

***École doctorale énergie, matériaux, sciences de la terre et de l'univers***

Laboratoire de Mécanique Gabriel Lamé

## **THÈSE**

présentée par

**Oussama HAJI**

soutenue le : **10 décembre 2018**

pour obtenir le grade de : **Docteur de l'université d'Orléans**

Discipline/ Spécialité : Mécanique

### **Modèle de comportement de structures textiles** développement, identification et implémentation

---

#### **JURY**

|                             |                                                                 |                          |
|-----------------------------|-----------------------------------------------------------------|--------------------------|
| <b>Philippe BOISSE</b>      | <b>Professeur, INSA LYON - Institut Universitaire de France</b> | <b>Rapporteur</b>        |
| <b>Steven LECORRE</b>       | <b>Professeur, Ecole Centrale de Nantes</b>                     | <b>Rapporteur</b>        |
| <b>Joël BREARD</b>          | <b>Professeur, Université du Havre</b>                          | <b>Président du jury</b> |
| <b>Damien DURVILLE</b>      | <b>Chargé de Recherche, CNRS - École Centrale de Paris</b>      | <b>Examineur</b>         |
| <b>Sabine R. DU ROSCOAT</b> | <b>Maître de Conférences, Université de Grenoble</b>            | <b>Examinatrice</b>      |
| <b>Audrey HIVET</b>         | <b>Maître de Conférences, Université d'Orléans</b>              | <b>Encadrante</b>        |
| <b>Eric BLOND</b>           | <b>Maître de Conférences - HDR -, Université d'Orléans</b>      | <b>Co-Directeur</b>      |
| <b>Gilles HIVET</b>         | <b>Professeur, Université d'Orléans</b>                         | <b>Directeur</b>         |

#### **INVITES**

|                        |                                                                     |
|------------------------|---------------------------------------------------------------------|
| <b>Artan SINOIMERI</b> | <b>Professeur, Université de Haute Alsace</b>                       |
| <b>Laurent ORGEAS</b>  | <b>Directeur de Recherche - CNRS – Université de Grenoble Alpes</b> |

## REMERCIEMENTS

Je tiens tout d'abord à exprimer ma reconnaissance et remerciement à mon directeur de thèse Gilles HIVET, qui m'a proposé cette thèse et m'a énormément soutenu avant et durant la période de ce travail. Ces conseils, critiques et encouragement tant sur le plan professionnel que personnel m'ont été précieux.

Je tiens à adresser mes remerciements également à Éric BLOND et Audrey HIVET qui ont respectivement codirigé et encadré ma thèse. C'est grâce à leur investissement dans cette thèse que j'ai pu accomplir ce travail.

Ce travail a été effectué en collaboration avec Laurent ORGEAS, Artan SINOIMERI et Sabine ROLLAND DU ROSCOAT

Je remercie Laurent ORGEAS d'avoir mis à notre disposition les moyens expérimentaux du laboratoire 3SR (sols, solide, Structure, Risque) à l'université de Grenoble, ainsi que pour ses conseils et remarques constructives qui ont été importants pour l'avancement de la thèse. Je remercie Sabine ROLLAND DU ROSCOAT pour sa formation et son aide précieux qu'elle a apporté durant les expériences. Je remercie également Artan SINOIMERI pour ces remarques et d'avoir mis à notre disposition les échantillons des expériences.

Je suis reconnaissant à Philippe BOISSE et Steven LECORRE d'avoir bien accepté de rapporter ma thèse, ainsi que tous les membres du jury d'avoir bien voulu accepter d'examiner ce travail.

J'adresse également mes remerciements pour leur soutien quotidien à mes collègues doctorants, ainsi qu'à tous les membres de Polytech Orléans et du laboratoire LaMé, plus particulièrement l'équipe MMP, et à tous ceux qui, de près ou de loin, ont contribué à l'aboutissement de ma thèse.

Pour mes parents *Nadia* et *Az Eddine* et ma sœur *Sara*, je vous serai toujours reconnaissant et je ne pourrai jamais vous remercier assez pour votre soutien inconditionnel, cette thèse est pour vous.

**TABLE DES MATIERES**

|                                                                                         |    |
|-----------------------------------------------------------------------------------------|----|
| Introduction générale.....                                                              | 6  |
| CHAPITRE I : MECANIQUE DES RENFORTS FIBREUX : COMPORTEMENT EN<br>COMPACTION .....       | 9  |
| Partie 1 : Généralités sur les renforts fibreux .....                                   | 10 |
| 1.1    Définition d'un matériau composite .....                                         | 10 |
| 1.2    La matrice .....                                                                 | 10 |
| 1.3    Le renfort fibreux.....                                                          | 11 |
| 1.3.1    Structures des renforts fibreux .....                                          | 11 |
| 1.3.2    Constituants d'un renfort fibreux .....                                        | 12 |
| 1.3.3    La mise en forme d'un renfort fibreux .....                                    | 14 |
| 1.3.4    Les échelles de modélisation des renforts fibreux .....                        | 16 |
| 1.4    Définition préliminaire du milieu modèle de l'étude .....                        | 18 |
| 1.5    Bilan.....                                                                       | 20 |
| Partie 2 : Comportement des renforts fibreux en compaction: Essais expérimentaux.....   | 21 |
| 2.1    La phénoménologie de la compaction des assemblages fibreux .....                 | 21 |
| 2.2    Influence de la vitesse de chargement sur la compaction des réseaux fibreux..... | 23 |
| 2.3.    La caractérisation du comportement en compaction des assemblages fibreux .....  | 24 |
| 2.4    Influence de la morphologie de l'assemblage fibreux.....                         | 26 |
| 2.5    Caractérisation des milieux fibreux par la tomographie à rayons X. ....          | 28 |
| 2.5.1    Le principe physique .....                                                     | 29 |
| 2.5.2    Caractérisation par tomographie à rayons X à l'échelle mésoscopique.....       | 31 |
| 2.5.3    Caractérisation par tomographie a rayons X à l'echelle microscopique.....      | 33 |
| 2.6    Bilan.....                                                                       | 35 |
| Partie 3 : Comportement des renforts fibreux: Modèles analytiques/numériques. ....      | 36 |
| 3.1    Modélisation analytique. ....                                                    | 36 |

|                                                                      |                                                                                      |    |
|----------------------------------------------------------------------|--------------------------------------------------------------------------------------|----|
| 3.2                                                                  | Modélisation numérique.....                                                          | 38 |
| 3.2.1                                                                | Modélisation par la méthode des éléments discrets (DEM).....                         | 38 |
| 3.2.2                                                                | Bilan sur les éléments discrets. ....                                                | 43 |
| 3.2.3                                                                | Modélisation par la méthode des éléments finis (FEM). ....                           | 44 |
| 3.3                                                                  | Bilan.....                                                                           | 49 |
| Conclusion et stratégie de la suite de la thèse. ....                |                                                                                      | 51 |
| CHAPITRE II : ESSAIS DE COMPACTION ET POST-TRAITEMENT DES DONNEES.   |                                                                                      | 53 |
| Partie 4 : Essais de compaction ; Moyens et procédure. ....          |                                                                                      | 53 |
| 4.1                                                                  | Moyens et procédure de l'essai de compaction. ....                                   | 53 |
| 4.1.1                                                                | L'échantillon .....                                                                  | 53 |
| 4.1.2                                                                | La micro-presse utilisée dans l'essai de compaction .....                            | 54 |
| 4.1.3                                                                | Moyens et paramètres utilisés pour l'imagerie à rayons X .....                       | 56 |
| 4.1.4                                                                | Procédure du test de compaction et résultats .....                                   | 58 |
| 4.2                                                                  | Bilan.....                                                                           | 64 |
| Partie 5: Construction de la géométrie modèle du réseau fibreux..... |                                                                                      | 65 |
| 5.1                                                                  | Extraction des lignes moyennes des fibres du réseau fibreux. ....                    | 65 |
| 5.1.1                                                                | Première méthode : Traitement des images de la tomographie à rayons X. ....          | 65 |
| 5.1.2                                                                | Vérification et conclusion sur la première méthode.....                              | 71 |
| 5.2                                                                  | Développement d'une méthode alternative d'extraction des lignes moyennes des fibres. |    |
| 5.3                                                                  | Vérification et conclusion sur la deuxième méthode.....                              | 75 |
| 5.4                                                                  | Amélioration des contacts fibres-fibres dans la géométrie modèle .....               | 77 |
| 5.4.1                                                                | Introduction à la problématique de contact .....                                     | 77 |
| 5.4.2                                                                | Procédure de correction des contacts fibre-fibre dans la géométrie modèle. ....      | 78 |
| 5.6                                                                  | Importation des plans du canal de compaction vers Abaqus/CAE.....                    | 80 |
| 5.7                                                                  | Bilan.....                                                                           | 82 |

---

|                                                                                    |     |
|------------------------------------------------------------------------------------|-----|
| CHAPITRE III : STRATEGIE DE SIMULATION ET DIALOGUE EXPERIENCE-<br>SIMULATION ..... | 84  |
| Partie 6 : Stratégie de simulation.....                                            | 84  |
| 6.1    Les outils numériques .....                                                 | 84  |
| 6.1.1    Schéma de simulation.....                                                 | 84  |
| 6.1.2    Modélisation des fibres : choix de type des éléments finis .....          | 84  |
| 6.1.3    Modèle de contact .....                                                   | 89  |
| 6.1.4    Définition du modèle numérique de contact .....                           | 91  |
| 6.1.5    Application du modèle de contact sur le cas des fibres.....               | 92  |
| 6.2    Cas tests analytiques et numériques .....                                   | 96  |
| 6.2.1    Cas test dynamique : réarrangement des fibres .....                       | 96  |
| 6.2.2    Cas test statique .....                                                   | 102 |
| 6.3    Bilan sur la stratégie de simulation.....                                   | 105 |
| Partie 7 : Dialogue expérience –simulation.....                                    | 106 |
| CONCLUSION .....                                                                   | 115 |
| PERSPECTIVES .....                                                                 | 118 |
| ANNEXE A.....                                                                      | 124 |
| ANNEXE B .....                                                                     | 126 |
| Bibliographie .....                                                                | 129 |

## **Introduction générale**

Les matériaux composites à base de renforts fibreux sont très utilisés et ont montré leur efficacité, notamment dans des secteurs industriels comme l'aéronautique et l'automobile. La forte compétitivité existant dans ces domaines entraîne le développement permanent de ce type de matériaux, largement utilisés et étudiés pour leurs performances, notamment leur excellent rapport masse/résistance. Les matériaux composites à renfort fibreux sont souvent fabriqués par des procédés de formage de type moule fermé comme le procédé RTM (Resin Transfer Molding). Ce dernier consiste à mettre en forme un renfort fibreux sec avant d'injecter la résine. Pendant la première phase de ce procédé, dite de préformage, le renfort fibreux subit différents types de sollicitations (par exemple la traction, le cisaillement, la flexion et la compaction). Ces sollicitations induisent la déformation et parfois l'endommagement du renfort. Ainsi, les propriétés mécaniques de la pièce finale sont impactées. Par conséquent, l'amélioration de la qualité de la pièce finale nécessite, entre autres, l'amélioration des performances des procédés de formage en lien avec les constituants notamment pour satisfaire aux enjeux de défauts de fabrication, coût, qualité et cadence. Cette tâche peut être traitée suivant deux approches principales : la première approche est l'approche expérimentale, qui consiste à trouver les paramètres optimaux de fabrication en se basant sur des campagnes d'essais ; la deuxième approche consiste à prévoir la faisabilité des pièces par la modélisation et la simulation du procédé de mise en forme. Bien que l'approche expérimentale présente l'avantage d'être directe et fiable, elle est souvent difficile à mettre en œuvre et très coûteuse par rapport à l'approche numérique. En prenant l'exemple d'études paramétriques et d'amélioration, l'approche expérimentale nécessiterait la fabrication d'un grand nombre de moules et l'utilisation de beaucoup de renforts. De plus, cette approche se limite aux renforts existants et ne permet pas d'aller vers le prédictif. Pour ces raisons, il est judicieux de compléter l'approche expérimentale par une approche numérique.

Concernant l'approche numérique, la simulation de la première étape de préformage du renfort fibreux nécessite la modélisation du comportement du renfort. D'un point de vue structurel, les renforts fibreux sont des matériaux multiéchelles : le tissu se compose de nombreuses mèches qui, elles-mêmes, se composent de milliers de fibres. Le comportement du renfort fibreux dépend ainsi des entrelacements et du comportement des mèches, dont le comportement dépend de celui des fibres et de leur organisation. Par conséquent, le comportement du renfort est conditionné par celui des fibres et par les interactions entre les fibres lors des sollicitations subies pendant le procédé de mise en forme. L'une des pistes qui pourrait aider à comprendre

et modéliser le comportement du renfort, est de comprendre et modéliser les interactions entre les fibres lors des sollicitations mécaniques. Le principe général de cette étude consiste ainsi à construire un modèle de réseaux fibreux, et de lui faire subir des sollicitations virtuelles représentatives de la réalité. L'enjeu de ce modèle est de pouvoir simuler le plus simplement et le plus rapidement possible différents trajets de chargement, afin de pouvoir identifier la forme de la loi de comportement d'une mèche. En considérant cette structuration multiéchelle du renfort fibreux, les sollicitations macroscopiques subies par le renfort génèrent des mécanismes de déformation à l'échelle de la fibre ; en effet, durant la phase de préformage, le renfort subit des déformations de type cisaillement plan, traction, flexion, compaction, etc. Ces chargements génèrent principalement le réarrangement, le glissement transversal et longitudinal, et la migration des fibres au sein de la mèche. Ces mécanismes de déformations microscopiques sont majoritaires durant la compaction d'un réseau fibreux. Par conséquent, la compaction est l'un des chargements les plus délicats et les plus importants à modéliser à l'échelle de la fibre. En effet, les autres chargements classiques ; notamment la traction, ne permettent pas de reproduire la majorité des mécanismes rencontrés dans la mise en forme des renforts fibreux, plus particulièrement le réarrangement majeur des fibres. Il est donc judicieux de s'intéresser à la compaction comme une première phase du principe général expliqué ci-dessus. Ce raisonnement conduit naturellement à l'objectif principal de la présente thèse : construire un modèle numérique de réseau fibreux dont le comportement en compaction est représentatif de la réalité. Un tel modèle nécessite : (i) une représentation réaliste de la géométrie du réseau fibreux ; (ii) une stratégie de simulation fiable pour modéliser les phénomènes physiques principaux intervenants à l'échelle de la fibre. Pour démontrer la cohérence du modèle avec la réalité, celui-ci est également validé par comparaison avec des essais de compaction. Ainsi, pour alimenter cette approche, des essais de compaction ont été réalisés sur des échantillons de réseaux de fibres. Les expériences sont combinées avec l'analyse d'images de tomographie par rayons X pour extraire l'évolution de la géométrie du réseau de fibres pendant les tests. Une représentation 3D de la microstructure de l'échantillon est ainsi obtenue et a été enrichie par les données obtenues lors de la compaction (chargements, déplacements).

Avant d'entamer le développement du modèle numérique, il convient d'analyser la mécanique des renforts fibreux secs en se focalisant sur les études précédentes sur la compaction des réseaux fibreux. Ces aspects sont l'objectif du **chapitre 1**.

Comme il a été mentionné auparavant, des essais de compaction ont été effectués. Le déroulement de ces essais, ainsi que le post-traitement des images obtenues par la tomographie à rayons X, sont développés dans le **chapitre 2**.

À partir d'une analyse phénoménologique des essais expérimentaux effectués, et des précédentes études de la compaction des réseaux fibreux, une stratégie de simulation est proposée et développée dans le **chapitre 3**, ainsi que la confrontation des résultats numériques avec les résultats des essais de compaction afin de valider le modèle numérique.



## CHAPITRE I : MECANIQUE DES RENFORTS FIBREUX : COMPORTEMENT EN COMPACTION

Le premier chapitre introduit les aspects généraux des renforts fibreux destinés à la fabrication des matériaux composites, ainsi que leur comportement mécanique, en se focalisant plus spécifiquement sur le comportement en compaction. Pour ce faire, ce chapitre est divisé en trois parties :

**La partie 1** présente des généralités sur la structure et les constituants des renforts fibreux. Une analyse de leur mise en forme conduit, par la suite, à une définition préliminaire du milieu modèle de la présente étude.

**Les parties 2 et 3** proposent des états de l'art sur le comportement mécanique des renforts fibreux en compaction. **La partie 2** s'intéresse au comportement en compaction des renforts fibreux d'un point de vue expérimental, et la **partie 3** s'intéresse au comportement en compaction des renforts fibreux d'un point de vue analytique/numérique.

## **Partie 1 : Généralités sur les renforts fibreux**

### **1.1 Définition d'un matériau composite**

Un composite à renfort fibreux est un matériau hétérogène, composé d'au moins deux composants non miscibles : le renfort fibreux (phase discontinue) et la matrice (phase continue). Le composite présente certaines propriétés physiques ou chimiques améliorées par rapport aux éléments constitutifs distincts. Le rôle principal de la matrice est de transférer les efforts entre les fibres et supporter les sollicitations mécaniques dans les directions où le renfort ne le fait pas. Le renfort sert à augmenter les propriétés mécaniques dans des directions privilégiées, il se compose habituellement de fibres continues ou non, de particules ou de structures squelettes. La matrice et le renfort fibreux sont détaillés par la suite en se focalisant davantage sur les renforts fibreux étant donnée la thématique de cette étude.

### **1.2 La matrice**

Bien que les renforts soient responsables en grande partie de la performance mécanique du composite, la matrice assure généralement les fonctions suivantes :

- Tenir les fibres dans leurs orientation et position voulue.
- Assurer le transfert de charges entre les fibres.
- Protéger les fibres contre les agents de dégradation de l'environnement.

Les matrices peuvent être à base de polymère, métal ou céramique. Les matrices à base de polymère sont les plus courantes en raison de leur facilité de fabrication des pièces de forme complexe avec un outillage à coût raisonnable. Deux grands types de matrices à base de polymère peuvent être distingués en fonction de leur comportement thermique : les polymères thermoplastiques (TP) et thermodurcissables (TD). Les polymères thermodurcissables sont élaborés par une réaction de réticulation irréversible entre un monomère et un durcisseur. Le polymère résultant bénéficie ainsi de caractéristiques mécaniques supérieures à celles des polymères thermoplastiques, surtout à haute température. En revanche, ces utilisations sont limitées par le temps de polymérisation, qui limite la cadence de production, et le coût supérieur à celui des matrices thermoplastiques. Ces dernières deviennent malléables au-dessus d'une température  $T_m$ , et se comportent comme un solide au-dessous de la température de transition vitreuse  $T_g$ . C'est dans cet intervalle que les matériaux composites à matrice thermoplastique sont formés. Les thermoplastiques peuvent être stockés facilement relativement aux thermodurcissables, mais ils ont une faible résistance mécanique au-dessus de  $T_m$ .

### 1.3 Le renfort fibreux

Le renfort textile, comme son nom l'indique, permet de renforcer le matériau composite. Les performances de la structure du renfort sont déterminées par le matériau de la fibre (carbone, verre, aramide...), la géométrie de la structure (bidimensionnelle, tridimensionnelle) et la configuration de l'entrelacement des mèches constitutives. Le renfort textile est une structure hétérogène multiéchelle (Figure 1.1) : les fibres sont assemblées pour former des mèches. Elles-mêmes peuvent être utilisées directement (enroulement filamentaire, dépose de mèches, etc.) ou entrelacées, juxtaposées, cousues, etc. suivant des configurations périodiques pour former le textile. Cette notion de structure multiéchelle des renforts textiles est primordiale, car elle conditionne le comportement mécanique du renfort. Avant d'en discuter en détail, il est judicieux de présenter, dans un premier temps, les principales structures d'un renfort fibreux, ses constituants (la mèche et la fibre) et une brève discussion sur les défauts générés lors de sa mise en forme.

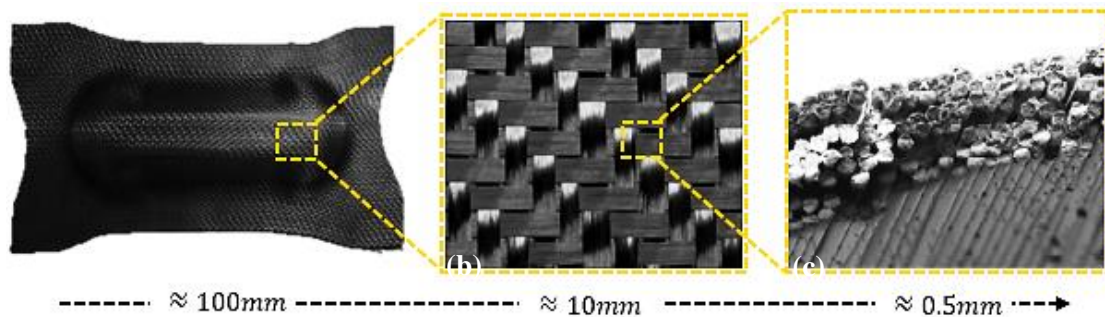


Figure 1.1 : Schéma de la structure multiéchelle des renforts fibreux : (a) l'échelle du renfort. (b) l'échelle de la mèche. (c) l'échelle de la fibre.

#### 1.3.1 Structures des renforts fibreux

Outre les mèches utilisées dans des procédés de dépose ou d'enroulement, les principales catégories d'architectures des renforts utilisés dans la fabrication des matériaux composites sont les tissus, les tresses, les tricots et les non tissés souvent appelés "Non Crimp Fabrics" (NCFs). Ces catégories sont illustrées sur la figure 1.2. Deux principaux types d'architectures peuvent être distingués : les architectures bidimensionnelles (2D) comme les tissus et les tresses 2D, et les architectures tridimensionnelles comme les renforts 3D.

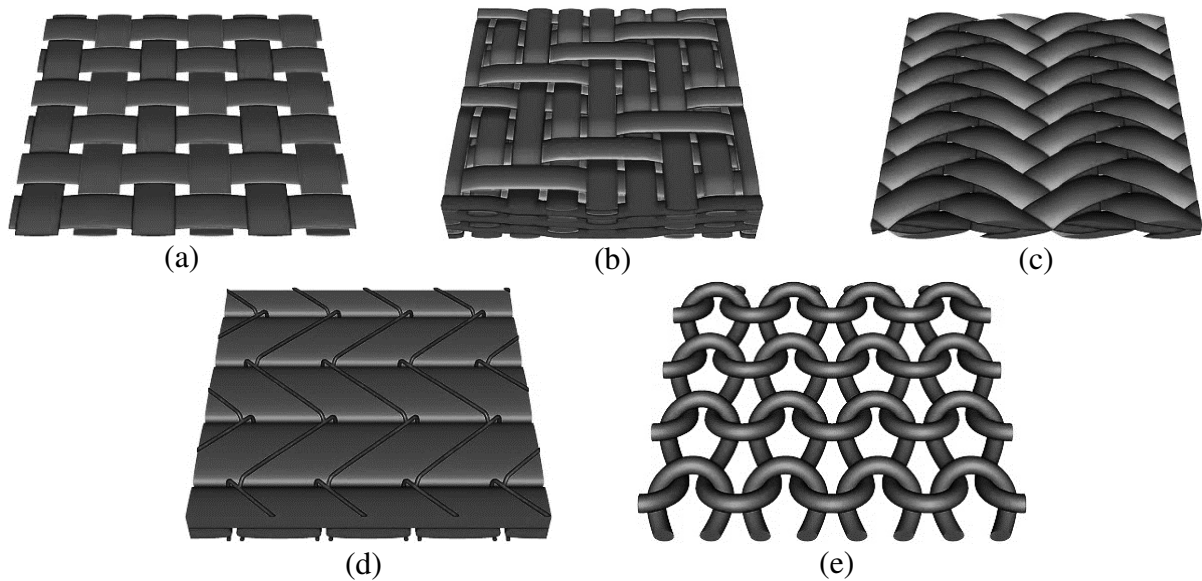


Figure 1.2 : Les principales structures des renforts textiles. (a) Tissu 2D. (b) Tissu 3D. (c) Tresse. (d) NCF (Non-crimp fabric). (e) Tricot.

### 1.3.2 Constituants d'un renfort fibreux

#### a. La mèche

Une mèche peut contenir des milliers de fibres, elle peut être caractérisée, notamment, par sa masse linéique, le type d'assemblage des fibres et le matériau des fibres constitutives. En ce qui concerne la fabrication des pièces composite, les renforts de type tissu sont largement utilisés pour des applications techniques. Les mèches sont alors constituées de fibres juxtaposées et quasi parallèles (dites rovings). En effet, les mèches à fibres quasi parallèles permettent d'atteindre des fractions volumiques importantes en compaction, elles sont aussi mieux adaptées dans le cas des structures 2Ds pour un meilleur aplatissement et une couverture homogène de la surface utilisée.



Figure 1.3 : Assemblage des fibres : (a) Un fil. (b) Une mèche.

#### b. La fibre

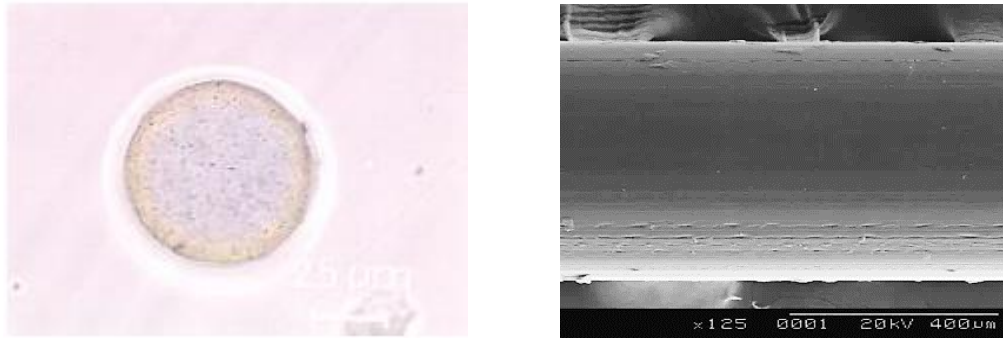
La fibre est caractérisée généralement par son matériau constitutif et sa géométrie. D'un point de vue matériau, les fibres peuvent être de différents types, notamment les fibres naturelles (bois, lin, etc.), chimiques (polyamide, polyester, etc.) et inorganiques (verre, amiante, carbone,

etc.). Les fibres subissent généralement des traitements de surface, notamment l'ensimage. Ces traitements peuvent être sous forme d'un revêtement chimique dont le but est de leur fournir des propriétés physiques et chimiques particulières en lien avec le procédé et leur utilisation ultérieure. Par exemple : lubrifier la fibre, améliorer la cohésion de la mèche et améliorer la cohésion fibre/matrice. D'un point de vue géométrique, une fibre est caractérisée souvent par son élanement  $r$ , défini comme étant le rapport de sa longueur  $l_{fibre}$  sur son diamètre  $\phi_{fibre}$  :  $r = \phi_{fibre} / l_{fibre}$ . Deux catégories de fibres peuvent être alors distinguées :

- (i) Les fibres discontinues, dont l'élanement est typiquement inférieur à 100. Ces fibres sont utilisées par exemple dans les nappes avec une orientation aléatoire dans le plan.
- (ii) Les fibres continues, avec un élanement plus important.

La fibre est aussi caractérisée par la forme de la section. Certaines fibres peuvent avoir des sections de forme complexe notamment les fibres naturelles mais pas exclusivement. Les fibres techniques sont, malgré tout, souvent modélisées par des cylindres de section circulaire. Concernant les fibres polymère par exemple, leur section peut être considérée comme circulaire [Cornelissen, 2012; Gassara, 2016] (figure 1.4a). En revanche, elles peuvent ne pas être parfaitement circulaires, ceci pouvant conduire à l'une des difficultés de la modélisation à l'échelle de la fibre.

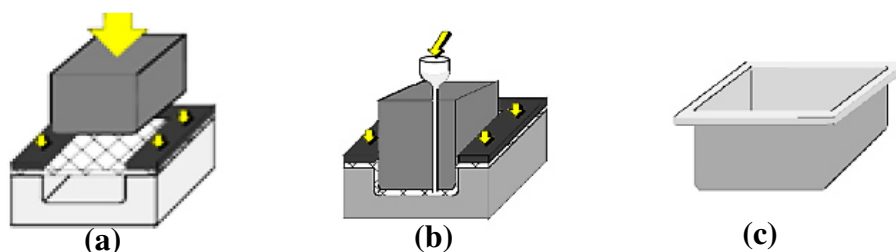
Concernant toujours la géométrie de la fibre, la tortuosité est également l'une de ces caractéristiques géométriques, définie comme étant le rapport entre la longueur de la fibre dans le milieu considéré et la longueur maximale de la fibre. Dans le cas des fibres polyester, et plus particulièrement de leur aspect surfacique, des stries sont remarquées sur la surface de la fibre, orientées suivant la l'axe de celle-ci en raison du filage (figure 1.4b) [Gassara, 2016; Gassara *et al.*, 2018]. Par conséquent, le coefficient de frottement dépend de la direction des mouvements relatifs entre les fibres, constituant ainsi l'un des défis de la modélisation numérique des renforts à l'échelle de la fibre.



**Figure 1.4 : (a) Section de fibres de polymère (PA 6-6) (b) Fibre de polyester observée au MEB [Gassara, 2016; Gassara et al., 2018].**

### 1.3.3 La mise en forme d'un renfort fibreux

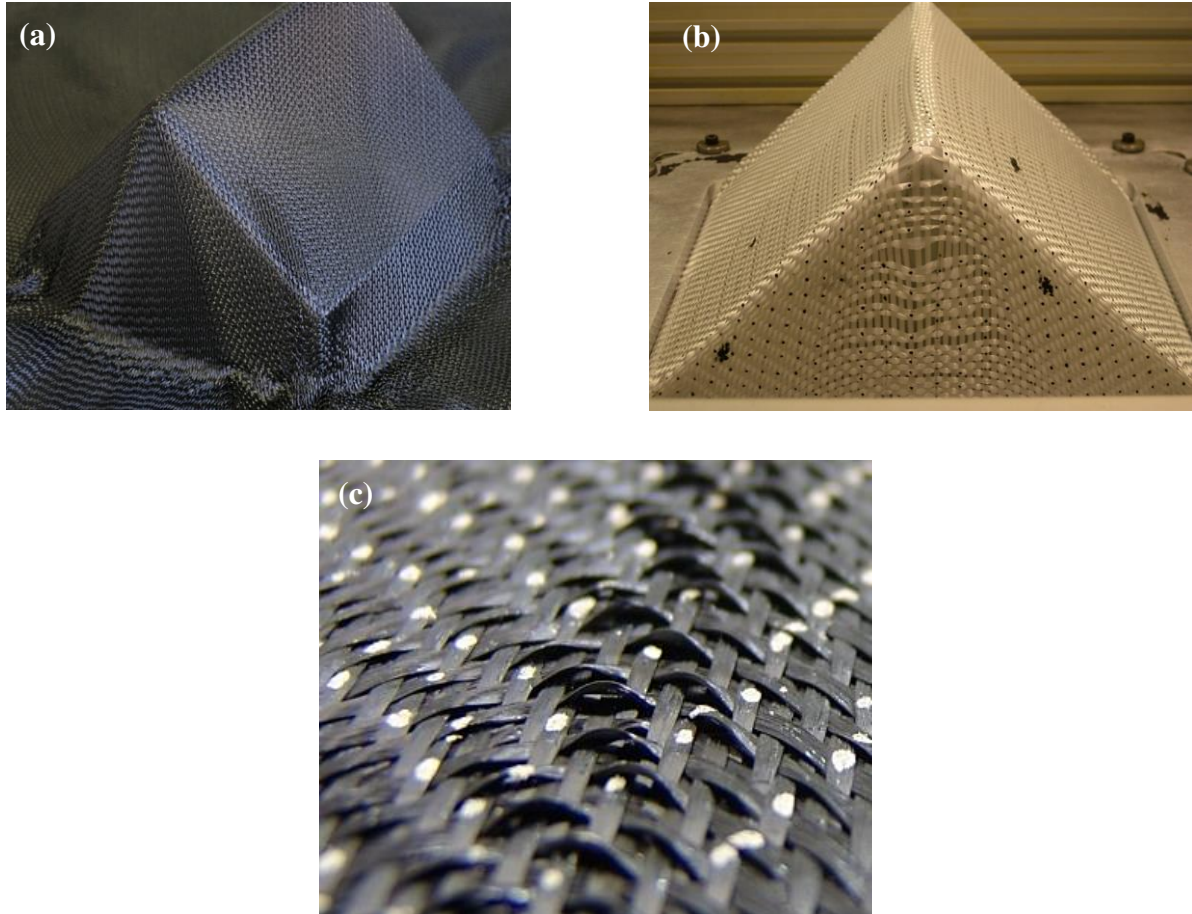
Les composites à matrice polymère à renfort fibreux peuvent être fabriqués via plusieurs procédés. Le procédé est choisi suivant des critères comme la forme de la pièce finale, les propriétés mécaniques souhaitées, le type du renfort et la cadence de fabrication. Trois opérations principales sont distinguées lors de la mise en œuvre des composites à renforts fibreux : la mise en forme du renfort, l'imprégnation du renfort par le polymère et le durcissement du polymère. Comme mentionné dans l'introduction générale, cette étude s'intéresse à l'étape de la mise en forme dans laquelle le renfort sec subit des sollicitations mécaniques qui peuvent conduire à son endommagement, affectant ainsi la qualité de la pièce finale. Pour les pièces simples ou complexes, de petite ou grande taille (quelques mètres), on trouve le procédé RTM (Resin Transfert Moulding) qui fait partie de la famille des procédés LCM (Liquid Composite Molding). La figure 1.5 illustre les étapes du RTM ; ce procédé consiste à préformer un renfort fibreux sec entre deux demi-moules rigides dont la forme est souvent non développable. Ensuite, une résine liquide, généralement thermodurcissable (car la viscosité des TP est supérieure relativement à celle des TD), est injectée jusqu'à la saturation du renfort. Après réticulation de la résine, la pièce finale est démoulée.



**Figure 1.5 : Procédé du Resin Transfert Moulding (RTM) [Wendling et al., 2014].**

Lors de l'étape de mise en forme, de fortes interactions se passent entre le renfort et le moule, jusqu'à l'échelle de la mèche et de la fibre, pouvant ainsi générer des défauts, notamment, le

plissement, le bouclage et le délitement (figure 1.6). De plus, les déformations hétérogènes, que ce soit à l'échelle du renfort, de la mèche ou de la fibre, conduisent également à des porosités après avoir injecté la résine. Des méso-porosités se créent entre les mèches et des microporosités au sein des mèches.



**Figure 1.6 : Exemple de défauts: (a) Plissements. (b) Glissement de mèches. (c) Bouclage [S. Allaoui, IJMF, 2014].**

Il est par conséquent primordial de maîtriser ces défauts en prévoyant et contrôlant leur apparition. Pour cela il est nécessaire de maîtriser, d'une part le comportement du renfort sous les sollicitations de la mise en forme, et d'autre part l'état déformé du renfort, pour pouvoir localiser et gérer l'orientation des fibres (comportement mécanique) et les porosités par exemple. Cette tâche complexe semble très difficile à atteindre par une approche purement expérimentale et phénoménologique, car la quantité et la complexité d'essais à mettre en œuvre est colossale. Les simulations numériques sont alors nécessaires afin de compléter l'approche expérimentale. La modélisation du comportement mécanique du renfort fibreux va permettre

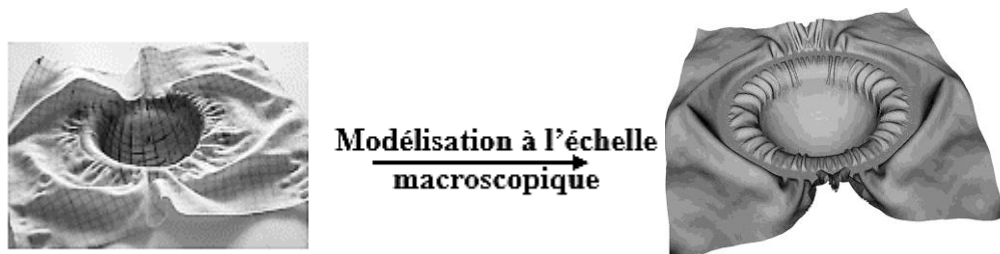


de simuler la mise en forme de celui-ci. Le renfort fibreux, comme il a été abordé plusieurs fois, est une structure multiéchelle. Ainsi, un choix d'échelle doit être fait qui permet de modéliser le plus fidèlement possible le comportement du renfort fibreux, c'est l'objet de la section suivante.

#### 1.3.4 Les échelles de modélisation des renforts fibreux

La structure précédemment explicitée d'un renfort, amène naturellement à considérer trois échelles de modélisation :

**L'échelle macroscopique** : à cette échelle, le renfort fibreux est considéré comme un matériau continu (figure 1.7). Dans le cas des renforts 2D par exemple, le renfort peut être modélisé par une membrane ou une plaque dont l'épaisseur est faible devant les autres dimensions. La modélisation du renfort fibreux, à cette échelle, ne prend donc pas en considération, de manière explicite, le comportement et l'entrelacement des mèches au sein du renfort. La difficulté réside dans la modélisation du comportement mécanique complexe du renfort au sein d'une approche continue, nécessitant de développer des approches et des lois de comportement spécifiques. Des résultats très intéressants ont déjà pu être obtenus (Figure 1.7 par exemple) mais il reste encore beaucoup d'améliorations à apporter notamment en ce qui concerne la loi de comportement issue aujourd'hui d'approches essentiellement phénoménologiques.

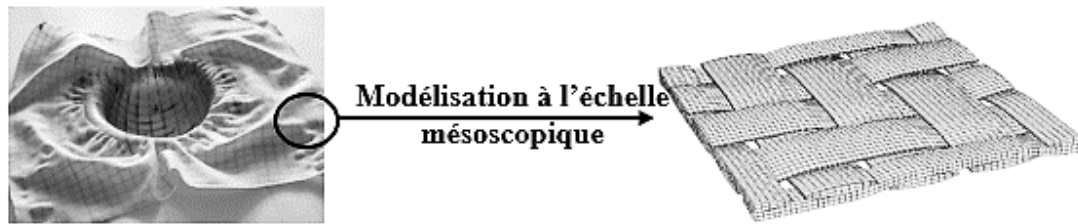


**Figure 1.7 : Modélisation du renfort à l'échelle macroscopique : le renfort est considéré comme un matériau continu [P. Boisse & all, CSMA 2011].**

**L'échelle mésoscopique** : à cette échelle, la mèche est considérée comme un matériau continu (figure 1.8). La section des mèches a souvent été considérée de forme elliptique ou lenticulaire, mais cette forme peut en réalité varier selon sa position géométrique dans le renfort. A cette échelle de modélisation, l'entrelacement des mèches est pris en considération dans la géométrie du renfort. Ceci nécessite de modéliser efficacement la position géométrique des mèches, le contact entre elles [Hivet and Boisse, 2008; Wendling *et al.*, 2014], ainsi que le comportement



mécanique de la mèche au sein d'une approche continue [Badel *et al.*, 2009; Boisse *et al.*, 2010; Charmetant *et al.*, 2011; Lomov *et al.*, 2007].



**Figure 1.8 : Modélisation du renfort à l'échelle mésoscopique : les mèches sont considérées comme un matériau continu.**

L'échelle **microscopique** est l'échelle de la fibre (figure 1.9), considérée comme étant un matériau homogène, le plus souvent avec un comportement linéaire élastique, notamment dans le cas des fibres synthétiques. Cette échelle nécessite par contre une modélisation fiable de la géométrie des fibres, de leur position au sein de la mèche et des interactions entre elles.



**Figure 1.9 : Modélisation du renfort à l'échelle microscopique : les fibres sont considérées comme un matériau homogène. [D. Durville, 2012]**

Au cours du paragraphe précédent (paragraphe 1.3.3), il a été mis en évidence qu'il est nécessaire d'avoir plus d'informations locales, au niveau de la mèche voir même au niveau de la fibre, afin de comprendre le comportement mécanique des milieux fibreux, prévoir et essayer d'éviter les défauts de fabrication. De ce fait, l'échelle macroscopique, si elle semble bien adaptée à la simulation du procédé pour les pièces industrielles, ne permet pas l'accès à des informations fines permettant la modélisation du comportement mécanique des milieux fibreux. En ce qui concerne l'échelle mésoscopique, la prise en compte de l'entrelacement et de la déformation des mèches permet d'accéder à une finesse intéressante pour l'analyse du comportement du renfort, mais la modélisation du comportement mécanique de la mèche est encore très imparfaite aujourd'hui et nécessite davantage d'investigations. Pour cela, une compréhension des phénomènes physiques liés à l'interaction à l'échelle microscopique des

fibres est nécessaire. Une stratégie qui semble pertinente pour atteindre cet objectif consiste ainsi à réaliser la modélisation réaliste d'une mèche de fibres à l'échelle microscopique. En effet, un modèle numérique efficace permettrait d'analyser de façon pertinente le comportement du réseau de fibres soumis aux différents trajets de chargement rencontrés lors de l'étape de mise en forme. Une telle approche permettrait de mieux comprendre l'influence des paramètres microscopiques, notamment la géométrie, l'orientation et les interactions entre les fibres sur le comportement de la mèche, et ainsi d'enrichir la loi de comportement à l'échelle mésoscopique. La présente thèse prend cette approche comme un objectif global, dont la réalisation nécessite de commencer par l'étude d'un milieu fibreux modèle. Les éléments préliminaires de ce milieu modèle font l'objet du paragraphe suivant.

#### **1.4 Définition préliminaire du milieu modèle de l'étude**

À ce stade de l'étude, les paramètres du milieu modèle ne peuvent pas être définis entièrement. En effet, il faut tout d'abord analyser les études précédentes dans la littérature sur ce sujet et ensuite faire des essais et des simulations-tests. Ceci n'empêche pas, en revanche, de définir quelques paramètres préliminaires à la lumière de ce qui a été présenté jusqu'à présent.

**L'échelle de la modélisation** : comme il a été discuté aux paragraphes précédents et également dans l'introduction générale, la modélisation sera à l'échelle microscopique.

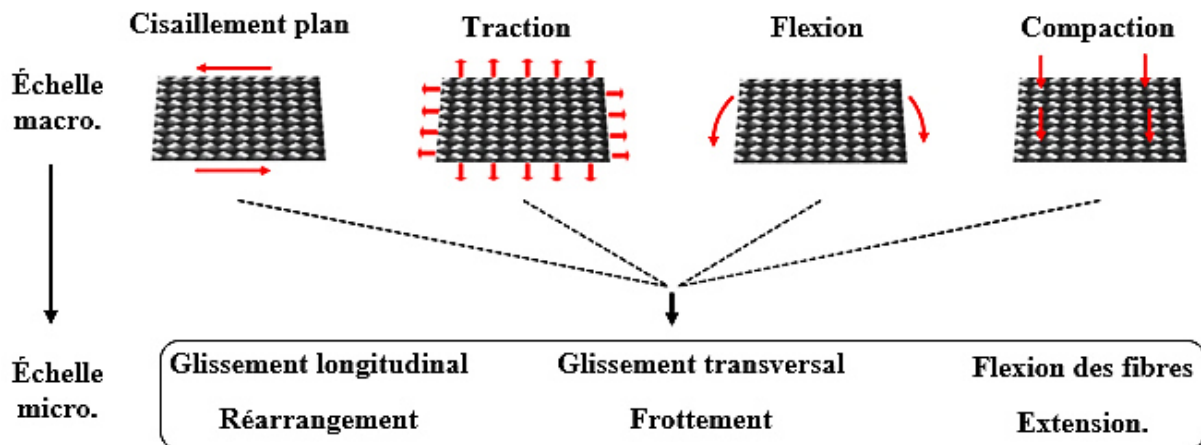
**L'architecture du milieu modèle** : conformément au paragraphe 1.3.2, des mèches de type roving seront considérées, c'est-à-dire des mèches avec des fibres juxtaposées, faiblement enchevêtrées et quasiment parallèles. Le milieu modèle sera ainsi un assemblage de fibres enchevêtrées et quasiment parallèles.

**Le nombre des fibres** : ce paramètre présente un défi au niveau de la modélisation à l'échelle microscopique du fait qu'une mèche contient des milliers de fibres. Étant donné que l'objectif est de définir un milieu d'étude, plusieurs post-traitements et simulations-tests auront besoin d'être effectués, dont la durée de traitement est fonction du nombre de fibres. Dans un premier temps, le but poursuivi est de définir et valider une stratégie efficace ; une dizaine de fibres seront donc considérées (40 fibres) dans cette étude.

**Le matériau et la géométrie des fibres** : afin de permettre une caractérisation expérimentale avec des moyens techniques raisonnables, des fibres de polyester de diamètre 0,5mm et de longueur 15mm, fournies par le LPMT de Mulhouse, seront utilisées. De plus leur

comportement mécanique et leur coefficient de frottement a été étudié récemment dans la littérature [Gassara, 2016; Gassara *et al.*, 2018].

**Le type de chargement mécanique :** lors de l'étape de mise en forme, au cours du processus RTM par exemple, différentes sollicitations mécaniques sont appliquées sur le renfort fibreux. Du fait de la nature multiéchelle de ces derniers, les sollicitations conduisent à des micromécanismes de déformation qui se produisent à l'échelle de la fibre. Le chargement adéquat qui pourrait régénérer ces micromécanismes sera adopté préliminairement comme un trajet de chargement dans l'étude du milieu fibreux modèle. Une description des sollicitations appliquées sur le renfort fibreux (tissu par exemple) est proposée par Long et Clifford [Long and Clifford, 2007], puis décomposée en une liste, non exhaustive, des mécanismes de déformation à l'échelle microscopique (figure 1.10) [Cornelissen, 2012].



**Figure 1.10 :** Les principaux micromécanismes de déformation qui se produisent à l'échelle microscopique à l'issue des sollicitations subies par le renfort à l'échelle macroscopique [Cornelissen, 2012; Long and Clifford, 2007].

Il est clair que les sollicitations macroscopiques génèrent principalement le réarrangement, le glissement relatif (transversal et longitudinal) et la flexion à l'échelle de la fibre. Dans la majorité de ces mécanismes, le frottement fibre-fibre joue un rôle primordial. Le type de chargement le plus intéressant mettant en jeu l'ensemble de ces mécanismes est la compaction. En effet, la compaction est le trajet de chargement qui génère le plus le phénomène de migration des fibres au sein de l'assemblage fibreux. Ce phénomène reflète en effet le réarrangement et le glissement des fibres entre elles.

## 1.5 Bilan

Dans ce chapitre, les renforts fibreux destinés à la fabrication des matériaux composites ont été présentés. Ces renforts sont des structures multiéchelles composées de mèches elles-mêmes composées de fibres. Les renforts fibreux subissent différentes sollicitations mécaniques lors de la phase de mise en forme, générant ainsi des mouvements relatifs et des déformations au niveau des mèches et des fibres. Des défauts peuvent ainsi apparaître à différentes échelles (plis, boucles, rupture de fibres ; etc.), qui peuvent affecter drastiquement la qualité de la pièce finale. Par conséquent, il est nécessaire de comprendre et de modéliser les phénomènes se produisant au cours de cette étape clé. Pour ce faire, la voie numérique est choisie pour compléter les approches expérimentales. La simulation de l'étape de mise en forme passe tout d'abord par la modélisation du comportement mécanique du renfort fibreux. Concernant ce point, il a été conclu que la modélisation à l'échelle microscopique est une piste intéressante qui permettra de comprendre puis modéliser les phénomènes à l'échelle de la fibre. Pour ce faire, il est judicieux d'étudier tout d'abord un milieu modèle constitué d'un nombre limité de fibres (40 fibres), pour des raisons d'efficacité. Un trajet de chargement intéressant en terme de génération des principaux micromécanismes de déformation a été défini. En effet, l'analyse d'une liste des sollicitations subies par le renfort fibreux lors de sa mise en forme conduit naturellement au choix de la compaction comme trajet de chargement préliminaire (d'autres trajets seront simulés).

En se basant sur les conclusions issues de cette première partie, un état de l'art sur la compaction des assemblages fibreux doit être effectué. C'est l'objectif de la deuxième partie de ce chapitre.

## Partie 2 : Comportement des renforts fibreux en compaction : essais expérimentaux

### 2.1 Phénoménologie de la compaction des assemblages fibreux

Avant d'entamer l'aspect modélisation et simulation du comportement des milieux fibreux en compaction, il est judicieux d'analyser des essais expérimentaux sur ce type de chargement et sur différents types de fibres. La figure 2.1a présente des courbes de compaction obtenues après avoir testé des assemblages fibreux avec différents matériaux (verre, acier, coton, cheveux, etc.) [Poquillon *et al.*, 2005]. Un déchargement est effectué également avec la même vitesse de chargement (6mm/min). Le comportement dépend évidemment du matériau de la fibre, mais la forme de la courbe de compaction est identique pour tous les matériaux testés. En effet, le comportement des assemblages fibreux en compaction est non linéaire et présente une hystérésis. Une déformation permanente est remarquée, pour tous les matériaux, qui est attribuée au réarrangement irréversible des fibres lors du chargement en compaction, qui dépend de l'intensité de la charge. En effet, si la charge est suffisamment intense durant le premier chargement en compaction, les fibres se réarrangent en changeant la morphologie de l'assemblage fibreux. Ce dernier ne reprend pas sa morphologie initiale à cause de la déformation plastique des fibres (cas des laine d'acier par exemple) et/ou du frottement entre elles. À titre d'exemple, les fibres de verre présentent la déformation résiduelle la plus importante, ce qui est dû, en grande partie, à la surface lisse et régulière des fibres, le frottement est ainsi minimisé et le réarrangement est favorisé.

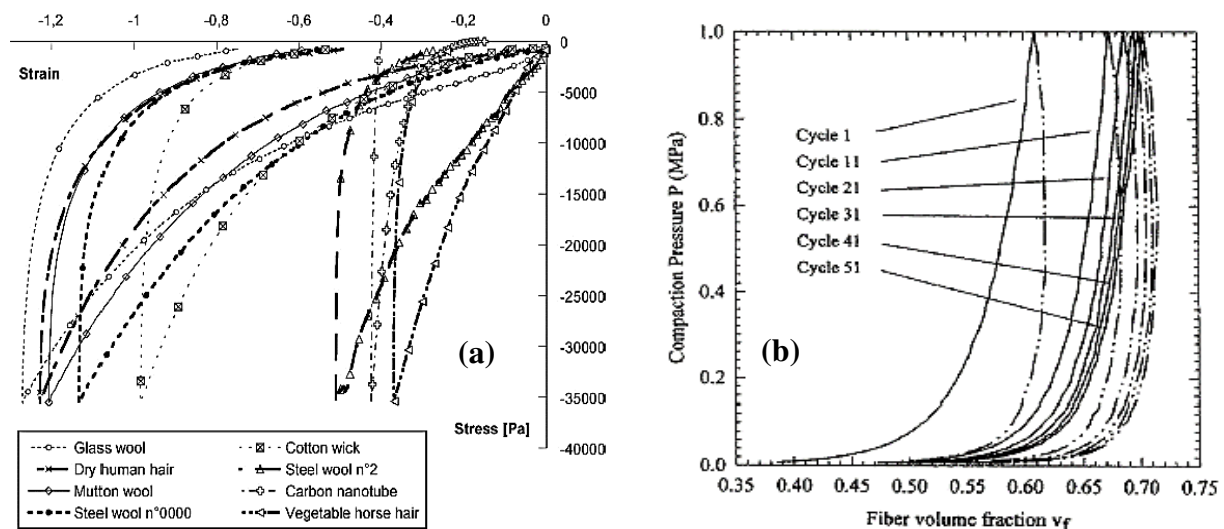


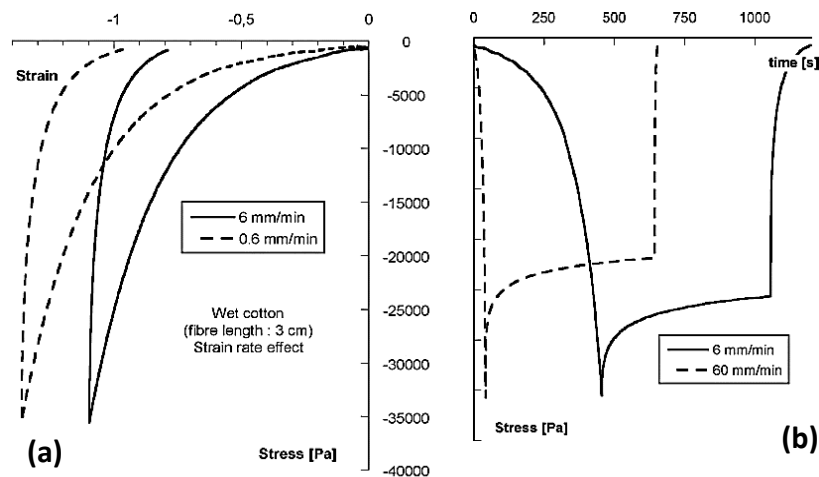
Figure 2.1 : (a) Courbes contrainte-déformation des essais de compactions effectués à une vitesse de 6mm/min [Poquillon *et al.*, 2005]. (b) Hystérésis lors de la compaction [Robitaille and Gauvin, 1999].

Les études effectuées sur l'assemblage fibreux en termes de cycles de compaction/déchargement montrent que la microstructure du milieu fibreux change avec le nombre de cycles [Comas-Cardona *et al.*, 2007; Masse *et al.*, 2006; Robitaille and Gauvin, 1999; Stankovic, 2008]. En revanche, à partir d'un certain nombre de cycles, le comportement en compaction présente une évolution négligeable. Pour illustrer ce propos, des cycles de chargement/déchargement ont été réalisés sur un taffetas de verre, le résultat de cette étude est présenté par la figure 2.1b [Robitaille and Gauvin, 1999], qui montre qu'à partir du onzième cycle, le comportement en compaction évolue peu. En effet, après les premiers cycles de compression, la morphologie de l'assemblage fibreux ainsi que le mouvement et le contact entre les fibres permettent d'aboutir à une microstructure quasiment non évolutive durant les autres cycles.

Les essais présentés dans la figure 2.1 permettent de comparer le comportement des assemblages fibreux en compaction d'un point de vue matériau seulement, sans tenir compte de la densité relative de l'assemblage, surtout la densité relative initiale. L'architecture initiale de l'assemblage fibreux est également un paramètre primordial dans l'étude de la compaction. En outre, les essais ont été effectués avec une vitesse constante, ce qui ne permet pas d'avoir une idée de l'influence de la vitesse de chargement sur le comportement en compaction. Ces paramètres seront ainsi discutés dans les sections suivantes.

## 2.2 Influence de la vitesse de chargement sur la compaction des réseaux fibreux

Des essais de compaction d'une laine de coton humide et d'une laine de fibres de mouton ont été effectués avec différentes vitesses [Poquillon *et al.*, 2005]. La figure 2.2a montre deux cycles de compaction/déchargement. Il est clair que la déformation globale obtenue par la vitesse lente (0.6mm/min) est plus grande relativement à celle obtenue par la vitesse rapide (6mm/min), pour la même valeur de contrainte de compaction.



**Figure 2.2 : Influence de la vitesse de compaction sur : (a) compaction/déchargement d'une laine de coton humide. (b) Compaction/relaxation d'une laine de fibres de mouton [Poquillon et al., 2005].**

En effet, le réarrangement des fibres domine les premières phases de la compaction comme le montre la forte variation de la fraction volumique de fibres. Ainsi, le comportement de l'assemblage fibreux est conditionné dès le début par le mouvement relatif des fibres entre elles. Ce mouvement relatif dépend de la vitesse de compaction : compacter avec une faible vitesse permettra aux fibres de se réarranger et remplir le maximum de vide au sein du milieu fibreux, conduisant ainsi à un taux de compaction plus important. Ceci explique aussi le fait que le taux de relaxation est d'autant plus important que la vitesse augmente (figure 2.2b) : dans ce cas, les efforts de contact entre les fibres augmentent rapidement, tout en ayant encore plus de vide entre les fibres. Une fois relaxées, les fibres commencent à se réorganiser et se réarranger vers un état d'équilibre général avec moins d'effort de contact. Il est important de souligner que le taux de relaxation des contraintes ne dépend pas uniquement de la vitesse de chargement, mais aussi de l'orientation des fibres : la relaxation est d'autant moins importante que les fibres sont bien alignées [Kim *et al.*, 1991]. Dans le cas des rovings par exemple, le taux de la contrainte actuelle  $\sigma(t)$  sur la contrainte initiale  $\sigma_i$  est plus important par rapport à celui des mats (figure 2.3).

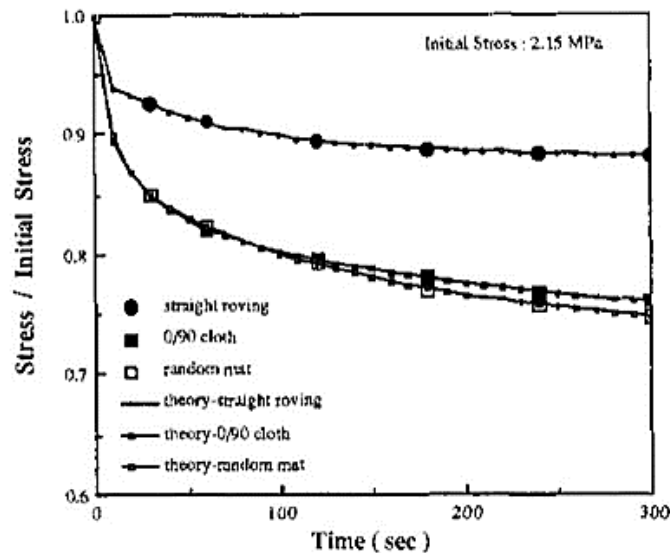


Figure 2.3 : Effet de l'orientation des fibres sur la relaxation des contraintes [Kim et al., 1991].

### 2.3. Caractérisation du comportement en compaction des assemblages fibreux

La section précédente met en évidence le comportement non linéaire des assemblages fibreux en compaction. Ce comportement est souvent présenté par l'évolution de la « contrainte de compaction » (suivant l'axe de la compaction, définie comme la pression de contact, elle-même définie comme le rapport entre l'effort de compaction et la surface de contact apparente entre outil et échantillon) en fonction de la densité relative  $\varphi$  (ou la fraction volumique des fibres  $\vartheta_f$ ). Cette évolution est décrite dans la littérature de la compaction des milieux fibreux (comme il sera discuté dans la suite de cette partie) par une loi de puissance comme le décrit l'équation 1.1.

$$\sigma = KE_f(\varphi^n - \varphi_0^n) \quad (1.1)$$

Le facteur  $K$  est un paramètre ajustable qui tient compte des autres paramètres non caractérisés dans l'équation 1.1, par exemple l'orientation et le degré de la tortuosité des fibres.  $E_f$  est le module de Young de la fibre.  $\varphi_0$  est la densité volumique initiale de l'assemblage fibreux, au-dessous de laquelle la contrainte de compaction est considérée nulle théoriquement et l'assemblage n'est pas cohérent. Le comportement en compaction des assemblages fibreux se décompose en trois phases. Ces phases ont été résumées, d'une manière qualitative, par Toll pour les principaux types des assemblages fibreux, à savoir, les assemblages 3D dont l'orientation des fibres est initialement aléatoire, et les assemblages 2D avec des fibres aléatoirement orientées ou quasi parallèles [Toll, 1998].



La figure 2.4 présente cette distinction qualitative dans un plan log-log de la contrainte de compaction en fonction de la densité relative. Dans la première phase, pour laquelle la densité relative est au-dessous de  $\varphi_0$ , l'assemblage fibreux a une réponse mécanique quasiment négligeable. Dans la deuxième phase, les fibres commencent à se réarranger et à entrer en contact entre elles. Elles peuvent se déformer élastiquement, en flexion par exemple, dans le cas des fibres courbées. Cette phase est souvent représentée par un modèle de compaction au sein duquel le comportement mécanique de la fibre est considéré élastique (équation 1.1). Quand la charge de la compaction est suffisamment élevée, le comportement de l'assemblage fibreux entre dans la troisième phase où les fibres se déforment dans le domaine non élastique (figure 2.4). Suivant la nature de la fibre, deux modes de comportement peuvent être distingués : (i) comportement des fibres fragiles où les fibres sont susceptibles de se rompre, entraînant ainsi une perte de rigidité de l'assemblage fibreux. La rigidité augmente de nouveau quand les fragments de fibres ne peuvent plus se rompre ; (ii) comportement des fibres ductiles où les fibres se déforment plastiquement, par contre, ceci ne change pas significativement l'évolution de la courbe de compaction (figure 2.4).

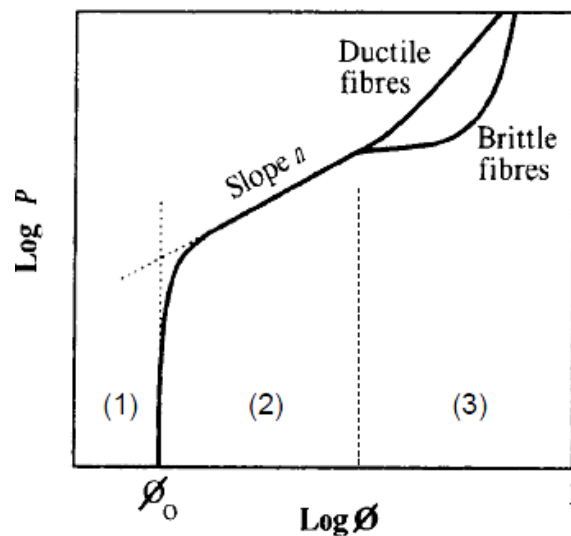


Figure 2.4 : Trois phases de la courbe de compaction d'un assemblage fibreux selon [Toll, 1998].

L'évolution du module de Young effectif,  $E$ , de l'assemblage fibreux lors des cycles chargement/déchargement a été approximé par une loi puissance également [Masse *et al.*, 2006]. Lors du chargement, le même exposant  $n$  que dans l'équation 1.1 est considéré,  $E \propto \varphi^n$ , alors que pendant le déchargement, un exposant  $m$  différent est considéré  $E \propto \varphi^m$ . Les deux exposants  $n$  et  $m$  dépendent de la morphologie de l'assemblage fibreux (géométrie en 1D, 2D ou 3D).

## 2.4 Influence de la morphologie de l'assemblage fibreux

Un assemblage de fibres peut prendre différentes morphologies, 3D, 2D ou 1D (Cf. Paragraphe 2.3). Ce paramètre de morphologie influence fortement le comportement en compaction [Masse *et al.*, 2006; Toll, 1998]. En effet, les exposants  $n$  et  $m$  ainsi que la densité relative initiale  $\varphi_0$ , qui définissent la courbe de la compaction, sont liés à la morphologie de l'assemblage fibreux.

La géométrie initiale d'un assemblage fibreux se caractérise par des paramètres, parmi lesquels, l'orientation des fibres. Ce paramètre est souvent caractérisé par le tenseur d'orientation  $A$  dont la composante  $A_{ii}$  indique l'alignement des fibres selon la direction  $x_i$ . Le calcul de  $A$  montre que  $A_{22}$  est le terme majoritaire, ce qui est conforme à l'orientation des fibres suivant la direction  $x_2$  comme le montre la figure 2.5.

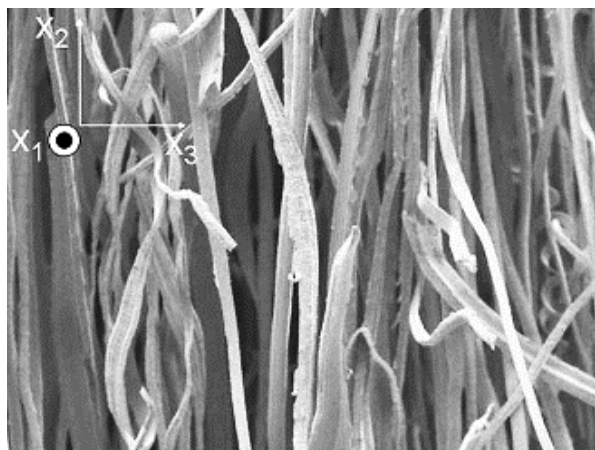
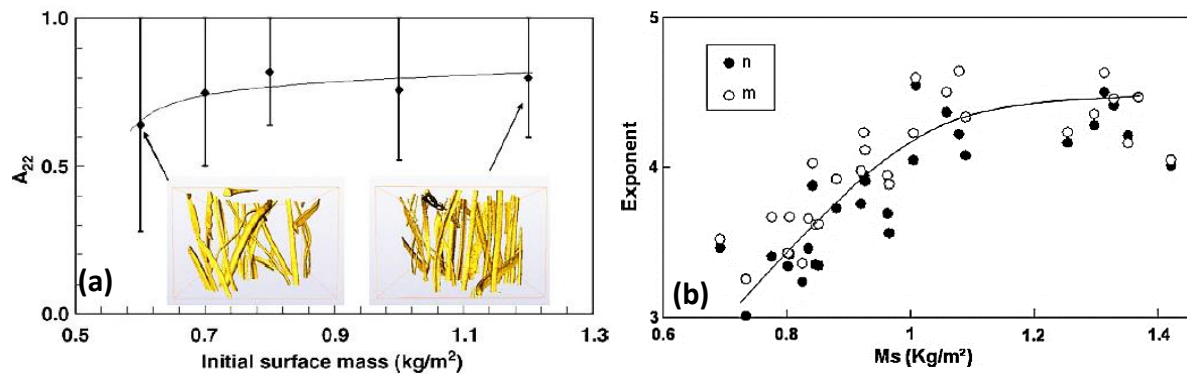


Figure 2.5 : Image MEB d'une laine d'acier [Masse *et al.*, 2006].

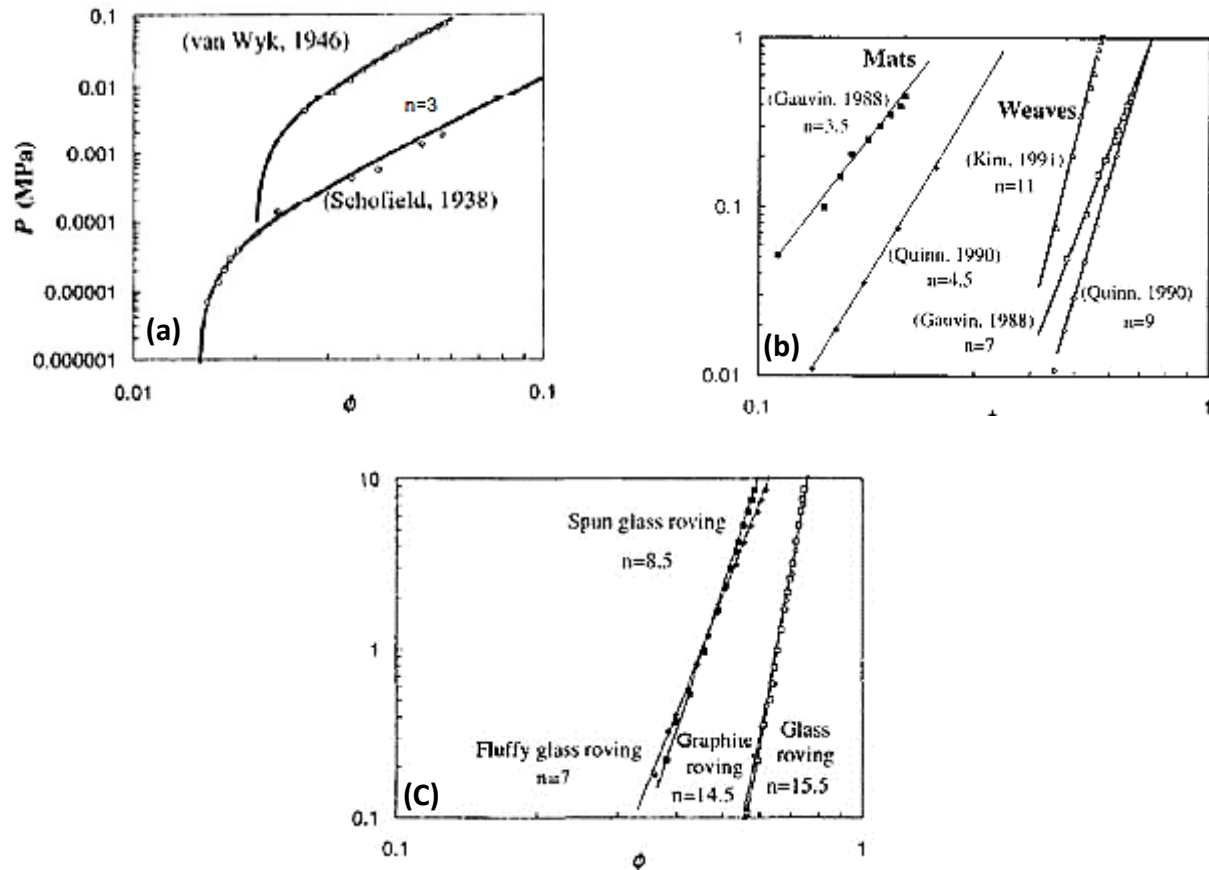
La figure 2.6a montre l'évolution de  $A_{22}$  en fonction de la masse surfacique initiale des laines d'acier, définie comme étant le rapport entre la masse totale de l'échantillon et la surface perpendiculaire à la direction de la compaction (cette surface reste fixe le long de la compaction confinée).



**Figure 2.6 : (a) Evolution de la composante du tenseur d'orientation des fibres  $A_{22}$  en fonction de la masse surfacique initiale. (b) Variation des exposants  $n$  et  $m$  en fonction de la masse surfacique initiale d'une laine d'acier [Masse et al., 2006].**

Différentes laines d'acier avec différentes masses surfaciques initiales ont été testées, donc des échantillons avec différentes orientations initiales. Plus la masse surfacique initiale augmente, plus les fibres s'orientent vers une direction privilégiée (car le milieu devient plus dense). Ainsi, la masse surfacique initiale est un indicateur de l'orientation des fibres. Cet indicateur a été lié aux deux exposants  $n$  et  $m$ . En effet, la figure 2.6b montre l'évolution des exposants  $n$  et  $m$  en fonction de la masse surfacique initiale. Les exposants varient entre les deux valeurs 3 et 4.5 comme il a été trouvé dans les travaux de Wyk et Toll [Toll, 1998; van Wyk, 1946] pour les morphologies 3D ( $n=3$ ) et 2D ( $n=5$ ).

La compaction de différents types morphologiques des assemblages fibreux, notamment les laines (3D), les mats (2D) et les rovings unidirectionnels ont été étudiés. L'évolution de la contrainte de compaction en fonction de la densité relative est ainsi présentée dans la figure 2.7 dans un plan log-log [Toll, 1998]. Les morphologies 3D conduisent à un exposant  $n=3$ , alors que pour les rovings, dont les fibres sont quasi parallèles (morphologie 1D), l'exposant  $n$  prend des valeurs plus importantes, jusqu'à  $n=15.5$ . Ceci peut être interprété par la présence des contacts linéiques entre les fibres quasi parallèles dans les rovings, alors que les contacts sont majoritairement ponctuels dans les autres types d'assemblage fibreux.



**Figure 2.7 : Effet de la morphologie de l'assemblage fibreux. (a) morphologie 3D : laine. (b) morphologie 2D : tissu de verre. (c) morphologie 1D : roving [Toll, 1998].**

Ceci souligne l'importance de la forte dépendance du comportement en compaction avec l'architecture initiale de l'assemblage fibreux. Cette forte dépendance de comportement des assemblages fibreux avec l'architecture initiale est parmi les causes qui exigent de faire les simulations sur un modèle de géométrie réelle extraite directement de l'échantillon utilisé dans les essais. Ceci permettra ainsi de faire des comparaisons fiables entre les résultats numériques et expérimentaux. La géométrie de l'échantillon réel peut être obtenue par un post-traitement des images de celui-ci issues de la tomographie à rayons X. Cette technique est de plus en plus utilisée par la communauté car elle permet d'obtenir des informations 3D internes à l'échelle microscopique. La section suivante se focalise ainsi sur quelques études de compaction des milieux fibreux pour lesquelles la tomographie à rayons X est utilisée.

## 2.5 Caractérisation des milieux fibreux par la tomographie à rayons X

La technique de la tomographie à rayons X est maintenant largement utilisée dans la science des matériaux et dans l'étude des renforts textiles particulièrement. Elle permet un accès en 3D

à la microstructure du milieu fibreux, apportant ainsi des informations intéressantes sur les mécanismes de déformation aux échelles mésoscopique et microscopique.

### 2.5.1 Principe physique

Le principe de la tomographie à rayons X ainsi que la reconstruction des images sont présentés très brièvement dans ce paragraphe pour pouvoir mieux appréhender la suite de l'étude. Plus de détails peuvent être consultés en se référant aux références suivantes : [Boisse, 28th September 2011 ; Christian, 2013; Simone Carmignato, 2018] qui sont à l'origine des informations reportées dans la présente section.

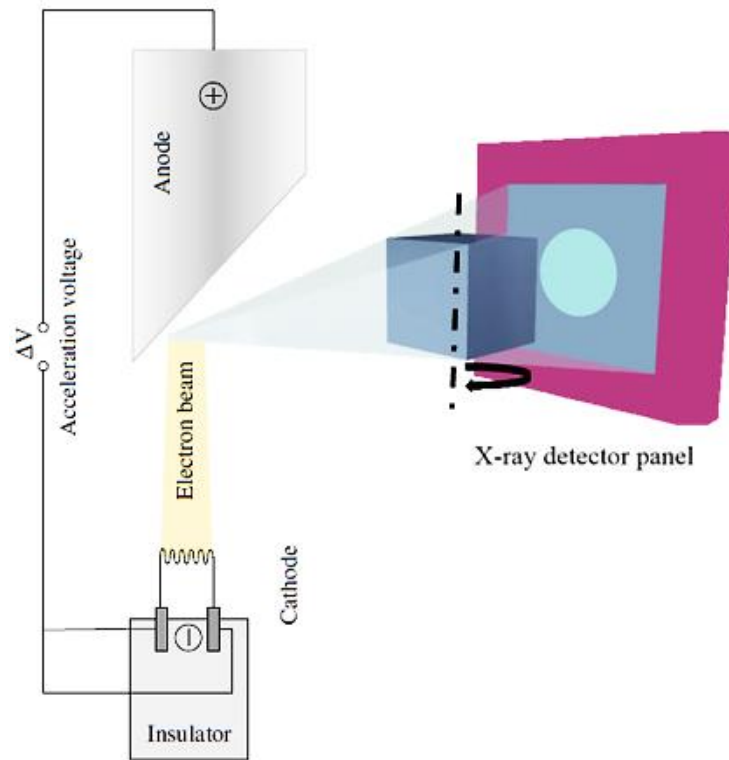
Un rayon X, d'un point de vue ondulatoire est une onde électromagnétique de fréquence  $\nu$  et d'un point de vue corpusculaire, il s'agit d'ensemble de photons, dont l'énergie  $E$  est proportionnelle à la fréquence de rayonnement  $\nu$ . Les rayons X ont été découverts en 1895 par le physicien allemand Wilhelm Röntgen qui s'aperçoit que ces rayons peuvent traverser, entre autres, le tissu biologique, d'où leur utilisation originellement en médecine. Au fil des années, cette technique a été étendue aux applications industrielles et elle est bien adaptée à l'étude des matériaux hétérogènes comme le cas des renforts fibreux. D'une façon très simple, le principe général du scanner aux rayons X consiste à effectuer des projections bidimensionnelles d'un objet à partir de différents angles. Des algorithmes de reconstruction permettant alors d'obtenir une représentation tridimensionnelle de l'objet scanné à partir de ces projections. Les principales étapes de cette procédure sont présentées dans la figure 2.8. Les rayons X sont générés au moyen de différentes sources, le principe de génération sera simplement expliqué pour la source la plus utilisée : tube à rayons X (figure 2.9).



**Figure 2.8: Représentation schématique du flux des opérations de la tomographie à rayons x.**

Les principaux composants d'un tube à rayons X sont l'anode et la cathode. La cathode est constituée d'un fil de tungstène à partir duquel les électrons sont émis (émission thermo-ionique). En effet, un générateur est lié à la cathode qui est ainsi chauffée via l'effet joule. Au fur et à mesure que la température de la cathode augmente, l'énergie cinétique des électrons libres augmente également, produisant ainsi leur vibration. Quand l'énergie cinétique devient

suffisamment intense pour surmonter l'énergie électrostatique de liaison avec les atomes du fil de tungstène, les électrons libres quittent le métal en se dirigeant vers l'anode du fait de la différence de potentiel électrique. Ainsi, l'anode est bombardée à grande vitesse avec des électrons. Environ 99% de l'énergie d'impact est transformée en énergie thermique tandis que le reste est transformé en des rayons X (radiation due à la décélération des électrons).



**Figure 2.9:** Représentation schématique du principe de génération des rayons X [Simone Carmignato, 2018].

Quand les rayons X générés par le tube passent à travers un objet, leur intensité initiale  $I_0$  est exponentiellement réduite (équation 2.1 : loi de Beer-Lambert) à cause du changement du nombre, d'énergie et de direction des photons, d'où le phénomène d'atténuation.

$$I(L) = I_0 e^{-\int_0^L \mu(x) dx} \quad (2.1)$$

$I_0$  est l'intensité du rayon incident,  $I$  est l'intensité du rayon après avoir pénétré la matière,  $x$  et  $L$  sont respectivement les distances, partielle et totale, traversées le long de la matière. Le coefficient d'atténuation  $\mu$  est considéré variable, simulant ainsi les milieux multiphasés (comme le cas des assemblages fibreux). Cette atténuation de l'intensité est ensuite capturée en utilisant des détecteurs de rayon X. Pour reconstruire une image de  $m \times n$  pixels, il faut faire

tourner l'objet scanné sur  $n$  positions, tout en faisant la projection de chaque position  $p$  ( $1 \leq p \leq n$ ) sur  $m$  détecteurs (figure 2.10).

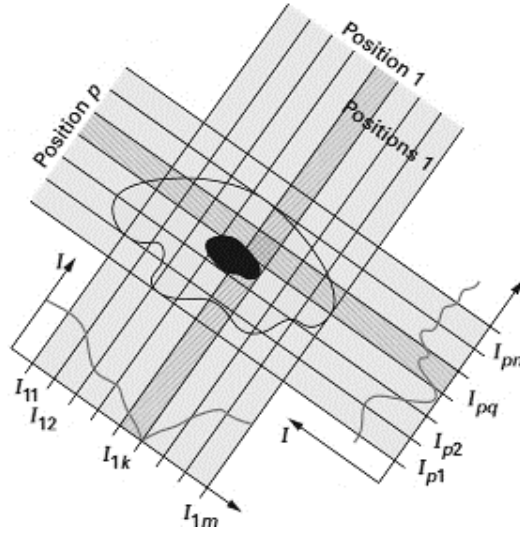


Figure 2.10 : Représentation schématique du principe de la reconstruction [Christian, 2013].

Il reste alors à déterminer le champs des coefficients  $\mu_{ij}$  affectés à chaque pixel de l'image à reconstruire via le système linéaire suivant, déduit de la loi de Beer-Lambert :

$$\ln \left( \frac{I_0}{I_{pq}} \right) \propto \sum_{ij} \mu_{ij} \quad (2.2)$$

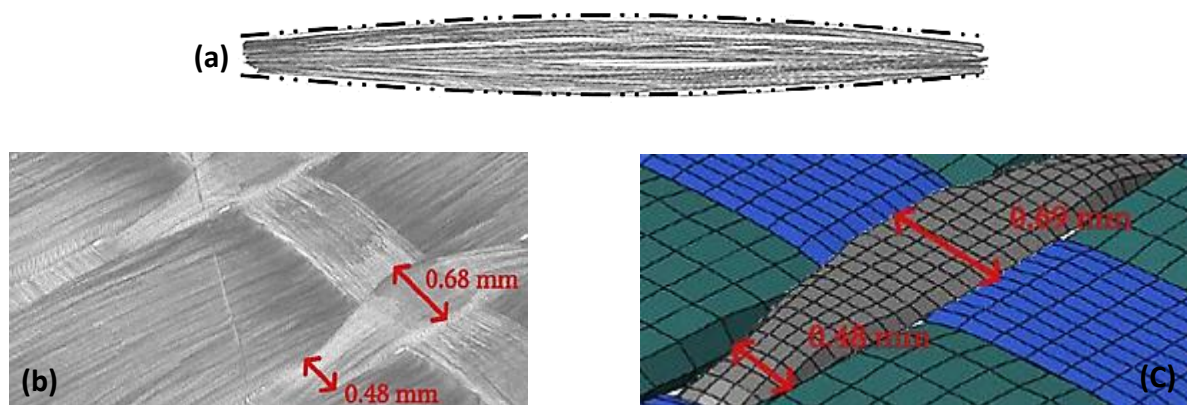
Le logarithme des intensités initiales  $I_0$  par rapport à l'intensité  $I_{pq}$  mesuré par le détecteur  $q$  ( $1 \leq q \leq m$ ) à la position  $p$  permettra de résoudre ce système linéaire et de déterminer les inconnus  $\mu_{ij}$ , i.e. l'image à reconstruire.

### 2.5.2 Caractérisation par tomographie à rayons X à l'échelle mésoscopique

L'objectif de cette partie est de montrer l'apport de la technique de la tomographie à rayons X dans la caractérisation et la compréhension du comportement des renforts fibreux. Les études effectuées sur les deux échelles, microscopique et mésoscopique seront présentées, d'une part car la présente étude s'intéresse particulièrement à l'échelle microscopique, et d'autre part, car la modélisation à l'échelle mésoscopique est visée par le modèle développé.

Les mèches, au sein du renfort fibreux, sont susceptibles de subir des déplacements et des déformations importantes notamment la désorientation, la consolidation, l'étirement, la flexion, la torsion, le cisaillement et la compaction [Badel *et al.*, 2008; Bickerton *et al.*, 2003; Buet-Gautier and Boisse, 2001; Lomov *et al.*, 2008] pendant la phase de préformage du procédé

RTM par exemple. La compaction transversale à l'échelle mésoscopique a été étudiée récemment par Nguyen et Wang [Nguyen *et al.*, 2013; Wang *et al.*, 2018]. La forme de la mèche après ce chargement est obtenue grâce à la tomographie à rayons X [Wang *et al.*, 2018]. La compaction de la mèche engendre une extension transversale importante due à la dispersion des fibres dans le sens transversal (figure 2.11a). Ceci est pris en compte par le coefficient de poisson dans le comportement de la mèche, modélisé dans [Wang *et al.*, 2018] par un matériau homogène. Une valeur de  $\nu = 11.8$  a été identifiée pour les mèches de fibre de verre. Des simulations à l'échelle mésoscopique, qui prennent en compte le comportement en compaction longitudinal et l'extension transversale, ont été réalisées sur un tissu (figure 2.11c). L'état déformé des mèches obtenu par simulation est en accord avec celui obtenu par les images de tomographie à rayons X après les essais de compaction (figure 2.11b).



**Figure 2.11 : (a) Image par tomographie d'une mèche compactée. (b) Image par tomographie de la compaction d'un tissu. (c) Simulation de la compaction d'un tissu en prenant en compte le comportement de la compaction et le comportement de l'extension transverse de la mèche [Wang et al., 2018].**

L'observation par la tomographie à rayons X a été utilisée également dans les travaux de Badel [Badel and Maire, 2011; Badel *et al.*, 2008]. Dans cette étude, un renfort fibreux est sollicité en traction biaxiale et cisaillement plan. Ensuite, des coupes ont été réalisées suivant la direction transversale du renfort (figure 2.12b). En se basant sur l'analyse du changement de la forme des sections transversales des mèches, un modèle de comportement continu hypoélastique des mèches est déduit, dont le tenseur des contraintes est isotrope transverse [Badel *et al.*, 2009]. Les coefficients élastiques du modèle ont été déterminés par identification inverse avec les essais expérimentaux. Ce modèle est utilisé pour effectuer des simulations à l'échelle mésoscopique ; les formes des coupes transversales des mèches obtenues par simulation ont été



comparées avec les images de la tomographie. La figure 2.12a montre que le modèle permet de reproduire l'état déformé des coupes des mèches pour un essai de cisaillement à titre d'exemple.

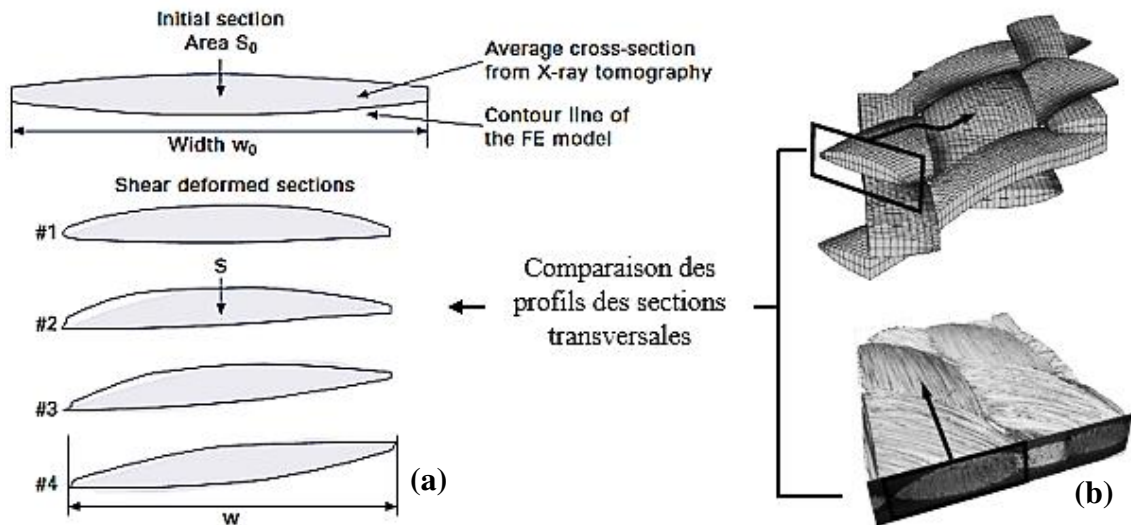


Figure 2.12 : Essai de cisaillement plan d'un taffetas : Comparaison des profils des sections transversales du tissu obtenu par tomographie et par simulation [Badel et al., 2009] (a) comparaison des profils de section. (b) comparaison des géométries déformées.

### 2.5.3 Caractérisation par tomographie a rayons X à l'échelle microscopique

La compaction des laines d'acier a été étudiée par Masse [Masse *et al.*, 2013; Masse and Poquillon, 2013] en utilisant également la tomographie à rayons X. Un échantillon d'une laine de densité relative initiale de 2.5% est utilisé, dont les fibres constitutives sont non régulières en forme et en longueur (longueur moyenne=5.6mm, diamètre moyenne=80 $\mu$ m) [Masse *et al.*, 2013]. La caractérisation structurale est basée sur les images issues de la tomographie à rayons X pendant que la laine subit un chargement de compaction. Ces images ont permis d'extraire la microstructure de l'échantillon par la technique de la squelettisation qui permet de représenter chaque fibre par sa ligne moyenne comme le montre la figure 2.13.

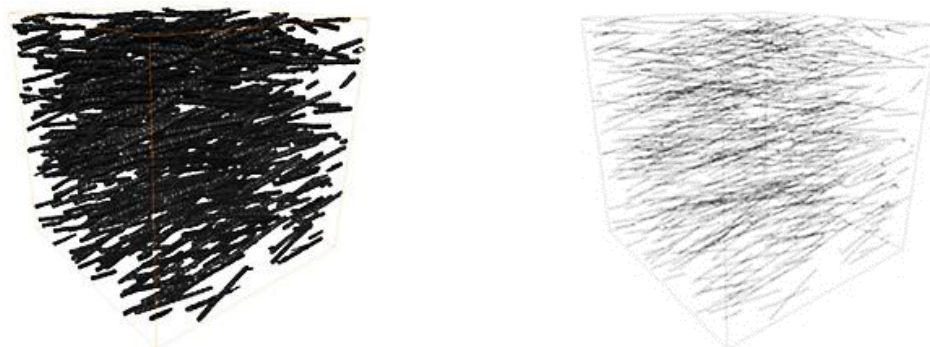


Figure 2.13 : Opération de squelettisation d'un assemblage fibreux modèle [Masse et al., 2013].

Cette caractérisation à partir des images de la tomographie a permis de déterminer l'évolution du nombre de contacts lors de la compaction, qui a été confronté avec un modèle analytique (modèle des tubes) développé aux cas des fibres droites et rigides (figure 2.14b). [Ranganathan and Advani, 1991]. Les résultats révèlent que ce modèle analytique est valable, dans le cas des laines d'acier, jusqu'à une densité relative de 10%.

La figure 2.14a montre l'évolution de la contrainte de compaction en fonction de la densité relative et la densité relative initiale avant la compaction, pour des laines d'acier frittées et non frittées. Les courbes obtenues ont été approximées par une loi puissance d'exposant  $n$  (équation 1.1). Ce dernier varie entre 3 et 4.5, il augmente en effet avec l'augmentation de la densité relative initiale pour les laines non frittées, alors qu'il peut être considéré comme constant et proche de la valeur 3 pour les laines frittées. Ces résultats sont en accords avec ceux discutés auparavant [Masse *et al.*, 2006; Toll, 1998; van Wyk, 1946].

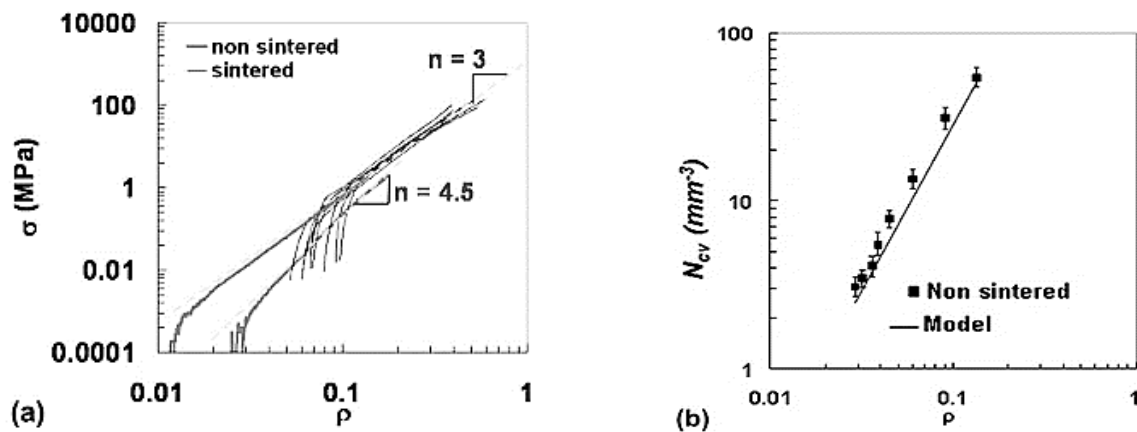


Figure 2.14 : (a) courbe de compaction des laines d'acier frittées et non frittées pour différentes densités relatives initiales. (b) Évolution du nombre de contacts par unité de volume comparé au modèle analytique des tubes [Masse *et al.*, 2013].

Toujours à l'échelle de la fibre, Latil propose une méthodologie d'analyse quantitative des mécanismes de déformations d'une mèche de fibres [Latil *et al.*, 2011]. Cette méthodologie est basée principalement sur l'analyse des images issues de la tomographie à rayons X. L'échantillon expérimental de l'étude en question est une mèche de 69 fibres quasi parallèles de longueur 11mm et de diamètre 150 $\mu$ m. Les fibres sont extraites d'un fil de pêche en fluorocarbure (PVDF) puis noyées dans l'huile d'olive à 5°C afin de se rapprocher des effets rhéologiques d'une matrice polymère et de fournir au milieu fibreux une certaine cohérence, en vue de sa manipulation. Cet échantillon de fibres a été chargé en compaction simple (non

confinée), compaction plane (confinée) et en flexion. À l'issue du travail de Masse [Masse *et al.*, 2013], la technique de la squelettisation est également utilisée par Latil pour avoir la microstructure de l'échantillon dans différentes étapes du chargement. Ceci lui a permis de déterminer, entre autres, le nombre de contacts, l'orientation et la variation de la courbure des fibres au fur et à mesure de la compaction. Ces paramètres, avec les outils de leur caractérisation, seront pris en considération, d'un point de vue expérimental et numérique, dans la présente thèse.

## 2.6 Bilan

L'étude phénoménologique des assemblages fibreux montre que leur comportement en compaction est non linéaire et irréversible. Ce comportement dépend fortement de la morphologie initiale (notamment la densité relative initiale, l'orientation et la géométrie des fibres et la position des points de contact), ainsi que les interactions et le réarrangement des fibres. Le comportement de la fibre doit être pris en considération également, surtout au cours de la troisième phase de la compaction où les fibres fragiles affectent la courbe de compaction au contraire des fibres ductiles. Concernant le réarrangement, la vitesse de chargement joue un rôle important dans le réarrangement des fibres. Etant données les vitesses mises en jeu dans les procédés actuels et la volonté d'observer pas à pas le réarrangement des fibres des essais et des simulations quasi-statiques seront réalisés. De plus, c'est aux faibles vitesses que les phénomènes de réarrangements sont les plus importants. Tous ces paramètres jouent un rôle primordial au niveau de la modélisation à l'échelle microscopique. La modélisation à cette échelle peut être enrichie par la technique de la tomographie à rayons X. En permettant d'avoir accès à la microstructure interne d'un milieu à l'état initial et à différents états de déformation, elle offre une capacité de validation expérimentale fine des modèles et des simulations. Comme cela a été montré dans la section précédente, la tomographie à rayons X a montré son potentiel en étant utilisée avec succès sur les milieux fibreux de tout type par différents auteurs. De ce fait, elle sera utilisée dans la présente étude pour définir la microstructure du milieu modèle, enrichir le développement du modèle numérique et le valider. Avant d'initier les développements de la stratégie de modélisation et de simulation du milieu fibreux enchevêtré et quasi-parallèle, qui est l'objet de la présente étude, il est nécessaire de faire un état des lieux de l'existant. La section suivante s'intéresse ainsi aux travaux abordant l'analyse et la modélisation de la mécanique des assemblages fibreux unidirectionnels.

## Partie 3 : Comportement des renforts fibreux : Modèles analytiques/numériques

### 3.1 Modélisation analytique

Van Wyk [van Wyk, 1946] a mené une des premières études sur la compaction uni-axiale des assemblages fibreux avec des fibres initialement aléatoirement distribuées. Cette modélisation est basée seulement sur la flexion des fibres entre les points de contact, la torsion et l'extension des fibres n'étant pas prises en compte, ainsi que le glissement au niveau des points de contact. Il a supposé, en outre, que la distance entre les points de contact est inversement proportionnelle à la fraction volumique de l'assemblage fibreux, et que les segments des fibres situés entre les points de contact sont des poutres rectilignes. Ce modèle idéalisé a permis d'aboutir à une loi puissance reliant la contrainte de compaction à la fraction volumique des fibres (équation 3.1) avec un exposant  $n=3$  et une constante  $k$  qui compense les hypothèses mentionnées ci-dessus.

$$\sigma = KE_f(\varphi^3 - \varphi_0^3) \quad (3.1)$$

Van Wyk a montré que l'équation 3.1 reproduit le comportement en compaction uniaxiale des assemblages fibreux avec des fractions volumiques inférieures à 10%. Des études plus récentes par rapport à celle de Van Wyk [Komori and Itoh, 1991, 1994; Komori and Makishima, 1977] ont mis en évidence des déviations non négligeables de la plupart des courbes de compaction par rapport à celle de Van Wyk. Dans ces études, l'applicabilité de la théorie de Van Wyk est remise en question du fait qu'elle ne prend pas en considération des facteurs particulièrement importants dans le comportement de la compaction, notamment les effets du frottement entre les fibres. De ce fait, des théories basées sur la modélisation des fibres par des poutres courbées ont été développées, en prenant en considération le glissement entre les fibres. En revanche, ces modèles restent relativement limités, car ils estiment qualitativement le comportement de l'assemblage fibreux sans investiguer les mécanismes de déformations des fibres durant la compaction.

Il existe également des modèles qui sont basés sur le tenseur de contraintes moyen d'un assemblage fibreux. Ce tenseur est défini par la somme des efforts de contact entre deux fibres dans un volume  $V$  [Alkhagen and Toll, 2006; Le Corre *et al.*, 2004; Le Corre *et al.*, 2005; Toll, 1998] (équation 3.2). Cette formulation est utilisée également dans l'étude des milieux granulaires [Saadatfar *et al.*, 2012].

$$\bar{\sigma} = \frac{1}{V} \sum_{Nc} \vec{r} \otimes \vec{f} \quad (3.2)$$

$\bar{\sigma}$  est le tenseur de contraintes moyen de l'assemblage fibreux,  $V$  est le volume considéré de l'assemblage fibreux,  $N_c$  est le nombre de contacts entre les fibres,  $\vec{r}$  est le vecteur de contact et  $\vec{f}$  est l'effort de contact. L'équation 3.2 confirme l'influence du nombre et de la position géométrique des contacts, ainsi que les efforts de contact dans le comportement en compaction, comme il a été déjà cité dans les études expérimentales. Toll a développé un modèle micromécanique en se basant sur l'équation 3.2 [Toll and Manson, 1994]. Conformément au travail de Van Wyk, Toll n'a pas pris en considération le frottement entre les fibres, et il a supposé que le nombre de contacts est proportionnel à la fraction volumique. Il a déduit ainsi une loi puissance plus générale que celle de Van Wyk.

$$\sigma = KE_f(\varphi^n - \varphi_0^n) \quad (3.3)$$

Toll conclut que  $n=3$  pour les assemblages fibreux 3D. Ce résultat est conforme avec celui de Van Wyk. Dans le cas des assemblages 2D, dont l'orientation des fibres est isotrope au niveau du plan de compaction,  $n=5$ . Finalement dans le cas des assemblages avec des fibres unidirectionnelles,  $n$  peut atteindre des valeurs importantes ( $n=15.5$  pour un roving de verre). Toll estime également que le facteur  $k$  est le paramètre ajustable qui prend en considération la géométrie et le degré de tortuosité inconnu des fibres.

Concernant l'estimation du nombre de contacts  $N_c$ , ce paramètre a été lié directement à l'orientation des fibres, la fraction volumique et l'enlacement des fibres [Ranganathan and Advani, 1991; Toll, 1993]. Latil s'est basé également sur le résultat de ces études pour estimer l'évolution du nombre de contacts lors de la compaction d'un milieu fibreux, comme le montrent les formules suivantes [Latil *et al.*, 2011].

$$N_c = 4\varphi\left(\frac{2}{\pi}rf + g + 1\right) \quad (3.4)$$

$$f = \frac{1}{N_f^2} \sum_{i=1}^{N_f} \sum_{k=1}^{N_f} \|\vec{p}_i \times \vec{p}_k\| \quad g = \frac{1}{N_f^2} \sum_{i=1}^{N_f} \sum_{k=1}^{N_f} \|\vec{p}_i \cdot \vec{p}_k\| \quad (3.5)$$

$N_f$  est le nombre de fibres,  $\vec{p}_i$  est le vecteur d'orientation moyen de la fibre  $i$  (défini comme étant la moyenne des vecteurs tangents de la fibre). L'équation 3.5 montre ainsi l'importance de ces paramètres microstructuraux, cités juste au-dessus, dans le comportement de la compaction d'un assemblage fibreux.

### 3.2 Modélisation numérique

La compaction des milieux fibreux a été étudiée récemment via des simulations numériques. Les modèles numériques peuvent apporter des informations sur la déformation des fibres, sur leurs réarrangements, sur les efforts de contact au sein de l'assemblage fibreux, etc. mais permettent surtout de tester une grande variabilité des paramètres pour observer leur influence. En revanche, ils nécessitent une modélisation réaliste de la microstructure du milieu fibreux, du comportement des fibres, ainsi qu'un modèle de contact pertinent entre les fibres. Dans la littérature, la compaction des assemblages fibreux est ainsi simulée en modélisant principalement les fibres par :

- Des éléments discrets indéformables qui sont une approche basée principalement sur la dynamique des corps rigides (paragraphe 3.2.1).
- Des éléments finis déformables (paragraphe 3.2.3).

Ces deux approches sont présentées dans la suite.

#### 3.2.1 Modélisation par la méthode des éléments discrets (DEM)

La méthode des éléments discrets (DEM) consiste à modéliser la collision de particules discrètes entre elles et avec d'autres surfaces lors d'une simulation souvent en dynamique explicite. Chaque particule est modélisée par des sphères/polyèdres (cas des grains) ou des cylindres (cas des fibres par exemple) rigides, ayant des degrés de liberté en déplacement et en rotation. Leur mouvement est géré par les équations d'équilibre classiques et les interactions sont souvent modélisées par des combinaisons entre des ressorts et des amortisseurs. D'autres potentiels énergétiques de contact inspirés de la dynamique des molécules peuvent être utilisés également.

Rodney et Barbier utilisent un modèle d'éléments discrets inspiré de la dynamique des molécules [Barbier *et al.*, 2009a; Barbier *et al.*, 2009b; Rodney *et al.*, 2005]. L'objectif est d'étudier la compaction des assemblages fibreux 3D dont les fibres sont semi-flexibles. L'orientation initiale des fibres est aléatoire et l'élancement varie entre 10 et 100. Les fibres sont placées dans une cellule 3D avec des conditions aux bords périodiques. Les fibres sont discrétisées par une succession de segments de diamètre  $D$ . Le comportement de chaque fibre est modélisé par un potentiel d'énergie qui prend en considération les rigidités élastiques, la longueur et l'orientation des fibres ainsi que le contact entre les fibres. En effet, la rigidité en

traction/compression est modélisée par des ressorts linéaires à l'intérieur des segments, alors que la rigidité en flexion est modélisée par des ressorts de torsion entre les segments, dont l'angle d'équilibre est  $\pi$ . Le contact normal est modélisé par un potentiel répulsif de Hertz qui agit dès que la distance entre deux segments est inférieure au diamètre des fibres  $D$ . Le modèle de Rodney n'inclut pas le frottement entre les fibres [Rodney *et al.*, 2005]. Il se focalise sur la phase de transition entre un assemblage non cohésif et cohésif. Cette transition correspond à l'état à partir duquel le potentiel d'énergie est non nul (figure 3.1b). Les résultats révèlent que le nombre de contacts dans cet état particulier est quasiment constant et vaut 8 pour des élongements entre 10 et 50, alors qu'il diminue jusqu'à la valeur 4 pour un élongement de 100 (figure 3.1a). Rodney conclut également que l'évolution de l'énergie rapportée au nombre de fibres suit une loi puissance en fonction de la densité relative dont l'exposant ( $n=2$ ) est indépendant de l'élongement.

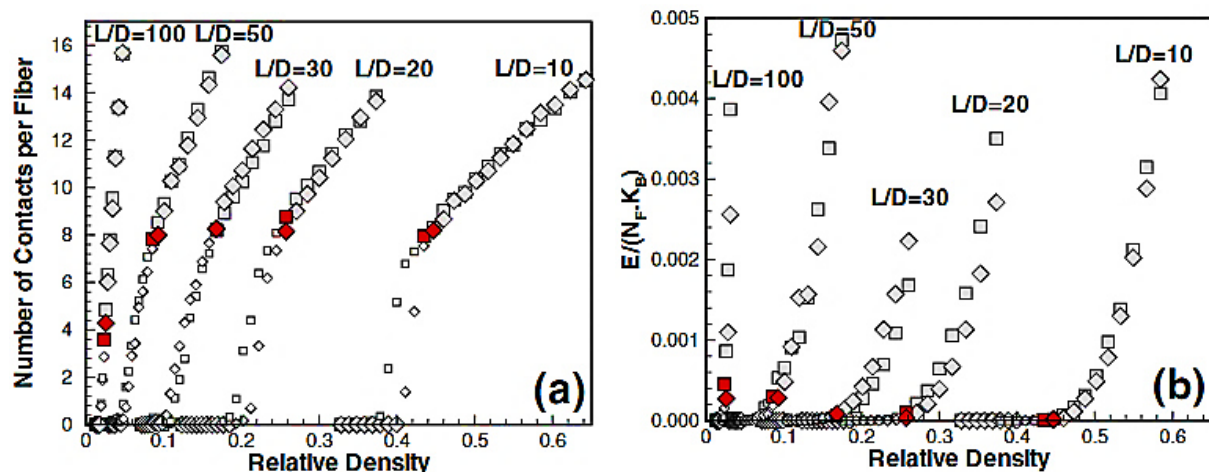


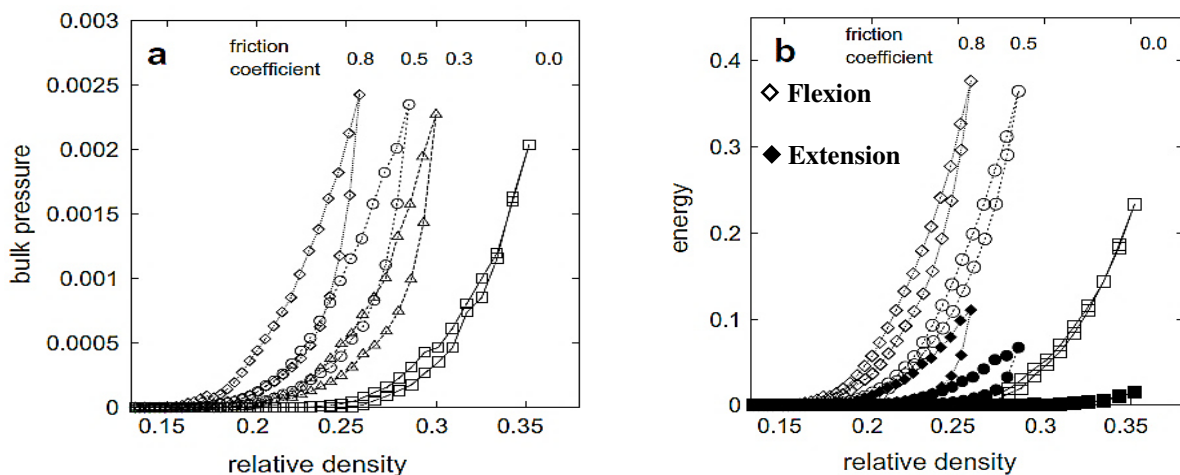
Figure 3.1 : (a) Nombre de contacts par fibre et (b) énergie par fibre en fonction de la densité relative pour différents élongements. Les points rouges correspondent à la phase de transition [Rodney *et al.*, 2005].

Afin d'étudier l'influence du frottement, Barbier a ajouté un effort tangent au niveau des points de contact entre les fibres [Barbier *et al.*, 2009a; Barbier *et al.*, 2009b]. L'effort de frottement est modélisé par celui d'un ressort placé, dès qu'un contact est détecté, entre les deux points appartenant aux surfaces latérales des deux fibres en contact. Ainsi, le ressort génère un effort résistant si l'une des deux fibres commence à glisser par rapport à l'autre. Le ressort est maintenu actif tant que la norme de l'effort tangent est inférieure au coefficient de frottement multiplié par l'effort normal répulsif. En se basant sur ce modèle, Barbier a étudié l'influence du coefficient de frottement sur le comportement en compaction de l'assemblage fibreux développé dans le travail de Rodney [Rodney *et al.*, 2005]. La figure 3.2a illustre l'évolution

de la contrainte de compaction en fonction de la densité relative pour des chargements cycliques avec différents coefficients de frottement (de 0 à 0.8).

Premièrement, les résultats montrent que la densité relative initiale (the packing density) diminue quand le coefficient de frottement augmente. Ce résultat est logique du fait que le frottement donne plus de stabilité et de cohésion à l'assemblage fibreux. Dans ce cas une densité relative initiale faible conduit à une rigidité finie pour l'assemblage fibreux. La figure 3.2a met en évidence également le phénomène d'hystérésis dont l'amplitude augmente avec le coefficient de frottement.

Deuxièmement, d'un point de vue énergétique, la figure 3.2b montre l'évolution de l'énergie de flexion et de l'extension des fibres en fonction de la densité relative pour différents coefficients de frottement. Les courbes montrent que l'hystérésis au niveau de l'énergie associée à l'extension est plus importante que l'énergie de flexion. En effet, les fibres reviennent difficilement à leur position initiale d'équilibre après l'extension à cause de l'effort tangentiel résistant qui augmente avec le frottement. Indépendamment du frottement, l'énergie de flexion est plus importante que l'énergie liée à l'extension des fibres. Ce résultat est attendu, car la flexion des fibres est le mode de déformation majoritaire dans la compaction de ce type d'assemblage fibreux (architecture 3D et orientation des fibres initialement aléatoire).

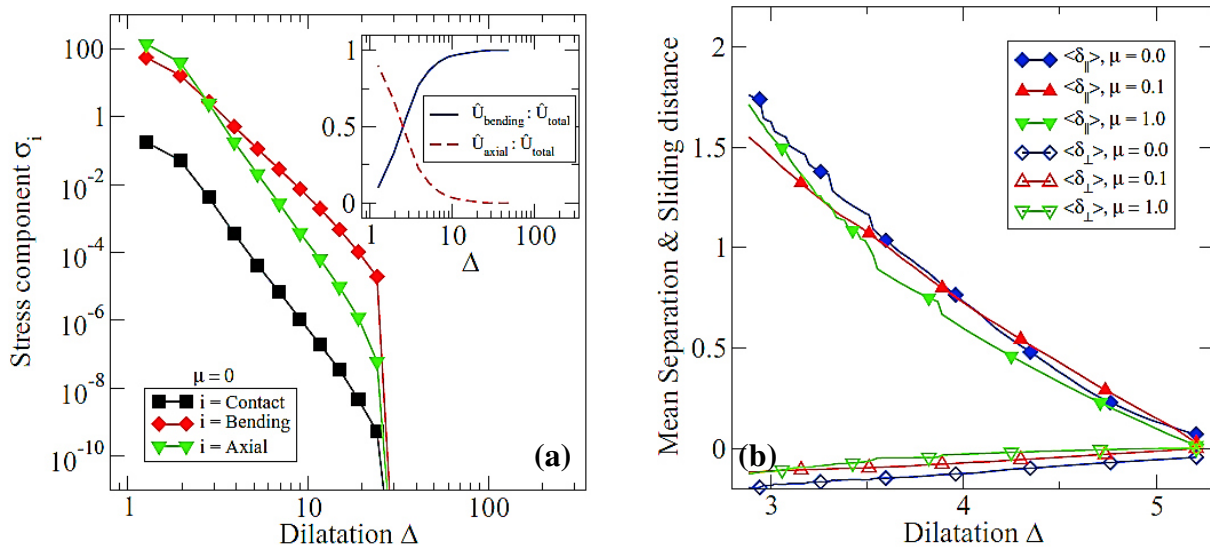


**Figure 3.2 : Simulations numériques de la compaction. (a) Influence du coefficient de frottement sur les cycles compactions/déchargements. (b) Influence du coefficient de frottement sur l'énergie de flexion et d'extension des fibres [Barbier et al., 2009a].**

Subramanian et Picu ont caractérisé également la présence des deux modes de déformations : la flexion et l'extension des fibres [Subramanian and Picu, 2011]. Leur modèle d'assemblage fibreux est basé également sur des fibres semi-flexibles. En revanche, chaque fibre est

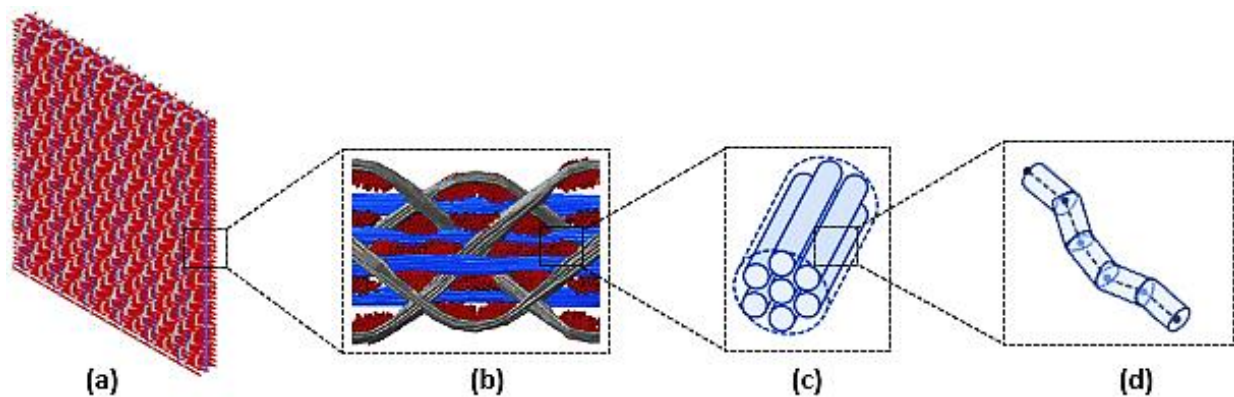


modélisée par le modèle bille-ressort. De plus, le contact est modélisé par le potentiel de Lennard-Jones (utilisé classiquement pour décrire les interactions entre les atomes dans un milieu gazeux). L'assemblage fibreux subit ensuite la compaction triaxiale. À la suite de ce chargement, la figure 3.3a présente la variation des contraintes correspondantes à la flexion, l'extension et le contact des fibres (obtenues respectivement par les dérivées partielles de l'énergie de flexion, de traction et de contact par rapport à la densité relative) en fonction de  $\Delta = E_{ii}$  ( $\Delta$  est la trace du tenseur de déformations, donc la variation volumique). Elle dépend inversement de la densité relative  $\varphi$ . Subramanian et Picu remarquent ainsi que la contrainte de flexion est dominante à des densités relatives faibles, ce qui est logique, car l'assemblage fibreux est moins dense. Cependant, pour des densités relatives  $\varphi$  plus importantes, c'est-à-dire  $\Delta$  plus faible, le mode de l'extension des fibres domine le mode de flexion. La contrainte de contact est inférieure d'un ordre par rapport aux deux autres contraintes. Cette étude montre également l'augmentation des distances de glissement (mouvement relatif tangentiel  $\delta_{||}$ ) et des interpénétrations entre les fibres (mouvement relatif normal  $\delta_{\perp}$ ) au fur et à mesure de la compaction.  $\delta_{||}$  et  $\delta_{\perp}$  semblent être limitées par le frottement (figure 3.3b).



**Figure 3.3 : Compaction d'un assemblage fibreux 3D. (a) Évolution des contraintes de contact, de flexion et de traction des fibres en fonction de  $\Delta = E_{ii} = \frac{3}{2} \left[ \left( \frac{\varphi_0}{\varphi} \right)^{\frac{2}{3}} - 1 \right]$ . (b) Évolution des distances de glissement et d'interpénétration relatives entre les fibres pour différents coefficients de frottement  $\mu$  [Subramanian and Picu, 2011].**

D'autres études, toujours à l'échelle microscopique, utilisent des éléments barres (truss elements) pour modéliser les fibres. Le modèle de Wang se base sur la DEM en dynamique explicite afin de simuler l'impact balistique des renforts fibreux 2D [Wang *et al.*, 2010]. Dans cette approche, chaque mèche contient des fibres modélisées par des éléments barre, liés par des nœuds. Des comparaisons ont été effectuées avec des essais expérimentaux de l'impact balistique : les résultats semblent être proches des essais, quoique, selon les auteurs, le modèle nécessite plus de validation. L'approche de modélisation des fibres par des éléments barres, est utilisée également par Daelemans pour étudier le comportement des renforts fibreux 3D [Daelemans *et al.*, 2016]. Les fibres sont également modélisées par des éléments barres aux sein de la mèche (figure 3.4).



**Figure 3.4 : (a-b) Modèle de tissu 3D. (c) Mèche constituée de fibres. (d) Modélisation d'une fibre par des éléments barres (truss elements) [Daelemans et al., 2016].**

Ce modèle est utilisé pour simuler deux comportements dans le plan du renfort : la traction et le cisaillement, et hors plan : la flexion. Les deux courbes effort-élongations caractérisant la traction et effort-angle de cisaillement caractérisant le cisaillement, sont en cohérence avec celles issues des essais (figure 3.5a-b). Il est important de mentionner que le coefficient de frottement utilisé dans l'essai de traction n'est pas le même que celui utilisé dans l'essai de cisaillement. En effet, le frottement est utilisé comme étant un paramètre d'identification inverse pour recalibrer la courbe numérique avec l'expérimental.

En analysant les deux énergies de déformation et de frottement dans la structure du renfort, il a été conclu que le comportement en traction dépend plus du comportement des chaînes et des trames en traction et moins des interactions entre les fibres. Ceci est illustré sur la figure 3.5c qui montre que l'énergie dans la structure est générée majoritairement par la tension des fibres, alors que la dissipation d'énergie par le frottement est limitée. En revanche, le cisaillement

induit plus de contact et de glissement entre les fibres, car l'énergie due aux frottements est supérieure d'un ordre à l'énergie de déformation (figure 3.5d).

Du fait que les éléments barres ne transmettent pas les moments et les efforts perpendiculaires à la ligne moyenne, la capacité de ces simulations à aborder le comportement hors plan pose question. Malgré tout, cette stratégie a été mise en œuvre pour tester la rigidité en flexion. Les résultats montrent que la rigidité en flexion est du même ordre de grandeur que celle du renfort réel, cependant, la comparaison est effectuée seulement pour une courbure faible ( $k \approx 0.005\text{mm}^{-1}$ ) dans la zone linéaire du comportement en flexion. Dans ces deux travaux cités ci-dessus, le comportement en compaction du renfort n'a pas été étudié.

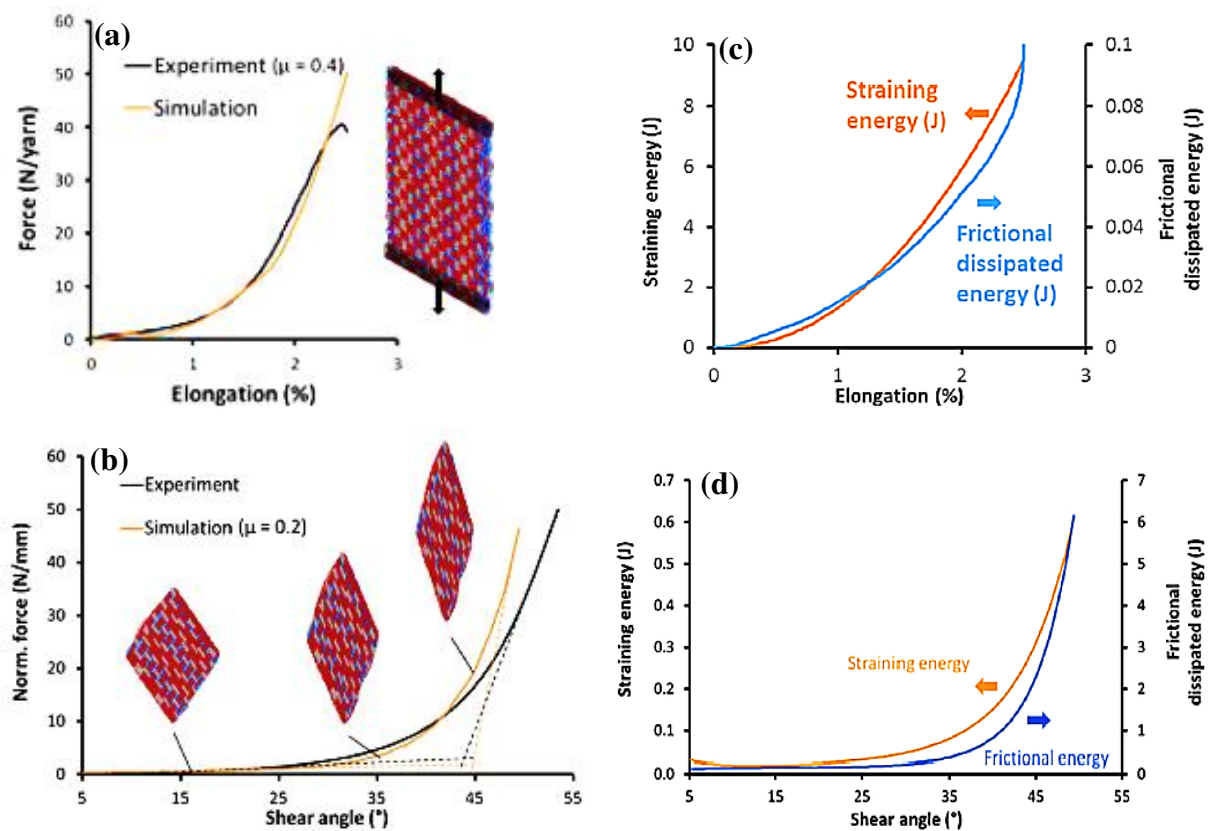


Figure 3.5 : (a-b) Comparaison entre les courbes expérimentales et numériques issues des essais de traction et de cisaillement d'un milieu fibreux 3D. (c-d) Évolution des énergies de déformation et de frottement au cours des simulations de la traction et du cisaillement [Daelemans et al., 2016].

### 3.2.2 Bilan sur les éléments discrets

Les modèles présentés précédemment sur les éléments discrets mettent en lumière l'influence du frottement, du contact, de l'architecture initiale et des interactions entre les fibres sur le comportement des réseaux fibreux. Ainsi, il est nécessaire de les prendre en compte dans le modèle qui sera développé dans la présente étude. L'apport de l'étude énergétique dans la

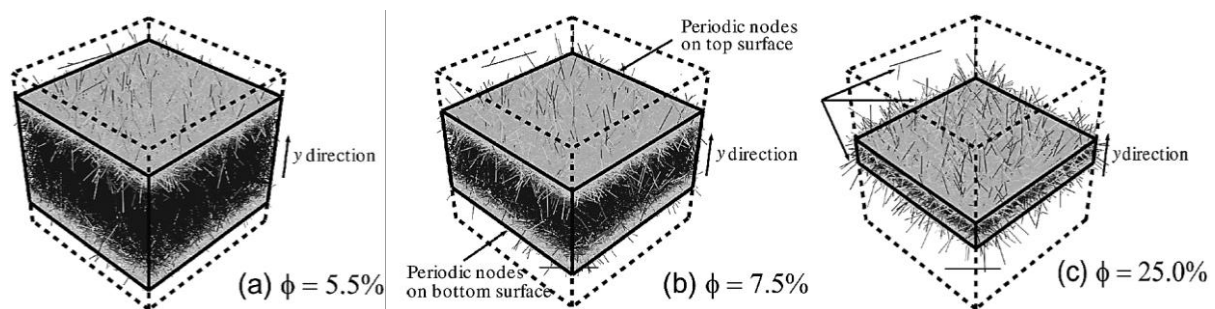
compréhension du comportement des réseaux fibreux a été mis en évidence également. Cet atout sera exploité également dans la présente étude. En revanche, ces modèles montrent que les éléments rigides nécessitent l'utilisation de ressorts linéaires et de torsion pour simuler la déformation des fibres. De plus, il faut définir d'autres ressorts ou potentiels énergétiques pour modéliser le contact normal et tangentiel. Ainsi les stratégies à déployer pour assouplir les éléments discrets peuvent conduire à faire perdre à cette technique l'efficacité dont elle fait preuve lorsqu'elle est exploitée dans son domaine privilégié. Notamment, les travaux présentés dans ce manuscrit visent à moyen terme des modèles avec des centaines de fibres initialement courbées, issues dans un premier temps d'un milieu modèle défini dans le paragraphe 1.4 de ce chapitre. La flexion est alors un phénomène important pour le comportement en compaction. Pour toutes ces raisons, il est intéressant d'explorer l'apport des éléments finis déformables.

### **3.2.3 Modélisation par la méthode des éléments finis (FEM)**

Dans la grande majorité des modèles éléments finis, étant donné leur élanement, les fibres, sont modélisées par des éléments poutres afin d'optimiser le temps de calcul. Heyden a développé un modèle numérique pour étudier le comportement d'un assemblage de fibres de cellulose [HEYDEN, 2000]. Les fibres ont été modélisées par des éléments poutres avec une courbure constante, ensuite implémentées dans des cellules 2D et 3D avec des conditions aux bords périodiques. Le contact entre les fibres est modélisé par des ressorts, permettant de reproduire le *stick-slip* au niveau des points de contact. Les résultats numériques sont en cohérence avec les essais expérimentaux sur ce type de fibres, mais le modèle reste limité à une fraction volumique modeste,  $\varphi = 3\%$ .

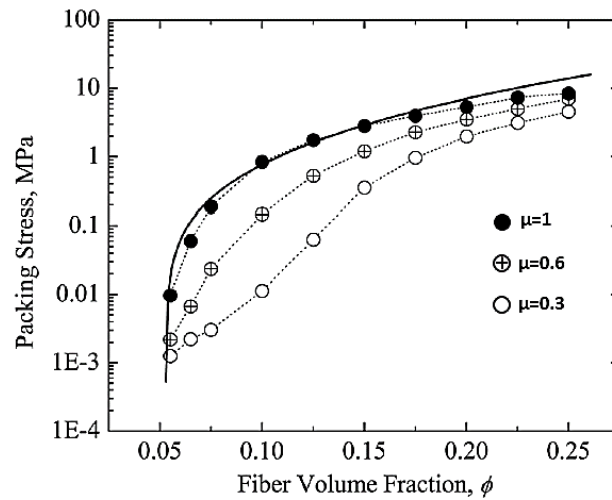
Beil et Roberts ont simulé la compaction uniaxiale d'un assemblage fibreux contenant 50 fibres de forme hélicoïdale. Leur distribution est aléatoire dans une cellule 2D [Beil and Roberts, 2002a, 2002b; Roberts and Beil, 2004]. Le comportement des fibres est basé sur la théorie classique de Bernoulli-Euler des poutres élastiques. Les interactions entre les fibres sont modélisées par des efforts normaux répulsifs et des efforts tangentiels de frottement. En utilisant ce modèle, les auteurs ont évalué la constante  $k$  (équation 1.1), le coefficient de Poisson et l'évolution du nombre de contacts. La forme hélicoïdale des fibres a permis d'investiguer l'influence de la tortuosité : l'effort de compaction et le nombre de contacts augmentent avec le degré de tortuosité. Le phénomène d'hystérésis est remarqué également. De manière similaire aux modèles précédents, ce modèle est limité à une fraction volumique très faible à cause du temps de calcul,  $\varphi = 0.8\%$ .

La simulation du comportement en compaction d'un réseau de fibres aléatoires est étudiée également par Abd El-Rahman et Tucker [I. Abd El-Rahman and Tucker, 2013b]. La méthode des éléments finis est utilisée en modélisant chaque fibre par des éléments finis de type poutres 3D. Un algorithme basé sur la méthode RSA (Random Sequential Adsorption) est utilisé pour placer des fibres droites, aléatoirement et sans intersection, dans un VER avec des conditions aux bords périodiques [Abd El-Rahman and Tucker, 2013a]. Les simulations sont basées sur l'intégration explicite de l'équation de l'équilibre dynamique, et le contact est géré par l'algorithme de contact général sur Abaqus®/Explicit. Le *mass scaling* et l'amortissement du contact (*contact damping*) sont utilisés pour, respectivement, contrôler le temps de calcul et stabiliser le modèle en réduisant les oscillations au niveau des résultats. Le modèle est constitué de 5000 fibres d'un élancement  $r=100$  et compactées d'une fraction volumique initiale de 5% jusqu'à 25%. La figure 3.6 montre 3 étapes du processus de compaction.



**Figure 3.6 : Trois étapes de la compaction du milieu fibreux développé par [I. Abd El-Rahman and Tucker, 2013b]**

La courbe de compaction est obtenue pour 3 coefficients de frottement :  $\mu=0.3$ ,  $0.6$  et  $1.0$  comme le montre la figure 3.7. Celle qui correspondent à  $\mu=1$  (pour diminuer le glissement) semble être en cohérence avec la théorie de Van Wyk (du fait que cette théorie néglige le glissement entre les fibres) pour de faibles fractions volumiques ( $\phi < 15\%$ ). L'évolution du nombre de contacts est investiguée également pour  $\mu=1$ , des résultats similaires à la théorie de Toll sont obtenus. Aucune validation par rapport aux essais expérimentaux n'a été réalisée.



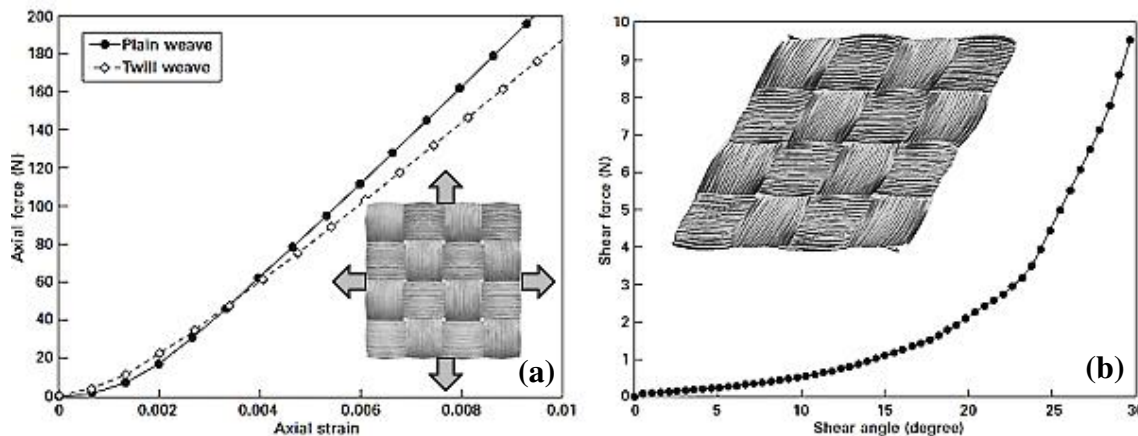
**Figure 3.7 : Influence du coefficient de frottement sur le comportement en compaction [I. Abd El-Rahman and Tucker, 2013b] comparé avec le modèle de Van Wyk [van Wyk, 1946].**

Ce modèle met en évidence l'apport du calcul en dynamique explicite dans la gestion du contact entre les fibres et le contrôle du temps de calcul, ainsi que l'utilité de l'amortissement dans la stabilisation des simulations. Ces outils seront également exploités dans la présente étude. En revanche, ce modèle s'intéresse plutôt aux réseaux de fibres très enchevêtrées et non pas aux mèches de fibres quasi unidirectionnelles. De plus, les résultats sont comparés avec les modèles de Toll et Van Wyk dans le cas d'un coefficient de frottement non réaliste ;  $\mu = 1$ , et aucune validation par rapport aux essais expérimentaux n'a été réalisée.

Durville [Durville, 2005] propose des simulations par éléments finis de la compaction d'un assemblage de fibres enchevêtrées. Dans ce modèle, les fibres sont modélisées par des poutres à cinématique enrichie. En effet, la cinématique de la section transversale de chaque fibre est décrite par le biais de trois vecteurs : un pour la translation du centroïde de la section, et les autres pour décrire la déformation plane et linéaire de la section. Le contact normal entre les fibres est modélisé par une loi sous forme de pénalité liant l'effort normal à l'interpénétration. Le frottement est modélisé par la loi de coulomb. L'assemblage fibreux compacté est composé de 50 fibres de diamètre 0.015mm, la fraction volumique initiale est de 2% et l'angle de courbure initiale  $\theta$  des fibres est pris entre  $0^\circ$  et  $90^\circ$  dans le but d'investiguer l'effet de la courbure des fibres. Les résultats montrent que la courbe de compaction est en accord avec la théorie de Van Wyk, pour de faibles taux de compaction.

La corrélation avec cette théorie est meilleure quand la tortuosité de la fibre augmente. Pour des taux de compression plus importants, le comportement est plutôt proche de celui prévu par Baudequin [Baudequin *et al.*, 1999] qui a étudié la compaction, jusqu'à un taux de 95%, d'un échantillon de laine de verre. Durville a étudié également le nombre de contacts, dont l'évolution obtenue suit une loi puissance d'exposant  $n = \frac{2}{3}$  de densité relative  $\varphi$  telle que  $N_c \propto \varphi^{\frac{2}{3}}$ .

Durville s'est basé sur cette approche à cinématique enrichie pour créer des modèles de renforts textiles toujours à l'échelle de la fibre [Durville, 2008, 2010, 2012]. La modélisation se base sur deux étapes : création de la géométrie initiale du renfort fibreux, puis application des chargements mécaniques. Deux types de renforts ont été créés et testés : un taffetas et un sergé. Ensuite deux types de chargements ont été appliqués : traction biaxiale et cisaillement. La courbe décrivant l'effort de traction en fonction de la déformation axiale (figure 3.8a) montre un comportement non linéaire aux premiers incréments de la simulation. Ceci est dû au réarrangement des fibres ainsi qu'à la réduction de leurs courbures sous l'effort de la traction. En ce qui concerne le comportement en cisaillement, la courbe de l'effort de cisaillement en fonction de l'angle de cisaillement (figure 3.8b) est non linéaire similairement aux résultats de [Cao *et al.*, 2008]. La force de cisaillement augmente jusqu'à une valeur correspondante à l'angle de verrouillage du renfort.



**Figure 3.8 : (a) Simulation de la traction bi-axiale d'un sergé et un taffetas : effort axial en fonction de la déformation axiale. (b) Simulation du cisaillement d'un taffetas : effort de cisaillement en fonction de l'angle de cisaillement [Durville, 2008].**



Le modèle de Durville des poutres à cinématique enrichie est utilisé ultérieurement par Moustaghfir pour simuler la compaction des rovings [Moustaghfir *et al.*, 2013]. Ce modèle est constitué de 40 fibres de polyamide de diamètre 0.4mm, soumis à la compaction simple entre deux plaques rigides comme le montre la figure 3.9. Cette étude se focalise sur l'influence du frottement entre les fibres et la torsion du roving sur le comportement en compaction. Des courbes de compaction pour des rovings sont présentées dans la figure 3.10a. Il est clair que la rigidité transversale du roving augmente avec la torsion de celle-ci. En effet, le fait de torsader le roving rend le réarrangement et le glissement des fibres l'une par rapport à l'autre plus difficiles suivant l'épaisseur. Le même effet est remarqué concernant le coefficient de frottement (figure 3.10b) du fait que celui-ci limite également le glissement entre les fibres. Les résultats numériques sont comparés avec les essais effectués par Jeguirim [Jeguirim *et al.*, 2011]. Les valeurs des coefficients de frottement utilisés dans les comparaisons numériques/expérimentales ont été estimées par identification inverse pour s'approcher le mieux possible des résultats expérimentaux.

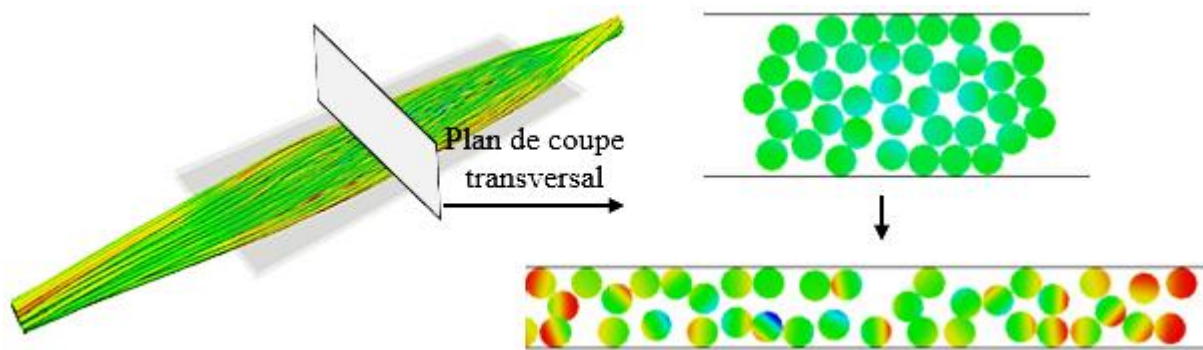


Figure 3.9 : Simulation de la compaction d'un roving.

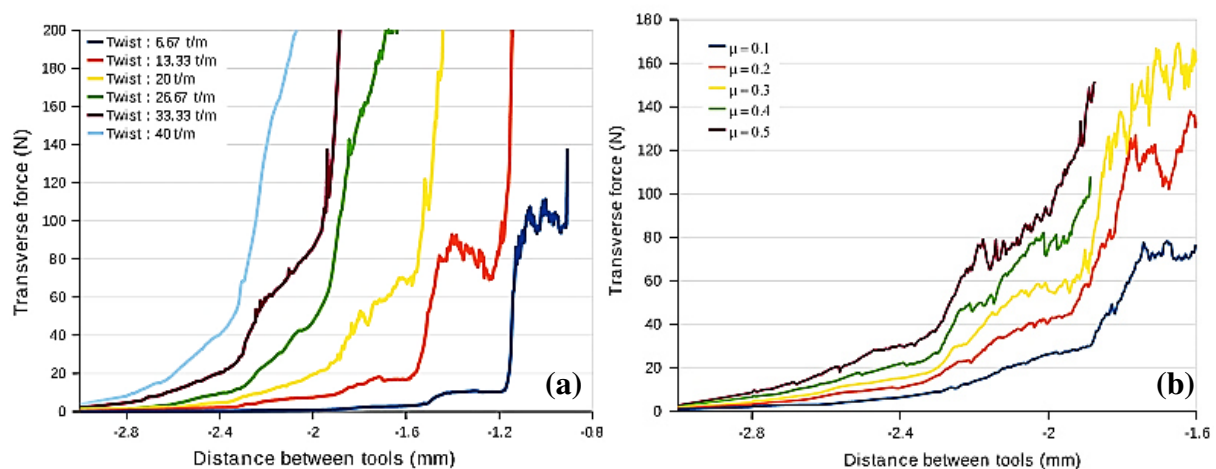


Figure 3.10 : Courbes de l'effort de compaction en fonction de la distance entre les deux plaques rigides. (a) Effet de la torsion des rovings. (b) Effet du frottement [Moustaghfir *et al.*, 2013].



### 3.3 Bilan

**Modèles analytiques :** Ces modèles permettent de caractériser la courbe de compaction par la loi puissance liant la contrainte de compaction à la densité relative. Les paramètres de cette loi sont définis par identification inverse. Cependant, ces modèles se contentent de décrire le comportement macroscopique de l'assemblage fibreux, sans avoir comme objectif de décrire, entre autres, le réarrangement et le frottement entre les fibres.

**Modèles numériques :** Ces modèles complètent ce qui a été cité auparavant en termes d'essais expérimentaux : ils apportent des analyses d'un point de vue énergétique et permettent de varier des paramètres microstructuraux afin d'étudier leur influence sur la compaction. Ils permettent aussi et surtout de pouvoir analyser l'impact des paramètres géométriques, mécaniques, etc. des assemblages sur la réponse du milieu fibreux afin, par exemple, de proposer des modèles aux échelles supérieures, ce qui est l'objectif à moyen terme du travail présenté dans ce document.

D'un point de vue de la modélisation des fibres, les éléments discrets rigides et les éléments finis déformables sont potentiellement utilisables. En revanche, il a été montré à plusieurs reprises que la flexion des fibres est un facteur majeur dans la modélisation de la compaction, surtout dans le cas des fibres initialement courbées. Par conséquent, les éléments finis déformables de type poutre semblent être un choix judicieux afin de simplifier la modélisation de telle déformation, surtout avec un grand nombre de contacts. D'autant plus que des études, notamment, [Durville, 2008, 2010, 2012] [I. Abd El-Rahman and Tucker, 2013] ont pu démontrer leur potentiel.

D'un point de vue numérique, le schéma explicite est utilisé, en revanche, des paramètres de calcul tels que l'amortissement de contact et le changement artificiel de la densité des éléments finis (*mass scaling*) ont dû être ajoutés pour avoir des simulations quasi-statiques (vu l'influence de la vitesse de chargement sur le réarrangement des fibres (paragraphe 2.2)), optimiser le temps de calcul et réduire les oscillations. Ces paramètres seront notamment discutés en détail dans le chapitre 3 de cette thèse.

Pour ce qui est des interactions entre les fibres, les efforts de contact se composent des efforts normaux, et des efforts tangentiels dus au frottement. Les efforts normaux ont été modélisés dans la plupart des cas par le modèle de Hertz car les fibres sont modélisées par des cylindres ayant un comportement élastique. Ce modèle de contact sera adopté également dans la présente

étude, son applicabilité sera discutée dans le cas particulier de contact des fibres par la confrontation avec les essais expérimentaux. L'importance du coefficient de frottement est mise en évidence dans la modélisation à l'échelle de la fibre. Le frottement entre les fibres polyester, qui seront utilisées dans la présente étude, a été étudié expérimentalement et récemment par Gassara [Gassara, 2016; Gassara *et al.*, 2018], les résultats obtenus permettent ainsi de fournir le coefficient de frottement adéquat à utiliser dans cette thèse.

## Conclusion et stratégie de la suite de la thèse

Ce chapitre a permis de mettre en lumière la difficulté liée à la compréhension, l'analyse et la modélisation du comportement des renforts textiles. Pourtant, la modélisation de ce comportement est nécessaire pour pouvoir, entre autres, prévoir les défauts qui se produisent lors de la fabrication des composites à renforts fibreux. Si la réponse mécanique des renforts textiles à un grand nombre de sollicitations a été expérimentalement et numériquement étudiée, la compréhension et la modélisation des phénomènes physiques se produisant aux échelles inférieures est indispensable pour augmenter la pertinence et l'universalité des modèles. Ainsi, la modélisation du comportement du renfort fibreux passe par le biais de la modélisation du comportement des mèches, qui dépend lui-même du comportement des fibres et des interactions entre elles. La stratégie proposée ici est ainsi de commencer par l'étude d'un milieu fibreux modèle à l'échelle de la fibre, afin de définir et modéliser les phénomènes d'interaction, source du modèle de comportement de la mèche utilisable à l'échelle supérieure. L'analyse des sollicitations lors de la mise en forme montre que les micromécanismes de déformation à l'échelle de la fibre sont les plus intéressants et prépondérants lors de la compaction. C'est donc par ce type de chargement que la démarche proposée sera amorcée.

L'état de l'art effectué a permis d'apporter une base de données riche sur la modélisation de la compaction des milieux fibreux à l'échelle microscopique. Les études concernant les mèches de fibres techniques ont été confrontées :

- Soit aux modèles analytiques de Van Wyk et Toll, qui sont basés sur des hypothèses valables pour des cas particuliers,
- Soit par des essais de compaction pour lesquels la géométrie de l'échantillon n'est pas la même que celle du modèle numérique.

Or, il a été démontré que le comportement en compaction dépend fortement de la microstructure initiale de l'assemblage fibreux qui inclut, notamment, la position, la géométrie et l'orientation initiales des fibres ainsi que la position des points de contact. Pour ces raisons, des travaux récents sur les milieux fibreux notamment [Chatti, 2018a *et al* ; Chatti, et al 2018b ; Laurent, *et al*, 2014 ; Rodney, *et al*, 2015] ont commencé à intégrer ces approches basées sur des dialogues expérience-simulation pour valider leurs outils. En revanche, ils ne sont pas intéressés à la mécanique discrète des mèches techniques, c'est-à-dire les milieux fibreux quasi unidirectionnels qui sont visés ici.

Enfin, l'étude bibliographique a également mis en évidence que les approches à l'échelle microscopique ont été utilisées pour reproduire des réponses mécaniques des milieux fibreux mais pas encore pour proposer, sur la base d'études paramétriques sur les trajets de chargement par exemple, une forme de loi de comportement homogénéisée utilisable à l'échelle supérieure dans les simulations à l'échelle mésoscopique. C'est l'enjeu à moyen terme de l'étude proposée dans ce manuscrit.

La présente étude a donc comme objectif de développer un modèle représentatif à l'échelle de la fibre, efficace numériquement de façon à pouvoir mener par la suite des études paramétriques. Afin de valider le potentiel de cette approche, la première étape consiste à construire et valider un modèle numérique ainsi que des outils automatisés de la reproduction de la géométrie à partir de la microstructure de l'échantillon réel. Ce modèle sera basé sur une géométrie réaliste d'un réseau de fibres enchevêtrées et quasiment parallèles, et validé par des essais de compaction sur le même milieu fibreux modèle. À l'issue de ce travail, deux éléments clés seront présentés : (i) des outils de reconstruction de la microstructure des milieux fibreux, à partir d'images de la tomographie à rayons X jusqu'au modèle CAO. (ii) une stratégie de simulation robuste et efficace pour reproduire fidèlement la déformation du réseau sous sollicitations.

La feuille de route suivie tout au long de cette thèse est ainsi la suivante :

- Dans le chapitre 2, les essais de compaction effectués sur un milieu fibreux modèle de 40 fibres de polyester seront présentés. Ces essais ont été imagés à l'aide de la tomographie à rayons X pour obtenir la microstructure initiale de l'échantillon et son évolution au fur et à mesure de la compaction. Ensuite, les méthodes de post-traitement des données des essais seront présentées, notamment les outils de reconstruction de la géométrie de l'assemblage fibreux. Dans le cadre de cette reconstruction, deux méthodes seront présentées, un choix sera effectué en fonction de leur efficacité.
- Dans le chapitre 3, la géométrie reconstruite sera importée dans Abaqus® pour pouvoir faire les simulations de compaction sur la microstructure de l'échantillon réel. Cependant, avant d'entamer cette tâche, une stratégie de simulation fiable devra tout d'abord être définie. Pour ce faire, des cas tests, dont les solutions de référence existent, seront étudiés pour définir les différents paramètres de la stratégie de simulation.

## **CHAPITRE II : ESSAIS DE COMPACTION ET POST-TRAITEMENT DES DONNEES**

### **Partie 4 : Essais de compaction ; Moyens et procédure**

Cette première partie du deuxième chapitre concerne les moyens et la procédure utilisés pour faire les essais de compaction. Comme il a été mentionné dans la démarche de la thèse, ces essais permettront de nourrir la stratégie de simulation qui sera développée au chapitre 3, ainsi que valider le modèle numérique au chapitre. Les essais ont été effectués sur deux échantillons fibreux en utilisant une micro-presse. En outre, ils ont été imagés in situ par tomographie à rayons X.

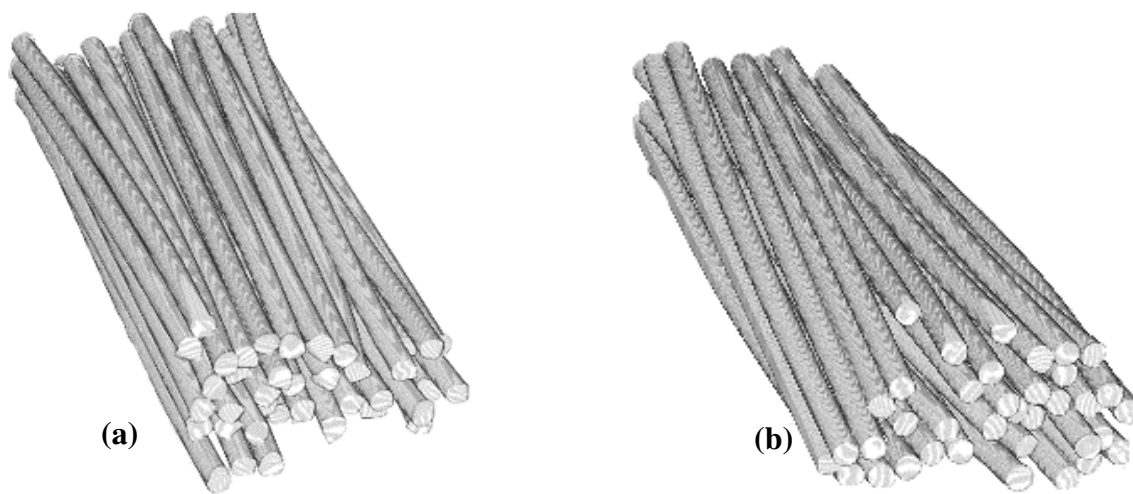
Les moyens expérimentaux présentés dans la suite ont été fournis par le laboratoire 3SR (sols, solide, Structure, Risque) et réalisés à l'université de Grenoble en collaboration avec Sabine Rolland du Roscoat et Laurent Orgéas.

#### **4.1 Moyens et procédure de l'essai de compaction**

##### **4.1.1 L'échantillon**

Deux échantillons de fibres de polyester ( $E \approx 15 \text{ GPa}$ ) ont été préparés au laboratoire LPMT de Mulhouse en collaboration avec Artan SINOIMERI, pour faire les essais de compaction.. Des échantillons secs sans matrice sont considérés dans cette étude. Dans le type de procédé visé dans cette étude, la résine est injectée après avoir déformé le renfort fibreux sec au cours de la phase critique de préformage. Les deux échantillons sont constitués de 40 fibres, car dans la phase de développement de la méthode, de nombreuses simulations de mise au point sont nécessaires, il est ainsi fondamental de rester avec un nombre de fibres et de contacts raisonnable, afin de pouvoir faire un maximum d'essais numériques dans un temps de calcul et de post-traitements limité. Des assemblages avec plus de fibres feront l'objet de travaux ultérieurs avec les conditions aux bords adéquates (conditions de périodicité par exemple). Les fibres de polyester utilisées ont un diamètre de 0.5mm et une longueur de 15mm conditionnée par la longueur des mors de la presse utilisée (qui sera présentée dans le paragraphe suivant).

Les fibres sont initialement courbées comme le montre la figure 4.1, car elles étaient enroulées initialement autour d'une bobine cylindrique. Cet avantage permet de mesurer l'impact de la flexion sur le comportement en compaction en considérant la déformation en flexion dans la modélisation de l'assemblage fibreux. Ensuite, les fibres ont été réarrangées de façon à obtenir un assemblage de fibres enchevêtrées et quasi parallèles, puis placées sur le mors inférieur d'une micro-presse dédiée à ce type d'échantillons. Le fonctionnement de la micropresse est présenté dans la section suivante.



**Figure 4.1 : Deux Echantillons de 40 fibres de polyester utilisés dans l'essai de compaction : (a) échantillon 1. (b) échantillon 2. Les deux échantillons n'ont pas la même microstructure initiale, ils subiront le même test de compaction confinée. Les deux images sont issues de la tomographie.**

#### **4.1.2 Micro-presse utilisée dans l'essai de compaction**

La micro presse utilisée pour faire les essais de compaction est mise à disposition par le laboratoire 3SR de l'université de Grenoble. Elle a été conçue dans le cadre des travaux effectuée par Latil [Latil *et al.*, 2011]. Elle est équipée de deux mors : un mors inférieur et un autre supérieur ; le mors inférieur est mobile et lié à un moteur linéaire piézoélectrique installé au niveau de la partie inférieure de la presse. Ainsi, l'essai de compaction sera contrôlé en déplacement, le déplacement  $\mathbf{U}$  du mors inférieur suivant l'axe vertical  $\vec{z}$  du bas vers le haut.

La capacité du moteur utilisé est de 450N avec une course de 20mm et une vitesse allant de 0.5µm/s à 0.7mm/s. Le mors supérieur est fixe et lié à un capteur de force de capacité de 50N installé sur la partie supérieure de la presse (figure 4.2). L'échantillon est placé dans un canal rectangulaire d'une largeur, hauteur, de 6mm et d'une longueur de 20 mm (figure 4.2). Ce canal joue le rôle d'un dispositif de chargement qui permettra de réaliser une compaction uniaxiale confinée. L'échantillon sera scanné par des rayons X à différentes étapes de la compaction comme il sera expliqué dans la procédure de l'essai. Pour cela, il est nécessaire de faire tourner l'ensemble presse et échantillon sur 360° sans interruption des rayons X. Ainsi, la presse est équipée d'un bâti fixé sur la platine de rotation du tomographe. D'autre part, le canal contenant l'échantillon est constitué de PMMA utilisé pour ce type d'essais grâce à son faible facteur d'absorption. Le montant de la presse qui permet de transmettre les efforts entre la partie supérieure et le bâti a une forme de tube et est fabriqué également en PMMA. Comme il a été mentionné auparavant, la technique de la tomographie à rayons X sera utilisée afin d'obtenir la microstructure initiale des échantillons avant l'essai de compaction et également au fur et à mesure de l'essai. Le principe général de cette technique, ainsi que les images obtenues des deux échantillons dans leur état initial feront l'objet de la section suivante.

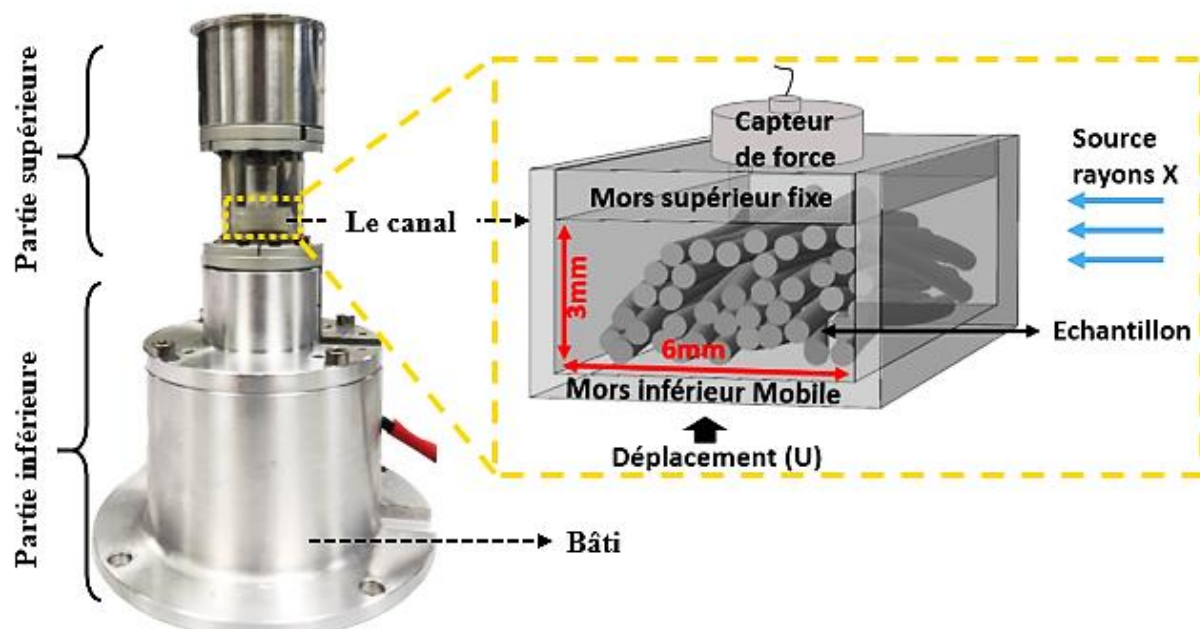


Figure 4.2 : Micro-presse utilisée dans l'essai de compaction

### 4.1.3 Moyens et paramètres utilisés pour l'imagerie à rayons X

#### a. Tomographe

Le tomographe utilisé dans la présente étude est également fourni par le laboratoire 3SR de l'université de Grenoble. Ce tomographe génère des rayons X polychromatiques avec une géométrie conique. Le scan avec des rayons X coniques est utilisé pour la reconstruction tridimensionnelle de l'objet scanné pendant une rotation de celui-ci de 360°. Cette géométrie permet également de contrôler la résolution spatiale (volume/nombre de voxels) en ajustant la distance entre l'objet à scanner et la source des rayons X. La taille du voxel du tomographe utilisé est comprise entre  $5^3$  et  $250^3 \mu m^3$ . Le principe de la tomographie à rayons X est expliqué dans le chapitre 1 (Réf. Section 2.5.1).

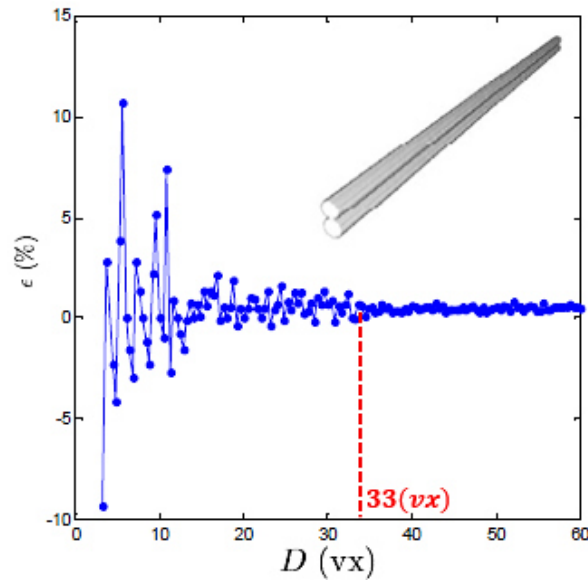
#### b. Résolution spatiale

Afin de choisir la taille convenable du voxel (i.e. la résolution spatiale) il est important de rappeler que l'objectif du scan est de reconstruire la microstructure de l'échantillon de fibres. Comme il sera explicité en détail par la suite de ce chapitre, un squelette de l'assemblage fibreux où chaque fibre est représentée par sa ligne moyenne sera obtenu à partir des images reconstruites. Par conséquent, la distance entre les lignes moyennes du squelette est un paramètre primordial dans la définition correcte des positions des points de contact entre les fibres. Ainsi, la taille du voxel doit être déterminée de façon à minimiser l'erreur sur la distance entre les lignes moyennes des fibres.

Latil a utilisé un cas test simple qui consiste à mesurer l'erreur  $\epsilon$  sur la distance moyenne  $D_m$  entre les lignes moyennes de deux cylindres droits de diamètre  $D$  (figure 4.3), à savoir :  $\epsilon = (D - D_m)/D$  [P.Latil, 2012]. La figure 4.3 montre l'évolution de l'erreur  $\epsilon(\%)$  en fonction du diamètre du cylindre  $D$  en voxel. Ce résultat montre que l'erreur  $\epsilon$  converge vers sa valeur minimale ; à savoir environ  $\epsilon_{min} \approx 0.5\%$ , à partir du diamètre  $D_{\epsilon_{min}} \approx 33 \text{ voxel}$  (figure 4.3). Sachant que le diamètre des fibres polyester utilisées dans la présente étude est de  $\phi = 500 \mu m$ , la résolution spatiale (**RP**) à utiliser pour avoir une squelettisation correcte peut être déduite de la formule suivante :

$$RP = \frac{\phi}{D_{\epsilon_{min}}} \approx 15^3 \mu m^3 / \text{voxel}$$





**Figure 4.3 : Erreur relative de la distance entre les lignes moyennes de deux fibres de diamètres  $D$  (vx)**  
[P.Latil, 2012].

Après avoir présenté les moyens d'imagerie à utiliser et défini la résolution spatiale du tomographe, la suite de cette section présente les images obtenues par le scan des échantillons fibreux à compacter.

### c. Scan de l'échantillon de l'assemblage fibreux

Comme il a été mentionné auparavant, l'échantillon est préparé puis placé dans le canal de la presse afin de réaliser l'essai de la compaction. Avant de commencer cet essai, il faut tout d'abord scanner la microstructure initiale de l'échantillon afin de la reconstruire et de l'injecter sur Abaqus®/CAE comme un modèle de la géométrie de l'assemblage fibreux. La figure 4.4c présente une image issue de la tomographie à rayons X du premier échantillon dans le canal. La tomographie a révélé que le profil des sections aux extrémités des fibres contient des bavures (figure 4.4a). Ceci est dû à la méthode de coupe utilisée pour ce premier échantillon dont l'inconvénient n'a pu être remarqué qu'après avoir examiné les images des fibres. Ces bavures peuvent affecter le mouvement relatif des fibres lors de la compaction en modifiant ainsi leur cinématique. Cet effet de bord pourrait être intégré dans la modélisation numérique mais il ne le sera pas pour plusieurs raisons :

- Ce problème est résolu lors de la préparation du deuxième échantillon, puisque chaque fibre a été coupée individuellement, sa section est contrôlée ensuite sous un microscope afin de s'assurer que son profil ne contient pas de bavures (figure 4.4b).

- La complexité induite par la prise en compte d'une section variable est très grande et ne se justifie pas puisqu'elle ne sera utilisée que pour le premier échantillon réalisé avec l'ancien protocole de découpe.
- Il s'agit d'un effet de bord, et la loi de comportement de l'assemblage recherchée doit s'intéresser à la physique de l'assemblage fibreux « loin des bords ».

Les sections des fibres, d'un point de vue modélisation, sont donc considérées circulaires, il faudra par contre garder à l'esprit dans l'analyse de ce premier échantillon qu'une petite perturbation est possible même si elle n'est pas certaine.

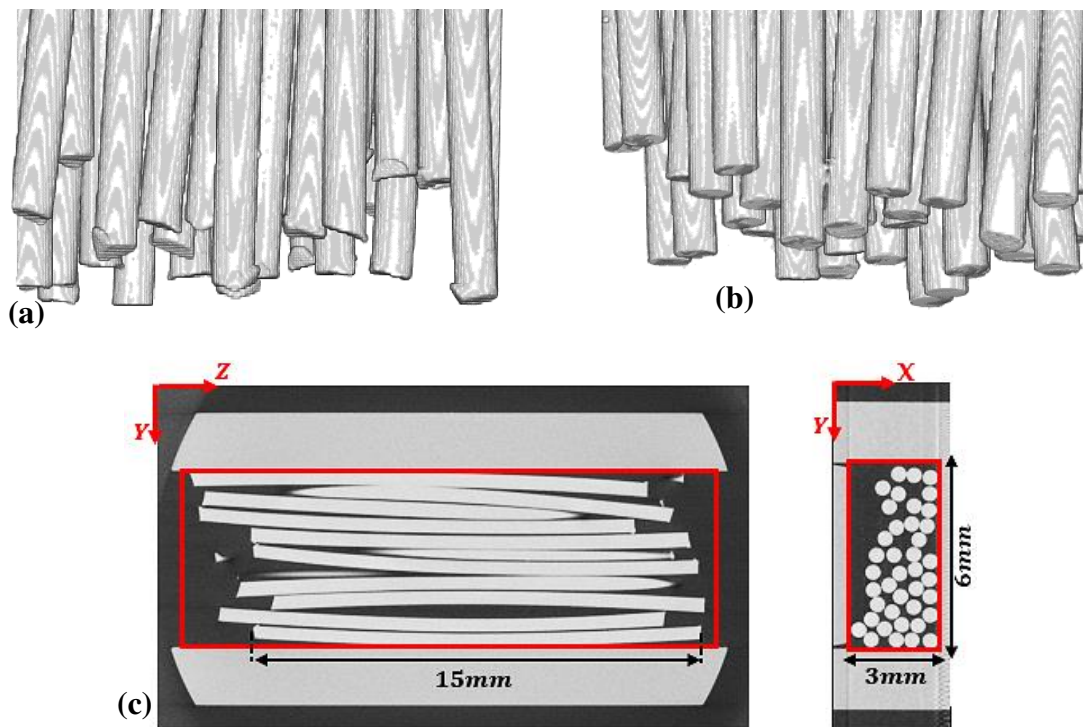


Figure 4.4 : (a) Echantillon 1 : sections avec bavures. (b) Echantillon 2 : sections sans bavures après changement de la méthode de découpe. (c) deux vues en coupe de l'échantillon 1.

Une fois que le scan de la microstructure initiale de l'échantillon est effectué, la compaction peut être réalisée.

#### 4.1.4 Procédure du test de compaction et résultats

L'échantillon de fibres décrit dans la section 1.1 subit une compaction uniaxiale confinée en utilisant la presse décrite dans la section 1.2. Il est important de mentionner que la première phase de l'essai consiste à mettre le mors supérieur de la presse en contact avec la surface supérieure de l'échantillon. Cette question de la caractérisation et de la mise en œuvre fiable et

répétable de l'état initial est toujours délicate, notamment pour les milieux fibreux. Dans le cas de l'essai de compaction présenté ici, le mors inférieur doit être approché jusqu'à ce que le mors supérieur arrive « en contact » avec l'assemblage fibreux. La problématique consiste ainsi à définir et à identifier expérimentalement ce contact. Plusieurs stratégies sont, sur le principe, possibles :

- Définir le contact à partir de l'effort de compaction. La rigidité extrêmement faible du milieu fibreux notamment dans les premières étapes de la compaction conduit à une très mauvaise précision car il est quasiment impossible de distinguer le niveau d'effort au moment du contact (inférieur à 0.01N) du bruit de mesure. Cette méthode est plutôt efficace dans le cas des milieux plus rigides.
- Définir le contact à partir du mouvement des fibres. Cette approche serait possible et d'une précision supérieure mais la détection de ce mouvement arrive malgré tout de façon un peu postérieure au contact. Avec les images de tomographie et la fréquence d'acquisition du système de mesure, il est possible d'avoir accès plus précisément à l'accostage du mors supérieur.

Le mors inférieur mobile lié au moteur est approché à la vitesse de déplacement de  $200\mu\text{step/s}$  soit environ  $0,04\text{mm/s}$ . La fréquence d'acquisition de 10Hz du système, permet ainsi d'avoir une image tous les 0,004mm dans cette première phase, avec une taille de voxel de  $15\mu\text{m}^3$ , la stratégie la plus fine est d'observer visuellement l'accostage du mors supérieur sur la fibre la plus haute. L'erreur maximale commise sur la détection de l'accostage est ainsi de  $15\mu\text{m}$  à  $30\mu\text{m}$ , dans le cas où l'expérimentateur hésite entre deux pixels. Cette stratégie est ainsi d'une précision largement supérieure aux deux autres et conduit à un effort de contact initial négligeable ( $<0.01\text{N}$ ) devant les efforts de contact mis en jeu par la suite (jusqu'à 10N). Il est ainsi obtenu, avec une très bonne précision, un accostage « tangent » avec une précontrainte négligeable. Le mouvement du mors est alors arrêté et l'effort de compaction est remis à zéro (afin d'évacuer l'éventuel bruit de mesure initial), cette configuration est choisie comme étant le début de l'essai.

Via l'imageur du tomographe à rayons X, le scan préliminaire de la structure initiale (section 1.3.3) est effectué après cette opération de mise en contact.

Après avoir terminé le scan initial de l'échantillon et remis l'effort initial de compaction à zéro, le mouvement du mors inférieur est réenclenché. Il est important de réaliser un essai quasi

statique pour ne pas influencer le réarrangement des fibres par les effets d'inertie. L'influence de la vitesse de compaction sur le comportement en compaction des assemblages fibreux est explicitée dans l'état d'art (chapitre 1 partie 1.2). Pour ce faire, la compaction est contrôlée par le déplacement du mors inférieur avec une vitesse faible : 400  $\mu\text{step}/\text{seconde}$  qui correspond à une vitesse  $v_{\text{test}} \approx 0.08\text{mm}/\text{s}$ . Il a été mentionné auparavant que l'objectif des scans à rayons X ne consiste pas uniquement à obtenir la microstructure initiale de l'assemblage fibreux, mais aussi son évolution au fur et à mesure de l'avancement de la compaction. Le scan de la géométrie déformée nécessite un temps d'acquisition ( $\approx 40$  minutes) incompatible avec une prise en continu pendant l'essai. Pour cette raison, la compaction doit être interrompue pour effectuer des scans à différentes étapes. Ainsi, à chaque fois qu'un mouvement des fibres est remarqué (à l'œil nu via l'imageur du tomographe à rayons X) au sein de l'échantillon, l'essai est arrêté pour réaliser le scan de la nouvelle microstructure. Dans le cas de mouvements « discontinus » des fibres, l'arrêt est effectué juste après ce mouvement. Dans le cas de mouvements plus « continus », le temps de scan relativement grand limite le nombre d'arrêts possibles pour avoir un temps d'essai qui tienne dans une journée. Plus d'arrêts sont effectués durant la phase de réarrangement qui est plus intéressante d'un point de vue de la physique recherchée, comme le montre la figure 4.5. Cette figure montre également l'évolution de l'effort de compaction en fonction du temps, l'ensemble des arrêts effectués lors de l'essai sont représentés par les numéros de 1 à 11. A chaque arrêt de la compaction, les fibres ont tendance à retrouver leur équilibre statique, conduisant ainsi à leur réarrangement. Par conséquent la microstructure fibreuse est relaxée après une diminution des efforts de contact entre les fibres.

La figure 4.5 montre la relaxation de l'effort de compaction à chaque arrêt de l'essai. Par exemple, l'effort de compaction diminue d'environ 7% pour l'arrêt numéro 11, la relaxation est d'autant plus importante que l'effort de compaction est grand. Ce phénomène est déjà reporté dans l'état de l'art sur la phénoménologie de la compaction des assemblages fibreux (Réf. Section 2.2).

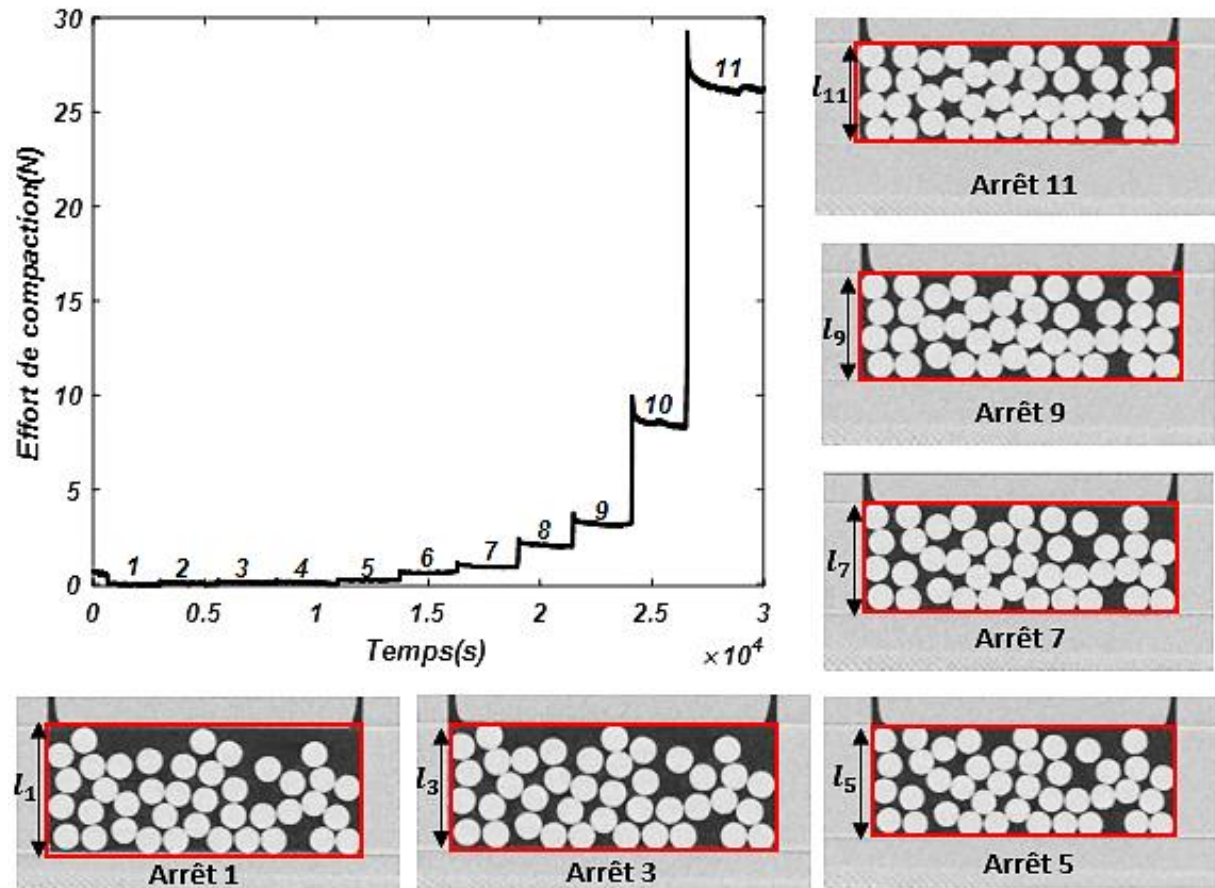


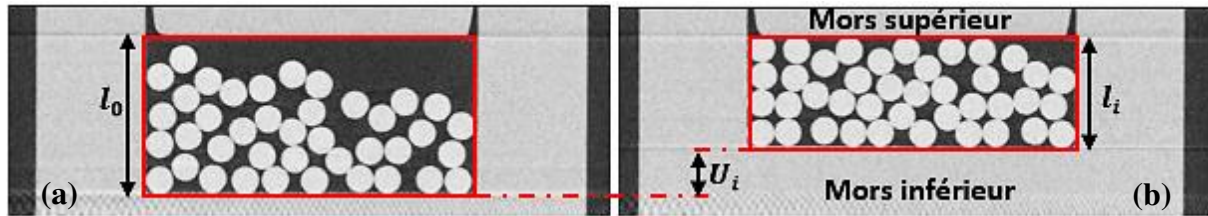
Figure 4.5 : Évolution de l'effort de compaction en fonction du temps lors de l'essai de compaction sur l'échantillon 1 avec le nombre de scans effectués.

Naturellement, plus d'interruptions ont été effectuées au cours de la phase de réarrangement des fibres. Cette phase est très critique, car elle est à la source du comportement non linéaire de l'assemblage fibreux en compaction, d'où la nécessité de faire plus d'interruptions afin d'obtenir une représentation correcte de la non-linéarité de la courbe de compaction. Outre l'évolution de la microstructure, les images extraites permettent de construire la courbe de la compaction qui représente l'effort de compaction  $F(N)$  en fonction du déplacement du mors inférieur  $U(mm)$ . Ce dernier est déterminé via les images issues de la tomographie à chaque arrêt de l'essai de la façon suivante :

$$U_i = l_i - l_0 \quad (4.1)$$

$l_i$  est la distance entre le mors supérieur et le mors inférieur de la presse à l'arrêt numéro  $i$ .  $l_0$  est la distance initiale entre les deux mors avant de commencer l'essai.  $l_i$  et  $l_0$  sont indiqués sur la figure 4.6 qui montre la position initiale des deux mors avant le commencement de l'essai et

leur position à l'arrêt  $i$ . Étant donné que la précision de la mesure de la distance  $l_i$  est estimée à  $15\mu\text{m}$  (la résolution spatiale du tomographe), l'erreur marginale de la mesure de  $U_i$  est  $\pm 30\mu\text{m}$ .



**Figure 4.6 :** Positions des mors du canal à l'état initial avant l'essai (a), et à l'arrêt  $i$  pendant l'essai (b).

En utilisant les données de la courbe de la figure 4.5, chaque déplacement  $U_i$  est associé à son effort de compaction  $F_i$ , mesuré au moment de l'arrêt avant la relaxation par la cellule de charge installée sur la micro-presse. Ce choix a été fait pour s'approcher de l'effort qui serait obtenu sans les arrêts liés à l'acquisition, mais il est clair qu'une incertitude, estimée par l'écart entre les efforts avant et après la relaxation, doit être considérée dans l'analyse des résultats de mesure du fait de cette phase de relaxation. La courbe représentée sur la figure 4.7a est ainsi obtenue pour la compaction l'échantillon 1 et celle représentée sur la figure 4.7b pour celle de l'échantillon 2. Il est à noter que le comportement obtenu est représentatif de celui qui a été déjà discuté dans le premier chapitre où la courbe de compaction est identifiée par une loi puissance (Réf. Section 2.3).

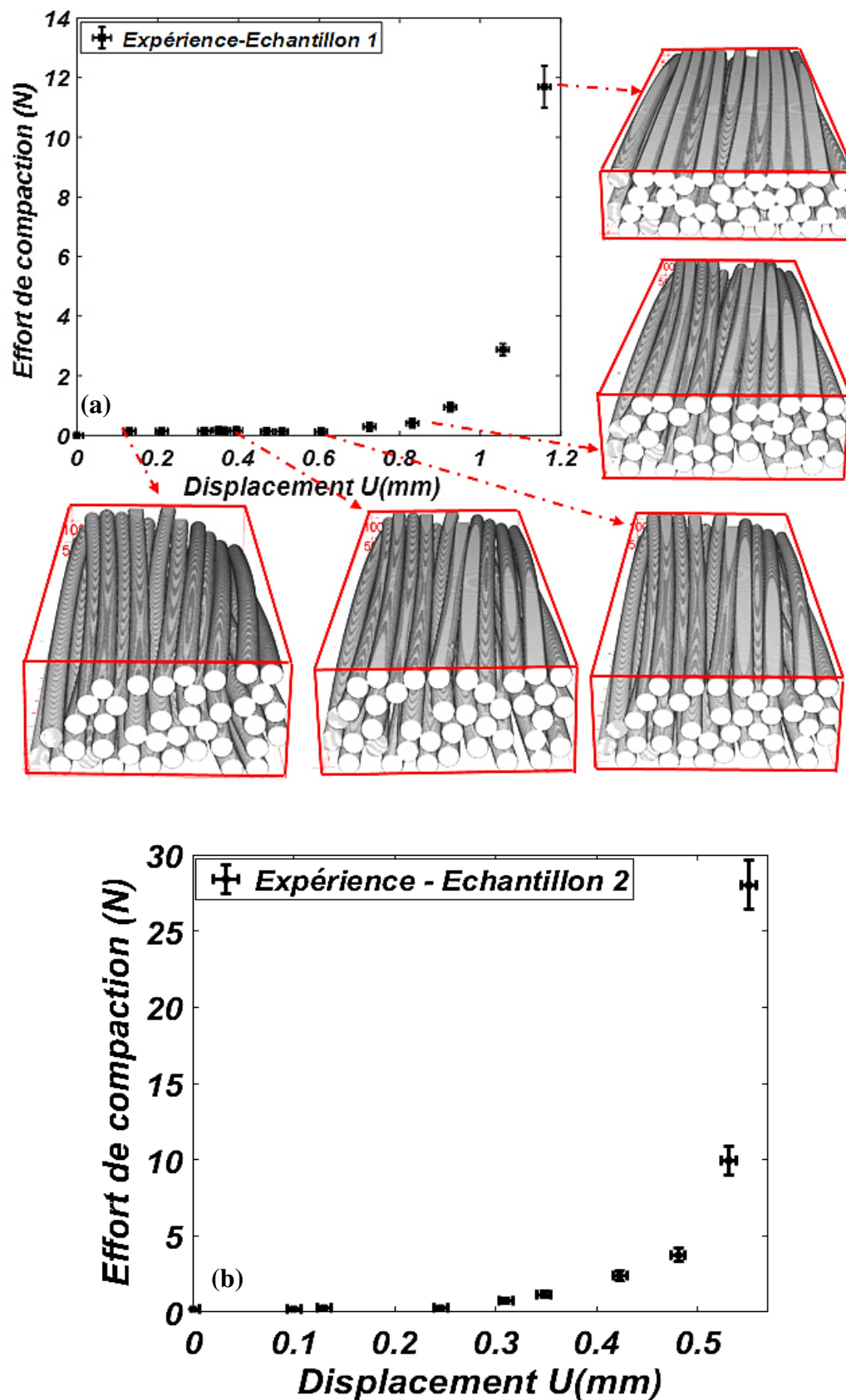


Figure 4.7 : Courbes expérimentales de compaction. (a) compaction de l'échantillon 1. (b) compaction de l'échantillon 2



## 4.2 Bilan

Dans cette partie, l'ensemble des moyens et la procédure utilisée pour faire l'essai de compaction ont été présentés. Deux échantillons de 40 fibres de polyester de diamètre 0.5mm et d'une longueur de 15mm ont été préparés. Une micro-presse de capacité de 50N est utilisée pour faire des essais de compaction uniaxiale confinée. Les courbes de compaction qui représentent l'évolution de l'effort de la compaction en fonction du déplacement du mors de la presse sont ainsi obtenues. Ces résultats expérimentaux seront utilisés pour valider le modèle numérique du même milieu fibreux modèle. La microstructure des échantillons est obtenue avant et durant l'essai de compaction par la technique de la tomographie à rayons X. La section suivante se focalise par conséquent sur le post-traitement des images brutes obtenues, afin de reconstruire numériquement la microstructure des deux échantillons.



## Partie 5 : Construction de la géométrie modèle du réseau fibreux

L'objectif de cette partie est de reconstruire la microstructure fibreuse des échantillons à partir des images de la tomographie à rayons X. Cette microstructure sera injectée dans Abaqus®/CAE comme étant un modèle réaliste de la géométrie du réseau fibreux. Pour ce faire, un squelette de chaque échantillon sera obtenu dont chaque fibre est présentée par sa ligne moyenne. La raison de la réduction des fibres à leur ligne moyenne est de pouvoir les modéliser par des éléments finis de type poutres, dont l'avantage sera discuté au chapitre 3 lors de l'élaboration de la stratégie de simulation. Afin d'obtenir ce squelette, deux méthodes différentes seront présentées dans cette partie. La première méthode est celle utilisée notamment par Masse [Masse *et al.*, 2013] et Latil [Latil *et al.*, 2011], abordée dans le premier chapitre (Partie 1.2-7). La deuxième méthode a été développée dans le cadre de cette thèse pour des raisons d'efficacité et de précision comme cela sera démontré par la suite.

### 5.1 Extraction des lignes moyennes des fibres du réseau fibreux

#### 5.1.1 Première méthode : Traitement des images de la tomographie à rayons X

Cette première méthode est basée sur des opérations classiques de traitement d'images, ainsi que d'autres traitements nécessaires pour extraire les lignes moyennes des fibres. L'ensemble de ces opérations est résumé dans la figure 5.1, et détaillé dans la suite de cette partie.

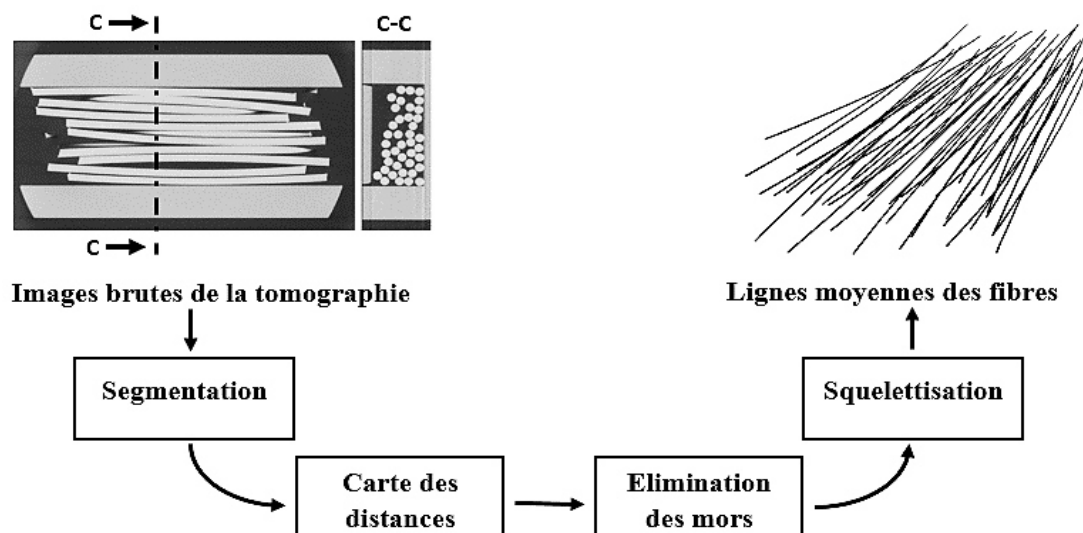


Figure 5.1 : Flux des étapes de la première méthode de traitement des images issues de la tomographie

### a. Segmentation

La reconstruction après le scan par la tomographie à rayons X fournit des images 32 bits de niveaux de gris. Elles ont été compressées à 8 bits pour diminuer leur taille et faciliter leur traitement. D'après la figure 5.2a, la phase fibreuse peut être facilement distinguée de la phase de vide. Ainsi, afin de séparer automatiquement ces deux phases, il suffit de réaliser un seuillage qui est l'une des opérations de la segmentation qui permettent de séparer les différentes phases dans une image de niveaux de gris. Ceci consiste à définir tout d'abord un seuil judicieux de niveaux de gris. Ensuite, la valeur 0 (blanc) est affectée aux voxels ayant une valeur inférieure au seuil de segmentation et la valeur 255 (noir) est affectée aux autres voxels. La valeur du seuil est obtenue, sans ambiguïté dans ce cas, comme le montre l'histogramme dans la figure 5.2b (histogramme bimodal), du fait du contraste entre la phase fibreuse et le vide.

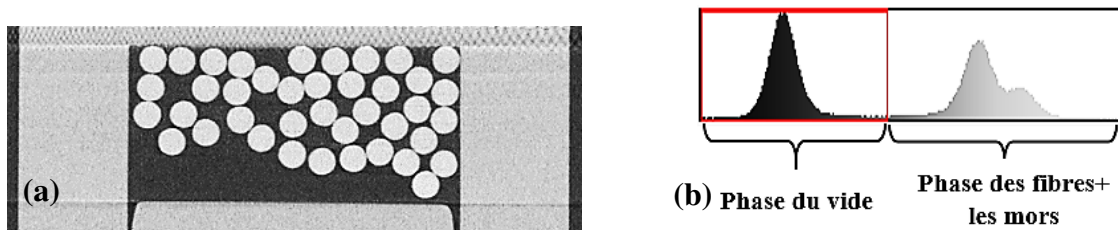
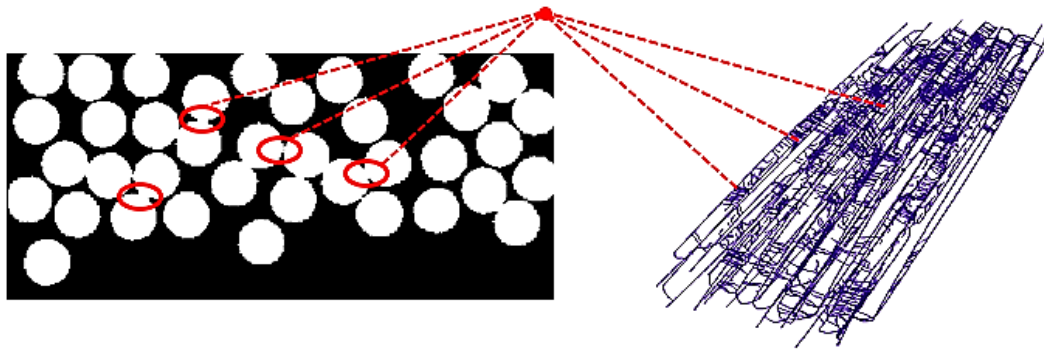


Figure 5.2 : Segmentation. (a) Images brutes. (b) Histogramme de niveau de gris.

### b. Carte des distances

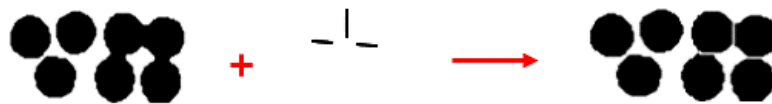
Afin de mieux expliquer le principe et l'intérêt de cette étape, il est nécessaire d'aborder quelques points préliminaires sur la squelettisation des milieux fibreux.

Dans le cadre des milieux fibreux, la squelettisation consiste à faire des opérations itératives d'amincissement en éliminant progressivement les voxels des sections le long de chaque fibre. À la fin de ce processus, le squelette de chaque fibre, i.e. sa ligne moyenne, est obtenu. Ce processus est automatisé sur des logiciels de traitement d'image comme Avizo, qui sera d'ailleurs utilisé au cours de cette première méthode. En revanche, des opérations préliminaires doivent être effectuées sur les images brutes afin d'éviter des problèmes qui peuvent surgir, surtout dans le traitement des milieux fibreux, à savoir la connexion automatique entre les fibres en contact. En effet, quand deux fibres sont en contact, ce qui est souvent le cas, une ligne se crée automatiquement entre les deux sections qui se touchent comme le montre la figure 5.3. Ceci est dû au fait que cette zone de contact est considérée comme étant un objet à amincir. Pour éviter ce problème, les zones de contact entre les fibres, qui ne sont que des voxels liant les sections qui se touchent, doivent être éliminées.



**Figure 5.3 : Résultat de la squelettisation des fibres en contact. (a) Illustration des Contacts entre les sections des fibres. (b) illustration des segments se produisant entre les lignes moyennes des fibres.**

L'algorithme de watershed est parmi les solutions proposées pour séparer les sections des fibres en contact (B-latil). Il consiste à introduire des segments entre les sections pour éliminer les voxels des zones de contact (figure 5.4).



**Figure 5.4 : Séparation des sections en contact par la méthode de Watershed. Adaptée de [P.Latil, 2012].**

Cette procédure a l'inconvénient de modifier la symétrie des sections des fibres, et donc automatiquement leur centre de gravité. Ceci aura forcément une influence sur la reproduction de la position réelle des fibres au sein de l'échantillon. Une méthode alternative de l'algorithme de watershed consiste à calculer la carte des distances des images déjà segmentées. Dans la carte des distances d'une image binaire, l'intensité de chaque voxel appartenant à une phase équivaut à la distance minimale entre ce voxel et la deuxième phase. En appliquant cette définition sur la section d'une fibre, qui est un objet circulaire, chaque voxel aura une intensité comprise entre zéros et le rayon de la section. Le voxel le plus proche du centre de la section aura une intensité maximale, i.e. le rayon de la fibre, l'intensité diminuera d'autant plus que l'on se rapprochera du contour de la section (figure 5.5b). La carte des distances est une image codée en 32 bits, il suffit de faire un seuillage pour pouvoir amincir les sections d'une valeur qui équivaut au rayon de la section moins le seuil. Les figures 5.5c et 5.5d illustrent l'opération de seuillage de la carte des distances de deux sections de fibres, les deux sections sont alors séparées d'une manière symétrique sans modifier la position de leurs centres de gravité.

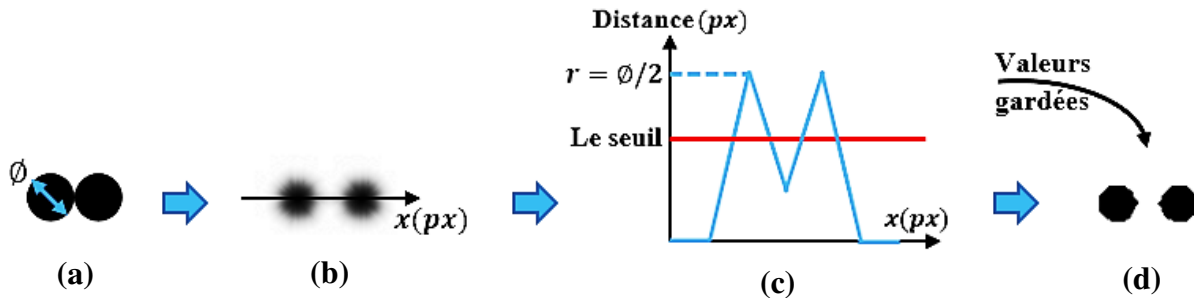


Figure 5.5 : Processus de séparation des sections de fibres en contact. (a) Sections de deux fibres de diamètre  $\phi$ . (b) Carte des distances des sections. (c) Seuillage de la carte de distance. (d) Carte des distances seuillées et séparation des sections.

### c. Elimination des mors de compaction

Cette étape, comme son nom l'indique, consiste à séparer les fibres et le canal de la compaction. Elle vient logiquement après l'élimination des zones de contact qui existent aussi entre les fibres et les bords du canal. Dans le cas contraire, la séparation sera délicate et conduira également à modifier la symétrie des sections en contact avec les bords. Afin de réaliser cette tâche, un duplicata de l'image originale, repérée par  $(O_0, X_0, Y_0)$ , peut être effectué en sélectionnant manuellement la zone de la phase fibreuse, comme le montre la figure 5.6a où le rectangle rouge matérialise la sélection de l'image duplicata reproduite en 5.6b.

L'image duplicata a un nouveau repère  $(O_1, X_1, Y_1)$  dont la nouvelle origine est située sur l'extrémité du rectangle rouge utilisé pour la sélection de la phase fibreuse (figure 5.6b). D'où l'inconvénient de cette procédure. En effet, l'image duplicata est importée sur Avizo pour effectuer la squelettisation. Avizo fait coïncider automatiquement l'origine de l'image importée avec sa propre origine fixe et prédéfinie (figure 5.7). Pour illustrer ceci, les deux images duplicata représentées dans les figures 5.6b et 5.6c ont été importées sur Avisio. La figure 5.7 montre la coïncidence des repères de ces deux images avec le repaire d'Avisio.

La sélection manuelle de l'origine de l'image implique qu'il y ait toujours un décalage entre l'image importée de l'arrêt  $i$  et l'image de l'arrêt  $i+1$  comme le montre la figure 5.7. Cette distance contient à la fois la valeur de la compaction et l'erreur liée à la sélection manuelle. Ces deux composantes sont alors très difficiles à discriminer. Il est possible de diminuer cette erreur en essayant de commencer le plus précisément possible par la même origine lors de la sélection manuelle pour chaque image duplicata, mais l'erreur existera toujours et cette opération est couteuse en termes de temps vu le nombre d'images à traiter.

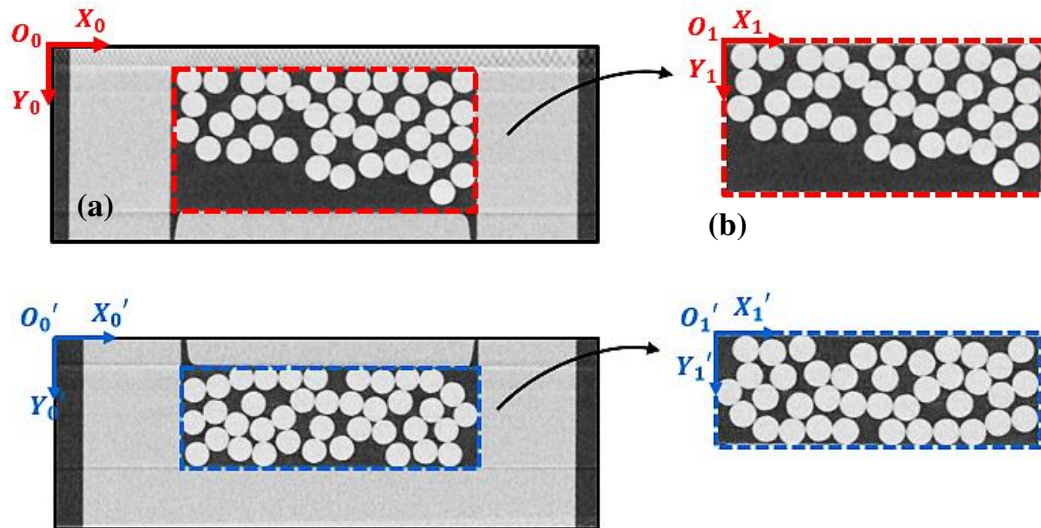


Figure 5.6 : Séparation des fibres des mors de la micro presse. (a) Image initiale. (b) Image duplicata.

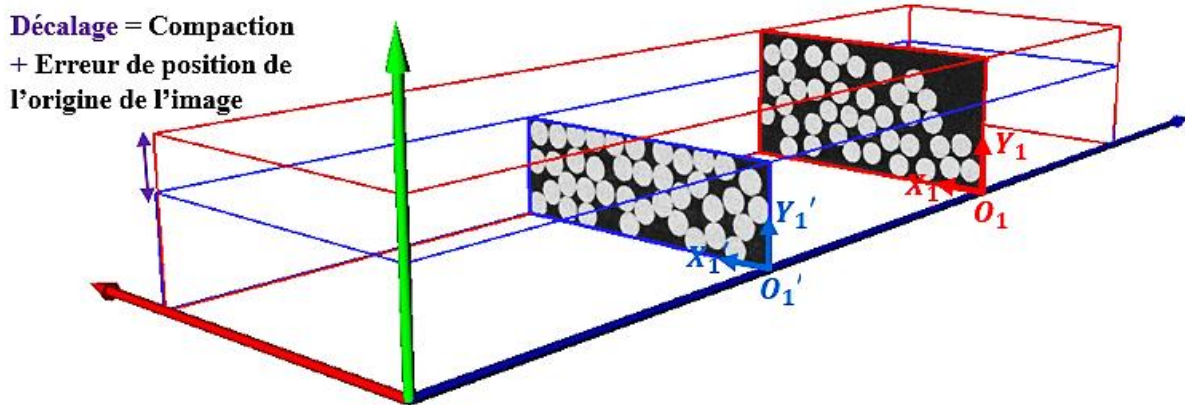
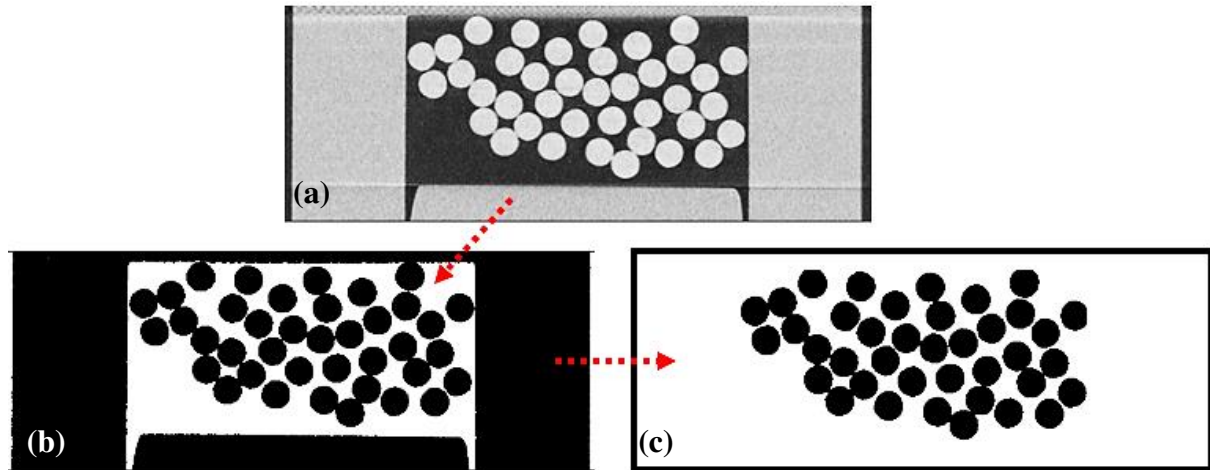


Figure 5.7 : Importation des images sur Avizo : illustration du décalage entre deux microstructures successives.

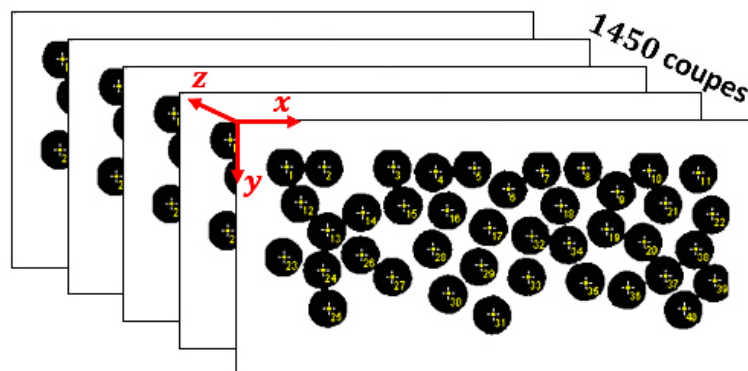
Une alternative judicieuse est de conserver la totalité de l'image dont les frontières sont fixes et d'éliminer les zones non utiles (figure 5.8). Ceci est réalisé en multipliant les voxels des bords (qui ont une valeur initiale de 255 après seuillage) par zéro. Ainsi, toutes les images duplicata auront exactement la même origine qui sera aussi l'origine d'Avizo.



**Figure 5.8 : Méthode alternative d'élimination des bords sans changement de repère. (a) Etat initial. (b) Seuillage de l'état initial. (c) Elimination des bords.**

#### **d. Squelettisation**

Après avoir bien séparé les sections des fibres en contact et éliminé les bords du canal, les nouvelles images obtenues sont importées dans Avizo pour réaliser l'opération de squelettisation. La reconstruction 3D des images à rayons X obtenues permet d'avoir un paquet d'images 2D placées le long de l'axe  $z$  (figure 5.9) et séparées de  $15\mu\text{m}$  (i.e. la résolution spatiale choisie).

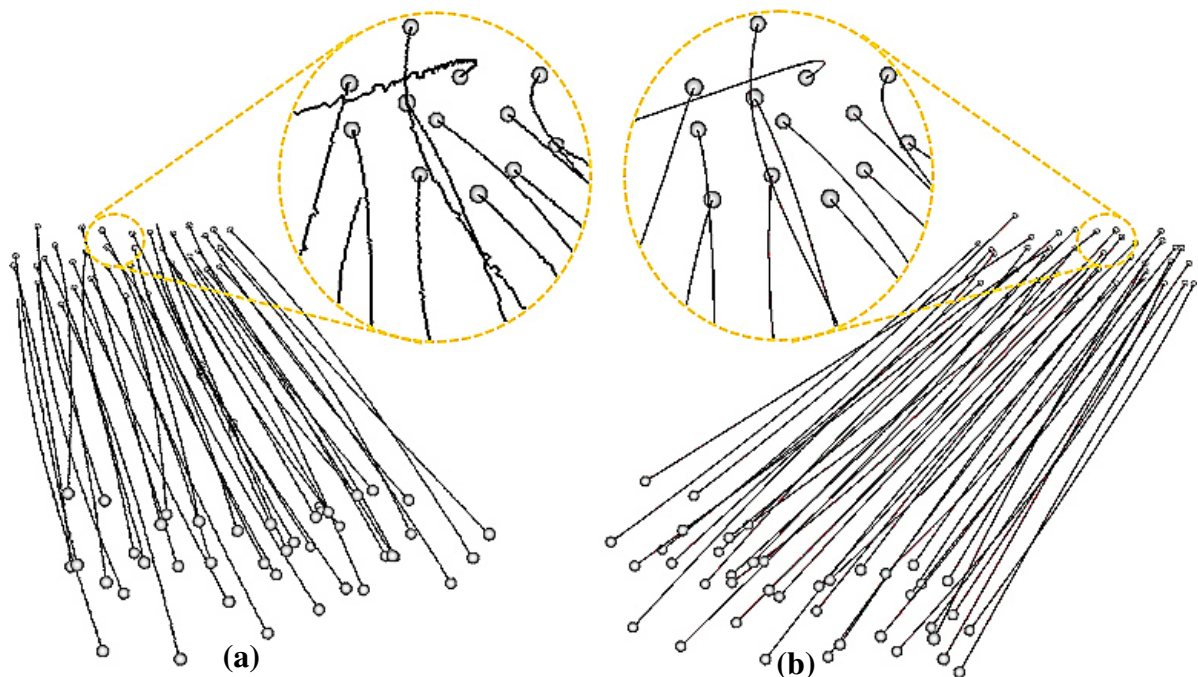


**Figure 5.9 : Ensemble des coupes contenant les sections des fibres de l'échantillon fibreux.**

Chacune de ces images est une coupe transversale de l'échantillon fibreux, elle contient par conséquent les sections des fibres. Les opérations expliquées précédemment sont appliquées sur chacune de ces coupes, et l'algorithme d'amincissement intégré dans Avizo permet de réduire le diamètre des sections jusqu'à l'obtention de leur centre de gravité. Un nuage de points est finalement obtenu pour chaque fibre dont la ligne moyenne peut être obtenue en reliant les centres de gravité. Suite à cette opération, le profil de la ligne moyenne obtenue est en dents-



de-scie, comme le montre la figure 5.10a. Après avoir remédié à ce problème en réalisant des itérations de lissage, le squelette à son état final est présenté dans la figure 5.10b.



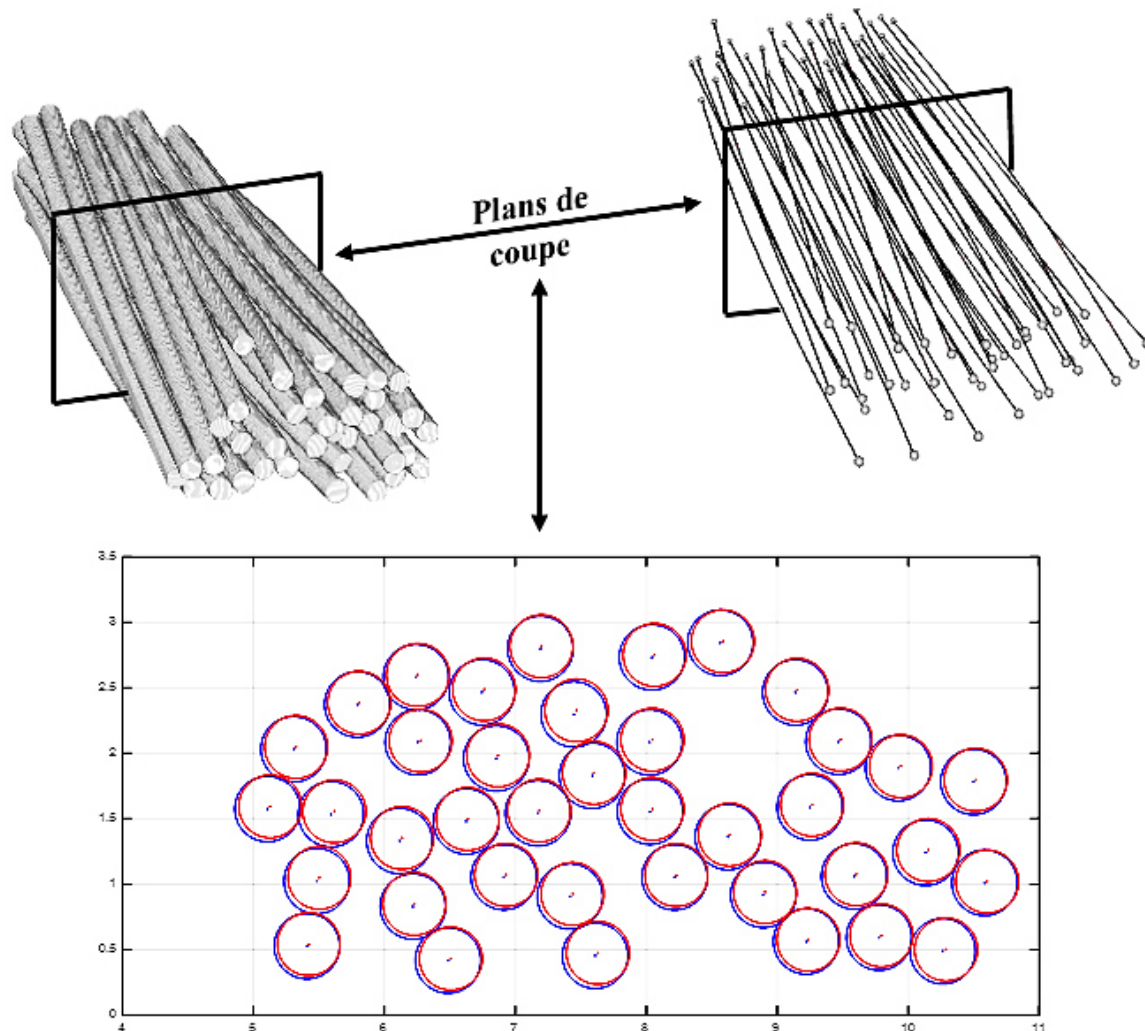
**Figure 5.10 : Les lignes moyennes obtenues après squelettisation. (a) Squelette avant lissage. (b) Squelette après lissage.**

Avant d'injecter le nuage de points des centres de gravité sur Abaqus®/CAE, il faut tout d'abord vérifier l'exactitude de la position des lignes moyennes obtenues après avoir réalisé l'ensemble des traitements explicités dans cette section. En effet, il est fortement possible de cumuler des erreurs sur les positions des centres des sections d'une étape de traitement vers l'autre. Pour ce faire, la position des sections des fibres après squelettisation sera comparée à celle des images brutes non traitées. C'est l'objectif de la section suivante.

### 5.1.2 Vérification et conclusion sur la première méthode

Pouvoir régénérer un modèle géométrique réaliste de l'échantillon fibreux est crucial pour la présente étude, mais la difficulté majeure demeure dans le maintien des positions exactes des lignes moyennes des fibres après le post-traitement des images. Cette erreur est inévitable, mais elle doit être minimisée afin de s'assurer de faire l'étude sur une microstructure la plus proche possible de l'échantillon fibreux. Ceci permettra ainsi de faire des comparaisons numériques/expérimentales fiables. Afin de vérifier l'exactitude de la position des lignes moyennes des fibres après la squelettisation, la procédure suivante est adoptée : les deux

microstructures, brute et celle après squelettisation, ont été coupées transversalement suivant un plan choisi aléatoirement comme le montre la figure 5.11.



**Figure 5.11 : Comparaison entre la microstructure obtenue par les images brutes et celle obtenue par Avizo.**

Ensuite les profils des cercles dans le plan de coupe sont extraits et comparés. Il est clair que les centres de gravité des deux microstructures ne se superposent pas. Ceci est dû au cumul des erreurs le long des étapes de post-traitement.

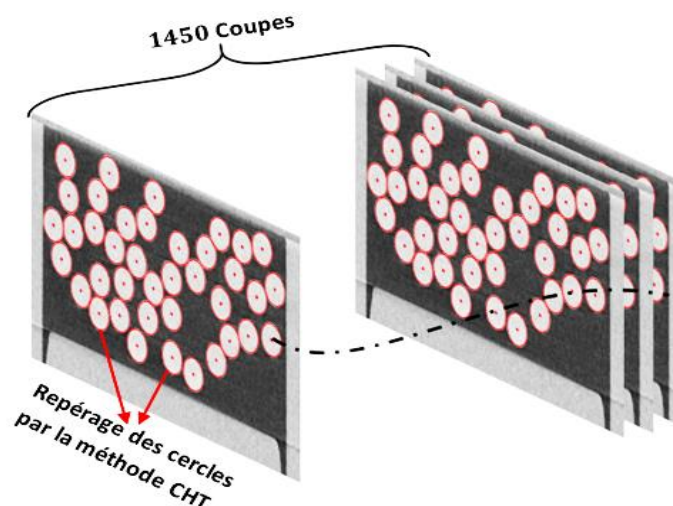
Le décalage entre les centres de gravité peut paraître non significatif et peut ne pas avoir une influence sur le comportement des fibres, mais il est judicieux de construire un modèle sur la base d'une géométrie modèle saine avec le moins d'erreurs de position possible. En plus du cumul des erreurs de position, cette première méthode a un autre inconvénient : le temps d'exécution.



En effet, ce temps a été estimé à 20 minutes environ pour post-traiter un seul scan de 40 fibres, le temps total de l'ensemble des scans est estimé ainsi à 3.6 heures de post-traitement pour l'échantillon 1 par exemple (11 arrêts = 11 scans, Réf. Figure 4.5). À ce stade, il est important de rappeler que cette étude, y compris les méthodes de post-traitement, est destinée aussi à des recherches à long terme sur des mèches avec plusieurs fibres. Par conséquent, il va falloir optimiser le temps de post-traitement en développant une méthode plus efficace avec le moins d'étapes possibles, et donc le moins d'erreurs possibles ; c'est l'objectif de la section suivante.

## 5.2 Développement d'une méthode alternative d'extraction des lignes moyennes des fibres

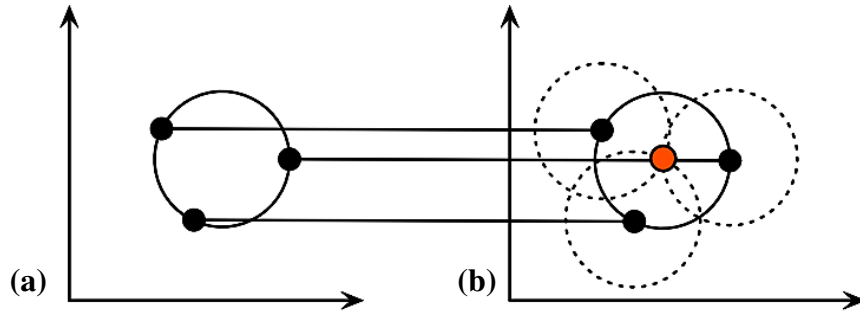
Le cahier des charges de cette méthode contient deux contraintes : minimiser le temps d'extraction et l'erreur de position des lignes moyennes des fibres. Cette deuxième méthode consiste à extraire les lignes moyennes des fibres directement à partir des images brutes obtenues par la tomographie, sans passer par la segmentation et la carte des distances. Pour ce faire, les centres des sections des fibres ont été détectés sur les images brutes de la tomographie. Ceux qui appartiennent à la même fibre ont été repérés puis liés entre eux par une spline. La ligne moyenne est ainsi obtenue comme l'illustre la figure 5.12.



**Figure 5.12 : Repérage des sections des fibres sur les coupes par la méthode CHT (Circle Hough Transform).**

L'étape principale de ce processus est donc la détection des centres des sections des fibres. La transformée généralisée de Hough, ou la technique CHT (Circle Hough Transform) a été utilisée pour repérer les profils des sections des fibres sur chaque coupe 2D.

Cette technique consiste à détecter des profils circulaires dans une image donnée. L'algorithme de recherche consiste à trouver des pixels du contour dans les zones de plus grand gradient d'intensité, qui forment un cercle (figure 5.13a). Après avoir estimé la valeur du rayon  $R$ , d'autres cercles sont formés, dont les centres sont les points du contour précédemment détectés (figure 5.13b). Le point d'intersection entre les nouveaux cercles formés est alors le centre du cercle recherché.

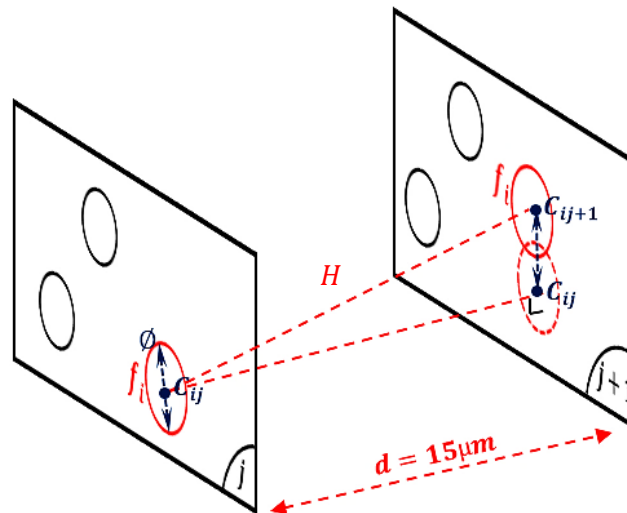


**Figure 5.13 : Principe générale de l'algorithme de détection des cercles. (a) Détection des points candidats et traçage du cercle. (b) Détermination du centre du cercle trouvé.**

Un algorithme basé sur cette technique est déjà implémenté sur Matlab. Ses variables de sorties sont les coordonnées des centres et les rayons des sections. Cependant, cet algorithme détecte et retourne les centres de chaque coupe 2D, sans savoir ceux qui appartiennent à la même fibre. Pour surmonter ce problème, il suffit de trouver une condition sur la position des centres des sections qui permettra de repérer ceux qui appartiennent à la même ligne moyenne de chaque fibre.

Etant donné un centre quelconque  $C_{ij}$  de la section appartenant à la fibre  $i$  dans la coupe  $j$ , il va falloir trouver le centre  $C_{ij+1}$  Appartenant à la même fibre  $i$ , mais sur la coupe suivante  $j + 1$  et ainsi de suite jusqu'à la reconstruction de l'ensemble des lignes moyennes. Pour une fibre  $i$  donnée, la projection de la distance  $H$  (i.e.  $|C_{ij+1} - C_{ij}|$ ) entre deux centres consécutifs  $C_{ij}$  et  $C_{ij+1}$  de la même fibre  $i$  peut être définie comme inférieure aux diamètres de la fibre  $\emptyset$  (figure 5.14).

$$|C_{ij+1} - C_{ij}| < \emptyset \quad (5.1)$$

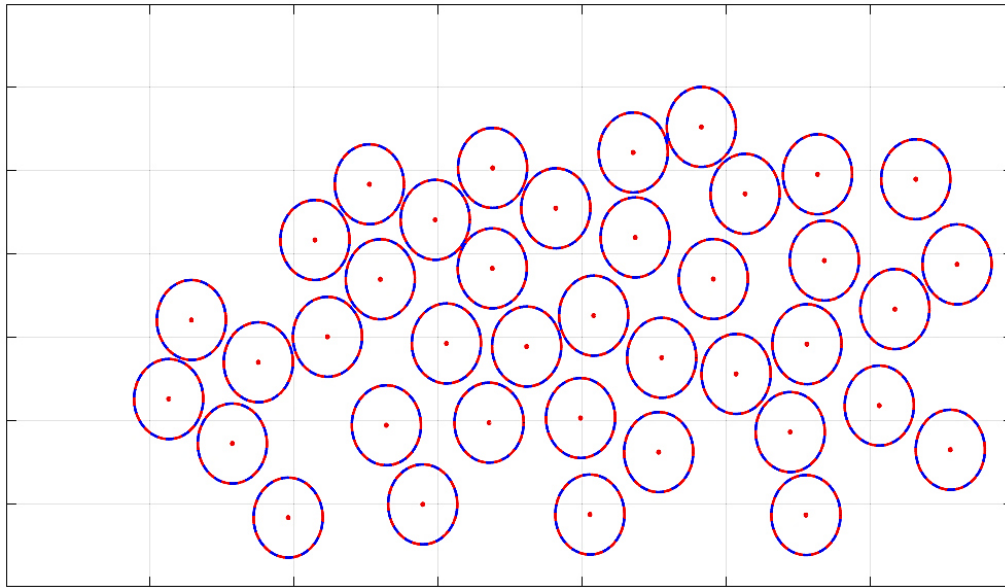


**Figure 5.14 : Principe de repérage des centres  $C_{ij}$  appartenant à la même fibre sur toutes les coupe de l'échantillon.**

L'équation 5.1 permet de discriminer les sections tant que la distance entre deux coupes consécutives  $j$  et  $j + 1$  est suffisamment petite par rapport à la courbure de la fibre. Dans le cas présent, la distance entre deux coupes correspond à la taille d'un voxel i.e.  $15\mu\text{m}$ , ce qui, d'une part est largement inférieur aux diamètres des fibres ( $500\mu\text{m}$ ) et d'autre part est très nettement suffisant par rapport aux courbures rencontrées dans les milieux fibreux de type rovings envisagés ici. Par conséquent l'équation 5.1 est toujours valable pour le type de fibres considérées, et sera utilisée comme condition de repérage des centres des sections appartenant à la même fibre.

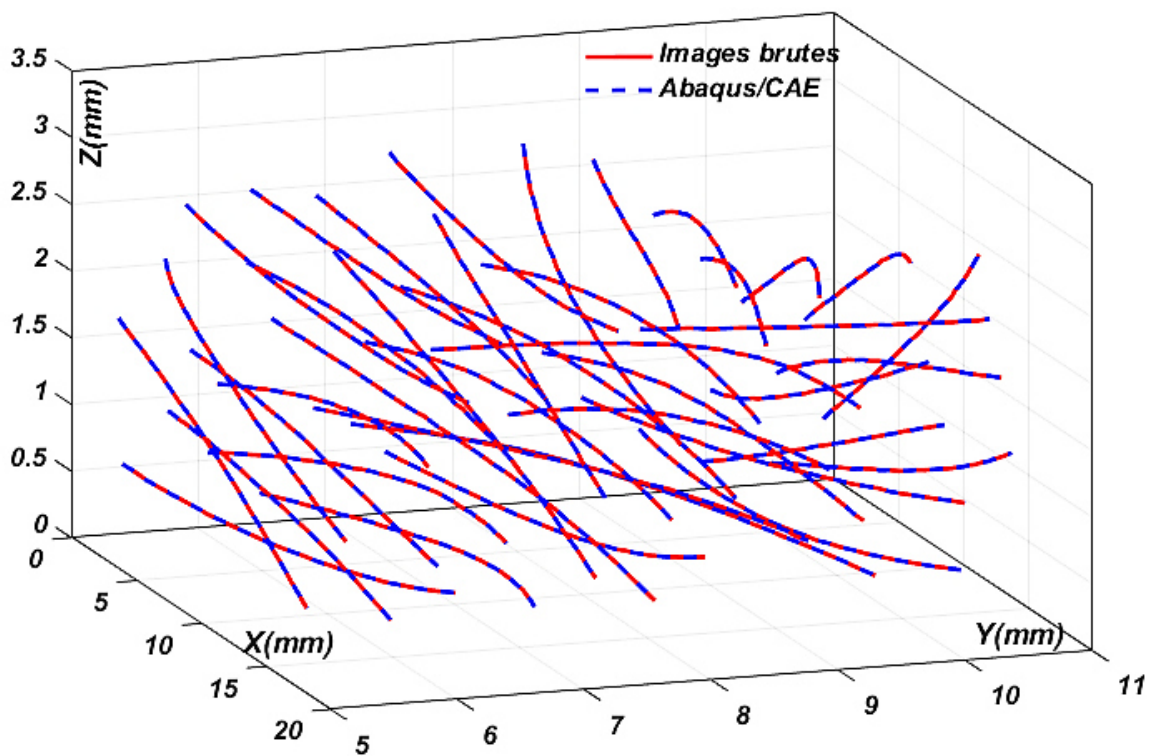
### 5.3 Vérification et conclusion sur la deuxième méthode

Après avoir appliqué cette méthode alternative, le squelette de l'échantillon fibreux est obtenu. Pour vérifier l'exactitude de la position des lignes moyenne des fibres, la même procédure décrite dans la figure 5.11 est utilisée (comparaison des sections dans un plan de coupe transversal aléatoirement choisi). La figure 5.15 montre que cette deuxième méthode d'extraction des lignes moyennes permet d'avoir des positions plus précises relativement à la première méthode. Le temps d'exécution total est estimé à 3 minutes pour un scan de 40 fibres, il a donc été réduit de 85% par rapport à la première méthode (à titre de rappel, le temps de la première méthode est estimé à 20 heure environ par scan). Le cahier des charges est ainsi respecté.



**Figure 5.15 :** Comparaison entre les sections des fibres issues des images brutes et celles issus de la deuxième méthode sur un plan de coupe transversal de l'échantillon.

La microstructure numérique finale injectée dans Abaqus® est comparée avec la microstructure obtenue par la deuxième méthode comme le montre la figure 5.16. Les lignes moyennes des deux microstructures coïncident parfaitement



**Figure 5.16 :** Comparaison entre la microstructure issue des images brutes et celle injecté dans Abaqus®/CAE

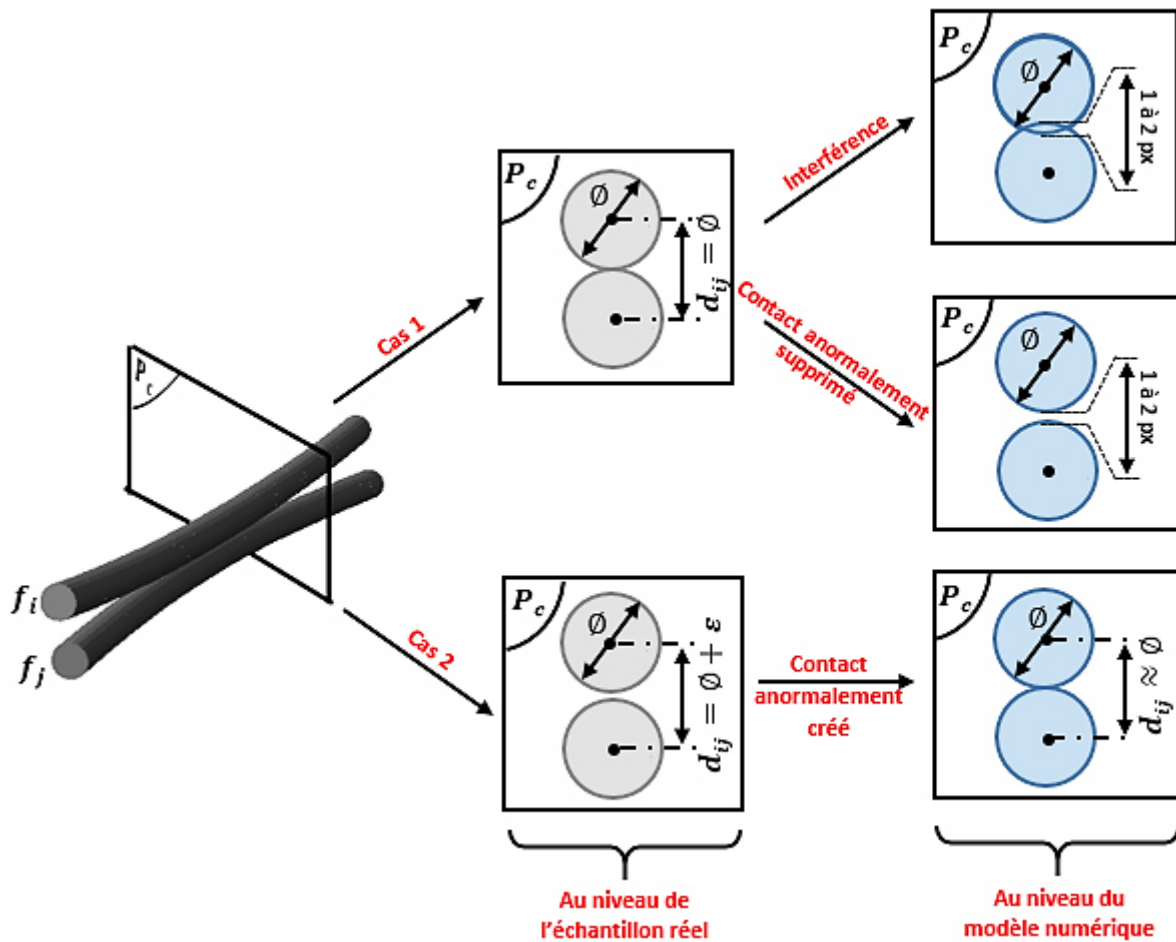
## 5.4 Amélioration des contacts fibre-fibre dans la géométrie modèle

### 5.4.1 Introduction à la problématique de contact

Bien que la géométrie modèle du milieu fibreux soit améliorée, la précision de la position des lignes moyennes des fibres reste toujours limitée par la résolution spatiale choisie. Ceci a une influence sur la position des points de contact fibre-fibre.

Soit  $d_{ij}$  la distance entre deux fibres voisines  $f_i$  et  $f_j$  en contact entre elles (figure 5.17). Au niveau de la géométrie réelle de l'échantillon fibreux,  $d_{ij}$  est supposé égal au diamètre des fibres  $\emptyset$  (en supposant que toutes les fibres aient exactement le même diamètre, sinon la demi-somme des deux diamètres au niveau du contact). Cependant, dans la géométrie modèle, une marge d'erreur  $\varepsilon$  doit être considérée pour la même distance  $d_{ij}$ . En effet, les centres des sections des fibres peuvent être décalés par rapport à leur position réelle d'une erreur  $0 < \varepsilon < 15\mu m$  ( $15\mu m$  est la résolution des images). Au-delà de cette erreur de position, le profil de la section n'est pas parfaitement circulaire, et les fibres en contact n'ont pas exactement le même diamètre.

L'ensemble de ces facteurs change potentiellement la position géométrique des points de contact entre les fibres au sein de la géométrie modèle ; des contacts sont anormalement éliminés ou déplacés, d'autres peuvent être anormalement créés (Figure 5.17).



**Figure 5.17 : Illustration des cas possibles de contact entre deux fibres sur un plan transversal de contact  $P_c$ .**

Les efforts de contact transmis via les points de contact génèrent le mouvement relatif des fibres. Ainsi, chaque fibre suit une trajectoire spécifique dictée par la distribution des points de contact partagés avec les autres fibres. Par conséquent, si un certain nombre de points de contact est déplacé ou éliminé, les fibres n'auront pas la même cinématique par rapport à celles dans l'essai de compaction réel. Vu que le réarrangement des fibres est une phase majeure dans la compaction des milieux fibreux, les contacts fibre-fibre doivent absolument être gérés au sein de la géométrie modèle afin de s'approcher le mieux possible à la distribution des points de contact dans l'échantillon réel.

#### 5.4.2 Procédure de correction des contacts fibre-fibre dans la géométrie modèle

Soit  $P_c$  un plan passant par le point de contact entre deux fibres et contenant les sections de ces deux fibres (figure 5.17). Sur le plan  $P_c$ , deux cas de contact peuvent se rencontrer :

- (i)  $d_{ij} < \phi$ , autrement dit, il y a une pénétration des sections des fibres en contact.

(ii) (ii)  $d_{ij} > \emptyset$ , dans ce cas le contact est éliminé.

Rappelons que la géométrie modèle sera importée dans Abaqus®. Comme il sera détaillé dans le chapitre suivant, ce logiciel de simulation comporte un algorithme de gestion des contacts. Cet algorithme supprime automatiquement les pénétrations initiales en ajustant la position géométrique des nœuds de maillage. Ce réglage se fait durant le premier incrément de la simulation avec un déplacement sans déformation. Par conséquent, le cas de contact (i) est corrigé et les sections initialement en état de pénétration sont désormais tangentes.

Concernant le cas de contact (ii), le contact est éliminé. Pour le rétablir, il faut, dans un premier temps, repérer sa position. Pour ce faire, un critère sur la distance  $d_{ij}$  dans le plan de contact  $P_c$  est utilisé : deux fibres sont considérées en contact si :

$$\emptyset \leq d_{ij} < \emptyset + 15\mu m.$$

Il est toujours possible d'envisager que deux fibres peuvent être réellement distantes d'une valeur inférieure à  $15\mu m$ . En conséquence, le nombre de contacts, et donc la rigidité de l'ensemble, est sans doute légèrement surestimée à cause du nombre associé aux écarts qui dans la réalité sont compris entre 0 et 15 microns. Ce cas est supposé statistiquement suffisamment rare pour être négligé ici. Pour analyser de façon plus précise l'impact de ce choix, une étude statistique sur la distribution des écarts serait intéressante mais il s'agit d'une tâche délicate et longue à mettre en œuvre qui occuperait un temps trop conséquent dans le cadre de cette thèse, pour un gain de précision sans doute très faible.

Ainsi, quand  $d_{ij}$  satisfait ce critère, les fibres en question sont remises en contact en ajoutant une surépaisseur, c'est-à-dire en augmentant leur diamètre. La valeur de la surépaisseur ne doit pas être la même pour toutes les fibres, car la marge entre deux fibres qui sont censées être en contact est différente d'une fibre à l'autre. Ainsi, ajouter la même surépaisseur conduirait à d'autres pénétrations dans d'autres zones de contact, ce qui générerait, lors de la simulation, plus de déplacements au niveau des nœuds pénétrés. Ces déplacements changeraient la forme de la ligne moyenne de la fibre surtout si la valeur de la pénétration n'est pas négligeable.

Ainsi, la stratégie plus fine proposée est la suivante : si deux fibres  $f_i$  et  $f_j$  satisfont au critère de contact, leur diamètre est localement augmenté d'une valeur de  $0.5(d_{ij} - \emptyset)$  correspondant à la moitié de la marge entre  $f_i$  et  $f_j$ . Cette procédure transforme toutes les sections des fibres, au niveau desquelles le contact est éliminé, en des sections avec des pénétrations contrôlables

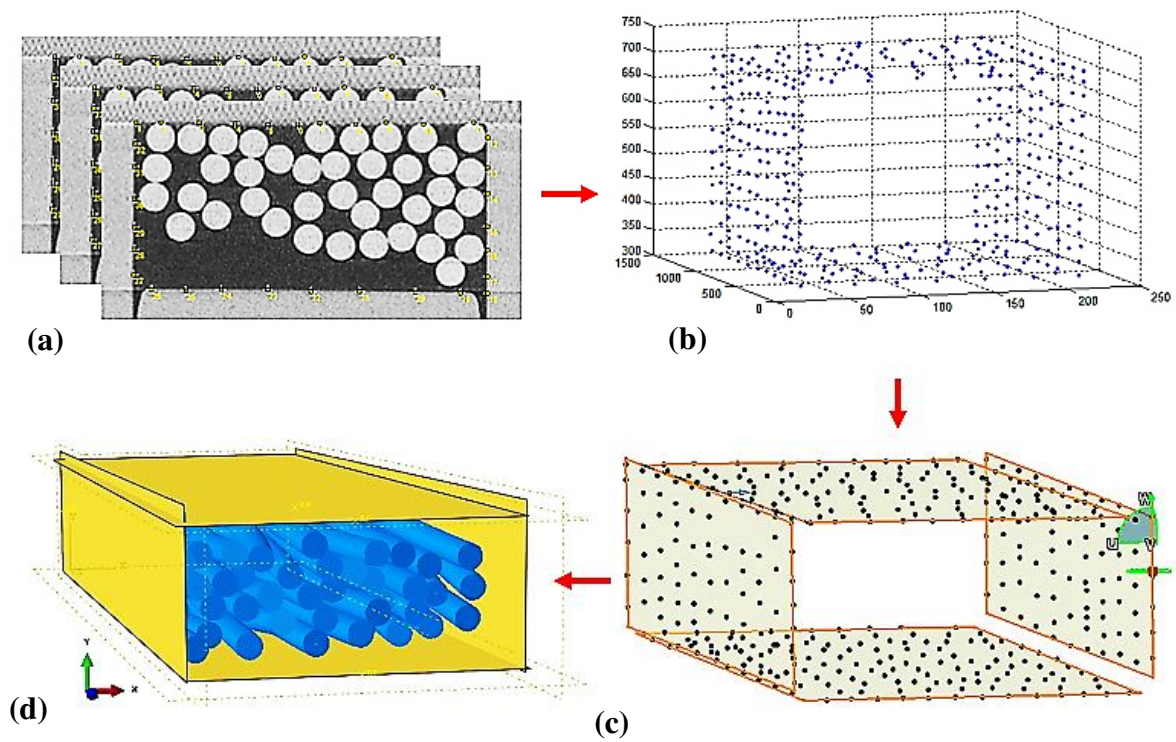
et tolérables qui seront transformées, via l'algorithme de contact d'Abaqus®, en des sections tangentes. Le contact est ainsi rétabli.

Après avoir importé la géométrie de l'échantillon dans Abaqus® (figure 5.19), les plans du canal de compaction doivent être également importés en essayant de garder le plus précisément possible leurs positions géométriques.

### **5.6 Importation des plans du canal de compaction vers Abaqus®/CAE**

Quelques fibres de l'échantillon sont initialement en contact avec les quatre plans du canal de compaction. La position relative de ces plans par rapport à ces fibres détermine la position des points de contact entre les fibres et les plans. Dans le modèle numérique, ces plans sont modélisés par des plaques analytiques rigides. Afin d'éviter de perturber la comparaison entre les résultats expérimentaux et numériques, et pouvoir juger de façon objective le potentiel de la démarche de modélisation proposée, la position des plans analytiques rigides par rapport aux fibres de la géométrie modèle doivent être conformes à la position réelle des plans du canal par rapport aux fibres de l'échantillon. Donc il faut les importer le plus fidèlement possible vers Abaqus®. Pour ce faire, leur position sera déterminée, comme dans le cas des fibres, par les images brutes de la tomographie. Les bords des plans ont été repérés sur les coupes 2D comme le montre la figure 5.18a. Le nombre d'images pris suivant la direction des fibres est largement suffisant pour pouvoir générer des plans avec leurs inclinaisons et positions réelles. Un nuage de points est ainsi obtenu (figure 5.18b) et injecté par la suite sur Catia V5 pour créer quatre surfaces ajustées automatiquement à ce nuage de points (figure 5.18c). Les surfaces résultantes sont importées par la suite dans Abaqus®/CAE (figure 5.18d).

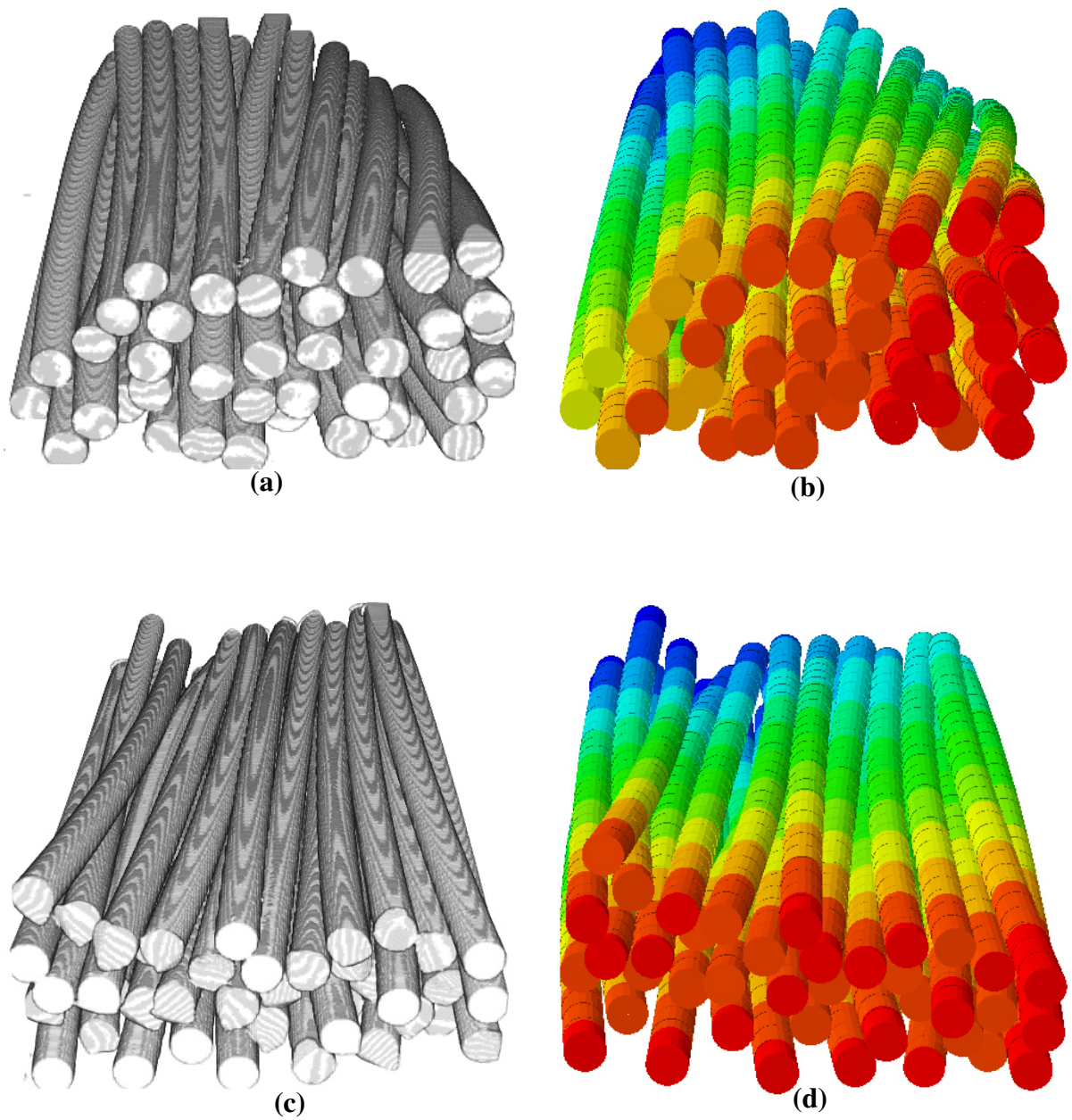




**Figure 5.18 : Opérations de repérage et d'importation des plans du canal. (a) Marquage des bords avec des points. (b) Obtention d'un nuage de point. (c) Construction des plans du canal sur Catia V5. (d) Importation des plans sur Abaqus®/CAE**

## 5.7 Bilan

Dans cette partie du deuxième chapitre, les procédures de post-traitement des images brutes issues de la tomographie ont été présentées. La procédure classique de la squelettisation génère des erreurs sur la position géométrique des lignes moyennes des fibres, et nécessite un temps d'exécution significatif relativement au nombre de fibres considérées actuellement. Pour ces deux raisons, une méthode alternative d'extraction des lignes moyennes a été proposée avec des positions plus précises et un temps d'exécution minimisé. Cependant, cette précision reste toujours limitée par la résolution spatiale des images de la tomographie. Ceci produit des erreurs de position au niveau des points de contact, quelques-uns étant déplacés, d'autres éliminés. Ainsi, des processus d'ajustements de contact ont été créés et mis en œuvre pour remédier à ce problème. Même si cette procédure présente également quelques limites au niveau de l'évaluation du nombre de contacts, elle permet d'améliorer la distribution des points de contact et d'avoir une géométrie modèle plus réaliste. L'ensemble des lignes moyennes des fibres avec les plans du canal ont été finalement injectées dans Abaqus® comme le montre 5.18 pour pouvoir simuler les essais de compaction suivant une stratégie de simulation qui sera développée dans le chapitre suivant.



**Figure 5.19 : Structures initiales(a-c) réelles et (b-d) numériques des deux échantillons du milieu modèle fibreux.**

## **CHAPITRE III : STRATEGIE DE SIMULATION ET DIALOGUE EXPERIENCE-SIMULATION**

### **Partie 6 : Stratégie de simulation**

Le modèle de la géométrie de l'échantillon fibreux étant construit, une stratégie de simulation fiable est maintenant nécessaire afin de reproduire fidèlement la réponse de l'architecture fibreuse à diverses sollicitations en commençant par les essais de compaction. Ceci constitue l'objectif du présent chapitre. Tout d'abord, les paramètres de ce modèle sont identifiés via des cas tests analytiques et numériques dont la solution de référence peut être déterminée. Ensuite, les résultats de la simulation sont confrontés avec ceux obtenus lors des essais de compaction. La validation est effectuée en comparant les deux courbes de compaction, ainsi qu'à l'échelle microscopique en comparant les microstructures numériques et expérimentales sur différentes étapes de compaction. Ces microstructures sont extraites des images de la tomographie à rayons X.

#### **6.1 Outils numériques**

##### **6.1.1 Schéma de simulation**

Les simulations ont été réalisées sur Abaqus®/Explicit. Ce dernier est basé sur la résolution explicite de l'équation de l'équilibre dynamique. En effet, Abaqus® /Explicit peut être utilisé pour effectuer des simulations quasi statiques avec de nombreuses conditions de contact, ce qui est le cas pour les assemblages fibreux. En outre, il permet de définir des domaines de contact général pour l'ensemble du modèle via l'algorithme de contact général. Comme il sera expliqué par la suite, cet algorithme propose une formulation de contact adaptée au type d'éléments finis choisi. De plus, un choix judicieux des paramètres de calcul en dynamique explicite peut conduire à une optimisation du temps de calcul comme il sera explicité dans le premier cas test (section 6.2.1). Pour toutes ces raisons, Abaqus®/Explicit semble un choix adapté à la simulation du comportement des milieux fibreux. Toutes les simulations présentées dans la suite de cette étude ont été effectuées sur la machine suivante : Intel® Xeon® (CPU E5-1650 v3, 3.5GHz), accompagné de 64Go de RAM.

##### **6.1.2 Modélisation des fibres : choix du type d'éléments finis**

Le chapitre 1 a permis de conclure quant à la pertinence de considérer des éléments finis dans le cadre de la mécanique des milieux déformables, pour l'application considérée ici comme

première approche, c'est-à-dire un ensemble de 40 fibres. C'est donc cette stratégie qui sera développée.

En revanche, des mèches avec des centaines de fibres seront utilisées dans la suite des recherches basées sur cette stratégie de simulation. Par conséquent, il est nécessaire d'avoir à l'esprit cette utilisation future et ainsi de définir une stratégie de simulation fiable, mais avec un temps de calcul optimal. Ainsi, chaque fibre est modélisée par des éléments finis de type poutre. En effet, ce type d'élément fini est géométriquement simple (éléments unidimensionnels) et adapté à la morphologie des fibres dont le rapport d'élancement est très grand ( $>>100$ ). En terme d'optimisation du temps de calcul, les éléments poutres contiennent peu de points d'intégration (trois points d'intégration au maximum dans le cas des éléments cubiques B33).

Le logiciel Abaqus® ne permet pas encore d'utiliser les éléments poutres cubiques (B33) dans une analyse en explicite. A ce jour, les éléments B33 sont utilisables seulement sur Abaqus®/Standard (Abaqus Analysis User's Guide 6.14 section 29.3.3). Il reste donc à faire le choix entre les éléments linéaires B31 et les éléments quadratiques B32. Le critère de choix dans un premier temps est la stabilité.

Un cas test (figure 6.1) est utilisé pour évaluer la stabilité de l'effort de contact normal *CNF* (Contact Normal Force) entre deux poutres. La poutre 1 est placée à  $90^\circ$  de la poutre 2. Chaque poutre est maillée par des éléments B31, puis par des éléments B32 afin de comparer entre les deux types d'éléments. La poutre 1 est mobile : un déplacement  $U_y$  suivant l'axe  $\vec{y}$  est appliqué au niveau de ces deux extrémités. La poutre 2 est encastree.

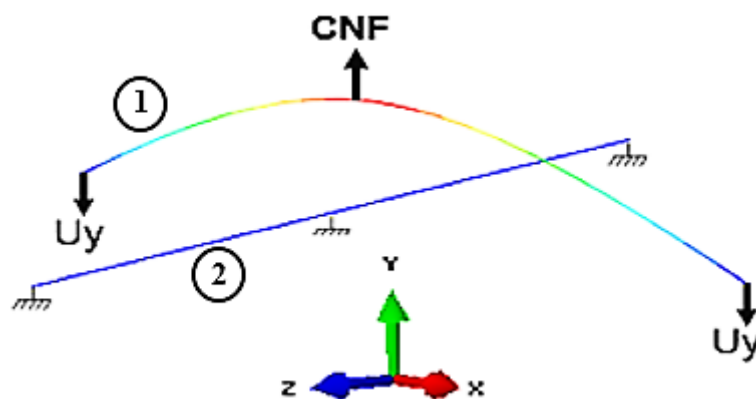


Figure 6.1 : Cas test : contact entre deux poutres croisées.

Chaque poutre est modélisée par un matériau homogène dont la loi de comportement est élastique isotrope. Le contact normal est assuré, dans un premier temps, par la loi « hard contact ». Puisque la section des poutres est rigide par construction, une pénétration se produit dans la zone de contact. La profondeur de la pénétration  $\delta$  calculée dans ce cas test est due aux coefficients de pénalité associés par défaut aux éléments poutres. Ainsi, les éléments B31 et B32 ont différentes rigidités de contact, supérieures à celle prédite par le modèle de Hertz (Annexe B). D'où la nécessité d'utiliser une loi de contact plus réaliste différente du « hard contact », en se référant au modèle de Hertz.

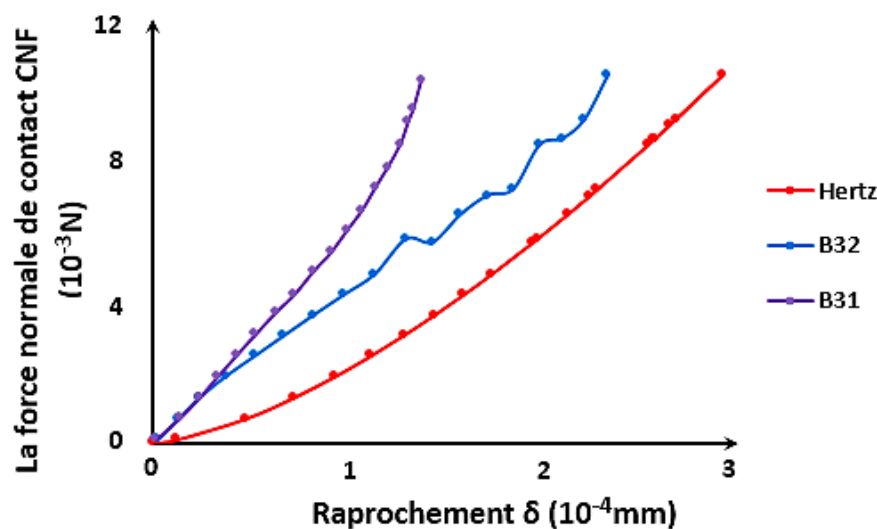


Figure 6.2 : Evolution de l'effort de contact normal entre les poutres 1 et 2 du cas test de contact.

La figure 6.2 met en évidence l'instabilité des éléments B32 par rapport aux éléments B31. L'amplitude de ces instabilités risque d'augmenter lorsque plusieurs poutres sont en contact. La réponse macroscopique du modèle à un chargement mécanique, notamment la compaction, pourrait donc être impactée. Cette crainte a été confirmée par le support Abaqus®.

Ce cas test confirme que les éléments B31 sont plus adaptées au contact (Abaqus Analysis User's Guide 6.14 section 29.3.3), notamment entre poutres. Dans ce travail, les fibres sont ainsi modélisées par des éléments poutres linéiques B31.

Comme il a été mentionné auparavant, la flexion des fibres est également un phénomène influent dans le comportement des assemblages de fibres enchevêtrées, les fibres doivent être maillées par un nombre d'éléments suffisants pour éviter toute fausse représentation de la forme de la fibre. Le nombre d'éléments est choisi ainsi, en fonction de la courbure de chaque ligne moyenne de la fibre. La figure 6.3 représente le principe de détermination de la taille des éléments afin de représenter précisément la courbure d'une fibre extraite du modèle de l'échantillon réel. Ce principe consiste à diminuer la taille de la droite  $d_i$  afin de se rapprocher de la longueur d'un segment de la fibre  $l_i$  à une erreur  $\varepsilon$  près :

$$|l_i - d_i| < \varepsilon \quad (6.1)$$

Ainsi, la distance  $d_i$  qui satisfait à ce critère correspond à la taille de l'élément finis.

Comme le montre la figure 6.3, la ligne moyenne de chaque fibre est un nuage de points liés entre eux par une spline. La distance entre deux points consécutifs correspond à la résolution spatiale des images de la tomographie :  $15\mu m$ . Le principe consiste à créer une droite passant par les deux extrémités de la fibre puis à diminuer la longueur  $d_i$  de cette droite en passant par les points constitutifs de la fibre à chaque itération  $i$  (figure 6.3). Simultanément, la longueur  $l_i$  du nouveau segment de la fibre est calculée par sommation des distances élémentaires  $e_{ij}$  durant l'itération  $i$  :

$$l_i = \sum_j e_{ij} \quad (6.2)$$

Du fait que les fibres ont des longueurs et des courbures du même ordre, la valeur minimale des distance  $d_i$  est adoptée. Ainsi, les lignes moyennes de chaque fibre ont été discrétisées en 50 éléments de taille  $L_e = 0.3mm$ , cette valeur permet de décrire précisément les courbures rencontrées dans le milieu modèle présenté dans la figure 6.3.



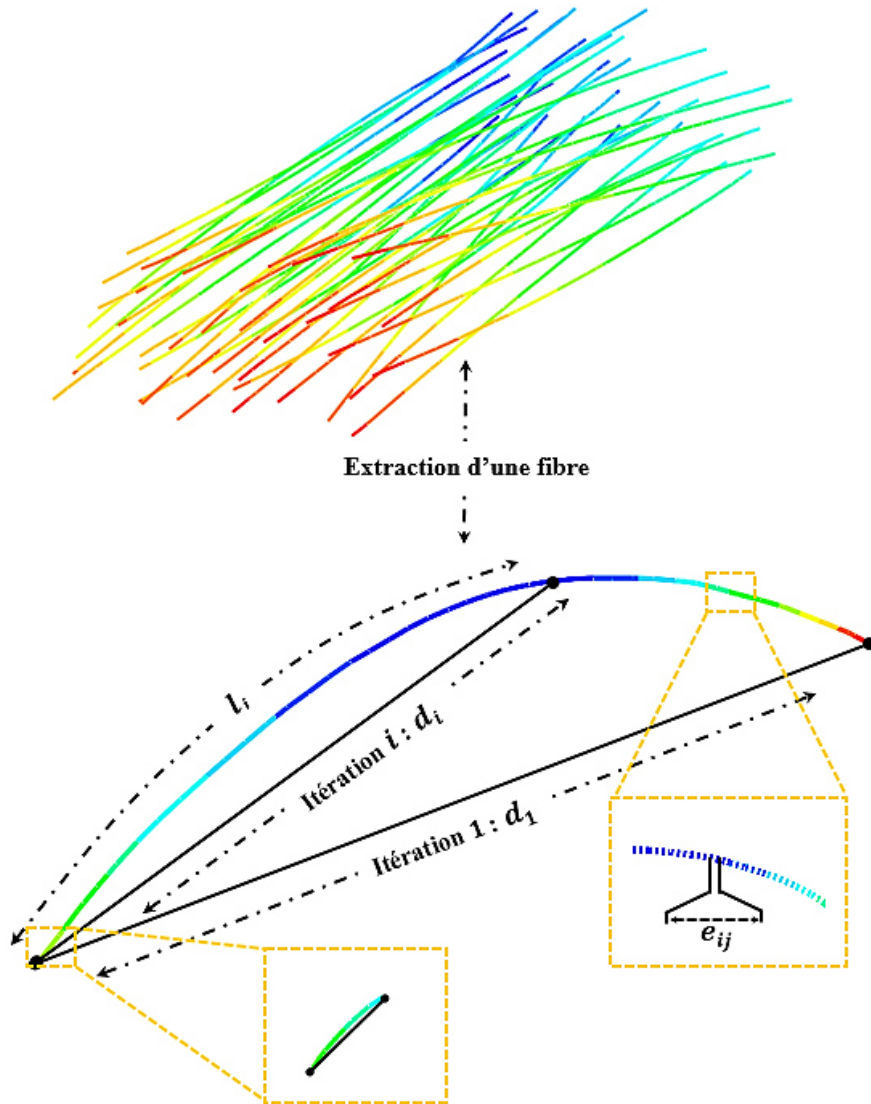


Figure 6.3 : Principe de détermination de la taille des éléments de maillage.

Conformément au chapitre 1, les fibres sont modélisées par un comportement élastique linéaire isotrope dont les propriétés du matériau, à savoir le polyester, sont mentionnées dans le tableau 6.1.

| Module de Young | Coefficient de Poisson | Densité                                      |
|-----------------|------------------------|----------------------------------------------|
| <b>15GPa</b>    | <b>0.25</b>            | <b><math>1,39.10^3 \text{ Kg/m}^3</math></b> |

Tableau 6.1 : Propriétés du matériau des fibres utilisées dans les simulations.

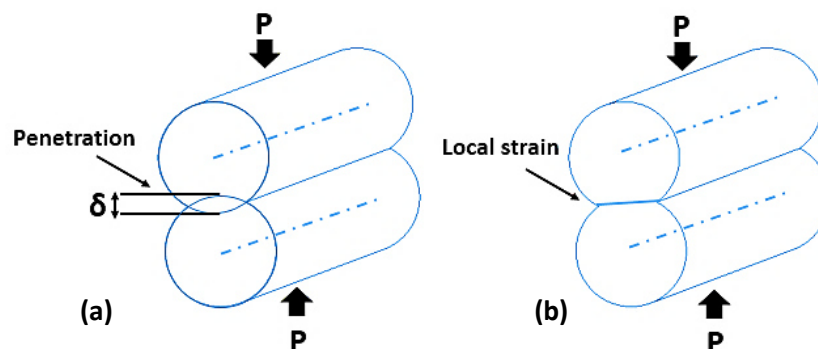


Les éléments poutres permettent d'optimiser le temps de calcul. En revanche, ils représentent des spécifications au niveau du contact, nécessitant de définir un modèle de contact fiable. C'est l'objectif de la section suivante.

### 6.1.3 Modèle de contact

#### a. Introduction à la problématique de contact

Concernant les fibres de l'échantillon réel, l'augmentation des efforts de contact génère forcément une déformation locale au niveau de la surface de contact (figure 6.4b). Ainsi, le contact entre fibres n'est, dans la réalité, pas un contact rigide, bien qu'il soit souvent modélisé ainsi. L'objectif de cette section est de fournir une rigidité de contact aux éléments poutre, assimilable à celle du contact entre les fibres réelles. Cette surface infinitésimale de contact peut être estimée analytiquement via le modèle de Hertz selon l'orientation des fibres en contact comme il est explicité dans l'annexe B. À ce stade, il est important de prendre en considération le fait que les éléments poutres ont, au sein du logiciel Abaqus®, par construction, une section rigide. Autrement dit, une pénétration de profondeur  $\delta$  est générée en lieu et place d'une déformation locale (figure 6.4.a). Étant donné que la section est rigide, l'hypothèse du modèle de contact consiste à négliger la déformation locale et modéliser uniquement le rapprochement des deux fibres en contact par le biais de la profondeur de la pénétration  $\delta$ . La relation entre cette dernière et l'effort de contact sera contrôlée par le modèle de contact de Hertz entre deux cylindres.



**Figure 6.4 : Comportement du contact en fonction de la déformabilité des sections transversales. (a) Sections rigides. (b) Sections déformables.**

L'algorithme du contact général fourni par Abaqus®/Explicit génère des efforts de contact qui résistent à la pénétration des surfaces en contact par la méthode de la pénalisation. En effet, des pénétrations des surfaces en contact peuvent se produire en cas d'utilisation de l'algorithme de

contact par pénalisation. Pour ce faire, les pénétrations des nœuds sont détectées et un effort fonction de la distance de pénétration  $\delta$  est appliqué.

Le contact par pénalisation est bien adapté pour la modélisation de contact général, y compris dans des situations de contacts multiples par nœuds, ce cas est très souvent rencontré dans le cas de contacts des fibres. Le contact général permet également de définir les propriétés des interactions entre les surfaces en contact. Le contact général est défini typiquement en choisissant la surface circonférentielle des éléments poutres comme étant des surfaces de contact.

Toujours dans le cadre de l'algorithme de contact général, au-delà du fait que la section des éléments poutre est rigide, d'autres spécifications liées aux contacts de ces éléments doivent être prises en considération. Ceci concerne également les surfaces analytiques rigides utilisées pour modéliser les plans du canal de compaction. A ce stade, il est difficile de trancher a priori si ces spécifications vont influencer le comportement des éléments poutres dans le cadre de la compaction des milieux fibreux, mais il est important de les comprendre et de les prendre en considération pour éviter tout risque d'erreur de modélisation. Ces problématiques sont synthétisées dans les deux paragraphes suivants.

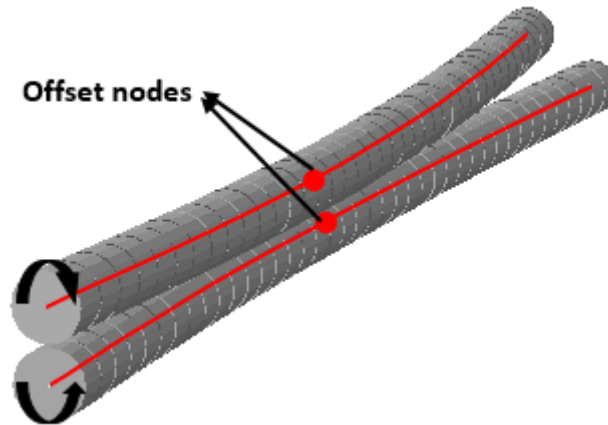
#### **b. Contrôle de la réduction des zones de contact**

Par défaut, l'algorithme de contact général réduit automatiquement certaines zones de contact pour éviter la production de l'auto-contact. Le pourcentage de la réduction dépend de la taille de l'élément. Cette réduction automatique de la zone de contact empêche la détection correcte du contact des éléments poutre. Afin de remédier à ce problème, le logiciel Abaqus® offre la possibilité d'éliminer la procédure de réduction manuellement sur le fichier .inp.

#### **c. Contrôle des incréments de rotation et transmission des moments de frottement**

Le contact entre les poutres est extrapolé à partir des lignes moyennes et des sections. Ainsi, dans la formulation par défaut, les rotations de fibres autour de leur axe sont liées aux efforts tangentiels. De plus, les efforts tangentiels de frottement liés aux rotations relatives au niveau des points de contact réels ne sont pas pris en compte.

Pour éviter ce désagrément il est possible de corriger manuellement le fichier .inp en ajoutant une autre option de correction de contact.



**Figure 6.5 : Illustration des nœuds «Offset» sur les éléments poutres.**

Après avoir pris en considération les deux spécifications de contact précédentes, la définition du modèle de contact peut être réalisée, et plus précisément la formulation entre l'effort de contact et la pénétration.

#### 6.1.4 Définition du modèle numérique de contact

Comme il a été mentionné auparavant, le modèle de Hertz sera pris comme loi de contact de référence. Selon cette loi, la courbe liant l'effort de contact à la pénétration peut être approchée par une loi puissance comme le montre les équations 6.3 et 6.4 qui expriment respectivement la profondeur de pénétration  $\delta$  en fonction l'effort de compression  $N$  (ces expressions sont plus détaillées dans l'annexe B).

$$\delta = \frac{N}{\pi E^*} \left[ \ln \left( \frac{4\pi E^* \Delta R}{N} \right) - 1 \right] \quad (6.3)$$

$$\delta = \gamma \left( \frac{9N^2}{32E^{*2}R_m} \right)^{1/3} \quad (6.4)$$

D'un point de vue numérique, une formulation de contact effort-pénétration proposée par Abaqus® est sous forme d'une interpolation linéaire de la fonction puissance. Cette formulation est ainsi utilisée (figure 6.6).

Soit  $d$  une mesure de pénétration donnée (i.e. le pas de la pénétration),  $K_{def}$  la rigidité de contact par défaut,  $\delta_i$  et  $K_i$  sont respectivement la pénétration et la rigidité de contact actuelles au niveau de l'intervalle  $i$ . À chaque fois que la pénétration actuelle  $\delta_i$  atteint un multiple du pas prédéfini  $d$ , i.e.  $\delta_i \geq id$ , la rigidité de contact  $K_i$  est multipliée par un facteur  $S$ . La rigidité de contact initiale est définie comme étant la rigidité par défaut  $K_{def}$  multipliée par un facteur  $S_0$ . Pour chaque pénétration actuelle  $\delta_i$  dans le segment  $[(i-1)d, id]$ , la rigidité de contact actuelle  $K_i$  peut être exprimée par la formule 6.5. Le modèle de contact est ainsi défini via les paramètres  $S$ ,  $S_0$  et  $d$ .

$$K_i = S_0 K_{def} S^{i-1} \quad (6.5)$$

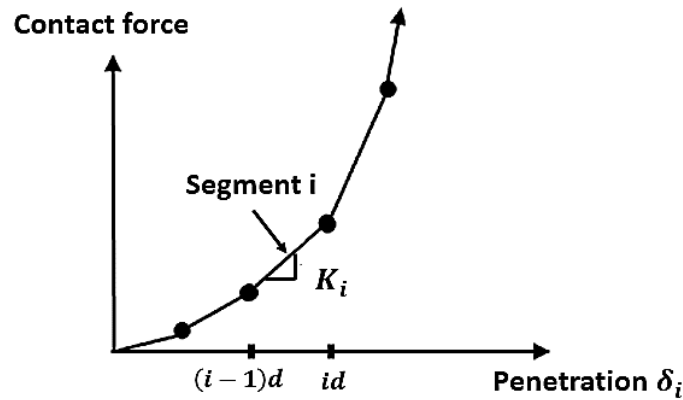
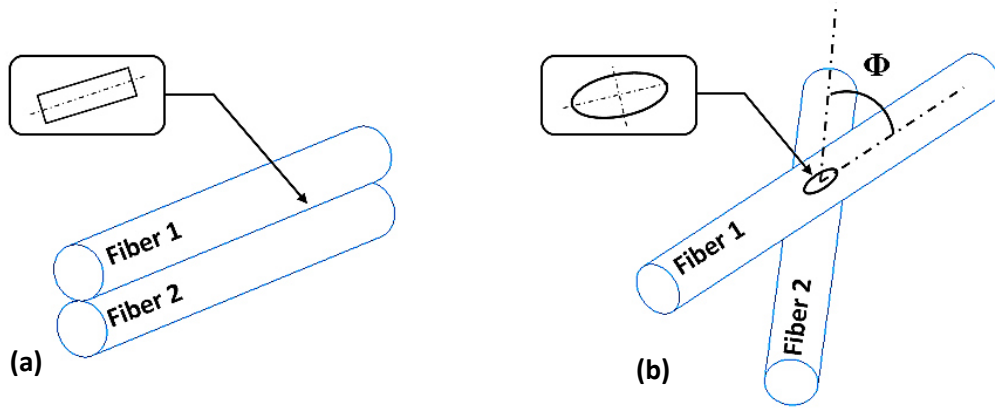


Figure 6.6 : Principe du modèle de contact.

#### 6.1.5 Application du modèle de contact sur le cas des fibres

Les échantillons utilisés dans cette étude sont constitués de fibres légèrement enchevêtrées et quasi parallèles. Par conséquent, deux cas de figure de contact peuvent potentiellement être formés : (i) Contact entre deux fibres parallèles, dont la surface de contact est rectangulaire (figure 6.7a) ; (ii) contact entre deux fibres obliques orientées l'une par rapport à l'autre d'un angle relatif  $\Phi$  (figure 6.7b). La surface de contact dans ce cas est sous forme d'une ellipse. Pour ce deuxième cas de contact, la relation force-pénétration dépend nécessairement de l'orientation relative  $\Phi$  des fibres selon le modèle de Hertz (Réf. Annexe B).



**Figure 6.7 : Les types de contact entre les fibres. (a) Contact parallèle. (b) contact oblique.**

Cette orientation relative ne reste pas constante durant le réarrangement des fibres lors de la compaction. D'autre part, la formulation de contact décrite dans la section précédente ne prend pas en considération ce changement de l'angle  $\Phi$  de contact entre deux fibres, elle permet plutôt d'identifier les paramètres de contact pour une orientation constante.

Pour remédier à ce problème, deux solutions sont possibles :

- (i) Ajuster les paramètres de la loi de contact à chaque incrément de calcul durant les simulations, de façon à s'adapter à la distribution et la variation des angles de contact entre les fibres.
- (ii) Identifier les paramètres de contact pour un angle de contact relatif moyen, puis l'appliquer sur l'ensemble des fibres de l'échantillon.

La première solution nécessite d'établir une UMAT sur Abaqus®, qui est susceptible d'augmenter très significativement le temps de calcul. Ainsi, avant de mettre en œuvre une stratégie coûteuse, il est nécessaire de se poser la question de l'impact sur le résultat souhaité dans l'intervalle des angles présents dans l'échantillon.

Pour mettre en œuvre la solution (ii), il faut simuler l'essai de compaction avec différents angles (notamment extrêmes dans l'intervalle rencontré). Chaque simulation correspondant à un angle unique. La différence observée est alors représentative de l'impact de l'angle relatif sur le résultat. Pour cette raison, deux angles de contact extrêmes ainsi qu'un angle moyen ont été testés (ces angles ont été estimés par visualisation de la microstructure initiale de l'échantillon)

:  $\Phi_1 = \Phi_{min} = 2^\circ$ ,  $\Phi_2 = \Phi_{avg} = 6^\circ$  et  $\Phi_3 = \Phi_{max} = 10^\circ$ .

En utilisant la formulation de contact décrite précédemment, dont les paramètres sont identifiés en se référant à la loi de Hertz explicité en annexe B, les courbes liant l'effort de contact à la pénétration  $\delta$  sont représentées sur la figure 6.8a pour le cas de contacts parallèles et sur la figure 6.8b pour le cas de contacts obliques. Les résultats montrent que le modèle numérique de contact reproduit correctement le modèle analytique de Hertz. Les paramètres identifiés sont représentés dans le tableau 6.2.

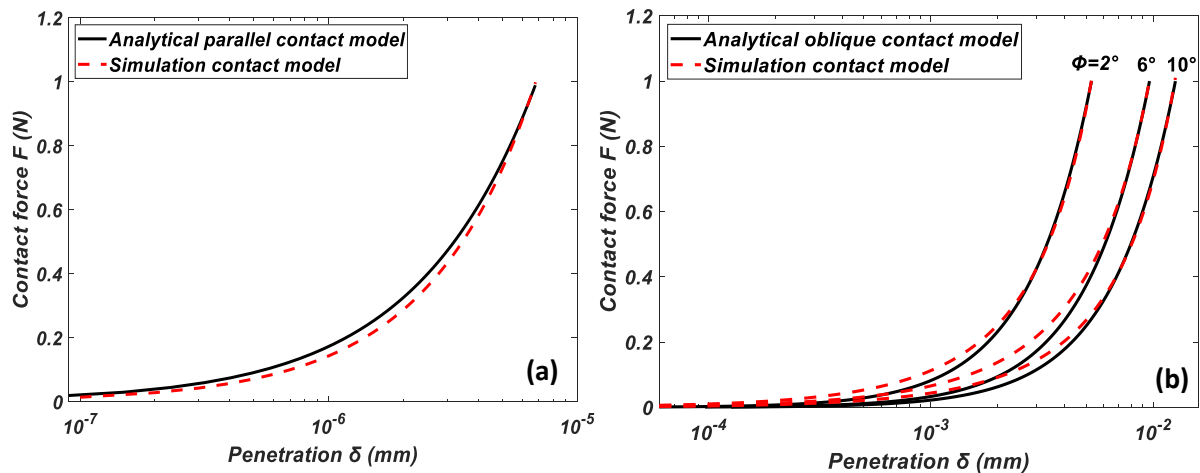


Figure 6.8 : Comparaison entre le modèle de contact analytique de Hertz et le modèle de contact numérique pour le cas de contacts parallèles (a), et le cas de contacts obliques (b).

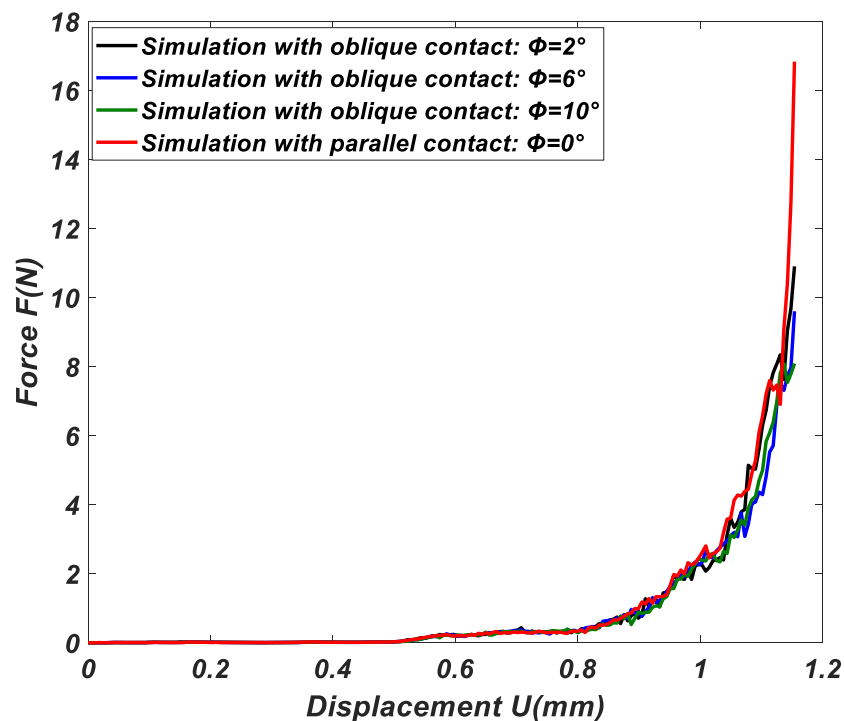
Les lois numériques obtenues sont injectées sur Abaqus®. Quatre simulations préliminaires de compaction, correspondant aux quatre angles de contact identifiés, ont été effectuées afin de comparer les courbes de compaction.

Les résultats sont présentés dans la figure 6.9 où la force de compaction est tracée en fonction du déplacement  $U$  du mors inférieur de la micro presse (Réf. Chapitre 2 figure 4.2).

| $\Phi$     | $d$ (mm)      | $S$    | $S_0$  |
|------------|---------------|--------|--------|
| $0^\circ$  | $1.10^{-7}$   | 1,0008 | 0,74   |
| $2^\circ$  | $4,6.10^{-5}$ | 1,0101 | 0,021  |
| $6^\circ$  | $4,6.10^{-5}$ | 1,0047 | 0,0087 |
| $10^\circ$ | $5.10^{-5}$   | 1,0045 | 0,013  |

Tableau 6.2 : Paramètres du modèle de contact numérique obtenus en se référant au modèle de Hertz.

Chacune des orientations relatives testées conduit à des courbes de compaction similaires. Ainsi, il est tout à fait raisonnable de travailler avec un angle moyen dans cette première phase du travail. Pour affiner encore ce résultat, une perspective pourrait être de travailler sur la distribution des orientations relatives au niveau du contact à différents instants pour avoir une idée de cette répartition. Ensuite une étude de sensibilité sur la distribution permettrait de conclure définitivement sur l'intérêt de mettre en œuvre une dépendance de la loi de contact par rapport aux orientations relatives locales. Si, dans le cas de fortes variations d'angle, une stratégie localement dépendante de l'angle relatif apporterait sans doute un gain de précision, il est fort probable que pour les rovings (à fibres quasi parallèles), peu de gains soient à espérer d'une stratégie plus fine que celle de l'angle moyen.



**Figure 6.9 : Simulation de l'essai de compaction à l'aide du modèle de contact parallèle et du modèle de contact oblique pour trois angles de contact relatifs.**

Le frottement entre les fibres est modélisé par le modèle classique de Coulomb. L'une des difficultés de la modélisation à l'échelle de la fibre est l'utilisation du coefficient de frottement approprié. Un coefficient moyen de  $\mu=0,2$  sera adopté en se référant au travail de [Gassara, 2016]. Dans cette référence il a été mis en évidence que ce coefficient dépend de l'aspect surfacique particulier des fibres de polyester qui conduit à des coefficients de frottement légèrement différents en fonction du mouvement relatif entre les fibres. Mais ce niveau de précision dans la description du frottement n'est pas intégré dans ce travail.

Après avoir défini le type d'éléments finis ainsi que la loi de contact adéquate, il est temps de s'intéresser à la définition des paramètres de calcul explicite. L'objectif est de simuler le plus fidèlement possible le comportement de la microstructure fibreuse durant la phase de réarrangement des fibres ainsi que dans la phase statique de verrouillage où les fibres sont à leur équilibre statique. Pour ce faire, des cas tests ont été étudiés comme le montrent la section 6.2.

## 6.2 Cas tests analytiques et numériques

L'objectif de cette section est d'étudier deux cas test utilisés pour identifier les paramètres de simulation explicite. Ces cas tests sont aussi utiles pour simuler plusieurs cas de sollicitations et collecter des informations sur le comportement statique et cinématique des fibres durant un temps de calcul optimal. Le premier cas test concerne le cas dynamique, i.e. le réarrangement des fibres ; le deuxième cas test concerne le cas statique, plus représentatif de la phase de verrouillage par compaction.

### 6.2.1 Cas test dynamique : réarrangement des fibres

#### a. Présentation du cas test

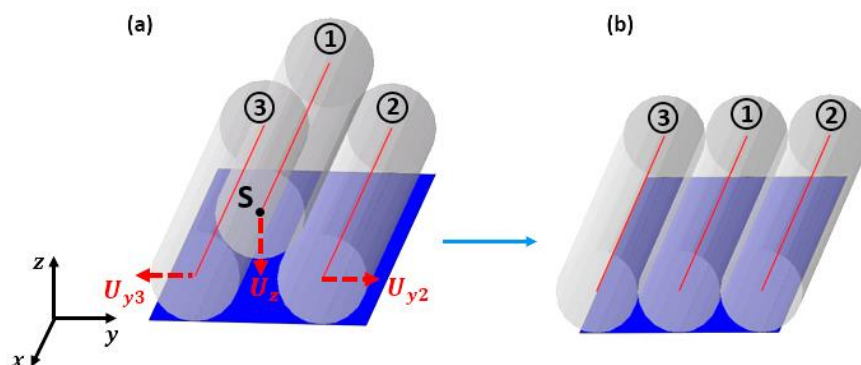
Le réarrangement des fibres est majoritaire durant la compaction des milieux fibreux, il est important de le simuler proprement, car il reflète l'effet du frottement sur la cinématique des fibres. C'est pour cette raison que l'essai de compaction réel a été effectué avec une vitesse relativement faible ( $v_{test} \approx 0.087 \text{ mm/s}$ ), (Réf Chapitre 2 section 4.1.4). Ceci a permis d'assurer un test quasi statique et d'éviter les effets d'inertie qui pourraient modifier la cinématique des fibres. De même, d'un point de vue numérique, la stratégie de simulation doit également fournir des simulations quasi statiques. Par conséquent, un cas test inspiré de la phase de réarrangement de l'essai de compaction a été développé et utilisé pour identifier les paramètres appropriés afin d'assurer une simulation quasi statique.

Le cas test consiste à étudier le réarrangement de trois fibres droites et parallèles (modélisées par des éléments poutres B31) placées sur une plaque analytique rigide comme le montre la figure 6.10a. Un déplacement  $u_z$  suivant l'axe  $z$  est appliqué sur la fibre 1. Les déplacements  $u_{y2}$  et  $u_{y3}$  suivant l'axe  $y$  sont calculés respectivement pour les deux fibres 2 et 3 en fonction de  $u_z$ . Le même coefficient de frottement mentionné auparavant est utilisé, i.e.  $\mu = 0.2$ .



### b. La solution de référence

Étant donné que la solution analytique pour de tels cas n'est pas évidente, une analyse en dynamique implicite sur Abaqus®/Standard a été utilisée comme solution de référence. En effet, l'exactitude de la solution sur Abaqus®/Standard est automatiquement vérifiée du fait qu'elle est basée sur la résolution implicite de l'équation d'équilibre. Les déplacements  $u_{y2}$  et  $u_{y3}$  obtenus pour les deux fibres 2 et 3 sont considérés comme référence pour valider ceux qui sont obtenus sur Abaqus®/Explicit. Le modèle du cas test est symétrique par rapport au plan  $(S, \vec{x}, \vec{z})$  (figure 6.10a). Ainsi, il suffit de se référer au déplacement  $u_y = u_{y2} = -u_{y3}$ . Le résultat de la solution de référence est présenté dans la figure 6.11, où le déplacement  $u_y$  est tracé par rapport au déplacement  $u_z$ . Parallèlement, la figure 6.10b illustre la position finale des trois fibres. Il est important de remarquer que la fibre 1 reste en contact avec les fibres 2 et 3 tout au long de la simulation.



**Figure 6.10 : Illustration du cas test de réarrangement. (a) État initial. (b) État final obtenu après la simulation sur Abaqus®/Standard : solution de référence.**

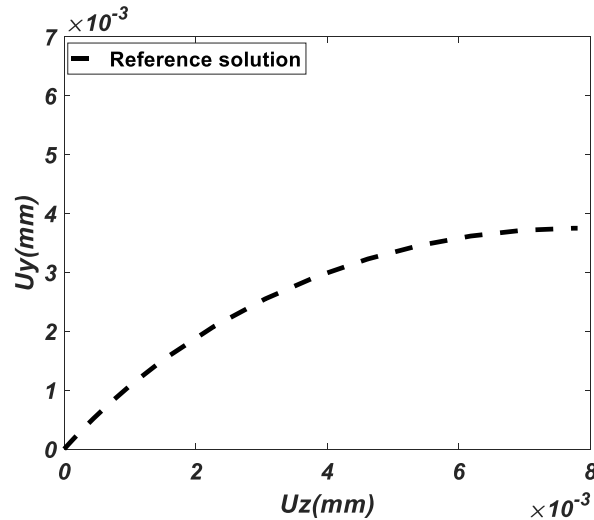


Figure 6.11 : Solution de référence du déplacement  $U_y$  obtenu par le calcul en dynamique implicite sur Abaqus®/Standard.

### c. Définition du paramètre de simulation en explicite

Le temps de calcul nécessaire pour effectuer une simulation quasi statique en dynamique explicite est souvent relativement long. En effet, le temps global d'une simulation est proportionnel au nombre d'incréments  $n$ , qui est exprimé par la formule 6.6.

$$n = T \cdot \max \left( \frac{1}{L_e} \sqrt{\frac{\lambda + 2\gamma}{\rho}} \right) \quad (6.6)$$

$T$  est la période de la simulation,  $L_e$  est la taille du plus petit élément fini dans le modèle,  $\lambda$  et  $\gamma$  sont les coefficients de Lamé et  $\rho$  est la densité du matériau. Un essai quasi statique nécessite naturellement une période  $T$  relativement grande. De plus, les fibres sont modélisées par des éléments finis linéaires, par conséquent il a fallu utiliser un nombre d'éléments suffisant et donc réduire leur taille  $L_e$  pour simuler précisément la flexion des fibres (Réf. Section 6.1.2). Alors, selon la formule 6.6, le nombre d'incréments  $n$  augmente, ce qui entraîne un temps de calcul plus grand. Le présent cas test est utilisé également pour illustrer ce raisonnement. Pour ce faire, différentes périodes  $T$  ont été testées, i.e. différentes vitesses  $v_z$  ont été testées, car  $v_z = \frac{u_z}{T}$  où  $u_z$  est le déplacement appliqué sur la fibre 1. Il a été conclu qu'une vitesse de  $v_z = 0.23 \text{ mm/min}$  permet d'avoir exactement le même déplacement obtenu par la solution de référence, comme illustrée dans la figure 6.12. En revanche, le temps de calcul nécessaire pour terminer la simulation dans ce cas vaut 12 heures. Ce temps n'est pas raisonnable relativement au réarrangement de seulement trois fibres. À ce stade, il convient de se demander comment

simuler correctement le réarrangement des fibres sur Abaqus®/Explicit avec un temps de calcul raisonnable.

En se basant sur l'équation 6.6, deux solutions classiques sont possibles pour répondre à cette question :

- (i) Augmentation artificielle de la densité (mass scaling) du matériau  $\rho$ .
- (ii) Réduction artificielle la période T de la simulation.

La solution (i) n'est pas adaptée dans ce cas d'étude. En effet, la microstructure initiale de l'assemblage fibreux ne restera pas à son équilibre statique, car plus la densité est élevée plus la microstructure est compactée uniquement par le champ gravitationnel. Ainsi, la microstructure initiale ne sera plus la même que celle de l'échantillon réel avant le commencement de l'essai. Pour cette raison, la réduction de la période T, i.e. l'augmentation de la vitesse de chargement  $v_z$ , est la solution adoptée. Un temps de calcul raisonnable doit être ciblé par rapport aux futurs objectifs de l'étude, notamment l'intégration de plusieurs centaines de fibres dans l'assemblage fibreux. Quelques heures pour une centaine de fibres seraient un temps de calcul raisonnable à cibler. Des simulations préliminaires de l'essai de compaction, avec les échantillons de 40 fibres, ont été effectuées. Il a été conclu qu'une vitesse de chargement de l'ordre de  $10^3 mm/min$  permet d'avoir un temps de calcul estimé à quelques minutes, ce qui est raisonnable pour atteindre l'objectif de quelques heures pour une centaine de fibres. Par conséquent,  $v'_z = 10^3 mm/min$  a été testé à l'aide du cas test de réarrangement décrit précédemment. Les résultats sont présentés dans la figure 6.12 où le déplacement  $u_y$  obtenu est comparé à celui de la solution de référence. La figure 6.13 représente également la position finale des fibres après la simulation à la vitesse  $v'_z$ .

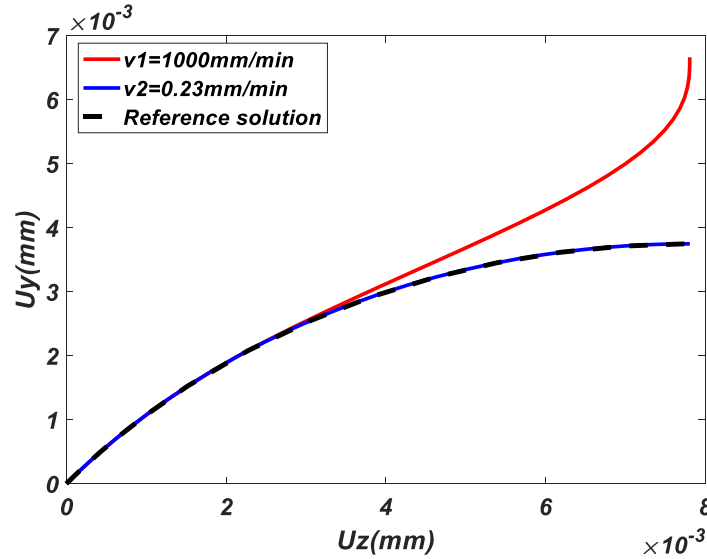


Figure 6.12 : Influence de la vitesse de chargement sur le déplacement des fibres.

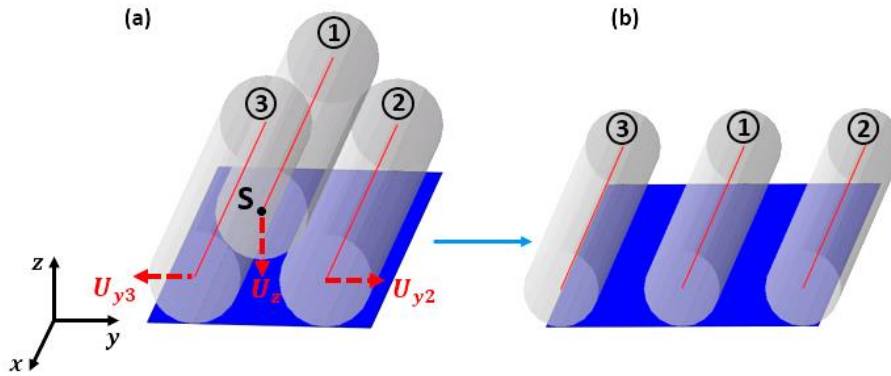


Figure 6.13 : Cas test : réarrangement de trois fibres droites et parallèles. (a) État initial. (b) Réarrangement obtenu par l'analyse en dynamique explicite conduisant à un effet d'inertie et une perte de contact,  $v_2=1000\text{mm/min}$ ,  $\text{CPU}=27\text{mm/min}$ .

Ces résultats montrent que la simulation n'est plus quasi statique puisque le déplacement  $u_y$  n'est plus conforme à la solution de référence. De même, les fibres ne restent plus en contact comme dans la solution de référence. Ceci est dû aux effets d'inertie induits par l'augmentation de la vitesse. En effet, le schéma explicite est basé sur l'intégration de l'équation d'équilibre dynamique (équation 6.7) en utilisant un incrément de temps exprimé suivant l'inégalité 6.8.

$$[K] u + [D] \dot{u} + [M] \ddot{u} = \sum F_{ext} \quad (6.7)$$

$[K]$ ,  $[D]$  et  $[M]$  sont respectivement les matrices de rigidité, d'amortissement et de masse.  $F_{ext}$  est le vecteur des efforts externes.

$$\Delta t \leq \min \left( L_e \sqrt{\frac{\rho}{\lambda + 2\mu}} \right) \quad (6.8)$$

Selon l'inégalité 6.8, utiliser un maillage de taille réduite, comme c'est le cas dans la présente étude, conduira à des incréments de temps plus petit. En plus, réduire la période T augmentera automatiquement la vitesse de chargement. Par conséquent, intégrer l'équation d'équilibre dynamique sur un pas de temps réduit avec une grande vitesse de chargement conduira forcément à augmenter le terme  $[M]\ddot{u}$ , induisant ainsi des effets d'inertie significatifs. Pour cette raison, l'inégalité 6.9 doit être respectée pour maintenir une simulation quasi statique.

$$K_e < 10^{-2} S_e \quad (6.9)$$

$K_e$  est l'énergie cinétique et  $S_e$  est l'énergie de déformation de l'ensemble des fibres. Pendant la phase de réarrangement, les fibres se réarrangent sans se déformer, les efforts de contact étant encore faibles durant cette phase. Par conséquent, leur énergie cinétique est forcément plus grande que leur énergie de déformation. La condition 6.9 ne peut pas être respectée.

Réduire la vitesse absolue  $\dot{u}$  en utilisant l'amortissement  $[D]$  dans l'équation d'équilibre 6.7 est l'une des options pour surmonter ce problème. La matrice d'amortissement est une combinaison linéaire de la matrice de masse et de la matrice de rigidité :

$$[D] = \alpha[M] + \beta[K] \quad (6.10)$$

Le facteur  $\alpha$  introduit des efforts d'amortissement proportionnels à la masse. Le facteur  $\beta$  introduit des contraintes d'amortissement proportionnelles à la vitesse de déformation du matériau à chaque point d'intégration, simulant ainsi l'idée d'un comportement visqueux lié au matériau lui-même. L'amortissement proportionnel à la masse est le plus adapté aux mécanismes de réarrangement des fibres du fait de l'absence de la déformation. De plus, les deux facteurs  $\alpha$  et  $\beta$  tendent à diminuer le pas de temps stable, ce qui a pour conséquence d'augmenter le temps de calcul. Mais l'influence du facteur  $\alpha$  est plus faible que celle du facteur  $\beta$ .

L'amortissement du matériau a été déjà utilisé dans le cadre du travail de [I. Abd El-Rahman and Tucker, 2013], la valeur adoptée dans cette référence a été testée, elle ne permet pas de réduire les effets d'inertie dans le cas présent. Par conséquent, ce même cas test a été utilisé pour

identifier le paramètre d'amortissement approprié. Différents coefficients d'amortissement de matériau ont été testés, les résultats obtenus sont présentés sur la figure 6.14.

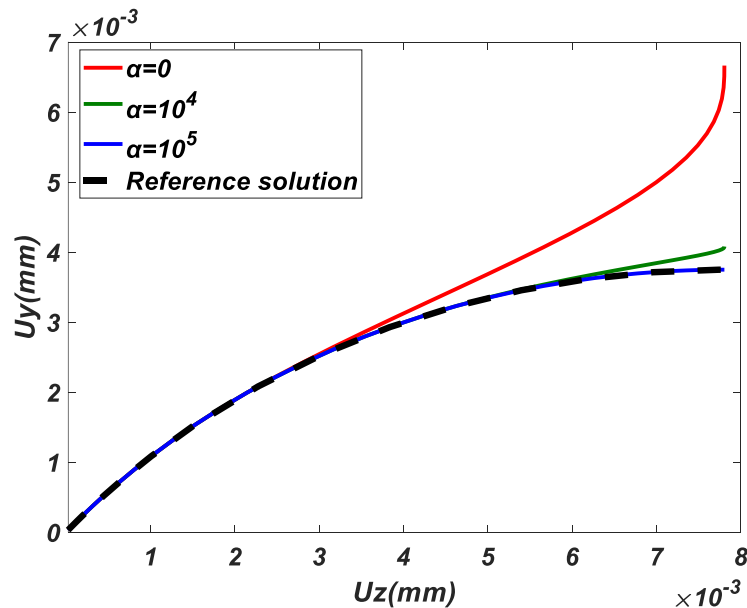


Figure 6.14 : Influence du coefficient d'amortissement de matériau sur le déplacement des fibres pour la vitesse  $v_2=1000\text{mm/min}$ .

Le déplacement  $u_y$  est conforme à la solution de référence pour un coefficient  $\alpha = 10^5$  qui semble être approprié à la vitesse de chargement utilisée, à savoir  $v'_z = 10^3\text{mm/min}$ . Bien que l'amortissement augmente légèrement le temps de calcul (tableau 6.3), ce dernier reste nettement inférieur au temps de la simulation quasi statique avec la vitesse  $v_z = 0.23\text{mm/min}$  ( $\approx 12$  heures), tout en ayant des déplacements des fibres correspondant à ceux de la solution de référence.

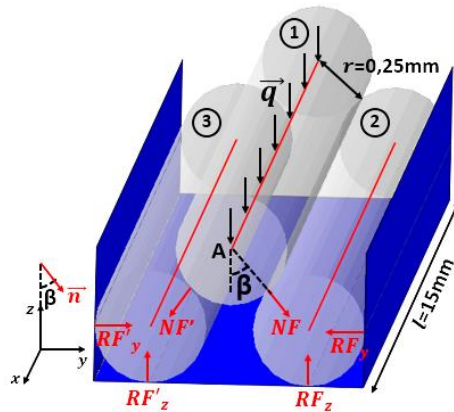
| $\alpha$    | 0  | $10^4$ | $10^5$ |
|-------------|----|--------|--------|
| CPU Time(s) | 27 | 30     | 34     |

Tableau 6.3 : Influence du coefficient d'amortissement de matériau sur le temps de calcul concernant le cas test présenté dans la figure 6.13

### 6.2.2 Cas test statique

Après avoir étudié la phase de réarrangement, il est nécessaire d'analyser le comportement des éléments poutres linéaires B31 en phase statique où les fibres sont à l'équilibre statique, et les efforts de contact sont plus élevés que ceux de la phase de réarrangement. Dans cette phase statique, et en se référant à l'essai réel de compaction, les fibres, initialement courbées,

deviennent plus droites et compactées les unes par rapport aux autres. Cet état peut être modélisé par le cas test illustré à la figure 6.15. Cette dernière présente trois fibres droites et parallèles mises en contact entre elles : la fibre 1 est en contact avec les fibres 2 et 3 qui ne sont pas en contact entre elles. Les axes des fibres 2 et 3 sont décalés par rapport à l'axe de la fibre 1 d'un angle  $\beta$  par rapport à l'axe  $\vec{z}$ . Les trois fibres sont placées dans une plaque rectangulaire analytique rigide afin de simuler une compaction confinée. À titre d'exemple, les 40 fibres de l'échantillon 1 subissent un effort de compaction total de 12N. Pour rester dans les mêmes ordres de grandeur, les trois fibres, dans ce cas d'essai, sont soumises à une charge de compaction d'1N en plus de leur propre poids  $\vec{w}$ . Donc pour une fibre de longueur 15mm, un effort linéique  $\|\vec{q}\| = 0.066N/mm$  est appliqué sur la fibre 1 suivant l'axe  $\vec{z}$ .



**Figure 6.15 : cas test statique : contact entre 3 fibres droites et parallèles.**

Soient  $\overrightarrow{NF}$  et  $\overrightarrow{NF'}$  les efforts de contact appliqués par la fibre 1 respectivement sur la fibre 2 et la fibre 3.  $\overrightarrow{RF}$  et  $\overrightarrow{RF'}$  les efforts de réactions appliqués par la plaque analytique rigide respectivement sur les fibres 2 et 3 suivant l'axe  $\vec{y}$ . L'objectif du présent cas test est d'étudier la réponse des éléments poutres B31 par le biais des efforts de contact poutre-poutre  $\|\overrightarrow{NF}\|$  et  $\|\overrightarrow{NF'}\|$  ainsi que les efforts de réactions poutre-plaque  $\|\overrightarrow{RF}\|$  et  $\|\overrightarrow{RF'}\|$  en fonction de la charge externe  $\|\vec{q}\|$ . Étant donné que le problème est symétrique par rapport au plan  $(A, \vec{x}, \vec{z})$  (figure 6.15), la force normale  $\|\overrightarrow{NF'}\|$  est théoriquement égale à  $\|\overrightarrow{NF}\|$ . De même, la force de réaction  $\|\overrightarrow{RF'}\|$  est la même que  $\|\overrightarrow{RF}\|$ .

Les résultats obtenus seront utilisés pour analyser :

- (i) La fiabilité des efforts de contact et de réactions dans un cas particulier tel que l'état statique de l'essai de compaction.

- (ii) L'influence du coefficient d'amortissement du matériau sur les efforts de contact et de réactions.

Les résultats sont aussi confrontés à la solution analytique du même cas test. En effet, uniquement dans ce cas test, le contact des éléments poutres est défini comme étant un « hard contact » toujours dans le cadre de l'algorithme de contact général. Cette formulation de contact permet de limiter la pénétration entre les éléments B31 et donc limiter la variation de l'angle  $\beta$ . Ainsi, le cas test peut être traité comme étant un problème de solides indéformables. Afin de trouver analytiquement les efforts  $\|\overrightarrow{NF}\|$  et  $\|\overrightarrow{RF}\|$ , l'équilibre statique est appliqué comme détaillé dans l'annexe A. L'évolution des efforts de contact  $\|\overrightarrow{RF}\|$  et  $\|\overrightarrow{RF'}\|$  obtenue numériquement en fonction de la charge  $\|\vec{q}\|$  est comparée avec les résultats analytiques dans la figure 6.16a. De même pour les efforts de réaction  $\|\overrightarrow{RF}\|$  et  $\|\overrightarrow{RF'}\|$  sur la figure 6.16b. Analytiquement,  $\|\overrightarrow{NF}\|$  et  $\|\overrightarrow{RF}\|$  évoluent linéairement par rapport à  $\|\vec{q}\|$ . La même évolution linéaire est obtenue numériquement par les éléments poutres B31. De plus, la symétrie du problème est également respectée. D'autre part, l'erreur entre les valeurs analytiques et numériques est quasiment nulle, ce qui signifie que l'amortissement du matériau utilisé (Réf. Section 6.2.1.a) n'a aucun impact sur les forces de contact et de réaction. En effet, le terme  $[D]\dot{u}$  dans l'équation d'équilibre dynamique (équation 6.7) est négligeable par rapport aux efforts de contact. Ainsi, les efforts d'amortissement sont négligeables devant les efforts de contact dans la phase d'équilibre statique des fibres.

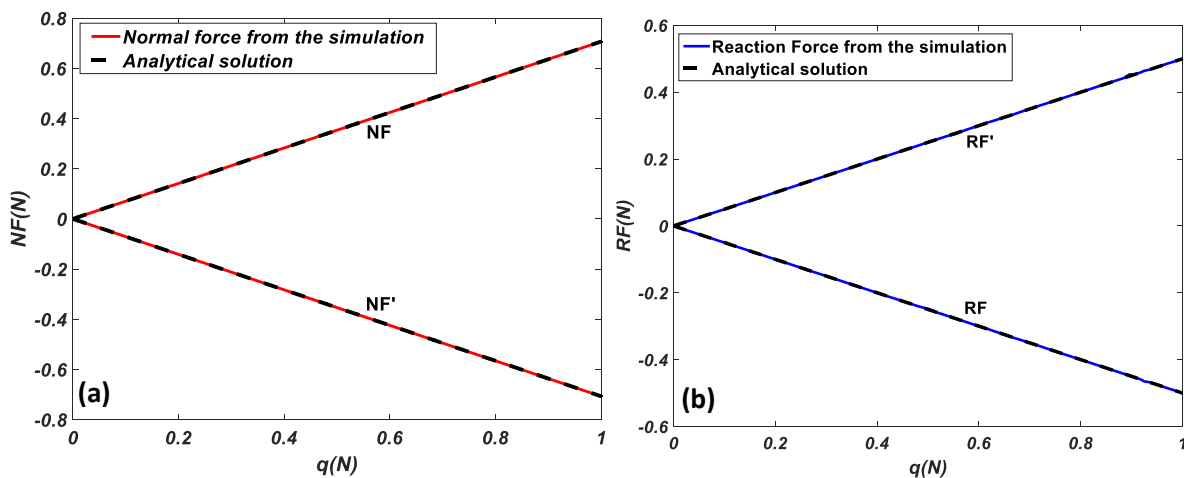


Figure 6.16 : Évolution des efforts (a) de contact et (b) de réaction en fonction de la charge  $\|\vec{q}\|$ .



### 6.3 Bilan sur la stratégie de simulation

Le modèle de la géométrie du réseau fibreux est extrait des images de la tomographie à rayons X de l'échantillon réel (Réf. Chapitre 2). Il est constitué de 40 fibres. Chaque fibre est modélisée par des éléments poutre linéaires B31. Le canal de compaction est modélisé par des plaques analytiques rigides ; la plaque supérieure est fixée tandis que la plaque inférieure est contrôlée par le déplacement  $U$ . Ce modèle est présenté dans la figure 6.17.

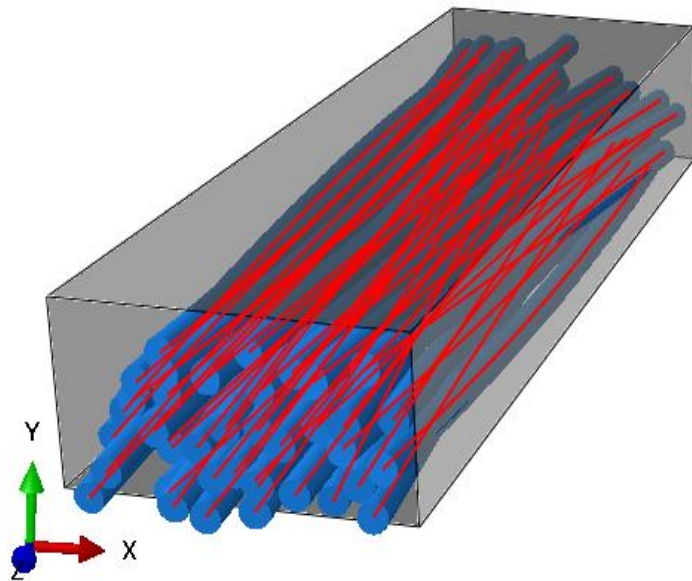


Figure 6.17: Milieu fibreux modèle ; 40 fibres et 4 plaques analytiques rigides.

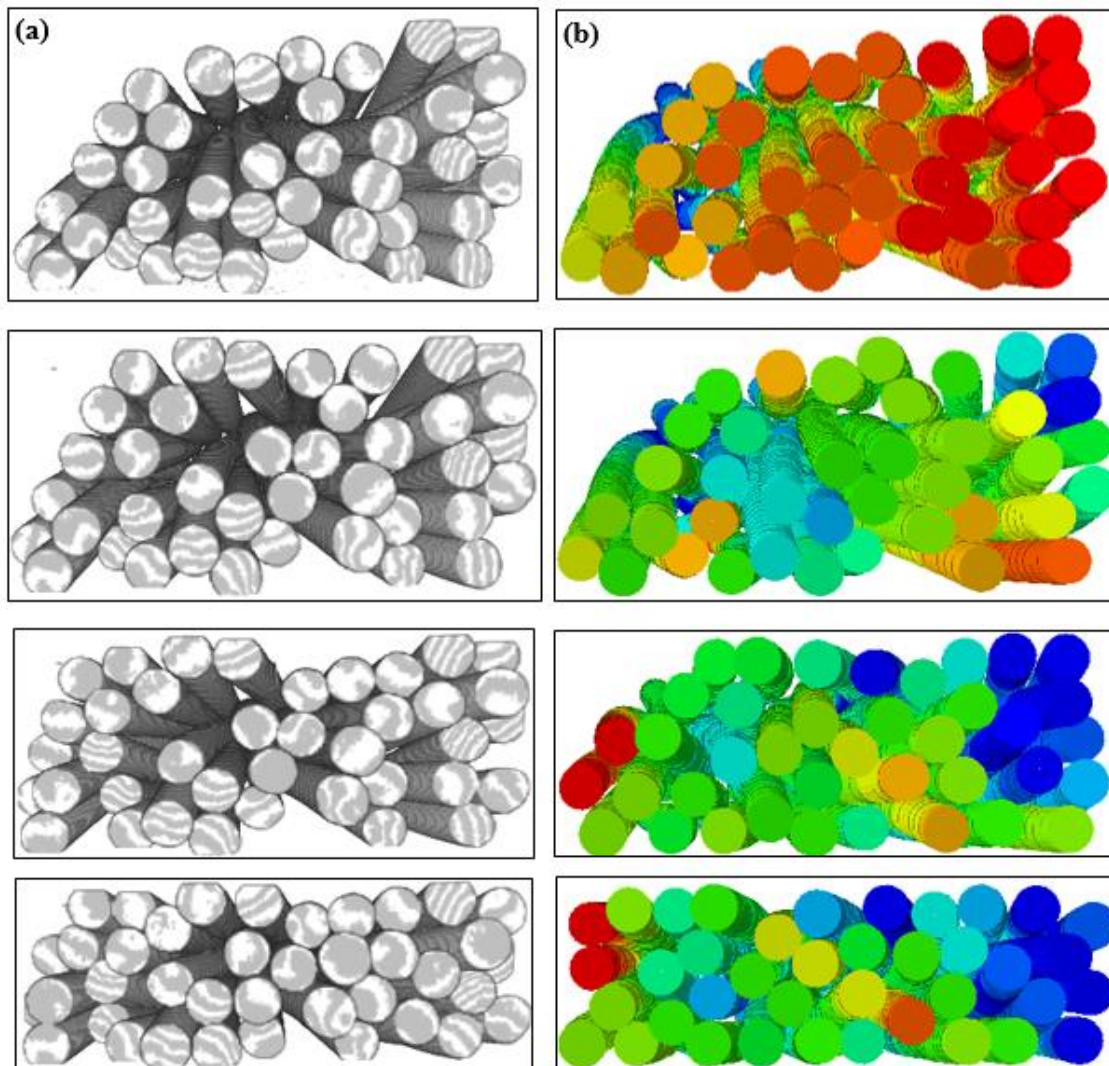
La vitesse de chargement est égale à  $10^3 \text{ mm/min}$  afin d'atteindre un temps de calcul d'une dizaine de minutes. Un coefficient d'amortissement de matériau  $\alpha = 10^5$  est utilisé pour contrôler les effets d'inertie. L'algorithme de contact général sur Abaqus®/Explicit est utilisé pour modéliser le contact entre les éléments poutre. Le contact normal est géré par une formulation effort-pénétration sous forme d'interpolation linéaire d'une fonction puissance. Les paramètres de cette formulation sont définis en se référant au modèle de contact analytique de Hertz. Le contact tangentiel est modélisé par la loi de coulomb de coefficient de frottement  $\mu = 0,2$ . Certaines hypothèses concernant le modèle mécanique et le modèle géométrique doivent être prises en compte.

- (i) Le coefficient de frottement entre deux fibres de polyester est difficile à estimer et dépend de nombreuses variables, une valeur moyenne de 0,2 est utilisée selon [Gassara, 2016].
- (ii) le coefficient d'adhérence est supposé égal au coefficient de frottement.
- (iii) La déformation locale entre les fibres est négligée en raison de la rigidité de la section transversale des éléments poutre, mais son effet sur la rigidité est intégré dans la loi de contact.
- (iv) le diamètre des éléments poutre est considéré identique et constant pour toutes les fibres.

## Partie 7 : Dialogue expérience –simulation

L'essai de compaction est simulé en utilisant la stratégie de simulation développée dans ce chapitre. Comme il a été explicité auparavant, les deux cas de contact parallèle et oblique sont présents au sein de l'échantillon fibreux durant la compaction. Par conséquent, les résultats obtenus par les deux modèles de contact ont été comparés avec les résultats de l'essai réel. L'évolution de la force de compaction en fonction du déplacement  $U$  est présentée dans la figure 7.1 pour le cas du contact parallèle, et dans la figure 7.2 pour le cas du contact oblique.

Les résultats obtenus montrent une très bonne cohérence, témoignant du potentiel de la stratégie, d'autant plus qu'aucun mécanisme d'identification inverse n'a été mis en œuvre pour recalibrer le calcul. La figure 7.1 illustre ce dialogue expérience-simulation avec une comparaison qualitative entre l'essai et la simulation de compaction.



**Figure 7.1 : Comparaison qualitative entre (a) la compaction de l'échantillon réel et (b) la compaction du modèle numérique.**

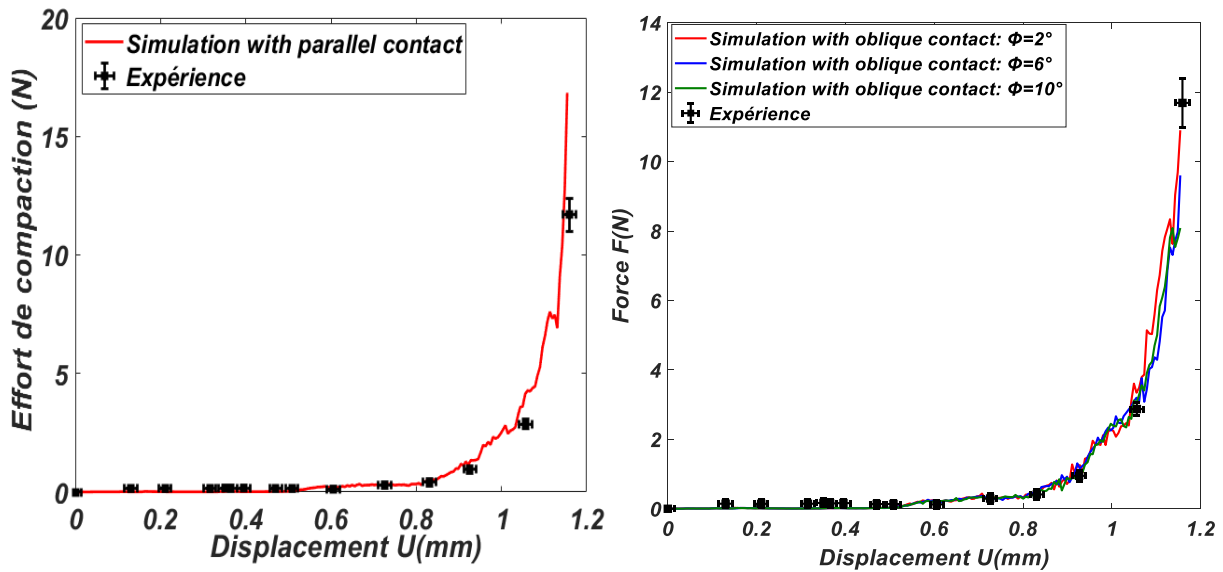


Figure 7.2 : (a) Comparaison entre l'essai et la simulation de compaction dans le cas de contact parallèle. (b) Comparaison entre l'essai et la simulation de compaction dans le cas de contact oblique.

Cependant, afin d'avoir une meilleure compréhension du comportement de l'assemblage fibreux, il est également intéressant d'analyser les résultats de la simulation d'un point de vue énergétique. Ainsi, la figure 7.3 présente l'évolution de trois énergies intégrales du modèle : l'énergie cinétique  $K_e$ , l'énergie de contact  $P_w$  et l'énergie de déformation  $S_e$ . L'énergie cinétique représente le réarrangement des fibres, l'énergie de contact représente le travail des efforts de pénalisation, et l'énergie de déformation représente la déformation des fibres, plus particulièrement, dans le cas présent, l'énergie liée à la flexion.

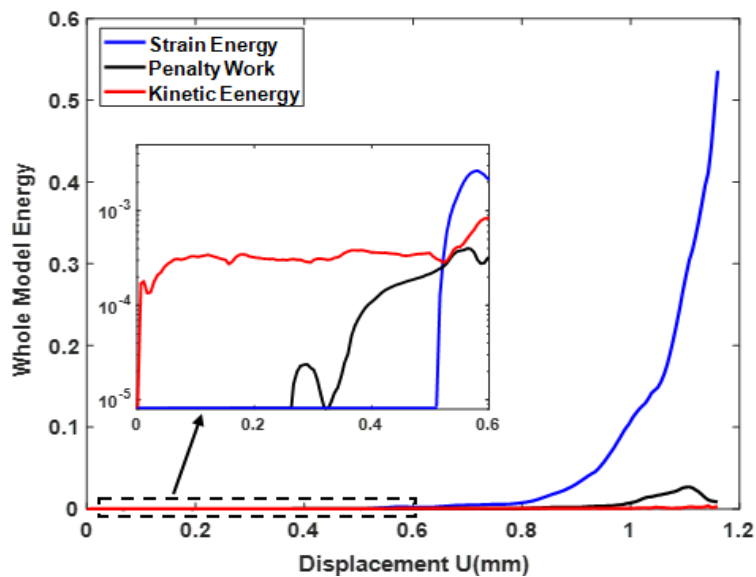


Figure 7.3 : L'énergie intégrale cinétique de contact et de déformation durant la simulation de la compaction.

Pour la compaction obtenue avec les deux cas de contact parallèles (figure 7.2a) et obliques (figure 7.2b), et quand le déplacement  $U$  est dans l'intervalle  $U \in [0,0.55](mm)$ , la force de compaction est relativement faible ( $\approx 2\%$  de l'effort maximal). En effet, dans cette phase de compaction, la fraction volumique initiale des fibres ( $v_{f0} = 37.7\%$ ) laisse suffisamment d'espace pour que les fibres puissent se déplacer comme des corps rigides. Le réarrangement des fibres, dans ce cas particulier, est caractérisé par une énergie de déformation négligeable par rapport à l'énergie cinétique totale, comme le montre la figure 7.3.

Par conséquent, la condition classiquement utilisée pour assurer que les effets d'inertie n'induisent pas de perturbation des calculs a peu de sens dans cette phase, comme cela a été abordé précédemment (Réf. inégalité 6.9). Cependant, le coefficient d'amortissement identifié semble être adéquat pour contrôler le réarrangement des fibres et stabiliser la simulation.

Par la suite, tandis que l'énergie de déformation reste faible, l'énergie de contact augmente à  $U = 0,26mm$ , ce qui signifie que les interactions entre les fibres augmentent, le glissement inter-fibre conduisant à une augmentation notable du travail de ces efforts de contact. Pour les deux modèles de contact, et à partir d'une valeur de déplacement égale à  $U = 0.55mm$ , l'effort de compaction commence à augmenter progressivement, la rigidité totale de l'assemblage fibreux devient significative. En effet, la flexion des fibres commence à prendre place en même temps que le réarrangement des fibres. Ceci est prouvé par l'augmentation de l'énergie de déformation à la même valeur de déplacement, à savoir  $U = 0.55mm$ . À ce point particulier, l'ensemble des énergies du modèle sont presque au même niveau ( $Ke \approx Se \approx Pw$ ), ceci marque le début d'une phase de transition entre le réarrangement des fibres et leur verrouillage vers l'équilibre statique et  $U \in [0.55,1.12](mm)$ . Cette phase de transition est aussi cruciale que les autres phases ; en effet, le réarrangement, les interactions et la déformation des fibres se produisent simultanément. Par conséquent, le modèle numérique doit être capable de reproduire, le plus fidèlement possible, ces micromécanismes concurrents et simultanés. En se basant sur les résultats des figures 7.2a et 7.2b, le modèle proposé semble simuler de façon fiable la phase de transition puisque la courbe numérique de compaction est conforme aux données de l'expérience.

Lorsque le déplacement atteint la valeur  $U = 1.12mm$ , l'énergie de contact augmente de 92% jusqu'à sa valeur maximale comme le montre la figure 7.3. En effet, avant d'atteindre l'équilibre statique, le réseau fibreux passe par un état métastable. Par conséquent, les efforts de contact croissent rapidement, ce qui entraîne une augmentation de l'énergie de contact, pendant les

dernières phases de réarrangement. La fin du réarrangement conduit à un équilibre stable, ceci explique la diminution de l'énergie de contact à  $U = 1.12mm$ . À cette même valeur de déplacement, une chute de 9.8% de l'effort de compaction dans les deux cas de figure 7.2a et 7.2b est remarquée également.

Les deux modèles de contact parallèle et oblique offrent des résultats similaires et conformes à l'essai réel concernant la phase de réarrangement :  $U \in [0,0.55]$ , et la phase de transition :  $U \in [0.55,1.12]$ . En revanche, malgré l'impact non négligeable des interactions fibre-fibre durant ces deux phases, il reste insuffisant pour provoquer une différence notable entre les deux modèles de contact. Cependant, une différence est observée en ce qui concerne l'effort final de compaction au niveau du verrouillage des fibres : en comparant à la valeur maximale obtenue expérimentalement, la valeur prédite par le modèle de contact parallèle est supérieure de 30 % et celle prédite par le modèle de contact oblique est inférieure de 19 % (pour  $\Phi_{avg} = 6^\circ$ ).

En effet, comme expliqué précédemment (Réf section 6.1.5), les deux cas de contact sont présents dans le réseau fibreux du fait du changement permanent de l'angle de contact entre deux fibres voisines. Par conséquent, considérer un seul cas de contact homogène dans l'ensemble de l'échantillon montre quelques limites lorsque les efforts de contact augmentent. Pour obtenir une valeur plus fine de l'effort final il serait nécessaire de mieux prendre en compte les orientations relatives au niveau des contacts mais les coûts engendrés par cette stratégie semblent très pénalisants. Une stratégie intermédiaire consisterait à obtenir une valeur moyenne des orientations relatives et d'en déduire une courbe moyenne de rigidité de contact. Pour illustrer cette stratégie et prouver que le modèle développé est capable de prévoir l'effort final de compaction expérimental avec une erreur marginale réduite, les paramètres de contact  $S$ ,  $S_0$  et  $d$  peuvent être identifiés. Ainsi, la nouvelle courbe de compaction obtenue est représentée dans la figure 7.4 où la différence est réduite à 11 %. Les paramètres identifiés (Réf. tableau 7.1) conduisent logiquement à un comportement de contact dans la zone entre le contact parallèle et le contact oblique comme présenté dans la figure 7.5. Il semble ainsi raisonnable de chercher, dans une future étude, un modèle de contact général moyen en combinant les comportements de contact parallèles et obliques dans une loi de contact unique.

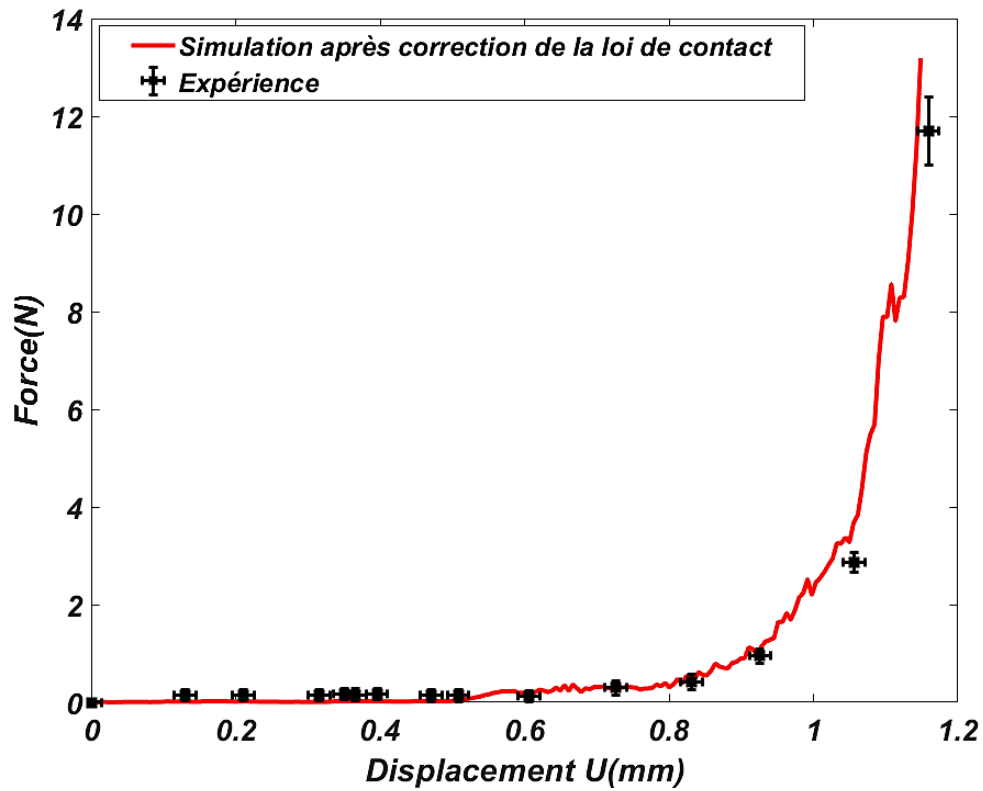


Figure 7.4 : Comportement en compaction obtenu avec le modèle de contact défini par les nouveaux paramètres de contact.

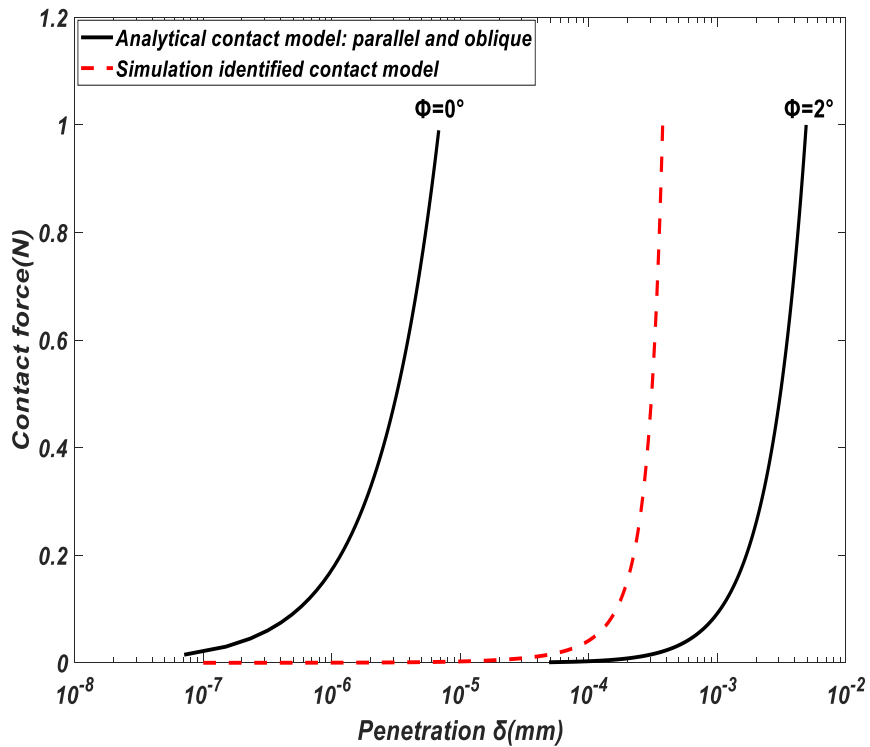


Figure 7.5 : Comportement obtenu avec les nouveaux paramètres de contact, comparé avec celui des contacts parallèles et obliques.

| $d$ (mm)    | $S$   | $S_0$ |
|-------------|-------|-------|
| $1.10^{-7}$ | 1.001 | 0.05  |

**Tableau 7.1 : Nouveaux paramètres de contact identifiés.**

Le modèle développé permet de reproduire le même comportement macroscopique que celui obtenu expérimentalement, mais il est aussi important d'intégrer dans ce dialogue simulation-expérience l'évolution de la microstructure qui est un point clé pour démontrer la pertinence de la description des phénomènes microstructuraux. Pour ce faire, la microstructure du réseau de fibres, obtenue par simulation, est comparée à la microstructure réelle extraite des images de la tomographie par rayons X. Les résultats sont présentés dans la figure 7.6 où les positions des fibres prédites par le modèle développé sont comparées à leurs positions réelles pour trois étapes de l'essai de compaction prises à titre d'exemple.

La cohérence globale est vraiment très intéressante, ce qui témoigne ici encore du potentiel de la stratégie proposée. En ce qui concerne les premiers niveaux de la compaction (le deuxième niveau, c'est-à-dire  $u = 0,21 \text{ mm}$ , est pris comme exemple), les deux positions expérimentales et numériques des fibres sont très proches l'une de l'autre.

Par la suite, plus la simulation de la compaction avance plus le cumul d'erreurs sur la position des fibres augmente naturellement du fait des hypothèses du modèle citées dans le bilan de la stratégie de simulation (section 6.3). Néanmoins, la position des fibres prédite par le modèle reste contrôlée et ne diverge pas. Au contraire, au dernier niveau de la compaction ( $u = 1,15 \text{ mm}$ ), la cohérence entre les positions des fibres expérimentales et numériques s'améliore quand la fraction volumique des fibres augmente, les fibres se réarrangent et convergent vers la microstructure expérimentale comme le montre la figure 7.6.



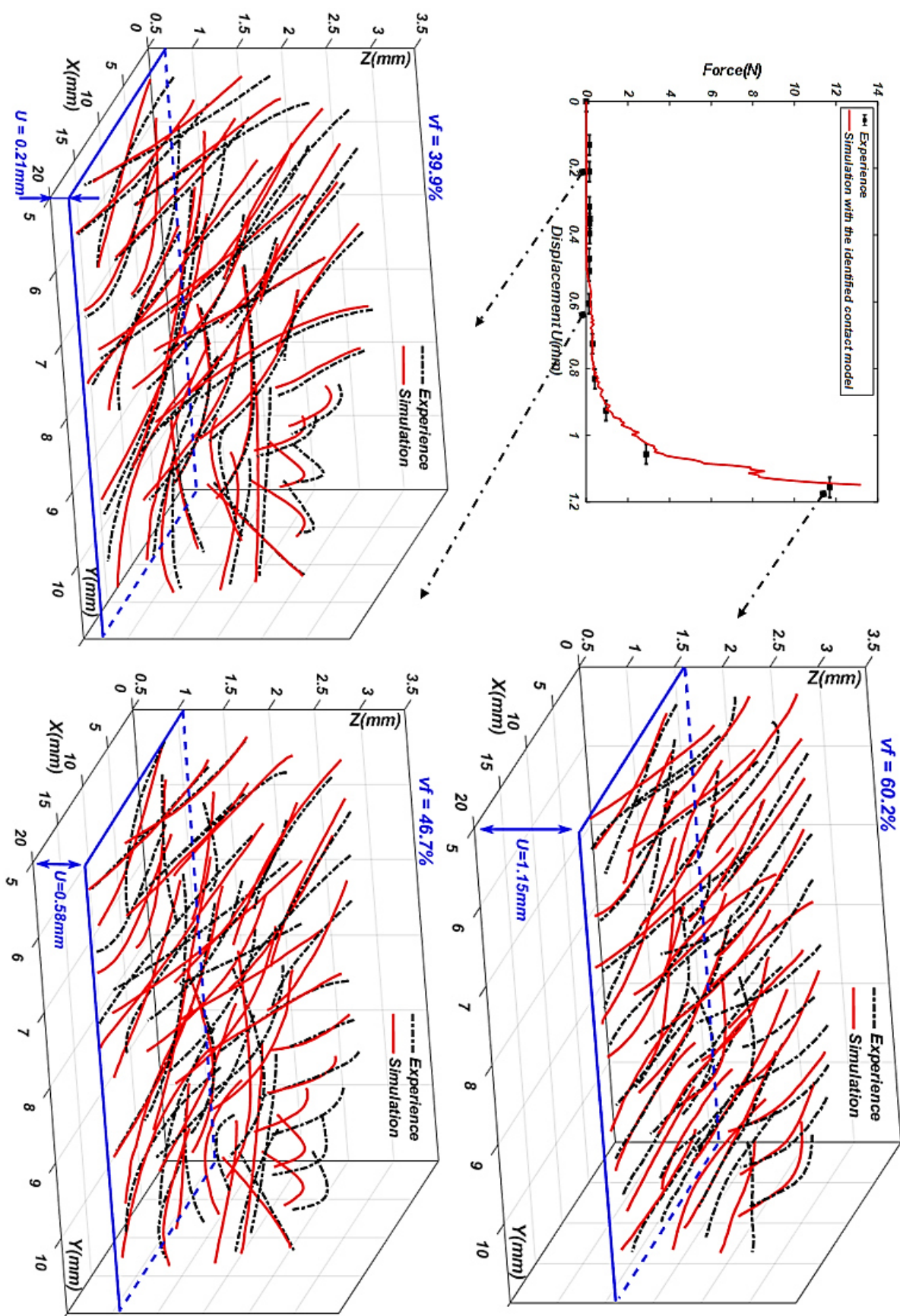


Figure 7.6 : Comparaison entre les positions des fibres prédites par la simulation avec celles obtenues par l'essai réel pour trois niveaux de compaction.



La stratégie de simulation est appliquée également sur le deuxième échantillon. Les courbes de compaction numérique/expérimentale correspondantes à cet échantillon sont présentées sur la figure 7.7.

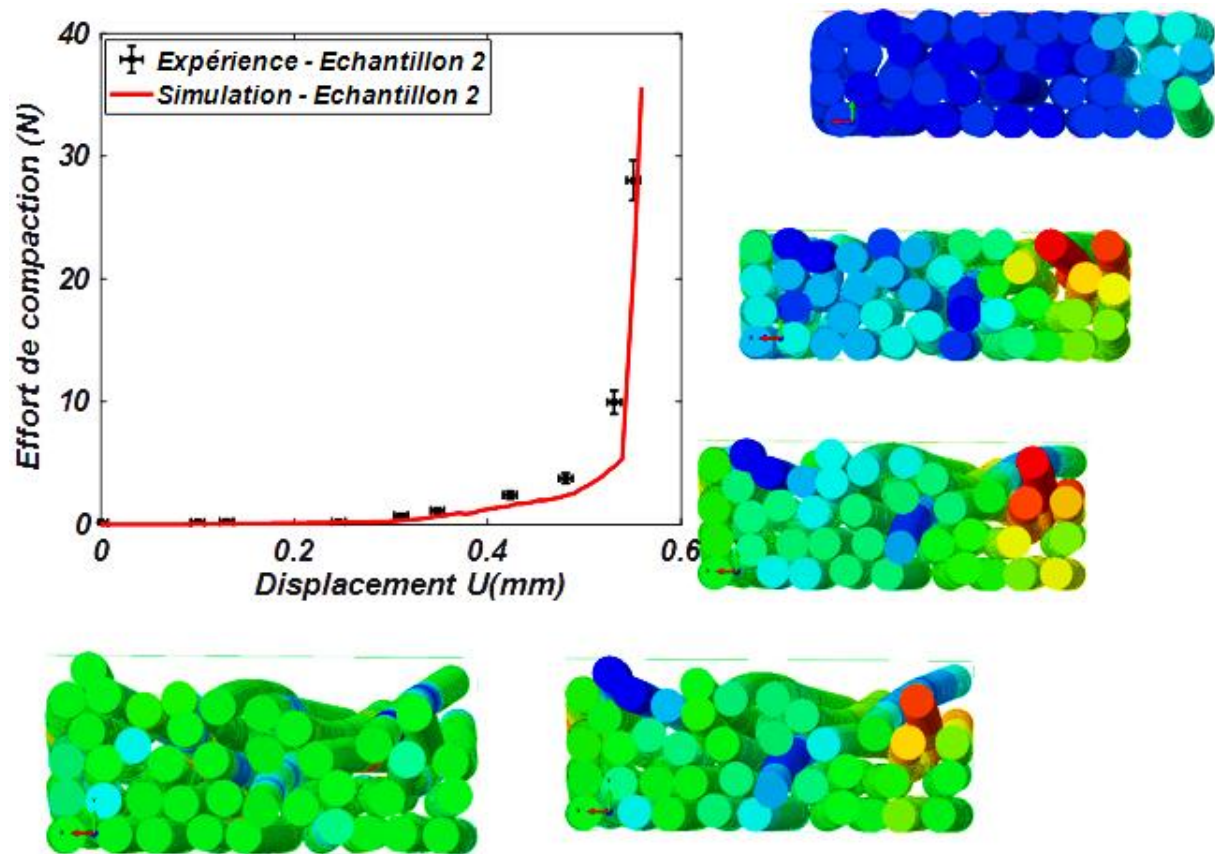


Figure 7.7 : Courbes expérimentale/numérique de compaction du deuxième échantillon.

Il est important de rappeler que ces résultats sont obtenus sans identification inverse. L’histoire des trajets des fibres conduit à une transition un peu plus rapide et plus raide vers le verrouillage des fibres mais le résultat numérique est très cohérent avec le résultat expérimental ; la stratégie de simulation reproduit, dans ce cas également, d’une façon cohérente, le réarrangement des fibres, même si l’effet de bords est incontrôlable pour cet échantillon (chapitre 2 figure 4.4), car les sections des fibres de cet échantillon contiennent des « bavures » dues à leur découpage.

En conclusion, les positions microscopiques des fibres sont certes perfectibles, mais compte tenu de la difficulté de la simulation à l’échelle de la fibre, les positions et les orientations des fibres prédites numériquement sont très prometteuses. De plus, la courbe de compaction prédite numériquement est très proche de la courbe expérimentale, ainsi il semble que la précision obtenue dans la description du réarrangement permette d’approcher de façon très satisfaisante

le comportement en compaction du réseau de fibres. En d'autres termes, une perturbation contrôlée de la microstructure du réseau de fibres ne semble pas modifier significativement son comportement macroscopique. Il sera intéressant malgré tout de multiplier les simulations pour confirmer cette hypothèse.

## CONCLUSION

Les renforts fibreux subissent des mécanismes de déformation complexes lors du procédé de fabrication des pièces composites. Des défauts se produisent lors de la mise en forme du renfort fibreux et peuvent affecter drastiquement la qualité de la pièce finale. Afin d'améliorer celle-ci, il est nécessaire de limiter les défauts durant les différentes étapes du procédé de fabrication, notamment lors de la première étape de préformage. La difficulté se trouve dans la constitution complexe des renforts, qui peut induire des défauts aux échelles macroscopique, mésoscopique et microscopique. La prédiction des défauts par le biais de la simulation numérique du préformage a été fixée comme étant un objectif à long terme. Ceci nécessite de modéliser, tout d'abord, le comportement des renforts fibreux. Concernant ce point, il a été conclu que la modélisation à l'échelle microscopique est une piste intéressante qui servira à enrichir la loi de comportement de la mèche à l'échelle mésoscopique. Dans ce travail, l'objectif était de définir une stratégie numérique en diminuant autant que possible les temps de calcul ; un milieu modèle composé de 40 fibres a donc été défini et utilisé. Il s'agit de 40 fibres de polyester légèrement enchevêtrées et quasiment parallèles. Il a ensuite fallu définir un trajet de chargement permettant de générer les principaux micromécanismes de déformation à l'échelle de la fibre. Ainsi, la compaction confinée a été choisie, dans un premier temps, pour valider l'approche.

L'approche numérique adoptée dans cette thèse est alimentée par des essais de compaction sur un milieu modèle. L'objectif était d'obtenir la microstructure initiale réelle de l'échantillon fibreux, son évolution au fur et à mesure de la compaction ainsi que la courbe de comportement de l'ensemble de fibres soumis à une compaction confinée. Afin de reproduire la microstructure de l'échantillon fibreux et son évolution durant l'essai, il a été choisi d'utiliser la tomographie à rayons X, qui semble être parfaitement adaptée à l'étude des renforts fibreux, plus particulièrement à l'échelle de la fibre. Une stratégie de post-traitement des images obtenues par cette technique a donc été établie. L'objectif est d'extraire les lignes moyennes des fibres de l'échantillon pour pouvoir les modéliser par des éléments poutre. Pour ce faire, des opérations de traitement d'images classiques, d'autres spécifiques pour la squelettisation, ont été utilisées. Il a été conclu que l'ensemble de ces opérations génère un cumul d'erreurs sur la position des lignes moyennes des fibres. De plus, elles nécessitent un temps de traitement relativement important vu le nombre limité de fibres utilisé préliminairement dans la présente étude. Une méthode alternative a donc été développée. L'objectif est d'obtenir des lignes moyennes dont la position géométrique est plus précise en un temps optimal. La comparaison entre la position des sections des fibres obtenue par cette méthode et celles des images brutes

de l'échantillon permet de valider que l'objectif est atteint. La précision de la position des fibres dans la géométrie modèle reste limitée par la résolution spatiale du tomographe. Les centres des sections des fibres ne peuvent pas être dans leur position exacte par rapport à l'échantillon réel à cause de la discrétisation des images brutes. Ce problème conduit à l'élimination ou au déplacement des points de contact entre les fibres. Pour surmonter cette difficulté, les contacts manquants ont été détectés et corrigés en ajoutant une surépaisseur ajustable en fonction de la fibre en question. Après avoir effectué l'ensemble de ces opérations, les lignes moyennes ont été injectées dans Abaqus® pour simuler l'essai de compaction.

Enfin une stratégie de simulation fiable a été établie. Cette dernière inclut le choix des éléments finis, la plate-forme de calcul, la loi de contact des fibres et les paramètres de calcul pour assurer un réarrangement correct des fibres. La modélisation des fibres par des éléments poutre B31 semble être un choix judicieux relativement à la complexité du contact dans le réseau fibreux et à l'optimisation du temps du calcul. Le calcul en dynamique explicite sur Abaqus®/Explicit est également compatible avec la simulation du comportement non linéaire de la compaction des réseaux fibreux. Ce module de calcul offre des outils de modélisation notamment les formulations de contact pour gérer les interactions entre les fibres et l'amortissement pour contrôler leur réarrangement. Le contact normal des fibres est modélisé par une formulation effort-pénétration, la rigidité de contact est contrôlée pour chaque incrément de pénétration par une loi puissance. Les paramètres de cette loi sont définis en se référant au modèle de contact de Hertz. Cette méthode semble être adaptée à la section rigide des éléments poutres, mais elle ne peut pas prendre en compte le changement permanent des orientations relatives des fibres. Cependant, la solution alternative proposée, qui consiste à utiliser une orientation relative moyenne, permet d'avoir un comportement de contact correct.

Le contact tangentiel des fibres est modélisé par la loi de Coulomb dont le coefficient de frottement est  $\mu = 0,2$ . L'étude met à disposition des cas tests simples et efficaces avec des solutions de référence analytiques et numériques. L'objectif étant de définir les valeurs des paramètres de la simulation en dynamiques explicite pour avoir un réarrangement des fibres quasi-statique et correct relativement à celui de l'essai réel. Il a été conclu que le coefficient d'amortissement du matériau  $\alpha = 10^5$  pour une vitesse de chargement de  $v = 10^3 \text{ mm/min}$  permet d'atteindre l'objectif voulu.

Le modèle numérique proposé a été validé par un dialogue numérique-expérience. La courbe de compaction numérique est comparée avec celle obtenue par l'essai. Le résultat montre que

le modèle permet d'avoir un comportement macroscopique similaire à celui de l'essai. De plus, la position géométrique des fibres au sein de la microstructure prédite par le modèle est comparée avec celle obtenue par les images de la tomographie. Les résultats montrent que les deux microstructures coïncident. Bien que le résultat pourrait être encore amélioré, la position des fibres est bien reproduite.

## PERSPECTIVES

La stratégie proposée semble ainsi prometteuse et capable de reproduire de façon satisfaisante le comportement d'une mèche de fibres de type roving. Trois axes d'étude sont maintenant à explorer :

- Confirmer le potentiel de la méthode en fournissant des résultats de validation complémentaires.
- S'approcher du cas réel des mèches en fournissant des résultats validés expérimentalement sur des fibres avec un diamètre plus faible et un élanement supérieur.
- Exploiter la stratégie proposée pour mieux comprendre la physique de la migration des fibres et mener à bien les études de sensibilité sur tous les paramètres de l'assemblage dans le but d'établir la forme de la loi de comportement homogénéisée de la mèche recherchée.

Concernant le premier axe, à court terme, la compaction simple (non confinée) ainsi que la compaction biaxiale ou d'autres cas de chargement pourraient être explorés. La compaction simple est déjà abordée expérimentalement par Latil [P.Latil, 2012], durant laquelle la déformation du réseau fibreux est déviatorique, alors qu'elle est œdométrique durant la compaction confinée. Il a été remarqué que lors des dernières étapes de chargement en compaction simple, le réseau fibreux suit le même chemin de déformation que la compaction confinée, à savoir le chemin œdométrique. Il serait intéressant de vérifier que le modèle proposé reproduise ce résultat. La compaction biaxiale serait également une sollicitation intéressante pour explorer davantage l'effet de réarrangement des fibres sur le comportement en compaction. Pour illustrer ce point, des simulations préliminaires ont été effectuées. Différents trajets de chargement ont été appliqués en compaction non confinée (figure A) et en compaction confinée suivant deux histoires de chargement (figure B).

Toujours dans le cadre de la compaction, des simulations de cycles de chargement /déchargement sont aussi prévues, il serait intéressant de connaître la réponse de ce modèle concernant le phénomène d'hystérésis, l'estimation des déformations résiduelles et l'évolution de la microstructure après plusieurs cycles de chargement /déchargement. Ces éléments seraient un atout pour mieux comprendre le comportement des réseaux fibreux quasi-unidirectionnels.

D'autres types de sollicitations peuvent ensuite être considérés, notamment celui, particulièrement intéressant et complexe de la flexion, illustré par la simulation de la figure C.

Tous ces cas tests devront être associés à des résultats expérimentaux de validation pour confirmer le potentiel de la stratégie à bien reproduire tous les phénomènes mis en jeu.

Concernant le second axe, les travaux à moyen/long terme consisteraient dans un premier temps à adapter le travail présenté ici sur un milieu modèle plus conséquent (une centaine de fibres puis potentiellement davantage) afin de voir l'impact du nombre de fibres sur le réalisme de la réponse. Ensuite, des fibres avec des diamètres, des élancements et une architecture proches de ceux des rovings standards seront à considérer. Quand l'aptitude de la stratégie de simulation à gérer ces enchevêtrements de fibres sera démontrée, un VER pourra être construit avec des conditions aux bords périodiques. Enfin, il sera alors important d'intégrer la présence de l'ensimage. Ceci constituera également un challenge important car celui-ci joue un rôle majeur dans la cohésion des réseaux fibreux pour les mèches de type rovings, mais les informations liées à l'ensimage des fibres sont très difficiles à obtenir des fabricants et les moyens de mesure à mettre en œuvre pour le caractériser ne sont pas simples. A moyen terme, des comparaisons avec des essais sur des mèches de fibres issues de l'industrie pourront alors être envisagées.

Une piste très importante consiste également à définir à quelle précision la description de l'architecture fibreuse initiale est nécessaire. Ce point sera notamment essentiel pour traiter des grands assemblages de fibres de très petit diamètre. Il a été remarqué, dans le chapitre 3, qu'une différence dans les positions des fibres relativement à l'échantillon réel durant la compaction n'affecte quasiment pas la courbe du comportement macroscopique. Il serait intéressant de vérifier cette constatation en changeant la position des fibres dans la microstructure numérique initiale, ensuite conclure quant à son effet sur le comportement du réseau.

Concernant le troisième axe, qui est la raison d'être de l'estimateur virtuel construit dans cette thèse, les premières validations obtenues permettent de démarrer avec un bon degré de confiance des études de sensibilité sur tous les paramètres liés à l'enchevêtrement, au trajet de chargement, aux paramètres de la fibre, etc. Ces analyses permettront en effet d'atteindre l'objectif fixé à long terme de proposer une formulation de la loi de comportement d'une mèche à l'échelle supérieure. Par exemple, à court terme, les images par tomographie à rayons X peuvent être encore exploitées, notamment en matière de mesure de la variation de l'orientation des fibres, de variation de la courbure et d'identification du nombre de contacts lors de l'essai de compaction. Les effets de ces paramètres sur le comportement du réseau fibreux peuvent être quantifiés. Les images de tomographie peuvent être également exploitées dans le suivi des trajets des fibres au cours de leur mouvement et de leurs déformations. Ceci permettra d'avoir

une base de données sur les différents paramètres microscopiques qui doivent être pris en compte dans la modélisation du comportement des réseaux fibreux.

Des réseaux de fibres avec des élancements et des enchevêtrements paramétrés peuvent être rapidement construits et fournir des résultats intéressants sur la relation entre ces paramètres et le comportement global de l'assemblage.

Enfin, comme cela a été présenté dans la première section de ces perspectives, de nombreux trajets et natures de chargement peuvent être très simplement simulés pour analyser la réponse du milieu fibreux et valider une forme pertinente de loi de comportement. L'enjeu sera alors d'implémenter cette loi dans le modèle de mèche à l'échelle mésoscopique.



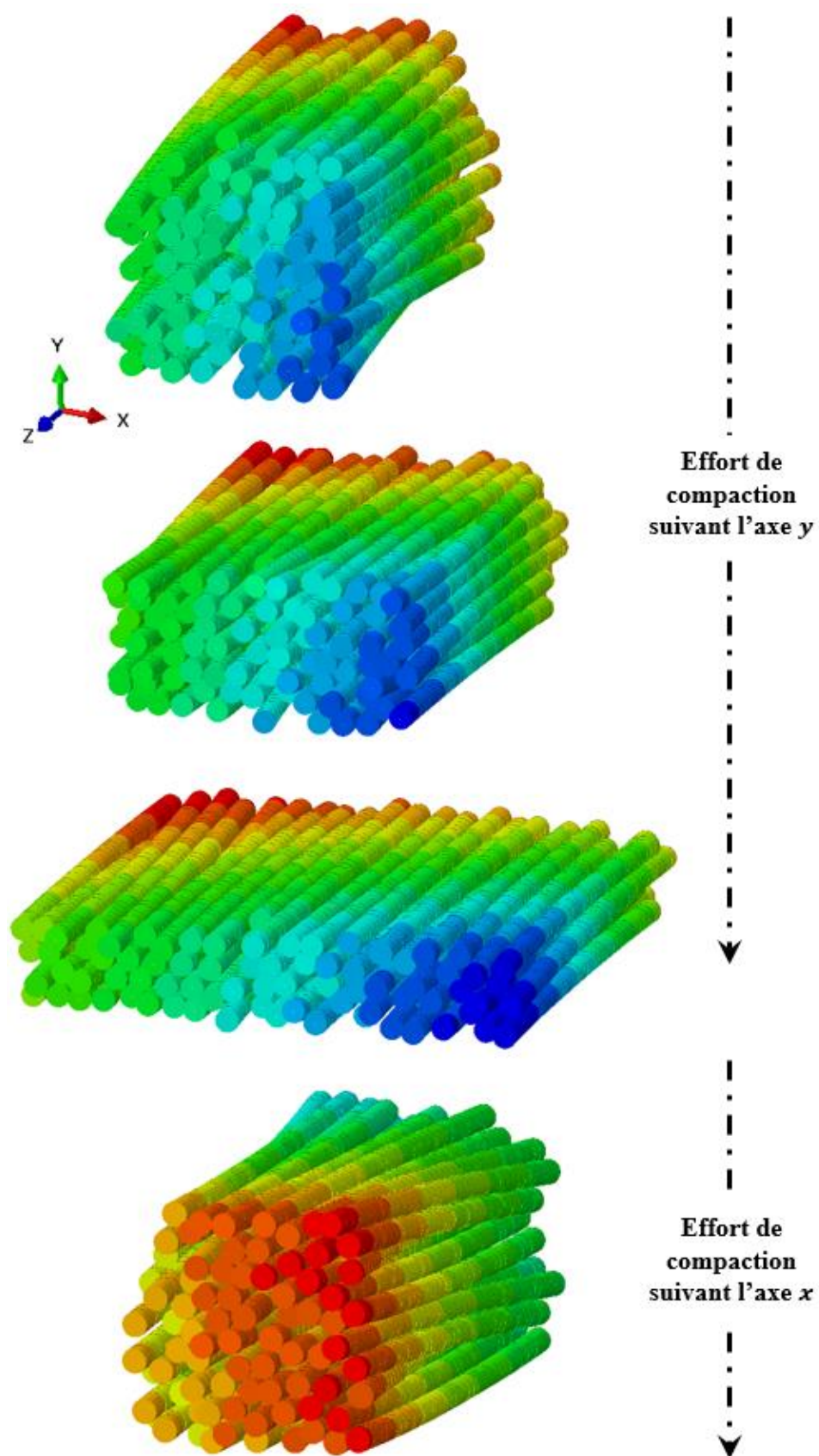


Figure A : Simulation de compaction non confinée.

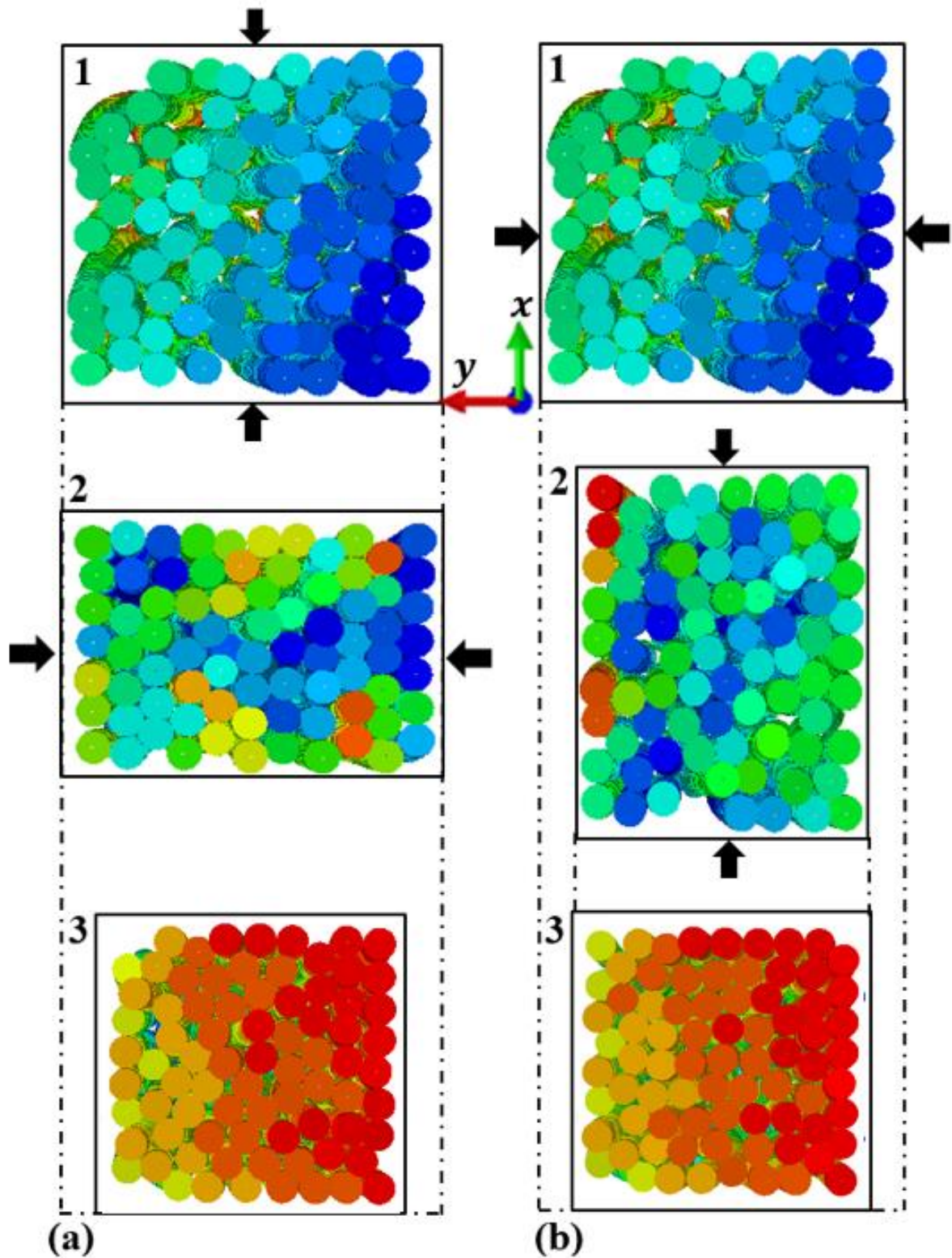
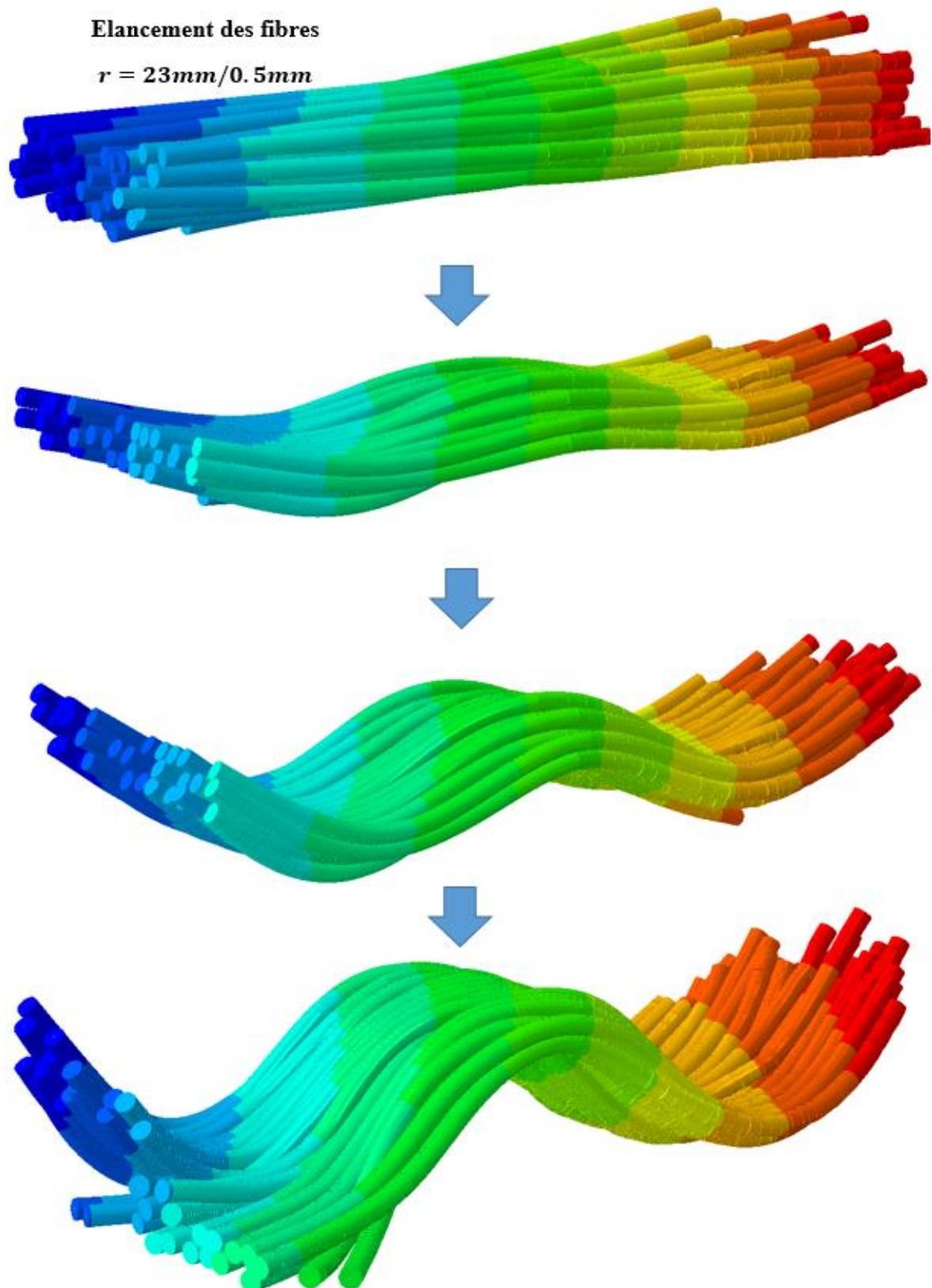


Figure B : Simulation de la compaction confinée suivant deux histoires de chargement : (a) compaction confinée de l'état initial suivant l'axe X puis suivant l'axe Y et (b) Compaction confinée suivant l'axe Y puis suivant l'axe X.

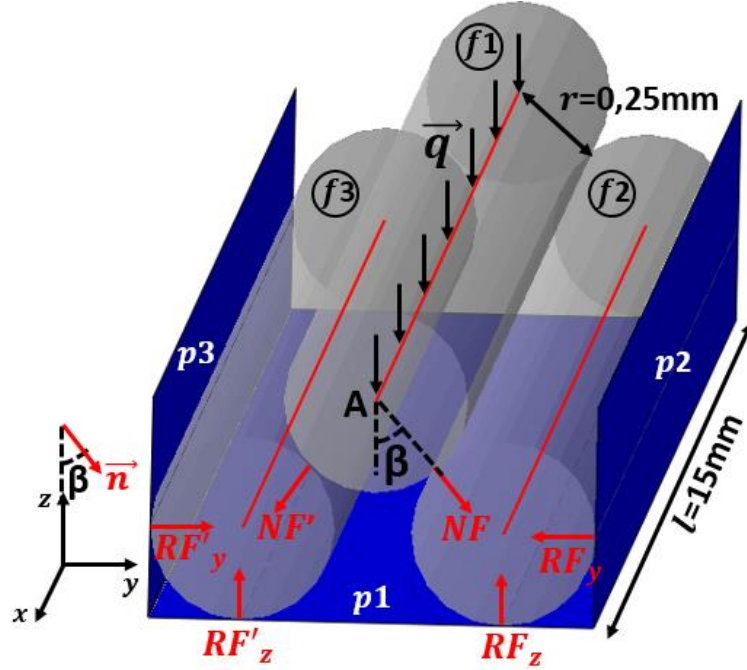


**Figure C : Simulation de la flexion.**



## ANNEXE A

Cette annexe concerne le cas test statique de trois fibres 1, 2 et 3 modélisé par des éléments finis de type poutre (B31). Ce cas test est explicité en détail dans le chapitre 3, section 6.2.2. L'objectif est de trouver les expressions analytiques des efforts  $NF$  et  $RF_y$  et  $RF_z$ .



- Isolation des groups :

Soit  $G1 = \{f1, f2, f3\}$  et  $G2 = \{f2\}$  respectivement le premier et le deuxième groupe isolés. Les efforts  $\overrightarrow{RF_z}$  et  $\overrightarrow{RF'_z}$  sont appliqués par la plaque  $p1$  sur  $G1$  suivant l'axe  $\vec{z}$ . Les efforts  $\overrightarrow{RF_y}$  et  $\overrightarrow{RF'_y}$  sont appliqués respectivement par les plaques  $p2$  et  $p3$  sur  $G1$  suivant l'axe  $\vec{y}$ . L'effort linéique de compaction  $\vec{q}$  et le poids de chaque fibre  $\vec{w}$  sont appliqués sur  $G1$  suivant l'axe  $\vec{z}$ .

L'effort  $\overrightarrow{NF}$  est appliqué par  $f1$  sur  $G2$  suivant le vecteur  $\vec{n}$ . Les efforts  $\overrightarrow{RF_z}$  et  $\overrightarrow{RF_y}$  sont appliqués sur  $G2$  respectivement par la plaque  $p1$  suivant l'axe  $\vec{z}$  et la plaque  $p2$  suivant l'axe  $\vec{y}$ .

- Application du principe de la statique :

Les deux équations 1 et 2 correspondent à l'équilibre statique des deux groupes  $G1$  et  $G2$  respectivement.

$$2\overrightarrow{RF_z} + 3\vec{w} + \vec{q} = \vec{0} \quad (1)$$

$$\overrightarrow{RF_y} + \overrightarrow{RF_z} + \overrightarrow{NF} + \vec{w} = \vec{0} \quad (2)$$

- Projection des équations 1 et 2 sur les axes  $\vec{y}$  et  $\vec{z}$  :

L'équation d'équilibre statique de  $G1$  est projetée sur l'axe  $\vec{z}$  (équation 3), et celle de  $G2$  est projetée respectivement sur l'axe  $\vec{y}$  (équation 4) et sur l'axe  $\vec{z}$  (équation 5).

$$2RF_z - 3w - q = 0 \quad (3)$$

$$RF_z - NF \cos(\beta) - w = 0 \quad (4)$$

$$-RF_y + NF \sin(\beta) = 0 \quad (5)$$

En se basant sur les trois dernières équations, les expressions analytiques de l'effort  $NF$ ,  $RF_y$  et  $RF_z$  sont exprimées comme suit :

$$NF = \frac{q + w}{2\cos(\beta)} \quad (6)$$

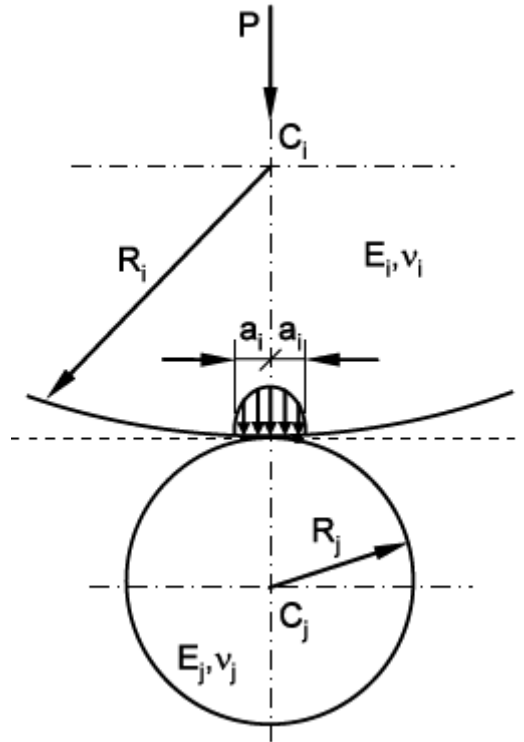
$$RF_y = \frac{1}{2}(q + w)\tan(\beta) \quad (7)$$

$$RF_z = \frac{1}{2}(q + 3w) \quad (8)$$

## ANNEXE B

## I. Contact entre deux cylindres parallèles

Johnson présente un modèle de contact de deux cylindres parallèles [Johnson, 1994] basé sur la théorie de Hertz [Hertz, 1882]. Quand deux cylindres déformables  $C_i$  et  $C_j$  de rayon  $R_i$  et  $R_j$ , ayant un comportement élastique de modules de Young  $E_i$  et  $E_j$  et de coefficients de Poisson  $\nu_i$  et  $\nu_j$ , subissent un effort linéique de compression  $N$ , l'indentation  $\delta$  est exprimé par :



$$\delta = \frac{N}{\pi E^*} \left[ \ln \left( \frac{4\pi E^* \Delta R}{N} \right) - 1 \right]$$

$\Delta R$  présente la somme des rayons des deux cylindres :

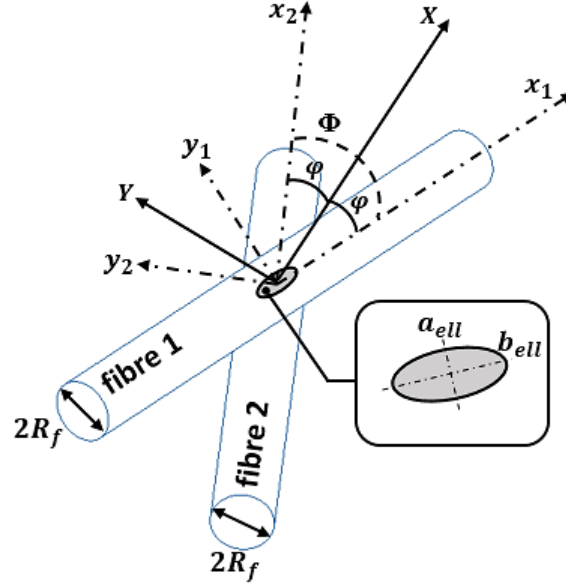
$$\Delta R = R_i + R_j$$

$E^*$  est le module d'élasticité de contact exprimé en fonction des modules d'élasticité  $E_i$  et  $E_j$  et les coefficients de poisson  $\nu_i$  et  $\nu_j$  des deux cylindres en contact.

$$\frac{1}{E^*} = \left( \frac{1 - \nu_1^2}{E_1} + \frac{1 - \nu_2^2}{E_2} \right)$$

## II. Contact oblique entre deux cylindres

Le contact oblique entre deux cylindres est décrit analytiquement dans la littérature, notamment [Cornelissen, 2012; Johnson, 1985]. Les équations suivantes s'appliquent lorsque deux corps cylindriques géométriquement identiques sont en contact. L'angle entre les axes des deux cylindres est  $\Phi = 2\varphi$  comme le montre la figure ci-dessous.



Les deux rayons de courbure  $R_X$  et  $R_Y$  de la surface elliptique de contact relativement à l'angle  $\Phi$  sont défini comme suit :

$$R_X = \frac{R_f}{1 - \cos(\Phi)}$$

$$R_Y = \frac{R_f}{1 + \cos(\Phi)}$$

$R_f$  est le rayon des deux cylindres en contact. La relation suivante définit le rayon de courbure moyen effectif  $R_m$  en fonction des rayons de courbure  $R_X$  et  $R_Y$ .

$$\frac{1}{R_m} = \frac{1}{R_X} + \frac{1}{R_Y} = \left( \frac{1}{R_{x1}} + \frac{1}{R_{y1}} + \frac{1}{R_{x2}} + \frac{1}{R_{y2}} \right)$$

Le semi-petit axe  $a_{ell}$  et le semi-grand axe  $b_{ell}$  de la surface de contact elliptique, ainsi que la profondeur de la pénétration  $\delta$  sont exprimés en fonction de l'effort de contact  $N$ .

$$a_{ell} = \alpha \left( \frac{3NR_m}{2E^*} \right)^{1/3}$$

$$b_{ell} = \beta \left( \frac{3NR_m}{2E^*} \right)^{1/3}$$

$$\delta = \gamma \left( \frac{9N^2}{32E^{*2}R_m} \right)^{1/3}$$

$E^*$  est le module d'élasticité de contact exprimé en fonction des modules d'élasticité  $E_1$  et  $E_2$  et les coefficients de poisson  $\nu_1$  et  $\nu_2$  des deux cylindres en contact.

$$\frac{1}{E^*} = \left( \frac{1 - \nu_1^2}{E_1} + \frac{1 - \nu_2^2}{E_2} \right)$$

$\alpha$ ,  $\beta$  et  $\gamma$  sont des facteurs adimensionnels qui tiennent compte de l'ellipticité de la surface de contact.

$$\alpha = k^{1/3} \left[ \frac{2}{\pi} E(m) \right]^{1/3}$$

$$\beta = k^{-2/3} \left[ \frac{2}{\pi} E(m) \right]^{1/3}$$

$$\gamma = \frac{2}{\pi} K(m) k^{\frac{2}{3}} \left[ \frac{2}{\pi} E(m) \right]^{-\frac{1}{3}}$$

Le rapport d'ellipticité  $k = a_{ell}/b_{ell}$  pour  $a_{ell} < b_{ell}$  est approximé par :

$$k \approx \left[ 1 + \sqrt{\frac{\ln \frac{16}{\tau}}{2\tau}} - \sqrt{\ln 4} + 0.16 \ln \tau \right]^{-1}$$

$$\tau = \frac{R_x}{R_y}, 0 < \tau \leq 1$$

$K(m)$  et  $E(m)$  sont les intégrales elliptiques complets respectivement de première et de seconde espèce. ( $m = 1 - k^2$ )

$$K(m) \approx \frac{\pi}{2} (1 - m) \left[ 1 + \frac{2m}{\pi(1 - m)} \ln \left( \frac{4}{\sqrt{1 - m}} \right) - \frac{3}{8} \ln(1 - m) \right]$$

$$E(m) \approx \frac{\pi}{2} (1 - m) \left[ 1 + \frac{2m}{\pi(1 - m)} - \frac{1}{8} \ln(1 - m) \right]$$



**BIBLIOGRAPHIE**

- Abd El-Rahman, A. I., & Tucker, I. I. I. C. L. 2013a. Mechanics of Random Discontinuous Long-Fiber Thermoplastics—Part I: Generation and Characterization of Initial Geometry. *Journal of Applied Mechanics*, 80(5): 051007-051007-051010.
- Alkhagen, M., & Toll, S. 2006. Micromechanics of a Compressed Fiber Mass. *Journal of Applied Mechanics*, 74(4): 723-731.
- Badel, P., Gauthier, S., Vidal-Sallé, E., & Boisse, P. 2009. Rate constitutive equations for computational analyses of textile composite reinforcement mechanical behaviour during forming. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 40(8): 997-1007.
- Badel, P., & Maire, E. 2011. 18 - X-ray tomography analysis of the mechanical behaviour of reinforcements in composites. In P. Boisse (Ed.), *Composite Reinforcements for Optimum Performance*: 565-587: Woodhead Publishing.
- Badel, P., Vidal-Sallé, E., Maire, E., & Boisse, P. 2008. Simulation and tomography analysis of textile composite reinforcement deformation at the mesoscopic scale. *Composites Science and Technology*, 68(12): 2433-2440.
- Barbier, C., Dendievel, R., & Rodney, D. 2009a. Numerical study of 3D-compressions of entangled materials. *Computational Materials Science*, 45(3): 593-596.
- Barbier, C., Dendievel, R., & Rodney, D. 2009b. Role of friction in the mechanics of nonbonded fibrous materials. *Physical Review E*, 80(1): 016115.
- Baudequin, M., Ryschenkow, G., & Roux, S. 1999. Non-linear elastic behavior of light fibrous materials. *The European Physical Journal B - Condensed Matter and Complex Systems*, 12(1): 157-162.
- Beil, N. B., & Roberts, W. W. 2002a. Modeling and Computer Simulation of the Compressional Behavior of Fiber Assemblies: Part I: Comparison to van Wyk's Theory. *Textile Research Journal*, 72(4): 341-351.
- Beil, N. B., & Roberts, W. W. 2002b. Modeling and Computer Simulation of the Compressional Behavior of Fiber Assemblies: Part II: Hysteresis, Crimp, and Orientation Effects. *Textile Research Journal*, 72(5): 375-382.
- Bickerton, S., Buntain, M. J., & Somashekar, A. A. 2003. The viscoelastic compression behavior of liquid composite molding preforms. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 34(5): 431-444.
- Boisse, P. 28th September 2011 *Composite Reinforcements for Optimum Performance* Woodhead Publishing

- Boisse, P., Aimène, Y., Dogui, A., Dridi, S., Gatouillat, S., Hamila, N., Aurangzeb Khan, M., Mabrouki, T., Morestin, F., & Vidal-Sallé, E. 2010. Hypoelastic, hyperelastic, discrete and semi-discrete approaches for textile composite reinforcement forming. *International Journal of Material Forming*, 3(2): 1229-1240.
- Buet-Gautier, K., & Boisse, P. 2001. Experimental analysis and modeling of biaxial mechanical behavior of woven composite reinforcements. *Experimental Mechanics*, 41(3): 260-269.
- Cao, J., Akkerman, R., Boisse, P., Chen, J., Cheng, H. S., de Graaf, E. F., Gorczyca, J. L., Harrison, P., Hivet, G., Launay, J., Lee, W., Liu, L., Lomov, S. V., Long, A., de Luycker, E., Morestin, F., Padvoiskis, J., Peng, X. Q., Sherwood, J., Stoilova, T., Tao, X. M., Verpoest, I., Willems, A., Wiggers, J., Yu, T. X., & Zhu, B. 2008a. Characterization of mechanical behavior of woven fabrics: Experimental methods and benchmark results. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 39(6): 1037-1053.
- Charmetant, A., Vidal-Sallé, E., & Boisse, P. 2011. Hyperelastic modelling for mesoscopic analyses of composite reinforcements. *Composites Science and Technology*, 71(14): 1623-1631.
- Chatti, F., Bouvet, C., Poquillon, D., & Michon, G. 2018a. Numerical modelling of shear hysteresis of entangled cross-linked carbon fibres intended for core material. *Computational Materials Science*, 155: 350-363.
- Chatti, F., Poquillon, D., Bouvet, C., & Michon, G. 2018b. Numerical modelling of entangled carbon fibre material under compression. *Computational Materials Science*, 151: 14-24.
- Christian, T. 2013. Tomographie à rayons X. *Techniques de l'ingénieur CND : méthodes globales et volumiques*, base documentaire : TIB585DUO(ref. article : p950).
- Comas-Cardona, S., Le Grogne, P., Binetruy, C., & Krawczak, P. 2007. Unidirectional compression of fibre reinforcements. Part 1: A non-linear elastic-plastic behaviour. *Composites Science and Technology*, 67(3): 507-514.
- Cornelissen, B. 2012. *The role of friction in tow mechanics*. Unpublished PhD, University of Twente,, nschede, The Netherlands.
- Correa, E., Mantič, V., & París, F. 2008. A micromechanical view of inter-fibre failure of composite materials under compression transverse to the fibres. *Composites Science and Technology*, 68(9): 2010-2021.
- Daelemans, L., Faes, J., Allaoui, S., Hivet, G., Dierick, M., Van Hoorebeke, L., & Van Paepegem, W. 2016. Finite element simulation of the woven geometry and mechanical behaviour of a 3D woven dry fabric under tensile and shear loading using the digital element method. *Composites Science and Technology*, 137: 177-187.
- Durville, D. 2005. Numerical simulation of entangled materials mechanical properties. *Journal of Materials Science*, 40(22): 5941-5948.

- Durville, D. 2008. A finite element approach of the behaviour of woven materials at microscopic scale, *11th Euromech-Mecamat conference - Mechanics of microstructured solids : cellular materials, fiber reinforced solids and soft tissues*. Torino, Italy.
- Durville, D. 2010. Simulation of the mechanical behaviour of woven fabrics at the scale of fibers. *International Journal of Material Forming*, 3(2): 1241-1251.
- Durville, D. 2012. *Microscopic approaches for understanding the mechanical behaviour of reinforcement in composites*.
- Gassara, H. E. 2016. *Développement de nouvelles méthodes de mesure du frottement transversal entre fibres*. Unpublished PhD, Université de Haute Alsace, France.
- Gassara, H. E., Barbier, G., Wagner Kocher, C., Sinoimeri, A., & Pumo, B. 2018. Experimental evaluation of transverse friction between fibers. *Tribology International*, 119: 112-122.
- Hertz, H. 1882. On the Contact of Rigid Elastic Solids and on Hardness. *Ch 6: Assorted Papers*.
- HEYDEN, S. 2000. *Network Modelling For the Evaluation of Mechanical Properties of Cellulose Fibre Fluff*. Unpublished PhD, Lund University, Sweden.
- Hivet, G., & Boisse, P. 2008. Consistent mesoscopic mechanical behaviour model for woven composite reinforcements in biaxial tension. *Composites Part B: Engineering*, 39(2): 345-361.
- I. Abd El-Rahman, A., & Tucker, C. 2013. *Mechanics of random discontinuous long-fiber thermoplastics. Part II: Direct simulation of uniaxial compression*.
- Jeguirim, S. E.-G., Fontaine, S., Wagner-Kocher, C., Moustaghfir, N., & Durville, D. 2011. Transverse compression behavior of polyamide 6.6 rovings: Experimental study. *Textile Research Journal*, 82(1): 77-87.
- Johnson, K. L. 1985. *Contact Mechanics* ( 9th print edition ed.): Cambridge University Press.
- Johnson, K. L. 1994. *Contact Mechanics*. Cambridge: Cambridge University Press.
- Kim, Y. R., McCarthy, S. P., & Fanucci, J. P. 1991. Compressibility and relaxation of fiber reinforcements during composite processing. 12(1): 13-19.
- Komori, T., & Itoh, M. 1991. Theory of the General Deformation of Fiber Assemblies. *Textile Research Journal*, 61(10): 588-594.
- Komori, T., & Itoh, M. 1994. A Modified Theory of Fiber Contact in General Fiber Assemblies. *Textile Research Journal*, 64(9): 519-528.
- Komori, T., & Makishima, K. 1977. Numbers of Fiber-to-Fiber Contacts in General Fiber Assemblies. *Textile Research Journal*, 47(1): 13-17.

- Latil, P., Orgéas, L., Geindreau, C., Dumont, P. J. J., & Rolland du Roscoat, S. 2011. Towards the 3D in situ characterisation of deformation micro-mechanisms within a compressed bundle of fibres. *Composites Science and Technology*, 71(4): 480-488.
- Laurent, C. P., Latil, P., Durville, D., Rahouadj, R., Geindreau, C., Orgéas, L., & Ganghoffer, J.-F. 2014. Mechanical behaviour of a fibrous scaffold for ligament tissue engineering: Finite elements analysis vs. X-ray tomography imaging. *Journal of the Mechanical Behavior of Biomedical Materials*, 40: 222-233.
- Le Corre, S., Caillerie, D., Orgéas, L., & Favier, D. 2004. Behavior of a net of fibers linked by viscous interactions: theory and mechanical properties. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 52(2): 395-421.
- Le Corre, S., Dumont, P., Orgéas, L., & Favier, D. 2005. Rheology of highly concentrated planar fiber suspensions. *Journal of Rheology*, 49(5): 1029-1058.
- Le, T. H., Dumont, P. J. J., Orgéas, L., Favier, D., Salvo, L., & Boller, E. 2008. X-ray phase contrast microtomography for the analysis of the fibrous microstructure of SMC composites. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 39(1): 91-103.
- Lomov, S. V., Boisse, P., Deluycker, E., Morestin, F., Vanclooster, K., Vandepitte, D., Verpoest, I., & Willems, A. 2008. Full-field strain measurements in textile deformability studies. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 39(8): 1232-1244.
- Lomov, S. V., Ivanov, D. S., Verpoest, I., Zako, M., Kurashiki, T., Nakai, H., & Hirosawa, S. 2007. Meso-FE modelling of textile composites: Road map, data flow and algorithms. *Composites Science and Technology*, 67(9): 1870-1891.
- Long, A., & Clifford, M. 2007. *Composite forming mechanisms and materials characterisation*.
- Masse, J. P., Barbier, C., Salvo, L., Bréchet, Y., Bouaziz, O., & Bouvard, D. 2013. Mechanical and structural characterization of nonsintered and sintered steel wools by x-ray tomography: Description of the techniques and validation on virtual materials. *Journal of Materials Research*, 28(20): 2852-2860.
- Masse, J. P., & Poquillon, D. 2013. Mechanical behavior of entangled materials with or without cross-linked fibers. *Scripta Materialia*, 68(1): 39-43.
- Masse, J. P., Salvo, L., Rodney, D., Bréchet, Y., & Bouaziz, O. 2006. Influence of relative density on the architecture and mechanical behaviour of a steel metallic wool. *Scripta Materialia*, 54(7): 1379-1383.
- Moustaghfir, N., El-Ghezal Jeguirim, S., Durville, D., Fontaine, S., & Wagner-Kocher, C. 2013. Transverse compression behavior of textile rovings: finite element simulation and experimental study. *Journal of Materials Science*, 48(1): 462-472.
- Nguyen, Q. T., Vidal-Sallé, E., Boisse, P., Park, C. H., Saouab, A., Bréard, J., & Hivet, G. 2013a. Mesoscopic scale analyses of textile composite reinforcement compaction. *Composites Part B: Engineering*, 44(1): 231-241.

- Nguyen, Q. T., Vidal-Sallé, E., Boisse, P., Park, C. H., Saouab, A., Bréard, J., & Hivet, G. 2013b. *Mesosopic scale analyses of textile composite reinforcement compaction*.
- P.Latil. 2012. *Micromécanismes de déformation de mèches de fibres saturées*. Unpublished Thèse, Université de Grenoble Alpes (UJF).
- Poquillon, D., Viguié, B., & Andrieu, E. 2005. Experimental data about mechanical behaviour during compression tests for various matted fibres. *Journal of Materials Science*, 40(22): 5963-5970.
- Ranganathan, S., & Advani, S. G. 1991. Fiber–fiber interactions in homogeneous flows of nondilute suspensions. *Journal of Rheology*, 35(8): 1499-1522.
- Roberts, W. W., & Beil, N. B. 2004. Fibrous assemblies: modeling/computer simulation of compressional behaviour. *International Journal of Clothing Science and Technology*, 16(1/2): 108-118.
- Robitaille, F., & Gauvin, R. 1998. Compaction of textile reinforcements for composites manufacturing. I: Review of experimental results. 19(2): 198-216.
- Robitaille, F., & Gauvin, R. 1999. Compaction of textile reinforcements for composites manufacturing. III: Reorganization of the fiber network. 20(1): 48-61.
- Rodney, D., Fivel, M., & Dendievel, R. 2005. Discrete Modeling of the Mechanics of Entangled Materials. *Physical Review Letters*, 95(10): 108004.
- Rodney, D., Gadot, B., Martinez, O. R., du Roscoat, S. R., & Orgéas, L. 2015. Reversible dilatancy in entangled single-wire materials. *Nature Materials*, 15: 72.
- Saadatfar, M., Sheppard, A. P., Senden, T. J., & Kabla, A. J. 2012. Mapping forces in a 3D elastic assembly of grains. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 60(1): 55-66.
- Simone Carmignato, W. D., Richard Leach. 2018. *Industrial X-Ray Computed Tomography*: Springer International Publishing.
- Stankovic, S. B. 2008. Compression hysteresis of fibrous systems. 48(4): 676-682.
- Steven Le Corre, P. D., Laurent Orgéas, Denis Favier. 2005. Rheology of highly concentrated planar fiber suspensions. 49(5): 1029-1058.
- Subramanian, G., & Picu, C. R. 2011. Mechanics of three-dimensional, nonbonded random fiber networks. *Phys Rev E Stat Nonlin Soft Matter Phys*, 83(5 Pt 2): 056120.
- Toll, S. 1993. Note: On the tube model for fiber suspensions. *Journal of Rheology*, 37(1): 123-125.
- Toll, S. 1998. Packing mechanics of fiber reinforcements. 38(8): 1337-1350.
- Toll, S., & Månson, J. A. E. 1994. Dynamics of a planar concentrated fiber suspension with non-hydrodynamic interaction. *Journal of Rheology*, 38(4): 985-997.

- van Wyk, C. M. 1946. 20—NOTE ON THE COMPRESSIBILITY OF WOOL. *Journal of the Textile Institute Transactions*, 37(12): T285-T292.
- Wang, D., Naouar, N., Vidal-Salle, E., & Boisse, P. 2018. Longitudinal compression and Poisson ratio of fiber yarns in meso-scale finite element modeling of composite reinforcements. *Composites Part B: Engineering*, 141: 9-19.
- Wang, Y., Miao, Y., Swenson, D., Cheeseman, B. A., Yen, C.-F., & LaMattina, B. 2010. Digital element approach for simulating impact and penetration of textiles. *International Journal of Impact Engineering*, 37(5): 552-560.
- Wendling, A., Hivet, G., Vidal-Sallé, E., & Boisse, P. 2014. Consistent geometrical modelling of interlock fabrics. *Finite Elements in Analysis and Design*, 90: 93-105.

## **Modèle de comportement de structures textiles**

### **Développement, identification et implémentation**

#### **Résumé :**

Les renforts fibreux subissent des mécanismes de déformations complexes lors du procédé de fabrication des pièces composites. Par conséquent, des défauts se produisent à différentes échelles du renfort qui peuvent affecter drastiquement la qualité de la pièce finale. Afin d'améliorer celle-ci, il serait judicieux de prévoir la faisabilité des pièces composite par la modélisation et la simulation du procédé de mise en forme. Cette tâche nécessite d'établir, tout d'abord, une loi de comportement du renfort fibreux par le biais de la modélisation du comportement des mèches, qui dépend lui-même du comportement des fibres et des interactions entre elles. D'où l'intérêt de commencer par l'étude d'un milieu fibreux modèle à l'échelle de la fibre. La présente étude s'inscrit dans cette approche en ayant comme objectif de développer un milieu modèle basé sur une géométrie réaliste d'un réseau de fibres faiblement enchevêtrées et quasiment unidirectionnelles. À l'issue de ce travail, deux éléments clés sont présentés : (i) des outils automatisés de reconstruction de la microstructure des milieux fibreux à partir des images de la tomographie à rayons X, jusqu'à son modèle CAO. (ii) une stratégie de simulation fiable, nourrie par des essais expérimentaux de compaction effectués sur un milieu fibreux modèle de 40 fibres de polyester. En utilisant ces outils, des simulations de compaction confinée, sur la même microstructure que celle de l'échantillon réel, ont été effectuées sur Abaqus®. Les fibres ont été modélisées par des éléments poutres 3D en prenant en compte le frottement entre elles. Un modèle numérique de contact, basé sur la loi de Hertz, est utilisé également. La confrontation des résultats numériques avec ceux des expériences montre une cohérence très encourageante qui permet de valider le modèle numérique d'une part, et de tester d'autres trajets de chargement en augmentant le nombre de fibres d'autre part.

Mots clés : renforts fibreux, échelle microscopique, compaction, simulation numérique, éléments poutres, tomographie à rayons X.

## **A behaviour model of textile structures**

### **Development, identification and implementation**

#### **Abstract :**

The fibrous textile undergoes different mechanical loads, which induce strains and damage to the fabric at different scales. As a result, the mechanical properties of the final parts are drastically impacted. It is therefore essential to predict the feasibility of composite parts by the modelization and the simulation of the fabric preforming process. This task requires an appropriate mechanical behaviour of the fibrous textile. This behaviour is mainly a structural effect that depends essentially on the yarn interlacing and secondly on the yarn behaviour. Each yarn is composed of thousands of fibers; therefore, the objective of the present thesis is to establish a reliable numerical model of slightly entangled and quasi-parallel fibers. The present work presents mainly: (i) a realistic representation of the fiber network geometry and (ii) a reliable simulation strategy to model the main phenomena at the fiber scale. To feed this approach, compaction tests were conducted on fiber network specimens of 40 polyester fibres. The experiments were combined with X-ray tomography image analysis. Using these tools, simulations of confined compaction on the same microstructure of the used specimen were performed on Abaqus®/Explicit. Beam finite elements were chosen to model the fibers and optimise the calculation cost. The normal contact behaviour between the fibers were was accurately modelled using the contact stiffness scaling and referring to Hertz contact model. The simulation strategy has been validated by comparing the mechanical response of the compaction experiment with the numerical one. The proposed model offers encouraging results in accordance with the real compaction test. More loading trajectories will be performed on a bundle of hundreds of fibers to gather more information on the microscopic scale (fiber scale), and then formulate a mechanical behaviour at the mesoscopic scale (yarn scale).

Keywords : Fibrous reinforcement, microscopic scale, compaction, numerical simulation, beam finite elements, X-ray tomography