propriétés à l'échelle des grains d'une part et les interactions entre eux d'autre part. Une simulation numérique réussie permet de prévoir avec précision la réponse macroscopique d'un matériau bien défini. La simulation des processus de transport de particules est nécessaire dans de nombreux domaines de recherche (Les particules élémentaires, particules nucléaires, dynamique moléculaire, poudres chimiques sèches, milieu granulaire, phénomène naturel). La DEM permet d'étudier plusieurs processus de matériaux granulaires. Parmi eux, on peut citer la décharge des silos de stockage, les convoyeurs, le broyage, la compaction, etc.

1.6 Présentation de la méthode des éléments discrets

L'explication des propriétés macroscopiques des milieux granulaires est difficile à traiter par les modèles rhéologiques de la mécanique des milieux continus. La méthode par élément discret (classiquement nommé DEM pour Discrete Element Method) traite le milieu comme une collection des particules et les lois des forces de contact sont appliquées d'une manière individuelle sur chaque particule [28]. Diverses méthodes numériques discrètes ont été développées pour la simulation des particules. Le choix de la méthode est basé sur la nature du milieu (dense ou moins dense), les propriétés du matériau rigide ou non rigide, déformable ou non déformable et aussi à la nature de la déformation (quasi-statique ou dynamique). Il existe plusieurs méthodes numériques pour traiter les contacts entre particules.

1.6.1 Repères et conditions aux limites

Il existe des liaisons qui limitent les mouvements des particules, ce qui s'avère important dans le choix du paramétrage du modèle numérique. Chaque position est associée à des variables réelles dites coordonnées généralisées [55]. Plusieurs conditions aux limites dans les simulations DEM sont employées. La condition paroi rigide plane que nous utilisons dans cette étude permet de simuler plus précisément le comportement de l'empilement soumis à des effets de bord, par exemple les parois des trémies du silo.

1.6.2 Principe de la résolution numérique

Le principe de la DEM est basé sur un algorithme qui tient compte des interactions entre grains et des conditions aux limites. La boucle de calcul de la simulation est représentée sur la figure 1.17. Le mouvement de chaque particule dépend de la somme des forces appliquées sur cette dernière lors du calcul du principe fondamentale de la dynamique, calculé à chaque pas de temps et qui permet de remonter à l'accélération de chaque particule puis à sa vitesse et son déplacement.

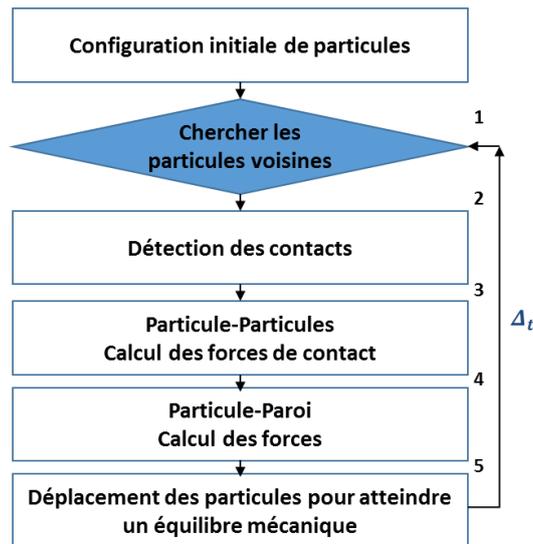


Figure 1.17 - Schéma récapitulatif de la résolution numérique via la DEM

1.6.3 Temps de calcul

Le temps de calcul est un facteur fondamental lors des modélisations numériques. Ce temps peut varier en fonction de la taille du système (nombre de grains), du comportement étudié et des lois d'interaction. En régime statique, les grains peuvent rester en contact pendant un temps indéterminé. En revanche, le pas de temps doit être suffisamment petit par rapport au temps d'un seul contact pour que l'hypothèse binaire soit vérifiée.

1.6.4 Détection des contacts - liste de Verlet

Au début de chaque boucle, la position des particules est déjà déterminée suite à l'importation des fichiers de coordonnées, de même pour les positions issue d'une mise à jour d'un pas de temps précédant. Les forces intergranulaires initialement nulles sont calculées après identification des contacts qui peuvent être des contacts d'interpénétration ou à distance. Poschel et Schwager (2005) ont défini une distance de Verlet à laquelle on compare la distance entre deux particules rapprochées, si cette distance est inférieure à la distance de Verlet, on dit que les particules sont en contact et sont conservés pour le calcul de la loi de contact totale sinon ils seront rejetés, c'est pourquoi, la liste de Verlet est mise à jour à chaque pas de temps.

A la fin d'un pas de temps, chaque particule se déplace pour atteindre une position d'équilibre mécanique. La somme des forces (forces de contact et force volumique) est utilisée en appliquant le principe fondamental de la dynamique ce qui permet d'en déduire l'accélération. [14][8] Puis, la vitesse et la position de chaque particule est déduite.

1.6.4.1 Equations de mouvement des particules

A l'état initial, la position des particules sont connus or une fois en mouvement, les forces et moments sont décrits par la loi de Newton. La loi de Newton s'applique en trois cas. La première loi est appliquée quand la somme de toutes les forces agissant sur un objet est nulle de sorte que l'objet est immobile ou bien soumis à une vitesse constante ayant un mouvement droit, elle demande un référentiel inertiel défini par une origine et un système cartésien. La deuxième est quand la somme vectorielle des forces externes sur un objet de masse constante est égale à la masse de cet objet multipliée par le vecteur accélération. Le 3ème cas se présente lorsqu'un un corps exerce une force sur un deuxième corps que respectivement lui exerce une force de même amplitude mais de direction opposée.

La 2^{ème} loi de Newton est appliquée sur chaque grain permettant de suivre son déplacement à chaque pas de temps [56][57].

$$m_i \frac{d^2 x_i}{dt^2} = \sum_{j \neq i} F_{ij} + F_{paroi} + F_h + m_i g, \quad i = 1, \dots, N \quad (1.9)$$

avec x_i est la position de la particule i et m_i sa masse, F_{ij} est la force exercée de la particule j en contact avec la particule i , F_{paroi} est la force appliquée de la paroi sur la particule i , F_h est calculée en cas d'application d'un fluide tels que la poussée d'Archimède, portance, etc., et enfin g est la gravité.

Le modèle de contact est une illustration précise du comportement du contact physique [58][59][8]. Pour savoir si les particules sont en contact, on détermine la distance d'interpénétration calculée à partir de la distance entre les deux centres des particules et les rayons. Plus les particules s'interpénètrent, plus la force normale au contact est importante. Pareil on peut avoir des forces de frottement.

L'interpénétration entre deux grains i et j en contact, schématisée sur la figure 1.18, s'écrit :

$$\delta_n = |x_i - x_j| - a_i - a_j \quad (1.10)$$

où x_i et x_j sont les centres respectives des grains i et j ; a_i et a_j sont leurs rayons. Si $\delta_n > 0$ alors les deux grains ne sont pas en contact. Dans le cas inverse, ceci signifie que les deux particules s'interpénètrent.

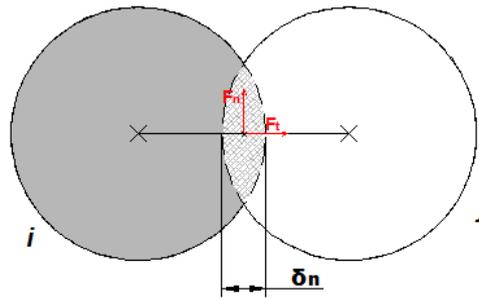


Figure 1.18 - Schéma d'une coupe en 2D de l'interaction entre deux particules

De même, la seconde loi de Newton décrit également les rotations ω_i où toutes les forces extérieures sont jugées nulles tel que :

$$I_i \frac{d\omega_i}{dt} = \sum_{j \neq i} \Gamma_{ij} + \Gamma_{paroi} + \Gamma_h, i = 1, \dots, N \quad (1.11)$$

où $I_i = \frac{m_i r_i^2}{5}$ dans le cas de particules sphériques, r est le rayon de la particule, Γ_{ij} est le couple de forces exercé par la particule j sur la particule i , Γ_{paroi} est le couple de forces exercé par la paroi sur la particule i et Γ_h est le couple exercé par le fluide sur la particule i . Le poids et la poussée d'Archimède n'interviennent pas dans les mouvements de rotation.

En se référant à un point O , le couple Γ appliqué à un point P s'écrit:

$$\Gamma = OP \times F \quad (1.12)$$

1.6.5 Les hypothèses basiques de la DEM

Dans la méthode des éléments discrets, le matériau est considéré comme un ensemble de particules, modélisées d'une manière individuelle en tenant compte des mouvements et des interactions entre eux. Dans la plupart des simulations numériques, la forme des particules est restreinte à des sphères en raison de la simplification de la détection du contact entre eux. Une autre restriction est accordée au nombre de particules limité suite aux contraintes informatiques. Il existe également des hypothèses basiques à prendre lors de l'utilisation de la méthode des éléments discrets. D'autre part, la masse et le tenseur d'inertie sont choisis constants afin de garder le critère indéformable des particules.

1.6.5.1 Lois de cohésion

Les matériaux granulaires peuvent être pulvérulents à l'état naturel tels que le cas le sable, le blé, etc. comme dans les processus industriels tels que les produits de carrières, le ballast ferroviaire, les comprimés pharmaceutiques ou encore cohésifs en présence de l'eau caractérisés par des forces, agissant à distance ou à l'interface, qui s'opposent à la séparation des particules.

Différents types de cohésion sont fréquemment rencontrés dans les matériaux granulaires. On peut distinguer les matériaux à faible cohésion (poudre humide) et les matériaux à forte cohésion (béton).

Les forces de Van der Waals, les forces électrostatiques [49][31], des liaisons chimiques par adhésions physico-chimiques spontanées sont à l'origine de la cohésion entre les particules de l'ordre de μm . Le modèle de JKR [31] et le modèle DMT [13] appliqués entre deux particules en contact ou très proches sont fréquemment utilisés dont les interactions sont basées sur le théorème de Hertz.

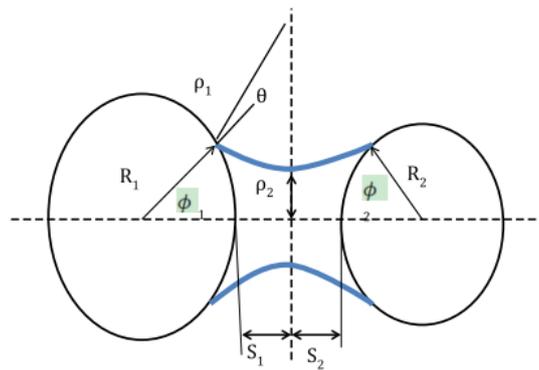


Figure 1.19 - Illustration de pont capillaire [60]

La cohésion par capillarité (figure 1.19), fréquemment rencontré lors de l'étude des sols granuleux humides est une autre forme de faible cohésion, qui est générée suite à la présence d'un taux modéré de liquide dans la structure granulaire. Ceci résulte de la formation de ponts capillaires dépendant non seulement de la quantité et de la nature du liquide, mais aussi de la distance entre les particules et de leurs propriétés géométriques tels que la taille, la rugosité, etc. Une autre catégorie de cohésion est la cimentation. La présence de ce type de cohésion entraîne des liens solides entre les particules qui dépendent fortement des propriétés mécaniques de l'interface particule-liant et du volume de ce dernier. Le béton [12] est l'exemple le plus adéquat à ce type de cohésion forte en raison de sa composition connu de granulats et de liant hydraulique.

1.6.5.2 Comportement à l'interface

Le comportement à l'interface se retrouve dans plusieurs situations industrielles (stockage des matériaux dans des silos) et géotechniques (fondation profondes, etc.). Les interactions sol-structure sont influencées par les caractéristiques du sol et de la structure. Des recherches basées sur des essais de cisaillement ont prouvé l'importance de la nature de la structure

granulaire du matériau en termes de densité, formes, distribution de tailles des particules et de la rugosité dans le comportement macro-mécanique des milieux granulaires. La rugosité de l'inclusion se classe en rugosité partielle spécifique au frottement de la surface ayant une dimension d'aspérités faible par rapport à celle des particules et une rugosité induite dépendante de la géométrie de l'inclusion [16].

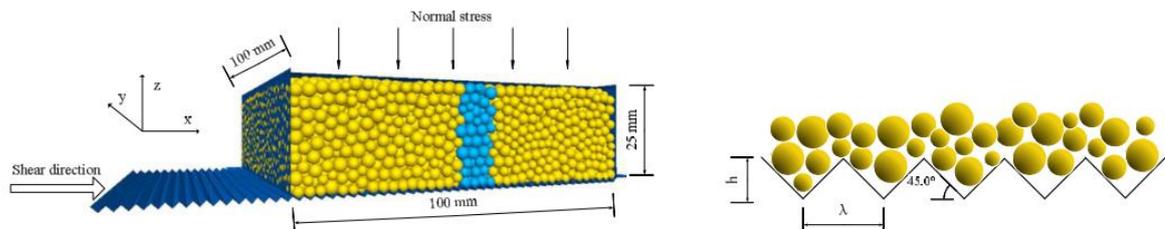


Figure 1.20 - Schéma de modification de la surface de l'essai de cisaillement, Modélisation d'une surface rugueuse [16]

Des changements au niveau de la contrainte de cisaillement ont été observés lors d'un cisaillement sur une surface rugueuse comme illustré sur la figure 1.20. La résistance au cisaillement augmente avec l'augmentation de la rugosité accompagnée du phénomène de dilatance quand la rugosité est suffisamment importante. La déformation au cisaillement est plus localisée dans une bande adjacente à la surface rugueuse dont l'épaisseur dépend de son degré de rugosité.

1.6.6 Choix d'une approche

L'explication des propriétés macroscopiques des milieux granulaires nécessite une bonne maîtrise du comportement mécanique du matériau et donc une bonne compréhension des mécanismes mis en jeu à l'échelle des grains. Plusieurs approches sont possibles pour décrire et tenter de modéliser les milieux granulaires [47]. Des mesures expérimentales sont généralement utilisées pour la détermination des grandeurs macroscopiques du matériau, en revanche, l'accès aux grandeurs à l'échelle des grains n'est pas toujours évident. Différentes configurations numériques ont été élaborées à ce propos. La méthode par éléments discrets semble être la plus appropriée pour l'étude d'un milieu granulaire considéré comme un ensemble de grains indépendants, de tailles et de formes diverses, pouvant avoir des textures très différentes. Le comportement mécanique va dépendre ainsi de ces propriétés des particules en termes de géométrie, état de surface et de grandeurs physiques et mécaniques du matériau et du type d'interactions générées sous l'effet d'une sollicitation appliquée.

1.7 Paramètres de la DEM

Comme nous l'avons déjà expliqué, l'utilisation de la méthode des éléments discrets prend en compte les paramètres micro mécaniques à l'échelle des grains et l'exploite pour mettre en jeu les forces de contact entre particules la base de tout phénomène observé à l'échelle macroscopique tel que la dilatance, la ségrégation, effet de voutes etc. [15][61]. L'avantage de la DEM est qu'elle permet de fournir des informations au niveau des contacts qui sont difficiles à déterminer expérimentalement. Parmi les paramètres microscopiques caractéristiques du matériau et intervenant dans les simulations DEM, on peut citer le coefficient de restitution, le coefficient de frottement et le coefficient de roulement. Ces derniers ont été choisis pour mettre en place un processus de calibration virtuelle faisant l'objet du chapitre 6.

1.7.1 Coefficient de restitution

Les lois de la dynamique nécessite de considérer le comportement de la particule lors de l'impact pour étudier le choc, il est déterminé par le rapport entre les vitesses de rebond et d'impact relatives de deux entités en mouvement. Le coefficient de restitution représente le caractère dissipatif d'un choc en fonction de la vitesse, basé sur les lois de la conservation de l'impulsion et de la conservation de l'énergie [6].

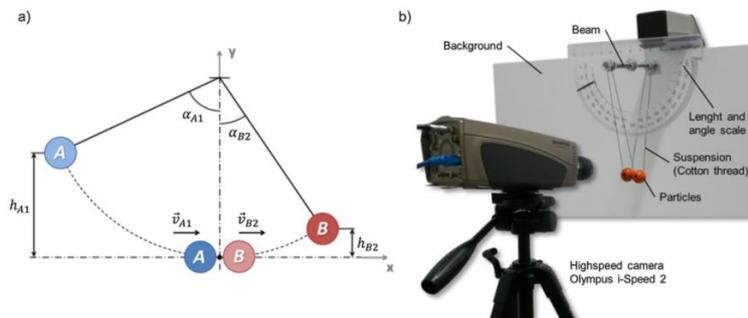


Figure 1.21 - Schéma (a) et photographies (b) de la mesure du coefficient de restitution entre deux particules [6]

L'expérience classique pour déterminer ce coefficient est de lâcher une particule sans appliquer aucune vitesse initiale sur un plan horizontal et de suivre le rebondissement de la particule [15]. Hlosta et al. [6] ont proposé une méthode expérimentale en utilisant différentes tailles, formes et types de matériaux pour mesurer le coefficient de restitution de deux particules au moyen d'un double pendule comme le montre la figure 2.21.

L'état de la collision est déterminé en étudiant la valeur du coefficient de restitution par rapport à celle décrite par l'arrêt du bloc à la surface sans rebond de [16]. Dans la situation optimale, un

choc parfaitement élastique est égalé à 1, aucune dissipation n'est enregistrée et la particule reprend sa position initiale. Dans le cas contraire, le choc est inélastique nulle, ceci se manifeste par des particules qui restent en contact. Ceci coïncide avec le principe de la conservation de la quantité de mouvement linéaire tel que pour deux particule A et B :

$$m_A(\vec{v}_A)_1 + m_B(\vec{v}_B)_1 = m_A(\vec{v}_A)_2 + m_B(\vec{v}_B)_2 \quad (1.13)$$

où les indices 1 et 2 représentent respectivement l'état avant et après collision, m_A et m_B sont les masses respective des particules A et B. Lorsque le coefficient de frottement est inférieur à 1, l'altitude de rebond diminue progressivement avec le temps. D'un point de vu énergétique, on aura cette équation :

$$\frac{1}{2}m_A \cdot v_{A1}^2 + \frac{1}{2}m_B \cdot v_{B1}^2 = \frac{1}{2}m_A \cdot v_{A2}^2 + \frac{1}{2}m_B \cdot v_{B2}^2 + E_{loss} \quad (1.12)$$

avec E_{loss} est la quantité d'énergie perdue au contact qui est difficile à calculer sans avoir recours au coefficient de restitution tenant compte de la complexité des propriétés du matériau granulaire.

$$E_{loss} = \frac{1}{2} \cdot \mu \cdot v_{rel}^2 (1 - COR^2) \quad (1.13)$$

où COR est le coefficient de restitution et m_{eff} est la masse effective des particules calculée comme suit:

$$m_{eff} = \frac{m_A \cdot m_B}{m_A + m_B} (kg) \quad (1.14)$$

Il existe aussi le coefficient de frottement tangentiel qui modélise l'effet tangentiel sur la vitesse de glissement. Pour le mesurer, il suffit de lancer une particule avec une vitesse initiale sur un plan vertical [15], ceci est schématisé sur la figure 1.22.

En dépit de comportement grain paroi provoquant le roulement de la particule après lancement, le choc avec le plan vertical va augmenter l'altitude de variation de la particule, dépendant du coefficient de restitution tangentielle.

Ce phénomène accentue la nécessité de la prise en compte de ce paramètre pour les modèles de contact DEM. La valeur d'entrée doit être suffisamment affinée pour assurer la qualité des résultats.

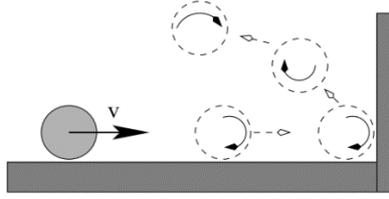


Figure 1.22 - Modélisation de la dissipation tangentielle [15]

1.7.2 Coefficient de frottement

Dans un milieu granulaire, chaque particule est en contact avec une ou plusieurs particules voisines. Les chocs entre eux ont créé des liaisons sous forme de chaîne de force de contact.

Selon Mindlin, lorsque la force appliquée ne suit pas l'axe des deux centres de particules sphériques, elle provoque une déformation plastique de glissement des grains l'un par rapport à l'autre. La valeur de ce coefficient est généralement modélisée avec la loi de frottement interparticulaire de Coulomb. Le frottement à l'état sec des grains consiste principalement en une force de frottement proportionnelle à la force normale de contact, indépendante de la surface apparente de contact [62].

La force tangentielle \vec{F}_T est basée sur la condition de Coulomb donnée comme suit: $\vec{F}_t \leq \mu_s \vec{F}_n$

où μ_s est le coefficient de frottement statique. Dans le cas où $\vec{F}_t = \mu_s \vec{F}_n$, la force tangentielle atteint son maximum, le glissement devient possible dans la direction de la force tangentielle. Le frottement de glissement vient s'opposer au mouvement relatif de deux particules tangent à la surface de contact.

Généralement, deux coefficients de frottement caractérisent le contact entre les particules granulaires. Le coefficient de frottement statique μ_s correspond à la force tangentielle nécessaire pour déclencher le glissement, et le coefficient de frottement dynamique μ_d correspond à la force tangentielle nécessaire pour entretenir le glissement d'un contact [15]. Généralement, la valeur du coefficient statique est supérieure au coefficient dynamique [16]. Ceci est dû au phénomène stockage puis de restitution d'énergie, à l'origine du mouvement imprévisible de la particule en état frottant. Ce phénomène est appelé Stick-slip. Le coefficient de frottement ne prend pas compte de la vitesse de glissement [62].

Le coefficient de masse du frottement interne est déterminé par des expériences qui dépendent du frottement particule à particule, de la forme des particules et de la rigidité [5]. Le coefficient

de frottement particule-particule utilisé dans la simulation DEM est la plupart du temps supérieur au frottement particule-particule expérimental [5]. Suhr et al. [7] proposent un modèle de frottement interparticulaire dépendant de la contrainte. Au cours de cette étude, elle a calibré deux paramètres à l'aide de données expérimentales, montrant de bons résultats pour les sphères simples et appariées.

Dans le domaine de la géotechnique, les phénomènes de glissement grains modifient la distribution des contraintes dans la structure. Les chaînes de forces préalablement établies ayant les plus grandes contraintes, répartissent ces dernières sur les nouvelles chaînes fraîchement construites. Cette nouvelle distribution de contraintes a une influence sur la structure du sol (atténuer les contraintes locales de cisaillement entre grains et amplifier les contraintes normales résultantes en une structure globalement plus rigide). Le phénomène de fluage des matériaux, par exemple, dépend de la reformation dynamique des chaînes de forces sous l'effet d'un chargement. Ce mécanisme est dû à la stabilisation progressive du flambement des colonnes de grains dans les chaînes de forces.

1.7.3 Coefficient de résistance au roulement

Outre que les forces de frottement entre les particules en contact, il existe d'autres formes de frottement relatives au mouvement d'une particule par rapport à une autre. Le coefficient de résistance au roulement dépend de la nature granulaire des particules. C'est un moment qui s'oppose au déplacement de roulement de la particule. Le coefficient de résistance au roulement μ_r correspond à un nombre sans dimension à partir duquel la rotation entre les particules en contact est permise de sorte que $M_s = \mu_r M$ [17]. La bille roule sur l'inclinaison de A à B puis s'immobilise en C après avoir parcouru une distance d , comme illustré sur la Figure 1.23.

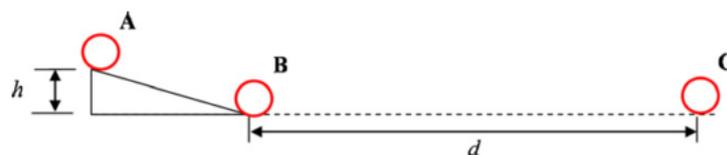


Figure 1.23 - Un schéma montrant un matériau de test dans une mesure de résistance au roulement. [63]

L'énergie totale du système est la même en A et en B. L'énergie potentielle du système en A est égale à l'énergie cinétique en B en plus du pourcentage de l'énergie perdu $loss_{AB}$ lors du roulement de A vers B [63]. On a :

$$mgh = \frac{1}{2}mv_B^2 + loss_{AB} \quad (1.15)$$

où $v_b = \sqrt{2gh}$ en supposant que les pertes d'énergie dans AB sont beaucoup moins importantes que l'énergie totale. Or, dans BC,

$$v_c^2 - v_b^2 = -2ad \Rightarrow 0 - v_b^2 = -2ad \Rightarrow v_b = \sqrt{2ad} \quad (1.16)$$

où $a = \frac{gh}{d}$ est la décélération, d est la distance entre B et C et v_b est la vitesse initiale en B.

La force de ralentissement F_r du au frottement de roulement s'écrit:

$$F_r = ma = m\left(\frac{gh}{d}\right) \quad (1.17)$$

La force de résistance au roulement s'écrit:

$$F_r = \mu_r W \quad (1.18)$$

où $W = mg$ et μ_r est le coefficient de résistance au roulement qui peut être déterminé à partir des deux équations (1.17) et (1.18).

L'influence de la résistance au roulement a fait l'objet de plusieurs applications numériques avec la méthode des éléments discrets. Zhou et al. [64] se sont intéressés à la relation entre la résistance au roulement et la forme des particules (sphérique singulière et par agglomération de sphères). Il a été démontré que la résistance au cisaillement résiduelle augmente progressivement à mesure que la forme devient moins circulaire, alors qu'elle reste presque constante quand le frottement de roulement augmente.

1.8 Méthodes de calibration

1.8.1 Vue générales sur les méthodes de calibration

Les simulations numériques discrètes en conjonction avec des expériences au laboratoire sont largement utilisées pour analyser les impacts des matériaux granulaires à l'origine de nombreuses applications industrielles ainsi que pour la prévision précise de la dynamique des matériaux granulaires [65][66][44][46][67][68]. La méthode des éléments discrets est couramment utilisée pour la modélisation à l'échelle des particules de matériaux granulaires [8].

De nombreuses recherches ont été menées sur les analyses théoriques et les applications de DEM. Avec l'augmentation des ressources de calculs, les simulations DEM sont désormais largement recommandées en tant qu'outil efficace pour l'étude de différents processus granulaires, tels que le transport, la compression, le cisaillement et l'écoulement en silo.

Cependant, une prévision suffisante du comportement global dépend fortement du modèle de contact utilisé et du choix approprié des paramètres d'entrée.

La calibration des paramètres d'entrée de la DEM a été distinguée moyennant deux approches. La première consiste à la mesure directe des propriétés du matériau à l'échelle des particules (au niveau du contact). Cette méthode a été partagée entre des paramètres faciles à mesurer et d'autres beaucoup plus compliqués. Afin de réussir ce type de calibration, une précision élevée doit être appliquée pour la modélisation de la taille et de la forme des particules, aussi bien pour le choix du modèle de contact qui doit être représentative du comportement physique du matériau. Cependant, la mesure directe des propriétés ne garantit pas une reproduction précise de la réponse à l'échelle globale. En effet, la taille des particules est généralement limitée, de l'ordre de quelques millimètres minimum, or, lors des processus industriels, il est très difficile de respecter cet intervalle de variation de la taille, en plus de la modélisation exacte de la forme en raison des contraintes de temps de calculs et du nombre des particules. L'avantage de cette approche est son indépendance du modèle et du code utilisé. L'avantage de cette approche de mesure directe est que les propriétés résultantes sont indépendantes du modèle de contact et du code DEM spécifique utilisé.

La deuxième forme de calibration est définie par un changement itératif des paramètres jusqu'à correspondre au résultat souhaité tout en respectant la même configuration expérimentale utilisée au laboratoire. Cette approche se base sur des mesures spécifiques de matière en vrac in-situ (des expériences au laboratoire). Par ailleurs, la nature physique des paramètres peut être perdue en suivant cette approche et un problème de caractérisation unique du matériau est très susceptible d'avoir lieu, ceci se manifeste par un ensemble de vecteurs (combinaisons) de paramètres engendrant le même comportement en masse. Par conséquent, la sélection d'une combinaison calibrée de paramètres ne sera pas forcément valable pour une application différente en cours de modélisation. Pour cela, il est recommandé de varier l'expérience à modéliser de celle utilisée pour la calibration sinon l'étude devient plutôt une simple étude de sensibilité du système. Une revue sur des exemples d'études de validation expérimentales des simulations DEM est présentée ci-dessous.

Les expériences de calibration des paramètres DEM comprennent des surfaces de rendement et de fracture pour les poudres faites par Pizette et al. [69], une compression uniaxiale des roches [70], des essais triaxiaux de géomatériaux et de particules de formes irrégulières (particules de graphite expansé [EG]) [71][72][73], essais de pieu conique [3][74][75], essais de rebord [75],

essais de cisaillement [76], essais de compression uniaxiale [77] et rupture de roche [72], angle de repos illustré sur la figure 1.24 [78] et des expériences de densité apparente [79], essais de déchargement dans la trémie. Les chargeurs de vis à grains ont aussi servi pour des expériences de calibration dans les applications agricoles [80].

Des essais triaxiaux, œdométriques et de cisaillement direct sont également utilisés pour identifier des paramètres ainsi que pour valider des simulations DEM [78][35][81][82][83]. Néanmoins, certaines interactions, telles que le coefficient de restitution, le coefficient de frottement, la résistance au roulement, l'amortissement plastique ou visqueux et les paramètres d'adhérence sont difficiles à mesurer en laboratoire. De nombreux articles dans la littérature soulignent l'importance d'une caractérisation suffisante des paramètres des matériaux. De plus, la calibration des paramètres du modèle numérique est généralement basée sur des expériences au laboratoire[84], ce qui augmente le pourcentage de l'erreur pour l'identification d'un modèle approprié. D'où, une sélection rigoureuse des données de calibration expérimentales et de la qualité du processus de calibration s'avère nécessaire. Plus l'identification des paramètres est correcte plus il décrit mieux le processus réel.

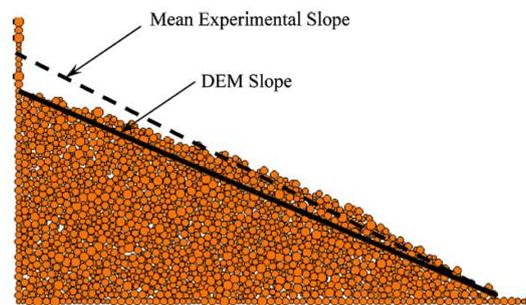


Figure 1.24 - Angle de repos [78]

1.8.2 Conception des expériences (DOE) et méthode d'optimisation

La méthode des éléments discrets est considérée comme une approche de modélisation puissante mais l'inconvénient qu'elle soit chère en raison de son coût de calcul élevé laisse réfléchir. Il peut passer de quelques heures à des mois d'attente pour la fin d'une simulation. Il est donc recommandé de faire appel à des méthodes de planification d'expériences.

La conception d'expériences (DOE) est une méthode de planification d'expériences très recommandée visant à fournir les données essentielles assurant la qualité et l'efficacité du processus, en particulier, l'analyse de plusieurs variables simultanément et efficacement. La

DOE peut déterminer les meilleures variables indépendantes possibles et la combinaison de ces dernières en étudiant la réponse à la variable dépendante.

Dans un contexte industriel, la DOE est un moyen pour sélectionner les meilleurs paramètres pour un résultat souhaité. Cette méthode est utile dans le cas des expériences traitant des systèmes physiques, les modèles de simulation déterministes et les modèles de simulations aléatoires (stochastiques). Il existe principalement trois méthodes d'analyse dans les conceptions d'expériences : la conception factorielle, l'approche de Taguchi et la méthodologie de surface de réponse. Un bref aperçu de chacun est présenté dans cette section.

- Conception factorielle

Une conception d'expérience efficace peut réduire considérablement le temps et les coûts de calculs. La DOE élabore essentiellement des méthodes de manière à permettre d'extraire le maximum d'informations pertinentes d'un minimum d'expériences.

Pour les expériences avec une seule variable indépendante, les procédures expérimentales sont plus simples, ce qui implique de modifier la variable indépendante et de surveiller la réponse dépendante. L'augmentation du nombre de variables indépendantes nécessite une augmentation de manière exponentielle du nombre d'expériences nécessaires pour l'étude des combinaisons de variables possibles.

- Approche de Taguchi

Cette approche initialement développée pour les conceptions de voitures robustes, est basée sur des incertitudes où les facteurs sont difficiles à contrôler. Taguchi (1987) recommande l'utilisation de la DOE afin d'assurer des améliorations de la qualité lors des conceptions industrielles. L'approche de Taguchi vise à réduire la variabilité de la qualité en se concentrant sur la variance de la moyenne de réponse.

- Les surfaces de réponse

Il est possible de tracer les surfaces de réponse à partir de modèles statistiques et de recherches des optimums. Les techniques de construction de la surface de réponse incluent le Kriging [29] [12], les réseaux de neurones artificiels (ANN) [20] et les fonctions de base radiales [10]. L'avantage des surfaces de réponse est qu'elles nous permettent d'expliquer les variations non linéaires dans les données par opposition à la méthode d'analyse de variance (ANOVA), qui ne permet qu'une description linéaire.

1.9 Simulations par éléments discrets utilisant des calculs Hautes Performances

La méthode des éléments discrets traite d'une manière individuelle le comportement de chaque particule, et l'exploite pour mettre en jeu les forces de contact entre particules la base de tout phénomène observé à l'échelle macroscopique. Malheureusement, le calcul DEM est coûteux et limité en raison des exigences en calcul lorsque de grandes quantités de particules sont considérées. Les limitations des simulations numériques sont principalement liées au temps de calcul et aux difficultés de la modélisation de la forme des particules. Il a été généralement choisi de partir sur une configuration simplifiée de particules sphériques.

La capacité de traitement de la CPU a limité les avancées pour les simulations pertinentes du point de vue industriel en raison de la durée importante que nécessitent les simulations réalisées sous CPU.

L'architecture de calcul est très importante pour la performance de la modélisation. Avec les développements récents en informatique, l'unité de traitement graphique (GPU) est la plus recommandée pour les calculs hautes performances, accessible à partir de divers langages de programmation présentés par NVIDIA et développé par CUDA [85][86]. La nature hautement parallélisée du GPU permet l'exécution d'un grand nombre de processus simples en parallèle car il est limité à la décomposition de domaine sur la CPU [85][87] et donc à la résolution de problèmes à grande échelle à l'aide d'approches granulaires discrètes. Il peut lancer 53284 threads par cycle en comparaison avec le processeur CPU, qui ne peut lancer le calcul que sur quelques threads (les particules sont traitées en boucle pour chaque thread) [88], ce qui crée de nouvelles opportunités pour résoudre des problèmes qui étaient auparavant trop coûteux en calculs pour être étudiés avec l'unité centrale de traitement (CPU). Les performances de la simulation de DEM avec le GPU augmentent considérablement l'espace de calcul disponible pour la DEM d'un point de vue nombre de particules et durée de calcul [89][87]. Ceci est illustré dans le tableau 1.2. Il a été démontré qu'en utilisant un GPU, il a été possible de simuler environ deux millions de particules par gigaoctet de mémoire graphique, plus de 7 millions de particules, fonctionnant sur un seul GPU ou environ 64 millions de particules, fonctionnant sur plusieurs GPU.

La parallélisation avec CUDA est une solution peu coûteuse et économe en énergie pour réaliser un calcul haute performance (HPC) pouvant atteindre le niveau d'un cluster.

Physiquement, le calcul DEM est correct mais il s'avère très coûteux de point de vue temps de calcul dépendant de la forme et du nombre des particules à modéliser.

Tableau 1-2 : Théorie des solutions parallèles CPU et GPU [85]

CPU	GPU
Intel® Xeon® Processor E7-8857 3.0 GHZ × 12 cores	NVIDIA® Tesla® K80 1.0 GHZ × 26 SM 53,284 threads
<i>Typical compute time for 10⁶ particles</i>	
Subdomains: 10 ⁶ /12 = 83 × 10 ⁵ particles per core	10 ⁶ threads are created (one per particle)
3 computations per cycle (3 GHZ)	1 computations per cycle (1GHZ)
Time for 10 ⁶ particles = $\frac{83 \times 10^5}{3} = 27,777$ s	Time for 10 ⁶ particles == $\frac{10^6}{53,284} = 18.76$ s

1.10 Effet de la forme des particules en DEM

La forme des particules est généralement choisie sphérique vue la simplicité d'interaction de contact que ce soit en 2D ou en 3D. La modélisation de la forme demande des algorithmes plus complexes et la détection des contacts devient plus compliquée. Par conséquent, le temps de simulation devient plus important. L'astuce adoptée généralement dans les simulations DEM est d'approximer la forme réelle complexe des particules en formes simplifiées adaptée aux calculs.

Il est à noter que la méthode des éléments finis (FEM) possède la capacité de simuler de manière raisonnable les aspects de défaillance et les structures géométriques complexes. Cependant, il ne tient pas compte de la nature discrète du matériau qui a une influence significative sur l'efficacité et le coût énergétique pendant les processus. Avec l'utilisation de la DEM, il est devenu plus efficace de prendre en compte la microstructure discontinue de matériaux granulaires et de fournir de manière significative des informations supplémentaires sur les problèmes de contact entre les particules difficiles à obtenir à partir d'essais en laboratoire.

1.10.1 Effet de la résistance au roulement dans la modélisation des formes irrégulières

Les interactions entre les particules sont définies sous forme de forces normales et tangentielles dépendant de la forme des particules et de l'état de surface de chaque face des particules (rugueuse, lisse, angularité). Les particules sont supposées pouvoir rouler librement sans

contraintes. La considération de l'effet de la résistance au roulement était un moyen simplifié pour la modélisation des formes irrégulières. L'introduction d'un module de résistance au roulement vient s'opposer aux rotations dont l'intensité dépend de la rotation relative entre deux grains en contact comme illustré sur la figure 1.25.

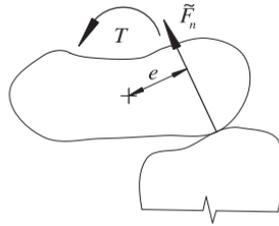


Figure 1.25 - Contact entre deux particules de formes irrégulières [90]

Des recherches ont été menées sur l'investigation de l'effet de la résistance au roulement sur la modélisation de l'effet de la forme des particules. Plusieurs modèles ont été développés pour introduire l'effet de la résistance au roulement. Dans les travaux de Zhou et al. [64], la valeur du coefficient de roulement μ_r a été calculée pour chaque distance de chevauchement imposée pour des paires de particules puis attribuée aux particules sphériques. Les simulations comparatives entre des échantillons de sphères et de regroupements de deux sphères ont montré que la résistance au roulement est capable de reproduire les effets de la forme sur la réponse au pic de la résistance au cisaillement (la force maximale) [64], la valeur au pic est d'autant plus importante avec l'augmentation de la distance de chevauchement aussi bien avec l'augmentation de la résistance au roulement. En revanche, la force résiduelle augmente avec le chevauchement entre les deux sphères, c'est-à-dire, les particules deviennent moins sphériques.

Dans le cas des particules sphériques, le module d'élasticité (module de Young) augmente avec l'augmentation de la résistance au roulement et il est plus élevé par rapport au cas des paires de particule), le coefficient de poisson diminue avec l'augmentation du chevauchement entre les agglomérations de particules.

En contrepartie, la relation n'était pas claire avec le changement de la résistance au roulement dans le cas des sphères, la dilatance et la non-coaxialité ne sont pas en concordance avec les résultats considérant l'effet de forme. Ces différences s'expliquent par la modification des dimensions des particules en créant plus d'élongation à la forme d'une particule, ce qui entraîne une augmentation de la compressibilité de l'échantillon, ce qui est difficile à se reproduire par simple changement de la résistance au frottement de roulement.

1.10.2 Techniques de modélisation de la forme

Plusieurs approches ont été développées afin de permettre une meilleure approximation de la forme des particules généralement limitée à des particules sphériques ou à des particules polyédriques formées avec des sphères ou des cylindres.

L'approche multi-sphères est une technique de modélisation utilisée dans la plupart des travaux pour des particules non convexes. Son principe consiste à reproduire la forme par agglomération de sphères. Un exemple est montré sur la figure 1.26 (a). Le point faible de cette technique c'est qu'elle ne tient pas compte de l'angularité de la particule. Pourtant la négligence de cette propriété peut avoir des conséquences critiques dans plusieurs applications[91][92]. Les surfaces planes sont approximées par tassement sphérique, ce qui peut entraîner des effets de rugosité. Malheureusement, l'énorme taux de calculs que demandent ces deux techniques a limité le nombre de particules à simuler. C'est pourquoi, les simulations à l'échelle industrielles sont restreintes à des sphères ou des agglomérations avec un minimum de sphères [92][93] et la considération de la forme est dans la plupart du temps est limitée à des petites échelles.

On peut distinguer deux types de particules, il s'agit de particules convexes et des particules non convexes. L'approche polyédrique multi-convexe se base sur le même principe de l'approche multi-sphère. Il s'agit de construire des particules polyédriques non convexes à partir de particules polyédrique convexes.

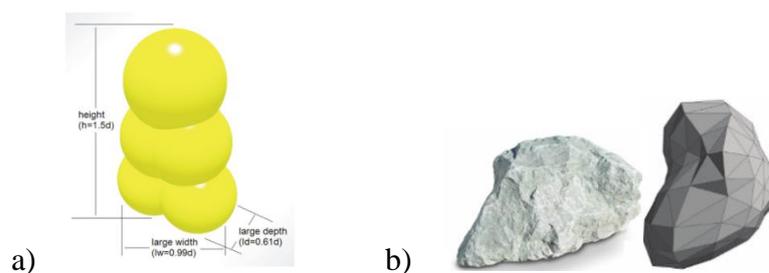


Figure 1.26 - a) Approche multi-sphère [80] , b) Approche multi-convexe [94]

1.11 Apport des simulations DEM haute Performance pour des applications du Génie civil.

L'étude bibliographique a montré que le comportement des matériaux granulaires a fait l'objet de nombreuses recherches mais peu de travaux se sont intéressés à l'optimisation des paramètres d'entrée des simulations DEM. Notre but consiste à étudier le comportement mécanique des matériaux granulaires dans des applications de calibration in-situ à l'échelle du

laboratoire et appréhender d'un point de vue modélisation discrète des particules tout en visant des problématiques industrielles. Cette approche menée dans le cadre de cette thèse a pour enjeux de:

- Etudier d'un point de vue expérimental et numérique le passage d'une échelle microscopique à une échelle macroscopique dans l'optique de faire des simulations discrètes d'applications industrielles.
- Contribuer à mieux comprendre l'influence des paramètres de la DEM sur le comportement mécanique des matériaux granulaires.
- Accentuer l'importance de la modélisation de la forme des particules généralement simplifiée à une forme sphérique dans les simulations discrètes.
- Concrétiser l'utilisation de processus de calibration virtuelle en passant par des essais classiques à l'échelle du laboratoire tels que l'essai de cisaillement direct, l'essai d'affaissement et de l'écoulement granulaire afin de définir des méthodes de calibration systématiques et robustes dans un usage industriel.

2 Matériaux, essais et méthodes DEM

2.1 Introduction

Une vaste communauté de chercheurs est spécialisée dans le développement de méthodes des éléments discrets. Ce chapitre est consacré à la compréhension et à l'utilisation du code BlazeDEM3D-GPU, outil de calculs utilisé dans cette thèse et basé sur des calculs hautes performances pour mettre l'accent sur les avantages de la simulation numérique, et l'exploiter pour développer et mieux comprendre le comportement des systèmes granulaires. Il est essentiel ainsi de rappeler les bases de la modélisation DEM et d'évaluer l'impact des paramètres micromécaniques sur la réponse macroscopique.

2.2 Démarche

Ces travaux s'inscrivent dans la lignée des travaux numériques menés à l'IMT Lille Douai dans le domaine de la simulation discrète du comportement mécanique des matériaux granulaires, en collaboration avec Dr. Nicolin Govender et l'université de Pretoria. Les expériences effectuées sont des tests standards de génie civil utilisés pour la calibration des matériaux granulaires, car ils peuvent informer sur les paramètres microscopiques utilisés dans les modèles discrets. Nous nous intéressons particulièrement à l'étude des expériences en vrac tels que l'essai d'affaissement, l'essai d'écoulement granulaire dans un silo et l'essai de cisaillement direct à la boîte de Casagrande. Les expériences ont été menées à la fois sur des matériaux sphériques et non sphériques afin de montrer l'importance de la modélisation de la forme des particules. La DEM, initialement développée pour des recherches plutôt académiques, est depuis quelques années utilisée de manière croissante pour des applications industrielles. Il s'avère donc nécessaire de pouvoir calibrer les paramètres de la simulation avec précision. Une cartographie des différentes investigations de l'étude est montrée dans la figure 2.1.

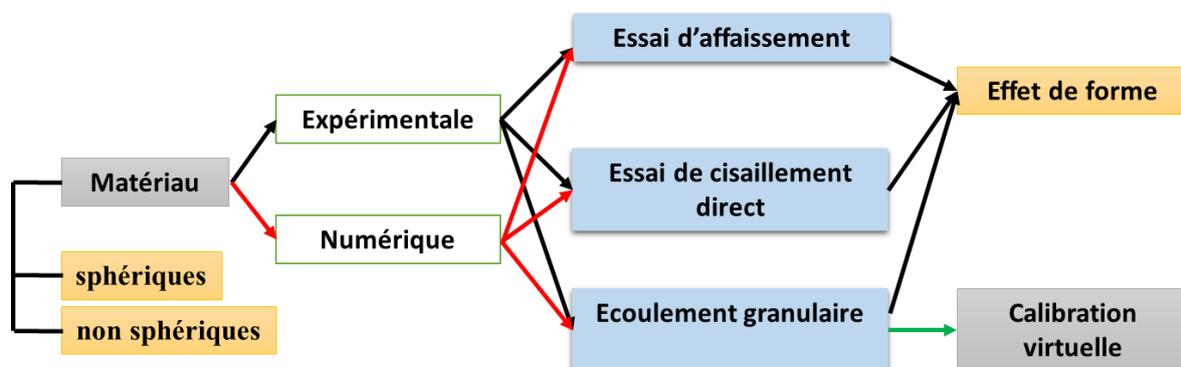


Figure 2.1 - Cartographie de la démarche à suivre

2.3 Présentation des matériaux granulaires étudiés

Le choix des matériaux vise à élaborer une comparaison systématique expérimentale et/ou numérique pour faciliter l'analyse de l'impact de chaque propriété sur la réponse macroscopique. Pour ce là, nous avons opté pour des billes de verre comme matériau modèle quasi-monodisperse. Bien que ces dernières ne puissent pas être représentatives de matériaux granulaires naturels réels, la forme sphérique est très utilisée à l'échelle du laboratoire comme modèle pour faciliter l'interprétation des résultats et la validation de simulations numériques.

Dans le cadre de cette thèse, la taille des billes est choisie entre 1 et 6 mm. Ce choix est basé sur la nature des matériaux, le type d'application et la nature des interactions à étudier. Notamment, la taille du volume de matériau testée conditionne la représentativité des essais. Cette variation de taille va permettre des comparaisons individuelles de l'effet de la taille, et de construire des échantillons polydisperses modèles dans le chapitre 5 ayant une distribution granulométrique parfaitement contrôlée.

D'après LABOMAT ESSOR/SILI le fournisseur de notre matériau, les billes de verres sont composées principalement de Quartz, ayant une densité de 2500 kg/m^3 et un module de Young de 65 GPa. De petites imperfections de l'ordre de $\pm 0.2 \text{ mm}$ sont également signalées. Pour chaque essai, les billes sont remplacées par des billes neuves afin d'éviter toute usure pouvant fausser le résultat mécanique. En outre, afin d'accentuer l'effet de la forme des particules en particulier les effets de l'angularité sur le comportement mécanique, nous avons choisi un sable concassé ayant une densité de 2700 kg/m^3 .

Pour identifier la répartition des grains dans les échantillons de sable concassé en fonction de leurs diamètres, nous avons effectué une analyse granulométrique. Pour cela nous avons préalablement disposé une quantité de matériau à l'étuve pendant 24h afin d'obtenir un matériau parfaitement sec. Le classement des grains est obtenu par vibration de la colonne de tamis et la quantité de matériau à utiliser est déterminée selon la norme granulométrique NF EN ISO 17892-4. Nous avons ensuite sélectionné trois fractions de sable pour des comparaisons ultérieures avec des billes de verre de diamètre équivalent comme présenté dans la figure 2.2 et le tableau 2.1.



Figure 2.2 - Photo des matériaux utilisés dans cette étude (B* Bille de verre, S* Sable concassé, C*Comprimé pharmaceutique)

Tableau 2-1 : Répartition granulométrique des matériaux utilisés

Matériaux	Notation	Diamètre (mm)				Fraction granulaire d/D (mm)		
		1	2	4	6	(1,6/2)	(3,15/4)	(5/6,3)
Billes de verre	B1	100%	-	-	-	-	-	-
	B2	-	100%	-	-	-	-	-
	B4	-	-	100%	-	-	-	-
	B6	-	-	-	100%	-	-	-
Sable concassé	S2	-	-	-	-	100%	-	-
	S4	-	-	-	-	-	100%	-
	S6	-	-	-	-	-	-	100%

Nous avons également utilisé des comprimés envoyés par le centre de recherche de l'ingénierie pharmaceutique GmbH, Graz, Autriche, noté C4, dont les paramètres géométriques sont présentés dans le tableau 2.2.

Tableau 2-2 : Paramètres géométriques des comprimés [9]

Paramètres géométriques	Valeurs
Diamètre (m)	$11 \cdot 10^{-3}$
Epaisseur totale (m)	$6,75 \cdot 10^{-3}$
Epaisseur de bande (m)	$4 \cdot 10^{-3}$
Rayon de courbure (m)	$11,5 \cdot 10^{-3}$
Volume (m ³)	$511 \cdot 10^{-9}$
Masse (kg)	$490 \cdot 10^{-6}$
Moment d'inertie (I_{xx}, I_{yy})	$4,63 \cdot 10^{-9}$
Moment d'inertie (I_{xx})	$6,77 \cdot 10^{-9}$

2.4 Présentation du code de calcul BlazeDEM3D-GPU

Comme illustrée dans les figures 2.3 et 2.4, les statistiques montrent que le nombre des particules dans les publications à travers les années n'a pas évolué, ce qui est relatif à la stagnation de l'évolution de la vitesse de traitement pour les processeurs.

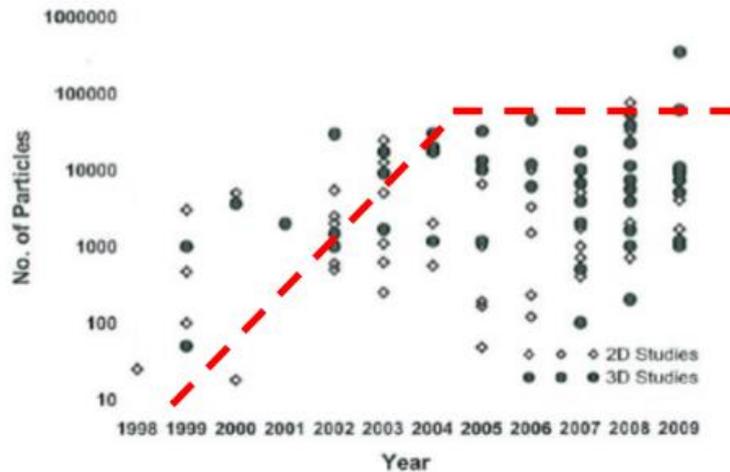


Figure 2.3 - Nombre de particule par année [95]

Ceci indique que pour améliorer la puissance de calcul de la DEM, l'utilisation des calculs Hautes Performances pourrait permettre d'améliorer les capacités de la simulation. Dans le cadre de ce travail, nous avons utilisé le code de calcul BlazeDEM3D-GPU initialement développé par Nicolin Govender (2015) [8] à l'Université de Pretoria et «Council for Scientific and Industrial Research», puis développé dans le cadre d'une collaboration internationale entre l'IMT Lille Douai, l'Université de Surrey, l'Université de Tsinghua et l'Université de Pretoria, ainsi qu'utilisé dans d'autres universités.

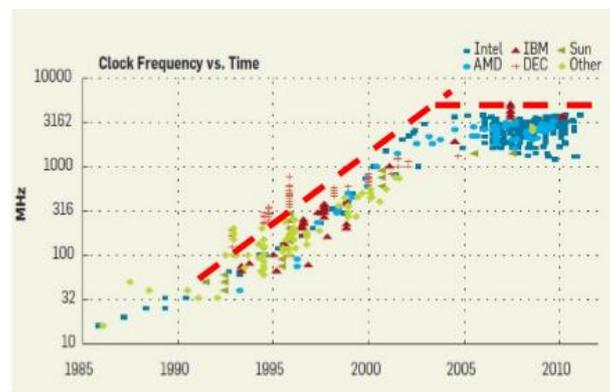


Figure 2.4 - Evolution de la fréquence des processeurs par année [94]

La portabilité de BlazeDEM3D-GPU est assurée par la source du code et deux plates-formes informatiques (NVIDIA CUDA et Python), accessibles sur Windows, MacOS et Linux [96].

Le référentiel git du code est disponible sur <https://github.com/ElsevierSoftwareX/SOFTX-D-15-00085>). La figure 2.5 représente l'environnement informatique du code.

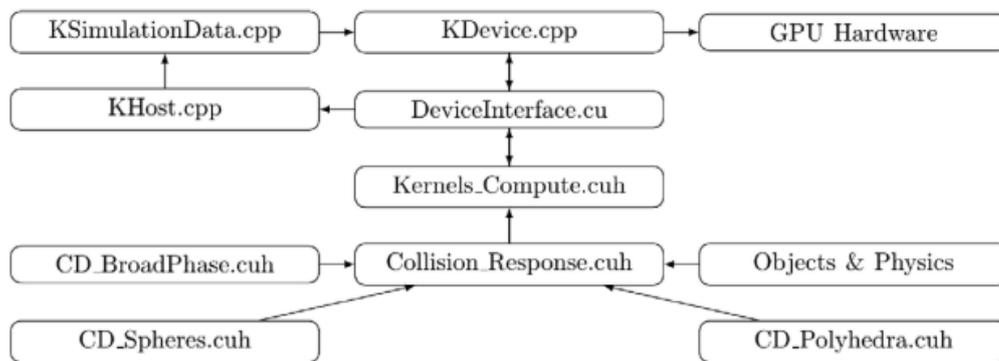


Figure 2.5 - Cadre du développement de BlazeDEM3D-GPU [96]

BlazeDEM3D-GPU permet de réaliser les calculs DEM couteux en temps de calcul sur des cartes graphiques GPU dont un exemple est représenté sur la figure 2.6. Son principe est de développer un parallélisme au niveau d'une particule en ciblant un thread par particule.



Figure 2.6 - Exemple de carte graphique GPU

L'utilisation des approches GPU permet d'augmenter considérablement les capacités des calculs (augmenter le nombre des particules et réduire le temps de calcul) et d'ouvrir de nouvelles voies de la DEM pour des applications à grande échelle. Une étude comparative présentée dans le tableau 2.3 montre l'efficacité et la performance de ce code pour le modèle ressort-amortisseur classique.

L'avantage de ce code est qu'il permet de modéliser des dizaines de millions de particules sphériques et des millions de particules polyédriques dans un temps réaliste sur un ordinateur de bureau à l'aide d'un seul GPU tout en gardant la pertinence des grandeurs physiques lors du processus de conception. La forme polyédrique de la particule est gérée par un module de calcul Python. Ce dernier détermine le tenseur d'inertie et le centre de masse de la particule.

Les différentes phases et trajectoires d'une particule sont simulées conformément aux lois physiques et sont bien adaptées aux implémentations parallèles. En plus, compte tenu du taux

important de l'énergie consommée par les processeurs, l'utilisation des cartes graphiques GPU se distingue par son avantage aussi bien économique qu'environnemental.

Tableau 2-3 : Comparaison de BlazeDEM3D-GPU avec d'autres codes de calculs [97]

Author	Shape	Physics fidelity	N particles	C number
Harida et al.	Clumped	Low	1.64×10^4	0.66×10^6
Longmore et al.	Clumped	High	2.56×10^5	1.49×10^6
Radake et al.	*Sphere	High	20×10^6	20×10^6
Nvidia SDK (2014)	*Sphere	Low	2.5×10^5	125×10^6
BLAZE-DEM	*Sphere	High	60×10^6	100×10^6
Note: No published GPU/CPU parallel polyhedra codes				Compute time ($N = 5 \times 10^5$)
BLOCKS	Poly ^{cpu}	Highest	5×10^3	186 days
iDEM	Poly ^{cpu}	Low	5×10^5	2.8 days
BLAZE-DEM	Poly ^{gpu}	High	32×10^6	32 min

2.5 Application du code BlazeDEM3D-GPU

2.5.1 Echelle des essais au laboratoire

Dans le cadre de la coopération entre IMT Lille Douai et l'Université de Pretoria, des simulations DEM utilisant le code BlazeDEM3D-GPU ont été appliquées avec succès pour étudier des comportements d'écoulement sur des cas classiques en les comparant à des expériences au laboratoire, citant par exemple le broyage [98] et l'écoulement en trémie [8]. Dans le cadre de ce travail, il s'agit de continuer la démarche initiée à l'IMT Lille Douai en poursuivant le développement du modèle numérique, mais également l'utilisation de ce code pour l'étude de l'influence des paramètres de DEM sur la réponse macroscopique du modèle. Une comparaison avec les résultats expérimentaux est faite pour la validation de nos résultats numériques.

2.5.2 Grande échelle « large scale »

Au niveau des calculs sous GPU, Govender et al. [85][99][99][99][100] ont simulé des processus industriels comprenant des simulations de broyeur à boulets et des décharges de trémie. Pizette et al. [61] a également utilisé cet outil numérique pour étudier les mécanismes de décharge de silos de stockage d'un centre à bétons comme illustré sur la figure 2.7 en mettant l'accent sur l'influence des formes des trémies.

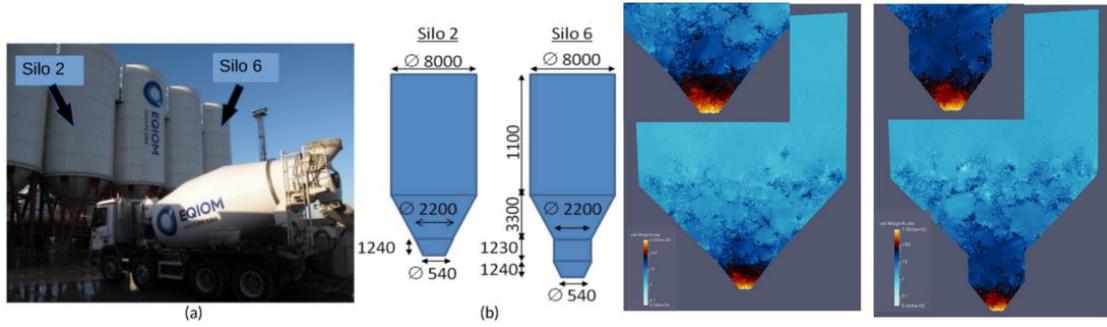


Figure 2.7 - Modélisation à l'échelle industrielle [61]

Les simulations DEM sous GPU montrent un fort potentiel. Cependant, l'efficacité du modèle discret et son application dans un environnement industriel dépend de la manière à calibrer les modèles pour des concrets.

Cette question sera abordée en particulier dans le chapitre 6 de cette thèse, où une méthode de calibration est proposée afin de vérifier la prédictibilité des modèles de DEM pour des applications à l'échelle du laboratoire et pour des applications futures à l'échelle industrielle.

2.6 Lois de contact utilisés pour particules sphériques

2.6.1 Modèle ressort amortisseur

Le modèle ressort amortisseur est un modèle de contact viscoélastique décrivant la composante normale et tangentielle de la force de contact, qui permet l'analyse de certaines interactions entre particules et entre particules et paroi [101][87][102][103]. Ce modèle utilise la notion de pas de temps permettant aux particules de rester en contact pendant un certain temps. Les forces de contact sont calculées en fonction de la déformation des particules. Les équations du modèle sont résumées ci-dessous.

Considérons v_1 et v_2 les vitesses initiales de deux particules 1 et 2 avant collision, et v'_1 et v'_2 les vitesses après collisions. Les forces agissant sur les deux particules lors de la collision sont données par $\vec{f}_1^n = f_{12}^n \vec{n}_{12}$, et $\vec{f}_2 = -\vec{f}_1$ tel que:

$$f_{12}^n = k_n \delta_{12}^n + c_n v_{12}^n \quad (2.1)$$

où k_n est le coefficient de rigidité, c_n est le coefficient d'amortissement, δ_{12}^n est la distance de chevauchement et v_{12} est la vitesse relative de contact entre les deux particules 1 et 2.

On note que :

$$\frac{d}{dt} v_{12}^n = - \left(\frac{\vec{f}_1}{m_1} - \frac{\vec{f}_2}{m_2} \right) \cdot \vec{n}_{12} = - \frac{f_{12}^n}{m_{12}^{eff}}, \quad (2.2)$$

avec $m_{12}^{eff} = \frac{m_1 m_2}{m_1 + m_2}$ est la masse effective des particules 1 et 2 de masse m_1 et m_2 respectivement.

Nous rappelons que les deux particules 1 et 2 de rayon a_1 et a_2 respectivement, sont en contact si le chevauchement δ_{12}^n est égal :

$$\delta_{12}^n = \max(0, a_1 + a_2 - |\vec{r}_{12}|). \quad (2.3)$$

avec \vec{r}_{12} est le vecteur de la distance relative entre les deux particules .d'où,

$$\frac{d^2}{dt^2} \delta_{12}^n = \frac{d^2}{dt^2} (a_1 + a_2 - |\vec{r}_{12}|) = \frac{d}{dt} v_{12}^n = - \frac{f_{12}^n}{m_{12}^{eff}}. \quad (2.4)$$

Dans le reste de la démonstration, la notation point désigne la dérivée par rapport au temps. On note :

$$f_{12}^n = -m_{12}^{eff} \ddot{\delta}_{12}^n \quad (2.5)$$

$$\text{et } v_{12}^n = \dot{\delta}_{12}^n, \quad (2.6)$$

On vient remplacer les équations (2.4) et (2.5) dans (1) dans la direction normale.

$$-m_{12}^{eff} \ddot{\delta}_{12}^n = k_n \delta_{12}^n + c_n \dot{\delta}_{12}^n$$

$$\ddot{\delta}_{12}^n + \frac{c_n}{m_{12}^{eff}} \dot{\delta}_{12}^n + \frac{k_n}{m_{12}^{eff}} \delta_{12}^n = 0$$

On obtient l'équation différentielle de l'oscillateur harmonique amorti:

$$\ddot{\delta}_{12}^n + 2\eta \dot{\delta}_{12}^n + \omega_0^2 \delta_{12}^n = 0 \quad (2.7)$$

tels que $\omega_0 = \sqrt{k_n/m_{12}^{eff}}$ définit la fréquence d'oscillation élastique et $\eta = c_n/2m_{12}^{eff}$ est la viscosité.

La solution de l'équation (7) donne :

$$\delta_{12}^n(t) = \left(\frac{v_0}{\omega} \right) \exp(-\eta t) \sin(\omega t), \quad 0 \leq t \leq t_c \quad (2.8)$$

avec $\omega = \sqrt{\omega_0^2 - \eta^2}$ est la fréquence de l'oscillation amortie.

La vitesse peut donc s'écrire :

$$\dot{\delta}_{12}^n(t) = \left(\frac{v_0}{\omega}\right) \exp(-\eta t) [-\eta \sin(\omega t) + \omega \cos(\omega t)]. \quad (2.9)$$

On sait que la vitesse relative $\dot{\delta}(t_c)$ est toujours inférieure ou égale à la vitesse initiale $\dot{\delta}(0)$. Le temps de contact est donné par la moitié de la période d'oscillation [101].

D'après Shäfer et al., 1997 [102] et Navarro et al., 2013 [103], une résolution analytique du modèle lorsque $\delta_{12}^n(0) = 0$ et $\dot{\delta}_{12}^n(0) = v_0$ en condition initiale, permet de déterminer le coefficient de restitution normal COR et le temps de contact $t = t_c$. Par conséquent, en considérant $\delta_{12}^n(t_c) = 0$ et $\dot{\delta}_{12}^n(t_c) = -COR v_0$, on aura :

$$\begin{aligned} \delta_{12}^n(t_c) &= \left(\frac{v_0}{\omega}\right) \exp(-\eta t_c) \sin(\omega t_c) = 0 \rightarrow \sin(\omega t_c) = 0 \rightarrow \omega t_c = \pi \\ \Rightarrow t_c &= \frac{\pi}{\omega} = \frac{\pi}{\sqrt{\omega_0^2 - \eta^2}} = \frac{\pi}{\sqrt{\frac{k_n}{m_{12}^{eff}} - \left(\frac{c_n}{2m_{12}^{eff}}\right)^2}} \\ \Rightarrow t_c &= \pi \left(\frac{k_n}{m_{12}^{eff}} - \frac{c_n^2}{4m_{12}^{eff2}}\right)^{-\frac{1}{2}} \end{aligned} \quad (2.10)$$

et le coefficient de restitution COR est déterminé [101]:

$$\begin{aligned} \Rightarrow COR &= -\frac{v_{12}^n(t_c)}{v_{12}^n(0)} = \exp(-\eta t_c) \\ \Rightarrow COR &= \exp\left(-\frac{c_n}{2m_{eff}} t_c\right) \end{aligned} \quad (2.11)$$

A partir des équation de t_c et de COR , il suffit de résoudre les équations pour trouver les valeurs des paramètres du modèle k_n et c_n [103], on obtient:

$$\Rightarrow k_n = \frac{m_{eff}}{t_{c,n}^2} (\ln^2 COR + \pi^2) \quad (2.12)$$

$$\Rightarrow c_n = -\frac{2 \ln(COR) \sqrt{k_n m_{eff}}}{\sqrt{\ln(COR)^2 + \pi^2}} \quad (2.13)$$

Force tangentielle La force de contact tangentielle de magnitude peut être écrite comme suit:

$$\mathbf{F}_t = -\min \left[\mu \|F_n\|, k_t \int_{t_{c,0}}^t \|V_t\| dt - c_t \|V_t\| \right] \quad (2.14)$$

où k_t et c_t sont respectivement les coefficients de rigidité et d'amortissement tangentiels, tandis que V_t est la vitesse tangentielle relative et μ est le coefficient de frottement. Le terme force liée à la rigidité (intégrale de vitesse) stocke l'énergie de déformation élastique lors de la

déformation tangentielle, tandis que la force liée à la vitesse entraîne la dissipation d'énergie lors du contact tangential. L'amplitude de la force tangentielle est limitée par $\mu \|F_n\|$ où les particules commencent à glisser les unes sur les autres.

Cependant, en raison du tri des données sur le GPU, le maintien de l'historique des contacts pendant la durée de la collision entraîne une baisse des performances. Ainsi, les codes GPU utilisent actuellement un modèle tangential indépendant de l'historique qui ignore la déformation tangentielle élastique dans la direction tangentielle pendant le contact et ne tient compte que de la dissipation d'énergie. Par conséquent, le modèle de friction GPU est simplifié pour:

$$\mathbf{F}_t = - \min \left[\mu \|F_n\|, \frac{\min [\min [\|V_{1t}\|, \|V_{2t}\|, \mu \|V_t\|] m_{eff}]}{\Delta t} \right], \quad (2.15)$$

où V_{1t} et V_{2t} sont les vitesses tangentielles des particules 1 et 2. Ce modèle a été vérifié adéquat pour correspondre aux expériences pour des simulations où les particules sont constamment en mouvement. La figure 2.8 présente un schéma représentant le contact entre deux particules dans un modèle ressort amortisseur.

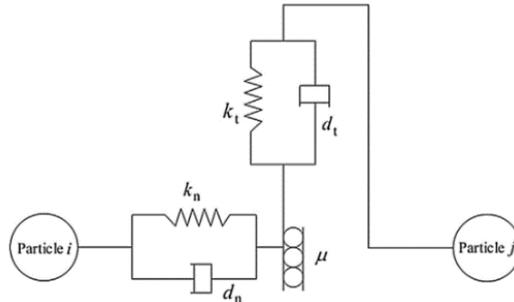


Figure 2.8 - Schématisation du contact modèle ressort amortisseur [104]

2.6.2 Modèle de résistance au roulement

La résistance au roulement désigne un couple de forces qui résiste au mouvement de rotation relatif appliqué à deux particules en contact [71][105][64][63]. Le modèle est également recommandé pour simplifier la modélisation de la forme des particules. Le calcul du couple est donné par:

$$\mathbf{T}_{ij}^{roll} = -\mu_r R_{ij} |F_{n,ij}| \frac{\bar{\Omega}_{rel}}{|\Omega_{rel}|}, \quad (2.16)$$

où μ_r est le coefficient de résistance au roulement, R_{ij} est le rayon effectif, $|\mathbf{F}_{n,ij}|$ est la grandeur de la force de contact normale et $\vec{\Omega}_{rel} = \vec{W}_i - \vec{W}_j$ est la vitesse angulaire relative entre les particules i et j .

2.7 Modélisation DEM des particules non sphériques

2.7.1 Enjeux de la DEM pour la modélisation de la forme

Peu d'études ont pris en compte la forme de la particule dans les simulations discrètes en 3D [106]. En effet, les formes de DEM sont généralement limitées à des particules bidimensionnelles ou sphériques [107]. Cependant, les matériaux granulaires sont généralement caractérisés dans la nature et les applications industrielles, par une forme de particule irrégulière et complexe. La forme est l'un des facteurs les plus importants qui affectent les propriétés géométriques et le comportement au cisaillement des matériaux granulaires [108][8]. Par conséquent, la modélisation efficace de la forme des particules constitue un enjeu majeur pour la communauté DEM.

2.7.2 Typologie de contacts entre polyèdres

Contrairement au contact ponctuel entre deux particules sphériques, plusieurs situations peuvent avoir lieu lors du contact entre deux polyèdres. Govender et al. [65] ont implémenté un modèle pour le cas de contacts entre deux polyèdres. La première phase de calculs estime rapidement les particules susceptibles d'être en contact. Une fois identifiées, les forces de contact entre particules sont ainsi calculées.

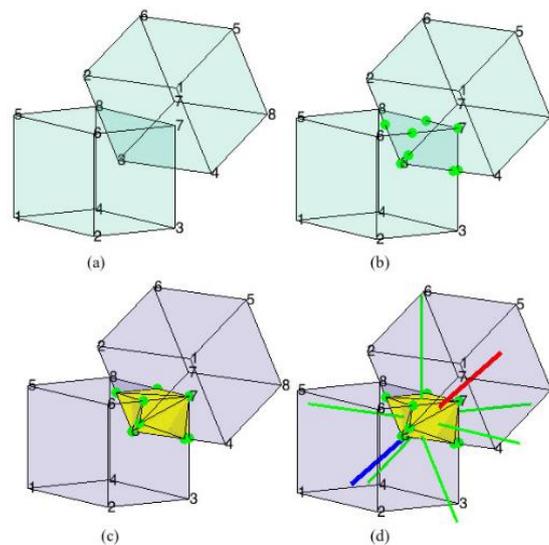


Figure 2.9 - Illustration de contact entre particule [65]

2.7.3 Modèles ressort amortisseur pour les particules polyédriques

Le contact entre arrête-face ou bien entre arrête-arrête peut être calculé à partir de l'estimation de la distance de d'interpénétration. Or, dans le cas de chevauchement entre deux particules polyédriques, les méthodes de résolution sont basées sur le volume de chevauchement qui tient compte des forces de réaction lors du contact [98].

Force normale La force de contact normale s'écrit:

$$F_n = (k_n \Delta V) \vec{n} - c_n (V_R \cdot \vec{n}) \vec{n}, \quad (2.17)$$

où k_n et c_n sont respectivement le coefficient de rigidité et le coefficient d'amortissement qui s'écrivent respectivement comme dans les équations (2.12) et (2.13), V_R est la vitesse relative entre les particules en contact, $m_{\text{eff}} = (\frac{1}{m_1} + \frac{1}{m_2})^{-1}$ est la masse effective de particules, \vec{n} est la direction normale dans laquelle la force agit et ΔV est le volume de contact entre particules [98].

Le ΔV est calculé à partir du théorème de divergence qui permet de transformer l'intégrale de volume d'un objet avec le volume V en l'intégrale de surface autour de la surface limite $s(V)$ du volume avec la normale pointant vers l'extérieur, tel que :

$$\oint (\nabla \cdot F) V = \oint s(V) F \cdot S, \quad (2.18)$$

Si le champ vectoriel $F(x_1, x_2, x_3)$ a une divergence de 1, c'est-à-dire $\nabla \cdot F = 1$, le volume s'écrit :

$$\oint s(V) F \cdot S = \iiint V = V. \quad (2.19)$$

Le contact tangentiel entre les particules est résolu en utilisant un modèle Stick-Slip où la force tangentielle est couplée à la force normale par la loi de Coulomb.

Force tangentielle La force de contact tangentielle s'écrit:

$$F_t = (-k_t (V_T dt + L) - c_t V_T), \quad (2.20)$$

Avec k_t la rigidité du ressort tangentiel dont la valeur généralement est estimée à au moins la moitié de la rigidité normale k_n , V_T est la vitesse tangentielle relative, c_t est le coefficient d'amortissement tangentiel et L est le déplacement tangentiel du ressort par rapport à sa position d'équilibre, il s'écrit :

$$L = \int_{t_{Cstart}}^{t_{Cend}} V_T dt, \quad (2.21)$$

Les forces supplémentaires incluent la force d'amortissement visqueux qui dépend de la vitesse relative et la rotation entre les particules ainsi que les forces de frottement complètent les forces de contact sur la particule.

2.8 Conclusion

Le code BlazeDEM3D-GPU est un outil de calcul puissant dans le sens qu'il offre de nouvelles pistes de recherche pour la considération d'un grand nombre de particules et la modélisation de la forme des particules lors de la prédiction du comportement globale des matériaux granulaire. Sa capacité de lancer un grand nombre de simulations au même temps a permis de réfléchir sur des méthodes de calibration plus élaborées. A cet égard, les prochains chapitres sont des applications directes de BlazeDEM3D-GPU visant à mettre l'accent sur les avantages et les inconvénients de la calibration in-situ à l'échelle du laboratoire dans la sélection des paramètres d'entrée DEM et proposer par conséquent une approche plus robuste pour des futures applications à l'échelle industrielles.

3 Etude expérimentale et numérique de l'essai d'affaissement

3.1 Introduction

Des expériences classiques au laboratoire sont généralement utilisées pour la calibration de matériau en vrac. Parmi eux, la mesure de l'angle de repos est très commune dans différentes applications tels que les murs de soutènement, les avalanches, les essais d'affaissement du béton [109], etc. Le but de ce chapitre est de développer un essai d'affaissement afin d'une part, identifier les paramètres impliqués dans la réponse macroscopique, et d'autre part, mettre en évidence les capacités du code de calcul BlazeDEM3D-GPU en terme de reproductibilité de l'essai. Tout d'abord, une étude expérimentale sur l'influence du diamètre du cylindre, de la rugosité de la surface plane de l'écoulement et de la vitesse de levage a été menée. Ensuite, des simulations numériques de la même configuration de l'essai ont été réalisées et comparées avec les résultats du laboratoire. Cette étude permet non seulement de mettre l'accent sur l'importance du choix des paramètres du modèle et sur la mesure de précision du code de calcul, mais aussi de souligner l'importance de l'implication de la forme des particules dans les simulations DEM.

3.2 Dispositif expérimental

L'essai d'affaissement peut être considéré comme une première étape idéalisée et simplifiée vers le problème de déchargement d'un matériau granulaire [58][110]. Afin de reproduire un essai d'affaissement contrôlé, un essai a été développé afin de lever un cylindre creux posé sur une surface horizontale plane, rempli de granulats à une vitesse constante.

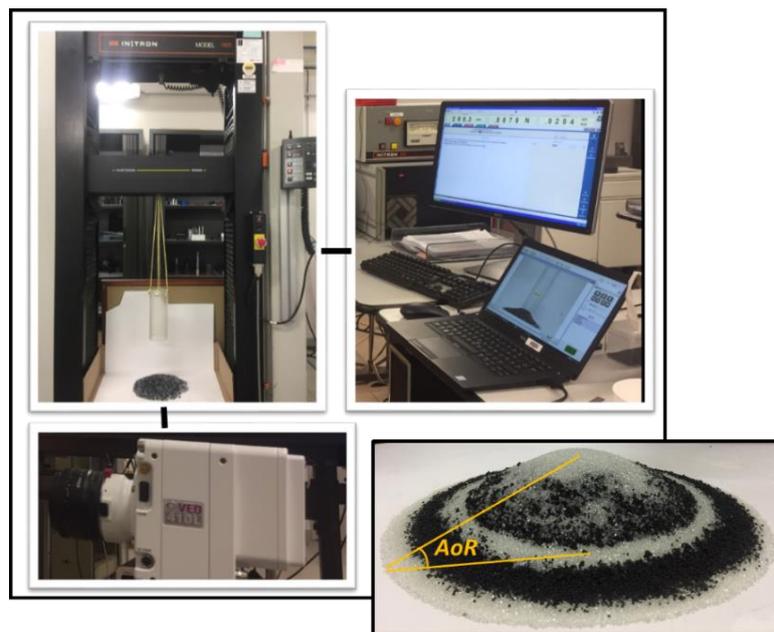


Figure 3.1 - Dispositif expérimental pour la mesure de l'angle de repos

Le processus est filmé avec une caméra haute vitesse permettant de suivre précisément l'évolution de l'écoulement granulaire. La disposition expérimentale est montrée dans la figure 3.1 ainsi que la mesure des angles de repos après essais. Plusieurs paramètres ont été étudiés comme le diamètre du cylindre, la vitesse de levage ainsi que la rugosité du plan horizontale.

3.3 Effet du diamètre de cylindre

Sous une même vitesse de levage de 1 mm/s, nous avons réalisé les expériences sur une masse de 750g des billes de verre de 1 mm, puis, nous avons filmé la formation des tas en utilisant une caméra haute vitesse. Nous avons choisi trois cylindres de diamètres D_1 , D_2 et D_3 ayant comme valeurs respectives 60, 70 et 100 mm. AoR_i et AoR_e sont respectivement les angles de repos inférieur et extérieur.

Les images ont montré trois tas de billes dont les valeurs de l'angle de repos sont pratiquement les mêmes comme le montre le tableau 3.1 et la figure 3.2. Ce résultat coïncide avec celui de Roessler et al. [111] qui ont démontré que l'effet de changement de la dimension du cylindre est négligeable.

Tableau 3-1 : Détermination de l'angle de repos pour différentes dimensions de cylindre

Angle de repos	D_1	D_2	D_3
$AoR_i(^{\circ})$	17,152	19,470	21,801
$AoR_e(^{\circ})$	26,973	26,215	24,031
$AoR_f(^{\circ})$	22,062	22,8423	22,916

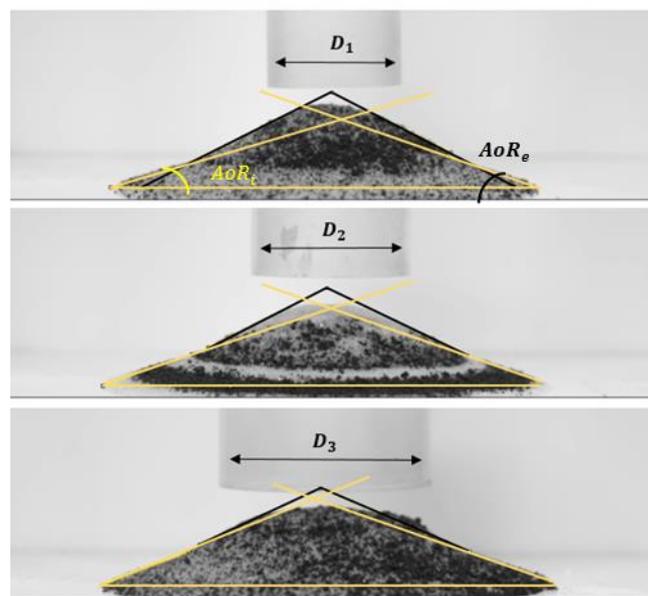


Figure 3.2- Angles de repos pour trois diamètres du cylindre

3.4 Influence de la vitesse de levage

3.4.1 Effet de la vitesse de levage pour des particules sphériques

Nous avons procédé ensuite à l'étude de l'effet de la vitesse de levage du cylindre pour des billes de verres de diamètres 2 et 4 mm. Le plan de surface est choisi rugueux afin de limiter la propagation des billes. Les valeurs de l'angle de repos AoR pour chaque test sont calculées moyennant les pentes créées par les deux courbures du tas supérieur et inférieur.

D'après la figure 3.3, l'effet de la variation de la vitesse de levage est peu significatif pour les deux tailles des billes utilisées. L'augmentation de cette dernière entraîne une légère variation de la valeur de l'angle de repos [111].

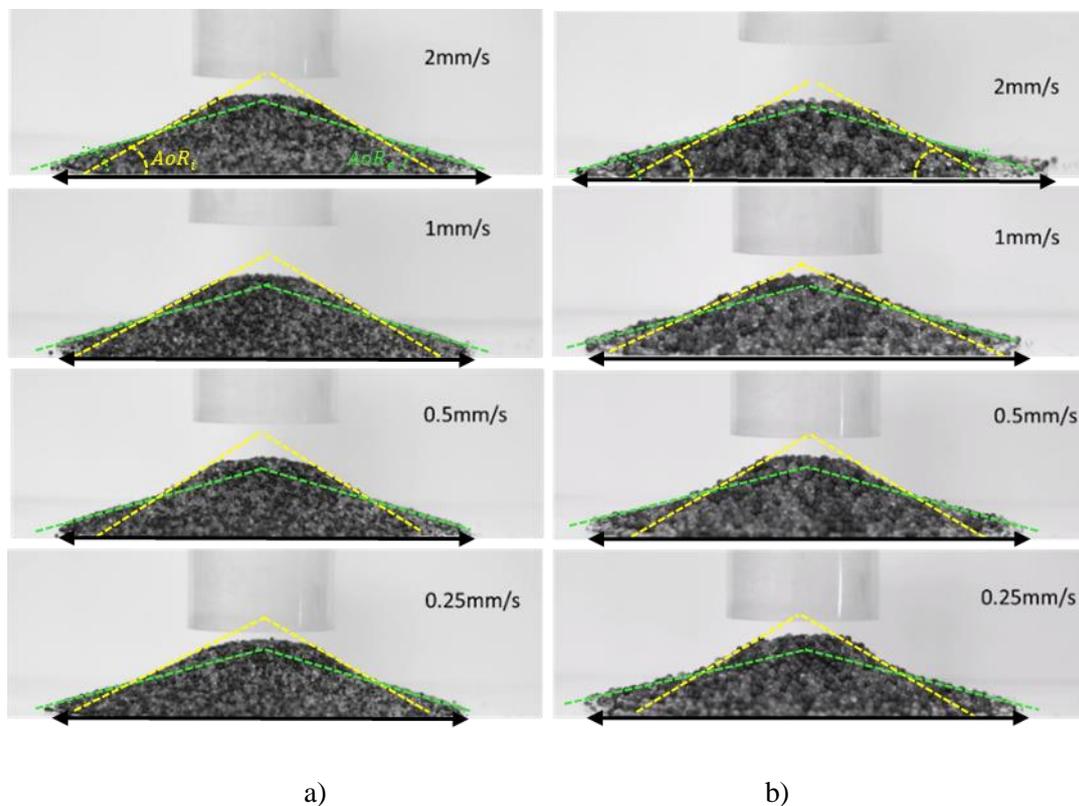


Figure 3.3 - Evolution des tas de billes pour différentes vitesses de levage pour a) B2 et b) B4

D'un point de vue qualitatif, l'augmentation de la vitesse de levage semble conserver la même allure générale de l'angle de repos. Cependant, d'un point de vue quantitatif, des changements se sont affichés au niveau de la largeur de l'étalement du tas et les courbures supérieur et inférieur.

Pour les billes de verres de 4 mm, l'écoulement paraît continue quelle que soit la valeur de la vitesse de levage. Contrairement à cela, l'utilisation d'une vitesse de levage très lente entraîne

un régime d'écoulement quasi statique. Les mesures des angles de repos sont présentés dans l'annexe A. Cependant, il était difficile conclure sur la nature de la variation de l'angle de repos pour les billes de verre par rapport à la vitesse de levage.

3.4.2 Effet de la vitesse de levage pour des particules non sphériques

Nous avons décidé d'explorer également l'effet de la vitesse de levage dans le cas de particules non sphériques à savoir du sable concassé et les comprimés. Les résultats ont montré que l'effet de la variation de la vitesse de levage était très significatif. L'augmentation de cette dernière entraîne plus d'agitation dans le système granulaire et donc une diminution de la valeur de l'angle de repos [111], comme le montre la figure 3.4 à travers la comparaison de la pente initiale en jaune pour une vitesse constante de 2 mm/s par rapport aux nouvelles pentes en rouge pour chaque vitesse inférieure de 1; 0,5 et 0,25 mm/s.

Le cylindre est alors considéré comme un obstacle artificielle à l'écoulement en vrac. L'écoulement du sable est discontinu aux interactions sable-parois qui sont de plus en plus accentués avec la diminution de la vitesse de levage. Cette discontinuité est aussi visible mais moins importante dans le cas des comprimés qui sont plus capable à rouler.

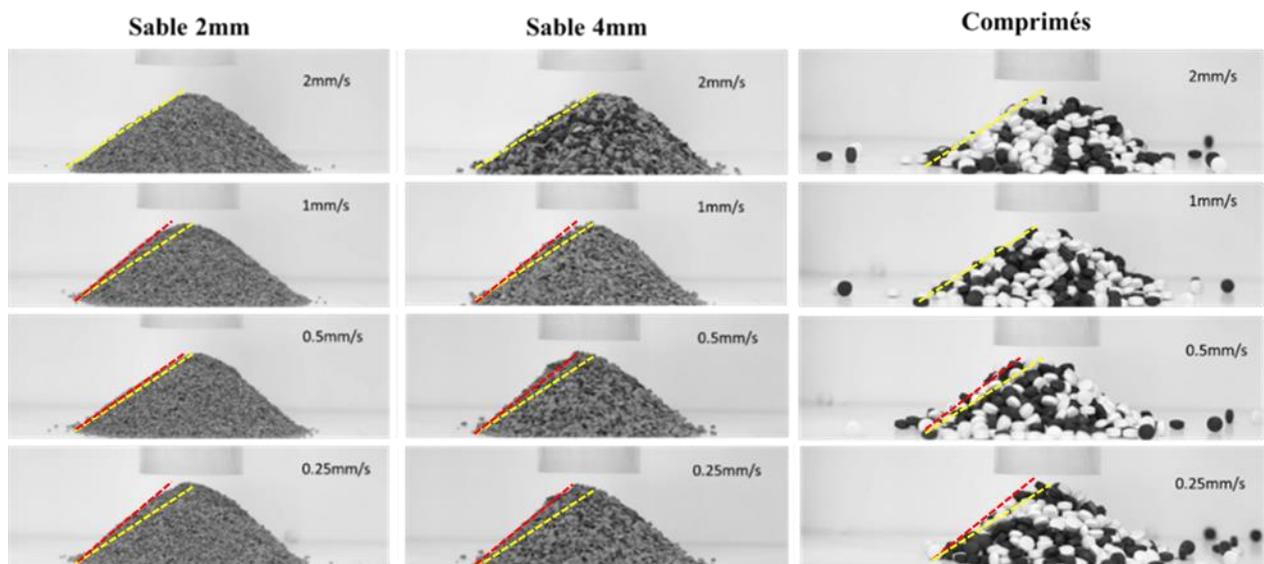


Figure 3.4 - Angle de repos pour différentes vitesses de levage

3.5 Influence de la rugosité de surface

Trois feuilles de papiers adhésifs de rugosité croissante : $R1 < R2 < R3$ ont été utilisées pour étudier l'influence de l'état de surface plane sur la réponse des billes de verre B4, les comprimés

pharmaceutiques C4 et du sable concassé S4. La vitesse de levage a été fixée à 1 mm/s. Les valeurs mesurées sont présentées dans le tableau 3.2.

Comme illustré sur la figure 3.5, l'influence de la rugosité de la surface paraît négligeable dans le cas du sable concassé, contrairement aux billes de verre. En revanche, le tas des comprimés présente un angle de repos qui est de plus en plus élevé avec l'augmentation de la rugosité du plan. En effet, une rugosité élevée augmente la résistance au roulement des particules, ainsi que les frottements entre grain et paroi.

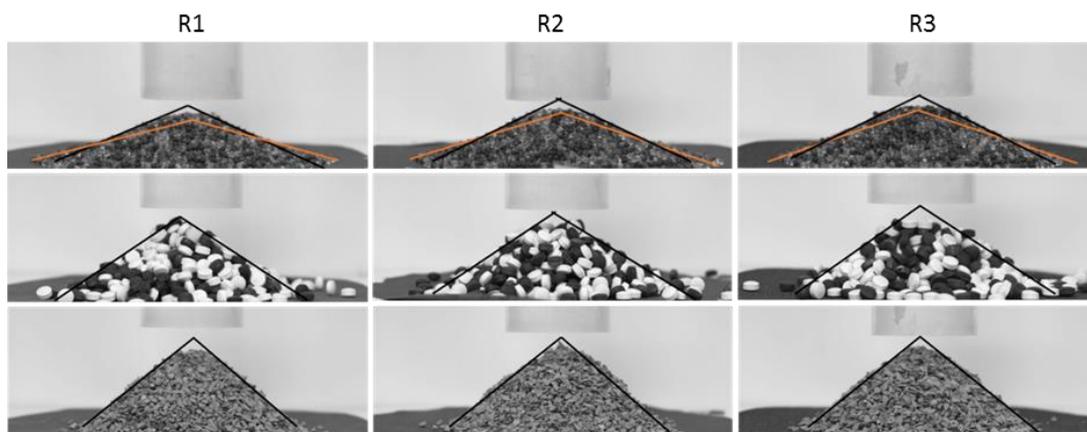


Figure 3.5 - Tas de matériaux pour une surface de projection de rugosité R2, R3 et R4

Tableau 3-2 : Angle de repos pour B4, C4 et S4 pour trois rugosité R1, R2 et R3

Angle de repos	R1	R2	R3
AoR_{B4} (°)	18,607	22,045	23,043
AoR_{C4} (°)	33,495	34,114	35,929
AoR_{S4} (°)	39,536	39,094	39,908

3.6 Modélisation numérique de l'essai d'affaissement

3.6.1 Configuration du modèle numérique

Dans le but de réaliser une comparaison expérimentale numérique, nous avons suivi une méthode de calibration en vrac. Nous avons modélisé trois diamètres de sphères monodisperses. La valeur du coefficient de roulement a été fixé à 0.01 et le coefficient de frottement a été varié jusqu'à avoir une concordance avec les résultats expérimentaux. Les étapes de modélisation du processus sont présentées dans la figure 3.6.

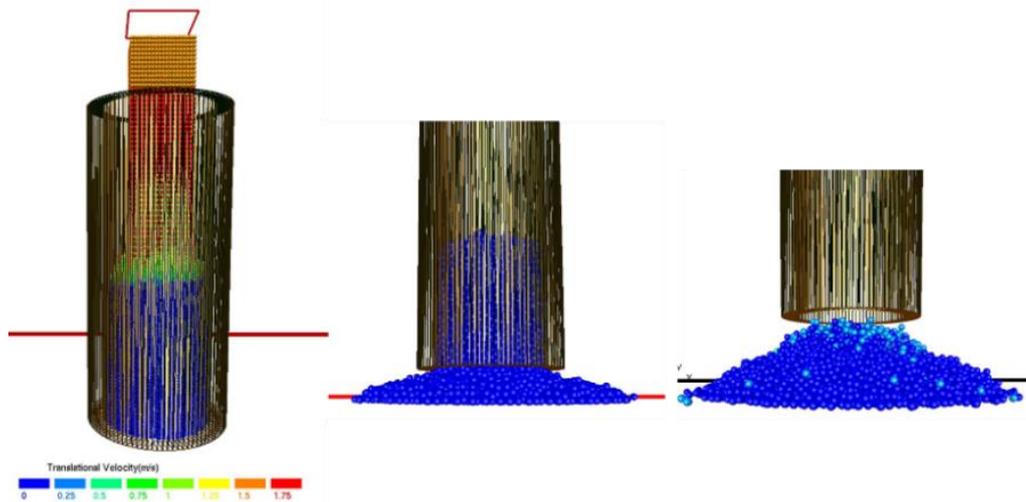


Figure 3.6 - Modélisation de l'essai d'affaissement : remplissage et levage

3.6.2 Validation expérimentale numérique

La vitesse de levage du cylindre est maintenue constante. Des simulations numériques de 71620 particules sphériques de diamètre 2 mm et 8952 particules sphériques de diamètre 4 mm ont été réalisées. Ce qui correspond à une masse expérimentale de 750g pour les deux échantillons, présentés dans la figure 3.7.

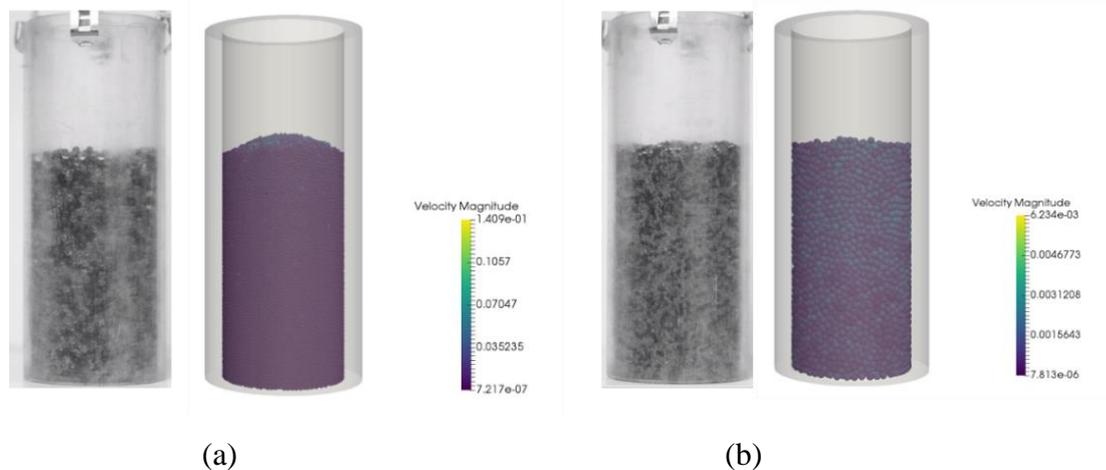


Figure 3.7 - Etats initiaux des billes de diamètre a) 2 mm et b) 4 mm

Une variation systématique des paramètres de la simulation a été effectuée jusqu'à ce qu'une combinaison appropriée de ces derniers soit trouvée. Les paramètres de la surface du cylindre et de la surface plane d'écoulement sont présentés dans le tableau 3.3. Ces paramètres ont été définis après un pilotage des valeurs d'entrée pour la calibration des simulations par rapport à l'expérimental. Le tableau 3.4 affiche les valeurs caractéristiques de la simulation des billes de verres.

Le paramètre d'entrée k_n est un paramètre numérique qui contrôle la stabilité de la simulation numérique. Le choix de ce paramètre doit garantir un pas de temps égale à $t_{contact}/10$ pour chaque particule. Ensuite, un test sur une seule particule est effectué à une vitesse maximale donnée afin de s'assurer que la vitesse après l'impact est la même qu'avant l'impact, ce qui permet de justifier que la rigidité et le pas de temps sont correctes.

Le pas de temps, en effet, garantit également la stabilité numérique. Le choix du pas de temps est fait automatiquement par le code afin que, pour la plus grande rigidité du système, la pénétration ne dépasse pas 1% du volume de la plus petite particule.

Tableau 3-3 : Paramètres des parois du cylindre et de la surface plane

Paramètres	Valeurs (-)
Coefficient de frottement $\mu_{cylindre}$	0,5
Coefficient de restitution $COR_{cylindre}$	0,2
Coefficient de frottement $\mu_{surface}$	0,7
Coefficient de restitution $COR_{surface}$	0.2

Tableau 3-4 : Paramètres des échantillons numériques des billes de verre

D (mm)	μ (-)	RR (-)	COR (-)	k_n (N/m)
2	0,5	0,01	0.3	8000
4	0,6	0,01	0.3	8000

Les figures 3.8 et 3.9 montrent une bonne concordance entre l'angle de repos expérimentale et celui simulé pour différents intervalles de temps. Cependant, une observation de plus près de la pente montre une irrégularité au niveau de la surface supérieure du tas surtout pour les billes de diamètre 4 mm. Au cours du processus, les particules roulent depuis le sommet et tentent de combler les creux. Ce phénomène est bien reproduit par nos simulations DEM. Cependant, nous avons remarqué quelques différences au niveau de la largeur de l'étalement du tas. Pour ce là, une étude de calibration plus précise est recommandée pour le choix des paramètres du modèle ou le choix du modèle lui-même. L'implication d'un autre modèle en plus, peut être nécessaire pour assurer plus de précision lors du contact particule-surface à la fin de l'essai.

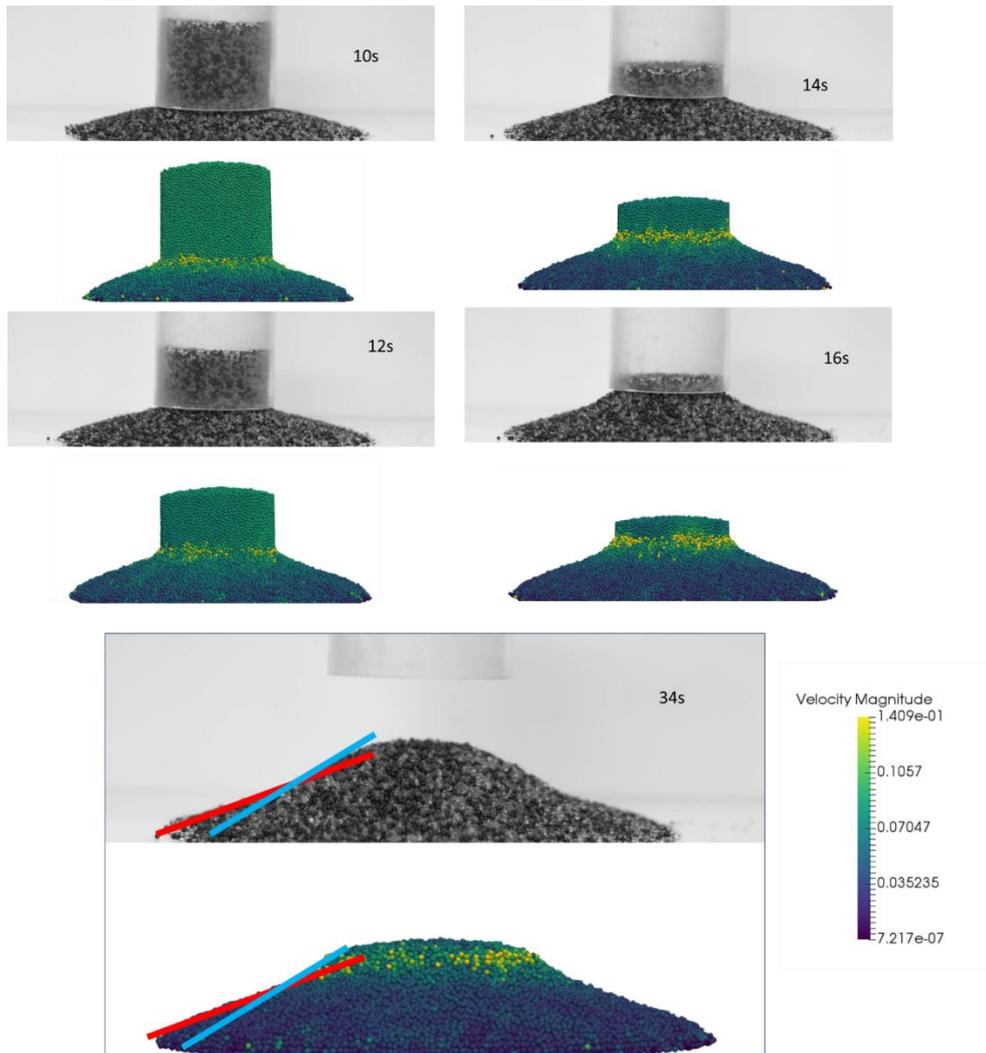


Figure 3.8 - Validation expérimentale numérique des billes de verres de 2 mm et observation des vitesses de déplacement des particules

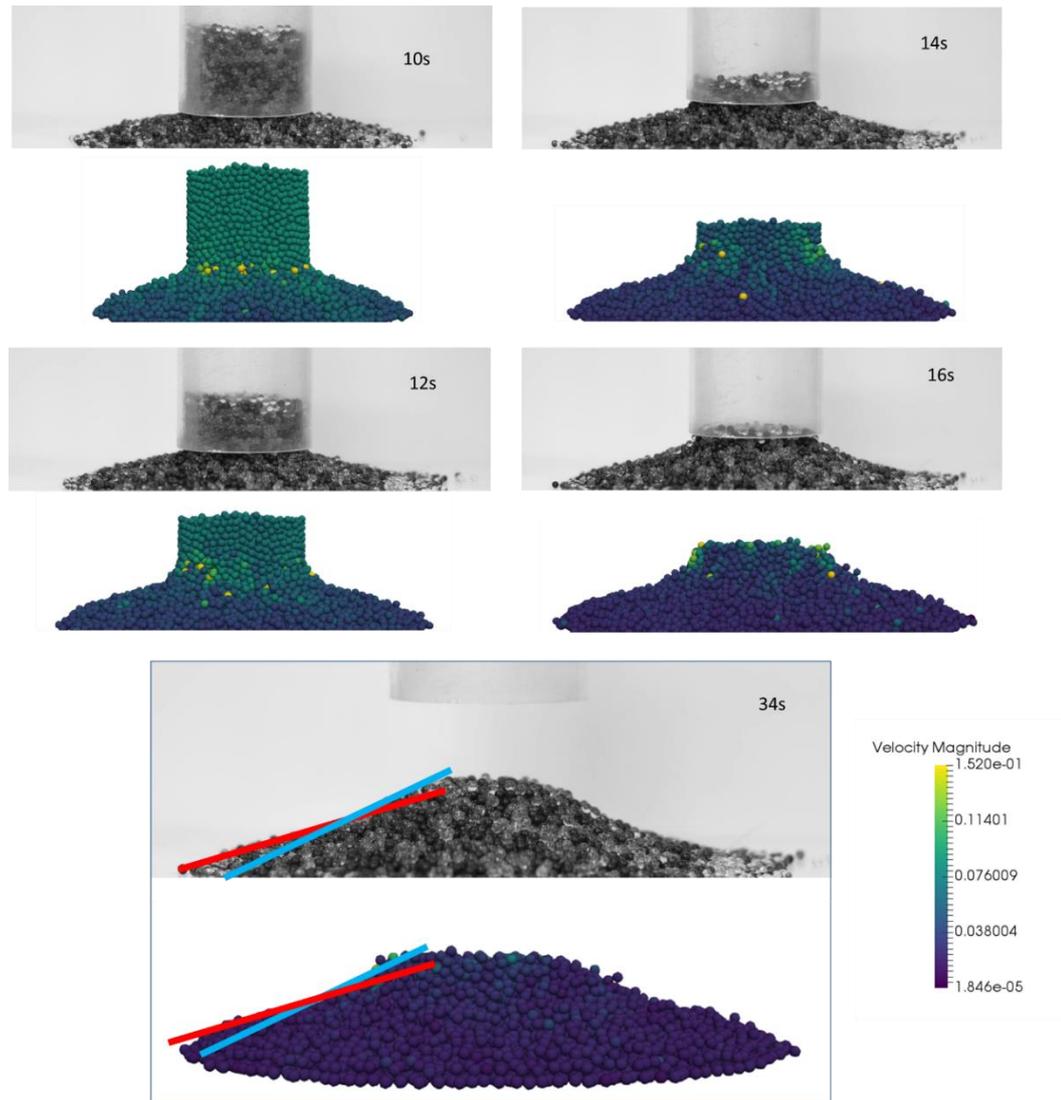


Figure 3.9 - Validation expérimentale numérique des billes de verres de 4 mm et observation des vitesses de déplacement des particules

3.6.3 Modélisation de l'essai d'affaissement pour des polyèdres

Les paramètres des parois de silo ainsi que la surface plane ont été calibrés pour les simulations des particules sphériques. Le pas de temps est choisi égal à $1e^{-5}$ s.

Une différence de comportement entre l'écoulement des particules cubiques et les particules tétraédriques est montrée dans la figure 3.10. A $t = 395$ s et pour le même nombre de particules ainsi que les mêmes propriétés caractéristiques du matériau présenté dans le tableau 3.6, les cubes s'écoulement plus facilement.

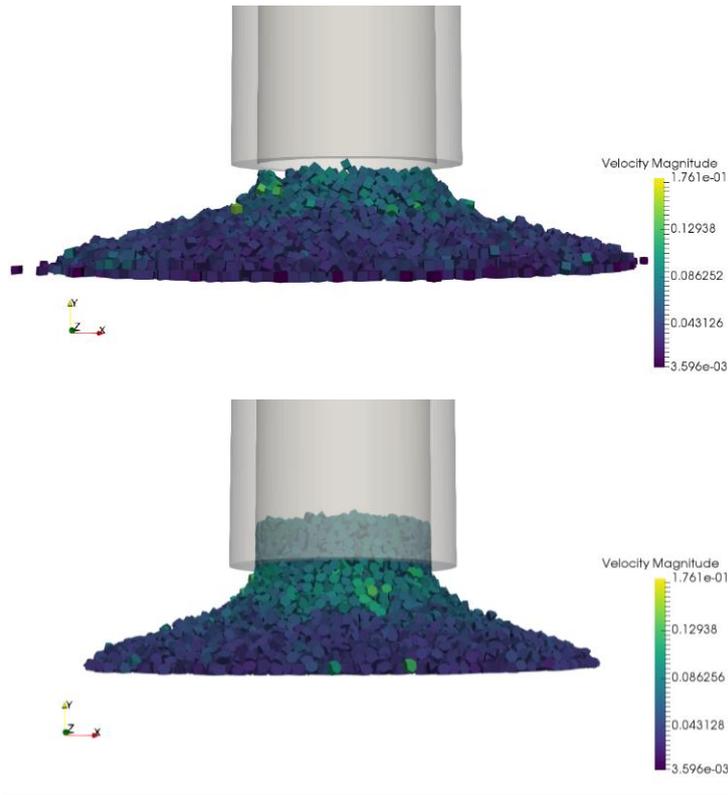


Figure 3.10 - Essai d'affaissement de (a) cubes et (b) tétraèdres à $t = 395s$

La figure 3.11 présente la structure granulaire de nos deux échantillons numériques. Nous avons souhaité souligner l'influence de la forme en tant que facteur dominant de la réponse macroscopique de l'essai d'affaissement. Les particules cubiques montrent une distribution bien dessinée où des lignes dues aux arrangements ordonnés des grains favorisent le mouvement des particules. Dans le cylindre, les interactions surface-surface sont mises en avant pour ce type de polyèdre et l'écoulement des particules se fait en bloc.

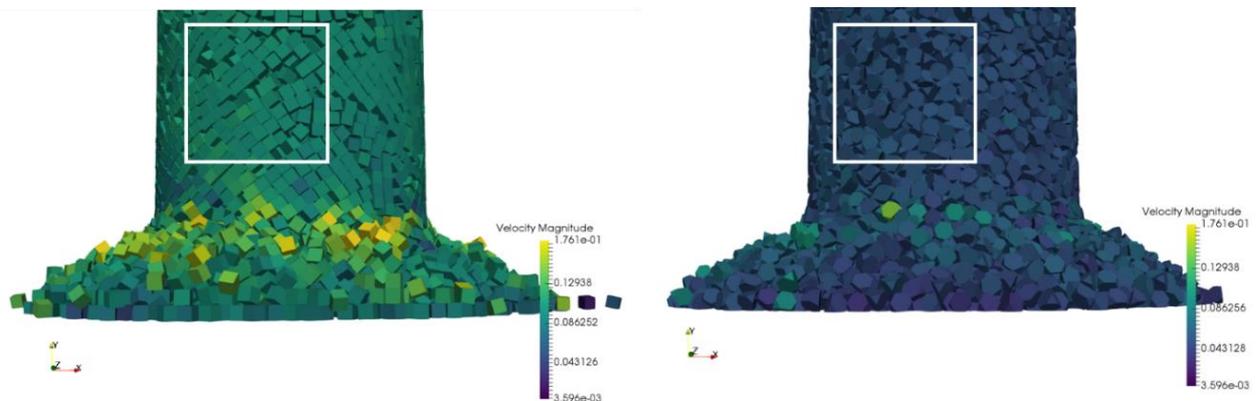


Figure 3.11 - Empilement des cubes et des tétraèdres à $t = 250s$

En contrepartie, les particules tétraédriques entraînent des zones où il y a peu de déplacement relatif entre les grains et des zones où les particules s'enchevêtrent provoquant un écoulement

en bloc. Ce qui explique le ralentissement de l'écoulement. De plus, la largeur du tas était moins importante par rapport aux cubes. Ces résultats ont permis de mettre l'accent sur l'effet de la morphologie des grains lors d'un écoulement granulaire.

3.7 Etude expérimentale et numérique de l'essai d'affaissement du sable concassé

Un nombre de 12712 particules tétraédriques est utilisé pour la simulation du sable concassé. Le choix de cette forme approximative est fait parce qu'il ressemble plus à nos grains de sable caractérisés par une grande angularité. Les paramètres de la simulation sont représentés dans le tableau 3.5.

Tableau 3-5 : Paramètres des échantillons numériques

D (mm)	Δ_t (s)	μ (-)	RR (-)	COR (-)	k_n (N/m)
Tétraèdre 4 mm	$1e^{-5}$	0.9	0.01	0.3	6000

Au cours du processus, nous avons suivi l'évolution de l'évolution du tas de grains pour différents instants de temps. La figure 3.12 montre une bonne concordance numérique et expérimentale de l'évolution du processus de l'essai d'affaissement. Les paramètres sont identifiés et les résultats numériques sont en bon accord visuel avec les données expérimentales. Mais la largeur de l'angle de repos s'étale plus que dans l'expérience. Cela signifie que malgré le travail de changement itératif des paramètres afin d'aboutir à un des résultats de validation suffisant, des informations complémentaires pour la calibration en vrac de notre matériau s'avèrent nécessaires.

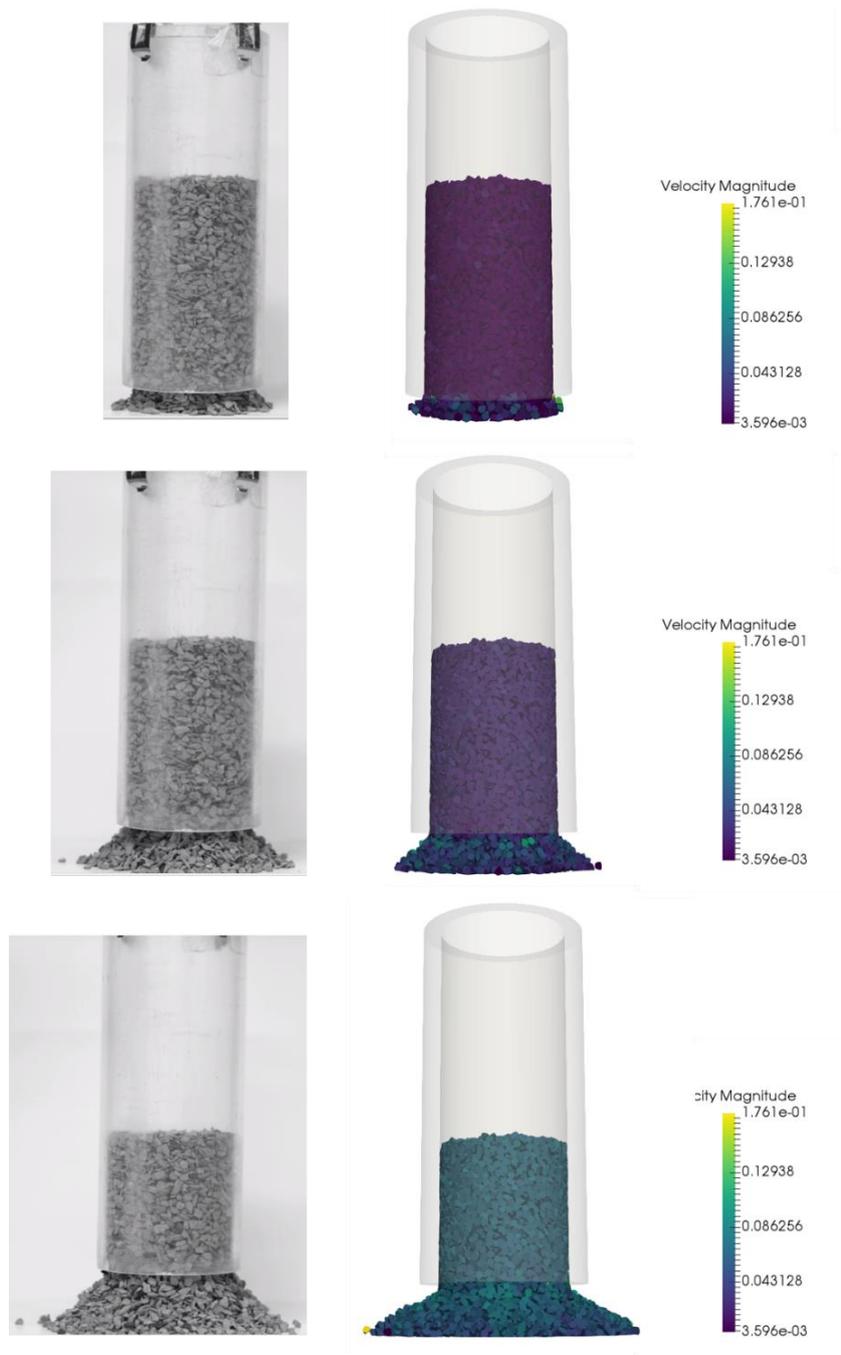


Figure 3.12 - Photo expérimentales et numérique de l'essai d'affaissement du sable concassé

3.8 Conclusion

La modélisation numérique donne un premier aperçu sur la puissance du code BlazeDEM3D-GPU. Plusieurs propriétés de la configuration expérimentale peuvent influencer la mesure de l'angle de repos tels que la vitesse de levage et la rugosité du plan de surface. Les différentes validations expérimentales des études de simulations DEM de l'essai d'affaissement ont démontré la capacité de DEM à prédire qualitativement le comportement des matériaux

granulaires en vrac en utilisant les propriétés des particules mesurées à partir d'essais en laboratoire. Cependant, les divergences observées dans certains cas entre les résultats numériques et expérimentaux, en particulier au niveau de l'étalement de notre tas de particules, mettent en évidence la nécessité d'une méthode plus robuste permettant de produire des prédictions systématiquement précises du comportement global.

4 Investigation de l'écoulement granulaire dans un silo

4.1 Introduction

Les simulations de l'écoulement granulaires sont de bons indicateurs qualitatifs du comportement mécanique des matériaux granulaires. L'application en elle-même paraît simple mais permet de comprendre certains principes de base du comportement mécanique.

Beaucoup de dispositifs d'écoulement sont utilisés dans les processus de différents domaines industriels. L'étude du comportement mécanique de l'écoulement granulaire a été effectuée au moyen de deux approches. Une approche expérimentale permettant d'analyser globalement la réponse du milieu granulaire et une approche numérique visant à analyser les variables locales, à savoir les interactions entre les grains et à prédire la réponse à l'échelle globale. Les simulations sont tout d'abord réalisées sur des particules de forme sphérique (des billes de verre) de différents diamètres généralement utilisées dans les simulations discrète puis sur des particules de forme non sphérique.

4.2 Description globale de la méthode

Les essais sont effectués au laboratoire à l'aide de trois silos à trémies. Ces silos avaient été mis en place, au niveau de l'IMT Lille Douai dans des précédents travaux afin de mettre en place des campagnes de comparaison systématique entre des simulations numériques aux éléments discrets et des données expérimentales [61][8][65]. Le mouvement de l'écoulement du matériau ensilé est suivi moyennant des couches colorées en noir et blanc du matériau. Dans cette thèse nous nous intéressons à la caractérisation du matériau d'un point de vue forme, taille et morphologie. Lors de l'écoulement, des caméras ont filmé la globalité de l'essai. La figure 4.1 montre les formes de trémies utilisées. Il s'agit d'un silo fond plat et d'un silo à trémies d'angle 30° et 60°. Les parois du silo sont en plexiglas, planes et lisses. L'effet de l'angle de trémie sur la cinématique de l'écoulement lors de la décharge est étudié.

L'évolution de la masse de l'échantillon en fonction du temps lors de la décharge du silo présente une courbe linéaire dont la pente Q_m est équivalente au débit massique d'écoulement.

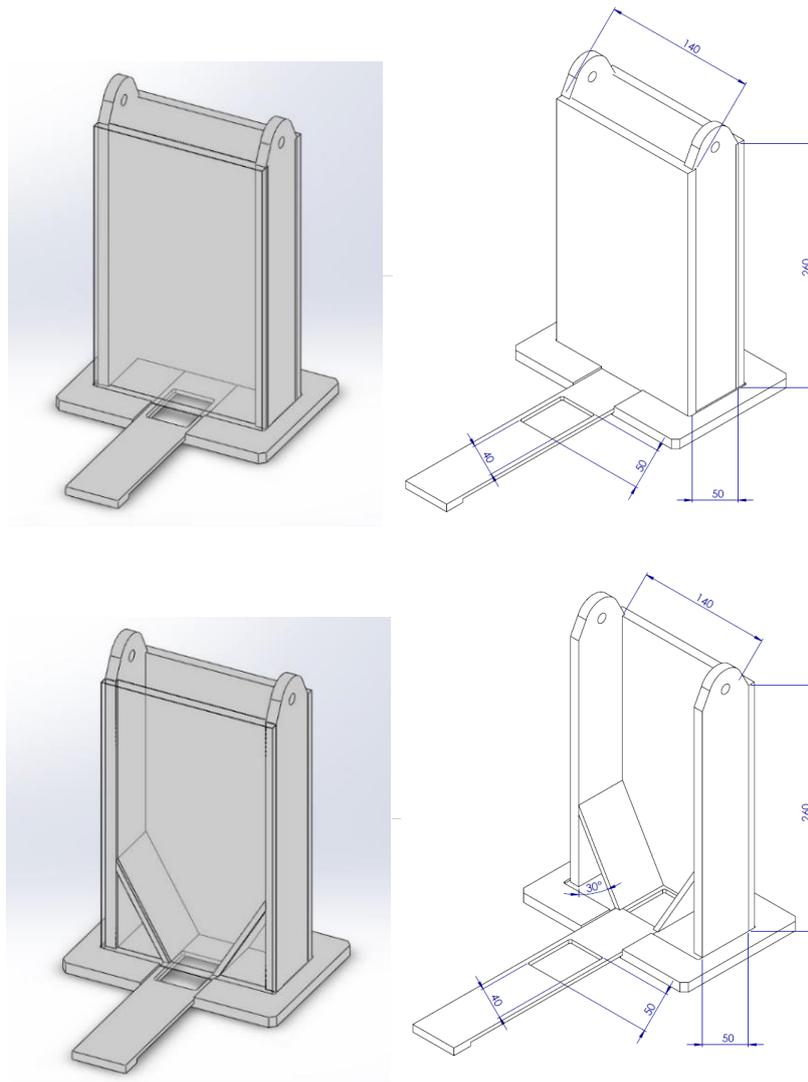


Figure 4.1 - Configuration géométrique de silo fond plat (a) et à trémie

4.3 Analyse des résultats expérimentaux et comparaison des écoulements

Les essais de vidange ont été effectués au moins trois fois afin d'éviter les erreurs de mesures. La moyenne des débits est ainsi calculée, donnant une idée sur la valeur du débit réel moyen, déterminé par le coefficient directeur de la courbe de tendance similaire à la décharge du silo.

4.3.1 Trémie à fond plat

Dans la partie haute du silo, les billes s'écoulent en masse. Les couches colorées ont permis d'étudier l'écoulement à des intervalles réguliers. Les photos requises ont montré que le phénomène de cisaillement se produit lors de l'écoulement granulaire dans le silo à fond plat.

L'écoulement est plus important au centre que du côté des parois du silo comme le montre la figure 4.2.

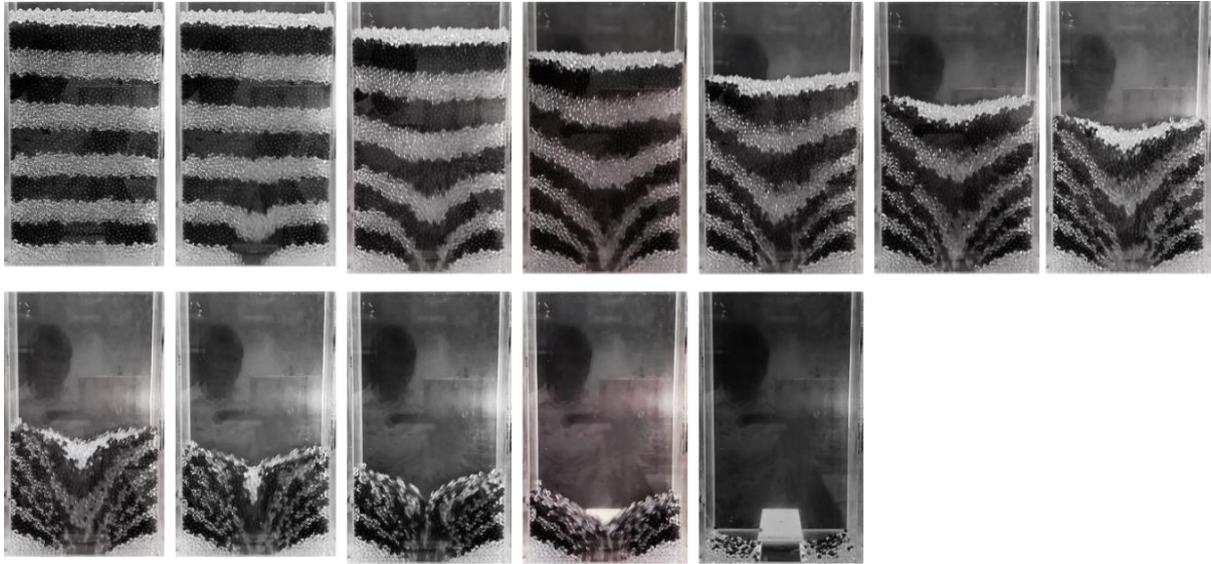


Figure 4.2 - Ecoulement granulaire des billes de 4 mm dans un silo fond plat

4.3.1.1 Vélométrie par images de particules

Afin d'analyser les champs de vitesse lors d'un écoulement granulaire, nous avons utilisé la technique de traitement d'images « Vélométrie par images de particules (PIV pour Particle Image Velocimetry) » [53][112].

Les vitesses verticales sont déterminées à partir des déplacements verticaux des grains sélectionnés sur des photos à chaque intervalle de temps. L'analyse est faite moyennant le logiciel de traitement d'images FIJI, ce qui a permis de distinguer les différentes zones d'écoulement. En particulier, déterminer la zone stagnante où la vitesse est estimée nulle. L'angle β entre la verticale et la zone présentée en mauve sur les images fournie par la PIV dans la figure 4.3 est ainsi mesuré pour chaque type de matériau, afin de l'appliquer dans les formules théoriques de calcul des débits des silos pour un angle de trémie $\alpha \leq \beta$.

Les angles β obtenus par des analyses PIV pour l'écoulement des billes de verres et du sable concassé, sont présentés sur la figure 4.3. Nous avons fixé la masse de chaque matériau variant entre 2 et 2,5kg et nous avons mesuré leur hauteur dans le silo. Les essais ont été répétés 3 à 4 fois pour éviter toute erreur de mesure. Puis, nous avons calculé la moyenne des hauteurs de chaque matériau pour chaque silo et nous avons déduit le volume moyen occupé par le matériau ce qui a permis de déterminer la masse volumique apparente moyenne du matériau au sein de

chaque silo. Une fois l'angle β et la masse volumique de chaque matériau déterminés, la valeur du débit massique théorique est calculée.

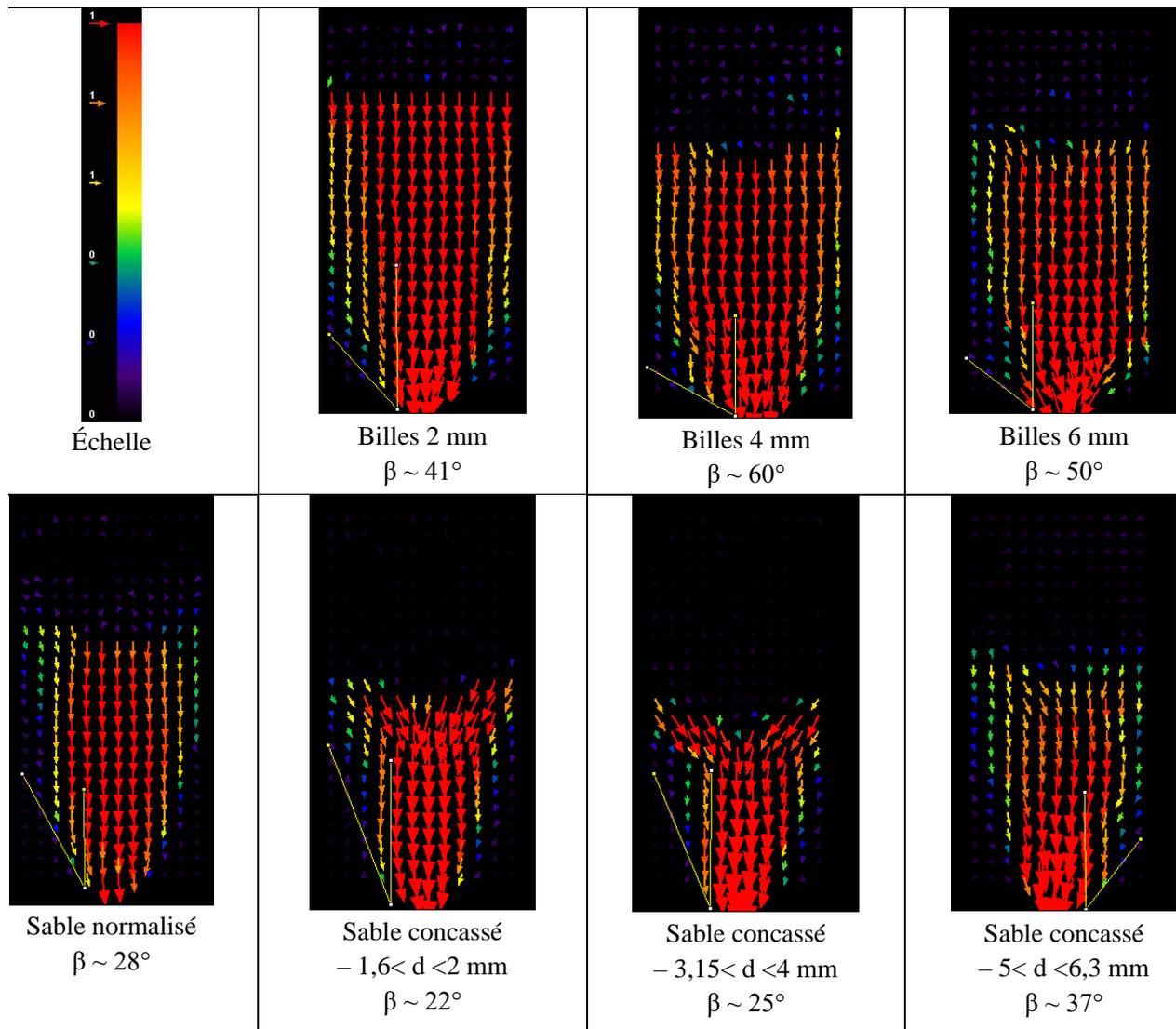


Figure 4.3 - Détermination de l'angle β par la méthode PIV

4.3.2 Influence du diamètre

Plus les grains sont petits, plus le nombre de grains à passer à travers l'orifice est grand, et de ce fait le débit également. Cette remarque justifie l'utilisation des équations (1.5) et (1.6) de la loi de Beverloo. En effet, plus le diamètre est petit, plus la différence entre le diamètre hydraulique et le diamètre des grains est importante, et donc plus le débit est important.

4.3.3 Influence de l'angle de trémie

Le tableau 4.1 montre que la valeur du débit expérimental est beaucoup plus élevée par rapport au débit théorique. Si on observe les formules de calcul de débit, l'angle de trémie n'intervient que quand $\alpha \leq \beta$, soit quand il est inférieur à l'angle entre la verticale et la limite de la zone stagnante dans un silo fond plat. La vitesse d'écoulement est considérée non nulle dans cette zone. On peut conclure ainsi, que l'angle de trémie permet donc de supprimer la zone stagnante et de se rapprocher d'un écoulement en masse.

Tableau 4-1 : Résultats des essais d'écoulement pour un silo fond plat, et deux silos à trémie de 30° et 60°, résultats expérimentaux et modèles de Beverloo (valeur théorique)

	fond plat			Angle 30°			Angle 60°			β (°)
	Q_r (kg/s)	Q_{th} (kg/s)	M_v (kg/m3)	Q_r (kg/s)	Q_{th} (kg/s)	M_v (kg/m3)	Q_r (kg/s)	Q_{th} (kg/s)	M_v (kg/m3)	
B-2	1,433	0,786	1587,302	1,63	0,901	1577,459	1,37	0,787	1589,490	41
B-4	1,300	1,025	1532,802	1,525	0,922	1567,650	1,2	0,624	1558,282	60
B-6	1,133	0,505	1587,302	1,47	0,662	1615,516	1,15	0,515	1618,300	50
SN-1,6	1,850	0,714	1616,031	1,97	0,716	1621,015	1,87	0,714	1615,859	28
SC-1,8	1,230	0,516	1218,162	1,13	0,530	1249,094	1,13	0,527	1242,109	22
SC-3,575	0,950	0,351	1236,129	0,95	0,360	1268,035	0,97	0,344	1210,533	25
SC-5,65	0,825	0,225	1398,732	0,925	0,242	1366,593	0,825	0,223	1384,884	37

On peut donc conclure que plus l'angle de trémie est faible, plus le débit augmente, à condition que l'angle de trémie soit inférieur à l'angle entre la verticale et la zone stagnante comme illustré sur la figure 4.4. En revanche, quelle que soit la valeur de α , si elle est supérieure à β , elle n'influencera pas le débit d'écoulement.

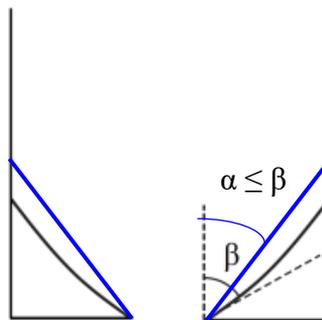


Figure 4.4 - Illustration des angles α et β

La figure 4.5 met en évidence l'importance de la valeur de l'angle de trémie sur le débit de décharge des billes de 2 mm.

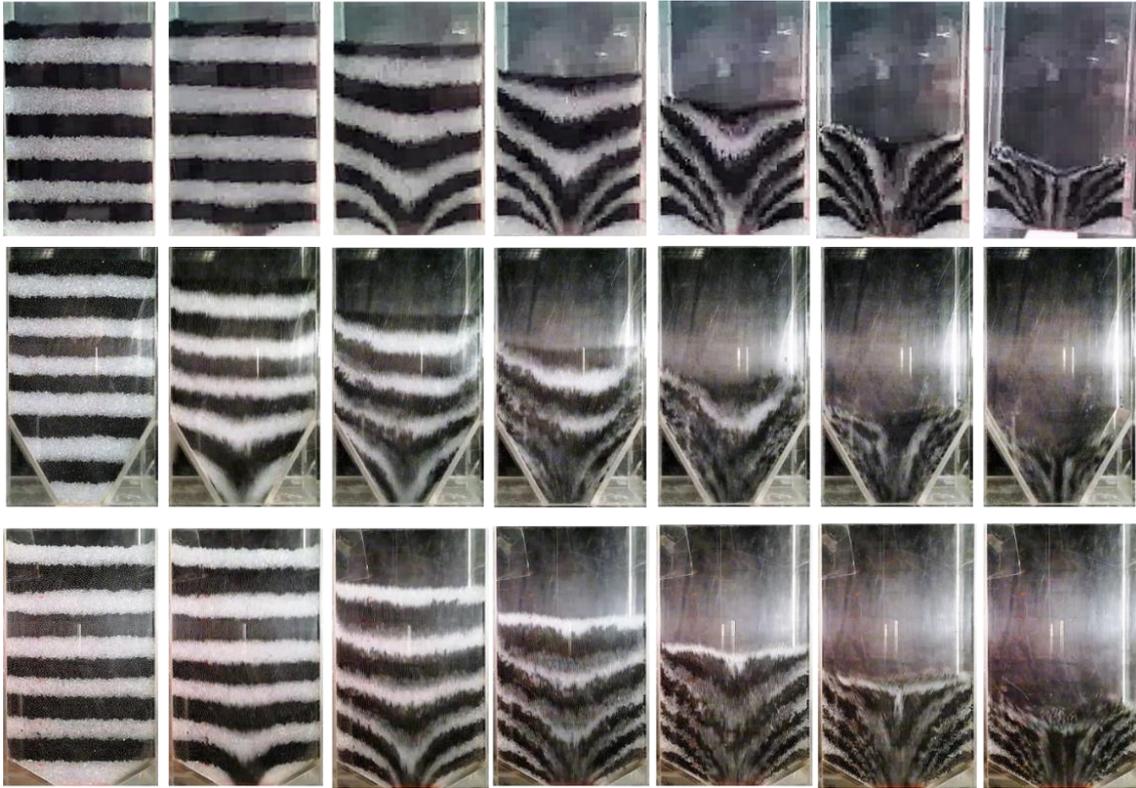


Figure 4.5 - Ecoulement des billes de verre de diamètre 2 mm pour différents angle de trémie

4.3.3.1 Influence de la forme du matériau

Théoriquement, on s'aperçoit que pour un diamètre équivalent et pour différents types de matériau, l'angularité constitue un frein au débit d'écoulement. En effet, lorsque qu'on observe par exemple les débits massiques des billes de verre de 2 mm, du sable normalisé et du sable concassé avec $1,6 \leq d < 2$ mm pour un même angle de trémie, le débit des billes est supérieur au débit du sable normalisé qui est lui-même supérieur au débit du sable concassé. Or les billes sont de forme sphérique et on peut donc considérer que leur angularité est nulle. Le sable concassé dispose quant à lui d'une angularité bien supérieure à celle du sable normalisé qui est très arrondi.

D'après l'annexe B représentant les différentes courbes de décharge effectuées, on peut s'apercevoir que le débit du sable normalisé > débit des billes > débit du sable concassé. Cela peut s'expliquer par le diamètre des grains du sable normalisé qui n'est pas constant, car lorsqu'on se réfère à sa courbe granulométrique, le sable normalisé présente beaucoup de fines. Le paramètre « diamètre des grains » vient donc fausser les résultats attendus, car comme nous l'avons vu, plus le diamètre des grains est faible, plus le débit est important. On peut donc penser que cette proportion importante de fines au sein du sable normalisé, qui n'est pas

présente dans le cas des billes de verre et du sable concassé, vient augmenter le débit d'écoulement par rapport aux billes de verre.

Par ailleurs, l'angularité augmente l'angle de frottement interne du matériau, qui, comme nous l'avons vu, caractérise le frottement entre les particules se déplaçant les unes par rapport aux autres. Cela entraîne donc une dissipation d'énergie et un ralentissement du débit d'écoulement. En outre, en observant les courbes de débit, on constate que l'angularité provoque plus d'irrégularités pour l'écoulement d'un même matériau. En effet, les courbes de débit d'écoulement des billes de verre, qui sont toujours de la même forme sphérique, sont sensiblement les mêmes pour chaque essai. A l'inverse, les sables qui présentent une angularité diverse pour chaque grain, entraînent des courbes de débit moins confondues. L'écoulement est moins identique pour chaque essai et il y a plus d'erreurs de mesure. L'angularité, qui est diverse en fonction des grains, changent donc la façon de s'écouler du matériau car les contacts entre chaque grains sont toujours différents, induisant toujours une variation de contraintes entre les grains, contrairement aux billes qui ont la même forme et une angularité nulle.

4.3.4 Largeur d'ouverture de l'orifice

Une large ouverture induit un écoulement continu et donc un débit régulier. En contrepartie, une ouverture étroite peut entraîner un blocage au niveau de l'orifice et donc un écoulement irrégulier [47]. L'écoulement est massique sur 80% de la hauteur totale grâce à l'emplacement centré de l'orifice où il a été prouvé qu'il est moins important en cas d'excentricité. Nous avons utilisé un silo avec une ouverture de $4*4 \text{ cm}^2$ et de $2*2 \text{ cm}^2$ et avec un angle de trémie de 60° par rapport à la verticale. Les courbes de décharge sont présentées dans la figure 4.6.

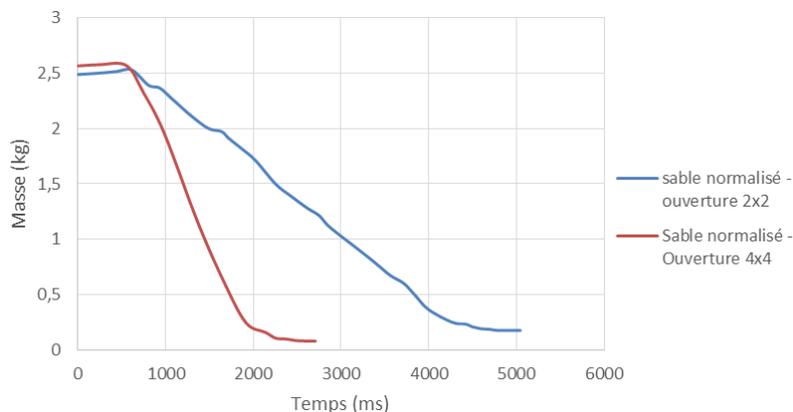


Figure 4.6 - Comparaison entre l'écoulement du sable normalisé dans silo à ouverture d'orifice égale à $2*2$ et $4*4$

En raisonnant de la même manière que pour le diamètre des grains, on peut s'apercevoir que le débit massique est moindre lorsque l'ouverture de l'orifice diminue. En effet, moins de grains sont susceptibles de passer à travers l'orifice, ce qui diminue le débit d'écoulement. Cela se retrouve également théoriquement, car d'après la formule de Beverloo, le terme $(D_h - kd)$ diminue si D_h , et donc la largeur de l'ouverture diminue. Par ailleurs, une ouverture de dimension trop faible peut entraîner des problèmes de voûte qui peut réduire la vitesse d'écoulement et donc le débit.

On remarque cependant qu'avec une ouverture de $2 \times 2 \text{ cm}^2$, les courbes de débit sont plus précises car l'écoulement est plus long, ce qui permet à l'appareil de mesure de masse de relever plus de points au cours de l'écoulement, et donc d'obtenir des courbes très similaires à chaque essai.

4.3.5 Influence de la teneur en eau

Afin de faciliter l'écoulement et éviter les stagnations dans le fond du silo tel que le cas du silo à fond plat, nous avons utilisé un silo avec un angle de trémie de 60° par rapport à la verticale et une ouverture de $4 \times 4 \text{ cm}^2$.

Nous avons souhaité comparé un matériau naturel (le sable normalisé), avec un matériau alternatif (les billes de verres). La granulométrie du sable normalisé étant très fine et inférieure ou égale à 1,6 mm, nous avons comparé les résultats avec des billes de verre de 1 mm.

4.3.5.1 Teneur en eau de 5%

Nous avons tout d'abord opté pour obtenir une teneur en eau de 5% au sein des matériaux [49]. Pour le sable normalisé, les 5% d'eau ajoutés ont provoqué une trop grande augmentation de la cohésion et le matériau est resté bloqué à l'intérieur du silo lors de la vidange. Aucun grain ne s'est écoulé comme illustré sur la figure 4.7 (a).

4.3.5.2 Teneur en eau de 1%

Nous avons donc placé les matériaux à l'étuve pendant 24h et répété l'opération, mais cette fois ci pour une teneur en eau de 1%, soit 25g d'eau pour 2,5kg de matériau. D'après la figure 4.7 (b), la vidange du sable normalisé n'a provoqué l'écoulement que d'une petite quantité de matériau placé en fond de silo. On assiste donc à la formation d'une arche stable due à une forte cohésion entre les grains.

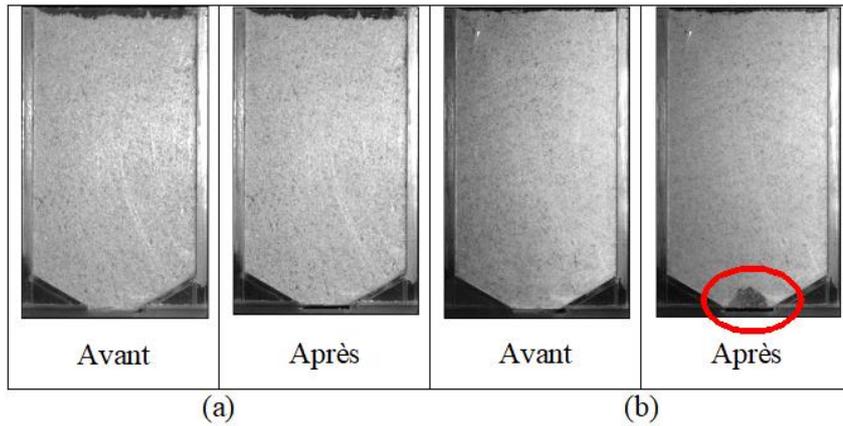
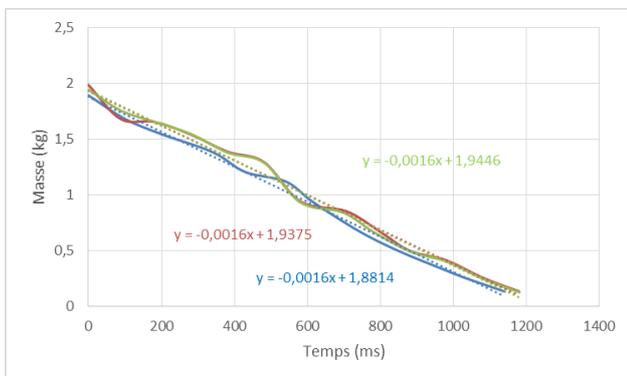
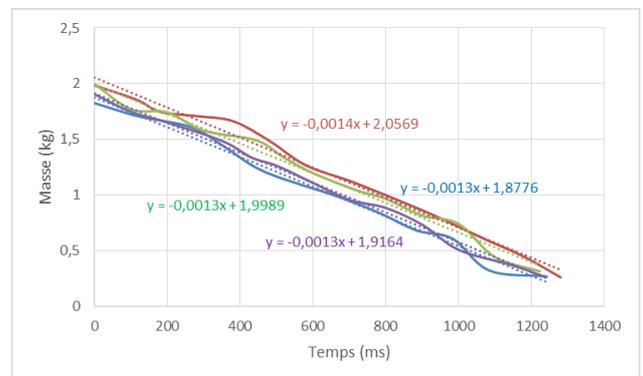


Figure 4.7- Ecoulement granulaire du sable normalisé pour une teneur en eau de a) 1% et b) 5% avant et après ouverture de l'orifice

Le débit d'écoulement de bille de 1 mm, pour une teneur en eau de 1%, est inférieur au débit à l'état sec (figure 4.8). On peut donc constater que des ponts capillaires se sont tout de même formés, et ont donc ralenti l'écoulement. Ces ponts liquides se font également remarqués par la présence de billes collées aux parois à la fin de l'écoulement comme le montre la figure 4.9.



a) $Q_m = 1,6 \text{ kg/s}$



b) $Q_m = 1,325 \text{ kg/s}$

Figure 4.8 - Influence de la teneur en eau sur l'écoulement granulaire des billes 1 mm a) à l'état sec et b) pour une teneur en eau de 1%

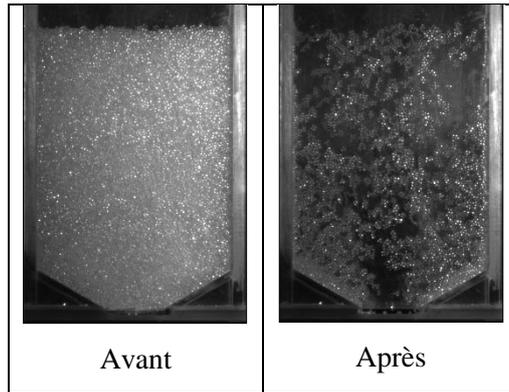


Figure 4.9 - Influence de la teneur en eau sur l'écoulement granulaire des billes 1 mm avant et après ouverture de l'orifice

Il existe différents régimes de l'état de l'eau dans un sol comme schématisé sur la figure 4.10. Le régime hygroscopique (a) représente le régime pour lequel la teneur en eau est très faible où l'eau est principalement présente sous forme liée ou adsorbée. Ce régime est quasiment inexistant pour les sols granulaires comme les sables ou les limons. Avec l'augmentation de la teneur en eau, des ponts liquides, appelés ponts capillaires, vont se former entre les grains. Tant que la phase liquide reste discontinue au sein du milieu, le régime est pendulaire (b). Mais si l'augmentation du volume d'eau est telle que les ponts liquides fusionnent pour former une phase liquide continue, il s'agit du régime funiculaire (c). Enfin, avant d'arriver à la saturation complète du matériau, le milieu passe par un régime pour lequel ses pores sont totalement remplis par l'eau capillaire dans laquelle l'air n'est présent que sous forme de bulles, c'est le régime capillaire (d) [113].

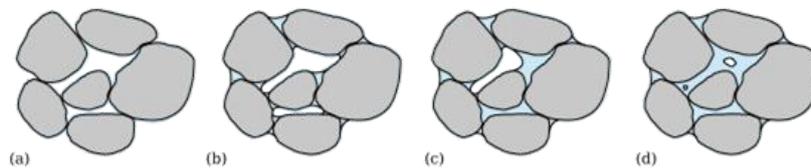


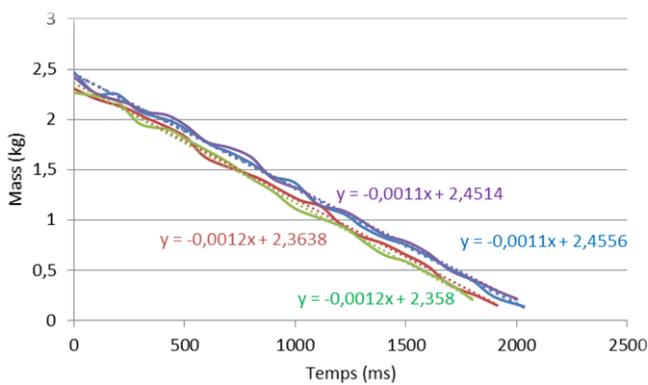
Figure 4.10 - Schématisation des différents états de l'eau dans un sol : (a) Régime hygroscopique, (b) Régime pendulaire, (c) Régime funiculaire, (d) Régime capillaire [113]

La cohésion est due à l'action des forces interparticulaires attractives comme par exemple les ponts liquides. Or, la cohésion traduit la tendance des particules à se coller et peut donc gêner l'écoulement de la matière granulaire en conduisant par exemple au phénomène de formation de voûte, auquel nous avons pu assister dans le cas du sable normalisé. En effet, le sable ayant des formes complexes, est plus sujet à ce phénomène par rapport aux billes de verres. Les

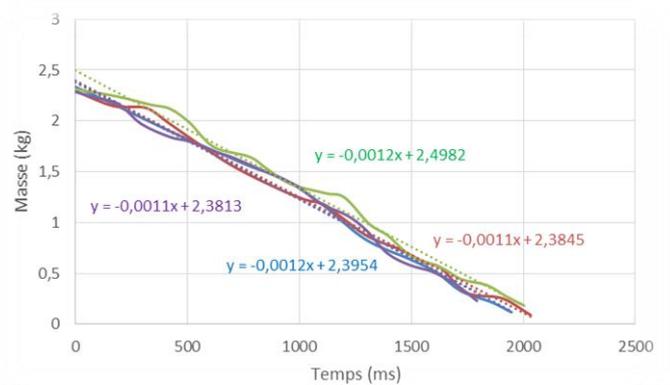
différents grains présentent des formes très variées et le vide entre les grains est donc très aléatoire et plus restreint que ceux des billes de verre. Les grains ont une plus grande capacité de se réarranger et de combler les vides, contrairement aux billes. En effet, les billes de verre étant sphériques et de même diamètre, les vides intergranulaires sont toujours identiques et l'espace libre pour accueillir l'eau, l'est donc également. Par conséquent, la porosité est plus importante, et la vitesse de l'eau au sein de la matière également.

Afin de constater l'influence du diamètre sur l'écoulement en présence d'eau, nous avons également réalisé l'expérience sur des billes de verre de 6 mm pour une teneur en eau de 1%.

La figure 4.11 montre que le débit d'écoulement reste identique qu'avec une teneur en eau de 1%, contrairement aux billes de 1 mm. De plus aucune bille n'est restée collée aux parois à la fin de la vidange. En effet, les billes de 6 mm étant plus grosses, les vides inter-granulaires sont plus importants et l'eau circule d'autant plus facilement entre les grains.



$Q_m = 1,15 \text{ kg/s}$
a)



$Q_m = 1,15 \text{ kg/s}$
b)

Figure 4.11 - Courbes de l'écoulement granulaire de billes de 6 mm pour une teneur en eau de a) 0% et b) 1%

4.4 Modélisation de l'essai d'écoulement

4.4.1 Configuration du modèle d'écoulement

L'étude du comportement mécanique de l'écoulement granulaire a été effectuée au moyen de deux approches :

- L'approche expérimentale permet d'analyser globalement la réponse du milieu granulaire.
- L'approche numérique, permet d'analyser les variables locales, voir les interactions entre les grains quelle que soit la sollicitation appliquée et prédire la réponse à l'échelle globale.

Des essais d'écoulement granulaires sur des billes de verre et de formes plus complexes (sable concassé, comprimés pharmaceutiques) de différents diamètres ont été réalisés au sein du laboratoire visant à valider les résultats numériques obtenus avec le code de calcul BlazeDEM3D-GPU. La figure 4.12 décrit la configuration de l'essai de l'écoulement. Le processus se fait en trois étapes : remplissage ; sédimentation des particules et décharge.

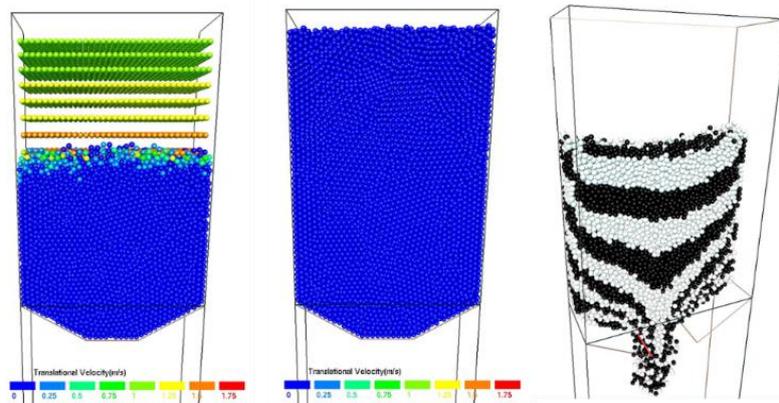


Figure 4.12 - Modélisation numérique de l'écoulement granulaire

La phase de remplissage est effectuée couche par couche avec des particules au repos générés à une hauteur fixe et déposées sous l'effet de la gravité en gardant l'orifice fermé. L'orientation de chaque particule non sphérique est générée aléatoirement. Un nouveau calque est généré toutes les 0,025 secondes d'écoulement enregistrant l'évolution des positions et les vitesses de particules lors du processus. La phase de remplissage des particules dans le réservoir de stockage suit la même distribution granulométrique monodisperse que le test physique. La distribution des contraintes lors d'un régime statique est verticale puis tend à devenir horizontale dit état passif [114]. L'ouverture du silo perturbe l'équilibre de la structure

granulaire. Le passage par ce régime dynamique peut se renouveler en cas de formation de voute dépendant de la compressibilité du matériau.

4.4.2 Etude paramétrique de la DEM sur le comportement macroscopique

L'objet de la modélisation numérique par éléments discrets est d'apporter un nouvel éclairage sur la micromécanique des matériaux granulaires. Ceci doit conduire à l'explication des phénomènes macroscopiques à partir de loi de la physique locale (à l'échelle des grains). Afin d'étudier l'effet des paramètres de DEM sur le comportement macroscopique, nous avons mené des simulations numériques de l'écoulement granulaire des billes monodisperses dans un silo fond plat et à trémie d'angle 30 et 60 degrés.

L'influence de chaque paramètre est étudiée à travers deux aspects : la réponse globale du matériau et l'évolution de la structure granulaire. Les paramètres d'entrée caractéristiques de la particule ont été variés un par un afin de permettre une étude paramétrique de l'influence de chaque paramètre sur le comportement mécanique des matériaux granulaires lors d'un écoulement granulaire ainsi que son influence sur le temps de calcul.

4.4.3 Influence de la rigidité du matériau

Bien que la rigidité puisse être estimée à partir du modèle de Young, le calcul de ce paramètre n'est pas aussi évident dans la modélisation numérique en raison de la difficulté de l'estimation du nombre de pas de temps pour la résolution du contact. Il n'y a pas une échelle de temps caractéristique aux collisions. Le choix du pas de temps est généralement choisi petit en fonction de la vitesse, le volume et de la profondeur de pénétration intergranulaire. La raideur du ressort k_n intervient pour vérifier si le volume ou la profondeur de pénétration estimés est convenable lors de la simulation [65]. Certaines conditions ont été signalées dans la littérature afin d'assurer une modélisation numérique stable, présentées dans le tableau 4.2. Un chevauchement limité à maximum 2.5% du diamètre de la plus petite particule est recommandé pour la préservation d'une surface de contact moyenne. Un nombre de pas de temps insuffisant risque de ne pas bien capturer la dynamique des interactions entre les particules.

Tableau 4-2 : Conditions recommandées lors des simulations DEM

Propriétés	Conditions	Références
Distance de chevauchement	Maximum 2.5% du diamètre de la plus petite particule	[115]
Pas de temps	Au moins 10 pas de temps	[65]
k_n	Maximum 1% du volume de la plus petite particule	[65]

4.4.4 Influence du coefficient de résistance au roulement et du coefficient de frottement

Afin de reproduire les phénomènes de blocage et de ségrégation généralement rencontrés lors de l'écoulement des matériaux granulaires, un modèle de résistance au roulement, basé sur le modèle de contact linéaire conventionnel, a été adopté dans cette étude. La force de contact entre les inter-particules provient linéairement de la rigidité normale constante, la rigidité tangentielle et le coefficient d'amortissement.

Les valeurs des paramètres de génération des surfaces du dispositif d'écoulement sont maintenues constantes dont les valeurs sont montrés dans le tableau 4.3.

Tableau 4-3 : Paramètres de la surface et du volume de la simulation

	$T_{step}(s)$	$\mu_p (-)$	COR (-)	RR (-)	$k_n (N/m)$	$k_t (N/m)$
Surface	1e-3	0,35	0,4	-	897,171	574,190
Volume	1e-3	0,35	0,45	-	880,251	563,360

L'utilisation de la forme sphérique des particules amplifie le mouvement de rotation entre eux. Les états initiaux des échantillons mesurés lors des tests physiques et des simulations sont répertoriés dans le tableau 4.4.

Tableau 4-4 : Paramètres des simulations des différents diamètres de particules

d (mm)	$T_{step}(s)$	$\mu_p (-)$	COR (-)	RR (-)	$k_n (N/m)$	$k_t (N/m)$
2	1e-3	[0,4 -0,8]	0,45	[0,001-0,1]	880,25	391,223
4	1e-3	[0,4 -0,8]	0,45	[0,001-0,1]	880,25	391,223
6	1e-3	[0,4 -0,8]	0,45	[0,001-0,1]	880,25	391,223

Un coefficient de frottement de 0,001 ; 0,01 et 0,1 a été attribué au matériau respectivement. On observe clairement dans la figure 4.13, que l'allure des couches de particules varie au fur et à mesure du temps tout en dépendant de la valeur caractéristique de coefficient de roulement RR. On note ainsi que l'augmentation de la résistance au roulement semble diminuer le débit massique d'écoulement. On constate également que la différence de l'écoulement est beaucoup plus accentuée pour RR= 0,1.

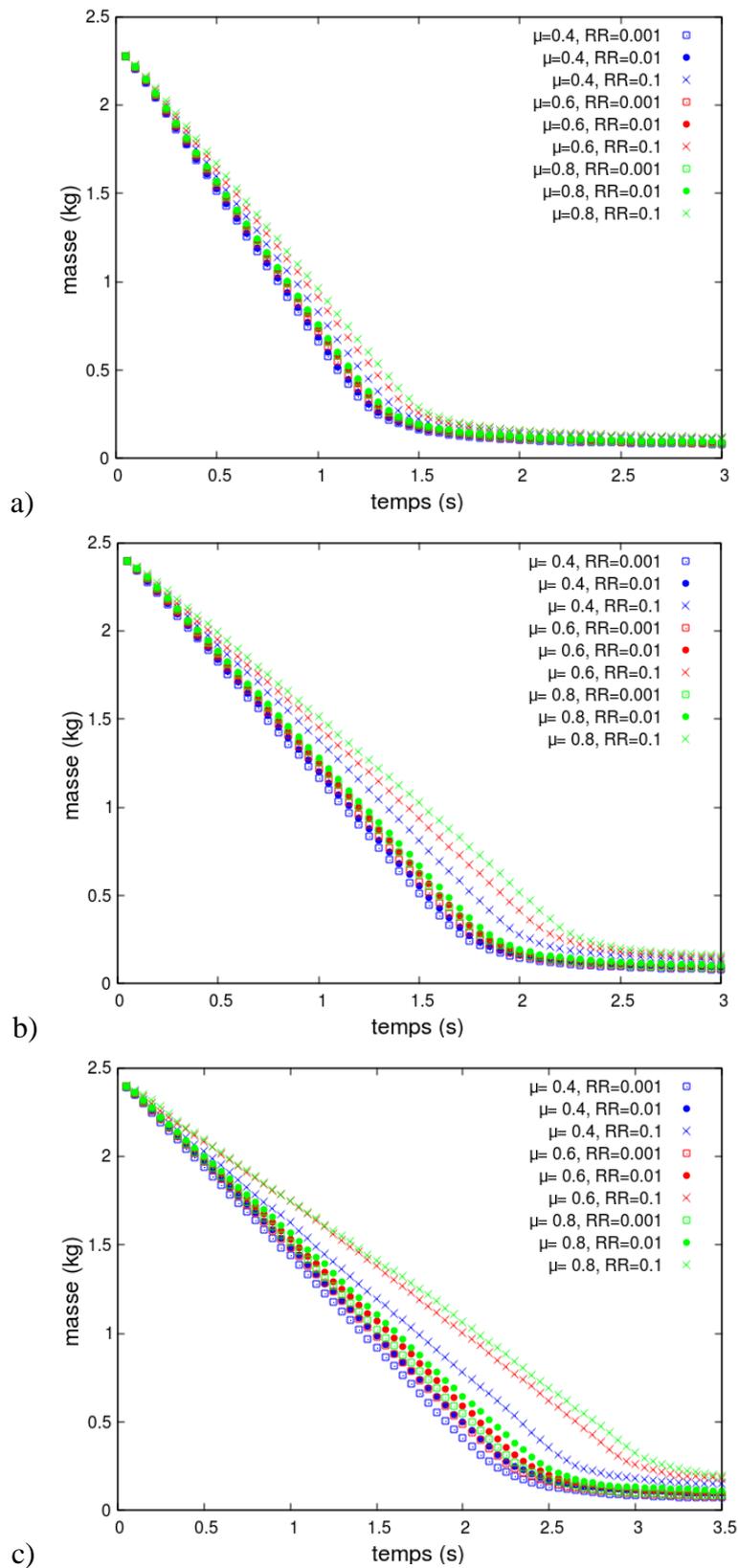


Figure 4.13 - Effet du coefficient de frottement pour différentes valeurs de coefficient de résistance au roulement pour des billes a) 2 mm, b) 4 mm c) 6 mm dans un silo fond plat

L'explication des résultats obtenus revient au fait que les paramètres micromécaniques μ et RR sont caractéristiques du comportement au cisaillement du matériau granulaire, la résistance au cisaillement est d'autant plus élevée avec l'augmentation de ces deux paramètres. Et par conséquent, la décharge devient plus lente. On voit clairement sur la figure 4.14 et 4.15 l'influence du coefficient de roulement sur la structure granulaire lors de l'écoulement, qui s'avère plus lent avec l'augmentation de RR. Un écoulement en entonnoir est observé et qui paraît mieux développé dans le cas de faible résistance au roulement à $t=0.8s$.

La variation de la taille des particules a donné des résultats similaires, seul le temps de calcul change. Les particules les plus grossières sont caractérisées par un débit plus lent.

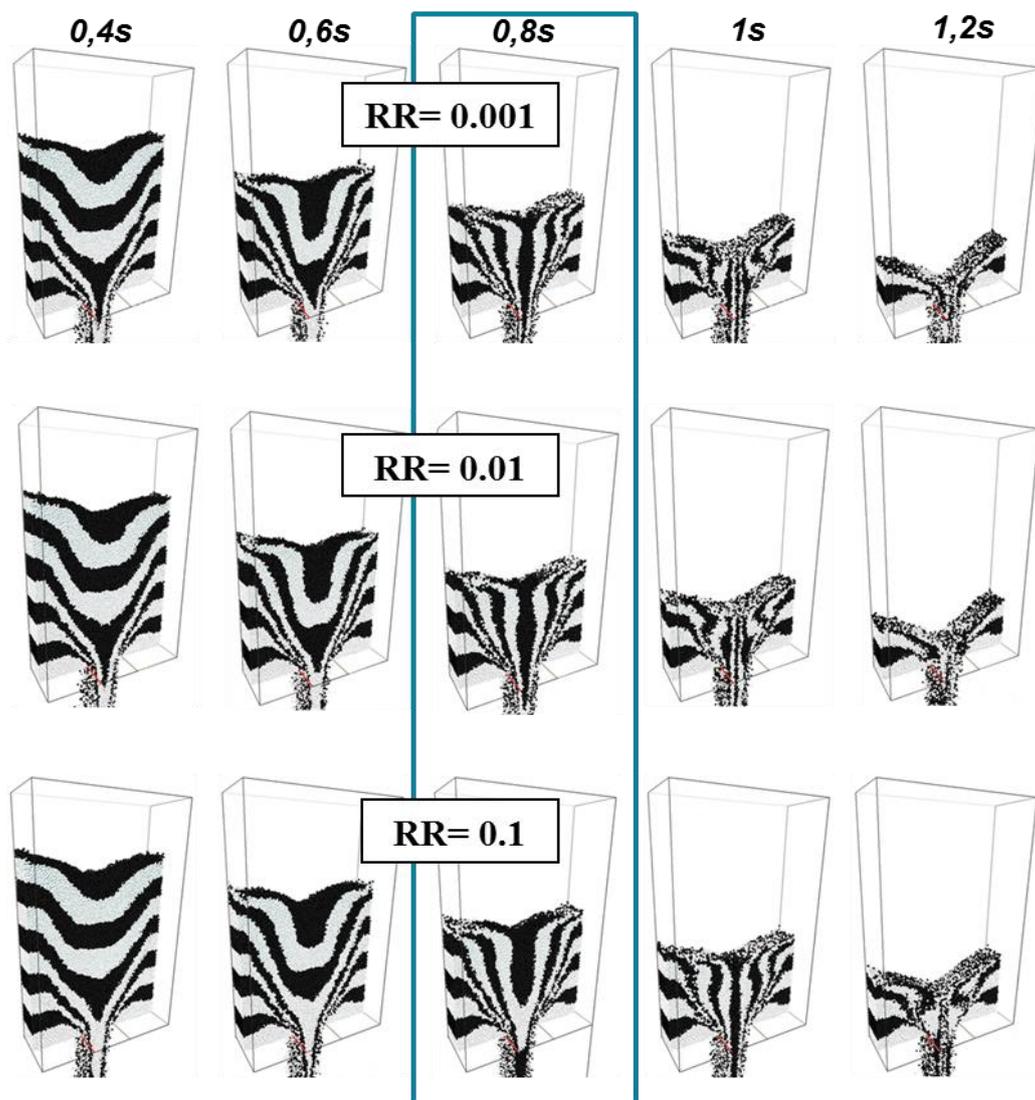


Figure 4.14 - Effet de la résistance au roulement pour des billes 4 mm, $\mu=0,4$

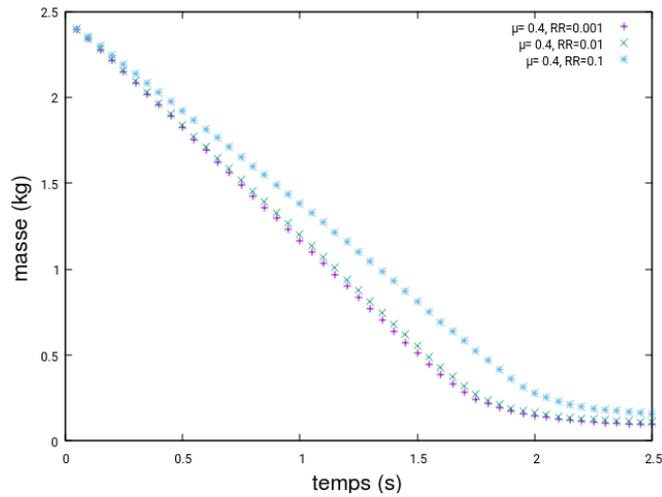


Figure 4.15 - Evolution de courbe de décharge sous l'effet de la résistance au roulement sous un coefficient de frottement égale à 0,4

L'augmentation de la résistance au roulement freine l'écoulement granulaire quelle que soit la valeur du coefficient de frottement. Nous nous sommes intéressées ainsi à l'influence du coefficient de frottement. La figure 4.16 trace les courbes d'écoulement pour différentes valeurs de μ égale à 0,4 ; 0,6 et 0,8 tout en conservant la valeur de RR constante. On peut considérer que l'effet de μ est plutôt distingué sous une résistance de roulement élevée de 0,1 ce qui coïncide avec les résultats précédents concernant l'influence du coefficient de frottement. Il est difficile de dissocier le coefficient de frottement et le coefficient de résistance au roulement.

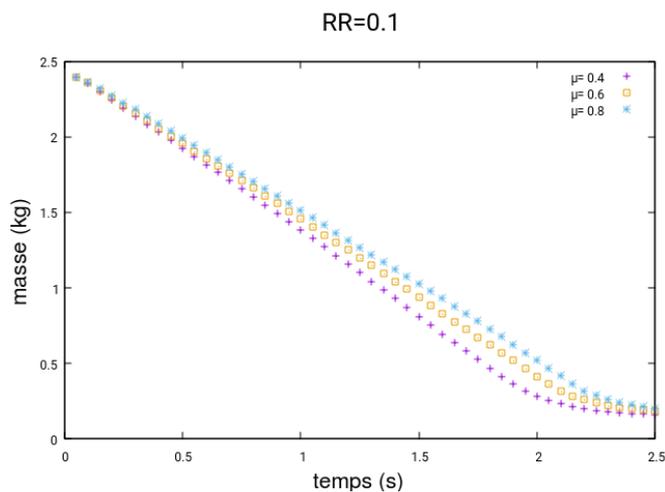


Figure 4.16 - Effet du coefficient de frottement pour différentes valeurs de coefficient de résistance au roulement pour des billes 4 mm dans un silo fond plat

4.4.5 Effet de la taille des particules

Pour le même coefficient de roulement et le même coefficient de frottement, la figure 4.17 et 4.19 montre l'influence de la taille des particules sur la réponse macroscopique. En effet, plus la taille est importante plus la décharge est plus lente.

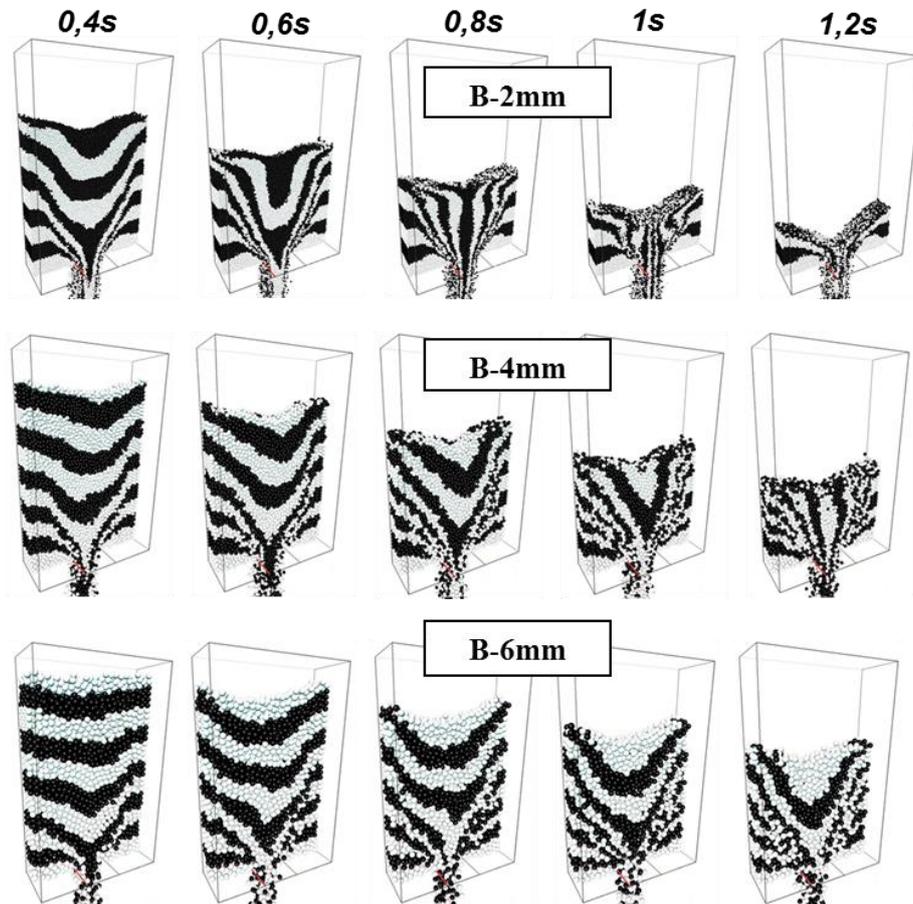


Figure 4.17 - Modélisation numérique de l'écoulement granulaire de sphère de différents diamètres pour $\mu=0,6$. et $RR=0,001$

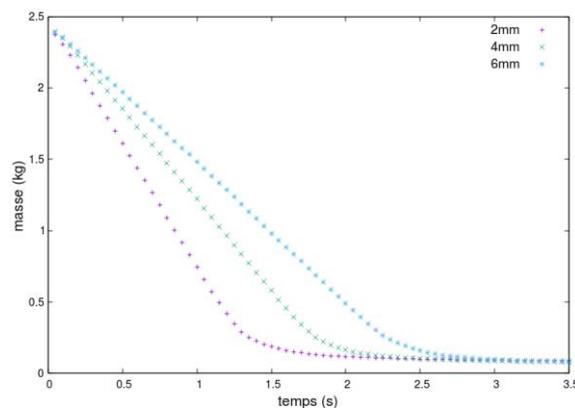


Figure 4.18 - Courbes du débit massique en fonction du temps pour des sphères de 2, 4 et 6 mm pour $\mu=0,6$. et $RR=0,001$

4.4.6 Effet de l'angle de trémie

En complément à la figure 4.13, la figure 4.19 et 4.20 montrent les courbes de débit pour les silos à trémie d'angle 30 et 60 degrés pour les billes de 2 et 4 mm. Similaires aux résultats précédents, le débit massique est plus rapide dans le cas d'une faible résistance au roulement et un faible coefficient de frottement grain-grain.

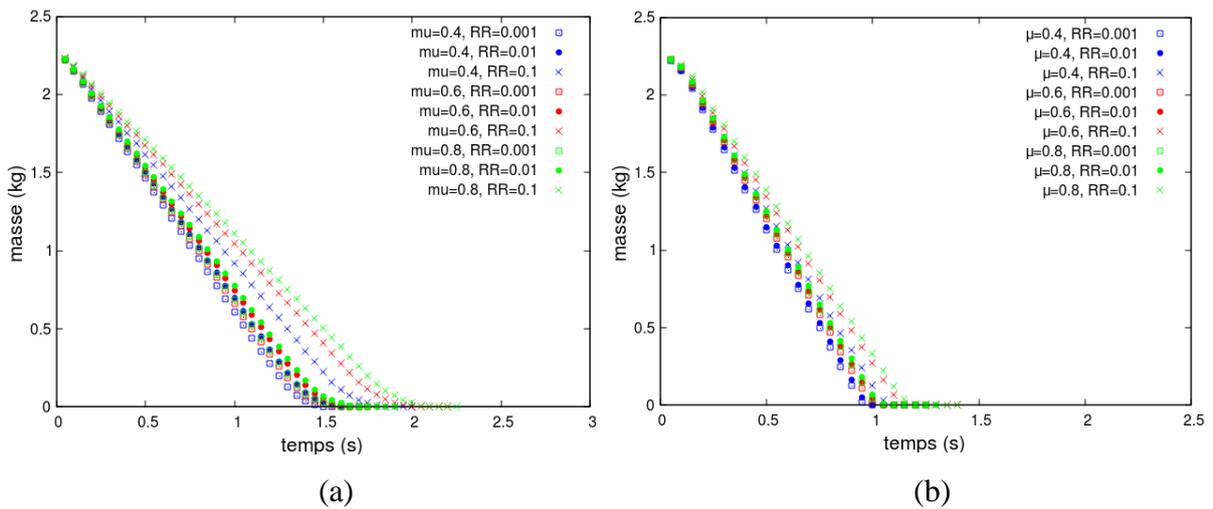


Figure 4.19 : Courbe de débit massique pour des billes 2 mm pour un angle de trémie de a) 30° b) 60°

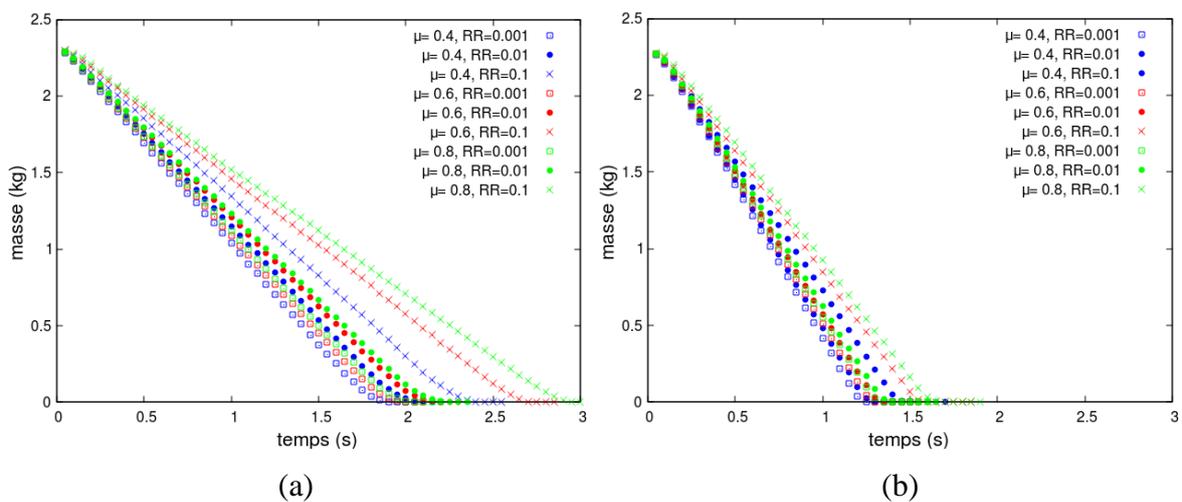


Figure 4.20 - Courbe de débit massique pour des billes 4 mm pour un angle de trémie de a) 0°, b) 30°, c) 60°

Les figures 4.22-a) et b) affiche l'évolution des couches de particules dans une trémie à angles 30 et 60 degrés à $t=0,8s$ qui justifient la dépendance de l'écoulement du coefficient de roulement quelque soit l'angle.



Figure 4.21 - Ecoulement des billes 4 mm à $t = 0,8s$ pour différentes valeurs de coefficient de résistance au roulement dans un silo à trémie a) 30° et b) 60°

Un écoulement en cheminé, en forme de V qui s'étend vers les parois latérales est mieux développé pour les silos à fond plat et à 30° . En revanche un débit massique est évident pour la trémie 60° .

4.4.7 Etude de l'angle de repos à la fin du déchargement du silo

Comme prévu, la décharge dans un silo fond plat était incomplète et une masse résiduelle est obtenue formant un angle par rapport à l'horizontal dit angle de repos présenté dans la figure 4.22. Une étude de ce dernier a été conduite.

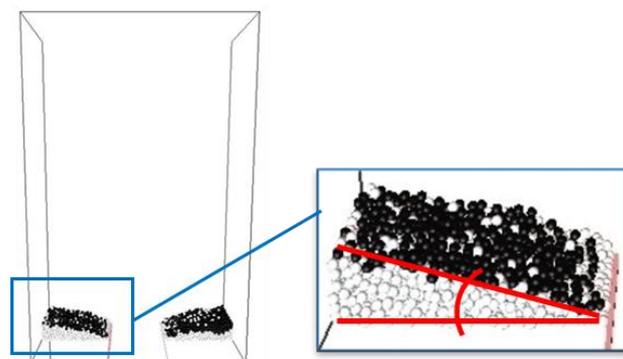


Figure 4.22 - illustration de l'angle formé par les particules stagnées au fond silo

La figure 4.23 montre que la valeur de la pente de l'angle de repos varie en fonction des paramètres micromécaniques du matériau.

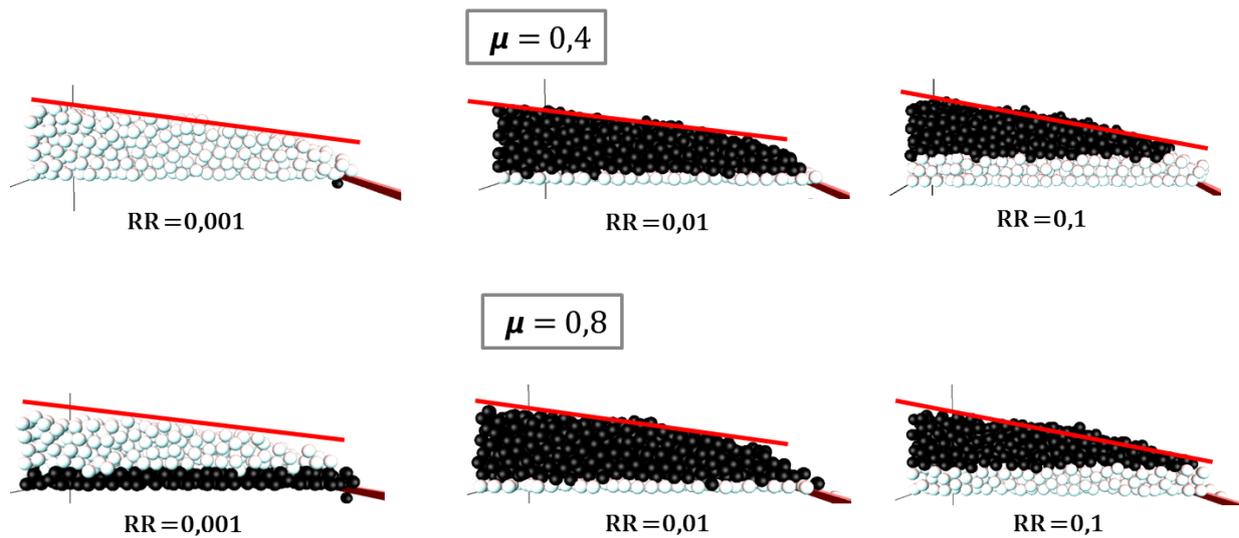


Figure 4.23 - Comparaison des angles de repos pour différentes valeurs de RR et μ pour des billes 2 mm.

4.5 Comparaison expérimentale numérique de l'écoulement dans un silo

4.5.1 Préparation des échantillons

Des essais à l'aide de couches de grains colorés ont été effectués, la décharge de silo a été filmée puis des photos ont été récupérées chaque 0,2 seconde. Les échantillons utilisés sont récapitulés dans le tableau 4.5 et les paramètres des particules ont été choisis pour correspondre aux recommandations présentées dans le tableau 4.2.

Tableau 4-5 : Échantillons utilisés dans la validation expérimentale numérique de l'écoulement granulaire

Angle(°)	Rayon (mm)	Volume (mm ³)	Densité réelle (g/cm ³)	Masse totale (g)	Nombre de particules
0	1	4,189	2,5	2300	219634
	2	33,510	2,5	2350	28648
	3	113,097	2,5	2500	8842
60	1	4,189	2,5	2230	212948
	2	33,510	2,5	2400	28050
30	1	4,189	2,5	2230	212948
	2	33,510	2,5	2350	28050

L'évolution de la masse de l'échantillon en fonction du temps lors de la décharge du silo présente une courbe linéaire dont la pente Q_m est équivalente au débit massique d'écoulement. Les essais de vidange ont été effectués au moins deux fois afin d'éviter les erreurs de mesures. La moyenne des débits est ainsi calculée donnant une idée sur la valeur du débit réel moyen.

4.5.2 Résultats

La figure 4.24 présente les courbes de débits massiques expérimentales pour les billes de 4 mm par rapport aux courbes simulées pour différents paramètres d'entrée explorés dans la section précédente.

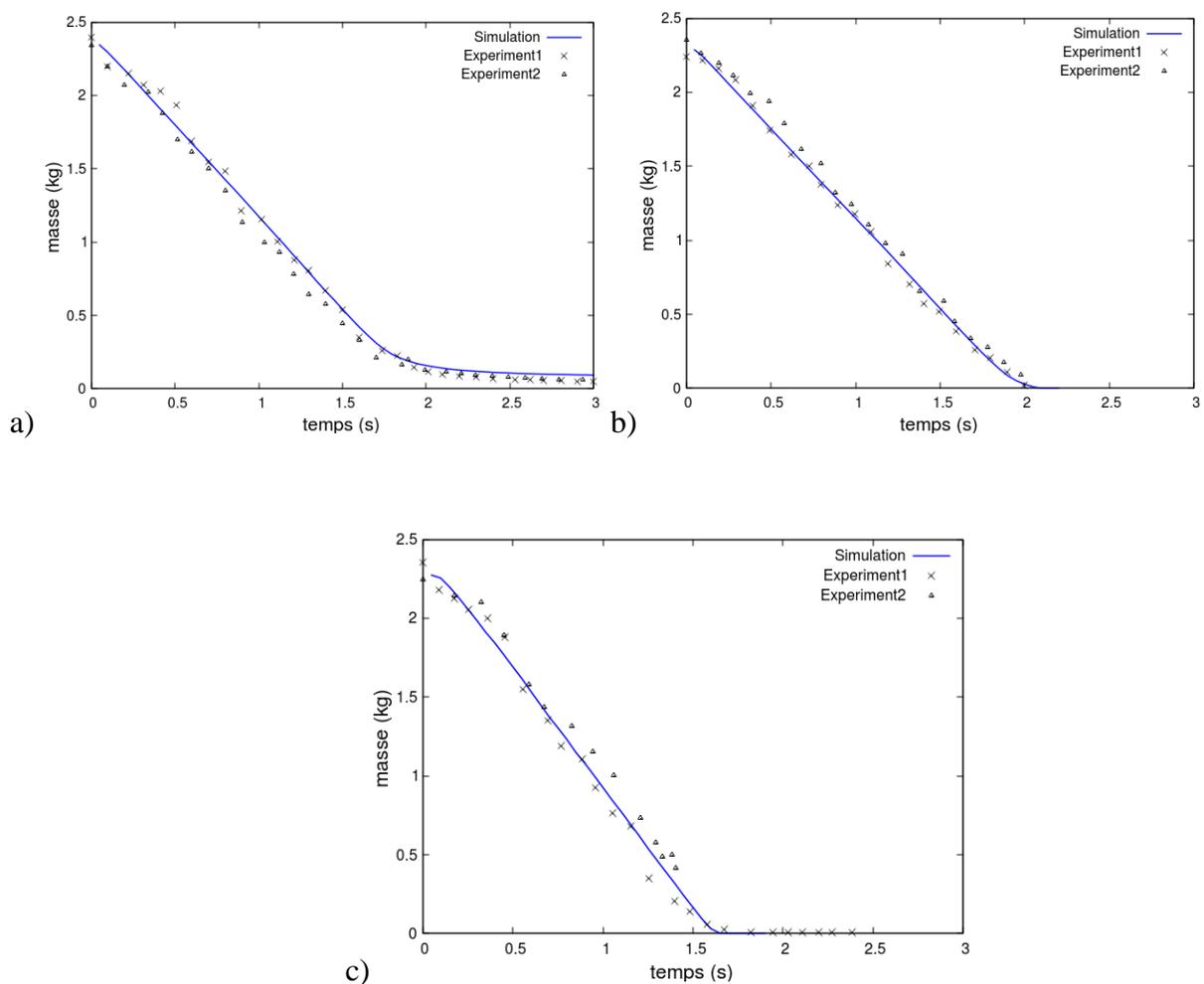


Figure 4.24 - Ecoulement granulaire des billes de diamètre 4 mm dans un silo à fond plat (a); à trémie 30°(b) et à trémie 60°

Pour les silos à trémie fond plat et à angle 30°, un coefficient de frottement $\mu = 0,4$ et une résistance au roulement $RR = 0,01$ ont été attribués à notre matériau pour correspondre aux résultats au laboratoire. Afin de vérifier le choix des paramètres de notre modèle, nous nous

sommes intéressés à l'évolution des couches de particules expérimentales et numériques sur des intervalles de temps, présentée dans la figure 4.25.

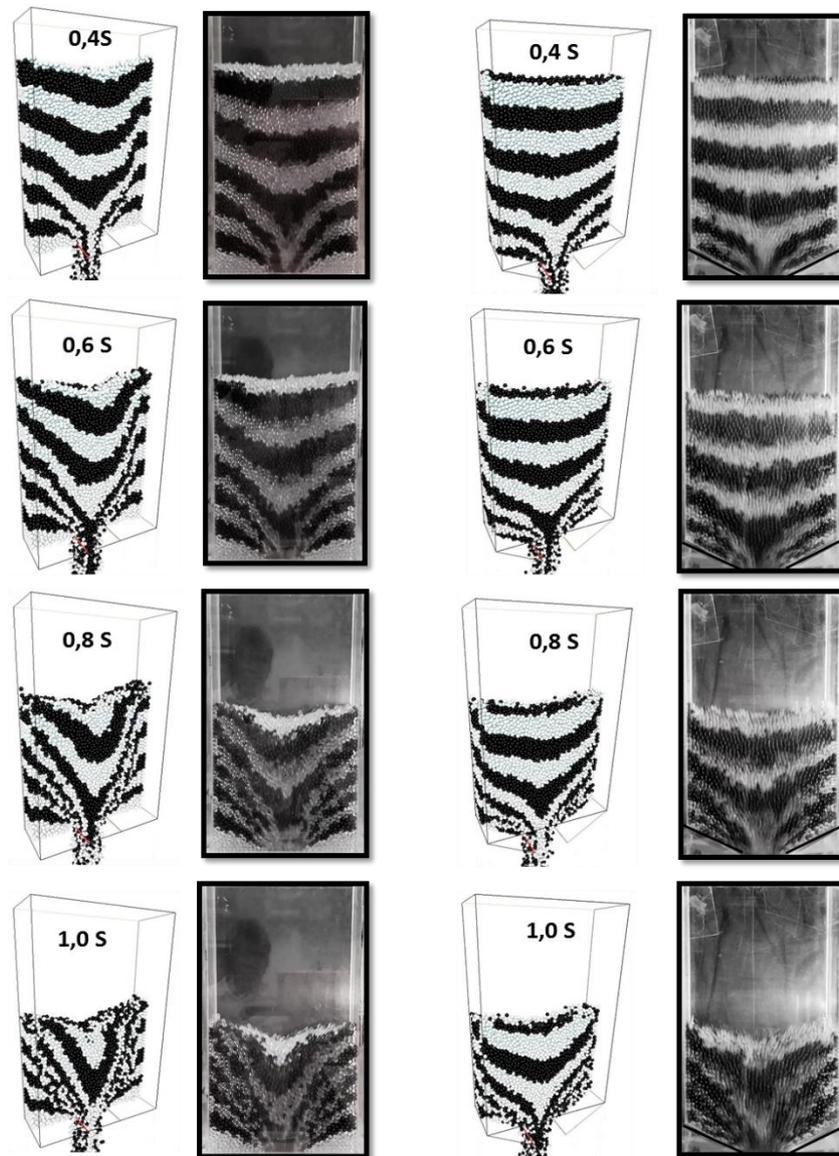


Figure 4.25 - Evolution des couches de grains expérimentales et numériques au cours du temps pour un silo fond plat et un silo à angle 30°

Cependant, dans le cas d'un silo à angle 60° , les valeurs de $\mu = 0,8$ et $RR = 0,1$ paraissent plus en concordance avec nos résultats expérimentaux. Ceci met l'accent sur le besoin d'une approche de calibration plus précise permettant de sélectionner les paramètres optimums de notre modèle.

Les particules dans le centre de la trémie à fond plat présentent un écoulement en entonnoir et se déchargent en premier par rapport aux particules qui l'entourent. En revanche, dans le cas des silos à trémies de 30 et 60 degrés, un écoulement en masse paraît prédominant.

De même, nous avons obtenu de bons résultats pour l'écoulement des billes de 2 mm dans le cas d'un silo à fond plat tels que $\mu = 0,8$ et $RR = 0,1$ comme le montre la la figure 4.26.



Figure 4.26 - Comparaison expérimentales et de simulations numériques correspondantes de l'écoulement des billes de verre de 2 mm dans un silo fond plat à plusieurs instance de décharge

4.5.3 Etude générale des paramètres de la DEM en deux dimensions

Beaucoup de travaux ont étudié l'écoulement avec la DEM mais peu de travaux ont interprété proprement la sélection des paramètres de génération de la DEM. Nous avons lancé 100 simulations de décharge des billes de 4 mm pour deux intervalles de variation aléatoire de μ et RR . Le recours à la présentation 2D met l'accent sur ce problème dit mal posé permettant de visualiser les zones qui sont bien caractérisées et celles difficiles à caractériser.

La figure 4.27 montre la présence de plusieurs combinaisons de vecteurs $[\mu, RR]$ permettant de donner la même valeur du débit massique sur le même contour. Le choix de la valeur exacte n'est pas évident.

Nous avons choisi de reproduire l'essai de décharge de trémie à fond plat, dans laquelle nous mesurons le débit massique de particules sphériques de 4 mm sur une période de cinq secondes. La figure a également permis de distinguer différents régimes d'écoulement

Lorsque μ et RR sont associés au quartile supérieur, les matériaux granulaires dont μ est supérieure à 0,5 et RR supérieure à 0,1 permettent une meilleure caractérisation du débit massique, là où la décharge est bien évidemment plus lente. Il est néanmoins clair que hors cette

zone, l'identification des paramètres micromécaniques devient problématique. On peut distinguer deux zones en bleu foncé entouré d'une zone un peu plus claire. De ce fait, on peut tirer que l'identification des matériaux est plus adaptée dans le cas de frottement élevé et une résistance au roulement élevé qui est caractéristique des matériaux dont la forme est complexe.

Les valeurs de débits massiques sur le même contour présentent les mêmes paramètres d'entrée. Ce problème est dit mal posé en raison de la non unicité des solutions avec ces paramètres.

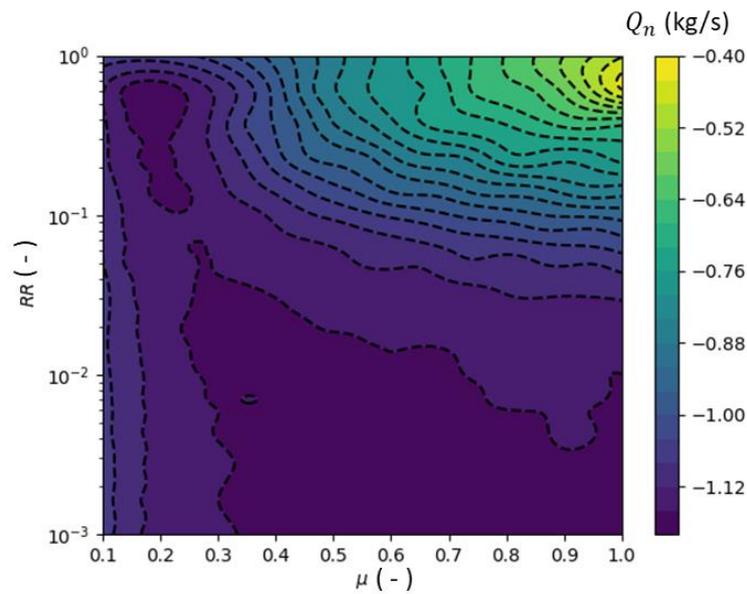


Figure 4.27 - Représentation 2D du débit massique dans l'espace des paramètres de DEM (coefficient de frottement / résistance au roulement)

4.5.4 Validation 3D pour des particules polyédriques

Dans cette partie, nous avons opté à l'utilisation de particules non sphériques (du sable concassé et des comprimés pharmaceutiques) afin de mettre l'accent sur le rôle significatif de la considération de l'effet de forme dans les simulations discrètes lors d'un écoulement granulaire.

4.5.4.1 Configuration du modèle

En comparaison avec un système de 2448 de sphères de 4 mm, nous avons considéré le même nombre de particules tétraédriques afin de prédire l'effet de la forme sur les débits massiques lors d'un écoulement granulaire. Certes, une différence entre la hauteur de remplissage des sphères et celle des polyèdres est remarquée. Néanmoins, nous nous sommes assurés que le volume de la particule est le même que celui de la sphère de sorte que la masse totale de l'échantillon soit la même. Le garnissage des tétraèdres paraît plutôt dense en raison de la forme régulière des particules.

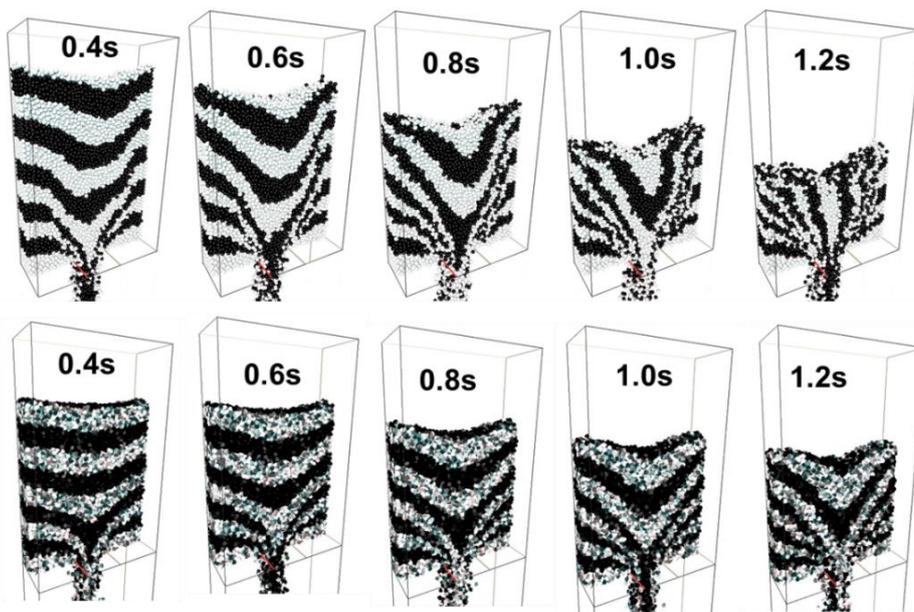


Figure 4.28 – Écoulement des billes de verre de diamètre 4 mm face aux particules tétraédriques dans un silo fond plat pour différents instant de temps pour $\mu = 0,6$ et $COR=0,3$

La figure 4.28 montre les modèles d'écoulement lors de la décharge pour un silo fond plat en utilisant des particules polyédriques et sphériques. Le temps de décharge pour les particules polyédrique est plus grand que celui des sphères. Cependant, similaire à l'écoulement des billes de verre, l'écoulement des polyèdres présente tout d'abord un écoulement en entonnoir. Les variations du taux de décharge en masse entre les simulations des polyèdres et les particules sphériques soulignent l'importance de la forme des particules.

4.6 Cas des comprimés pharmaceutiques

Pour la même configuration expérimentale, nous avons colorés les comprimés en noir et blanc pour former des couches de 4 cm permettant de visualiser le déplacement des particules lors de l'écoulement. Les résultats expérimentaux ont été comparés avec des résultats numériques réalisés par Kureck et al. [9] pour la validation d'un algorithme de détection de contact entre les comprimés. Les photos sont prises à différents intervalles de temps comme le montrent les figures 4.29 et 4.30 pour un silo fond plat et un silo à trémie d'angle 30°. Les paramètres de la simulation sont présentés dans le tableau 4.6.

Tableau 4-6 : Paramètres de la simulation des comprimés utilisés par [9]

Nombre de particules		Δ_t (s)	μ_s (-)	μ_d (-)	COR (-)	k_t (N/m)
fond plat	trémie 30°					
2041 (1kg)	1878 (0,92 kg)	10^{-5}	0,3	0,2	0,6	20.000

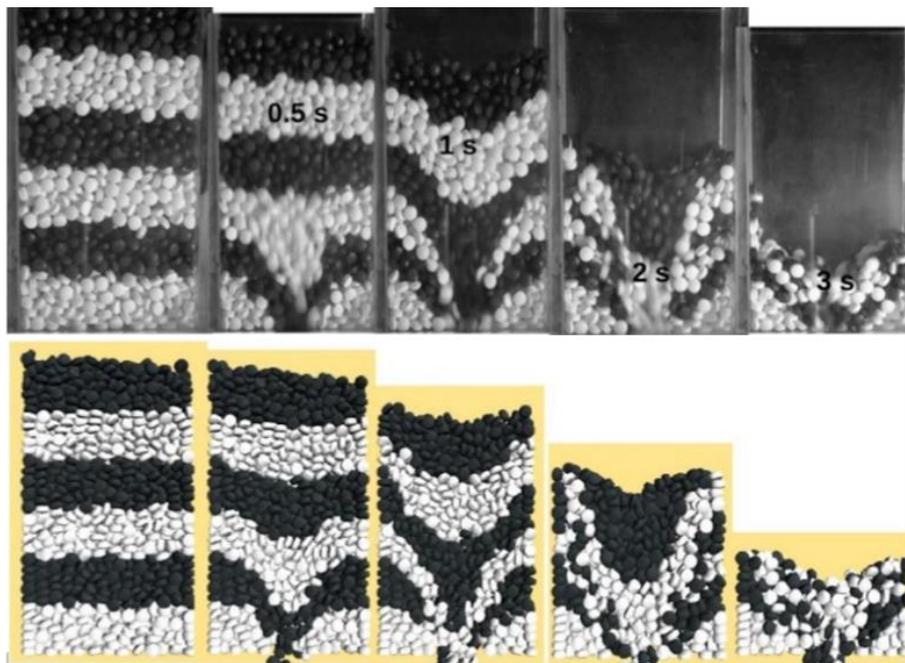


Figure 4.29 - Images expérimentales, photos de simulations correspondantes de l'écoulement des comprimés dans un silo fond plat [9]

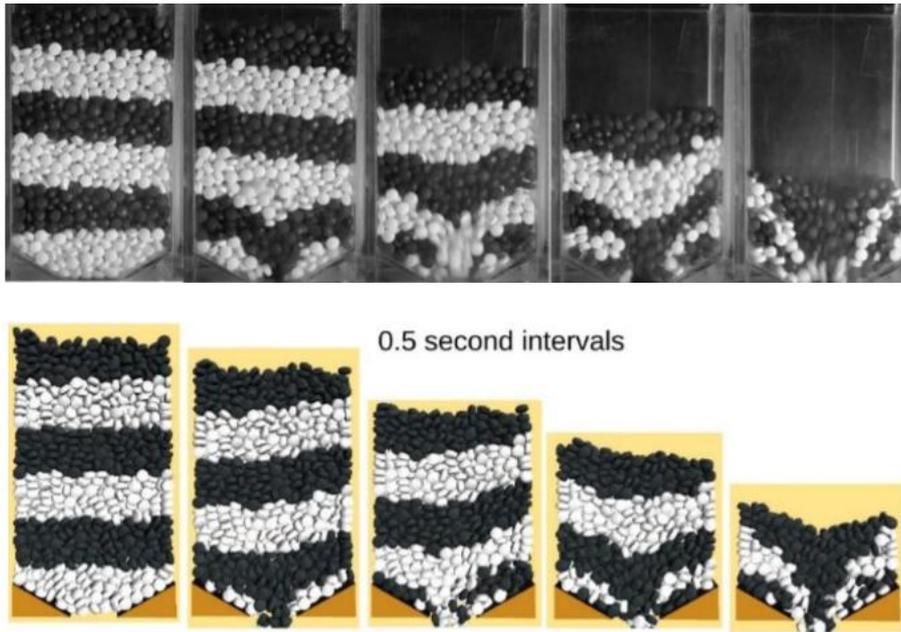


Figure 4.30 - Images expérimentales, photos de simulations correspondantes de l'écoulement des comprimés dans un silo à trémie 30° [9]

Quantitativement, la figure 4.31 montre une bonne concordance entre les courbes expérimentales et numériques du débit massique des comprimés en fonction du temps dans les deux configurations de silo. En revanche, une variation de la pente a eu lieu en début et en fin de l'essai qui coïncide avec la formation d'un arc transitoire observé dans les résultats expérimentaux et qui est moins remarqué dans les simulations.

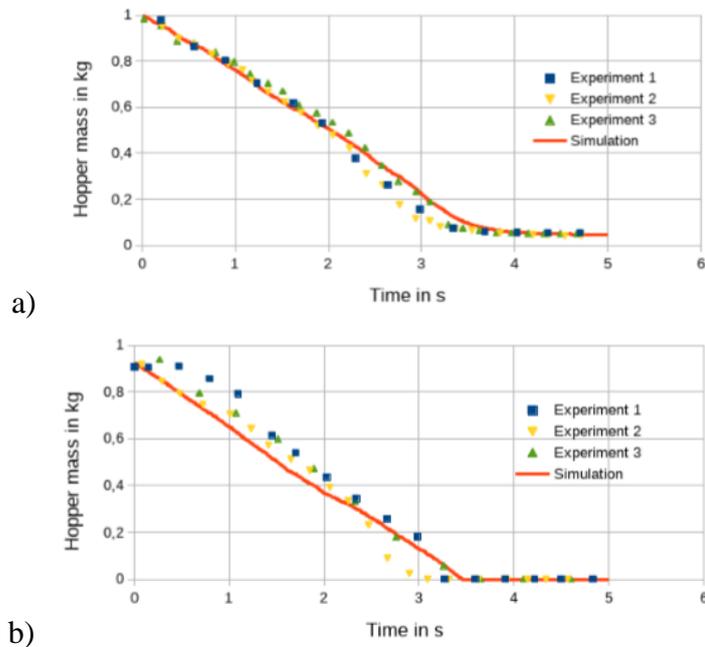


Figure 4.31 - Courbes de débit massique expérimentales et numériques pour a) silo fond plat, b) Silo à trémie 30° [9]

4.7 Conclusion

L'analyse théorique et expérimentale sur des modèles réduits 3D de billes de verre montre que l'étude du matériau ensilé peut donner une idée sur le comportement à l'échelle réelle. D'un point de vue précision, il ne semble pas que les modèles empiriques sont l'idéal. Le passage par une modélisation numérique s'avère donc intéressant pour prédire la dynamique des matériaux granulaires et étudier l'influence des paramètres du matériau sur la réponse macroscopique.

Comme prévu, la trémie dont l'inclinaison est la plus raide (angle plus élevé) est caractérisée par le débit le plus rapide, tandis qu'une stagnation des particules à la fin de la décharge du silo à fond plat était inévitable. L'estimation de l'angle de repos est liée aux paramètres d'entrée du modèle. Les résultats de calibration ont montré qu'on ne peut pas s'appuyer sur une sélection de paramètres par simple vérification de la réponse expérimentale et numérique. Nous avons montré qu'une combinaison de plusieurs paramètres d'un matériau peut être la solution pour une application mais pas forcément pour une application différente tel que le cas de l'écoulement dans le silo à trémie 60° par rapport à celui de 30° ou à fond plat.

5 Etude expérimentale et modélisation numérique de l'essai de résistance au cisaillement

5.1 Introduction

L'objectif de la première partie de ce chapitre est d'accentuer des indicateurs mécaniques permettant d'étudier le comportement mécanique des matériaux granulaires dans un contexte expérimental mené en vue d'identifier lors d'une deuxième partie des modèles numériques DEM dans le cadre d'une application type du génie civil. En particulier, le cisaillement direct à la boîte de Casagrande a été étudié, bien que cet essai présente des imperfections. Le cisaillement étant un phénomène majeur dans différents processus industriels et du génie civil, nous nous attacherons à regarder les facteurs les plus importants à l'origine de ce phénomène. Les résultats obtenus vont servir ensuite, à des comparaisons numériques/expérimentales pour des investigations à l'échelle des grains d'une part et à la validation du code de calcul d'autre part. Une discussion sur le choix du modèle et la sélection des paramètres d'entrée de la DEM sera également abordée, ce qui va permettre de conclure sur la précision de ce type de calibration in-situ.

5.2 Positionnement de l'étude

L'essai de cisaillement direct est couramment utilisé pour déterminer la résistance au cisaillement du sol, mais également pour étudier la mécanique des roches et des matériaux granulaires. De nombreux paramètres tels que la taille des particules, la porosité [81], le frottement grain-grain [7], la forme des particules et la rigidité [5][116] ont une influence significative sur la contrainte de cisaillement.

La modélisation numérique est largement utilisée pour analyser le comportement des matériaux granulaires [117]. Le but de cette étude est d'abord de valider les résultats du BlazeDEM3D-GPU dans le cas du test de cisaillement direct à la boîte de Casagrande pour des particules sphériques. Ces recherches seront élargies pour mettre en évidence l'effet de la forme des particules sur le comportement au cisaillement des matériaux granulaires en étudiant les méso-mécanismes des échantillons lors du cisaillement.

La démarche adoptée est illustrée dans la figure 5.1. Les essais expérimentaux vont permettre d'étudier le comportement au cisaillement à l'échelle macroscopique puis ils seront utilisés pour des comparaisons avec les résultats numériques. Les simulations numériques représentent un outil efficace pour suivre l'évolution des chaînes de forces, du réarrangement et de la rotation des particules à l'échelle microscopique, en plus des déformations volumétriques et de cisaillement [107][118].

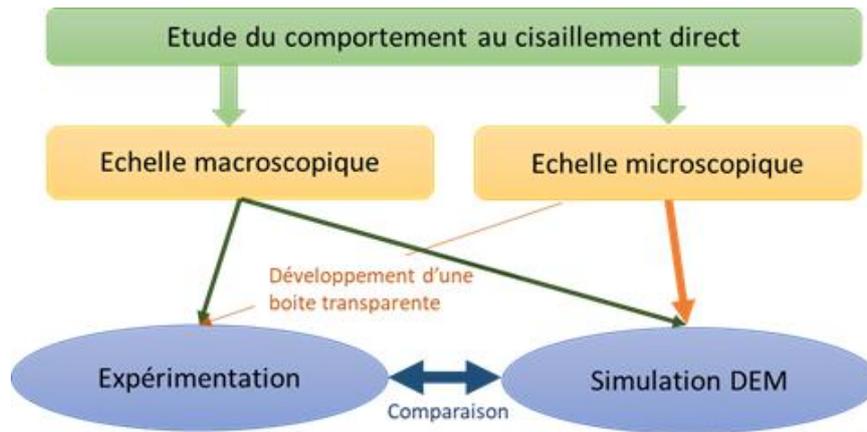


Figure 5.1 - Schéma du contenu du chapitre 4

5.3 Etude de la compacité optimale

Les mélanges granulaires sont généralement de nature composite, hétérogène et même aléatoire. Chaque mélange est caractérisé par une compacité propre à lui. La réalisation d'un mélange granulaire polydispense doit permettre d'appréhender les problématiques qui peuvent être rencontrées tels que la ségrégation et les problèmes d'écoulement granulaire. Il est donc intéressant d'avoir recours à l'étude des empilements granulaires en plus des fondamentaux de la mécanique et de la physique. Les compacités ont été mesurées sur des mélanges de billes en reprenant des modèles de compacité afin d'étudier la compacité optimale pouvant être atteinte pour des mélanges choisis binaires et ternaires.

5.3.1 Mélange binaire

Les modèles binaires ont été largement étudiés théoriquement par de nombreux scientifiques tels que: Westman et Hugill en 1930, Lee en 1970, Toufar en 1977, De Larrard en 1999. La méthode de calcul de la compacité optimale du mélange varie selon le modèle choisi [119].

Dans le cas d'un mélange binaire, il peut y avoir une dominance des grains fins ou une dominance de gros grains avec une phase intermédiaire où le mélange est dit optimal. Des interactions géométriques sont susceptibles d'avoir lieu ; L'effet de paroi apparaît lorsqu'un mélange de compacité donnée présente en contact d'un grain plus gros un supplément de porosité proportionnelle à la surface des gros grains. Un autre effet est celui de desserrement lorsque des gains fins sont placés dans un empilement de gros grains mais qu'ils ne peuvent pas occuper les interstices entre ces derniers. Ces effets illustrés dans la figure 5.2, sont définis par deux coefficients déterminés expérimentalement en fonction des diamètres des grains.

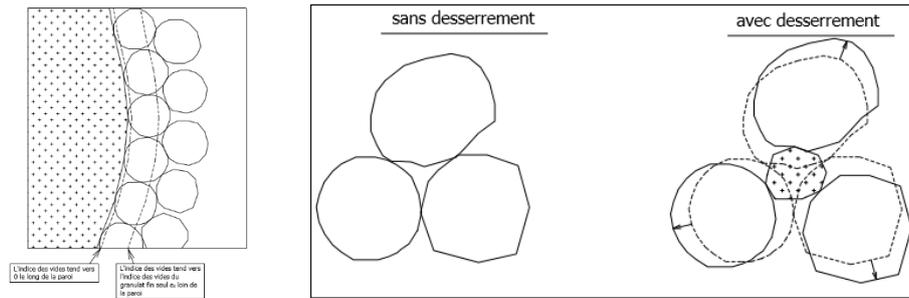


Figure 5.2 - Illustrations (a) effet de paroi, (b) effet de desserrement [119]

Des mélanges sont dits «sans interactions» lorsque le diamètre de la plus grosse particule est beaucoup plus important que celui de la petite particule. Ce qui signifie que l'arrangement local des gros grains n'est pas influencé par les petits grains. Le volume apparent de la structure dépend du pourcentage des grosses particules. Si le pourcentage est assez important, il constitue la structure granulaire et les petites particules se placent dans les interstices. Donc, elles ne participent pas à la structure mais affectent seulement la valeur de la compacité. Si les petites particules sont prédominantes, la répartition des grosses billes devient plus incertaine.

5.3.2 Modèles d'empilement théoriques

5.3.2.1 Modèle d'empilement compressible

Le modèle d'empilement compressible (CPM) représente la dernière génération de modèles développés au LCPC en France permettant de prédire la compacité réelle d'un mélange de plusieurs classes granulaires à partir de l'énergie de la mise en place et de la compacité de chaque classe [120]. Les travaux de De Larrard [119] ont porté sur l'optimisation des modèles développés au cours des années. Il a introduit la notion de compacité virtuelle, qui est la compacité atteinte, si nous aurions mis chaque particule à sa meilleure place afin d'obtenir un mélange très compact.

Le modèle linéaire a été affiné pour la compacité virtuelle du mélange, y compris les mélanges de grains de même taille mais de formes différentes. Ce modèle tiens compte non seulement des proportions en volume y_i et de leurs densités β_i correspondantes de chacune des classes granulaires, mais aussi des coefficients d'interaction y compris le coefficient d'effet de paroi b_{ij} et le coefficient d'effet de desserrement a_{ij} . Il est à noter que a_{ij} et b_{ij} ne dépendent que du contraste de taille de grains d_i et d_j . La compacité virtuelle d'un mélange de «n» fractions granulaires tel que (i) est la classe dominante est donnée par la formule suivante [121]:

$$\gamma = \inf(\gamma_i) = \frac{\beta_i}{1 - \sum_{j=1}^{i-1} y_j \left(1 - \beta_i b_{ij} \left(1 - \frac{1}{\beta_i}\right)\right) - \sum_{j=i+1}^n y_j \left(1 - a_{ij} \frac{\beta_i}{\beta_j}\right)} \quad (5.1)$$

$$a_{ij} = \sqrt{1 - \left(1 - \frac{d_j}{d_i}\right)^{1.02}} \quad (5.2)$$

$$b_{ji} = 1 - \left(1 - \frac{d_i}{d_j}\right)^{1.5} \quad (5.3)$$

La compacité réelle C se manifeste quand la structure granulaire des grains est désordonnée. Elle dépend de l'énergie de compactage, définie par un indice de compactage K dont la valeur varie selon le mode de compactage, d'où l'expression:

$$K = \sum_{i=1}^n K_i = \sum_{i=1}^n \frac{y_i / \beta_i}{\frac{1}{C} - \frac{1}{\gamma_i}} \quad (5.4)$$

Le procédé de compactage diffère d'une expérience à une autre. Il peut être réalisé par vibration, table à choc, par piquetage, etc. [122].

5.3.2.2 Modèle de Toufar

Nous avons sélectionné en plus du modèle de De Larrard, le modèle de Toufar généralement utilisé pour les mélanges binaires qui s'écrit :

$$\gamma = \frac{1}{\frac{y_i}{\alpha_i} + \frac{y_j}{\alpha_j} - y_i \left(\frac{1}{\alpha_i} - 1\right) k_d k_s} \quad (5.5)$$

$$k_d = \frac{1-x}{1+x} \quad (5.6)$$

$$k_s = 1 - \frac{1+4z}{(1+z)^4} \quad (5.7)$$

$$z = \frac{\left(\frac{y_j}{y_i}\right) \left(\frac{\alpha_i}{\alpha_j}\right)}{1 - \alpha_i} \quad (5.8)$$

où γ est le facteur correspondant à la compacité théorique du mélange ; y_i et y_j sont les proportions des deux billes i et j qui varient de 0 à 1 ; α_i et α_j correspondent aux compacités réelles du mélange monodisperse de chaque type de billes ; x est le rapport entre les diamètres des particules fines et grosses, z est le facteur de vide entre les interstices provoqués par les murs de grosses billes ; k_d et k_s sont les paramètres à déterminer en fonction de x et z.

5.3.3 Approche expérimentale

L'efficacité du mode de compactage joue un rôle très important avec la variation de la taille et de la forme des particules. Dans ce travail, nous nous sommes inspirés de la procédure de vibration avec une pression de 10 kPa pour développer un dispositif adapté à notre matériau. L'amplitude et les fréquences des vibrations appliquées sont constantes, ce qui signifie une énergie de compactage stable. Nous avons élaboré des empilements de particules sphériques dans le but de vérifier les similitudes avec les modèles empiriques. Nous avons formé deux mélanges binaires en conservant un rapport de 2 entre les petites et les grosses particules MB1 (1-2 mm) et MB2 (2-4 mm). Puis, nous avons opté pour un mélange ternaire MT (1-2-4 mm). La variation des proportions de chaque classe est égale à 10%. Il s'agit de calculer l'influence des effets d'interactions dans le mélange.

Une masse ($m_s = 750g$) de l'échantillon est placée dans un moule cylindrique de 200 mm de hauteur et 70 mm de diamètre par simple déversement de billes à l'entonnoir. L'échantillon subit ensuite une pression de 1 kPa et une vibration de 60 Hz grâce à une table vibrante. L'énergie transmise par les vibrations aux grains leur permet de se réorganiser dans une configuration plus dense, ce qui améliore la densité de tassement de l'échantillon.

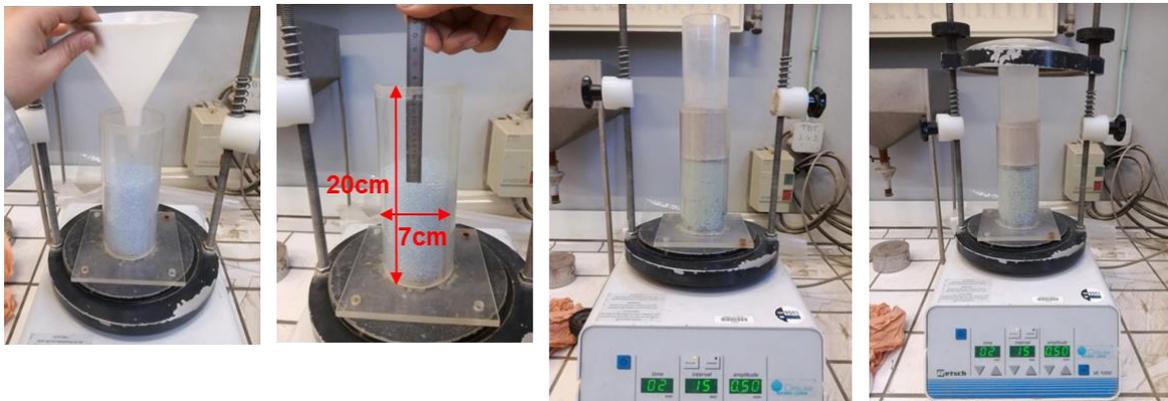


Figure 5.3 - Dispositif expérimental du compactage avec vibration + pression

La compacité expérimentale est calculée par la formule:

$$C = \frac{m_s}{\rho * S * h} \quad (5.9)$$

où m_s est la masse collectée, S est la surface du récipient, $\rho = \sum y_i * \rho_i$ est la densité du mélange, h est la hauteur réelle du volume contenu dans le cylindre.

5.3.4 Mélange binaire

Dans chaque test, les courbes d'évolution de la compacité mesurée après la phase de vibration en fonction des pourcentages de fraction des petits grains sont présentées dans la figure 5.4. Le modèle de l'empilement compressible nécessite la prise en compte des effets de paroi et de desserrement ainsi que l'indice de serrage. L'arrangement des grains s'effectue de sorte que les petits grains ont tendances à occuper les vides entre les gros grains.

Les courbes présentent une augmentation rapide de la compacité dans la première zone de dominance des gros grains, ce qui réduit les effets de desserrement. Une fois la valeur optimale est atteinte, les petits grains deviennent dominants et la compacité diminue. Ce qui permet de conclure que la compacité élémentaire de chaque classe peut avoir un effet sur la valeur de la compacité maximale en dehors des effets de forme.

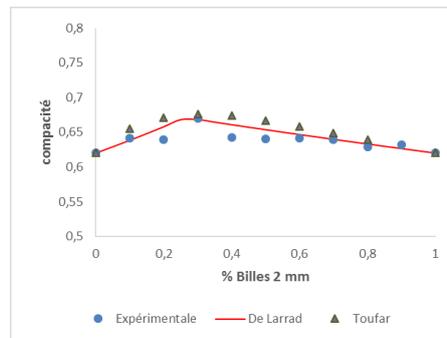


Figure 5.4 - Evolution de la compacité pour le mélange MB2

Les courbes de la compacité obtenues pour les deux modèles théoriques sont en concordance avec nos résultats expérimentaux pour la même proportion de petites billes. Pour le mélange MB2, la compacité optimale obtenue est de l'ordre de 0,69 pour 30% de billes de 2 mm avec un indice de serrage $K=7$.

La figure 5.5 illustre un exemple de l'effet de ségrégation observé durant le processus de compactage. Les photos montrent l'écoulement des petits grains entre les gros grains formant la structure granulaire de l'échantillon.

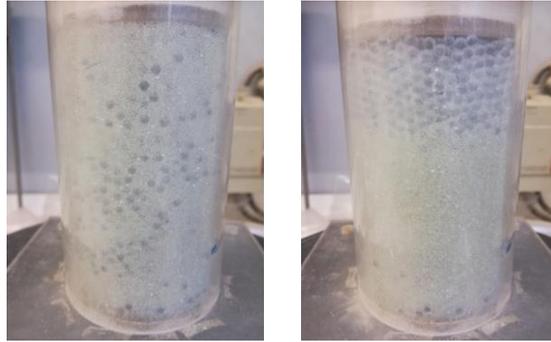


Figure 5.5 - Exemple de l'effet de ségrégation du mélange formé de 60% de bille de 1 mm et 40% de bille de 4 mm avant et après compactage

5.3.5 Mélange ternaire

Nous avons effectué la même procédure expérimentale pour un mélange ternaire. Expérimentalement, nous avons formulé un mélange composé de billes de 1, 2 et 4 mm. Nous avons fixé une taille de billes à 50% et varié les autres proportions entre 10 et 40%. Nous avons obtenu les résultats affichés dans le tableau de l'annexe C.

5.4 Résistance au cisaillement des matériaux granulaires

5.4.1 Dispositifs expérimentaux

Des essais de cisaillement classiques ont été élaborés à l'aide de l'essai de cisaillement direct à la boîte de Casagrande avec une cellule cylindrique de 60 mm de diamètre et de 30 mm de hauteur tel que présenté dans la figure 5.6. La dimension de la boîte utilisée dans cet essai dépend de la dimension du matériau à cisailier [123]. La taille de la cellule de cisaillement a donc été choisie en fonction de la distribution de taille de la plus grosse particule.

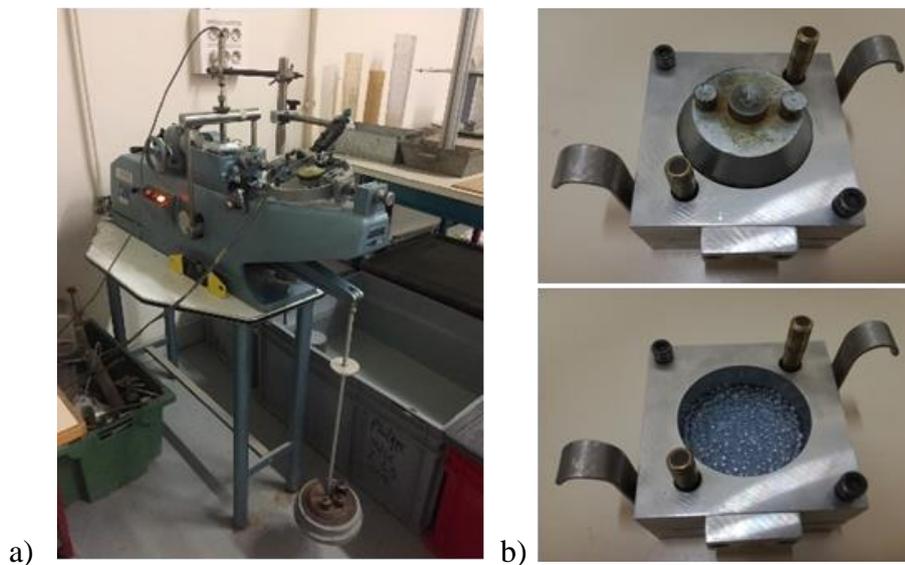


Figure 5.6 - a) Photo de la machine de cisaillement, b) Boîte de Casagrande

L'appareil est équipé de deux capteurs: un capteur (1) mesure le déplacement horizontal, un capteur (2) évalue le déplacement vertical causé par les effets de dilatance. Les deux sont reliés au système de chaîne de mesure qui permet de suivre l'évolution de la déformation.

Dans cette étude, une boîte à cisaillement développée par Zentar et al. [124] a été utilisée. L'avantage de la boîte utilisée est qu'elle permet d'indiquer la hauteur initiale des échantillons, en maintenant constante la densité de remplissage initiale. Le volume initial est imposé et la masse des billes est fixée au début de chaque essai. La masse est calculée par la formule de compacité (5.9).

Dans le but d'éviter une répartition non homogène des contraintes dans l'échantillon, les billes pesées sont placées dans un entonnoir puis versées doucement dans la boîte. Cette technique vise à mieux contrôler la compacité de notre échantillon moyennement dense. Les tests ont été effectués au moins trois fois afin de vérifier la répétabilité des essais.

Au cours de cet essai, l'axe de déformation est imposé par un plan de cisaillement horizontal et la vitesse est toujours constante. Ce qui n'est pas le cas dans un essai triaxial [125]. Une illustration de l'essai est schématisée dans la figure 5.7.

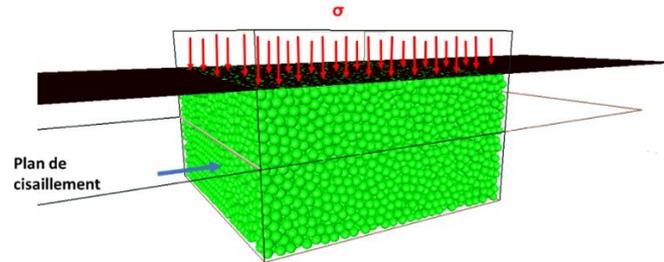


Figure 5.7- Illustration Schématique de l'essai de cisaillement

5.4.1.1 Paramètres mécaniques à identifier

Pour chaque essai, des courbes caractéristiques sont tracées à savoir :

- La contrainte tangentielle τ par rapport au déplacement axiale δ .
- L'évolution de l'indice des vides en fonction du déplacement axiale δ .
- Les angles de frottement internes macroscopiques sont déterminés.
- La cohésion en cas de présence d'eau

Les résultats obtenus pourront servir comme des paramètres d'entrée et des outils de validation pour les résultats numériques pour les mêmes conditions d'essais.

5.4.2 Comportement des billes de verre monodisperses

5.4.2.1 Influence de la taille des particules

Trois diamètres de billes de verre 1, 2 et 4 mm ont été choisis pour évaluer l'influence de la taille sur la réponse au cisaillement d'un matériau granulaire. Afin de faire une analyse rigoureuse des résultats et assurer une meilleure répétabilité des essais, les conditions initiales des échantillons sont les mêmes, les tests ont été réalisés avec la même densité de remplissage et avec quatre niveaux de charge statistique 50, 100, 200 et 300 kPa. Pour une meilleure lecture des résultats, les courbes sont tracées en ligne fine et la moyenne correspondante en gras.

La figure 5.9 illustre l'évolution de la contrainte de cisaillement en fonction du déplacement horizontal des billes de verre monodisperses de chaque diamètre. Généralement, dans le cas d'un matériau granulaire naturel, les courbes contrainte tangentielle-déformation montrent une augmentation linéaire ayant un aspect lisse en début de l'essai, puis tendent vers une valeur

résiduelle, ce qui est le cas également des billes de verre. Notamment, une augmentation de la contrainte maximale avec l'augmentation de la pression normale a été observée pour tous les tests. En revanche, elle diminue avec l'augmentation de la taille des particules pour différents confinements appliqués. Ces valeurs sont reportées dans le tableau 5.1.

Tableau 5-1 : Valeurs de la contrainte maximale et de l'indice des vides pour chaque diamètre de bille sous différentes pressions de confinement

σ (kPa)	50			100			200			300		
d (mm)	1	2	4	1	2	4	1	2	4	1	2	4
τ_{pic} (kPa)	0,041	0,032	0,029	0,080	0,076	0,066	0,188	0,143	0,104	0,253	0,216	0,168
e_{min} (-)	0,710	0,708	0,708	0,705	0,706	0,705	0,702	0,704	0,703	0,701	0,702	0,701

L'indice des vides e est le volume de vide par unité de volume de fraction solide: $e = n/(1 - n)$ avec n est la porosité de l'échantillon. En début de l'essai, l'échantillon est soumis à un tassement initial qui dépend de l'intensité de la pression normale. Par conséquent, un nouveau réarrangement des grains apparaît accompagné d'une nouvelle dispersion du vide. Cela contribue à la modification de la résistance au cisaillement de l'échantillon et de la transmission des efforts. En effet, le changement de la structure supprime certains éléments résistants et contribue à la diminution de l'effort de cisaillement. La phase de réarrangement s'avère donc très importante dans ce processus dont deux possibilités peuvent être détectées : une perte ou une augmentation de la résistance au cisaillement avant d'atteindre un état d'équilibre. Afin de vérifier cette hypothèse, nous avons tracé dans la figure 5.8 la déformation en volume, représentée par la variation des indices des vides en fonction du déplacement horizontal.

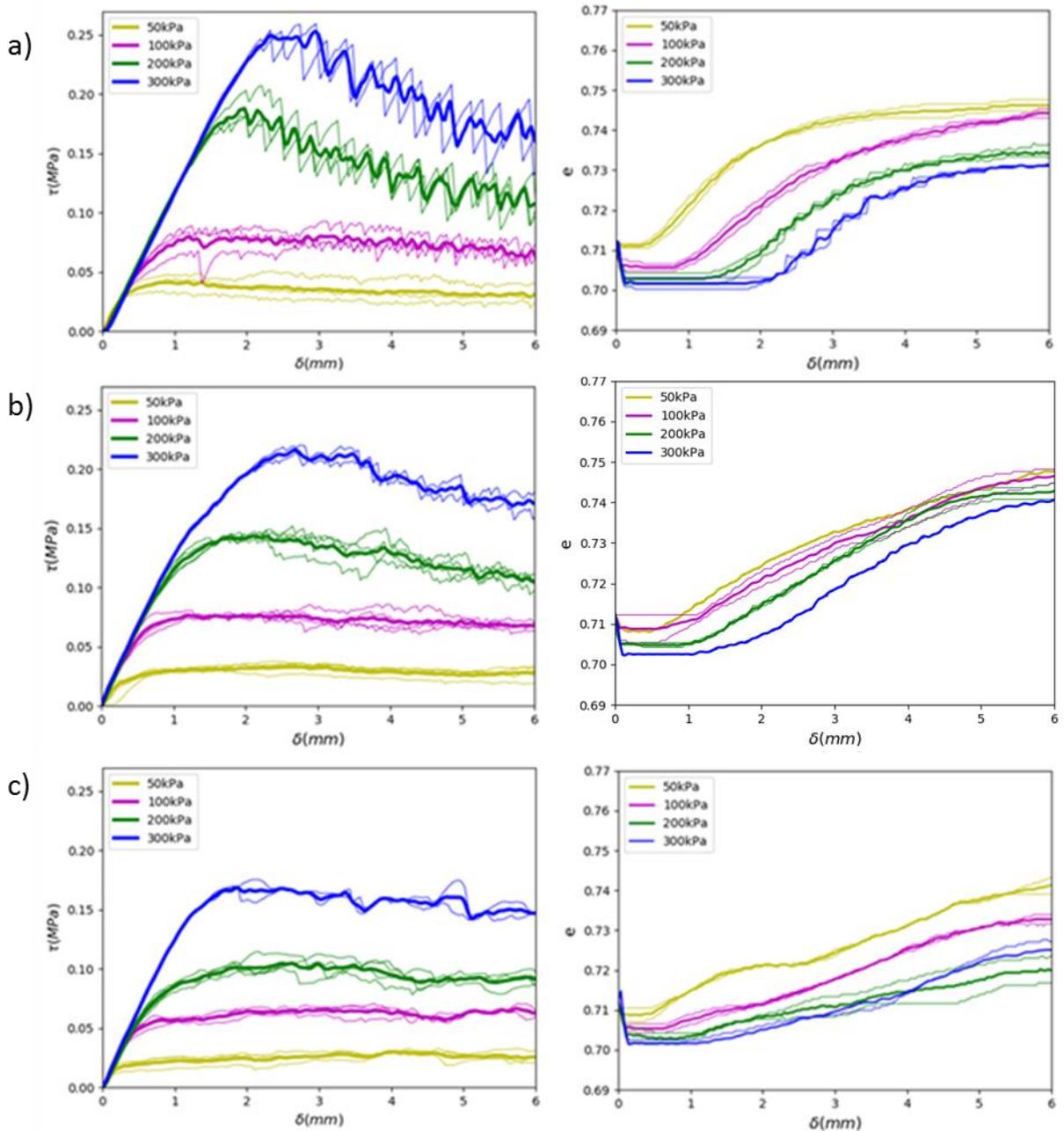


Figure 5.8 - Comparaison des contraintes et des taux de vide entre les courbes expérimentales inférieures à 50, 100, 200 et 300 kPa pour des billes de verre (a) 1 mm, (b) 2 mm et (c) 4 mm.

Les résultats ont montré qu'une augmentation de la taille des particules diminue la résistance maximale au cisaillement. Nous avons tracé ainsi les courbes de la contrainte de cisaillement en fonction de la pression de confinement. Une relation linéaire a été démontrée sur la figure 5.9. L'angle de frottement maximal peut être déterminé à l'endroit où la contrainte de cisaillement maximale est atteinte. Il augmente linéairement avec le déplacement de cisaillement [123]. L'augmentation de l'angle de frottement pour les petites particules peut être attribuée à la réduction du taux de vide entre eux. En effet, par l'augmentation du diamètre des

particules, le rapport surface/volume diminue et cela a une influence sur les interactions interparticulaires.

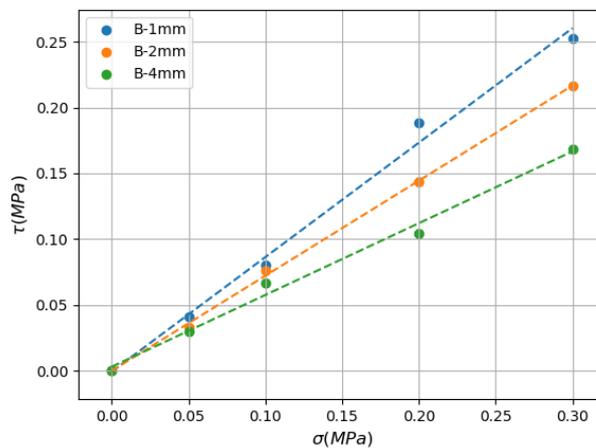


Figure 5.9 - Courbes de la contrainte de cisaillement en fonction de la pression de confinement pour les billes de diamètre 1, 2 et 4 mm

Au niveau du plan de cisaillement, l'angle de frottement interne est mobilisé par les sollicitations. Lorsque l'angle de frottement interne du matériau cisailé atteint sa limite, les courbes présentent une déformation maximale.

La plupart des matériaux granulaires ont des angles de frottement internes inférieurs à 45° , ce qui est le cas des angles de frottement obtenus pour les billes de diamètre 1, 2 et 4 mm de $41,13^\circ$, $31,96^\circ$ et $27,31^\circ$ respectivement. La valeur de l'échantillon monodisperse de 4 mm correspond parfaitement à celle déterminé par Wu et al. [125] à l'aide de l'essai triaxial ce qui justifie nos résultats à l'essai de cisaillement direct à la boîte de Casagrande.

5.4.2.2 Effet de la teneur en eau

Chaque matériau granulaire est caractérisé par sa porosité due aux vides dans la structure entre les particules pouvant être remplies de liquide. Par conséquent, deux phénomènes peuvent apparaître; la liquéfaction ou la mobilité cyclique [126]. Pareil à [31], nous avons souhaité avoir un état hydrique en régime pendulaire. Afin de mettre l'accent sur l'effet de la présence de l'eau sur la résistance au cisaillement, nous avons choisis d'utiliser des billes de verre de diamètre 1 mm. Des essais préliminaires sur des billes plus grossières de 4 mm n'a pas permis de visualiser cet effet. Le choix de matériaux fins a permis d'augmenter le nombre de contact entre les particules et par conséquent favoriser la création des ponts capillaires. Un exemple de pont capillaire est montré dans la figure 5.10.



Figure 5.10 - Observation au microscope d'un pont capillaire

Les étapes de préparation des échantillons sont les mêmes qu'à l'état sec. Une quantité d'eau mesurée en termes de teneur en eau massique a été injectée à l'aide d'une pipette dans l'échantillon déjà placé dans la boîte de cisaillement comme illustré sur la figure 5.11. Le taux d'humidité est le rapport de la masse d'eau à la masse du produit humide exprimé en pourcentage. Elle peut être exprimée par rapport à la masse du matériau sec tel que:

$$\omega = \frac{\rho_l^* V_l}{m_s} \quad (5.10)$$

où ρ_l^* est la masse volumique de l'eau, V_l est le volume d'eau ajouté et m_s est la masse des billes.



Figure 5.11 - Photos de préparation de l'échantillon humidifié

La figure 5.12 montre l'évolution de la contrainte tangentielle en fonction du déplacement horizontal pour quatre valeurs de contrainte normale et pour différentes teneurs en eau de l'ordre de 1% et 5% et par l'ajout du téflon qui joue le rôle d'un lubrifiant. Les essais ont montré que les valeurs de résistance au pic sont plus importantes à l'état sec par rapport à l'état humide. L'ajout du téflon à la place de l'eau génère des courbes lisses sans fluctuation.

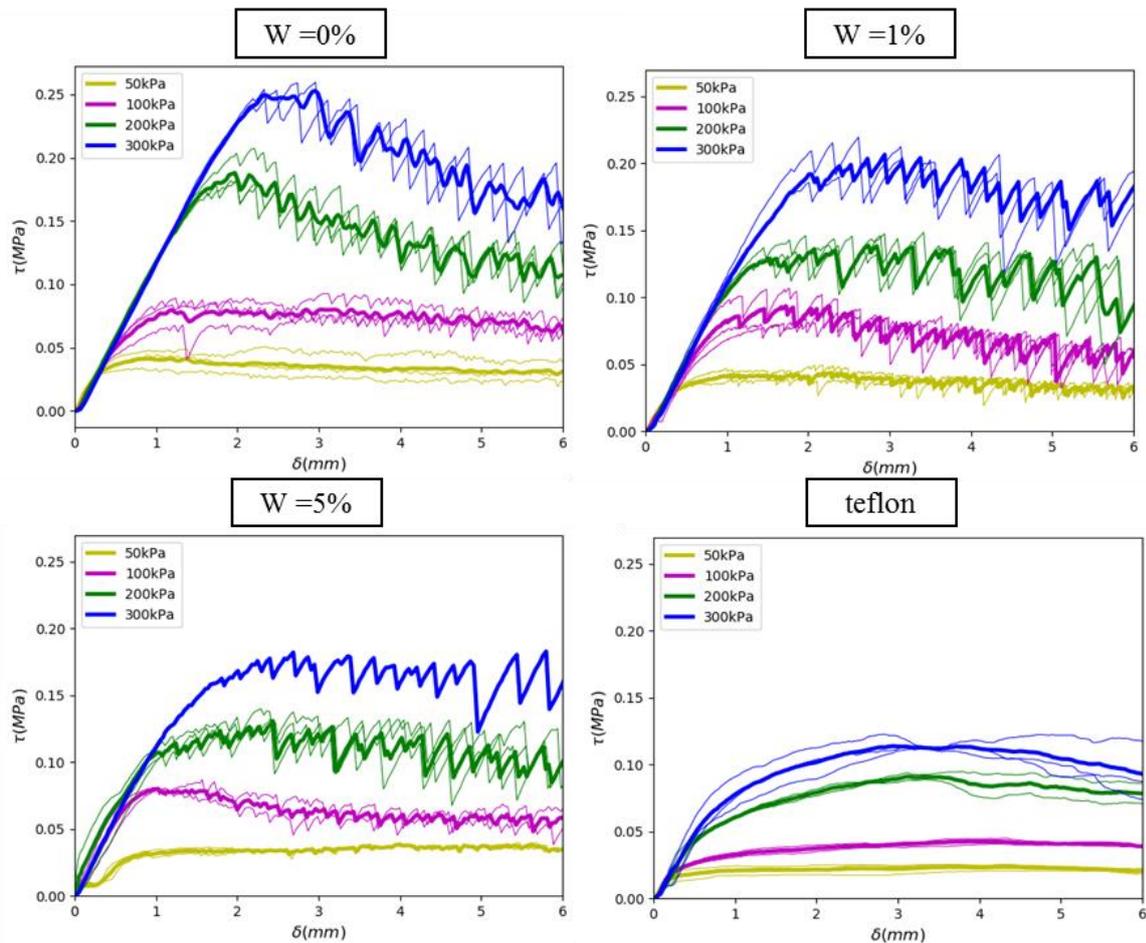


Figure 5.12 - Courbes du cisaillement pour une teneur en eau de 0%, 1%, 5% et avec injection du téflon pour les billes de 1 mm

D'après la figure 5.13, les différences entre les courbes de contraintes tangentielles pour les différents pourcentages d'eau sont faibles sous 50 et 100 kPa. En revanche, nous avons pu distinguer clairement une diminution de la valeur de la contrainte au pic avec l'augmentation du pourcentage de la teneur en eau sous 200 et 300 kPa.

De plus, la résistance au cisaillement résiduelle est une propriété intrinsèque du matériau quand ce dernier se présente à l'état sec indépendamment des conditions initiales de compacité. Cependant, cette valeur subit une faible variation après l'ajout de la quantité d'eau. Cette remarque a été clairement observée après l'ajout du téflon mais elle n'était pas évidente pour les essais humidifiés à 1% et 5%. Les valeurs de la cohésion sont relativement faibles en raison de la nature du matériau utilisé telle qu'on peut le voir sur la figure 5.14 qui en plus de ça, montre clairement la diminution de l'angle de frottement progressivement avec l'ajout du liquide par rapport à l'état sec.

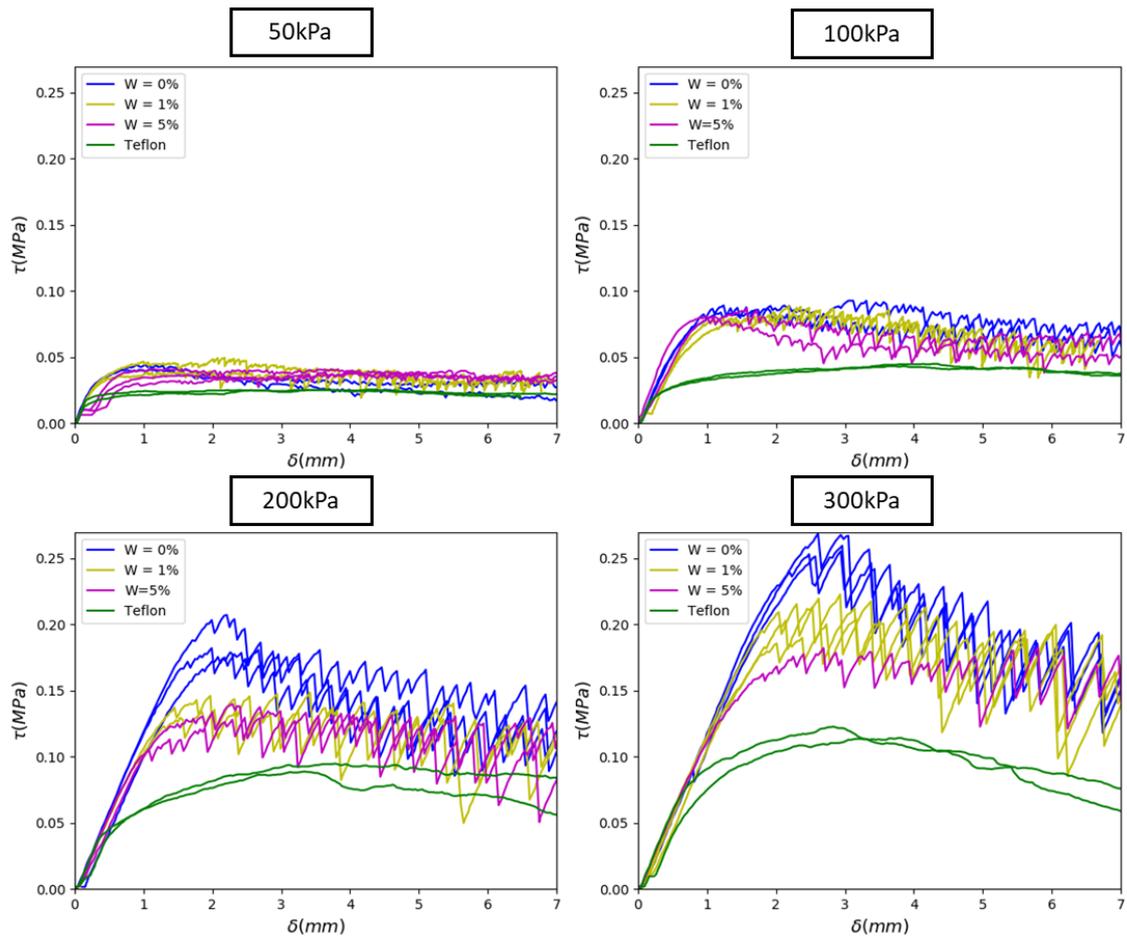


Figure 5.13 - Evolution de la contrainte de cisaillement pour différentes pression de confinement et pour différents états hydriques (0%, 1% et 5%) et différente texture (ajout revêtement en téflon)

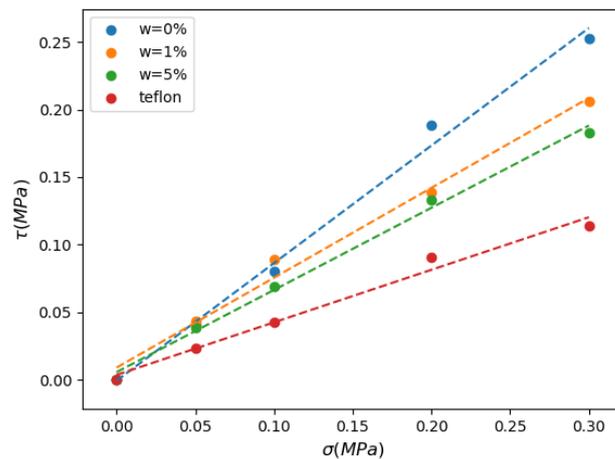


Figure 5.14 - Variation de la contrainte de cisaillement en fonction de la pression de confinement dans le cas d'un échantillon humide

5.5 Effet de la polydispersité

Trois tailles de billes de verre ont été considérées afin de comparer l'effet de polydispersité sur le comportement au cisaillement. Les pourcentages des chaque type de grains ont été choisis volontairement. Comme on a pu le voir précédemment, le phénomène de ségrégation est très fréquent lors d'un mélange granulaire polydisperse, pour ce là, il est impérativement nécessaire de faire attention dans la manière de remplir le récipient afin de garder la notion de volume élémentaire représentatifs. Les échantillons de mélange et les résultats des tests sont résumés dans le tableau 5.2.

Tableau 5-2 : Mélanges polydispersés utilisés

Diamètres (mm)	1	2	4
M1	30%	50%	20%
M2	40%	10%	50%
M3	50%	10%	40%
M4	0%	70%	30%

La figure 5.15 montre que la présence des billes de 1 mm, amplifie l'amplitude des fluctuations par rapport à l'échantillon M4 composé uniquement de 70% et 30% de billes de verre de 2 mm et 4 mm respectivement. Si nous examinons les courbes M1 et M2, nous concluons que 10% d'augmentation du pourcentage de billes de verre de 1 mm et une diminution du même pourcentage pour les billes de verre de 4 mm rendent la contrainte de cisaillement plus grande sous 250 kPa. Cependant, la contrainte est restée presque la même pour des confinements de 50 et 150 kPa. Ceci confirme qu'une augmentation de pourcentage de petites particules dans la structure granulaire a une influence sur les réponses au cisaillement. Cette remarque est d'autant plus claire pour les échantillons contenant seulement 20% de billes de verre de 4 mm et une majorité de particules plus petites présentant une valeur de contrainte de cisaillement plus élevée. Sous un confinement de 250 kPa, la courbe de cisaillement de M1 présente un pic de 0,17 par rapport aux autres échantillons.

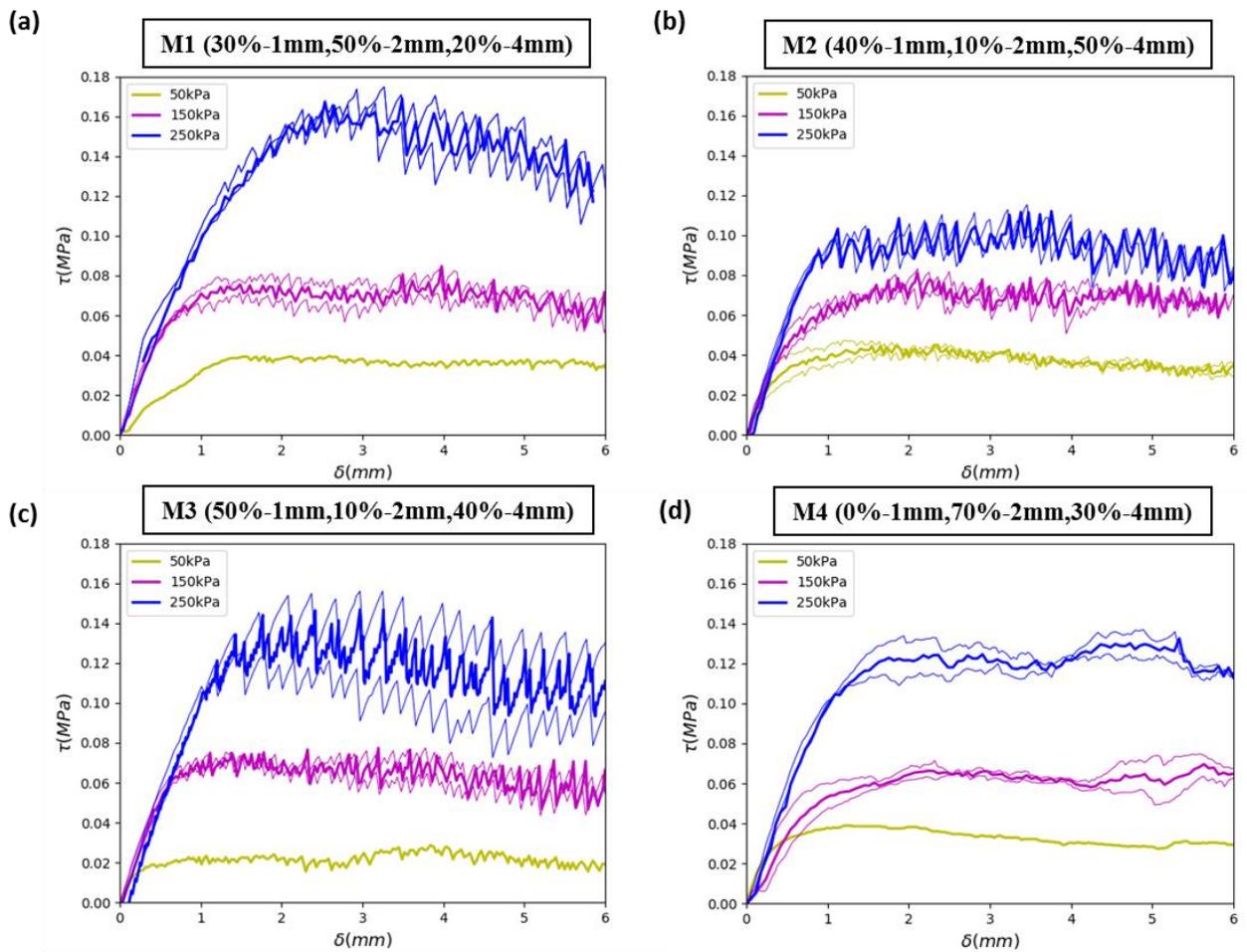


Figure 5.15 - Evolution de la contrainte de cisaillement sous 50, 150 et 250 kPa pour différents mélanges granulaires

Afin de mieux visualiser les variations de la résistance au cisaillement, les courbes de chaque mélange ont été représentées dans la même figure pour la même pression normale telle que le montre la figure 5.16.

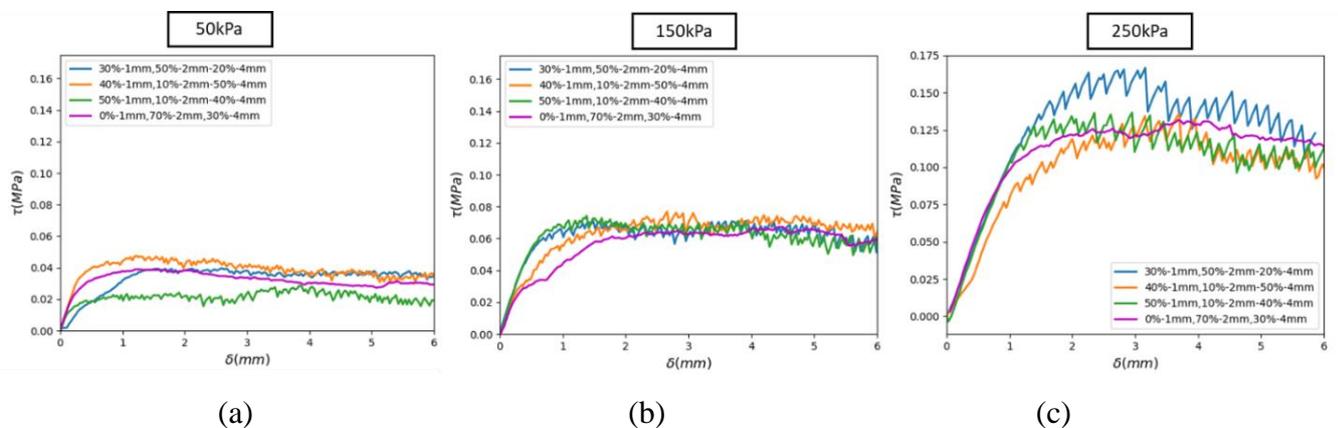


Figure 5.16 - Comparaison des échantillons pour les mélanges polydisperses (a) 50 kPa, (b) 150 kPa et (c) 250 kPa

D'après la figure 5.17, lorsqu'un milieu granulaire est composé de trois dimensions de grains dont seul le pourcentage de chaque taille varie, l'angle de frottement peut être identique car ce milieu granulaire passe automatiquement par une phase de réarrangement qui pourra donner à l'échantillon une nouvelle résistance au cisaillement ou voir une perte de sa résistance.

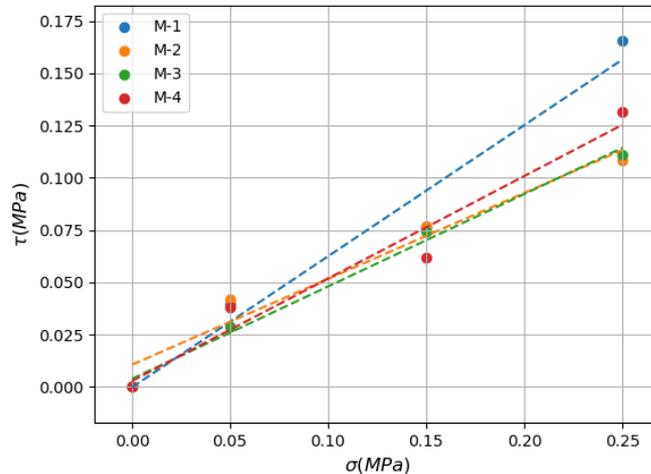


Figure 5.17 - Evolution de la contrainte de cisaillement en fonction de la contrainte normale pour les mélanges polydisperses

5.5.1 Etude expérimentale du cisaillement du sable concassé

Pour étudier l'influence de la forme et du frottement des particules sur le frottement interne global, Härtl et al. [4] ont effectué des tests de cisaillement direct sur des billes de verre simples et appariées de 6 mm en utilisant le test de cisaillement Jenike. L'angle de frottement en vrac dépend de l'angle de frottement individuel déterminant pour chaque test. Une augmentation du frottement interparticulaire a peu d'effet sur le frottement limite en vrac. Bien que de nombreux articles dans la littérature indiquent que l'angle de frottement dans la masse est constant, c'est-à-dire indépendamment de la contrainte normale. Härtl et al. [82] ont montré une relation non linéaire entre la contrainte de cisaillement et contrainte normale appliquée pour des billes de verre appariées selon le rapport de forme (imbrication de particules). Suhr et al. [7] ont proposé un modèle dans lequel la dépendance aux contraintes du frottement en vrac dépend du frottement interparticulaire dans les simulations DEM. Les tests ont été réalisés sur des billes de verre simples et double. Ce travail a démontré que, si le frottement des sphères doubles diminue à mesure que le stress normal augmente, il est presque constant pour les sphères simples.

Les résultats expérimentaux montrent une bonne répétabilité des tests. La figure 5.18 représente l'évolution de la contrainte de cisaillement en fonction du déplacement horizontal. Les courbes sont plutôt lisses par rapport à celles des billes de verre de diamètre équivalent et ne dessinent pas de pic marquant τ_{lim} . C'est pourquoi, les valeurs utilisées pour le calcul de l'angle de frottement sont déterminées au niveau de la déformation volumique maximale sous chaque pression normale.

La comparaison entre les courbes des deux classes de sable montre que l'augmentation de la taille des particules entraîne l'augmentation de la résistance au cisaillement contrairement au comportement des billes, cela s'explique par la structure stable du sable formé par de grosse particules qui peuvent s'imbriquer les unes aux autres et par conséquent augmente la résistance au cisaillement. On constate également que les échantillons se dilatent d'autant plus que la pression de confinement est faible.

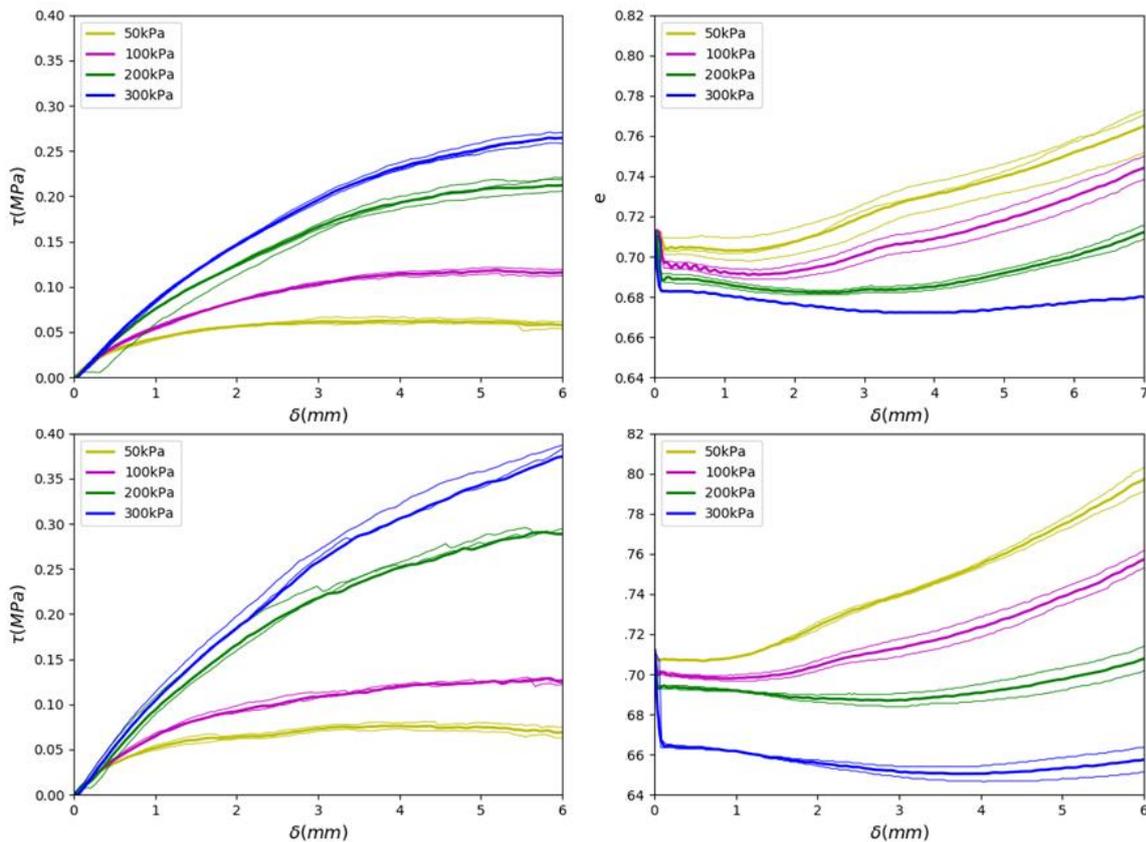


Figure 5.18 - Courbe de contrainte de cisaillement sable de diamètre (a) 2 mm et (b) 4 mm sous 50, 100, 200 et 300 kPa

La figure 5.19 montre une variation linéaire pour la contrainte de cisaillement par rapport à la pression de confinement qui s'affiche plus importante pour le sable de 4 mm par rapport à 2 mm engendrant un angle de frottement de 45.07° et 37.43° respectivement. Ces derniers sont

plus élevés que les angles déterminés pour les billes de tailles équivalentes (31.96° et 27.43° pour des billes de 2 et 4 mm respectivement).

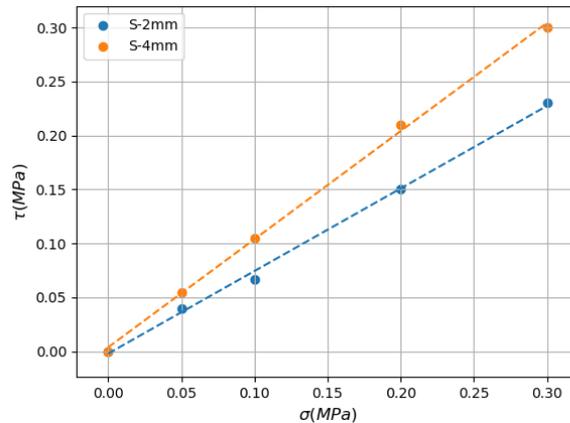


Figure 5.19 - Evolution de la contrainte de cisaillement en fonction de la contrainte normale pour le sable de 2 et 4 mm

5.6 Analyse du phénomène de Stick-Slip

La variation des chaînes de forces au cours du processus de cisaillement peut être à l'origine du phénomène de Stick-Slip [127]. Dans la littérature, la majorité des études du stick-slip ont été réalisées à l'aide d'un test de cisaillement triaxial [127][128]. Où, il a été montré que ce phénomène dépend de plusieurs facteurs tels que la pression latérale, la vitesse de chargement et de la taille et la texture des particules [14].

Les résultats expérimentaux sur des billes de verre sèches et légèrement humides confirment la présence du phénomène de stick-slip. Les courbes contrainte-déformation montrent certaines fluctuations dues à une instabilité lorsque le matériau atteint une limite plastique. Cette perturbation est due au changement de la répartition et de l'intensité des forces dans la microstructure pour les différentes contraintes normales quel que soit la taille des particules [39][30].

En effet, l'équilibre de la structure granulaire se rompt pendant le cisaillement, ce qui entraîne l'apparition du phénomène de glissement qui se manifeste par l'apparition d'une chute soudaine post-pic de la contrainte de cisaillement, liée à la texture lisse des billes qui favorise leur glissement les unes sur les autres. En conséquence à cette chute brutale de la contrainte, les grains tentent d'atteindre un nouvel état d'équilibre. Cette instabilité glissante dans les modèles de matériaux granulaires est généralement accompagnée d'une chute partielle et d'une contraction volumétrique se produisant simultanément.

L'identification de l'origine de l'apparition du phénomène du Stick-Slip n'est pas toujours évidente. La vitesse de sollicitation est l'un des facteurs pouvant affecter le phénomène de Stick Slip. Dans notre cas, cette vitesse a été fixée pour tous les essais.

Pour les billes de verre de 2 et 4 mm, les oscillations sont apparues à une pression de confinement élevée comparant aux billes de 1 mm comme le montre la figure 5.20.

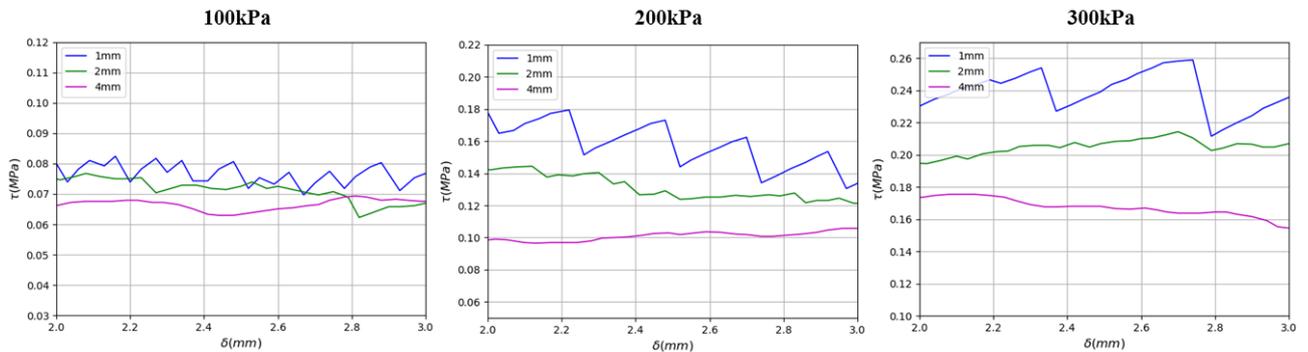


Figure 5.20 - Phénomène de Stick-Slip sous différentes valeurs de pressions normales

L'amplitude de la contrainte de cisaillement notée (AC) correspond à la différence entre la valeur la plus élevée et la valeur la plus faible de la contrainte. L'amplitude de l'oscillation notée (OA) est calculée comme la différence d'amplitudes de déformations axiales.

D'après la figure 5.20, les billes de 1 mm, les oscillations semblent plus importantes pour des pressions de confinement de 200 et 300 kPa par rapport à 50 et 100 kPa. L'(AC) augmente avec la pression de confinement. L'(OA) augmente à mesure que la taille des particules augmente pour les échantillons monodisperses.

Pour δ entre 2 et 3 mm, les billes de 4 mm n'affichent pas d'oscillations. Cela pourrait être dû à une surface de contact plus élevée que les billes de 2 mm. Plus la taille des particules augmente, plus la structure est stable et le matériau granulaire ne représente pas ainsi un plan de glissement très marqué.

La surface de glissement ne représente pas forcément le plan de rupture des contraintes. La surface interne de rupture est déterminée au moment de stabilisation de la déformation volumique quel que soit le point de la surface.

La relation entre l'angle de frottement interne et la propagation des contraintes lors d'un écoulement granulaire est difficile à traiter expérimentalement. Plus l'angle de frottement interne du milieu granulaire est important, plus le pic de contrainte enregistré est important.

Il est à noter que pour des billes de diamètre supérieur à 4 mm si la contrainte imposée est la même, le résultat sera faussé et on ne retrouvera pas le frottement de ceux de 1 ou 2 mm. Donc, il faut travailler sur une boîte plus grande et se retrouver alors avec de grandes déformations. Dans ce cas, il est difficile de trouver une valeur unique du frottement mais un intervalle de valeurs. Comme il a été montré dans les thèses de Ganiou (1994) [38] et khati (1996) [30], les fluctuations seront plus importantes et on aurait du mal à fixer une tangente. Donc on donne un intervalle de frottement. Si on choisit une grande boîte il faut choisir la bonne contrainte pour que les fluctuations soient faibles et pouvoir ensuite déterminer logiquement l'angle de frottement correspondant.

5.7 Visualisation du réarrangement des particules

5.7.1 Développement d'une boîte de cisaillement transparente

Certaines recherches ont été établies à l'aide de matériaux bidimensionnels par l'application du test de cisaillement direct pour la visualisation du changement de structure au cours du cisaillement. Abriak et al. [39] ont mené des recherches expérimentales en 2D sur des matériaux de schneebeli afin d'analyser les phénomènes physiques, en particulier la dilatance, et d'identifier clairement l'importance de l'arrangement des particules. Cette étude a montré la dépendance du comportement mécanique du frottement local. Polojarvi et al. [106] ont également étudié le comportement en cisaillement de gravats de glace 2D qui se comporte comme des matériaux granulaires. Ceci a permis d'élaborer l'influence des chaînes de forces et leur flambement sur les niveaux de charge maximum. Dans le cadre de cette étude, nous visons à mettre en évidence l'évolution du déplacement et des rotations de chaque particule 3D sur la déformation globale de l'échantillon grâce à une analyse par traitement d'image en utilisant une boîte de cisaillement. Nous avons développé une nouvelle boîte (figure 5.21) transparente nous permettant de filmer l'essai intégralement. La particularité de cette boîte est qu'elle nous permette de surveiller la déformation et le déplacement des grains pendant le cisaillement.

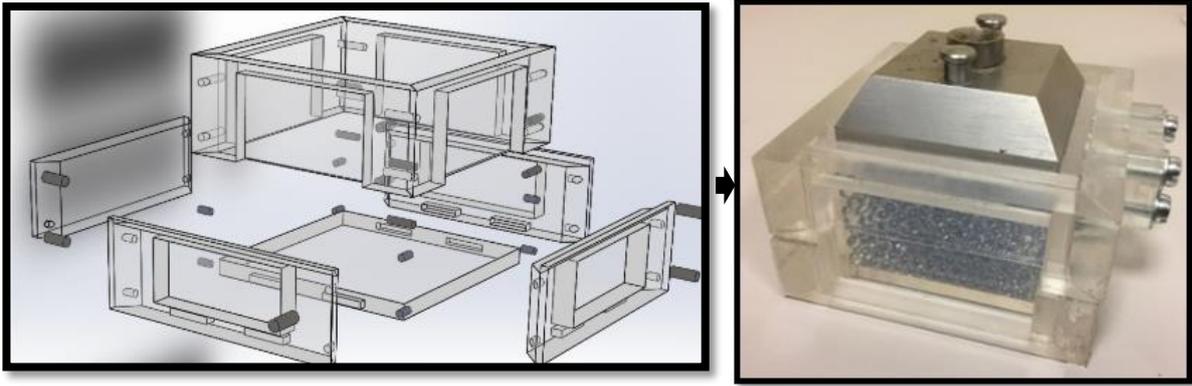


Figure 5.21 - De la conception à la réalisation de la boîte de cisaillement

En plus de la transparence de la boîte, les particules ont été placées en couches égales pour faciliter la visualisation du mouvement des particules. Une caméra de haute résolution a été utilisée. Un système de luminosité spécial est aussi mis en place pour avoir une bonne qualité d'image. L'enregistrement vidéo à travers la surface transparente de la boîte permet de visualiser ce qui se passe en temps réel lors du cisaillement.

5.7.2 Observation des déformations à l'échelle des grains

Les particules sphériques peuvent rouler librement. La figure 5.22 dessine quelques rotations des particules. Les rotations sont plus importantes aux extrémités du plan de cisaillement, c'est là où les forces sont plus faibles[107]. Aucune direction commune n'a été observée pour les billes sphériques ce qui correspond avec les rotations moyennes pour toutes les particules dans la boîte de cisaillement sont proches de zéro. On aperçoit que la déformation des échantillons monodisperses est concentrée dans la partie supérieure de la boîte par rapport à la partie inférieure tel le cas de l'essai triaxial [14].

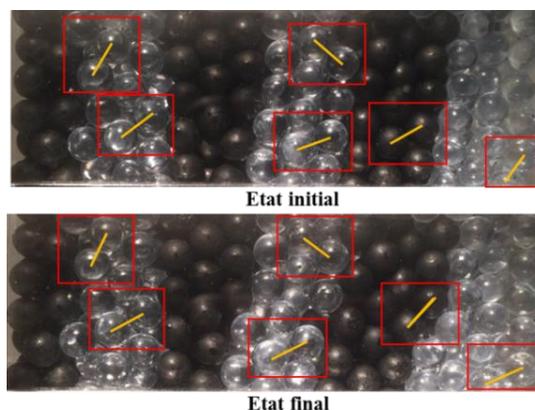


Figure 5.22 –Roulement des billes de 4 mm

Cette déformation peut être expliquée par l'effet de dilatance et contractance, en plus du phénomène de Stick-Slip pouvant avoir lieu lors du cisaillement. Nous avons réussi à avoir une photo du déplacement des billes de verre de 2 mm avec l'application de la PIV comme présenté dans la figure 5.23.

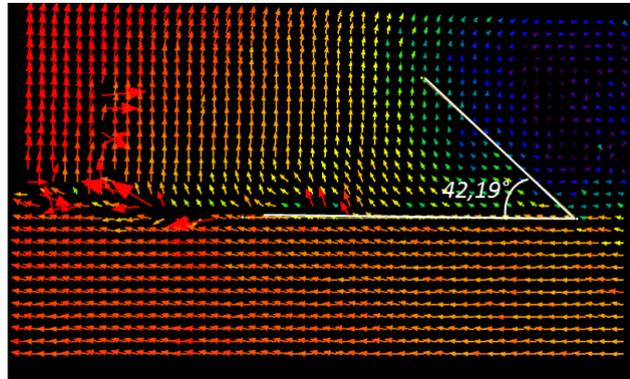


Figure 5.23 –Mouvement des billes de 2 mm

5.7.3 Visualisation des mouvements du sable concassé

L'évolution de la rigidité du milieu granulaire est fortement liée au changement des propriétés mécaniques du matériau avec le temps [18], La rigidité du milieu augmente en raison du réarrangement, des aspérités et de la forme irrégulière des grains. L'effet de la forme des particules joue un rôle clé dans divers processus physiques. Le glissement des grains dans le but d'acquies un état plus stable peut changer la position et l'orientation des grains (face-face ou face-sommet) ce qui entraîne d'une part l'emboîtement des aspérités et d'autre part la modification de la rugosité des particules suite au mouvement continue des grains.

La figure 5.25 met l'accent sur le critère anisotrope des particules de sable. La comparaison des photos de la demi-boîte supérieure à l'état initial et après cisaillement, permet de constater le changement des orientations des grains suite à des rotations des uns par rapport aux autres. Nous pouvons constater ce phénomène en particulier au niveau du plan de cisaillement. En effet, sur la figure 5.24, on peut apercevoir que les particules ayant une forme plus allongée s'orientent plus perpendiculairement à la direction de la contrainte effective appliquée. Le réarrangement de la structure granulaire ainsi que les frottements entre les grains ont une influence sur l'augmentation de la rigidité et de la contrainte horizontale effective.

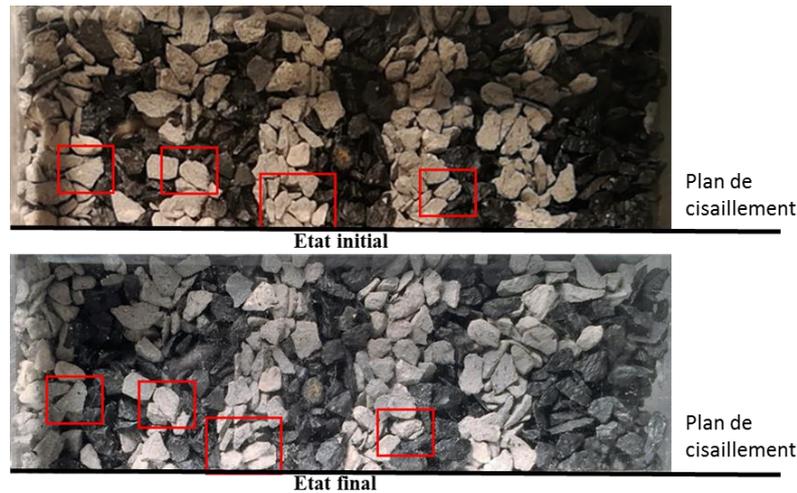


Figure 5.24 - Photos avant et après cisaillement des particules de sable de 2 mm dans la demi-boîte supérieure

Les mouvements des billes de verre étant difficiles à capter, nous avons effectué une analyse d'image sur le sable concassé. La figure 5.25 montre les résultats de l'application de la PIV sur les images filmées lors du cisaillement à la boîte transparente chaque 0,4 mm à partir d'un déplacement de 2 mm.

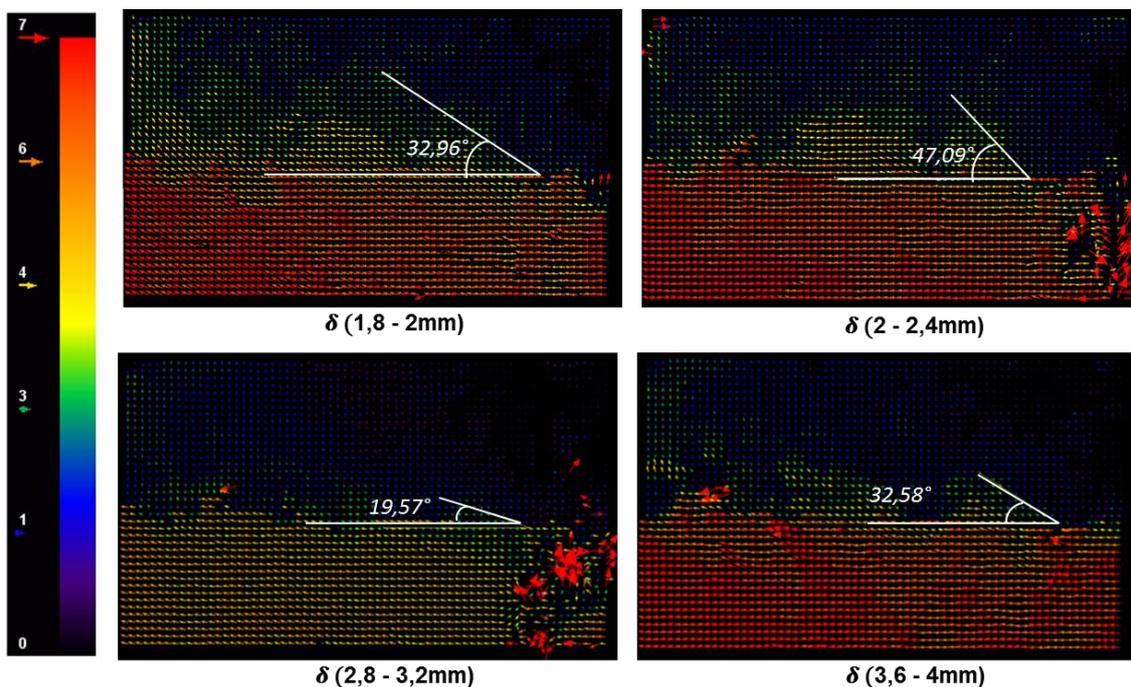


Figure 5.25 - Champs de vitesse pour le sable 4 mm sous une contrainte normale de 100 kPa

La demi-boîte inférieure se déplace dans le sens de cisaillement imposé, illustré par un mouvement régulier en rouge. Puis un angle est formé entre la zone immobile en bleu et les particules en mouvement dans l'intervalle entre le vert et le jaune au niveau de la demi-boîte

supérieure. Cet angle augmente puis subie une chute accompagné d'un mouvement très faible des particules de la demie boite mobile, ensuite il augmente de nouveau comme le montre la figure 5.25. Ce résultat parait en concordance avec les courbes de variation volumique en fonction du déplacement horizontal.

5.8 Modélisation numérique de l'essai de compression

Généralement, l'étude d'un milieu granulaire est relative à l'étude du frottement interne, de la cohésion et de la compressibilité. La rigidité est un paramètre très important dans la calibration et la stabilité du modèle numérique par éléments discrets. Avant de procéder à la modélisation numérique de l'essai de cisaillement direct, nous avons souhaité tout d'abord étudier l'effet de la rigidité numérique du modèle et du coefficient de frottement sur la réponse macroscopique de l'essai de compression. Ensuite, nous allons exploiter les premiers résultats pour une étude à l'échelle des grains en se référant à la propagation des chaînes des forces dans l'échantillon.

5.8.1 Configuration du modèle numérique

L'objectif de l'essai de compression est d'appliquer une charge constante sur un échantillon de particules sphériques enfermées dans un cylindre de 170 mm de hauteur et 50 mm de rayon. La figure 5.26 montre la configuration numérique de l'essai qui se fait en deux étapes : la phase de remplissage sous l'effet de la gravité suivie de la compression au cours de laquelle, les grains sont sollicités par une charge de 100 kPa.

Un échantillon de 95494 sphères de diamètre 2 mm a été généré. La hauteur initiale de l'échantillon est de $h_0=87$ mm. Les grains sont considéré non cassables. Les simulations sont réalisées avec le modèle ressort amortisseur. Les frottements entre les grains sont des contacts secs suivant la loi de Mohr Coulomb. Dans cette étude, un intervalle de variation de 0,1 à 0,9 a été attribué au coefficient de frottement μ et un intervalle de 1000 à 15000 N/m pour le coefficient de la rigidité numérique normale k_n .

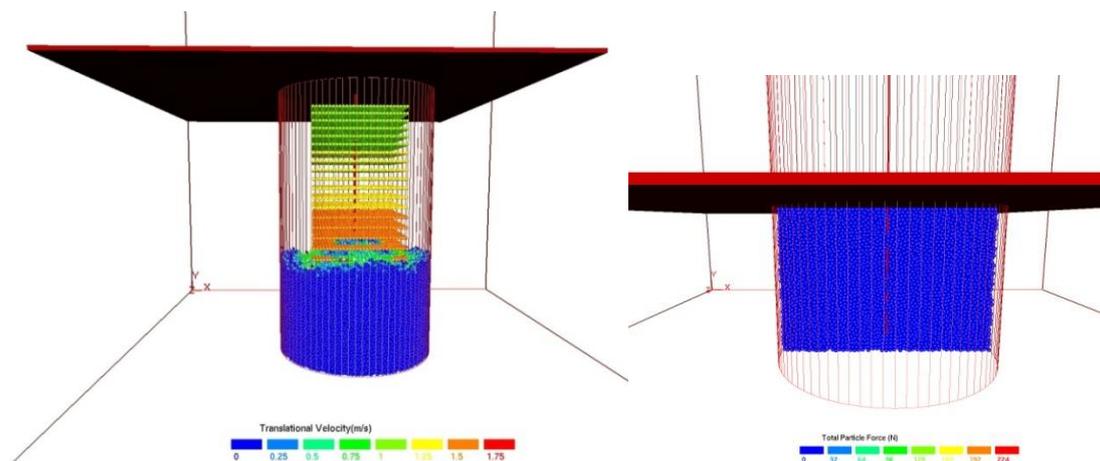


Figure 5.26 - Configuration de l'essai de compression

5.8.2 Etude de la compressibilité

L'angle de glissement α et l'indice de compressibilité C_c ne sont pas directement représentatif du comportement du matériau granulaire en raison de la difficulté de la mesure exacte de l'angle de glissement et de l'ensemble des facteurs qui peuvent influencer l'indice de compressibilité. Le rôle de ce dernier est de donner une idée sur l'écoulement [129]. Pour chaque valeur de pression normale, la valeur de l'indice des vides est enregistrée comme le montre la figure 5.27.

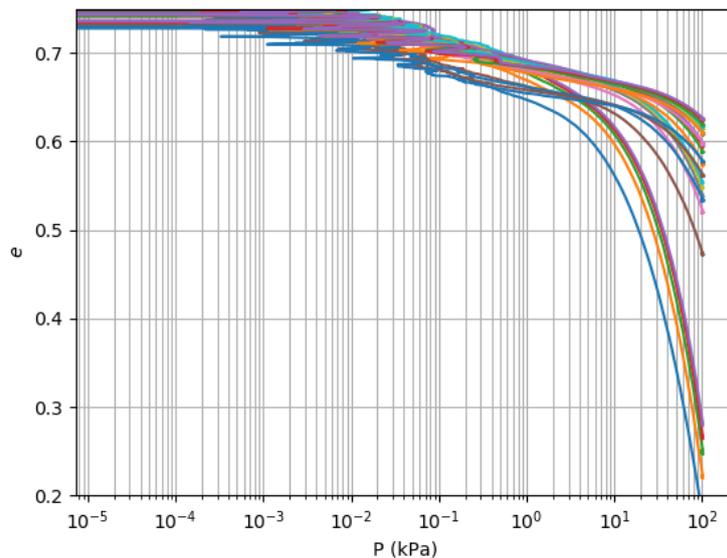


Figure 5.27 – Courbes de la déformation verticale en fonction de la pression normale

La figure 5.28 est une représentation 2D de la compressibilité en fonction de μ et k_n .

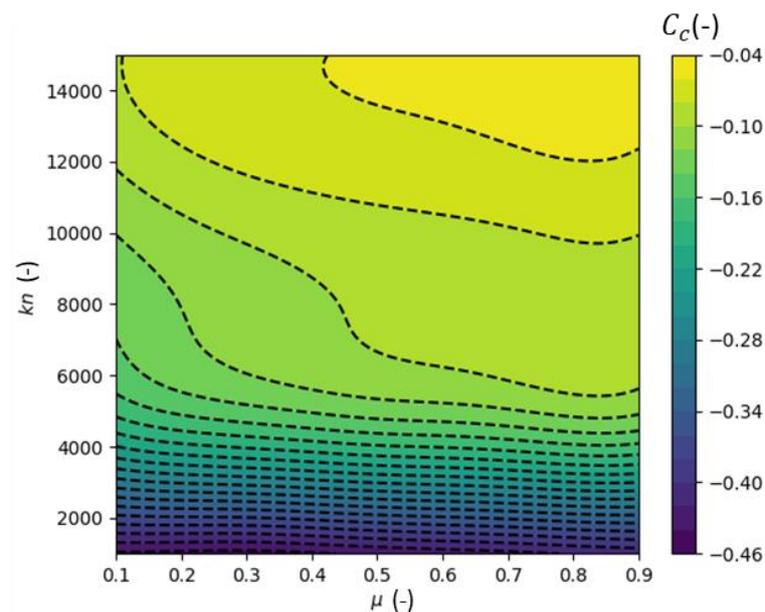


Figure 5.28 – Représentation 2D de l'effet de μ et k_n sur la compressibilité de l'échantillon

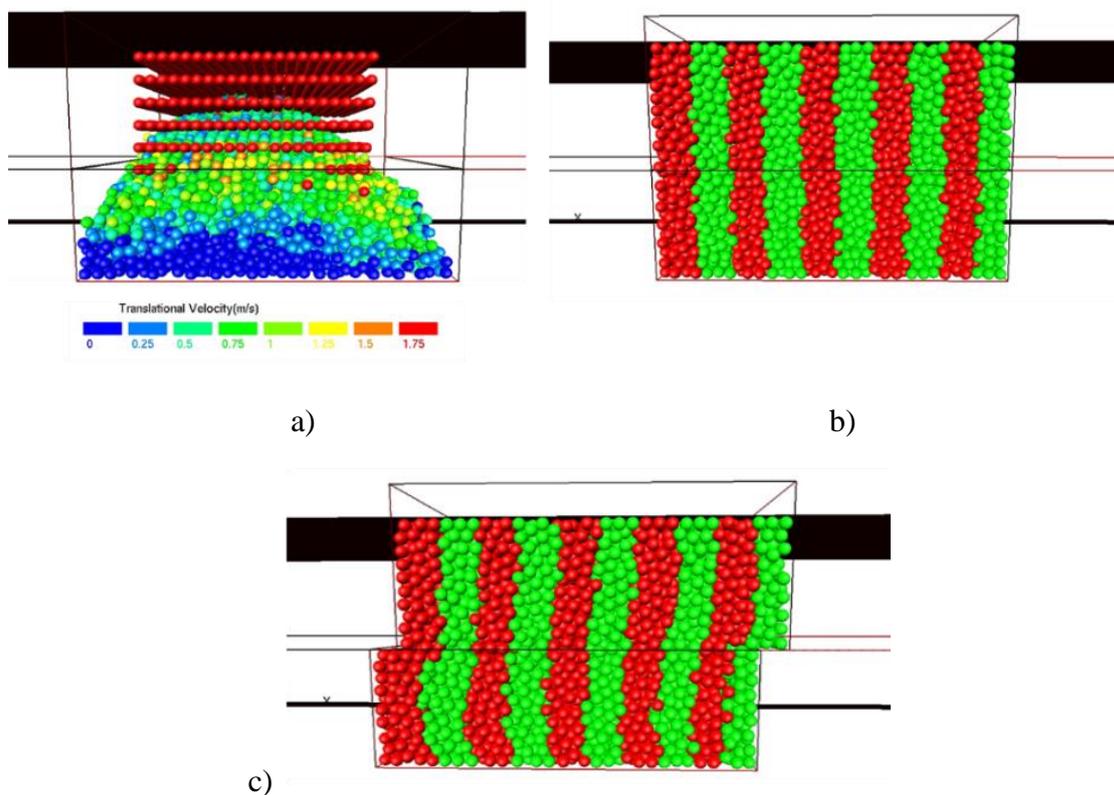
Le frottement et l'interpénétration entre les particules interviennent lors de l'essai de compression. La figure 5.28 montre que dans le cas de faible rigidité $k_n < 4000$ N/m, la déformation de l'échantillon est principalement dépendante de k_n et le changement de μ n'a pas apporté de modification.

Pour k_n élevé, il y a moins d'interpénétration entre les particules. De plus, une influence plus prononcée du coefficient de frottement est remarquée. Cela indique que la déformation dans ce cas, se produit plus sous forme de glissement-frottement.

5.9 Modélisation numérique de l'essai de cisaillement

Un modèle numérique tridimensionnel de la boîte de cisaillement a été construit avec le code BlazeDEM3D-GPU. La géométrie du modèle correspond à la configuration expérimentale de l'essai. Il est composé de deux compartiments (inférieure et supérieure) et un objet de volume (plaque de chargement).

L'échantillon est enfermé par les surfaces de la boîte. Le nombre de particules est généralement faible dans ce type d'application [31][130]. Un nombre de 19576 sphères de 2 mm et 2448 sphères de 4 mm ont été utilisés, ce qui correspond à la masse des billes de verre utilisée expérimentalement. La valeur de la vitesse de cisaillement a été choisie afin d'être dans un régime quasi statique (1 mm/s) et d'éviter les surpressions interstitielles. Les déplacements horizontaux et verticaux, ainsi que la force de cisaillement, ont été enregistrés lors du cisaillement. Il est à savoir que le modèle utilisé dans cette étude est le modèle raideur amortisseur.



Le processus de simulation présenté dans la figure 5.29 peut être décrit en trois étapes:

Etape 1 Phase de sédimentation : les grains sont placés au hasard dans la boîte de la cellule de cisaillement puis tombent en chute libre sous l'effet de la gravité. Le nombre de particules a été choisi pour correspondre à la masse utilisée dans les expériences physiques.

Etape 2 Une force N est ensuite appliquée à l'échantillon entraînant sa compression jusqu'à atteindre la valeur du confinement souhaitée. Soit 50, 100, 200 et 300 KPa.

Etape 3 Phase de cisaillement : le compartiment supérieur est maintenu fixe et seulement le compartiment inférieur se déplace sous une vitesse constante.

Liang et al. [107] ont utilisé une variété d'approches pour la génération des échantillons, mais, ce n'était pas possible d'obtenir une correspondance exacte entre les taux de vides des échantillons physiques et numériques. Nous avons eu la même problématique. Un assemblage aléatoire a été initialement généré. La répétabilité exacte de l'échantillon du laboratoire était difficile à obtenir en fonction de la répartition de l'indice des vides entre les particules.

Nous avons répété la phase de remplissage plusieurs fois et nous avons varié le temps de sédimentation pour le même nombre de particules jusqu'à atteindre un niveau de remplissage en concordance avec l'échantillon expérimentale. Le choix de l'échantillon représentatif est justifié suite à la phase de compression qui informe sur le taux de la déformation volumique. La compression est réalisée moyennant une plaque de chargement, initialement positionnée au-dessus de l'échantillon, qui se déplace verticalement en exerçant une pression normale sur les particules. Une fois la valeur de confinement fixé au début de la simulation est atteinte, la demi-boîte inférieure commence à bouger engendrant le phénomène de cisaillement.

5.10 Empilement de particules sphériques monodisperses

5.10.1 Etude numérique sous différentes pressions

Nous avons préparé deux échantillons virtuels de particules de 2 mm et 4 mm. Le tableau 5.3 présente les paramètres utilisés dans notre étude. Chaque échantillon a subi les trois étapes de la procédure de cisaillement.

Tableau 5-3: Caractéristiques des échantillons utilisés

Rayon (mm)	V_{bille} (cm ³)	$\rho_{réel}$ (g/cm ³)	M_{bille} (g)	Masse (g)	N_p (-)
1	4.189	2.5	0,010	205	19576
2	33.510	2.5	0,084	205	2448

Dans cette section, nous comparons les courbes obtenues expérimentalement avec les courbes résultantes de la simulation numérique. Une idée sur les valeurs des paramètres d'entrée est déjà acquise suite aux travaux précédents et de la littérature. Nous avons commencé la calibration pour des pressions de confinement élevées (200 et 300 kPa). Nous avons procédé par la variation de deux paramètres qui sont le coefficient de frottement et la rigidité du matériau. Le coefficient de roulement est maintenue fixe égale à 0,01 ainsi que le coefficient de restitution égale à 0,4.

Les forces de cisaillement et les forces normales augmentent simultanément [123]. Pendant le cisaillement, une courbe linéaire est obtenue correspondant à la contrainte de cisaillement jusqu'à ce que la contrainte de cisaillement maximale soit atteinte.

La figure 5.30 montre l'évolution non-linéaire de la contrainte de cisaillement en fonction du déplacement horizontal de la demi-boite inférieure pour les courbes numériques par rapport aux courbes expérimentales correspondantes dessinées en pointillés.

Les courbes expérimentales et numériques sont assez proches les unes des autres, ce qui permet de dire que le modèle numérique est capable de reproduire la réponse au cisaillement. Néanmoins, deux combinaisons de paramètres sont possibles. La première correspond à un frottement de 0,17 avec une rigidité de 6000 N/m et la seconde consiste à choisir un coefficient de frottement plus petit de 0,15 avec une rigidité plus importante de 8000 N/m, tout en gardant le reste des paramètres fixes

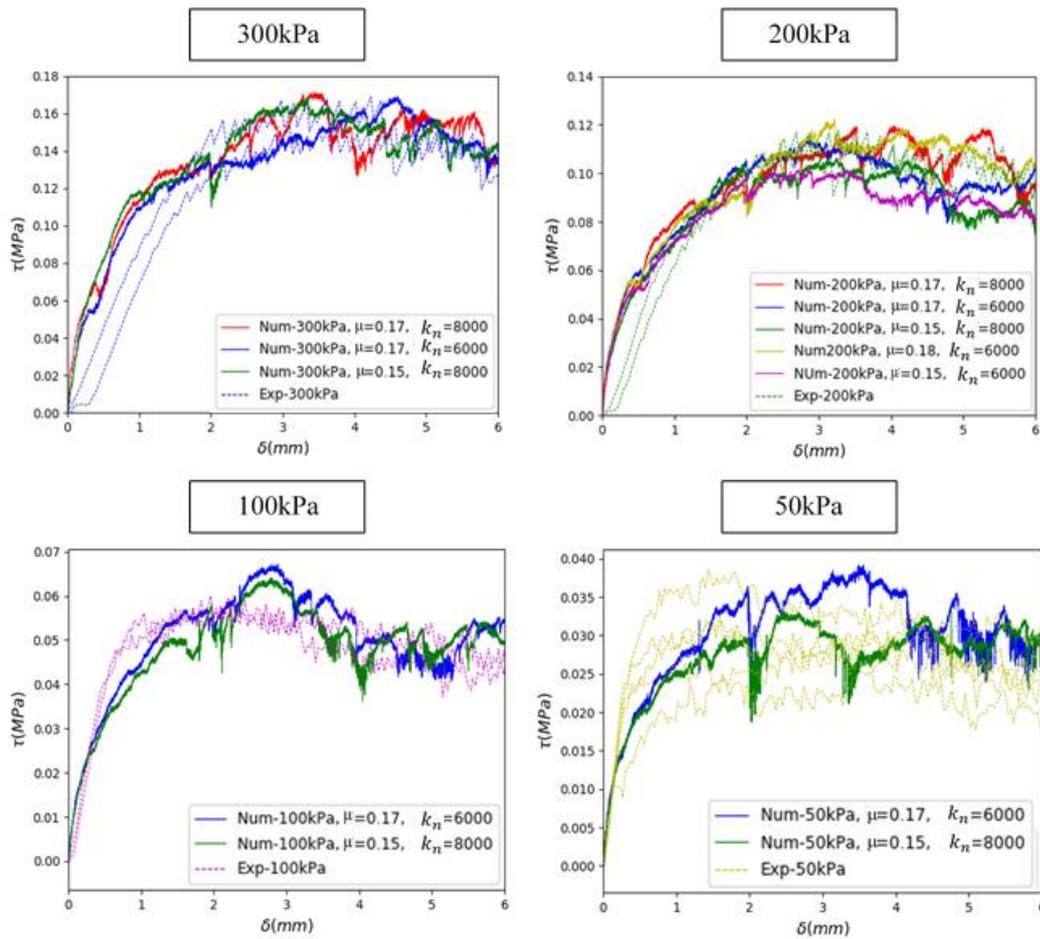


Figure 5.30 - Courbes de contrainte de cisaillement pour les particules de 4 mm sous 4 pressions de confinement 50, 100, 200 et 300 kPa

Nous avons ensuite lancé les simulations en utilisant ces deux choix de paramètres pour des pressions de confinement plus faible de 50 et 100 kPa.

La figure 5.31 montre que la valeur au pic sous 300 kPa correspond mieux à la réponse au cisaillement expérimentale. De plus, les courbes de la contrainte au cisaillement par rapport aux différentes pressions normales sont plus rapprochées. L'angle de frottement calculé pour la configuration retenu est de 27° ce qui est à peu près le même expérimentale et précédemment validé par Kai Wu [125] en utilisant l'essai triaxial pour les mêmes billes et de 4 mm au sein du laboratoire de l'IMT Lille Douai. La valeur du coefficient de frottement était bien la même ainsi que celle du coefficient de roulement malgré l'utilisation de deux modèle de contact différent, le modèle de Hertz Mindlin pour Kai Wu et le modèle ressort amortisseur dans notre étude.

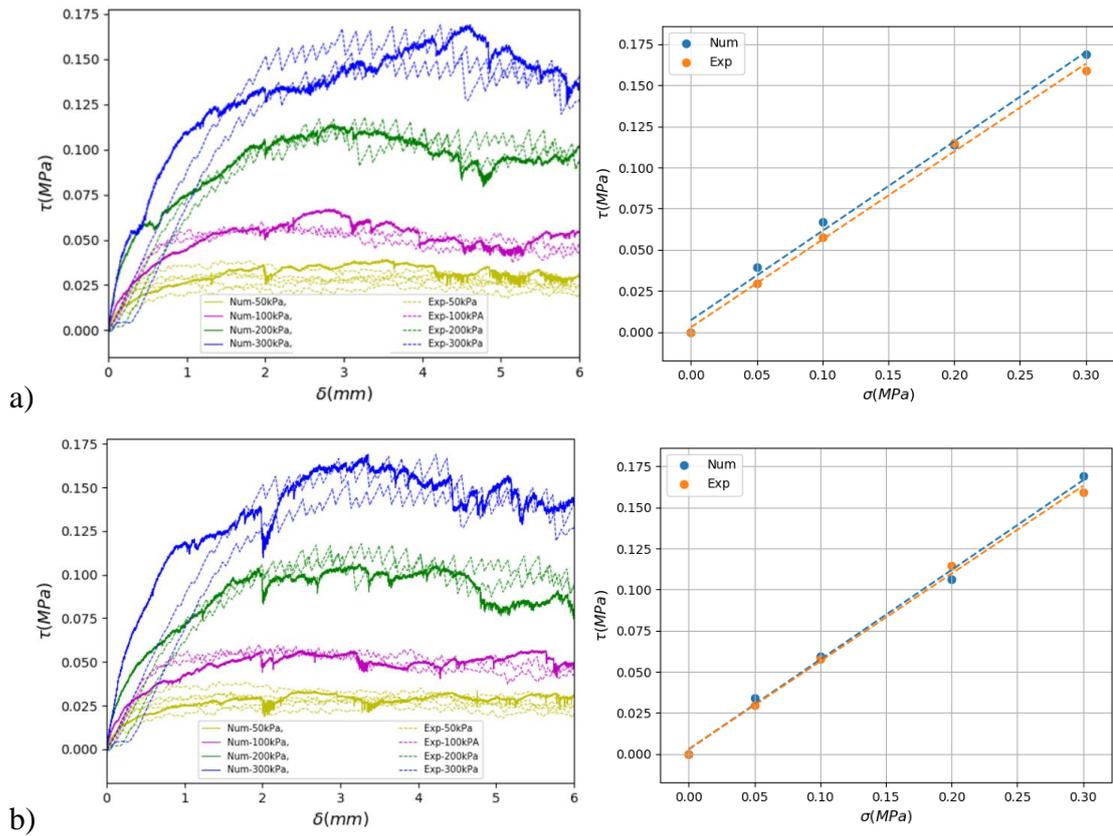


Figure 5.31 - Courbes de cisaillement retenues pour les billes 4 mm (a) combinaison 1 ($\mu=0,17, k_n=6000 \text{ N/m}$), (b) combinaison 2 ($\mu=0,15, k_n=8000 \text{ N/m}$)

Les simulations sont ensuite effectuées pour des billes de verre de 2 mm en utilisant la même rigidité numérique préalablement retenue pour les billes de verre de 4 mm. En diminuant la taille des particules, le coefficient de frottement peut prendre des valeurs plus élevées.

La figure 4.33-a) montre les courbes de la contrainte de cisaillement par rapport au déplacement pour des billes de 2 mm. Malgré un léger retard affiché pour les courbes expérimentales par rapport aux courbes de simulation numérique, les valeurs de la contrainte caractéristique sont suffisamment proches pour justifier ce choix de ces paramètres d'entrée tel qu'on le voit clairement sur la figure 5.32.

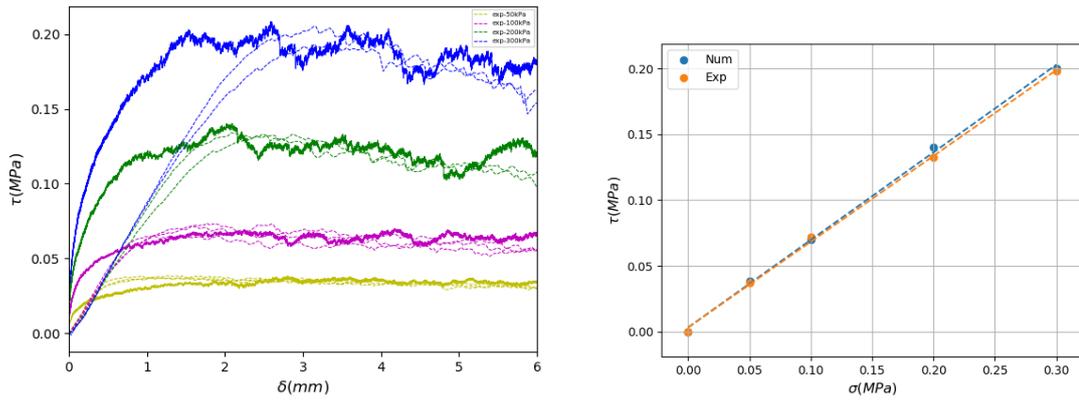


Figure 5.32 - Courbes de cisaillement retenues pour les billes 2 mm

5.10.2 Effet de la résistance de roulement

La figure 5.33 montre que les courbes de cisaillement sous des pressions de confinement de 50 et 100 kPa présentent plus de fluctuations. Les particules sont plus susceptibles de rouler les uns par rapport aux autres et de se déplacer à l'origine du phénomène de dilatance et de contractance.

Nous avons augmenté la valeur du coefficient de roulement à 0,1 et nous avons refait les simulations pour les particules de 4 mm. La figure 5.8 montre que le coefficient de résistance au roulement RR est un indicateur très significatif. L'augmentation de RR a réduit les fluctuations dans le système granulaire. En effet, plus RR augmente, plus les particules ont moins tendance à rouler les unes par rapport aux autres.

En outre, une augmentation de la contrainte de cisaillement a été remarquée suite à l'augmentation de RR . Ce qui justifie la dépendance du coefficient de roulement et du coefficient de frottement mentionnée précédemment.

La figure 5.33 montre que le modèle est insuffisant pour représenter le phénomène de stick-slip étudié dans la section 5.6. Une mise à jour doit être apportée au modèle ou bien introduire un autre modèle capable de reproduire ce phénomène.

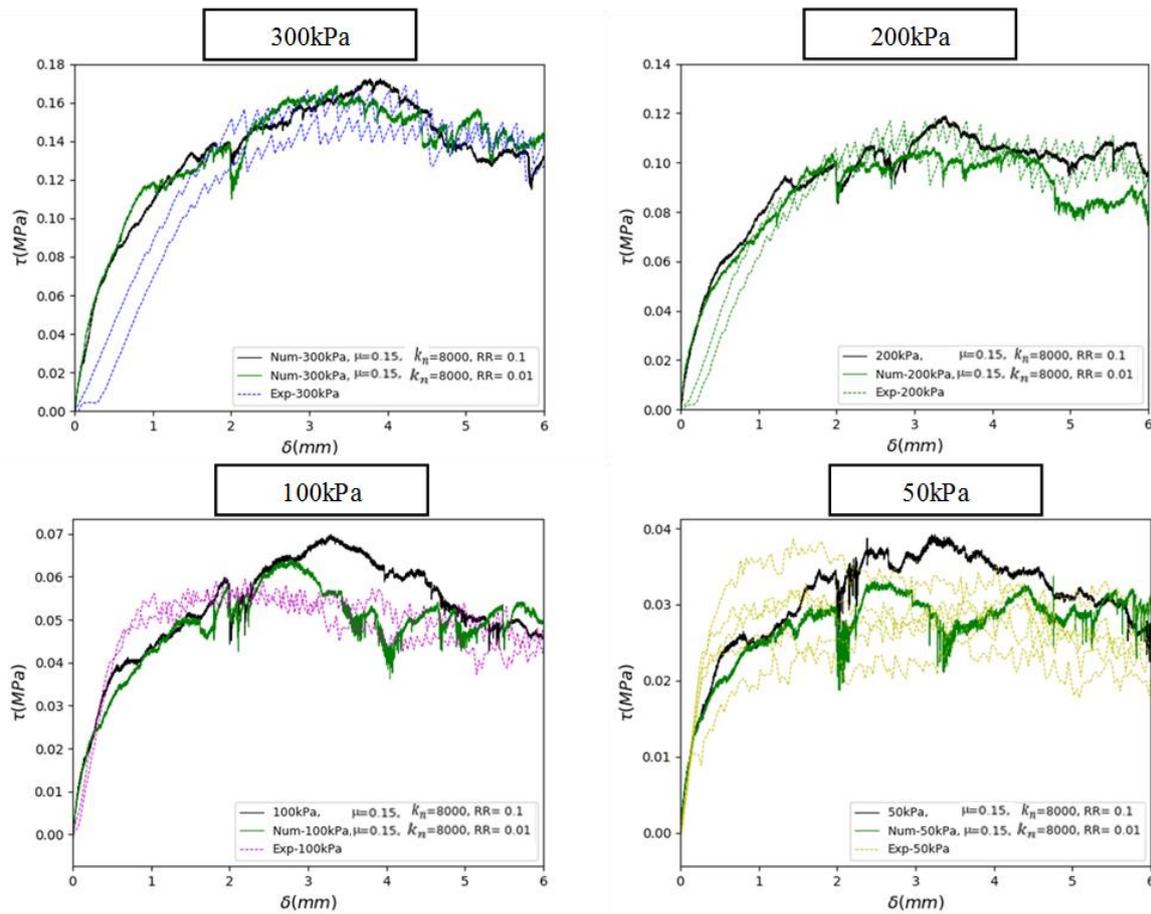


Figure 5.33 - Effet du coefficient de résistance au roulement RR

5.10.3 Validation à l'échelle des grains

La réponse au cisaillement de particules sphériques a été comparée avec la réponse des simulations DEM dans le but de valider le modèle numérique. La figure 5.34 montre un accord satisfaisant entre les images expérimentales et numériques. Les couches verticales ont permis de suivre le déplacement des particules lors du cisaillement

Les mouvements des particules au voisinage du plan de rupture gouvernent la force de cisaillement et la rupture de l'échantillon. Ce qui modifie la transmission des efforts au sein du milieu granulaires ce qui par conséquent modifie l'évolution de la structure granulaire causée par le cisaillement. La distribution des forces, les rotations et les déplacements de particules ont été élaborés.

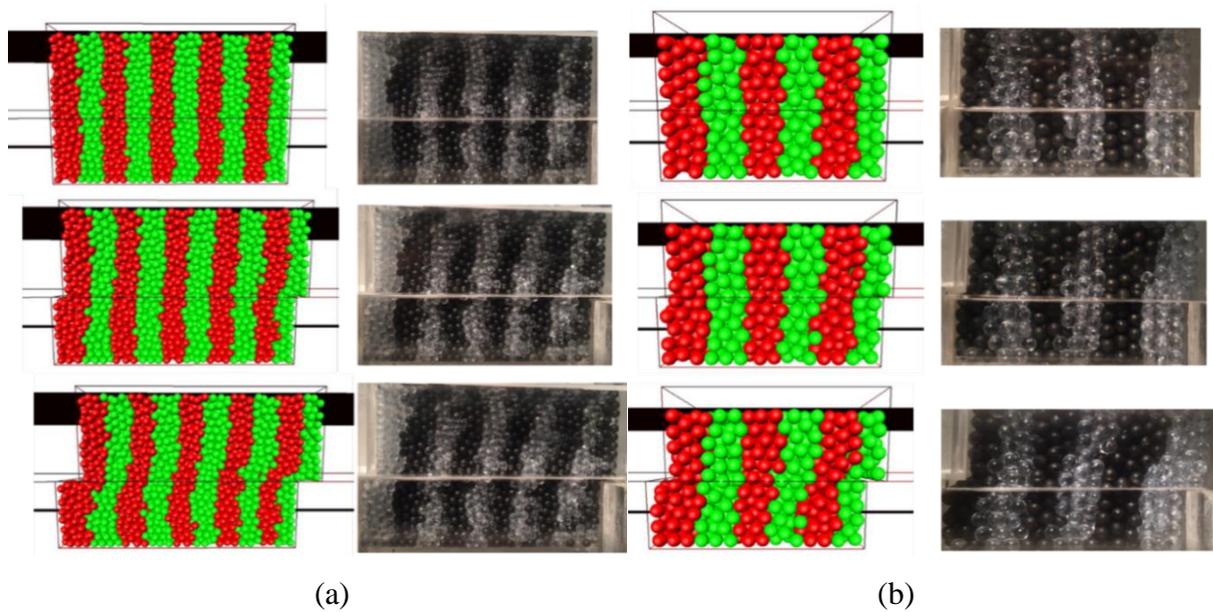


Figure 5.34 - Comparaison expérimentale et numérique du cisaillement particules sphériques de diamètre a) 2 mm et b) 4 mm sous 200 kPa

5.10.4 Transmission des forces lors du cisaillement

L'apparition de plusieurs pics peut s'expliquer par le processus de transmission des forces qui se fait principalement en passant par les noyaux des plus grosses particules (les plus résistantes) appelées chaînes de forces. Dans notre cas il s'agit d'échantillons monodisperses.

En effet, la rupture des chaînes de forces entraîne une modification dans la structure granulaire qui se manifeste par la génération d'une série de fluctuations. On aperçoit que plus la pression normale augmente plus l'intensité des pics augmentent. En effet, pour une pression normale de 200 et 300 kPa, nous avons remarqué des ruptures qui s'accompagnent de ruptures importantes et d'une diminution progressive de la contrainte de cisaillement. Ceci est d'autant plus important avec la diminution de la taille des particules, en particulier pour les billes de 1 mm. Pour des faibles valeurs de la pression normale σ , la rupture ait lieu quand la contrainte tangentielle τ dépasse la contrainte critique τ_{lim} , ce qui entraîne la libération d'une particule par rapport à l'autre. Un autre type de rupture est visible sous forme de succession de petites fluctuations aperçues dans les courbes de contrainte et de déformation verticale.

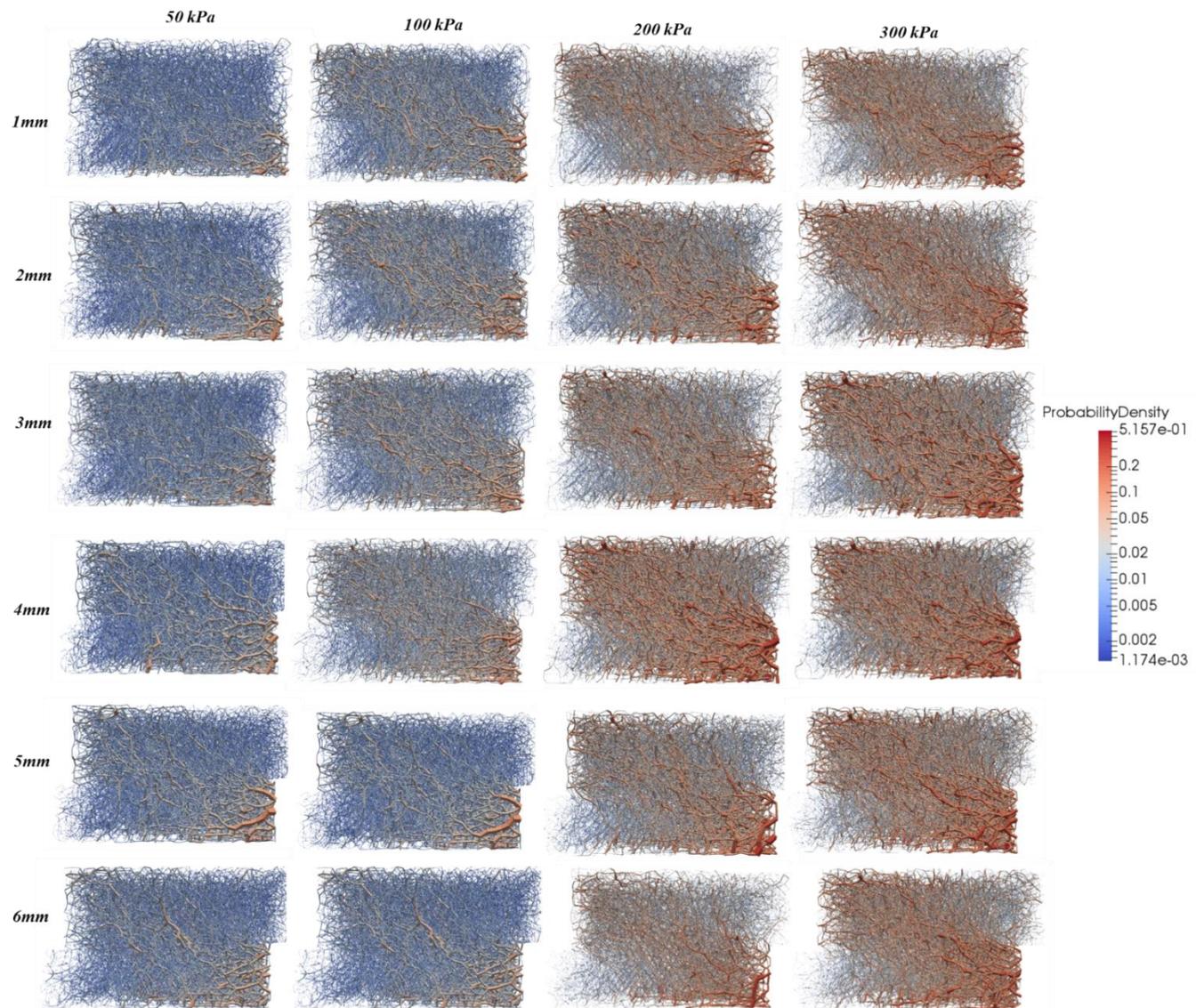


Figure 5.35 - Evolution des chaines de forces générées lors du cisaillement direct des particules sphériques de 2 mm chaque 1 mm pour 50, 100, 200 et 300 kPa

Le potentiel de l'utilisation des simulations numériques DEM est qu'il permet d'explorer ce qui est difficile à étudier expérimentalement. Les figures 5.35 et 5.36 représentent l'évolution des chaines de forces des billes de 2 mm et 4 mm respectivement sous différentes pressions de confinement.

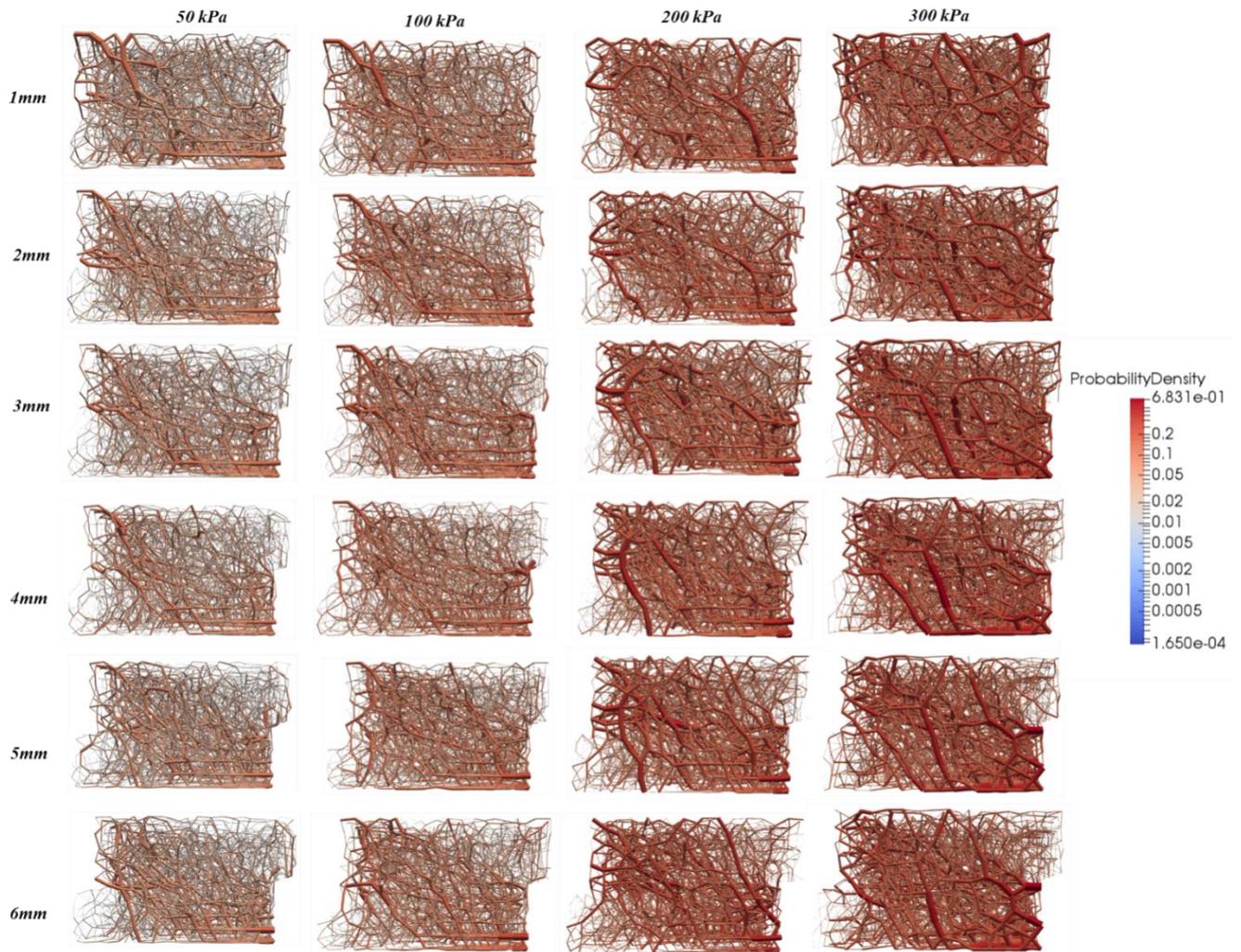


Figure 5.36 - Evolution des chaînes de forces générées lors du cisaillement direct des particules sphériques de 4 mm chaque 1 mm pour 50, 100, 200 et 300 kPa

La lecture de haut vers le bas de chaque colonne des figures 5.35 et 5.36 montre la formation de branches de plus en plus importantes pour chaque valeur de confinement. En revanche, à 5 mm de cisaillement, les forces sont plus importantes par rapport à la fin du processus où les grains sont capables de se déplacer plus librement. En outre, l'état de la contrainte influence également l'évolution des réseaux de chaînes de forces. La force de contact entre les particules est un aspect très important à étudier sous différentes pressions normales et intervalles de temps car elle influe beaucoup sur le comportement macro mécanique des matériaux granulaires [131]. La lecture dans le sens horizontal montre que l'intensité des chaînes de forces est de plus en plus élevée.

Il est évident que la propagation des forces dans l'échantillon est presque homogène pour les particules de 4 mm générant des branches relativement importantes un peu partout entre les

gains. Mais ceci n'empêche pas qu'elles forment un angle qui est moins visible par rapport au cas des billes de 2 mm.

D'un autre point de vue, la figure 5.37 représente l'évolution des chaînes de forces sous 300 kPa pour les deux diamètres de bille. Les forces sont concentrées au milieu de l'échantillon puis se propagent sous forme de fines branches au cours du cisaillement.

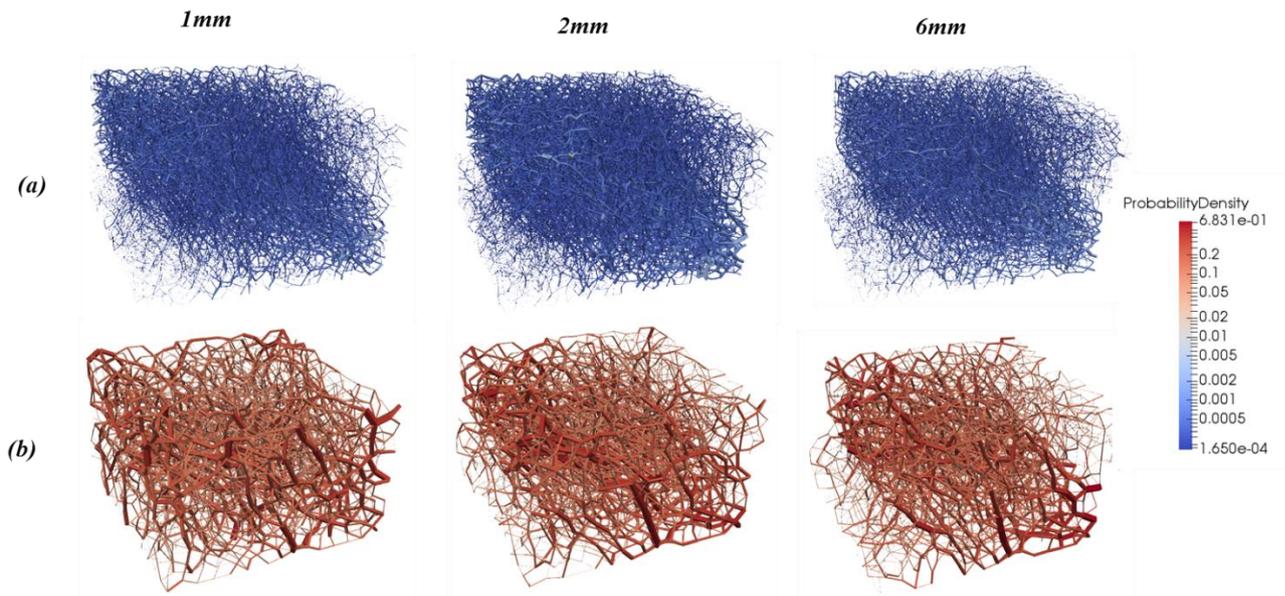


Figure 5.37 - Comparaison 3D entre l'évolution de chaînes de forces des particules sphériques de (a) 2 mm et (b) 4 mm sous 300 kPa

Certes, les simulations numériques ont permis d'avoir accès à des informations difficiles à obtenir expérimentalement. Il est néanmoins nécessaire de vérifier si notre modèle est suffisamment calibré pour en utiliser pour des applications différentes.

5.11 Modélisation numérique du sable concassé

5.11.1 Influence de la résistance au roulement sur la modélisation de la forme

Nous avons fixé la valeur du coefficient de roulement à 1 et nous avons varié la valeur du coefficient de frottement et de la rigidité jusqu'à se rapprocher de la courbe de cisaillement expérimentale du sable concassé de (3.15/4 mm). L'allure générale des courbes présentées dans la figure 5.38 est bien satisfaisante. Le contrôle du coefficient de frottement, en plus de la rigidité a permis de se rapprocher du résultat souhaité.

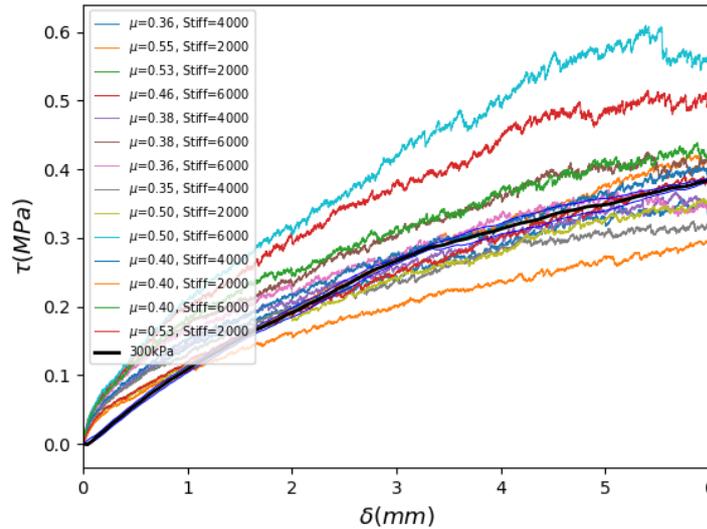


Figure 5.38 - Courbe numériques de la contrainte de cisaillement en fonction du déplacement horizontal pour différentes valeurs de μ et k_n pour correspondre à la courbe expérimentale du sable concassé en utilisant des particules sphériques

5.11.2 Tests préliminaires de cisaillement pour les polyèdres

Nous considérons ensuite l'effet de la forme des particules en prenant en compte des particules de forme tétraédrique (nommée TTet), cubique (nommée Cube) et d'une coupole décagonale (nommée Biluna) dans des systèmes polyédriques monodisperses uniformes. Ceci est comparé à des simulations de cisaillement de particules sphériques afin de mettre en évidence l'importance de la non-uniformité de forme sur la résistance au cisaillement. La figure 5.39 montre les différentes formes géométriques utilisées.

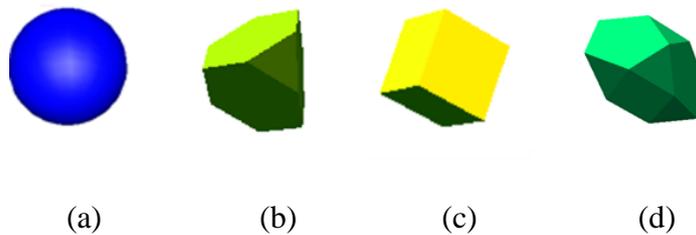


Figure 5.39 - Formes de particules utilisées dans cette étude a) sphère ; b) Tétraèdre ; c) Cube ; d) Coupole décagonale

Les caractéristiques de toutes les particules considérées sont les mêmes et sont présentées dans le tableau 5.4.

Tableau 5-4: Caractéristiques des simulations de particules de forme géométrique

$N_{particules}$	V (cm ³)	m (kg)	Δ_t (s)	μ (-)	COR (-)	k_t (N/m)
2448	0.033157	0,00008379	10 ⁻⁵	0,15	0,20	1000

L'étape la plus délicate est celle de la compression. Les particules ont tendance à se tasser les unes par rapport aux autres et donc à réduire la porosité de l'échantillon. Nous nous sommes basés principalement sur le choix de la raideur numérique et du pas de temps afin de se rassurer de la stabilité de notre système numérique.

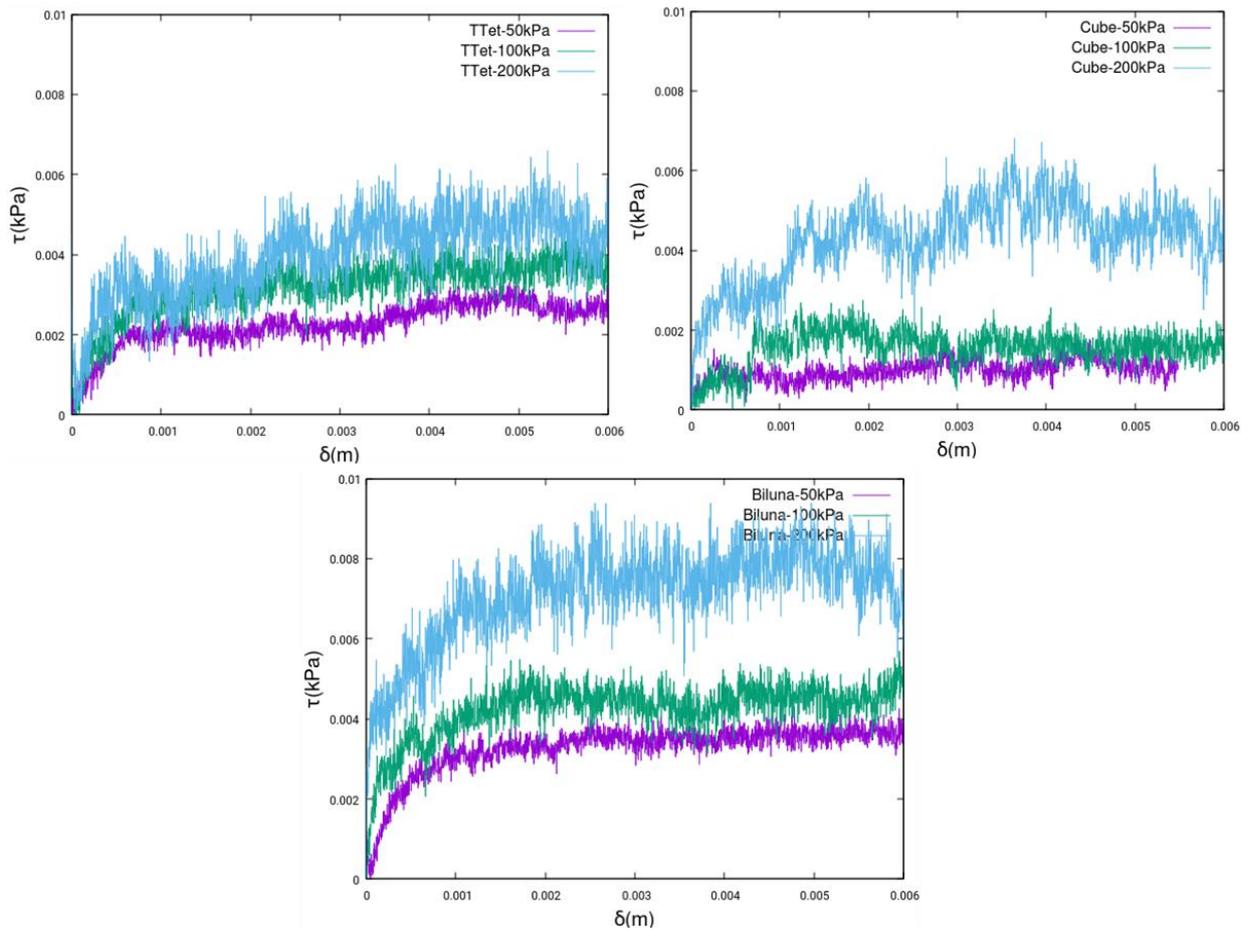


Figure 5.40 - Courbes de cisaillement des particules polyédriques sous différentes pressions de confinement

Avant de commencer le cisaillement, il faut vérifier qu'il n'y a plus de réarrangement des grains et que le plan de compaction a bien atteint sa hauteur cible correspondante à la pression appliquée.

La figure 5.40 présente plus de fluctuations pour les courbes des polyèdres par rapport à celles des sphères. En effet, la monodispersité des sphères entraîne un contact uniforme, mais dans

le cas des polyèdres, le contact peut être un contact surface-surface ou surface-arrête avec très peu de réarrangement. Ce passage par différents types de contacts conduit à l'apparition d'un grand nombre de fluctuations illustrées sur les courbes.

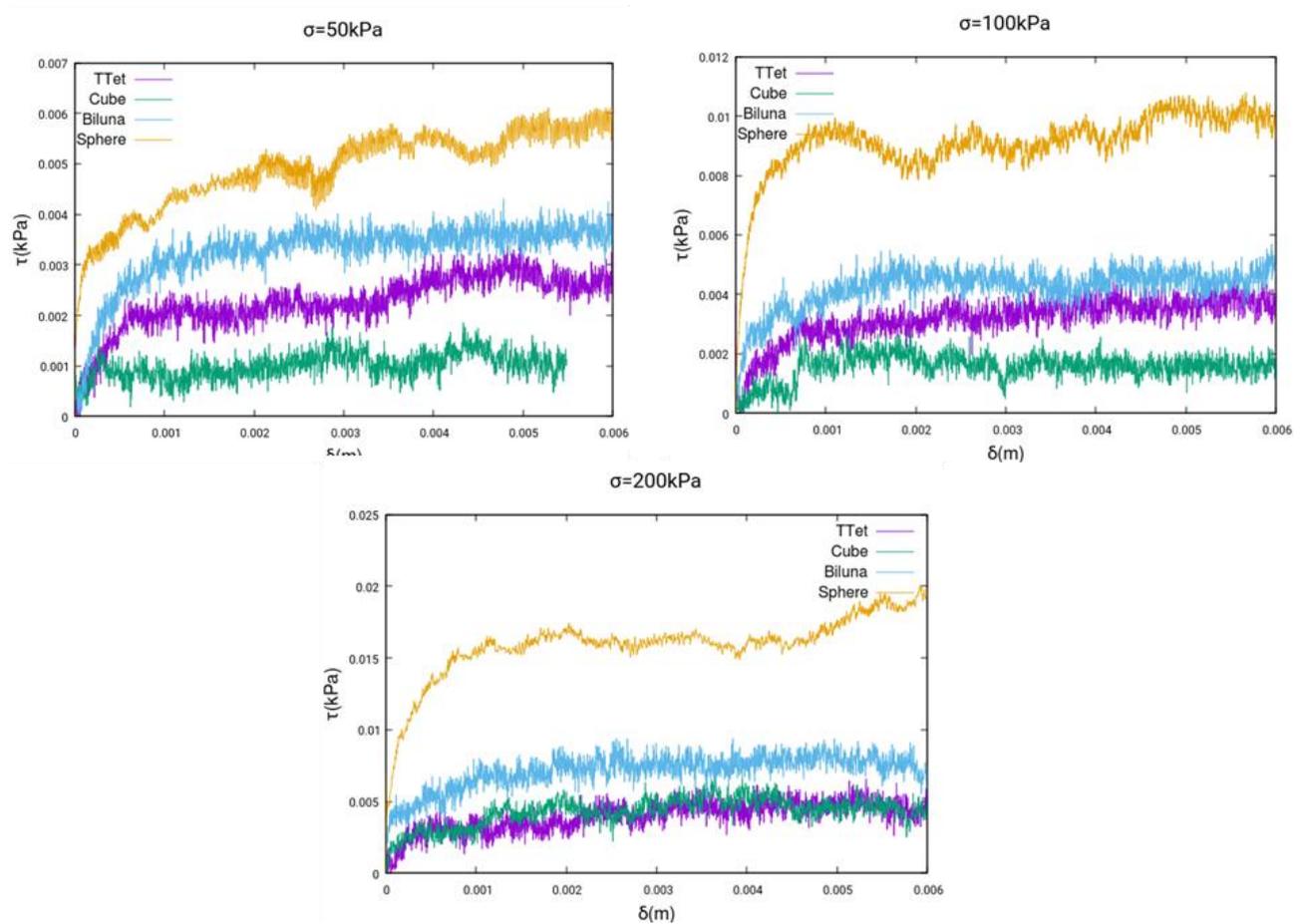


Figure 5.41 - Courbes de cisaillement direct de sphère et de Tétraèdre tronqué pour $k_n=1000$ N/m et $\mu=0.15$

La figure 5.41 montre également des divergences de la courbe de cisaillement pour chaque géométrie de forme de particule utilisée. Il est clair que la forme Biluna a la résistance au cisaillement la plus élevée. Sa valeur se rapproche plus de celle des sphères de même dimension et de même paramètres.

En revanche, la résistance au cisaillement est plus faible par rapport aux courbes des sphères. En effet, lors de la simulation DEM, les surfaces des polyèdres s'alignent et entraîne donc moins d'interpénétration entre les particules. Ceci est mis en évidence par les courbes de cisaillement des cubes caractérisés par des surfaces bien marquées, qui sont estimés les moins importantes.

5.12 Conclusion

L'évaluation combinée d'études expérimentales et numériques peut aider à obtenir les informations manquantes expérimentalement. Dans cette section, les micro-paramètres d'entrée ont été calibrés selon un véritable test de cisaillement direct sous différentes conditions de contrainte normales afin d'analyser les effets de ces paramètres sur la résistance au cisaillement. Ce faisant, nous avons pu mieux comprendre le comportement des particules et le champ de déplacement de l'assemblage granulaire dans un état de contrainte de cisaillement constant. La relation entre les réseaux de forces de cisaillement et la valeur de la pression de confinement est discutée.

L'étude de la validation expérimentale/ numérique a pour avantage de mettre en évidence les divergences entre les deux réponses, ce qui permet de créer un modèle numérique plus précis.

Les simulations DEM en trois dimensions ont montré les potentiels de l'utilisation de la DEM pour étudier plus en profondeur les interactions interparticulaires dans des essais de cisaillement.

6 Calibration des paramètres de DEM

6.1 Introduction

Le but de ce chapitre est de vérifier la prévisibilité des modèles de la méthode des éléments discrets qui sont efficacement calibrés. Il s'agit en effet, d'identifier les valeurs optimales des paramètres du modèle, par opposition aux paramètres qui correspondent juste au résultat souhaité. La calibration constitue un défi dans l'estimation des paramètres de la DEM. Au cours de cette étude, nous mettons le point sur la rigueur de l'optimisation mathématique et les détails spécifiques à prendre en compte pour éviter de tirer des conclusions incomplètes. Cette étude propose de réaliser une calibration virtuelle sur des données simulées avant de poursuivre la calibration proprement dite sur des données expérimentales étant donné que pour l'expérience virtuelle, la réponse du vecteur de paramètres optimal est connue. Nous pouvons donc étudier et cartographier l'effet de l'incertitude aléatoire sur le domaine du paramètre. Ce qui permet de différencier les paramètres du modèle pouvant être définis de manière unique de ceux qui nécessitent des informations supplémentaires pour une configuration expérimentale donnée. L'approche que nous proposons va permettre d'identifier divers vecteurs de paramètres ou de matériaux équivalents en utilisant le même dispositif expérimental et donc de conclure sur la nécessité d'avoir des données expérimentales supplémentaires pour obtenir finalement un modèle DEM suffisamment calibré. L'objectif est de proposer une procédure de calibration des paramètres DEM dans le cas d'une application industrielle. Ce chapitre a notamment fait l'objet d'une publication dans le journal *Granular Matter* (Springer) par Ben Turkia et al. [132].

6.2 Démarche et objectifs

Les dernières avancées en matière d'unités de traitement graphiques [65][61] ont ouvert de nouvelles possibilités pour l'élaboration de procédures de calibration DEM des matériaux en vrac, par opposition aux processus limités de calibration ou les études d'essais et erreurs standard pratiqués jusqu'à présent [2].

De nombreuses approches ont été développées pour caractériser directement les paramètres des éléments discrets à partir de données expérimentales, souvent caractérisées par des données insuffisantes et des modèles sur-paramétrés. Chaque sélection de paramètre forme un vecteur de paramètres. Toutefois, si la qualité de ce dernier est correctement étudiée ou interprétée de manière critique pour son unicité, son applicabilité pour des applications distinctes de la configuration expérimentale reste indécise.

Dans le cadre de ce travail, notamment via une collaboration forte avec l'Université de Pretoria qui est spécialiste dans les méthodes de calibration, nous avons mis en place une approche de calibration adaptée à la DEM dans le contexte d'une utilisation des calculs Hautes Performances pour l'identification des modèles.

Nous avons suivi une approche de conception d'expériences (DOE) similaire aux travaux de Pizette et al. [69], Rackl et al. [3] et Yoon [70], mais au lieu de construire des méta-modèles basés sur des expériences simples avec seulement quelques centaines de particules de sortie à faible dimension qui n'estiment que des expériences à valeurs scalaires réduites, tels que la densité apparente et l'angle de repos [3][79], nous avons opté pour la construction de méta-modèles élaborés et précis ayant une sortie de grande dimension. Il s'agit de mesurer le débit massique de l'écoulement au cours du temps, ce qui permet de simuler des calibrations virtuelles en modélisant les signaux mesurés d'une configuration expérimentale globale plus importante en utilisant 239000 particules.

L'avantage de ce processus est que nous pouvons interroger la qualité et l'unicité des paramètres du DEM en se basant sur des résultats expérimentaux, par opposition à des quantités réduites connues pour induire la non-unicité. L'étude de l'unicité s'avère très importante en particulier lorsque l'expérience de calibration est assez distincte de l'application réelle [68].

Cette étude se distingue d'autres études de calibration qui se concentrent principalement sur les erreurs de calibration en s'assurant que les paramètres obtenus sont bien les paramètres appropriés du modèle. Pour souligner ce point, nous avons mené l'ensemble de l'étude virtuellement sans prendre en compte les données expérimentales réelles. Les analyses et les conclusions tirées de cette étude virtuelle construiront un pré-acquis pour la considération d'une calibration avec des données expérimentales.

En général, l'unicité des paramètres du modèle ne semble pas poser de problème [10] [12], mais dans la présente étude, nous avons souligné son importance à travers les chapitres précédents. Son impact a été souligné en faisant la distinction entre un modèle mal calibré et un modèle correctement calibré pouvant être appliqué avec plus de certitudes à des applications distinctes de l'expérience de calibration. En particulier, nous élaborons un ajustement de la courbe de sortie [10] [20], où les données expérimentales peuvent être décrites par un ensemble de vecteurs de paramètres plutôt que par un seul vecteur de paramètres.

Notre approche de calibration peut donc être considérée comme un moyen de contrôle de la qualité de la procédure de calibration, car nous identifions et classifions à l'avance les parties

du domaine de paramètres, définies par les limites inférieures et supérieures de chaque paramètre, qui sont uniquement identifiables par rapport aux régions nécessitant des informations supplémentaires compte tenu du modèle de contact. Cela est essentiel pour des simulations significatives à l'échelle industrielle à l'aide d'un modèle calibré à l'échelle du laboratoire.

Une fois l'environnement de calibration virtuel est construit basé sur des expériences de calibration virtuelles, ces dernières sont réutilisables dans la calibration d'un nouveau matériau sans avoir recours à des simulations DEM supplémentaires avec le même modèle de contact.

Cette étude se distingue des autres études, en ce sens que nous menons d'abord une vaste étude de calibration virtuelle en vue d'interroger le domaine de paramètres du modèle. Ici, nous identifions les parties du domaine qui peuvent être identifiées de manière appropriée à partir de la configuration de calibration expérimentale et les parties du domaine nécessitant des informations supplémentaires. Par conséquent, cela nous permet de :

- 1- Identifier les régions du domaine de paramètres qui peuvent être identifiées de manière unique et celles qui ne le peuvent pas [58]. Ceci est essentiel lors de l'application du modèle calibré [3][4] pour simuler l'application réelle, une fois la calibration est effectuée.
- 2- étudier systématiquement les lacunes d'un dispositif expérimental existant ou même proposé pour calibrer un modèle de contact donné.
- 3- contrôler et introduire divers niveaux d'incertitude aléatoire et épistémique et quantifier la variance des paramètres identifiés pour différentes régions du domaine de paramètres.
- 4- Utiliser l'environnement de calibration virtuel pour des calibrations futures d'une configuration expérimentale donnée pour un modèle de contact donné qui permet une calibration réactive.

6.3 Définitions de quelques notions utilisées dans cette étude

- L'échantillonnage

L'étude de l'échantillonnage vise à avoir des informations du modèle suffisamment précises moyennant un nombre d'échantillons statistiquement représentatif. Le choix des plans d'échantillonnage est très important dans la qualité du rendu tout en tenant compte des contraintes pouvant être rencontrées. Définir les modalités de l'échantillonnage consiste à

déterminer la localisation, le nombre et la taille des échantillons dans le but de trouver un échantillon optimal pour un meilleur résultat.

Il existe plusieurs types d'échantillonnage, il s'agit d'un échantillonnage aléatoire simple, systématique, stratifié, subjectif, mixte et à choix. L'échantillonnage des paramètres dans les études de calibration DEM en vrac se concentre généralement sur l'échantillonnage régulier sur grille (RGS) ou l'échantillonnage factoriel [4][74][133], les conceptions de Plackett-Burman, les conceptions centrales composites [69], les conceptions de Taguchi et l'échantillonnage Latin-Hypercube [3][134][79].

- Corrélation

La notion de corrélation est un moyen de liaison statistique entre différentes variables. Les échantillons de modèles obtenus après échantillonnage sont utilisés pour des analyses statistiques telles que la régression linéaire et l'analyse de variance (ANOVA) qui estime la corrélation linéaire entre les paramètres et les réponses [2] ou pour former et construire des surfaces de réponse non linéaires permettant de prédire les réponses souhaitées et permettant une corrélation non linéaire entre les paramètres et les réponses à décrire. Ce qui permet d'envisager une optimisation robuste pour trouver les paramètres optimaux de DEM en fonction des preuves expérimentales obtenues lors de la calibration.

- Les incertitudes aléatoires et épistémiques

L'incertitude aléatoire (statistique) est déterminée lorsque le résultat de la même grandeur n'est pas toujours le même pour les mêmes conditions d'expérience. Elle est représentative ainsi des erreurs calculées à chaque point. En revanche, l'incertitude épistémique (systématique) est généralement due à des mesures insuffisantes ou bien à la négligence de prise en compte de certains effets ou un manque d'informations.

6.4 Positionnement de l'étude

Dans cette étude, nous avons choisi de reproduire une expérience de décharge de trémie à l'échelle du laboratoire, dans laquelle nous mesurons le débit massique sur une période de cinq secondes. Les objectifs spécifiques de ce travail sont :

- Construire un environnement de calibration virtuel pour le silo et un modèle de contact spécifique, où nous avons choisi de calibrer trois paramètres.
- Quantifier la variance des paramètres identifiés pour différents niveaux d'incertitude à partir d'une étude de calibration virtuelle.

- Souligner les aspects spécifiques qui peuvent permettre de tirer des conclusions erronées s'ils ne sont pas conduits correctement, ce qui comprend la construction des fonctions RBF et notamment leur optimisation.

6.5 Expérience de Calibration virtuelle

L'expérience de calibration virtuelle est conçue pour nous permettre d'examiner un certain nombre d'aspects, dont une estimation de l'erreur de prédiction, la sensibilité de nos paramètres estimés (incertitude aléatoire) et nous permettre également d'explorer la possibilité de caractériser le domaine des paramètres du modèle, c'est-à-dire l'estimation statistique de paramètres de modèle qui sont plus faciles ou plus difficiles à caractériser compte tenu de la configuration expérimentale. Le processus de l'environnement de calibration virtuelle est décrit dans la figure 6.1.

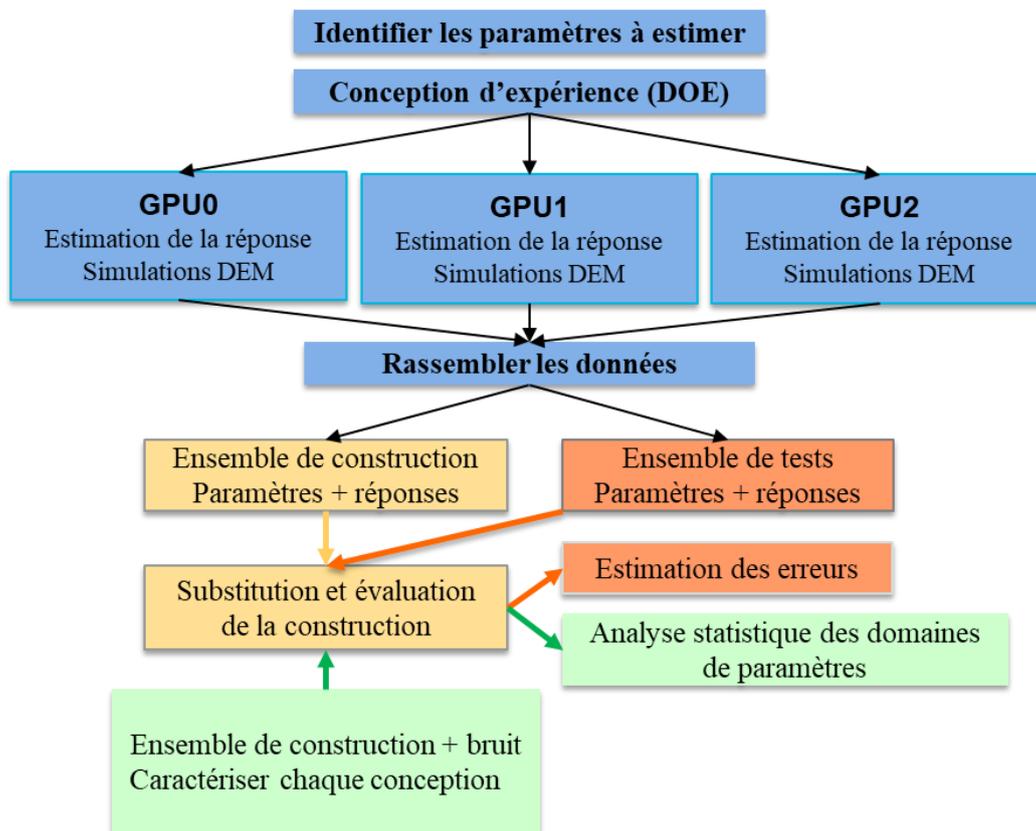


Figure 6.1 - Illustration graphique de l'expérience de calibration virtuelle

Toute la procédure de calibration virtuelle a été mise en œuvre à l'aide d'un script python permettant de fournir des outils de pré-traitement et de post-traitement pour le code de calcul BlazeDEM3D-GPU.

6.6 Configuration expérimentale

Nous avons considéré un silo à fond plat dont les dimensions sont celles du silo du laboratoire. Les étapes de la simulation sont les mêmes présentées dans le chapitre 4 section 4.4.1. La figure 6.2 montre un schéma de la configuration numérique du silo. Un temps de simulation global de 7 secondes est effectué pour chaque vecteur de paramètres du modèle. La trémie est remplie sur une période de 0,8 s, avec 239000 particules. Les particules sont ensuite simulées ou on vient ajouter 1,2s supplémentaires pour assurer la sédimentation et la stabilisation des particules. Ensuite, la trappe est retirée et la simulation de décharge commence sur une durée de 5 secondes.

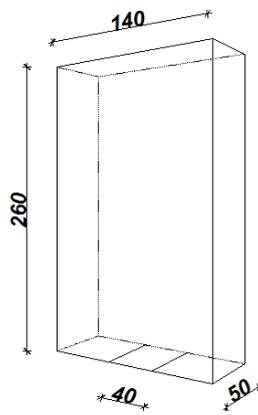


Figure 6.2 - Dimensions de la configuration de la trémie utilisée dans cette étude.

Pour rappel, nous avons sélectionné le modèle de contact ressort amortisseur « Spring Dashpot model » pour les directions normales et tangentielles, ainsi qu'une résistance au roulement qui dépend de la vitesse angulaire relative et de la force de contact.

Nous avons choisi de caractériser trois paramètres. Notre choix de trois paramètres est méticuleux, en ce sens qu'il est suffisamment complexe pour permettre une analyse statistique multivariée non triviale, mais suffisamment ciblée pour permettre des interprétations et des discussions claires des résultats.

Les paramètres du modèle choisis sont le coefficient de frottement particule-particule (μ), le coefficient de restitution particule-particule (COR) et la résistance au roulement (RR). Les paramètres fixés sont répertoriés dans le tableau 6.1.

Tableau 6-1 : Paramètres du modèle utilisés dans cette étude

Rayon (mm)	Masse volumique (kg/m³)	Temps de contact
1	2500	10 ⁻³ s
COR p-basse	Friction p-basse	Temps de contact
0,5	0.9	10 ⁻³ s
COR p-cotés	Friction p-cotés	Temps de contact
0,4	0.9	10 ⁻³ s

6.7 Conception du plan d'expériences

Chaque matériau granulaire est défini par un vecteur tridimensionnel composé des trois paramètres suivants : (μ), (COR) et (RR) que nous allons caractériser. Un plan d'expérience (DOE) pour $n = 100$ vecteurs de paramètres a été généré à l'aide de plans aléatoires [3], sur les intervalles de variation présentés dans le tableau 6.2. Ces vecteurs sont sélectionnés sur la base d'une stratégie de plan d'expériences, à savoir l'échantillonnage Latin-Hypercube (LHS) [135], qui garantit des conceptions de remplissage de l'espace pour un nombre limité de points. Dans le cadre de ce travail, la DOE a été générée par la bibliothèque Python PyDOE [136].

Tableau 6-2 : Intervalles de variation de μ , COR et RR

Paramètres	Intervalle
μ [-]	[0,0 ; 1,0]
COR [-]	[0,0 ; 1,0]
RR [-]	[0,0 ; 1,0]

Sur les 100 échantillons de vecteurs de paramètres du matériau générés initialement par la DOE, seuls 51 simulations ont été réussies pour un pas de temps choisi de 10⁻⁴ s.

Toutes les simulations DEM ont été effectuées en parallèle avec trois GPU 1080 Nvidia, c'est-à-dire qu'au total 12 millions de particules ont été simulées en parallèle sur un total de sept secondes de temps de simulation.

Les courbes de débit massique simulées pour les 51 vecteurs de paramètres générés par la conception d'expérience ayant abouti à des simulations réussies sont illustrées dans la figure 6.3.

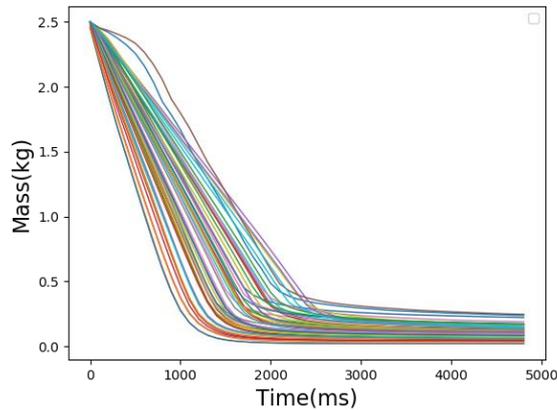


Figure 6.3 - Débit massique pour 51 modèles d'éléments discrets simulés utilisant 239000 particules sphériques par simulation sur une décharge de cinq secondes échantillonnée

Les 51 simulations réussies ont été scindées en un ensemble de construction de 45 vecteurs de paramètres et un ensemble de tests de 6 vecteurs de paramètres. Puis, une analyse statistique de base a été réalisée. Il s'agit de calculer les différences entre les courbes simulées et les plans échantillonnés LHS comme illustré dans les figures 6.4 (a) et (b).

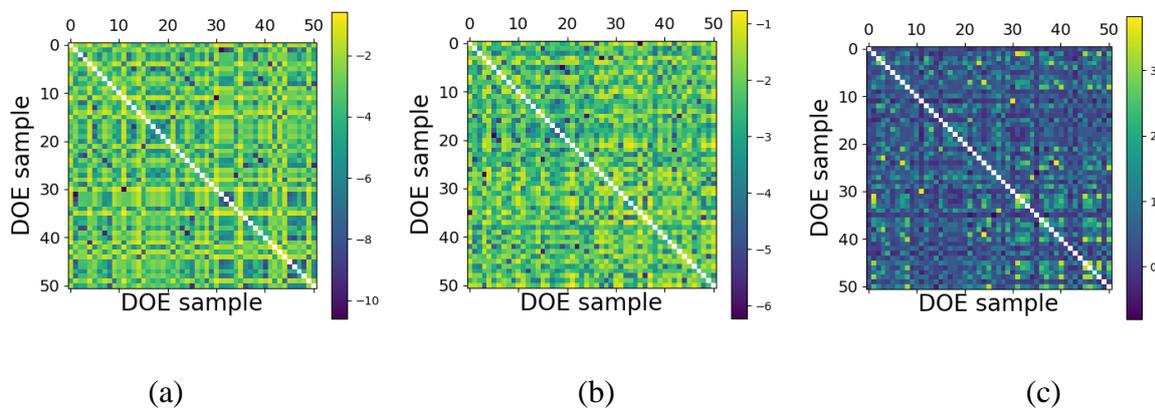


Figure 6.4 - Visualisation des matrices de corrélation de différences quadratiques moyennes pour les différences entre les (a) courbes générées par la DEM, (b) échantillons correspondants du DOE et (c) différences quadratique moyenne de la courbe générée par la DEM divisées par les différences quadratiques moyennes entre les échantillons du DOE.

Avoir des courbes simulées proches les unes des autres lorsque les points DOE sont proches les uns des autres n'est pas un résultat surprenant. Cependant, le fait d'avoir des courbes simulées proches les unes des autres lorsque les points DOE sont distincts indique un problème mal posé.

Le but de cette étude est de distinguer les points du DOE mal posés de ceux qui sont bien posés pour la même configuration expérimentale. Ceci est distinct de l'opinion générale selon laquelle un dispositif expérimental est soit mal posé, soit bien posé.

Notre première interrogation des résultats est présentée comme le rapport de la distance quadratique moyenne entre les vecteurs de paramètres divisé par la distance entre les courbes simulées, comme illustré à la figure 6.4 (c). Par conséquent, les courbes simulées et les vecteurs de paramètres DOE qui sont proches les uns des autres donnent un rapport modéré. Les vecteurs de paramètres qui sont proches les uns des autres mais qui donnent des courbes de décharge distinctes seront évalués en de petits rapports distincts, donc de faibles valeurs indiquent une sensibilité élevée. Des vecteurs de paramètres distincts qui se traduisent par des courbes de débit similaires sont évalués à des rapports élevés.

Par conséquent, les points de couleur jaunâtre indiquent les zones qui seront difficiles à discerner, tandis que les zones de bleu foncé indiquent les zones qui sont difficiles à caractériser en présence de bruit, c'est-à-dire des incertitudes aléatoires pouvant influencer négativement ces domaines.

Une partie de cette étude consiste à distinguer les vecteurs de paramètres qui donnent des courbes de décharge uniques, c'est-à-dire les vecteurs de paramètres qui ne peuvent être récupérés uniquement à partir d'une courbe de décharge, et inversement.

D'après notre première investigation, il est évident que certains modèles DOE sont très sensibles au bruit dans la courbe de décharge, ce qui les rend difficiles à récupérer, tandis que d'autres points sont moins sensibles et plus facilement récupérables. Dans cette étude, nous démontrons une approche systématique pour quantifier ces parties dans le domaine des paramètres. Nous avons suivi une approche de substitution ou une approche basée sur un réseau de neurones, donnant accès aux données de l'ensemble d'apprentissage pour l'interrogation statistique.

6.8 Construction à base de substitution

La plupart des méthodes d'approximation de fonctions reposent sur une approche qui ne nécessite que la résolution d'un problème linéaire lors de la performance d'une approximation non linéaire. Ceci est réalisé en prenant une somme pondérée de fonctions basiques non linéaires pour construire une fonction non linéaire complexe.

Une fonction de base radiale agit sur les distances entre les points, c'est-à-dire qu'elle évalue la distance (généralement la norme L^2) entre un point \mathbf{x} , où nous voulons savoir quelle est la réponse, et le centre de la fonction de base \mathbf{x}_c^j tel que :

$$r_j(\mathbf{x}) = \|\mathbf{x} - \mathbf{x}_c^j\|_2. \quad (6.1)$$

Cette distance scalaire, $r_j(\mathbf{x})$ est une opération non linéaire effectuée, qui est définie par le choix de la fonction de base [137], comme par exemple la fonction Gaussienne

$$\phi_j(\mathbf{x}) = e^{(-\varepsilon r_j(x)^2)} \quad (6.2)$$

Avec ε est un paramètre de forme à déterminer.

Une fonction $f_{\text{RBF}}(\mathbf{x})$ est alors approximée par une somme pondérée de $j = 1, \dots, n$ fonctions de base.

$$f_{\text{RBF}}(\mathbf{x}) = \sum_{j=1}^n w_j \phi_j(\mathbf{x}), \quad (6.3)$$

où w_j est estimé en s'assurant que la fonction RBF, $f_{\text{RBF}}(\mathbf{x})$ interpole les n points où la fonction $f(\mathbf{x}^i) = f_i$, $i=1, \dots, n$ est connue.

Le paramètre de forme ε détermine l'étendue spatiale de l'influence de la $j^{\text{ème}}$ fonction de base. Ceci est généralement réalisé en menant une étude de validation croisée (leave-out-once cross validation-LOOCV) ou des tests hors échantillon, dont la validation croisée est utilisée dans cette étude.

La méthode LOOCV fonctionne en utilisant tous les points mais un seul pour construire la fonction de base radiale(RBF). La RBF construite est ensuite utilisée pour prédire le point qui a été laissé de côté pour calculer une erreur de prédiction. Chaque point de l'ensemble de données de n points est omis une fois pour permettre le calcul de n erreurs. Ces erreurs sont ensuite additionnées pour calculer une erreur moyenne LOOCV scalaire. Le ε qui minimise cette erreur est finalement utilisé pour construire une RBF en utilisant tous les n points.

Chaque fonction RBF n'approximative qu'un scalaire. Par conséquent, une fonction vectorielle de dimension m est approximée à l'aide de m approximations RBF. Dans cette étude, nous utilisons des fonctions RBF pour approximer à partir de trois paramètres d'entrée (ensemble de paramètres du modèle) la réponse de décharge à 49 instants de temps sur 5 secondes. Nous construisons donc 49 fonctions RBF et trouvons le meilleur ε pour chaque fonction RBF en utilisant LOOCV.

L'approximation de la fonction RBF peut être considérée ainsi comme un réseau neuronal (ANN) à action directe à une seule couche qui prend une seule entrée (vecteur tridimensionnel) pour donner une sortie de 49 nœuds (un nœud pour chacun des 49 incréments de temps). La

différence est que les distances sont calculées entre les vecteurs plutôt qu'entre les composantes vectorielles, donc le vecteur de paramètres tridimensionnel est considéré comme une entrée à nœud unique par opposition à une entrée à trois nœuds typique d'ANN.

Les erreurs LOOCV pour chacune des 49 approximations RBF sont illustrées dans la figure 6.5 (a) - (c) pour les ensembles d'entraînement avec 15, 30 et 45 vecteurs de paramètres. L'augmentation du nombre de vecteurs de paramètres pour la construction de RBF nous permet d'interroger l'amélioration du substitut alors que nous effectuons davantage de simulations DEM.

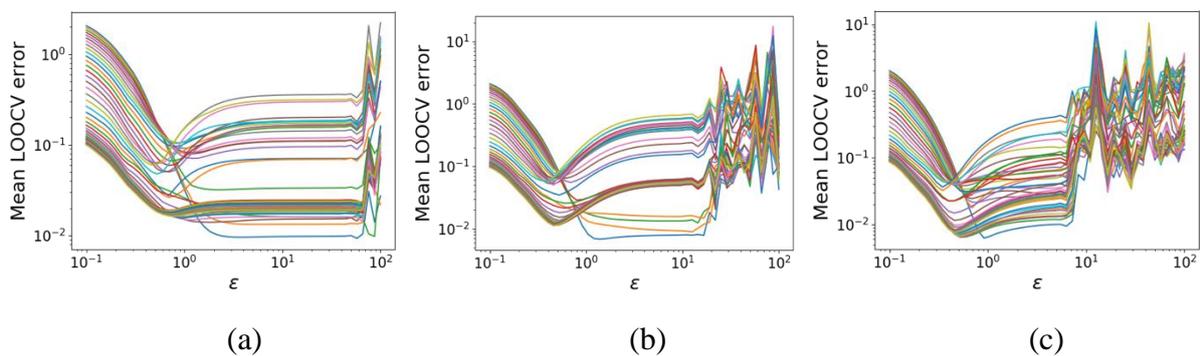


Figure 6.5 - Erreur moyenne LOOCV en fonction de ϵ pour chacune des 49 approximations de la fonction de base radiale sur une échelle log-log en utilisant (a) 15, (b) 30 et (c) 45 points de paramètres échantillonnés.

Pour estimer la qualité de la RBF construite, nous avons calculé la précision de la prédiction des points dans l'ensemble des vecteurs désignés pour tester. Nous avons construit les 49 fonctions RBF en utilisant 15, 30 et 45 vecteurs de paramètres dans l'ensemble d'apprentissage. La précision de prédiction de l'ensemble de test est de 17,1% lors de l'utilisation d'un ensemble d'entraînement de 15 points, 9,7% pour 30 points et 6,7% pour 45 points dans l'ensemble d'entraînement. La précision de prédiction est calculée comme l'erreur moyenne absolue en pourcentage [54], calculée comme étant la moyenne relative des erreurs $((y_{predict} - y_{solution}) / y_{solution}) \times 100$. La différence entre 15 et 30 vecteurs de paramètres dans l'ensemble des constructions de RBF entraîne une diminution de 43% des erreurs, tandis que le passage de 30 à 45 vecteurs de paramètres a amélioré la solution de 30%. Les figures 6.5 (a) - (c) montrent que le nombre de vecteurs de paramètres de construction de la fonction augmente la sensibilité de LOOCV quand ϵ augmente. De plus, la valeur optimale de ϵ est mieux définie quand plus de vecteurs de paramètres sont utilisés dans la construction de RBF.

6.9 Estimation des vecteurs de paramètres du plan d'expérience

Pour estimer la capacité de récupérer les paramètres réels du modèle à partir du taux du débit massique, nous avons mené une étude de calibration virtuelle. Notre objectif est de récupérer chacun des paramètres de modèle DOE en déterminant les paramètres du modèle, \mathbf{x} , permettant d'estimer au mieux le taux de décharge massique associé, c'est-à-dire les valeurs des paramètres du modèle qui minimisent l'erreur de calibration qui est la somme de l'erreur au carré entre la courbe estimée \mathbf{y}_{RBF} et la courbe simulée réelle \mathbf{y}_{DOE} .

$$\min E(\mathbf{x}) = \sum_{i=1}^{51} (\mathbf{y}_{RBF_i}(\mathbf{x}) - \mathbf{y}_{DOE_i})^T (\mathbf{y}_{RBF_i}(\mathbf{x}) - \mathbf{y}_{DOE_i}) = (\mathbf{y}_{RBF} - \mathbf{y}_{DOE})^2, \quad (6.4)$$

Cependant, l'observation selon laquelle les paramètres ne peuvent pas être correctement identifiés est fortement influencée par la robustesse des optimiseurs. La grande disparité entre les solutions optimales obtenues par l'algorithme de programmation séquentielle des moindres carrés (SLSQP) et Nelder-Mead suggère que la robustesse de l'optimisation fait défaut.

6.9.1 Optimisation à partir d'un seul point de départ

Pour quantifier la qualité de l'optimisation réalisée, nous avons visé à récupérer les paramètres DOE associés pour chacun des points DOE utilisés pour construire la fonction RBF. Nous avons effectué l'optimisation en utilisant un seul point de départ initial aléatoire. Les résultats sont illustrés dans les figures 6.6 (a) et (b). Il est certain qu'un grand nombre de vecteurs de paramètres du modèle ne peuvent pas être identifiés avec le premier chiffre après la virgule, tandis que seuls quelques vecteurs de paramètres peuvent être caractérisés avec précision à trois ou quatre chiffres après la virgule.

Cependant, l'identification correcte des paramètres est beaucoup influencée par les méthodes d'optimisation. La grande disparité entre les solutions optimales obtenues par l'algorithme de programmation séquentielle des moindres carrés (SLSQP) [138] et par la méthode Nelder-Mead [137][138] montrent que la précision de l'optimisation est défailante.

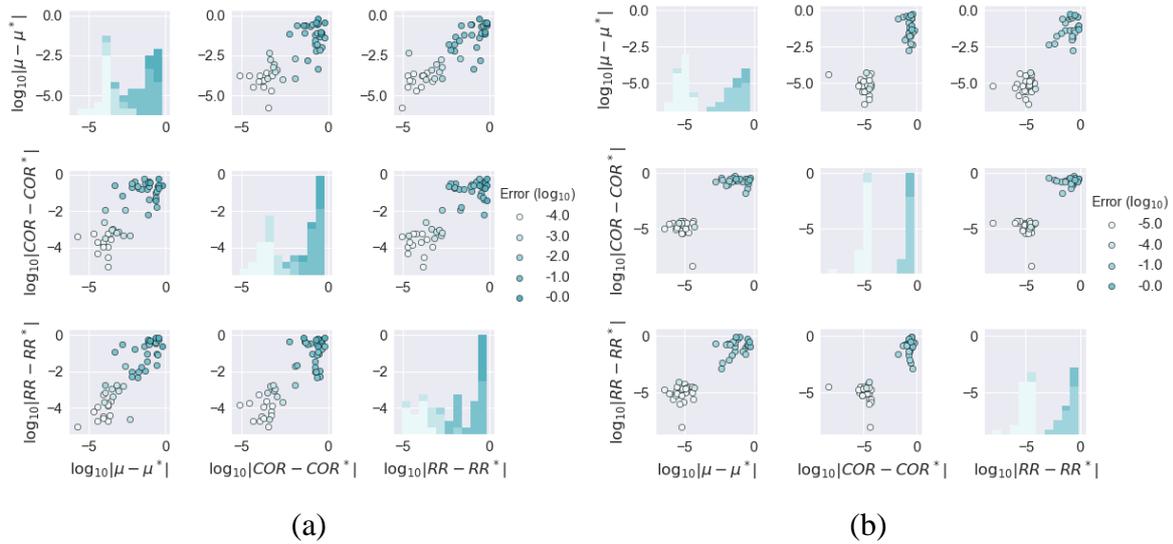


Figure 6.6 - Estimation des paramètres de la DOE pour chaque point de la DOE en utilisant (a) SLSQP et (b) la méthode d'optimisation Nelder-Mead à partir d'un point de départ aléatoire

Par conséquent, au lieu de partir d'un seul point de départ aléatoire, nous avons sélectionné un point de départ de l'ensemble des vecteurs de construction, qui est le plus proche de la réponse que nous voulons estimer, tout en excluant la réponse cible à estimer. Ce point de départ est considéré comme le meilleur point de départ que nous espérons améliorer pour un départ initial aléatoire. Les résultats sont illustrés dans les figures 6.7 (a) et (b) et, comme prévu, une amélioration notable pour SLSQP et Nelder-Mead à la fois est observée.

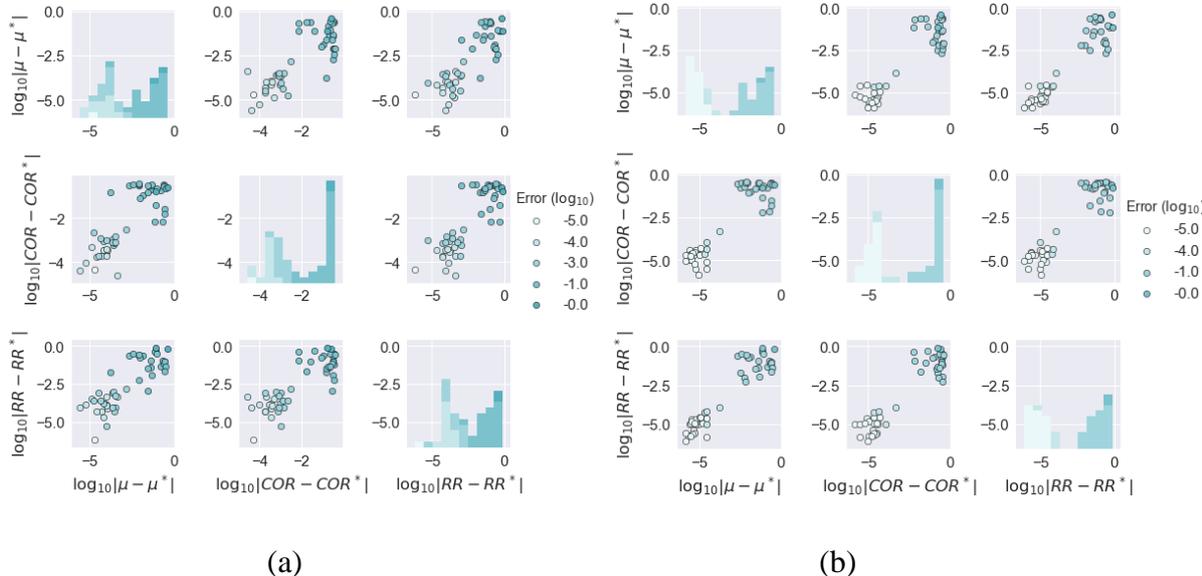


Figure 6.7 - Estimation des paramètres de la DOE pour chaque point de la DOE en utilisant (a) SLSQP et (b) la méthode d'optimisation Nelder-Mead à partir du meilleur point de départ estimé

La méthode Nelder-Mead semble plus efficace que SLSQP quel que soit le point de départ (aléatoire ou estimé comme le meilleur point de départ initial). Les résultats montrent un aspect potentiellement mal posé pour récupérer les paramètres du modèle uniquement à partir des informations de décharge ainsi que l'efficacité de notre optimiseur, c'est pourquoi la qualité des résultats d'optimisation joue un rôle important dans la tentative d'isoler la nature mal posée du problème.

6.9.2 Optimisation à partir de cent points de départ

Nous avons augmenté le nombre de points de départ pour Nelder-Mead à cent points aléatoires initiaux pour chaque vecteur de paramètres que nous souhaitons estimer. Sur les cent points de départ, nous ne stockons que le résultat d'optimisation présentant l'erreur la plus faible. Les erreurs d'estimation des paramètres sont illustrées à la figure 6.8 (a), tandis que les valeurs réelles des paramètres que nous cherchions à classer en fonction de l'erreur sont illustrées à la figure 6.8 (b).

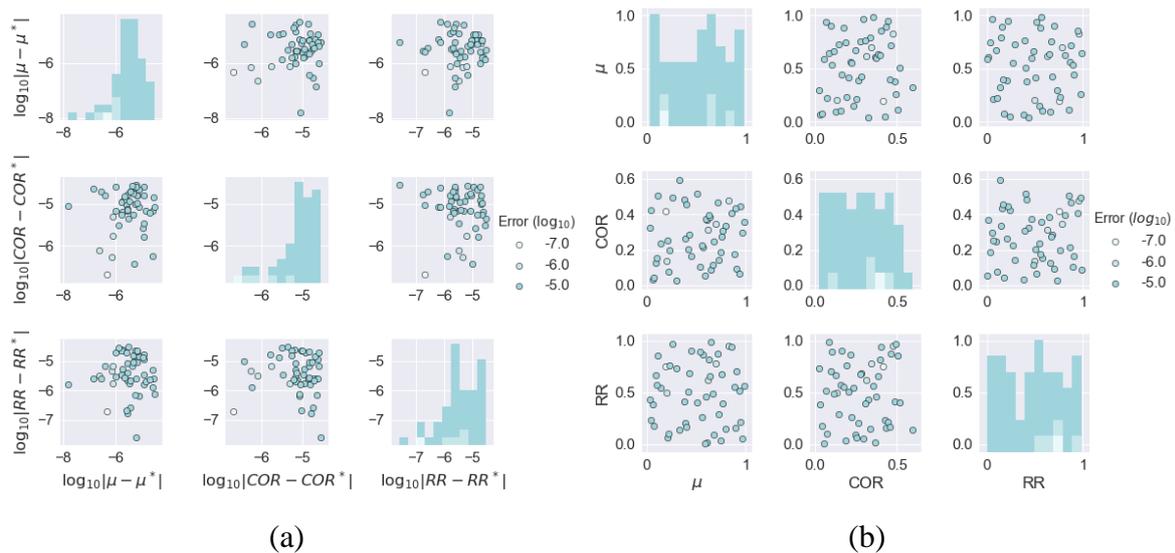


Figure 6.8 - Estimation de chaque (b) vecteur de paramètre DOE pour chacun des 51 points DOE en utilisant (a) l'optimiseur Nelder-Mead à partir de cent points de départ initiaux aléatoires. Les conceptions réelles sont étiquetées en fonction de la distance à la solution réelle.

Une amélioration significative est observée pour Nelder-Mead après l'augmentation du nombre des points de départ. La pire erreur est devenue de même ordre de grandeur que lorsqu'on a utilisé un seul point de départ initial.

La figure 6.8 (b), où nous décrivons la distribution réelle des valeurs des paramètres pour les différentes erreurs, montre clairement que les erreurs de calibration les plus importantes

semblent concernner les matériaux ayant le coefficient de frottement dans la moitié inférieure du domaine échantillonné.

Les courbes de débit associées à chacune des erreurs sont illustrées dans les figures 6.9 (a) à (c), pour chacun des trois intervalles d'erreur. Les courbes ayant des fractions de masse les plus importantes se caractérisent plus facilement.

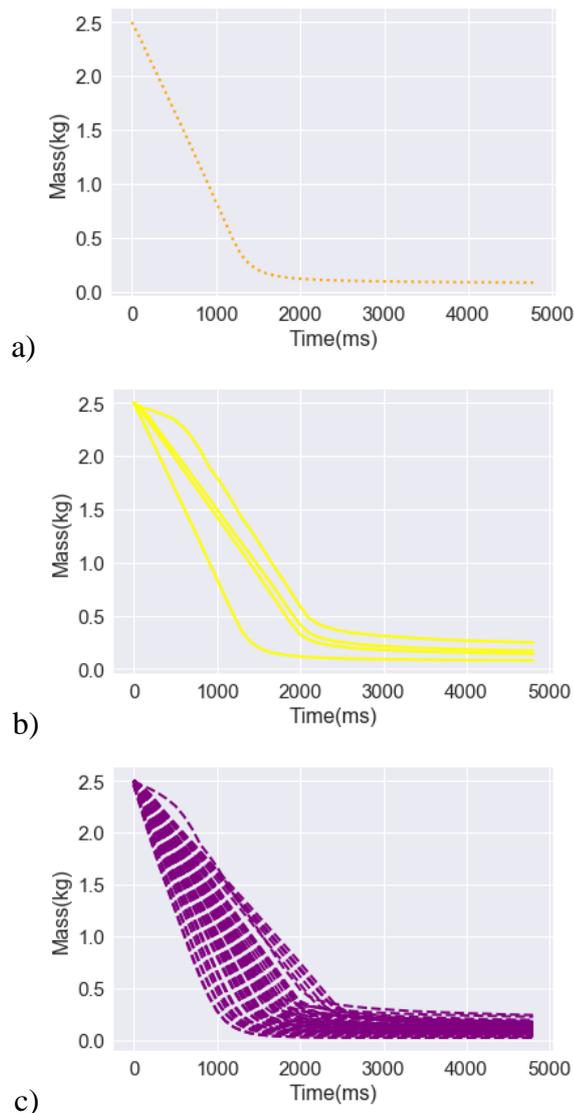


Figure 6.9 - Les courbes de décharge réelles associées à des erreurs moyennes des paramètres de (a) $1E-7$, (b) $1E-6$, and (c) $1E-5$.

Chaque paramètre, à savoir le frottement particule-particule (μ) le coefficient de restitution particule-particule (COR) et la résistance au roulement (RR), peut être récupéré sans défaillance à partir seulement de la décharge de la masse sur une période de simulation de cinq secondes. Cependant, le choix d'une approche d'optimisation peut influencer considérablement la qualité des solutions d'un problème inverse. Cela peut influencer considérablement l'interprétation et les

conclusions tirées de la configuration expérimentale pour caractériser le modèle de contact. Il est essentiel ainsi de reconnaître que la courbe de débit que nous avons utilisée pour estimer les paramètres est idéalisée, aucun pourcentage d'incertitude n'est considéré. Cela n'est toutefois pas réaliste dans la mesure où une incertitude aléatoire et épistémique est toujours présente dans les mesures expérimentales [139].

6.10 Analyse statistique de l'incertitude aléatoire

Notre calibration virtuelle est basée sur des données expérimentales parfaitement mesurées, or, il est bien connu que la quantité d'incertitudes aléatoires et épistémiques [140] peut avoir un effet significatif sur la qualité de la solution lors de la résolution d'un problème inverse. Dans cette étude, nous nous concentrerons uniquement sur l'incertitude aléatoire, qui se manifeste en tant que bruit stochastique de moyenne nulle étant toujours présent dans les courbes de débit mesurées expérimentalement.

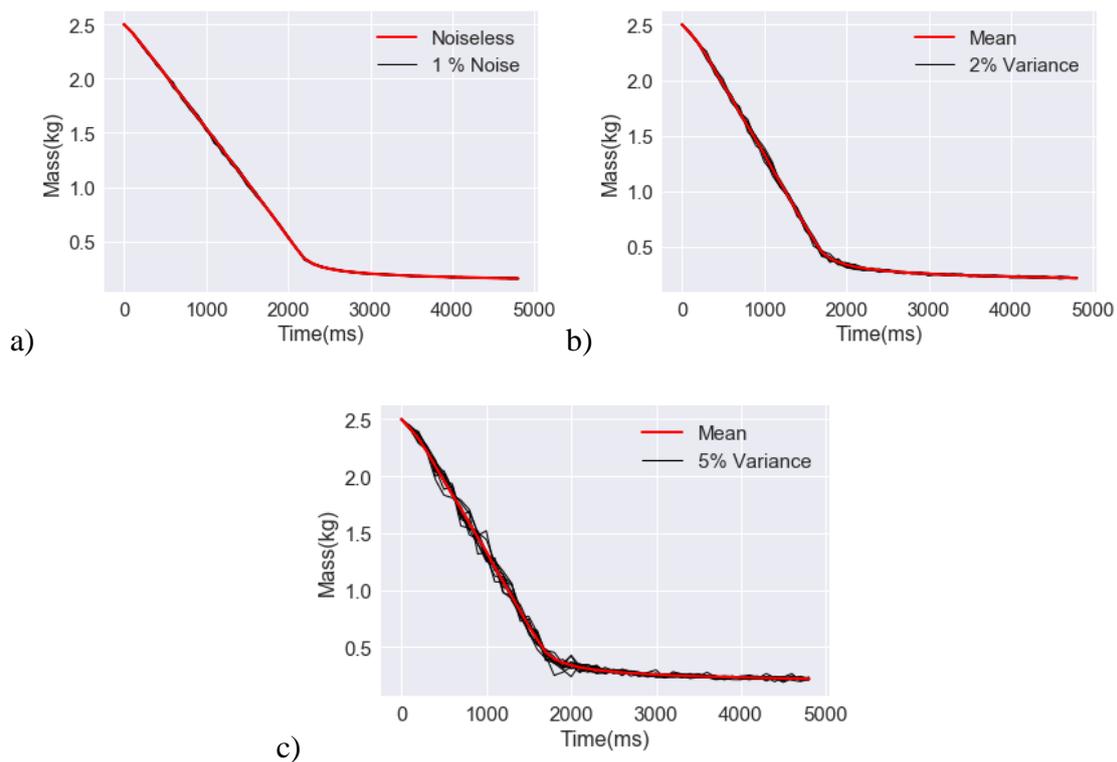


Figure 6.10 – Distribution de (a) 1%, (b) 2%, et (c) 5% de variance dans la réponse moyenne.

Nous démontrons la détérioration de la qualité des vecteurs de paramètres estimés en répétant l'étude précédente avec un seul changement, qui consiste à superposer une incertitude aléatoire aux réponses parfaites de la décharge simulées. Plus précisément, l'incertitude aléatoire est superposée à nos réponses de décharge massives simulées parfaites, en ajoutant un bruit

stochastique à chaque instant de temps proportionnel à la plage des signaux simulés à chaque instant de temps. C'est-à-dire pour chaque instant t : $r \sim \text{Normal}(0, \sigma^2)$, où r est un nombre aléatoire normalement distribué avec une moyenne et un écart type nul, σ correspond à des instances comprises entre 1%, 2% et 5% de bruit avec une probabilité de 68 pour cent. L'addition du bruit est superposée aux courbes de décharge, comme le montre les figures 6.10- (a) à (c). Les courbes simulées sont représentées en rouge, tandis que les courbes à incertitude aléatoire sont représentées en noir.

La distance moyenne de la solution connue de calibration pour chaque paramètre défini dans la DOE avec Nelder-Mead avec les 100 points de départ initiaux aléatoires est illustrée dans les figures 6.11 (a) et (b) pour une incertitude aléatoire de (a) 1% et (b) 5% respectivement. Les classes indiquent la distance moyenne entre les valeurs de paramètre calibrées et les valeurs de paramètre connues. Plus l'incertitude est grande, plus l'erreur associée aux vecteurs des paramètres estimée est grande.

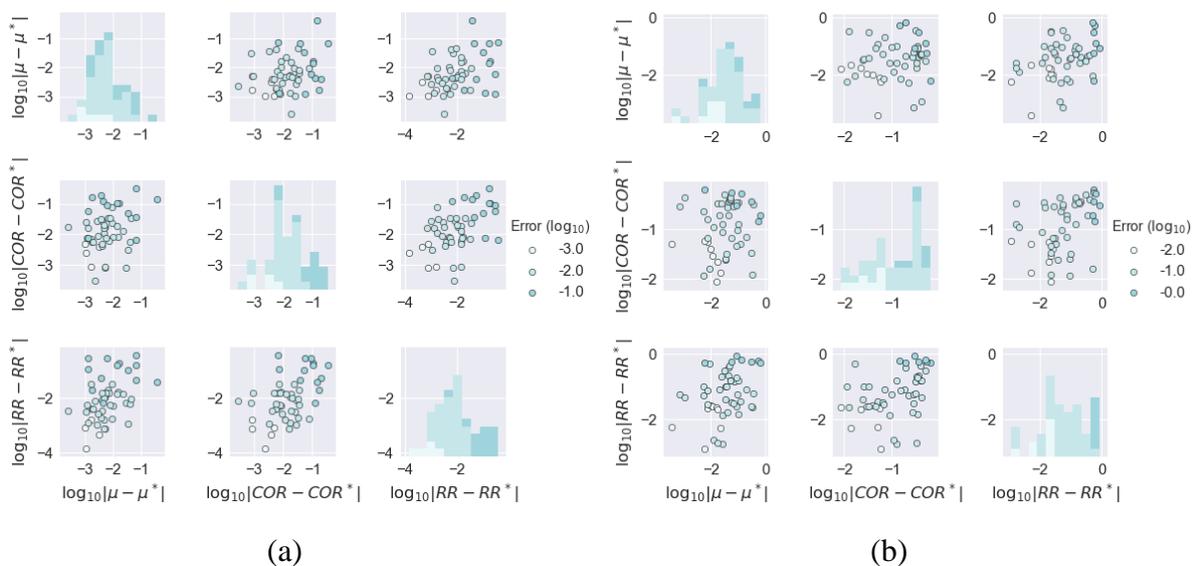


Figure 6.11 - Distance moyenne entre les valeurs de paramètres calibrées et les vecteurs de paramètres DOE connus, en utilisant Nelder-Mead avec cent points de départ initiaux aléatoires pour une incertitude aléatoire de (a) 1% et (b) 5% de bruit.

Pour étudier la capacité de la distribution spatiale à estimer les vecteurs de paramètres dans le domaine des paramètres, nous avons tracé les valeurs des paramètres réelles classées en fonction de la distance moyenne entre les valeurs de paramètres calibrées et les valeurs de paramètres connues dans les figures 6.12 (a) et (b), respectivement pour 1% et 5% d'incertitude aléatoire.

D'après les figures 6.12 (a) et (b), nous avons remarqué que de faibles valeurs de paramètres micromécaniques associées à μ et RR , entraînent une plus grande incertitude. Il semble également que pour un COR grand, un μ et un RR faibles, la caractérisation des paramètres du modèle est insuffisante. En revanche, lorsque μ et RR sont associés au quartile supérieur, les erreurs de la caractérisation ont tendance à être plus faibles, tandis que COR est associé à des erreurs de caractérisation faibles lorsque les valeurs des paramètres micromécaniques de μ et RR sont suffisamment grandes, quel que soit l'intervalle de variation. Plus précisément, les matériaux granulaires pour lesquels les paramètres micromécaniques μ et RR sont supérieurs à 0,5, améliorent la caractérisation.

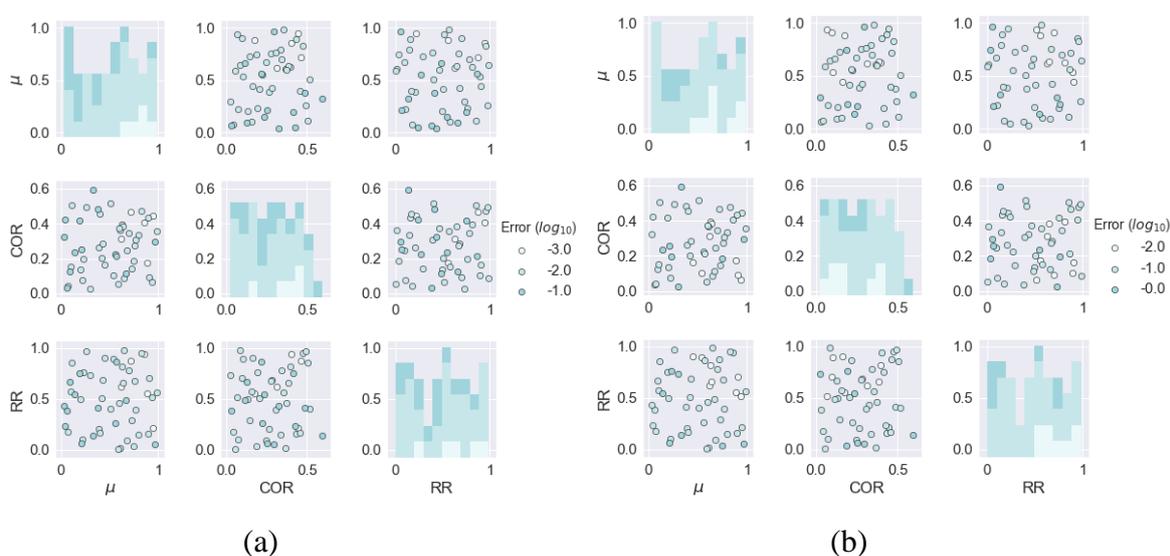


Figure 6.12 - Distance moyenne entre les valeurs des paramètres calibrés et les valeurs des paramètres connus pour chacun des points de la DOE à l'aide de Nelder-Mead avec cent points de départ aléatoire pour une incertitude aléatoire de (a) 1% et (b) 5% de bruit

Ceci peut s'expliquer par le fait que l'expérience de décharge de la trémie est mieux adaptée aux matériaux à frottement élevé et de forme irrégulière avec des dissipations d'énergie plus ou moins importantes. Lorsque les paramètres micromécaniques μ et RR sont au-dessous de 0,5, la capacité de l'expérience de décharge à identifier de manière unique ces paramètres micromécaniques devient insuffisante. Par conséquent, des expériences supplémentaires peuvent être nécessaires pour compléter la procédure expérimentale afin de récupérer les paramètres micromécaniques uniques. Ceci est significatif, car il permet de définir une carte de probabilité sur le domaine de paramètres échantillonnés pour différents niveaux d'incertitude aléatoire. C'est-à-dire avant le début de la caractérisation ou de toute expérience physique, la capacité de caractériser une courbe de débit massique spécifique peut être estimée. Cela informe essentiellement sur la probabilité que les mesures expérimentales prévues soient suffisantes

pour caractériser de manière unique le modèle et les paramètres micromécaniques ou si des données expérimentales supplémentaires seraient probablement nécessaires.

Les courbes de débit réelles sont illustrées dans les figures 6.13 (a) et (b), pour chacun des trois intervalles d'erreur. Similaires aux résultats précédents, il est clair que des écoulements lents avec une fraction de masse résiduelle plus importante à la fin se caractérisent plus facilement. En effet, les paramètres micromécaniques μ et RR sont directement associés aux caractéristiques de cisaillement du matériau granulaire. Lorsque μ et RR sont associés à une résistance au cisaillement élevée, ceci entraîne une décharge plus lente et des fractions de masse résiduelle plus importantes à la fin. La probabilité de caractériser de manière unique les matériaux granulaires associés à une résistance au cisaillement plus élevée est supérieure à celle des matériaux à faible résistance au cisaillement. Par conséquent, des valeurs élevées des paramètres micromécaniques μ et RR améliorent la qualité de la caractérisation lors de la décharge dans un silo, ce qui correspond à une résistance au cisaillement élevée des matériaux granulaires. Ceci est en accord avec notre discussion précédente qui montre que pour μ et RR dans le quartile supérieur, les erreurs de caractérisation sont généralement faibles.

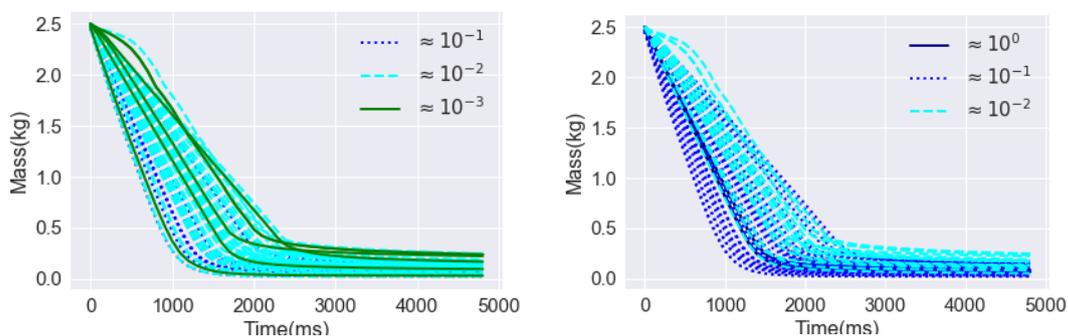


Figure 6.13 - Courbes de décharge en fonction de la distance moyenne entre les valeurs des paramètres calibrées et les valeurs des paramètres connus pour (a) 1% et (b) 5% de bruit.

Dans les figures 6.14 (a) à (e), nous avons tracé les courbes de décharge individuellement pour les différentes classes d'erreur. Pour un bruit de 5%, les courbes de décharge plus lentes s'avèrent plus faciles à caractériser contrairement aux courbes de décharge rapides qui présentent une incertitude plus élevée.

Par conséquent, la conclusion basée uniquement sur une étude de caractérisation virtuelle indique clairement que les systèmes de particules avec un frottement élevé et une résistance au roulement plus élevée sont plus faciles à caractériser en utilisant une trémie à fond plat. Inversement, les systèmes de particules avec de faibles coefficients de frottement et une faible

résistance au roulement peuvent nécessiter des informations supplémentaires aux courbes de décharge de masse afin de caractériser de manière unique les paramètres micromécaniques associés.

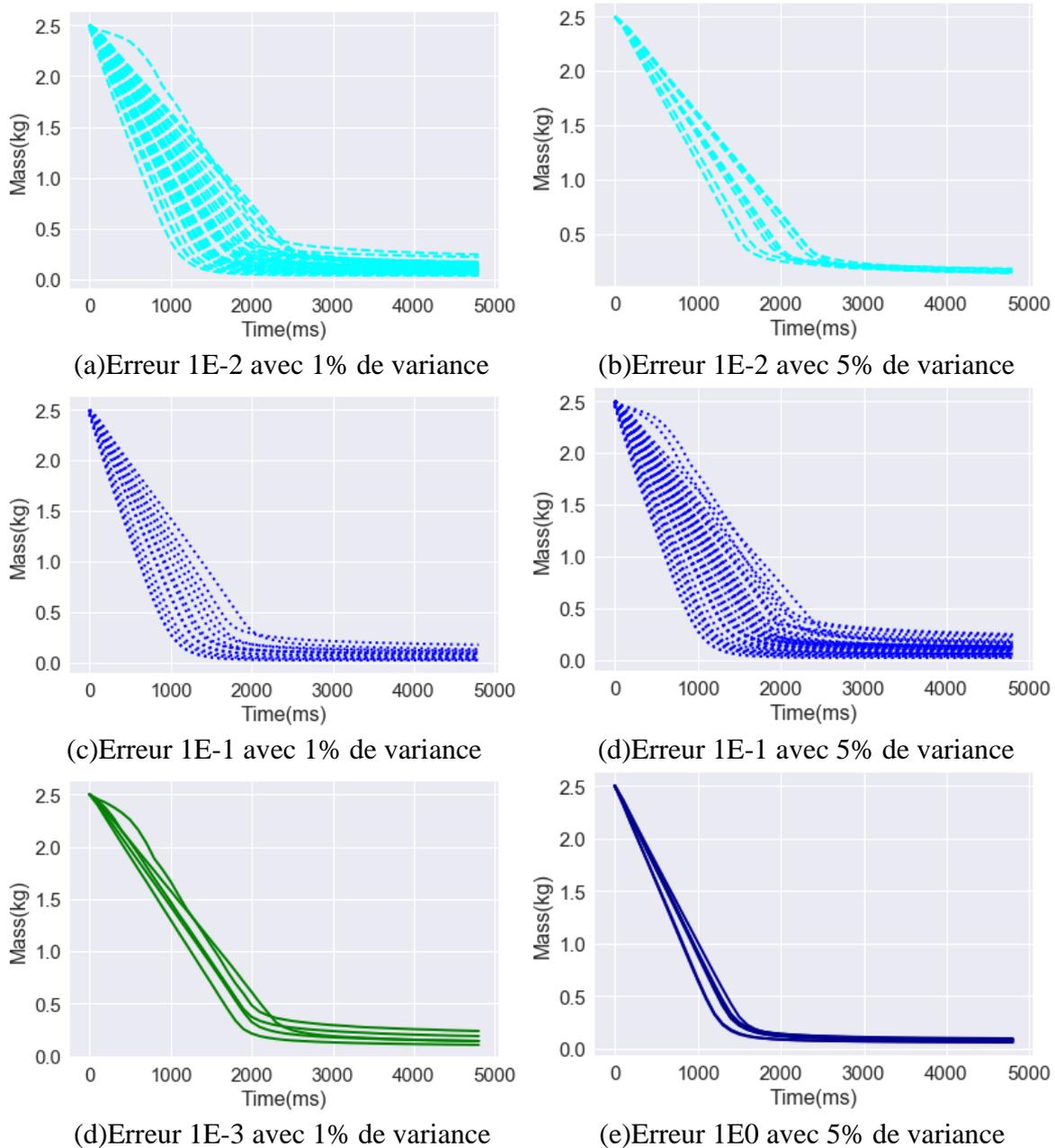


Figure 6.14 - Courbes de décharge pour une variance de 1% dans (a), (c) et (d) et 5% dans (b), (d), (e).

Il est important de noter que bien que toutes les courbes de débit prévues comportent des erreurs similaires (les courbes simulées avec une incertitude aléatoire superposée), l'étude s'est focalisée sur le signalement des erreurs dans les valeurs des paramètres. La raison en est que

nous voulons nous assurer que nous avons correctement identifié les paramètres du modèle pour un système de particules donné.

Cela garantit que nous pouvons utiliser le modèle calibré dans d'autres applications sans effondrement total de la prévisibilité du modèle à éléments discrets. Il s'agit d'une étude expérimentale virtuelle pour aider à évaluer la prévisibilité du domaine des paramètres et à estimer la probabilité de caractérisation pour une courbe de décharge expérimentale donnée.

6.11 Conclusion

Cette étude a démontré qu'une expérience de calibration virtuelle permet une évaluation de l'identification du domaine des paramètres dans le cadre des simulations DEM. Cette étude a considéré une trémie à fond plat comme expérience à l'échelle du laboratoire, où nous n'avons mesuré que le débit massique pour calibrer trois paramètres d'un modèle de ressort amortisseur linéaire pour les directions normale et tangentielle, en plus du modèle de résistance au roulement (amortissement de la vitesse de rotation angulaire).

Le code BlazeDEM3D-GPU a été utilisé pour simuler la trémie virtuelle à l'aide de trois GPU NVIDIA GTX 1080. En nous basant uniquement sur notre étude de calibration virtuelle, nous avons démontré que les courbes de décharge plus lentes avec des masses résiduelles plus importantes à la fin sont plus faciles à caractériser. Ces courbes sont associées à des systèmes de particules qui ont une résistance au cisaillement plus élevée, associée à des paramètres micromécaniques de haute résistance au frottement et au roulement. Ces systèmes de particules se sont révélés caractériser de manière plus unique en utilisant des courbes de débit d'écoulement d'une trémie à fond plat. En particulier, les matériaux granulaires pour lesquels les paramètres micromécaniques de frottement particule-particule μ et de résistance au roulement RR sont supérieurs à 0,5, entraînent une meilleure caractérisation.

Il est donc probable que les systèmes de particules à faible résistance au cisaillement, c'est-à-dire à faible coefficient de frottement et à faible résistance au roulement, peuvent nécessiter des informations supplémentaires aux courbes de décharge massique pour identifier de manière unique les paramètres micromécaniques associés, c'est-à-dire que ces systèmes de particules sont considérés comme moins identifiables que les systèmes de particules qui présentent une friction et une résistance au roulement plus élevées.

Dans cette étude, la caractérisation implique la disponibilité d'informations suffisantes pour définir de manière unique un modèle et un vecteur de paramètres micromécaniques pour un

système de particules donné. Nous soulignons que cela garantit que nous pouvons utiliser le modèle de contact calibré dans d'autres applications sans un effondrement total de la prévisibilité du modèle d'élément discret.

7 Conclusion générale et perspectives

7.1 Conclusion

La méthode des éléments discrets (DEM) est largement utilisée dans la géotechnique, le génie civil ou des applications en industrie. Une caractéristique commune de ces champs d'application est le caractère granulaire des matériaux. Le développement des méthodes numériques présente de grands avantages pour une compréhension plus profonde des comportements mécaniques. Malgré la fiabilité des méthodes expérimentales traditionnelles, il est difficile de reproduire minutieusement les conditions des systèmes réels au cours des tests et considérés comme des outils coûteux.

La méthode des éléments discrets (DEM) est limitée en raison des exigences en calculs lorsque de grandes quantités de particules sont considérées. La limitation des simulations numériques est principalement liée au temps de calcul, au nombre de particules et aux difficultés de la modélisation de la forme des particules. Des développements récents dans la simulation d'éléments discrets ont montré de nouvelles possibilités pour modéliser des applications granulaires à l'échelle des installations industrielles. En particulier, le code de calcul BlazeDEM3D-GPU, code basé sur des approches GPU et développé dans le cadre d'une collaboration internationale entre plusieurs partenaires dont Université de Pretoria et IMT Lille Douai, s'est été montré satisfaisant pour la prédiction du comportement des matériaux granulaires et pour ouvrir de nouvelles possibilités d'étude pour des calculs DEM appliquées aux grandes échelles. Il est important de noter que le modèle ressort amortisseur a été utilisé dans tous les travaux de thèse.

Les méthodes de calibration représentent un défi important dans l'estimation des paramètres des éléments discrets, principalement définis par des paramètres d'intégration numérique, des propriétés physiques des particules, des modèles de contact [35][60][85][108][141] et des interactions entre les particules.

L'approche de calibration adoptée dans cette étude est la calibration in-situ utilisée pour des applications de mesure d'angle de repos, du débit massique lors d'un écoulement granulaire dans un silo de stockage et la résistance au cisaillement direct. Le choix de cette méthode est stratégique, car au final, notre but est de proposer une approche de calibration efficace et robuste pour des simulations futures à vocation industrielle.

D'un point de vue expérimental, l'essai d'affaissement a montré que la vitesse de levage du cylindre a un effet significatif sur la formation du tas des différents matériaux utilisé en comparaison avec l'effet négligeable de la taille du cylindre utilisé. Comme prévu, la rugosité

de la surface plane sur laquelle s'écoule le matériau était très remarquable. Le passage par ces petits tests, nous a donné une idée sur les paramètres d'entrée qui peuvent influencer les courbures du tas des billes ou du sable. Malgré une bonne concordance entre l'angle de repos numérique et expérimentale, on ne peut pas conclure sur la précision de notre modèle et du choix de ses paramètres. En effet, des erreurs qualitatives de la largeur d'étalement du tas ont été estimées. Ceci souligne que des informations supplémentaires pour la calibration des paramètres du modèle sont nécessaires ou que notre modèle n'est pas adéquat à cette application ou bien qu'il exige l'implication d'autres modèles complémentaires pour arrêter l'écoulement des matériaux lorsqu'il atteint sa limite.

L'influence des propriétés des matériaux tels que l'angularité, le taux de teneur en eau, sur l'écoulement granulaire a été tout d'abord élaborée moyennant une étude expérimentale dans un silo à fond plat et à trémies 30 et 60 degrés. Ces résultats ont été explorés par la suite pour ajuster les valeurs des paramètres numériques du modèle, plus précisément, le coefficient de frottement μ et le coefficient de résistance au roulement RR ainsi qu'une discussion sur le choix du pas de temps Δt a été présentée. Nous avons pu montrer que dans le cas de faible angle de silo, la caractérisation a permis de sélectionner le même vecteur de paramètre pour le même type de bille de verre. Cependant, ce vecteur n'était pas le meilleur choix pour l'écoulement du même matériau dans un silo à trémie 60 degrés. Nous avons réalisé alors une représentation 2D de la valeur du débit massique en fonction de la variation aléatoire des valeurs de μ et RR . Les résultats ont montré plusieurs contours, chacun représente une valeur du débit massique obtenue par différentes solutions de vecteurs de paramètres, on parle dans ce cas de la non unicité des paramètres et le problème est dit mal-posé.

Une démarche systématique pour l'évaluation du comportement macroscopique au cisaillement des billes de verre suite à la variation de la taille de particules monodisperses et de la teneur en eau dans l'échantillon, ainsi que l'hétérogénéité de mélanges polydisperses a été étudiée pour une compacité initialement fixée. Puis, des essais ont été effectués sur des grains de sable concassé afin de mettre l'accent sur l'effet de la forme sur la contrainte de cisaillement. La résistance au cisaillement τ dans le cas des billes de verre diminue avec l'augmentation de la taille des particules. Elle est d'autant moins importante avec l'ajout de la quantité du liquide. En revanche, il était difficile d'expliquer la variation de τ pour des mélanges polydisperses. Les réarrangements des grains lors du cisaillement influence d'une manière significative

Des comparaisons effectuées entre les courbes de cisaillement obtenus a permis se faire des constatations sur le phénomène du « Stick-Slip » qui paraît dépendant de la taille des particules et de l'état hydrique de l'échantillon.

Ensuite, une calibration de la rigidité et du coefficient de frottement de la DEM ont été variés jusqu'à ce que les courbes numériques de cisaillement se soient inscrites dans les champs de variation des courbes expérimentales sous différentes pressions de confinement. Suite à cette variation systématique de paramètres, nous avons réussi à obtenir deux combinaisons de vecteurs qui correspondent bien à notre objectif. Le choix d'un des deux solutions n'était pas évident. Il est clair que des informations supplémentaires sont nécessaires pour une calibration plus précise comme par exemple la mesure de la compacité. Malgré une bonne concordance entre les valeurs de la contrainte de cisaillement, les fluctuations dues au phénomène de « Stick-Slip » n'étaient pas reproduites correctement dans les simulations DEM, même avec la variation du coefficient de résistance au roulement. Un intérêt a été attribué à la forme de particule et son influence sur la réponse macroscopique à travers l'utilisation de plusieurs formes polyédriques sous les mêmes propriétés locales des grains.

D'après ces études expérimentales et numériques de différentes applications du laboratoire, l'utilisation de la calibration in-situ est considérée un peu coûteuse vu le nombre de simulations à répéter pour aboutir à la réponse globale souhaitée. Il est néanmoins clair d'après nos simulations numériques que les valeurs des paramètres d'entrée du code dépendent principalement du modèle de contact et du régime de sollicitation de chaque application utilisée.

L'unicité de nos vecteurs de paramètres n'était alors pas évidente en se basant que sur ce type de calibration. Cette observation critique est le cœur de cette étude, où nous avons utilisé une étude expérimentale virtuelle pour aider à évaluer la prévisibilité du domaine des paramètres. Cela permet d'évaluer la probabilité qu'un vecteur de paramètres soit effectivement caractérisé de manière appropriée.

Le développement en matière d'unités de traitement graphiques a ouvert de nouvelles possibilités pour l'élaboration de procédures de calibration des paramètres de la DEM des matériaux en vrac, par opposition aux processus limités de calibration ou les études d'essais et erreurs standard pratiquées jusqu'à présent [2].

Par conséquent, nous avons construit un environnement de calibration virtuel pour la mesure du débit massique dans une expérience d'écoulement dans un silo à fond plat. Un modèle de contact DEM spécifique (le modèle ressort amortisseur) a été utilisé. Nous n'avons choisi que

trois paramètres à calibrer afin d'assurer une meilleure discussion des résultats. Cette étude a montré qu'une expérience de calibration virtuelle est capable d'évaluer l'identification du domaine de paramètres. L'identification implique la disponibilité d'informations suffisantes pour définir de manière unique un jeu de paramètres de modèle pour un système de particules donné. Nous avons pu conclure que l'efficacité de l'optimiseur est très importante dans l'évaluation des incertitudes aléatoires.

Nous avons constaté que les courbes de décharge plus lentes sont plus faciles à caractériser, c'est-à-dire que les systèmes de particules à frottement élevé et à résistance au roulement élevée permettent de caractériser plus facilement le jeu de paramètres à l'aide d'une trémie à fond plat. Il est donc probable que les systèmes de particules à faible coefficient de frottement et à faible résistance au roulement nécessitent des informations supplémentaires aux courbes de décharge pour identifier de manière unique les paramètres de matériau associés, c'est-à-dire que ces systèmes de particules sont considérés moins identifiables que les systèmes de particules à coefficient de frottement élevé et de résistance au roulement.

7.2 Perspectives

Des perspectives peuvent être intéressantes pour la suite de ces travaux de thèse. Tous droits réservés pour valoriser ces travaux de thèse peuvent être apportées pour assurer sa continuité et l'appliquer dans des futures recherches.

- Expérimentalement, filmer, à l'aide d'une caméra haute vitesse, le processus de cisaillement direct d'un matériau réel en utilisant la boîte de cisaillement transparente développée dans le cadre de cette thèse peut donner des informations complémentaires sur le changement de la microstructure du matériau. Ce qui permettra de confronter les résultats expérimentaux avec ceux de la simulation numérique pour différents états de confinement.
- Le calcul du nombre de coordination peut être un bon indicateur sur la granulométrie de la structure granulaire et permettre une meilleure compréhension des phénomènes de Stick-Slip et de futures études de rupture des grains. Nous avons commencé à développer une approche expérimentale pour la considération des potentiels de rupture lors du cisaillement direct à la boîte de Casagrande, il sera ainsi intéressant de poursuivre cette démarche expérimentale et la compléter par une approche numérique.

- Il serait intéressant de réaliser des simulations numériques d'essais de cisaillement direct ou bien l'essai d'affaissement avec une autre loi de contact telle que le modèle Hertz-Mindlin et le comparer avec nos résultats numériques réalisés avec le modèle ressort amortisseur pour vérifier l'importance significative de l'utilisation de la loi appropriée.

- L'augmentation de la puissance des calculs a ouvert de nouvelles voies pour modéliser des géométries de particules plus complexes. Les approximations de formes polyédriques convexes utilisées autrefois sur des cartes CPU sont devenues possibles à utiliser à plus grande échelle grâce aux calculs de hautes performances sous carte graphique GPU. Il a été signalé l'importance de la forme des particules dans les simulations DEM sur la réponse macroscopique, comme on a pu le voir lors de l'essai de cisaillement direct. L'utilisation d'une technique précise telle que la méthode de scanner des particules semble être nécessaire pour la considération de la forme réelle du matériau pour de futures études.

- L'utilisation des plans d'expériences avant de se lancer dans les simulations numériques est un bon indicateur pour identifier des jeux de paramètres et modéliser les surfaces de réponse.

- La simulation virtuelle de processus industriels utilisant la modélisation DEM est actuellement en plein développement [1]. Le choix des paramètres de modèle de contact appropriés pour chaque matériau constitue un aspect important de la modélisation numérique car il est difficile de l'adapter aux paramètres rhéologiques [2][3]. En particulier, la calibration des paramètres d'entrée des simulations industrielles est très problématique. C'est pourquoi, l'approche de calibration virtuelle proposée dans ce manuscrit permet d'évaluer, relier et améliorer la prédiction des modèles de matériaux granulaires à plusieurs échelles en présence d'incertitude. Ça sera intéressant ainsi de prendre en compte l'incertitude épistémique en plus de l'incertitude aléatoire pour les prochaines études de calibration virtuelles et d'appliquer cette nouvelle approche sur des silos industriels.

Références bibliographiques

- [1] J. Hlosta, D. Žurovec, J. Rozbroj, Á. Ramírez-Gómez, J. Nečas, and J. Zegzulka, “Experimental determination of particle–particle restitution coefficient via double pendulum method,” *Chem. Eng. Res. Des.*, vol. 135, pp. 222–233, 2018.
- [2] K. J. Hanley, C. O’Sullivan, J. C. Oliveira, K. Cronin, and E. P. Byrne, “Application of Taguchi methods to DEM calibration of bonded agglomerates,” *Powder Technol.*, vol. 210, no. 3, pp. 230–240, 2011.
- [3] M. Rackl and K. J. Hanley, “A methodical calibration procedure for discrete element models,” *Powder Technol.*, vol. 307, pp. 73–83, 2017.
- [4] L. Benvenuti, C. Kloss, and S. Pirker, “Identification of DEM simulation parameters by Artificial Neural Networks and bulk experiments,” vol. 291, pp. 456–465, 2016.
- [5] J. Horabik and M. Molenda, “Parameters and contact models for DEM simulations of agricultural granular materials: A review,” *Biosyst. Eng.*, vol. 147, pp. 206–225, 2016.
- [6] P. Asteriou and G. Tsiambaos, “Effect of impact velocity, block mass and hardness on the coefficients of restitution for rockfall analysis,” *Int. J. Rock Mech. Min. Sci.*, vol. 106, no. April, pp. 41–50, 2018.
- [7] B. Suhr and K. Six, “On the effect of stress dependent interparticle friction in direct shear tests,” *Powder Technol.*, vol. 294, pp. 211–220, 2016.
- [8] N. Govender, P. Pizette, D. N. Wilke, and N. Abriak, “Validation of the GPU based BLAZE-DEM framework for hopper discharge,” *Proc. IV Int. Conf. Part. Methods*, 2015.
- [9] H. Kureck, N. Govender, E. Siegmann, P. Boehling, C. Radeke, and J. G. Khinast, “Industrial scale simulations of tablet coating using GPU based DEM: A validation study,” *Chem. Eng. Sci.*, vol. 202, pp. 462–480, 2019.
- [10] K. Wu, S. Rémond, N. E. Abriak, P. Pizette, F. Becquart, and S. Liu, “Study of the shear behavior of binary granular materials by DEM simulations and experimental triaxial tests,” *Adv. Powder Technol.*, vol. 28, no. 9, pp. 2198–2210, 2017.
- [11] A. Bruno, F. Yoël, and P. Olivier, *Les milieux granulaires Entre fluide et solide*. .
- [12] Y. Li *et al.*, “Detecting the slope movement after the 2018 Baige Landslides based on ground-based and space-borne radar observations,” *Int J Appl Earth Obs Geoinf.*, vol. 84, no. July 2017, p. 101949, 2020.
- [13] J. Gaume, A. Van Herwijnen, T. Gast, J. Teran, and C. Jiang, “Investigating the release and flow of snow avalanches at the slope-scale using a unified model based on the

- material point method,” *Cold Reg. Sci. Technol.*, vol. 168, no. July, p. 102847, 2019.
- [14] K. Wu, “Étude du cisaillement des matériaux granulaires homogènes et hétérogènes par expérimentation et simulation de l’essai triaxial,” Thèse de doctorat, Ecole des Mines de Douai, 2015.
- [15] J. Rahmoun, “Modélisation du comportement des matériaux granulaires par des approches discrètes et continues,” Thèse de doctorat, Université des Sciences et Technologie de Lille - Lille I, 2008.
- [16] G. K. Junior, “Comportement d’interface des matériaux granulaires,” Thèse de doctorat, Ecole Nationale des ponts et chaussées, 2008.
- [17] C. Voivret, “Texture et comportement des matériaux granulaires à grande polydispersité,” Thèse de doctorat, Université de Montpellier II - Sciences et Techniques du Languedoc, 2008.
- [18] A. Miksic, “Étude des propriétés mécaniques et acoustiques d’un milieu granulaire sous chargements cycliques,” Thèse de doctorat, Université Paris-EST, 2008.
- [19] UNPG, “Livre Blanc-Carières et granulats, pour un approvisionnement durable des territoires,” p. 132, 2011.
- [20] “matériau alternatif.” [Online]. Available: http://www.dictionnaire-environnement.com/materiau_alternatif_ID5927.html.
- [21] S. Brakni, “Première approche vers une valorisation de granulats artificiels à base de sédiments de dragage portuaire : application en génie côtier,” Thèse de doctorat, Ecole des Mines de Douai, 2008.
- [22] O. Pozo, “Étude de la réponse au cisaillement d’un milieu granulaire humide non-saturé,” Thèse de doctorat, Université de Nice-Sophia Antipolis – UFR Sciences, 2006.
- [23] A. Francois, “Modélisation Eulérienne de la vidange d’un silo et de l’expansion du panache,” Thèse de doctorat, Université de Toulouse, 2016.
- [24] H. A. Makse, D. L. Johnson, and L. M. Schwartz, “Packing of compressible granular materials,” *Phys. Rev. Lett.*, vol. 84, no. 18, pp. 4160–4163, 2000.
- [25] H. M. Jaeger, S. R. Nagel, and R. P. Behringer, “Granular solids, liquids, and gases,” *Rev. Mod. Phys.*, vol. 68, no. 4, pp. 1259–1273, 1996.
- [26] T. Brunet, “Étude des milieux granulaires secs et mouillés à l’aide des ondes ultrasonores,” Thèse de doctorat, Université de Marne la Vallée, 2007.
- [27] J. N. Roux, “Geometric origin of mechanical properties of granular materials,” *Phys. Rev. E - Stat. Physics, Plasmas, Fluids, Relat. Interdiscip. Top.*, vol. 61, no. 6 B, pp. 6802–6836, 2000.

- [28] A. Khalfallah, “Caracterisation et étude du debit et de la distribution de vitesse d’écoulement d’une matière granulaire dans un silo,” Mémoire, Université Badji Mokhtar-Annaba, 2014.
- [29] V. Richefeu, M. S. El Youssoufi, and F. Radjai, “Shear strength properties of wet granular materials,” *Phys. Rev. E - Stat. Nonlinear, Soft Matter Phys.*, vol. 73, no. 5, 2006.
- [30] S. Khati, “Comportement des matériaux granulaires: Etude micro-macro du frottement et de la dilatance,” Thèse de doctorat, Université des Sciences Technologiques de Lille, 1996.
- [31] V. Richefeu, “Approche par éléments 3D faiblement contraints,” Thèse de doctorat, Université Montpellier II - Sciences et Techniques du Languedoc, 2005.
- [32] E. Azéma, S. Linero, N. Estrada, and A. Lizcano, “Shear strength and microstructure of polydisperse packings: The effect of size span and shape of particle size distribution,” *Phys. Rev. E*, vol. 96, no. 2, pp. 1–10, 2017.
- [33] G. Philipponnat and B. Hubert, “Fondations et ouvrages en terre,” Eyrolles, Ed. 2000, p. 576.
- [34] P. Evesque, “Eléments de mécanique quasi-statique des milieux granulaires mouillés ou secs,” *Poudres Et Grains*, vol. 60, no. 2 000, pp. 1–156, 2000.
- [35] K. Wu, P. Pizette, F. Becquart, S. Rémond, N. Abriak, and W. Xu, “Experimental and numerical study of cylindrical triaxial test on mono-sized glass beads under quasi-static loading condition,” *Adv. Powder Technol.*, vol. 28, no. 1, pp. 155–166, 2017.
- [36] R. Condotta, “Coulabilité des poudres cohésives: Mesures aux faibles contraintes, granulaires humides et application à une poudre industrielle,” Thèse de doctorat, Institut National Polytechnique de Toulouse, 2005.
- [37] P. Guigon, “Mise en œuvre des poudres Stockage et écoulement des silos,” *Tech. l’ingénieur*, vol. 33, no. 0, pp. 0–27, 2012.
- [38] F. Ganiou, “Etude de la localisation des deformations dans les materiaux granulaires par la technique de traitement d’images,” Thèse de doctorat, Université des Sciences et Technologies de Lille, 1994.
- [39] N. E. Abriak and J.-F. Caron, “Experimental study of shear in granular media,” *Adv. Powder Technol.*, vol. 17, no. 3, pp. 297–318, 2005.
- [40] S. Albaraki and S. J. Antony, “How does internal angle of hoppers affect granular flow? Experimental studies using digital particle image velocimetry,” *Powder Technol.*, vol. 268, no. 1, pp. 253–260, 2014.

- [41] C. Degouet, “Caracterisation de materiaux granulaires et de leurs ecoulements dans les silos verticaux . Mise en oeuvre d’une methode d’investigation experimentale et numerique,” Thèse de doctorat, Université de Bretagne occidentale - Brest, 2005.
- [42] C. Slominski, M. Niedostatkiewicz, and J. Tejchman, “Application of particle image velocimetry (PIV) for deformation measurement during granular silo flow,” *Powder Technol.*, vol. 173, no. 1, pp. 1–18, 2007.
- [43] “Radiographie X.” [Online]. Available: <http://www.notretemps.com/sante/videos/radiographies-x,i7386>.
- [44] M. Niedostatkiewicz, J. Tejchman, K. Grudzień, and Z. Chaniecki, “Application of ECT to solid concentration measurements during granular flow in a rectangular model silo,” *Chem. Eng. Res. Des.*, vol. 88, no. 8, pp. 1037–1048, 2010.
- [45] K. Grudzien, M. Niedostatkiewicz, J. Adrien, J. Tejchman, and E. Maire, “Quantitative estimation of volume changes of granular materials during silo flow using X-ray tomography,” *Chem. Eng. Process. Process Intensif.*, vol. 50, no. 1, pp. 59–67, 2011.
- [46] R. Maiti, G. Das, and P. K. Das, “Experiments on eccentric granular discharge from a quasi-two-dimensional silo,” *Powder Technol.*, vol. 301, pp. 1054–1066, 2016.
- [47] L. Staron, “Modélisation continue de la vidange d’un silo granulaire,” *21 ème Congrès Fr. Mécanique*, pp. 1–6, 2013.
- [48] T. Da Silva Botelho, “Contribution à l’étude du comportement elastoplastique de surfaces metalliques rugueuses revetues d’un metal de faible dureté,” Thèse de doctorat, Université de Poitiers, 2004.
- [49] F. Soulié, “Cohésion par capillarité et comportement mécanique de milieux granulaires,” Thèse de doctorat, Université Montpellier II - Sciences et Techniques du Languedoc, 2005.
- [50] R. . Nedderman, U. Tuzun, S. B. Savage, and G. T. Houlsby, “The flow of granular Materials-I Discharge rates from hoppers,” *Chem. Eng. Sci.*, vol. 28, no. 10, pp. 2545–2558, 1982.
- [51] C. Claquin, “Étude Du Comportement De L’Interface Milieu Granulaire Et Inclusion Par Une Approche Multi-Échelle,” Thèse de doctorat, Institut National des Sciences Appliquées de Lyon, 2003.
- [52] Q. Luo, Q. J. Zheng, and A. B. Yu, “Finite element investigation of granular dynamics in a split-bottom shear cell,” *Powder Technol.*, vol. 314, pp. 121–128, 2016.
- [53] P. Pizette and N.-E. Abriak, “Particle image velocimetry analysis on 2D silo flows,” *Fourth African Conf. Comput. Mech. – An Int. Conf. – AfriCOMP15*, no. January, pp. 7–

- 8, 2015.
- [54] M. Pasenkiewicz-Gierula, K. Murzyn, T. Róg, and C. Czaplewski, “Molecular dynamics simulation studies of lipid bilayer systems,” *Acta Biochim. Pol.*, vol. 47, no. 3, pp. 601–611, 2000.
- [55] J. Fortin, “Simulation numérique de la dynamique des systèmes multicorps appliquée aux milieux granulaires,” Thèse de doctorat, Université des Sciences et Technologie de Lille - UFR de Mathématiques pures et appliquées, 2000.
- [56] F. Radjai and F. Dubois, *Discrete–element Modeling of Granular Materials*, vol. 26, no. Jun. 2011.
- [57] Edouard IZARD, “Modélisation numérique des écoulements granulaires denses immergés dans un fluide,” Thèse de doctorat, Institut National Polytechnique de Toulouse, 2014.
- [58] C. J. Coetzee, “Review: Calibration of the discrete element method,” *Powder Technol.*, vol. 310, pp. 104–142, 2017.
- [59] C. Kloss, C. Goniva, A. Hager, S. Amberger, and S. Pirker, “Models, algorithms and validation for opensource DEM and CFD-DEM,” *Prog. Comput. Fluid Dyn.*, vol. 12, no. 2–3, pp. 140–152, 2012.
- [60] S. Sarkar and B. Chaudhuri, “DEM modeling of high shear wet granulation of a simple system,” *Asian J. Pharm. Sci.*, vol. 13, no. 3, pp. 220–228, 2018.
- [61] P. Pizette, N. Govender, D. N. Wilke, and N.-E. Abriak, “DEM GPU studies of industrial scale particle simulations for granular flow civil engineering applications,” *EPJ Web Conf.*, vol. 140, pp. 4–7, 2017.
- [62] J. C. Quezada, “Mécanismes de tassement du ballast et sa variabilité,” Thèse de doctorat, Université Montpellier II - Sciences et Techniques du Languedoc, 2012.
- [63] W. R. Ketterhagen, R. Bharadwaj, and B. C. Hancock, “The coefficient of rolling resistance (CoRR) of some pharmaceutical tablets,” *Int. J. Pharm.*, vol. 392, no. 1–2, pp. 107–110, 2010.
- [64] L. Zhou, X. Chu, and Y. Xu, “DEM investigation on characteristics of rolling resistance for modelling particle shape,” *EPJ Web Conf.*, vol. 140, pp. 10–13, 2017.
- [65] N. Govender, D. N. Wilke, P. Pizette, and N. Abriak, “A study of shape non-uniformity and polydispersity in hopper discharge for spherical and polyhedral particle systems using the Blaze-DEM GPU code,” *Appl. Math. Comput.*, p. Pages 318-336, 2018.
- [66] N. E. Abriak and R. Gourves, “Ecoulement d’un matériau granulaire à travers un orifice : effet de paroi,” *Rev. Française Géotechnique*, no. 61, pp. 47–61, 1992.

- [67] M. Wójcik, J. Tejchman, and G. G. Enstad, “Confined granular flow in silos with inserts - Full-scale experiments,” *Powder Technol.*, vol. 222, pp. 15–36, 2012.
- [68] R. Kobyłka, J. Horabik, and M. Molenda, “Numerical simulation of the dynamic response due to discharge initiation of the grain silo,” *Int. J. Solids Struct.*, vol. 106–107, pp. 27–37, 2017.
- [69] P. Pizette, C. L. Martin, G. Delette, P. Sornay, and F. Sans, “Compaction of aggregated ceramic powders: From contact laws to fracture and yield surfaces,” *Powder Technol.*, vol. 198, no. 2, pp. 240–250, 2010.
- [70] J. Yoon, “Application of experimental design and optimization to PFC model calibration in uniaxial compression simulation,” *Int. J. Rock Mech. Min. Sci.*, vol. 44, no. 6, pp. 871–889, 2007.
- [71] Z. Syed, M. Tekeste, and D. White, “A coupled sliding and rolling friction model for DEM calibration,” *J. Terramechanics*, vol. 72, pp. 9–20, 2017.
- [72] Z. Medina-Cetina and H. D. V. Khoa, “Probabilistic calibration of discrete particle models for geomaterials,” *Proc. 17th Int. Conf. Soil Mech. Geotech. Eng. Acad. Pract. Geotech. Eng.*, vol. 1, pp. 704–707, 2009.
- [73] H. Cheng, T. Shuku, K. Thoeni, and H. Yamamoto, “Calibration of micromechanical parameters for DEM simulations by using the particle filter,” *EPJ Web Conf.*, vol. 140, pp. 1–4, 2017.
- [74] H. Q. Do, A. M. Aragón, and D. L. Schott, “A calibration framework for discrete element model parameters using genetic algorithms,” *Adv. Powder Technol.*, vol. 29, no. 6, pp. 1393–1403, 2018.
- [75] H. Q. Do, A. M. Aragón, and D. L. Schott, “Automated discrete element method calibration using genetic and optimization algorithms,” *EPJ Web Conf.*, vol. 140, p. 15011, 2017.
- [76] B. Xavier, M. Sylvain, N. Abibatou, P. Veronique, and B. Olivier, “Calibration of DEM parameters on shear test experiments using Kriging method,” *EPJ Web Conf.*, vol. 14, p. 15016, 2017.
- [77] R. Cabiscol, J. H. Finke, and A. Kwade, “Calibration and interpretation of DEM parameters for simulations of cylindrical tablets with multi-sphere approach,” *Powder Technol.*, vol. 327, pp. 232–245, 2018.
- [78] C. J. Coetzee and D. N. J. Els, “Calibration of discrete element parameters and the modelling of silo discharge and bucket filling,” *Comput. Electron. Agric.*, vol. 65, no. 2, pp. 198–212, 2009.

- [79] H. Zhou, Z. Hu, J. Chen, X. Lv, and N. Xie, “Calibration of DEM models for irregular particles based on experimental design method and bulk experiments,” *Powder Technol.*, vol. 332, pp. 210–223, 2018.
- [80] M. Mousaviraad, M. Z. Tekeste, and K. A. Rosentrater, “Calibration and Validation of a Discrete Element Model of Corn Using Grain Flow Simulation in a Commercial Screw Grain Auger,” *Trans. ASABE*, vol. 60, no. 4, pp. 1403–1415, 2017.
- [81] J. Härtl and J. Y. Ooi, “Experiments and simulations of direct shear tests: Porosity, contact friction and bulk friction,” *Granul. Matter*, vol. 10, no. 4, pp. 263–271, 2008.
- [82] J. Härtl and J. Y. Ooi, “Numerical investigation of particle shape and particle friction on limiting bulk friction in direct shear tests and comparison with experiments Top ring Normal load Bracket Loading stem Shear force,” *Powder Technol.*, vol. 212, no. 1, pp. 231–239, 2011.
- [83] Z. Syed, “Development and calibration of discrete element method inputs to mechanical responses of granular materials,” Thèse de doctorat, Iowa State University, 2017.
- [84] M. W. Johnstone, “Calibration of DEM models for granular materials using bulk physical tests,” Thèse de doctorat, University of Edinburgh, 2010.
- [85] N. Govender, R. K. Rajamani, S. Kok, and D. N. Wilke, “Discrete element simulation of mill charge in 3D using the BLAZE-DEM GPU framework,” *Miner. Eng.*, vol. 79, pp. 152–168, 2015.
- [86] J. Zheng, X. An, and M. Huang, “GPU-based parallel algorithm for particle contact detection and its application in self-compacting concrete flow simulations,” *Comput. Struct.*, vol. 112–113, pp. 193–204, 2012.
- [87] J. P. Longmore, P. Marais, and M. M. Kuttel, “Towards realistic and interactive sand simulation: A GPU-based framework,” *Powder Technol.*, vol. 235, pp. 983–1000, 2013.
- [88] N. Govender, D. N. Wilke, S. Kok, and R. Els, “Development of a convex polyhedral discrete element simulation framework for NVIDIA Kepler based GPUs,” *J. Comput. Appl. Math.*, vol. 270, pp. 386–400, 2014.
- [89] J. Xu *et al.*, “Quasi-real-time simulation of rotating drum using discrete element method with parallel GPU computing,” *Particuology*, vol. 9, no. 4, pp. 446–450, 2011.
- [90] C. M. Wensrich and A. Katterfeld, “Rolling friction as a technique for modelling particle shape in DEM,” *Powder Technol.*, vol. 217, pp. 409–417, 2012.
- [91] P. W. Cleary, “DEM prediction of industrial and geophysical particle flows,” *Particuology*, vol. 8, no. 2, pp. 106–118, 2010.
- [92] G. Lu, J. R. Third, and C. R. Müller, “Discrete element models for non-spherical particle

- systems: From theoretical developments to applications,” *Chem. Eng. Sci.*, vol. 127, pp. 425–465, 2015.
- [93] H. Kruggel-Emden, S. Rickelt, S. Wirtz, and V. Scherer, “A study on the validity of the multi-sphere Discrete Element Method,” *Powder Technol.*, vol. 188, no. 2, pp. 153–165, 2008.
- [94] N. Govender, “Présentation orale, 7th International Conference on Discrete Element Methods (DEM7).”
- [95] C. O’Sullivan, *Particulate Discrete Element Modelling: A Geomechanics Perspective*. 2011.
- [96] N. Govender, D. N. Wilke, and S. Kok, “Modular high performance DEM framework for the GPU architecture,” *SoftwareX*, vol. 5, pp. 62–66, 2016.
- [97] N. Govender, D. N. Wilke, and S. Kok, “Blaze-DEMGPU: Modular high performance DEM framework for the GPU architecture,” *SoftwareX*, vol. 5, pp. 62–66, 2015.
- [98] N. Govender, R. Rajamani, D. N. Wilke, C. Y. Wu, J. Khinast, and B. J. Glasser, “Effect of particle shape in grinding mills using a GPU based DEM code,” *Miner. Eng.*, vol. 129, pp. 71–84, 2018.
- [99] N. Govender, R. K. Rajamani, S. Kok, and D. N. Wilke, “Discrete element simulation of mill charge in 3D using the BLAZE-DEM GPU framework,” *Miner. Eng.*, vol. 79, pp. 152–168, 2015.
- [100] N. Govender, D. N. Wilke, C. Y. Wu, R. Rajamani, J. Khinast, and B. J. Glasser, “Large-scale GPU based DEM modeling of mixing using irregularly shaped particles,” *Adv. Powder Technol.*, vol. 29, no. 10, pp. 2476–2490, 2018.
- [101] S. Luding, “Collisions & Contacts between Two Particles,” *Phys. Dry Granul. Media*, vol. 1, pp. 285–304, 1998.
- [102] J. Schäfer, S. Dippel, and D. E. Wolf, “Force Schemes in Simulations of Granular Materials,” *J. Phys. I*, vol. 6, no. 1, pp. 5–20, 1996.
- [103] H. A. Navarro and M. P. D. S. Braun, “Determination of the normal spring stiffness coefficient in the linear spring – dashpot contact model of discrete element method,” *Powder Technol.*, vol. 246, pp. 707–722, 2013.
- [104] L. Wang, R. Li, B. Wu, Z. Wu, and Z. Ding, “Determination of the coefficient of rolling friction of an irregularly shaped maize particle group using physical experiment and simulations,” *Particuology*, vol. 38, pp. 185–195, 2018.
- [105] C. M. Wensrich and A. Katterfeld, “Rolling friction as a technique for modelling particle shape in DEM,” *Powder Technol.*, vol. 217, pp. 409–417, 2012.

- [106] A. Polojärvi, J. Tuhkuri, and A. Pustogvar, “DEM simulations of direct shear box experiments of ice rubble: Force chains and peak loads,” *Cold Reg. Sci. Technol.*, vol. 116, pp. 12–23, 2015.
- [107] L. Cui and C. O’Sullivan, “Exploring the macro- and micro-scale response of an idealised granular material in the direct shear apparatus,” *Géotechnique*, vol. 56, no. 7, pp. 455–468, 2006.
- [108] D. Höhner, S. Wirtz, and V. Scherer, “A numerical study on the influence of particle shape on hopper discharge within the polyhedral and multi-sphere discrete element method,” *Powder Technol.*, vol. 226, pp. 16–28, 2012.
- [109] S. Remond and P. Pizette, “A DEM hard-core soft-shell model for the simulation of concrete flow,” *Cem. Concr. Res.*, vol. 58, pp. 169–178, 2014.
- [110] J. Zheng, X. An, and M. Huang, “GPU-based parallel algorithm for particle contact detection and its application in self-compacting concrete flow simulations,” *Comput. Struct.*, vol. 112–113, pp. 193–204, 2012.
- [111] T. Roessler and A. Katterfeld, “Scaling of the angle of repose test and its influence on the calibration of DEM parameters using upscaled particles,” *Powder Technol.*, vol. 330, pp. 58–66, 2018.
- [112] P. Patrick and A. Nor-Edine, “Particle Image Velocimetry Analysis on the Sinking of Shallow Foundation in 2D,” *Geotech. Eng.*, 2017.
- [113] L. Scholtes, “Modélisation Micro-Mécanique des Milieux Granulaires Partiellement Saturés,” Thèse de doctorat, Institut National Polytechnique de Grenoble - INPG, 2009.
- [114] N. E. Abriak and R. Gourves, “Écoulement d’un matériau granulaire à travers un orifice : effet de paroi,” Thèse de doctorat, Université des Sciences et technologies de Lille, 1992.
- [115] D. Höhner, S. Wirtz, and V. Scherer, “Experimental and numerical investigation on the influence of particle shape and shape approximation on hopper discharge using the discrete element method,” *Powder Technol.*, vol. 235, pp. 614–627, 2013.
- [116] J. Leeman, M. Maria, S. Chris, and M. Demian, “Stiffness evolution of granular layers and the origin of repetitive , slow , stick-slip frictional sliding,” *Granul. Matter*, 2015.
- [117] N. Dirgelienė, Š. Skuodis, and A. Grigusevičius, “Experimental and Numerical Analysis of Direct Shear Test,” *Procedia Eng.*, vol. 172, pp. 218–225, 2017.
- [118] H. Nguyen, “The role of the microstructure in granular material instability,” Thèse de doctorat, Université de Lyon - INSA Lyon, 2016.
- [119] G. Roquier, “Étude de la compacité optimale des mélanges granulaires binaires : classe granulaire dominante, effet de paroi, effet de desserrement,” Thèse de doctorat,

Université Paris-EST, 2016.

- [120] M. Bala, R. Zentar, P. Boustingorry, and I. M. T. Lille-douai, “Etude d’impact de la forme des granulats sur les paramètres du modèle d’empilement compressible,” *36èmes Rencontres de l’AUGC, ENISE/LTDS, Saint Etienne*, pp. 1–4, 2018.
- [121] F. De Larrard, “Structures Granulaires et Formulation Des Bétons, Etudes et Recherches des Laboratoires des Ponts et Chaussées,” *Etudes Rech. des Lab. des ponts chaussées*, p. 414, 2000.
- [122] A. Sadok, R. Zentar, and N. E. Abriak, “Modélisation de la compacité granulaire par une approche d’Apprentissage Automatique,” *Rencontres Univ. Génie Civ.*, pp. 1–9, 2015.
- [123] W. Dang, H. Konietzky, M. Herbst, and T. Frühwirt, “Complex analysis of shear box tests with explicit consideration of interaction between test device and sample,” *Meas. J. Int. Meas. Confed.*, vol. 102, pp. 1–9, 2017.
- [124] *Document interne au laboratoire du Génie Civil et géo-Environnemental de IMT Lille Douai.*
- [125] K. Wu, N. E. Abriak, F. Becquart, P. Pizette, S. Remond, and S. Liu, “Shear mechanical behavior of model materials samples by experimental triaxial tests: case study of 4 mm diameter glass beads,” *Granul. Matter*, vol. 19, no. 4, 2017.
- [126] N. Denies and A. Holeyman, “Shear strength degradation of vibrated dry sand,” *Soil Dyn. Earthq. Eng.*, vol. 95, no. February, pp. 106–117, 2017.
- [127] T. Doanh, M. T. Hoang, J. N. Roux, and C. Dequeker, “Stick-slip behaviour of model granular materials in drained triaxial compression,” *Granul. Matter*, vol. 15, no. 1, pp. 1–23, 2013.
- [128] K. A. Alshibli and L. E. Roussel, “Experimental investigation of slip-stick behaviour in granular materials,” *Int. J. Numer. Anal. Methods Geomech.*, vol. 30, no. 14, pp. 1391–1407, 2006.
- [129] F. Nader, “Modélisation de la rupture 3D des grains polyédriques par éléments discrets,” Thèse de doctorat, Université de Lyon - INSA Lyon, 2017.
- [130] L. I. Del Cid and G. Mustoe, “A discrete element analysis of cohesive granular bulk solid materials,” *Proc. 4th Int. Conf. Part. Methods - Fundam. Appl. Part. 2015*, pp. 237–247, 2015.
- [131] H. Yang, W. Xu, Q. Sun, and Y. Feng, “Study on the meso-structure development in direct shear tests of a granular material,” *Powder Technol.*, vol. 314, pp. 129–139, 2017.
- [132] S. BenTurkia, D. N. Wilke, P. Pizette, N. Govender, and N. Abriak, “Benefits of virtual calibration for discrete element parameter estimation from bulk experiments,” *Granul.*

Matter, 2019.

- [133] A. V. Boikov, R. V. Savelev, and V. A. Payor, “DEM Calibration Approach: Design of experiment,” *J. Phys. Conf. Ser.*, vol. 1015, no. 3, 2018.
- [134] M. Rackl, C. D. Görnig, K. J. Hanley, and W. A. Günthner, “Efficient calibration of discrete element material model parameters using Latin hypercube sampling and kriging,” *ECCOMAS Congr. 2016 - Proc. 7th Eur. Congr. Comput. Methods Appl. Sci. Eng.*, vol. 2, no. June, pp. 4061–4072, 2016.
- [135] V. Eglajs and P. Audze, “New approach to the design of multifactor experiments,” *Probl. Dyn. Strengths.*, pp. 104–107, 1977.
- [136] “PyDOE: The experimental design package for Python, <github.com/tisimst/pyDOE>,” 2018.
- [137] J. A. Snyman and D. N. Wilke, “Practical mathematical optimization. Basic Optimization Theory and Gradient-Based Algorithms,” in *Springer Optimization and Its Applications*, ISBN 978-3-319-77585-2, 2018.
- [138] “SCIPY 1.1.0.”
- [139] E. Asaadi, D. N. Wilke, P. S. Heyns, and S. Kok, “The use of direct inverse maps to solve material identification problems: pitfalls and solutions,” *Struct. Multidiscip. Optim.*, vol. 55, no. 2, pp. 613–632, 2017.
- [140] Y. Chae and D. N. Wilke, “Heuristic linear algebraic rank-variance formulation and solution approach for efficient sensor placement,” *Eng. Struct.*, vol. 153, no. September, pp. 717–731, 2017.
- [141] H. Yang, W. J. Xu, Q. C. Sun, and Y. Feng, “Study on the meso-structure development in direct shear tests of a granular material,” *Powder Technol.*, vol. 314, pp. 129–139, 2017.

Annexe A

d bille	coté	Vitesse (mm/s)	2	1	0,5	0,25	
2 mm	gauche	AoR_e	29,291	28,421	33,511	26,030	
		AoR_i	18,435	15,202	16,526	14,560	
		AoR_{fg}	23,863	21,812	25,019	20,295	
	droite	AoR_e	31,395	32,428	33,511	29,055	
		AoR_i	17,319	16,876	17,103	17,312	
		AoR_{fd}	24,357	24,652	25,307	23,184	
	AoR_{moy}		24,110	23,232	25,163	21,739	
	4 mm	gauche	AoR_e	27,672	24,341	29,962	33,254
			AoR_i	15,792	14,216	15,348	13,496
AoR_{fg}			21,732	19,279	22,655	23,375	
droite		AoR_e	30,854	26,307	29,884	35,618	
		AoR_i	14,184	16,040	15,781	15,403	
		AoR_{fg}	22,519	21,174	22,833	25,511	
AoR_{moy}		22,126	20,226	22,744	24,443		

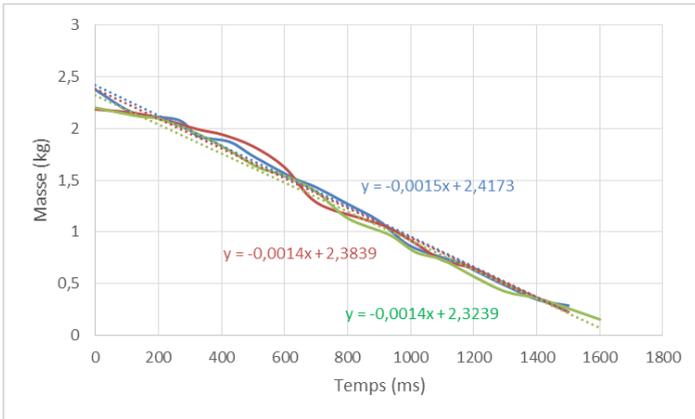
Figure Annexe A-1 : Mesure des pentes des angles de repos pour les billes de diamètre 2 et 4 mm

* AoR_{fd} et AoR_{fg} : Angle de repos mesuré de la pente droite et de la pente gauche respectivement

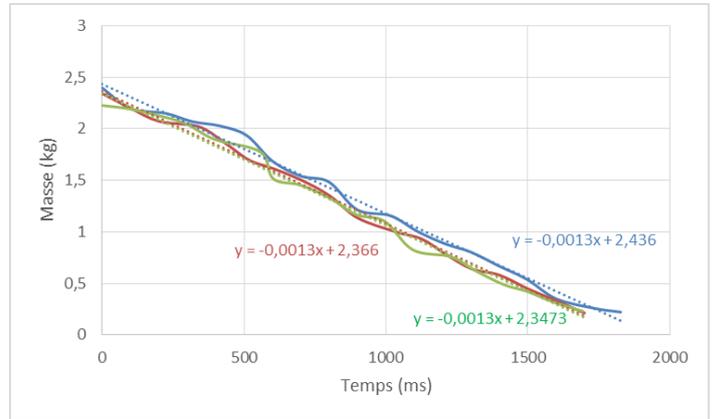
* AoR_{moy} : Angle de repos moyen

Annexe B

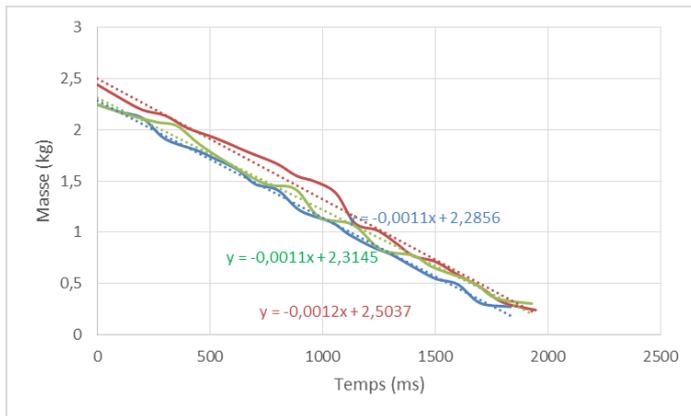
Courbes de décharge dans un silo fond plat



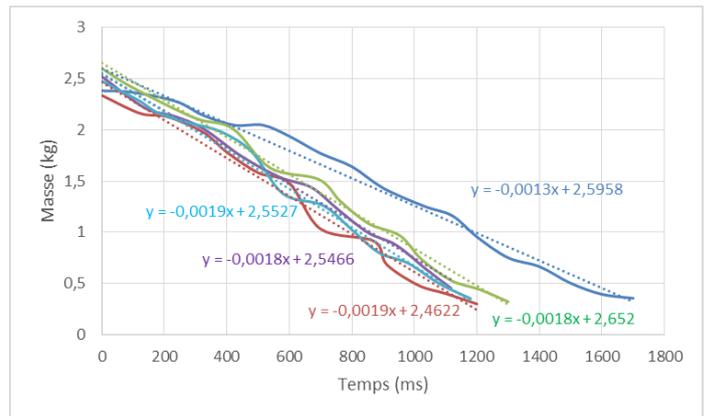
Billes 2 mm
 $Q_m = 1,43 \text{ kg/s}$



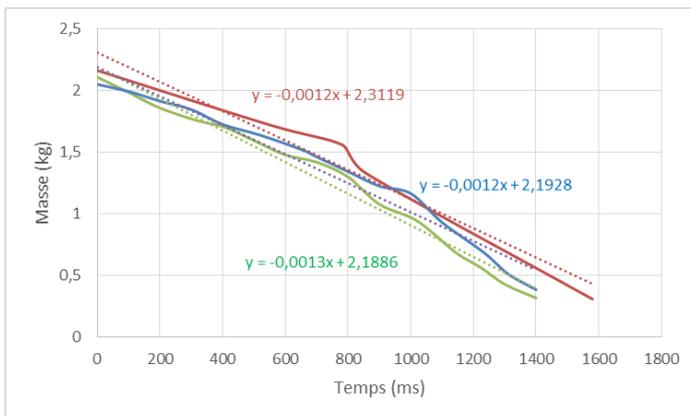
Billes 4 mm
 $Q_m = 1,3 \text{ kg/s}$



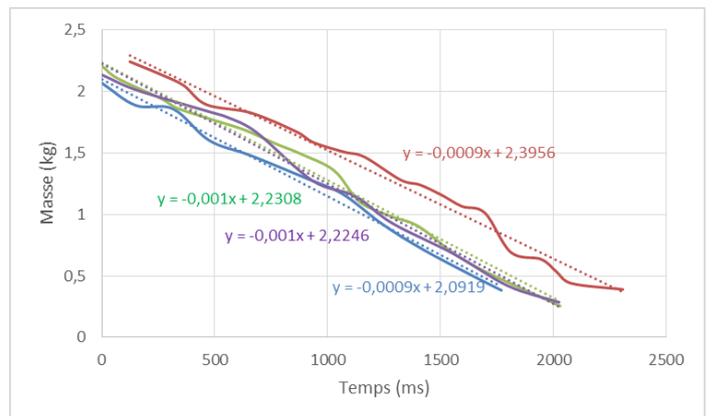
Billes 6mm
 $Q_m = 1,13 \text{ kg/s}$



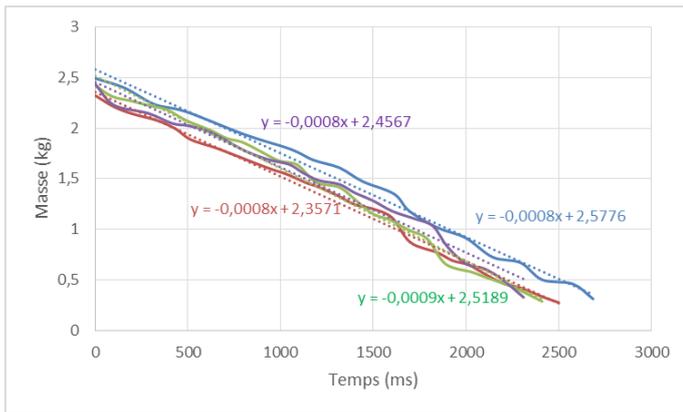
Sable normalisé
 $Q_m = 1,85 \text{ kg/s}$



Sable concassé – $1,6 < d < 2 \text{ mm}$
 $Q_m = 1,23 \text{ kg/s}$



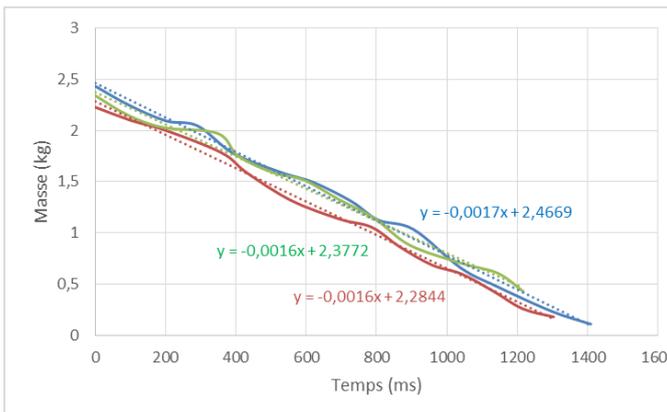
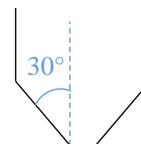
Sable concassé – $3,15 < d < 4 \text{ mm}$
 $Q_m = 0,95 \text{ kg/s}$



Sable concassé – $5 < d < 6,3$ mm

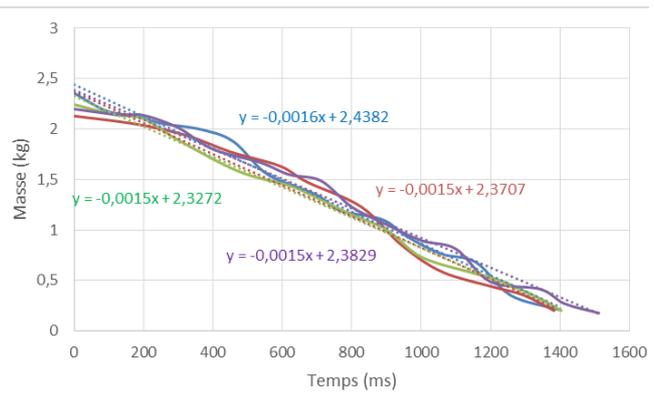
$Q_m = 0,825$ kg/s

Courbes de décharge dans un silo à trémie d'angle 30°



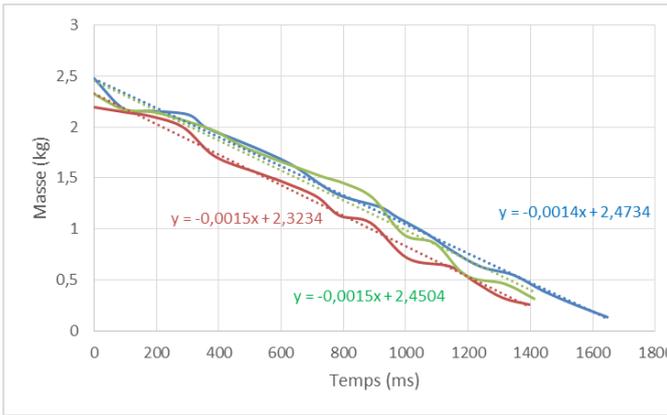
Billes 2 mm

$Q_m = 1,63$ kg/s

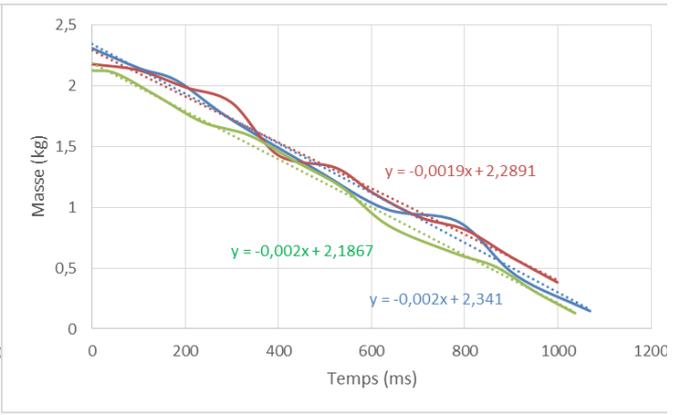


Billes 4 mm

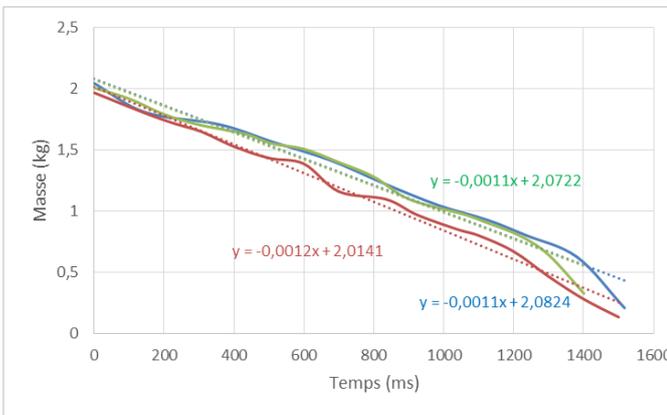
$Q_m = 1,525$ kg/s



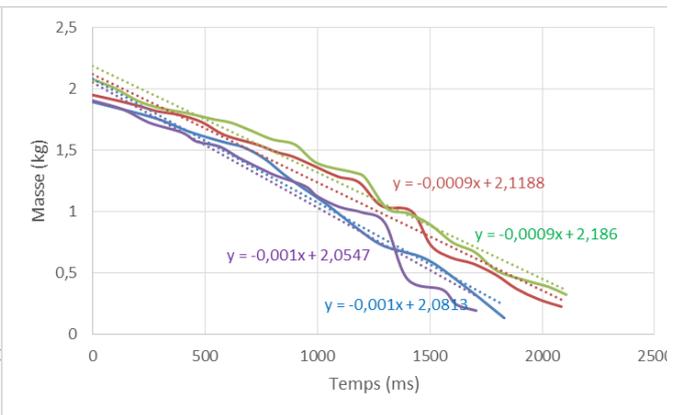
Billes 6 mm
 $Q_m = 1,47 \text{ kg/s}$



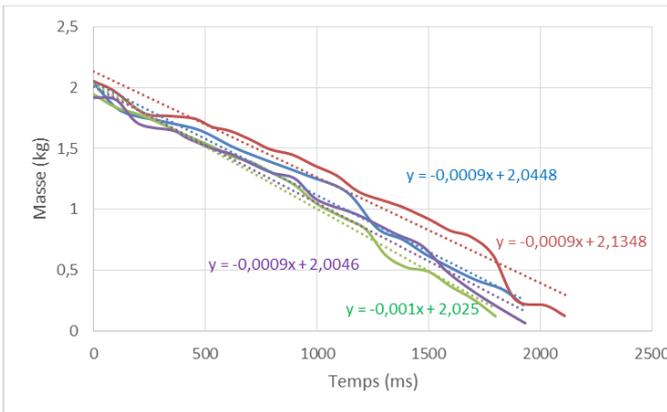
Sable normalisé
 $Q_m = 1,97 \text{ kg/s}$



Sable concassé – 1,6 < d < 2 mm
 $Q_m = 1,13 \text{ kg/s}$

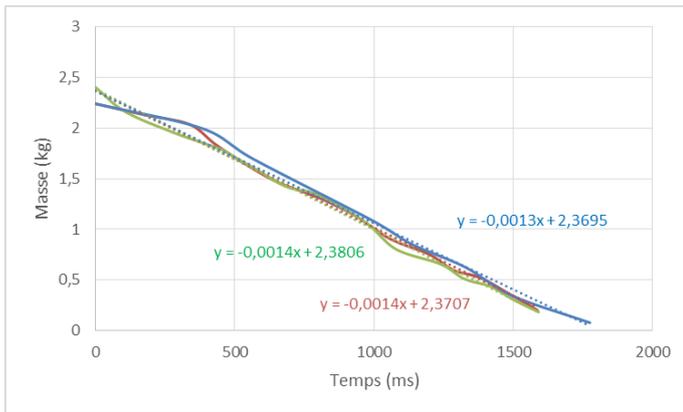
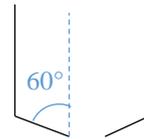


Sable concassé – 3,15 < d < 4 mm
 $Q_m = 0,95 \text{ kg/s}$

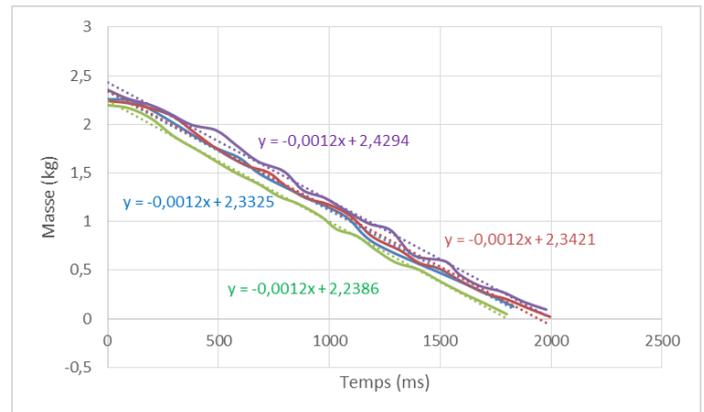


Sable concassé – 5 < d < 6,3 mm
 $Q_m = 0,925 \text{ kg/s}$

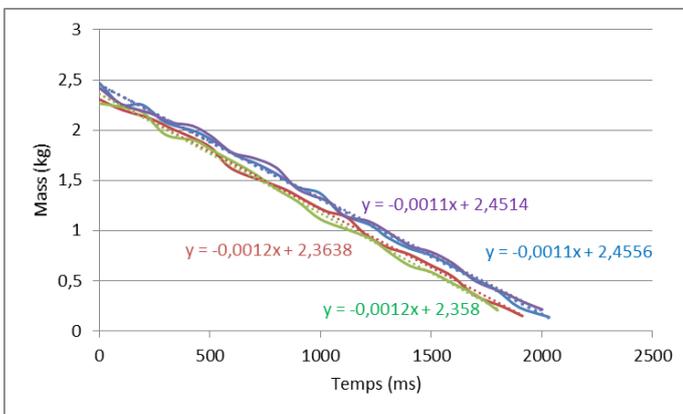
Courbes de décharge dans silo à trémie d'angle 60°



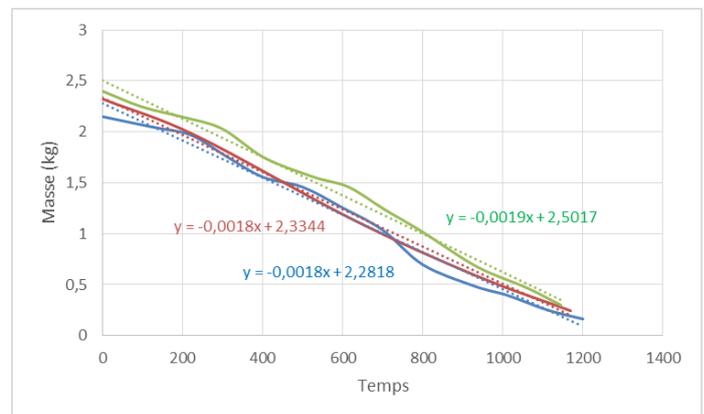
Billes 2 mm
 $Q_m = 1,37 \text{ kg/s}$



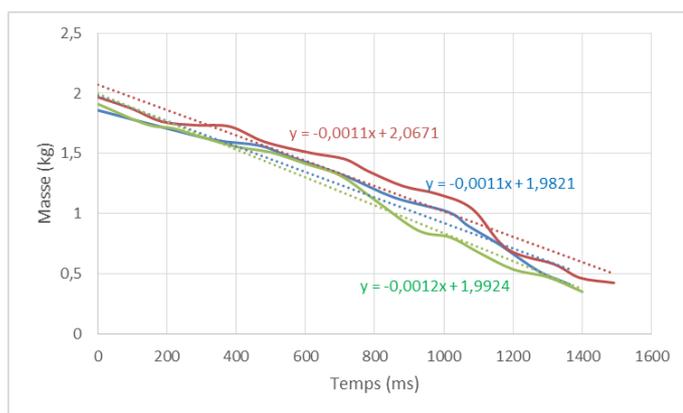
Billes 4 mm
 $Q_m = 1,2 \text{ kg/s}$



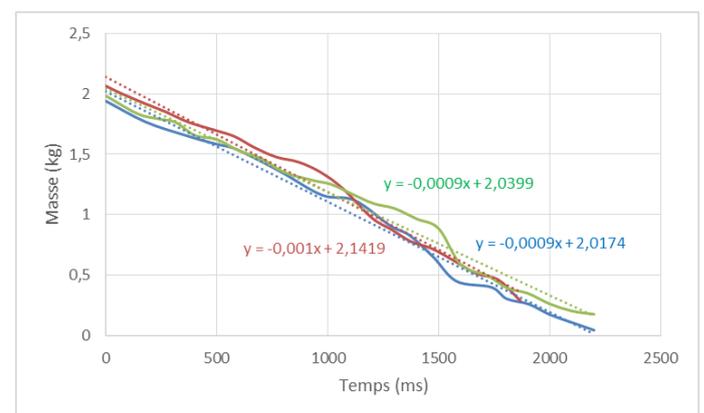
Billes 6 mm
 $Q_m = 1,15 \text{ kg/s}$



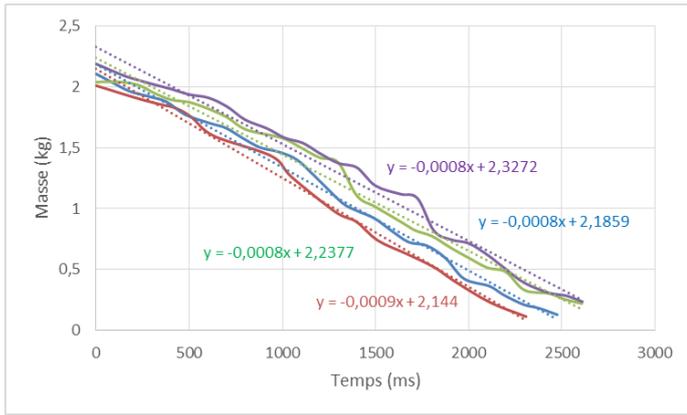
Sable normalisé
 $Q_m = 1,87 \text{ kg/s}$



Sable concassé – $1,6 < d < 2 \text{ mm}$
 $Q_m = 1,13 \text{ kg/s}$



Sable concassé – $3,15 < d < 4 \text{ mm}$
 $Q_m = 0,97 \text{ kg/s}$



Sable concassé – $5 < d < 6,3$ mm

$Q_m = 0,825$ kg/s

Annexe C

d1 %	d2 %	d3 %	ρ_{eq}	h_i (mm)	h_{inter} (mm)	h_f (mm)	C_i (-)	C_{inter} (-)	C_f (-)
1 mm	2 mm	4 mm							
0,1	0,4	0,5	2,559	11,80	11,50	11,50	0,6453	0,66222	0,6622
0,2	0,3	0,5	2,553	11,90	11,80	11,30	0,6414	0,64690	0,6755
0,3	0,2	0,5	2,547	12,00	11,50	11,30	0,6376	0,66534	0,6771
0,4	0,1	0,5	2,541	11,90	11,40	11,15	0,6445	0,67276	0,6878
<hr/>									
0,1	0,5	0,4	2,558	12,20	11,75	11,60	0,6244	0,64839	0,6568
0,2	0,5	0,3	2,551	12,15	11,60	11,70	0,6287	0,65857	0,6529
0,3	0,5	0,2	2,544	12,20	11,70	11,60	0,6279	0,65474	0,6604
0,4	0,5	0,1	2,537	12,00	11,80	11,80	0,6401	0,65098	0,6510
<hr/>									
0,5	0,1	0,4	2,534	11,70	11,35	11,20	0,6573	0,67759	0,6867
0,5	0,2	0,3	2,533	12,00	11,50	11,50	0,6411	0,66902	0,6690
0,5	0,3	0,2	2,532	12,20	11,50	11,70	0,6308	0,66928	0,6578
0,5	0,4	0,1	2,531	12,30	11,70	11,70	0,6260	0,65810	0,6581

Figure Annexe C-1 : Résultats expérimentaux du mélange ternaire

* C_i (-) : compacité mesurée à l'état initial.

* C_{inter} (-) : compacité mesurée à l'état intermédiaire.

* C_f (-) : Compacité mesurée à la fin de l'essai.

Résumé

Le traitement, le transport, la maniabilité et le stockage des matériaux granulaires sont à l'origine de nombreuses opérations industrielles. Il est donc essentiel de prévoir de manière fiable la dynamique des matériaux granulaires pour un bon fonctionnement et une optimisation du processus. Les matériaux granulaires sont des systèmes complexes qui peuvent se présenter sous différents états statiques, quasi-statiques et dynamiques. La manifestation des phénomènes de ségrégation et de blocage (formation de voûtes) peuvent être problématiques pour les industriels. La prédiction du comportement en vrac des milieux granulaires nécessite une bonne compréhension des mécanismes dominants impliqués à l'échelle des grains. Il est donc essentiel de réaliser des simulations numériques pour pouvoir prédire avec précision la dynamique granulaire quel que soit le régime de sollicitation. Dans la méthode des éléments discrets (DEM), il existe des modèles constitutifs qui décrivent les réponses des matériaux pour différentes conditions de chargement mécanique. Cependant, des ressources de calcul informatiques importantes sont nécessaires pour simuler un grand nombre de particules, ce qui rend souvent les simulations à grande échelle difficilement réalisables.

Dans cette étude, nous utilisons le code BlazeDEM3D-GPU basé sur des calculs sous GPU (Graphic Processing Unit), permettant d'augmenter considérablement l'efficacité des calculs. Cela crée de nouvelles opportunités dans la DEM et rend possible la résolution des problèmes qui étaient auparavant considérés comme trop exigeants en termes de calculs. L'utilité et la généralité du modèle à éléments discrets dépendent fortement de la qualité du processus de calibration du modèle. Le processus que nous proposons débute par la calibration virtuelle d'une expérience sur des matériaux en vrac utilisant les plans d'expériences, l'optimisation et la variation des paramètres pour identifier les valeurs optimales du problème virtuel. Cela garantit non seulement une meilleure correspondance entre les réponses du modèle expérimental et numérique, mais aussi l'unicité des paramètres du modèle eux-mêmes. En particulier, deux approches de calibration expérimentales et virtuelles distinctes sont étudiées pour vérifier la généralité des modèles DEM calibrés pour des applications à l'échelle du laboratoire et de futures applications industrielles.

MOTS CLÉS: Méthode des éléments discrets (DEM); Comportement mécanique; Calibration virtuelle; Calibration in-situ; Optimisation; Unicité

Abstract

The processing, transport, handling and storage of granular materials underlies the operations of numerous industries. Thus, reliably predicting the dynamics of granular materials is critical for successful process operation and sensible process optimization. Granular materials are complex systems that can display solid, liquid and gas phases that are often characterized by nonfrivolous transitions between static, quasi-static and dynamic states. Needless to say, the manifestation of segregation, arching and jamming can have dire consequences for manufacturers. Predicting the bulk behavior of granular media requires a good understanding of the dominant mechanisms involved at grain or particle level. It is therefore essential to numerically simulate at the grain or particle scale to accurately predict granular dynamics over all regimes. In the discrete element method (DEM) there are constitutive models that describe the material responses for different mechanical loading conditions. However, significant computational resources are required to simulate large number of particles often making bulk and industrial scale simulations intractable.

In this study, we use the BlazeDEM3D-GPU simulation framework that uses GPU (Graphic Processing Unit) compute, allowing DEM simulations to be conducted tens to hundreds times faster. This tremendous increase in compute efficiency creates new opportunities in DEM to solve problems that previously were thought to be too computationally demanding. The usefulness and generality of the discrete element model strongly depends on the quality of the calibration process of the model. The process we proposed first conducts a virtual calibration of a bulk experiment that uses design of experiments, optimization and variation maps of over the parameter domain to identify known optima in the virtual problem. This not only ensures a better match between the experimental and numerical model responses but also the uniqueness of the model parameters themselves. In particular, two distinct experimental and virtual calibration approaches are investigated to verify the generality of the calibrated DEM models for laboratory scale applications and future industrial applications.

KEY WORDS: Discrete element method (DEM); Mechanical behavior; Virtual Calibration; Bulk Calibration; Optimization; Uniqueness