



HAL
open science

Renforcement des voies ferroviaires ballastées : optimisation du procédé de collage du ballast par couplage d'approches numérique et expérimentale

Félix Laboup

► **To cite this version:**

Félix Laboup. Renforcement des voies ferroviaires ballastées : optimisation du procédé de collage du ballast par couplage d'approches numérique et expérimentale. Génie civil. Université Montpellier, 2021. Français. NNT : 2021MONT057 . tel-03703943

HAL Id: tel-03703943

<https://theses.hal.science/tel-03703943>

Submitted on 24 Jun 2022

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.

THÈSE POUR OBTENIR LE GRADE DE DOCTEUR DE L'UNIVERSITÉ DE MONTPELLIER

En Mécanique et Génie Civil

École doctorale : Information, Structures, Systèmes

Unité de recherche : LMGC

**Renforcement des voies ferroviaires ballastées :
optimisation du procédé de collage du ballast par
couplage d'approches numérique et expérimentale**

Présentée par Félix LABOUP

Le 12 octobre 2021

Sous la direction de Mathieu RENOUF

Devant le jury composé de :

Moulay Saïd EL YOUSOUFI, Professeur UM - LMGC

Gaël COMBE, Professeur – 3SR

Riccardo ARTONI, Directeur de recherche – Université Gustave Eiffel

Claire SILVANI, Maître de conférence - GEOMAS

Aurélien SAULOT, Professeur des universités - LaMCoS

Mathieu RENOUF, Chargé de recherche – LMGC – Montpellier II

Jean-François FERELLEC, Ingénieur SNCF – Saint-Denis

Michel WONE, Ingénieur SNCF – Saint-Denis

Président

Rapporteur

Rapporteur

Examinatrice

Examineur

Directeur de thèse

Co-encadrant

Co-encadrant



**UNIVERSITÉ
DE MONTPELLIER**

Remerciements

Je ne sais pas vraiment comment commencer cette partie que je trouve importante. J'avais pensé à des approches classiques et sobres, formelles, mais qui risqueraient de mal retranscrire la chaleur que je souhaite faire passer à ces personnes qui ont contribué à ces travaux. Car chacune d'elle est finalement un des grains composant le ballast de ma thèse (oui, je la tente). Hélas, je crains également le côté trop informel qu'adopte souvent mes écrits, et, même si je vois les remerciements comme l'endroit du manuscrit où l'expression peut se permettre des fantaisies, ce n'est pas forcément la vision la plus partagée, et ce serait dommage qu'un excédent de blagues (toujours bien calculées) porte préjudice aux travaux présentés par la suite. Ceci étant dit, je vais maintenant justifier le titre de cette partie.

Mes premiers remerciements s'adressent à M. Renouf. Pour la bienveillance incroyable, pour s'être rendu disponible quand j'en avais besoin, pour son regard aiguisé et les discussions toujours intéressantes (je n'ai pas d'exception en tête) et... pour tout quoi. Ce sont autant de choses qu'on est censé attendre d'un directeur de thèse mais qui ne sont pas forcément évidentes, et je ressens une immense gratitude envers cet humain derrière qui a fait en sorte que tout se passe si bien si naturellement. Donc encore une fois, merci Mathieu. Sincèrement.

En terme de bienveillance, je n'étais vraiment, mais vraiment pas à plaindre, mes encadrants industriels que sont Jean-François et Michel n'en manquant pas non plus. L'implication de Jean-François, sa gentillesse que je ne suis pas le seul à louer, sa réactivité qui m'ont permis de travailler le coeur léger... La précision de Michel, les discussions qui vont toujours au bout des choses, son écoute, ses conseils techniques et ses témoignages plus personnels qui m'ont beaucoup apportés... Leur lutte commune dans mon syndrome de l'imposteur propre à tant de doctoranx... Merci.

Donc je ne sais pas si l'idée passe mais merci à vous trois pour ce cadre de travail bénéfique, si vous me permettez l'euphémisme, et pour votre confiance inconditionnelle.

Je suis reconnaissant envers mes deux rapporteurs, Riccardo Artoni, Gaël Combe, sans qui mes travaux ne seraient pas tels qu'ils sont. Je vous remercie grandement pour la pertinence de vos retours, votre disponibilité, et pour les chemins que vous m'avez fait prendre qui m'ont fait apprendre.

Impossible d'oublier les autres membres de mon jury, Aurélien Saulot, Claire Silvani, et Moulay Saïd El Youssefi à sa tête, que je remercie chaleureusement. Fatalement très craintif avant la date fatidique, rassurant ensuite dans leurs comportements et leurs discussions jusqu'au verdict, je vous suis reconnaissant d'avoir accepté de composer ce jury.

J'aurais du mal à dormir si je ne remerciais pas toutes les personnes qui m'ont aidé dans la réalisation technique et concrète de mes essais expérimentaux. À commencer par Souaad et les agents du CEV (Saint-Ouen), Zacharia en début de cortège. Merci pour le sérieux et les éclats de rire.

Mais bien évidemment Gille, pour ses expertises, ses conseils et ses actions, pour avoir réussi à gérer mes deux mains gauches, et pour ses choix de couleur de peinture toujours pertinents. Un grand merci à Vincent, Jonathan, Gilles, Stephan, Quentin pour leur aide ponctuelle ou périodique, leurs propositions et l'ambiance.

Du côté industriel, je ne peux que remercier l'ensemble de l'équipe CIR et tous les gens qu'elle a brassé durant ma thèse : Aurélie, Hugues, Amine, Annyvonne, Jean-Michel, Quang Ahn, Alexandra, Marine, Olatounde, et les oubliés. Un petit crochet pour remercier grandement Geoffrey Gagnage, qui m'a introduit au monde du ballast et du liant, pour ses expertises et ses réponses, mais également Gilles Saussine, Philippe Poulligny, Jean Poirot et Rodolphe Potvin, pour les rôles qu'ils ont joué dans ce projet.

Un grand merci à l'équipe d'INMS, à l'époque de mes débuts en thèse, pour son accueil et son avenance, et un merci encore plus grand à Ludovic Martineau pour sa présence et son soutien tout le long de l'aventure.

Un dernier petit détour pour remercier également Noura pour la gentillesse, Eric Chapeuil pour le dévouement que rien n'imposait, et Christophe Nevado pour son aide dans le taillage de roches.

Ce serait bien plus simple et tout aussi sincère de remercier l'entièreté du laboratoire, ne serait-ce que pour son atmosphère studieuse ET conviviale, mais je vais malgré tout citer quelques entités aux rôles particuliers pour moi.

Fouiller dans les entrailles du code aurait été bien moins agréable sans les interventions de plus en plus fréquentes de Frédéric Dubois et Rémy Mozul, que ce soit pour expliquer, modifier, corriger, résoudre-par-magie. Aussi ai-je développé un petit code libre de droit (en *python3*, pas en *fortran*, il ne faut pas abuser non plus) pour vous remercier.

```
for nom in ['Frédéric', 'Rémy'] : print('Merci beaucoup ', nom, '!')
```

Je remercie également Emilien Azéma, pour ses lumières triaxiales, André Chrysochoos, pour n'avoir parlé de mes micro-siestes à personne (Oups!) et pour les discussions enrichissantes, ainsi que toute la panoplie de gestionnaires que sont Cyril Videau, Caroline Dat, Caroline Drap-Mahou, Isabelle Redon, Roxane Cremer et Annarella Remerciario, pour la réactivité, la gentillesse, et la tranquillité administrative qu'ils m'ont permis d'avoir. (Je n'oublie ni de remercier François, ni sa bibliothèque, qui existent heureusement tous deux.)

L'heure est venue de passer aux doctoranx. Je vous préviens les gars, avec toutes les allées et venues, les nouvelles comme les anciennes têtes, il y aura des oublis. Il y aura des larmes. Mais quitte à commencer, autant que ce soit par Vincent, danseur de renom, buveur de plus grand renom, et escaladeur de lianes d'encore plus grand renom, Jonaz, présent du début à la fin, à me (nous) régaler de ses talents culinaires et de son volontarisme, Julien, toujours dans le partage de son rire et son savoir, et Samuel, au regard apprécié et en réceptacle solide à mes doutes. Et quitte à continuer, autant que ce soit avec Adrien, Agathe, Akshata, Andreï, Anthony, Chenghe, Christophe, Clément, David, Fabien, Gilles, Guitry, Hsien-Tsung, Issam, Joffrey, Julie, Léa, Lo, Luisa, Manuel, Mohammed, Nathan, Nesrine, Nicolas, Oscar, Pankaj, Tai-Yun, Thanh Trung,

Théo, Snéha, William, Xavier, et sans conteste _____ (... si jamais tu n'apparais pas). Merci à vous d'avoir animé mon quotidien doctoral. Quitte à finir, autant que ce soit par ce point.

Je suis obligé de faire un aparté particulier pour mes co-bureaux, Thierry et Noémie (dont c'est l'anniversaire aujourd'hui il me semble). On a voyagé ensemble, on a galéré ensemble, on a déconné ensemble sous le phare de la connaissance. Les croisières à trois se faisaient de plus en plus rares, mais étaient systématiquement chouettes. Merci pour les boas et le soleil.

Soleil que beaucoup d'autres personnes ont entretenu durant ces années de thèse, dont voici ci-dessous une liste fatalement non exhaustive.

Pascal. Il existe beaucoup trop de chemins possibles pour te remercier comme il se doit, beaucoup trop de *private jokes* ou de délires à citer. Du coup je vais en choisir aucun. Tu as rendu la traversée du premier confinement facile, et celle de la thèse plus simple dans les moments durs comme plus drôles dans les moments mous. Force et honneur Pascal.

Alexandre. Les mots vont manquer pour se rapprocher un tant soit peu d'un merci convenable. Néanmoins, je te remercie d'avoir bafoué les lois élémentaires du temps et de l'espace pour qu'on puisse se voir, et surtout pour ce soutien inconditionnel dont tu m'as fait cadeau. Entre autres.

Léa. Joaquim, Manon, Damien. Pour m'avoir et m'inspirer encore (yep), et pour avoir géré plus que quiconque mon imperceptible syndrome de l'imposteur. Encore une fois, trop de moments mériteraient d'être évoqués, donc je m'arrêterai encore une fois là.

Konstantin, Judith, Pauline. En signe de gratitude, je vous offre ma première tentative d'haïku.

Salle aux miroirs blancs,
Souffle dans les mouvements,
Trio virevoltant.

Alain (un amour de Shrek), Allan et Gaël (sacré séjour!), Annabelle (début de soirée!), Cécile (oust aux blattes!), Cécilia (meilleur sac à patates), Clotilde (carlin à toi), Jordan (on s'appelle?), Kévin (ben dis donc Jamy?), Laora (et encore...), Leo (fournisseur de chèvres de l'équipe de France!), Lil (et tout le système!), Loïc (Barberousse!), Maria (t'es passée à Montpellier? (gratitude pour la lecture COMPLÈTE du manuscrit à la cueillette de fautes)), Paul (Cauchemar!), Victor (... De musiiiiique!), et les ponctuels absenz de ma mémoire, mais pas de mon cœur *regard vers le ciel* : merci pour votre soutien sur la voie et votre présence sur les quais (votre présence sur la voie étant très dangereuse dans un contexte ferroviaire).

Et pour finir, à ma famille, bien évidemment, et son soutien touchant dans sa timidité (« Oh, on ne va pas te déranger avec ton boulot... Mais comment ça se passe? »). Je ne pourrai jamais vous remercier suffisamment pour votre rôle d'ange gardien invisible aux yeux du fils ingrat, mais bel et bien visible dans les gestes et les actes. Père, Mère (belle), belle-Mère, Mamie, Mémé, Pépé, Juliette, Irina : merci.

Papy, ce coquin de sort nous a rendu triste, j'espère qu'il t'a rendu fier.

Martin... Médite là-dessus : tu gères. ^^ Tes pensées et réflexions ont et nourriront largement les miennes.

Résumé

Le collage du ballast est un procédé consistant à verser un liant sur l'ensemble d'agrégats rocheux qu'est le ballast afin d'en limiter les déplacements, et par conséquent les opérations de maintenance très coûteuses en temps et en moyens. Pour comprendre et optimiser le procédé de collage du ballast utilisé en exploitation ferroviaire par la SNCF, le développement d'un modèle numérique de colle à ballast est proposé ainsi que son exploitation dans un code de calcul par éléments discrets *LMGC90*, basé sur l'approche NonSmooth Contact Dynamics.

Pour développer ce modèle, une approche combinant expérimentations en laboratoire et expérimentations numériques est proposée, expérimentations menées à différentes échelles. Dans un premier temps, des essais expérimentaux de traction sont réalisés sur des reproductions de contacts entre grains de ballast collés. Ces essais ont fourni des données locales utilisées pour calibrer les deux paramètres d'une première loi de contact cohésive numérique simple, de type Dugdale : la résistance cohésive maximale d'un contact, et la distance de séparation au-delà de laquelle on considère le contact décollé. Un deuxième modèle développé par Venzal, plus précis, a également été paramétré grâce aux essais expérimentaux unitaires. Il est entre autre traduit par une raideur initiale, une contrainte maximale, et un endommagement progressif du contact cohésif. Ces modèles sont ensuite exploités grâce à la plateforme *LMGC90* dédiée à la modélisation de milieux divisés pour réaliser des simulations « modèles » de caractérisation macroscopique de milieu granulaire collé, puis des simulations appliquées à la problématique ferroviaire.

Ainsi, des essais numériques de compression triaxiale effectués sur un milieu granulaire polyédrique cohésif ont mis en évidence l'importance du choix du modèle de cohésion : les simulations réalisées avec la loi Dugdale ne permettent pas de respecter l'application d'une pression isotrope sur les parois de l'échantillon pour les intensités de cohésion élevées, en raison de la forte déformation du milieu. Les essais réalisés avec la loi Venzal restent significatifs, et permettent d'expliquer l'évolution de la résistance du système grâce à l'évolution de l'endommagement des contacts cohésifs. Au départ, l'échantillon s'endommage fortement car la dilatation volumique de l'échantillon nécessite la rupture des contacts intervenant activement dans la résistance du milieu ; sur cette période, la résistance au cisaillement du système augmente drastiquement. Elle finit par baisser pour se stabiliser une fois la détérioration des contacts cohésifs suffisante. Des essais de résistance latérale expérimentaux et numériques ont également été conduits, avec différentes configurations de collage. Les essais expérimentaux, en plus de fournir des données de référence, prouvent que l'ajout de la cohésion dans le massif ballasté en augmente la résistance latérale, et quantifie ce renforcement (jusqu'à atteindre une amélioration de 43 % pour un collage de la banquette en profondeur). Un collage surfacique de la banquette propose un renforcement de 22 % pour une moindre quantité de colle. Les essais numériques de résistance latérale montrent que la cohésion peut agir sur deux aspects différents : renforcer le réseau de résistance qui s'oppose déjà au mouvement latéral de la traverse, ou ajouter un réseau d'opposition supplémentaire en plus du pré-existant. Ces travaux offrent ainsi un outil numérique permettant de répondre à la problématique ferroviaire soulevée et proposent différentes pistes de réflexion.

Mots-clefs : DEM, ballast, cohésion, résistance latérale

Abstract

Ballast gluing is a process that consists in spreading a binder on the ballast as a set of rocky aggregates in order to limit its movements, and consequently the maintenance operations, which are very costly in time and resources. To understand and optimize the ballast gluing process used in railway operations by the SNCF, the development of a numerical model of ballast glue is proposed as well as its exploitation in a discrete element calculation code LMGC90, based on the NonSmooth Contact Dynamics approach.

To develop this model, an approach combining laboratory and numerical experiments is proposed, experiments conducted at different scales. In a first step, experimental tensile tests are carried out on reproductions of contacts between bonded ballast grains. These tests provided local data used to calibrate the two parameters of a first simple numerical cohesive contact law, of Dugdale type : the maximum cohesive resistance of a contact, and the separation distance beyond which the detached contact is considered. A second law developed by Venzal, more precise, is also calibrated. It is described by an initial stiffness, a maximal strain and allows the contact to damage. These models are then exploited thanks to the LMGC90 platform dedicated to the modeling of divided media to carry out "model" simulations, and then simulations applied to railway issues.

Thus, numerical tests of triaxial compression carried out on a cohesive polyhedral granular medium have highlighted the importance of the cohesion law used : simulations executed with Dugdale law and important cohesion intensity cannot respect the application of an isotropic pressure on the sample because of the importance of its strain. Tests realized with Venzal law are meaningful, and link the evolution of sample shearing resistance to the evolution of contact cohesion damage. At first, the sample quickly damage itself, because its volumic expansion breaks the cohesion of contacts which actively take part of the medium resistance ; at the same time, the system shearing resistance increase considerably. It decreases and stabilizes when the cohesion damage is sufficient. Experimental and numerical lateral resistance tests have also been conducted, with different bonding configurations. Experimental tests, in addition to providing reference data, prove that adding cohesion to the ballasted mass increases its lateral strength, and quantify this reinforcement (up to a 43% improvement for deep bench bonding). A surface gluing of the seat offers a 22% reinforcement for a lower quantity of glue. Numerical lateral strength tests show that cohesion can act on two different aspects : reinforcing the resistance network that already opposes the lateral movement of the cross member, or adding an additional opposition network on top of the pre-existing one. This work thus offers a numerical tool to respond to the railway problem raised and proposes various avenues for reflection.

Keywords : DEM, ballast, cohesion, lateral resistance

Introduction

C'est à partir des années 1840 que les chemins de fer ont commencé à vraiment se développer et à permettre l'utilisation des moyens de transport que sont les trains. Le ballast, la couche de roches sur laquelle repose les traverses, fait dès lors partie de l'aventure. Cette composante de la voie, via son caractère granulaire, présente en effet des avantages qui expliquent encore son exploitation actuelle : elle reprend et répartit les efforts qu'exerce le matériel roulant sur le sol et en réduit les déformations, résiste aux déformations thermiques des rails, absorbe les vibrations, assure la résistance latérale et longitudinale de la voie, permet de corriger l'apparition d'éventuels défauts géométriques de la voie, a un prix abordable...

Les années d'utilisation de ce matériau ont permis d'acquérir un savoir empirique utilisé pour améliorer ses performances ; le respect d'une granulométrie précise a été identifié, des critères de dureté et d'usure ont été développés, les dimensions de la couche ballastée ont été optimisées. Mais les besoins et les conditions d'utilisation des réseaux ferrés ont également évolué et évoluent encore, avec une fréquence de circulation plus élevée, des charges plus grandes et des vitesses de transport plus rapides. Ce sont autant de raisons qui accélèrent la détérioration des grains de ballast ou l'apparition de défauts géométriques suite à des déplacements de grains importants. Pour pallier à ces problèmes, des travaux de maintenance sont effectués, mais ces procédés demandent un coût logistique, financier et temporel qu'il est intéressant de réduire.

C'est ainsi que le ballast est devenu le sujet d'un grand nombre d'études, dont les objectifs sont d'en comprendre le comportement en vue d'en améliorer les performances, notamment mécaniques. Si de nombreux travaux ont été réalisés permettant de comprendre les grands principes de fonctionnement, le développement d'outils numériques dédiés a permis de grandes avancées, car ils donnent accès à des données difficiles à obtenir expérimentalement car relatives aux grains et non à la couche ballastée. Ils permettent ainsi de questionner le savoir empirique accumulé jusqu'à aujourd'hui, mais également d'encourager ou d'écarter le développement d'innovations de la voie ferrée ballastée.

Un des procédés innovants qui a vu le jour dans un certain nombre de pays est l'utilisation de produits polyuréthanes (colles), qui immobilisent le ballast dans une configuration souhaitée, limitant ainsi leur déplacement, et donc la fréquence des travaux de maintenance. Cependant, ces produits soulèvent des questions écologiques, et complexifient la réalisation de certaines opérations de maintenance en raison de leur forte cohésion. C'est pourquoi la SNCF, la Société Nationale des Chemins de Fer, a mis au point le procédé de collage du ballast, qui consiste à épandre sur le dessus du massif ballasté un agent cohésif écologique. Son pouvoir cohésif est peu élevé, et permet

de figer le ballast sans entraver les travaux de maintenance. Les résultats probants qu'a montré ce procédé expliquent son utilisation par la SNCF dans des zones où les grains ont tendance à migrer, et l'entreprise publique française cherche à savoir si cette pratique peut être déclinée pour améliorer les performances mécaniques de la voie.

Dans ce contexte, l'objectif de la thèse est de fournir un outil capable d'étudier le comportement du ballast collé, et d'apporter de premières réponses quant à l'optimisation du procédé de collage. Pour ce faire, le choix s'est porté sur le développement d'un modèle numérique simple capturant les phénomènes principaux intervenant dans un contact entre deux grains de ballast collés. Ce choix est motivé par l'existence d'approches numériques, appelées méthodes par éléments discrets, parfaitement adaptées à ce type de problèmes, approches par ailleurs déjà exploitées par la SNCF pour traiter des problématiques relatives au ballast. Hormis les coûts moins élevés d'une étude numérique par rapport à une campagne purement expérimentale, une telle approche permet un meilleur contrôle des paramètres d'étude ainsi que l'accès à des données locales difficiles à obtenir autrement, comme souligné précédemment. De plus, il existe peu voire pas d'études concernant le comportement mécanique d'un ensemble granulaire polyédriques cohésifs, cette thèse apparaît donc comme un bon prétexte pour ajouter une pierre (ou un grain de ballast...) à ce paysage scientifique encore peu exploré.

La mise en place d'un tel modèle nécessite néanmoins de caractériser expérimentalement le comportement mécanique d'un contact ballast/colle/ballast. Une fois les données locales quantifiées, la loi cohésive doit être implémentée dans un logiciel de simulation numérique afin de réaliser une étude paramétrique des différents facteurs liés à la cohésion, à travers des simulations dites « académiques », et d'étudier le rôle de l'ajout de colle dans un massif ballasté, à travers des simulations appliquées au domaine ferroviaire.

Ce manuscrit se découpe alors en cinq chapitres. Le premier replace ces travaux dans le contexte industriel. Le deuxième présente plus précisément la démarche adoptée pour mettre en place l'outil numérique exploité dans cette thèse. Le chapitre 3 décrit la méthode élaborée pour caractériser le comportement d'un contact entre deux grains de ballast collés, et les résultats obtenus. Dans le chapitre 4, le modèle choisi et calibré dans le chapitre précédent est exploité dans une campagne numérique consistant à effectuer une compression triaxiale sur un échantillon granulaire cohésif composé de grains polyédriques. L'objectif est d'étudier l'influence de différents paramètres relatifs à la cohésion sur un système simple. Enfin, le chapitre 5 présente des essais de résistance latérale réalisés sur des portions de voie ferrée expérimentales et numériques ; les résultats expérimentaux permettent de fournir des données de référence, et les résultats numériques permettent d'examiner les phénomènes qui se déroulent à l'échelle du contact, et d'apporter des premières réponses quant à l'optimisation du procédé de collage du ballast.

Une conclusion synthétisera les différents résultats et proposera différentes perspectives.

Table des matières

1	Contexte Industriel	11
1.1	La voie ferrée ballastée	12
1.2	Le ballast	12
1.3	Les sollicitations subies par le ballast	14
1.4	Défauts et maintenance	15
1.5	Amélioration des performances de la voie	16
1.5.1	État de l'art des procédés	16
1.5.2	Les procédés polyuréthane	18
1.6	Le procédé de collage	19
1.6.1	Principe	20
1.6.2	Historique du collage à la SNCF	20
1.7	Conclusion	21
2	Ballast, cohésion et numérique	23
2.1	Les représentations numériques du ballast	24
2.2	Approches DEM	27
2.2.1	L'approche NSCD	28
2.2.2	La détection de contact entre polyèdres	30
2.2.3	Représentation locale d'un contact : application au frottement sec	33
2.3	Les représentations numériques de la cohésion dans le granulaire	35
2.3.1	Présentation des lois cohésives utilisées	40
2.3.2	Cohésion et détection	42
2.4	Conclusion	43
3	Construction d'un contact cohésif entre deux grains de ballast	45
3.1	Représentation expérimentale des contacts	46
3.2	Mesures mésoscopiques	47
3.2.1	Mise en place de l'échantillon	47
3.2.2	Prélèvement des données	47
3.2.3	Résultats	49
3.3	Essais locaux	51
3.3.1	Fabrication des échantillons	51

3.3.2	Mise en place d'un essai de traction	53
3.3.3	Résultats	54
3.4	Exploitation numérique des résultats expérimentaux	57
3.5	Conclusion	60
4	Étude numérique du comportement d'un milieu granulaire cohésif	61
4.1	Mise en place d'un échantillon	62
4.2	Essai triaxial	63
4.3	Variable de l'étude	64
4.4	Résultats	65
4.5	Conclusion	73
5	Étude macroscopique de la cohésion : application à la résistance latérale	75
5.1	Essais expérimentaux de résistance latérale	76
5.1.1	Mise en place de l'échantillon	76
5.1.2	Collage	78
5.1.3	Essais de résistance latérale	80
5.1.4	Résultats	81
5.2	Essai de résistance latérale numérique sur un échantillon « simple »	87
5.2.1	Système simulé	87
5.2.2	Résultats	88
5.2.3	Variation du pourcentage de contacts cohésifs	112
5.3	Conclusion	115
	Conclusion	119
	Bibliographie	129
A	Algorithmes utilisés pour la détection de contacts entre polyèdres	131
B	Valeurs de F_{max}, de g_r et de la surface de contact pour chaque essai de traction unitaire réalisé	135
C	Courbes force-déplacement relatives aux essais expérimentaux de résistance latérale et valeurs associées de F_0 et u_0	139

1

Contexte Industriel

La voie ferrée ballastée, par opposition à la voie sur dalle, compte environ 30 000 km de ligne exploitée sur le réseau ferré français. Une distinction est faite entre les voies classiques, sur lesquelles les trains peuvent circuler avec des vitesses de 250 km h^{-1} , et les Lignes Grandes Vitesses (LGV), où ce seuil de vitesse peut être dépassé jusqu'à 320 km h^{-1} .

En 2019, le transport voyageur s'est élevé à 97,1 milliards de voyageurs-kilomètres¹ contre 86 milliards en 2009. Il est crucial pour la voie de s'adapter à ces augmentations de trafic qui accélèrent leur détérioration et donc la fréquence des travaux de maintenance.

1.1 La voie ferrée ballastée

La voie ferrée est la structure qui permet de guider les trains (et autres matériels roulants) dans leur trajectoire et de supporter la charge qu'ils exercent lors de leur passage (cf. Figure 1.1).

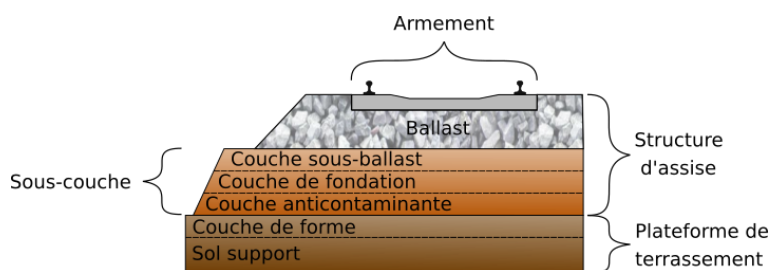
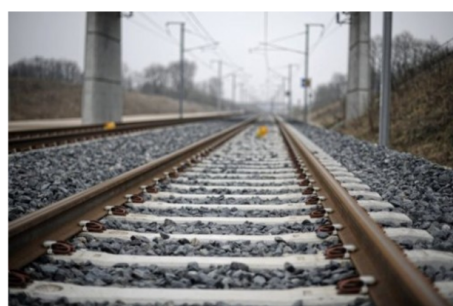


FIGURE 1.1 – À gauche, photographie d'une voie ferrée [72], et à droite, schéma d'une voie ferrée.

Elle est soutenue par la plateforme de terrassement (que nous allons appeler plateforme dans la suite du chapitre par souci de simplicité) qui va porter les différentes composantes de la voie que sont la structure d'assise et l'armement. La structure d'assise, composée du ballast et de sous-couches, a pour but principal de répartir et dissiper les efforts sans déformer les sols alentours. Les charges lui sont transmises par le biais de l'armement, constitué des rails, des systèmes de fixation et des traverses, qui assure également le rôle de guide.

1.2 Le ballast

Parmi les éléments constitutifs de la voie, notre attention se porte particulièrement sur le ballast, qui désigne la couche de granulats dans laquelle sont disposées les traverses (cf. Figure 1.2). Les grains le composant sont obtenus par concassage de roches provenant de carrières de pierres dures (diorite, granite, grès, quartzite, rhyolite...) [86].

Le ballast répond à plusieurs objectifs :

- transmettre les forces subies par l'armement aux couches inférieures en les répartissant sur une grande surface,
- réduire les vibrations mécaniques et acoustiques intrinsèques aux passages des trains,
- ancrer la voie latéralement et longitudinalement,

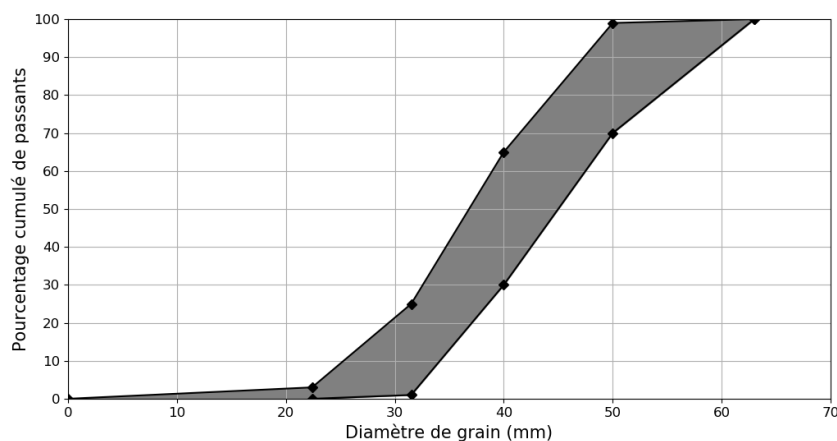
1. Le voyageur-kilomètre est une unité quantifiant le transport d'une personne sur 1 km. Par exemple, si 100 voyageurs parcourent 150 km, le voyageur-kilomètre obtenu est de $100 \times 150 = 15\,000$.

FIGURE 1.2 – *Photo de ballast.*

- caler verticalement et avec précision les traverses pour être en accord avec les nivellements recherchés,
- permettre le drainage des eaux pluviales,
- faciliter la mise en place de la voie et les opérations de maintenance.

Pour tenir ces objectifs, le ballast doit obéir à une liste de contraintes décrites dans la norme européenne NF EN 13450 (pour le ballast français entre autres). Les critères à respecter concernent la granulométrie des grains, leur forme, leur dureté et leur propreté.

La granulométrie désigne la distribution dimensionnelle des grains de ballast. Il existe plusieurs façons de la définir. Pour le cas du ballast, elle est caractérisée par les nombres d et D , qui sont respectivement les dimensions du plus petit et du plus grand tamis par lesquels peuvent passer la majorité des agrégats. La granulométrie du ballast en voie ferrée française est de 31,5/50 (d/D) pour des voies de catégorie A (16 tonnes par essieu). Le fuseau d'acceptabilité dans lequel doit se trouver la granulométrie pour ce type de voie est présentée Figure 1.3.

FIGURE 1.3 – *Fuseau d'acceptabilité du ballast français [7].*

La forme des grains de ballast est polyédrique avec des arêtes vives. Elle fournit une bonne résistance au cisaillement en favorisant les imbrications de grains.

Les grains allongés semblables à des aiguilles ne doivent pas excéder 92 mm de longueur, et leur pourcentage en masse ne doit pas dépasser les 7% de la masse totale du massif ballasté [7].

Il existe également un coefficient d'aplatissement permettant de caractériser les grains plats. Pour ne pas nuire à la résistance globale au cisaillement, le pourcentage massique de ces grains doit rester inférieur à 12 % de la masse totale.

La dureté est traduite par le coefficient de dureté globale (DRG). Il est obtenu en réalisant deux essais : l'essai Micro-Deval, qui détermine sa résistance à l'usure, et l'essai Los Angeles, quantifiant sa résistance à la fragmentation. En LGV, le DRG doit valoir au moins 20, ce qui nécessite une valeur Los Angeles inférieur à 18 [97].

La propreté va jouer sur le frottement inter-grains : trop de poussière nuit à la résistance globale de l'ensemble ballasté. C'est pourquoi la teneur en fine, c'est à dire en particules passant au tamis de 1,6 mm, est contrôlée. Sa masse doit en effet rester inférieure à 0,5 % de la masse totale du ballast [7].

En plus de ces exigences, la norme européenne NF EN 13450 présente d'autres critères auxquels doit se soumettre le ballast. Ces critères concernent sa durabilité (prenant en compte la résistance au gel/dégel et le coefficient d'absorption d'eau des grains), le phénomène de coup de soleil² et les composants nocifs.

1.3 Les sollicitations subies par le ballast

Le ballast doit résister à des sollicitations transmises par l'armement. Elles peuvent se manifester selon les directions verticale, longitudinale et latérale (cf. Figure 1.4a).

Les chargements verticaux peuvent être dynamiques - provoqués par la circulation du matériel roulant - comme statiques - liés à son propre poids ou à celui du matériel roulant au repos (en gare par exemple). Ces différents chargements peuvent aboutir à un tassement irréversible de la voie.

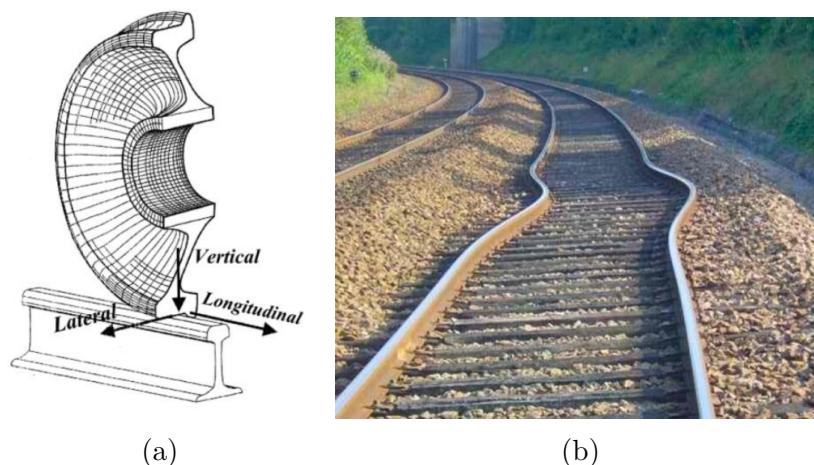


FIGURE 1.4 – (a) Représentation des différentes directions de sollicitation [56], et (b) exemple de flambement de rail.

Les chargements longitudinaux, moins élevés que les verticaux, apparaissent lors des phases d'accélération et de freinage des trains.

2. Les coups de soleil peuvent se manifester sur les grains de basalte (ou de roches similaires) où des réseaux de petites fissures apparaissent sous certaines conditions atmosphériques, fragilisant ainsi le grain.

Les charges latérales sont exercées par les roues sur les rails, elles peuvent devenir importantes dans des virages serrés par exemple. Ce sont cependant les grandes variations de température au sein des longs rails soudés (LRS) qui exercent les forces latérales les plus élevées. Lorsque la résistance latérale de la voie n'est pas suffisante pour empêcher les déformations des rails, un phénomène de flambement est observé (cf. Figure 1.4b). La résistance latérale apparaît alors comme une propriété cruciale de la voie ferrée.

Ces efforts sont de plus en plus importants et nombreux avec l'augmentation du trafic, du chargement par essieu³ et des vitesses de circulations.

1.4 Défauts et maintenance

Les tassements et déplacements latéraux à l'origine des défauts géométriques en voie trouvent différentes sources : les circulations (plus nombreuses, plus chargées et plus rapides), les variations climatiques, les défauts liés à la superstructure ou à des mouvements internes à la plateforme ou au terrain sous-jacent. Les défauts géométriques peuvent également apparaître suite à des interventions de maintenance mal maîtrisées ou à des méthodes d'entretien inadaptées ; ils peuvent être la conséquence de la dégradation d'un des constituants de l'armement (comme les rails).

Un exemple de générateur de défauts directement lié à l'augmentation des vitesses de circulation est l'envol de ballast. En LGV, les grains en case ou en surface de banquettes⁴ peuvent se retrouver éjectés par l'effet de souffle qui accompagne le passage des trains à grandes vitesses ($> 250 \text{ km h}^{-1}$), et ainsi endommager le matériel roulant, des installations fixes ou les rails. Il s'agit du même mécanisme d'endommagement que pour l'envol par chute de glaces, où la neige, accumulée sous les trains en hiver, peut chuter sur le ballast et le projeter à grande vitesse sous le train ou sur les rails.

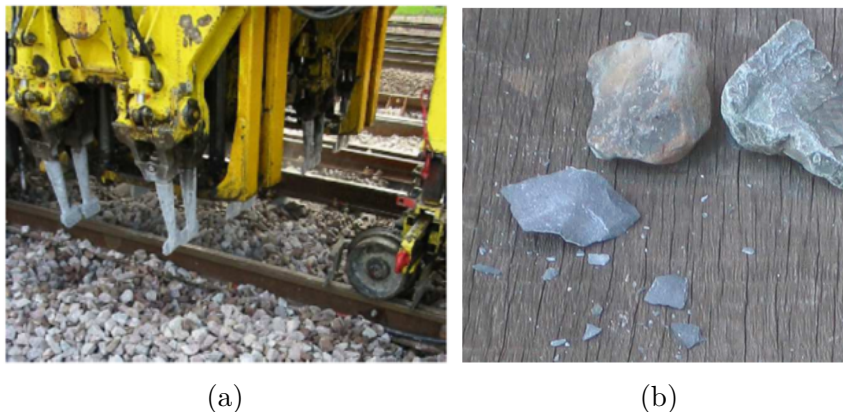


FIGURE 1.5 – (a) Bourreuse ; les bourroirs sont ressortis du ballast [72], et (b) exemple de grain brisé par le bourrage [8].

Un autre phénomène pathologique pour la voie ferrée est le fluage. Ce terme désigne une migration progressive et récurrente des grains de ballast des cases vers la banquettes. En vidant les cases et en formant des profils non conformes en banquettes, le fluage impacte directement les

3. L'essieu est l'ensemble formé par les deux roues et l'axe transversal qui les relie.

4. Le ballast en case est le ballast se trouvant entre les traverses, la banquettes désigne quant à elle le ballast de part et d'autre des rails.

résistances latérale et longitudinale de la voie en les affaiblissant. Bien que cette manifestation soit facilitée par les zones à forts dévers ou en courbe, ses causes sont encore mal définies [30].

La maintenance de la voie est effectuée par des bourreuses (cf. Figure 1.5a) qui réalisent la géométrie de consigne en se basant sur un file de rail pour le nivellement et pour le dressage.

Le bourrage est la méthode consistant à compacter le ballast sous les traverses, après les avoir correctement repositionnées, pour pérenniser la géométrie réalisée en amont (après la mise à niveau et le dressage de la voie). On a recours à ce procédé pour corriger la géométrie d'une voie détériorée, ou encore lors de chantier de renouvellement de ballast.

Cependant, le bourrage est une opération à double tranchant, car, bien qu'il remette les grains en place sous les traverses, il participe à la dégradation des agrégats : les bourroirs, en pénétrant le massif, fragilisent les grains en les poussant à la rupture, réduisant leur angularité, la classe granulométrique du ballast sous traverse et augmentant le taux de fines (cf. Figure 1.5b).

La SNCF, comme d'autres compagnies ferroviaires, cherche alors à réduire ces travaux de maintenance et donc à augmenter la durée de vie de la voie. Pour répondre à cela, des solutions variées sont étudiées et utilisées. Un état des lieux de ces procédés est dressé ci-après.

1.5 Amélioration des performances de la voie

1.5.1 État de l'art des procédés

Réduire les travaux de maintenance revient à réduire les problèmes de nivellement. Plusieurs solutions peuvent apparaître en vue de répondre à cet objectif :

- augmenter le domaine d'élasticité de la voie afin de freiner l'apparition de défauts géométriques ;
- augmenter la résistance latérale de la voie afin de réduire l'apparition de défauts de dressage⁵ ou de dévers ;
- ralentir l'usure du ballast afin de conserver l'imbrication des grains et limiter ainsi leurs déplacements ;
- limiter les déplacements des grains, sans influencer négativement l'élasticité de la voie.

Différents procédés existent et influencent un ou plusieurs des différents aspects présentés ci-dessus.

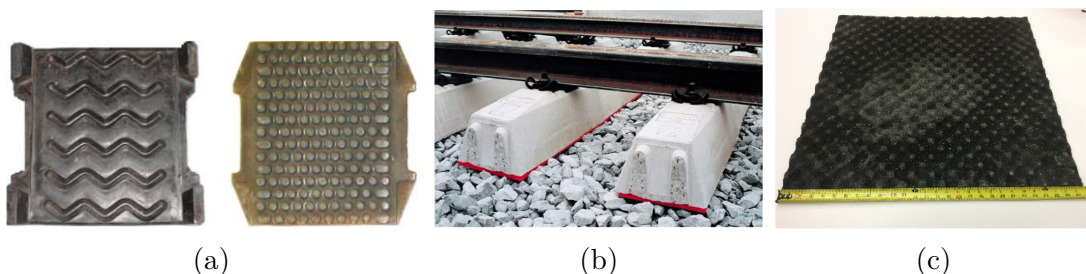


FIGURE 1.6 – (a) Exemple de semelles sous-rail [54], (b) exemple d'USP (en rouge)[67] et (c) exemple d'UBM [16].

5. Un défaut de dressage est un décalage conséquent entre la position transversale théorique du rail et sa position réelle.

Les premiers sont l'ajout d'une semelle élastique entre le rail et la traverse (on parle alors de semelle sous-rail), entre la traverse et le ballast (on parle alors d'USP pour *Under Sleeper Pad* ou de patin réducteur d'attrition) ou sous la couche ballastée (on parle alors d'UBM pour *Under Ballast Mat* ou de tapis sous ballast, cf. Figure 1.6).

Ces éléments, en jouant sur l'élasticité globale de la voie, permettent de réduire la vitesse de dégradation du ballast et le phénomène de tassement [32, 33, 83, 90, 91].

Le remplacement de certaines parties de la sous-couche par une couche de grave-bitume (cf. Figure 1.7a) peut également contribuer à une baisse du tassement total de la voie et à réduire la détérioration du ballast [90, 92].

La géogrille (cf. Figure 1.7b), grille élastique en polymère dont les mailles, de taille et de forme variées, entravent les mouvements des grains qui s'y imbriquent, est utilisée pour réduire le fluage du ballast, le stabiliser, ou pour améliorer la portance de la voie. Ses performances sont majoritairement dictées par sa raideur, et la dimension de ses mailles par rapport à celle des grains qui s'y retrouvent bloqués.



FIGURE 1.7 – (a) Exemple d'une couche de grave-bitume sous ballast et (b) illustration de ballast imbriqué dans une géogrille [90].

Des traverses dites « frottantes » ont également été construites pour augmenter la résistance latérale de la voie [44, 107]. Leur différence avec des traverses conventionnelles est la présence de reliefs sur leur surface inférieure, en contact direct avec le ballast (cf. Figure 1.8).

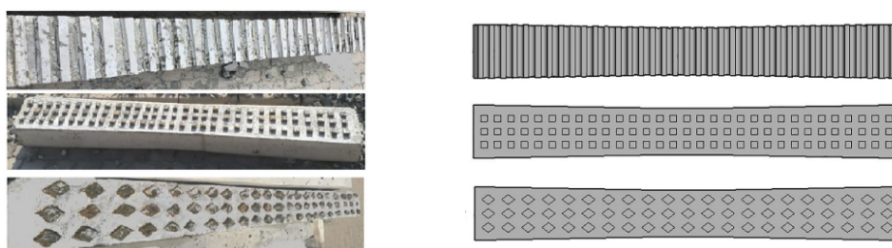


FIGURE 1.8 – Différentes traverses frottantes (issue de [36]).

D'autres méthodes se concentrent directement sur le ballast. On peut citer le recyclage du laitier de hauts fourneaux pour former des grains de ballast. Des études expérimentales [26] et numériques [50] montrent que le ballast en laitier peut augmenter la résistance de la voie de 27 % par rapport à des grains en calcaire. Le Neoballast[®], lui, consiste à coller à la surface des grains des bouts de caoutchouc de pneu recyclés de quelques millimètres (cf. Figure 1.9a). De tels grains se dégradent plus lentement que le ballast habituel, réduisent les vibrations dans le massif et améliorent les propriétés de la voie comme la résistance latérale, mais ont un prix bien plus élevé que du ballast classique.

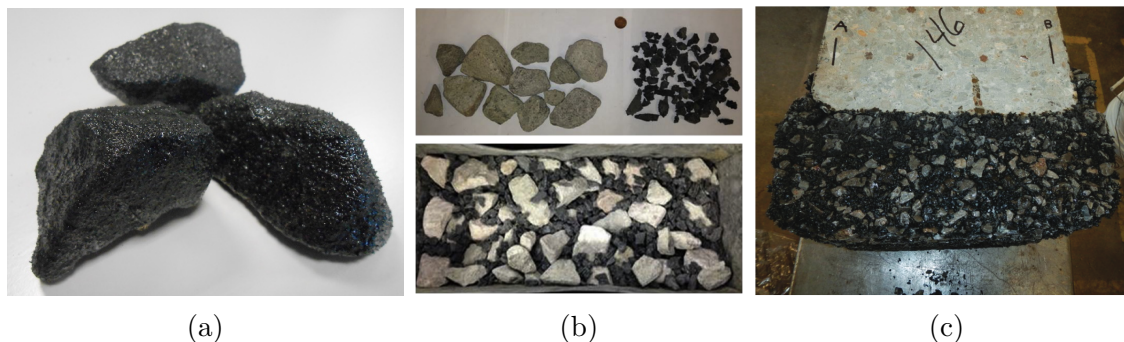


FIGURE 1.9 – (a) Exemple de Neoballast® [2], (b) Ballastic avec ses composants séparés et mélangés [93] et (c) exemple de RBB [39].

Il existe d'autres exemples de procédés ayant recours à des éléments de caoutchouc recyclés. Le Ballastic (cf. Figure 1.9b) désigne l'ajout de tels éléments, fragments de l'ordre de la vingtaine de millimètres, dans le lit ballasté pour en réduire la dégradation [93]. Le RBB (pour *Resiliently Bound Ballast*, emprisonne le ballast ainsi que des bouts de pneu dans un ciment en époxy (cf. Figure 1.9c). Des études en laboratoire ont montré que cette méthode réduisait la déformation plastique de la voie et ralentissait l'usure des grains [39]. Par contre cet ensemble est à placer uniquement sous les traverses car le ciment époxy, en comblant les vides inter-grains, affecte les capacités de drainage du milieu.

1.5.2 Les procédés polyuréthane

Une autre gamme de solutions est l'utilisation de colle en polyuréthane. Comme pour le RBB, ces procédés figent la totalité ou une partie du ballast dans leur position en joignant les grains entre eux grâce à un liant en polyuréthane.

On peut citer dans un premier temps le *Polyurethane Stabilized Ballast* (PSB), qui est l'injection d'une mousse en polyuréthane (RPF pour *Rigid-Polyurethane Foam*) et d'un catalyseur au sein du massif ballasté (cf. Figure 1.10a). Le RPF est un matériau bi-composant, le premier pouvant être un polyester⁶ ou un polyol⁷, le second étant un poly-isocyanate⁸ organique ; ce dernier confère les propriétés mousseuses au RPF.

Des tests de chargements cycliques réalisés en laboratoire par Du Plooy et Gräbe [76] sur des échantillons cubiques de ballast montrent que la présence de RPF s'oppose au tassement de l'échantillon. Les agrégats piégés dans le RPF n'ont pas montré de signe visuel de rupture, contrairement aux grains libres.

Finalement, bien que le PSB semble atténuer la dégradation des grains et s'opposer au tassement, on s'attend à ce qu'un tel procédé, en occupant les espaces entre les grains, altère négativement les capacités de drainage du ballast. De plus, même si les essais en laboratoire montrent que les performances du PSB sont optimales pour des échantillons dont le RPF est contraint,

6. Polymère utilisé dans le textile ; le polyester insaturé sert à fabriquer la résine de matériaux composites à moindre coût.

7. Les polyols sont utilisés comme additif alimentaire, et pour la création de polymère, notamment de polyuréthane.

8. Un isocyanate est un ion. Un poly-isocyanate est ainsi un composé chimique portant plusieurs fois le groupe isocyanate. On peut retrouver de tels composés dans les textiles, les adhésifs, ou les mousses isolantes par exemple.

contraindre l'expansion de la mousse sur le terrain semble difficile à mettre en œuvre sans dispositif adapté.

Le XiTRACK[®] est un polymère viscoélastique qui nappe la surface des grains et forme un filet tridimensionnel dans lequel les particules se retrouvent immobilisées. Il laisse également 70 % des interstices libres (cf. Figure 1.10b). Composé de polyol ou d'isocyanate avec un catalyseur, le mélange se fait *in situ* avant d'être injecté dans le lit ballasté. Le XiTRACK[®] est particulièrement utilisé au Royaume-Uni. Les essais réalisés sur des portions de voie ferrée qui nécessitaient une maintenance régulière ont montré des résultats concluants avec une réduction notable de formation de défauts géométriques et un besoin de maintenance grandement amoindri [35, 104].

L'Elastotrack est un autre polyuréthane utilisé pour figer les grains dans leur configuration initiale (cf. Figure 1.10c). Il s'agit d'un gel hydrophobe, résultant du mélange entre une résine et de l'isocyanate [35]. Ce produit est pensé pour envelopper la totalité de la surface des grains. Ceux-ci sont au préalable mélangés avec la substance polyuréthane pour en être entièrement enduits, puis le lit ballasté est formé avec ces grains. L'Elastotrack sèche en une heure maximum ; le revêtement a une faible épaisseur, les grains sont ainsi collés à leurs points de contact uniquement, laissant plus d'espace vide entre les grains que le XiTRACK[®]. Les essais en laboratoire conduits par Dersch et al. [19, 18] montrent que cette méthode conserve les capacités de drainage du ballast, et augmente la force de cisaillement de 60 % par rapport à un échantillon équivalent sans Elastotrack.

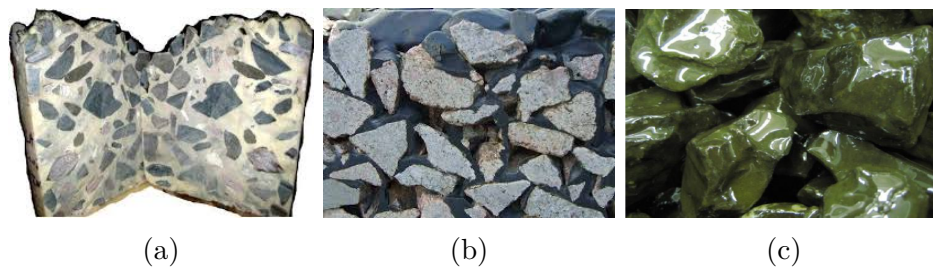


FIGURE 1.10 – (a) Coupe d'un échantillon de PSB [55], (b) coupe d'un ballast après épandage de XiTRACK[®] [3] et (c) grains recouverts d'un revêtement Elastotrack [67].

Le problème commun à ces trois procédés est le caractère polluant du polyuréthane. Même si la réduction des cycles de maintenance baisse le coût du cycle de vie de la voie, l'impact environnemental lié à l'utilisation du polyuréthane, matériau non biodégradable, pose notamment la question du recyclage des grains.

Se pose également la question de la maintenance. En effet, si les éléments en polyuréthane présentent de fortes résistances, les travaux de maintenance comme le bourrage peuvent se complexifier car doivent être capables de libérer les grains du réseau en géocomposite.

Une amélioration de ces procédés serait ainsi l'emploi d'un agent cohésif non polluant, et permettant la bourrabilité du ballast.

1.6 Le procédé de collage

La SNCF utilise certains des procédés décrits dans la section précédente (la sous-couche bitumineuse, les géogrilles qui sont actuellement le sujet d'une thèse, les semelles sous-rail ou les USP), mais le besoin d'un procédé dont l'objectif premier est le ralentissement de l'apparition des défauts géométriques se fait ressentir.

Ce procédé est celui du collage du ballast, qui peut évoquer ceux usant de polyuréthane car ils partagent la même philosophie d'action.

1.6.1 Principe

Le procédé de collage consiste à épandre, sur le dessus du massif ballasté, un agent cohésif qui va s'écouler le long de la surface des grains (cf. Figure 1.11a). Ces derniers sont uniquement collés entre eux par des ponts de colle formés à leurs contacts, le liant n'obstruant pas les interstices (cf. Figure 1.11b) ; les capacités de drainage du ballast sont ainsi conservées.

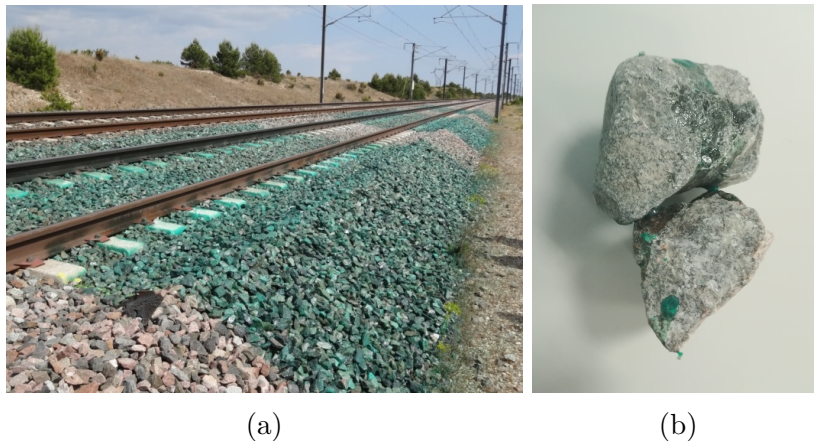


FIGURE 1.11 – (a) Exemple de laquage en voie ferrée et (b) deux grains détachés du massif ; on remarque que les grains sont collés uniquement aux contacts. La couleur bleue/verte est due à un colorant injecté pour l'observation, mais non présente lors d'une utilisation courante.

Dans la nomenclature utilisée par la SNCF, une distinction est faite entre le collage et le laquage. Le collage désigne un épandage de liant durant lequel la colle descend jusque dans les profondeurs du lit ballasté. Le laquage quant à lui, se réfère à un collage surfacique, c'est à dire un collage où le liant pénètre le massif ballasté de seulement une épaisseur de traverse (environ 15 cm).

1.6.2 Historique du collage à la SNCF

C'est en 1999 que la SNCF a utilisé de la colle sur voie pour la première fois. Testée en LGV Atlantique, l'objectif de ces premiers essais était de figer la géométrie de la voie dans une position exempte de défauts. Aussi l'application de la colle s'est-elle faite sur l'ensemble du ballast, sur une portion de 2 km discontinus. Le problème rencontré par les agents s'est manifesté lors de l'opération de maintenance, où la voie s'est montrée réfractaire à la pénétration des bourreuses en raison de la forte cohésion du liant utilisé.

Pour remédier à cette rigidification trop importante, une deuxième colle a été développée, mettant l'accent sur une plus grande élasticité du liant. Un soin particulier a également été apporté à l'aspect écologique du produit⁹. Son domaine d'emploi a été initialement le traitement des cas d'envol du ballast (détaillé en 1.4).

9. La version de la colle utilisée durant la thèse est biodégradable en phase liquide, mais pas une fois polymérisée. Elle est non soluble après pulvérisation et non polluante (le ballast ne change pas de classe de déchet même après trois pulvérisations de liant).

Ce liant aqueux, qui gagne son pouvoir cohésif par évaporation de l'eau, se nomme **AquaRail**, et il s'agit de l'agent cohésif utilisé dans les essais expérimentaux de cette thèse. Il a montré des résultats satisfaisants, et son utilisation s'est propagée au fluage des grains. Les premiers essais concernant le fluage des grains se sont faits en 2015 en LGV Méditerranée, où un laquage (de profondeur 15 cm) a été effectué sur 50 portions de 10 m réparties sur 20 km de voie. Dans cette zone, les travaux de maintenance ont été réduits de 90 % entre 2015 et 2017 car la tenue du ballast s'est grandement améliorée et les profils restaient conformes (cf. Figure 1.12).



FIGURE 1.12 – À gauche, exemple de fluage de ballast qui a dégarni les traverses en 2015 (photo prise avant la correction géométrique et le collage) ; à droite, la même section en 2017.

La SNCF voit en ce procédé la possibilité de répondre à plusieurs problèmes. En plus de traiter les cas d'envol de ballast et de fluage, l'immobilisation des grains peut servir au nettoyage des gares (pour faciliter l'aspiration des déchets jetés sur les voies sans perturber les positions des grains) ou à stabiliser des profils de banquettes qui tendent naturellement à s'adoucir au cours du temps. Dans le cadre de travaux réalisés sur une voie, cette méthode permettrait de figer la voie contiguë sans avoir à corriger sa géométrie en fin de chantier.

Le collage permet également de créer des zones de transition de rigidité entre une voie classique et un pont ou un passage à niveau par exemple. Ces zones sont sujettes à un déplacement important des grains car le changement brutal d'élasticité de la voie accentue les efforts dynamiques imposés par la circulation. Une étude australienne menée par Kaewunruen [53] montre qu'une configuration où l'on augmente la quantité de liant en se rapprochant de la section rigide de la voie permet d'améliorer les performances dynamiques de celle-ci et de réduire les vibrations subies (cf. Figure 1.13). Le collage est également utilisé en Slovénie pour traiter ces zones de gradient de propriétés [89].

Le procédé de collage permet de conserver la géométrie de la voie, mais pourrait également être utilisé pour en renforcer les propriétés mécaniques, notamment la résistance latérale, critère de stabilité majeur de la voie ferrée.

1.7 Conclusion

Que ce soit pour traiter des problèmes d'envol de ballast ou de fluage, les préconisations d'emploi de colle s'appuient sur le faible nombre de retours d'expériences de la SNCF, la littérature se concentrant surtout sur les procédés polyuréthanes, aux forces de cohésion plus élevées.

Afin d'optimiser son utilisation dans ses emplois actuels et de la décliner pour d'autres situations (comme le renforcement mécanique dans le cadre des LRS), il est nécessaire de comprendre le fonctionnement de ce procédé.

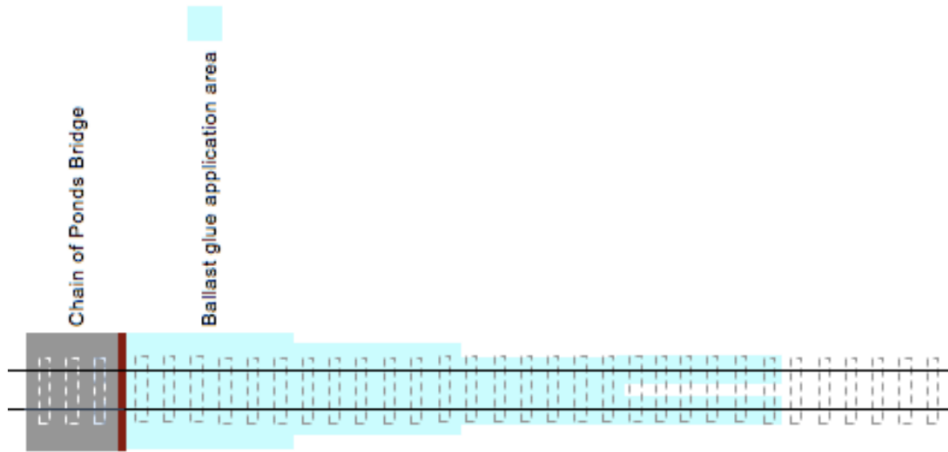


FIGURE 1.13 – Représentation schématique de la configuration de collage testée dans l'étude [53] à une extrémité de pont.

Or, le procédé de collage et son efficacité sont influencés par un grand nombre de paramètres relatifs au ballast (type de roche, densité, usure, propreté...), à la voie et son environnement (type de profil, températures, inclinaison du terrain, dimensions de la couche ballastée, zones du massif collées...) ou au liant (viscosité, force de cohésion, quantité de colle...). Ce grand nombre de paramètres impliquerait un grand nombre d'essais expérimentaux à réaliser, ce qui s'accompagnerait d'un coût important en moyens, en temps et en argent.

Pour aider dans la recherche de paramètres influents, les approches numériques semblent être une bonne solution. Une campagne numérique est moins coûteuse qu'une campagne purement expérimentale et demande moins de moyens logistiques. Les approches numériques permettent un meilleur contrôle des paramètres et un accès à des données à l'échelle du grain de ballast, données très difficiles à obtenir expérimentalement. Mais avoir recours à de telles approches nécessite l'utilisation d'outils adaptés au milieu à modéliser et de modèles représentatifs dudit milieu.

C'est pourquoi l'objectif de la thèse est de comprendre et caractériser le comportement du ballast collé, afin de fournir à la SNCF un modèle numérique capable d'optimiser l'utilisation de la colle via la réalisation de campagnes numériques modélisant des scénarios précis que peut rencontrer une voie ferrée.

Le chapitre suivant fait alors une présentation des différentes manières de représenter le ballast et la cohésion dans les approches numériques, et décrit le formalisme sur lequel nous nous sommes arrêtés.

Ballast, cohésion et numérique

Ce chapitre se concentre sur les différentes possibilités numériques que présente la littérature concernant les simulations d'échantillons ballastés et sur la représentation numérique de la cohésion dans un milieu granulaire.

Ensuite, le cadre numérique choisi durant la thèse est développé.

2.1 Les représentations numériques du ballast

De nombreuses études dédiées au ballast couplent approches expérimentale et numérique au sein desquelles il est représenté de différentes façons. Nos études étant réalisées en 3D, nous nous concentrerons uniquement sur ses représentations tridimensionnelles.

Une première façon de modéliser le ballast est de le considérer comme un milieu continu. De ce fait, il est alors possible d'utiliser les approches par éléments finis (FEM, pour *Finite Element Method*) en divisant le ballast en sous-domaines de géométries simples. Ces sous-domaines sont eux-même définis par des nœuds, sur lesquels les calculs vont être réalisés (cf. Figure 2.1).

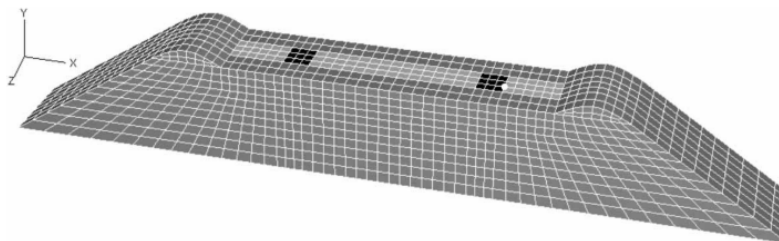


FIGURE 2.1 – Représentation continue d'une portion de voie ballastée à l'aide de la MEF (étude de [52]).

Le ballast étant un milieu discontinu, une étape d'homogénéisation du matériau doit être faite au préalable. Cette étape a pour but de définir les différentes propriétés matériaux nécessaires au calcul FEM (les plus communs sont par exemple le module d'Young équivalent pour l'élasticité du matériau, ou le coefficient de Poisson équivalent pour la dilatation du matériau) et de mettre en place la loi de comportement du matériau.

En ayant recours à de tels modèles, Kabo [52] étudie l'influence des dimensions de la banquette sur la résistance latérale de la voie. Le comportement du ballast obéit à une loi développée durant la thèse de Jacobsson [47] et calibrée avec des tests expérimentaux de compression [60]. Elle confère au ballast un comportement élasto-plastique avec densification et durcissement non-linéaire.

Ce modèle sera utilisé en 2016 par Zakeri et al. [45] pour observer l'influence des traverses frottantes sur la résistance latérale de la voie (et de certains paramètres géométriques du lit ballasté comme la largeur de banquette ou la profondeur sous traverse).

Bien que les approches FEM aient montré quelques résultats encourageants, des outils plus adaptés au caractère divisé du ballast leur seront préférés. Il s'agit des approches par Éléments Discrets, dites DEM (pour *Discrete Element Method*).

Dans ce type de modèle, chaque grain est représenté individuellement, et les équations de la dynamique sont résolues pour décrire le comportement dynamique de chacun de ces grains. La résolution s'appuie sur des lois d'interaction décrivant les phénomènes au contact entre grains.

La représentation la plus simple d'un grain de ballast est une sphère. Sa géométrie est entièrement décrite à travers le paramètre qu'est son rayon. Une telle modélisation ne permet cependant

pas de retranscrire naturellement les effets relatifs à la géométrie très anguleuse des grains de ballast. Aussi à chaque particule sphérique peut être associée un coefficient de roulement (*rolling friction*) dont l'objectif est de capturer une résistance au roulement qui serait normalement attribuée à la forme du grain [27].

Irazàbal a utilisé cette approche pour modéliser des grains de ballast (cf. Figure 2.2) dans le cadre de simulations de résistance latérale [42]. Il montre qu'un tel modèle est capable de reproduire correctement le comportement macroscopique du massif ballasté. Cependant, pour avoir une description plus précise du comportement macroscopique et une idée plus fidèle des phénomènes qui régissent l'intérieur du lit de ballast, il est nécessaire d'ajouter un degré de détail, en ayant recours à des granulats aux géométries plus réalistes.

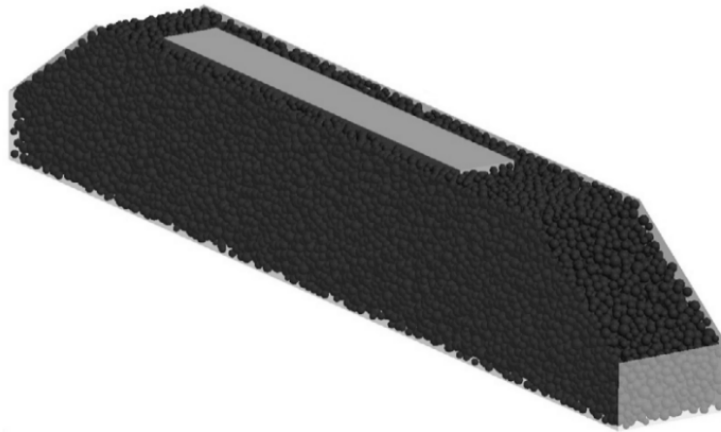


FIGURE 2.2 – *Ballast sphérique dans une portion de voie numérique (issue de [42]).*

La majorité de la littérature sur les études numériques du comportement ballasté modélise un grain comme un ensemble de sphères s'inter-pénétrant. Cela permet de conserver une certaine simplicité de description géométrique de la particule (autant de rayons et de centres qu'il y a de sphères composant le granulat), en ayant des formes de grains plus proches de la réalité. La morphologie des grains est un facteur très influent sur la qualité des simulations, comme en témoignent les études qui comparent les résultats obtenus avec des agrégats sphériques et des agrégats clusterisés [63, 65]; elles concluent que les clusters de sphères traduisent mieux le comportement observé expérimentalement, notamment les imbrications des grains directement liées à leurs formes.

Une première méthode pour générer de tels grains est le pilotage d'ajouts de sphères successives par le nombre de sphères final, l'écart de rayon entre deux sphères et un paramètre d'extension du cluster [65]. Une méthode plus répandue consiste à scanner de véritables grains de ballast pour en numériser l'enveloppe. Ensuite, des sphères sont produites afin de la remplir. Chez Guo et al. [37] ou Jing et al. [51], la génération est contrôlée par les paramètres ρ , ratio entre le plus petit rayon et le plus grand rayon des sphères à créer, et ϕ , angle d'intersection maximum que peuvent avoir les sphères entre elles; ce sont ces paramètres qui vont décider du nombre d'éléments composant la forme du grain (cf. Figure 2.3).

Enfin, d'autres simulations ont recours à des polyèdres. Bien que certaines étapes de résolution (détection de contact) soient plus complexes à traiter numériquement que pour ses homologues « sphériques », une telle représentation a l'avantage de modéliser rigoureusement la morphologie

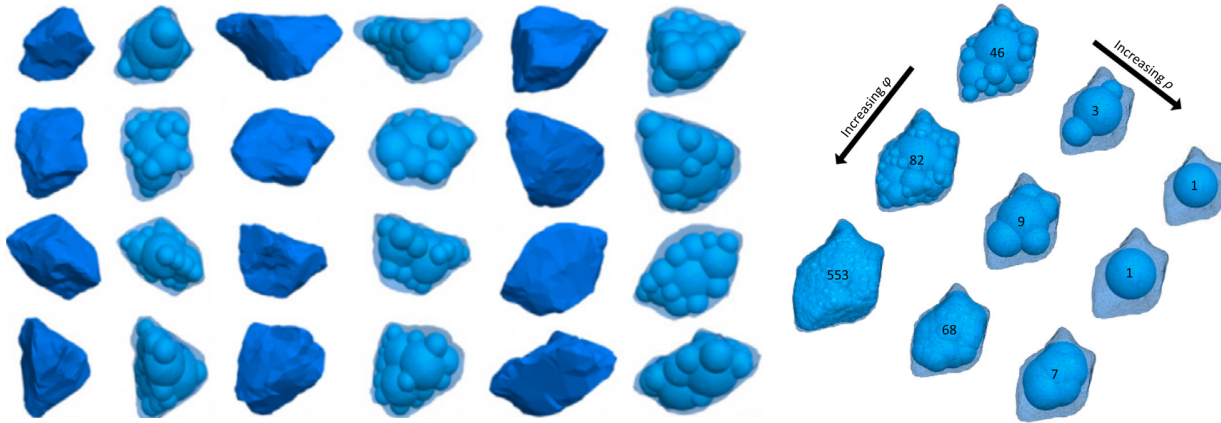


FIGURE 2.3 – À gauche, comparaison entre des scans de grains et leur équivalent clusterisé [37]; à droite, exemple de la variation des paramètres ρ et ϕ sur la forme des grains; les numéros correspondent aux nombres de sphères composant le grain [37].

d'un grain de ballast. De plus, cette précision morphologique est obtenue sans augmenter le nombre d'objets simulés, ce qui était un des inconvénients de l'emploi de clusters de sphères.

Les polyèdres peuvent être générés aléatoirement à l'aide d'une méthode de pavage de Voronoï (et sélectionnés pour respecter des contraintes d'aspect et reproduire convenablement la granulométrie ciblée) [24], ou s'inspirer de vrais granulats. Par exemple, l'analyseur d'images d'agrégats de l'Université de l'Illinois (UIAIA) permet de digitaliser des grains à partir de photographies du granulat prises de dessus, de face et de côté [40]. De ces digitalisations sont extraites des indices morphologiques comme le rapport aplatissement/élongation du grain ou son index d'angularité, mais également une géométrie facettée des grains. Ces grains ont été par exemple utilisés dans des études sur le comportement du ballast pollué par des fines [41] ou sur le tassement du ballast sous chargement vertical répété [98].

Dans le cadre de cette thèse, ce sont des grains polyédriques qui sont utilisés, pour les raisons avancées au paragraphe précédent. De plus, la SNCF possède une bibliothèque de 996 polyèdres numériques, résultats de scans de vrais grains de ballast, qu'elle utilise lors d'études numériques relatives au ballast. Ces grains ont notamment servi dans un certain nombre de travaux et de thèses [8, 29, 74, 75, 86].

Le maillage numérique de ces grains est suffisamment précis pour représenter l'angularité du ballast et ses formes, et suffisamment grossier pour éviter que les grains, en reproduisant trop fidèlement la morphologie réelle, soient concaves (cf. Figure 2.4). En effet, la concavité complexifie la détection des contacts, une des étapes numériques des approches DEM, et augmente le temps de calcul.

De ce fait, les grains utilisés sont convexes et rigides (non sécables).

Les différents résultats obtenus dans la littérature nous poussent à utiliser une représentation discrète du milieu, représentation qui nous semble la plus adaptée à l'environnement que nous souhaitons modéliser : chaque grain est représenté et les phénomènes sont gérés aux points de contact, de la même manière que les ponts de colle se forment uniquement aux points de contact dans le ballast.

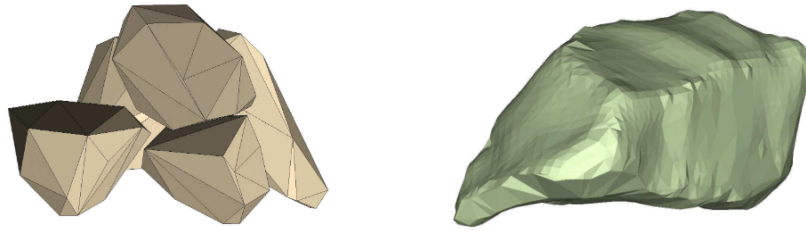


FIGURE 2.4 – À gauche) Exemple de grains utilisés dans le cadre de la thèse et à droite) exemple de grain maillé finement ; il a une géométrie non convexe [86].

2.2 Approches DEM

Les approches DEM (pour *Discret Element Method*) sont des méthodes numériques permettant de modéliser le comportement dynamique d'un ensemble de particules en interaction. Elles ont été initiées par les travaux de Cundall en 1971 [14]. Dans cette méthode, les interactions entre corps sont gérées par des lois régularisées, reliant les forces de contact à la pénétration entre objets via un paramètre de raideur. Pour limiter cette interpénétration, cette raideur doit être suffisamment grande, conduisant souvent à l'utilisation de petits pas de temps. À cette répulsion élastique est le plus souvent combiné un élément dissipatif pour stabiliser la dynamique du système. L'intégration temporelle repose sur un schéma explicite, au même titre que la résolution des forces de contact.

Une autre philosophie est utilisée dans l'approche proposée par Moreau et Jean [46, 48, 66], dont l'objectif est de représenter rigoureusement l'unilatéralité du contact avec la volonté de garder de « grands » pas de temps. Il s'agit d'une méthode *non smooth* (en opposition à la méthode *smooth* présentée au paragraphe précédent) car elle a recours à des expressions non régularisées pour décrire les lois d'interaction. En effet, elles ont la forme d'inégalités que doivent respecter les grandeurs décrivant localement le contact. À ces discontinuités en lois s'ajoutent des discontinuités en vitesse liées aux chocs entre corps, et des discontinuités géométriques résultant de la stricte unilatéralité des contacts. Le schéma temporel est formulé de manière implicite et la résolution du problème de contact demande généralement l'utilisation d'un algorithme itératif, mais d'autres algorithmes peuvent être utilisés [5].

Quelle que soit la méthode utilisée, le schéma de résolution peut être décomposé en 3 parties :

- une première étape de positionnement (prédictif ou final) des grains,
- une deuxième étape de détection des contacts,
- une troisième étape de résolution des forces de contact.

L'étape de positionnement, ou d'intégration temporelle, permet de positionner les éléments du système dans une configuration temporaire obtenue en utilisant la position et une prédiction de la vitesse des corps à l'instant t_i . Dans cette configuration intermédiaire, la détection des contacts est effectuée, basée généralement sur une méthode de tri grossière et une méthode de détection plus fine. La première sert à éviter de tester chaque particule avec les $N-1$ autres. La méthode fine va quant à elle être pilotée par la géométrie des corps en interaction.

Une fois la liste des contacts obtenue, les forces de contact sont déterminées de manière explicite (stratégie *smooth* [14]) ou implicite (stratégie *non-smooth* [46] ou *semi-smooth* [57]). La configuration intermédiaire peut alors être corrigée en tenant compte des forces de contact et ainsi connaître la position des éléments au temps t_{i+1} .

Dans la suite de ce chapitre, seule la méthode utilisée dans le cadre de la thèse est détaillée¹. Il s'agit de la *Non Smooth Contact Dynamics*, avec comme schéma d'intégration temporelle une θ -méthode et l'algorithme de résolution Gauss-Seidel Non Linéaire (NLGS) pour la détermination des forces de contact. La méthode de détection de contact est également décrite.

2.2.1 L'approche NSCD

Pour chacune des n_p particules de la simulation, les équations de la dynamique sont posées. On se place dans le cas où les particules sont rigides; il n'existe donc pas de force interne aux grains.

Sous forme matricielle, ce système peut s'écrire :

$$\mathbb{M}\ddot{\mathbf{q}}(t) = \mathbf{F}_{\text{ext}}(t) + \mathbf{R}, \quad (2.1)$$

où \mathbb{M} est la matrice de masse et d'inertie ($\mathbb{M} \in \mathbb{R}^{6n_p \times 6n_p}$ en trois dimensions), $\mathbf{q} \in \mathbb{R}^{6n_p}$ (en 3D) est le vecteur regroupant les positions et les orientations des particules dans le repère global, $\ddot{\mathbf{q}}$ est le vecteur accélération des corps. $\mathbf{F}_{\text{ext}}(t)$ regroupe les forces extérieures s'appliquant sur les particules, comme la gravité, et $\mathbf{R}(t)$ désigne la résultante des forces de contacts.

Formulé tel quel, le problème ne permet pas de rendre compte des discontinuités inhérentes au système que l'on cherche à résoudre. La formulation même des lois d'interaction (unilatéralité du contact, frottement de Coulomb) est non régulière, ce qui se répercute dans l'évolution des variables mises en jeu par ces lois.

Ainsi, on réécrit l'Équation (2.1) selon le formalisme des mesures² :

$$\mathbb{M}d\dot{\mathbf{q}} = \mathbf{F}_{\text{ext}}dt + \mathbf{R}d\nu, \quad (2.2)$$

où $d\dot{\mathbf{q}}$ est une mesure différentielle d'accélération, dt la mesure de Lebesgue, et $d\nu$ une mesure positive ou nulle pour laquelle $d\dot{\mathbf{q}}$ possède une densité.

La discrétisation temporelle de l'Équation (2.2) sur un intervalle $[t_i, t_{i+1}]$ donne :

$$\begin{cases} \mathbb{M}(\dot{\mathbf{q}}^{i+1} - \dot{\mathbf{q}}^i) = \int_i^{i+1} \mathbf{F}_{\text{ext}}ds + \int_i^{i+1} \mathbf{R}d\nu \\ \dot{\mathbf{q}}^{i+1} = \dot{\mathbf{q}}^i + \int_i^{i+1} \ddot{\mathbf{q}}ds \end{cases}. \quad (2.3)$$

Pour alléger l'écriture des équations, les incréments de temps t_i et t_{i+1} y sont confondus avec leur indice (respectivement i et $i+1$). Les inconnus de notre système sont la vitesse des particules à t_{i+1} , et la résultante des forces de contact \mathbf{R}^{i+1} , qui s'exprime ainsi :

$$\mathbf{R}^{i+1} = \frac{1}{h} \int_i^{i+1} \mathbf{R}d\nu, \quad (2.4)$$

avec h le pas de temps de la simulation.

Pour calculer numériquement ces intégrales, la θ -méthode est utilisée. Elle revient à pondérer les grandeurs mises en jeu aux temps t_i et t_{i+1} . Le système (2.3) devient :

1. [77, 79] présentent de manière exhaustive les méthodes *smooth* et *non-smooth* et différents schémas d'intégration existants.

2. En mathématiques, une mesure (positive) est une fonction qui prend pour variable un sous-ensemble d'un ensemble et renvoie une grandeur numérique. Les concepts de longueur, d'aire et de volume sont des mesures car condensent en une valeur une notion linéaire, surfacique et volumique respectivement.

$$\begin{cases} \mathbb{M}(\dot{\mathbf{q}}^{i+1} - \dot{\mathbf{q}}^i) = h(\theta \mathbf{F}_{\text{ext}}^{i+1} + (1 - \theta) \mathbf{F}_{\text{ext}}^i) + h \mathbf{R}^{i+1} \\ \mathbf{q}^{i+1} = \mathbf{q}^i + h(\theta \dot{\mathbf{q}}^{i+1} + (1 - \theta) \dot{\mathbf{q}}^i) \end{cases}. \quad (2.5)$$

Pour que le schéma d'intégration soit inconditionnellement stable, la valeur de θ doit être comprise entre 0,5 et 1. À noter que le schéma d'Euler implicite est obtenu pour $\theta = 1$.

En isolant la vitesse $\dot{\mathbf{q}}^{i+1}$, nous obtenons :

$$\dot{\mathbf{q}}^{i+1} = \dot{\mathbf{q}}_{\text{libre}}^i + h \mathbb{M}^{-1} \mathbf{R}^{i+1}, \quad (2.6)$$

avec

$$\dot{\mathbf{q}}_{\text{libre}}^i = \dot{\mathbf{q}}^i + h \mathbb{M}^{-1} (\theta \mathbf{F}_{\text{ext}}^{i+1} + (1 - \theta) \mathbf{F}_{\text{ext}}^i). \quad (2.7)$$

$\dot{\mathbf{q}}_{\text{libre}}^i$ représente la vitesse libre des particules, c'est à dire les vitesses qu'auraient les particules en absence de collision et de contact.

La résolution du système (2.5) nécessite l'utilisation de lois d'interaction décrivant les phénomènes qui opèrent au contact. Elles concernent des grandeurs locales relatives aux contacts. Ces grandeurs sont la vitesse relative des deux grains en contact \mathbf{u}_α , et l'impulsion moyenne de contact \mathbf{r}_α (en N.s), α désignant l'indice du contact considéré. Or, les inconnues du système sont \mathbf{R}^{i+1} et $\dot{\mathbf{q}}^{i+1}$, des grandeurs globales caractérisant les corps.

Le choix est fait de passer par un changement de variable pour exprimer l'Équation (2.6) dans le repère (du contact) local.

Si on considère deux corps k et l en contact, indexé α , les grandeurs globales relatives à ces deux corps sont reliées aux grandeurs locales relatives au contact α de la manière suivante :

$$\begin{cases} \begin{bmatrix} \mathbf{R}_k \\ \mathbf{R}_l \end{bmatrix} = \frac{1}{h} \mathbb{H}_\alpha \mathbf{r}_\alpha \\ \mathbf{u}_\alpha = \mathbb{H}_\alpha^T \begin{bmatrix} \dot{\mathbf{q}}_k \\ \dot{\mathbf{q}}_l \end{bmatrix} \end{cases}, \quad (2.8)$$

avec \mathbb{H}_α la matrice de changement de repère, et \mathbb{H}_α^T sa transposée.

En passant du repère global au repère local, nous obtenons :

$$\mathbf{u}_\alpha^{i+1} = \mathbf{u}_{\alpha, \text{libre}}^i + \sum_{\beta=1}^{n_c} \mathbb{W}_{\alpha\beta} \mathbf{r}_\beta^{i+1}, \quad (2.9)$$

où n_c est le nombre de contact, et \mathbb{W} l'opérateur de Delassus égal à $\mathbb{H}^T \mathbb{M}^{-1} \mathbb{H}$.

Le système (2.6) à résoudre devient alors :

$$\begin{cases} \mathbf{u}_\alpha^{i+1} = \mathbf{u}_{\alpha, \text{libre}}^i + \sum_{\beta=1}^{n_c} \mathbb{W}_{\alpha\beta} \mathbf{r}_\beta^{i+1} \\ \text{LoiContact}(\mathbf{u}_\alpha^{i+1}, \mathbf{r}_\alpha^{i+1}) = \text{vraie} \end{cases}, \quad (2.10)$$

où $\text{LoiContact}()$ regroupe les équations de contact que doivent respecter \mathbf{u}_α^{i+1} et \mathbf{r}_α^{i+1} . Ces lois peuvent être plus ou moins complexes, allant du contact unilatéral [13] aux modèles de zones cohésives [21], en passant par les lois de cohésion type capillarité [49].

La résolution du système (2.10) peut se faire à l'aide d'un algorithme de type Gauss-Seidel Non-Linéaire (NLGS). La résolution NLGS s'arrête lorsqu'un critère de convergence est respecté ou quand un nombre maximal d'itérations est atteint. Pour plus d'informations sur les critères d'arrêt, le lecteur peut se référer à la thèse de Renouf [79], qui a également mis en place une version parallèle de l'étape de résolution permettant d'optimiser le temps de calcul.

Une fois les forces locales résolues, il est possible de compléter l'Équation (2.6) et ainsi déterminer la position des particules en respectant la dynamique et les conditions de contact.

2.2.2 La détection de contact entre polyèdres

Cette section s'attarde sur la méthode de détection de contact employée dans le cadre de la thèse. Il est important de savoir comment sont numériquement trouvés et représentés les contacts car ce sont ces modèles qui décrivent les contacts physiques que nous cherchons à représenter. Aussi, bien que cette méthode soit détaillée précisément dans la thèse de Saussine [86], nous en rappelons les grandes lignes dans cette partie.

L'objectif de cette étape est de déterminer s'il y a contact entre deux corps, et, si c'est le cas, d'en déterminer les coordonnées et la normale au contact, normale qui va servir à la création du repère local au contact ; l'opérateur \mathbb{H} (cf. Équation (2.8)) est également défini. Cette étape est complexifiée par l'utilisation de grains polyédriques, qui fait apparaître des problèmes quant au choix de la normale de contact, au nombre de points de contact et au choix desdits points à conserver.

Les grains considérés ici sont des polyèdres convexes, dont les faces sont triangularisées.

La détection se fait en trois étapes.

Dans un premier temps, on utilise la notion de sphère englobante. Cette sphère a pour centre le barycentre O_A du corps A , et son rayon est défini de la manière suivante :

$$R_A = \max(\|\mathbf{O}_A \mathbf{S}_A\|), \quad S_A \in \text{Som}(A), \quad (2.11)$$

où $\text{Som}(A)$ désigne l'ensemble des sommets composant le polyèdre A .

Le premier test (cf. Algorithme 1 en annexe A) compare la distance séparant deux polyèdres avec la somme de leur rayon englobant et d'une distance d'alerte (cette dernière, fournie par l'utilisateur, informe la distance à partir de laquelle on doit commencer à considérer la potentialité d'un contact).

Cet algorithme est d'autant plus adapté que la sphéricité des polyèdres est grande.

Ainsi, si les polyèdres sont suffisamment proches, c'est à dire si le premier test est vérifié, un algorithme de *shadow overlap* est utilisé (cf. Algorithme 2 en annexe A). Cette étape, un peu plus fine, permet d'éliminer des cas de non-contact, et de déterminer la direction qui minimise la distance séparant les deux corps (que cette distance soit négative, dans le cas d'une interpénétration et donc d'un contact, ou positive) ; cette direction deviendra la normale du repère local si jamais le contact est vérifié.

La méthode du *shadow-overlap* se définit comme suit :

$$\text{Shad}(\mathbf{n}) = \max(\mathbf{O}\mathbf{S}_A \cdot \mathbf{n})_{S_A \in \text{Som}(A)} - \min(\mathbf{O}\mathbf{S}_B \cdot \mathbf{n})_{S_B \in \text{Som}(B)}, \quad (2.12)$$

où O correspond au centre du repère global, et où le vecteur \mathbf{n} est orienté dans le même sens que $\mathbf{O}_A \mathbf{O}_B$, *i.e.* $\mathbf{O}_A \mathbf{O}_B \cdot \mathbf{n} > 0$. $\text{Shad}(\mathbf{n})$ représente ainsi la distance, projetée orthogonalement

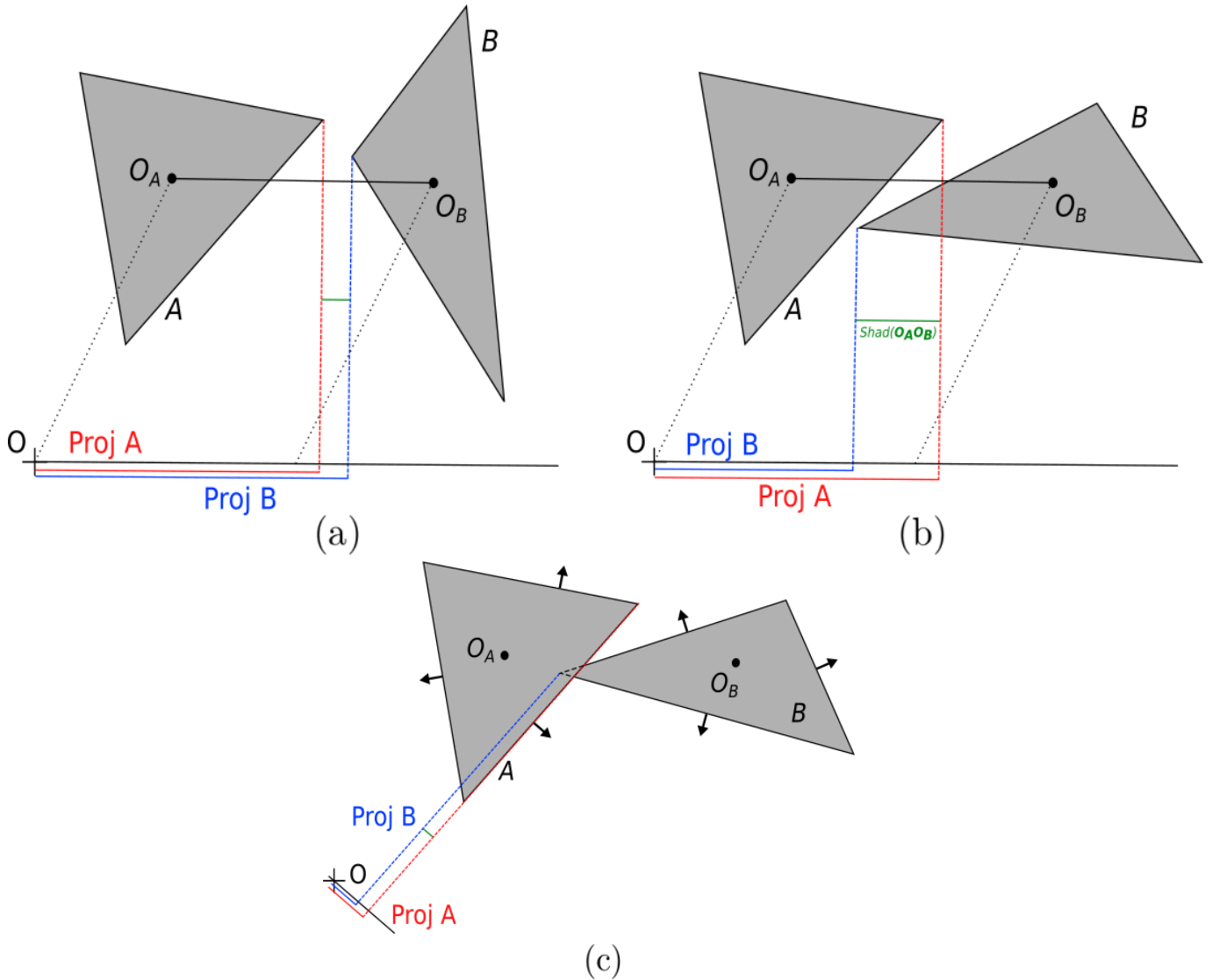


FIGURE 2.5 – (a) $Shad(\mathbf{O}_A\mathbf{O}_B)$ négatif et (b) positif. Des triangles (2D) sont représentés par souci de clarté, mais le fonctionnement est le même pour des polyèdres (3D). (c) Exemple de shadow-overlap projeté sur une des normales de A.

sur \mathbf{n} , séparant le sommet de A le plus éloigné de O du sommet de B le plus proche de O. Si $Shad(\mathbf{n})$ est positif, il y a présomption de contact, si il est négatif, il n'y a pas de contact.

L'initialisation de l'algorithme se fait selon le vecteur intercentre $\mathbf{O}_A\mathbf{O}_B$. Si au cours de ce test le *shadow-overlap* est positif, alors le test est réitéré pour d'autres directions de projection. Ces directions ne sont pas prises au hasard mais correspondent aux normales des faces des deux polyèdres (cf. Figure 2.5).

Si les *shadow-overlap* se sont avérés positifs pour chacune des directions de projection traitées, alors il y a interpénétration des polyèdres, et donc contact. À ce stade, l'algorithme connaît la direction qui maximise la longueur d'interpénétration entre les corps A et B, ainsi que cette dernière. Il reste à statuer du nombre et de la position des points de contact.

Pour obtenir les informations manquantes, il faut déterminer quelles parties s'interpénètrent. Lorsqu'il y a interpénétration entre une face F_A du corps A et une face F_B du corps B, les sommets formant F_B sont répartis dans les deux sous-espaces délimités par le plan contenant F_A . Il s'agit

donc de voir, pour chacune des faces du corps A , si il existe des faces du corps B pour lesquelles les sommets composant F_B sont partiellement séparés par le plan contenant F_A (cf. Figure 2.6).

Mathématiquement, cela revient à s'assurer que les différences de projections des sommets de F_A sur la normale de F_A et des projections des sommets de F_B sur la normale de F_A ne sont pas toutes du même signe, et vice-versa ; si cette condition est respectée, les coordonnées du point intersectant le plan sont calculées. Enfin, si le point se trouve à l'intérieur de la face F_A , alors il est ajouté à la liste des contacts (cf. Algorithme 3 en annexe A).

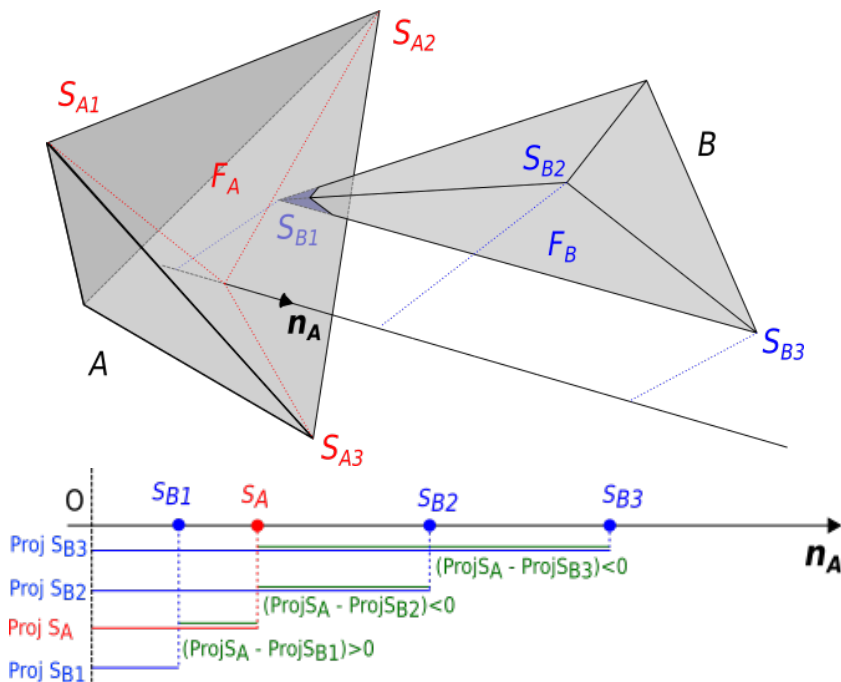


FIGURE 2.6 – Représentation d'un cas interpénétré. Un des sommets de F_B est séparé des autres par le plan contenant F_A . Chacun des sommets des faces mises en jeu est projeté sur la normale de F_A , où la séparation des sommets de F_B est bien visible. Les différences de projections n'ont pas toutes le même signe dans un cas d'interpénétration. Les projections sur \mathbf{n}_A des sommets S_{A1} , S_{A2} et S_{A3} sont confondus et regroupés sous l'appellation S_A .

Il n'est pas nécessaire de parcourir la totalité des faces de chaque polyèdre. Seules celles dont la normale est orientée dans la même direction que $\mathbf{O}_A\mathbf{O}_B$ pour le corps A (et dans la direction opposée pour le corps B) sont vérifiées (cf. Figure 2.7).

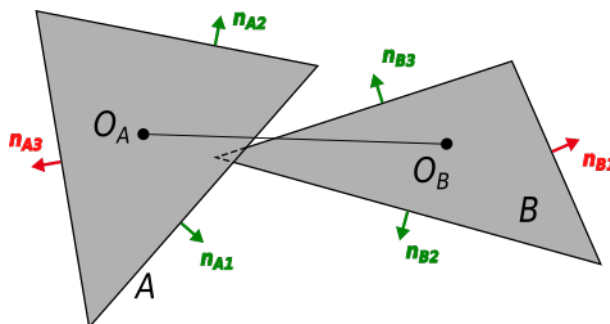


FIGURE 2.7 – Les normales vertes sont les directions qui sont parcourues par l'algorithme, les rouges celles qui sont négligées.

Suite à cela, une liste de contacts est générée. Différentes situations apparaissent :

- si la liste est vide, il n’y a pas de contact ;
- si la liste contient un seul contact, celui-ci est validé (cas d’un contact sommet/face ou arête/arête par exemple) ;
- si la liste contient deux contacts, et si les points sont très proches de leur barycentre (d’après un critère défini), alors on ne conserve qu’un seul point de contact : le barycentre. Sinon, les deux points sont validés.

Enfin, si la liste contient plus de deux contacts, on cherche à réduire cette liste à trois points de contacts maximum. Pour ce faire, le barycentre de tous les points de la liste est calculé. Le point p_1 le plus éloigné de ce barycentre est sauvegardé. Ensuite, le point p_2 le plus éloigné de p_1 est enregistré. Le barycentre p_{12} de ces deux points est calculé, et le point p_3 le plus éloigné de p_{12} est sauvegardé à son tour (p_1 et p_2 étant exclus des possibilités). Enfin, si les trois points obtenus sont trop proches les uns des autres, l’unique point de contact sera leur barycentre, si deux points sont trop proches, ces derniers seront fusionnés, et si les trois points sont suffisamment éloignés les uns des autres, alors p_1 , p_2 et p_3 sont conservés.

Finalement, deux polyèdres convexes peuvent avoir un, deux ou trois points de contact par face triangularisée. À ces points de contact va être associé un unique repère local, dans lequel vont s’exprimer les lois d’interaction. C’est le sujet de la section suivante.

2.2.3 Représentation locale d’un contact : application au frottement sec

Avant de décrire l’expression classique d’un contact frottant sec avec la loi de Signorini-Coulomb, le formalisme local est présenté.

Un contact est défini par deux corps : un antagoniste et un candidat. Ces nominations permettent de standardiser la génération du repère local, la convention voulant que le vecteur normal du repère soit dirigé du corps antagoniste vers le corps candidat.

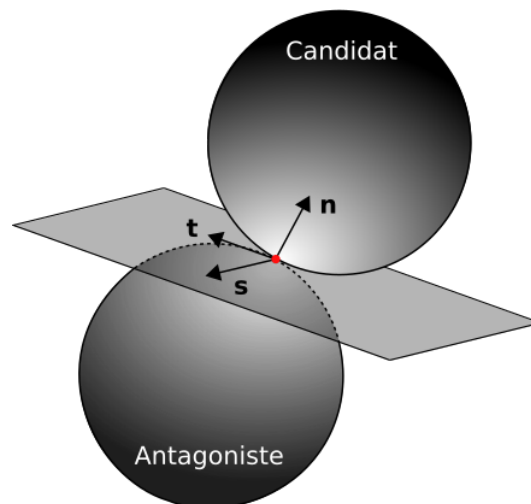


FIGURE 2.8 – Repère local d’un contact sphère/sphère.

Les lois d’interaction sont définies dans le repère local de contact composé d’un vecteur normal \mathbf{n} et de vecteurs tangentiels \mathbf{t} et \mathbf{s} . Nous allons donner l’exemple d’un contact frottant sec, dont l’énoncé doit retranscrire l’unilatéralité du contact et le frottement de Coulomb.

L'unilatéralité exprime le fait que les deux corps en contact ne peuvent s'interpénétrer. Ce principe est décrit par la condition de Signorini reliant l'impulsion normale, notée r_n , et la distance séparant les grains (dans la direction normale), notée δ_n :

$$r_n \geq 0, \quad \delta_n \geq 0, \quad \delta_n r_n = 0 \quad . \quad (2.13)$$

Le système (2.13) exprime le fait que lorsque la distance g est positive, alors il n'y a pas de contact, r_n est donc nulle. De même, lorsque les grains sont en contact, le corps candidat peut subir une impulsion positive (compressive) de contact. Enfin, g ne pouvant être négatif, les deux particules ne peuvent pas s'interpénétrer.

L'unilatéralité peut s'exprimer en fonction de la vitesse relative normale u_n à travers les relations de complémentarités similaires aux équations (2.13) :

$$r_n \geq 0, \quad u_n \geq 0, \quad u_n r_n = 0 \quad . \quad (2.14)$$

L'expression de la condition de Signorini en vitesse introduite par Moreau s'appuie sur la proposition qu'au temps initial, les grains ne sont pas interpénétrés. La Figure 2.9a illustre ce comportement normal, et met en évidence le caractère non régulier des conditions de Signorini (elles forment une fonction non bijective).

Le frottement de Coulomb implique l'impulsion tangentielle \mathbf{r}_t et la vitesse relative tangentielle du contact \mathbf{u}_t :

$$\begin{cases} \text{Si } \|\mathbf{u}_t\| = 0, & \|\mathbf{r}_t\| \leq \mu r_n \\ \text{Sinon} & \mathbf{r}_t = -\mu r_n \frac{\mathbf{u}_t}{\|\mathbf{u}_t\|} \end{cases} \quad . \quad (2.15)$$

Elle traduit le fait que, tant que la réaction tangentielle est inférieure au seuil de frottement, le corps ne se déplace pas, et donc sa vitesse tangentielle est nulle. Cependant, lorsque le seuil, dépendant de l'impulsion normale et du coefficient de friction μ , est atteint, alors le corps glisse (\mathbf{u}_t non nulle).

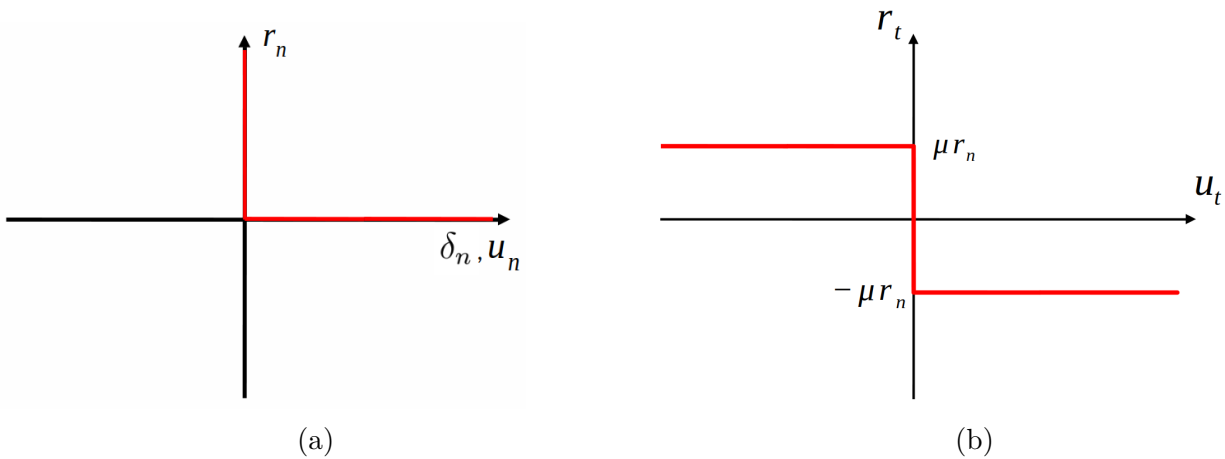


FIGURE 2.9 – (a) *Graph of Signorini (direction normale)* et (b) *de Coulomb (direction tangentielle)*.

Il est possible d'utiliser un coefficient de frottement unique, comme dans le cas ci-dessus (cf. Figure 2.9b), ou deux coefficients de friction différents : un statique, qui apparaît dans le seuil de frottement, et un dynamique, inférieur au statique, qui est utilisé dans l'expression de \mathbf{r}_t .

Pour le traitement d'un contact frottant sec classique, le système d'équations (2.10) est rappelé ci-dessous :

$$\left\{ \begin{array}{l} \mathbf{u}_\alpha^{i+1} = \mathbf{u}_{\alpha,\text{libre}}^i + \sum_{\beta=1} \mathbb{W}_{\alpha\beta} \mathbf{r}_\beta^{i+1} \\ \text{LoiContact}(\mathbf{u}_\alpha^{i+1}, \mathbf{r}_\alpha^{i+1}) = \text{vraie} \end{array} \right.,$$

où $\text{LoiContact}()$ regroupe les inéquations (2.14) et (2.15). On parle alors de « problème de Signorini-Coulomb standard » [49].

2.3 Les représentations numériques de la cohésion dans le granulaire

Dans les études numériques que nous réalisons durant cette thèse, nous avons fait le choix d'utiliser des grains polyédriques et d'avoir recours à la *Non Smooth Contact Dynamics*. Il nous reste maintenant à décider le modèle cohésif à exploiter pour représenter les ponts de colle.

Il existe un grand nombre de modèles de cohésion dépendants notamment du phénomène physique à décrire et du degré de précision souhaité. Dans notre cas, la cohésion est apportée par la présence de colle dans le système, qui se manifeste par la formation de ponts entre deux corps suffisamment proches ou en contact direct. La formation de ces ponts de colle se fait lorsque celle-ci est encore liquide, mais la majorité des sollicitations qu'ils subissent se font une fois qu'ils sont secs. Nous allons ainsi nous intéresser dans cette section aux modèles relatifs à la capillarité, aux ponts solides et aux modèles de zones cohésives, susceptibles de représenter convenablement le comportement de nos contacts.

Représentation de la capillarité L'expression de la cohésion capillaire et son comportement ont fait le sujet d'un nombre important de recherches [28, 38, 58, 81, 87, 94]. Une telle cohésion intervient dans tout matériau granulaire humide, et se manifeste par la jonction des grains du milieu par des ponts liquides. On parle de régime pendulaire lorsque la présence de liquide permet uniquement de former des ponts entre deux corps voisins, de régime funiculaire lorsque les ponts liquides sont suffisamment importants pour remplir des pores et ainsi relier un plus grand nombre de corps entre eux, ou de saturation lorsque le liquide noie le milieu. Les modèles se placent dans le cas pendulaire (correspondant au régime observé dans le ballast collé) qui facilite la caractérisation d'un contact impliquant uniquement deux corps.

Par rapport à un contact frottant sec, la capillarité apporte une résistance à la traction qui s'exprime à travers deux termes [34] ; le premier relatif à la différence de pression gaz/liquide Δp et le second relatif à la tension superficielle du pont liquide γ_s :

$$F_{\text{capillaire}} = \pi R_G^2 \Delta p + 2\pi R_G \gamma_s \quad (2.16)$$

où R_G correspond au rayon de gorge du pont capillaire (cf. Figure 2.10).

La différence de pression Δp est liée à la courbure du pont liquide \mathcal{C} et à la tension superficielle à travers l'équation de Laplace-Young :

$$\Delta p = \gamma_s \mathcal{C} \quad (2.17)$$

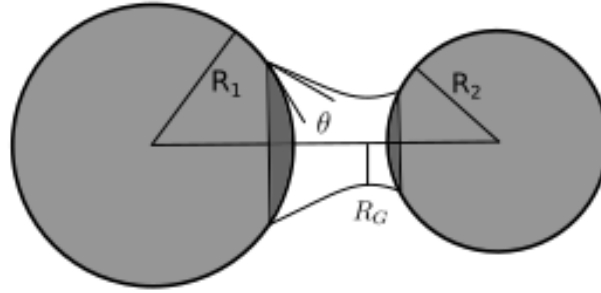


FIGURE 2.10 – Schéma d'un pont liquide formé entre deux sphères polydisperses ; représentation du rayon de gorge R_G et de l'angle de mouillage θ .

L'expression de $F_{capillaire}$ est directement liée à la forme du pont liquide, elle-même dépendante de la géométrie des corps en contact. La formulation (2.16) suppose que les deux particules en contact sont sphériques et de même taille. Elle néglige également les effets de la gravité sur la morphologie du pont liquide.

Pour pouvoir exploiter cette loi dans des outils numériques *smooth*, une formulation explicite de la loi est recherchée. La résolution d'un système d'équations composé des relations (2.16), (2.17), de l'expression du volume du pont liquide et de la distance normale δ_n séparant les deux corps permet de trouver une telle formulation³. Richefeu propose une expression explicite de la force capillaire qui est une bonne approximation de celle obtenue par intégration de l'équation de Laplace-Young [77, 81] :

$$f_n^c = \begin{cases} -2\pi\gamma_s \cos(\theta) \sqrt{R_1 R_2} & \text{pour } \delta_n < 0 \\ -2\pi\gamma_s \cos(\theta) \sqrt{R_1 R_2} e^{-\frac{\delta_n}{\lambda}} & \text{pour } 0 \leq \delta_n \leq \delta_{rupture} \\ 0 & \text{pour } \delta_n > \delta_{rupture} \end{cases} \quad (2.18)$$

où θ est l'angle de mouillage (cf. Figure 2.10), R_1 et R_2 les rayons des deux sphères (cette expression fonctionne ainsi dans le cas polydisperse), et λ une échelle de longueur dépendante du volume de liquide et des rayons des corps. Ce terme de cohésion capillaire f_n^c est sommé à f_n^e , la composante élastique, et à f_n^v la force visqueuse, qui décrivent habituellement à elles deux la loi de contact entre deux corps dans le cadre *smooth*.

Bien que majoritairement centrées sur l'étude de la capillarité entre deux grains sphériques, certaines recherches se portent sur la forme du pont liquide entre une sphère et un plan [10], un cylindre et un plan [23] ou entre deux plans parallèles [70]. Ces articles décrivent précisément les profils des ponts liquides, les volumes et grandeurs incriminés dans leurs descriptions géométriques, mais à notre connaissance ces résultats n'ont pas été exploités dans des simulations DEM avec cohésion.

Représentation de ponts solides Les désignations « pont solide » ou « cohésion solide » définissent la jonction de corps à l'aide d'un liant solide. Cela peut regrouper la colle séchée, l'albumen de blé [96] ou le ciment par exemple. La cohésion solide apporte, en plus d'une résistance à la traction, une résistance au cisaillement et aux mouvements de torsion et de flexion. Delenne [17] fait une caractérisation expérimentale de pont solide pour des cylindres longilignes liés dans

3. Plus de détails quant à la formulation du système d'équations et de sa résolution sont disponibles dans la thèse de Soulié [94] ou en annexe de celle de Richefeu [80].

leur longueur avec de la colle. Il met en évidence un comportement élasto-fragile en traction, et élasto-ductile en cisaillement.

Il propose de ces essais une loi linéaire qui traduit convenablement les parties élastiques obtenues pour les différentes sollicitations. Les forces au contact sont ainsi reliées aux déplacements par une raideur dont la valeur dépend de l'effort exercé (traction, compression, cisaillement ou application d'un couple) :

$$\begin{pmatrix} f_n \\ f_t \\ f_M \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \Psi_n & 0 & 0 \\ 0 & \Psi_t & 0 \\ 0 & 0 & \Psi_M \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \delta_n \\ \delta_t \\ \delta_M \end{pmatrix} \quad (2.19)$$

avec f_n , f_t et f_M respectivement les forces normale, tangentielle, et le moment, Ψ_n , Ψ_t et Ψ_M les raideurs obtenues expérimentalement pour les efforts de traction, cisaillement et un couple respectivement, et δ_n , δ_t et δ_M les déplacements normal, tangentiel, et l'angle de rotation. Est attribuée à Ψ_n la valeur de raideur relative à la traction pour un déplacement normal positif, et celle relative à la compression pour un δ_n négatif. Il s'agit d'une loi bidimensionnelle pour des particules circulaires.

Les essais expérimentaux lui ont également permis de déterminer des seuils de rupture en force (ou en moment). Le comportement cohésif est formulé de la même façon que (2.19) dans le logiciel aux éléments discrets *smooth* codé dans le cadre de la thèse de Delenne. La cohésion intervient dans son modèle tant que le critère de rupture suivant est négatif :

$$\zeta = \left(\frac{f_n}{f_n^{rupt}} \right)^2 + \left(\frac{f_t}{f_t^{rupt}} \right)^2 + \left(\frac{M_\gamma}{M_\gamma^{rupt}} \right)^2 - 1 \quad , \quad (2.20)$$

avec f_n , f_t et M_γ respectivement les forces normale, tangentielle et le couple subis par le contact, et f_n^{rupt} , f_t^{rupt} et M_γ^{rupt} leur seuil expérimentaux respectifs.

Il existe également des études numériques 3D réalisées avec le logiciel aux éléments discrets *PFCTM* qui traitent du comportement du ballast collé avec du polyuréthane [51, 64, 102]. Un grain de ballast y est représenté par un cluster de sphères rigides. Pour traduire la cohésion, ces études ont recours à deux modèles : le *contact-bond model*, et le *parallel-bond model* [73].

Pour représenter les configurations où les corps sont reliés par un pont de colle mais pas en contact direct, le *contact-bond model* est utilisé. Il se comporte comme une interface infinitésimale (cohésive) linéaire élastique (cf. Figure 2.11a). Concernant le cas des corps collés et en contact direct, le *parallel-bond model* est utilisé. Deux types d'interface y sont représentés et agissent en parallèle : une relative à la surface de contact grain/grain, infiniment petite et au comportement élastique linéaire, et une relative à la surface cohésive, de taille finie et au comportement élastique linéaire également (cf. Figure 2.11b). Cette deuxième interface apporte une résistance à la traction, au cisaillement et, contrairement au *contact-bond model*, aux rotations. Ce comportement est assimilable à deux ressorts mis en parallèle. Pour les deux modèles, la rupture peut opérer dans les directions normale et tangentielle lorsqu'un seuil de force est dépassé.

La partie cohésive du *parallel-bond model* exprime les incréments de force cohésive comme suit :

$$\begin{cases} \Delta f_n^c = -k_n A \Delta \delta_n \\ \Delta f_t^c = -k_t A \Delta \delta_t \\ \Delta M_b = -k_n I \Delta \theta_b \\ \Delta M_t = -k_t J \Delta \theta_t \end{cases}$$

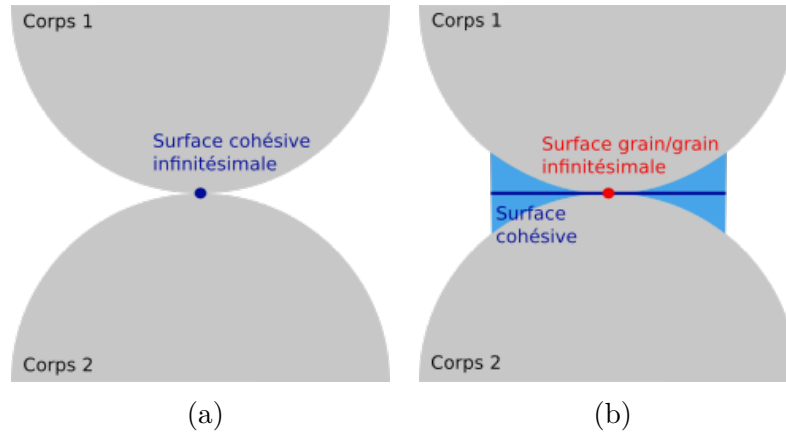


FIGURE 2.11 – (a) Modélisation d'un contact cohésif avec le contact-bond model et (b) avec le parallel-bond model. Seul le comportement relatif à la surface grain/grain subsiste après rupture.

avec Δf_n^c , Δf_t^c , ΔM_b et ΔM_t respectivement l'incrément de force normale, tangentielle, les mouvements de flexion et de torsion, k_n la raideur normale, k_t la raideur tangentielle, A la surface de contact, J le moment polaire d'inertie, I le moment rotationnel d'inertie, $\Delta \delta_t$ l'incrément de déplacement tangentiel, $\Delta \theta_b$ et $\Delta \theta_t$ les incréments angulaires de flexion et de torsion.

La partie normale du contact est alors entièrement décrite par une composante f_n^e traduisant sa partie linéaire, par un terme visqueux f_n^v et par f_n^c lorsque la cohésion est active. Quand la colle rompt, le terme cohésif n'intervient plus. La partie tangentielle fonctionne de la même manière.

Les modèles de zone cohésive Une autre famille de loi de comportement que l'on peut apparenter à une cohésion solide est celle des modèles de zone cohésive (CZM). Il s'agit d'expressions conçues pour traiter les problématiques de formation et de propagation de fissure au sein d'un solide ou à l'interface entre deux corps, et l'endommagement de telle interface. Elles considèrent que, pour qu'il y ait formation et propagation de fissure, une certaine force de cohésion doit être vaincue au sein du matériau (ou à l'interface solide joignant deux corps).

Ce type de modèle est introduit en 1960 par Dugdale [20] (et Barenblatt [31]) dans le cadre d'une fine couche d'acier présentant une fissure et soumise à un effort de traction. Il considère que la force cohésive f_n^c de traction subie en extrémité de fissure est constante tant que la largeur de la fissure, assimilable à un déplacement normal u_n , est inférieure à un seuil de distance δ_c :

$$\begin{cases} f_n^c = \gamma & \text{pour } 0 \leq u_n \leq \delta_c \\ f_n^c = 0 & \text{pour } u_n > \delta_c \end{cases},$$

où γ correspond à la force cohésive constante. Cette expression sous-entend que le corps est rigide et parfaitement plastique.

Au fil des années, les modèles de zones cohésives gagnent en finesse de description physique (ajout du cisaillement [106], endommagement irréversible [99], etc.) et rendent possible l'étude des matériaux élasto-plastiques [4] ou des dialogues fibre/matrice dans les matériaux composites [12]. Notre choix s'est porté sur le modèle CZM mis en place durant la thèse de Venzal [100], inspiré des travaux d'Acary et al. [6]. Initialement conçu pour traiter l'endommagement des interfaces bloc-mortier dans les maçonneries, cette loi de comportement illustre la précision que peut adopter un modèle CZM. Elle permet de traiter le comportement de la surface de contact en cas de traction

pure (on parle de mode I), de cisaillement pur (on parle de mode II), ou un couplage des deux modes. Le mode I est concerné par la partie normale \mathbf{n} et le mode II par la partie tangentielle \mathbf{t} .

Dans un premier temps, tant que la contrainte maximale σ_j^e n'est pas atteinte, le contact reste dans sa partie élastique caractérisée par l'équivalent d'une raideur initiale k_j^0 (en N.m^{-3}). Lorsque σ_j^e est atteint, le contact entre dans une phase d'écroûissage négatif, traduite par une fonction exponentielle. Au-delà d'une certaine distance de déplacement δ_j^u , on considère que la contribution cohésive est négligeable, et donc descendue à 0. L'évolution de la contrainte peut se résumer comme suit :

$$\sigma_j(\delta_j) = \begin{cases} -k_j^0 \delta_j & \text{pour } \delta_j \leq \delta_j^e \\ -\sigma_j^e e^{\phi_j(\delta_j^e - \delta_j)} & \text{pour } \delta_j^e < \delta_j < \delta_j^u \\ 0 & \text{pour } \delta_j \geq \delta_j^u \end{cases}, \quad (2.21)$$

où δ_j correspond au déplacement relatif selon le mode $j = [1, 2]$, δ_j^e la valeur du déplacement pour laquelle σ_j^e est atteinte. Le terme ϕ_j se définit en fonction de la contrainte maximale σ_j^e , de la raideur initiale et de G_j , l'énergie surfacique de cohésion (J.m^{-2}) :

$$\phi_j = \frac{2k_j^0 \sigma_j^e}{2k_j^0 G_j - (\sigma_j^e)^2} \quad (2.22)$$

Durant la phase d'écroûissage, la contrainte maximale et la raideur initiale se détériorent avec l'évolution d'un paramètre d'endommagement β compris entre 0 et 1. Une valeur de β égale à 1 signifie que la surface de contact n'est pas endommagée, et une valeur nulle signifie qu'elle est entièrement dégradée. Cette variable traduit ainsi la proportion de la surface de contact initiale qui résiste activement à la sollicitation subie, résistance que la propagation d'une fissure réduirait progressivement jusqu'à la rupture complète. La variable d'endommagement s'exprime selon la formule suivante :

$$\beta = \frac{\sigma_j^e}{k_j^0 \delta_j} e^{\phi \left(\frac{\sigma_j^e}{k_j^0} - \delta_j \right)}. \quad (2.23)$$

β va influencer la raideur initiale k_j^0 comme suit : $k_j = \beta k_j^0$; en cas de charge-décharge, la contrainte suivra alors cette nouvelle pente jusqu'à atteindre $\sigma_j(\delta_{j,max})$ où $\delta_{j,max}$ est le plus grand déplacement subi par le contact. Une fois ce nouveau seuil dépassé, l'endommagement se poursuit. Ce processus se répète jusqu'à rupture totale de la surface cohésive.

Globalement, les modèles cohésifs, que ce soit pour représenter des ponts liquides, solides, ou de l'endommagement, apportent une résistance à la traction dépendante d'un saut de déplacement dans la direction normale au contact.

Choix du modèle cohésif Dans notre cas, les ponts de colle reprennent les efforts une fois secs, c'est pourquoi nous nous tournons vers les modèles de ponts solides ou CZM. Le choix du formalisme *non smooth* est motivé par la représentation rigoureuse de l'unilatéralité des contact et par la possibilité d'utiliser des géométries de grain polyédriques. Pour représenter le comportement à l'échelle d'un contact, l'utilisation d'un modèle trop fin risque d'être occulté par la discrétisation temporelle importante que permet l'approche NSCD ; pour bénéficier pleinement de sa précision, il faudrait des pas de temps semblables à ceux des méthodes *smooth*. Le modèle CZM le plus simple pour représenter la cohésion est celui de Dugdale, qui considère la force attractive constante et

nécessite deux paramètres : la force de cohésion maximale γ et le seuil de distance δ_c ; il n'est caractérisé par aucune raideur (ou une raideur infinie). Nous choisissons cette loi pour ces raisons. Le modèle CZM de Venzal prenant en compte l'élasticité du pont de colle et son endommagement est également utilisé, afin d'évaluer les changements de comportement macroscopique qu'apporte la finesse du modèle de contact cohésif.

L'expression des lois Dugdale et Venzal est détaillée dans la section suivante.

2.3.1 Présentation des lois cohésives utilisées

Parmi les différentes lois possibles, une loi de type Dugdale est l'une des plus simples pour décrire les aspects cohésifs. En ajoutant simplement deux paramètres, cette loi d'interface permet de prendre en compte les effets normaux cohésifs. Ces deux paramètres sont la force de cohésion normale γ et le seuil de déplacement δ_n^{coh} au-delà duquel on considère le contact rompu.

Dans le formalisme NSCD, ce comportement est traduit par les inégalités suivantes (et sont illustrées Figure 2.12a) :

$$\begin{cases} \delta_n \geq 0, \\ \text{Si } \delta_n \leq \delta_n^{coh} & r_n = r_n + N_{ct}h\gamma \quad ; \quad \delta_n (r_n + N_{ct}h\gamma) = 0, \\ \text{Sinon} & r_n = r_n \end{cases} \quad (2.24)$$

où r_n est l'impulsion normale, N_{ct} le nombre de points de contact entre les deux corps, δ_n le déplacement normal et h le pas de temps de la simulation.

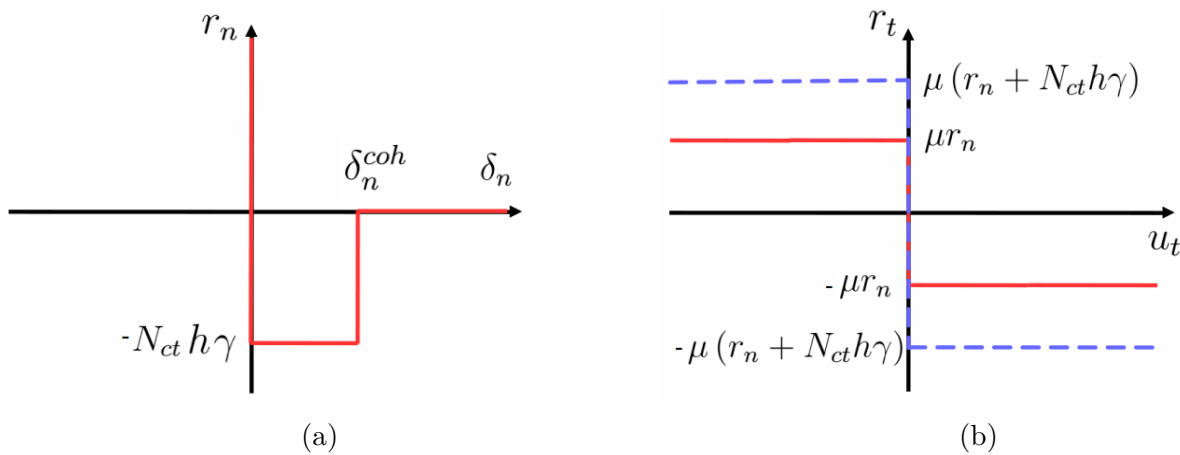


FIGURE 2.12 – (a) Graphe de loi cohésive normale Dugdale et (b) graphe de Coulomb avec cohésion pour un contact simple (en pointillé) et sans cohésion (continue).

Ce changement de variable, n'impliquant que la partie normale de l'impulsion, va également avoir une influence indirecte sur l'expression tangentielle : l'impulsion à fournir pour entamer un glissement est plus élevée que pour le cas sec car le seuil de frottement est augmenté par la cohésion (cf. Figure 2.12b) :

$$r_t = \mu(r_n + N_{ct}h\gamma) \quad . \quad (2.25)$$

Cette formulation rend donc la cohésion indirectement dépendante du frottement. Cela signifie que pour le cas particulier où $\mu = 0$, la cohésion ne s'opposera pas au déplacement tangentiel,

alors qu'on s'attendrait à ce qu'elle intervienne⁴. Par ailleurs, dans le cas où les deux corps sont joints par un contact cohésif mais qu'il existe une distance les séparant (cas représentatif d'un pont de colle entre deux grains éloignés), le coefficient de friction intervient malgré tout dans la résistance tangentielle, là où uniquement γ devrait s'opposer au mouvement.

Une fois le contact rompu ($\delta_n \geq \delta_n^{coh}$), nous retrouvons le frottement de Coulomb standard. Le critère de rupture est ici un seuil en distance normale à ne pas dépasser. Il est important de remarquer que :

- ce critère ne permet pas de rupture dans la direction tangentielle,
- l'énergie à fournir pour rompre le contact est $E_{rupture} = \gamma \delta_n^{coh}$.

Cependant, le critère de rupture portant sur une distance et non sur une énergie, l'histoire du contact n'est pas prise en compte ; dans le cas où une énergie $E_1 < E_{rupture}$ a été dissipée dans le contact, puis que celui-ci est revenu à sa condition initiale, l'énergie à fournir pour le rompre ne sera pas $E_{rupture} - E_1$ mais de nouveau $E_{rupture}$, comme si il n'avait pas été sollicité par le passé.

La loi Venzal quant à elle, se formule comme suit (cf. Figure 2.13) :

$$\begin{cases} \delta_j \geq 0, \\ \text{Si } \delta_j \leq \delta_j^u & r_j = r_j + S_c h \beta k_j^0 \delta_j \quad ; \quad \delta_j (r_j + S_c h \beta k_j^0 \delta_j) = 0 . \\ \text{Sinon} & r_j = r_j \end{cases} \quad (2.26)$$

avec $j \in [n, t]$, S_c la surface de contact et

$$\beta = \begin{cases} 1 & \text{tant que } \delta_j \leq \delta_j^e \\ \frac{\sigma_j^e}{k_j^0 \delta_j} e^{\phi_j (\delta_j^e - \delta_j)} & \text{pour } \delta_j^e < \delta_j \leq \delta_j^u . \\ 0 & \text{dès que } \delta_j > \delta_j^u \end{cases} \quad (2.27)$$

La relation $r_j(\delta_j) = h S_c \sigma_j(\delta_j)$, où S_c correspond à la surface de contact entre les deux particules, permet d'exprimer la loi de comportement selon les impulsions (elle est originellement exprimée en contraintes).

On remarque que, comme pour la loi Dugdale, la rupture obéit à un critère en distance : si le déplacement δ_j est supérieur au seuil δ_j^u , β est mis à zéro, annulant de manière irréversible la cohésion dans le contact. Il s'agit en réalité d'une procédure servant à forcer la rupture, car la fonction exponentielle présente dans (2.26) tend vers 0 lorsque δ_j tend vers l'infini. L'énergie de cohésion G_j , c'est à dire l'aire sous la courbe, va implicitement contrôler la rupture du contact, et c'est la variable d'endommagement β qui, en emmagasinant l'historique de l'endommagement du contact, va s'assurer que cette énergie a bien été fournie en cas de déchargement.

L'emploi de cette loi CZM nécessite de renseigner les raideurs normale et tangentielle (respectivement relatives à une sollicitation de mode I et de mode II) k_n^0 et k_t^0 , les contraintes maximales à atteindre pour sortir du domaine élastique σ_n^e et σ_t^e , les énergies de cohésion G_n et G_t et un paramètre η qui permet de définir la valeur du déplacement à rupture δ_j^u à travers la relation :

$$\delta_j^u = \delta_j^e - \frac{1}{\phi_j} \ln(\eta) \quad . \quad (2.28)$$

4. Toutefois, cet aspect ne nous handicape pas car les simulations réalisées dans ces travaux ont recours à des coefficients de frottement non nuls.

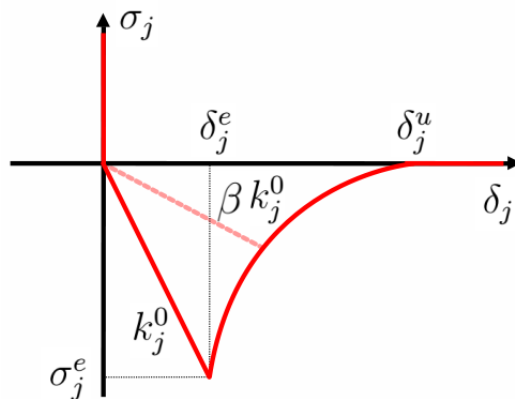


FIGURE 2.13 – Graphe de la loi CZM de Venzal [100].

Les deux systèmes d'inéquations (2.24) et (2.26) sont écrits sous la forme d'un changement de variable effectué sur les grandeurs locales. Ceci permet de résoudre le problème cohésif comme un problème de contact unilatéral frottant, ce qui, d'un point de vue implémentation, nécessite l'utilisation d'un seul et unique solveur local.

Notons également qu'avec ces deux lois cohésives, les contacts peuvent adopter un statut cohésif uniquement à l'instant initial. Il s'agit de lois cohésives irréversibles, c'est à dire pour lesquelles un contact cohésif ne peut pas se reformer une fois rompu, contrairement à certaines lois capillaires qui permettent à la cohésion d'agir à nouveau malgré une première rupture de contact. Ce fonctionnement rappelle celui qu'on observe en voie ferrée, où l'épandage de colle, et donc la formation de contacts cohésifs, s'effectue une seule fois « à l'instant initial », puis un pont de colle qui aura rompu ne pourra pas se reformer.

La loi Venzal, plus riche que la loi Dugdale, ajoute également une résistance cohésive au cisaillement, en plus de proposer un critère de rupture énergétique. Elle demande inévitablement de calibrer un plus grand nombre de paramètres, qui sont potentiellement plus difficiles à déterminer que ceux auxquels a recours la loi Dugdale. Les deux modèles, déjà implémentés dans le code *LMGC90*, vont être utilisés dans les simulations numériques de ce manuscrit, afin d'évaluer à quel point la précision du modèle impacte le comportement global du milieu granulaire simulé. La calibration des modèles et le choix de la loi Venzal et non d'une autre loi CZM sont expliqués dans le chapitre 3.

2.3.2 Cohésion et détection

Pour que la cohésion soit correctement prise en compte dans le calcul avec la méthode de détection de contacts choisie, il est nécessaire d'apporter quelques modifications dans l'étape de détection.

La philosophie centrale de la détection de contact utilisée est l'interpénétration des corps. Cela implique la disparation automatique du contact dès lors qu'il n'y a plus d'interpénétration. Ce fonctionnement est efficace pour traiter des contacts secs, mais pose problème pour le traitement de contacts cohésifs : la cohésion est censée exercer son influence entre les deux corps même si ces derniers sont séparés par une distance suffisamment courte, c'est-à-dire sans qu'il y ait interpénétration des grains. Mais la dépendance à l'interpénétration est un critère prioritaire par rapport aux critères de rupture de lien cohésif relatifs aux lois d'interaction. Dans le cadre d'un

critère de rupture en distance par exemple, le contact peut rompre avant d'avoir atteint la distance critique, car l'interpénétration initiale des corps peut être inférieure à ladite distance critique. Dans le cadre d'un critère de rupture énergétique, le contact peut rompre avant d'avoir dépensé l'énergie de rupture, car le déplacement relatif des grains aura abouti à une non-interpénétration - et donc à un non-contact - avant que l'énergie de rupture n'ait été fournie.

Des modifications ont été réalisées pour pouvoir prendre en compte la cohésion avec cette méthode de détection de contact.

Ainsi, à la fin de la détection de contact « grossière », une liste de contacts potentiels est dressée. Cette liste de contacts subit alors la détection de contact fine - dans notre cas, l'algorithme d'intersection de triangles détaillée à la section (2.2.2) - qui va permettre de sélectionner les véritables contacts, et de leur attribuer un statut :

- *stick* pour les contacts non cohésifs qui travaillent uniquement en compression,
- *slide* pour les contacts secs qui subissent un glissement,
- *Wstck* ou *Cstck* pour les contacts cohésifs dont la vitesse tangentielle est nulle,
- *Wslid* ou *Cslid* pour les contacts cohésifs ayant une vitesse tangentielle différente de 0,
- *noctc* lorsque les distances d'alerte des deux corps sont suffisamment proches pour se chevaucher mais qu'il n'y a pas contact, la distance d'alerte étant un paramètre indiquant une zone autour de la particule qui va définir l'imminence d'un futur contact potentiel si jamais les distances d'alerte s'interpénètrent.

Après la détection fine, la liste finale l_t^{finale} des contacts intervenant à l'instant t est mise en place, permettant d'entamer l'étape de résolution de la dynamique du système. Au pas de temps suivant $t + 1$, une nouvelle liste l_{t+1}^{pot} de contacts potentiels est dressée après la première détection. La liste des contacts l_{t+1}^{pot} est alors comparée à la liste l_t^{finale} afin d'accélérer le processus de détection pour les contacts présents dans les deux listes. Durant le fonctionnement « classique », tous les contacts présents dans la liste l_{t+1}^{pot} passeraient par l'étape de détection fine. Mais pour éviter que les contacts cohésifs rompent à cause de la détection des contacts et non à cause des critères de rupture, on fait en sorte que les contacts cohésifs présents dans les deux listes l_t^{finale} et l_{t+1}^{pot} échappent à la détection fine, car on considère que, si la détection grossière ne les a pas évincés, c'est car les contacts ont conservé leur statut cohésif. Les variables internes relatives à la loi de contact et la position du contact sont actualisées, et c'est cette actualisation qui va définir si le contact a rompu ou si le critère est toujours respecté.

2.4 Conclusion

L'optimisation du processus de collage du ballast et l'élargissement de son utilisation à des applications non prévues initialement demande de bien comprendre le comportement du « ballast collé ».

Une approche purement expérimentale s'accompagnerait de coûts importants et de durées prohibitives. La mise en place d'un outil numérique lui est préférée car elle permet l'accès à un plus grand nombre de données à moindre coût, un plus grand contrôle des paramètres et s'adapte plus aisément aux éventuels changements de liants que pourrait faire la SNCF à l'avenir.

Le choix se porte sur les approches par éléments discrets, qui paraissent adaptées au milieu que nous cherchons à analyser et caractériser : chaque corps est représenté et les interactions entre particules sont modélisées par des lois de contact qui agissent aux points de contact.

Nous optons également pour le formalisme NSCD, qui traduit rigoureusement l'unilatéralité des contacts et facilite l'emploi de particules polyédriques (par rapport aux méthodes *smooth*). Le recours à de telles géométries se justifie par la volonté d'être au plus proche des morphologies de grains que nous retrouvons dans le ballast.

Pour représenter la cohésion entre les grains, nous comptons utiliser deux lois cohésives : une loi de type Dugdale, qui rend compte de la résistance à la traction avec seulement deux paramètres cohésifs, et une loi CZM développée par Venzal, plus riche, prenant en compte l'endommagement de l'interface cohésive, mais nécessitant plus de paramètres.

Pour calibrer ces lois cohésives, nous cherchons dans un premier temps à caractériser localement un contact collé entre deux grains de ballast. Les essais expérimentaux effectués dans ce but ainsi que leurs résultats sont le sujet du prochain chapitre.

Construction d'un contact cohésif entre deux grains de ballast

Ce chapitre se concentre sur la démarche adoptée durant cette thèse pour décrire un contact cohésif au sein du massif ballasté. En raison de l'immense variété de contacts présents dans le ballast, une telle description n'est pas évidente à réaliser, et nécessite l'emploi d'hypothèses et de simplifications qui seront précisées dans cette partie.

3.1 Représentation expérimentale des contacts

Un massif ballasté présente une grande diversité de morphologie de contacts, liée directement à la forte angularité des grains et à leur granulométrie. À cette pluralité géométrique s'ajoute des facteurs influençant leur état de surface, comme les propriétés matériau des granulats en contact, la rugosité des surfaces ou encore la présence de poussière ou autre contaminant (eau, hydrocarbure, etc.). Ce sont autant de paramètres qui vont agir sur le mouvement relatif des grains. D'autres artefacts relatifs à la colle s'additionnent avec l'utilisation de celle-ci (quantité de liant contenue dans un pont de colle, composition chimique, adhésion à la roche...).

La caractérisation mécanique d'un contact grain/colle/grain doit donc se faire sur des échantillons suffisamment génériques pour représenter une grande partie des types de contact qu'on trouve dans un tel milieu, et suffisamment précis pour ne pas dénaturer le comportement en voie ferrée.

C'est pourquoi, afin de représenter la zoologie des morphologies des contacts, leurs géométries observables dans un milieu ballasté sont regroupées en trois catégories : les contacts simples, doubles ou triples. Les contacts entre un sommet et un plan ou entre deux arêtes sont concernés par le premier groupe, les contacts entre une arête et un plan par le deuxième, et les contacts entre deux plans par le dernier. Cette typologie se calque volontairement sur celle utilisée lors de la détection de contact, où un contact entre deux polyèdres peut être défini par un, deux ou trois points de contacts. Ainsi, bien qu'en réalité les contacts ponctuels ne le soient pas réellement (le point étant une vision idéale), que les contacts doubles soient plus proches d'un contact linéique et que les contacts triples soient en réalité un ensemble indéterminé de contacts entre deux surfaces imparfaitement planes, on conserve ces terminologies de contacts ponctuel double et triple car la version modèle permet de traduire la différence qu'il y a entre ces trois types de configuration. Pour ces raisons, les échantillons représenteront les différents types de contact définis dans ce paragraphe.



FIGURE 3.1 – *Ballast en quartzite (gauche) et en granite/diorite (droite).*

La roche utilisée pour fabriquer le ballast dépend de la carrière d'extraction de ladite roche. Généralement, lors de la mise en place d'une voie ferrée, un seul type de roche compose les grains de ballast de la structure, mais ensuite, avec le renouvellement et le réapprovisionnement de ballast, il est commun que d'autres types soient mobilisés. Bien qu'aucune étude relative à l'influence des

mélanges de matériaux sur les performances du ballast n'ait été relevée dans la littérature, on peut s'attendre à ce que, à l'échelle du contact, la roche utilisée influence ses propriétés.

Dans notre cas, deux types de roches sont utilisés pour la fabrication des échantillons : des grains en quartzite, provenant de la carrière de Chailloué (Basse-Normandie), et des grains en granite/diorite, provenant de la carrière de la Gouraudière (Poitou-Charentes) (cf. Figure 3.1). L'état de surface de la quartzite est granuleux, et celui des grains en granite/diorite est plus lisse.

Les échantillons sont formés à partir de grains lavés neufs, car le procédé de collage est pensé pour être utilisé sur des configurations de voie qu'on souhaite pérenniser, et donc généralement sur du ballast neuf.

Nous cherchons à étudier des contacts susceptibles d'être présents dans un lit ballasté, c'est pourquoi l'état de surface des grains est conservé.

L'agent cohésif utilisé dans les études expérimentales est le liant **AquaRail** qui correspond au liant utilisé sur le réseau ferré en début de thèse.

3.2 Mesures mésoscopiques

Pour pouvoir préparer les échantillons représentatifs des contacts, il est nécessaire d'avoir un ordre de grandeur du volume de colle intervenant aux différents points de contact.

Pour cela, un échantillon dit mésoscopique est réalisé. Il consiste à un ensemble de grains déposés dans une boîte rectangulaire dans lequel on vient épandre de la colle **AquaRail**.

De ce fait, une fois la colle sèche, il sera possible de venir prélever les ponts de colle au niveau des contacts et d'en faire leur mesure.

3.2.1 Mise en place de l'échantillon

Une boîte en bois de dimensions $40 \times 60 \times 60$ cm est remplie de ballast. L'intérieur de la boîte est préalablement gradué sur sa hauteur tous les 10 cm jusqu'à atteindre 50 cm. Un dernier marquage est dessiné à 53 cm, car il s'agit de l'épaisseur maximale que peut atteindre une couche de ballast en LGV (Ligne Grande Vitesse).

La boîte est remplie à hauteur de 53 cm de ballast par ajout de seaux successifs.

Le ballast versé est du ballast de type C2 (norme française), neuf et non lavé. Les grains sont en granite/diorite. Il s'agit du même ballast utilisé que lors des essais de résistance latérale (cf. Chapitre 5). Le ballast est pesé avant versage afin de connaître la densité du milieu. De temps en temps, les grains sont réorganisés à la main. Finalement, la masse volumique de l'échantillon vaut $1\,543 \text{ kg}\cdot\text{m}^{-3}$ (190,7 kg de ballast a été versé).

Ensuite, le liant, liquide, est versé à l'aide d'un arrosoir à l'embout modifié permettant de reproduire la méthode d'épandage utilisée en voie (cf. Figure 3.2a). 0,308 kg de colle est versé dans le massif, soit l'équivalent de $1,25 \text{ L}\cdot\text{m}^{-2}$ (cf. Figure 3.2b). À cause des 3 jours de séchage de la colle, l'échantillon est fabriqué en 4 jours.

3.2.2 Prélèvement des données

Les graduations réalisées sur la hauteur permettent de classer les ponts de colle collectés en fonction de la tranche de hauteur dans laquelle ils sont prélevés (0-10 cm, 10-20 cm, 20-30 cm, 30-40 cm, 40-50 cm et 50-53 cm)(cf. Figure 3.2c).

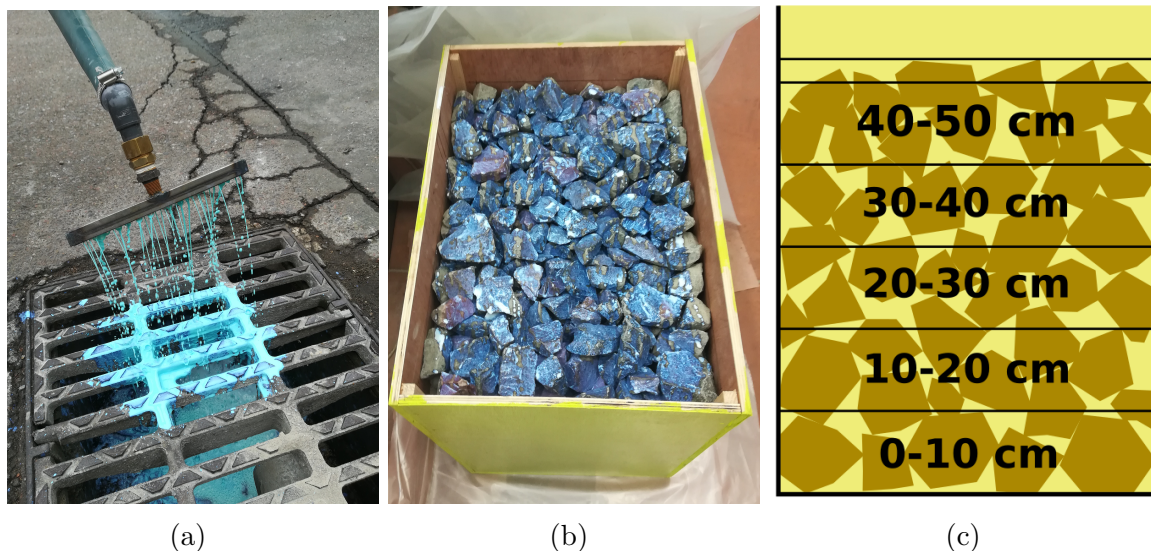


FIGURE 3.2 – (a) Exemple d'écoulement obtenu et (b) échantillon terminé. (c) Illustration des tranches de hauteurs.

Le prélèvement des ponts de colle est réalisé par démantèlement manuel du massif. Lorsqu'un grain présente un pont de colle, il est retiré au cutter et placé dans le groupe adéquat. Lorsqu'un pont de colle est à cheval entre deux zones de profondeur, on considère qu'il appartient à la couche supérieure. Les contacts collés avec les parois de la caisse ne sont pas comptabilisés.

La quantité de colle à verser dans le massif est déterminée par rapport aux estimations de profondeur atteinte par le liant en voie. L'objectif est que le liant ne touche pas le fond de la boîte, afin que la totalité de l'évolution de l'écoulement soit visible dans l'échantillon. Le démantèlement de l'ensemble montre que la colle aurait pu descendre plus bas à 23 emplacements inégalement répartis sur la surface (cf. Figure 3.3).



FIGURE 3.3 – Fond de caisse après démantèlement.

Les grains en surface ont leur partie supérieure recouverte de liant, en raison de leur proximité avec la source d'épandage. Un grand nombre de filets de colle sont présents dans les 20 premiers centimètres, puis finissent par se rassembler en quelques chemins d'écoulement préférentiels qui

vont descendre dans les profondeurs du massif. C'est pourquoi, à partir de la couche 30-40 cm, mais surtout 20-30 cm, le milieu se compose de grands regroupements de ballast sec traversés par de fines colonnes de grains collés entre eux. Ces colonnes collées ont généralement l'épaisseur d'un grain.

3.2.3 Résultats

Désormais, pour chaque tranche de hauteur, le nombre de ponts de colle est connu, ainsi que la masse totale. La masse moyenne d'un pont de colle peut ainsi être calculée pour chaque tranche de hauteur observée (cf. Figure 3.4).

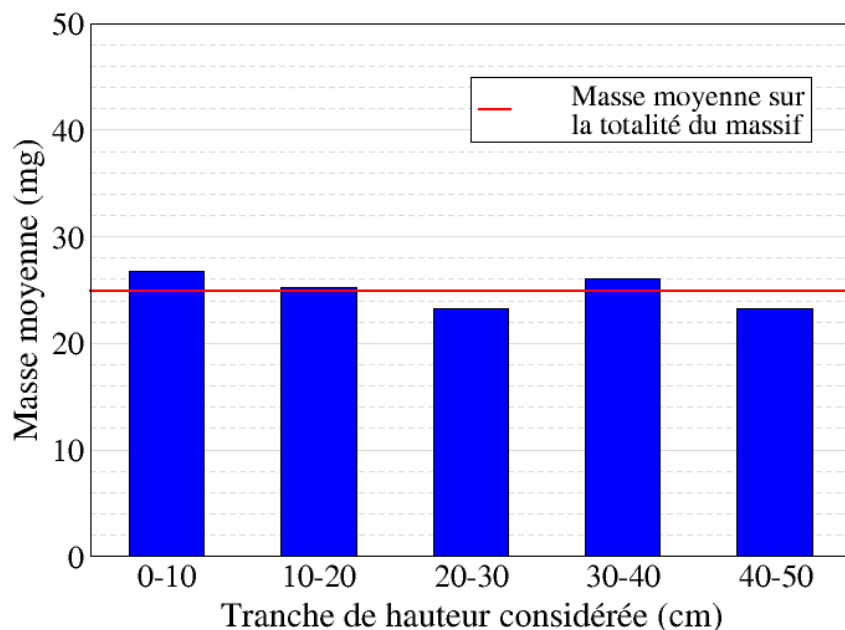


FIGURE 3.4 – Masse moyenne des ponts de colle par tranche de hauteur.

Cette mesure ne semble pas être influencée par sa position dans le massif; elle est du même ordre de grandeur, quelle que soit la tranche de hauteur observée. Aux points de contact, la colle se fige dans un premier temps, probablement à cause de la masse de la goutte insuffisante pour vaincre les effets de la tension superficielle du pont de colle formé. N'ayant plus suffisamment d'énergie pour pouvoir glisser le long de la surface du second grain, elle attend l'arrivée de liquide supplémentaire pour augmenter sa masse et ainsi, lorsque le poids est suffisamment important, continuer son écoulement. Cette force gravitaire à fournir est indépendante de la position dans le massif et expliquerait la constance de la masse d'un pont de colle.

La masse moyenne des ponts de colle dans l'ensemble de l'échantillon est de $24,9 \pm 1,6$ mg. La masse mesurée correspond à celle d'un pont de colle une fois celle-ci séchée. Pour viser une masse de colle sèche de 24,9 mg, un volume de $50 \mu\text{L}$ de liant doit être injecté.

L'indépendance de la masse d'un pont de colle à sa position permet de bloquer le paramètre qu'est le volume de liant à une seule valeur ($50 \mu\text{L}$) dans les essais de caractérisation unitaire.

L'analyse de ce dispositif permet également de fournir le nombre de contacts collés dans l'échantillon, mais non le nombre total de contacts. Pour palier à ce manque et connaître ce dernier paramètre, l'échantillon est reproduit numériquement.

Une boîte aux mêmes dimensions est remplie à hauteur de 53 cm de ballast. Plusieurs coefficients de frottement inter-grains ont été testés afin de pouvoir atteindre la hauteur fixée tout en conservant la même masse de ballast que dans l'essai expérimental (190,7 kg). Finalement, c'est une valeur de 0,1 qui permet de retrouver simultanément la hauteur expérimentale et la densité expérimentale : c'est donc la valeur utilisée dans la simulation. Le ballast est représenté par des polyèdres avec une moyenne de 34 faces.

Ces grains numériques ont une masse moyenne de 0,082 kg et, avec une masse totale de 193 kg de ballast placée dans la boîte, on obtient une masse volumique de $1517,56 \text{ kg.m}^{-3}$, c'est à dire très proche de celle obtenue expérimentalement.

Les informations apportées par la simulation numérique permettent de calculer la proportion de contacts cohésifs par tranche de hauteur i :

$$P_{coh,i} = \frac{N_{coh,exp,i}}{N_{tot,num,i}} \quad , \quad (3.1)$$

avec $N_{coh,exp,i}$ le nombre de ponts de colle prélevés dans la tranche de hauteur i , et $N_{tot,num,i}$ le nombre total de contacts grain/grain dans la simulation sur cette même tranche.

Il est à noter que les échantillons expérimental et numérique ne sont pas rigoureusement identiques, le nombre de grains, leurs formes, et leur orientations étant différentes dans les deux cas. Néanmoins, il ne semble pas aberrant de considérer que les nombres de contacts obtenus numériquement avoisinent les nombres que l'on aurait obtenus expérimentalement car les deux échantillons présentent des masses volumiques similaires ; ces données sont alors utilisées pour dresser une première tendance de l'évolution des contacts cohésifs (cf. Figure 3.5).

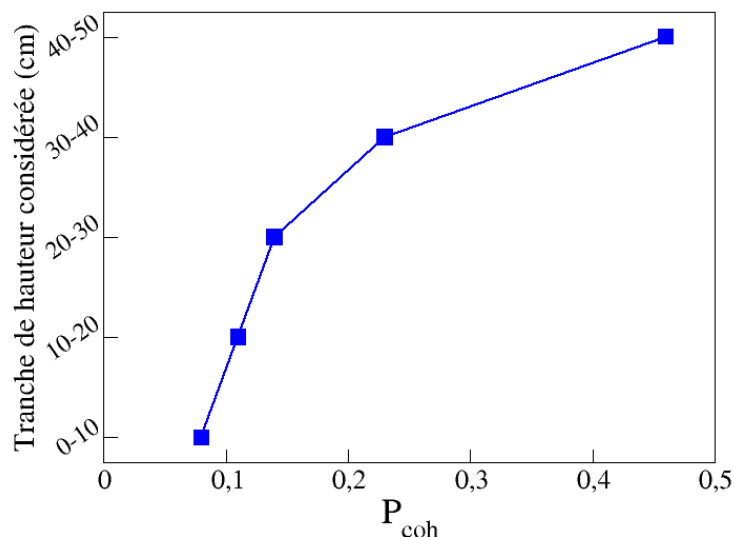


FIGURE 3.5 – Évolution de la proportion de contacts cohésifs.

Cette évolution est en accord avec la forme de l'écoulement observée durant le démantèlement de l'échantillon. La tranche de hauteur la plus proche de la source d'épandage présente plus

de contacts cohésifs que les suivantes car la quantité importante de liant permet de créer de nombreux chemins d'écoulements. Ensuite, en descendant, ces chemins d'écoulements s'amenuisent en se regroupant pour former de moins en moins d'itinéraires, de telle sorte que les 30 derniers centimètres ne sont parcourus que par un nombre limité de filets de colle. Avec la baisse du nombre de chemins préférentiels, la proportion de contacts collés baisse également. Avec une colle plus visqueuse, la répartition des contacts cohésifs serait certainement différente : ayant plus de difficulté à s'écouler, le liant descendrait probablement moins bas pour une même quantité de colle, et formerait un nombre de contacts collés plus important sur les couches supérieures.

Malgré la grande diversité liée au caractère granulaire de l'échantillon, l'essai a été réalisé une seule fois. La durée de l'essai (4 jours de mise en place, et 5 jours de démantèlement) ainsi que les tendances visibles sur les données obtenues, estimées suffisantes, ont motivé ce choix.

3.3 Essais locaux

Caractériser un pont de colle demande de tester la résistance à la séparation normale des grains en contact ainsi qu'à leur séparation tangentielle. Cependant, cette dernière met en jeu des paramètres indépendants de la colle qui varient au cours de l'essai (lié au frottement entre les grains ou à leur rugosité par exemple). De ce fait, en première approche, il nous semble intéressant de se focaliser exclusivement sur la caractérisation normale, caractérisation qui apparaît comme la plus primordiale [82].

Les échantillons sont donc soumis à des essais de traction. On n'effectue pas d'essais de compression pure car on considère que ces contraintes sont reprises par la roche même et non le liant ; cette supposition s'appuie sur les configurations où les deux grains sont en contact direct l'un avec l'autre, pas sur celles où il y a un espace entre les deux corps (dont la colle fait la jonction).

Cette section décrit donc la caractérisation en traction d'un contact cohésif entre deux grains de ballast. En raison du choix de ne pas faire d'échantillons « modèles » mais de conserver des morphologies de contact présentes en voie ferrée, lesdits échantillons n'ont pas la forme d'éprouvettes permettant de subir une traction pure. Les sollicitations subies au sein des échantillons sont en réalité des couplages de traction, de cisaillement et de flexion. On fait néanmoins l'hypothèse que les contraintes relatives aux cisaillements et aux flexions sont négligeables par rapport à la traction.

3.3.1 Fabrication des échantillons

Pour reproduire les topologies de contact désirées (sommet/plan, arête/plan, plan/plan), des morceaux de grains de ballast sont sélectionnés selon des estimations visuelles, puis découpés à la scie circulaire dans l'atelier de lithographie de l'Université de Montpellier (cf. Figure 3.6).

De la colle à chaud est utilisée pour fixer ces fragments rocheux à des mors cylindriques en acier (de 50 mm de diamètre et de 15 mm d'épaisseur). Durant les essais de traction, la colle à chaud est considérée rigide au vu des forces appliquées sur l'échantillon et de sa surface de contact, bien plus élevée que la surface de contact **AquaRail**/ballast. Elle est également facile à enlever par chauffage des mors, permettant ainsi de recycler ces derniers.

L'arrière de chacun des mors utilisés présente un trou taraudé pour pouvoir les visser sur la machine de traction ou sur le dispositif de collage et de séchage des échantillons. En effet, il est nécessaire de coller les deux parties du contact entre elles dans une configuration acceptée par la machine de traction, et représentative des contacts à étudier. Un dispositif (cf. Figure 3.7a) permet



FIGURE 3.6 – Exemple de morceaux de roches utilisés en tant que sommet (à gauche), arêtes (au centre) et plans (à droite).

d'accueillir cinq échantillons. Il est composé d'un socle présentant cinq cavités de la forme des mors dans lesquelles peuvent être encastrées les parties basses des échantillons 3.7b), et de cinq tiges sur lesquelles sont vissées les parties supérieures des échantillons. Les tiges peuvent être translatées verticalement dans leur support, et sont centrées avec leur cavité respective. Ce système assure le bon positionnement des deux parties du contact, et leur immobilité pendant l'étape de séchage du liant ; la durée du séchage est de 3 jours, car il s'agit de la durée maximale de séchage annoncée par le fabricant (cette durée pouvant être raccourcie avec des conditions thermiques favorables et la présence de ventilateur). Ainsi, le mors présentant la partie plane du contact est placé en bas du dispositif, la partie sommet, arête ou plane est placée au-dessus, vissée sur la tige métallique, puis plaquée contre la partie inférieure grâce à la gravité.

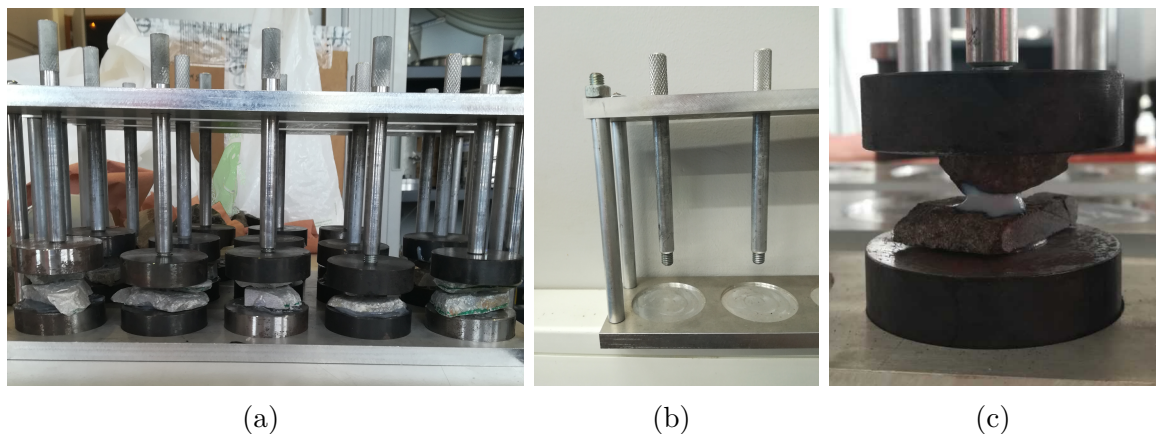


FIGURE 3.7 – (a) Dispositif de collage et de séchage, (b) dispositif vide et (c) forme d'un échantillon point/plan collé.

Conformément aux essais faits dans la section 3.2, une quantité de $50 \mu\text{L}$ de liant est versée sur la roche supérieure du contact à l'aide d'une pipette de précision. La colle, liquide, s'écoule sur le contact, reproduisant le processus retrouvé en voie.

Une fois le liant sec, l'échantillon est prêt pour un essai de traction (cf. Figure 3.7c).

3.3.2 Mise en place d'un essai de traction

Une cellule de force de 500 N est placée dans la machine de traction, à laquelle est vissé un électroaimant¹. Celui-ci dispose d'une liaison rotule. Cette attention permet de s'assurer qu'un effort de traction est bien exercée sur l'échantillon dans l'axe de la machine tout le long de l'essai, malgré le décollement progressif du liant. Cela signifie également qu'au cours de l'essai, la partie supérieure du contact peut se réorienter, provoquant une légère flexion du pont de colle. La liaison rotule permet également une légère souplesse quant au parallélisme des mors de l'échantillon lors de sa mise en place dans la machine de traction.

Le déplacement de l'échantillon du dispositif de séchage à la machine de traction nécessite une manipulation prudente : les deux parties du contact étant uniquement reliées par le pont de colle, ce dernier peut facilement subir des efforts de flexion (notamment pour les contacts simples ou doubles) et se fragiliser avant la réalisation de l'essai. C'est pourquoi durant cette phase de déplacement (et de dévissage/vissage), l'échantillon est placé dans un tube cartonné permettant de solidariser les deux parties du contact durant sa manipulation.

L'échantillon est alors vissé au mors inférieur de la machine. La traverse mobile est abaissée jusqu'au contact avec l'échantillon, l'électroaimant est ensuite activé (cf. Figure 3.8).

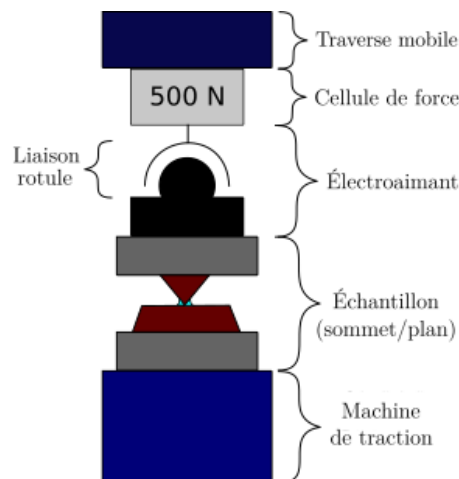


FIGURE 3.8 – Schéma de la configuration d'essai de traction.

La traverse mobile est pilotée en déplacement ; tous les essais sont réalisés avec une vitesse de $0,001 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$ afin de se placer dans une situation quasi-statique. Lors d'un essai, seule une partie du pont de colle rompt, et la désolidarisation complète des deux parties du contact nécessite un très grand déplacement (supérieur à 7 mm) qu'on ne retrouve pas en voie. Les essais sont arrêtés pour un déplacement de traverse mobile de 1 à 2 mm.

La configuration de l'essai, son lancement et l'enregistrement des données se font avec le logiciel *TestsWorks 4*.

Nous cherchons également à connaître l'aire de contact du pont de colle avec la roche, car on s'attend à ce que la surface de contact cohésive ait une influence sur la résistance du contact à la traction. Le calcul d'aire est effectué sur le logiciel *open source ImageJ* [11]. Ainsi, une fois

1. L'utilisation d'un électroaimant est justifiée par le fait que l'échantillon ne peut pas être vissé aux deux mors de la machine simultanément. Visser les deux parties de l'échantillon dans la machine de traction signifierait introduire de la torsion dans le liant et endommager ce dernier (ou visser les deux parties avant le collage, et monopoliser le matériel le temps de la durée du séchage et de l'essai).

l'essai terminé, l'échantillon est enlevé, et les deux parties du contact sont prises en photo. La surface de contact est coloriée en vert (cf. Figure 3.9a) pour faciliter le traitement d'image. Sur le logiciel, les surfaces cohésives sont détournées manuellement (cf. Figure 3.9b) et le nombre de pixels contenus dans cette surface fermée est déterminée par le logiciel. La présence d'une graduation sur l'image permet de convertir les dimensions d'un pixel en mètre, et d'obtenir la surface cohésive verte en mm^2 . Il est à noter qu'il est difficile de connaître la surface qui a activement contribué à la résistance à la traction de l'échantillon. En effet, la contribution des différentes parties de la surface cohésive n'est pas homogène (on peut s'attendre à ce que la zone périphérique du contact cohésif intervienne moins que celle plus proche du centre du contact), et leur contribution peut évoluer au cours de l'essai. La valeur obtenue avec cette méthode est donc un maximum de la surface de contact cohésif « active ».

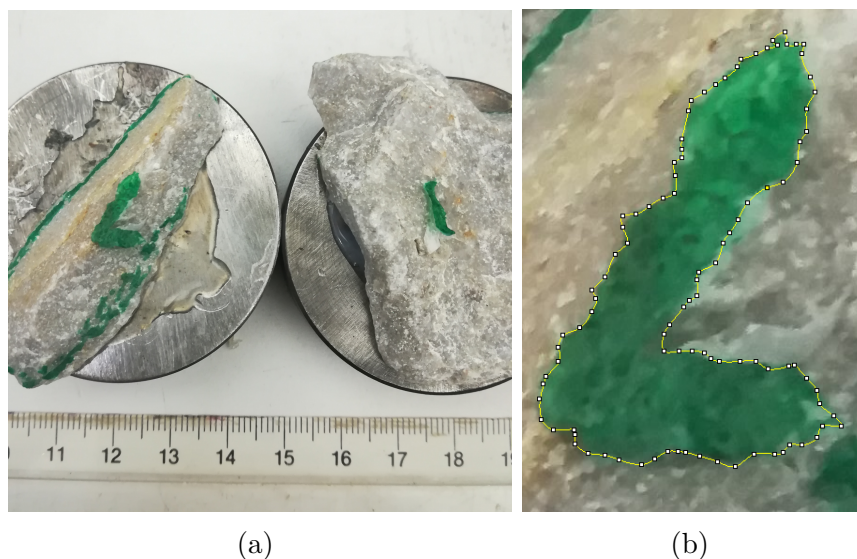


FIGURE 3.9 – (a) Exemple d'image à traiter et (b) détournage d'une des parties de la surface de contact cohésive de ladite image.

En raison de la variabilité attendue des résultats, les essais sont répétés une quinzaine de fois par configuration de contact et par matériau retenu. Avec la mise en place des échantillons et la durée de séchage des échantillons, la réalisation de dix essais de traction se fait en une semaine.

3.3.3 Résultats

La Figure 3.10 présente, pour les échantillons en granite/diorite, les résultats des courbes force-déplacement pour les différents essais réalisés sur des configurations de contact simple (cf. Figure 3.10a), double (cf. Figure 3.10b), et triple (cf. Figure 3.10c),

Les courbes présentent toutes une première phase élastique, dont la raideur semble plus élevée pour des contacts simples que pour des contacts triples. Ensuite, un pic de force est atteint, qui peut s'apparenter à un plateau pour certains contacts simples et quelques contacts doubles. Néanmoins, même si un profil général de courbe ressort de ces essais de traction, les figures mettent en évidence une variabilité attendue, car expliquée par la conservation des états de surface des grains en contact et notre volonté de ne pas utiliser d'échantillons « modèles ». Dans de rares cas, on peut remarquer une baisse subite de la résistance à la traction puis une augmentation de cette dernière ; ce phénomène est lié à la réorientation de la partie supérieure du contact permise

par la liaison rotule. Cela signifie que la partie du pont de colle qui s'opposait activement à la traction s'est endommagée, provoquant la baisse de la force mesurée, puis, en se réorientant, une autre zone du pont de colle a pris le relais. Ce phénomène peut également expliquer la forme du pic qui devient de plus en plus aigu avec l'augmentation de la surface de contact. La grande aire de contact dans la typologie triple enlève des degrés de liberté, empêchant la réorientation de la partie supérieure du contact. De ce fait, lorsque le pont de colle s'endommage, ce dernier ne peut pas se réorienter dans une configuration qui résisterait mieux à la sollicitation. Cet effort n'étant pas repris, on obtient un pic de résistance et non un « plateau » comme dans les contacts simples, qui eux permettent une réorientation du contact, et une reprise plus optimale de l'effort.

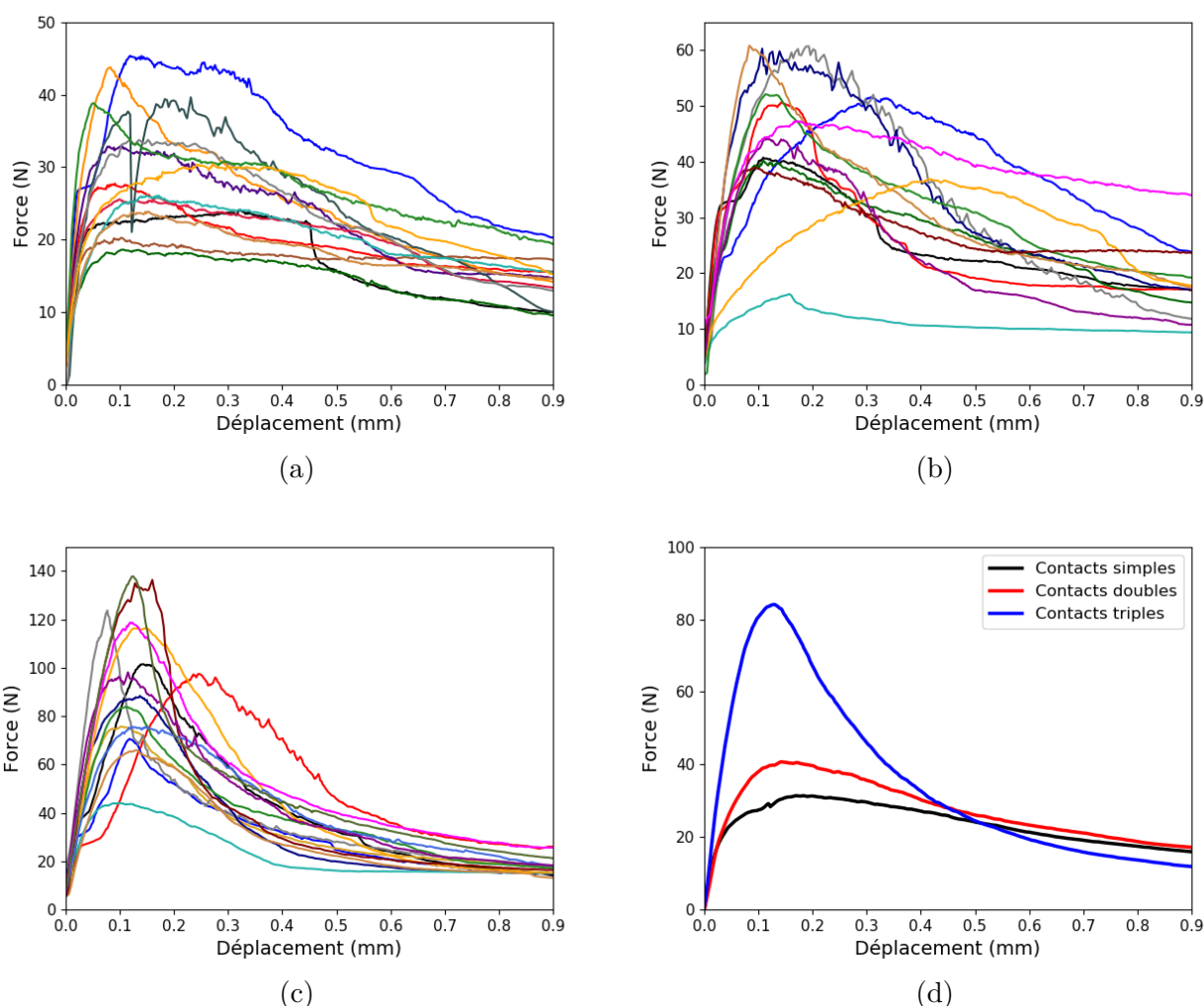


FIGURE 3.10 – Ensemble des courbes force-déplacement pour les échantillons en granite/diorite pour les contacts (a) simples, (b) doubles et (c) triples. (d) Courbes force-déplacement expérimentales moyennes.

On peut également noter parmi les courbes relatives aux contacts doubles une plus basse que les autres. Visuellement, rien n'a permis d'identifier la raison de cette différence. Elle peut être à l'origine d'une mauvaise manipulation de l'échantillon lors de sa mise en place dans la machine de traction qui aurait fragilisé le pont de colle, mais suffisamment discrète pour que l'expérimentateur ne le remarque pas. Ceci permet de souligner la difficulté d'avoir des résultats reproductibles.

Pour chacune des typologies de contact testées, une courbe force-déplacement moyenne est tracée Figure 3.10d. Pour obtenir ces tracés, une interpolation est réalisée sur chaque courbe force-déplacement expérimentale, afin de connaître la valeur de la force pour les mêmes valeurs de déplacement. Ensuite, une moyenne est effectuée en chaque point des courbes interpolées.

Nous pouvons remarquer qu'en augmentant le nombre de points de contact, le profil des courbes dessine un pic de plus en plus affirmé. L'augmentation du « nombre de points de contact » semble avoir une influence sur la résistance maximale à la traction, car impactant directement la surface de contact. Toutefois, il semble qu'il n'y en ait pas sur la distance pour laquelle cette résistance maximale est atteinte.

De l'ensemble des résultats d'essais présentés Figure 3.10, on récupère les données relatives à la force maximale obtenue en traction, notée F_{max} , que l'on trace en fonction de la surface de contact mesurée par analyse d'image, ainsi qu'au déplacement g_r mesuré lorsque F_{max} est atteinte. Ces deux données sont explicitées sur la Figure 3.11 .

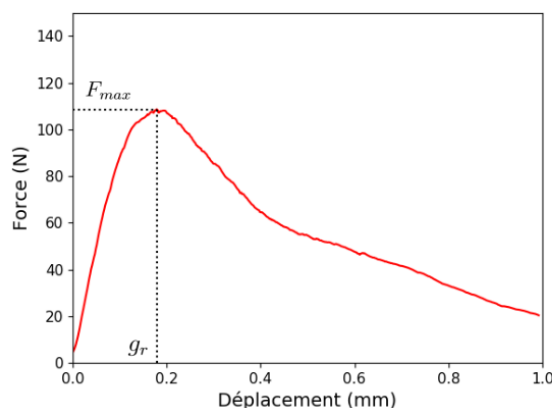


FIGURE 3.11 – Représentation des différentes grandeurs extraites d'une courbe.

Les données liées à F_{max} sont présentées sur les Figures 3.12a et 3.12b pour, respectivement, les échantillons en granite/diorite et en quartzite.

Dans les deux cas, la répartition de ces forces montre une classification des données dépendante de la typologie de contact (simple, double ou triple). En effet, les configurations de type contact simple (majoritairement des contacts sommet/plan) monopolisent moins de colle que les autres configurations. Le fait que ces contacts cassent en premier paraît donc cohérent. À l'inverse, les configurations de type contact triple monopolisent le plus de liant, celui-ci pouvant même s'infiltrer dans les interstices entre les deux surfaces en contact de par leurs imperfections. Ainsi la surface cohésive de contact étant plus grande, la force à fournir pour la rompre est plus importante.

La force maximale moyenne pour les contacts simple, double et triple est respectivement de 30, 46 et 96 N ± 28 % pour la granite/diorite, contre 24, 53 et 101 N pour la quartzite. Malgré la répétition des essais, la variation de la force maximale mesurée est importante, et expliquée par les morphologies de contact et le fait que l'on ait conservé les états de surface des grains. Pour représenter cette évolution, un « fit » de la forme $y = ax^b$ est proposé (cf. Figure 3.12), mais la « complexité » apportée par cette loi, au regard de la précision de la valeur des forces maximales moyennes, ne semble pas suffisamment significative pour l'adopter. Une évolution linéaire lui est ainsi préférée ; en postulant, en première approximation, que la force de contact vaut 30 N pour un contact simple, le traitement numérique des contacts doubles et triples multipliera cette valeur respectivement par deux et trois.

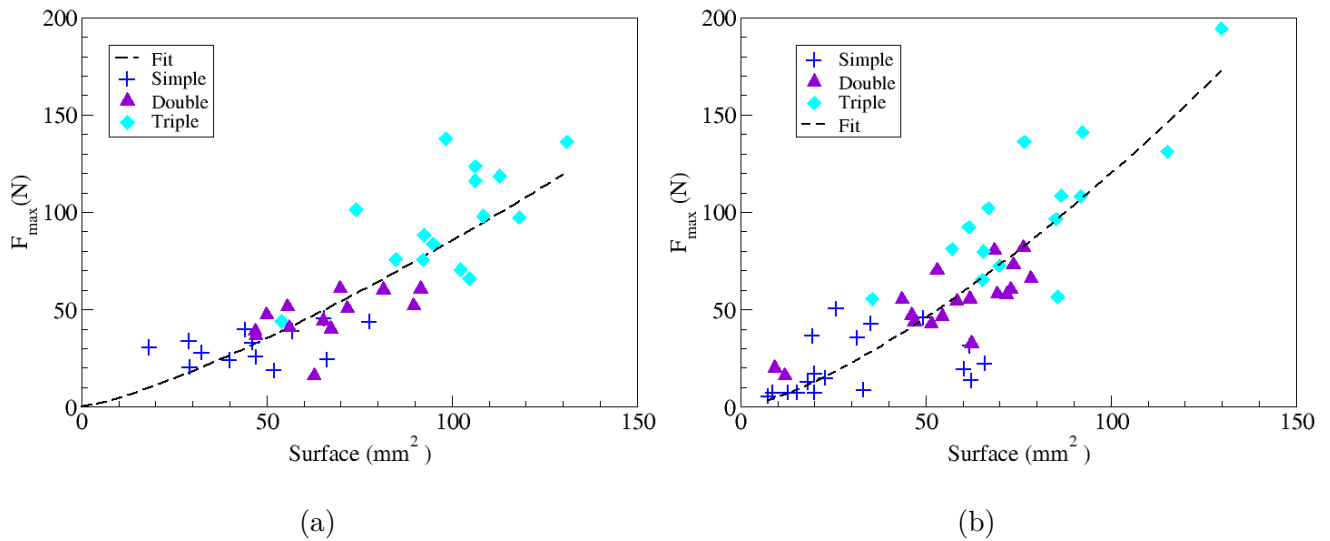


FIGURE 3.12 – Évolution de F_{max} en fonction de la surface de contact cohésif pour (a) les échantillons en granite/diorite et (b) pour les échantillons en quartzite.

La Figure 3.13a montre, pour l'ensemble des échantillons testés, g_r en fonction de la surface de contact cohésif pour les deux matériaux.

Le choix a été fait de centrer les graphiques sur la majorité des données pour faciliter leur visualisation, mais il est nécessaire de préciser que pour la granite/diorite il existe également un point de coordonnées (50,4 ; 1,1), et un point de coordonnées (12,9 ; 2) pour la quartzite (ces deux points sont des contacts simples). Bien que ces deux points paraissent aberrants par rapport à l'ordre de grandeur des autres g_r , aucune différence notable durant ces expériences ne permet de les écarter de l'étude, c'est pourquoi ces points sont pris en compte dans le calcul des moyennes présentées ci-après.

L'observation principale est qu'il est très difficile de dégager une tendance particulière. Il ne semble alors pas absurde d'approcher le nuage de point par une valeur constante. La moyenne des g_r vaut ainsi 0,15 mm pour les échantillons en granite/diorite (et 0,22 mm pour ceux en quartzite). Comme pour F_{max} , la différence de matériau semble avoir une influence sur le paramètre g_r . Les tentatives de normalisation des courbes par rapport à des éléments relatifs aux propriétés matériaux (comme le coefficient de frottement ou le module d'Young) n'ont pas permis d'identifier quel était le ou les paramètres influent(s). Ces derniers doivent être des grandeurs difficilement accessibles comme la porosité des roches ou leur état de surface.

3.4 Exploitation numérique des résultats expérimentaux

Grâce aux essais expérimentaux, il nous est désormais possible de calibrer les paramètres de certaines lois cohésives. Celles retenues dans notre étude sont la loi de type Dugdale et la loi CZM de Venzal ; ces lois sont décrites dans la section 2.3.1.

Les essais expérimentaux réalisés dans le cadre de la thèse ont été effectués avec du ballast en granite/diorite, c'est pourquoi les calibrations numériques s'appuient sur les grandeurs relatives à la granite/diorite et non à la quartzite.

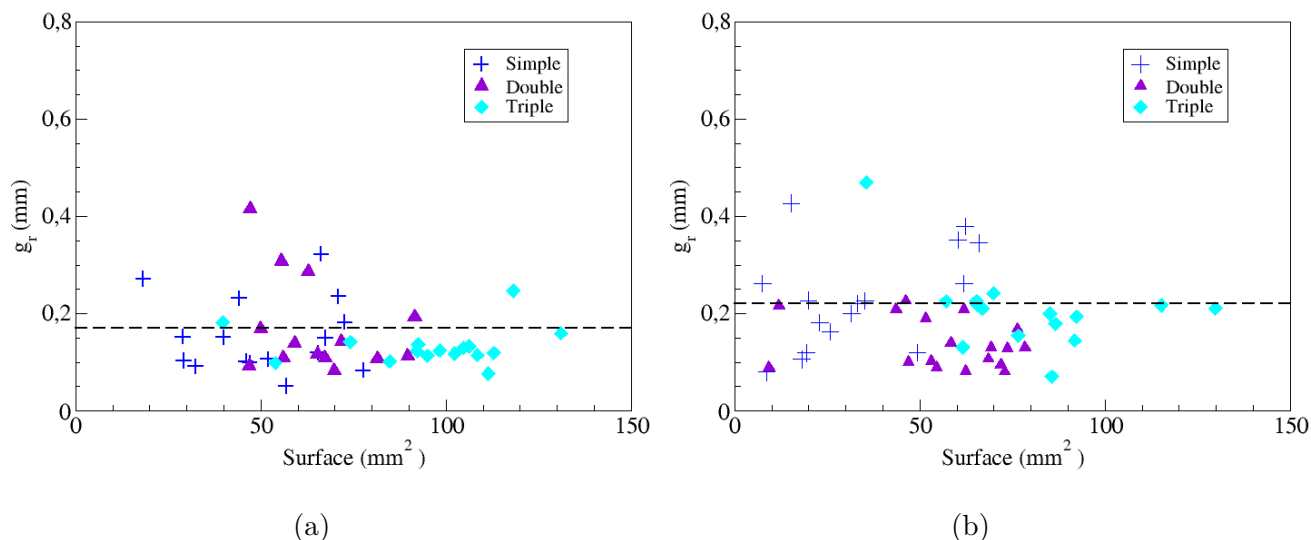


FIGURE 3.13 – Évolution de g_r en fonction de la surface de contact cohésif (a) pour les échantillons en granite/diorite et (b) pour les échantillons en quartzite.

La loi Dugdale se base sur une force de cohésion γ , correspondant à l'effort à fournir pour entamer le déplacement relatif normal des grains, et une distance de rupture δ_{coh} au-delà de laquelle le contact cohésif rompt de façon irréversible. γ va ainsi prendre la valeur de 30 N, équivalente à la moyenne des résistances maximales à la traction mesurées pour les contacts granite/diorite simples. δ_{coh} se voit attribuer la valeur de 0,15 mm, soit la moyenne des g_r pour les contacts granite/diorite. Ainsi, contrairement aux intensités de cohésion qui ont une certaine variabilité au sein du ballast, on considère, en appliquant cette loi cohésive, que la résistance à la traction est la même pour tous les contacts simples collés.

Conformément à la détection de contact utilisée, deux polyèdres peuvent avoir un, deux ou trois points de contact. Lorsqu'ils partagent plusieurs points de contact, ceux-ci sont décrits dans le même repère local, mais possèdent chacun leur impulsion et leur vitesse relative propre. Puisqu'ils sont définis dans le même repère local, il est possible de calculer la résultante de ces points de contacts sans procéder à un changement de repère. Pour cette raison, avec la loi Dugdale, la résistance à la traction γ est multipliée par le nombre de points de contact entre les deux corps. Pour un contact double, la résistance à la traction est donc 60 N et 90 N pour un contact triple. Expérimentalement, les valeurs associées seraient, pour la granite/diorite, 46 N pour un contact double et 96 N pour un contact triple. On accepte cet écart avec l'expérimental car, dans un milieu granulaire polyédrique, la très grande majorité des contacts est ponctuelle [8], aussi avons-nous préféré calibrer le paramètre sur la valeur relative aux contacts simples plutôt que de faire un compromis entre les différentes typologies de contact. De plus, les différences entre les différentes typologies reste du même ordre.

La loi Venzal demande plus de paramètres pour être opérationnelle, dont certains que les essais expérimentaux n'ont pas permis d'identifier. Il s'agit des raideurs normale et tangentielle k_n^0 et k_t^0 , des contraintes maximales normale et tangentielle σ_n^e et σ_t^e , des énergies de cohésion normale et tangentielle G_n et G_t et d'un paramètre de rupture complète de cohésion η . Nos échantillons ont uniquement été traités en traction, ne fournissant aucune donnée relative au comportement

en cisaillement. En première approximation on supposera le comportement isotrope, même si une caractérisation en cisaillement serait nécessaire pour valider ou réfuter cette hypothèse.

La contrainte maximale normale (et tangentielle) est paramétrée par rapport à la force maximale mesurée lors des essais de traction, à l'aide de la relation :

$$\sigma_n^e = \frac{F_{max}}{S}$$

avec S la surface de contact. Bien que S ne soit pas un paramètre de la loi, elle va influencer la force maximale que peuvent subir les contacts cohésifs. La valeur de S va donc être reliée aux mesures réalisées pour chaque typologie de contact. On considère ainsi que tous les contacts simples ont la même résistance (car ont strictement la même surface de contact), de même pour tous les contacts doubles et tous les contacts triples. Pour les échantillons en granite/diorite, les moyennes expérimentales des surfaces de contacts relatives aux contacts simples, doubles et triples sont respectivement $5,1 \times 10^{-5} \text{ m}^2$, $6,4 \times 10^{-5} \text{ m}^2$ et $9,4 \times 10^{-5} \text{ m}^2$; ces valeurs sont choisies en guise de surface systématique pour les typologies de contact correspondantes. Finalement, $\sigma_n^e = 5,8 \times 10^5 \text{ Pa}$.

La raideur est choisie de sorte à ce que $k_n^0 = (F_{max}/S_1)/g_r$ avec S_1 la surface affiliée à un contact simple, soit $k_n^0 = 3,9 \times 10^9 \text{ N.m}^{-1}$.

Les énergies totales de cohésion sont également inconnues, car les essais sont stoppés avant l'arrachage complet des ponts de colle. Ils sont arrêtés pour une déformation normale de 2 mm car cette gamme de grandeur est déjà importante par rapport aux déplacements qu'on peut observer en voie; certains essais de traction ont été menés jusqu'à une déformation du pont de colle de 10 mm, mais la rupture n'était toujours pas complète, témoignant au passage de la grande déformabilité du liant. G_n (et G_t) est alors paramétrée pour représenter au mieux la partie décroissante de la courbe force-déplacement des contacts simples en granite/diorite. La Figure 3.14 compare cette dernière aux modèles cohésifs utilisés dans cette thèse.

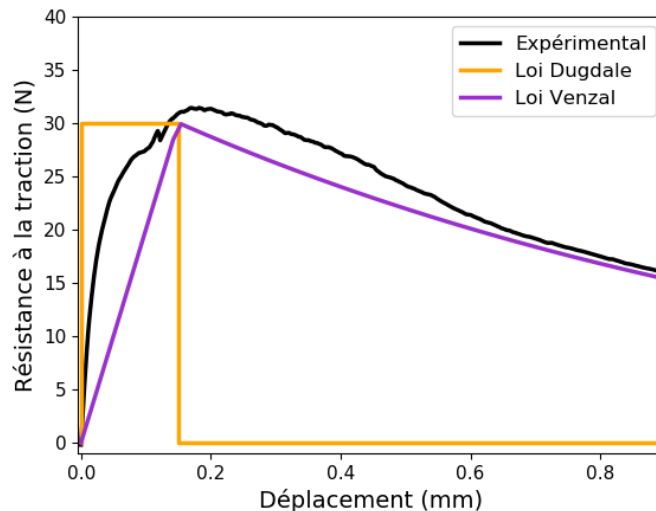


FIGURE 3.14 – Comparaison de la courbe expérimentales force-déplacement relative aux contacts simples des échantillons en granite/diorite avec les lois cohésives utilisées dans ces travaux.

Elle illustre la non représentation de la phase d'écrouissage par la loi Dugdale et la simplicité de son fonctionnement. La comparaison des simulations avec ces deux lois témoignera de l'importance

Loi Dugdale		Loi Venzal			
γ (N)	δ_{coh} (m)	k_i^0 (N.m ⁻³)	σ_i^e (Pa)	G_i (J)	η
30	$1,5 \times 10^{-4}$	$3,9 \times 10^9$	$5,8 \times 10^5$	700	1×10^{-3}

TABLE 3.1 – Paramétrisation des variables cohésives. $i \in [n, t]$.

de cette prise en compte sur les résultats macroscopiques. Avec les calibrations appliquées, il est à noter que l'énergie à fournir pour rompre un contact cohésif avec la loi Dugdale est différente de celle à fournir avec la loi Venzal (respectivement 4,5 mJ et 14,7 mJ pour un contact simple). Cette énergie de rupture peut être plus élevée avec la loi Dugdale car celle-ci ne prend pas en compte l'historique du contact.

Le tableau 3.1 synthétise les paramétrisations faites pour les différentes lois.

3.5 Conclusion

Afin de représenter numériquement le comportement d'un contact entre deux grains de ballast collés, une loi cohésive de type Dugdale est utilisée, en guise de première approximation. L'emploi d'une telle loi nécessite la caractérisation de deux paramètres cohésifs que sont la force de cohésion normale, et la distance à rupture. Des essais mésoscopiques et microscopiques ont permis de quantifier les ordres de grandeur de ces paramètres et d'en proposer des valeurs. Comme les essais expérimentaux réalisés durant la thèse ont recours à du ballast en granite/diorite, ce sont les valeurs relatives à ce matériau qui sont adoptées dans les études numériques présentées aux prochains chapitre, à savoir $\gamma = 30$ N et $g_{coh} = 0,15$ mm.

Les essais expérimentaux ont également permis de calibrer des paramètres de la loi CZM développée par Venzal, loi prenant en compte un endommagement du milieu et une résistance au cisaillement contrôlée. Le comportement cohésif est considéré isotrope, à défaut d'avoir pu caractériser le contact cohésif en cisaillement.

Bien que non programmé à l'origine, des essais de cisaillement ont été tentés sur le même type d'échantillon, en proposant un dispositif à fixer aux mors de la machine de traction pour exercer un effort de cisaillement. Les résultats obtenus présentaient une variabilité importante attendue, liée par exemple à la conservation de l'état de surface des grains en contact, au dispositif lui-même qui se déformait légèrement au cours de l'essai, ou à l'alignement échantillon/axe de sollicitation difficile à assurer. Ces tentatives ont souligné la nécessité d'avoir un appareillage prévu pour le cisaillement, dont nous ne disposons pas.

Une première campagne d'essais numériques à visée académique est réalisée, l'objectif étant d'étudier la sensibilité de différents paramètres cohésifs sur un milieu granulaire polyédrique.

Des simulations appliquées au cas de la résistance latérale de la voie ferrée sont également conduites, pour pouvoir apporter des premières réponses quant à l'optimisation du procédé de collage de ballast ferroviaire.

Étude numérique du comportement d'un milieu granulaire cohésif

Les études numériques de compressions triaxiales de milieux granulaires sont en soi relativement courantes dans la littérature [85, 103, 105] car elles permettent de mettre en évidence l'influence de certains paramètres comme les coefficients de frottement [95, 101], la forme des grains [59] ou la fracturation des particules [15] sur le comportement du matériau granulaire. Il existe également des études soumettant des échantillons cohésifs à la compression triaxiale [25, 88] mais les grains y sont représentés par des sphères. Les tests réalisés sur des grains polyédriques quant à eux n'impliquent pas de cohésion [9, 62].

Il nous semble alors important d'étudier, en amont de simulations appliquées au ferroviaire, un cas simple mettant en jeu un milieu granulaire polyédrique cohésif, le comportement d'un tel milieu étant peu ou pas représenté dans le paysage scientifique.

Aussi un cas dit académique est réalisé, consistant à soumettre un échantillon polyédrique cohésif à une compression triaxiale. Cette situation peut ainsi s'apparenter à la résistance latérale du ballast lors de l'avancée de la traverse. Les mesures ne sont pas uniquement faites en fonction de l'intensité de collage mais aussi en fonction de la loi cohésive utilisée.

Le logiciel de simulation numérique utilisé est le logiciel libre *LMGC90* [22], qui s'appuie sur l'approche *NSCD* détaillée au chapitre 2. La version utilisée n'est pas celle exploitée par la SNCF mais la version la plus récente à l'heure de rédaction de ces lignes (2021).

4.1 Mise en place d'un échantillon

Un échantillon numérique est composé de 2500 grains polyédriques sélectionnés aléatoirement dans une bibliothèque de 996 corps. Cette collection de polyèdres est le résultat de scans de véritables grains de ballast ; elle est utilisée par la SNCF pour traiter les problématiques granulaires avec des outils numériques DEM. Les particules forment un échantillon de dimensions $0,52 \times 0,48 \times 0,48 \text{ m}^3$.

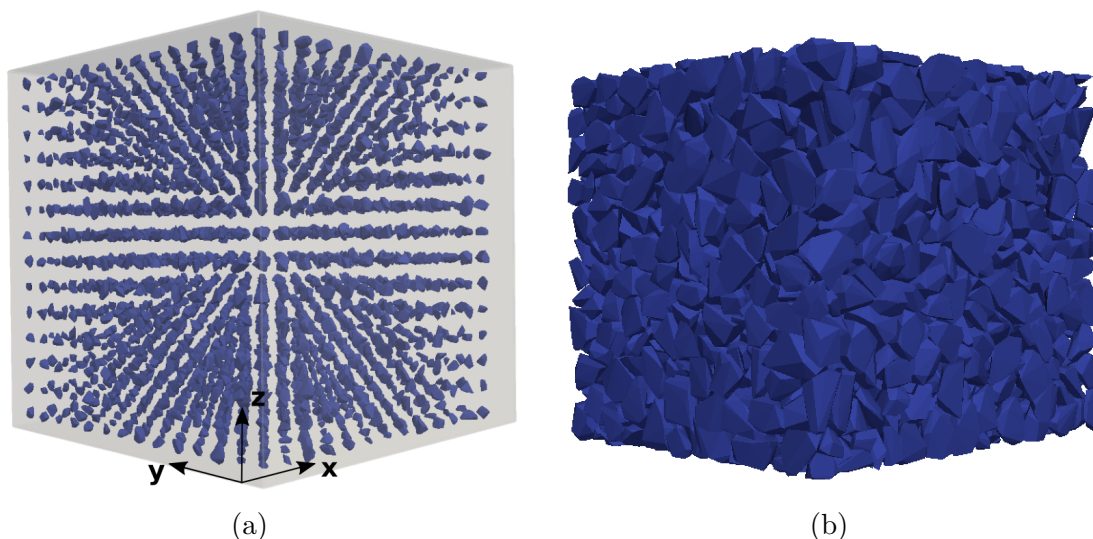


FIGURE 4.1 – (a) Début de la mise en place de l'échantillon et (b) échantillon final (les plans ont été enlevés par souci de lisibilité).

Le résultat illustré sur la Figure 4.1 est obtenu en une étape de construction. Elle consiste à mettre en place une grille de particules dans un espace sans gravité. On confère à chacun de ces

grains une vitesse initiale (comprise entre 0 et une vitesse permettant de parcourir un diamètre de grain en 20 pas de temps dans chacune des trois directions principales de l'espace, à savoir $14,7 \text{ m.s}^{-1}$), afin de déstructurer leur placement initial. Cette grille est encadrée par six plans qui se rapprochent les uns des autres, leur rapprochement permettant de comprimer les particules entre elles. Une pression constante de 4 kPa est imposée aux plans tout au long de l'étape. Ils ne possèdent qu'un unique degré de liberté, celui leur permettant de comprimer les grains.

Pour obtenir une densité élevée, le coefficient de frottement inter-grains (et avec les parois) est nul. La simulation s'arrête lorsque :

$$(|l_{x,t+1} - l_{x,t}| + |l_{y,t+1} - l_{y,t}| + |l_{z,t+1} - l_{z,t}|) < 1 \times 10^{-6} \quad , \quad (4.1)$$

avec $l_{x,t}$, $l_{y,t}$ et $l_{z,t}$ respectivement les distances séparant les plans se déplaçant selon \mathbf{x} , \mathbf{y} et \mathbf{z} à l'instant t (ou à l'instant $t + 1$ pour $l_{x,t+1}$, $l_{y,t+1}$ et $l_{z,t+1}$). À la fin de cette étape, la compacité du milieu vaut 0,63 ; cette valeur est proche de la compacité maximale que la SNCF arrive à générer avec ces grains polyédriques [84].

La pression de 4 kPa a été choisie en fonction des simulations réalisées au chapitre 5 ; cette valeur correspond à la résultante des efforts exercés par les grains sur les plans longitudinaux utilisés dans les simulations. Cette valeur de confinement correspond ainsi à la pression longitudinale (et latérale) que subit le ballast au sein d'une voie ferrée.

Trois échantillons différents sont créés en utilisant cette même méthode afin d'évaluer la variabilité des résultats. Cette précaution est faite au vu du nombre relativement faible de grains composant nos échantillons. Ces derniers ne présentent pas encore de cohésion, car l'étape se concentre sur la bonne disposition géométrique des particules, et est effectuée avec une loi de frottement sec de type Signorini-Coulomb. La manière dont est réalisé le collage numérique est explicitée dans la Section 4.3, car elle est dépendante du paramètre que nous souhaitons étudier.

4.2 Essai triaxial

Les essais qui suivent sont réalisés sans gravité afin de ne pas introduire de gradient de force dans la hauteur de l'échantillon. La pression latérale est toujours fixée à 4 kPa, le plan inférieur est fixe, et le plan supérieur vient comprimer l'échantillon avec une vitesse imposée de $8,6 \times 10^{-5} \text{ m.s}^{-1}$, afin de rester dans une sollicitation quasi-statique. La détermination de cette vitesse s'est faite à l'aide du nombre inertiel I [68], nombre adimensionné permettant de comparer un temps t_r relatif au réarrangement des grains sous l'effet de la pression à un temps t_c relatif au cisaillement des grains :

$$I = \frac{t_r}{t_c} \quad . \quad (4.2)$$

t_r et t_c s'expriment comme suit :

$$\begin{cases} t_r = d\sqrt{\frac{\rho}{P}} \\ t_c = \frac{1}{\tau} \end{cases} \quad , \quad (4.3)$$

où d est le diamètre moyen d'un grain, ρ la masse volumique des grains, P la pression exercée sur le système, et τ le taux de cisaillement qui s'exprime comme le rapport entre la vitesse de cisaillement v_{cis} dans l'échantillon et sa hauteur l_z :

$$\tau = \frac{v_{cis}}{l_z}.$$

I permet d'évaluer l'importance de la dynamique dans le système, et de prédire le type de régime dans lequel il se situe. Pour s'affranchir des effets inertiels, I doit rester inférieur à 10^{-3} [43], ce qui permet ici une vitesse de $8,6 \times 10^{-5} \text{ m.s}^{-1}$.

Les premières simulations sont réalisées avec un pas de temps de $1,5 \times 10^{-3} \text{ s}$, pour être inférieur aux temps caractéristiques relatifs aux différents efforts trouvés dans le système. Ce pas de temps permet d'arrêter le calcul lorsque la déformation verticale de l'échantillon atteint les 15 % sans que les durées de simulation dépassent la semaine de calcul. Cependant, la raideur initiale utilisée dans la loi Venzal est très élevée (de l'ordre de 10^{10} N.m^{-1} pour les plus élevées) et un tel pas de temps éclipse la partie élastique des contacts cohésifs. C'est pourquoi en un second lieu, un pas de temps dix fois plus court est utilisé ($1,5 \times 10^{-4} \text{ s}$). Ces simulations sont alors stoppées pour une déformation verticale de 1,5 %, ce qui semble peu mais est en réalité suffisant pour cibler la zone de forts changements sans dépasser 7 jours de calcul.

Le solveur NLGS utilisé pour résoudre le système de contacts peut réaliser un maximum de 50 000 itérations, maximum qui n'est jamais atteint, témoignant de la convergence des solutions.

4.3 Variable de l'étude

Lorsque la cohésion intervient dans le système, il existe un nombre adimensionné important nommé intensité de cohésion [82], noté η et défini par :

$$\eta = \frac{\gamma}{Pd^{(D-1)}} \quad , \quad (4.4)$$

où γ est la force de cohésion, P la pression exercée sur le système, d le diamètre moyen d'un grain et D la dimension du modèle. Ce nombre revient à comparer la résistance maximale à la traction d'un grain avec une force relative à une pression globale qui s'exerce sur le système. Une faible intensité de cohésion signifie que le rôle de la cohésion dans l'échantillon est négligeable par rapport à la pression macroscopique. À titre d'exemple, un tas de sable humide sous pression atmosphérique a une intensité de cohésion de 5 environ [78].

η est la variable de cette étude. Elle revient à faire varier la force de cohésion pour la loi cohésive Dugdale. Pour la loi de comportement Venzal, la force de cohésion normale, et donc l'intensité de cohésion, est pilotée par la contrainte maximale σ_n .

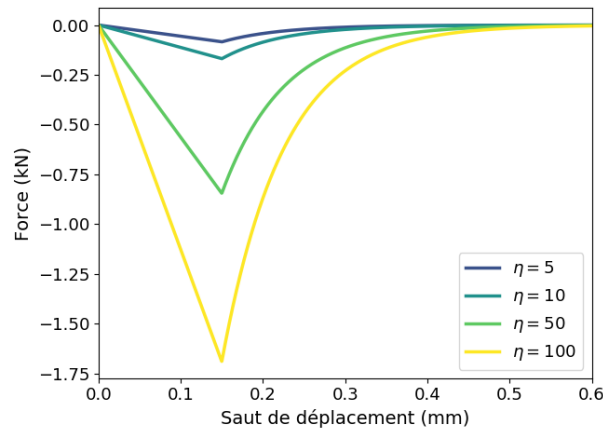
La distance de rupture de la loi Dugdale, correspondant, pour la loi Venzal, au déplacement δ_j^c au-delà duquel le contact commence à s'endommager, est fixée à $1,5 \times 10^{-4} \text{ m}$. Cependant, faire varier σ_n sans changer la valeur de δ_j^c impose de modifier la raideur au contact k_j^0 , qui est modifiée en conséquence.

Pour faciliter les comparaisons entre lois cohésives utilisées, nous cherchons également à ce que leurs énergies de rupture soient identiques pour une intensité de cohésion équivalente. La calibration de l'énergie surfacique de cohésion G_j de la loi Venzal, en modifiant la partie décroissante de ladite loi, rend l'égalité voulue possible.

Les grandeurs utilisées pour chacune de ces variables sont synthétisées dans le tableau 4.2a. La distance de rupture de la loi Dugdale, correspondant à la distance d'endommagement de la loi Venzal, est fixée à $1,5 \times 10^{-4} \text{ m}$. La forme de la loi Venzal obtenue pour chaque paramétrage est présentée Figure 4.2b à titre indicatif.

η	Loi Dugdale	Loi Venzal		
	γ (N)	k_j^0 (N/m)	σ_j^e (Pa)	G_j (J/m ²)
5	80	1^{10}	$1,56^6$	230
10	160	2^{10}	$3,12^6$	465
50	800	1^{11}	$1,56^7$	2340
100	1600	2^{11}	$3,12^7$	4685

(a)



(b)

FIGURE 4.2 – (a) Paramétrages des lois cohésives pour différentes intensités de cohésion et (b) représentation de la loi Venzal pour lesdites intensités de cohésion (dans le cas d'un contact simple).

L'étude portant sur la variation de η est effectuée sur des échantillons dans lesquels tous les contacts grain/grain initiaux sont cohésifs. Pour injecter la cohésion dans les systèmes obtenus en section 4.1, la loi d'interaction grain/grain de contact sec frottant est remplacée par la loi cohésive souhaitée. Le calcul est lancé à partir des positions de grains obtenues durant l'étape de préparation de l'échantillon. Toutefois le réseau de contact est recalculé avec l'application de la loi cohésive, permettant ainsi de prendre la cohésion en compte.

4.4 Résultats

Avec la loi de cohésion Dugdale, la majorité des échantillons subissent des déformations telles que l'essai ne respecte plus les conditions nécessaires à l'application d'une pression isotrope (cf. Figure 4.3) : la force exercée par les plans n'est plus supportée par l'ensemble de la surface de l'échantillon, mais par un faible nombre de grains.

Plus la valeur de η est élevée, plus la déformation du milieu est importante. Plusieurs phénomènes liés au fonctionnement de la loi cohésive utilisée expliquent l'apparition de cette déformation. Dans un premier temps, la loi est régie par la distance inter-grain et non par leur déplacement relatif; cela a pour effet de créer automatiquement une force attractive entre les grains lorsque ceux-ci sont séparés d'une distance inférieure au seuil de rupture. De ce fait, le collage provoque des précontraintes dans le système d'autant plus importantes que la valeur de η est élevée. Ensuite, le déplacement relatif des grains implique que la force maximale de cohésion de la loi soit atteinte : plus celle-ci est grande, plus l'énergie emmagasinée dans le contact est élevée, et plus la

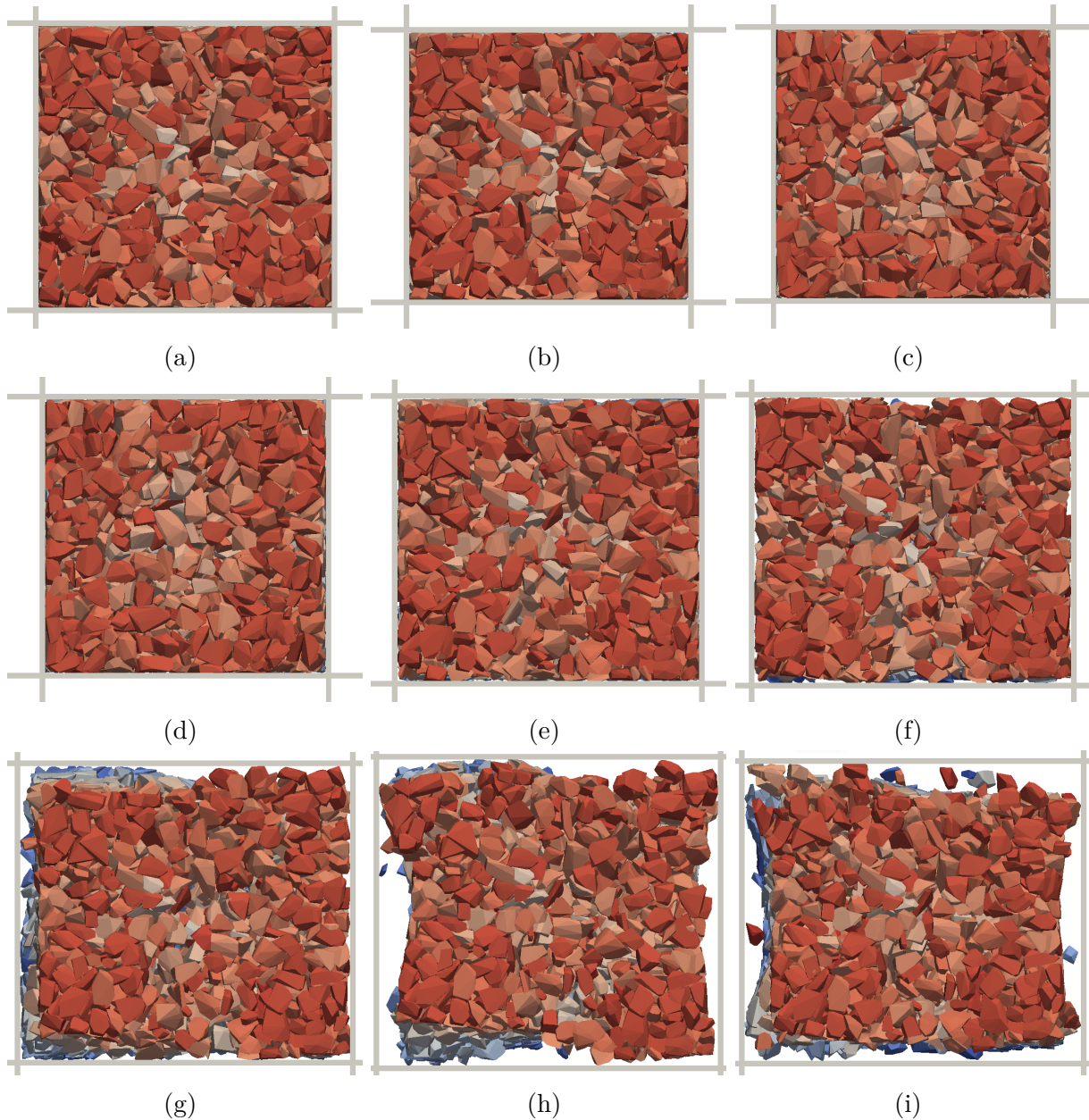


FIGURE 4.3 – Visuel des échantillons en fin de simulation (déformation verticale de 15%) pour une valeurs de η de (a) 0 (cas sec), (b), 0,0018 (c), 0,018 (d), 0,18 (e), 1 (f), 5 (g), 10 (h) 50 et (i) 100 dans le plan \mathbf{Oxy} . Plus le grain est rouge, plus sa coordonnée \mathbf{z} est élevée ; plus il est bleu, plus elle est faible.

déstructuration de l'échantillon est importante. Pour déterminer à partir de quelle valeur de η il est pertinent de réaliser des essais triaxiaux avec le modèle de cohésion de Dugdale, l'évolution du nombre de contacts sur les parois latérales de l'échantillon N_p est présentée sur la Figure 4.4 ; il s'agit d'un indicateur simple de la déformation observée sur la Figure 4.3 : moins il y a de contacts avec ces parois, moins la pression subie par l'échantillon est isotrope.

Le cas sec ($\eta = 0$) nous sert de cas de référence en nous montrant le nombre de contacts avec les parois latérales pour un échantillon qui se déforme sans être parasité par la cohésion. Comme pour toutes les valeurs de η testées, le début d'essai s'accompagne d'une baisse de N_p lié à l'initiation

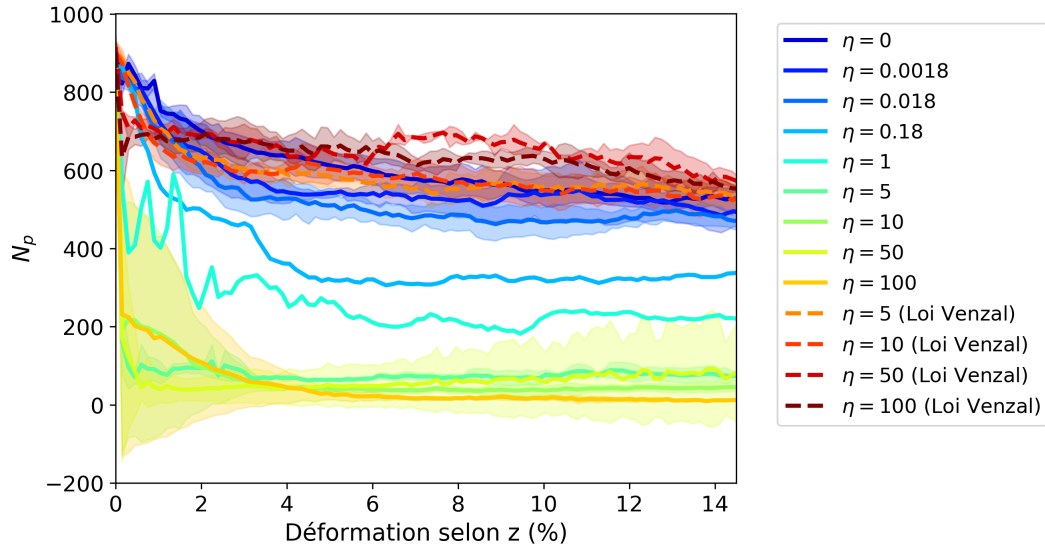


FIGURE 4.4 – Évolution du nombre de contacts sur les parois latérales de l'échantillon, noté N_p , pour différentes valeurs d'intensité de cohésion. Les traits pleins sont réalisés avec la loi cohésive Dugdale, les traits en pointillé avec la loi Venzal.

du rétrécissement vertical des surfaces latérales de l'échantillon et à la restructuration du réseau des contacts en réaction aux changements de conditions limites.

Cette baisse s'observe sur tous les échantillons et est d'autant plus importante que l'intensité de cohésion est élevée (avec la loi cohésive de type Dugdale). Les déformations sont brutales et rapides avec la loi Dugdale car le déplacement des grains nécessite que la force maximale de cohésion de la loi soit atteinte. Ainsi, le processus de compression demande une énergie initiale qui augmente avec η , et qui aboutit à une déformation telle que peu de grains finissent en contact avec les parois (comme en témoigne la Figure 4.3). Cette baisse de N_p peut être synthétisée grâce à un rapport de perte $N_r = N_{p,f}/N_{p,0}$, où $N_{p,0}$ correspond au nombre de contacts sur les parois latérales en début de simulation et $N_{p,f}$ en fin de simulation, lorsque N_p est stabilisé (cf. Figure 4.5).

La répartition des différentes valeurs de N_r confirme à nouveau la différence de comportement entre les lois Dugdale et Venzal. Si on considère la valeur de N_r relative au cas sec comme étant un seuil de validité de l'essai triaxial, alors aucune des simulations réalisées avec la loi Dugdale ne serait exploitable pour une étude, mais toutes celles réalisées avec la loi Venzal le seraient, même pour les intensités de cohésion les plus élevées. Si on prend en compte l'écart-type du N_r relatif au cas sec, l'échantillon collé avec la loi Dugdale et $\eta = 0,0018$ peut être considéré comme valide. Nous choisissons de ne pas l'inclure dans les études suivantes car un η aussi faible indique que le rôle de la cohésion est négligeable comparé au rôle de la pression imposée.

Ainsi, les essais triaxiaux sont à écarter pour le collage Dugdale ; des essais uniaxiaux réalisés sur des échantillons entièrement cohésifs seraient préférables pour étudier la variation du pic de force en fonction des divers paramètres cohésifs de la loi de comportement Dugdale.

Pour évaluer la résistance de l'échantillon rendu cohésif avec la loi Venzal, on s'appuie sur l'expression du déviateur des contraintes q normalisé par la contrainte hydrostatique p . q et p s'expriment par rapport aux contraintes principales σ_I , σ_{II} et σ_{III} (portées respectivement par les directions \mathbf{x} , \mathbf{y} et \mathbf{z}) du tenseur des contraintes diagonalisé comme suit :

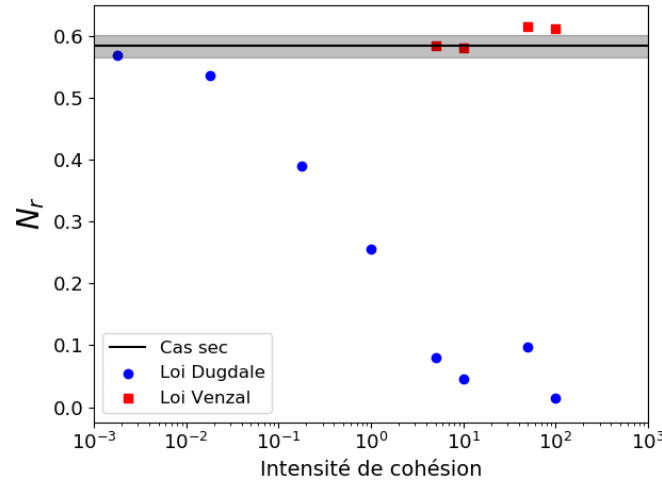


FIGURE 4.5 – Rapport entre le nombre de contacts avec les parois latérales en début de simulation et en fin de simulation (déformation verticale de 15 %) pour différentes valeurs de η et différentes lois cohésives. L'écart-type est représenté pour la valeur relative au cas sec.

$$\begin{cases} p = \frac{(\sigma_I + \sigma_{II} + \sigma_{III})}{3} \\ q = \frac{(2\sigma_I - \sigma_{II} - \sigma_{III})}{3} \end{cases} \quad (4.5)$$

La configuration particulière de l'essai triaxial dans laquelle on impose une pression isotrope dans deux des directions principales ($\sigma_I = \sigma_{II}$) permet de faire la simplification $q = (\sigma_I - \sigma_{III})/3$.

L'évolution de q/p pour les échantillons collés avec la loi Dugdale est représentée sur la Figure 4.6. Les objectifs de ces courbes sont de confirmer (ou réfuter) qu'il n'est pas nécessaire d'inclure ces échantillons dans le reste de l'étude (notamment ceux présentant les valeurs d'intensité de cohésion les plus faibles) et d'observer à quel point l'évolution de la résistance du système est affectée par l'exercice d'une pression non isotrope.

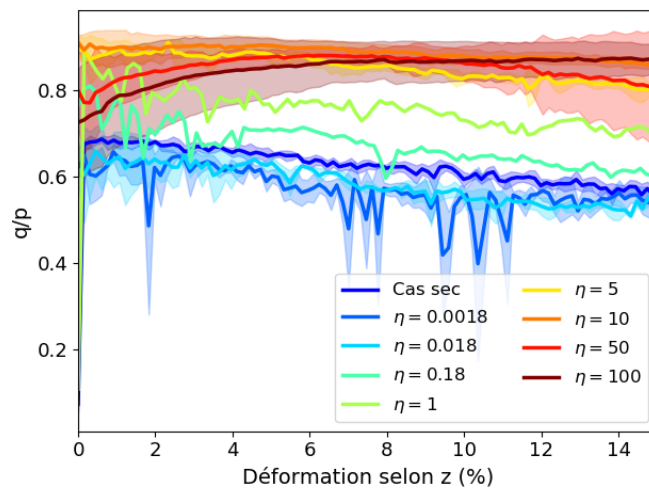


FIGURE 4.6 – Évolution de q/p pour les échantillons collés avec la loi Dugdale.

Sans nous attarder sur une analyse précise de ces courbes (puisque les conditions limites ne

respectent pas celles relatives à des essais triaxiaux), on peut néanmoins remarquer que les échantillons se déformant le plus ($\eta \geq 50$) présentent une évolution différente que pour les échantillons ayant une intensité de cohésion plus faible ($\eta < 50$), indiquant que l'importance des déformations a une influence sur l'évolution de q/p . Toutefois, ces courbes ne présentent pas d'évolution particulièrement suspecte et permettent de souligner l'importance de vérifier le respect des conditions limites propres aux essais triaxiaux.

Ensuite, pour $\eta = 0,018$ et $\eta = 0,0018$, l'évolution de q/p est similaire au cas sec, bien que les valeurs soient légèrement plus faibles ; ceci nous conforte dans le choix de les exclure du reste de l'étude, étant donné que ces échantillons se comportent comme s'il n'y avait pas de cohésion dans le système.

Ainsi, l'étude est dorénavant centrée sur les 1,5 premiers pourcents de déformation verticale pour les échantillons collés avec la loi Venzal.

La Figure 4.7a présente l'évolution de q/p pour différentes valeurs de η par rapport à la déformation de l'échantillon selon la direction verticale \mathbf{z} . Les courbes sont des moyennes réalisées sur 3 échantillons différents.

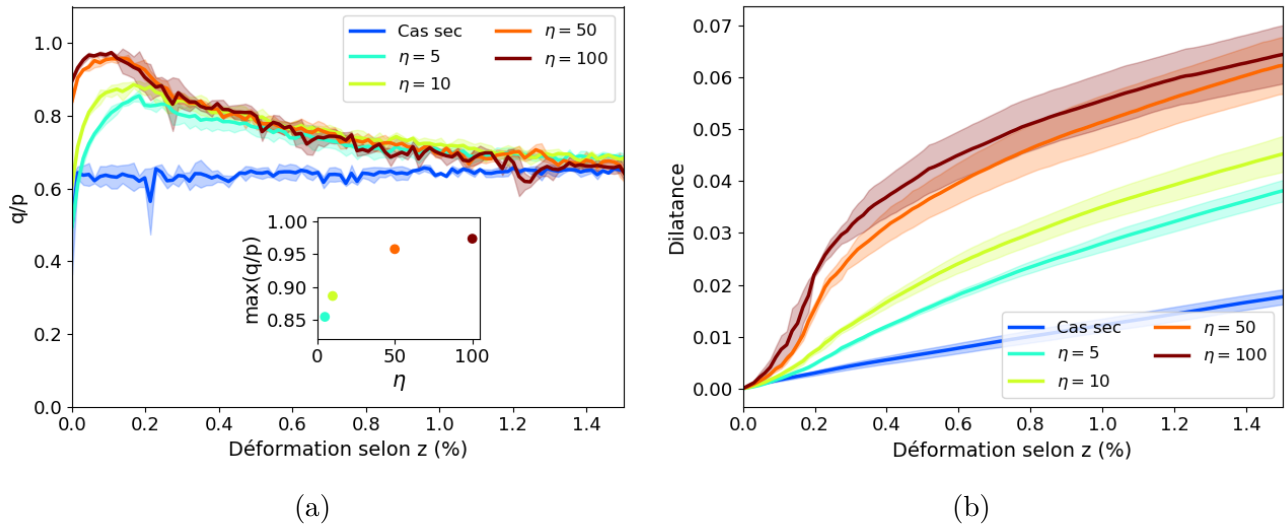


FIGURE 4.7 – (a) Évolution de q/p pour les échantillons collés avec la loi Venzal. Les valeurs des pics de résistance atteintes pour les cas cohésifs sont représentées en fonction de l'intensité de cohésion à titre indicatif. (b) Évolution de la dilataance.

Les courbes relatives aux échantillons cohésifs décrivent l'évolution typique des milieux granulaires fortement compactés ou très « frottants » : une augmentation de q/p est observée jusqu'à atteindre un pic de résistance, avant de baisser vers un plateau plastique nommé état résiduel [69]. Ici, le changement de coefficient de frottement inter-particulaire μ entre la fin de la mise en place de l'échantillon ($\mu = 0$) et le début de l'essai triaxial ($\mu = 0,8$) ainsi que la compacité initiale élevée ($\rho_0 = 0,63$) font que le pic de résistance est très rapidement atteint. Pour le cas sec, l'évolution de q/p est encore dans la phase croissante : le pic n'a pas encore été atteint pour une déformation verticale de 1,5 %. Il est à noter que la courbe relative au cas sec est différente de celle observée sur la Figure 4.6, obtenue avec un pas de temps plus grand : la résistance atteinte pour des déformations verticales inférieures à 1,5% est plus élevée avec un pas de temps de $1,5 \times 10^{-3}$ s qu'avec un pas de temps de $1,5 \times 10^{-4}$ s. Raffiner le pas de temps a permis de gagner en précision grâce à une incrémentation plus fine.

La présence de cohésion dans le milieu augmente sa résistance au cisaillement en début de déformation, faisant passer q/p de 0,62 pour le cas sec sur l'intervalle de déformation considéré à 0,85 voire 0,97 pour les cas cohésifs. Le gain de résistance apporté par l'augmentation de l'intensité de cohésion est de plus en plus faible : la valeur du pic passe de 0,85 à 0,89 entre $\eta = 5$ et $\eta = 10$ et passe seulement de 0,96 à 0,97 entre $\eta = 50$ et $\eta = 100$. Il est intéressant de noter que la variation d'intensité de cohésion a une influence uniquement sur la valeur du pic (et sa position), mais pas sur la tendance de sa décroissance : la cohésion augmente la valeur de q/p , mais le cas sec est en accord avec les ordres de grandeurs trouvés dans la littérature pour des polyèdres [9]. Les courbes relatives aux échantillons cohésifs finissent par décroître pour atteindre les mêmes performances que le cas sec. Les contacts cohésifs qui s'opposent à la déformation se rompent, ceux qui restent n'intervenant que très peu dans la résistance aux sollicitations : le comportement de l'échantillon devient alors assimilable au cas sec.

Pour confronter cette hypothèse, il est intéressant d'étudier des données relatives à la structure comme, dans un premier temps, la dilatance ϵ_p , ou déformation volumique de l'échantillon. La Figure 4.7b en montre l'évolution. La dilatance est exprimée en fonction du volume initial V_0 et du volume V à l'instant t :

$$\epsilon_p = \ln \left(1 + \frac{V - V_0}{V_0} \right) \quad (4.6)$$

Dès le départ, ϵ_p augmente, bien que faiblement, illustrant la dilatation nécessaire pour que l'échantillon puisse se cisailier. Néanmoins, pour les valeurs d'intensité de cohésion les plus élevées, tant que le milieu n'a pas atteint le pic de contrainte, la variation volumique reste très faible, car l'échantillon, n'ayant pas encore subi d'endommagement trop important, résiste encore activement aux sollicitations imposées. Une fois le pic atteint, la dilatance augmente plus rapidement pour ces η élevés. Plus η est grand, plus l'échantillon se dilate, ce qui semble contre-intuitif : les déplacements relatifs inter-grains sont plus difficiles à provoquer avec l'augmentation de l'énergie à fournir dans le contact, et donc la déformation volumique devrait être moins conséquente avec des η plus grands.

Les échantillons qui se dilatent le plus sont ceux ayant un endommagement moyen $\bar{\beta}$ plus grand, comme en témoigne la Figure 4.8. $\bar{\beta}$ est calculé en appliquant la formule suivante :

$$\bar{\beta} = \frac{1}{n_{ct,0}} \sum_i (1 - \beta_i) \quad (4.7)$$

où $n_{ct,0}$ désigne le nombre de contacts total en début d'essai, et β_i l'intégrité du contact i ($\beta_i = 1$ pour un contact intact, et vaut 0 pour un contact complètement endommagé). Les contacts doubles et triples ne sont comptés qu'une seule fois dans $n_{ct,0}$, et l'intégrité affiliée à de tels contacts est la moyenne de l'intégrité de chacune de leurs composantes.

L'endommagement se produit dès le début de simulation en présentant une croissance linéaire sur environ 0,2 % de déformation. L'endommagement est d'autant plus important que l'intensité de cohésion est grande. Ces observations expliquent les dilatances importantes constatées pour les valeurs élevées de η : de grandes déformations volumiques nécessitent de plus grands déplacements de grains, ce qui se répercute dans la détérioration des contacts.

Il est cependant étonnant d'observer un endommagement si important pour les valeurs de η les plus élevées, car l'énergie à dépenser pour sortir du domaine élastique des contacts est plus grande et donc plus difficile à fournir.

Dans tous les cas, pour $\eta = 100$, l'évolution de l'endommagement explique les courbes précédentes : au départ, la dilatance augmente faiblement car la cohésion maintient la structure du

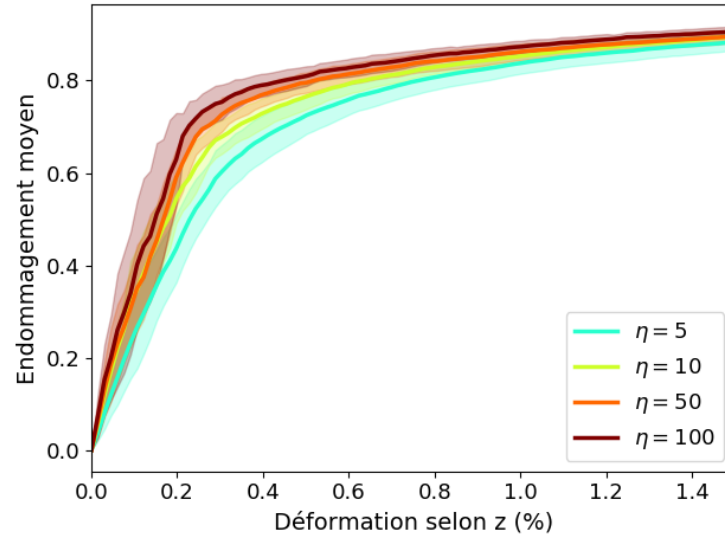


FIGURE 4.8 – Évolution de l'endommagement pour différentes valeurs d'intensité de cohésion (loi cohésive Venzal).

milieu. De plus en plus de contacts cohésifs s'endommagent durant cette phase d'opposition active (partie croissante de la courbe q/p) jusqu'à un seuil vers 0,2 % de déformation verticale ou q/p baisse et la dilatance augmente plus vite. À partir de ce seuil, la vitesse de l'endommagement ralentit car les contacts cohésifs qui intervenaient activement dans la résistance de la structure ont tous rompu (ou se sont trop détériorés). La même lecture peut se faire pour $\eta = 50$. Les mêmes phénomènes interviennent pour les intensités de cohésion plus faibles, mais l'évolution de l'endommagement moyen des ces échantillons, et donc de leur dilatance, est plus douce que pour les η plus élevés.

Pour étudier l'évolution micro-structurale du milieu, le nombre de coordination Z est utilisé :

$$Z = 2 \frac{n_{ct,V}}{n_{gr,V}} \quad (4.8)$$

où $n_{ct,V}$ représente le nombre de contacts dans le volume V (les contacts doubles et triples sont comptabilisés une seule fois), et $n_{gr,V}$ le nombre de corps dans le volume V . Z décrit ainsi la connectivité du réseau. Son évolution pour différentes valeurs d'intensité de cohésion est présentée Figure 4.9.

Le cas sec possède une connectivité de départ plus faible que les configurations collées. Ceci est lié au fait que, dans le décompte des contacts pour le cas cohésif, ceux ne subissant pas de force mais ayant un statut cohésif non rompu sont comptabilisés. Or, dans le cas sec, il existe des contacts suffisamment proches pour être repérés par la détection grossière, mais qui ne sont en réalité pas rigoureusement en contact : ils ne véhiculent ainsi aucune force, et ne sont donc pas comptés dans le calcul de Z . Ainsi, la cohésion permet de prendre en compte des contacts cohésifs inactifs car susceptibles de contribuer au réseau de forces à l'avenir ; c'est la manifestation de l'augmentation de la connectivité du système par l'ajout de cohésion.

Au départ, tous les échantillons voient leur connectivité baisser avant de se stabiliser autour de 5 pour le cas sec¹, 4,6 pour les intensités de cohésion les plus faibles et autour de 4 pour les valeurs

1. Il est important de noter que le pic de force n'est pas encore atteint pour le cas sec, et que le nombre de

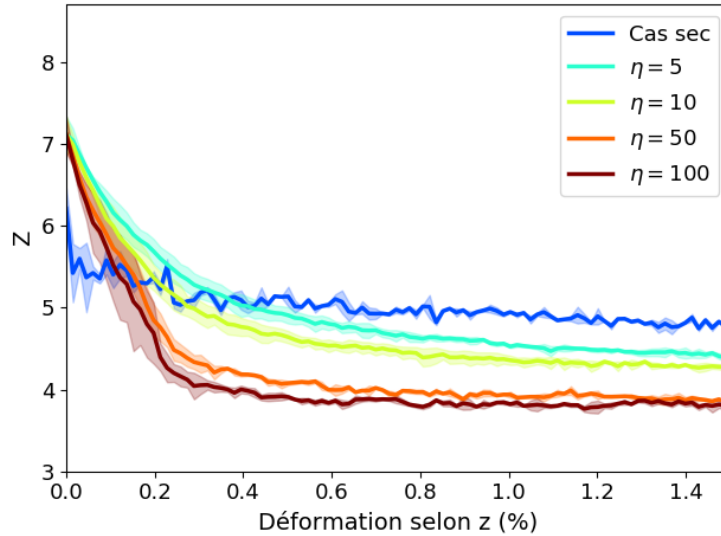


FIGURE 4.9 – Évolution de Z pour différentes intensités de cohésion (loi cohésive Venzal).

de η les plus grandes. La chute de Z pour ces derniers se fait brutalement et baisse bien plus que dans les autres cas : cela est en accord avec la dilatance plus importante de ces échantillons, qui sous-entend une connectivité moins dense. Une cohésion de plus en plus forte permet au système d'être de plus en plus poreux tout en restant cohésif, réduisant ainsi Z .

Pour conclure cette étude, nous allons caractériser les anisotropies structurelles du milieu. Elles permettent de mettre en évidence les éventuelles orientations préférentielles que peut adopter le système au cours de la simulation. Pour construire ces anisotropies, on s'appuie sur les composantes principales du tenseur de fabrique diagonalisé \mathbb{F} . Ce dernier est décrit comme suit :

$$\mathbb{F}_{ij} = \frac{1}{n_{ct,V}} \sum_{c \in V} n_i^c n_j^c \quad , \quad (4.9)$$

avec $n_{ct,V}$ le nombre de contacts dans le volume V , i et j pouvant être les composantes \mathbf{x} , \mathbf{y} ou \mathbf{z} du repère global, et \mathbf{n}^c la normale au contact c . La diagonalisation de \mathbb{F} nous permet de calculer les anisotropies à l'aide des valeurs propres F_X , F_Y et F_Z ² :

$$\begin{cases} a_{XY} = 2(F_Y - F_X) \\ a_{XZ} = 2(F_Z - F_X) \\ a_{YZ} = 2(F_Z - F_Y) \end{cases} \quad (4.10)$$

La symétrie du système fait que a_{XZ} et a_{YZ} ont des tendances similaires, donc seules les évolutions de a_{XZ} et a_{XY} sont affichées sur la Figure 4.10a par souci de lisibilité.

Qu'il y ait de la cohésion ou non dans le milieu, ce dernier est isotrope dans tous les plans en début de simulation (ou du moins, avec une anisotropie très faible), comme le laissaient supposer la méthode de création d'échantillon et les symétries du système. Très rapidement, une anisotropie se développe dans le plan \mathbf{Oxz} (et \mathbf{Oyz}) où la structure privilégie une orientation verticale s'opposant à la sollicitation principale. La dilatation de l'échantillon permet d'accentuer cette anisotropie

coordination est susceptible de baisser.

2. Le repère du tenseur diagonalisé étant orienté de la même manière que le repère global, les notations relatives au repère global sont conservées car toujours significatives.

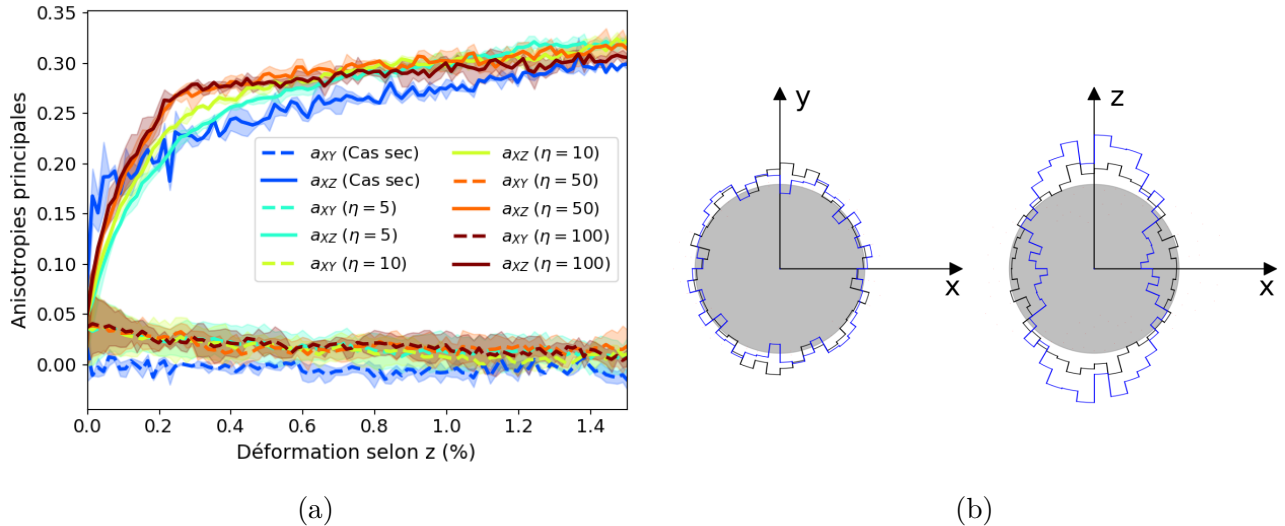


FIGURE 4.10 – (a) Évolution des anisotropies a_{XZ} et a_{XY} pour différentes valeurs de η . (b) Représentation sphérique des orientations des normales aux contacts en début (trait noir) et fin (trait bleu) de simulation pour un échantillon cohésif dans deux plans principaux du repère global. Le cercle gris représente à titre indicatif une répartition parfaitement isotrope.

pour s'adapter à l'effort croissant subi. La Figure 4.10b représente la distribution des directions des normales aux contacts en début et fin de simulation pour un cas cohésif ($\eta = 100$) : elle décrit de manière plus visuelle les observations faites sur les courbes, à savoir l'isotropie structurelle initiale, ainsi que l'apparition d'une anisotropie de plus en plus marquée dans le plan \mathbf{Oxz} (et donc \mathbf{Oyz}). La cohésion n'apporte pas de réelle modification de la structure de l'échantillon au cours de l'essai triaxial, les comportements avec et sans colle étant semblables. On remarquera uniquement que l'anisotropie a_{XZ} (et donc a_{YZ}) se développe encore plus rapidement pour le cas sec que pour les échantillons cohésifs, car le cas sec présente moins de limitations au niveau des déplacements des grains, permettant de s'adapter plus rapidement aux efforts imposés.

4.5 Conclusion

Des essais triaxiaux réalisés avec une loi de cohésion de type Dugdale et de type Venzal ont été effectués pour étudier le comportement d'un système granulaire polyédrique cohésif. Le paramètre d'étude était l'intensité de cohésion.

Les déformations de l'échantillon subie avec la loi cohésive Dugdale rendent les essais triaxiaux inadaptés à une telle étude en raison de sa manière de prendre en compte la cohésion. En effet, pour provoquer le déplacement des grains il est nécessaire d'atteindre la force de cohésion maximale. Cela aboutit à une accumulation d'énergie dans tout le système que les ruptures relâchent brutalement, induisant des déformations qui empêchent une bonne répartition de la pression sur les bords de l'échantillon. Une étude comportementale avec une telle loi nécessiterait le recours à d'autres types d'essais, comme les essais uni-axiaux à réaliser sur des échantillons entièrement cohésifs.

La cohésion Venzal quant à elle, avec l'élasticité initiale des contacts cohésifs et la possibilité qu'ils ont de s'endommager, s'affranchit de ces problèmes et est compatible avec les essais triaxiaux, même pour des intensités de cohésion élevées. Plus l'intensité de cohésion est grande,

plus la résistance du système est importante. Une fois le pic de résistance atteint, les échantillons finissent rapidement par atteindre les ordres de grandeur affiliés aux échantillons secs (pour une déformation verticale de 1,5%). C'est l'endommagement du milieu qui va piloter sa résistance, notamment sa dilatance et la densité de sa connectivité : les intensités de cohésion les plus importantes s'accompagnent des endommagements les plus importants et d'une dilatation volumique plus grande (et d'une connectivité moins dense). Par contre, la cohésion n'a pas d'influence sur l'orientation du réseau de contact : qu'il y ait cohésion ou non, les normales aux contacts ont une répartition initiale isotrope, et elles s'orientent rapidement dans la direction verticale pour s'opposer à cette forte sollicitation. En raison des symétries du système, les orientations des contacts sont homogènement réparties dans les directions des plans latéraux.

Cette étude confirme (encore) que la cohésion augmente bien la résistance au cisaillement du ballast, et réconforte dans le fait que le procédé de collage du ballast puisse renforcer la résistance latérale de la voie ferrée. Elle souligne l'importance de la méthode de prise en compte de la cohésion dans les simulations. La loi Dugdale, qui s'exprime non pas en fonction d'un saut de déplacement comme la loi Venzal mais comme une distance inter-grain, induit une force d'attraction qui agit automatiquement et ajoute des précontraintes dans le milieu. La rupture brutale de la cohésion ainsi que la nécessité d'atteindre la force maximale de cohésion pour permettre le déplacement relatif des grains sont des comportements discutables, qui ne reflètent pas ceux que semble adopter le liant utilisée en voie ; la loi Dugdale semble plus adapté à la modélisation d'un liant dont le séchage provoquerait une force d'attraction sur les grains en raison de la rétractation des ponts de colle.

Étude macroscopique de la cohésion : application à la résistance latérale

Dans les chapitres précédents, le comportement local de deux grains de ballast collés a été caractérisé en traction, permettant l'exploitation de deux modèles cohésifs.

Pour pouvoir maintenant évaluer la pertinence de tels modèles dans le cadre ferroviaire, des essais de résistance latérale sont réalisés en utilisant différentes configurations de collage, afin d'estimer l'impact de la colle sur la résistance latérale du ballast. Ces essais sont de deux natures différentes. La première est expérimentale avec pour objectif de fournir des données de référence.

La seconde est dédiée à une étude numérique de l'effet de la cohésion dans le massif granulaire, où des essais de résistance latérale sont reproduits. Les objectifs sont d'étudier le comportement local du milieu et l'influence de la cohésion sur celui-ci, et d'estimer qualitativement la justesse des modèles en comparant les tendances expérimentales et numériques. Le chapitre précédent nous met en garde quant à l'utilisation de la loi Dugdale en mettant en évidence certains comportements éloignés de la colle que nous souhaitons représenter. Cette loi, comme la loi Venzal, n'est néanmoins pas écartée de l'étude car son exploitation permet de traiter le cas de liants dont le séchage, en se rétractant, induirait des forces attractives entre les grains. Cela fournit des informations intéressantes pour la SNCF et sa politique d'optimisation du procédé de collage, qui passe à travers l'étude de l'utilisation du liant (configurations de collage) mais également du type de liant à utiliser (faible ou forte cohésion, pouvoir attractif ou non, élasticité du pont de colle...).

5.1 Essais expérimentaux de résistance latérale

Un essai de résistance latérale est composé :

- d'étapes intermédiaires de préparation de l'échantillon respectant un protocole commun aux pays membres de l'UIC (Union Internationale des Chemins de fer) [71],
- d'une mesure de résistance latérale,
- du collage des parties souhaitées du massif ballastée,
- de trois mesures de résistance latérale,
- du renouvellement du ballast.

Suivant ce protocole, 7 essais sont réalisés, entrecoupés de 6 renouvellements de ballast. Les différentes étapes sont détaillées ci-dessous.

5.1.1 Mise en place de l'échantillon

L'enceinte utilisée pour mettre en place l'échantillon a une largeur d'1,5 m, une longueur de 4 m et une hauteur de 0,6 m. Chacune des parois de l'enceinte est composée de quatre planches en bois encastrées dans une structure en acier (cf. Figure 5.3a). Le fond de l'enceinte est en acier. Des bâches plastiques protègent les parois et le fond de l'enceinte. L'enceinte est remplie de ballast à hauteur de 0,35 m, reproduisant l'épaisseur retrouvée en LGV (Ligne Grande Vitesse). Le ballast est tassé à l'aide d'outils manuels dédiés, et aplati afin d'obtenir une couche de hauteur homogène (cf. Figure 5.3b).

Le châssis, composé de deux traverses M450 reliées entre elles par deux portions de rail utilisé en LGV, est posé sur le lit de ballast (cf. Figure 5.3c). Le châssis est mis à niveau par tassements manuels successifs.

Une épaisseur de 0,17 m de ballast est ajoutée afin de noyer les traverses dans le milieu granulaire. Ainsi, le banc de ballast peut atteindre une hauteur de 0,52 m. Un profil renforcé 3/2 est formé entre le vérin horizontal et le châssis (cf. Figure 5.1).

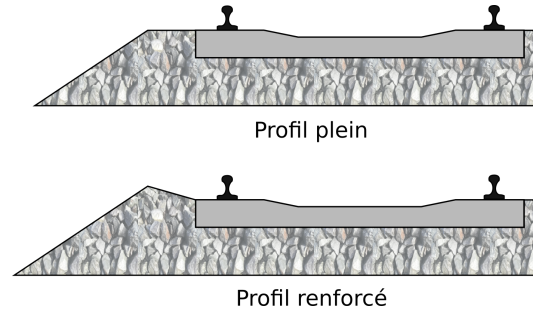


FIGURE 5.1 – Différents profils ballastés présentés dans un référentiel infrastructure SNCF.

Ce type de profil est composé d'une légère butée qui s'élève à 0,1 m au-dessus du massif ballasté et qui, dans notre cas, descend ensuite de 0,2 m tous les 0,3 m. Ce type de profil est commun en LGV, car il permet un renforcement de la résistance latérale de la voie. Il est ici réalisé à l'aide de marquages sur les parois de la bassine. Le bas de la pente touche la paroi de l'enceinte sur une hauteur de deux tailles de grain. Au vu des déplacements imposés durant les essais de résistance latérale et de la faible surface de contact entre la pente et la paroi, on considère que la paroi n'intervient pas dans la résistance latérale mesurée.

Une poutre en acier permet de faire la jonction entre le vérin hydraulique horizontal et le châssis. Elle est fixée au vérin à l'aide de vis, et encastrée dans le rail le plus proche du vérin à l'aide de deux goupilles. Le vérin hydraulique horizontal a une précision relative de 0,22 % en traction.

Une poutre est placée au centre des rails et fixée au vérin vertical à l'aide de vis (cf. Figure 5.3d). Elle est utilisée durant les étapes préparatoires de l'échantillon, notamment lors de sa stabilisation verticale.

Trois capteurs de déplacement vertical sont placés sur chacune des traverses : un à l'avant de la traverse, un en son centre, et le troisième à l'arrière de la traverse (cf. Figure 5.2a). Ces capteurs de déplacement vertical sont nécessaires lors des étapes antérieures à l'essai de résistance latérale lui-même.

Un capteur de déplacement latéral est placé à l'avant de chaque traverse. Il fournit les données de déplacement qui sont utilisées dans cette étude. Les capteurs ont une précision de $\pm 0,02$ mm.

Plus précisément, les capteurs utilisés sont des capteurs laser de déplacement (modèle ILD1401). En réalité, ce sont les cibles vers lesquelles pointent les lasers des capteurs qui sont placées sur le châssis. Les capteurs sont aimantés sur des barres désolidarisées du banc d'essai pour ne pas ressentir les vibrations de l'échantillon (notamment lors des étapes de stabilisation).

Lorsque l'échantillon est physiquement prêt, un protocole normalisé de stabilisation du ballast est effectué. Il comporte 3 étapes.

La première est un test de rigidité vertical sur couche de ballast non stabilisée. Une force verticale est appliquée sur le châssis à l'aide de la poutre (cf. Figure 5.3d). La force croît de 0 à 200 kN avec une vitesse de chargement de 2 kN.s^{-1} . Ce chargement est appliqué à 5 reprises. Cette étape permet de calculer la raideur statique non stabilisée du massif. S'en suit un test de rigidité vertical dynamique, qui simule le tassement de la voie par passages successifs de trains. Pour cela, une force dynamique est appliquée. Elle oscille entre 8 et 200 kN à une fréquence de 5 Hz pendant 16,7 h, soit un total de 300 000 cycles. Enfin, la dernière étape est un second test de rigidité verticale stabilisée. C'est une reproduction à l'identique de la première étape. Elle permet de fournir la raideur statique stabilisée du massif.

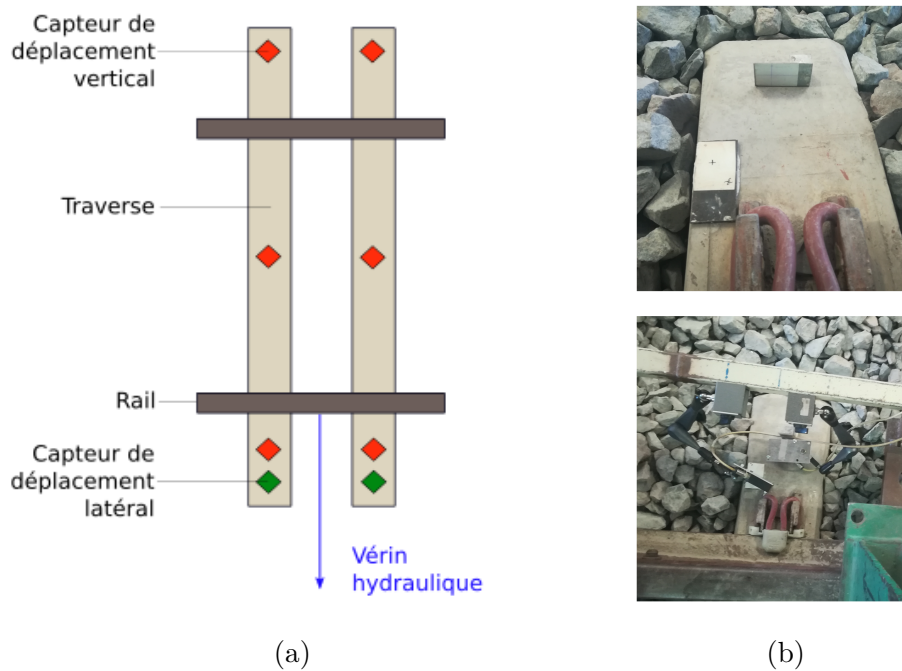


FIGURE 5.2 – (a) Schéma du châssis et de la position des (cibles des) capteurs laser de déplacement. (b) En haut, exemples de cibles affiliées aux capteurs et, en bas, exemple de placement desdits capteurs. Ils sont positionnés de sorte à ce que les lasers soient dirigés vers les cibles. On aperçoit également la barre support à laquelle sont aimantés les deux capteurs.

La comparaison entre les raideurs statique stabilisée et non stabilisée permet d'évaluer l'efficacité de la stabilisation.

5.1.2 Collage

Sept échantillons sont testés, correspondant à 4 configurations de collage différentes, en plus d'une sans colle. Toutes ces configurations concernent la banquette du massif ballasté, c'est à dire le ballast entre le châssis et le vérin horizontal, car on s'attend à ce que ce soit la partie qui intervienne le plus dans la résistance latérale. Cela permet également de n'avoir à renouveler que le ballast en banquette et ainsi de respecter les contraintes temporelles imposées. Les schémas et photographies sont présentés sur les Figures 5.4 et 5.5.

L'objectif du test 1 est de déterminer si la répétition d'essais de résistance latérale sur un échantillon influe sur sa résistance latérale. On s'attend à ce que les valeurs mesurées correspondent à la limite inférieure de l'ensemble des mesures avec de la colle. Les échantillons 2 et 3 sont des configurations de laquage (collage surfacique). La configuration 3 est celle utilisée en voie pour traiter les problématiques de fluage. L'échantillon 4 permet de quantifier l'apport maximal du ballast le plus proche du châssis. Cette configuration est choisie pour voir si la proximité de la colle avec le châssis joue un rôle dans la résistance latérale. Les valeurs mesurées avec l'échantillon 5 représenteront *a priori* la limite supérieure que peut avoir la résistance latérale.

Les profondeurs ciblées correspondent à l'épaisseur totale du massif et à l'épaisseur d'une traverse, soit 17 cm. La colle est épanchée avec un arrosoir à l'embout modifié, permettant de reproduire les conditions d'épandage utilisées en voie. Des ventilateurs sont ensuite positionnés pour accélérer la vitesse de séchage du liant.

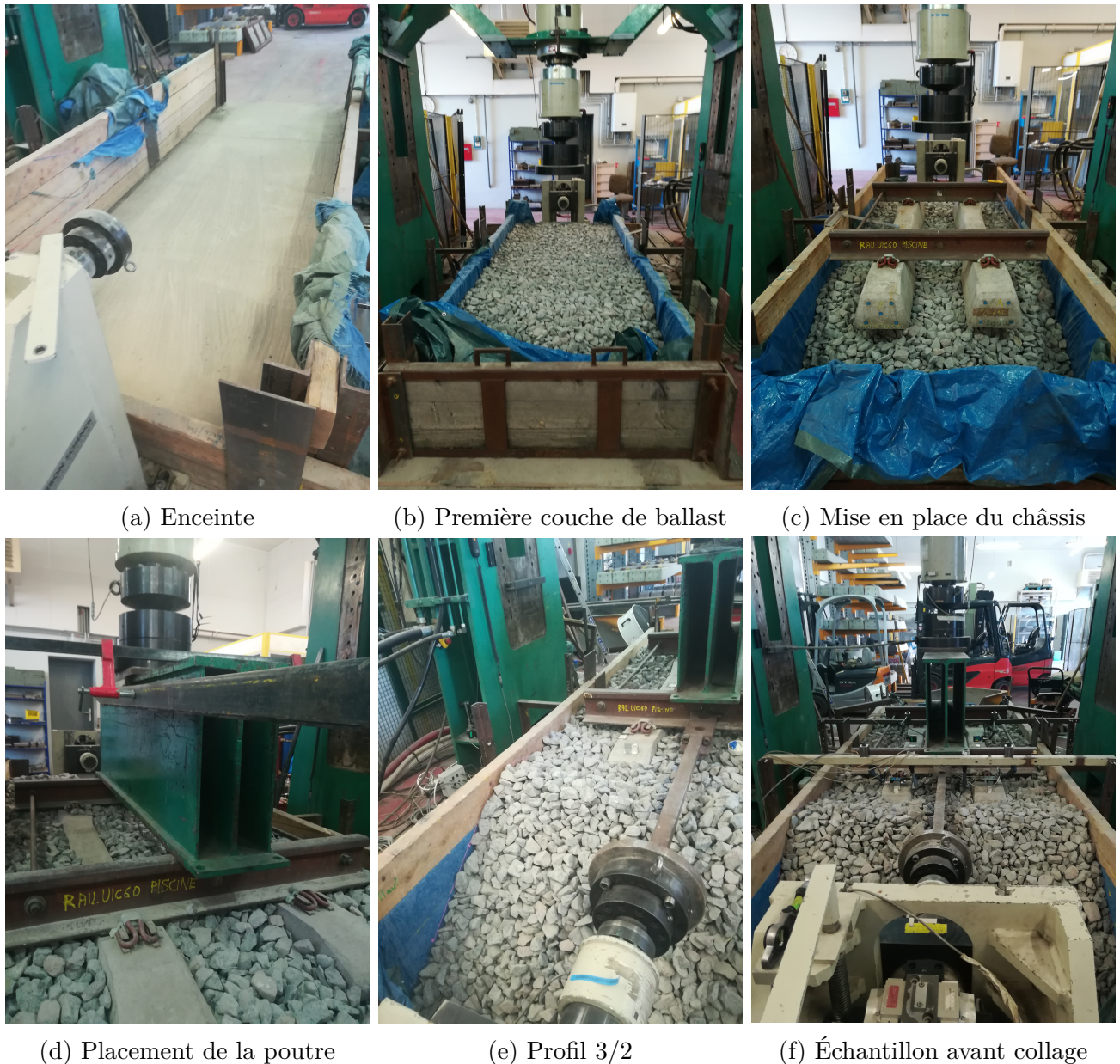


FIGURE 5.3 – Différentes étapes de la mise en place d'un échantillon.

La quantité de colle à mettre dans l'échantillon est déterminée en amont. La profondeur atteinte est mesurée *a posteriori* lors de l'étape de renouvellement du ballast. Le massif est creusé jusqu'à ce que la couche de colle soit uniformément enlevée. La profondeur est alors mesurée en plusieurs points du massif, puis moyennée.

Les profondeurs de colle obtenues pour les configurations 2 et 3 (cf. Figure 5.4) sont respectivement de :

- 23,6 cm, soit $0,64 \text{ L.m}^{-2}$ de colle (échantillon 2a),
- 13,2 cm, soit $0,89 \text{ L.m}^{-2}$ de colle (échantillon 2b),
- 18,8 cm, soit $0,60 \text{ L.m}^{-2}$ de colle (échantillon 3a),
- 16,5 cm, soit $0,59 \text{ L.m}^{-2}$ de colle (échantillon 3b).






Numéro essai	Configuration de collage
1	
2a-2b	
3a-3b	
4	
5	

FIGURE 5.4 – Récapitulatif des configurations testées. La zone bleue correspond à la zone du massif collée. Elles sont triées par ordre croissant de quantité de colle épandue dans le système.



FIGURE 5.5 – Exemples de configuration de collage testée.

Bien que, pour l'échantillon 2b, une plus grande quantité de colle ait été épandue dans le massif, la profondeur moyenne atteinte par le liant est plus petite que pour des quantités plus faibles. Cela indique que la tortuosité est un paramètre au moins aussi important que la quantité de colle mise ou que la manière de la répandre.

5.1.3 Essais de résistance latérale

Un essai de résistance latérale est réalisé par traction du châssis par le vérin horizontal. Une vitesse de chargement de $0,05 \text{ kN.s}^{-1}$ est imposée au vérin, et il s'arrête lorsqu'il s'est déplacé d'une distance donnée.

Pour chaque échantillon, un premier essai de résistance latérale est réalisé avant l'épandage du liant. Cet essai fait cas d'essai de référence et permet d'expliciter d'éventuels écarts de comportement entre les différents échantillons liés à leur mise en place. L'essai prend fin lorsque le châssis s'est déplacé de 5 mm.

Après l'ajout de colle dans le système, trois essais de résistance latérale supplémentaires sont effectués : les deux premiers avec un déplacement du vérin de 5 mm, et le dernier avec un déplacement du vérin de 10 mm.

Les capteurs de déplacement latéral enregistrent les données avec un pas de temps de 10 ms, et sont synchronisés avec l'évolution de la force appliquée par le vérin horizontal.

Une fois les essais terminés, on enlève uniquement le ballast composant le profil. Il est alors remplacé par du ballast neuf. Le profil est reformé et le ballast tassé manuellement. Le châssis est remis à niveau afin qu'il soit parallèle au sol. Ce nouvel échantillon est alors prêt pour suivre les étapes intermédiaires de préparation d'échantillon et les essais de résistance latérale.

5.1.4 Résultats

Les premières données accessibles sont les courbes force-déplacement (cf. Figure 5.6 et Annexe C). La force F représentée est celle fournie par le vérin horizontal. Elle a une précision relative de 0,22 %. Le déplacement u affiché est la moyenne des deux déplacements mesurés par les deux capteurs de déplacement latéral utilisés. La précision est de 0,02 mm.

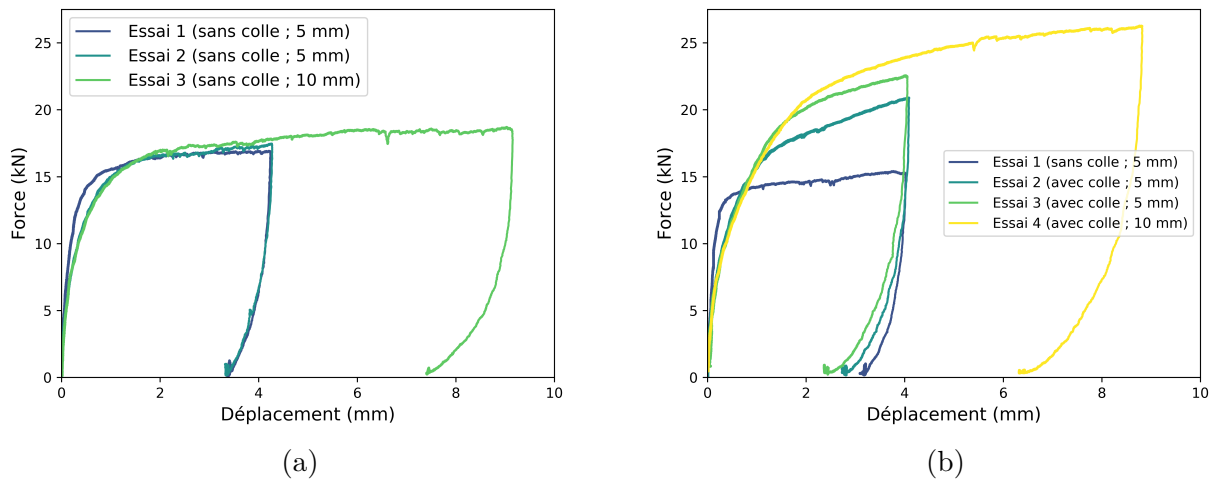


FIGURE 5.6 – Exemple de courbes force-déplacement pour les échantillons 1 (a) et 5 (b).

Les courbes sont décomposées en trois parties : une première, liée à la mise en charge du vérin, où la force augmente rapidement pour un déplacement faible, une deuxième où la courbe se stabilise pour former un plateau et une dernière partie, décroissante, correspondant à la décharge du vérin. La Figure 5.6 présente les courbes force-déplacement des échantillons 1 et 5 en guise d'exemple.

La résistance latérale de la voie provient du frottement des faces inférieure et latérales des traverses avec le ballast et de la butée sur la banquette de ballast [37, 45, 51, 61]. La contribution de ces différentes parties pourra être explicitée grâce aux outils numériques.

On remarque que la transition entre la première et la deuxième partie est moins nette dès la deuxième répétition des essais expérimentaux ; les courbes suivent ensuite toutes une même pente, moins raide que celle du premier essai. Cet adoucissement est probablement le résultat de la réorganisation des grains provoqués par le premier essai. À ce phénomène s'ajoute les effets de la colle, qui augmente la résistance latérale de manière notable pour cette configuration de collage (augmentation également influencée par la répétition des essais).

Pour traiter ces essais de résistance latérale en laboratoire, la SNCF utilise une méthode consistant en premier lieu à approcher la partie croissante de ces courbes par une équation du type :

$$F(u) = F_0 \frac{u}{u + u_0}, \quad (5.1)$$

avec F_0 la force asymptotique et u_0 le déplacement unitaire. F_0 et u_0 sont les inconnues de notre modèle, u et $F(u)$ sont les données expérimentales obtenues.

Si le déplacement u est divisé par l'équation (5.1), l'expression devient :

$$G(u) = \frac{u}{F(u)} = \frac{1}{F_0} u + \frac{u_0}{F_0}. \quad (5.2)$$

Une régression linéaire appliquée à $G(u)$ nous permet de retrouver la valeur des coefficients F_0 et u_0 .

La Figure 5.7 montre un exemple de comparaison entre les données expérimentales obtenues pour le deuxième essai de résistance latérale de l'échantillon 3b et le modèle numérique associé.

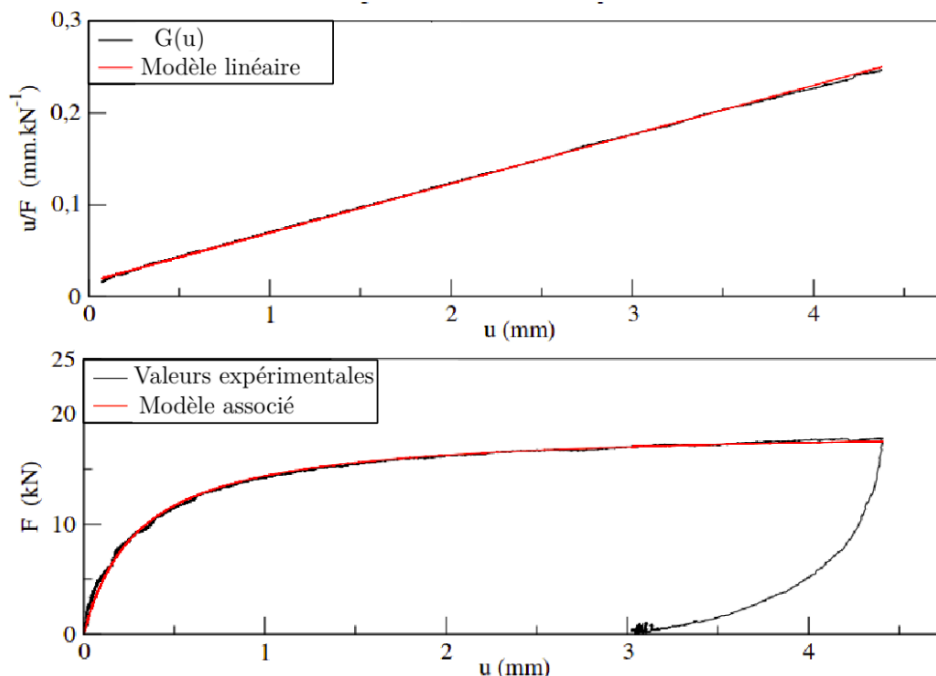


FIGURE 5.7 – En haut, un exemple de $G(u)$ relatif à l'échantillon 3b essai 2 et du modèle obtenu par régression linéaire et, en bas, les données expérimentales relatives à l'échantillon 3b essai 2 avec le modèle mathématique associé à la partie croissante de la courbe.

La force limite F_0 est le paramètre utilisé pour évaluer la résistance latérale de la voie. Les valeurs de F_0 de chaque essai sont présentées dans le Tableau 5.1 (et en Annexe C avec les valeurs de u_0).

	Numéro échantillon						
	1	2a	2b	3a	3b	4	5
Essai 1 (sans colle)	17,54	15,64	17,63	15,37	16,29	16,98	15,46
Essai 2	18,65	16,33	18,30	16,95	18,70	19,57	22,11
Essai 3	19,16	17,02	19,04	18,52	19,94	20,27	24,93
Essai 4			19,92	19,48	20,66	20,74	27,83

TABLE 5.1 – F_0 obtenu pour chaque essai (kN).

L'ajout de colle dans le système augmente la valeur de F_0 . On remarque également que, pour la totalité des échantillons, la force limite augmente avec la répétition des essais, ce qui est un phénomène observé dans la littérature [86]. Cela indique que cette répétition provoque un tassement latéral local qui va s'opposer au mouvement induit, entraînant une meilleure résistance à la sollicitation.

Le cas sec (échantillon 1) permet d'isoler les effets relatifs à la répétition des essais, mais les résultats observés pour les autres échantillons sont en réalité un couplage de ladite répétition et de l'apport cohésif.

Hormis pour les échantillons 2a et 5, les valeurs de F_0 des différents essais finaux sont du même ordre de grandeur (compris entre 19 et 21 kN). L'échantillon 5 offre une valeur bien plus élevée (27,83 kN), ce qui correspond aux résultats attendus, tandis que l'échantillon 2a présente la valeur la plus faible (17,02 kN), en-dessous des résultats de l'échantillon 1 sans colle. Cela s'explique par le fait que son essai de référence est plus faible que pour celui du cas sans colle, et l'essai 3 de l'échantillon 2a s'est arrêté pour un déplacement de traverse de 3 mm et non 5 mm (ou 10 mm) comme pour les autres.

Le gain de F_0 pour chaque échantillon, noté ga , est présenté sur la Figure 5.8. Il est calculé par rapport à la valeur de F_0 obtenue avec l'essai de référence relatif à chaque échantillon :

$$ga = \frac{F_{0,i} - F_0}{F_0} \quad , \quad (5.3)$$

où $F_{0,i}$ correspond à la valeur de F_0 obtenue pour le deuxième, troisième ou quatrième essai de résistance latérale réalisé sur l'échantillon considéré.

Les échantillons de la configuration 2 présentent un premier gain de F_0 plus faible que le cas sans colle, mais ce gain est plus important par la suite grâce à l'ajout de liant.

La configuration au profil entièrement collé est celle présentant le gain de F_0 le plus important, avec une augmentation de 43 % de la résistance latérale pour le premier essai collé, et de 80 % pour le dernier. C'est également la configuration la plus sensible à la répétition des essais car l'écart entre deux gains successifs est plus important que celui observé sur les autres configurations. Le liant permet d'étendre le réseau de grains intervenant dans la résistance latérale du massif : des grains qui ne seraient pas originellement sollicités le sont grâce à ce nouveau réseau cohésif. Le gain de F_0 serait ainsi plus important pour la configuration entièrement collée car le réseau de grains sollicités est plus important.

De même, les échantillons 3b et 4 ont un premier gain équivalent (respectivement 14 et 15 %), mais la répétition d'essais fournit un gain plus important à la configuration de laquage qu'au

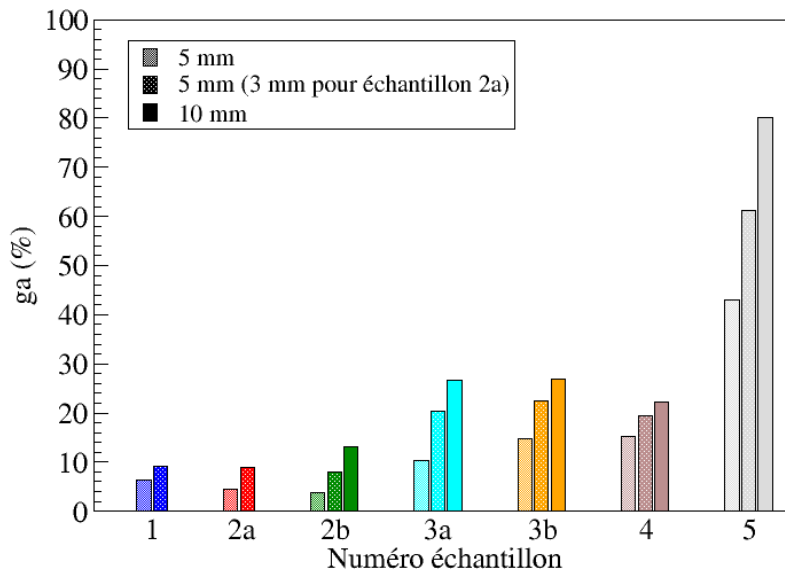


FIGURE 5.8 – Évolution du gain de F_0 , noté g_a , pour chaque échantillon.

collage en profondeur des grains jouxtant la traverse (le gain est de 26,7 et 26,8 % pour les derniers essais des échantillons 3a et 3b respectivement contre 22 % pour l'échantillon 4). La configuration de collage employée pour l'échantillon 4 solidarise du ballast qui est déjà sollicité initialement. Le laquage quant à lui, en reliant tous les grains en surface entre eux, permet de faire contribuer du ballast qui n'interviendrait pas dans la résistance latérale pour des déplacements si faibles, notamment le ballast en surface de la pente. En augmentant le déplacement de la traverse, la force exercée sur la banquette est plus élevée, et dans le cas du laquage, le réseau surfacique cohésif s'ajoute de plus en plus à la résistance apportée par les grains non collés en profondeur, là où pour la configuration 4 seul un tassement local des grains augmente le gain (dont l'efficacité s'est accrue avec l'ajout de liant). Ces hypothèses seront confirmées dans la section 5.2.2.

Au cours d'un essai, le châssis subit également des déplacements verticaux. Les capteurs positionnés à l'arrière, au centre et à l'avant du châssis permettent de mesurer ces déplacements. L'évolution typique du déplacement vertical de ces différentes parties du châssis est présentée Figure 5.9.

Ces courbes permettent de rendre compte d'une rotation du châssis autour de l'axe perpendiculaire à la direction de sollicitation latérale au cours de l'essai : l'arrière des traverses se surélève de 1,75 mm durant la phase de résistance latérale, le centre de 1,25 mm et l'avant de 0,75 mm ; lors de la traction des traverses, le blocage à l'avant de celles-ci génère un bras de levier qui a tendance à provoquer le relèvement de l'arrière, expliquant ainsi l'allure des courbes de la Figure 5.9. Bien que ce soit plus marqué sur les premiers essais sans colle effectués sur chaque échantillon, on remarque qu'en premier lieu l'avant de traverse s'enfonce dans le massif avant de se surélever. C'est dû à la position du point de sollicitation : l'encastrement du vérin hydraulique dans le rail avant se situe au-dessus du centre de masse du châssis, créant un léger bras de levier. Il est à noter que la position de la sollicitation est malgré tout typique d'une sollicitation exercée par un train car ladite force est transmise au reste du châssis par les rails.

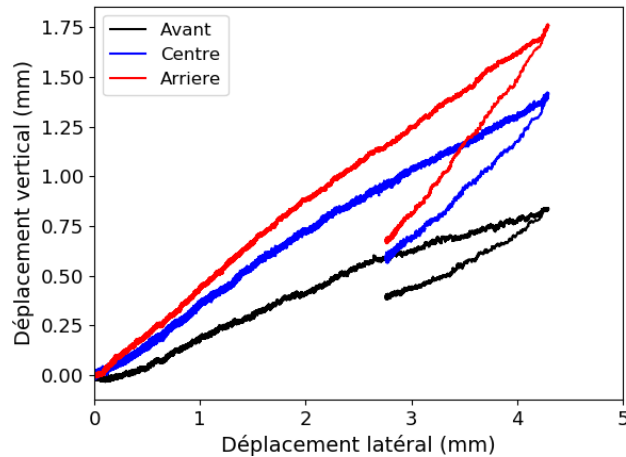


FIGURE 5.9 – Évolution du déplacement vertical en fonction du déplacement latéral des traverses. Chaque courbe est une moyenne réalisée sur les deux capteurs de déplacements positionnés à l’arrière, au centre ou à l’avant des traverses. Ces courbes correspondent à celles du premier essai avec colle de l’échantillon 2a, et est typique des profils observés sur les autres essais.

Pour revenir au déplacement latéral u mesuré, il peut être séparé en une composante réversible u_{rev} et une composante irréversible u_{irrev} (c.-à-d. $u = u_{rev} + u_{irrev}$).

Sur les courbes force-déplacement, le déplacement réversible final est couvert par toute la partie décroissante, et le déplacement irréversible correspond à la différence entre le déplacement mesuré à l’instant $t = 0$ et celui mesuré à la fin de l’essai.

La Figure 5.10 présente le pourcentage de déplacement irréversible final déterminé pour les essais de référence de chaque échantillon. La variation du pourcentage est faible d’un échantillon à l’autre. Seul l’échantillon 2a n’est pas présent dans l’écart-type des autres valeurs, ce qui peut indiquer une différence de densité dans cet échantillon par rapport aux autres.

Le déplacement irréversible cumulé est présenté sur la Figure 5.11. Pour faciliter la comparaison, et parce que c’est le comportement du massif collé qui nous intéresse, le déplacement irréversible relatif au premier essai (sans colle) de chaque échantillon n’est pas pris en compte.

L’échantillon 1 - le cas non-collé - est le seul pour lequel l’évolution est (quasi) linéaire. Ainsi, la répétition d’essais de résistance latérale ne modifie pas la proportion de déplacement irréversible sur une section de voie non collée. Dès que la colle est ajoutée dans le système, les courbes se placent en-dessous du cas sec. L’échantillon 5, qui est la configuration entièrement collée, est celui qui présente la plus faible part de déplacement irréversible. Toutes les configurations intermédiaires se trouvent entre les deux extrêmes que sont les échantillons 1 et 5. Les changements de pente entre le cas sec et les cas cohésifs opèrent lors des deux premiers essais, où les pentes cohésives sont plus faibles que celles relatives au cas sec. Par contre, hormis pour l’échantillon 5, les pentes entre les deux derniers essais des configurations collées sont identiques à la configuration sans colle. Cela montre que les influences du collage sur les déplacements irréversibles des traverses disparaissent avec des déplacements importants du châssis.

Finalement, le procédé de collage peut avoir deux champs d’actions différents quant à l’augmentation de la résistance latérale : renforcer le réseau luttant initialement au déplacement de traverse, et ajouter un réseau d’opposition supplémentaire au réseau de base. La configuration 2 n’agit ici sur aucun des deux plans car la partie cohésive n’est probablement pas reliée au réseau

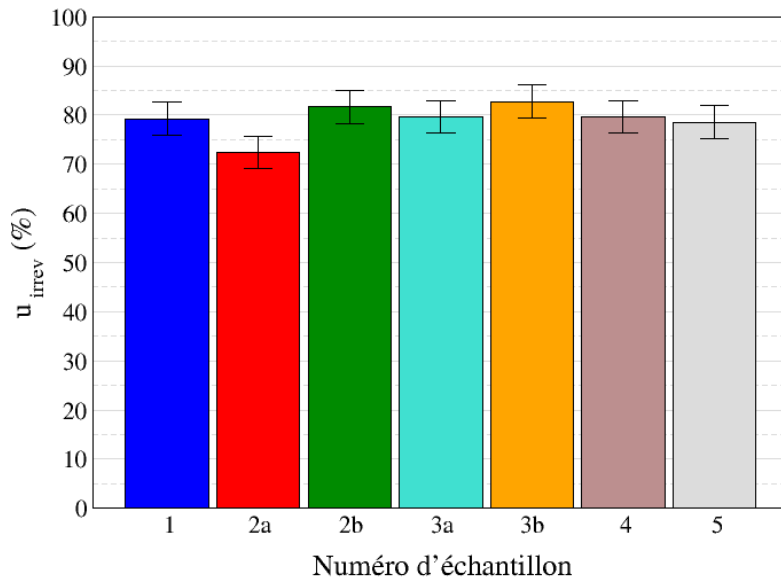


FIGURE 5.10 – Pourcentage de déplacement irréversible final pour chaque essai de référence réalisé.

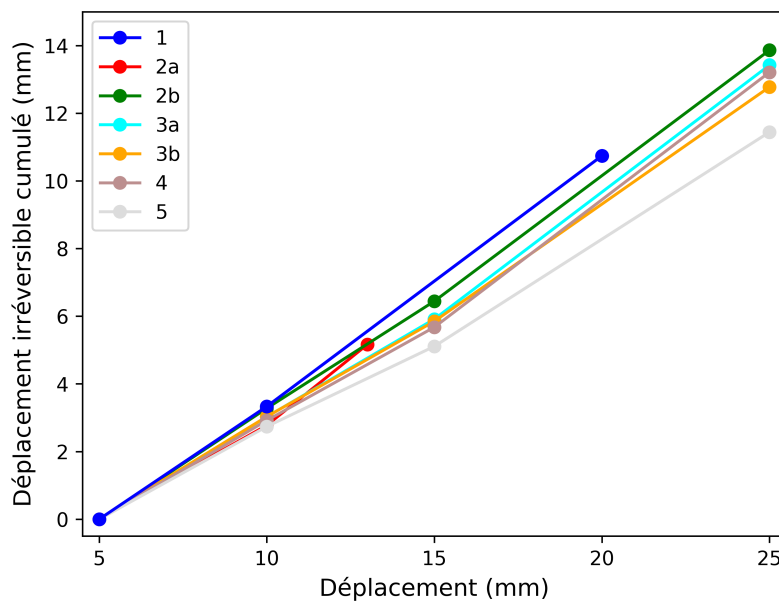


FIGURE 5.11 – Évolution du déplacement irréversible pour chaque échantillon.

de base pour des déplacements de traverse si faibles. La configuration 4 intervient sur le premier front, la 3 sur le second, et la 5 sur les deux, expliquant ses performances nettement supérieures.

Ces observations expérimentales macroscopiques sont appuyées par une étude numérique permettant l'accès aux données relatives aux grains, développée dans la section suivante.

5.2 Essai de résistance latérale numérique sur un échantillon « simple »

5.2.1 Système simulé

Une fois la campagne expérimentale réalisée, on procède à une étude numérique paramétrique sur un échantillon représentatif d'une portion de voie ballastée. Pour cela, un échantillon fourni par la SNCF et constitué de 28 609 grains de ballast dans lesquels est noyée une traverse monobloc est utilisé (cf. Figure 5.12). L'objectif n'est pas de comparer les résultats expérimentaux et numériques d'un point de vue quantitatif mais plutôt d'un point de vue qualitatif. En effet, il est difficile de réaliser un échantillon numérique qui corresponde trait pour trait au dispositif expérimental. Nous ne nous intéresserons donc ici qu'à une comparaison des tendances générales. L'échantillon numérique est également plus petit que l'échantillon expérimental afin de réduire le nombre de grains dans la simulation et donc le temps de calcul. Les simulations ont une durée de 7 à 15 jours en les lançant en parallèle sur 4 processeurs. Le pas de temps utilisé dans les simulations est de 4×10^{-4} s, et les paramètres relatifs à la méthode de résolution NLGS permettent de réaliser un maximum de 2000 itérations, en accord avec les valeurs utilisées par la SNCF¹.

La mise en place de l'échantillon se déroule en plusieurs étapes.

Étape 1. Un premier dépôt gravitaire de grains de ballast est réalisé jusqu'à ce que l'ensemble atteigne une hauteur de 25 cm ; le coefficient de frottement inter-grain est mis à 0,1 afin d'obtenir un milieu compact.

Étape 2. La traverse est posée sur le massif à la position souhaitée ; une légère vitesse verticale supplémentaire lui est appliquée pour provoquer un faible enfoncement dans le ballast.

Étape 3. Un dernier dépôt gravitaire est effectué pour noyer la traverse (avec un coefficient de frottement toujours égal à 0,1).

Étape 4. L'excédent de ballast est enlevé pour pouvoir reproduire le profil de voie désiré (dans notre cas, un profil non renforcé).

La surface au sol de l'échantillon est de 4,5 m × 1 m pour une hauteur de 0,45 m au total.

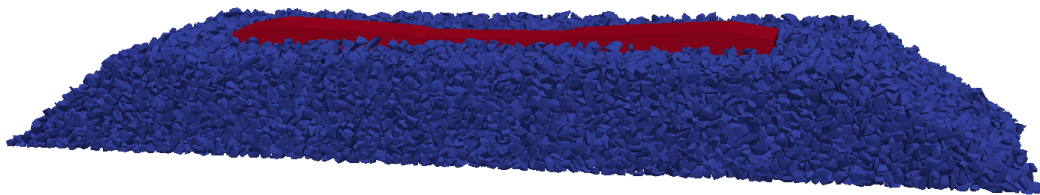


FIGURE 5.12 – Échantillon numérique de portion de voie ferrée. Les parois ne sont pas représentées par souci de lisibilité.

Une force latérale $F_l = 0,4k$ (exprimée en N) est imposée à la traverse, où $k \in \mathbb{N}$ un scalaire s'incrémentant de 1 à chaque pas de temps. Cela revient à appliquer une vitesse de chargement de $1 \text{ kN}\cdot\text{s}^{-1}$. Le calcul est stoppé lorsque la traverse s'est déplacée de 12 mm.

Plusieurs configurations de collage sont testées (cf. Figure 5.13). Il est à noter que ces configurations sont des configurations « modèles », car la totalité des contacts dans les zones bleues est

1. Ce faible nombre d'itérations privilégie la vitesse de calcul au détriment de la convergence de la solution. Malgré ces limitations, les interpénétrations de grains moyennes restent inférieures à 0,57 mm, soit inférieures à $d/110$, d étant le diamètre moyen d'un grain. Il faut également rappeler que la détection de contacts utilisée s'appuie sur les interpénétrations inter-grains. On considère donc ces ordres de grandeur acceptables.






Numéro essai	Configuration de collage
0 (sec)	
1 (surfacique)	
2 (banquette)	
3 (case)	
4 (total)	

FIGURE 5.13 – Récapitulatif des configurations testées. Les grains bleus obéissent à une loi cohésive, les rouges à une loi de contact frottant sec.

cohésive à l’instant initial, contrairement aux expériences où seul un pourcentage de contacts est collé.

Ces configurations de collage sont effectuées avec la loi cohésive Dugdale, puis Venzal. Elles sont paramétrées suivant les valeurs résumées dans le tableau 3.1. Les contacts secs entre grains ou entre grain et traverse suivent une loi de Signorini-Coulomb avec un coefficient de frottement de 0,8. Cette valeur est choisie car il s’agit d’une référence dans les approches discrètes ferroviaires [29, 72]. Les contacts cohésifs se comportent comme des contacts secs après rupture. Les contacts qui se forment au cours de la simulation sont obligatoirement secs. Comme en voie la colle ne doit pas entrer en contact avec la structure d’assise, les contacts entre les grains et la traverse sont imposés secs.

5.2.2 Résultats

Sauf exceptions (qui seront alors précisées), les données présentées concernent les configurations où la totalité de l’échantillon est collée (configuration 4). Les résultats obtenus pour les collages en banquette (configuration 2) et en case (configuration 3) sont similaires à ceux obtenus pour la configuration 4. Le collage surfacique (configuration 1) peut présenter quelques spécificités qui seront précisés au besoin.

Courbes force-déplacement Les courbes force-déplacement obtenues sont présentées sur la Figure 5.14. La force tracée correspond à une moyenne flottante sur 500 points (pour un nombre total de 36 000) de la force de réaction subie par la traverse dans le sens de la sollicitation (c’est-à-dire selon \mathbf{x}).

Comme attendu, les ordres de grandeur observés sur ces courbes sont inférieurs à ceux atteints expérimentalement. Le cas expérimental sec atteint une résistance latérale de 17 kN contre 4 kN pour le cas numérique. Les différences s’expliquent par le fait que le dispositif expérimental utilise deux traverses et un profil renforcé, ce qui augmente la résistance latérale.

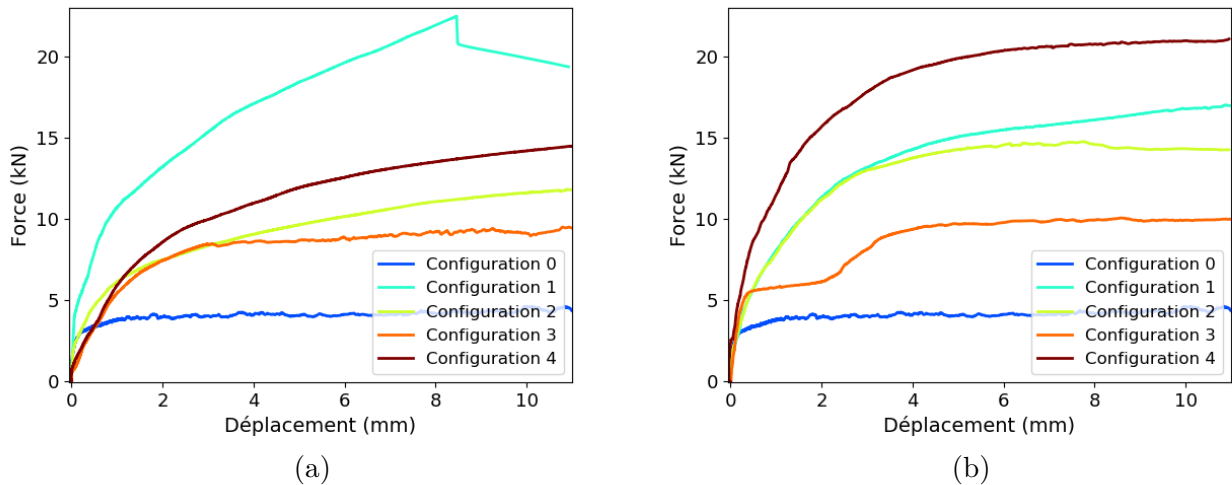


FIGURE 5.14 – (a) Courbes force-déplacement obtenues avec la loi de type Dugdale et (b) Venzal.

Dans les configurations réalisées avec la loi de type Dugdale, la répartition des courbes n'est pas celle attendue : ces dernières sont minorées par le cas sec, mais la configuration surfacique majore les autres configurations, même l'échantillon entièrement collé. Cette majoration a lieu dès le début de l'essai et, bien qu'aucun problème numérique n'ait été détecté, il est fort probable que cette courbe ne soit pas physique. De plus, dans les configurations exploitant la loi de type Venzal, les courbes force-déplacement se situent entre les deux extremum présumés que sont les cas sec et entièrement collé. La forme de ces courbes ressemblent plus aux courbes expérimentales, bien que les tangentes à l'origine soient toujours plus faibles.

Concernant les configurations 1 et 2 (loi Venzal), elles partagent un même comportement jusqu'à un déplacement de traverse de 2,5 mm, au-delà duquel le collage surfacique présente de meilleurs résultats que le collage en banquette. Expérimentalement, le collage de toute la banquette montre un gain de résistance latérale bien supérieur à l'équivalent du collage surfacique (43 % contre 14 %), on se serait alors attendu à ce que, numériquement, le collage en banquette montre une plus grande résistance latérale. Cette différence est liée au fait que la totalité de la surface de l'échantillon numérique est cohésive, là où uniquement la surface de la banquette de l'échantillon expérimental est collée : ajouter de la colle sur toute la surface ou uniquement sur une partie de celle-ci apporterait ainsi des différences de résistance significatives.

	Cas sec		Collage total de la banquette		
	Expérimental	Numérique	Expérimental	Loi Dugdale	Loi Venzal
F_0 (kN)	16	4,22	22,11	11,55	16,74
u_0 (mm)	0,156	0,06	0,38	0,67	0,98

 TABLE 5.2 – Récapitulatif des F_0 et u_0 obtenus expérimentalement et numériquement pour les configurations sèche et de collage total de la banquette.

Bien que les échantillons expérimentaux et numériques soient différents, nous avons calculé les paramètres F_0 et u_0 utilisés dans la section 5.1.4 pour décrire la partie croissante des courbes force-déplacement expérimentales. La même méthode de détermination de ces paramètres est

utilisée².

La Figure 5.15 compare les courbes expérimentales et numériques pour les configurations sans colle et collage total de la banquette (car il s’agit des cas les plus comparables) et le Tableau 5.2.2 regroupe les valeurs F_0 et u_0 obtenues et utilisées.

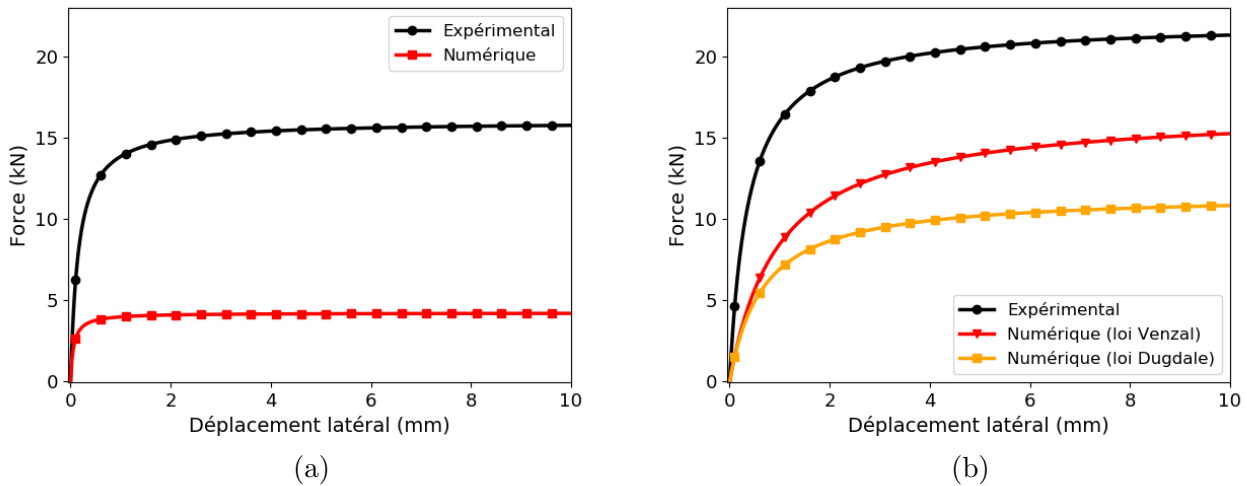


FIGURE 5.15 – (a) Courbes force-déplacement obtenues de manière analytique avec des valeurs de F_0 et u_0 expérimentales et numériques pour le cas sec et (b) pour la configuration de collage total de la banquette.

En accord avec les différences discutées à propos des courbes force-déplacement « classiques », les courbes numériques sont quantitativement différentes des courbes expérimentales. L’écart entre les plateaux expérimental et numérique est de 11,78 kN pour le cas sec. Il est intéressant de constater que l’ajout de colle dans le système ne modifie pas la valeur de cet écart avec la loi Dugdale (car valant 10,56 kN) ; la loi Venzal a par contre tendance à le réduire de moitié (5,37 kN) car elle oppose une résistance latérale plus élevée qu’avec la loi Dugdale. Les données micro-structurales permettront de proposer une explication à ces différences de performance.

Déplacement vertical de la traverse La Figure 5.16 représente l’évolution du déplacement vertical de la traverse au cours de l’essai pour les différentes configurations de collage avec les deux lois cohésives testées.

Dans tous les cas, la traverse se surélève, jusqu’à 4 mm pour les collages avec la loi Dugdale, contre 6 mm maximum avec la loi Venzal qui a tendance à favoriser le déplacement vertical de la traverse.

Concernant la loi Dugdale, la configuration surfacique (1) est celle pour laquelle la traverse se surélève le moins : il s’agit d’un des éléments pouvant expliquer l’écart des forces de résistance latérale avec les autres configurations ; la traverse n’ayant pas pu se « dégager » du massif pour se déplacer, a subi des forces plus importantes. Les configurations sèche et collée en banquette uniquement (0 et 2) présentent un déplacement vertical bien plus faible en début de simulation que les configurations collées en case (3 et 4). Cela semble indiquer que coller dans cette partie du

2. Pour le cas sec expérimental, les valeurs de F_0 et u_0 utilisées sont en réalité les moyennes des F_0 et u_0 de chaque premier essai de résistance latérale effectué sans colle (soit une moyenne réalisée sur 7 valeurs).

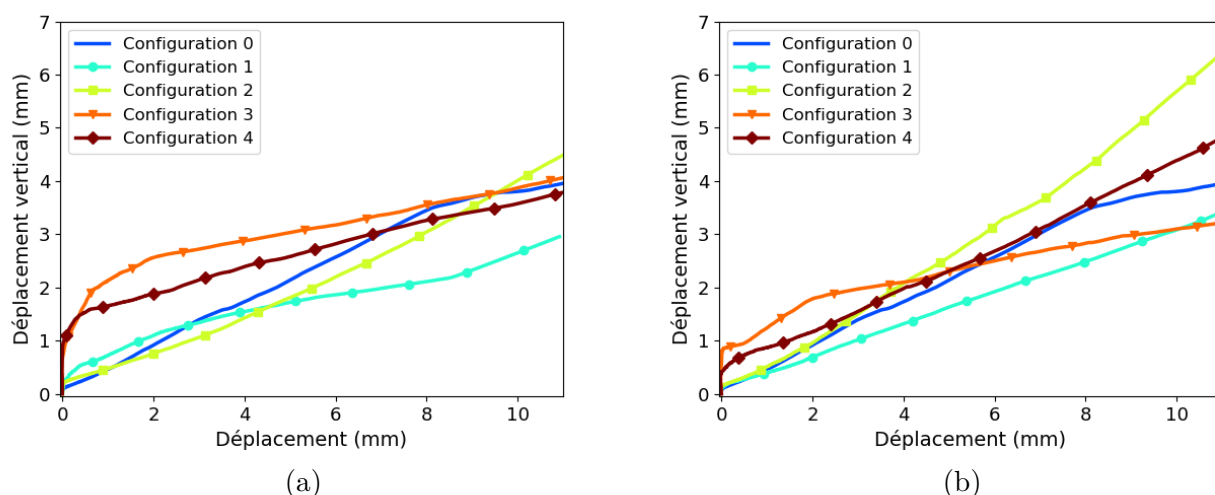


FIGURE 5.16 – (a) Déplacement vertical de la traverse mesuré avec la loi de type Dugdale et (b) Venzal.

massif contraint le déplacement vertical de la traverse, et que son déplacement latéral nécessite obligatoirement sa surélévation.

Les simulations réalisées avec la loi Venzal montrent le même type de comportement : les configurations entièrement collées en case (3 et 4) ont un déplacement vertical plus élevé que les autres en début de simulation. Il est à noter que le comportement de la configuration surfacique (1) est similaire aux cas sans colle en case (0 et 2) en début de simulation, et qu'elle minore les déplacements verticaux, comme pour le collage Dugdale.

Ces déplacements verticaux seraient probablement moins importants avec des échantillons numériques à densité plus élevée, car l'imbrication de la traverse dans le ballast serait plus difficile à vaincre.

Décomposition des forces sur traverse Pour comprendre les différences de résistance latérale observées dans les courbes force-déplacement de la Figure 5.14, une première étape consiste à mesurer les forces qui s'appliquent sur chacune des faces de la traverse. Cette décomposition des forces permet de cibler les zones du massif intéressantes à étudier, et de déterminer quel phénomène intervient le plus dans la résistance latérale du milieu entre celui de butée et les frottements latéraux.

La Figure 5.17a montre ainsi, pour la configuration non-cohésive, les forces subies par chacune des faces de la traverse dans la direction x .

La résistance apportée par les faces inférieure, gauche et droite est mue par le frottement de la traverse contre les grains l'avoisinant. La face avant quant à elle, subit une force de butée. Dans le cas sec, ces deux types de phénomènes nourrissent de manière équilibrée la force totale subie par la traverse. La contribution de la face inférieure décroît au profit des faces gauche et droite, qui finissent par stagner autour de 1 kN. Tout le long de l'essai, la force de butée gagne en importance, passant de 0,5 kN à 2 kN en fin de simulation.

L'évolution du nombre de contacts sur les faces de la traverse peut expliquer l'évolution des forces sur lesdites faces. En effet, la Figure 5.17b montre une baisse très importante du nombre de

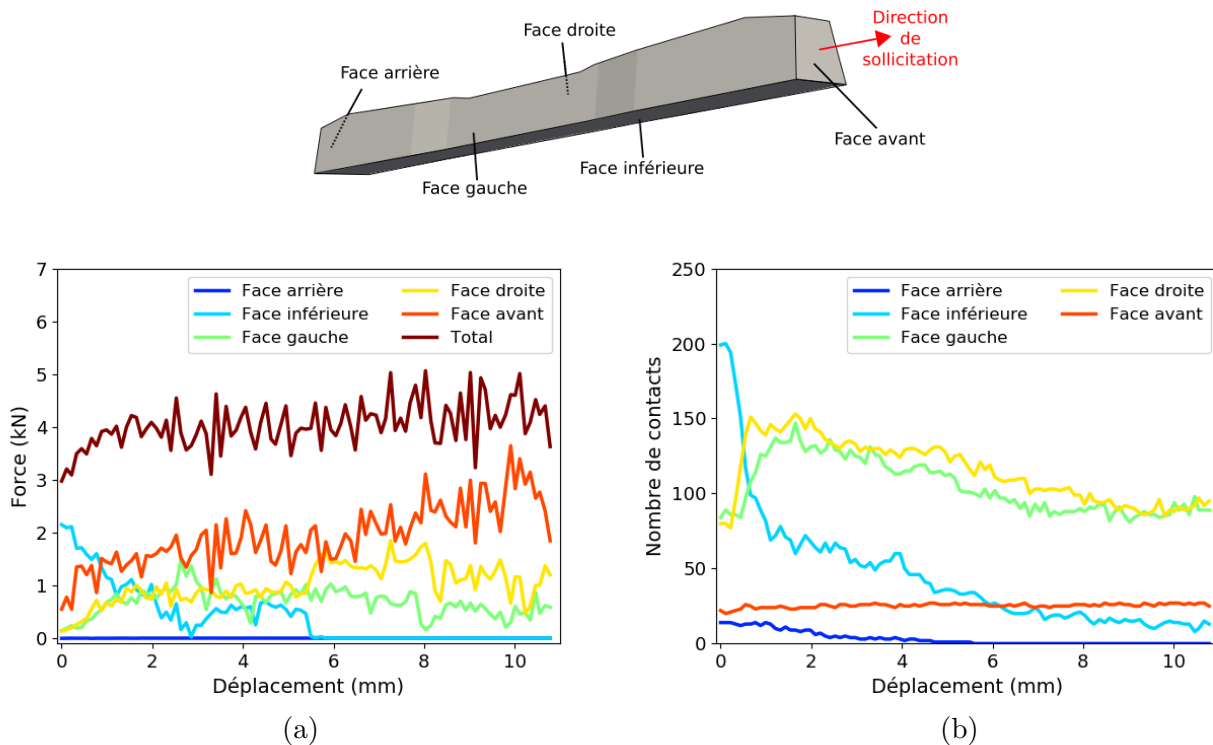


FIGURE 5.17 – (a) Évolution des forces subies par chacune des faces de la traverse dans le cas sec et (b) évolution du nombre de contacts sur chacune des faces de la traverse dans le cas sec.

contacts³ sur la face inférieure durant la simulation, expliquée par la surélévation de la traverse au cours de l'essai. La force selon x exercée par cette face est nulle lorsque le nombre de contacts passe sous la barre des 50 contacts. *A contrario*, le nombre de contacts augmente de 75 à près de 150 pour les faces droite et gauche durant les deux premiers millimètres de déplacement de traverse, ce qui accompagne l'augmentation des forces qu'appliquent ces faces sur la traverse. Cela semble indiquer que les faces qui jouent sur le phénomène de frottement sont dépendantes du nombre de contacts, là où la face opposant une force de butée est indépendante du nombre de contacts, celle-ci restant constante dans le temps malgré l'augmentation de la force subie par la face avant. Les variations du nombre de contacts sont en partie liées au déplacement vertical de la traverse (cf. Figure 5.16) qui provoque une perte de certains contacts avec le ballast d'en-dessous. Le faible nombre de contacts sous traverse en fin de simulation est également dû à la méthode utilisée pour fabriquer l'échantillon numérique : n'ayant pas eu de phase de tassement du ballast, la compacité de l'échantillon n'est pas maximisée pour ces simulations ; des échantillons densifiés présenteraient un plus grand nombre de contacts avec la face inférieure.

Ces données sont également tracées pour la configuration 4 avec la loi Dugdale Figure 5.18 et la loi Venzal Figure 5.19. Elles ne sont pas affichées pour les configurations 2 et 3 car le cas entièrement collé cumule les phénomènes observés sur l'une ou l'autre de ces configurations. La configuration 1 (collage Venzal) n'est pas détaillée pour la même raison.

L'ajout de cohésion exacerbe les observations faites dans le cas sec : coller en banquette augmente grandement la force appliquée sur la face avant pour le collage Dugdale (qui atteint près

3. Les contacts doubles et triples ne sont comptés qu'une fois.

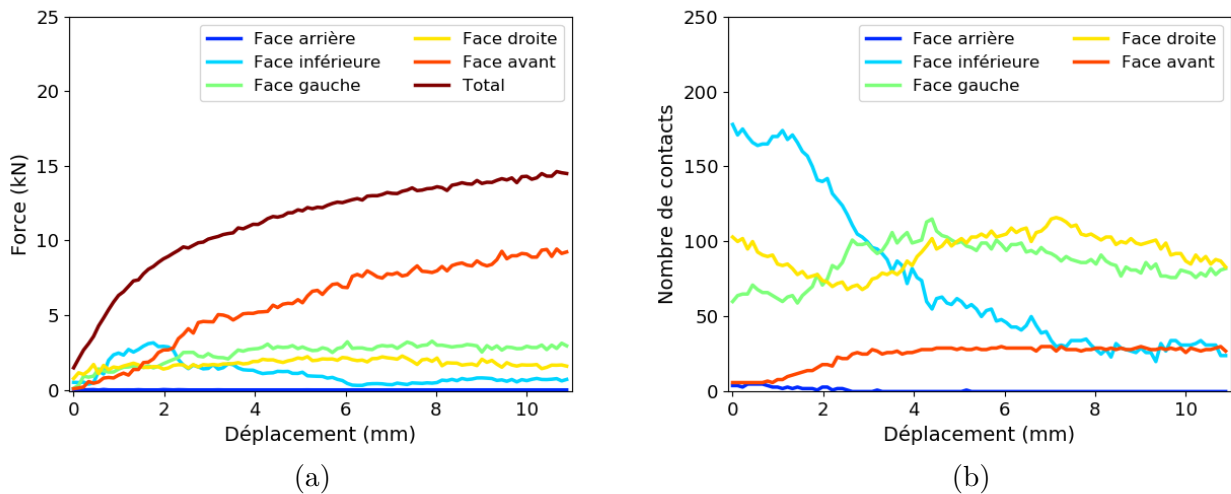


FIGURE 5.18 – (a) Évolution des forces subies par chacune des faces de la traverse dans la configuration entièrement collée (4) avec la loi Dugdale et (b) évolution du nombre de contacts sur chacune des faces de la traverse pour ladite configuration.

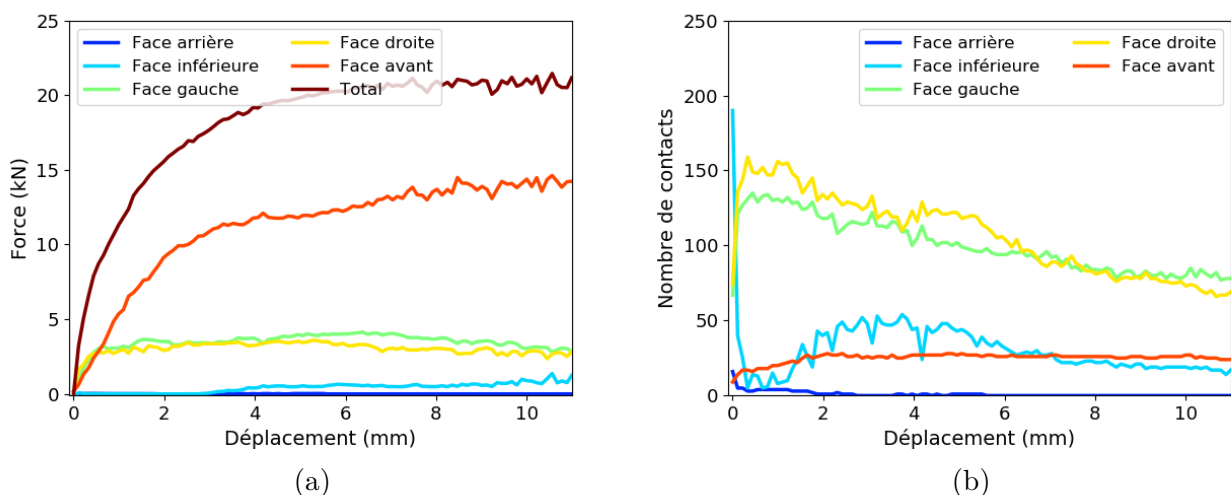


FIGURE 5.19 – (a) Évolution des forces subies par chacune des faces de la traverse dans la configuration entièrement collée (4) avec la loi Venzal et (b) Évolution du nombre de contacts sur chacune des faces de la traverse pour ladite configuration.

de 9 kN), et d'autant plus pour le collage Venzal (qui atteint près de 14 kN), améliorant significativement le phénomène de butée. Le collage en case augmente également la contribution des faces gauche et droite, les faisant passer de 1 kN à 2,5 kN pour la loi Dugdale et 4 kN pour la loi Venzal. Avec cette dernière, les faces sont mobilisées bien plus rapidement que pour la loi Dugdale, indiquant une plus grande résistance du milieu, et la face inférieure n'intervient pas en début de simulation. Cette différence de comportement concernant la face inférieure s'explique par les variations du nombre de contacts sur cette face, où une chute drastique de ce nombre est visible pour le collage Venzal alors que ce nombre stagne à 175 sur les deux premiers millimètres de déplacement latéral pour la loi Dugdale.

Les cartographies de déplacement présentées dans la partie suivante permettront de proposer une hypothèse expliquant ce plateau observé pour le cas Dugdale.

Avant cela, revenons sur le cas de collage surfacique avec la loi Dugdale. La Figure 5.20 montre l'évolution des forces appliquées sur chacune des faces de la traverse et du nombre de contacts sur chacune d'elles pour un tel collage.

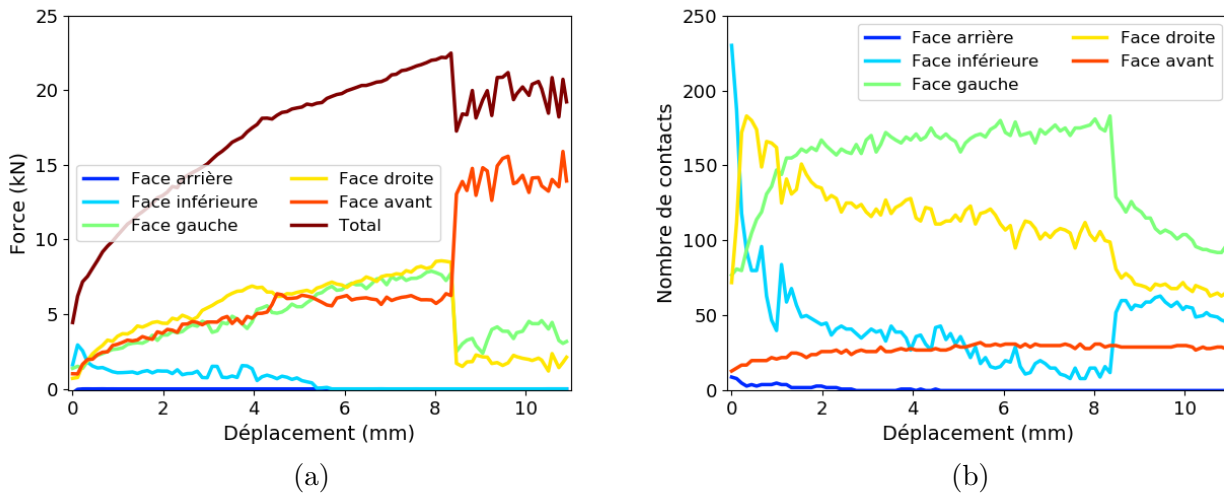


FIGURE 5.20 – (a) Évolution des forces subies par chacune des faces de la traverse dans le cas de collage surfacique (configuration 1) avec la loi Dugdale et (b) Évolution du nombre de contacts sur chacune des faces de la traverse pour ladite configuration.

L'écart d'ordre de grandeur avec les autres configurations vient essentiellement des faces gauche et droites, qui contribuent autant que la face avant dans la résistance latérale en opposant une résistance de 5 kN, c'est-à-dire deux fois plus que ce qu'on observe sur la configuration 4 (collage Venzal). Cette différence semble dépendante du nombre de contacts sur ces faces : durant les 2 premiers millimètres de déplacement, le nombre de contacts sur les faces gauche et droite monte à 150 ou plus, comme pour la configuration 4 collée avec la loi Venzal. Dans cette tranche de déplacement, pour les deux cas, les forces subies par ces faces valent 2,5 kN. Ensuite, le nombre de contacts baisse pour le cas 4, mais reste constant pour la face gauche du cas 1 (la face droite semblant baisser de la même façon que pour la configuration 4). Cette différence semble expliquer cet écart de force observé.

Contrairement aux autres configurations, le nombre de contacts entre les deux faces longitudinales est asymétrique : après avoir atteint 150 contacts, la face gauche stagne à cette grandeur alors que la face droite voit son nombre de contacts décroître de 175 à 100 avant le changement brutal. Ces comportements dissociés sont étranges au vu de la symétrie macroscopique de l'échantillon ; une rotation importante de la traverse pourrait justifier de tels écarts, ce qui n'est pas le cas ici.

Après un déplacement de traverse de 8,5 mm, les forces reprises par les faces gauche et droite chutent et sont reprises par la face avant. Ce changement brutal est également visible dans le nombre de contacts, où ce nombre baisse pour ces deux faces, mais augmente pour la face inférieure (bien qu'aucune force supplémentaire ne s'applique sur celle-ci).

Le nombre élevé de contacts sur les faces gauche et droite durant la majorité de la simulation semble nous conforter dans l'hypothèse selon laquelle la traverse, ne réussissant pas à se surélever

en début de simulation, subit des forces sur ses faces longitudinales plus élevées que dans les autres configurations. Cela reste malgré tout surprenant, car l'échantillon numérique utilisé est le même pour toutes les configurations. La seule différence est liée aux zones du massif dans lesquelles la cohésion est appliquée : rien ne semble justifier qu'un tel blocage se fasse uniquement pour le collage surfacique et non pour les autres. De plus, l'augmentation du nombre de contacts sous traverse après la rupture semble réfuter la thèse d'une surélévation subite de la traverse, qui aurait pourtant permis un relâchement des efforts sur les faces longitudinales. On remarquera néanmoins qu'au moment du changement brutal de comportement (déplacement de traverse de près de 9 mm), la Figure 5.16a montre un changement de pente concernant le déplacement vertical de la configuration surfacique, où la traverse se surélève plus rapidement.

Ce que nous pouvons retenir Ces courbes montrent que le collage en banquette augmente la contribution du phénomène de butée, et que le collage en case augmente la résistance au cisaillement de cette partie du massif : le ballast en contact avec la traverse ne pouvant plus se déplacer avec celle-ci, il y oppose une résistance plus élevée. Néanmoins, le phénomène de butée (face avant) est celui qui bénéficie le plus de l'ajout de cohésion, car il présente une amélioration de ses performances bien plus importante que pour le phénomène de frottement (relatif aux faces gauche, droite et inférieure). Le collage surfacique avec la loi Dugdale présente une résistance latérale particulièrement élevée qui vient de la contribution des faces longitudinales, 4 à 5 fois plus importantes que dans les autres cas. Lesdites faces, notamment la face gauche, présentent des nombres de contacts supérieurs à ceux observés sur les autres configurations de collage avec la loi Dugdale, augmentant les forces de frottements qui y interviennent. C'est probablement dû à une entrave cohésive qui empêche la traverse de se surélever en début de simulation, résultant en un nombre plus important de contacts.

Après avoir regardé au niveau global les modifications de comportement qu'apporte la cohésion dans le système étudié, nous cherchons à comprendre à une échelle locale les observations faites précédemment. On s'intéresse dans un premier temps aux cartographies de déplacement et de force susceptibles, entre autres, de mettre en évidence les zones du massif particulièrement sollicitées.

Cartographies de déplacements et de forces La Figure 5.21 montre une cartographie des déplacements des grains par rapport à leur position à l'instant initial, pour le cas sec.

Les grains en déplacement se situent soit au niveau de la traverse, en contact avec les faces gauche, droite et inférieure, soit dans la partie supérieure de la banquette, cette dernière zone présentant les déplacements les plus importants. La présence de mouvement des grains au niveau de la traverse est en accord avec le fait que le nombre de contacts avec la traverse change au cours du temps : le déplacement de la traverse réorganise les grains les plus proches, en les entraînant dans son mouvement ou en les réorientant. En banquette, seul le ballast à hauteur de traverse est poussé par cette dernière. Cette zone à fort déplacement s'étale de plus en plus et de part et d'autre de l'avant de la traverse, sans concerner la largeur entière de l'échantillon. Les changements de microstructure vont donc opérer dans cette zone puisqu'il s'agit de celle où les grains se réorganisent.

Les cartographies de déplacement relatives à la configuration entièrement collée (4) avec la loi Dugdale et avec la loi Venzal sont les sujets respectifs des Figures 5.22 et 5.23. Elles partagent un code couleur identique pour faciliter les comparaisons.

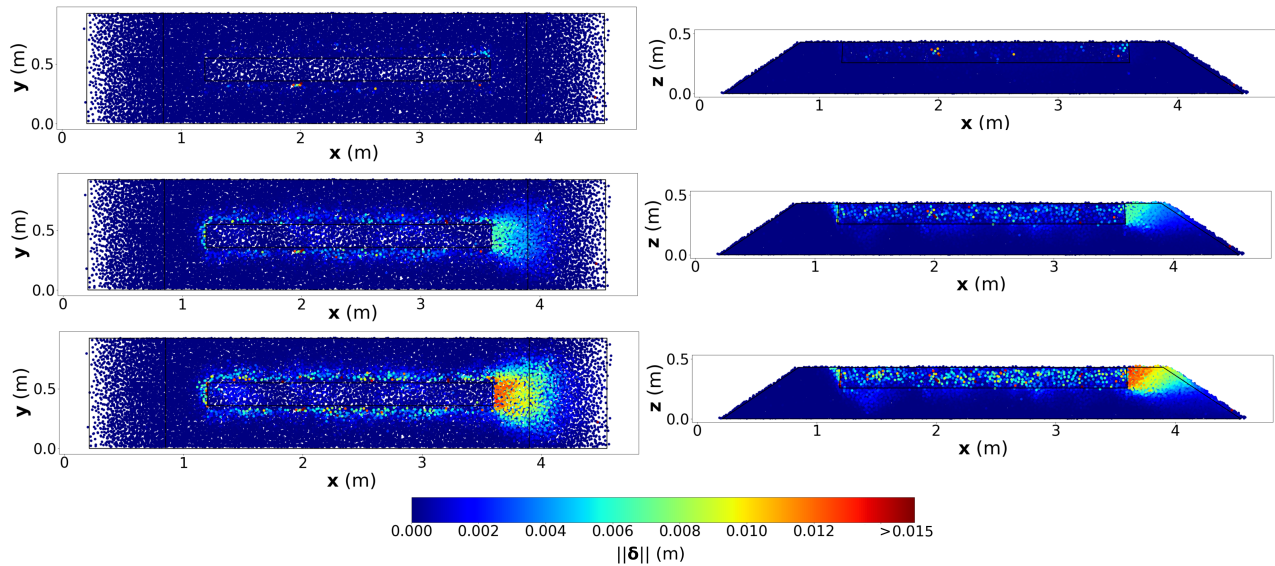


FIGURE 5.21 – Cartographie des normes de déplacement des grains à différents déplacements de traverse pour le cas sec ; de haut en bas : à 0, 6 et 12 mm de déplacement. Un point représente la position du centre de gravité du corps considéré.

Avec la loi Dugdale, une très grande partie du ballast subit des déplacements, même faibles (inférieurs à 2 mm). En banquette, un volume plus large de grains essuie des mouvements importants. La principale différence avec le cas sec concerne la case, où un épicycle de déplacements relativement élevés est visible en milieu d'échantillon. Cette zone apparaît également pour la configuration de collage en case uniquement, mais pas pour le collage surfacique, indiquant que ces déplacements sont liés à l'ajout de colle en profondeur de case. L'apparition de cette zone à fort déplacement, comme les légers mouvements observés sur la majorité des grains de la simulation, illustre le problème principal lié à la définition de la loi Dugdale. En effet, celle-ci ne s'exprime pas en fonction d'un saut de déplacement (comme pour la loi Venzal) mais en fonction de la position relative des grains. L'utilisation de cette loi induit alors un déplacement si la distance séparant les grains est inférieure au seuil de rupture, car ils subissent dans ce cas une force qui les attire l'un à l'autre. Ce comportement pourrait être comparable à une colle qui, en séchant, se contracte et attire les grains reliés par un pont de colle. Ainsi, cette expression de la loi en distance inter-grains crée *de facto* des mouvements de grain. Par contre, la présence de la zone particulièrement active en case est vraisemblablement intrinsèque à cet échantillon : il est fort probable qu'une structure granulaire différente n'aboutisse pas à une telle zone d'activité (ou qu'elle soit positionnée ailleurs).

Avec la loi Venzal, les zones à forts déplacements sont les mêmes que pour le cas sec, bien que la zone en banquette soit moins étendue et que les normes des déplacements soient plus faibles. Les mouvements les plus importants sont ainsi localisés directement en avant de traverse, où le ballast est directement poussé par celle-ci. Les grains les plus éloignés qui seraient en mouvement dans le cas sec ne le sont pas dans le cas cohésif car les forces à fournir pour les déplacer sont plus élevées : la cohésion entrave bien les mouvements des grains.

Pour le collage surfacique avec la loi Dugdale (cf. Figure 5.24), les cartographies de déplacements montrent l'asymétrie de comportement des faces gauche et droite de la traverse.

Les grains du côté de la face gauche subissent des déplacements plus importants que du côté de la face droite, et présentent des normes semblables à celles observées pour le cas sec. Cela semblerait

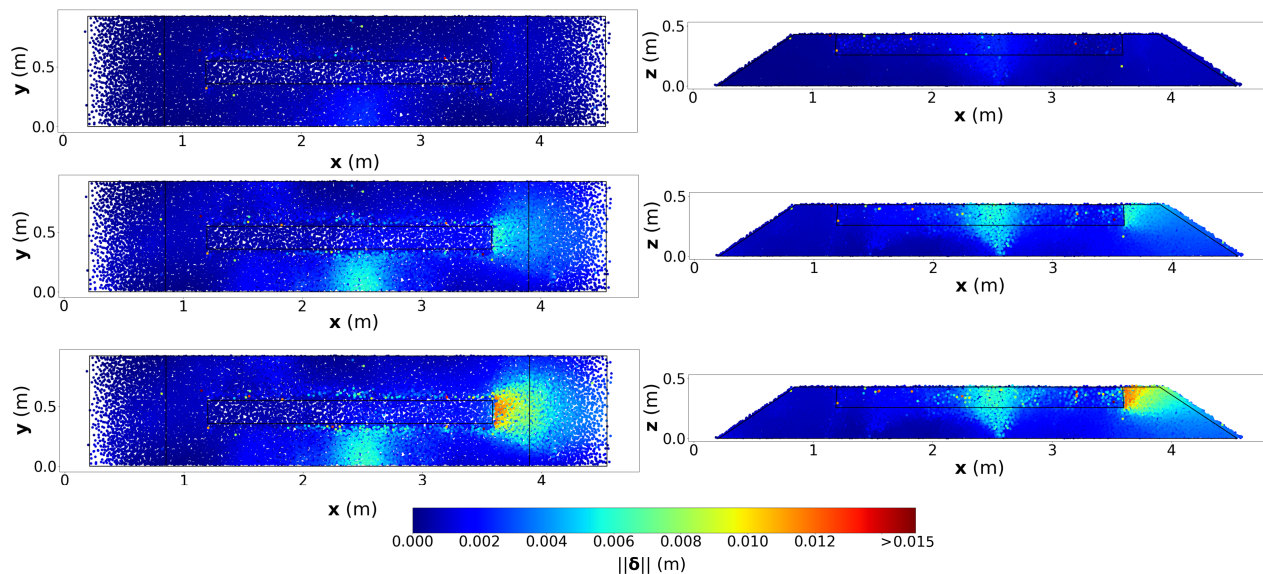


FIGURE 5.22 – Cartographie des normes de déplacement des grains à différents déplacements de traverse pour le cas entièrement collé (loi Dugdale); de haut en bas : à 0, 6 et 12 mm de déplacement. Un point représente la position du centre de gravité du corps considéré.

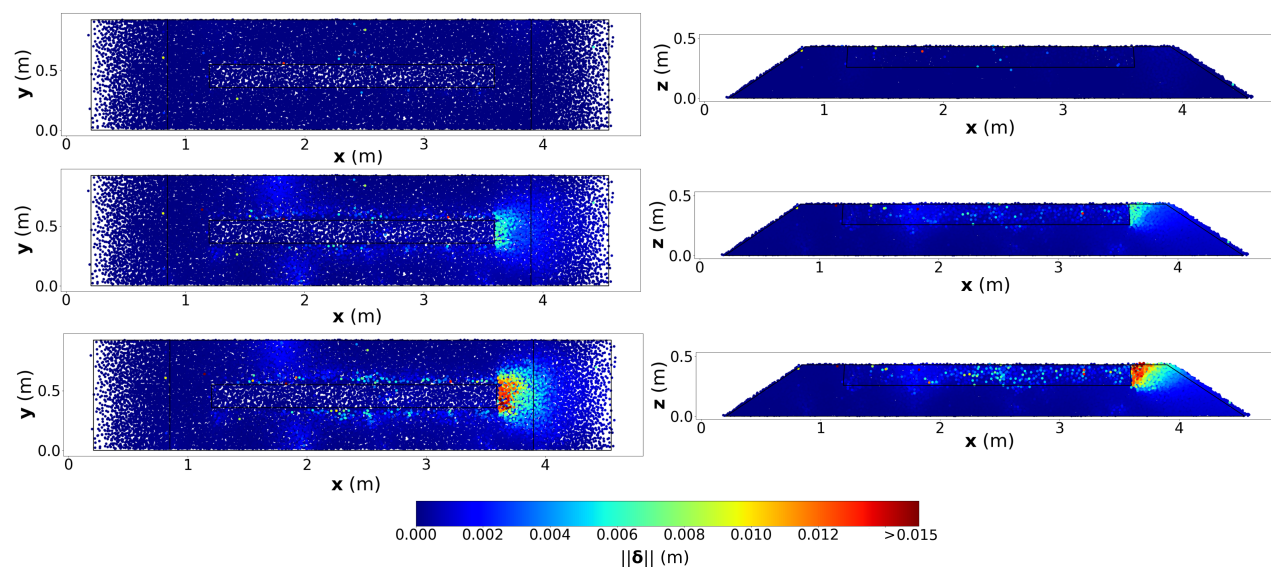


FIGURE 5.23 – Cartographie des normes de déplacement des grains à différents déplacements de traverse pour le cas entièrement collé (loi Venzal); de haut en bas : à 0, 6 et 12 mm de déplacement. Un point représente la position du centre de gravité du corps considéré.

alors indiquer un entraînement de ces grains par la traverse, mais qui ne s'accompagnerait pas de la baisse du nombre de contacts pourtant constaté pour le cas sec.

Dans le plan \mathbf{Oxz} , on voit que les déplacements se propagent plus facilement dans la partie cohésive que dans la partie sèche, où les mouvements de grains sont plus faibles.

En complément des cartographies des déplacements, des cartographies des forces de contact sont présentées Figure 5.25 pour le cas sec.

Les forces les plus importantes trouvent toutes origine au niveau de la traverse. En arrière de

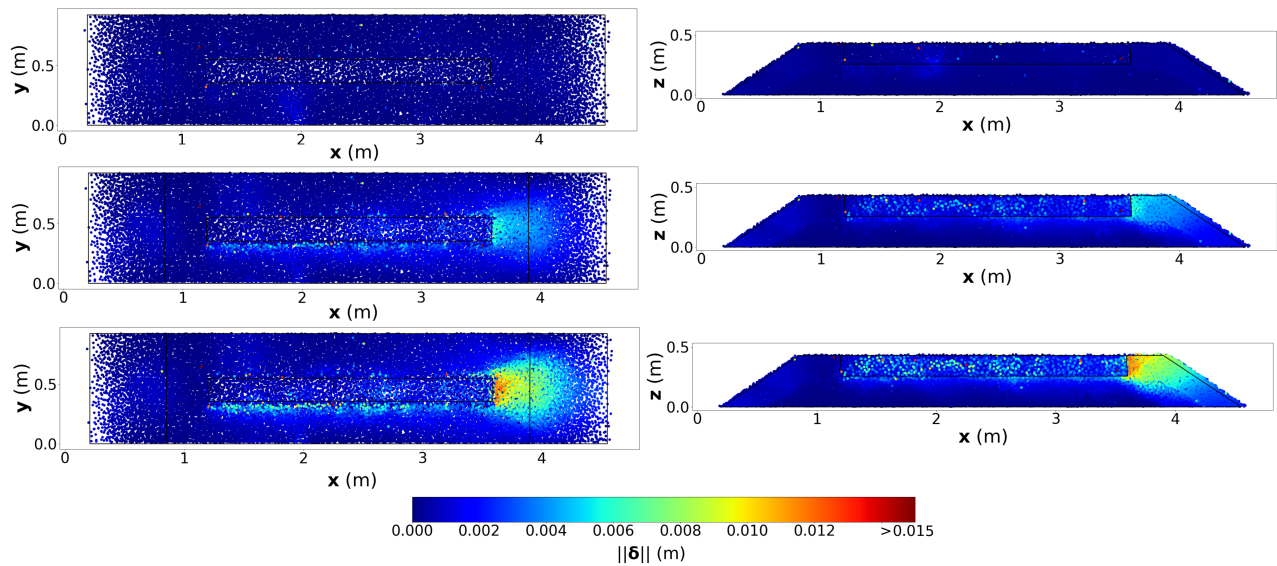


FIGURE 5.24 – Cartographie des normes de déplacement des grains à différents déplacements de traverse pour le collage surfacique (loi Dugdale) ; de haut en bas : à 0, 6 et 12 mm de déplacement. Un point représente la position du centre de gravité du corps considéré.

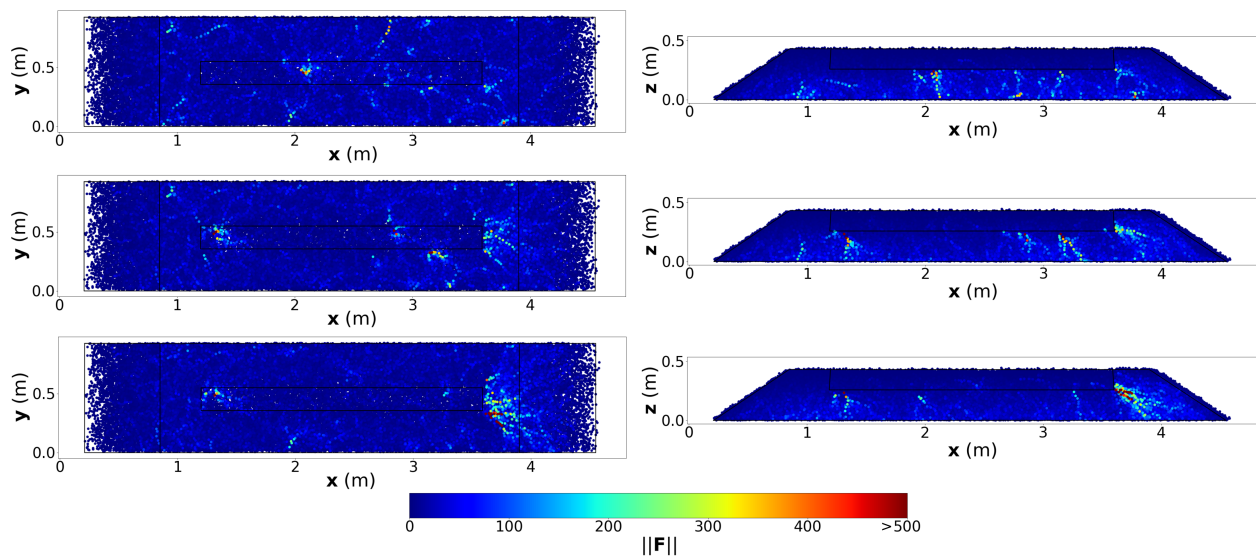


FIGURE 5.25 – Cartographie des normes des forces de contact à différents déplacements de traverse pour le cas sec ; de haut en bas : à 0, 6 et 12 mm de déplacement. Un point représente la position du point de contact considéré.

traverse, un réseau de forces se propage dans le massif. De même, un réseau de forces qui prend départ dans le coin inférieur droit de la traverse se répand de plus en plus dans la banquette au cours de la simulation. La position de ce pôle de résistance est cohérente avec les cartographies de déplacement, car elle délimite le départ de la zone de forte activité cinétique. Il s'agit d'une zone à fort cisaillement où le mouvement de traverse force la partie supérieure du massif à se déplacer, et l'imbrication de cette dernière avec la partie inférieure de la banquette provoque cette concentration de force. On remarque que la surface du massif ballasté n'intervient que très peu dans la résistance latérale de l'échantillon.

La propagation asymétrique du réseau de forces dans le plan \mathbf{Oxy} est liée à la microstructure de l'échantillon, et une répétition de cet essai sur des échantillons différents montrerait des chemins de propagation différents dans ce même plan.

Les cartographies réalisées pour la configuration 4 avec la loi Dugdale (cf. Figure 5.26) sont parasitées par l'apparition de concentrations de forces sur les parois de l'échantillon. Dès le début de simulation, on remarque des forces élevées en case, à l'endroit où de forts déplacements se développent. Puisqu'il est nécessaire d'atteindre la force de cohésion maximale qui régit la loi de comportement Dugdale pour provoquer un éloignement des grains, l'omniprésence de forces élevées dans l'échantillon n'est pas surprenante. On peut deviner une concentration de forces importantes en avant de traverse au cours de la simulation, là où les déplacements les plus forts sont observés.

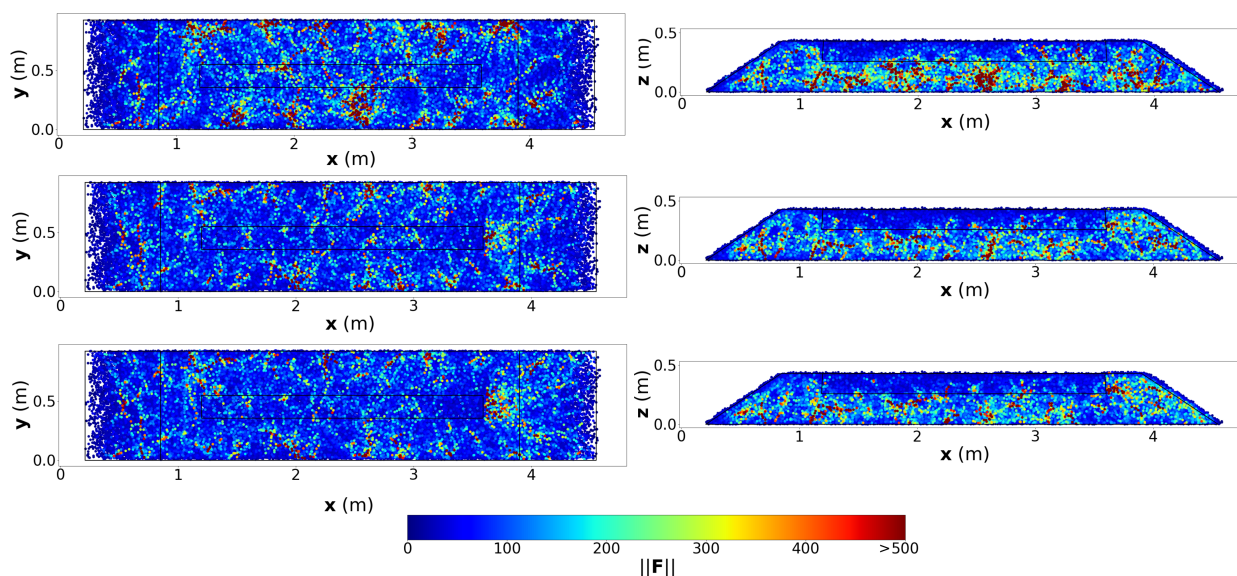


FIGURE 5.26 – Cartographie des normes des forces de contact à différents déplacements de traverse pour le cas entièrement cohésif (loi Dugdale); de haut en bas : à 0, 6 et 12 mm de déplacement. Un point représente la position du point de contact considéré.

Les cartographies relatives à la configuration 4 avec la loi de comportement Venzal sont plus lisibles (cf. Figure 5.27). On y repère pareillement des concentrations de forces sur les parois en case, moins nombreuses qu'avec son homologue Dugdale, qui semblent provoquer de légers déplacements si on compare ces zones avec les cartographies de déplacements (cf. Figure 5.23). En banquette, la cohésion semble avoir deux effets : renforcer le réseau de forces qui s'enfonce dans le massif, déjà visible dans le cas sec, et ajouter un réseau supplémentaire qui suit la surface de massif. Cette propagation surfacique s'étend en V de part et d'autre de la traverse, et semble s'arrêter une fois en contact avec les parois dans le plan \mathbf{Oxy} . Le plan \mathbf{Oxz} montre que les forces élevées atteignent le sol de l'échantillon, et donc qu'elles ne prennent pas appui uniquement sur les parois. Il reste cependant difficile de savoir à quel point le phénomène de bord influence l'importance de ce réseau surfacique, qui finit par prendre partiellement appui sur les parois, et à quel point elle influence la forme en V de ce réseau.

Les cartographies relatives au cas de collage surfacique avec la loi Venzal (Figure 5.28) fournissent les mêmes informations en plus visibles : un réseau de force, sec, s'enfonce en avant de traverse, se détachant d'un réseau surfacique guidé et épaissi par le fait qu'il n'y ait de la cohésion

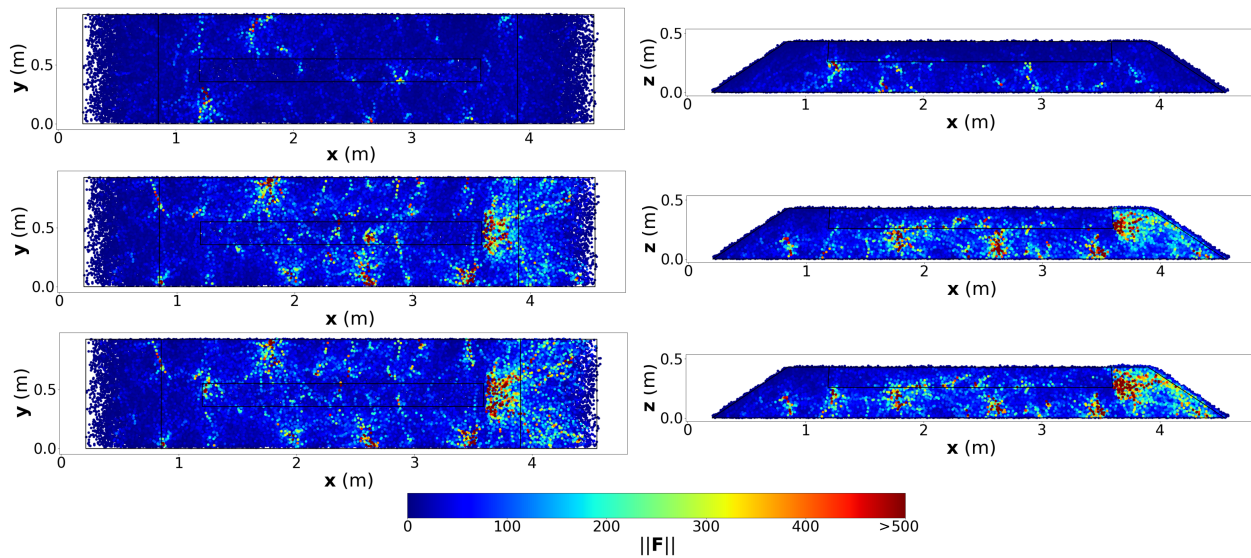


FIGURE 5.27 – Cartographie des normes des forces de contact à différents déplacements de traverse pour le cas entièrement cohésif (loi Venzal) ; de haut en bas : à 0, 6 et 12 mm de déplacement. Un point représente la position du point de contact considéré.

qu'à la surface du milieu. Par rapport à la configuration 4 où la sollicitation de la banquette est plutôt diffuse, le collage en surface a tendance à concentrer la mobilisation des contacts là où la cohésion est présente. Ajouter un chemin cohésif incite alors les forces à privilégier ce chemin à un autre non cohésif (à supposer que le chemin cohésif soit créé dans une zone stratégique du massif).

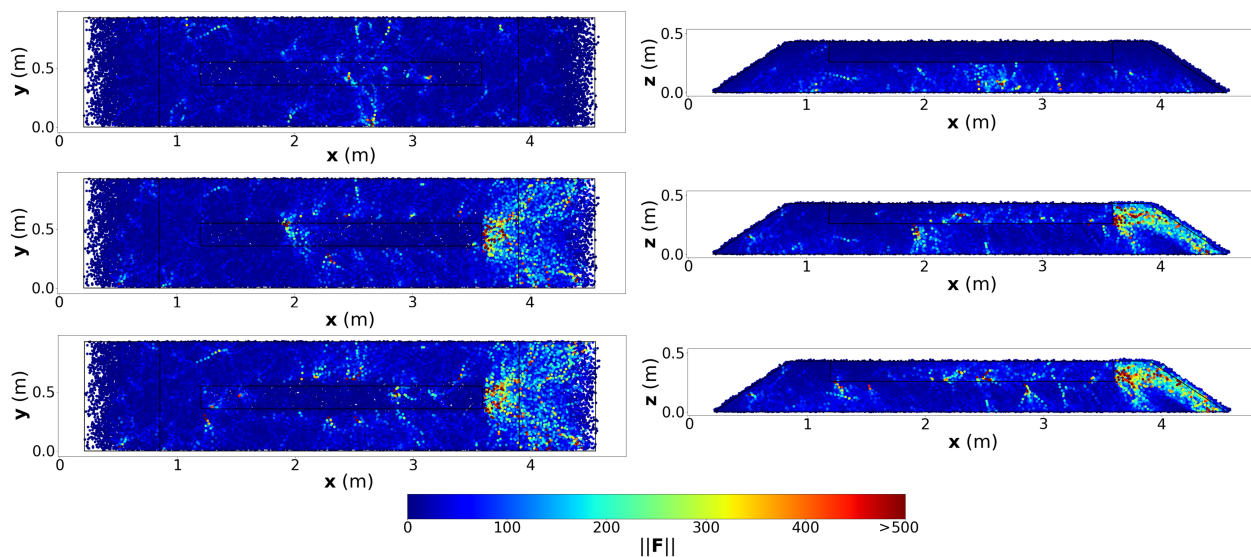


FIGURE 5.28 – Cartographie des normes des forces de contact à différents déplacements de traverse pour la configuration de collage surfacique (loi Venzal) ; de haut en bas : à 0, 6 et 12 mm de déplacement. Un point représente la position du point de contact considéré.

Pour la configuration 1 avec la loi Dugdale, les cartographies de forces montrent au départ une forte concentration localisée sur la face droite de la traverse qui se propage dans la case (cf. Figure 5.29). Cette contribution perd rapidement en importance, et il est difficile de tirer des conclusions

sur les origines de la résistance latérale particulièrement élevée.

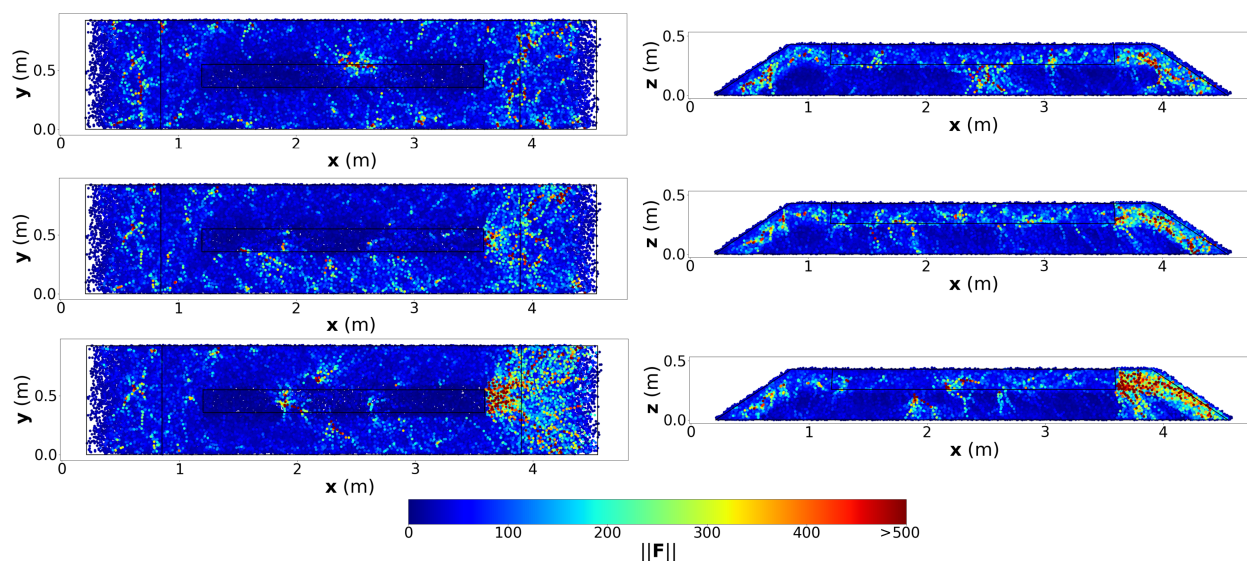


FIGURE 5.29 – Cartographie des normes des forces de contact à différents déplacements de traverse pour la configuration de collage surfacique (loi Dugdale); de haut en bas : à 0, 6 et 12 mm de déplacement. Un point représente la position du point de contact considéré.

Ce que nous pouvons retenir Il existe naturellement un réseau principal d'opposition qui s'enfonce dans la banquette, dont l'origine est le coin inférieur droit de la traverse. La cohésion peut être utilisée pour renforcer ce réseau préexistant, et peut rajouter un réseau de forces supplémentaire, en collant une zone qui interviendrait peu dans la résistance latérale du milieu en absence de cohésion (dans les cas présentés, le réseau supplémentaire est un réseau surfacique qui s'étale en V dans le plan Oxy). La forme en V du réseau de force en banquette encadre la zone du massif où les déplacements sont les plus importants, car c'est à la jonction entre la partie statique et celle qui bouge qu'ont lieu les résistances les plus importantes.

Cartographies de rupture et d'endommagement Afin d'avoir plus de détails sur la manière dont sont sollicités les contacts cohésifs, des cartographies présentant la position de ceux ayant rompu au cours de la simulation sont présentés Figure 5.30 pour la configuration 4 avec la loi Dugdale et Figure 5.31 avec la loi Venzal.

Avec le collage Dugdale, beaucoup de ruptures ont eu lieu en début de simulation dans la zone à forts déplacements en case. Ensuite, c'est majoritairement dans la partie plane de la banquette que les ruptures sont localisées. La position des contacts rompus témoigne ainsi des régions à forte cinématique, car le critère de rupture est un critère en déplacement. Il est à noter que le mouvement de traverse et le déplacement des grains en banquette provoque la rupture de contacts cohésifs tout le long de la simulation.

Pour le collage Venzal, très peu de ruptures sont répertoriées. Les ruptures ont lieu en avant de traverse, là où les déplacements des grains sont plus importants. Ces grains, poussés par la traverse, ont fini par se désolidariser du reste du massif, et leur déplacement forcé a provoqué

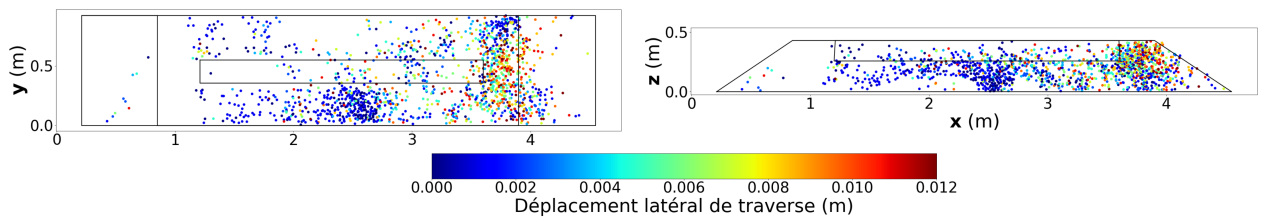


FIGURE 5.30 – Cartographie représentant les contacts cohésifs ayant rompu durant l’essai pour la configuration entièrement collée avec la loi de comportement Dugdale. Un point représente la position d’un point de contact ayant rompu, et la couleur informe du moment où la rupture s’est faite.

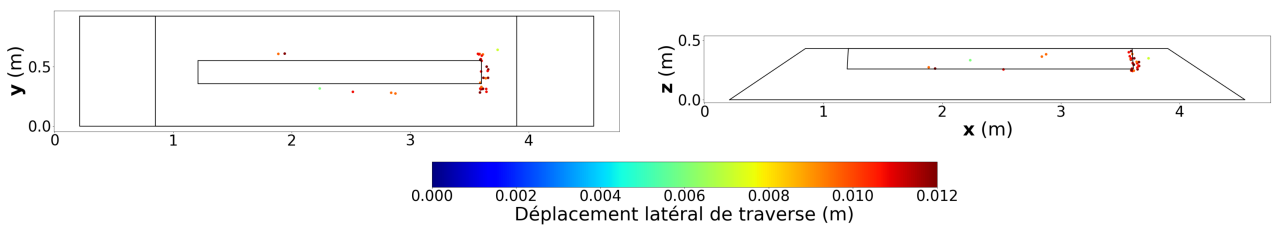


FIGURE 5.31 – Cartographie représentant les contacts cohésifs ayant rompu durant l’essai pour la configuration entièrement collée avec la loi de comportement Venzal. Un point représente la position d’un point de contact ayant rompu, et la couleur informe du moment où la rupture s’est faite.

la rupture des contacts avec les zones plus statiques du milieu. Un déplacement de traverse plus important aurait abouti à un plan de rupture plus étendu qui aurait délimité les zones à forts déplacements.

La différence du nombre de ruptures entre les deux lois s’explique par la manière différente qu’elles ont de décrire le phénomène de rupture. La loi Dugdale en propose une vision binaire, où une fois le critère de distance atteint, la cohésion est brutalement annulée, là où la loi Venzal propose une rupture plus « douce » en permettant au contact de s’endommager. De cela résulte une différence dans les seuils de ruptures utilisées, où la distance de rupture appliquée à la loi Dugdale correspond en réalité au saut de déplacement à partir duquel le contact s’endommage avec la loi Venzal (et non pas à sa distance de rupture, plus élevée). Ainsi, l’énergie à fournir pour rompre entièrement un contact avec la loi Dugdale (4,5 mJ pour un contact simple) est plus faible que celle à fournir avec la loi Venzal (14,7 mJ pour un contact simple), bien que l’énergie à fournir pour entrer dans la phase d’endommagement soit plus faible (2,25 mJ pour un contact simple).

À travers le paramètre d’endommagement β , la loi Venzal permet de s’informer plus précisément sur l’importance des sollicitations subies par les contacts cohésifs. La Figure 5.32 montre ainsi la position des contacts qui s’endommagent le plus au cours de la simulation, pour la configuration 4 (entièrement collée).

Les zones à fort endommagement englobent les zones où des déplacements de grains sont visibles. Ceci est cohérent car l’endommagement survient lorsqu’un contact cohésif suit un déplacement relatif suffisamment important. On retrouve la propagation en V en banquette (dans le

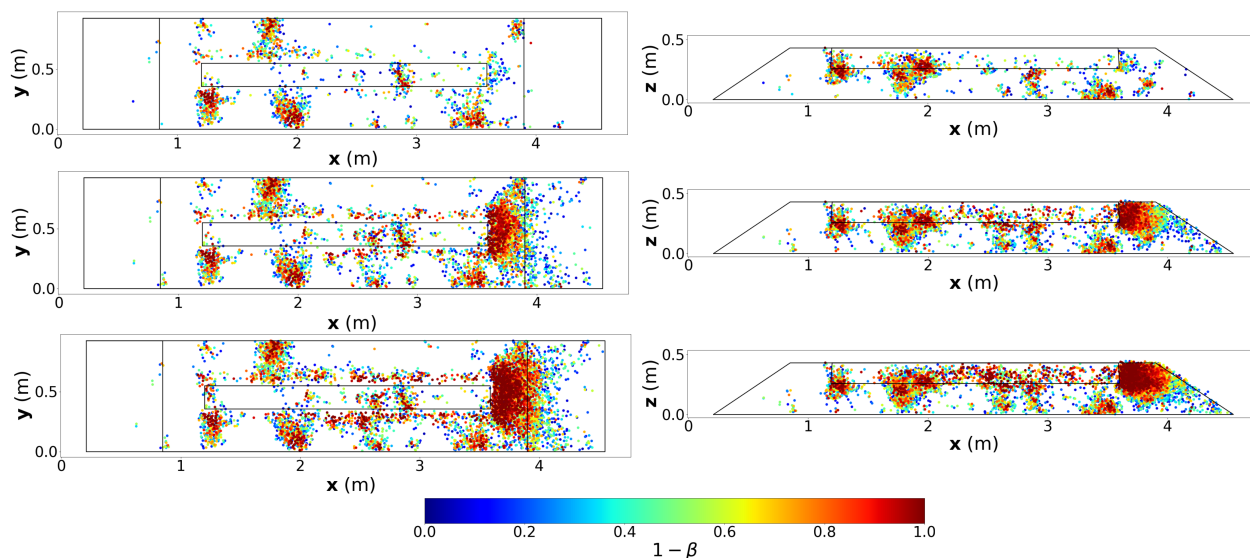


FIGURE 5.32 – Cartographie des endommagements cohésifs pour la configuration entièrement collée. Plus $(1 - \beta)$ est proche de 1, plus le contact est endommagé. Les endommagements les plus faibles ne sont pas affichés pour une meilleure lisibilité ; de haut en bas : pour un déplacement de traverse de 0, 6 et 12 mm. Un point représente la position du point de contact considéré.

plan Oxy) et une forte concentration de contacts détériorés dans la surface proche de la traverse, là où les déplacements sont les plus élevés.

Les ruptures qui ont lieu dans l'échantillon surfacique avec la loi cohésive de Dugdale (cf. Figure 5.33) appuient l'observation cohérente comme quoi ce sont dans les zones où il y a le plus de déplacements qu'ont lieu les ruptures (et également les endommagements pour la loi Venzal) les plus élevés. En effet, des contacts cohésifs rompent sur la partie haute de la banquette tout le long de la simulation, de même pour la région de la case en contact avec la face gauche de la traverse. L'asymétrie de l'apparition des ruptures en case souligne les observations déjà effectuées, mais ne permet pas d'en expliquer la cause fondamentale.

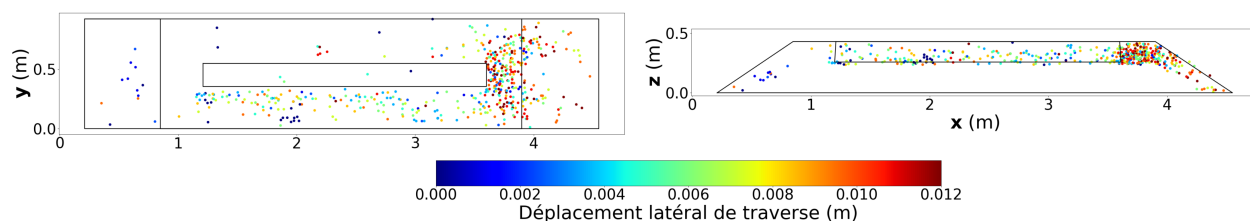


FIGURE 5.33 – Cartographie représentant les contacts cohésifs ayant rompus durant l'essai pour la configuration de collage surfacique avec la loi de comportement Dugdale. Un point représente la position d'un point de contact ayant rompu, et la couleur informe du moment où la rupture s'est faite.

Ce que nous pouvons retenir La position des contacts rompus fait écho aux endroits du massif où les déplacements des grains sont les plus importants. Ceci est cohérent avec les critères de rupture des lois cohésives utilisées car ils se basent sur les déplacements relatifs des grains (ou les sauts de déplacement).

Les différences de répartitions des contacts cohésifs rompus entre les lois cohésives utilisées témoignent de leur différence de fonctionnement, et de l'importance d'avoir une bonne représentation du comportement cohésif local.

Une autre manière d'étudier les sollicitations du massif consiste à utiliser des torseurs équivalents de force, calculés dans différentes parties du système. Cette représentation a l'avantage de pouvoir synthétiser les données (en l'occurrence, les résistances de certaines parties du massif) dans des scalaires et d'en tracer les évolutions plus facilement (qu'avec les cartographies).

Torseurs équivalents de force Pour chacune des parties de la banquette dont le découpage est présenté Figure 5.34, la contribution moyenne de la partie normale, ou de la partie tangentielle, des forces de contact dans la résistance latérale (direction \mathbf{x}) est calculée :

$$\mathcal{J}_{x,i} = \frac{1}{n_{ct}} \sum_n f_i \mathbf{x} \quad (5.4)$$

avec n_{ct} le nombre de contacts dans la tranche considérée, f_i la force de contact normale pour $i = n$ ou tangentielle pour $i = t$. $\mathcal{J}_{x,i}$ permet de cibler les zones du massif dans lesquels les contacts sont les plus sollicités dans la direction latérale \mathbf{x} . La contribution des parties normale et tangentielle sont séparées pour évaluer l'importance de ces deux modes de sollicitation dans la résistance latérale ; elle apporte ainsi une information directionnelle par rapport aux cartographies étudiées précédemment. Les observations faites sur les cartographies de déplacement notamment ont motivé un découpage haut/bas de la banquette, matérialisé par la barre bleue verticale sur la Figure 5.34. Ainsi la partie supérieure est décomposée en 5 parties, et l'inférieure en 8. Le découpage proposé est imparfait car il mélange des populations de contacts qui agissent différemment durant l'essai numérique, mais il a le mérite de présenter les données de manière compréhensible et d'être simple à mettre en place. De plus, le découpage de banquette doit être le même pour toutes les configurations, afin de permettre la comparaison des données, et trouver un découpage à la fois simple et permettant l'isolation, pour tous les échantillons, de tous les comportements spécifiques à chaque population de grains est difficile à mettre en place. En ce sens, le découpage utilisé est un bon compromis.

La Figure 5.35 représente l'évolution de $\mathcal{J}_{x,n}$ et $\mathcal{J}_{x,t}$ en fonction du déplacement de la traverse, pour chaque zone de la banquette de la configuration non cohésive.

Cette figure souligne les distinctions dans les apports de résistance latérale transmis par les différentes parties de la banquette, notamment entre les parties supérieures et inférieures. Les profils dessinés pour chaque section sont similaires que ce soit pour les sollicitations de contact en compression comme en cisaillement⁴. Les compressions opposent malgré tout des résistances latérales plus élevées que les cisaillements.

Dans la partie supérieure du massif, où la banquette subit les mouvements les plus notables, c'est le ballast proche de la traverse qui oppose les résistances les plus élevées en opposition à la direction de sollicitation. À une distance de $2d$, où $d = 0,06$ m le diamètre moyen d'un grain,

4. Contrairement à ce qu'implique le terme « cisaillement », les grains ne sont pas forcément en mouvement. Nous utilisons néanmoins ce terme par abus de langage pour parler de la sollicitation suivant la direction tangentielle du contact.

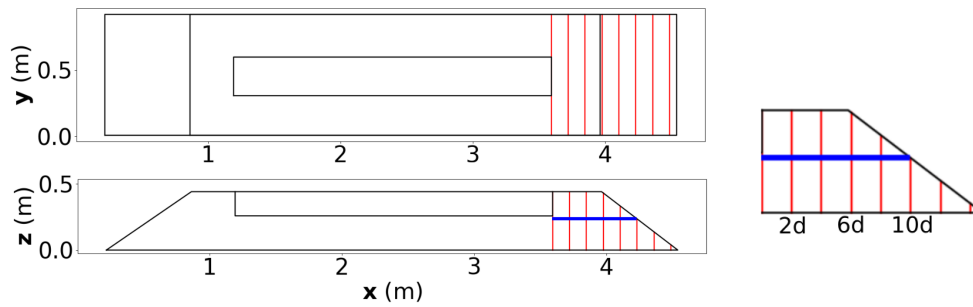


FIGURE 5.34 – Découpage de la banquette appliqué pour les calculs de torseurs équivalents de force. Deux diamètres de grain moyen séparent deux traits rouges consécutifs. La ligne horizontale bleue sépare la partie haute de la partie basse. La banquette est donc découpée en 13 parties. Pour faciliter la lecture des figures suivantes, à droite sont précisées quelques distances à la traverse ; $d = 0,06$ m, soit un diamètre de grain moyen.

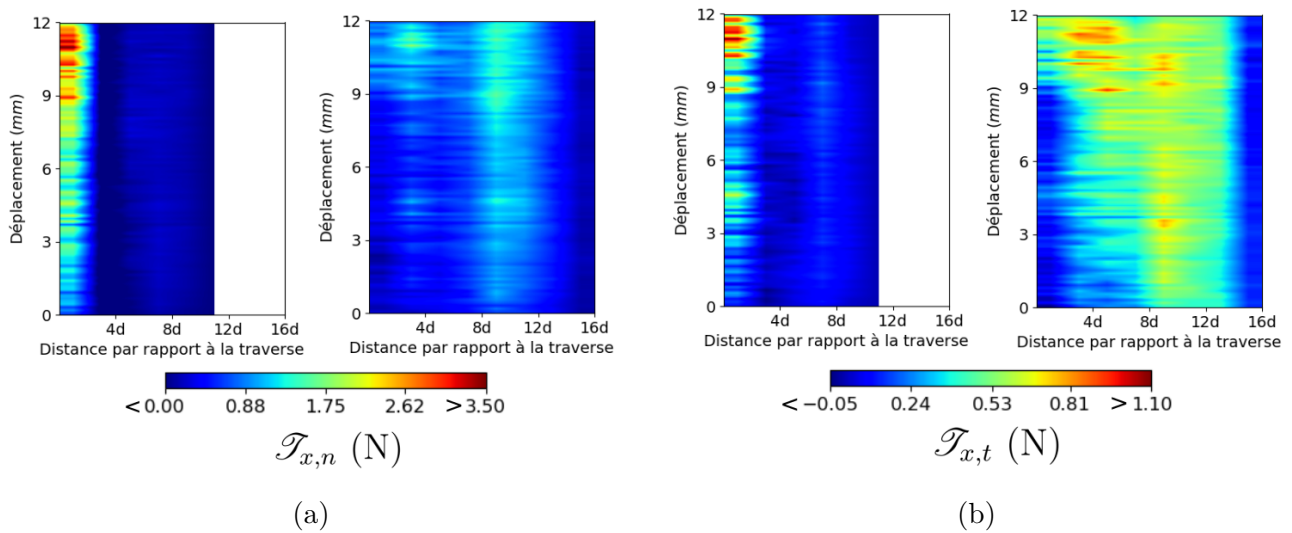


FIGURE 5.35 – (a) Évolution, au cours du déplacement de la traverse, de la moyenne des composantes \mathbf{x} de de la partie normale des forces de contact dans les tranches supérieures du massif à gauche et inférieures à droite (configuration non cohésive). (b) Idem pour la composante tangentielle des forces de contact (d représente un diamètre moyen de grain).

la compression d'un contact oppose une résistance moyenne de 3,5 N en fin de simulation, et le cisaillement d'un grain une résistance moyenne de 1,1 N. Ces résistances augmentent au cours de l'essai avec le déplacement de la traverse qui applique une force de plus en plus importante sur ces grains. Le reste de la surface présente une résistance latérale bien plus faible, qui ne connaît pas de variation particulière au cours de l'avancée de la traverse.

Dans les profondeurs du massif, au cours de l'essai, les contacts à $4d$ de distance de la traverse interviennent de plus en plus dans la résistance latérale du massif, que ce soit en compression comme en cisaillement. En moitié de pente ($10d$), les contacts sont particulièrement sollicités dans la direction \mathbf{x} , ce qui correspond à la zone où les réseaux de force les plus actifs atteignent le sol de l'échantillon.

Pour le cas entièrement collé avec la loi Venzal (cf. Figure 5.36), les mobilisations et les évolu-

tions sont presque les mêmes que pour la configuration non cohésive, avec des valeurs plus élevées⁵. En surface, c'est encore une fois le ballast en contact avec la traverse qui fournit les forces les plus importantes en compression (et en moindre mesure, en cisaillement), qui augmentent au cours de la simulation. En haut de pente (entre 6 et 10d) commencent à apparaître, après un déplacement de traverse de 3 mm, des oppositions de compression et de cisaillement relativement élevées (respectivement 3 et 1,5 N), que le changement de géométrie de banquette doit provoquer. Dans la partie inférieure de ces tranches (entre 8 et 12d), les forces sont encore plus développées en compression, et en cisaillement entre 12 et 14d. Ces tendances semblent illustrer l'apparition avec le collage d'un réseau de forces surfacique permettant une contribution plus active de ces zones du massif absentes dans le cas sec (notamment la partie supérieure, et une partie plus éloignée de la traverse).

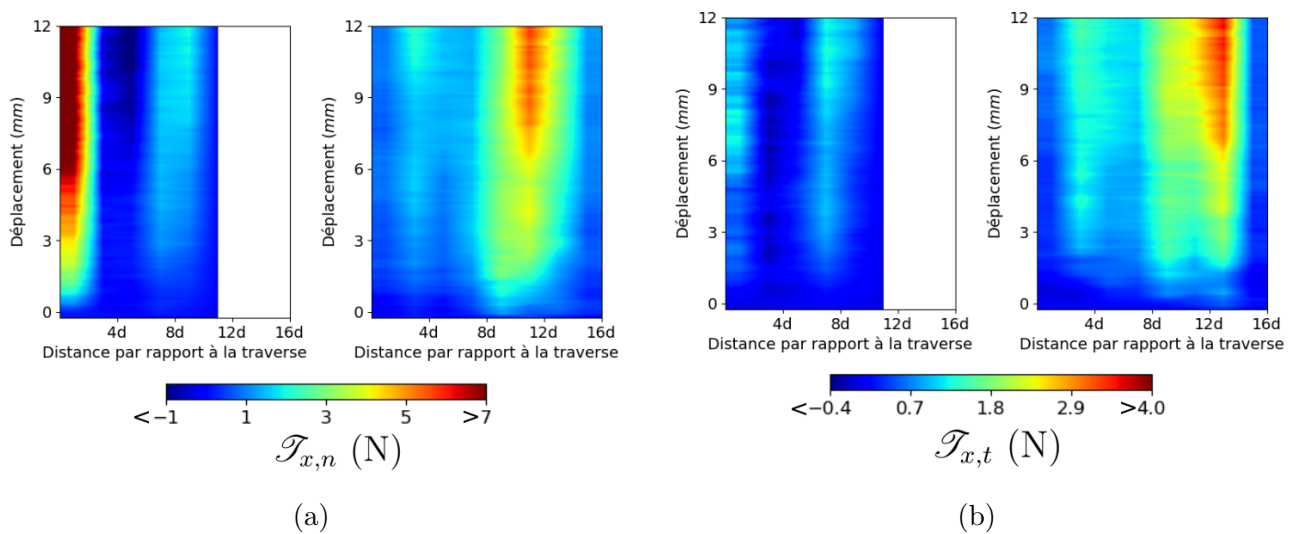


FIGURE 5.36 – (a) Évolution, au cours du déplacement de la traverse, de la moyenne des composantes \mathbf{x} de de la partie normale des forces de contact dans les tranches supérieures du massif à gauche et inférieures à droite (configuration 4, entièrement collée avec la loi Venzal). (b) Idem pour la composante tangentielle des forces de contact (d représente un diamètre moyen de grain).

Ce que nous pouvons retenir Les forces de compression opposent des résistances dans la direction \mathbf{x} plus élevées que celles de cisaillement. Les zones du massif fournissant une grande résistance latérale via des efforts de compression présentent également une grande résistance latérale via des efforts de cisaillement : il n'y a pas de prédominance particulière d'un de ces deux types de sollicitation. L'ajout de cohésion augmente la résistance latérale de ces zones, et en augmente l'étendue. Les parties inférieures du massif sont particulièrement sollicitées en fin de banquette, là où ce sont les zones supérieures les plus proches de la traverse qui interviennent le plus. Ces répartitions sont cohérentes avec les observations faites sur les cartographies de forces.

Les études précédentes sont majoritairement centrées sur les forces au contact et la façon dont les contacts sont sollicités dans la banquette. Pour expliquer notamment les évolutions observées dans ces mobilisations, on va maintenant s'intéresser à la microstructure du massif ballasté.

5. La configuration collée avec la loi Dugdale n'est pas montrée, car similaire aux phénomènes présents avec la loi Venzal. Les valeurs sont justes légèrement plus faibles.

Nombre de coordination Le nombre de coordination Z est un scalaire utilisé dans l'étude des milieux granulaire en guise de descripteur de la connectivité du système. Il représente le nombre de contacts moyen par particules du milieu :

$$Z = 2 \frac{n_{ct,V}}{n_{gr,V}} \quad (5.5)$$

où $n_{ct,V}$ désigne le nombre de contacts dans le volume V , et $n_{gr,V}$ le nombre de corps dans le volume V .

En respectant le même découpage de la Figure 5.34, l'évolution de Z est affichée sur la Figure 5.37 pour chacune des zones de la banquette pour le cas sec.

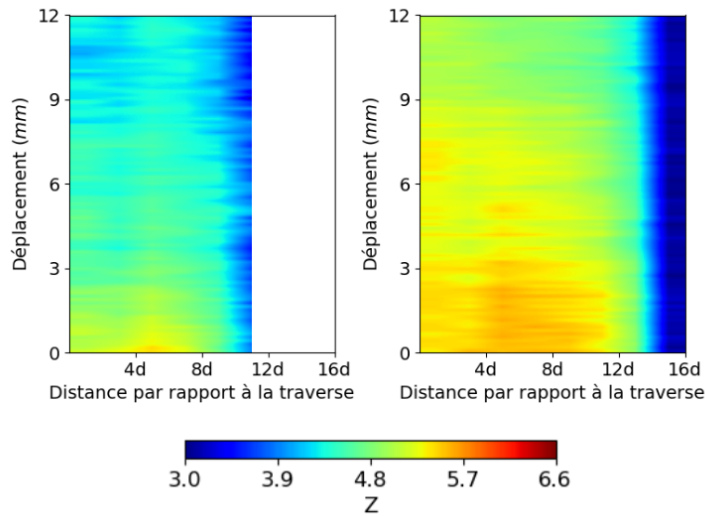


FIGURE 5.37 – Évolution de Z pour chaque zone de la banquette en fonction du déplacement de la traverse pour l'échantillon sec. À gauche pour les zones supérieures du massif, et à droite pour celles du bas (d représente un diamètre moyen de grain numérique).

De manière générale, quelle que ce soit la zone du massif, Z a tendance à baisser de 1 au cours de la simulation. Les grains en surface ayant des contacts qu'avec les corps en-dessous d'eux, Z est plus faible en surface qu'en profondeur, où tous les grains ont la possibilité d'avoir des contacts dans toutes les directions. On pourrait s'attendre à ce qu'avec le déplacement de la traverse, la zone la plus proche de celle-ci se tasse, augmentant alors le nombre de coordination. Le fait que les grains en surface ne soient pas contraints dans leurs mouvements leur permet de « s'échapper », réduisant ainsi la valeur de Z .

Comme en témoigne la Figure 5.38b, la cohésion augmente grandement le nombre de coordination qui vaut 6 ou plus dans toutes les zones du massif contre 5,7 au maximum dans le cas sec.

Il faut noter que le traitement des contacts est différent dans les cas sec et cohésif. En effet, dans le calcul de Z pour le cas sec, seuls les contacts ayant une force non nulle sont comptabilisés. Dans le cas cohésif, les contacts ayant une force nulle sont comptabilisés si lesdits contacts sont sous l'effet de la cohésion (c'est-à-dire si les contacts n'ont pas été rompus). Ceci traduit le fait que la colle permet de faire la liaison entre des grains qui ne sont pas directement en contact. Par contre, dès que le contact cohésif est rompu, on se retrouve dans la situation d'un contact sec

et dans ce cas, le contact n'est pas comptabilisé si aucune force n'y est appliquée. De ce fait, le nombre de contacts initial par grain sera plus élevé dans le cas cohésif que dans le cas sec, ce qui va se manifester par une augmentation de Z . Ainsi, bien que les échantillons de départ soient les mêmes pour les cas secs et collés et que la loi de comportement cohésive ne crée pas de contacts supplémentaires, plus de contacts sont comptés dans le calcul de Z pour les cas cohésifs, expliquant en partie la connectivité supérieure dans ces échantillons. L'autre phénomène expliquant la valeur élevée de Z est la durabilité des contacts dans le temps : le nombre de coordination varie peu dans la banquette, car le nombre de ruptures au cours de l'essai (avec la loi Venzal) reste faible. La seule exception concerne la zone directement en contact avec la traverse dans laquelle, contrairement au cas sec où l'échantillon se dilate au cours de l'essai, on peut observer une densification de la connectivité. Les grains contraints par la cohésion dans cette zone ne peuvent s'en libérer et se retrouvent ainsi comprimés entre le ballast alentour et la traverse qui s'approche de plus en plus. La baisse est plus visible avec la loi Dugdale, qui présente globalement un Z plus faible que la cohésion Venzal. Avec la loi Dugdale, on remarque que la dilatation s'étale de $2d$ à $4d$ à partir d'un déplacement de traverse 9 mm : ceci est en accord avec les ruptures observées sur la Figure 5.30 localisées dans cette région du massif ; les ruptures ont ainsi logiquement influencé le nombre de coordination.

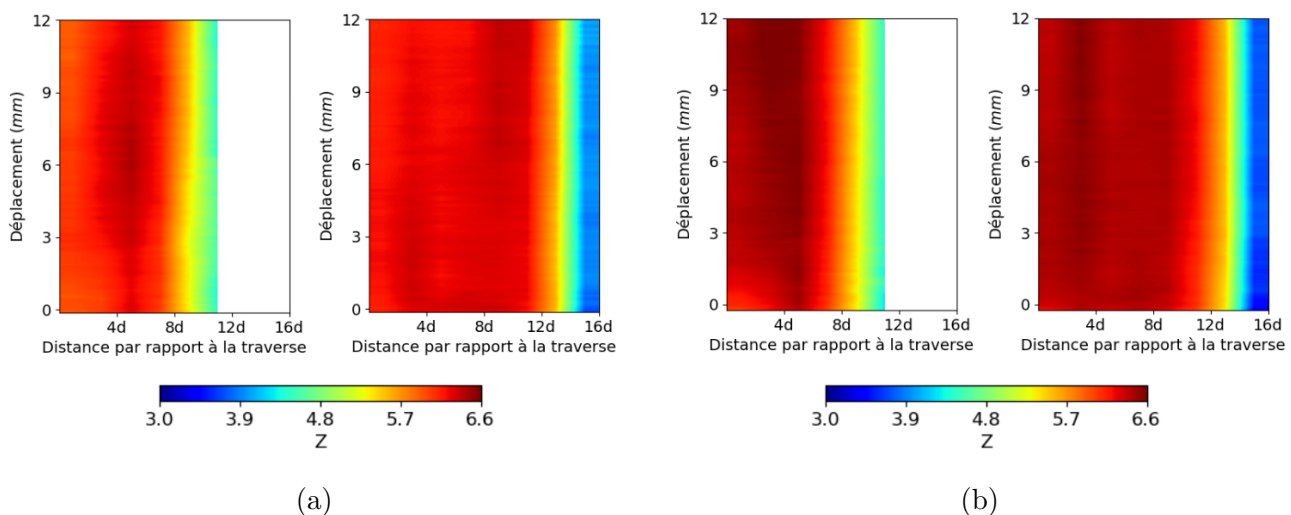


FIGURE 5.38 – (a) Évolution de Z pour chaque zone de la banquette en fonction du déplacement de la traverse pour la configuration entièrement collé avec la loi Dugdale et (b) avec la loi Venzal ; à gauche pour les zones supérieures du massif, et à droite pour celles du bas. d représente un diamètre moyen de grain numérique.

Ce que nous pouvons retenir : L'ajout de cohésion dans le système en augmente la connectivité, traduite par l'augmentation du nombre de coordination Z . La cohésion rend les contacts plus « pérennes » car ajoute des conditions à leur rupture, et provoque un tassement des particules en avant de traverse en contraignant leurs mouvements. Ainsi, en avant direct de traverse, le ballast se tasse en début de simulation alors que cette zone a tendance à se dilater pour le cas sec.

Le nombre de coordination nous a permis d'étudier la connectivité du milieu granulaire considéré. La prochaine partie s'intéresse à la manière dont le réseau de contacts est agencé à travers l'étude des anisotropies micro-structurelles de notre système.

Anisotropies micro-structurelles Dans l'étude de milieux granulaires, on peut s'appuyer sur le tenseur de fabrique \mathbb{F} pour décrire les orientations préférentielles du matériau. Ses composantes s'écrivent comme suit :

$$\mathbb{F}_{ij} = \frac{1}{n_{ct,V}} \sum_{c \in V} n_i^c n_j^c \quad , \quad (5.6)$$

où $n_{ct,V}$ désigne le nombre de contacts dans le volume V , i et j différentes composantes dans le repère global, et \mathbf{n}^c la normale au contact c . La diagonalisation de \mathbb{F} nous permet de connaître les directions privilégiées \mathbf{v}_1 , \mathbf{v}_2 et \mathbf{v}_3 des anisotropies, et de calculer ces dernières à l'aide des valeurs propres F_1 , F_2 et F_3 :

$$\begin{cases} a_{12} = 2(F_2 - F_1) \\ a_{13} = 2(F_3 - F_1) \\ a_{23} = 2(F_3 - F_2) \end{cases} \quad (5.7)$$

Nous nous intéressons uniquement aux contacts en banquette, les autres contacts ne sont pas pris en compte dans le calcul de \mathbb{F} . Il s'avère que, grâce aux symétries du système, la direction principale \mathbf{v}_3 est quasiment aligné avec le vecteur \mathbf{y} du repère global, et ne subit que de très légères réorientations au cours des simulations.

Grâce à cette simplification, nous pouvons décrire l'orientation des autres directions principales avec un seul angle θ_x , angle séparant \mathbf{v}_1 du vecteur \mathbf{x} du repère global (cf. Figure 5.39).

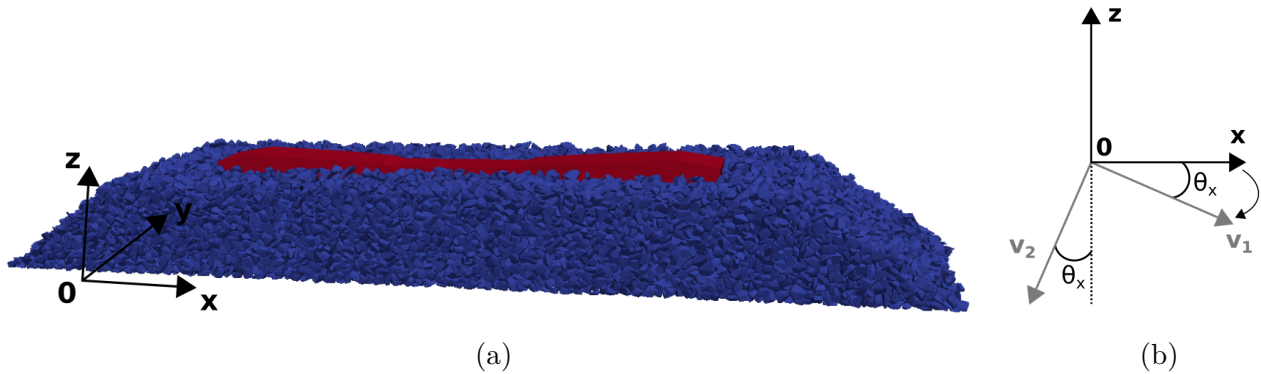


FIGURE 5.39 – (a) Repère global utilisé dans les simulations numériques. (b) Description de l'angle θ_x dans le plan \mathbf{Oxz} .

La Figure 5.40 affiche, pour le cas sec, l'évolution des anisotropies dans les directions principales ainsi que la réorientation de la direction principale \mathbf{v}_1 .

Il existe une anisotropie structurelle en banquette qui varie peu au cours de la simulation, malgré une légère rotation des directions principales \mathbf{v}_1 et \mathbf{v}_3 autour de l'axe \mathbf{v}_2 (ou \mathbf{y}). Si nous traçons la représentation polaire des directions des normales des contacts dans les plan \mathbf{Oxz} , \mathbf{Oxy} et \mathbf{Oyz} (cf. Figure 5.41), nous avons la confirmation que les contacts sont minoritairement orientés dans la direction \mathbf{y} (et donc \mathbf{v}_3), car il ne s'agit pas de la direction de sollicitation. L'anisotropie dans la direction \mathbf{z} témoigne de la méthode de création d'échantillon via un dépôt gravitaire (correspondant à la méthode utilisée en voie ferrée), qui privilégie l'orientation verticale des contacts.

Dans le plan \mathbf{Oxz} , l'anisotropie se déploie à la fois dans la direction \mathbf{z} et dans la direction de sollicitation \mathbf{x} ; ces orientations font ainsi écho aux sollicitations subies par la banquette, qui s'est

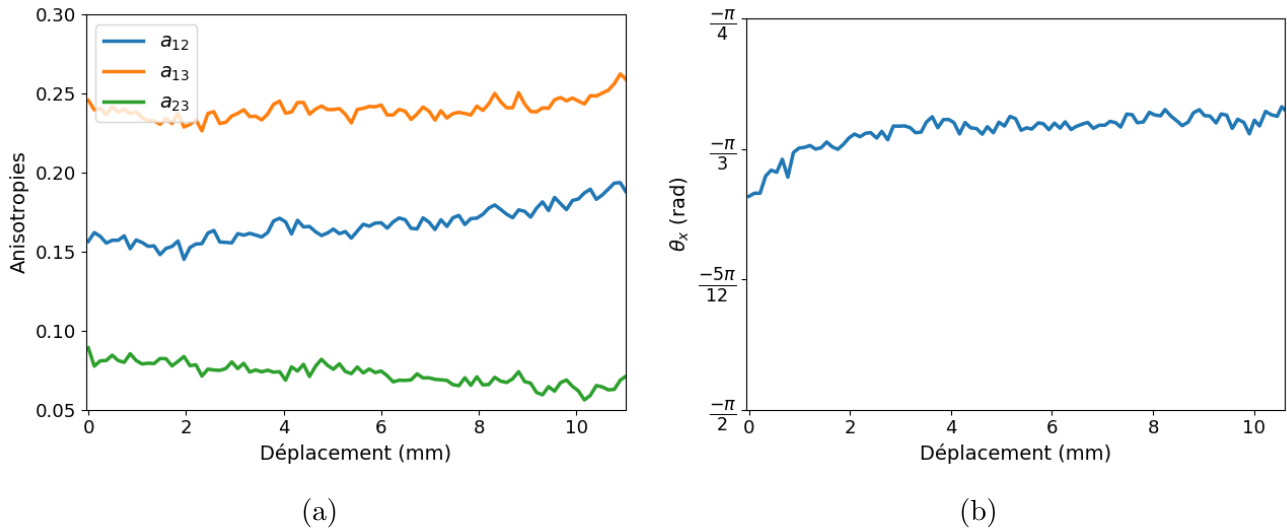


FIGURE 5.40 – (a) Évolution des anisotropies dans les directions principales pour le cas sec et (b) évolution de l'angle θ_x par rapport à \mathbf{x} .

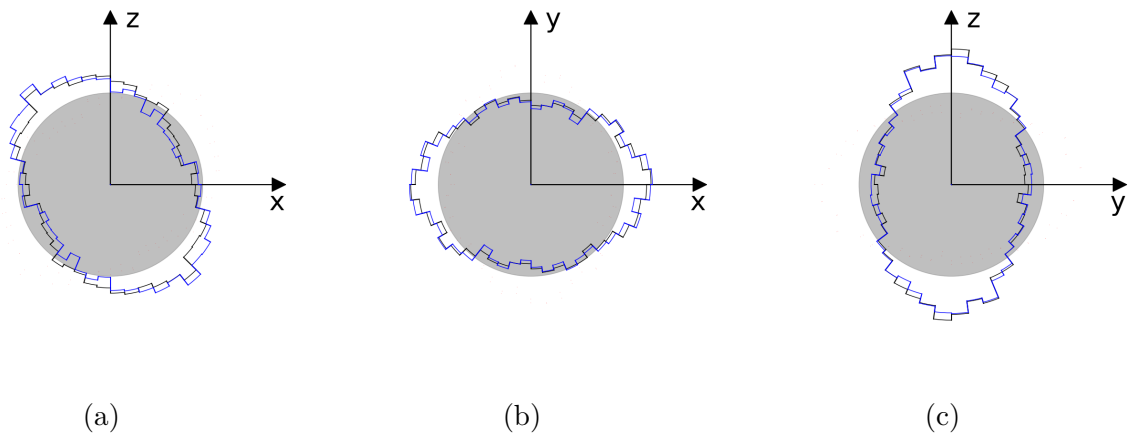


FIGURE 5.41 – (a) Représentation polaire des directions des normales de contacts dans les plan (a) \mathbf{Oxz} , (b) \mathbf{Oxy} et (c) \mathbf{Oyz} pour le cas sec. En noir, il s'agit de la distribution en début de simulation, et en bleu en fin de simulation. Le cercle gris représente une isotropie parfaite, à titre indicatif.

structurée de sorte à s'opposer aux efforts subis. Ces figures confirment que la microstructure ne se réarrange pas de manière suffisamment significative pour bouleverser les anisotropies initiales.

Si on se concentre sur les évolutions des anisotropies et de l'orientation des directions principales pour les configurations 4 avec loi Dugdale (cf. Figure 5.42) et Venzal (cf. Figure 5.43), on remarque que les orientations principales sont très peu modifiées par la cohésion. Par rapport au cas sec, a_{13} a baissé de 20 %, et a_{12} de 16 %, mais l'ordre des anisotropies est conservé ($a_{13} > a_{12} > a_{23}$). La cohésion a donc réduit l'anisotropie relative à la direction \mathbf{v}_1 (majoritairement orientée dans la direction de sollicitation \mathbf{x}) ou augmenté celle dans les deux autres directions principales. Cela indique que la cohésion, avec la prise en compte de contacts supplémentaires, diminue le besoin du massif à se structurer en opposition à la force latérale. La seule différence entre les deux lois cohésives utilisées est une rotation monotone des directions principales autour de \mathbf{v}_3 pour le collage

Dugdale alors qu'elle a lieu uniquement durant le premier millimètre de déplacement de traverse pour le collage Venzal.

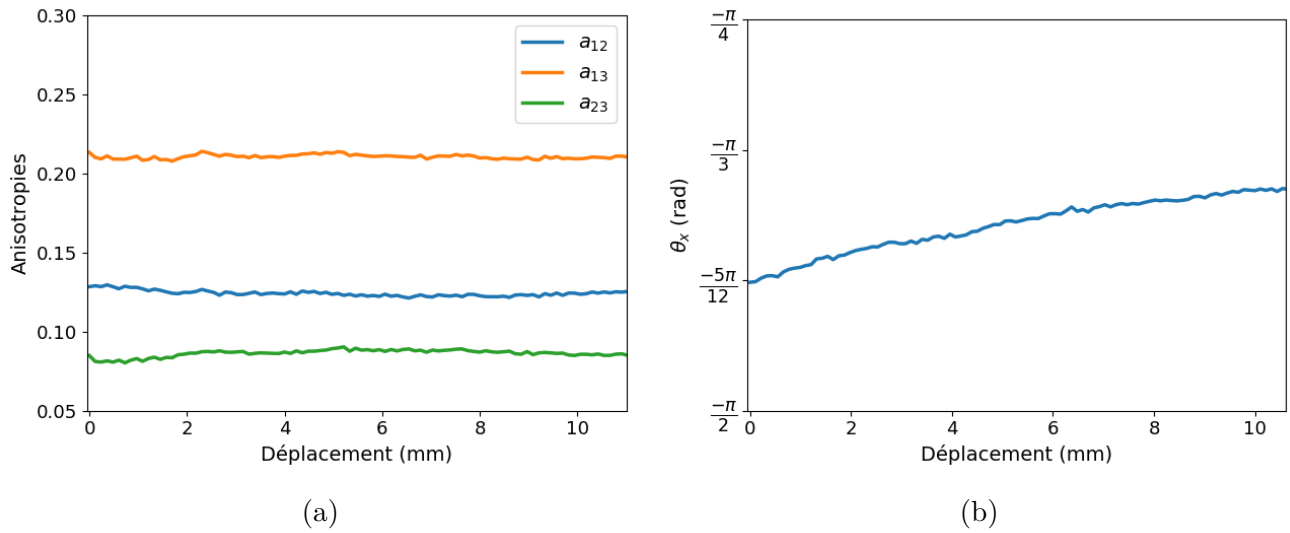


FIGURE 5.42 – (a) Évolution des anisotropies dans les directions principales pour le cas entièrement collé (loi Dugdale). (b) Évolution de l'angle θ_x par rapport à \mathbf{x} .

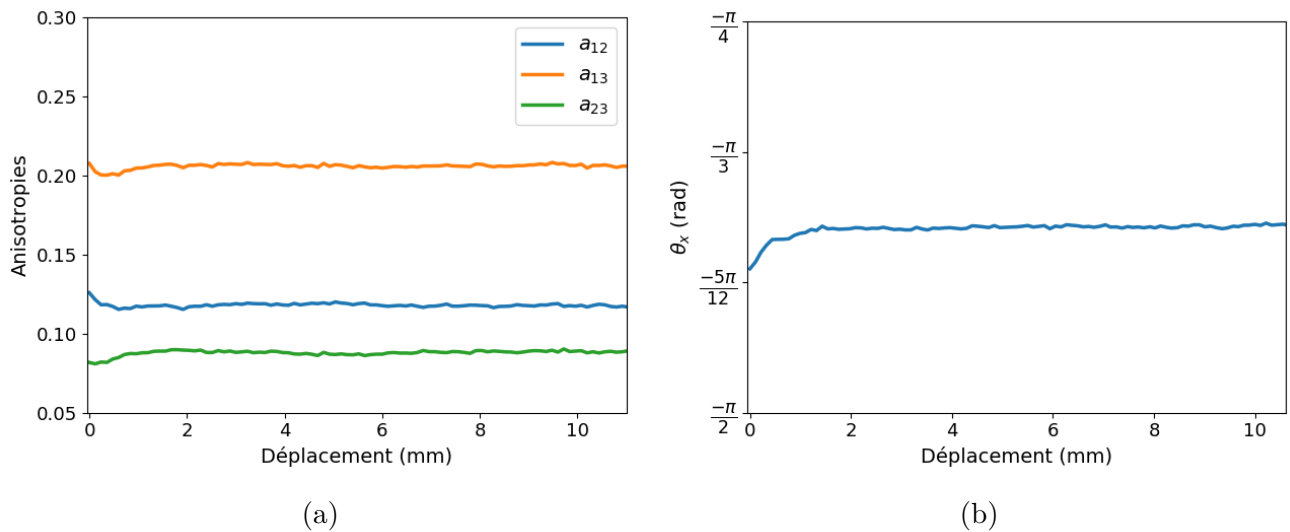


FIGURE 5.43 – (a) Évolution des anisotropies dans les directions principales pour le cas entièrement collé (loi Venzal). (b) Évolution de l'angle θ_x par rapport à \mathbf{x} .

Les anisotropies principales ne sont pas altérées par la réorientation des directions principales pour la loi Dugdale, là où le changement brutal d'orientation se répercute sur les anisotropies pour la loi Venzal. Néanmoins, ces variations restent minimales.

Dans les plans du repère global, les distributions polaires des normales de contact sont similaires pour les deux lois cohésives utilisées sur le collage entier de l'échantillon (configuration 4) ; seules les représentations polaires relatives à la loi Dugdale sont représentées sur la Figure 5.44.

Encore une fois, la microstructure n'est pas bouleversée par l'essai. Nous retrouvons les orientations privilégiées selon \mathbf{x} et \mathbf{z} , c'est-à-dire dans les directions des efforts exercés. L'anisotropie selon

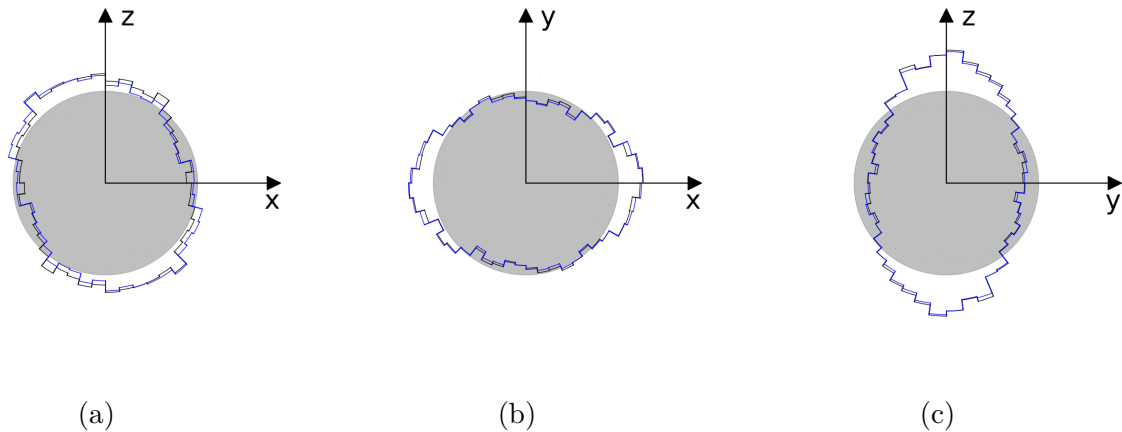


FIGURE 5.44 – (a) Représentation polaire des directions des normales de contacts dans les plan (a) Oxz , (b) Oxy et (c) Oyz pour le cas entièrement collé (loi Dugdale). En noir, il s’agit de la distribution en début de simulation, et en bleu en fin de simulation. Le cercle gris représente une isotropie parfaite, à titre indicatif.

x semble moins marquée que la verticale par rapport au cas sec, corroborant ainsi les observations faites dans le repère des directions principales. Ces figures nous permettent de conclure qu’il s’agit bien d’une réduction de l’anisotropie selon x (et non pas une augmentation des anisotropies selon y et z), puisque les distributions selon y et z n’ont quantitativement pas augmenté par rapport au cas sec.

Ce que nous pouvons retenir : la banquette a naturellement tendance à adopter une microstructure s’opposant aux sollicitations latérale et gravitaire. Elle ne subit pas de réorganisation importante au cours de l’essai. La cohésion réduit l’anisotropie structurale dans la direction latérale en raison d’une sollicitation plus complète de la banquette et de l’ajout de contacts supplémentaires, minoritairement orientés selon x (dans notre cas).

5.2.3 Variation du pourcentage de contacts cohésifs

Dans la section précédente, les contacts étaient collés dans leur intégralité. Pour aller un peu plus loin dans l’analyse du massif ballasté collé, on se propose de faire varier le pourcentage de contacts cohésifs afin d’évaluer l’impact de celui-ci sur la résistance latérale du milieu. En premier lieu, nous répartissons les contacts cohésifs de manière homogène dans la zone ciblée, puis nous les répartissons de manière structurée, c’est-à-dire en collant tous les contacts présents en surface en faisant varier la profondeur de collage.

Pour cela, nous nous intéressons ici uniquement à la configuration 2 (collage total de la banquette) car les résultats précédents nous montrent qu’il s’agit du lieu où les changements sont les plus visibles. La loi cohésive utilisée est celle de Dugdale car son implémentation permet de contrôler précisément quels contacts cohésifs sont actifs à l’instant initial et lequel sont considérés rompus. Pour l’instant, la manière dont est implémentée la loi Venzal ne permet pas ce contrôle.

Répartition aléatoire des contacts cohésifs Pour faire varier le pourcentage de contacts cohésifs dans la région ciblée (dans notre cas, la banquette), on dresse dans un premier temps la liste de tous les contacts qui y sont présents. Puis, de cette liste est extraite aléatoirement

un nombre de contacts correspondant au pourcentage de contacts à rompre⁶. Cette sélection est réalisée via la fonction *python random.sample()*, qui permet de faire un tirage aléatoire sans remise [1], empêchant ainsi de piocher plusieurs fois un même contact. Ensuite, les contacts présents dans cette nouvelle liste sont rompus en changeant artificiellement leur statut de contact cohésif en leur équivalent sec ; les impulsions opérant à ces contacts sont également réinitialisées à 0.

Les différents pourcentages testés sont 0, 30, 50, 75, 90 et 100 % de contacts cohésifs à l'instant initial. Les courbes force-déplacement obtenues sont présentées sur la Figure 5.45.

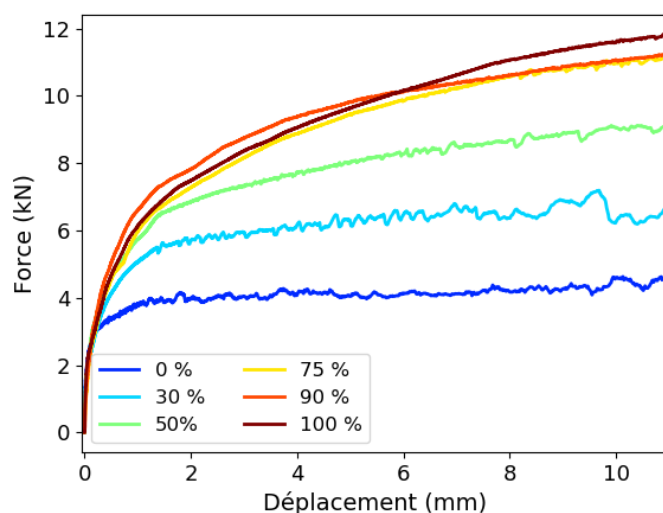


FIGURE 5.45 – Courbes force-déplacement obtenues en fonction du pourcentage de contacts cohésifs présent en début de simulation.

Elles montrent que plus le pourcentage est important, plus la résistance latérale est importante. Cette augmentation n'est cependant pas linéaire, le gain étant moins significatif entre 50 et 75 % qu'entre 30 et 50 % par exemple. Au-delà de 75 % de contacts cohésifs, les performances observées s'avoisinent. Une itération de ces essais avec des échantillons différents permettrait de savoir si les différences entre les 3 cas les plus élevés sont avérées ou si leur répartition est liée aux variations naturelles du système. Dans le premier cas, cela signifierait qu'il existe un optimum de résistance latérale (pour les 6 premiers millimètres de déplacement), situé aux alentours de 90 % de contacts cohésifs, mais cela paraît peu plausible. Qu'il y ait un optimum ou non, le gain reste négligeable par rapport à la courbe des 75 %. Cette répartition des courbes semble indiquer qu'il n'est pas nécessaire de chercher à coller le maximum de points de contacts possibles en voie ferrée : viser le collage de trois quart des contacts présenterait des résultats équivalents. Bien sûr, le collage appliqué dans ces simulations est impossible à réaliser en voie car les contacts secs sont répartis homogènement dans le massif ballasté, alors qu'en voie la distribution des contacts cohésifs est dépendante de la profondeur (comme en témoigne la Figure 3.5).

C'est pourquoi nous proposons ensuite une répartition des contacts cohésifs plus applicative en les localisant tous en surface, à l'instar de ce qui est reproductible en voie. Cela est assimilable à un collage surfacique de la banquettes avec des profondeurs atteintes par le liant plus ou moins importantes.

6. Les contacts doubles et triples n'apparaissent qu'une fois dans les listes (et non deux ou trois fois). Par contre, les modifications décrites par la suite sont effectuées sur les deux (ou trois) composantes desdits contacts.

Répartition des contacts cohésifs en surface Dans cette étude, différentes profondeurs de collage sont testées. Tous les contacts présents dans la zone collée ont une loi de comportement cohésive de type Dugdale en début de simulation.

Comme précédemment, l'échantillon de référence correspond au collage en banquette (configuration 2), équivalant à une profondeur de 0,43 m et 100 % de contacts collés. Les autres pourcentages testés sont 21 % (soit une profondeur atteinte de 0,07 m), 42 % (0,14 m), 62 % (0,21 m) et 78 % (0,28 m). Les courbes force-déplacement obtenues sont regroupées sur la Figure 5.46.

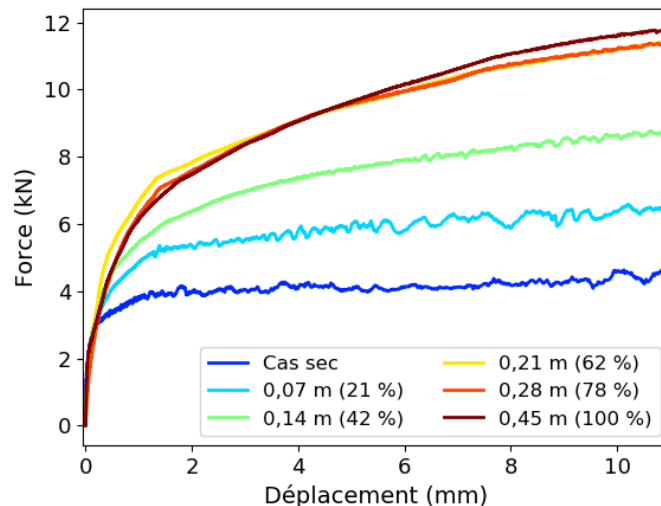


FIGURE 5.46 – Courbes force-déplacement obtenues en fonction de la profondeur de collage dans la banquette de l'échantillon. Le pourcentage indiqué correspond au pourcentage de contacts cohésifs équivalent.

Coller le premier tiers supérieur augmente grandement la résistance latérale de l'échantillon, la faisant passer de 4 à 8 kN en fin de simulation. Il y a encore un gain notable de performance entre une profondeur de 0,14 m et de 0,21 m (soit la moitié de la hauteur de l'échantillon). Pour une épaisseur de collage plus élevée, la résistance latérale mesurée ne varie guère car le nombre de contacts cohésifs ajouté devient de plus en plus faible. En terme de performance, il semblerait ainsi que viser une profondeur supérieure à 0,21 m soit superflu.

Afin de voir l'influence éventuelle de la répartition du pourcentage de contacts cohésifs dans la banquette sur la résistance latérale de la voie, la Figure 5.47 regroupe toutes les forces subies par la traverse en fin de simulation pour tous les pourcentages de contact cohésif testés dans cette section.

Localiser l'ensemble des contacts cohésifs en surface semble présenter des performances légèrement meilleures qu'une répartition homogène en banquette, car les forces « carrées », relatives aux variations de profondeur, sont systématiquement supérieures aux forces « rondes » pour des pourcentages équivalents. Dans les deux cas, un plateau de force est atteint pour des pourcentages de contacts cohésifs supérieurs à 60 % environ. Pour la répartition aléatoire et homogène des contacts cohésifs, il est ainsi nécessaire de coller plus de la moitié des contacts pour créer une connectivité inter-grains suffisante pour renforcer (et/ou mettre en place) les réseaux de force principaux mis en évidence par les cartographies de la section 5.2.2. Pour les répartitions surfaciques quant à elles, les premières épaisseurs de collage sont suffisantes pour créer le réseau surfacique supplémentaire,

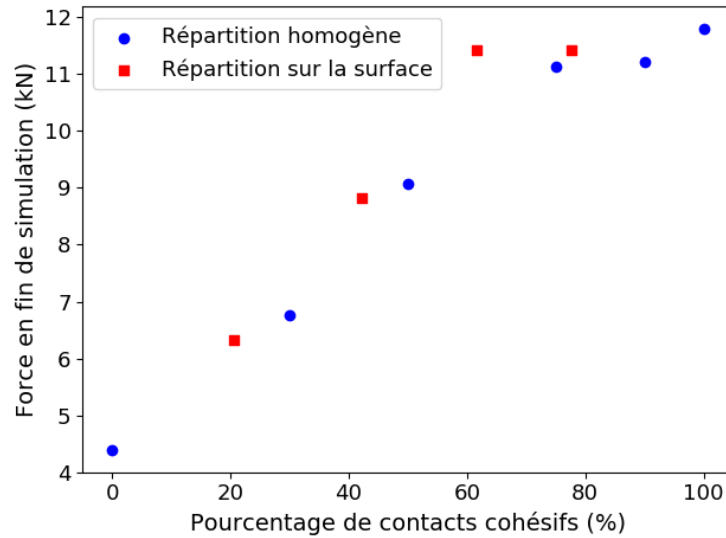


FIGURE 5.47 – Forces mesurées en fin d’essai pour les simulations relatives à la variation du pourcentage de contacts cohésifs (ronds bleus), et à la variation de profondeur (carrés rouges), traduite en pourcentage de contacts cohésifs. Les pourcentages indiqués sont ceux en début de simulation.

mais pas pour l’exploiter pleinement : il faut viser une épaisseur plus grande pour maximiser sa contribution. Néanmoins, le chemin préférentiel surfacique permis par l’ajout de cohésion ne grossit pas indéfiniment, et des épaisseurs de collage supérieures au besoin de ce réseau surfacique ne sont pas entièrement sollicitées. Il est à noter qu’en augmentant la profondeur atteinte par le liant, le réseau initial qui s’enfonce dans le massif devant la traverse se renforce également de plus en plus. L’existence du plateau à 60 % de contacts cohésifs indique alors que la partie supérieure de ce réseau joue un rôle plus important que sa partie inférieure dans la résistance latérale du milieu, car coller ou non sa partie inférieure n’a pas de grande répercussion sur sa performance⁷.

5.3 Conclusion

Dans ce chapitre, les résultats d’essais de résistance latérale expérimentaux et numériques ont été présentés. Les deux objectifs de la campagne expérimentale étaient d’obtenir des premiers résultats directement exploitables par la SNCF, et de fournir des données de référence pour évaluer la justesse des essais numériques réalisés et futurs.

Ils ont permis de confirmer que l’ajout de colle augmente la résistance latérale du ballast, et de montrer que le collage surfacique, en plus de traiter les problématiques de fluage, améliore la résistance latérale de 17 %, (à l’instar du collage de toute la profondeur du ballast proche de la traverse). Le collage de la banquettes sur toute sa profondeur augmente les performances de 43 %.

Les objectifs de la campagne numérique étaient d’évaluer la pertinence des modèles cohésifs paramétrés au chapitre 3 sur un échantillon macroscopique, et d’apporter des éléments de réponse

7. Ce constat est en accord avec les cartographies de la Figure 5.28 par exemple, où les forces les plus importantes sont observées dans la partie supérieure du massif là où le réseau de forces s’estompe avant d’avoir atteint le bas de l’échantillon.

quant aux fonctionnements microstructuraux qui interviennent dans le massif avec l'ajout de cohésion.

Les essais réalisés ne permettent pas de comparer rigoureusement les résultats numériques et expérimentaux car les échantillons sont différents. Néanmoins, ils permettent de conclure que la loi Dugdale, introduisant de la cohésion avec uniquement deux paramètres que sont la force de cohésion maximal et un seuil de rupture en distance, n'est pas une loi satisfaisante pour traduire le comportement du milieu (résistance tangentielle non contrôlée, utilisation qui induit des forces dans le système, profils de courbe force-déplacement macroscopiques plus éloignés de l'expérimental qu'avec la loi Venzal...).

Les données plus précises que fournissent les simulations numériques permettent d'expliquer les hausses de résistance latérale observées expérimentalement. Les principaux leviers de la cohésion sont :

- augmenter la contribution du réseau de force principal, déjà présent dans le cas sec, qui s'enfoncé dans les profondeurs de la banquette en avant de traverse, en collant à cet endroit ;
- créer un réseau de force supplémentaire en collant une zone normalement inactive dans la résistance latérale du milieu. Ainsi, le collage surfacique permet de faire intervenir la surface de la banquette dans la résistance latérale du lit ballasté.

Ces fonctionnements permettent d'expliquer pourquoi les configurations expérimentales relatives au collage surfacique et au collage du ballast proche de la traverse, sur toute la profondeur, présentent des performances similaires, et la configuration de collage de toute la banquette des performances encore meilleures (cf. Figure 5.4). Dans le premier cas, la colle ajoute un réseau d'opposition surfacique supplémentaire tandis que dans le deuxième cas, la colle renforce le réseau de résistance naturellement présent dans le massif, et dans le troisième cas, les deux effets précédents sont cumulés. La configuration expérimentale 2, où le collage est réalisé uniquement sur la surface de la pente, présente des performances peu concluantes car le réseau cohésif n'est pas relié aux zones plus actives du massif.

La configuration de collage surfacique avec la loi Dugdale quant à elle, présente une résistance latérale étonnamment élevée, plus importante que la configuration entièrement collée. Aucune aberration numérique ne permet d'exclure cette simulation, mais la cause physique n'a pas été clairement déterminée. Cet écart de force comparé aux autres configurations de collage provient des faces longitudinales de la traverse, et il semble lié au nombre important de contacts qu'ont ces faces avec les polyèdres. Ce saut de force est présent dès le début de la simulation, et peut être dû à la configuration de collage qui empêche la traverse de se surélever en début d'essai (phénomène observé sur les configurations 3 et 4 présentant de la colle en case), et/ou être lié aux forces attractives intrinsèques à la loi Dugdale qui bouleversent la structure granulaire.

Dans tous les cas, l'amélioration de la résistance latérale résulte également du couplage d'autres phénomènes que ceux décrits précédemment. L'ajout de colle augmente le nombre de contacts, y ajoute des résistances normales et tangentielles supplémentaires, et, en contraignant les mouvements des grains, force ces derniers à encaisser une plus grande partie des efforts qui se dissiperait dans les déplacements et réorientations des grains le cas échéant (le ballast en contact avec la traverse a tendance à se dilater sans la colle, mais se compacte lorsqu'il est collé).

Des études numériques complémentaires ont permis d'illustrer le fait que coller 75 % des contacts collés homogènement répartis dans le massif fournissait une résistance latérale semblable à un collage de tous les contacts, ce qui signifie qu'il n'est pas nécessaire, dans les collages surfaciques de ballast par exemple, de chercher à coller l'ensemble des contacts sur l'épaisseur supérieure du massif. De même, coller 66 % de la profondeur du massif semble suffisant pour optimiser

les performances ciblant un collage en banquette : des profondeurs de collage plus importantes n'amélioreraient que très faiblement la résistance latérale de la voie. Il faut néanmoins souligner qu'en voie, coller la totalité des contacts sur 0,21 m d'épaisseur semble difficile, et qu'en réalité les performances attendues seraient moindres.

Conclusion

Le ballast est un des sujets primordiaux dans le monde ferroviaire en raison des rôles importants qu'il y occupe. L'intensification des conditions d'utilisation des voies ferrées, en termes de circulation et de tonnage, accélère l'usure des grains et leur migration, pouvant rapidement former des défauts géométriques de la voie. La correction de ces défauts nécessite des travaux de maintenance et l'usure du ballast un renouvellement de ce dernier, l'un comme l'autre étant des opérations que les entreprises ferroviaires cherchent à réduire. Plusieurs solutions ont vu le jour pour répondre à ces problèmes, et la SNCF s'est penchée, entre autres, sur le procédé de collage du ballast. Écologique et efficace, ce procédé, dont le principe est d'épandre un liant sur le dessus du massif ballasté pour le figer dans une configuration idéale, n'empêche ni le drainage des eaux - une des propriétés du ballast - ni la réalisation des interventions comme le bourrage. Satisfaite des résultats, la SNCF cherche alors à savoir comment optimiser ce procédé et s'il est possible de décliner le domaine d'application du collage à d'autres problématiques, tel le renforcement mécanique de la voie.

Pour répondre à ces interrogations, la démarche adoptée dans la thèse est la suivante : caractériser ou mettre en place une loi cohésive numérique capturant les phénomènes régissant un contact entre deux grains de ballast collés. Un tel outil permettrait d'étudier le comportement du matériau « ballast collé » à travers des simulations numériques, et ainsi cibler les différentes optimisations possibles. Des essais expérimentaux à l'échelle du contact sont alors effectués pour caractériser le triplet ballast/liant/ballast et paramétrer le modèle cohésif. Ces essais sont centrés sur la résistance à la traction, qui est une caractéristique primordiale d'un comportement cohésif. Ils sont réalisés sur des reproductions de contacts entre grains susceptibles d'être retrouvés dans un lit ballasté : l'état de surface des grains en contact est conservée, les quantités de colle intervenant dans un contact sont quantifiées et respectées, les typologies de contact (sommet/plan, arête/-plan et plan/plan) sont répliquées. En raison de la variabilité des résultats due à la volonté de reproduire des contacts réalistes, les essais ont été répétés une quinzaine de fois par typologie (et par roche) testée. Cette campagne expérimentale a permis d'obtenir une force de cohésion maximale, dépendante de la surface cohésive de contact, et un seuil de rupture en distance. Ces deux paramètres apparaissent comme suffisants pour exploiter une première loi cohésive simple. Les données fournies par ces essais ont également permis l'exploitation d'une loi cohésive plus précise laissant au contact la possibilité de s'endommager (en s'appuyant sur une hypothèse de comportement isotrope du contact). Ces deux lois sont ainsi calibrées dans le code de calcul *LMGC90*, plateforme open-source dédiée à la modélisation de milieux divisés s'appuyant sur l'approche *Non*

Smooth Contact Dynamics.

En utilisant ce modèle simple, des essais de compression triaxiale ont été réalisés sur des échantillons granulaires cohésifs, essais quasi inexistant dans la littérature. Ainsi, en plus de proposer une réflexion dans ce domaine, cette campagne permet d'investiguer le rôle de l'intensité de cohésion dans la résistance d'un échantillon granulaire à la compression. Cette recherche a montré que l'utilisation de la loi de type Dugdale, dépendante de la position relative des grains à la création du contact, n'était pas adaptée à de tels essais en raison des fortes déformations qu'ils induisaient dans l'échantillon. La loi CZM de type Venzal quant à elle, en instaurant un domaine élastique et un endommagement progressif du contact, traduit mieux le comportement que l'on souhaite modéliser et est compatible avec les essais triaxiaux. Son exploitation a permis de confirmer que la résistance du milieu augmentait avec l'intensité de cohésion. Cette résistance est dépendante de l'endommagement moyen des contacts cohésifs dans l'échantillon, qui va également piloter sa déformation volumique. Bien que l'ajout de cohésion augmente la connectivité du système, elle n'a pas d'influence sur sa structure ni sur les anisotropies d'orientation de contact qu'on y trouve sans colle.

Des essais plus appliqués sont également réalisés dans le cadre de la thèse. Il s'agit d'essais de résistance latérale expérimentaux et numérique réalisés avec différentes configurations de collage. Les essais expérimentaux permettent de fournir des données de référence pour les simulations, ainsi que d'apporter une première expertise quant aux configurations de collage les plus efficaces en terme d'augmentation de la résistance latérale de la voie. Le collage en profondeur de la totalité de la banquette confère la résistance latérale la plus élevée à l'échantillon, avec un gain de 40 %. Pour une quantité de colle moindre, les collages sur toute la surface de la banquette (laquage) ou sur toute la profondeur du ballast en haut de banquette offrent un gain de résistance latérale similaire (20 %). Néanmoins, le laquage semble plus intéressant car il oppose plus de résistance à une répétition de chargements que l'autre configuration (le gain de résistance latérale du laquage augmentant plus rapidement par la suite).

Les simulations numériques des essais de résistance latérale apportent un éclairage micro-mécanique sur les phénomènes observés expérimentalement. Elles ont permis de cibler la zone du massif qui s'oppose activement au mouvement de la traverse, à savoir un réseau qui s'enfonce dans la banquette, et dont le point de départ est en contact avec la partie inférieure de l'avant de la traverse (dans la direction de la sollicitation). Les différentes configurations de collage numérique testées permettent également de postuler que la cohésion peut renforcer les propriétés mécaniques de la voie de deux manières : en densifiant le réseau de contact qui s'oppose déjà au mouvement latérale de la traverse (comme le collage de la banquette en profondeur), ou en créant un second réseau de résistance qui vient épauler celui déjà existant (comme le laquage, qui ajoute le réseau cohésif en surface au réseau sec en avant de traverse).

Les études relatives à la variation du pourcentage de contacts cohésifs en banquette et à la manière dont ces contacts sont répartis indique qu'il n'est pas nécessaire de chercher à coller tous les contacts présents dans une zone spécifique : les performances mécaniques de la voie sont sensiblement similaires au-delà de 60 % de contacts collés.

Bien que ces études démontrent que le procédé de collage améliore la résistance latérale du massif ballasté et proposent des pistes de configurations de collage optimales, ces travaux de thèse sont plus une ouverture qu'un point final, et on peut percevoir plusieurs perspectives.

Dans un premier temps, il serait intéressant de mettre en place une seconde version de la loi Dugdale. La loi Dugdale utilisée s'exprime en fonction de la distance inter-grain, occasionnant des

forces d'attraction dont on ne peut s'affranchir. Pour corriger ce phénomène, il faut exprimer la loi Dugdale en fonction du déplacement (normal) par rapport à la position relative des grains à l'instant initial, à l'instar de la loi Venzal. Ainsi, l'utilisation de la loi n'induirait pas de précontrainte dans le système, et se rapprocherait du comportement du liant actuellement utilisé à la SNCF. Il serait alors nécessaire de questionner ce nouveau modèle en réitérant les essais de compression triaxiale et de résistance latérale.

Par ailleurs, la caractérisation locale d'un point de vue tangentiel semble intéressante à mettre en œuvre à la vue des premiers résultats présentés ici, ne serait-ce que pour valider ou réfuter l'hypothèse de comportement isotrope du pont de colle faite dans la paramétrisation de la loi cohésive Venzal. Si une première tentative infructueuse a été réalisée, il faut mettre en place un dispositif tribologique permettant de caractériser la résistance au cisaillement et identifier le rôle du frottement et de la colle séparément.

Concernant la caractérisation de milieux polyédriques cohésifs, il reste maintenant à reprendre une étude plus systématique afin de de comprendre plus en détails le rôle de la cohésion au sein du milieu. Dans les présents travaux, une analyse macroscopique rapide a été réalisée avec un premier regard sur les aspects locaux. Une étude plus approfondie peut désormais être réalisée en jouant par exemple sur le modèle de cohésion, sur le pourcentage de contact cohésifs et leur répartition dans l'échantillon ou encore sur le type de sollicitations.

Enfin, pour savoir si la loi cohésive Venzal utilisée durant cette thèse peut l'être de manière quantitative dans des simulations numériques ou s'il est nécessaire d'en augmenter la précision, il serait intéressant de générer un échantillon similaire à l'expérimental afin de comparer les résultats obtenus avec le modèle et ceux obtenus expérimentalement. Un tel échantillon numérique, composé de 66 000 grains et de deux traverses, n'a pas pu être exploité faute de temps, les durées de calcul nécessaires à sa mise en place et à son utilisation dans des essais numériques étant longues (plusieurs mois). Dans un souci d'optimisation des quantités de colle, tester des configurations de collage plus précises, c'est-à-dire qui ciblent uniquement le réseau de résistance en avant de traverse par exemple, pourrait mener à des conclusions intéressantes.

Bibliographie

- [1] Documentation python3 : librairie random. <https://docs.python.org/fr/3/library/random.html>. Accessed : 2021-06-06. [Cité page 113.]
- [2] neoballast.eu. <http://www.neoballast.eu/bbddcomun/GC/NeoBallastENG.nsf/>. Accessed : 2020-07-31. [Cité page 18.]
- [3] Xitrack, polyurethane ballast reinforcement (brochure). <https://balfourbeatty.com/media/29023/xitrack-brochure.pdf>. Accessed : 2020-07-31. [Cité page 19.]
- [4] A. Needleman. An analysis of tensile decohesion along an interface. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 38(3) :289–324, 1990. [Cité page 38.]
- [5] V. Acary and B. Brogliato. *Numerical Methods for Nonsmooth Dynamical Systems : Applications in Mechanics and Electronics*. Springer Verlag, 2008. [Cité page 27.]
- [6] V. Acary and Y. Monerie. Nonsmooth fracture dynamics using a cohesive zone model. *Rapport de recherche INRIA 6032*, 2006. [Cité page 38.]
- [7] AFNOR. Granulat pour ballast de voies ferrées. norme française homologuée. [Cité pages 13 et 14.]
- [8] E. Azéma. *Etude numérique de milieux granulaires à grains polyédriques : rhéologie quasi-statique, dynamique vibratoire et application au procédé de bourrage du ballast*. PhD thesis, Université Montpellier II - Sciences et Techniques du Languedoc, France, 2007. [Cité pages 15, 26 et 58.]
- [9] E. Azéma, F. Radjai, and F. Dubois. Packings of irregular polyhedral particles : Strength, structure, and effects of angularity. *Physical review. E, Statistical, nonlinear, and soft matter physics*, 87, 06 2013. [Cité pages 62 et 70.]
- [10] B.Y. Rubinstein and L.G. Fel. Theory of axisymmetric pendular rings. *Journal of Colloid and Interface Science*, 417 :37–50, 2014. [Cité page 36.]
- [11] C. Schneider, W. Rasband, and K. Eliceiri. NIH Image to ImageJ : 25 years of image analysis. *Nature Methods*, 9 :671–675, 2012. [Cité page 53.]
- [12] L. Cangemi. *Frottement et adhérence : modèle, traitement numérique et application à l'interface fibre/matrice*. PhD thesis, Université d'Aix-Marseille II - Faculté des sciences, Marseille, France, 1997. [Cité page 38.]

- [13] B. Chetouane, F. Dubois, M. Vinches, and C. Bohatier. Nscd discrete element method for modelling masonry structures. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 64(1) :65–94, 2005. [Cité page 29.]
- [14] P. A. Cundall. A computer model for simulating progressive large scale movements of blocky rock systems. *Proceedings of the symposium of the international society of rock mechanics*, 1 :132–150, 1971. [Cité page 27.]
- [15] J. P. de Bono and G. R. McDowell. Dem of triaxial test on crushable sand. *Granular Matter*, 16 :551–562, 2014. [Cité page 62.]
- [16] A de O. Lima. Laboratory mechanical fatigue performance of under-ballast mats subjected to north american loading conditions. In *11th International Heavy Haul Association (IHHA) Conference*, CapeTown, South Africa, 2017. [Cité page 16.]
- [17] J.-Y. Delenne. *Milieux granulaires à comportement solide. Modélisation, analyse expérimentale de la cohésion, validation et applications*. PhD thesis, Université Montpellier II - Sciences et Techniques du Languedoc, Montpellier, France, 2002. [Cité page 36.]
- [18] M.S. Dersch, E. Tutumluer, and A. Mareno. Characterization of polyurethane coated railroad ballast behaviour. In *90th Annual Meeting of the Transportation Research Board*, Washington (DC), 2011. [Cité page 19.]
- [19] M.S. Dersch, E. Tutumluer, C.T. Peeler, and D.K. Bower. Polyurethane coating of railroad ballast aggregate for improved performance. In *Joint Rail Conference (JRC 2010)*, Urbana (IL), 2010. [Cité page 19.]
- [20] D.S. Dugdale. Yielding of steel sheets containing slits. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 8(2) :100–104, 1960. [Cité page 38.]
- [21] F. Dubois. Fracturation as a non smooth contact dynamic problem. In *VIII International Conference on Computational Plasticity*, Espagne, 2005. [Cité page 29.]
- [22] F. Dubois, M. Jean, M. Renouf, R. Mozul, A. Martin, and M. Bagnéris. Lmgc90. In *10e colloque national en calcul des structures*, Giens, France, 2011. [Cité page 62.]
- [23] E. Reyssat. Capillary bridges between a plane and a cylindrical wall. *Journal of Fluid Mechanics*, 773, 2015. [Cité page 36.]
- [24] Eliáš and Jan. Simulation of railway ballast using crushable polyhedral particles. *Powder Technology*, 264 :458–465, 2014. [Cité page 26.]
- [25] H. Elyashiv, R. Bookman, L. Siemann, U. ten Brink, and K. Huhn. Numerical characterization of cohesive and non-cohesive 'sediments' under different consolidation states using 3d dem triaxial experiments. *Processes*, 8(10), 2020. [Cité page 62.]
- [26] M. Esmaeili, R. Nouri, and K. Yousefian. Experimental comparison of the lateral resistance of tracks with steel slag ballast and limestone ballast materials. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part F : Journal of Rail and Rapid Transit*, 231(2) :175–184, 2017. [Cité page 17.]
- [27] N. Estrada, E. Azéma, F. Radjaï, and A. Taboada. Identification of rolling resistance as a shape parameter in sheared granular media. *Physical Review E : Statistical, Nonlinear, and Soft Matter Physics*, 2011. [Cité page 25.]
- [28] F. K. Wittel, R. Mani, K. Melnikov, F. Bianchi, and H. J. Hermann. Capillary interaction in wet granular assemblies : Part 2. volume *Particles in Contact*, pages pp. 227–309. [Cité page 35.]

-
- [29] J.-F. Ferrellec, R. Perales, V.-H. Nhu, M. Woné, and G. Saussine. Analysis of compaction of railway ballast by different maintenance methods using dem. In *EPJ Web of Conferences 140, 15032 (2017)*., volume 140, 2017. [Cité pages 26 et 88.]
- [30] G. Gagnage. *Liant pour maintien du ballast*. Document interne SNCF. [Cité page 16.]
- [31] G.I. Barenblatt. The mathematical theory of equilibrium cracks in brittle fracture. *Advances in Applied Mechanics*, 7 :55–129, 1962. [Cité page 38.]
- [32] P.J. Grabe, B.F. Mtshotana, M.M. Sebat, and E.Q. Thunemann. The effects of under-sleeper pads on sleeper-ballast interaction. *Journal of the South African Institution of Civil Engineering*, 58 :35–41, 2016. [Cité page 17.]
- [33] S. L. Grassie. Resilient railpads : Their dynamic behaviour in the laboratory and on track. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part F : Journal of Rail and Rapid Transit*, 203(1) :25–32, 1989. [Cité page 17.]
- [34] T. Gröger, U. Tüzün, and D. M. Heyes. Modelling and measuring of cohesion in wet granular materials. *Powder Technology*, 133(1-3) :203–215, 2003. [Cité page 35.]
- [35] D. Gundavaram and S. K. K. Hussaini. Polyurethane-based stabilization of railroad ballast – a critical review. *International Journal of Rail Transportation*, 7(3) :219–240, 2019. [Cité page 19.]
- [36] Y. Guo, H. Fu, Y. Qian, V. Markine, and G. Jing. Effect of sleeper bottom texture on lateral resistance with discrete element modelling. *Construction and Building Materials*, 250 :118770, 2020. [Cité page 17.]
- [37] Y. Guo, H. Fu, Y. Qian, V. Markine, and G. Jing. Effect of sleeper bottom texture on lateral resistance with discrete element modelling. *Construction and Building Materials*, 250 :118770, 2020. [Cité pages 25, 26 et 81.]
- [38] O. Harireche, A. Faramarzi, and A. M. Alani. A toroidal approximation of capillary forces in polydisperse granular assemblies. *Granular Matter*, 15(5) :573–581, 2013. [Cité page 35.]
- [39] C. L. Ho, D. Humphrey, J. P. Hyslip, and W. Moorhead. Use of recycled tire rubber to modify track–substructure interaction. *Transportation Research Record : Journal of the Transportation Research Board*, 2374(1) :119–125, 2013. [Cité page 18.]
- [40] H. Huang. *Discrete Element Modeling Of Railroad Ballast Using Imagined Based Aggregate Morphology Characterization*. PhD thesis, Graduate College of the University of Illinois, Urbana-Champaign, 2009. [Cité page 26.]
- [41] H. Huang and E. Tutumluer. Discrete element modeling for fouled railroad ballast. *Construction and Building Materials*, 25(8) :3306–3312, 2011. [Cité page 26.]
- [42] J. Irazábal, F. Salazar, and E. Oñate. Numerical modelling of granular materials with spherical discrete particles and the bounded rolling friction model. application to railway ballast. *Computers and Geotechnics*, 85 :220–229, 2017. [Cité page 25.]
- [43] E. Izard. *Modélisation numérique des écoulements granulaires denses immergés dans un fluide*. PhD thesis, Université de Toulouse, Toulouse, France, 2014. [Cité page 64.]
- [44] J. A. Zakeri, M. Esmaili, A. Kasraei, and A. Bakhtiary. A numerical investigation on the lateral resistance of frictional sleepers in ballasted railway tracks. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part F : Journal of Rail and Rapid Transit*, 230(2) :440–449, 2016. [Cité page 17.]
-

- [45] J. A. Zakeri, M. Esmaeili, A. Kasraei, and A. Bakhtiary. A numerical investigation on the lateral resistance of frictional sleepers in ballasted railway tracks. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part F : Journal of Rail and Rapid Transit*, 230(2) :440–449, 2016. [Cité pages 24 et 81.]
- [46] J.-J. Moreau. New computation methods in granular dynamics. 1993. [Cité page 27.]
- [47] L. Jacobsson. *A plasticity model for cohesionless material with emphasis on railway ballast*. PhD thesis, Department of Solid Mechanics, Chalmers Univ. of Technology, 1999. [Cité page 24.]
- [48] M. Jean. The non-smooth contact dynamics method. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 177(3-4) :235–257, 1999. [Cité page 27.]
- [49] M. Jean, V. Acary, and Y. Monerie. Non-smooth contact dynamics approach of cohesive materials. *Philosophical Transactions of the Royal Society of London. Series A : Mathematical, Physical and Engineering Sciences*, 359(1789) :2497–2518, 2001. [Cité pages 29 et 35.]
- [50] G. Jing, J. Wang, H. Wang, and M. Siahkouhi. Numerical investigation of the behavior of stone ballast mixed by steel slag in ballasted railway track. *Construction and Building Materials*, 262 :120015, 2020. [Cité page 17.]
- [51] G. Q. Jing, P. Aela, H. Fu, and M. Esmaeili. Numerical and experimental analysis of lateral resistance of biblock sleeper on ballasted tracks. *International Journal of Geomechanics*, 20(6) :04020051, 2020. [Cité pages 25, 37 et 81.]
- [52] E. Kabo. A numerical study of the lateral ballast resistance in railway tracks. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part F : Journal of Rail and Rapid Transit*, 220(4) :425–433, 2006. [Cité page 24.]
- [53] S. Kaewunruen. Dynamic responses of railway bridge ends : a systems performance improvement by application of ballast glue/bond. In *The Second International Conference on Railway Technology*, Ajaccio, Corsica, France, 2014. Research. [Cité pages 21 et 22.]
- [54] S. Kaewunruen and A. M. Remennikov. An alternative rail pad tester for measuring dynamic properties of rail pads under large preloads. *Experimental Mechanics*, 48(1) :55–64, 2008. [Cité page 16.]
- [55] A. K. Keene, T. B. Edil, J. M. Tinjum, and R. W. Brown. Characterization of polyurethane-stabilized ballast. In *Third International Conference on New Developments in Soil Mechanics and Geotechnical Engineering*, Nicosia, North Cyprus, 2012. [Cité page 19.]
- [56] D. Khairallah. *Analyse et modélisation du comportement mécanique de structures de voies ferrées avec sous-couche bitumineuse : Instrumentation de la ligne à grande vitesse Bretagne-Pays de la Loire*. PhD thesis, École centrale de Nantes, France, 2019. [Cité page 14.]
- [57] Y. Kishino. Disk model analysis of granular media. *Micromechanics of Granular Materials*, pages 143–152, 1988. [Cité page 27.]
- [58] M. M. Kohonen, D. Geromichalos, M. Scheel, C. Schier, and S. Herminghaus. On capillary bridges in wet granular materials. *Physica A : Statistical Mechanics and its Applications*, 339(1-2) :7–15, 2004. [Cité page 35.]
- [59] J. Kozicki, J. Tejchman, and Z. Mroz. Effect of grain roughness on strength, volume changes, elastic and dissipated energies during quasi-static homogeneous triaxial compression using dem. *Granular Matter*, 14 :457–468, 2012. [Cité page 62.]
- [60] L. Jacobsson and K. Runesson. Integration and calibration of a plasticity model for granular materials. 2002. [Cité page 24.]

- [61] L. M. Le Pen and W. Powrie. Contribution of base, crib, and shoulder ballast to the lateral sliding resistance of railway track : A geotechnical perspective. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part F : Journal of Rail and Rapid Transit*, 225(2) :113–128, 2011. [Cité page 81.]
- [62] S.J. Lee, Y. M.A. Hashash, and E. G. Simulation of triaxial compression tests with polyhedral discret elements. *Computers and Geotechnics*, 43 :92–100, 2012. [Cité page 62.]
- [63] W. L. Lim and G. R. McDowell. Discrete element modelling of railway ballast. *Granular Matter*, 7(1) :19–29, 2005. [Cité page 25.]
- [64] X. Ling, H. Xiao, G. Liu, and M. Zhang. Discrete element modeling of polyurethane-stabilized ballast under monotonic and cyclic triaxial loading. *Construction and Building Materials*, 255 :119370, 2020. [Cité page 37.]
- [65] M. Lu and G. R. McDowell. The importance of modelling ballast particle shape in the discrete element method. *Granular Matter*, 9(1-2) :69–80, 2006. [Cité page 25.]
- [66] M. Jean and J.-J. Moreau. Unilaterality and dry friction in the dynamics of rigid body collections. 1992. [Cité page 27.]
- [67] M. Llevat Tost. Lca neoballast (lifecycle assessment neoballast). [Cité pages 16 et 19.]
- [68] Gdr Midi. On dense granular flows. hal-00000959. [Cité page 63.]
- [69] J. Mitchell and K. Soga. *Fundamentals of Soil Behavior*. John Wiley & Sons, Hoboken, New Jersey, 2005. [Cité page 69.]
- [70] H. N. G. Nguyen, O. Millet, C.-F. Zhao, and G. Gagneux. Theoretical and experimental study of capillary bridges between two parallel planes. *European Journal of Environmental and Civil Engineering*, pages 1–11, 2020. [Cité page 36.]
- [71] UIC (International Union of Railways). Lateral track resistance (ltr), 2019. [Cité page 76.]
- [72] N. Oubhi. *Description précise de la morphologie des grains pour l'étude numérique du comportement mécanique du ballast ferroviaire*. PhD thesis, Université Paris-Est, France, 2017. [Cité pages 12, 15 et 88.]
- [73] D.O. Potyondy. Parallel-bond refinement to match macroproperties of hard rock. In *Continuum and Distinct Element Numerical Modeling in Geomechanics 2011 (Proceedings of Second International FLAC/DEM Symposium)*, Australia, 2011. [Cité page 37.]
- [74] J.C. Quezada. *Mécanismes de tassement du ballast et sa variabilité*. PhD thesis, Université Montpellier II - Sciences et Techniques du Languedoc, France, 2012. [Cité page 26.]
- [75] I.D. Quintanilla. *Multi-scale study of the degradation of railway ballast*. PhD thesis, Université Grenoble Alpes, France, 2018. [Cité page 26.]
- [76] R. F. Du Plooy P. J. Grabe. Characterisation of rigid polyurethane foam-reinforced ballast through cyclic loading box tests. *Journal of the South African Institution of Civil Engineering*, 59(2) :2–10, 2017. [Cité page 18.]
- [77] F. Radjai and F. Dubois. *Modélisation numérique discrète des matériaux granulaires*. ISTE, 2010. [Cité pages 28 et 36.]
- [78] F. Radjai and V. Richefeu. Bond anisotropy and cohesion of wet granular materials. *Phil. Trans. R. Soc.*, pages 5123–5138, 2009. [Cité page 64.]
- [79] M. Renouf. *Optimisation numérique et calcul parallèle pour l'étude de milieux divisés bi- et tridimensionnels*. PhD thesis, Université Montpellier II - Sciences et Techniques du Languedoc, France, 2004. [Cité pages 28 et 30.]

- [80] V. Richefeu. *Approche par éléments discrets 3D du comportement de matériaux granulaires cohésifs faiblement contraints*. PhD thesis, Université Montpellier II - Sciences et Techniques du Languedoc, Montpellier, France, 2005. [Cité page 36.]
- [81] V. Richefeu, M. S. El Youssoufi, R. Peyroux, and F. Radjai. A model of capillary cohesion for numerical simulations of 3d polydisperse granular media. *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, 32(11) :1365–1383, 2008. [Cité pages 35 et 36.]
- [82] P. Rognon. *Rhéologie des matériaux granulaires cohésifs. Application aux avalanches de neige dense*. PhD thesis, France, 2006. [Cité pages 51 et 64.]
- [83] S. Kaewunruen and A. Remennikov. Dynamic properties of railway track and its components : a state-of-the-art review. [Cité page 17.]
- [84] S. Laryea and M. Safari Baghsorkhi and J-F. Ferrellec and G.R. McDowell and C. Chen. Comparison of performance of concrete and steel sleepers using experimental and discrete element method. *Transportation Geotechnics*, 1(4) :225–240, 2014. [Cité page 63.]
- [85] C. Salot, P. Gotteland, and P. Villard. Influence of relative density on granular materials behavior : Dem simulations of triaxial tests. *Granular Matter*, 11 :221–236, 2009. [Cité page 62.]
- [86] G. Saussine. *Contribution à la modélisation de granulats tridimensionnels : application au ballast*. PhD thesis, Université Montpellier II - Sciences et Techniques du Languedoc, France, 2004. [Cité pages 12, 26, 27, 30 et 83.]
- [87] M. Scheel, R. Seemann, M. Brinkmann, M. Di Michiel, A. Sheppard, and S. Herminghaus. Liquid distribution and cohesion in wet granular assemblies beyond the capillary bridge regime. *Journal of Physics : Condensed Matter*, 20(49) :494236, 2008. [Cité page 35.]
- [88] M. P.J. Schopfer, S. Abe, C. Childs, and J. J. Walsh. The impact of porosity and crack density on the elasticity, strength and friction of cohesive granular materials : Insights from dem modelling. *International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences*, 46 :250–261, 2009. [Cité page 62.]
- [89] S.Lakušić, M.Ahac, and I.Haladin. Track stability using ballast bonding method. In *10th Slov. Kongr. O Cestah Prometu*, Portoroz, 2010. [Cité page 21.]
- [90] M. Sol-Sánchez and G. D’Angelo. Review of the design and maintenance technologies used to decelerate the deterioration of ballasted railway tracks. *Construction and Building Materials*, 157 :402–415, 2017. [Cité page 17.]
- [91] M. Sol-Sánchez, F. Moreno-Navarro, and M. C. Rubio-Gámez. The use of elastic elements in railway tracks : A state of the art review. *Construction and Building Materials*, 75 :293–305, 2015. [Cité page 17.]
- [92] M. Sol-Sánchez, L. Pirozzolo, F. Moreno-Navarro, and M. C. Rubio-Gámez. Advanced characterisation of bituminous sub-ballast for its application in railway tracks : The influence of temperature. *Construction and Building Materials*, 101 :338–346, 2015. [Cité page 17.]
- [93] M. Sol-Sánchez, N. H. Thom, F. Moreno-Navarro, M. C. Rubio-Gámez, and G. D. Airey. A study into the use of crumb rubber in railway ballast. *Construction and Building Materials*, 75 :19–24, 2015. [Cité page 18.]
- [94] F. Soulié. *Cohésion par capillarité et comportement mécanique de milieux granulaires*. PhD thesis, Université Montpellier II - Sciences et Techniques du Languedoc, Montpellier, France, 2005. [Cité pages 35 et 36.]

- [95] Z. Syed, M. Tekeste, and D. White. A coupled sliding and rolling friction model for dem calibration. *Journal of Terramechanics*, 72 :9–20, 04 2017. [Cité page 62.]
- [96] V. Topin. *Matériaux granulaires cimentés : modélisation et application à l’albumen de blé*. PhD thesis, Université Montpellier II - Sciences et Techniques du Languedoc, Montpellier, France, 2008. [Cité page 36.]
- [97] J-M. Trevin. *Le Pierre et Manuel de la Voie Ferrée*. Document interne à la SNCF. [Cité page 14.]
- [98] E. Tutumluer, Y. Qian, Y. M.A. Hashash, J. Ghaboussi, and D. D. Davis. Discrete element modelling of ballasted track deformation behaviour. *International Journal of Rail Transportation*, 1(1-2) :57–73, 2013. [Cité page 26.]
- [99] V. Tvergaard. Effect of fibre debonding in a whisker-reinforced metal. *Materials Science and Engineering : A*, 125(2) :203–213, 1990. [Cité page 38.]
- [100] V. Venzal. *Modélisation discrète du comportement mécanique des ouvrages maçonnés en pierre. Aspects expérimentaux - Analyse énergétique*. PhD thesis, Université de Bordeaux, France, 2020. [Cité pages 38 et 42.]
- [101] X. Wang and J. Li. Simulation of triaxial response of granular materials by modified dem. *Sci China-Phys Mech Astron*, 57(12) :2297–2308, 2014. [Cité page 62.]
- [102] Z. J. Wang, G. Q. Jing, and G. X. Liu. Analysis on railway ballast-glue micro-characteristics. *Applied Mechanics and Materials*, 477-478 :535–538, 2013. [Cité page 37.]
- [103] L. Widulinski, J. Kozicki, and J. Tejchman. Numerical simulation of triaxial test with sans using dem. *Archives of Hyfro-Engineering and Environmental Mechanics*, 56 :149–171, 2009. [Cité page 62.]
- [104] P.K. Woodward, G. Nicholl, and B. Zettor. The application of xi-track geocomposite technology to bletchley points on the west coast main line. In *7th International Conference on Railway Engineering*, London, 2004. [Cité page 19.]
- [105] M. Wu, J. Wang, A. Russel, and Z. Cheng. Dem modelling of mini-triaxial test based on one-to-one mapping of sand particles. *Computers and Geotechnics*, pages 1–14, 2020. [Cité page 62.]
- [106] Y. Ida. Cohesive force across the tip of a longitudinal-shear crack and griffith’s specific surface energy. *Journal of Geophysical Research*, 77(20) :3796–3805, 1972. [Cité page 38.]
- [107] J.-A. Zakeri, B. Mirfattahi, and M. Fakhari. Lateral resistance of railway track with frictional sleepers. *Proceedings of the Institution of Civil Engineers - Transport*, 165(2) :151–155, 2012. [Cité page 17.]

Algorithmes utilisés pour la détection de contacts entre polyèdres

Données :

O_A, O_B les barycentres des corps A et B respectivement,
 R_A, R_B les rayons englobants des corps A et B respectivement,
 D_{Alerte} la distance d'alerte de prise en compte des lois de contact

```
1 Initialisation;  
2 si  $\|O_A O_B\| > (R_A + R_B + D_{Alerte})$  alors  
3 | Pas de contact ;  
4 sinon  
5 | Détection plus fine ;  
6 fin
```

Algorithme 1 : Volume englobant (détection grossière)

Données :

- O_A, O_B les barycentres des corps A et B respectivement,
- $ovlap^0, ovlap^1$ différents *shadow-overlap*,
- $n_F(A), n_F(B)$ l'ensemble des normales des faces des corps A et B respectivement,
- \mathbf{n}_{ct} la normale du futur repère local si un contact est statué

```

1 Initialisation;
2 Calcul de  $ovlap^0 = Shad(\frac{\mathbf{O}_A \mathbf{O}_B}{\|\mathbf{O}_A \mathbf{O}_B\|})$ 
3 si  $ovlap^0 < 0$  alors
4 | Pas de contact ;
5 sinon
6 | pour  $\mathbf{n}_A \in n_F(A)$  faire
7 | | si  $\mathbf{n}_A \cdot \mathbf{O}_A \mathbf{O}_B > 0$  alors
8 | | |  $ovlap^1 = Shad(\mathbf{n}_A)$ 
9 | | | si  $ovlap^1 < 0$  alors
10 | | | | Pas de contact ;
11 | | | sinon
12 | | | | si  $ovlap^0 > ovlap^1$  alors
13 | | | | |  $\mathbf{n}_{ct} = \mathbf{n}_A$ 
14 | | | | |  $ovlap^0 = ovlap^1$ 
15 | | | | fin
16 | | | fin
17 | | fin
18 fin
19 pour  $\mathbf{n}_B \in n_F(B)$  faire
20 | | si  $\mathbf{n}_B \cdot \mathbf{O}_A \mathbf{O}_B < 0$  alors
21 | | |  $ovlap^1 = Shad(\mathbf{n}_B)$ 
22 | | | si  $ovlap^1 < 0$  alors
23 | | | | Pas de contact ;
24 | | | sinon
25 | | | | si  $ovlap^0 > ovlap^1$  alors
26 | | | | |  $\mathbf{n}_{ct} = \mathbf{n}_B$ 
27 | | | | |  $ovlap^0 = ovlap^1$ 
28 | | | | fin
29 | | | fin
30 | | fin
31 fin
32 fin

```

Algorithme 2 : Algorithme *shadow-overlap*.

Données :

- $Faces^+(A)$, $Faces^+(B)$ l'ensemble optimisé des faces des corps A et B respectivement,
- $n_F^+(A)$, $n_F^+(B)$ l'ensemble optimisé des normales des faces des corps A et B respectivement,
- $S_{A,i}$, $S_{B,i}$ l'ensemble des sommets composant la face F_A du corps A et la face F_B du corps B respectivement,
- \mathbf{n}_{ct} la normale du futur repère local si un contact est statué, - p_{ct} les coordonnées du futur point de contact potentiel

```

1 Initialisation;
2 pour  $\mathbf{n}_A \in n_F^+(A)$ ,  $F_A \in Faces^+(A)$  faire
3   |  $proj_{\mathbf{n}_A}(S_{A,i}) = S_{A,i} \cdot \mathbf{n}_A$ 
4   | pour  $F_B \in Faces^+(B)$  faire
5   |   |  $proj_{\mathbf{n}_A}(S_{B,i}) = S_{B,i} \cdot \mathbf{n}_A$ 
6   |   |  $\Delta proj_{\mathbf{n}_A,i} = proj_{\mathbf{n}_A}(S_{A,i}) - proj_{\mathbf{n}_A}(S_{B,i})$ 
7   |   | si les  $\Delta proj_{\mathbf{n}_A,i}$  n'ont pas tous le même signe alors
8   |   |   | Calcul de  $p_{ct}$ 
9   |   |   | si  $p_{ct} \cap F_A \neq \emptyset$  alors
10  |   |   |   | Ajout de  $p_{ct}$  dans les contacts potentiels
11  |   |   |   | fin
12  |   |   | fin
13  |   | fin
14  | fin
15 pour  $\mathbf{n}_B \in n_F^+(B)$ ,  $F_B \in Faces^+(B)$  faire
16 |  $proj_{\mathbf{n}_B}(S_{B,i}) = S_{B,i} \cdot \mathbf{n}_B$ 
17 | pour  $F_A \in Faces^+(A)$  faire
18 |   |  $proj_{\mathbf{n}_B}(S_{A,i}) = S_{A,i} \cdot \mathbf{n}_B$ 
19 |   |  $\Delta proj_{\mathbf{n}_B,i} = proj_{\mathbf{n}_B}(S_{B,i}) - proj_{\mathbf{n}_B}(S_{A,i})$ 
20 |   | si les  $\Delta proj_{\mathbf{n}_B,i}$  n'ont pas tous le même signe alors
21 |   |   | Calcul de  $p_{ct}$ 
22 |   |   | si  $p_{ct} \cap F_B \neq \emptyset$  alors
23 |   |   |   | Ajout de  $p_{ct}$  dans les contacts potentiels
24 |   |   |   | fin
25 |   |   | fin
26 |   | fin
27 fin

```

Algorithme 3 : Algorithme d'intersection de triangles.

B

**Valeurs de F_{max} , de g_r et de la surface de contact
pour chaque essai de traction unitaire réalisé**

Granite/Diorite											
Contacts simples			Contacts doubles			Contacts triples					
F_{max} (N)	g_r (mm)	Surface (mm ²)	F_{max} (N)	g_r (mm)	Surface (mm ²)	F_{max} (N)	g_r (mm)	Surface (mm ²)	F_{max} (N)	g_r (mm)	Surface (mm ²)
39,84	0,24	70,99	54,55	0,11	89,59	83,77	0,11	94,89			
44,13	0,23	44,17	63,26	0,08	69,75	65,91	0,13	104,68			
35,40	0,18	72,69	18,77	0,29	62,73	116,29	0,13	106,30			
38,26	0,15	28,98	63,14	0,19	91,46	136,29	0,16	131,00			
21,66	0,32	66,31	62,71	0,11	81,43	94,43	0,14	74,06			
42,84	0,12	65,42	25,80	0,14	59,04	90,43	0,25	118,11			
25,24	0,09	32,41	35,64	0,11	67,30	63,57	0,12	102,35			
36,33	0,05	56,87	47,03	0,31	55,55	18,37	0,18	39,65			
23,60	0,15	67,45	36,21	0,11	56,00	68,58	0,12	92,14			
27,94	0,27	18,26	46,05	0,14	71,72	111,68	0,12	112,90			
21,36	0,15	39,91	39,83	0,12	65,15	91,11	0,12	108,46			
41,24	0,08	77,67	42,77	0,17	49,89	130,78	0,12	98,27			
16,15	0,11	51,91	34,11	1,09	50,44	68,66	0,10	84,74			
17,79	0,10	29,20	32,36	0,42	47,04	81,35	0,14	92,47			
23,06	0,10	47,03	34,44	0,09	46,80	37,04	0,10	53,91			
30,38	0,10	46,04				116,68	0,08	111,37			
30,33	0,15	50,96	42,45	0,23	64,26	85,93	0,13	95,33			
9,40	0,08	18,10	13,67	0,26	14,50	32,33	0,04	23,37			

TABLE B.1 – Valeurs de F_{max} , g_r et de la surface de contact relatifs à chaque essai de traction unitaire réalisés sur les échantillons en granite/diorite. Les deux dernières lignes (en gras) correspondent, de haut en bas, à la moyenne de la colonne considérée puis son écart-type.

Quartzite											
Contacts simples				Contacts doubles				Contacts triples			
F_{max} (N)	g_r (mm)	Surface (mm ²)	F_{max} (N)	g_r (mm)	Surface (mm ²)	F_{max} (N)	g_r (mm)	Surface (mm ²)	F_{max} (N)	g_r (mm)	Surface (mm ²)
17,04	0,23	19,96	46,67	0,09	54,40	108,62	0,18	86,60			
42,74	0,23	35,22	15,94	0,22	11,91	102,21	0,21	66,91			
45,71	0,12	49,28	20,12	0,09	9,22	55,53	0,47	35,48			
19,35	0,35	60,24	60,33	0,08	72,84	92,35	0,13	61,58			
31,14	0,26	61,92	32,70	0,08	62,27	131,09	0,22	115,15			
36,39	0,12	19,33	42,74	0,19	51,46	81,25	0,23	57,06			
50,38	0,16	25,82	54,23	0,14	58,28	96,64	0,20	85,07			
35,44	0,20	31,52	73,17	0,13	73,61	141,22	0,19	92,26			
8,70	0,22	33,26	47,11	0,23	46,12	79,91	0,22	65,57			
7,18	2,00	12,92	43,51	0,10	46,87	136,26	0,16	76,54			
5,31	0,26	7,49	58,06	0,13	69,24	56,61	0,07	85,59			
14,78	0,18	22,94	55,25	0,21	43,55	194,50	0,21	129,81			
12,71	0,11	18,08	57,85	0,10	71,76	72,64	0,24	69,86			
22,20	0,35	65,89	80,48	0,11	68,45	108,31	0,15	91,81			
13,53	0,38	62,18	55,57	0,21	61,81	65,23	0,23	65,28			
			70,38	0,10	52,99						
			82,04	0,17	76,26						
			66,21	0,13	78,35						
24,17	0,34	35,07	53,46	0,14	56,08	101,49	0,21	78,97			
14,92	0,47	19,83	18,36	0,05	19,79	37,48	0,09	23,37			

TABLE B.2 – Valeurs de F_{max} , g_r et de la surface de contact relatifs à chaque essai de traction unitaire réalisés sur les échantillons en quartzite. Les deux dernières lignes (en gras) correspondent, de haut en bas, à la moyenne de la colonne considérée puis son écart-type. À noter que, pour les contacts simples, l'écart-type n'est pas un outil adapté en raison d'un point aberrant qu'aucune raison précise ne permet d'écarter de l'étude.

B. Valeurs de F_{max} , de g_r et de la surface de contact pour chaque essai de traction unitaire réalisé

Courbes force-déplacement relatives aux essais expérimentaux de résistance latérale et valeurs associées de F_0 et u_0

Échantillon 1

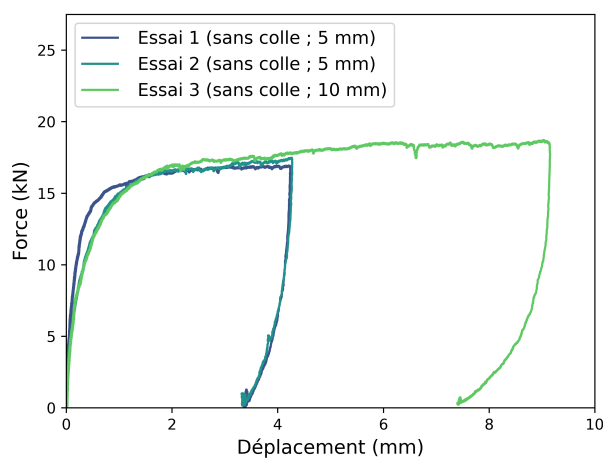


FIGURE C.1 – Courbes force-déplacement de l'échantillon 1 (non collé).

	F_0 (kN)	u_0 (mm)	R^2
Essai 1	17,5	0,13	0,999
Essai 2	18,6	0,27	0,999
Essai 3	19,1	0,30	0,999

TABLE C.1 – Valeurs de F_0 et de u_0 associées à chaque essai réalisé sur l'échantillon 1. R^2 est le coefficient de détermination entre la partie croissante linéarisée et sa régression linéaire. Plus R^2 est proche de 1, plus les qualités prédictives de la régression linéaire sont bonnes.

Échantillon 2a

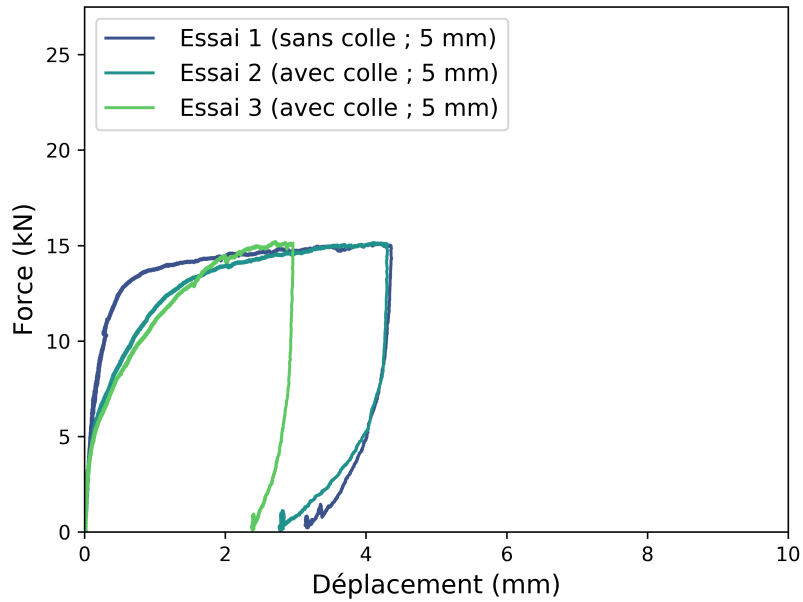


FIGURE C.2 – Courbes force-déplacement de l'échantillon 2a.

	F_0 (kN)	u_0 (mm)	R^2
Essai 1	15,6	0,16	0,999
Essai 2	16,3	0,37	0,996
Essai 3	17	0,46	0,982

TABLE C.2 – Valeurs de F_0 et de u_0 associées à chaque essai réalisé sur l'échantillon 2a. R^2 est le coefficient de détermination entre la partie croissante linéarisée et sa régression linéaire. Plus R^2 est proche de 1, plus les qualités prédictives de la régression linéaire sont bonnes.

Échantillon 2b

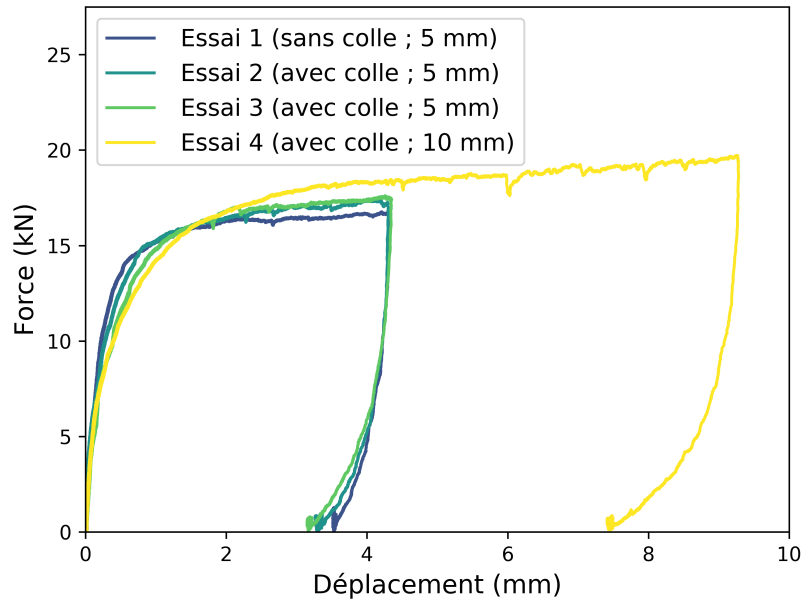


FIGURE C.3 – Courbes force-déplacement de l'échantillon 2b.

	F_0 (kN)	u_0 (mm)	R^2
Essai 1	17,6	0,18	0,999
Essai 2	18,3	0,22	0,999
Essai 3	19,0	0,32	0,999
Essai 4	19,9	0,37	0,999

TABLE C.3 – Valeurs de F_0 et de u_0 associées à chaque essai réalisé sur l'échantillon 2b. R^2 est le coefficient de détermination entre la partie croissante linéarisée et sa régression linéaire. Plus R^2 est proche de 1, plus les qualités prédictives de la régression linéaire sont bonnes.

Échantillon 3a

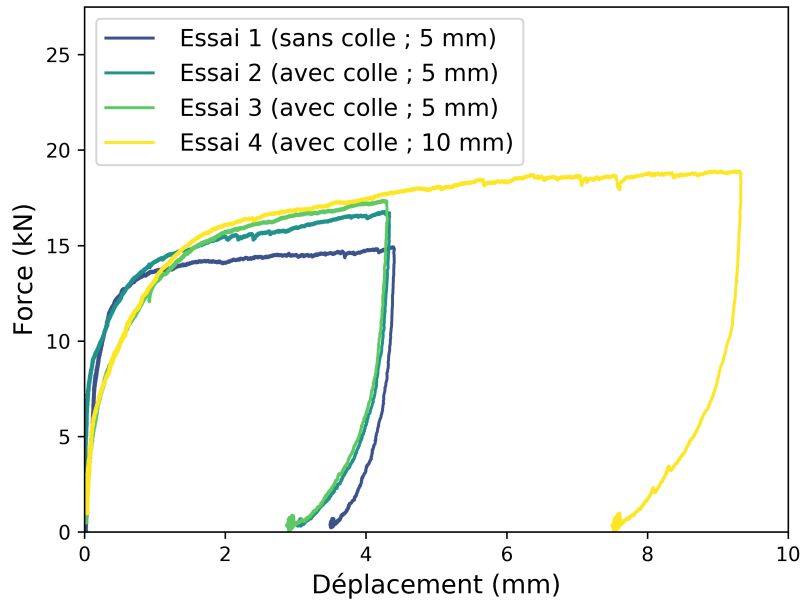


FIGURE C.4 – Courbes force-déplacement de l'échantillon 3a.

	F_0 (kN)	u_0 (mm)	R^2
Essai 1	15,4	0,15	0,998
Essai 2	16,9	0,17	0,999
Essai 3	18,5	0,38	0,997
Essai 4	19,5	0,42	0,998

TABLE C.4 – Valeurs de F_0 et de u_0 associées à chaque essai réalisé sur l'échantillon 3a. R^2 est le coefficient de détermination entre la partie croissante linéarisée et sa régression linéaire. Plus R^2 est proche de 1, plus les qualités prédictives de la régression linéaire sont bonnes.

Échantillon 3b

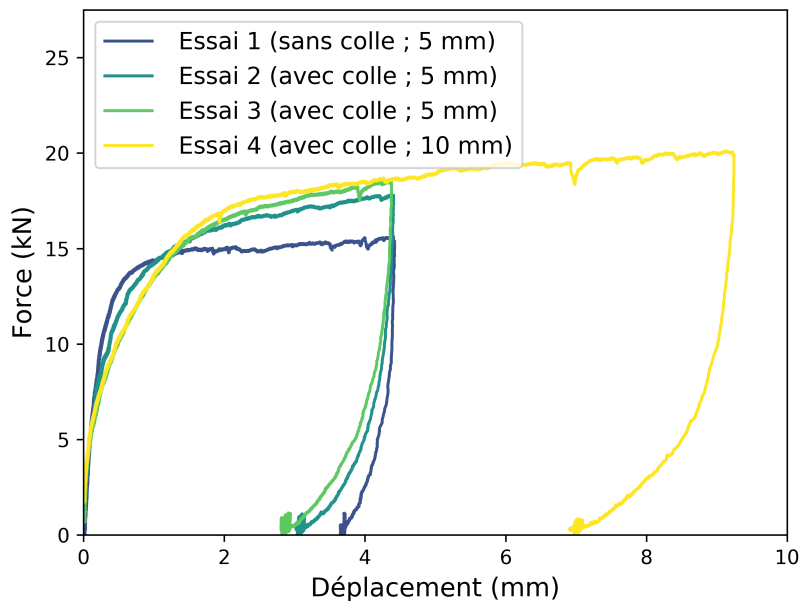


FIGURE C.5 – Courbes force-déplacement de l'échantillon 3b.

	F_0 (kN)	u_0 (mm)	R^2
Essai 1	16,3	0,17	0,998
Essai 2	18,7	0,30	0,999
Essai 3	19,9	0,43	0,996
Essai 4	20,7	0,46	0,998

TABLE C.5 – Valeurs de F_0 et de u_0 associées à chaque essai réalisé sur l'échantillon 3b. R^2 est le coefficient de détermination entre la partie croissante linéarisée et sa régression linéaire. Plus R^2 est proche de 1, plus les qualités prédictives de la régression linéaire sont bonnes.

Échantillon 4

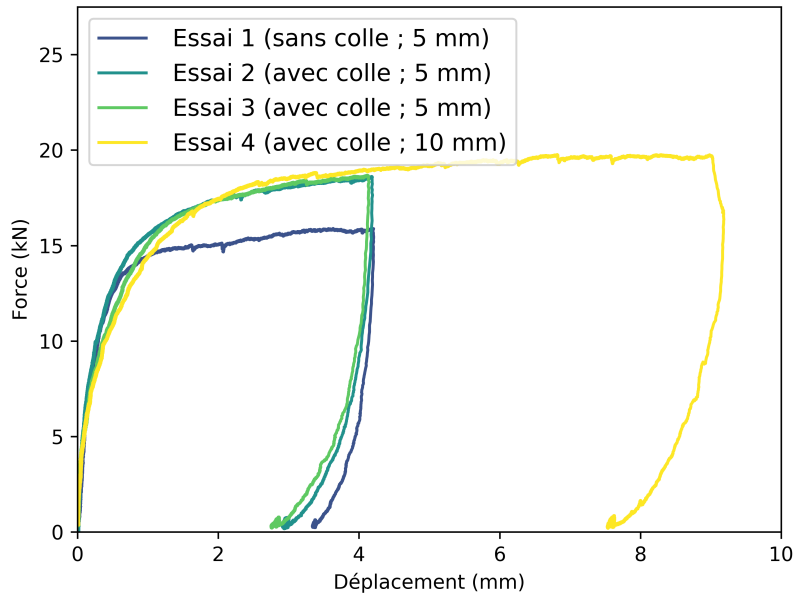


FIGURE C.6 – Courbes force-déplacement de l'échantillon 4.

	F_0 (kN)	u_0 (mm)	R^2
Essai 1	17,0	0,21	0,997
Essai 2	19,6	0,25	0,998
Essai 3	20,3	0,35	0,999
Essai 4	20,7	0,40	0,998

TABLE C.6 – Valeurs de F_0 et de u_0 associées à chaque essai réalisé sur l'échantillon 4. R^2 est le coefficient de détermination entre la partie croissante linéarisée et sa régression linéaire. Plus R^2 est proche de 1, plus les qualités prédictives de la régression linéaire sont bonnes.

Échantillon 5

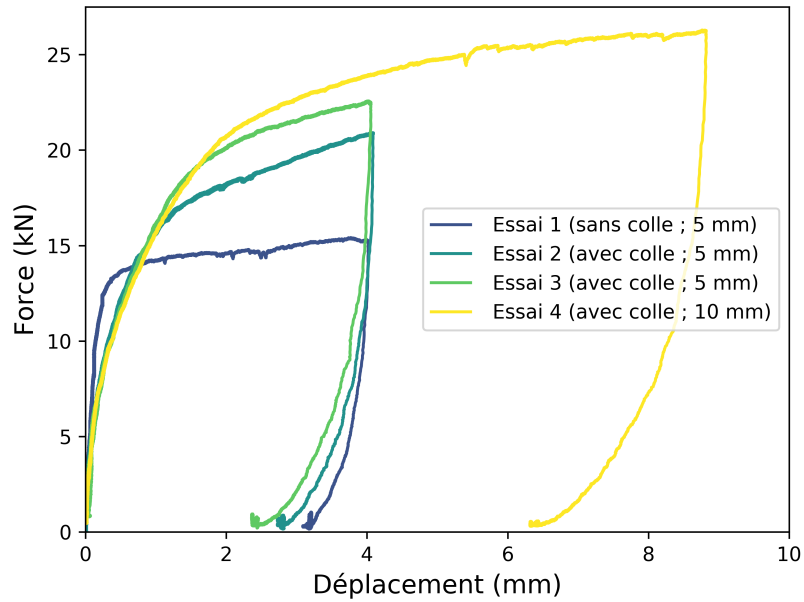


FIGURE C.7 – Courbes force-déplacement de l'échantillon 5.

	F_0 (kN)	u_0 (mm)	R^2
Essai 1	15,4	0,08	0,999
Essai 2	22,1	0,38	0,998
Essai 3	24,9	0,50	0,995
Essai 4	27,8	0,66	0,997

TABLE C.7 – Valeurs de F_0 et de u_0 associées à chaque essai réalisé sur l'échantillon 5. R^2 est le coefficient de détermination entre la partie croissante linéarisée et sa régression linéaire. Plus R^2 est proche de 1, plus les qualités prédictives de la régression linéaire sont bonnes.