



HAL
open science

**Analyse et intégration des spécificités liées au procédé
de fabrication dans les modèles de calcul des structures
composites : application à la simulation du
comportement mécanique des fonds des réservoirs
bobinés**

Mohammed El Moussaid

► **To cite this version:**

Mohammed El Moussaid. Analyse et intégration des spécificités liées au procédé de fabrication dans les modèles de calcul des structures composites : application à la simulation du comportement mécanique des fonds des réservoirs bobinés. Autre. Université de Bordeaux, 2016. Français. NNT : 2016BORD0059 . tel-01380985

HAL Id: tel-01380985

<https://theses.hal.science/tel-01380985>

Submitted on 13 Oct 2016

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

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

THÈSE PRÉSENTÉE
POUR OBTENIR LE GRADE DE
DOCTEUR DE
L'UNIVERSITÉ DE BORDEAUX

ÉCOLE DOCTORALE DES SCIENCES PHYSIQUES ET DE L'INGENIEUR
SPÉCIALITÉ : MÉCANIQUE

Par **Mohammed EL MOUSSAID**

**ANALYSE ET INTÉGRATION DES SPÉCIFICITÉS LIÉES AU
PROCÉDÉ DE FABRICATION DANS LES MODÈLES DE
CALCUL DES STRUCTURES COMPOSITES
APPLICATION À LA SIMULATION DU COMPORTEMENT
MÉCANIQUE DES FONDS DES RÉSERVOIRS BOBINÉS**

Sous la direction de : Pr. Nicolas PERRY
Co-directeur : Dr. Jean-Christophe WAHL

Soutenue le 06 Juin 2016

Membres du jury :

M. Z. ABOURA	Professeur des Universités, Université Technologique de Compiègne	Président
M. P. OLIVIER	Professeur des Universités, Université Toulouse III	Rapporteur
M. F. JACQUEMIN	Professeur des Universités, Université de Nantes	Rapporteur
M. N. PERRY	Professeur des Universités, Arts et Métiers ParisTech - Bordeaux	Examinateur
MME. F. DAGHIA	Maître de Conférences HDR, Ecole Normale Supérieure de Cachan	Examinatrice
M. J.C. WAHL	Maître de Conférences, Université de Bordeaux	Examinateur
M. L. LAGUNEGRAND	Docteur, STELIA Aerospace Composites	Examinateur

Titre : Analyse et intégration des spécificités liées au procédé de fabrication dans les modèles de calcul des structures composites : Application à la simulation du comportement mécanique des fonds des réservoirs bobinés.

Résumé : Les réservoirs en matériaux composites représentent un moyen pour le stockage de l'hydrogène à des pressions de service très élevées. En dépit des nombreux avantages que présentent les réservoirs en composites, le stockage sous haute pression conduit à utiliser de fortes épaisseurs de composites, et le comportement de ce type de structure reste mal maîtrisé. Le procédé d'enroulement filamentaire induit des variabilités et défauts qui impactent le comportement de la structure et en particulier le comportement des fonds. De ce fait, il est nécessaire d'apprécier ces variabilités dans la modélisation du comportement des réservoirs composites épais.

Ce travail de thèse présente une approche permettant de modéliser le comportement mécanique des réservoirs en prenant en compte les spécificités dues au procédé de réalisation. A ce titre, nos recherches concernent aussi bien l'analyse de structures que l'aspect simulation numérique.

Mots clés : Enroulement filamentaire, réservoirs composites, fonds.

Title: Analysis and integration of the specificities related to the manufacturing process in computational models of composite structures: Application to modeling mechanical behavior in the domes of the wound composite pressure vessels.

Abstract: The wound composite pressure vessels are a mode for storing hydrogen at very high pressure. Regardless of the many advantages of the composite pressure vessels, storage under high pressure leads to the use of thick layers of composite, and the behavior of this type of structure is poorly mastered due to the higher impact of the manufacturing process on the material-structure behavior, especially at the dome area. Therefore, it is necessary to integrate this variability in modeling behavior of thick wound composite pressure vessels.

This thesis presents an approach to model the mechanical behavior of wound composite pressure vessels taking into account the specificities due to the manufacturing process. As such, our research concerns both the analysis of structures and numerical simulation.

Keywords: Filament winding, wound composite pressure vessels, domes

Unité de recherche

Institut de Mécanique et d'Ingénierie - bordeaux, I2M-UMR 5295, IUT Bordeaux - 15,
rue Naudet 33175, Gradignan, France

Remerciements

Tout d'abord, j'exprime mes sincères remerciements à mes encadrants de thèse, Messieurs Nicolas PERRY et Jean-Christophe WAHL pour leurs conseils, leur disponibilité et leur amitié. Ils ont eu la gentillesse et la patience de rendre le travail très profitable. Je resterai toujours reconnaissant de leur soutien et de leur encadrement et j'en serai toujours fier.

Je souhaiterais remercier Messieurs Philippe OLIVIER et Frédéric JACQUEMIN d'avoir accepté examiner mon travail en qualité de rapporteurs. Je leur exprime ma plus vive gratitude pour l'intérêt et le regard critique qu'ils ont porté à mon travail et pour le temps qu'ils y ont accordé.

Je souhaiterais remercier Monsieur Zoheir ABOURA pour avoir présider le jury de thèse et également Monsieur Laurent LAGUNEGRAND et Madame Federica Daghia pour avoir examiné ce travail et pour les questions et les remarques constructives qu'ils ont soulevé.

Je remercie aussi Messieurs Christophe BOIS et Jalal EL YAGOUBI qui par leur implication ont su me guider dans un certain nombre de mes choix. Je leur exprime toute ma confiance.

Merci, Marion PRINCAUD pour nos discussions qui m'ont permis d'avancer dans des moments pas toujours évidents, j'en suis très reconnaissant.

Je tiens à saluer Damien, Julie, Mehdi, Ramzi, Paul, Wadii, Youssef et tous les collègues qui ont partagé avec moi cette expérience et qu'ils m'ont assisté durant toute la durée de cette thèse. Je leur témoigne toute mon amitié.

Mes derniers mots sont à ma famille, et surtout mes parents qui m'ont donné l'envie pour réussir. Je leur exprime toute ma gratitude et mon amour.

Table des matières

Glossaire	3
Introduction générale.....	7
Chapitre I : État de l'art	9
I-1 Contexte de l'étude.....	10
I-2 Procédé d'enroulement filamentaire des réservoirs composites épais	12
I-3 Spécificité des réservoirs composites bobinés épais par voie humide : Zone fond.....	14
I-3.1 Variation de la fraction volumique des fibres	15
I-3.2 Existence de porosités dans les réservoirs bobinés épais	19
I-3.3 Évolution des angles de bobinage dans le fond.....	25
I-3.4 Épaisseur des couches dans le fond.....	28
I-4 Modélisation du comportement mécanique des réservoirs composites bobinés	31
I-5 Caractérisation des réservoirs bobinés en matériaux composites	33
I-5.1 Caractérisation microstructurale sur des structures réelles	34
I-5.1.1 Analyse d'images et microscopie	35
I-5.1.2 Microtomographie	36
I-5.1.3 Conclusion sur les techniques de caractérisation microstructurale	37
I-5.2 Essais de caractérisation mécanique.....	37
I-6 Problématique et démarche	39
Chapitre II : Description des propriétés physiques dans le réservoir composite	41
II-1 Réservoirs d'études et méthodes de caractérisation	43
II-1.1 Présentation des structures d'études	43
II-1.2 Présentation des méthodes de caractérisation	45
II-1.2.1 Analyse d'images issues de la microscopie.....	45
II-1.2.1.1 Préparation des échantillons.....	46
II-1.2.1.2 Observation et acquisition des images	47
II-1.2.1.3 Méthodes de mesure de la fraction volumique de fibres et de porosités	49
II-1.2.2 Caractérisation volumique des porosités par microtomographie	51
II-2 Analyses et résultats de caractérisation.....	52
II-2.1 Définition du milieu hétérogène : séparation d'échelles	52

II-2.2 Analyse de porosités	52
II-2.2.1 Mesures du taux de porosités	52
II-2.2.2 Analyses de l'évolution de la forme des porosités	55
II-2.3 Mesure de la fraction volumique de fibres.....	58
II-2.3.1 Fraction volumique de fibres à l'échelle mésoscopique.....	58
II-2.3.2 Fraction volumique de fibres à l'échelle microscopique.....	62
II-3 Détermination des propriétés mécaniques élastiques à l'échelle de la couche.....	62
II-3.1 Définition de la couche	63
II-3.2 Définition du comportement mécanique élastique du matériau composite à l'échelle de la couche	63
II-3.3 Procédure de calculs éléments finis : double homogénéisation.....	64
II-3.3.1 Choix des volumes élémentaires représentatifs (VER) pour chaque étape d'homogénéisation.....	66
II-3.3.1.1 Échelle microscopique	66
II-3.3.1.2 Échelle mésoscopique (Échelle de la couche)	68
II-3.3.2 Définition des conditions aux limites.....	69
II-3.3.2.1 Calculs en chargement normal : détermination des propriétés dans les directions principales d'un VER	70
II-3.3.2.2 Calculs en chargements de cisaillement : détermination des propriétés dans le plan de cisaillement	72
II-3.3.3 Première homogénéisation : prédiction des propriétés mécaniques élastiques à l'échelle microscopique	75
II-3.3.3.1 Propriétés mécaniques des constituants	75
II-3.3.3.2 Définition des propriétés élastiques à l'échelle des fibres.....	75
II-3.3.3.3 Modélisations éléments finis.....	76
II-3.3.3.4 Résultats	77
II-3.3.4 Deuxième homogénéisation : intégration de l'effet de porosités sur la rigidité des composites.....	79
II-3.3.4.1 Modélisation éléments finis des porosités	79
II-3.3.4.2 Étude paramétrique : surfaces de réponse de la réduction normalisée des modules d'élasticités	79
II-3.3.5 Modèle de prédiction des propriétés mécaniques	83
II-4 Conclusion	84

Chapitre III : Simulation des réservoirs bobinés en matériaux composites	93
III-1 Modèle d'enroulement des réservoirs bobinés en matériaux composites	88
III-1.1 Description de l'évolution des angles d'enroulement des arrêts de couches.....	88
III-1.1.1 Analyse des arrêts de couches	89
III-1.1.2 Analyse de l'évolution des angles d'enroulement	90
III-1.1.2.1 Méthode de mesure des orientations des fibres	91
III-1.1.2.2 Incertitudes de mesure	91
III-1.1.2.3 Résultats.....	92
III-1.2 Description des épaisseurs des couches dans le fond	94
III-1.2.1 Modèle d'évolution des épaisseurs des couches dans le fond.....	94
III-1.2.1.1 Calcul des épaisseurs dans les couches ordinaires	98
III-1.2.1.2 Calcul des épaisseurs dans les couches avec un rayon d'arrêt inférieur à celui de l'embase	100
III-1.2.1.3 Calcul des épaisseurs dans les couches ayant	102
III-1.2.2 Compactage des couches : prise en compte de la variation de la fraction volumique de fibres.....	103
III-2 Modèle de structuration	104
III-2.1 Construction des fonds des réservoirs bobinés	104
III-2.1.1 Définition des éléments du modèle de structuration des fonds de réservoir	105
III-2.1.2 Mise en œuvre du modèle.....	106
III-2.1.2.1 Difficulté de mise en œuvre du modèle	106
III-2.1.2.2 Processus de génération des fonds.....	107
III-2.2 Modélisation du fond et comparaison avec l'observation de réservoir de référence	109
III-2.3 Description des propriétés physiques et mécaniques dans la structure des réservoirs	111
III-2.3.1 Définition de l'existence des porosités.....	113
III-2.3.2 Définition de la fraction volumique de fibres.....	113
III-2.3.3 Définition des propriétés mécaniques.....	114
III-3 Conclusion.....	115

Chapitre IV : Modélisation par éléments finis du réservoir : Application à la simulation du comportement mécanique des réservoirs de référence.....	117
IV-1 Développement du modèle d'analyse par élément finis	119
IV-1.1 Limites des modèles de modélisation actuels et besoin du développement d'un outil de simulation.....	119
IV-1.2 Construction du modèle éléments finis	120
IV-1.2.1 Génération de la géométrie : discrétisation	121
IV-1.2.1.1 Génération des nœuds dans le fond	121
IV-1.2.1.2 Définition des éléments dans le modèle éléments finis.....	125
IV-1.2.2 Définition des propriétés mécaniques : Intégration de la variation des hétérogénéités	126
IV-1.2.2.1 Prise en compte de la porosité	126
IV-1.2.2.2 Prise en compte de la variation de la fraction volumique de fibre	126
IV-1.2.2.3 Attribution des propriétés mécaniques	126
IV-2 Simulation du comportement mécanique : intégration des hétérogénéités	128
IV-2.1 Étude du comportement du réservoir jusqu'à éclatement.....	128
IV-2.1.1 Définition de la pression d'éclatement.....	128
IV-2.1.2 Critère de rupture.....	129
IV-2.2 Analyse de la réponse mécanique des réservoirs de référence.....	130
IV-2.2.1 Définition de l'analyse	130
IV-2.2.2 Premier cas d'application : réservoir d'étude N°1	131
IV-2.2.2.1 Sensibilité de la réponse mécanique à la taille de discrétisation	131
IV-2.2.2.2 Simulation sur réservoir N°1 : comparaison entre configuration avec et sans prise en compte de la variation des hétérogénéités.....	133
IV-2.2.3 Deuxième cas d'application : réservoir d'étude N°2	137
IV-2.2.3.1 Définition des hétérogénéités dans le réservoir N°2	138
IV-2.2.3.2 Simulation sur réservoir N°2 : comparaison entre configuration avec et sans prise en compte de la variation des hétérogénéités.....	139
IV-3 Conclusion :	142
 Conclusion et perspectives.....	 143
Références bibliographiques	149

Glossaire

Notations ayant rapport à la caractérisation microstructurale :

$f_p^{\text{mésoscopique}}$	Taux de porosités à l'échelle mésoscopique
$f_f^{\text{mésoscopique}}$	Taux de fibres à l'échelle mésoscopique
$f_f^{\text{microscopique}}$	Taux de fibres à l'échelle microscopique
$N_{p_{\text{total}}}$	Nombre de pixels total de l'image
$N_{p_{\text{Porosités}}}$	Nombre de pixels de l'image correspondant aux porosités
$N_{p_{\text{fibres}}}$	Nombre de pixels de l'image correspondant aux fibres
$\langle R_l \rangle$	Moyenne pondérée du rapport entre la longueur et la largeur des porosités
$\langle R_h \rangle$	Moyenne pondérée du rapport entre la largeur et la hauteur des porosités

Notations ayant rapport au modèle de prédiction des propriétés mécaniques :

E_{xx}	Module d'élasticité dans le sens fibre à l'échelle de la couche
E_{yy}	Module d'élasticité dans le sens transverse aux fibres à l'échelle de la couche
E_{zz}	Module d'élasticité hors plan à l'échelle de la couche
G_{xy}	Module de cisaillement longitudinal à l'échelle de la couche
G_{xz}	Module de cisaillement hors plan à l'échelle de la couche
G_{yz}	Module de cisaillement dans le plan transversal à l'échelle de la couche
ν_{xy}	Coefficient de poisson longitudinal à l'échelle de la couche
ν_{xz}	Coefficient de poisson hors plan à l'échelle de la couche
ν_{yz}	Coefficient de poisson transversal à l'échelle de la couche
E_{xx}^{fm}	Module d'élasticité dans le sens fibre à l'échelle microscopique
E_{yy}^{fm}	Module d'élasticité dans le sens transverse aux fibres à l'échelle microscopique
E_{zz}^{fm}	Module d'élasticité hors plan à l'échelle microscopique
G_{xy}^{fm}	Module de cisaillement longitudinal à l'échelle microscopique
G_{xz}^{fm}	Module de cisaillement hors plan à l'échelle microscopique
G_{yz}^{fm}	Module de cisaillement dans le plan transversal à l'échelle microscopique
ν_{xy}^{fm}	Coefficient de poisson longitudinal à l'échelle microscopique
ν_{xz}^{fm}	Coefficient de poisson hors plan à l'échelle microscopique
ν_{yz}^{fm}	Coefficient de poisson transversal à l'échelle microscopique
E_{xx}^f	Module d'élasticité longitudinal des fibres
E_{yy}^f	Module d'élasticité transversal des fibres
G_{xy}^f	Module de cisaillement longitudinal des fibres

Glossaire

G_{yz}^f	Module de cisaillement transversal des fibres
ν_{xy}^f	Coefficient de poisson longitudinal des fibres
ν_{xz}^f	Coefficient de poisson transversal des fibres
E_m	Module d'élasticité de la matrice
ν_m	Module de cisaillement de la matrice
L_p	Longueur de la porosité
l_p	Largeur de la porosité
h_p	Hauteur de la porosité
L_c	Longueur du volume élémentaire représentatif
l_c	Largeur du volume élémentaire représentatif
h_c	Hauteur du volume élémentaire représentatif
NR	Réduction normalisée
M_c	Module à l'échelle microscopique
M_{cp}	Module à l'échelle mésoscopique

Notations ayant rapport au modèle d'évolution des angles d'enroulements :

α	Angle d'enroulement
r_0	Rayon en arrêt de couche
r	Rayon dans le fond
R	Rayon de la couche dans la partie cylindrique
α_R	Orientation de la couche dans la partie cylindrique
λ	Coefficient de glissement des nappes de fibres sur la surface de bobinage

Notations ayant rapport au modèle d'évolution des épaisseurs :

e_b théorique	Epaisseur de la nappe théorique
e_R	Epaisseur de la couche
e_{max}	Epaisseur maximale
r_b	Rayon situé à une distance d'une largeur de bande du rayon d'arrêt de couche
r_{embase}	Rayon de l'embase
r_{emax}	Rayon correspondant à l'épaisseur maximale
A	Coefficient dépendant des paramètres d'enroulement.
$A_{Gramoll}$	Coefficient dépendant des paramètres d'enroulement selon Gramoll
A_{Wang}	Coefficient dépendant des paramètres d'enroulement selon Wang
$f_f^{mésoscopique}$ $f_{moyenne}$	Fraction volumique de fibres moyenne
Δf	Fraction de variation du taux de fibre par rapport à la valeur moyenne
C	Facteur de compactage
e_b	Epaisseur de la nappe

Notations ayant rapport à la simulation éléments finis :

C_i^{UD}	Matrice de rigidité de l'élément i dans le repère du composite unidirectionnel
$C_i^{+\alpha_i}$	Matrice de rigidité de l'élément i à $+\alpha_i$ dans le repère de la structure
$C_i^{-\alpha_i}$	Matrice de rigidité de l'élément à $-\alpha_i$ dans le repère de la structure
T_i	Matrice de passage du repère du pli au repère de la structure
$C_i^{\pm\alpha_i}$	Matrice de rigidité de l'élément i à $\pm\alpha_i$ dans le repère de la structure
σ_{xx}	Contrainte dans la couche sens fibre
$\sigma_x^{composite}$	Résistance à la rupture de la couche sens fibre
σ_x^{fm}	Résistance à la rupture du pli à l'échelle microscopique sens fibre

Introduction générale

Introduction générale

Aujourd'hui les réservoirs en matériaux composites représentent un moyen pour le stockage de l'hydrogène à des pressions de service très élevées. En dépit des nombreux avantages que présentent les réservoirs en composites, le stockage sous haute pression conduit à utiliser de fortes épaisseurs de composites, et le comportement de ce type de structure reste mal maîtrisé. Le procédé d'enroulement filamentaire par voie humide induit des variabilités et défauts qui impactent le comportement de la structure et en particulier le comportement des fonds. De ce fait, il est nécessaire d'apprécier ces variabilités dans la modélisation du comportement des réservoirs composites épais.

Ce travail de thèse présente une approche permettant de modéliser le comportement mécanique des réservoirs, et tout particulièrement des fonds, en prenant en compte les spécificités dues au procédé de réalisation. A ce titre, nos recherches concernent aussi bien l'aspect d'analyse de structures que l'aspect simulation.

Notre objectif est de développer un processus de calcul complet intégrant la prise en compte des variabilités des propriétés physiques dans les réservoirs bobinés. L'accent est mis sur la représentation et la description de la structure des fonds des réservoirs en se basant sur des analyses de structures réelles.

Le travail de thèse est présenté en quatre chapitres :

Le premier chapitre est consacré à l'état de l'art. Nous présentons le contexte de l'étude ainsi que la description du procédé d'enroulement filamentaire. Ensuite, un certain nombre de spécificités qui caractérisent les réservoirs composites sont mises en évidence. Une partie de ce chapitre est consacrée également aux différents moyens permettant de caractériser la structure à plusieurs échelles ainsi qu'aux différentes approches de modélisation du comportement des réservoirs. A la fin de ce chapitre nous présentons la démarche générale adoptée pour répondre aux différentes problématiques identifiées.

Le deuxième chapitre présente dans un premier temps l'analyse de la microstructure des réservoirs réels déjà existants sur le marché. Dans ce travail nous avons effectué une investigation sur les différentes hétérogénéités en l'occurrence : les fibres, la matrice et les porosités, et leurs variabilités dans les structures. Ceci permet de proposer des lois pour leurs évolutions dans l'épaisseur. Puis, afin de pouvoir déterminer les propriétés mécaniques locales homogénéisées en fonction des

différentes hétérogénéités présentes dans les structures, nous proposons un modèle micromécanique développé à partir de simulations numériques.

Le troisième chapitre concerne la modélisation de la structure des réservoirs et particulièrement les fonds dans lequel les arrêts de couches sont pris en compte. Nous présentons les modèles permettant de décrire l'évolution des orientations des fibres et l'épaisseur des couches dans les fonds. En outre, nous développons un processus de modélisation de la structure du réservoir en intégrant les différentes variabilités dans le fond telles qu'elles sont définies et identifiées.

Le dernier chapitre porte sur la simulation du comportement mécanique du réservoir sous pression. L'objectif est de disposer d'un outil de simulation permettant de prendre en compte la distribution des différentes hétérogénéités et modéliser le comportement mécanique global du réservoir. Nous développons un outil de simulation afin d'intégrer les hétérogénéités et les variabilités rencontrées dans le réservoir. Ainsi, nous effectuons un bilan comparatif afin de mettre en relief la prise en compte des différentes variabilités et l'impact de leurs descriptions sur les structures.

Chapitre I

Chapitre I

État de l'art

I-1 Contexte de l'étude.....	10
I-2 Procédé d'enroulement filamentaire des réservoirs composites épais	12
I-3 Spécificité des réservoirs composites bobinés épais par voie humide : Zone fond.....	14
I-3.1 Variation de la fraction volumique des fibres.....	15
I-3.2 Existence de porosités dans les réservoirs bobinés épais	19
I-3.3 Évolution des angles de bobinage dans le fond.....	25
I-3.4 Épaisseur des couches dans le fond	28
I-4 Modélisation du comportement mécanique des réservoirs composites bobinés	31
I-5 Caractérisation des réservoirs bobinés en matériaux composites	33
I-5.1 Caractérisation microstructurale sur des structures réelles.....	34
I-5.1.1 Analyse d'images et microscopie	35
I-5.1.2 Microtomographie.....	36
I-5.1.3 Conclusion sur les techniques de caractérisation microstructurale.....	37
I-5.2 Essais de caractérisation mécanique	37
I-6 Problématique et démarche	39

I-1 Contexte de l'étude

L'évolution des problèmes environnementaux et l'épuisement des ressources fossiles face à la croissance rapide des besoins énergétiques, imposent d'utiliser pleinement les atouts des énergies alternatives. La pile à hydrogène est apte à prendre une place de plus en plus importante de technologie permettant de produire une énergie renouvelable. Les avantages de l'énergie hydrogène comme l'autonomie, la qualité de courant disponible, la rapidité de rechargement et l'absence d'émission sont très valorisables. À ce titre, plusieurs programmes de recherches visent à construire une filière d'énergie d'hydrogène pour développer cette filière qui répond aux besoins énergétiques et environnementaux actuels.

L'hydrogène, ou plus exactement le dihydrogène (H_2), présente plusieurs caractéristiques intéressantes, susceptible d'en faire un des vecteurs énergétiques du futur. Il peut facilement être utilisé pour récupérer l'énergie via sa combustion dans une pile à combustible. Mais il faut pour cela, faciliter, sécuriser et rendre moins coûteux sa production, son transport et son stockage. Pour ce faire, la faisabilité de ce vecteur énergétique passe par l'étude du stockage d'hydrogène qui reste une étape clé dans son déploiement. De manière générale l'hydrogène peut être stocké sous trois formes :

En phase solide : dans ce cas l'hydrogène est absorbé de manière réversible sous l'effet de la chaleur par des matériaux dits hydrures, ou il est adsorbé dans des mono fibres ou des nanotubes de carbone. Cette technique est encore à l'étude.

En phase liquide : ce n'est pas actuellement efficace pour le stockage à long terme, du fait à l'apport énergétique nécessaire à la génération d'hydrogène liquide ainsi qu'aux techniques d'isolation nécessaires à son maintien à basse température.

En phase gazeuse : c'est la technique la plus déployée actuellement. L'hydrogène se trouve sous forme gazeuse à température ambiante et à n'importe quelle pression de stockage. Cependant un compromis doit être trouvé entre le volume occupé par le gaz et la pression de stockage nécessaire.

Pour certaines applications, en particulier des applications mobiles (Figure I-1), la réserve d'énergie doit être importante et compacte. Le moyen de diminuer le volume d'un gaz à température constante est d'en augmenter la pression dans le réservoir (loi de Boyle-Mariotte). On vise plutôt le stockage d'hydrogène en phase gazeuse sous très haute pression. Les technologies actuelles permettent d'atteindre des pressions de service entre 350 bars et 700 bars. Pour de telles pressions, on parle de réservoirs hyperbares qui sont classés en quatre catégories :

- Type I : réservoir entièrement métallique.
- Type II : réservoir métallique avec frettage composite en fibre de verre sur la partie cylindrique.
- Type III : réservoir composite à fibres d'aramide, de verre ou de carbone avec un revêtement intérieur métallique.
- Type IV : réservoir composite à fibres de carbone avec un revêtement intérieur en polymère.

Aujourd'hui, les réservoirs en composite de Type IV (Figure I-2) représentent le moyen à plus fort potentiel pour le stockage de l'hydrogène à des pressions de service très élevée. Les réservoirs bobinés en composite de type IV sont devenus compétitifs par rapport aux réservoirs conventionnellement utilisés, et l'utilisation de structures composites bobinées épaisse permet d'obtenir des pressions à rupture de l'ordre de 2000 bar (qui correspond à trois fois la pression de service), ce qui n'est pas atteignable avec des solutions de type I, type II ou Type III.

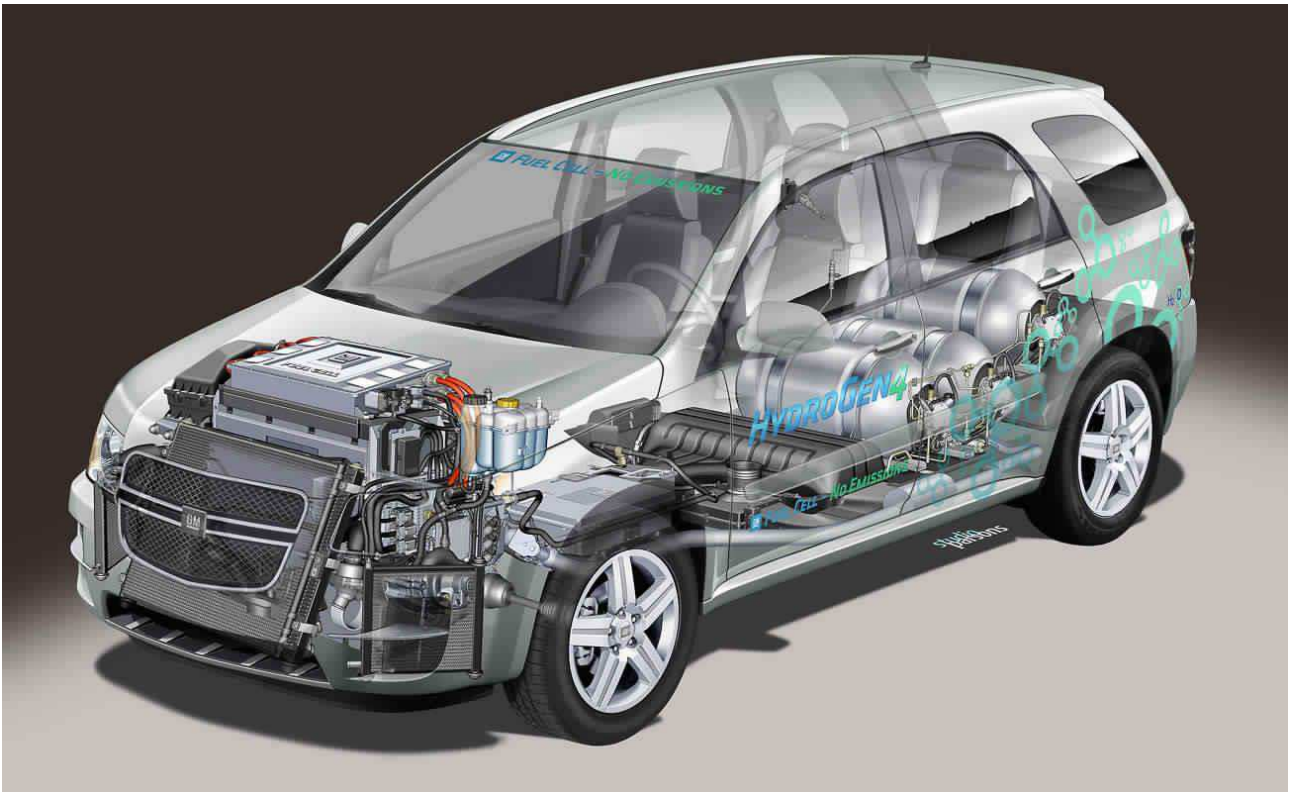


Figure I-1 : Véhicule "GM HydroGen4" alimenté en hydrogène pour produire l'énergie électrique nécessaire à son moteur grâce à une pile à combustible (GM Forum à Genève : Le HydroGen4 à la pointe de la technologie de la pile à combustible - Automanie, 2014)

Pour ne pas avoir une menace balistique importante lors de l'éclatement, les normes de sécurité en vigueur [NF 12245:2012] imposent que les réservoirs soient conçus et dimensionnés pour que l'éclatement se produise dans la partie cylindrique et pas dans les fonds. Pour garantir ceci, les fonds sont en général "surdimensionnés". Les pressions de stockage devenant élevées, il est nécessaire d'avoir des épaisseurs relativement importantes. Une source d'amélioration des réservoirs réside donc dans l'optimisation des fonds des structures bobinées. Notre intérêt se porte donc sur une étude du comportement des réservoirs et surtout sur la modélisation de la partie fond. Ainsi, notre étude portera sur des réservoirs composites épais de type IV réalisés par enroulement filamentaire de fibres de carbone et matrice époxyde (Figure I-2).



Figure I-2 : Réservoir haute pression 95L/700bar type IV Poids 85Kg réalisé par "Stelia composites" (salon du JEC 2013)

I-2 Procédé d'enroulement filamentaire des réservoirs composites épais

L'enroulement filamentaire est généralement utilisé pour la fabrication de pièces présentant une symétrie de révolution comme les tubes, les bouteilles de gaz, les enveloppes cylindriques, les pales d'hélicoptères en matériaux composites ou certains coudes et raccords.

Deux technologies d'enroulement peuvent être distinguées :

- Enroulement par voie sèche où les nappes de fibres préimprégnées peuvent être déposées directement sur un liner ou un outillage.
- Enroulement par voie humide où les fibres sèches devront être imprégnées dans la résine avant d'être déposées sous forme de nappes sur un liner ou un outillage.

Toutefois, seul **l'enroulement filamentaire par voie humide** est considéré dans notre étude, puisqu'il s'agit du procédé employé par le partenaire STELIA COMPOSITES pour la réalisation des réservoirs étudiés dans le cadre de cette étude.

L'enroulement filamentaire par voie humide (Figure I-3) est particulièrement adapté à la fabrication des réservoirs de stockage à haute pression et dans ce cadre les fibres sont déposées sur un moule, appelé liner.

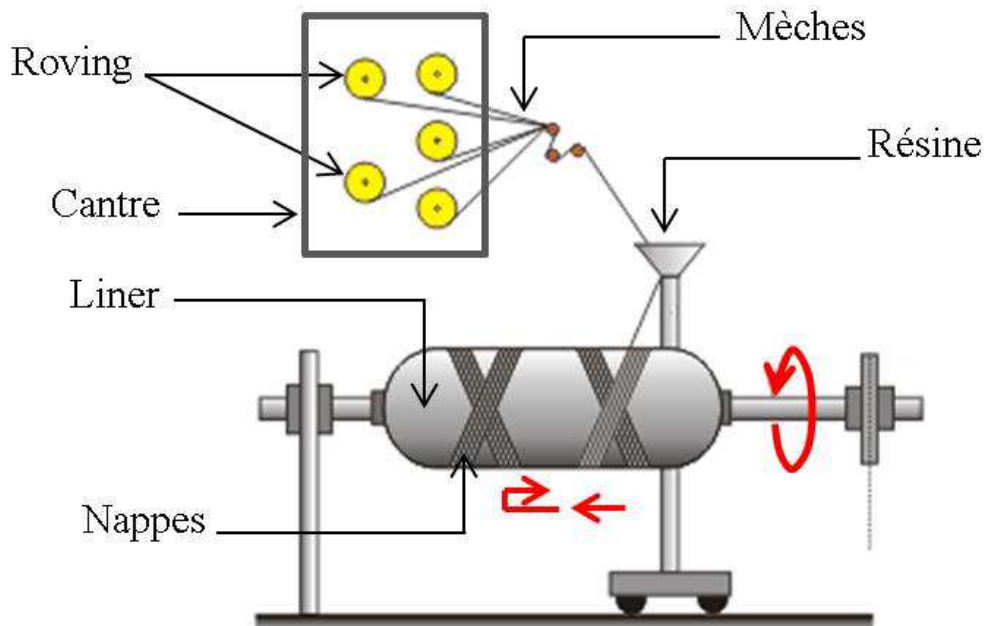


Figure I-3 : Représentation schématique du principe du procédé d'enroulement filamentaire par voie humide (Thermosetting Composites - Fibres and Matrices : Schematic of the filament winding process, 2014)

Le liner est le revêtement interne du réservoir. Il a deux fonctions principales, assurer l'étanchéité de la structure et jouer le rôle de mandrin. En effet, sa mise en rotation permet de déposer les fibres préalablement imprégnées dans la résine directement sur sa surface extérieure. Le liner peut être piloté en pression pour assurer au cours du bobinage une contre pression interne et maintenir la tension des fibres déposées.

Les fibres se présentent sous forme de roving, c'est-à-dire de bobines dont le nombre de fibres par mèche est fixé. Chaque roving est placé sur un des supports du cantre de dévidage de façon à être animé d'un mouvement de rotation. Tous les supports sont freinés à l'aide d'un système permettant de maintenir une tension de mèche constante au cours du dévidage.

Ce dispositif assure que l'ensemble des rovings présents sur le même cantre ont la même tension de dévidage. La tension de mèche permet au cours de la réalisation de la structure de compacter la couche précédemment déposée et d'assurer la cohésion de la matière. Sa valeur peut éventuellement être modifiée au cours de la dépose suivant l'orientation et/ou la position de la couche dans l'épaisseur.

Enfin, les mèches de tous les rovings sont regroupées pour former une nappe qui est déposée sur le liner via un système de guidage dans un mouvement de va-et-vient. Elle est donc caractérisée par sa largeur et son épaisseur, toutes deux liées aux propriétés des mèches. Il s'en suit une fraction volumique cible des plis déposés. Un effet d'essorage est réalisé par le dépôt des couches supérieures sur les couches inférieures. La viscosité de la matrice et la qualité d'enduction (liée à la température de dépose, de vitesse de passage dans le bain, du nombre de fibres dans les mèches, ...)

sont des paramètres qui conditionnent cet essorage et in fine la fraction volumique de fibres et l'épaisseur de plis.

Deux méthodes de dépôts des fibres de renfort peuvent être employées lors de la fabrication d'un réservoir cylindro-sphérique. L'enroulement circonférentiel qui permet d'avoir des couches avec une orientation de 90° (Figure I-4-a) et l'enroulement hélicoïdal qui permet d'avoir des couches avec une orientation $\pm\alpha$, autre que 90° (Figure I-4-b). La performance d'une structure composite repose essentiellement sur l'adéquation entre les directions de chargement et la distribution du renfort fibreux.

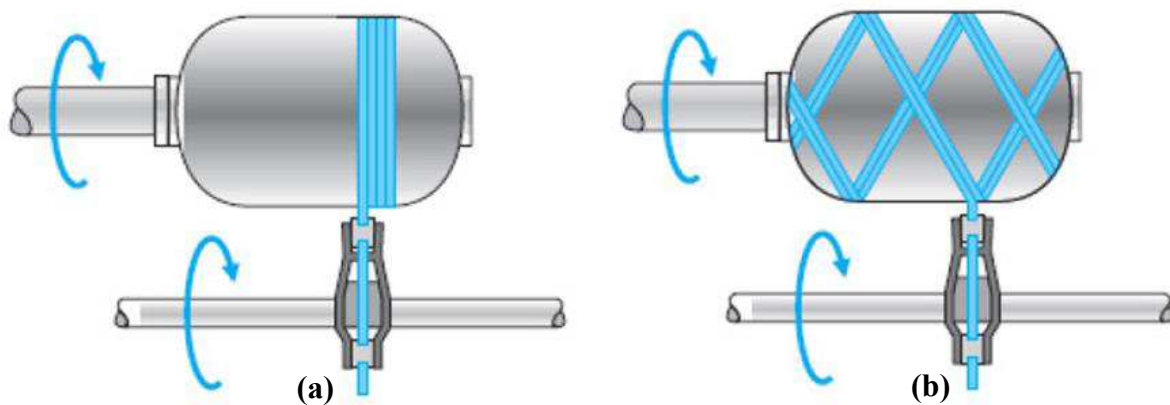


Figure I-4 : Types d'enroulement filamentaire utilisés pour la réalisation de réservoirs composite (a : enroulement circonférentiel, b : enroulement hélicoïdal) (Krawczak, 2002)

Plusieurs techniques d'enroulement des fibres ont été considérées. Nous distinguons généralement parmi d'autres techniques, l'enroulement géodésique et l'enroulement non-géodésique. Dans notre cas d'étude on se consacre à **l'enroulement géodésique** qui est très majoritairement utilisé industriellement, les deux techniques sont décrites en détail dans [(Bookhart et al., 1968); (Hojjati et al., 1995); (De Carvalho et al., 1995); (Koussios et al., 2005);(Zu et al., 2010)].

Pour minimiser les coûts de fabrication, les structures cylindriques telles que les réservoirs composites ne subissent ni de dépression ni de pression hydrostatique. Ainsi, actuellement, une partie du cycle de polymérisation de la résine se fait à température ambiante en maintenant la structure en rotation sans la mettre sous vide, cette cuisson se poursuit en étuve sans pression hydrostatique à environ 110° (Pilato, 2011).

I-3 Spécificité des réservoirs composites bobinés épais par voie humide : Zone fond

Toutes les qualités des réservoirs composites épais en terme de masse et de résistance, ne doivent pas nous faire oublier que le comportement mécanique de ce type de structure est encore mal maîtrisé surtout dans le fond. Cette partie du réservoir cumule des variabilités structurales, géométriques et matériaux qui sont dues principalement au procédé d'enroulement filamentaire par

voie humide. La prise en compte de ces variabilités est en effet un aspect important dans le dimensionnement des réservoirs.

Dans l'optique d'intégrer dans le modèle de calcul des données propres aux réservoirs bobinés épais, la variation de la fraction volumique de fibres, l'existence de porosités, et l'évolution des angles d'enroulement et l'épaisseur le long du fond sont des caractéristiques particulièrement distinguées dans ce travail. De ce fait, ces spécificités font l'objet d'une étude bibliographique.

I-3.1 Variation de la fraction volumique des fibres

La variation de la fraction volumique de fibres représente l'une des spécificités caractérisant les réservoirs bobinés par voie humide. Ainsi, cette variabilité cause évidemment une variation de la raideur aussi bien que de la résistance des structures composites.

Plusieurs travaux sont consacrés à la caractérisation de la microstructure des réservoirs bobinés épais et en particulier à la variation de la fraction volumique de fibres [(**Kempner et al., 1995**); (**Cohen, 1997**); (**Pilato, 2011**)]. Nous retenons d'une manière générale que la variation de la fraction volumique de fibre dans la structure est la conséquence de **la tension de fibres** suite aux méthodes de dépôt des couches les unes sur les autres.

Kempner (**Kempner et al., 1995**) a mentionné que **la pression appliquée** sur les couche change lors du bobinage. Pour la quantifier il a appliqué **une tension constante** au cours de la dépose des nappes de fibre préimprégnées de résine époxyde. Les tensions appliquées sont de 13,35 (N), 22,25(N) et 31,15(N). Les relevés mesurés par des capteurs placés sur le mandrin montrent que la pression causée par la dépose des nappes varie lors du bobinage (Figure I-5). Pour les différentes tensions testées, au début du bobinage la pression sur le mandrin augmente, après elle diminue pour qu'elle se maintienne constante à la fin du bobinage.

La fraction volumique des fibres est calculée pour chaque tension testée et elle représente la fraction volumique des fibres moyenne dans toute la structure. La variation de la pression appliquée sur les couches qui est due à la tension des nappes cause en effet une variation de la fraction volumique des fibres. La fraction volumique des fibres augmente avec l'augmentation de la pression appliquée lors du dépôt des nappes en conséquence du compactage des couches (Figure I-6).

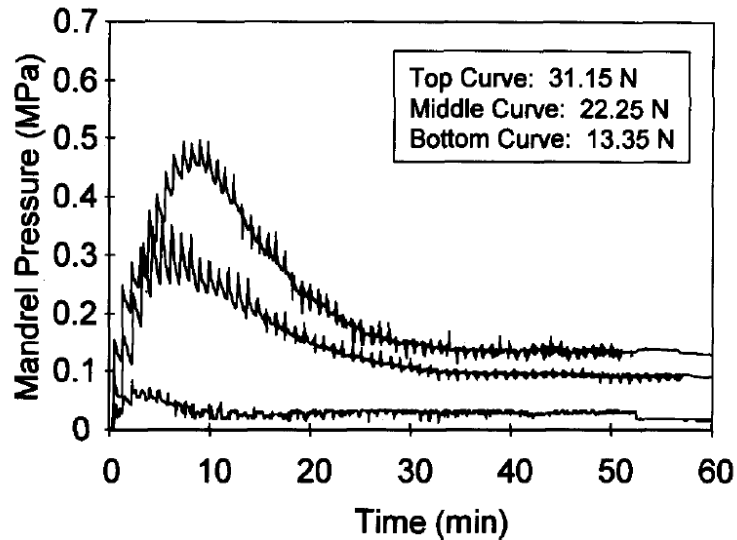


Figure I-5 : Les relevés mesurés de la pression de la dépose des nappes lors du bobinage (Kempner et al., 1995)

Ces analyses ont porté sur des nappes de fibres sèches et sur des nappes de fibres préimprégnées. Ainsi, nous pouvons en déduire que la fluidité de la résine joue un rôle important sur le compactage et la teneur en fibre des couches. Dans le cas des nappes sèches la fraction volumique est plus importante que dans le cas des nappes préimprégnées (Figure I-6). Nous pouvons dire donc que dans le cas de l'enroulement filamentaire par voie humide où la résine est plus fluide, l'effet de la tension des nappes sur le compactage et la teneur en fibres est plus importante.

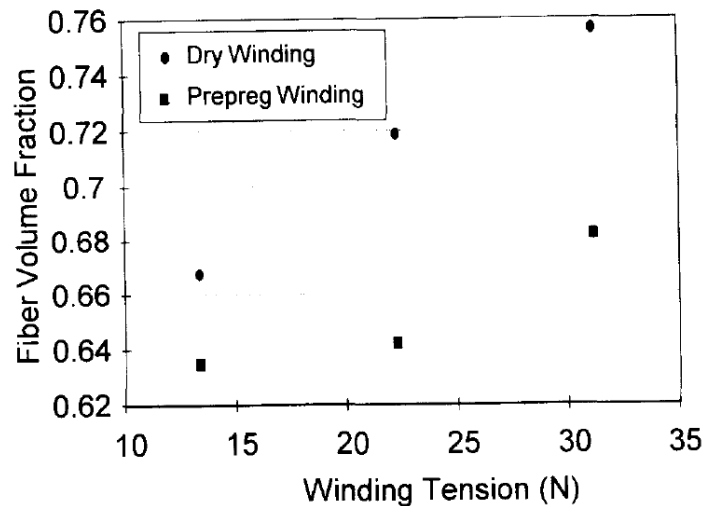


Figure I-6 : Variation de la fraction volumique de fibres dans le cas des fibres sèches et fibres préimprégnées en fonction de la tension d'enroulement (Kempner et al., 1995)

Cohen (Cohen, 1997) a aussi étudié l'effet de la tension de nappes sur la fraction volumique des fibres dans des structures bobinée par voie humide. Il a fait varier la tension de dépôt des fibres sur un tube de 137 (N) à 324 (N). L'augmentation de la tension des nappes a un effet sur le compactage des couches et par la suite sur la fraction volumique de fibres. Cohen a constaté que les couches bobinées avec une tension de fibre très élevée sont plus compactées de 6% par rapport à celles bobinées avec une tension de fibre moins élevée.

Selon Mertiny (**Mertiny et al., 2002**) dans certain cas, il peut y avoir des opérations manuelles d'essorage sur des certaines couches. Le lien entre la tension des nappes appliquée et la modification volumique de fibre dans la structure doit être relié à l'essorage manuel qui est fait lors du bobinage qui permet d'enlever l'excédent de résine.

Néanmoins, ces mêmes auteurs ont montré que le **préchargement mécanique (contraintes mécaniques résiduelles)** sur la structure, lié à la tension des nappes, **peut être négligé**.

Comme c'est mentionné dans la partie précédente, il existe deux méthodes de dépôt de nappes de fibre, dépôt par enroulement circonférentiel et dépôt par enroulement hélicoïdal. Le lien entre ces méthodes de dépôt de nappe et la fraction volumique de fibres a été étudié par Pilato (**Pilato, 2011**) et Cohen (**Cohen, 1997**).

Pilato (**Pilato, 2011**) met en évidence la variation de la fraction volumique de fibres dans les couches à orientation différentes constituant la partie cylindrique d'un réservoir composite épais bobiné par voie humide. Sur les couches circonférentielles la fraction volumique de fibres reste relativement homogène dans l'épaisseur à environ 69%. Cependant La fraction volumique de fibres diminue légèrement de 10% à l'extérieur de la structure (Figure I-7). Pour les couches hélicoïdales la fraction volumique reste homogène à environ 65% (Figure I-8). L'échantillon étudié représente toute l'épaisseur de la partie cylindrique d'un réservoir bobiné en matériaux composites par voie humide qui est de 38 millimètres.

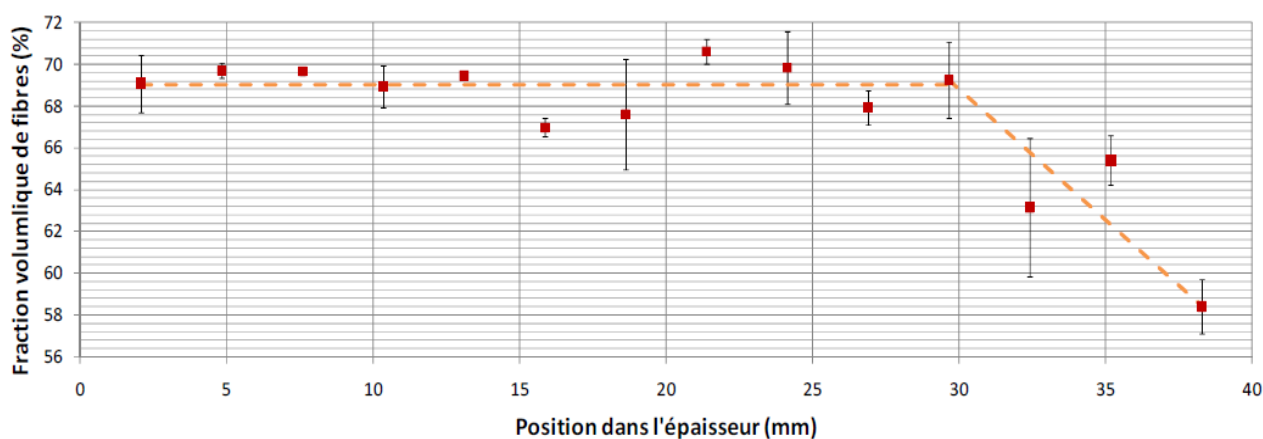


Figure I-7 : Variation dans l'épaisseur de la fraction volumique de fibres dans les couches circonférentielles (Pilato, 2011)

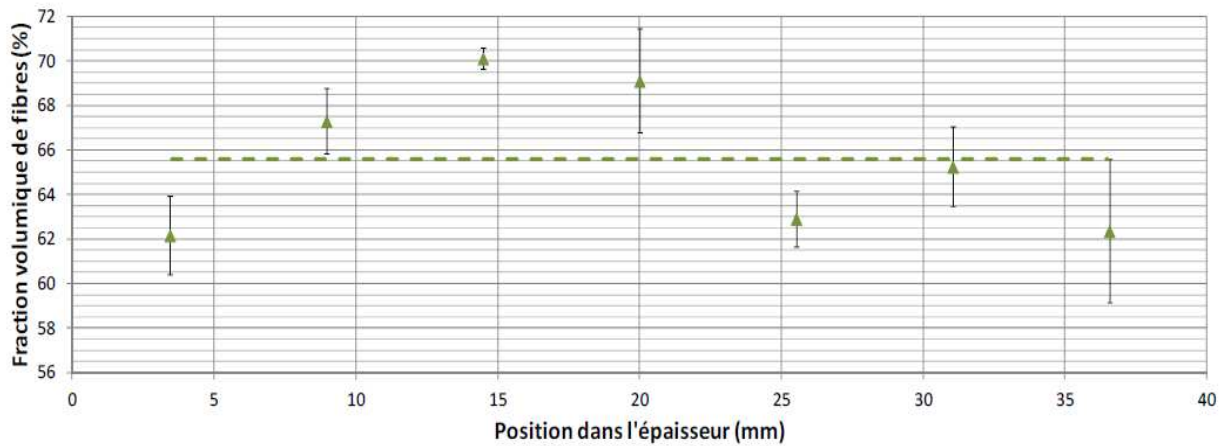


Figure I-8 : Variation dans l'épaisseur de la fraction volumique de fibres dans les couches hélicoïdales (Pilato, 2011)

Cohen (Cohen, 1997) a montré que la fraction volumique de fibres dans les couches n'est pas homogène et évolue d'une manière différente dans les couches hélicoïdales et dans les couches circonférentielles. La fraction volumique dans les couches hélicoïdales est plus élevée d'environ 5% que dans les couches circonférentielles. Dans les couches hélicoïdales, la fraction volumique de fibres diminue d'une manière forte d'environ 66% à l'intérieur à environ 47% à l'extérieur du tube (Figure I-9). Dans les couches circonférentielles la fraction volumique de fibres diminue d'une manière forte d'environ 57% à l'intérieur à environ 42% à l'extérieur du tube (Figure I-9). Cette analyse a été menée sur une structure fine d'environ 2 millimètres qui représente la partie cylindrique d'un réservoir composite.

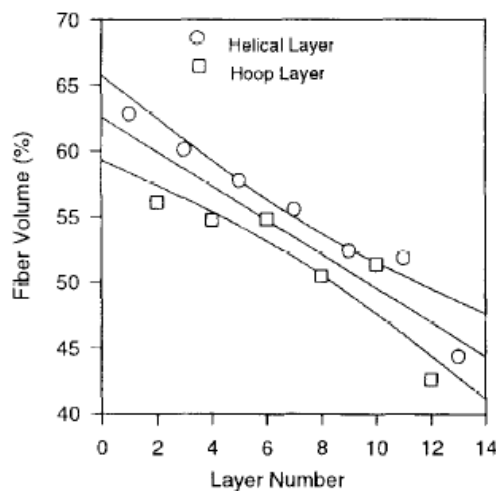


Figure I-9 : Variation de la fraction volumique de fibres dans les couches circonférentielles et hélicoïdales (Cohen, 1997)

Au final nous pouvons dire que la tension des nappes applique une pression radiale par la pression des nappes sur les couches déposées. Cette pression n'est pas la même dans le cas d'un enroulement circonférentiel que dans le cas d'un enroulement hélicoïdal et évolue au cours d'enroulement. Lors du bobinage par voie humide la pression appliquée sur les couches permet de les compacter. Ce compactage des couches laisse la résine s'échapper et par la suite la fraction volumique des fibres

augmente. Nous pourrions donc déduire que la **tension des nappes** ainsi que les **méthodes de dépôt** de couches ont une influence sur la fraction volumique de fibres.

I-3.2 Existence de porosités dans les réservoirs bobinés épais

En raison de la polymérisation en étuve et de l'épaisseur de la structure, les porosités sont présentes de manière importante. Ce défaut est susceptible de causer des effets significatifs sur la tenue mécanique des structures composites.

Certaines études référencées dans cette partie ont porté sur des structures réalisées par des procédés autres que l'enroulement filamentaire par voie humide. Néanmoins, les conclusions tirées de ces analyses peuvent être extrapolée à notre cas d'étude.

La création des porosités par emprisonnement de bulles d'air dans la résine durant sa phase de fabrication ou durant l'imprégnation du renfort est la cause la plus facile à comprendre intuitivement. Il y a d'autres phénomènes comme le dégazage de la résine lors de la polymérisation qui peuvent générer des porosités.

Pour que les structures composites soient d'une grande qualité, d'une manière classique les pièces sont préparées en les mettant sous vide. Ainsi, la dépression générée permet d'évacuer les poches d'air apparaissant lors de la fabrication des pièces. De plus, une pression hydrostatique est appliquée sur les pièces lors du cycle de polymérisation réalisé en autoclave assurant le compactage des pièces.

Selon plusieurs auteurs [(Olivier et al., 1995); (Santulli et al., 2002); (Liu et al., 2006) et (Zhu et al., 2011)], la pression hydrostatique appliquée lors de la polymérisation en autoclave a un fort impact sur le taux de porosité.

Les résultats trouvés par Zhu (Zhu et al., 2011) (Tableau I-1) et Liu (Liu et al., 2006) (Figure I-10), montre que l'augmentation de la pression hydrostatique appliquée lors de la polymérisation en autoclave diminue le taux de porosité dans les pièces composites.

Cure pressure/MPa	Void content/%	
	laminates A	laminates B
0.4	0.4	0.4
0.3	1.2	1.8
0.1	5.4	6.0
0.0	8.0	9.0

Tableau I-1 : Mesure de la fraction volumique de porosité à différentes pressions en autoclave (Zhu et al., 2011)

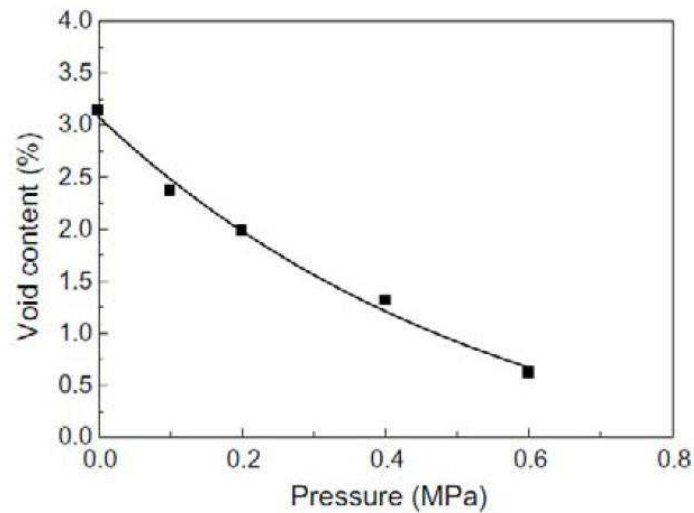


Figure I-10 : Evolution du taux volumique de porosités en fonction de la pression hydrostatique en autoclave pour un préimprégné carbone/époxy (Liu et al., 2006)

De plus, selon Zhu (Zhu et al., 2011) la taille et la distribution des porosités sont également liées à la pression hydrostatique. Sans pression hydrostatique, les porosités auraient tendance à être plus grandes, mesurant jusqu'à plusieurs dizaines de fois le diamètre d'une fibre, plutôt que des inclusions de petite taille de forme sphérique observées avec une pression hydrostatique (Figure I-11). Selon Zhu (Zhu et al., 2011) et Pilato (Pilato, 2011) les porosités sont de préférence situées à l'interface du pli et sont allongées le long de la direction des fibres comme illustré en (Figure I-11).

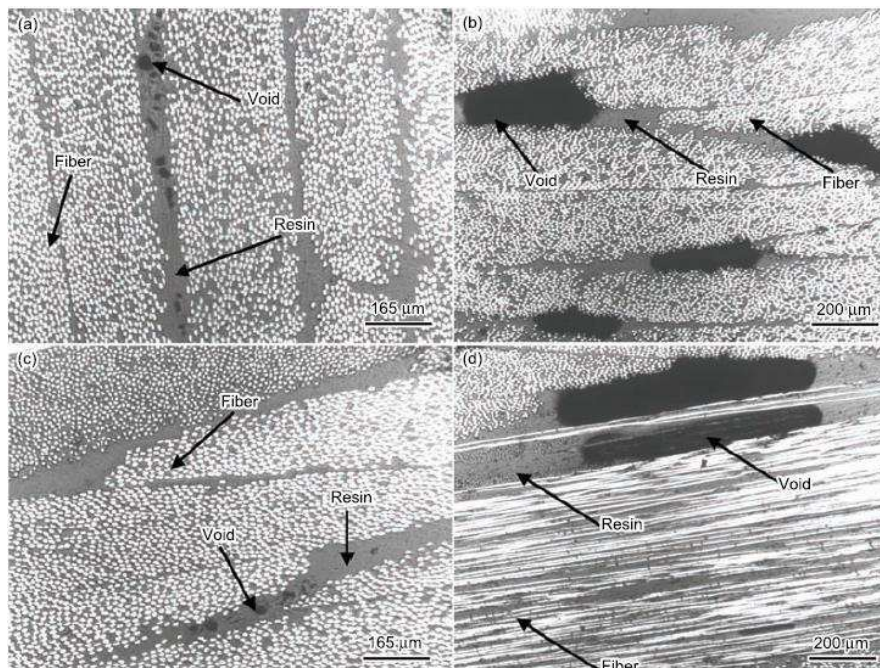


Figure I-11 : Effet de la pression en autoclave sur la taille des porosités: (a) échantillon 1, 0.4 MPa, (b) échantillon 1, 0.0 MPa, (c) échantillon 2, 0.4 MPa, (d) échantillon 2, 0.0 MPa (Zhu et al., 2011)

Zhu (Zhu et al., 2011) a aussi montrée l'effet de la pression hydrostatique sur la forme et la géométrie des porosités, en appliquant trois niveaux de pression hydrostatique au cours de la polymérisation en autoclave. Les résultats montrent que l'effet de la pression hydrostatique affecte

légèrement la longueur de porosités. Les structures suivant un cycle de polymérisation sans pression hydrostatique contiennent des porosités légèrement plus allongées (Figure I-12). L'effet de la pression hydrostatique sur le rapport de forme des porosités a été aussi étudié par Zhu (Zhu et al., 2011). Ce rapport entre la longueur et la largeur des porosités augmente aussi légèrement si le cycle de polymérisation est réalisé sans pression hydrostatique (Figure I-13).

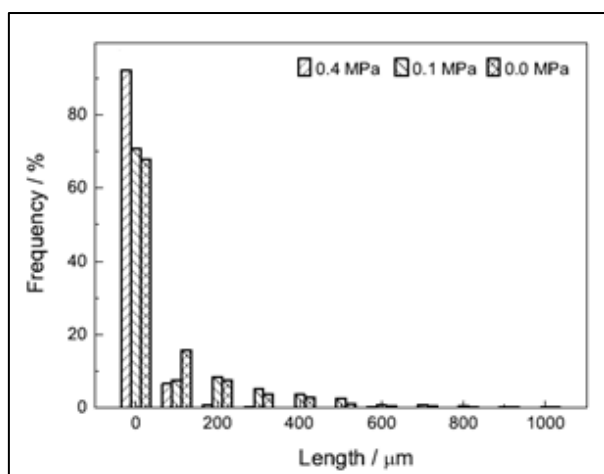


Figure I-12 : Distribution de longueur des porosités à différentes pressions en autoclave (Zhu et al., 2011)

Ces travaux ont été menés sur des éprouvettes de composite préimprégné. Nous pouvons dire que dans le cas d'enroulement par voie humide où la résine est plus fluide, l'effet du cycle de polymérisation suivi par le réservoir composite où il ne subit ni de dépression ni de pression hydrostatique est donc susceptible d'être plus important sur le taux et la forme des porosités.

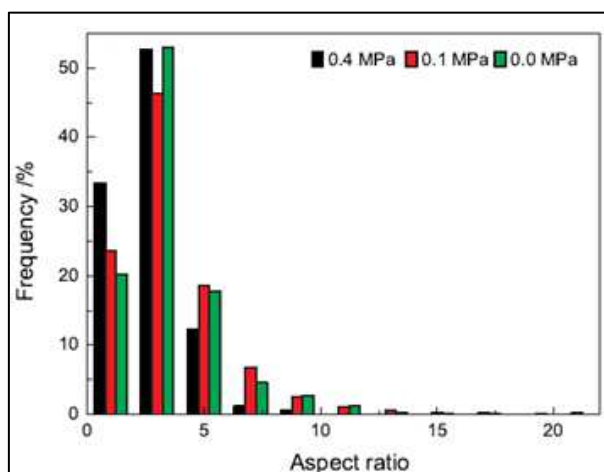


Figure I-13 : Distribution des porosités en fonction du rapport de forme à différentes pressions en autoclave (Zhu et al., 2011)

D'après plusieurs auteurs comme Pilato (Pilato, 2011) et Cohen (Cohen, 1997), dans des structures composites suivant un cycle de polymérisation telle que celle suivie par les réservoirs composites bobinés par voie humide, le volume de porosité a tendance à évoluer dans l'épaisseur de la structure.

Pilato (**Pilato, 2011**), a montré que dans la partie cylindrique le taux moyen de porosités est de 6,7%. De plus, le taux de porosités varie dans l'épaisseur d'environ 5,5 % à l'intérieur de structure à environ 9,5% sur l'extérieur, en passant par un minimum de l'ordre de 3% au milieu de structure (Figure I-14).

L'analyse portait sur la partie cylindrique d'un réservoir composite bobiné par voie humide. L'échantillon étudié représente toute l'épaisseur de la structure qui est de plusieurs dizaines de millimètres. Les zones analysées sont représentatives de l'ensemble des orientations.

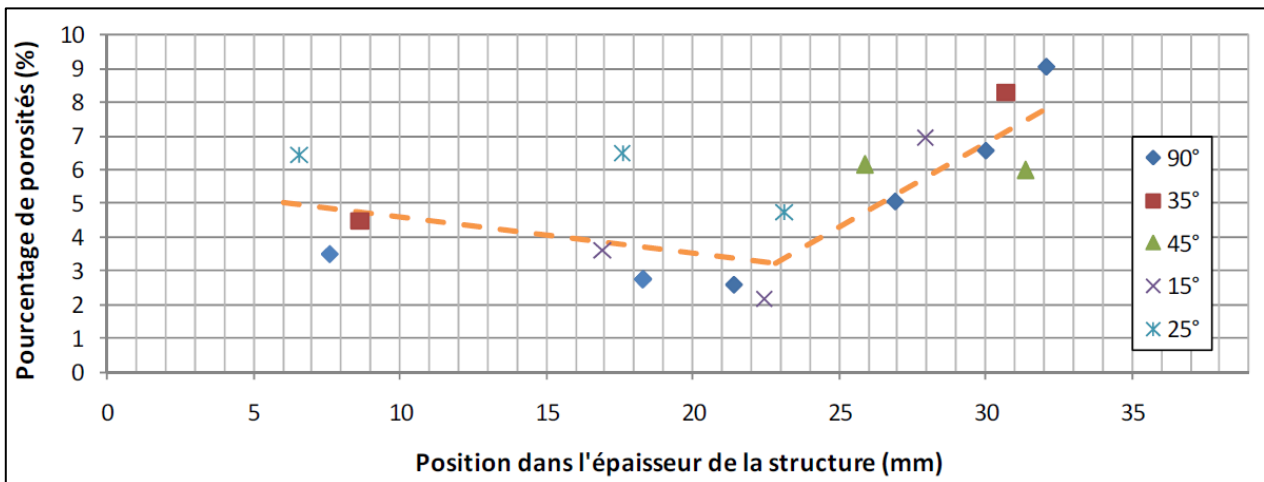


Figure I-14 : Taux de porosité couche par couche en fonction de la position dans l'épaisseur (Pilato, 2011)

Les résultats trouvés par Cohen (**Cohen, 1997**) montrent qu'il y a une légère augmentation de la fraction volumique des porosités d'environ 1,5% à l'intérieur de structure à environ 3% à l'extérieur de la structure (Figure I-15). L'analyse a porté sur une structure fine d'environ 2 millimètres qui représente la partie cylindrique d'un réservoir composite.

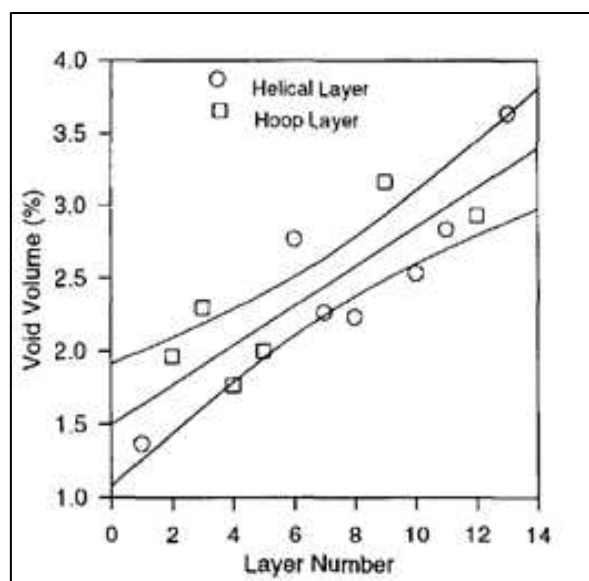


Figure I-15 : Variation de la fraction volumique de porosités dans les couches circonférentielles et hélicoïdales (Cohen, 1997)

La porosité est néfaste au matériau composite à hautes performances. Plusieurs chercheurs ont montré qu'elle avait un impact négatif sur le comportement mécanique des structures composites.

Selon [(Olivier et al., 1995); (Liu et al., 2006); (Huang et al., 2005)], le module sens transverse est plus sensible à la porosité que le module sens longitudinal (Figure I-16).

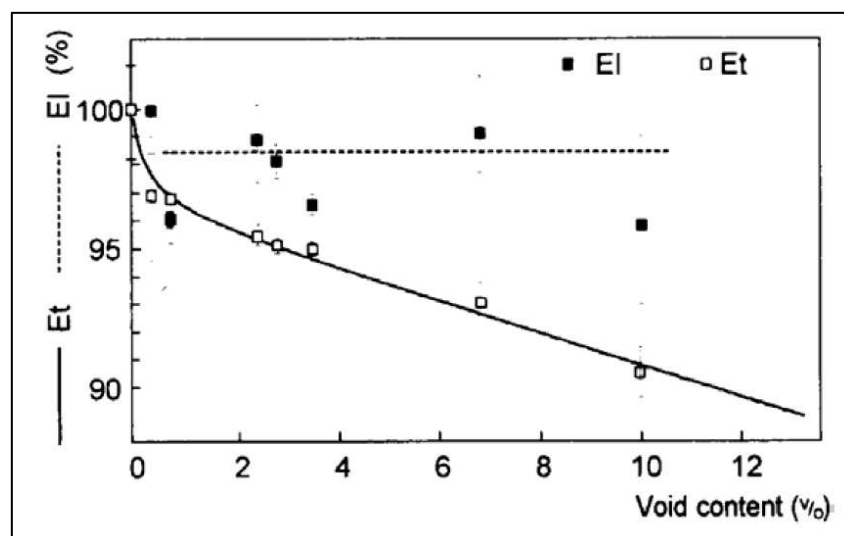


Figure I-16 : Variation des modules sens fibres et sens transverse en fonction du taux volumique de porosités sur un préimprégné carbone/époxy (Olivier et al., 1995)

De plus, selon [(Olivier et al., 1995); (Liu et al., 2006); (Zhu et al., 2011) et (Pilato, 2011)], les résistances en traction sens fibres et sens transverse diminuent lorsque la fraction volumique de porosités augmente (Figure I-17).

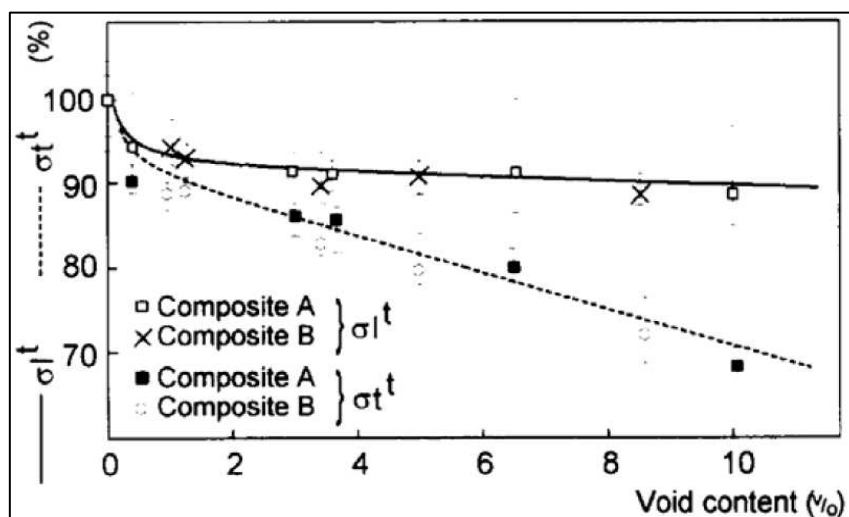


Figure I-17 : Variation des résistances en traction sens fibres et sens transverse en fonction du taux volumique de porosités sur un préimprégné carbone/époxy (Olivier et al., 1995)

La résistance au cisaillement interlaminaire (ILSS), est aussi parmi les propriétés les plus affectées [(Bowles et al., 1992); (Costa et al., 2005) et (Liu et al., 2006)] (Figure I-18).

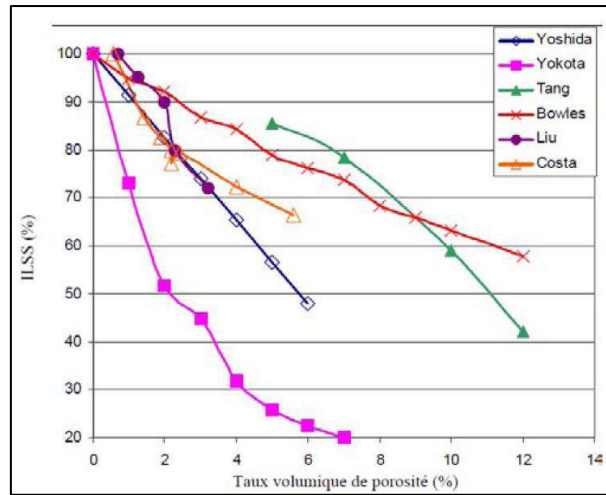


Figure I-18 : Variation relative de l'ILSS en fonction du taux de porosités pour des composites carbone/époxy (Ledru, 2009)

En plus de la fraction volumique, la forme de porosités a aussi un effet sur la rigidité des composites. Huang (Huang et al., 2005) ont étudié l'effet de la géométrie des porosités sur les propriétés mécaniques des matériaux composites.

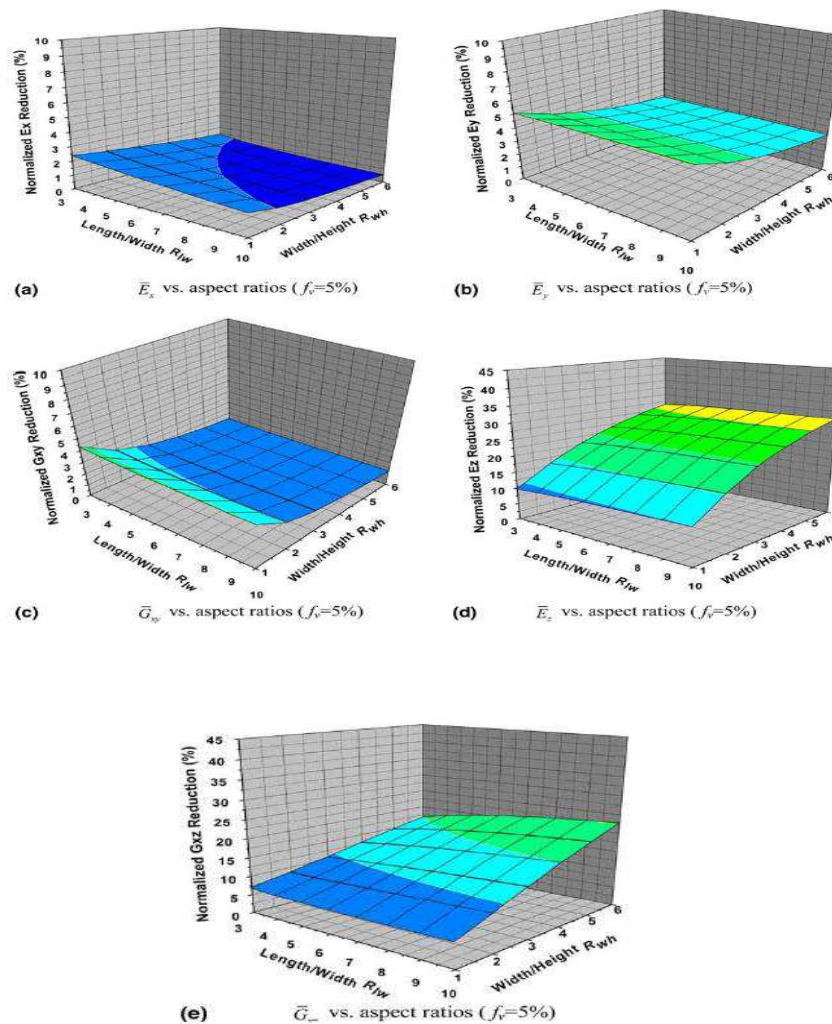


Figure I-19 : Influence de la forme des porosités sur les propriétés élastiques à partir d'analyses éléments finis (Huang et al., 2005)

L'analyse a porté sur un volume représentatif de la microstructure d'un composite comprenant des porosités. La forme des porosités est considérée comme cylindre elliptique. Deux paramètres de forme ont été étudiés. Ces deux paramètres représentent les rapports entre la longueur, la largeur et la hauteur d'une porosité (Figure I-19). Cette étude paramétrique montre que la géométrie des porosités a beaucoup plus d'influence sur les modules hors plans que sur les modules dans le plan. À un taux de porosités de 5% la réduction des modules hors plan atteint 30% pour une forme cylindre elliptique allongé (rapport entre longueur largeur égale à 10 et rapport largeur hauteur égale à 6). Toutefois, l'impact sur les autres modules reste au-dessous des 6% (Figure I-19).

Pour conclure sur cette partie, la présence de porosités dans des structures qui suivent un cycle de polymérisation sans pression hydrostatique, telles que les réservoirs épais bobinés par voie humide est mise en évidence.

En absence de pression hydrostatique, nous avons :

- Un taux de porosités important (9 % dans certain cas)
- Des porosités de grosse taille (jusqu'à plusieurs dizaines de fois le diamètre d'une fibre).
- Des porosités plus allongées.

En ce qui concerne distribution des porosités dans les réservoirs par voie humide, nous constatons que :

- La fraction volumique des porosités augmente de l'intérieur vers l'extérieur des réservoirs. Cette augmentation est importante dans le cas des structures plus épaisses.

Pour, la tenue mécanique des structures contenant des porosités, nous retenons que :

- L'effet de la fraction volumique de porosités sur la rigidité et la résistance du matériau composite est clairement identifié.
- La rigidité des matériaux composites est aussi affectée par la forme et la taille des porosités.

Comme nous avons déjà noté, dans certains éléments de référence, les objets d'études sont des structures fabriquées par des procédés autres que l'enroulement filamentaire. Toutefois, les conclusions tirées sont applicables à l'analyse des structures épaisses bobinées.

Dans la modélisation du comportement mécanique des réservoirs composites, nous nous basons sur des lois d'évolution issues des mesures sur des structures existantes, pour prendre en compte les effets de l'existence de porosités dans le matériau composite. Les mesures concernent la fraction volumique aussi bien que des paramètres définissant la forme des porosités.

I-3.3 Évolution des angles de bobinage dans le fond

Dans le but de modéliser le comportement des réservoirs composites, il est important de pouvoir prévoir les évolutions des angles d'enroulement des fibres dans les fonds. Ceci permet de bien estimer la tenue du réservoir au chargement sous pression.

Plusieurs auteurs comme [(De Carvalho et al., 1995); (Zu et al., 2010); (Kim et al., 2005); (Scholliers, 1992); (Leh, 2013)] s'appuient sur l'équation (I-1) pour prévoir les évolutions des angles d'enroulement dans les fonds où l'angle d'enroulement est l'angle défini entre la fibre et le méridien du fond (Figure I-20).

$$\frac{d\alpha}{dz} = \lambda \left[\frac{\sin(\alpha) \cdot \tan(\alpha)}{r} - \frac{r''}{1-r'^2} \cos(\alpha) \right] - \frac{r'}{r} \tan(\alpha) \quad (I-1)$$

Avec α l'angle d'enroulement, r le rayon de bobinage dans le fond, z la position par rapport à l'axe du réservoir. r' et r'' sont respectivement les dérivées première et seconde de r par rapport à z et finalement λ est le coefficient de glissement des nappes de fibres sur la surface de bobinage.

L'évolution de l'angle, régie par cette équation, décrit le cas de l'enroulement non-géodésique dans des fonds à profil elliptique. Or pour des fonds à profil autre qu'elliptique conique par exemple l'équation définissant l'évolution des angles est différente.

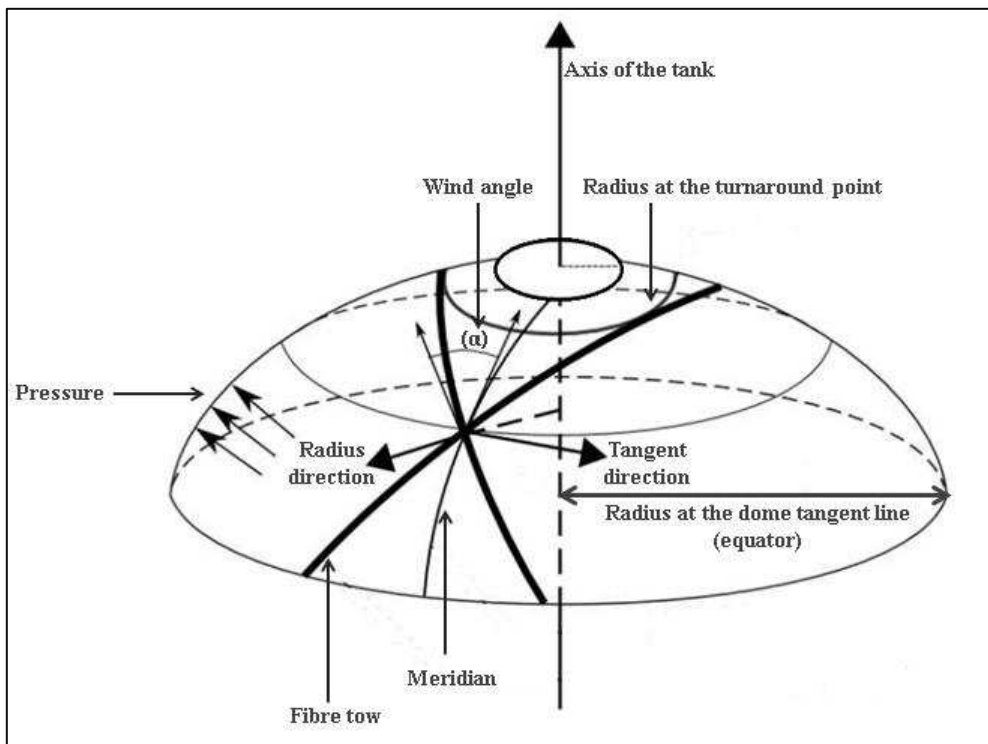


Figure I-20 : Exemple de fond elliptique d'un réservoir (Zu et al., 2010)

L'enroulement non-géodésique permet d'élargir les possibilités de conception puisqu'il représente le type d'enroulement le plus général. Cependant, aucune solution analytique n'existe pour un coefficient de glissement non nul, cela impose d'utiliser des méthodes d'intégration numérique pour calculer les évolutions des angles d'enroulement.

Leh (Leh, 2013) a utilisé la méthode d'intégration numérique de Runge-Kutta d'ordre 4, afin de donner une approximation à la solution de l'équation (I-1). Les angles d'enroulement sont calculés soit d'une manière implicite ce qui permet de trouver l'angle d'enroulement dans la partie cylindrique du réservoir à partir de la position de l'arrêt de l'enroulement, soit d'une manière

explícite ce qui permet de choisir l'angle d'enroulement dans la partie cylindrique comme paramètre d'entrée du calcul de l'évolution. Les deux façons ne diffèrent que par les conditions initiales appliquées lors de l'intégration numérique.

Le modèle introduit dans le code de calcul Abaqus (**Abaqus Simulia, 2008**) utilise l'équation (I-2) comme solution de l'équation (I-2). Or les angles d'enroulement sont calculés à partir de la position de l'arrêt de l'enroulement et de l'angle d'enroulement dans la virole comme paramètres d'entrée.

$$\alpha = \arcsin\left(\frac{r_0}{r}\right) \pm \lambda \left(\frac{r - r_0}{R - r_0}\right)^n \quad (\text{I-2})$$

Avec R le rayon à la jonction fond/partie cylindrique, r_0 le rayon à l'arrêt de couche et n une constante.

Le frottement entre la fibre et la surface de révolution est un paramètre important dans la détermination de l'évolution des angles d'enroulement. En fonction de la valeur du coefficient de glissement il est possible d'obtenir plusieurs arrêts d'enroulement pour un même angle initial d'enroulement dans la virole (Figure I-21) ou d'obtenir plusieurs angles d'enroulement dans la virole pour un même arrêt d'enroulement (Figure I-22).

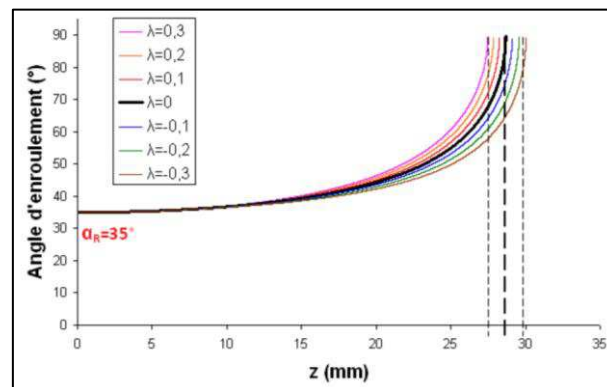


Figure I-21 : Influence de la valeur du coefficient de glissement sur les positions des arrêts d'enroulement (Leh, 2013)

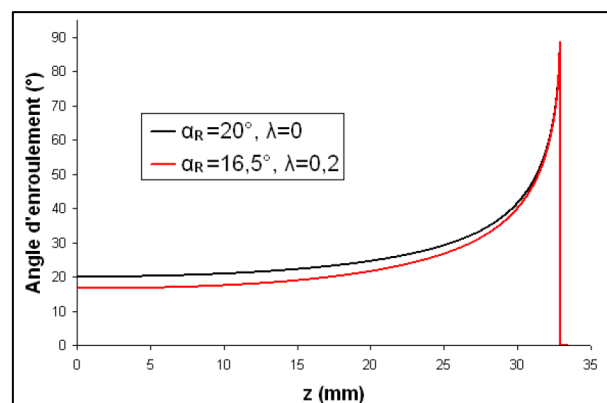


Figure I-22 : Influence de la valeur du coefficient de glissement sur l'angle d'enroulement dans la partie cylindrique (Leh, 2013)

Lorsque le coefficient de glissement de la fibre sur la surface est nul, il n'y a pas de friction et le chemin de dépose doit être auto-stable. La solution de l'équation différentielle (I-1) se trouve être l'équation générale des évolutions géodésiques de Clairaut (I-3).

$$\alpha = \sin^{-1}\left(\frac{r_0}{r}\right) \quad (I-3)$$

Alors l'enroulement géodésique représente un cas particulier de l'enroulement non-géodésique.

I-3.4 Épaisseur des couches dans le fond

Plusieurs modèles d'évolution des épaisseurs sont proposés dans la littérature. La première approche est la formulation proposée par Clairaut (**Kim et al., 2005**). C'est la formulation la plus simple mais son utilisation pose un problème car l'épaisseur tend vers l'infini lorsque l'on se rapproche de la fin de la couche. Une correction d'épaisseur est nécessaire en fin d'enroulement (Figure I-23). Cette formulation prend en compte d'une manière directe l'évolution des angles d'enroulement. La formulation de Clairaut est donnée par la relation suivante :

$$e(r) = \frac{R \cdot \cos(\alpha_R)}{r \cdot \cos(\alpha)} e_R \quad (I-4)$$

Avec e_R l'épaisseur de couche et α_R l'angle de bobinage dans la partie cylindrique.

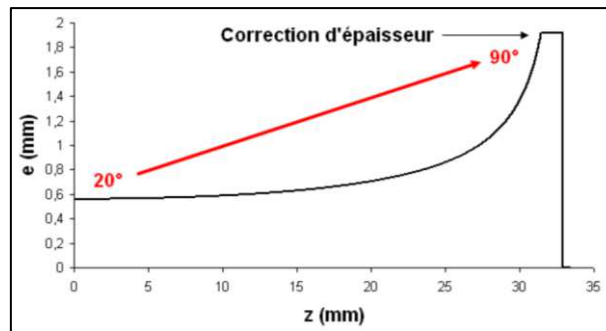


Figure I-23 : Évolution de l'épaisseur en fonction de z selon la formulation de Clairaut corrigée en fin de couche (Leh, 2013)

Le modèle introduit dans le code EF ABAQUS (**plug-in wound modeler : Abaqus Simulia, 2008**) permet également de prendre en compte d'une manière directe l'angle d'enroulement ainsi que la largeur de la nappe. Cependant, comme la formulation de Clairaut, son utilisation pose un problème lorsque l'on se rapproche de la fin de la couche qui donne une épaisseur tend vers l'infini (Figure I-24).

La formulation introduite dans le code EF ABAQUS est donnée par la relation suivante :

$$e(r) = \frac{e_R \cdot \cos(\alpha_R)}{\cos(\alpha)} \cdot \frac{R}{R + 2 \cdot b \cdot \left(\frac{R-r}{R-r_0}\right)^4} \quad (I-5)$$

Avec b la largeur d'une nappe.

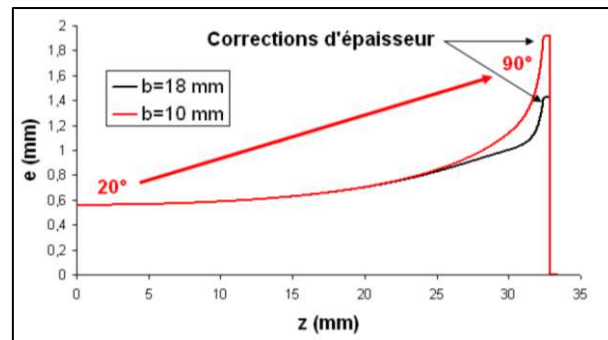


Figure I-24 : Évolution de l'épaisseur en fonction de z selon la formulation d'ABAQUS (Leh, 2013)

Lors des premières études, Stang (**Stang, 1968**) a utilisé une technique graphique pour estimer l'évolution des épaisseurs le long des couches dans le fond. Cette approche est valable seulement pour les configurations peu épaisses avec un nombre limité de couches.

Knoell (**Knoell, 1971**) a proposé une formulation basée sur l'approche graphique de Stang. Cette formulation est écrite en deux parties en prenant en compte la largeur de la nappe de bobinage. L'angle d'enroulement est considéré dans cette formulation d'une manière indirecte. La formulation de Knoell est donnée par la relation suivante :

$$e(r) = e_R \left[1 - 0.1 \left(\frac{r - r_0}{b} \right) \right] \left[\left(\frac{R}{b} \right) \cos \left(\frac{R}{r} \right) \right] \quad \text{pour } r_0 \leq r \leq r_b \quad (\text{I-6-a})$$

$$e(r) = e_R \left[0.9 + 0.1 \left(\frac{r - r_0 - b}{R - r_0 - b} \right) \right] \left[\left(\frac{R}{b} \right) \left[\cos \left(\frac{R}{b} \right) - \cos \left(\frac{R+b}{r} \right) \right] \right] \quad \text{pour } r_b \leq r \leq R \quad (\text{I-6-b})$$

Avec r_b le rayon situé à une distance d'une largeur de bande du rayon d'arrêt de la couche (Figure I-25).

D'autres auteurs ont proposé des équations formulées en deux parties comme la formulation de Gramoll (**Gramoll et al., 1990**) et la formulation de Wang (**Wang et al., 2011**). Ces deux formulations sont basées sur des développements analytiques exprimant la relation géométrique entre l'épaisseur et les paramètres du réservoir dans le fond (Figure I-25).

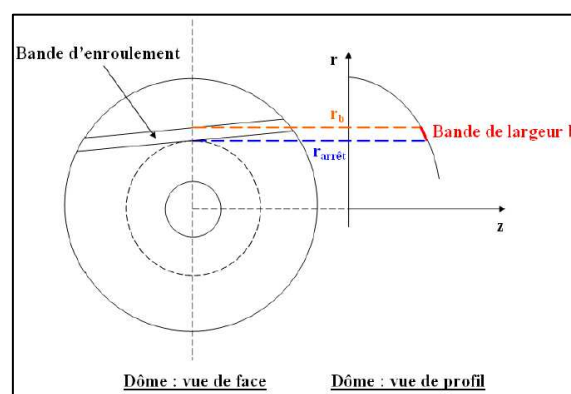


Figure I-25 : Représentation schématique du rayon à une largeur de bande pour un arrêt d'enroulement quelconque (Leh, 2013)

Les deux formulations permettent de prendre en compte la largeur de la nappe ainsi que l'angle d'enroulement qui est considéré dans cette formulation d'une manière indirecte (Figure I-27).

La formulation de Gramoll est donnée par la relation suivante :

$$e(r) = \frac{e_R}{2} \frac{\cos^{-1}\left[\frac{r_0}{r}\right]}{\sin^{-1}\left\{\frac{\left[\left((R^2 - r_0^2)^{1/2} - (R^2 - (r_b)^2)^{1/2}\right)^2 + b^2\right]^{1/2}}{2.R}\right\}} \quad \text{pour } r_0 \leq r \leq r_b \quad (\text{I-7-a})$$

$$e(r) = \frac{e_R}{2} \frac{\cos^{-1}\left[\frac{r_0}{r}\right] - \cos^{-1}\left[\frac{r_0 + b}{r}\right]}{\sin^{-1}\left\{\frac{\left[\left((R^2 - r_0^2)^{1/2} - (R^2 - (r_b)^2)^{1/2}\right)^2 + b^2\right]^{1/2}}{2.R}\right\}} \quad \text{pour } r_b \leq r \leq R \quad (\text{I-7-b})$$

La Figure I-26 trace les épaisseurs mesurées (avant et après cuisson) et calculées par la formulation de Gramoll.

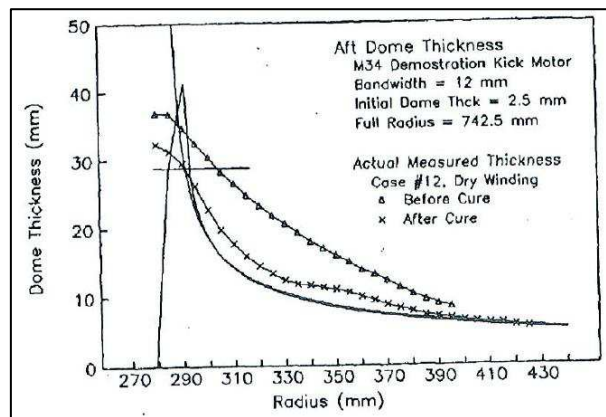


Figure I-26 : Évolution de l'épaisseur en fonction de r selon la formulation Gramoll et comparaison avec les mesures expérimentales (Gramoll et al., 1990)

La formulation de Wang est donnée par la relation suivante :

$$e(r) = e_R . R . \cos(\alpha_R) . ar \cos\left(\frac{r_0}{r}\right) \quad r_0 \leq r \leq r_b \quad (\text{I-8-a})$$

$$e(r) = e_R . R . \cos(\alpha_R) . \left[ar \cos\left(\frac{r_0}{r}\right) - ar \cos\left(\frac{r_0 - b}{r}\right) \right] \quad r_b \leq r \leq R \quad (\text{I-8-b})$$

La Figure I-27 présente la formulation de Wang.

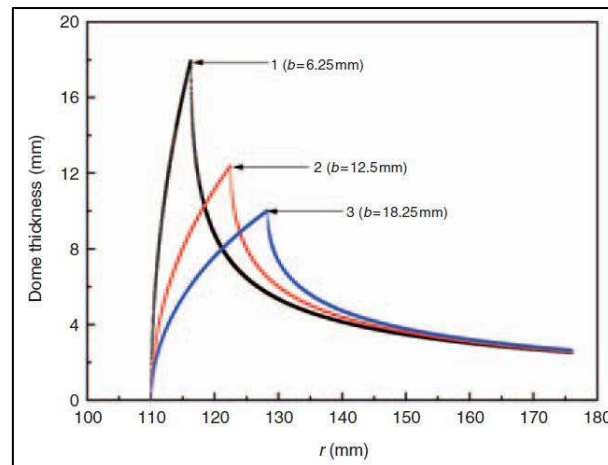


Figure I-27 : Évolution de l'épaisseur en fonction de r selon la formulation de Wang (Wang et al., 2011)

I-4 Modélisation du comportement mécanique des réservoirs composites bobinés

La modélisation du comportement mécanique des réservoirs bobinés en matériaux composites représente toujours un problème dont la complexité peut augmenter avec la prise en compte des spécificités et des variabilités de ce type de structures.

Plusieurs modèles analytiques sont proposés pour décrire le comportement des tubes épais en accord avec la spécificité du procédé de fabrication. Ces modèles se basent sur les équations classiques de la mécanique des milieux continus.

Alors que les tubes épais sont sous pression interne, certains auteurs se basent sur la résolution des équations différentielles du déplacement radial [(Odru et al., 1991); (Kress, 1995); (Wild et al., 1997); (Xia et al., 2001); (Jacquemin et al., 2004); (Chapelle et al., 2006); (Bakaiyan et al., 2009); (Ansari et al., 2010); (Pilato, 2011)]. D'autres se basent sur la résolution des équations différentielles écrites en contraintes [(Parnas et al., 2002); (Callioglu et al., 2008)]. La première approche est la plus utilisée du fait de sa simplicité et la facilité d'intégration des variabilités dans l'épaisseur de la structure.

La modélisation du comportement mécanique des réservoirs en matériaux composites par une approche analytique est simple et efficace à mettre en œuvre mais reste limitée à la description du comportement en partie cylindrique. Les modèles analytiques ne permettent pas de prendre en compte la complexité de la topologie et la spécificité de la partie fond.

L'utilisation des outils numériques représente une issue qui permet d'apprécier les caractéristiques physiques et mécaniques du matériau dans la modélisation du comportement des réservoirs en matériaux composites. La simulation numérique par la méthode des éléments finis est incontestablement la plus utilisée dans ce cadre. Elle semble tout à fait adaptée principalement par rapport à l'utilisation dans le domaine industriel.

Les éléments finis sont devenus un outil classique pour modéliser le comportement des réservoirs en matériaux composites. Plusieurs modèles sont développés pour prendre en compte principalement l'évolution des angles et l'évolution de l'épaisseur le long du fond. En l'occurrence, Bertin (**Bertin et al., 2011**) a réalisé un bilan sur différents modèles éléments finis développés jusqu'à l'année 2011 (Tableau I-2).

Partenaire	Hypothèses du modèle EF	Code de calcul	Technique de modélisation des dômes	Nombre de degrés de liberté
ARMINES (Fig. 3a)	3D	ZEBULON	Inspection radiographique	$1,10 \times 10^6$
CEA (Fig. 3b)	3D+ Symétrie	ABAQUS	ABAQUS Wound Composite	$4,60 \times 10^5$
CEA-SAMTECH (Fig. 3c)	Axisymétrique	SAMCEF	Caractéristiques simplifiées	$4,63 \times 10^4$
INSTITUT P' (Fig. 3d)	Axisymétrique	ABAQUS	ABAQUS Wound Composite	$7,73 \times 10^4$
SYMME (Fig. 3e)	Non-Axisymétrique Mixte : coque et solide	ANSYS	Modèle personnel	$2,86 \times 10^4$

Tableau I-2 : Les différents modèles éléments finis de réservoirs composites (Bertin et al., 2011)

Ce bilan montre dans un premier temps que les différents modèles utilisés conduisent à des différences des masses de composite dans le fond des réservoirs, bien qu'ils conduisent aux mêmes masses de composite dans la partie cylindrique du réservoir (Figure I-28).

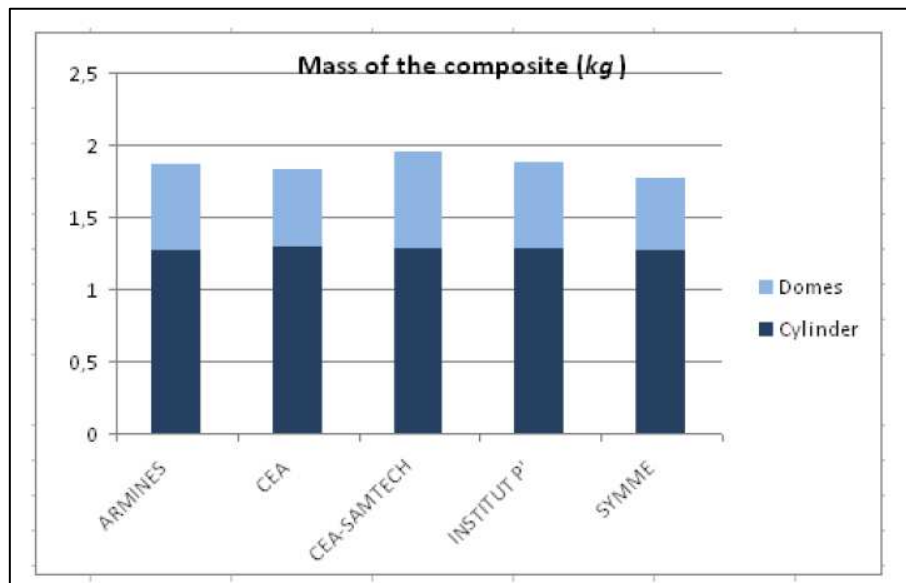


Figure I-28 : Comparaison des masses en composite des différents modèles (Bertin et al., 2011)

De plus, les déplacements axiaux et radiaux calculés sont différents selon le modèle éléments finis utilisé. Ces déplacements sont calculés respectivement à l'embout de l'embase du réservoir et au centre de la couche extérieure dans la partie cylindrique (Figure I-29).

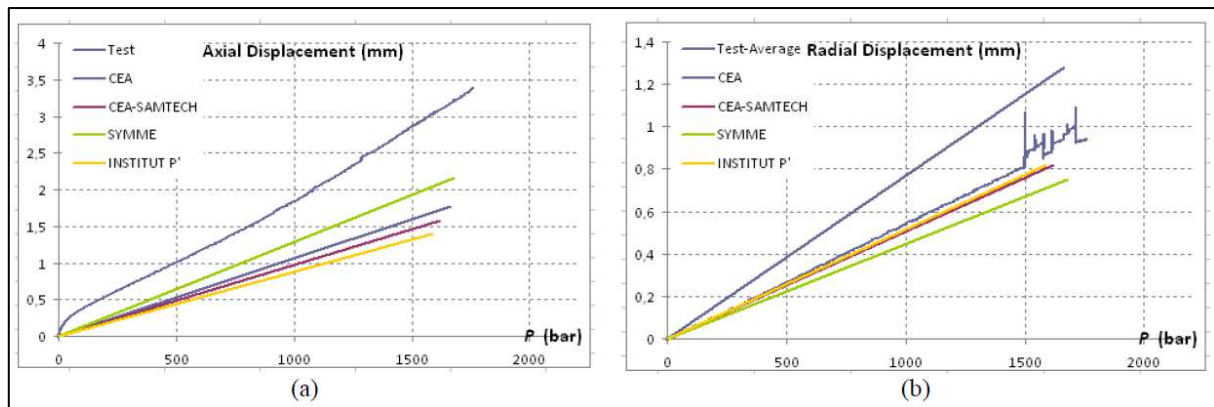


Figure I-29 : Calcul en statique linéaire: (a) Déplacement axial (b) Déplacement radial (Bertin et al., 2011)

Les prévisions des différents modèles sont relativement éloignées des mesures effectuées. Une amélioration des modèles éléments finis est nécessaire. L'analyse détaillée de la structure du réservoir composite améliorera les simulations.

En effet, l'intégration des variabilités physiques, comme la variation de la fraction volumique de fibres, évolution de la fraction volumique et la forme de porosités, l'évolution continue des angles de bobinage et l'évolution des épaisseurs des couches le long du fond ainsi que la représentation précise de la structure des fonds du réservoir reste un point clé pour mieux modéliser le comportement mécanique du réservoir.

I-5 Caractérisation des réservoirs bobinés en matériaux composites

Pour modéliser le comportement d'un réservoir composite, il est nécessaire de pouvoir apprécier les caractéristiques physiques de la structure à plusieurs échelles, pour cela, il est important de définir les types d'essais et d'analyse à mettre en œuvre et surtout de relativiser la signification des résultats obtenus.

Dans notre cadre d'étude, l'objectif de la caractérisation est de définir principalement les propriétés physiques comme la composition, la morphologie et les caractéristiques mécaniques du matériau. La caractérisation concerne l'étude et l'analyse des structures à plusieurs échelles, de l'échelle des constituants à l'échelle de la structure.

Dans une approche prédictive, la pyramide d'essais (Figure I-30) présentée par Perry (**Perry et al., 2013**) permet de caractériser étape par étape les matériaux composites bobinés pour ensuite pouvoir modéliser le comportement mécanique à l'échelle de la structure.

Cette analyse permet aussi de mettre en perspective la qualité des résultats obtenus, les essais effectués ou demandés par la norme aux différentes échelles de la structure.

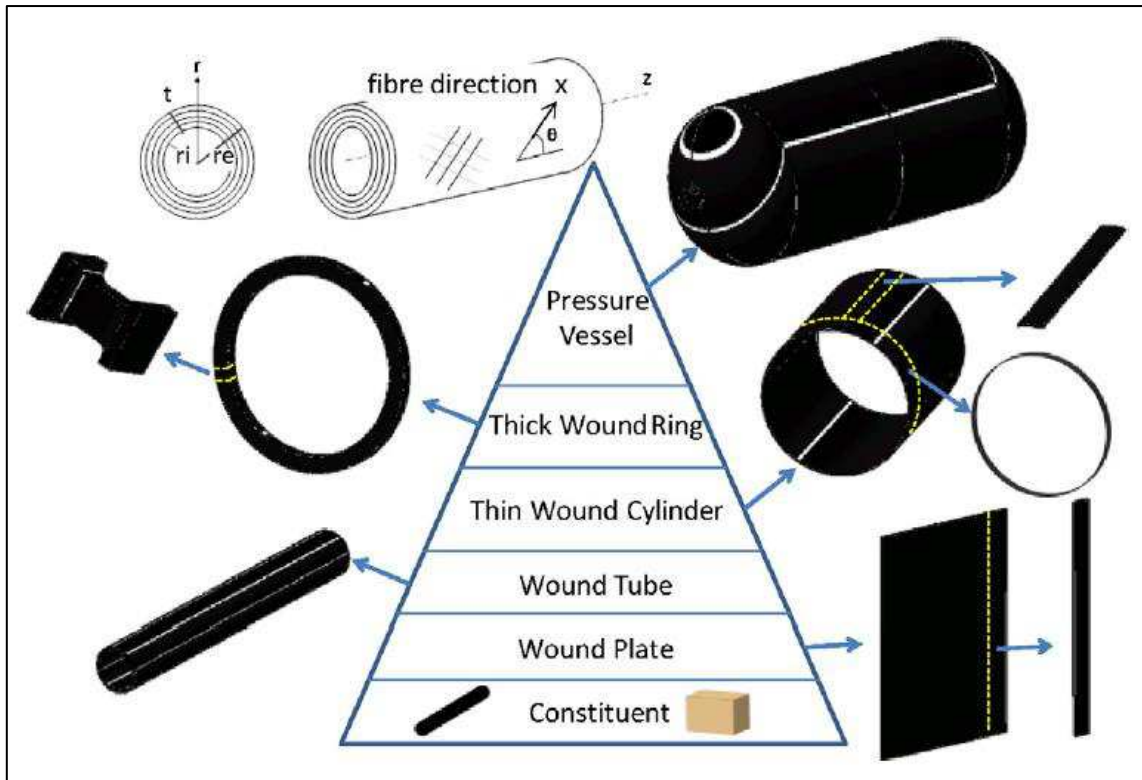


Figure I-30 : Pyramide d'essais mécaniques pour la caractérisation des structures bobinées (Perry et al., 2013)

Nous abordons dans cette partie les moyens, les outils et les techniques permettant de caractériser les réservoirs en matériaux composites. L'efficacité de chaque technique dépend essentiellement de l'échelle d'analyse et des propriétés recherchées.

I-5.1 Caractérisation microstructurale sur des structures réelles

Dans notre travail, l'objectif de la caractérisation microstructurale sur des réservoirs réels est d'avoir **des données locales** qualitatives et quantitatives sur la microstructure du matériau, qui est affectée par les paramètres du procédé de réalisation.

Ainsi, la variation de la fraction volumique de fibres, l'existence de porosités, l'évolution des angles d'enroulement et l'épaisseur le long du fond sont des variabilités qui font en particulier l'objet de notre étude. En effet, une investigation sur l'évolution de ces paramètres nous semble importante, dans l'optique de les intégrer dans le modèle de calcul via des lois d'évolution.

En l'occurrence, il existe plusieurs méthodes de caractérisation qui nous permettent d'effectuer des analyses sur la morphologie et la composition du réservoir. Dans notre cas d'étude nous choisissons **l'analyse d'images issues de la microscopie et la microtomographie** comme deux méthodes qui vont nous servir dans ce travail pour réaliser **des mesures** sur le matériau composite. L'intérêt majeur de l'utilisation de ces deux techniques est de pouvoir apercevoir la structure **localement**. Cela va nous permettre d'avoir **des données locales** des différentes variabilités et par la suite construire des lois de leur évolution dans le réservoir.

I-5.1.1 Analyse d'images et microscopie

Parmi les techniques de caractérisation optique de pièces composite (dans notre cas de coupes de tronçons de réservoir) l'analyse d'image est l'une des plus utilisées, exploitant l'amélioration des systèmes de capture et de traitement d'image. Elle permet d'extraire des informations contenues dans une image afin de les étudier d'une manière qualitative et quantitative.

La procédure d'analyse d'image est composée principalement de trois étapes. Premièrement la sélection et la préparation des zones d'intérêt, puis l'observation et l'acquisition des images et finalement les mesures et l'interprétation des résultats. Cette technique est considérée comme **locale** car les images analysées ne représentent qu'une partie de la structure.

Pour observer une zone d'intérêt, il est important de préparer les échantillons et principalement de découper l'échantillon suivant des plans de coupe adéquats. Le tronçonnage des échantillons se fait par des tronçonneuses avec des disques choisis selon le type du matériau. Les échantillons sont ensuite enrobés dans la résine pour faciliter leur manipulation, puis polis avec beaucoup de soin pour avoir une surface d'observation de bonne qualité.

La microscopie est majoritairement utilisée pour observer des échantillons à des échelles fines. Elle permet de rendre visible des éléments invisibles à l'œil nu, soit par leur taille, soit par leurs couleurs indifférenciables. Elle permet de grossir des objets de petites dimensions et de séparer les détails contenus dans un échantillon afin qu'ils soient observables par l'œil humain. Le microscope optique permet de faire des prises de vue et avoir des images représentant le contenu des surfaces analysées.

Dans une image en niveau de gris chaque constituant est caractérisé par le niveau de gris des pixels qu'ils le constituent. Dans une image numérique le niveau de gris représente l'intensité lumineuse d'un pixel qui varie du plus foncé au plus clair. Ainsi, les fibres, la matrice et les porosités ont des niveaux de gris différents. Les interfaces restent cependant problématiques.

Pour représenter la distribution statistique du niveau de gris d'une image, un histogramme associant le nombre de pixels pour chaque niveau de gris est utilisé. Dans cet histogramme chaque pic est associé à une classe de constituant.

Par convention un histogramme représente le niveau d'intensité en abscisse en allant du plus foncé à gauche au plus clair à droite.

Le seuillage d'image est utilisé par plusieurs chercheurs [(Santulli et al., 2002); (Kite et al., 2008); (Ledru, 2009); (Paciornik et al., 2009); (Pilato, 2011)] pour séparer les zones de l'image correspondant à un constituant. Cette méthode consiste à rassembler des pixels entre eux suivant leur niveau de gris pour constituer un pavage ou une partition représentant un constituant. Le constituant est ainsi identifié et des analyses qualitatives et quantitatives peuvent être effectuées sur ce constituant.

L'analyse d'images issues de la microscopie est une technique qui est largement utilisée dans l'étude de la composition des matériaux à l'échelle des constituants. Cette technique a été choisie par plusieurs chercheurs pour déterminer particulièrement le taux de fibres [(Radford, 1993); (Yang et al., 1994); (Yurgartis, 1995); (Gajdosík et al., 2006); (Blanc, 2007); (Cann et al., 2008); (Pilato, 2011)] et le taux de porosités [(Santulli et al., 2002); (Kite et al., 2008); (Ledru, 2009); (Paciornik et al., 2009)] dans les matériaux composites. De plus, elle est aussi utilisée par Pilato (Pilato, 2011) pour déterminer et suivre l'évolution de l'épaisseur des couches des réservoirs épais.

Ainsi l'analyse d'image peut être aussi utilisée pour déterminer **l'orientation des fibres**, par contre l'identification **des caractéristiques morphologiques des porosités** comme la distribution, la forme et l'orientation reste difficile à effectuer.

I-5.1.2 Microtomographie

La microtomographie est une technique qui permet d'effectuer des analyses en 3D de la structure d'un matériau. L'objectif de la microtomographie est d'obtenir une image volumique qui représente le cœur de la matière. D'une manière générale la microtomographie consiste à émettre un rayon X au cœur de la matière. Lorsque la matière est considérée multiphasique les constituants absorbent différemment les rayons X, il est possible donc d'extraire par segmentation une image avec des données en 3D représentant la structure de ce matériau (Figure I-31).

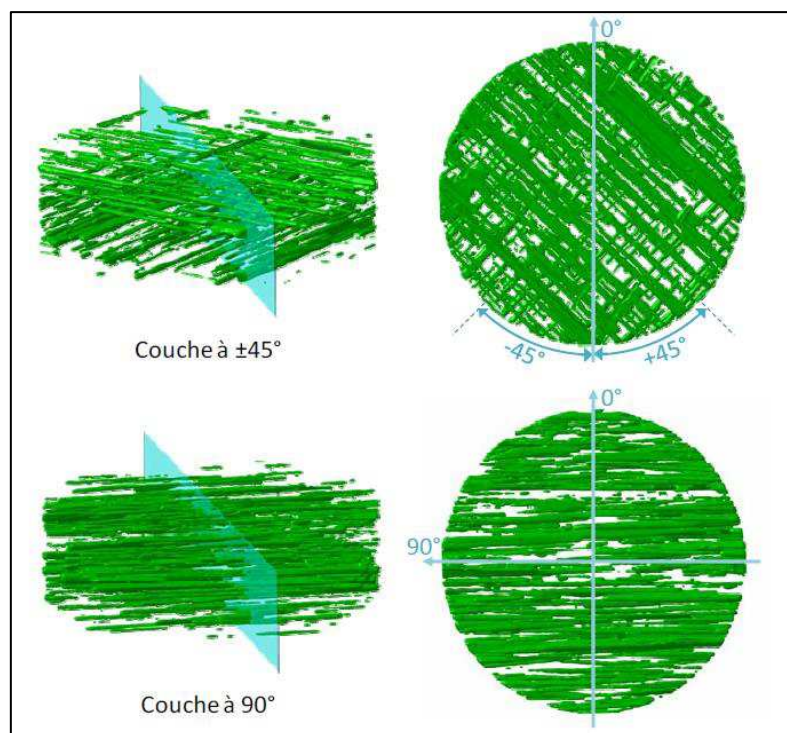


Figure I-31 : Visualisation 3D des porosités dans un composite (Pilato, 2011)

La microtomographie est de plus en plus utilisée particulièrement dans le domaine de la caractérisation des matériaux composites. Cependant, selon Ledru (Ledru, 2009) et Landis (Landis et al., 2010) la microtomographie reste une technique d'analyse complémentaire à la microscopie.

La microtomographie a été choisie par plusieurs auteurs pour analyser la microstructure des matériaux composites. Scell (**Schell et al., 2006**) et Requena (**Requena et al., 2009**) l'ont utilisée pour analyser les défauts d'alignement des fibres, Schell (**Schell et al., 2006**) et Landis (**Landis et al., 2010**) l'ont utilisée pour l'analyse des poches de résine au cœur du matériau. Parmi d'autres Pilato (**Pilato, 2011**) l'a aussi utilisée pour analyser les propriétés physiques comme la fraction volumique et la morphologie des porosités dans les matériaux composites.

L'analyse des volumes de l'ordre de dizaine de mm^3 , demande un temps de traitement et d'exploitations des données très élevé. De ce fait le coût d'exploitation représente l'inconvénient majeur de la microtomographie.

I-5.1.3 Conclusion sur les techniques de caractérisation microstructurale

L'analyse d'image s'avère être une méthode convenable pour la détermination de la fraction volumique de porosités ainsi que la fraction volumique de fibres et leurs orientations dans la structure. En plus, cette méthode va nous permettre d'observer l'évolution de l'épaisseur des couches dans le fond.

La microtomographie est une technique permettant d'obtenir une cartographie 3D de la microstructure réelle du matériau. Cette technique va nous servir pour l'analyse de porosités et spécifiquement leur morphologie.

I-5.2 Essais de caractérisation mécanique

L'objectif d'un essai de caractérisation mécanique est de déterminer les propriétés mécaniques d'un matériau constitutif d'une structure. Elle consiste à analyser la réponse mécanique d'un matériau face à des sollicitations permettant d'identifier son comportement et par la suite d'en déterminer les propriétés mécaniques.

Dans notre travail, nous n'effectuons pas des essais pour déterminer les propriétés mécaniques du matériau composite du réservoir. Néanmoins, il nous semble important d'aborder les techniques développées pour la caractérisation mécanique des structures bobinées. En effet, quelques travaux dans cette partie sont référencés, pour révéler certaines approches de caractérisations proposées par la communauté dans ce contexte.

Globalement, les essais de caractérisation mécanique sont utilisés systématiquement pour identifier le comportement des matériaux composites. Ces essais pourraient être réalisés à plusieurs échelles de la structure composite.

À l'échelle des constituants, Blassiau (**Blassiau, 2005**) a utilisé des essais de traction classique pour déterminer principalement le module d'Young, la contrainte et la déformation à la rupture des fibres de carbone, ainsi que identifier la loi viscoélastique de la matrice époxyde.

D'autres auteurs comme [(Pilato, 2011); (Parlevliet et al., 2008)] ont aussi choisi d'effectuer des essais de nano-indentation pour déterminer le module d'élasticité de la matrice dans la structure composite. Les essais ont été réalisés sur des poches de résine. L'ensemble des auteurs [(Bai, 2002); (Gregory et al., 2005); (Parlevliet et al., 2008)] s'accordent à dire que l'existence des fibres à proximité pose des problèmes de mesures lors de la caractérisation.

À l'échelle des couches, Gentillau (Gentilleau, 2012) et Pilato (Pilato, 2011) ont effectué des essais mécaniques de traction sur des plaques composites bobinées élémentaires d'orientation 0° , 90° et $\pm 45^\circ$. Les essais réalisés sont des essais de traction avec ou sans décharge. Ces types d'essais permettent de caractériser le comportement quasi-linéaire et endommageable du composite constitutif des réservoirs. Cependant les résultats doivent être interprétés avec précaution, car les plaques sont réalisées avec un procédé qui n'est pas adapté pour ces géométries, et les structures obtenues (les plaques) ne sont pas complètement représentatives des structures cylindriques bobinées.

À l'échelle de la structure, les différents travaux s'intéressent à des essais sur des structures représentatives de la géométrie tubulaire et du procédé d'enroulement filamentaire. Les essais réalisés à cette échelle sont soit réalisés sur des tubes longs, soit sur des anneaux issus de la virole. Il est donc relativement difficile de reproduire l'effet de fond.

Erdiller (Erdiller, 2004) a proposé un dispositif de caractérisation d'un tube en matériaux composite en traction axiale. Ce dispositif nécessite l'intégration d'un système de préhension à l'extrémité des tubes.

Onder (Onder et al., 2009) a proposé un dispositif de mise sous pression interne d'un tube avec introduction d'un effet des fonds artificiel. Ce dispositif nécessite une modification de la géométrie des tubes aux deux extrémités du tube pour permettre la reproduction de l'effet de fond. Ces essais sur tube se rapprochent le plus d'un essai d'éclatement d'un réservoir.

Cohen (Cohen et al., 1995), Cain (Cain et al., 2009) et Pilato (Pilato, 2011) ont développé des dispositifs de mise sous pression interne d'anneaux. D'une manière générale ces essais consistent à mettre un anneau composite sous un chargement interne radial.

Cain (Cain et al., 2009) et Pilato (Pilato, 2011) utilisent un anneau intermédiaire mis sous déplacement radial qui entraîne la mise sous pression interne de l'anneau en composite. Dans le cas de Cain, le déplacement radial de l'anneau intermédiaire est généré par un fluide hydraulique. Dans le cas de Pilato, un dispositif permet de transformer le déplacement axial de la transverse d'une machine en déplacement radial. Cohen (Cohen et al., 1995) a utilisé une vessie directement mise sous pression hydraulique au lieu d'un anneau intermédiaire.

I-6 Problématique et démarche

Pour dimensionner un réservoir composite, il est nécessaire de pouvoir apprécier les caractéristiques physiques et mécaniques du matériau, dans une optique de tendre autant que possible vers une représentation réelle de la structure. En outre, à partir de l'état de l'art effectué dans ce sujet, nous retirons certaines spécificités qui caractérisent les réservoirs épais bobinés en matériau composite par voie humide et leurs effets effectifs sur la tenue de la structure. En l'occurrence, la variation de la fraction volumique de fibres, l'existence de porosités, l'évolution de l'angle et de l'épaisseur le long du fond du réservoir.

Ainsi, les modèles disponibles dans la littérature [(Leh, 2013); (Zu et al., 2010); (Park et al., 2002); (Abaqus Simulia, 2008)] pour la modélisation du comportement des réservoirs composites avec structurations multi-séquences comprenant des caractéristiques géométriques dans les fonds, ne sont basés que sur la combinaison de calcul des épaisseurs des couches et les angles d'enroulement dans les fonds sans prise en compte des variabilités des caractéristiques physiques locales. Ces modèles restent encore limités. Ceci est principalement dû à une connaissance et une représentation insuffisante de la microstructure et de la géométrie des réservoirs et principalement dans les fonds.

De ce fait, la modélisation des réservoirs en composite reste un défi face à des structures qui ne sont pas bien décrites. Nous nous concentrerons dans notre étude sur la partie fond qui a été très peu étudiée comme l'a montré l'étude bibliographique. Il y a des possibles optimisations sur ces zones tout en maintenant les niveaux d'exigence en tenue et en comportement à la rupture des réservoirs composites. Ceci justifie notre volonté de mener une recherche plus approfondie sur ce sujet qui suit de manière cohérente le travail déjà réalisé sur la partie cylindrique épaisse dans le cadre du travail de Pilato (Pilato, 2011).

Le schéma (Figure I-32) présente la démarche globale pour la modélisation du comportement mécanique des réservoirs bobinés en matériaux composite. Il nous semble important d'intégrer dans le modèle de calcul les données liées à la spécificité de la structure épaisse bobinée. En ce sens, la démarche s'appuie sur une approche prédictive et pragmatique, qui impose de disposer de données couvrant une large gamme d'échelles de l'échelle de la microstructure à l'échelle de la structure.

Le travail consiste à donner une estimation locale des propriétés physiques. Ceci va se faire par l'analyse de structures existantes pour développer des lois d'évolutions et des règles pour chaque propriété, dans l'objectif de pouvoir donner une représentation précise de la structure, aussi bien qu'estimer les propriétés mécaniques via un modèle micromécanique. Fort de cette évaluation, un outil de simulation permettant de modéliser le réservoir dans son intégrité est ensuite développé.

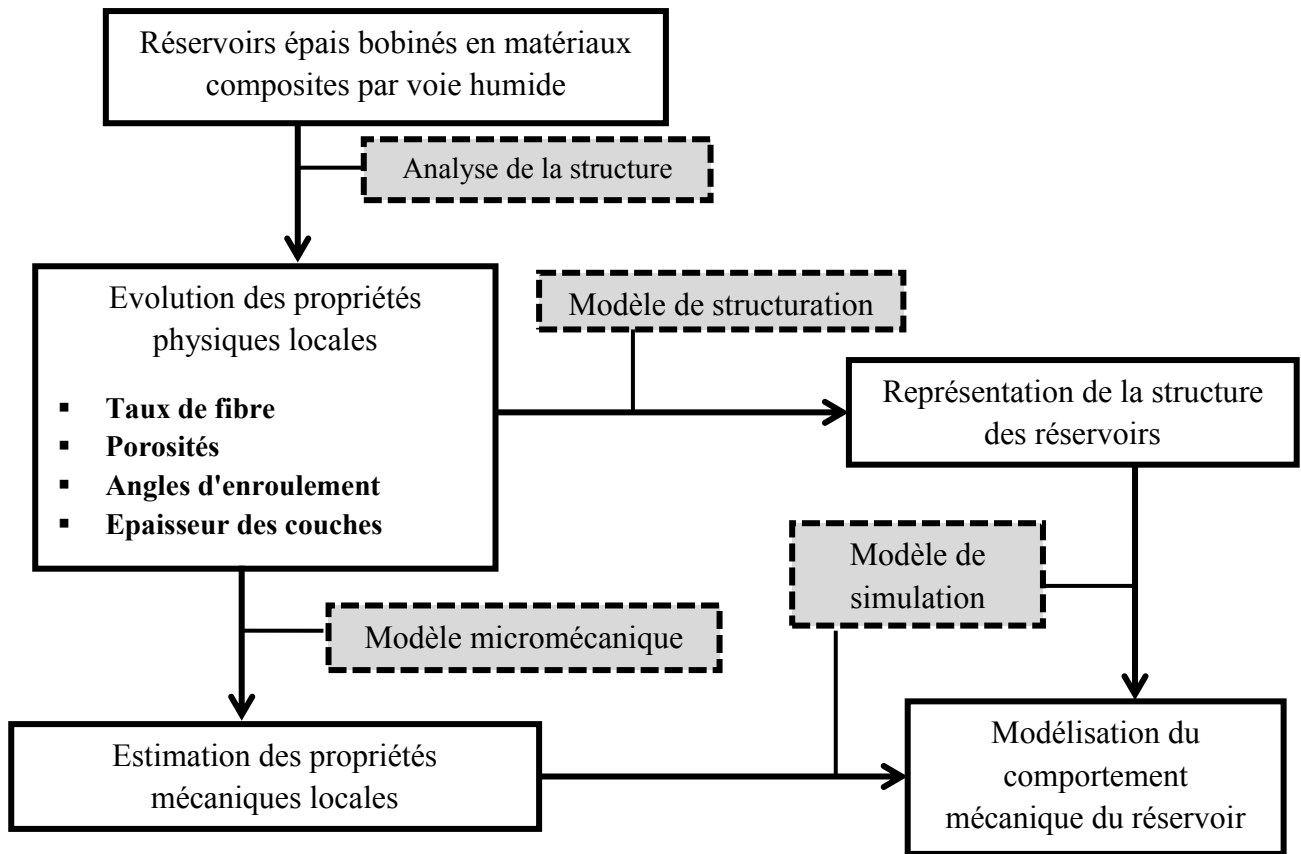


Figure I-32 : Démarche globale pour la simulation du comportement mécanique des réservoirs bobinés en matériaux composite

Le travail est subdivisé en trois volets :

- Le premier volet concerne l'analyse des structures de référence bobinées en matériaux composite. Il consiste à déterminer l'évolution des différentes propriétés physiques dans le réservoir. Les propriétés physiques concernées sont : la fraction volumique de fibres, la fraction volumique et la forme de porosités, l'évolution des angles d'enroulement et l'évolution des épaisseurs.
- Le deuxième volet concerne la détermination des propriétés mécaniques. Il consiste à développer un modèle micromécanique intégrant la présence et la variation des hétérogénéités. La plage de variation des hétérogénéités est en adéquation avec les résultats trouvés dans le premier volet.
- Le troisième volet s'intéresse à la simulation du réservoir. Le travail concerne d'une part le développement d'un modèle de structuration du réservoir. Il consiste à développer un modèle permettant de représenter la structure du réservoir en intégrant les différentes variabilités dans le fond tel qu'elles sont définies et identifiées. Il s'ensuit un travail pour simuler le comportement des réservoirs.

Chapitre II

Chapitre II

Description des propriétés physiques dans le réservoir composite

II-1 Réservoirs d'études et méthodes de caractérisation	43
II-1.1 Présentation des structures d'études	43
II-1.2 Présentation des méthodes de caractérisation	45
II-1.2.1 Analyse d'images issues de la microscopie	45
II-1.2.1.1 Préparation des échantillons.....	46
II-1.2.1.2 Observation et acquisition des images	47
II-1.2.1.3 Méthodes de mesure de la fraction volumique de fibres et de porosités	49
II-1.2.2 Caractérisation volumique des porosités par microtomographie.....	51
II-2 Analyses et résultats de caractérisation	52
II-2.1 Définition du milieu hétérogène : séparation d'échelles.....	52
II-2.2 Analyse de porosités.....	52
II-2.2.1 Mesures du taux de porosités.....	52
II-2.2.2 Analyses de l'évolution de la forme des porosités	55
II-2.3 Mesure de la fraction volumique de fibres	58
II-2.3.1 Fraction volumique de fibres à l'échelle mésoscopique	58
II-2.3.2 Fraction volumique de fibres à l'échelle microscopique.....	62
II-3 Détermination des propriétés mécaniques élastiques à l'échelle de la couche	62
II-3.1 Définition de la couche.....	63
II-3.2 Définition du comportement mécanique élastique du matériau composite à l'échelle de la couche.....	63
II-3.3 Procédure de calculs éléments finis : double homogénéisation	64
II-3.3.1 Choix des volumes élémentaires représentatifs (VER) pour chaque étape d'homogénéisation	66
II-3.3.1.1 Échelle microscopique	66
II-3.3.1.2 Échelle mésoscopique (Echelle de la couche)	68
II-3.3.2 Définition des conditions aux limites	69

II-3.3.2.1 Calculs en chargement normal : détermination des propriétés dans les directions principales d'un VER	70
II-3.3.2.2 Calculs en chargements de cisaillement : détermination des propriétés dans le plan de cisaillement.....	72
II-3.3.3 Première homogénéisation : prédiction des propriétés mécaniques élastiques à l'échelle microscopique.....	75
II-3.3.3.1 Propriétés mécaniques des constituants	75
II-3.3.3.2 Définition des propriétés élastiques à l'échelle des fibres.....	75
II-3.3.3.3 Modélisations éléments finis.....	76
II-3.3.3.4 Résultats	77
II-3.3.4 Deuxième homogénéisation : intégration de l'effet de porosités sur la rigidité des composites	78
II-3.3.4.1 Modélisation éléments finis des porosités	78
II-3.3.4.2 Étude paramétrique : surfaces de réponse de la réduction normalisée des modules d'élasticités	79
II-3.3.5 Modèle de prédiction des propriétés mécaniques	83
II-4 Conclusion	84

Dans le chapitre 1 nous avons mis l'accent sur les caractéristiques spécifiques aux réservoirs bobinés en matériaux composite, notamment la variation de la fraction volumique de fibres et l'existence de porosités. Ainsi, nous avons présenté leur effet sur la tenue mécanique des réservoirs.

Dans ce chapitre, des mesures concernant ces deux paramètres sont effectuées, afin de faire une étude sur leurs évolutions dans la structure et de évaluer leurs effet sur la tenue mécanique du réservoir. Ceci nous permettra d'alimenter la simulation du comportement mécanique des réservoirs qui sert de base à son dimensionnement. En l'occurrence, la schématisation ci-dessous (Figure II-1) décrit notre approche de la prise en compte des propriétés physiques dans le modèle des simulations.

Au début, notre travail concerne l'analyse de structures réelles, nécessaire pour déterminer les caractéristiques locales. Il consiste à :

- **Mesurer le taux de porosités et analyser leurs formes**
- **Mesurer la fraction volumique de fibres**

Ensuite, un modèle pour prédire les propriétés mécaniques locales est proposé. Il consiste à développer un modèle permettant de définir les propriétés mécaniques locales homogénéisées du matériau hétérogène, à partir d'un jeu de données de fraction volumique de fibres, fraction volumique et forme de porosités.

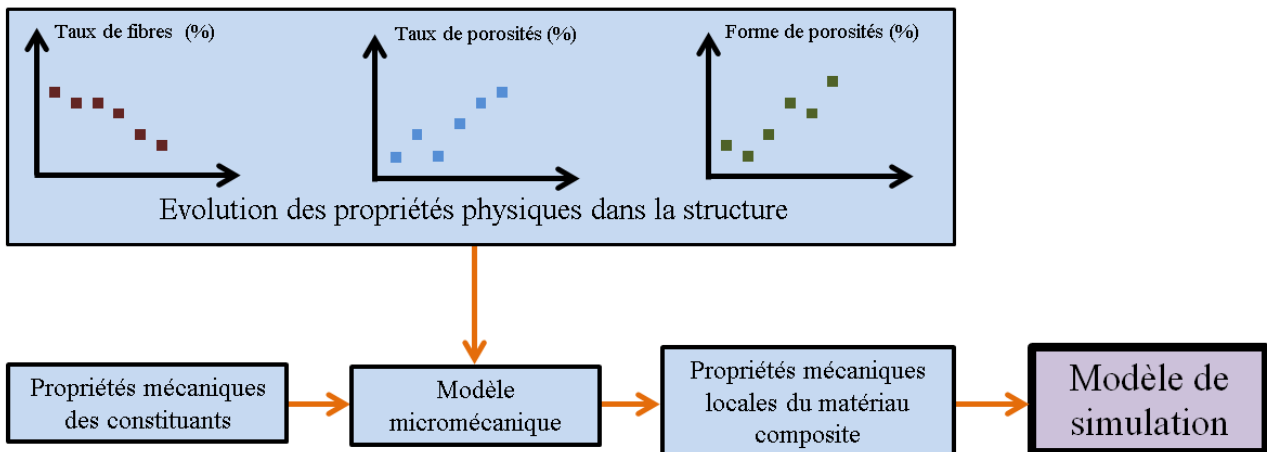


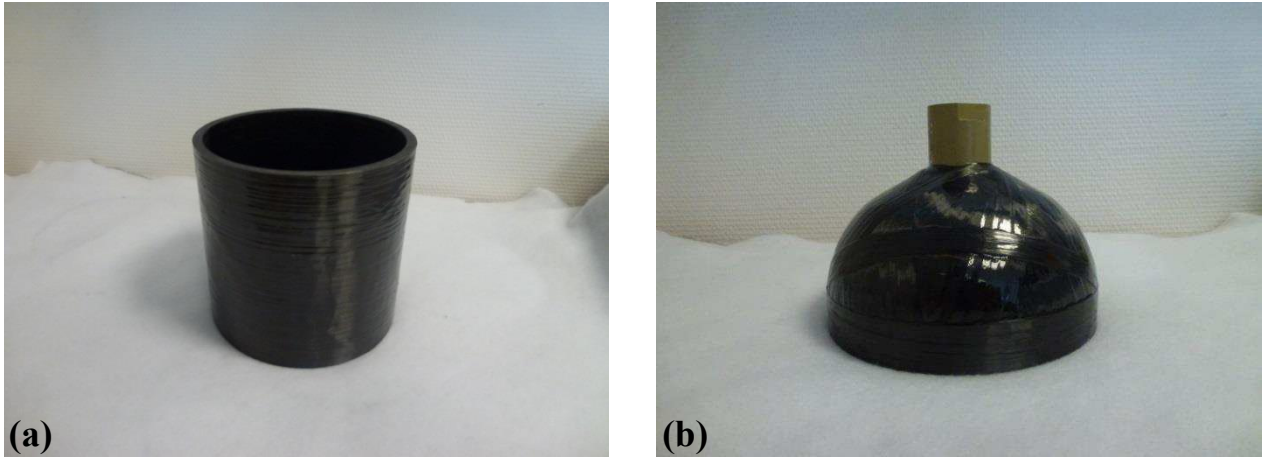
Figure II-1 : Approche de la prise en compte des propriétés physiques dans le modèle de simulation

II-1 Réservoirs d'études et méthodes de caractérisation

II-1.1 Présentation des structures d'études

Les structures d'études correspondent à des réservoirs réalisés par l'entreprise **STELIA AEROSPACE COMPOSITES** et qui sont déjà commercialisés. Ces réservoirs sont bobinés par voie humide en fibre de carbone et matrice époxyde.

Dans les figures ci-dessous, la partie cylindrique (Figure II-2-a) et le fond (Figure II-2-b) d'un réservoir réalisé par enroulement filamentaire par voie humide sont présentés. En plus, ci-après (Figure II-3) nous schématisons la section d'un réservoir en composite, constitué du revêtement intérieur qui est le liner, d'une embase métallique et de couches de composites déposées par bobinage. Nous précisons que la forme du fond des réservoirs d'études est elliptique. L'analyse porte seulement sur le matériau composite du réservoir.



**Figure II-2 : Photographie d'un réservoir bobiné (découpé) en carbone/époxy de type IV
a : Partie cylindrique, b : Fond**

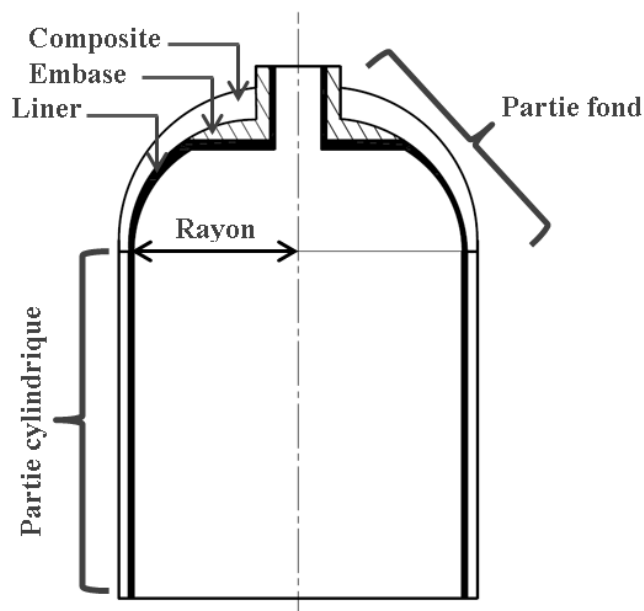


Figure II-3 : Représentation schématique d'un réservoir composite de type IV

Les mesures sont effectuées sur le fond aussi bien que sur la partie cylindrique. Dans le tableau suivant (Tableau II-1), les différentes structures et les parties analysées dans chaque structure sont présentées.

Réservoirs	Nombre de couches	Diamètre intérieur de la partie cylindrique [mm]	Epaisseur moyenne des couches [mm]	Parties analysées
Réservoir N°1	10	162	0,564	Cylindrique + fond
Réservoir N°2	27	488	1,162	fond
Réservoir N°3	24	488	1,162	Cylindrique
Réservoir N°4	26	488	1,162	Cylindrique

Tableau II-1 : Description des réservoirs d'études

II-1.2 Présentation des méthodes de caractérisation

Au regard des travaux présentés dans la littérature [(Radford, 1993); (Yang et al., 1994); (Yurgartis, 1995); (Gajdosík et al., 2006); (Blanc, 2007); (Cann et al., 2008); (Pilato, 2011); (Santulli et al., 2002); (Kite et al., 2008); (Ledru, 2009); (Paciornik et al., 2009)] nous retenons que l'analyse d'images et la microtomographie sont deux méthodes largement utilisées dans la caractérisation des structures composites à plusieurs échelles. L'intérêt de l'utilisation de ces deux techniques est de pouvoir déterminer les caractéristiques locales dans l'optique d'analyser leurs évolutions dans la structure.

Dans ce travail, l'analyse d'images issues de la microscopie est utilisée pour déterminer la fraction volumique de fibres et la fraction volumique de porosités. Elle est également envisageable pour mesurer les angles d'enroulement. Cette méthode est aussi utilisée d'une manière à apercevoir l'architecture du réservoir composite en entier afin d'observer l'épaisseur des couches d'une manière complète.

La microtomographie permettant d'avoir des images 3D de la structure interne du matériau, est utilisée pour analyser la forme de porosités. L'inspection étant plus longue et coûteuse en termes d'analyse, de traitement et de manipulation de données, nous précisons que dans ce travail nous exploitons que les résultats issus de la microtomographie déjà réalisée sur la partie cylindrique épaisse dans le cadre du travail de Pilato (Pilato, 2011).

Nous précisons que dans ce chapitre nous ne présentons que les résultats concernant la fraction volumique de fibres et de porosités. Les résultats concernant l'évolution des angles et l'épaisseur des couches dans le fond sont présentés dans le chapitre suivant dans le but de décrire le modèle d'enroulement.

II-1.2.1 Analyse d'images issues de la microscopie

Comme c'est noté dans le chapitre 1, la méthode d'analyse d'images issues de la microscopie comporte trois étapes clé, qui sont :

- La sélection et la préparation des zones d'intérêt.
- L'observation et l'acquisition des images.
- Les mesures et l'interprétation des résultats.

II-1.2.1.1 Préparation des échantillons

Dans cette partie du travail, les échantillons représentatifs des réservoirs sont préparés, pour pouvoir les observer avec le **microscope numérique**. Notre objectif est d'avoir des échantillons de bonne qualité pour pouvoir les analyser avec pertinence. De ce fait, la surface de chaque échantillon est **découpée** puis **enrobé** et finalement la surface est **polie** avec beaucoup de soin. Nous précisons que tous les échantillons de tous les réservoirs sont préparés de la même manière.

Les réservoirs sont analysés à partir d'une vue de côté (la surface méridienne : Figure II-4) du réservoir afin d'avoir accès à des informations à une échelle très fine. En effet, le fond du réservoir est coupé en plusieurs quartiers selon des plans médians, pour avoir des vues de côté représentant la section méridienne du réservoir (Figure II-4).

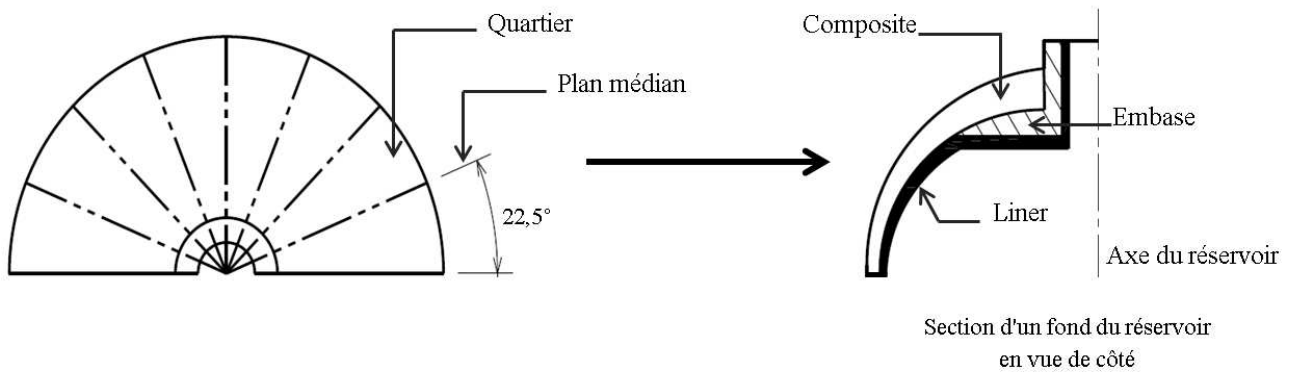


Figure II-4 : Représentation schématique d'un demi-fond coupé en huit quartiers selon des plans médians

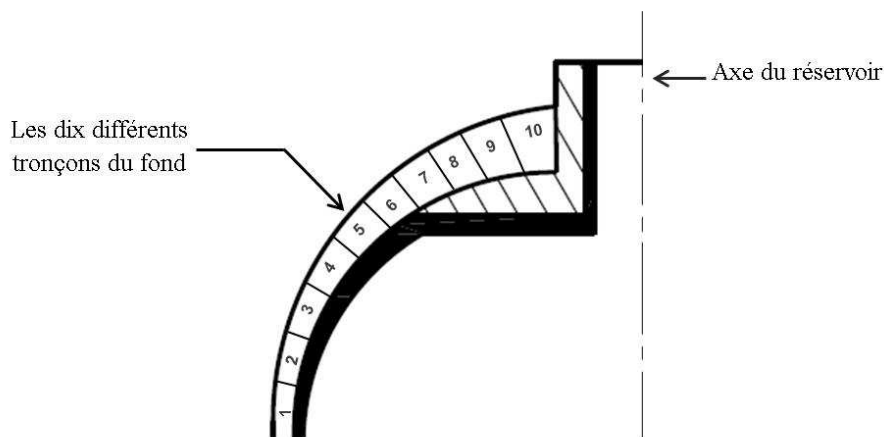


Figure II-5 : Représentation schématique d'un fond de réservoir coupé en des dix tronçons du fond

En ce qui concerne les structures observées depuis leurs fonds chaque section est coupée en dix tronçons au niveau du fond, afin de réduire l'encombrement des échantillons et d'en simplifier la

manipulation lors du polissage (Figure II-5). Le choix de la découpe est effectué de façon à perdre le moins de matière et d'information. Le disque de découpe est choisi le plus fin possible (environ 0,8mm d'épaisseur).

II-1.2.1.2 Observation et acquisition des images

L'ensemble des quartiers des différents réservoirs sont observés depuis une vue de côté de façon à apercevoir les couches de manière complète ainsi que mener l'analyse à des échelles très fines.

Les observations sont réalisées avec un **microscope optique numérique** qui permet d'acquérir des micrographies en couleurs avec différent niveau de grossissement allant de X10 jusqu'à X1000.

Le choix du grossissement est important dans l'analyse d'image. Un petit grossissement permet de réduire le nombre d'images à analyser mais ne donne pas tous les détails à des échelles plus fines. Cependant, un grossissement plus grand donne des images très précises à des échelles très fines, mais le nombre d'images à prendre est d'autant plus important. Ce qui augmente considérablement les temps d'acquisition et d'analyse. Donc dans notre étude, le grossissement est choisi en fonction de la taille des propriétés que nous souhaitons mesurer.

Sur la Figure II-6 un assemblage d'images prises avec le microscope numérique avec un grossissement de X50 est présenté. Sur cette image nous pouvons apercevoir l'architecture globale du fond du Réservoir N°1, ce qui nous permet de voir l'évolution globale des couches. Mais avec ce grossissement, il n'est pas possible de faire des analyses à l'échelle des constituants.

La Figure II-7 représente une prise d'image avec le microscope numérique à un grossissement de X700. À ce grossissement il n'est pas possible de voir l'architecture des couches de manière complète mais les différents constituants de la microstructure (fibre, matrice et porosité) sont dissociés, ce qui nous permet de les analyser.

Pour faire des analyses à l'échelle des constituants un grossissement de X700 est utilisé, tandis qu'un grossissement de X50 est utilisé pour déterminer l'architecture complète des couches.

Nous rappelons que les résultats concernant l'évolution des angles et l'épaisseur des couches dans le fond sont présentés dans le chapitre suivant.

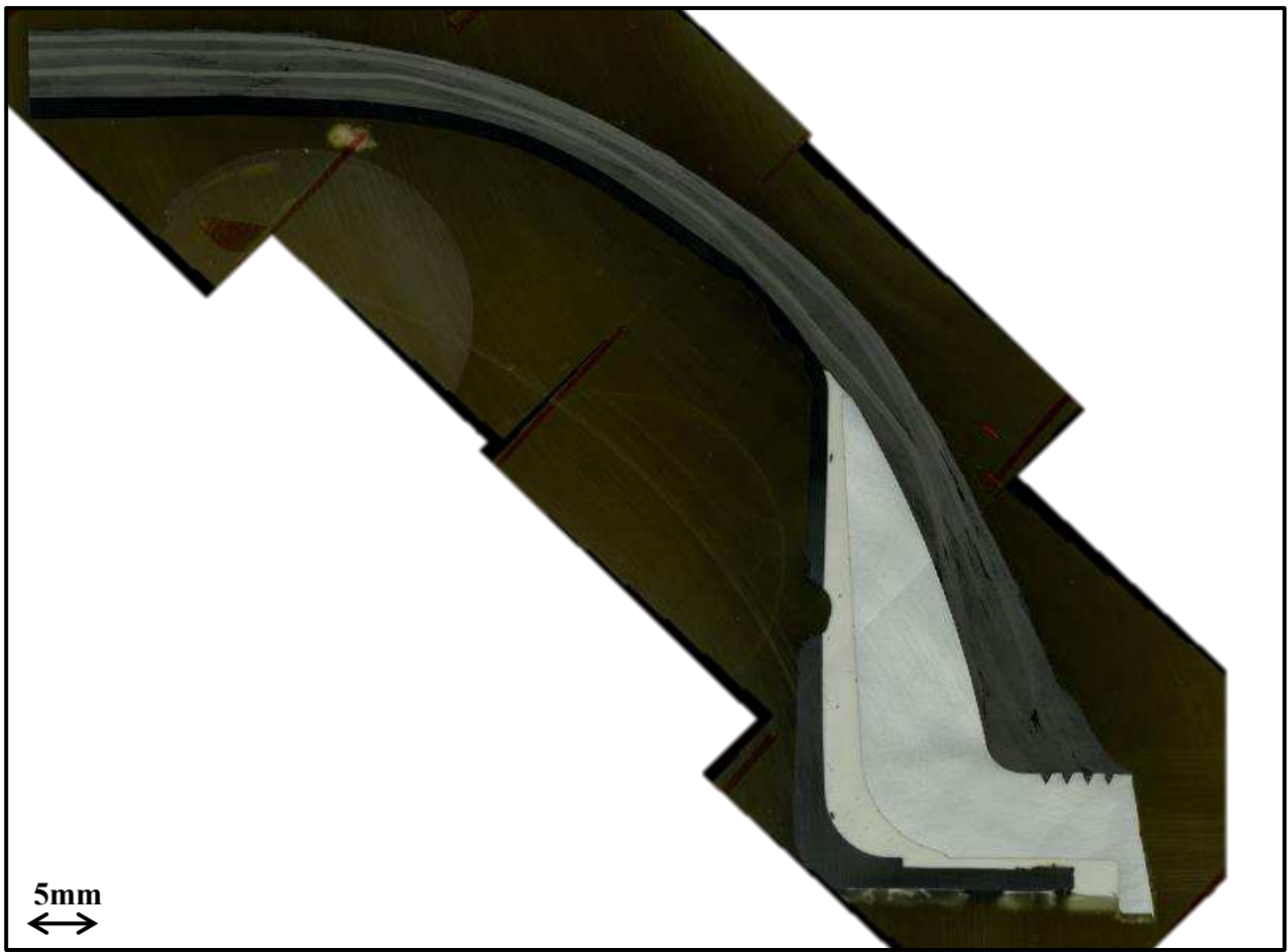


Figure II-6 : Image microscopique d'une section du fond du réservoir N°1 avec un grossissement X50

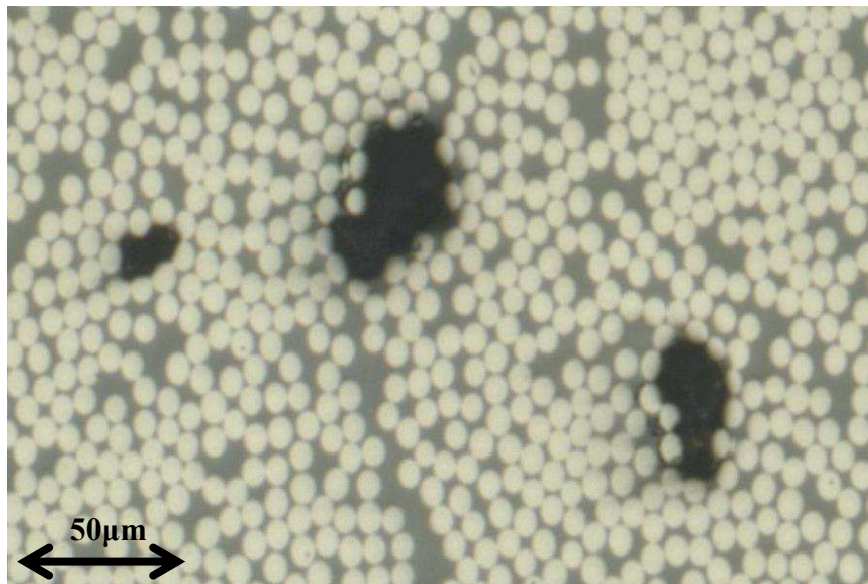


Figure II-7 : Image microscopique avec un grossissement X700, montrant distinctement les fibres, la matrice et les porosités

II-1.2.1.3 Méthodes de mesure de la fraction volumique de fibres et de porosités

Le **seuillage d'image** est utilisé pour **séparer** les zones de l'image correspondant aux fibres ou aux porosités, dans une image en niveaux de gris. La méthode consiste à rassembler les pixels représentant soit les fibres soit les porosités entre eux suivant leurs niveaux de gris.

L'image couleur prise à haute résolution (1 pixel=0,3µm) est convertie en une image en niveaux de gris pour faciliter l'étape de seuillage. Les niveaux de gris de chaque pixel de l'image varient entre 0 représentatif de la couleur noire et 255 pour la couleur blanche.

Ci-dessous (Figure II-8) nous présentons une conversion d'une image couleur en image en niveau de gris. Dans l'image nous voyons distinctement les fibres, la matrice et les porosités. Les fibres apparaissent plus claires que la matrice et les porosités.

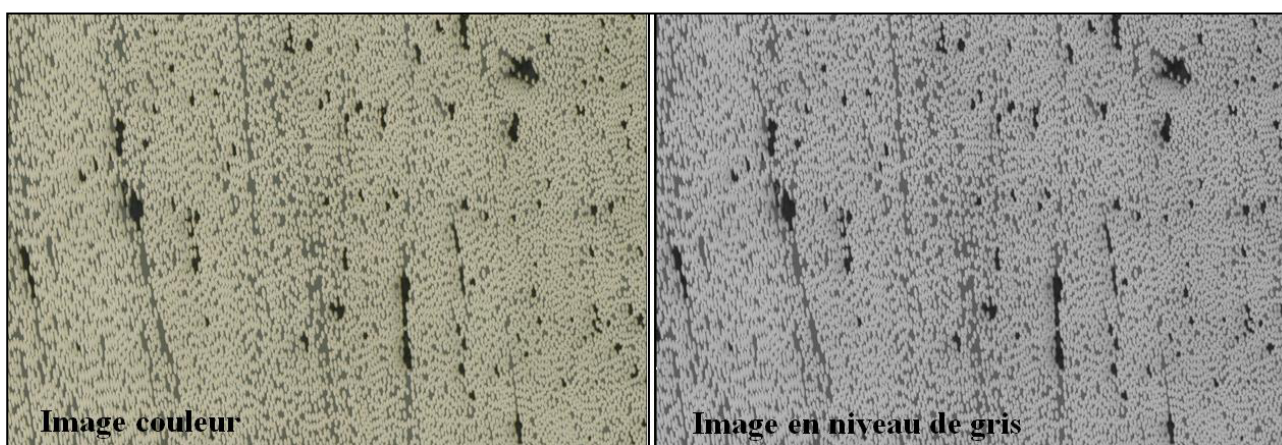


Figure II-8 : Conversion d'une image couleur en image à niveau de gris

Dans le cas d'analyse d'une image représentant un composite à fibre de carbone et de matrice époxyde, les fibres correspondent aux pixels de niveaux de gris les plus élevés. En effet, **un niveau de gris** est fixé **au-dessus** duquel les pixels de l'image correspondant sont constitutifs de fibres.

La Figure II-9 montre un exemple de seuillage pour séparer les pixels correspondant aux fibres. Sur l'histogramme de répartition de pixels nous observons **trois pics de niveau de gris** qui correspondent aux trois constituants : les fibres, la matrice et les porosités.

Les niveaux de gris des pixels représentant les fibres varient entre la valeur **seuil** qui est 130 et la valeur qui correspond au niveau de gris le plus élevés qui est 255. La couleur rouge dans l'image représente les pixels correspondant aux fibres. La valeur seuil est déterminée **visuellement** d'une manière à couvrir toutes les fibres. En effet, les fibres peuvent être comptabilisées partiellement avec une valeur seuil **surestimée**. De même, la résine peut être comptabilisée comme fibres avec une valeur seuil **sous-estimée**.

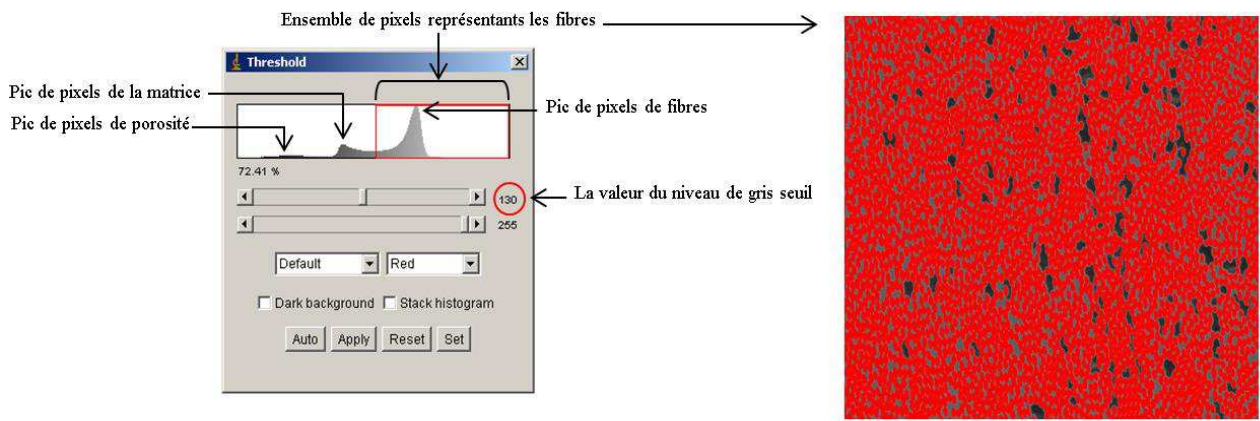


Figure II-9 : Seuillage réalisé avec ImageJ pour séparer les pixels correspondant aux fibres

En revanche, nous notons aussi que **la valeur seuil** dépend essentiellement de l'éclairage de la micrographie, c'est à dire de sa luminosité et de son contraste. De ce fait, une valeur seuil est déterminée pour chaque image. Dans la Figure II-11 un exemple représentant la différence de la valeur seuil dans deux images prises avec un niveau d'éclairage différent.

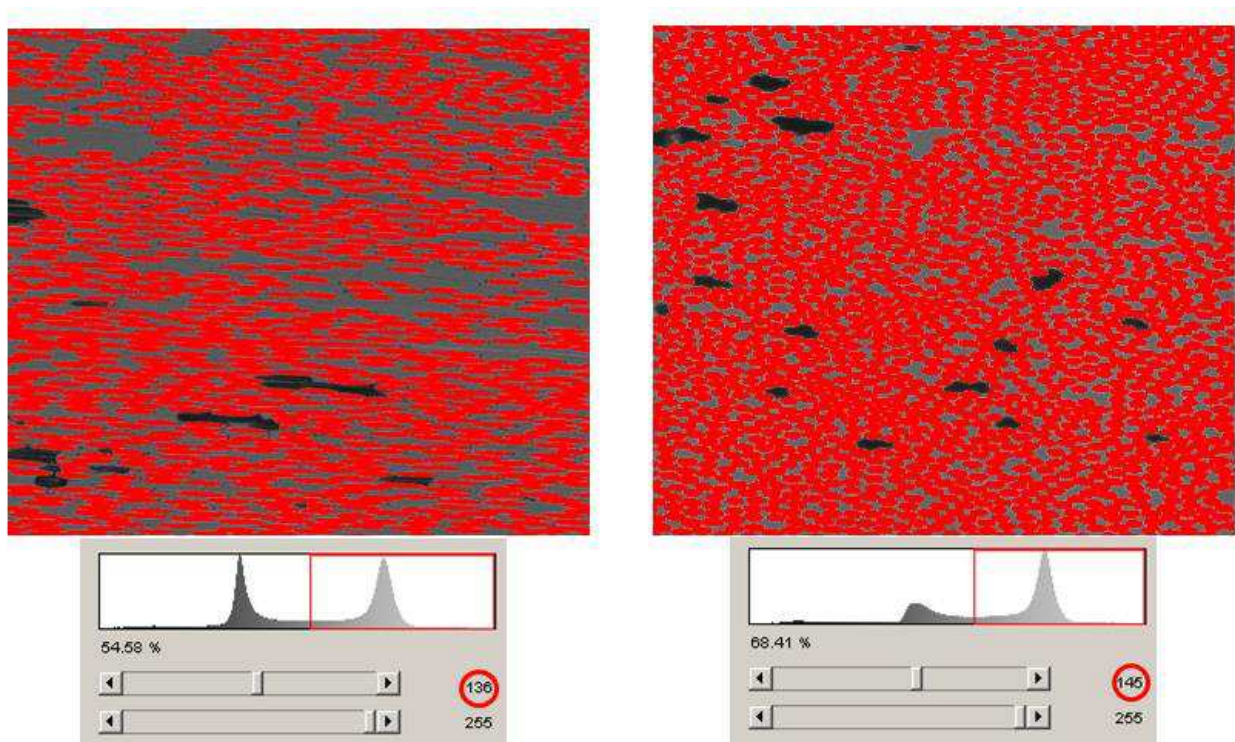


Figure II-10 : Valeurs seuil dans deux images prises avec un niveau d'éclairage différent

Une méthode tout à fait similaire est utilisée pour comptabiliser les pixels correspondant aux porosités. Les porosités correspondent aux pixels de niveaux de gris les moins élevés. Un niveau de gris est fixé **en-dessous** duquel les pixels de l'image correspondant sont constitutifs de porosités.

La figure ci-dessous (Figure II-11) montre un exemple de seuillage pour séparer les pixels correspondant aux porosités. Les niveaux de gris des pixels représentant les porosités varient entre

la valeur **seuil** qui est 70 et la valeur qui correspond au niveau de gris le plus bas qui est 0. La couleur rouge dans l'image représente les pixels correspondant aux porosités.

Comme le cas des fibres, la valeur seuil est déterminée **visuellement** d'une manière à couvrir toutes les porosités. Les porosités peuvent être comptabilisées partiellement avec une valeur seuil **sous-estimée**. Ainsi, la résine peut être comptabilisée comme porosités avec une valeur seuil **surestimée**.

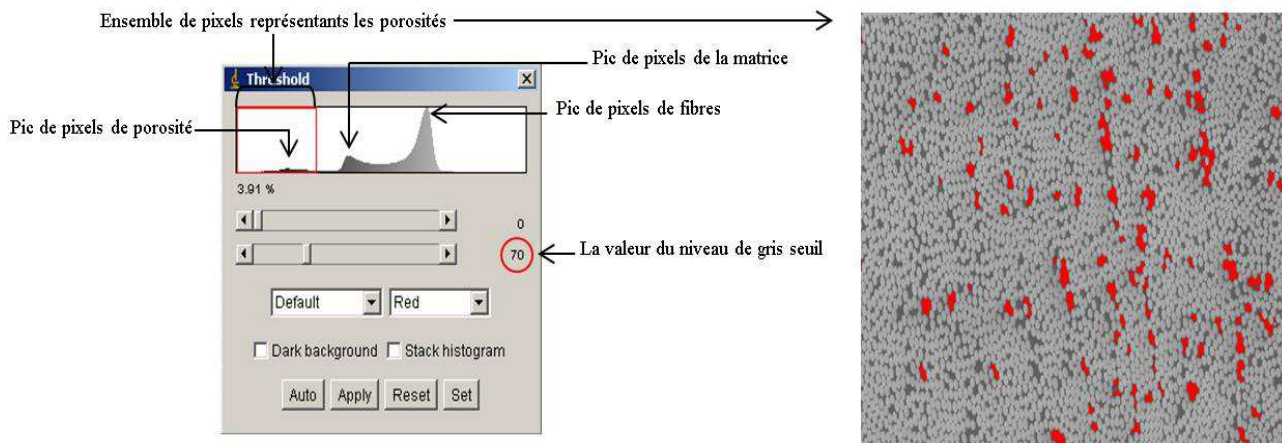


Figure II-11 : Seuillage réalisé avec ImageJ pour séparer les pixels correspondant aux porosités

II-1.2.2 Caractérisation volumique des porosités par microtomographie

La microtomographie est utilisée pour analyser la forme des porosités. Elle permet de produire des images 3D de la structure interne du matériau avec une résolution de l'ordre du micron. Nous rappelons que dans ce travail nous exploitons les résultats issus de la microtomographie réalisée au cours de la thèse de Pilato (**Pilato, 2011**).

L'échantillon étudié est extrait de la partie cylindrique d'un réservoir composite. C'est un parallélépipède rectangle faisant 4,5 [mm] de côté et représentant toute l'épaisseur du réservoir qui est d'environ 40 [mm]. Cinq zones cylindriques d'un rayon de 2,259 [mm] et d'une épaisseur de 2,655 [mm], ont été sélectionnées pour être scannées dans la hauteur afin d'avoir une cartographie dans l'épaisseur (Figure II-12). Les zones sont numérotées de 1 pour la zone située le plus à l'extérieur à 5 pour celle située à l'intérieur de la structure.

Le microtomographe utilisé est un Nanotom (Phoenix X-ray) avec une cible générant les rayons X en molybdène et une taille de voxel de $4,5 \times 4,5 \times 4,5 \mu\text{m}^3$. La démarche complète de cette manipulation est présentée par Pilato (**Pilato, 2011**). La technique de microtomographie est détaillée par Landis (**Landis et al., 2010**).

Les porosités sont identifiées en tant qu'hétérogénéités au sein de l'échantillon à partir du niveau d'absorption des rayons X par la matière. Chaque porosité est localisée et définie par son volume. Un traitement statistique est appliqué sur chaque porosité, cela consiste à identifier de sa matrice

inertielle diagonalisée représentant ses axes d'inertie dans les trois directions de l'espace. On dispose alors de son volume, de sa forme ainsi que de l'orientation par rapport aux axes principaux.

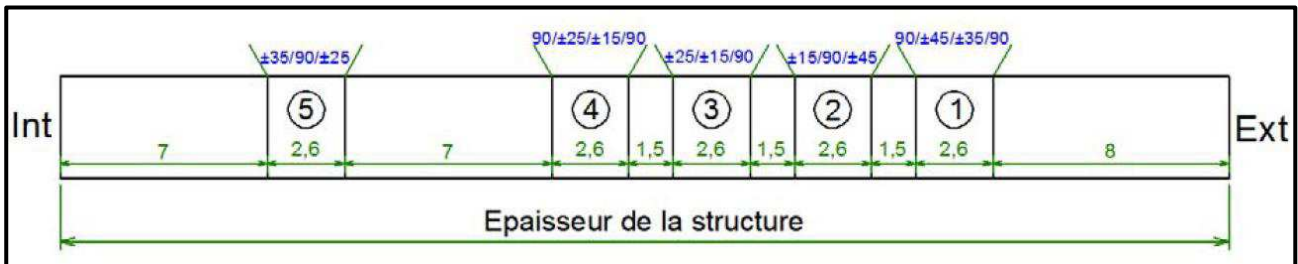


Figure II-12 : Zones scannées au microtomographe dans l'épaisseur de la structure (Pilato, 2011)

II-2 Analyses et résultats de caractérisation

II-2.1 Définition du milieu hétérogène : séparation d'échelles

Le composite étudié est constitué de fibres et de matrice, mais il inclut aussi des porosités. D'après les observations réalisées sur la microstructure des réservoirs bobinés, les porosités et les fibres sont à deux échelles différentes. Dans la Figure II-13 nous montrons la séparation d'échelles sur une section du matériau composite entre l'échelle des fibres et l'échelle des porosités.

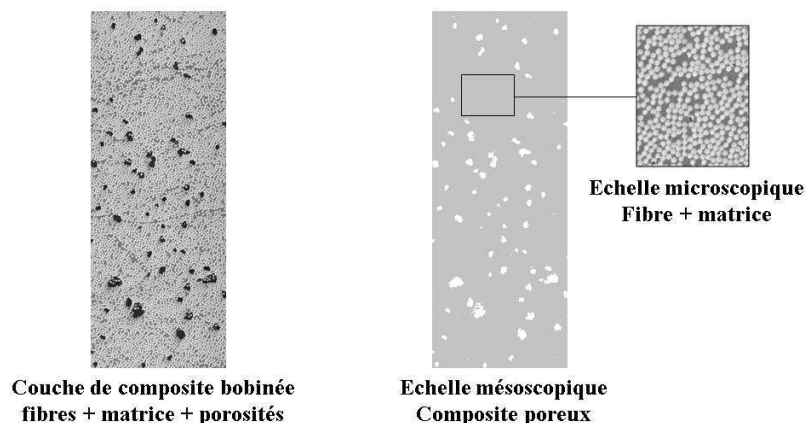


Figure II-13 : Séparation d'échelles sur la section du matériau composite entre l'échelle des fibres et l'échelle des porosités

En effet, deux milieux hétérogènes sont considérés :

- Un milieu hétérogène à l'échelle **mésoscopique** où les porosités sont incluses dans un composite constitué de fibres et de matrice.
- Un milieu à l'échelle **microscopique** où les fibres sont plongées dans la résine.

II-2.2 Analyse de porosités

II-2.2.1 Mesures du taux de porosités

Comme déjà précisé, la présence considérable des porosités et l'évolution dans la structure, représente l'une des spécificités des réservoirs bobinés par voie humide.

Afin de connaître l'évolution du taux de porosités dans le réservoir, dans ce chapitre nous effectuons une série de mesures du taux de porosités dans plusieurs zones dans l'épaisseur et le long du fond des réservoirs.

Le taux de porosités est déterminé à **l'échelle mésoscopique**. Il se calcule à partir du nombre de pixels de l'image prise correspondant aux porosités par rapport à celui de l'image entière par la formule suivant :

$$f_p^{mésoscopique} (\%) = \frac{\text{Surface des porosités}}{\text{Surface totale}} \times 100 = \frac{Np_{porosités}}{Np_{total}} \times 100 \quad (\text{II-1})$$

Avec $Np_{Porosités}$ le nombre de pixels de l'image correspondant aux porosités qui représente la surface de porosités et Np_{total} le nombre de pixels total de l'image qui représente la surface totale de tous les constituants (fibres, matrice et porosités).

Dans un premier temps, les mesures sont faites sur les échantillons représentant **la partie cylindrique** des différents réservoirs d'études. Les différentes mesures du taux de porosités en fonction de l'épaisseur adimensionnée sont présentées dans la Figure II-14.

Les mesures sont effectuées **couche par couche** afin de d'observer l'effet de la position dans l'épaisseur et l'orientation des couches sur l'évolution du taux de porosités. Toutefois, les résultats trouvés nous permettent de dissocier les effets de l'orientation et la position des couches.

D'une manière générale, dans les trois réservoirs analysés, le taux des porosités augmente de l'intérieur (liner) vers l'extérieur du réservoir. Même si le taux de porosités moyen est différent, (7% dans le réservoir N°1, 8% dans le réservoir N°3 et 5% dans le réservoir N°4), la tendance est la même.

Dans le réservoir N°1 le taux de porosités évolue d'environ 4% à l'intérieur à environs 9% vers l'extérieur (+5% entre l'intérieur et l'extérieur). Alors que dans le réservoir N°3 et N°4, il évolue d'environ 2% à l'intérieur à environ 11% vers l'extérieur (+9% entre l'intérieur et l'extérieur). En outre, l'évolution du taux de porosités évolue d'une façon presque monotone dans le réservoir N°1, toutefois dans le réservoir N°3 et N°4, l'évolution de taux de porosités connaît plus de variabilités.

Nous retenons ainsi que l'évolution du taux de porosités ne dépend que de la position dans l'épaisseur de la structure. Elle est dissociée de l'orientation et au mode de dépôt des couches (circonférentiel où hélicoïdal).

Ces résultat montrent la même tendance trouvée dans le cadre des travaux de Cohen (**Cohen, 1997**). Dans l'étude de Cohen, la variation du taux volumique de porosités est toutefois moins forte (1,5% à l'intérieur de structure à environ 3% à l'extérieur de la structure). Par rapport aux résultats trouvés par Pilato (**Pilato, 2011**), nous notons que la plage de variation du taux volumique de porosités entre l'intérieur et l'extérieur de la structure est quasiment la même. En revanche, l'évolution du taux

de porosité dans l'épaisseur est différente. Nous rappelons que dans le cas d'étude de Pilato (**Pilato, 2011**), le taux volumique diminue légèrement de l'intérieur au centre de la structure (de 6% à 3%) et ensuite augmente vers l'extérieur (de 3% à 12%). Nous précisons que cette étude porte sur une structure d'environ 40 mm d'épaisseur avec une quarantaine de couches.

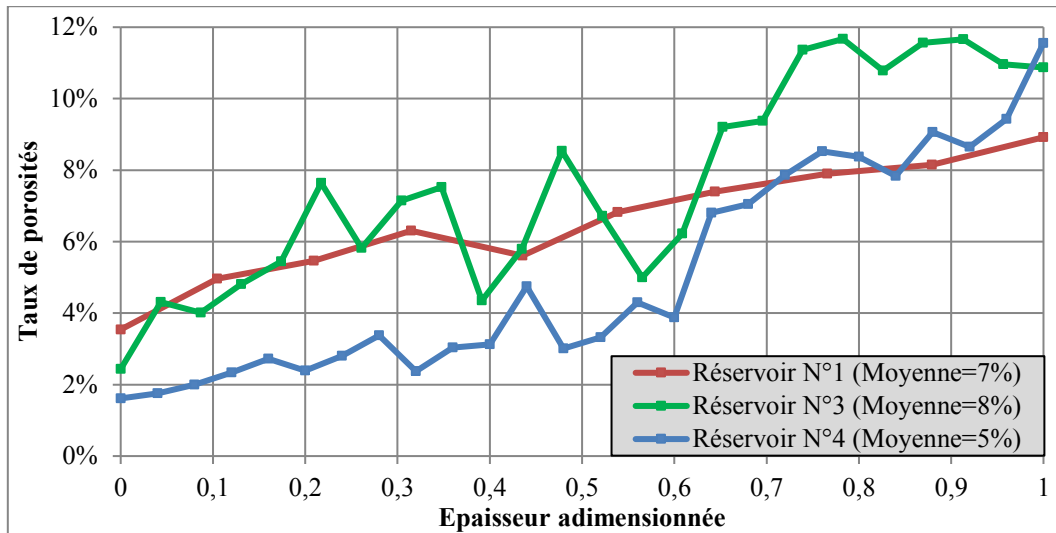


Figure II-14 : Taux de porosités en fonction de la position dans l'épaisseur adimensionnée dans la partie cylindrique des réservoirs d'études

La même analyse est réalisée sur les différents échantillons représentant le fond des réservoirs. Ci-dessous nous présentons respectivement les mesures réalisées sur des échantillons issus du réservoir N°1 (Figure II-15) et du réservoir N°2 (Figure II-16).

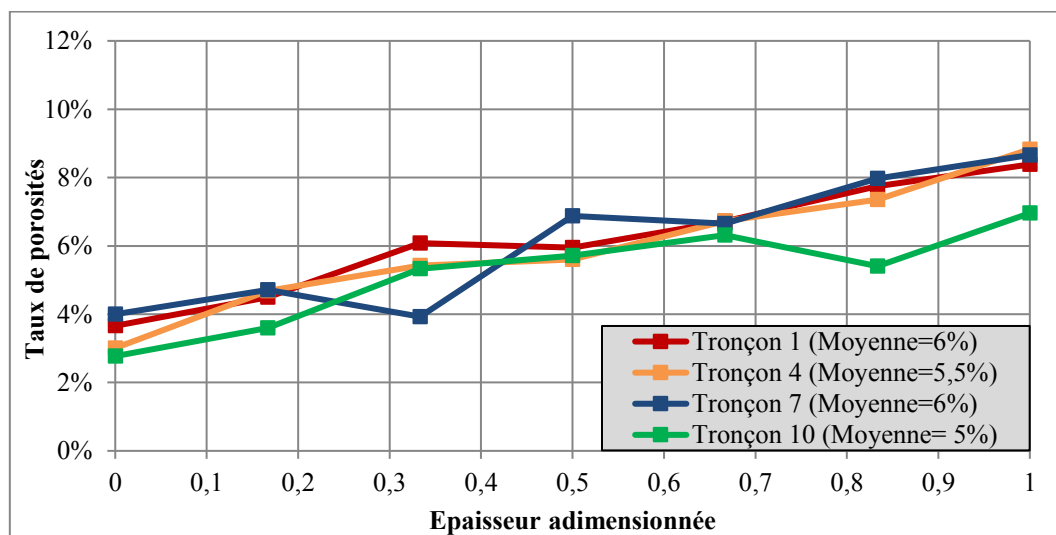


Figure II-15 : Taux de porosités en fonction de la position dans l'épaisseur adimensionnée dans la partie fond du réservoir N°1

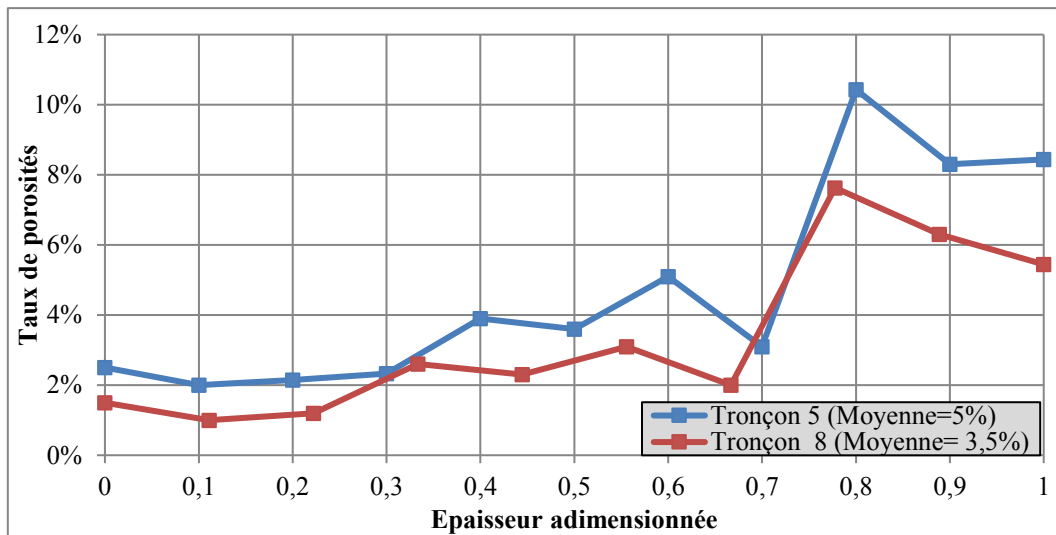


Figure II-16 : Taux de porosités en fonction de la position dans l'épaisseur adimensionnée dans la partie fond du réservoir N°2

Cette analyse nous montre que la tendance globale dégagée sur la partie cylindrique se trouve aussi sur le fond du réservoir N°1 (Figure II-15). Dans les différents échantillons le long du fond, le taux des porosités augmente de l'intérieur (4% environ) vers l'extérieur (8,5% environ) du réservoir. Nous constatons que l'évolution du taux de porosités évolue d'une façon aussi monotone dans le fond. Il y a aussi une légère baisse du taux moyen de porosités entre la partie cylindrique et le fond (taux de porosités moyen de 7% dans la partie cylindrique est de 5,5% dans le fond).

Par ailleurs, les résultats sur le fond du réservoir N°2 (Figure II-16) montrent que le taux de porosités évolue peu de l'intérieur au centre de la structure (environ +1,5% de la teneur en porosités entre l'intérieur et le centre), puis il augmente plus fortement lorsque l'on se rapproche de l'extérieur de la structure (environ +6% de la teneur en porosités entre le centre et l'extérieur).

II-2.2.2 Analyses de l'évolution de la forme des porosités

L'objectif de cette partie est de déterminer l'évolution de la forme des porosités dans les structures bobinées. Dans la Figure II-17, nous présentons une vue de dessous des porosités en trois dimensions dans des couches à 90° et $\pm 45^\circ$ issues de la zone n°2 des scans microtomographiques. Sur la Figure II-17 l'axe à 0° représente l'axe parallèle à l'axe du réservoir.

Pour la couche à 90° , nous constatons que les porosités sont orientées suivant cette direction. Par ailleurs pour la couche à $\pm 45^\circ$ présente deux types de porosités : des porosités orientées suivant le bobinage à $+45^\circ$ et des porosités orientées suivant le bobinage à -45° comme nous pouvons voir clairement dans la Figure II-18.

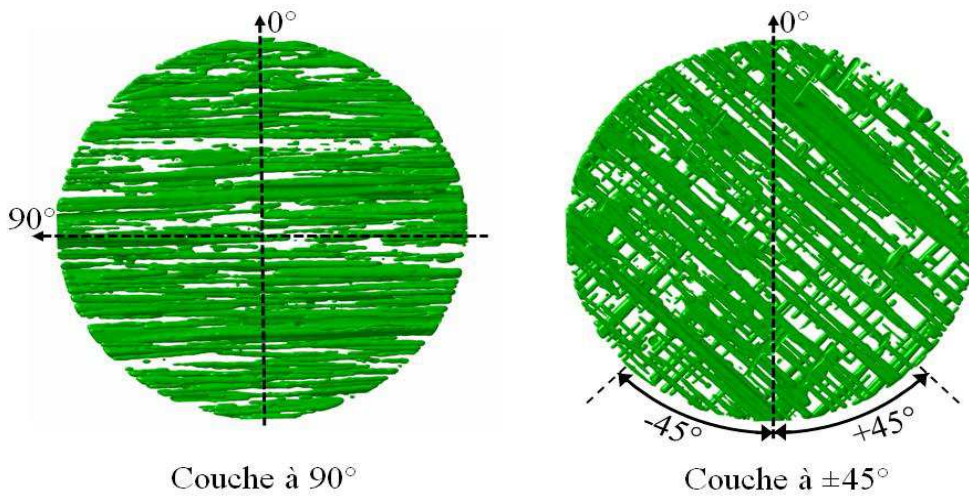


Figure II-17 : Vue de dessous en trois dimensions des porosités dans les couches à 90° et ±45° issues de la zone (Pilato, 2011)

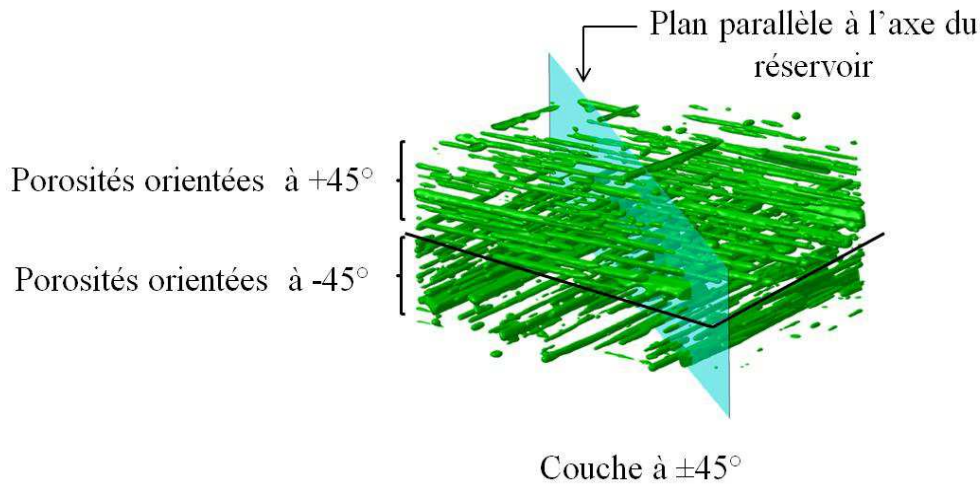


Figure II-18 : Visualisation des porosités dans la couche bobinée à ±45° issues de la zone N°2 (Pilato, 2011)

Ainsi, nous remarquons que les porosités ont une forme **ellipsoïdale très allongée**. Ce qui est lié principalement au mode de réalisation par enroulement filamentaire. L'analyse de l'évolution de la forme des porosités dans l'épaisseur est réalisée. Nous nous intéressons ici aux deux paramètres caractérisant la forme des porosités. Le rapport R_l entre la longueur et la largeur des porosités et le rapport R_h entre la largeur et la hauteur des porosités (**Figure II-19**).

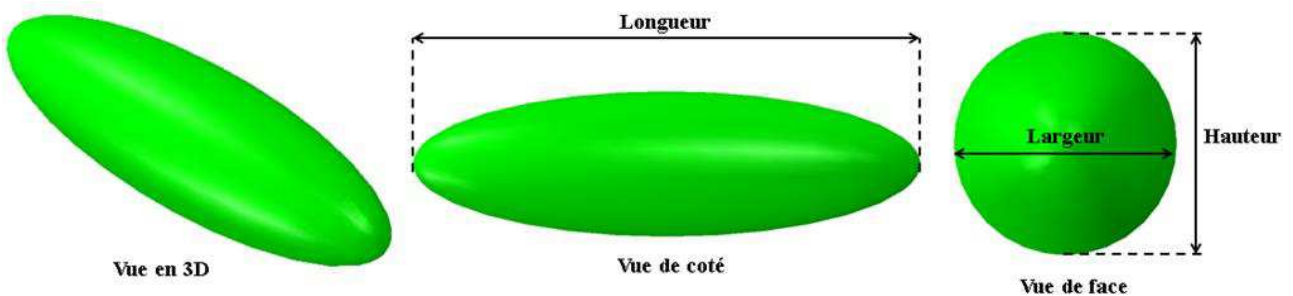


Figure II-19 : Représentation schématique d'une porosité

Pour chaque couche nous calculons la **moyenne pondérée** des deux rapports. La pondération se fait par rapport au volume de chaque porosité. Ce qui nous permet de prendre en compte le poids du volume de chaque porosité. Le calcul de la moyenne pondérée des deux rapports se fait par les deux équations (II-2) :

$$\langle R_l \rangle = \frac{\sum_{j=1}^n V_j \frac{L_j}{l_j}}{\sum_{j=1}^n V_j} \quad \text{et} \quad \langle R_h \rangle = \frac{\sum_{j=1}^n V_j \frac{l_j}{h_j}}{\sum_{j=1}^n V_j} \quad (\text{II-2})$$

V_j , L_j , l_j , et h_j représentent respectivement le volume la longueur, la largeur et la hauteur de chaque porosité (**Figure II-19**).

Nous présentons dans la Figure II-20 l'évolution de $\langle R_l \rangle$ dans l'épaisseur de la structure. Nous constatons que le rapport entre la longueur et la largeur des porosités augmente de l'intérieur à l'extérieur de la structure.

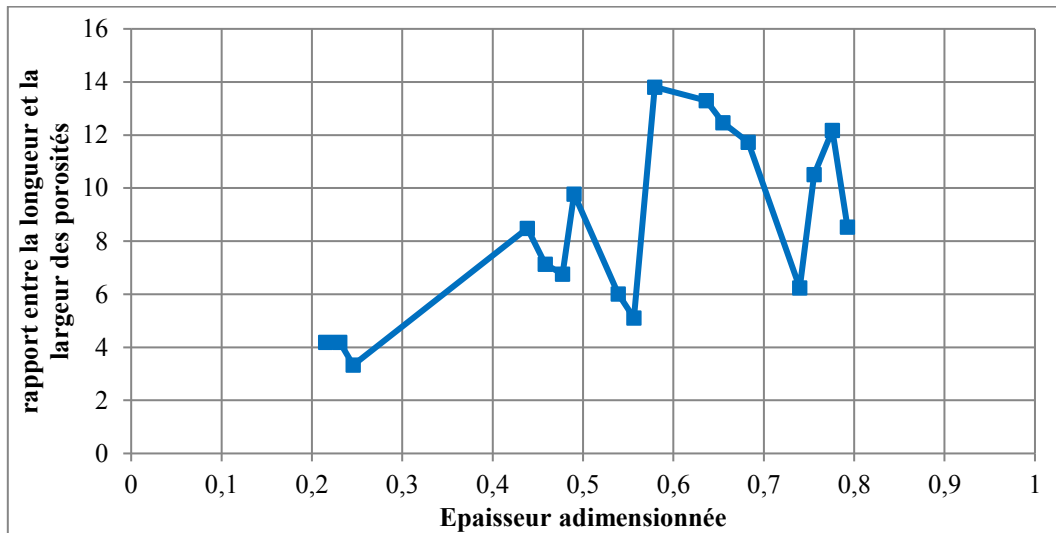


Figure II-20 : Rapport entre la longueur et la largeur des porosités dans l'épaisseur dans le réservoir

Dans la Figure II-21 nous présentons les différentes mesures de $\langle R_h \rangle$ dans l'épaisseur. Nous notons que le rapport entre la largeur et la hauteur de porosités reste quasiment constant et vaut 1. Donc, nous pouvons considérer que les porosités ont la forme d'un **ellipsoïde de révolution**.

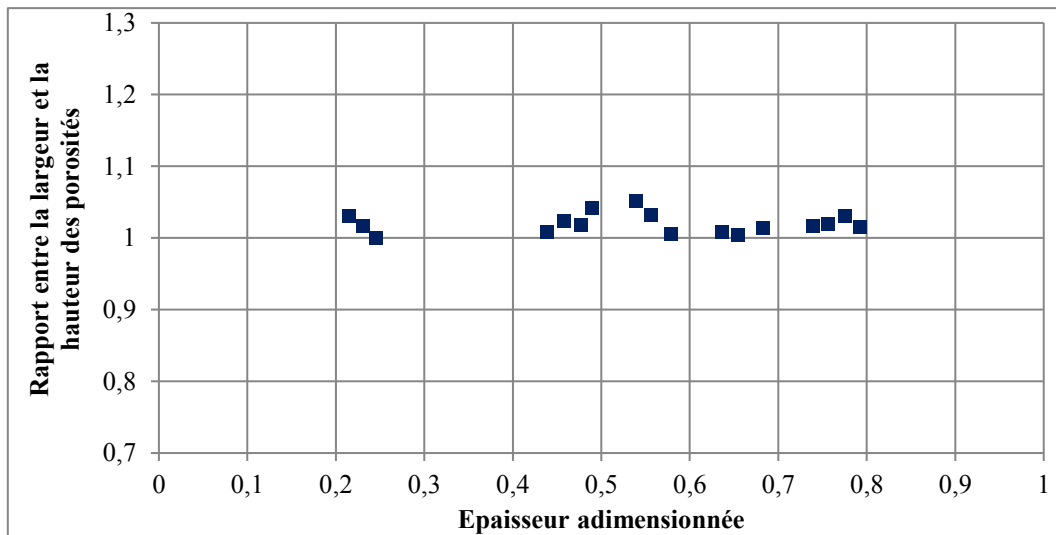


Figure II-21 : Rapport entre la largeur et la hauteur des porosités dans l'épaisseur du le réservoir

Pour conclure sur l'analyse des porosités dans les différentes structures, cette étude nous a permis de tirer quatre conclusions principales :

- Evolution du taux de porosités de l'intérieur vers l'extérieur du réservoir. Ceci est rattaché essentiellement au **compactage des couches**. Autrement dit, le manque de compactage dû à la baisse de la pression appliquée sur les couches au cours de l'enroulement (**Kempner et al., 1995**) explique l'augmentation de taux de porosité entre l'intérieur et l'extérieur de la structure.
- Evolution du rapport entre la largeur et la longueur des porosités de l'intérieur vers l'extérieur. Cette évolution est rattachée essentiellement à l'augmentation du taux de porosités de l'intérieur vers l'extérieur de la structure.
- Le rapport entre la largeur et la hauteur des porosités est quasiment constant et vaut 1.
- L'évolution du taux et de la forme de porosités ne dépend que de la position dans l'épaisseur de la structure et elle est dissociée de l'orientation et du mode de dépôt (circonférentiel ou hélicoïdal) des couches.

II-2.3 Mesure de la fraction volumique de fibres

II-2.3.1 Fraction volumique de fibres à l'échelle mésoscopique

L'objectif de cette partie est de déterminer la fraction volumique de fibres ainsi que sa variation dans le réservoir. Le travail consiste à mesurer la fraction volumique de fibres couche par couche et de voir sa variation selon les orientations et la position des couches.

La fraction volumique de fibres se calcule à partir du nombre de pixels de l'image correspondant aux fibres par rapport à celui de l'image entière pour chaque couche par la formule suivante :

$$f_f^{mésoscopique} = \frac{\text{Surface des fibres}}{\text{Surface totale}} \times 100 = \frac{Np_{fibres}}{Np_{total}} \times 100 \quad (\text{II-3})$$

Avec Np_{fibres} le nombre de pixels de l'image correspondant aux fibres et qui représente la surface totale de fibres dans la couche et Np_{total} le nombre de pixels total de l'image et qui représente la surface totale de tous les constituants (fibres, matrice et porosités) dans la couche.

Les analyses sont effectuées couche par couche sur des échantillons représentatifs de la partie cylindrique des différents réservoirs. Les mesures ont porté sur des surfaces carrées d'une épaisseur équivalente à l'épaisseur de la couche.

La Figure II-22 représente la fraction volumique couche par couche dans le réservoir N°1. En ce qui concerne les couches hélicoïdales, la fraction volumique de fibres est d'environ 70%. Pour les couches circonférentielles, la fraction volumique de fibres est d'environ 65%. Ainsi, la fraction volumique de fibres reste homogène soit pour les couches hélicoïdales ou pour les circonférentielles. Sauf que, pour la dernière couche hélicoïdale nous remarquons une légère baisse de la fraction volumique des fibres à environ 65%.

En revanche, sur les deux réservoirs plus épais en l'occurrence les réservoirs N°3 et N°4, d'une manière générale nous constatons que la fraction volumique de fibres n'est pas homogène et elle diminue à l'extérieur de la structure et son évolution dépend essentiellement du mode de dépôt (circonférentiel ou hélicoïdal) de la position des couches dans l'épaisseur de structure (Figure II-23 et Figure II-24).

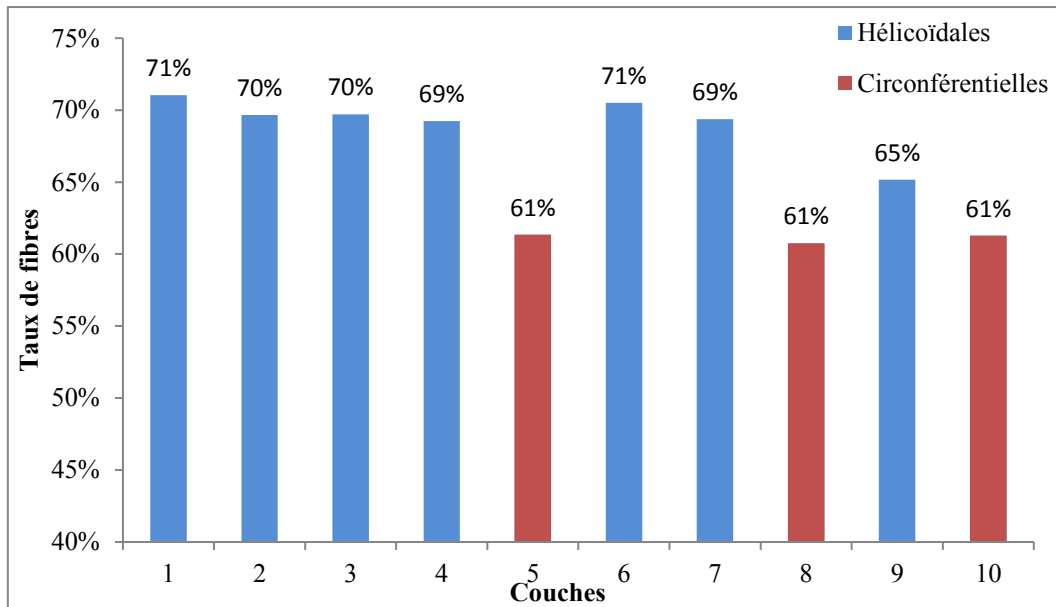


Figure II-22 : Fraction volumique de fibres dans la partie cylindrique du réservoir N°1

Dans le réservoir N°3 sur les treize premières couches hélicoïdales le taux de fibres est d'environ 69%, ensuite il diminue à environ 63% dans les cinq dernières couches. Sur les couches circonférentielles il reste relativement homogène à environ 59% (Figure II-23).

Toutefois, dans le réservoir N°4 l'évolution de la fraction volumique de fibres est plus hétérogène. Dans les neuf premières couches hélicoïdales le taux de fibre est de 69%, puis il diminue progressivement à 50% à l'extérieur de la structure. Ainsi sur les couches circonférentielles, la fraction volumique de fibre diminue progressivement de 60% à 50% de l'intérieur à l'extérieur de structure.

Nous retenons que ces résultats sont différents de ceux trouvés par Pilato (**Pilato, 2011**). Par rapport à ses travaux nous notons que le taux de fibres dans les couches hélicoïdales reste homogène dans toutes les couches. Pour les couches circonférentielles le taux de fibres est d'environ 69% mais il diminue de 10% pour les couches circonférentielles qui sont à l'extérieur de la structure.

Nous retenons aussi que par rapport aux résultats trouvés par Cohen (**Cohen, 1997**) le taux de fibres dans les couches n'est pas homogène et évolue différemment dans les couches hélicoïdales et dans les couches circonférentielles. La fraction volumique de fibres diminue d'une manière forte de l'intérieur vers l'extérieur de la structure (d'environ 66% à environ 47% dans les couches hélicoïdales et d'environ 57% à environ 42% dans les couches circonférentielles).

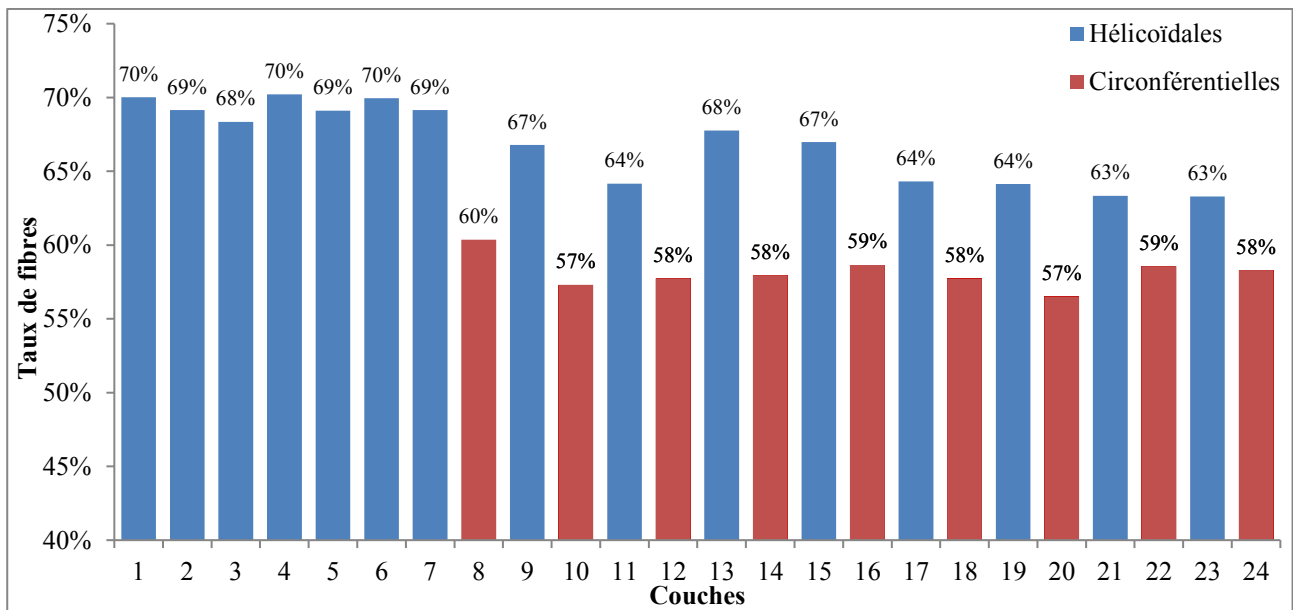


Figure II-23 : Fraction volumique de fibres dans la partie cylindrique du réservoir N°3

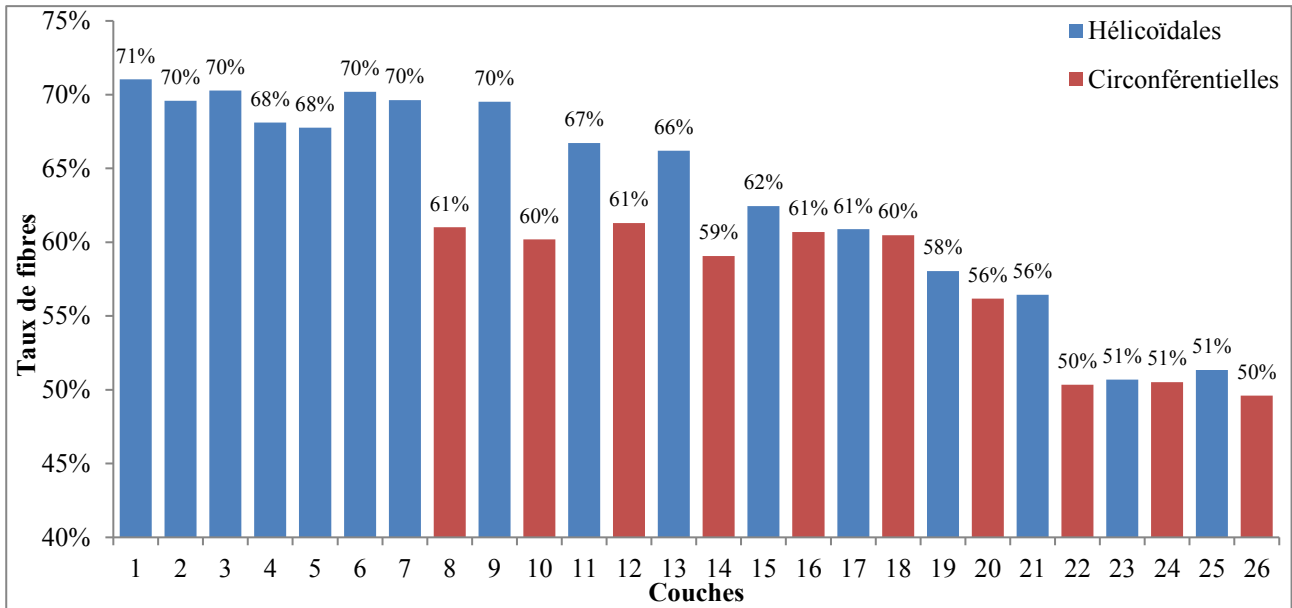


Figure II-24 : Fraction volumique de fibres dans la partie cylindrique du réservoir N°4

Globalement, les mêmes constats tirés sur la partie cylindrique sont trouvés dans la partie fond (Figure II-25 et Figure II-26). Ainsi, nous constatons que la fraction volumique de fibres reste quasiment homogène dans les couches dans les différents quartiers du fond (Figure II-25).

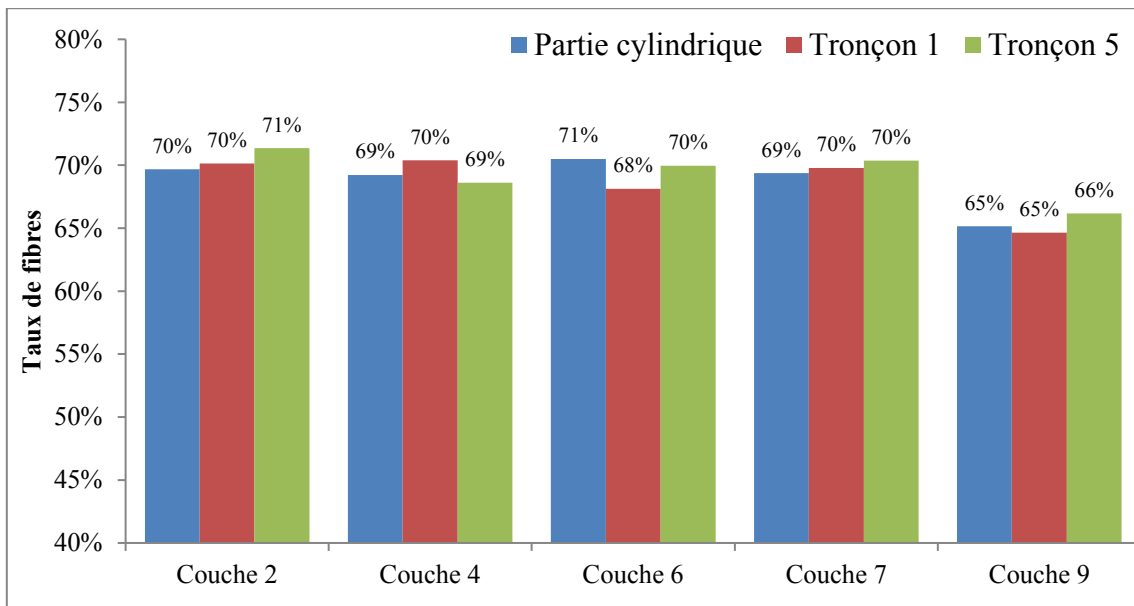


Figure II-25 : Fraction volumique de fibres dans la partie fond du réservoir N°1

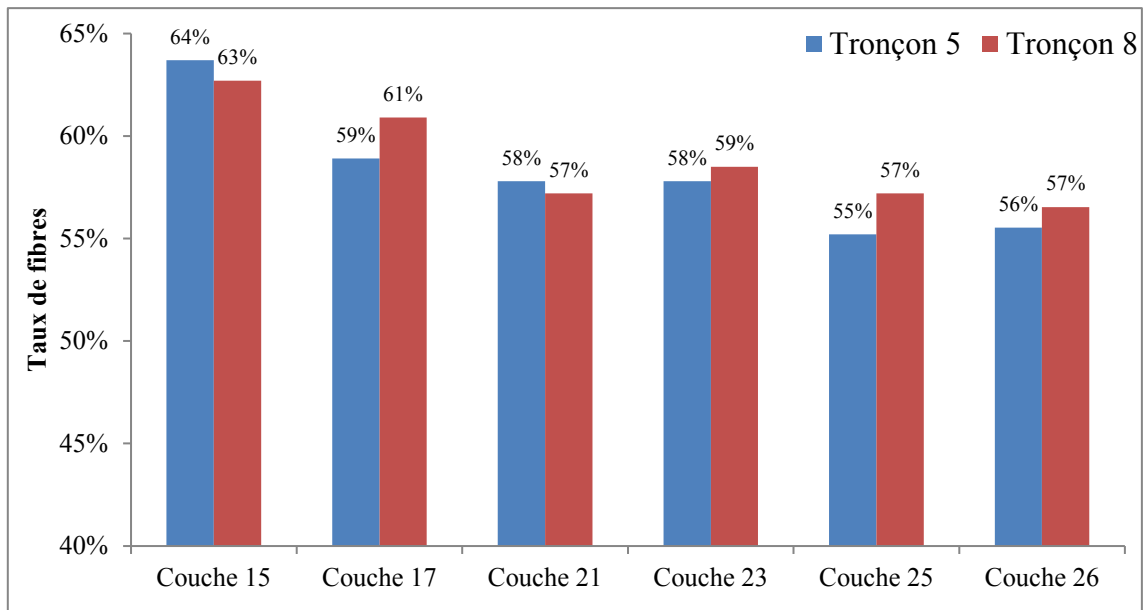


Figure II-26 : Fraction volumique de fibres dans la partie fond du réservoir N°2

Pour conclure, cette étude nous a permis de mettre en relief la variation de la fraction volumique de fibres des couches dans les réservoirs d'études. Cette variation dépend essentiellement de :

- **Mode de dépôt des couches** : la fraction volumique est plus élevée dans les couches hélicoïdales que dans les couches circonférentielles. Ainsi, selon Rousseau (**Rousseau et al., 1999**), le chevauchement des fibres entraîne un meilleur compactage. Ce qui explique que les couche hélicoïdales (avec chevauchement de fibres) ont une fraction volumique de fibres plus importante que les couches circonférentielles (sans chevauchement de fibres).
- **La position des couches dans l'épaisseur** : les couches qui se situent à l'intérieur de la structure ont une fraction volumique plus importante que celles qui sont à l'extérieur de la structure. Ceci est expliqué par le manque de compactage des couches dans les couches extérieures.

II-2.3.2 Fraction volumique de fibres à l'échelle microscopique

À l'échelle **microscopique** où les fibres sont plongées dans la résine, la fraction volumique de fibres est simplement déterminée à partir de la fraction volumique de fibre et le taux de porosités à l'échelle mésoscopique à partir de la relation suivante :

$$f_f^{microscopique} = \frac{f_f^{mésoscopique}}{1 - f_p^{mésoscopique}} \quad (II-4)$$

II-3 Détermination des propriétés mécaniques élastiques à l'échelle de la couche

Dans les parties précédentes nous avons mis en évidence la variation de la fraction volumique de fibres ainsi que l'évolution du taux volumique et la forme des porosités dans l'épaisseur de la structure. Cela cause en effet une variation locale des propriétés mécaniques.

Comme nous l'évoquons dans le chapitre 1, les porosités ont un effet déterminant sur les propriétés mécaniques des composites. Par conséquent, la prise en compte de l'existence des porosités dans le comportement des composites est un aspect important.

Cette partie est consacrée à la détermination des propriétés mécaniques élastiques du matériau composite à l'échelle de la couche. L'intérêt de ce travail est de pouvoir décrire au mieux les propriétés mécaniques élastiques en prenant en compte les différentes hétérogénéités rencontrées dans les réservoirs composites et leurs variabilités, en l'occurrence les fibres, la matrice et les porosités. Ainsi, ce travail est préparatoire à l'intégration de ces variabilités dans l'analyse du comportement mécanique des réservoirs épais bobinés en matériaux composite.

Nous allons calculer les propriétés mécaniques du matériau composite à l'échelle de la couche en évaluant l'effet des porosités (forme et taux volumique) sur la rigidité du matériau composite.

II-3.1 Définition de la couche

Comme déjà défini, le composite étudié est constitué des fibres et de matrice et inclue aussi des porosités. Nous avons donc opté pour une séparation d'échelle : **une échelle mésoscopique** (échelle de la couche) où les porosités sont incluses dans un composite constitué de fibres et de matrice et qui est considéré homogène à cette échelle et une échelle microscopique où les fibres sont plongées dans la résine. En outre, nous considérons chaque couche $\pm\alpha$ comme un empilement de deux plis équilibrés homogénéisés. Autrement dit, un pli à $+\alpha$ est suivi d'un pli à $-\alpha$ ou inversement. Du fait que, le nombre de nappes déposés à $+\alpha$ est égal au nombre de nappes déposées à $-\alpha$ dans chaque couche du réservoir. Cette hypothèse n'est pas fidèle à la réalité du fait des entre-croisements des nappes d'enroulement. Cependant elle nous semble acceptable du fait de la faible épaisseur de la nappe par rapport à sa largeur. De plus, cette considération permet de faciliter la modélisation du comportement mécanique du réservoir.

II-3.2 Définition du comportement mécanique élastique du matériau composite à l'échelle de la couche

Dans notre travail, il s'agit de déterminer les propriétés mécaniques élastiques d'un composite unidirectionnel. Le comportement linéaire du matériau anisotrope est décrit par 21 coefficients indépendants. Cependant, un matériau composite à fibre longues possède trois plans de symétrie perpendiculaires deux à deux.

Le matériau est donc considéré orthotrope et par la suite il n'est décrit que par 9 constantes. La relation entre la contrainte et la déformation pour un tel matériau est écrite par la loi de Hooke généralisée comme suivant :

$$\begin{bmatrix} \varepsilon_{xx} \\ \varepsilon_{yy} \\ \varepsilon_{zz} \\ \varepsilon_{yz} \\ \varepsilon_{xz} \\ \varepsilon_{xy} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_{xx}} & -\frac{\nu_{xy}}{E_{xx}} & -\frac{\nu_{xz}}{E_{xx}} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\nu_{xy}}{E_{xx}} & \frac{1}{E_{yy}} & -\frac{\nu_{xz}}{E_{yy}} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\nu_{xz}}{E_{xx}} & -\frac{\nu_{xz}}{E_{yy}} & \frac{1}{E_{zz}} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{yz}} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{xz}} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{xy}} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \sigma_{xx} \\ \sigma_{yy} \\ \sigma_{zz} \\ \sigma_{yz} \\ \sigma_{xz} \\ \sigma_{xy} \end{bmatrix} \quad (\text{II- 5})$$

Les 9 coefficients définissant les propriétés mécaniques élastiques sont :

- E_{xx} : Module d'élasticité dans le sens des fibres
- E_{yy} : Module d'élasticité dans le sens transverse aux fibres
- E_{zz} : Module d'élasticité hors plan
- G_{xy} : Module de cisaillement longitudinal
- G_{xz} : Module de cisaillement hors plan
- G_{yz} : Module de cisaillement dans le plan transversal aux fibres
- ν_{xy} : Coefficient de poisson longitudinal
- ν_{xz} : Coefficient de poisson hors plan
- ν_{yz} : Coefficient de poisson transversal

II-3.3 Procédure de calculs éléments finis : double homogénéisation

Dans cette partie nous présentons la procédure de calcul des propriétés mécaniques élastiques homogénéisées à l'échelle de la couche. Des modèles analytiques classiques sont souvent utilisés pour déterminer les propriétés mécaniques des composites à partir des propriétés des constituants [(Hashin et al., 1964), (Whitney et al., 1966), (Hyer et al., 2000)].

Le module sens fibres et le coefficient de poisson longitudinal sont parmi les propriétés élastiques qui sont exprimées simplement par les lois de mélange. Toutefois, la prédiction des autres propriétés élastiques est plus délicate. Il existe des écarts important entre les modèles, et le résultat dépendra du modèle géométrique supposé du composite. Ainsi, la détermination expérimentale des propriétés mécaniques élastiques d'un composite unidirectionnel est aussi une tâche très compliquée surtout pour les modules de cisaillement hors plan.

La prise en compte de la spécificité du procédé d'enroulement filamentaire dans le modèle de comportement est un aspect important. Parmi ces spécificités, c'est l'existence des porosités qui

semble prédominante. Les porosités ont un effet déterminant sur les propriétés des composites. Elles sont souvent caractérisées par leur fraction volumique uniquement. Cependant leur forme peut avoir une influence et doit être prise en compte.

Peu de modèles ont été proposés pour prédire les propriétés mécaniques du composite contenant des porosités. Généralement dans ces modèles, les porosités sont supposées de forme sphérique ou cylindrique.

Madsen (**Madsen et al., 2009**) a proposé un modèle simple dans lequel la réduction de la rigidité causée par des porosités est une fonction polynomiale du second ordre de la fraction du taux de porosité, à la fois dans la direction des fibres et dans le sens transversal. Le modèle est basé sur la solution du problème d'une porosité de forme sphérique à l'intérieur d'un solide élastique isotrope.

Wu (**Wu et al., 1998**) a étendu le modèle auto-cohérent pour prédire les propriétés du matériau composite et considère les porosités comme une troisième phase. Une approche en deux étapes a été suivie. Deux des trois phases sont homogénéisées en premier et les propriétés résultantes sont prises en tant que matériau homogénéisé avec la troisième phase. La microstructure des porosités n'est alors pas prise en compte.

Farouk (**Farouk et al., 1992**) a utilisé la méthode Mori - Tanaka polyvalente basée sur le tenseur d'Eshelby. Les fibres, la matrice et les porosités sont modélisées comme trois phases distinctes.

Chao (**Chao et al., 1999**) a une approche similaire mais il utilise un modèle à deux phases, avec une phase correspondant aux porosités et l'autre phase correspondant au composite homogénéisé. Le modèle a été élaboré dans un contexte anisotrope, mais l'étude de l'influence de la microstructure des porosités n'a été fait que pour une matrice d'aluminium isotrope, par conséquent, les résultats ne sont pas directement applicables à des stratifiés composites orthotropes.

Pour prédire les propriétés mécaniques homogénéisées des structures hétérogènes comme les matériaux composites, il est nécessaire de prendre en compte les propriétés physiques et mécaniques des constituants. En effet, la méthode des éléments finis représente un bon moyen pour modéliser plusieurs configurations représentant la variation de la fraction volumique de fibres ainsi que l'évolution de la forme et du taux volumique de porosités dans la structure.

Huang (**Huang et al., 2005**) a utilisé une analyse éléments finis pour déterminer l'effet de la forme des porosités sur les propriétés élastiques effectives d'un composite initialement homogénéisé. Une étude paramétrique est réalisée sur un volume élémentaire représentatif contenant une porosité avec une forme cylindre elliptique.

Dans notre travail, nous utilisons également la méthode des éléments finis pour évaluer la rigidité du matériau composite. Une relation quantitative est établie entre les réductions des modules élastiques et les caractéristiques des porosités étudiées dans les études morphologiques d'une structure composite bobinée.

Dans la Figure II-27 nous schématisons le principe général pour la prédiction des propriétés mécaniques homogénéisées à l'échelle de la couche. La démarche de modélisation consiste à réaliser une double homogénéisation. La première homogénéisation sert à déterminer les propriétés mécaniques du composite à l'**échelle microscopique**. Ensuite une deuxième homogénéisation est réalisée pour construire des surfaces de réponse exprimant l'effet de l'existence des porosités sur la rigidité du composite. En ce sens, les différents modules de rigidités sont exprimés comme suivant :

$$E(f_f^{microscopique}, f_p^{mésoscopique}, R_l) = (1 - NR(f_p^{mésoscopique}, R_l)) E(f_f^{microscopique}) \quad (II-6)$$

Avec E l'un des modules de rigidité homogénéisé de la couche, $NR(f_p^{mésoscopique}, R_l)$ représente la surface de réponse exprimant l'effet de l'existence des porosités sur la rigidité du composite et E^{fm} module de rigidité à l'échelle microscopique.

D'une manière générale, l'homogénéisation consiste à calculer les propriétés mécaniques à partir de la réponse mécanique d'un **volume élémentaire représentatif (VER)** de la structure hétérogène. De ce fait, pour chaque étape d'homogénéisation nous considérons un volume élémentaire représentatif. À l'échelle microscopique nous choisissons un volume élémentaire représentatif de la distribution des fibres au sein de la matrice. Ainsi, à l'échelle mésoscopique (**échelle de la couche**) nous choisissons un volume élémentaire représentatif du composite incluant des porosités.

Plusieurs cas de chargements sont nécessaires pour estimer les différentes propriétés élastiques de la couche. Pour les deux étapes d'homogénéisation nous soumettons le volume élémentaire représentatif à des conditions aux limites appropriées pour modéliser les différentes situations de chargement.

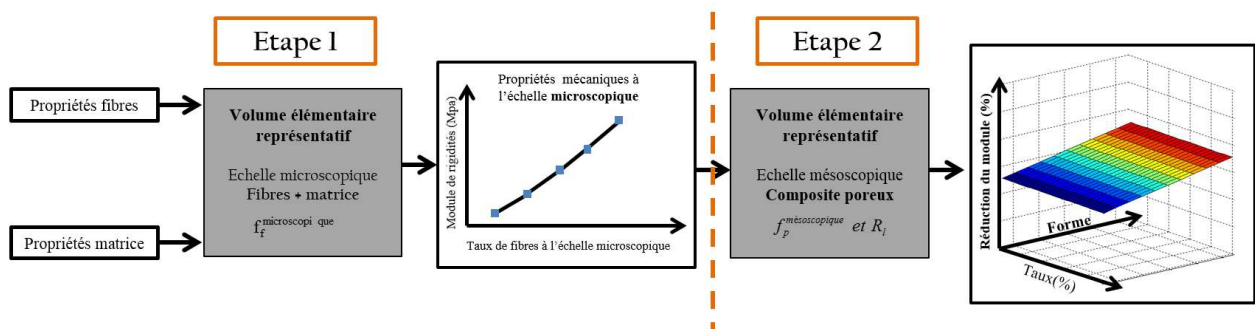


Figure II-27 : Démarche générale pour la prédiction des propriétés mécaniques homogénéisées de la couche

II-3.3.1 Choix des volumes élémentaires représentatifs (VER) pour chaque étape d'homogénéisation

II-3.3.1.1 Échelle microscopique

À cette échelle, il s'agit de définir le volume élémentaire représentatif des fibres au sein de la matrice, alors que la distribution des fibres dans la matrice est hétérogène. La complexité de la

description de la microstructure et l'intérêt d'obtenir une représentation du matériau nous conduit à opter pour une distribution simplifiée.

Généralement la distribution des fibres dans la matrice est réduite à une simple représentation d'un milieu périodique, soit par un arrangement carré ou pour un arrangement triangulaire (Figure II-28).

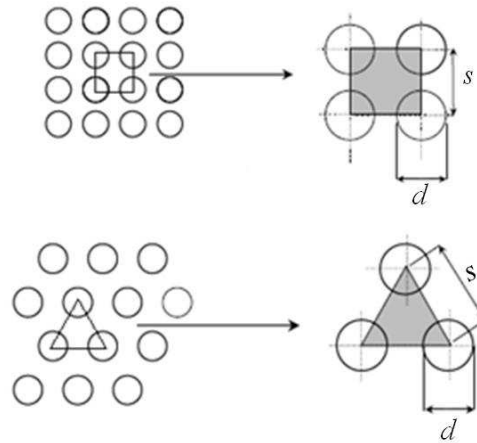


Figure II-28 : Arrangement des fibres dans la matrice triangulaire/ carré

Les observations réalisées par microscopie sur le composite montrent que la distribution des fibres au sein de la matrice s'approche plus d'un arrangement triangulaire que carré (Figure II-29). Dans notre étude nous utilisons donc l'arrangement triangulaire pour simplifier la modélisation de la distribution des fibres dans la matrice.

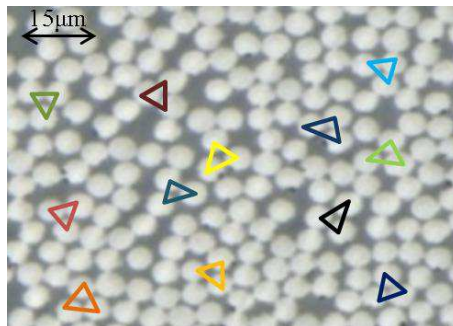


Figure II-29 : Distribution des fibres dans la matrice

Le volume élémentaire représentatif utilisé dans cette étude est montré dans la Figure II-30. Cette représentation nous permet de modéliser des configurations jusqu'à 91% du taux de fibres qui représente une limite théorique. Le diamètre des fibres étant considéré constant ($d = 7\mu\text{m}$), le taux de fibres varie en fonction de la distance s entre les fibres. Pour cette configuration, le taux de fibres est défini par l'équation suivante :

$$f_f^{\text{microscopique}} = \frac{\pi}{2\sqrt{3}} \left(\frac{d}{s} \right)^2 \quad (\text{II-7})$$

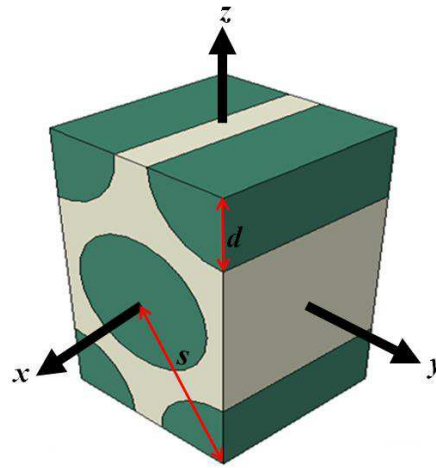


Figure II-30 : Volume élémentaire représentatif correspondant à un arrangement triangulaire des fibres dans la matrice

II-3.3.1.2 Échelle mésoscopique (Échelle de la couche)

À cette échelle il s'agit de modéliser les porosités incluses dans un composite. La modélisation du volume élémentaire représentatif se base sur les constats tirés de l'analyse des porosités réalisée dans la partie précédente sur les structures d'études. Les porosités sont représentées par une poche de vide ellipsoïdal incluse dans les couches (Figure II-31). Avec cette représentation, leur forme est définie par trois paramètres dimensionnels : longueur, largeur et hauteur. Elles sont principalement orientées selon la direction de la fibre.

Les rapports entre les trois dimensions du volume élémentaire représentatif devraient être égaux aux rapports entre les trois dimensions des porosités (**Huang et al., 2005**) dans ce cas les géométries des porosités et du volume élémentaire représentatif sont en proportion fixe. De ce fait les dimensions du volume élémentaire représentatif peuvent être liées par la relation suivante :

$$R_l = \frac{L_p}{l_p} = \frac{L_c}{l_c} \quad \text{et} \quad R_h = \frac{l_p}{h_p} = \frac{l_c}{h_c} \quad (\text{II-8})$$

L_p, l_p, h_p et L_c, l_c, h_c représentent la longueur, la largeur et la hauteur respectivement de la porosité et du volume élémentaire représentatif (Figure II-31). Les dimensions du volume élémentaire représentatif sont définies comme suivant :

$$f_p^{\text{mésoscopique}} = \frac{\text{Volume porosité}}{\text{Volume total du composite}} = \frac{4}{3} \cdot \pi \cdot \frac{L_p \cdot l_p \cdot h_p}{L_c \cdot l_c \cdot h_c} = \frac{4}{3} \cdot \pi \cdot \frac{l_p^3}{h_c^3} \quad (\text{II-9})$$

h_c est fixé égale à l'épaisseur d'une nappe, puisque la définition des propriétés mécaniques locales est réalisée à l'échelle mésoscopique. Ainsi, les autres dimensions sont définies à partir des équations (**II-8**), avec $R_h=1$ selon les résultats trouvés par la caractérisation.

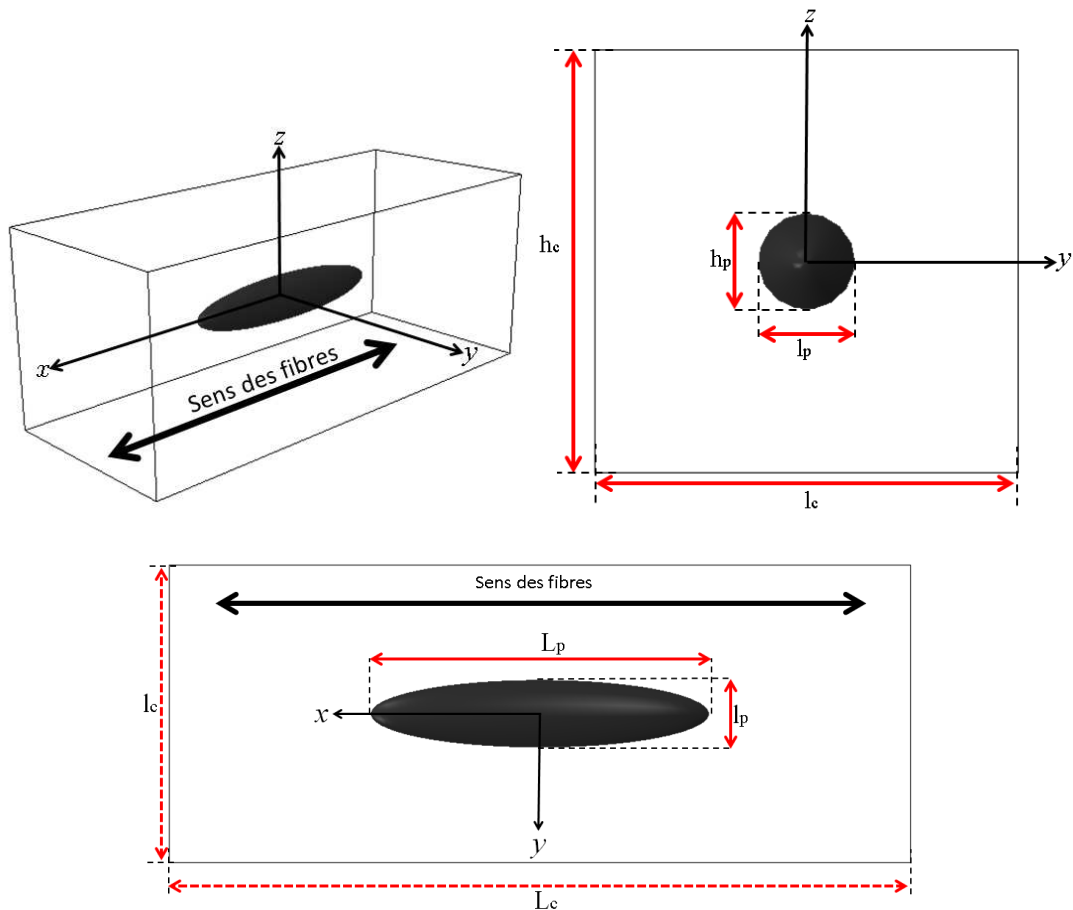


Figure II-31 : Volume élémentaire représentatif utilisé pour le calcul de l'effet des porosités sur les propriétés élastiques du composites

II-3.3.2 Définition des conditions aux limites

Dans cette partie nous définissons les conditions aux limites utilisées pour déterminer les propriétés homogénéisées d'un matériau hétérogène considéré périodique.

Dans une démarche d'homogénéisation, différents cas de chargements sont nécessaires pour estimer les propriétés d'un matériau hétérogène. Ainsi, pour un matériau orthotrope, les 9 propriétés élastiques sont déterminées à partir de **six cas de chargement**. En effet le volume élémentaire représentatif est soumis à des conditions aux limites appropriées pour modéliser les différentes situations de chargement.

Dans cette étude des conditions aux limites classiques sont utilisées pour modéliser les différents cas de chargement. Des conditions aux limites périodiques sont appliquées sur le VER pour assurer la périodicité des champs de contraintes et de déformations.

Les différents cas de chargement sont appliqués sur le volume élémentaire représentatif sous la forme d'un déplacement qui produit une déformation moyenne au sein du volume élémentaire. Les forces de réactions sont utilisées pour calculer les propriétés mécaniques homogénéisées du volume élémentaire représentatif.

En prenant en compte des propriétés de symétrie, pour les deux étapes d'homogénéisation seulement un huitième du volume élémentaire représentatif est nécessaire.

II-3.3.2.1 Calculs en chargement normal : détermination des propriétés dans les directions principales d'un VER

Des calculs en chargement normal sont réalisés sur le VER pour déterminer les propriétés dans les directions principales du VER. En l'occurrence il y a trois cas d'essais de chargement à réaliser :

- Calcul en chargement axial
- Calcul en chargement transversal
- Calcul en chargement hors plan

Pour modéliser ces trois cas d'essais, les conditions aux limites classiquement appliquées sur le VER sont présentées ci-dessous (II-10). Les champs de déplacements appliqués sur le VER sont symétriques par rapport au plans $x = 0$, $y = 0$ et $z = 0$.

$$\begin{cases} u(0, y, z) = 0 \\ u(a, y, z) = \delta_x \\ v(x, 0, z) = 0 \\ v(x, b, z) = \delta_y \\ w(x, y, 0) = 0 \\ w(x, y, c) = \delta_z \end{cases} \quad (\text{II-10})$$

Les trois cas de chargement sont appliqués indépendamment. Par exemple, le chargement axial est modélisé par un déplacement δ_x constant agissant sur la surface (a) dans la direction x . Tandis que les surfaces (b) et (c) sont contraintes de subir un déplacement constant respectivement dans la direction y et dans la direction z . Dans La figure ci-dessous (Figure II-32) nous montrons une représentation du cas d'essai axial sur le volume élémentaire représentatif.

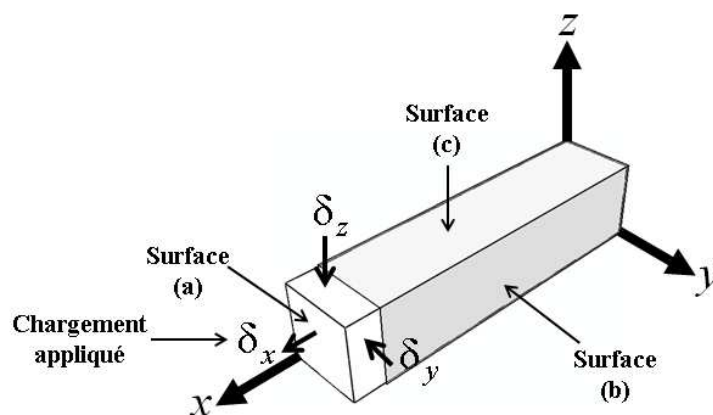


Figure II-32 : Représentation du cas d'essai axial sur un huitième du volume élémentaire représentatif

Les propriétés élastiques déterminées par ce cas de chargement sont calculées avec les formules suivantes :

$$E_{xx} = \frac{2.a.R_x}{b.c\delta_x} \quad (\text{II-11})$$

$$\nu_{xy} = -\frac{a.\delta_y}{b.\delta_x} \quad (\text{II-12})$$

$$\nu_{xz} = -\frac{a.\delta_z}{b.\delta_x} \quad (\text{II-13})$$

R_x représente la force de réaction sur la surface **(a)**. δ_y et δ_z sont respectivement les déplacements subis par les surfaces **(b)** et **(c)**.

De la même manière le chargement transversal et le chargement hors plan sont modélisés.

Dans la figure ci-dessous (Figure II-33) nous montrons le volume élémentaire sollicité en chargement normal transversal. Les propriétés élastiques déterminées par le chargement transversal sont calculées avec les formules suivantes :

$$E_{yy} = \frac{2.a.R_y}{b.c\delta_y} \quad (\text{II-14})$$

$$\nu_{yz} = -\frac{a.\delta_z}{b.\delta_y} \quad (\text{II-15})$$

Avec δ_y le déplacement transversal appliqué sur la surface **(b)**, R_y la force de réaction sur la surface **(b)** et δ_z le déplacement subi par la surface **(c)**.

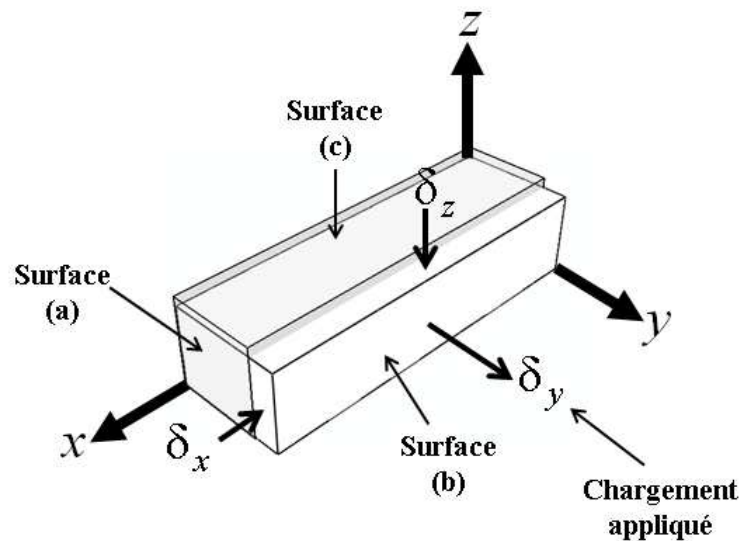


Figure II-33 : Représentation du cas d'essai transversal sur un huitième du volume élémentaire représentatif

Ainsi, dans la figure ci-dessous (Figure II-33) nous montrons le volume élémentaire sollicité en chargement normal hors plan.

Les propriétés élastiques déterminées par le chargement hors plan sont calculées avec les formules suivantes :

$$E_{zz} = \frac{2.a.R_z}{b.c.\delta_z} \quad (\text{II-16})$$

Avec δ_y et R_z respectivement le déplacement hors plan et la force de réaction sur la surface (b).

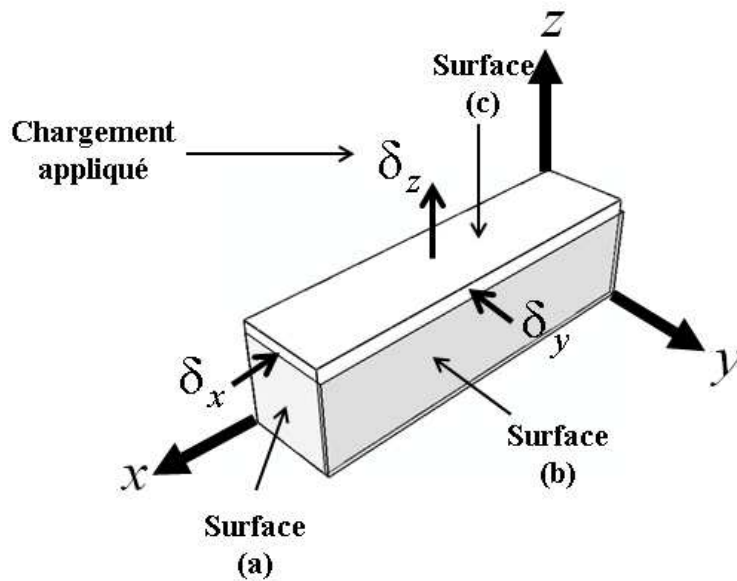


Figure II-34 : Représentation du cas d'essai hors plan sur un huitième du volume élémentaire représentatif

II-3.3.2.2 Calculs en chargements de cisaillement : détermination des propriétés dans le plan de cisaillement

Pour déterminer les trois modules de cisaillement des déplacements tangents agissant sur les surfaces du VER sont appliqués. Dans ce cas présent il s'agit de réaliser trois cas d'essais :

- Calcul en cisaillement longitudinal
- Calcul en cisaillement hors plan
- Calcul en cisaillement transversal

Le chargement en cisaillement longitudinal est modélisé par un déplacement tangent appliqué sur la surface ($y=b$) dans la direction x . Les conditions aux limites appliquées sur le VER sont :

$$\begin{cases} u(x, b, z) = \delta_x \\ u(x, 0, z) = 0 \\ v(0, y, z) = 0 \\ v(a, b, z) = 0 \\ w(x, y, 0) = 0 \end{cases} \quad (\text{II-17})$$

Dans la figure ci-dessous Figure II-35, nous montrons une représentation schématique du cas d'essai en cisaillement longitudinal sur un volume élémentaire représentatif.

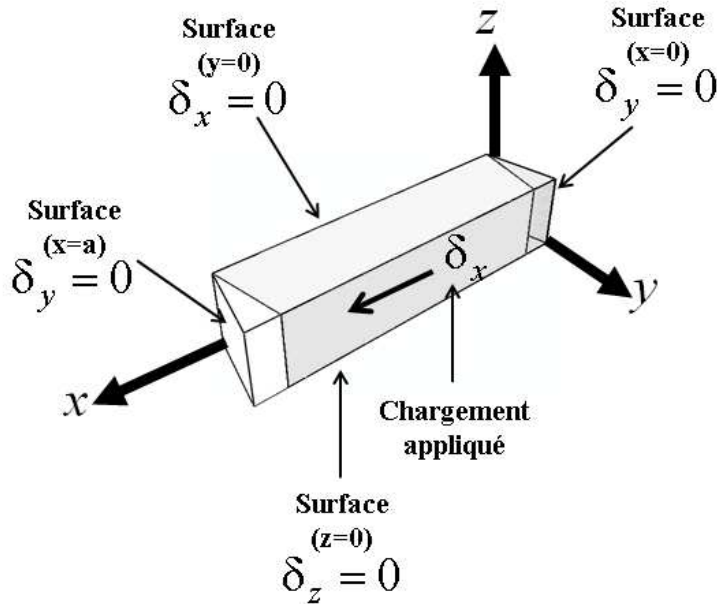


Figure II-35 : Représentation du cas d'essai en cisaillement longitudinal sur un huitième du volume élémentaire représentatif

Le module de cisaillement longitudinal est calculé par l'équation suivante :

$$G_{xy} = \frac{2.b.R_x}{a.c.\delta_x} \quad (\text{II-18})$$

R_x représente la force de réaction sur la surface ($y=b$).

De la même manière le module de cisaillement transversal et le module de cisaillement hors plan sont calculés.

Les conditions aux limites appliquées sur le VER pour déterminer les modules de cisaillement hors plan et transversal sont données respectivement par les équations (II-19) et (II-20). Ainsi les deux cas de chargement sont schématisés respectivement dans la Figure II-36 et la Figure II-37.

$$\begin{cases} u(x, y, c) = \delta_x \\ u(x, y, 0) = 0 \\ v(x, 0, z) = 0 \\ w(0, b, z) = 0 \\ w(a, y, z) = 0 \end{cases} \quad (\text{II-19})$$

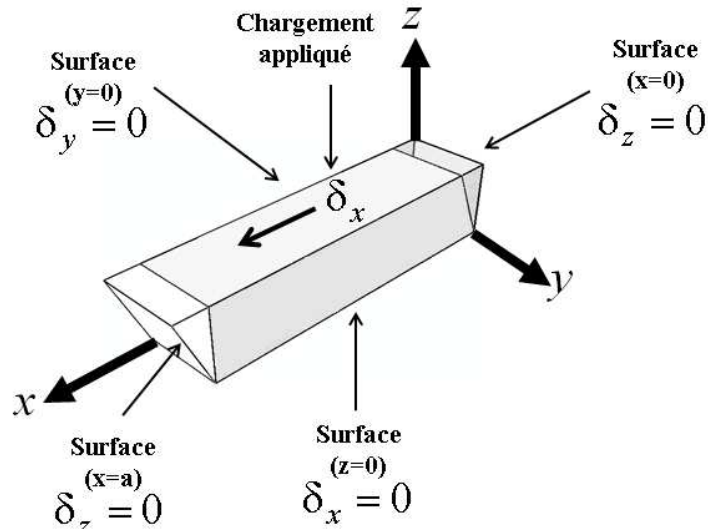


Figure II-36 : Représentation du cas d'essai en cisaillement hors plan sur un huitième du volume élémentaire représentatif

$$\begin{cases} u(a, y, z) = 0 \\ v(x, y, c) = 0 \\ v(x, y, c) = \delta_y \\ w(x, b, 0) = 0 \\ w(a, y, c) = 0 \end{cases} \quad (\text{II-20})$$

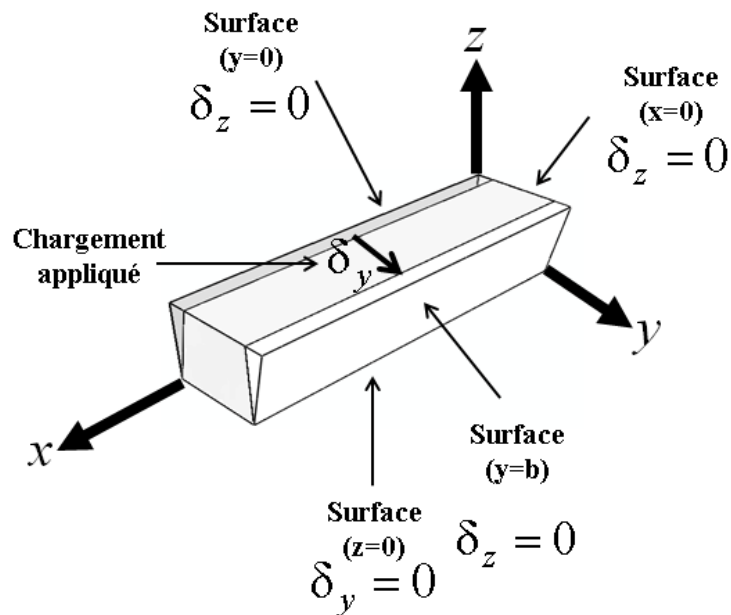


Figure II-37 : Représentation du cas d'essai en cisaillement transversal sur un huitième du volume élémentaire représentatif

II-3.3.3 Première homogénéisation : prédiction des propriétés mécaniques élastiques à l'échelle microscopique

II-3.3.3.1 Propriétés mécaniques des constituants

Pour déterminer les propriétés des constituants deux approches sont généralement utilisées. La première approche consiste à identifier les propriétés des constituants d'une manière directe via des essais de traction sur la fibre de carbone et sur la matrice époxyde (**Blassiau, 2005**). Tandis que la réalisation des essais sur des éprouvettes d'époxyde est simple et classique, la détermination des caractéristiques des fibres de carbone reste une tâche complexe, et pas forcément représentative du comportement des fibres dans le composite.

La deuxième approche consiste à retrouver les propriétés des fibres et de la matrice à partir des propriétés mesurées à l'échelle macroscopique (**Pilato, 2011**). Le principe de cette approche est de réaliser des essais de traction sur des éprouvettes de composites à un taux de fibre connu, et via des modèles micromécaniques nous calculons les propriétés des constituants. En revanche cette démarche repose essentiellement sur la pertinence du modèle micromécanique utilisé.

Dans la modélisation nous utilisons des caractéristiques trouvées dans la bibliographie (**Gibson, 1994**). Dans le Tableau 2 nous présentons les propriétés élastiques des fibres de carbone et de la matrice époxyde utilisées dans l'analyse.

Les fibres de carbone sont considérées parfaitement alignés, homogènes, isotropes transverses et leur comportement est linéaire élastique. La matrice époxyde est considérée homogène isotrope et son comportement est linéaire élastique.

	E_{xx}^f [GPa]	E_{yy}^f [GPa]	G_{xy}^f [GPa]	G_{yz}^f [GPa]	ν_{xy}^f	ν_{yz}^f	Masse volumique [Kg/m ³]
Carbone	230	14	9	4	0,2	0,25	1750
Epoxyde	E_m [GPa]		G_m [GPa]		ν_m		
	3		1,1		0,35		1200

Tableau 2 : Propriétés élastiques des fibres de carbone et de la matrice époxyde (Gibson, 1994)

II-3.3.3.2 Définition des propriétés élastiques à l'échelle des fibres

Un matériau composite unidirectionnel à fibres longues est typiquement considéré isotrope transverse. Dans ce cas, la rigidité du matériau n'est décrite que par cinq propriétés. Ainsi seulement trois cas de chargement sur le volume élémentaire représentatif peuvent être appliqués. Toutefois dans notre étude nous vérifions cette hypothèse de l'isotropie transverse en appliquant les six cas de chargement.

La matrice de souplesse s'écrit de la manière suivante :

$$\begin{bmatrix} 1 & -\nu_{xy}^{fm} & -\nu_{xz}^{fm} & 0 & 0 & 0 \\ \frac{E_{xx}^{fm}}{E_{xx}^{fm}} & \frac{E_{xx}^{fm}}{E_{xx}^{fm}} & \frac{E_{xx}^{fm}}{E_{xx}^{fm}} & 0 & 0 & 0 \\ -\nu_{xy}^{fm} & 1 & -\nu_{yz}^{fm} & 0 & 0 & 0 \\ \frac{E_{xx}^{fm}}{E_{xx}^{fm}} & \frac{E_{yy}^{fm}}{E_{yy}^{fm}} & \frac{E_{xx}^{fm}}{E_{yy}^{fm}} & 0 & 0 & 0 \\ -\nu_{xz}^{fm} & -\nu_{yz}^{fm} & 1 & 0 & 0 & 0 \\ \frac{E_{xx}^{fm}}{E_{xx}^{fm}} & \frac{E_{yy}^{fm}}{E_{yy}^{fm}} & \frac{E_{xx}^{fm}}{E_{zz}^{fm}} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{yz}^{fm}} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{xy}^{fm}} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{xz}^{fm}} \end{bmatrix} \quad (\text{II- 21})$$

- E_{xx}^{fm} : Module d'élasticité dans le sens fibres
- E_{yy}^{fm} : Module d'élasticité dans le sens transverse aux fibres
- E_{zz}^{fm} : Module d'élasticité dans le sens hors plan
- G_{xy}^{fm} : Module de cisaillement longitudinal
- G_{xz}^{fm} : Module de cisaillement transversal
- G_{yz}^{fm} : Module de cisaillement hors plan
- ν_{xy}^{fm} : Coefficient de poisson longitudinal
- ν_{xz}^{fm} : Coefficient de poisson transversal
- ν_{yz}^{fm} : Coefficient de poisson hors plan

L'isotropie transverse implique que :

$$E_{yy}^{fm} = E_{zz}^{fm} \quad \text{et} \quad \nu_{xy}^{fm} = \nu_{xz}^{fm} \quad \text{et} \quad G_{xy}^{fm} = G_{xz}^{fm} \quad (\text{II-22})$$

II-3.3.3.3 Modélisations éléments finis

L'analyse élément finis est réalisée sur plusieurs configurations représentant les différents taux de fibres de 40% à 80% avec un pas de 5%. Le calcul est réalisé avec le code élément finis ABAQUS/Standard. Le maillage est effectué par des éléments de type C3D20. Pour réduire le temps de calcul un schéma d'intégration réduit est utilisé en gardant la même pertinence des résultats. Dans la Figure II-38 nous présentons le maillage du modèle élément finis utilisé.

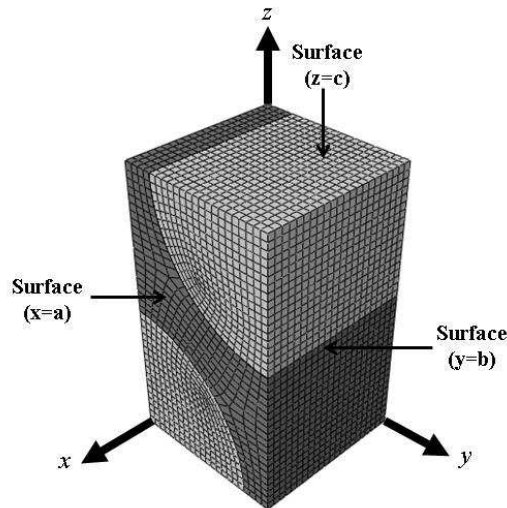


Figure II-38 : Un huitième du volume élémentaire représentatif utilisé dans l'analyse élément finis pour la prédiction des propriétés mécaniques élastiques à l'échelle microscopique

II-3.3.3.4 Résultats

Dans la Figure II-39 nous présentons les différents résultats issus des calculs éléments finis sur les différentes configurations. Les résultats numériques sont comparés avec le modèle de Halpin-Tsai (Affdl et al., 1976). L'objectif de cette comparaison est de voir la signification des résultats issus des calculs par la méthode des éléments finis et la pertinence de l'approche numérique par rapport à un modèle classiquement utilisé dans le cas des composite à fibres longues et continues.

Pour le module sens fibre et le coefficient de poisson longitudinal, les calculs éléments finis donnent des résultats identiques au modèle Halpin-Tsai (Affdl et al., 1976). La dépendance linéaire de E_{xx}^{fm} et ν_{xy}^{fm} à la fraction volumique de fibres est mise en évidence. Ainsi comme c'est prévu dans l'hypothèse où le composite est macroscopiquement isotrope transverse, nous trouvons que $\nu_{xy}^{fm} = \nu_{xz}^{fm}$.

Concernant le module transverse, les résultats numériques sont proches du modèle de Halpin-Tsai (moins de 2% de différence au maximum). Nous constatons que le module transverse est égal au module hors plan en accord avec l'hypothèse d'isotropie transverse. En revanche pour le coefficient de poisson transverse, nous notons une différence importante entre les résultats analytique et les calculs numériques principalement à une fraction volumique de fibre élevée (plus de 10% de différence).

Ainsi, le module de cisaillement hors plan est légèrement surestimé par le modèle de Halpin-Tsai comparé aux résultats numériques principalement à des fractions volumiques de fibres faible (3 % de différence au maximum).

Enfin, pour le module de cisaillement longitudinal, nous retenons une forte différence entre les calculs numériques et le modèle analytique de Halpin-Tsai surtout à une fraction volumique de fibres élevées (jusqu'à 25% de différence). Nous retenons aussi que le module de cisaillement

transversal est égal au module de cisaillement longitudinal ce qui est en concordance avec l'hypothèse d'isotrope transverse.

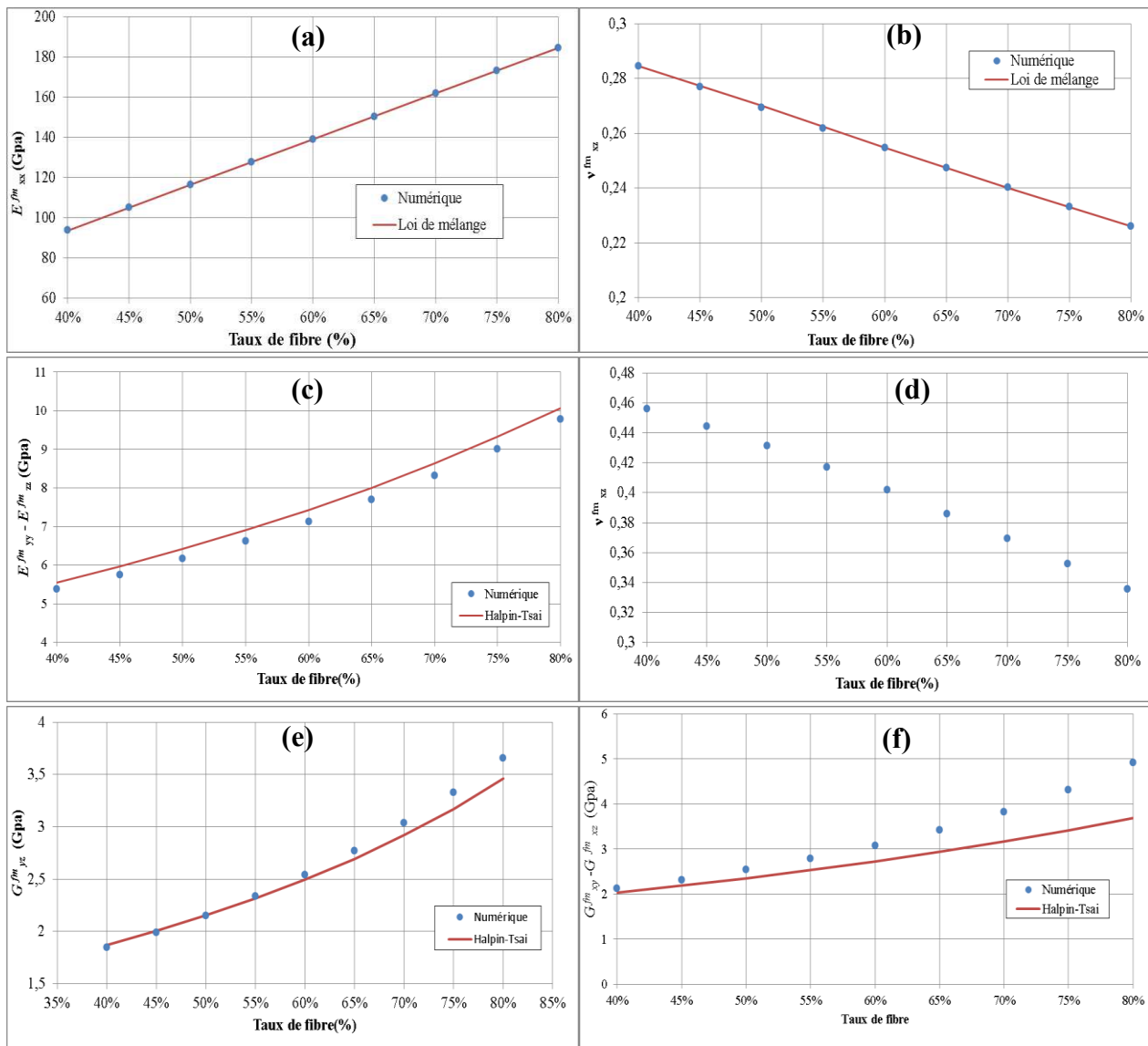


Figure II-39 : Propriétés mécaniques élastiques à l'échelle microscopique : (a) Module d'élasticité dans le sens fibres, (b) Coefficients de poisson longitudinal et transversal, (c) Modules d'élasticité dans le sens transverse aux fibres et dans le sens hors plan, (d) Coefficient de poisson hors plan, (e) Module de cisaillement longitudinal et hors plan, (f) Module de cisaillement transversal

II-3.3.4 Deuxième homogénéisation : intégration de l'effet de porosités sur la rigidité des composites

II-3.3.4.1 Modélisation éléments finis des porosités

Dans la Figure II-40 nous montrons le modèle éléments finis utilisé pour la prédiction des propriétés mécaniques élastiques à l'échelle de la couche. Le maillage est effectué avec des

éléments de type C3D20. Des éléments de type C3D10 sont utilisés autour de la porosité en raison de sa géométrie ellipsoïdale. L'analyse est réalisée sur un composite à un taux de fibre de 60%. Les différents modules sont issus de l'analyse numérique précédente.

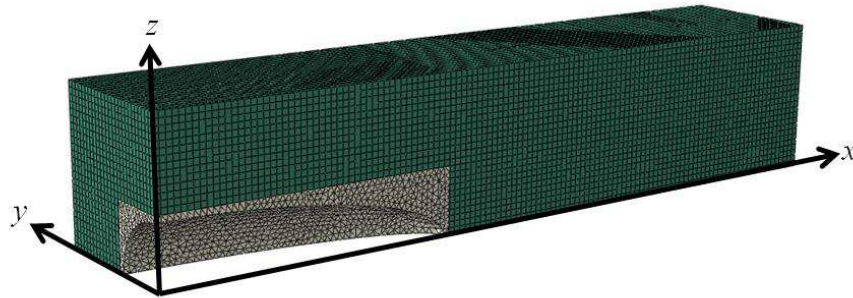


Figure II-40 : Un huitième du volume élémentaire représentatif utilisé dans l'analyse élément finis pour la prédiction des propriétés mécaniques élastiques à l'échelle de la couche

II-3.3.4.2 Étude paramétrique : surfaces de réponse de la réduction normalisée des modules d'élasticités

L'analyse par élément finis porte sur plusieurs configurations. Deux paramètres sont considérés dans cette étude : **la fraction volumique de porosités** et **le rapport de longueur**. La variation de la fraction volumique de porosités est fixée entre 1% à 11% et pour chaque fraction volumique le rapport de longueur varie entre 1 et 25. Dans la Figure II-41 nous présentons les différentes surfaces de réponse représentant la réduction normalisée des modules d'élasticité en fonction du taux de porosités et du rapport de forme.

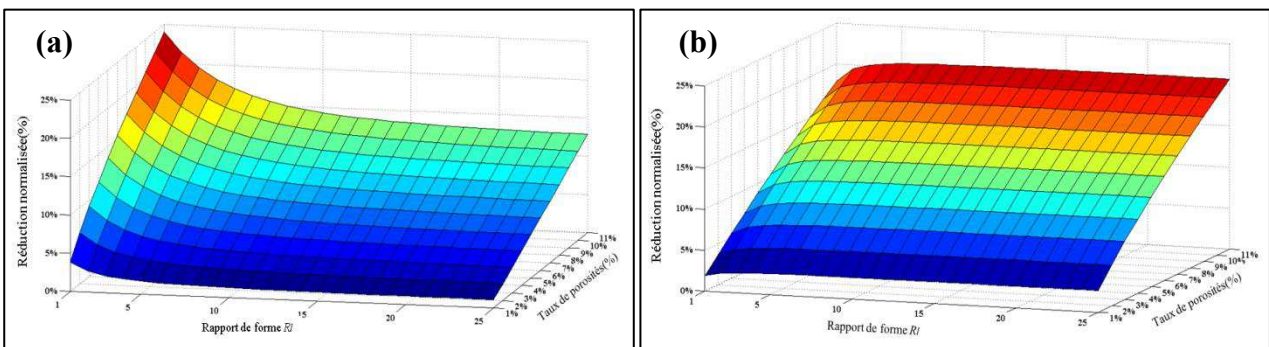
La **réduction normalisée** des différents modules est calculée comme suivant :

$$NR(\%) = \frac{M_c - M_{cp}}{M_c} \times 100 \quad (\text{II-23})$$

NR : Réduction normalisée

M_c : Module à l'échelle microscopique

M_{cp} : Module à l'échelle mésoscopique



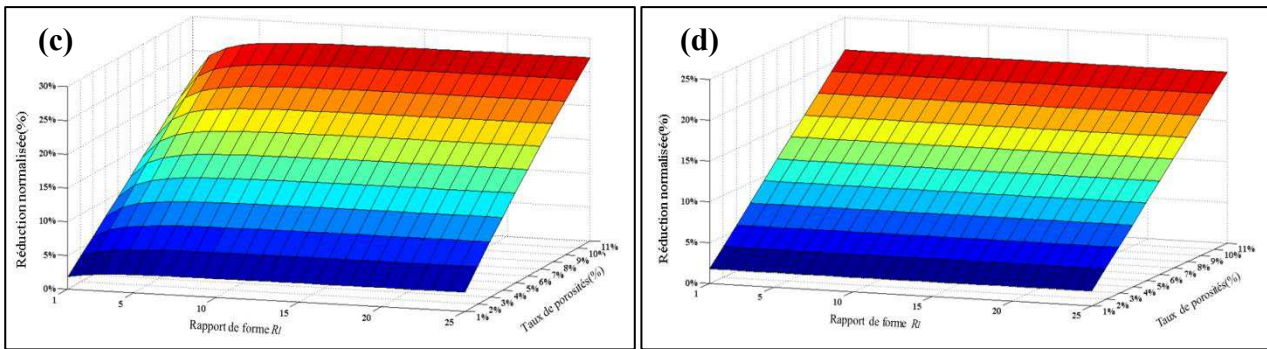


Figure II-41 : Réduction normalisée des modules d'élasticité : (a) Module d'élasticité dans le sens des fibres, (b) Modules d'élasticité dans le sens transverse aux fibres et dans le sens hors plan, (c) Module de cisaillement hors plan (d) Module de cisaillement longitudinal et transversal

II-3.3.4.2.1 Effet des porosités sur la rigidité

La Figure II-42 permet de visualiser la réduction normalisée des modules d'élasticité en fonction du taux de porosité à un rapport de forme $R_l=5$. D'une manière générale nous notons que la rigidité du composite est réduite d'une manière significative en présence de porosités.

Le module sens transverse est plus sensible à la porosité que le module sens fibres. Cela est en concordance avec la littérature [(Olivier et al., 1995), (Liu et al., 2006) et (Huang et al., 2005)]. Ainsi le module de cisaillement transverse est le plus impacté par rapport aux autres modules d'élasticité ce qui est en accord avec les constats trouvés par Huang (Huang et al., 2005).

Pour illustrer l'effet de la forme des porosités sur les modules d'élasticité, nous montrons dans la Figure II-43 la réduction normalisée des modules d'élasticité en fonction du rapport de forme R_l à un taux de porosité de 5%.

La forme de la porosité a un effet différent suivant les modules d'élasticité. Nous notons que la réduction du module sens fibre dépend fortement de la forme des porosités. Les porosités allongées ont moins d'impact que les porosités sphériques. Nous notons aussi que les modules de cisaillement longitudinal et transversal ne sont pas sensibles à la forme des porosités. Enfin, nous constatons une sensibilité légère du module de cisaillement hors plan et du module transversal à la forme des porosités.

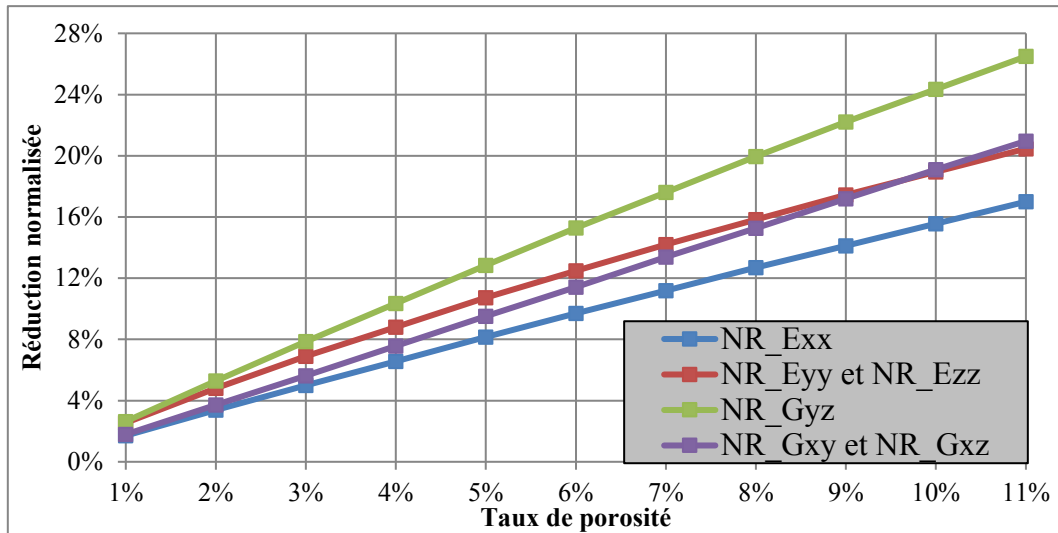


Figure II-42 : Effet de porosités sur les différents modules d'élasticité à RI=5

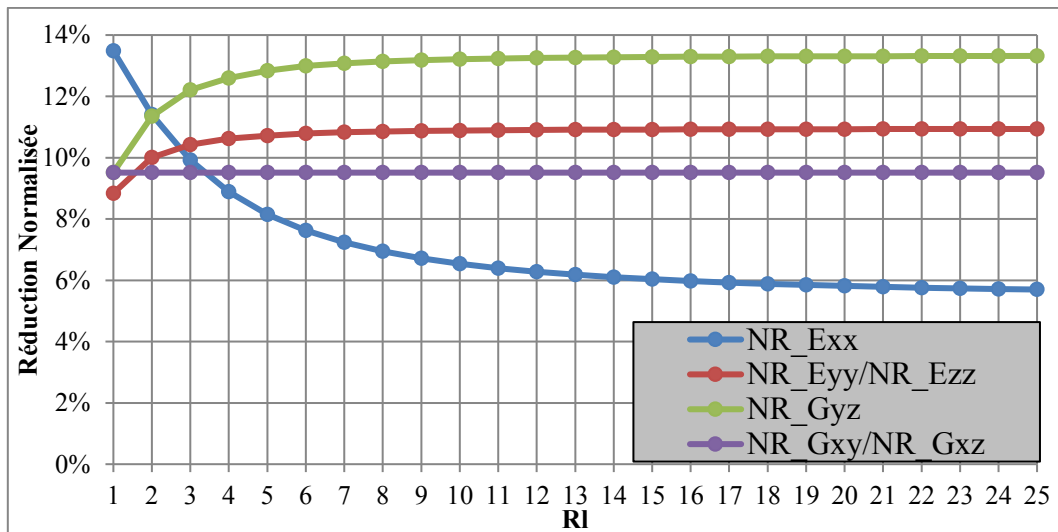


Figure II-43 : Effet de porosités sur les différents modules d'élasticité à 5% de porosités

II-3.3.4.2.2 Effets des porosités sur le coefficient de poisson

Dans cette partie nous révélons l'effet l'existence de porosités sur les coefficients de poisson. Les résultats issus des analyses éléments finis montrent que ni le taux (Figure II-46) ni la forme (Figure II-45) des porosités, ont un impact sur les coefficients de poisson longitudinal et transversal. Cela est en accord avec les résultats trouvés dans les travaux de Olivier (Olivier et al., 1995).

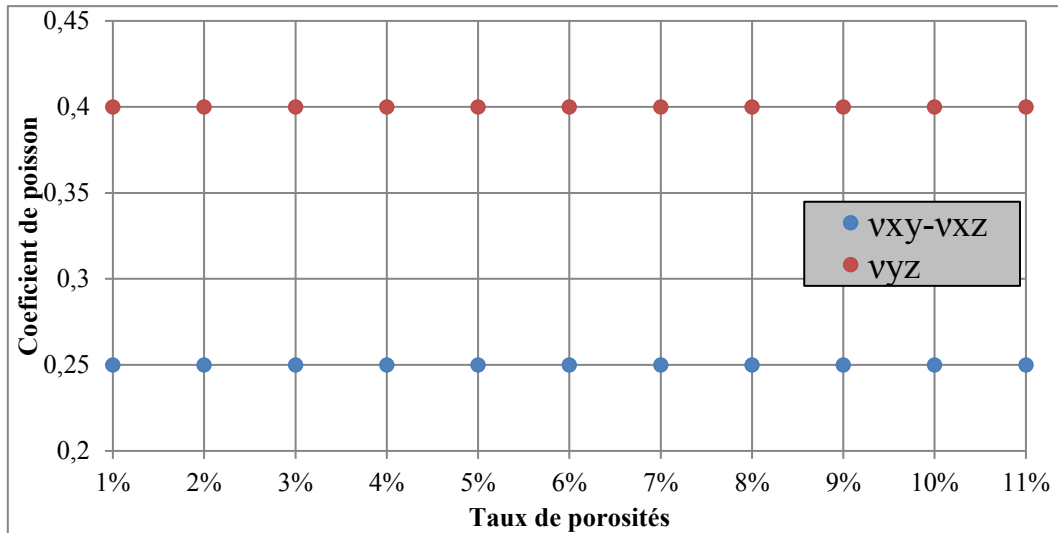


Figure II-44 : Effet du taux des porosités sur les coefficients de poisson à $R_1=5$ de porosités

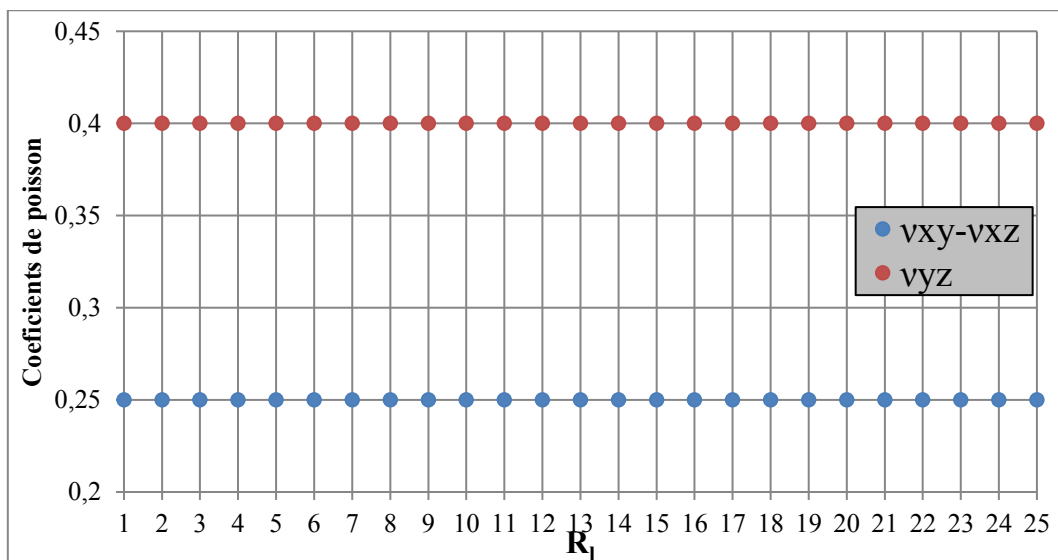


Figure II-45 : Effet de la forme des porosités sur les coefficients de poisson à 5% de porosités

II-3.3.4.2.3 Influence des propriétés mécaniques à l'échelle microscopique

Dans cette partie nous souhaitons mettre l'accent sur l'interaction entre les propriétés mécaniques du composite à l'échelle microscopique et les propriétés des porosités. D'après les résultats présentés sur la Figure II-46 nous constatons que l'effet des porosités sur les propriétés des composites est le même.

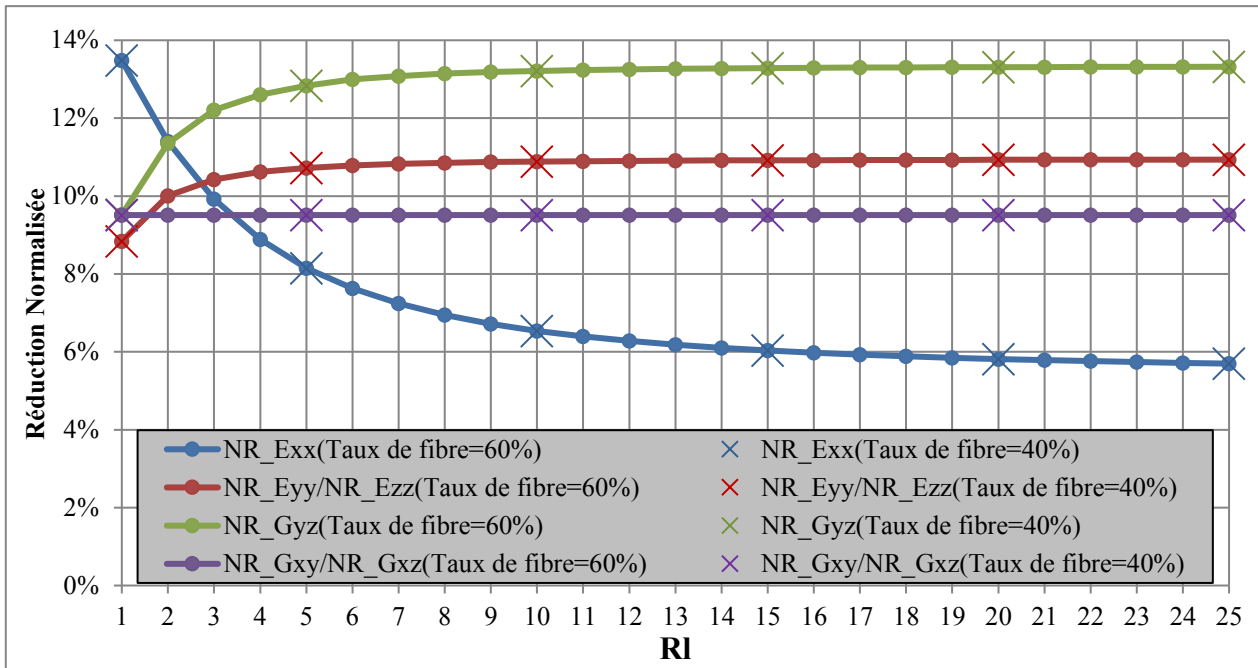


Figure II-46 : Influence de la variation des propriétés mécaniques à l'échelle microscopique

II-3.3.5 Modèle de prédiction des propriétés mécaniques

Le modèle micromécanique se base sur les constats tirés des analyses précédentes. Nous retirons principalement deux constats :

- Les modules d'élasticités dépendent de la fraction volumique des fibres et des porosités et le rapport de forme R_l .
- Les coefficients de poisson ne dépendent que de la fraction volumique des fibres.

Les différents modules sont calculés en fonction des différents paramètres comme suivant :

$$\begin{aligned}
 E_{xx}(f_f^{microscopique}, f_p^{mésoscopique}, R_l) &= [1 - NR_{xx}(f_p^{mésoscopique}, R_l)] E_{xx}^{fm}(f_f^{microscopique}) \\
 E_{yy}(f_f^{microscopique}, f_p^{mésoscopique}, R_l) &= [1 - NR_{yy}(f_p^{mésoscopique}, R_l)] E_{yy}^{fm}(f_f^{microscopique}) \\
 E_{zz}(f_f^{microscopique}, f_p^{mésoscopique}, R_l) &= [1 - NR_{zz}(f_p^{mésoscopique}, R_l)] E_{zz}^{fm}(f_f^{microscopique}) \\
 G_{xy}(f_f^{microscopique}, f_p^{mésoscopique}, R_l) &= [1 - NR_{yx}(f_p^{mésoscopique}, R_l)] E_{xy}^{fm}(f_f^{microscopique}) \\
 G_{xz}(f_f^{microscopique}, f_p^{mésoscopique}, R_l) &= [1 - NR_{yx}(f_p^{mésoscopique}, R_l)] E_{xz}^{fm}(f_f^{microscopique}) \\
 G_{yz}(f_f^{microscopique}, f_p^{mésoscopique}, R_l) &= [1 - NR_{yx}(f_p^{mésoscopique}, R_l)] E_{yx}^{fm}(f_f^{microscopique}) \\
 \nu_{xy}(f_f^{microscopique}) &= \nu_{xy}^{fm}(f_f^{microscopique}) \\
 \nu_{xz}(f_f^{microscopique}) &= \nu_{xz}^{fm}(f_f^{microscopique}) \\
 \nu_{yz}(f_f^{microscopique}) &= \nu_{yz}^{fm}(f_f^{microscopique})
 \end{aligned} \tag{II-24}$$

L'analyse est réalisée sur un ensemble des points définissant les différents paramètres. Toutefois réellement les différents paramètres (Taux de fibre, taux de porosités, rapport de forme) peuvent

avoir n'importe quelle valeur dans la structure. Par conséquent, nous utilisons une interpolation des résultats numériques trouvés pour pouvoir estimer les propriétés mécaniques locales.

II-4 Conclusion

Dans le but de prendre en compte les hétérogénéités rencontrées dans les réservoirs bobinés épais dans les modèles de calcul, ce travail était consacré dans un premier temps à l'analyse de structures réelles. Les mesures locales réalisées par analyse d'image et microtomographie, nous révèle la variation considérable de la fraction volumique de fibres aussi bien que le taux et la forme de porosités dans les différentes structures analysées.

En ce qui concerne l'existence de porosité, les résultats montrent que :

- Le taux de porosités augmente de l'intérieur vers l'extérieur du réservoir. Ce qui est rattaché essentiellement aux effets du **compactage des couches**.
- Le rapport entre la largeur et la longueur des porosités évolue de l'intérieur vers l'extérieur. Cette évolution est liée principalement à l'augmentation du taux de porosités de l'intérieur vers l'extérieur de la structure.
- Le rapport de forme entre la largeur et la hauteur des porosités est quasiment constant et vaut 1.
- L'évolution du taux et de la forme de porosités ne dépend que de la position dans l'épaisseur de la structure et elle est dissociée de l'orientation et du mode de dépôt (circonférentiel ou hélicoïdal) des couches.

Concernant la variation de la fraction volumique de fibres, les mesures ont permis de mettre en évidence que :

- La fraction volumique de fibres est plus élevée dans les couches hélicoïdales que dans les couches circonférentielles (dépendance au mode de dépôt des couches).
- Les couches qui se situent à l'intérieur de la structure ont une fraction volumique de fibres plus importante que celles qui sont à l'extérieur de la structure (dépendance à la position des couches dans l'épaisseur). Ce qui est expliqué par le manque de compactage des couches dans les couches extérieures.

Dans un deuxième temps, l'effet de ces deux hétérogénéités sur les propriétés mécaniques est mis en relief. Ainsi, un modèle pour prédire les propriétés mécaniques locales homogénéisées du matériau hétérogène, à partir d'un jeu de données de fraction volumique de fibres, fraction volumique et forme de porosités est proposé.

La démarche a consisté à réaliser une double homogénéisation. La première homogénéisation nous a servi à déterminer les propriétés mécaniques du composite à l'échelle microscopique où nous distinguons seulement les fibres et la matrice comme hétérogénéités. Ensuite la deuxième

homogénéisation a été réalisée à l'échelle mésoscopique. Nous avons construit une surface de réponse exprimant l'effet de l'existence des porosités sur la rigidité du composite.

En outre, l'analyse à l'échelle microscopique a montré la dépendance des différents modules de rigidité à la fraction volumique de fibres ainsi que l'hypothèse d'isotropie transverse. Les résultats obtenus sont comparés avec le modèle de Halpin-Tsai qui est classiquement utilisé dans le cas de composites fibreux. Des écarts significatifs entre les résultats analytiques et numériques ont été trouvés. Cette analyse a illustré aussi l'effet de l'existence des porosités sur les modules d'élasticité. D'une manière générale, la rigidité du composite est réduite d'une manière significative en présence de porosités. Les résultats montrent aussi que les coefficients de poisson du composite ne sont pas impactés par la présence de porosités (ni le taux ni la forme) et que l'effet des porosités sur les propriétés des composites est le même quel que soit le taux de fibres du composite à l'échelle microscopique.

Chapitre III

Chapitre III

Simulation des réservoirs bobinés en matériaux composites

III-1	Modèle d'enroulement des réservoirs bobinés en matériaux composites	88
III-1.1	Description de l'évolution des angles d'enroulement des arrêts de couches	88
III-1.1.1	Analyse des arrêts de couches	89
III-1.1.2	Analyse de l'évolution des angles d'enroulement	90
III-1.1.2.1	Méthode de mesure des orientations des fibres	91
III-1.1.2.2	Incertitudes de mesure	91
III-1.1.2.3	Résultats	92
III-1.2	Description des épaisseurs des couches dans le fond	94
III-1.2.1	Modèle d'évolution des épaisseurs des couches dans le fond	94
III-1.2.1.1	Calcul des épaisseurs dans les couches ordinaires	98
III-1.2.1.2	Calcul des épaisseurs dans les couches avec un rayon d'arrêt inférieur à celui de l'embase	100
III-1.2.1.3	Calcul des épaisseurs dans les couches ayant $R \leq r_b$	102
III-1.2.2	Compactage des couches : prise en compte de la variation de la fraction volumique de fibres	103
III-2	Modèle de structuration	104
III-2.1	Construction des fonds des réservoirs bobinés	104
III-2.1.1	Définition des éléments du modèle de structuration des fonds de réservoir	105
III-2.1.2	Mise en œuvre du modèle	106
III-2.1.2.1	Difficulté de mise en œuvre du modèle	106
III-2.1.2.2	Processus de génération des fonds	107
III-2.2	Modélisation du fond et comparaison avec l'observation de réservoir de référence	109
III-2.3	Description des propriétés physiques et mécaniques dans la structure des réservoirs	111
III-2.3.1	Définition de l'existence des porosités	113
III-2.3.2	Définition de la fraction volumique de fibres	113
III-2.3.3	Définition des propriétés mécaniques	114
III-3	Conclusion	115

Dans notre étude nous nous intéressons à la simulation du comportement mécanique des réservoirs épais bobinés en matériaux composite. Les études conduites par Bertin (**Bertin et al., 2011**) montrent que **la structure des fonds** des réservoirs n'est pas bien décrite dans les modèles de simulation actuels. Une bonne description de la structure des fonds du réservoir est en effet essentielle pour retranscrire le plus fidèlement possible les variations de fractions volumiques et des porosités, des épaisseurs et orientations des plis, et donc simuler finement le comportement mécanique global du réservoir.

Ce chapitre présente la manière avec laquelle la structure du réservoir est modélisée. Dans un premier temps, la description du modèle d'enroulement est abordée. En l'occurrence, le **modèle d'évolution des angles d'enroulement** ainsi que le **modèle de calcul des épaisseurs des couches** dans le fond sont présentées.

Ensuite, le **modèle de structuration** permettant de modéliser la géométrie des fonds est présenté. Nous montrons aussi comment l'existence de porosités et la variation de la fraction volumique de fibres sont prises en compte. La définition des propriétés mécaniques locales dans le réservoir est également abordée.

Nous tenons à spécifier que notre étude porte sur des réservoirs bobinés par **enroulement géodésique**.

III-1 Modèle d'enroulement des réservoirs bobinés en matériaux composites

Afin de mener à bien la simulation du comportement des réservoirs, il est important de disposer de modèles capables de prévoir les orientations des fibres et les épaisseurs des différentes couches dans les fonds des réservoirs, et ceci en fonction de la stratification de la partie cylindrique.

Il s'agit donc de définir le modèle d'évolution géodésique des angles d'enroulement dans le fonds de réservoir. La comparaison entre ce modèle analytique et des résultats issus d'observations de fonds de réservoirs est nécessaire afin de vérifier sur une structure réelle si ce modèle décrit correctement l'évolution des angles dans le fond du réservoir.

Un modèle décrivant l'évolution des épaisseurs des couches est proposé. Ce modèle est construit à partir des tendances observées sur le réservoir d'étude.

III-1.1 Description de l'évolution des angles d'enroulement des arrêts de couches

L'évolution des angles d'enroulement des couches dans le fond est parmi les particularités des réservoirs bobinés en matériaux composites. De ce fait, pour modéliser le comportement mécanique du réservoir il est important de déterminer les angles d'enroulement en tout point des fonds.

Dans le cas d'enroulement géodésique, et comme nous avons mentionné dans le chapitre 1, l'équation (III-1) permet de définir l'évolution des angles d'enroulement géodésique dans le fond en fonction du rayon d'arrêt et le rayon correspondant à la position dans le fond.

En utilisant ce modèle, la modélisation des couches se fait de deux manières. Soit d'une manière explicite qui permet de déterminer l'arrêt de la couche à partir de l'angle de bobinage dans la partie cylindrique ou d'une manière implicite qui permet de choisir l'angle d'enroulement dans la partie cylindrique à partir d'un rayon d'arrêt défini.

$$\sin(\alpha) = \frac{r_0}{r} \quad \text{(III-1)}$$

α : Angle d'enroulement du point considéré

r_0 : Rayon en arrêt de couche

r : Rayon dans le fond du point considéré

Dans cette partie, nous souhaitons mettre l'accent sur ce modèle décrivant l'évolution des angles d'enroulement dans le fond. Les mesures expérimentales portent dans un premier temps sur la position des arrêts de couche. Ensuite nous mesurons le long de la couche l'angle d'enroulement. Nous spécifions que cette analyse porte sur le réservoir de référence N°1.

III-1.1.1 Analyse des arrêts de couches

L'objectif de cette partie est de vérifier si les couches s'arrêtent au rayon associé à l'angle d'enroulement dans la partie cylindrique. Le rayon d'arrêt théorique est calculé à partir de l'équation suivante :

$$r_0 = R \cdot \sin(\alpha_R) \quad \text{(III-2)}$$

R : Rayon de la couche dans la partie cylindrique

α_R : Orientation de la couche dans la partie cylindrique

Pour déterminer le rayon aux arrêts d'enroulements, nous réalisons des mesures sur le fond complet du réservoir de référence (Réservoir N°1 référencé dans le chapitre 2). Nous présentons dans la Figure III-1 l'image issue de la microscopie de la section complète du réservoir de référence avec les mesures correspondant à chaque couche. Les différents résultats sur cette section sont présentés dans le Tableau III-1.

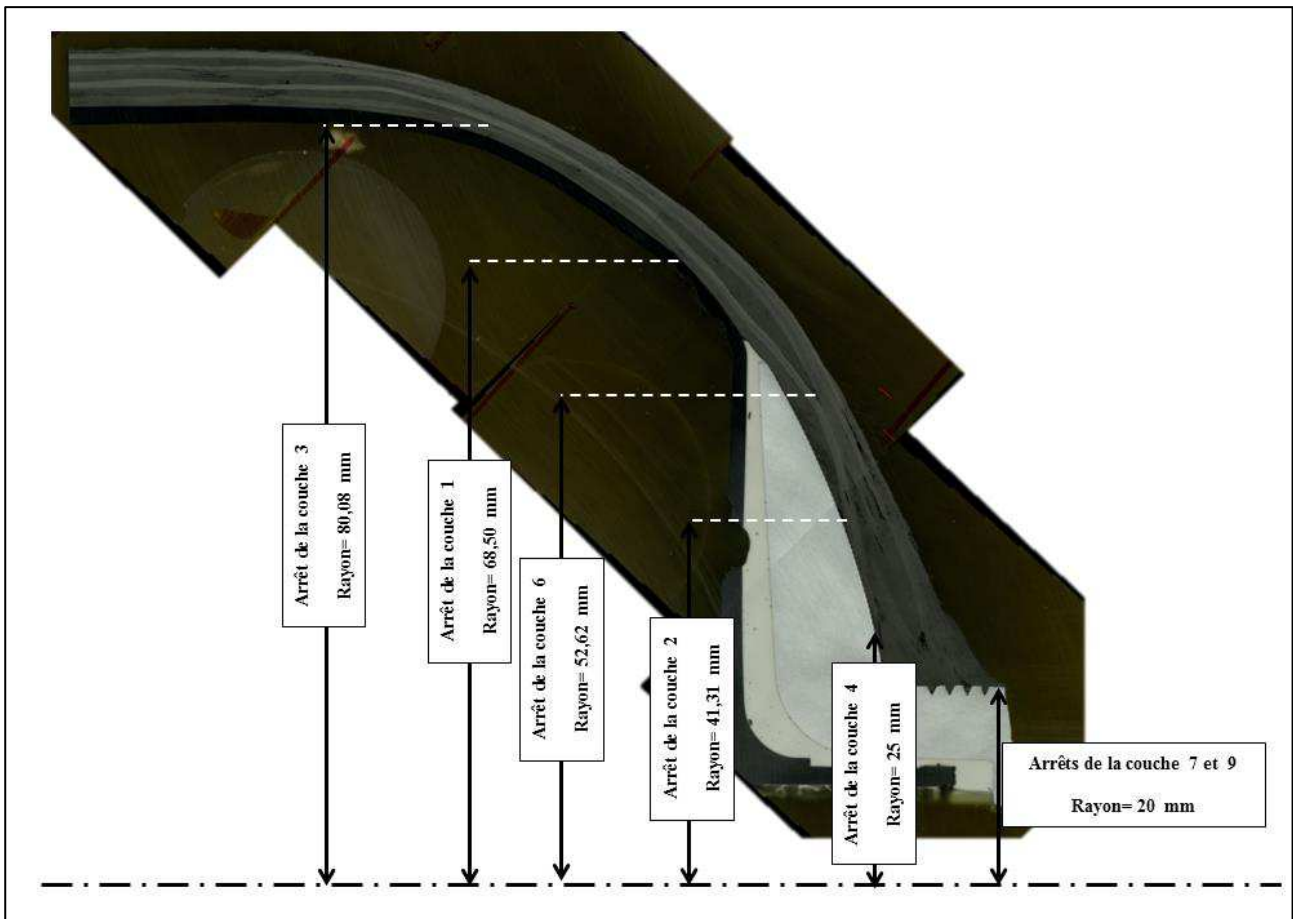


Figure III-1 : Image microscopique de la section complète du fond du réservoir N°1 : mesures des rayons d'arrêts d'enroulement correspondant à chaque couche

Helic : couche hélicoïdale	Helic	Helic	Helic	Helic	Circ	Helic	Helic	Circ	Helic	Circ
Circ : couche circonférentielle	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
Rayon analytique [mm]	70,60	42,30	79,87	25,04	83,20	54,24	17,66	85,50	17,90	86,34
Mesures expérimentales [mm]	68,50	41,31	80,08	25,00	82,15	52,68	20,00	85,22	20,00	86,01

Tableau III-1 : Position des arrêts de couche d'un réservoir composite : comparaison entre modèle analytique et mesures expérimentales

Bien qu'il y ait des légères différences, nous pouvons considérer que les valeurs théoriques des arrêts de couches sont en concordance avec les valeurs mesurées. Les couches 7 et 9 doivent s'arrêter théoriquement à un rayon plus faible, mais l'embase les empêche d'atteindre le rayon correspondant.

III-1.1.2 Analyse de l'évolution des angles d'enroulement

Comme dans la partie précédente, l'objectif de cette partie est de vérifier si le modèle représenté par l'équation (III-1) décrit correctement l'évolution des angles d'enroulement dans le fond.

III-1.1.2.1 Méthode de mesure des orientations des fibres

Comme évoqué dans le chapitre 2, l'analyse d'image est envisageable pour mesurer les orientations des fibres. Pour ce faire nous effectuons un ensemble de mesure sur deux sections différentes le long du fond étudié. L'analyse est réalisée à une échelle très fine de la structure (grossissement de X700) pour apercevoir clairement la section complète de la fibre (Figure III-2).

L'angle d'enroulement est l'angle défini entre la fibre et le méridien du fond. Le plan méridien correspond au plan de coupe. Dans ce plan la section des fibres a une forme d'ellipse. Nous présentons dans la Figure III-2 un exemple des fibres faisant un angle α par rapport au plan de coupe. L'angle est déterminé en effet en fonction du **grand axe** de la section de la fibre par l'équation (III-3), **le petit axe correspond au diamètre de la fibre**.

$$\sin(\alpha) = \frac{\text{Petit axe}}{\text{Grand axe}} \quad (\text{III-3})$$

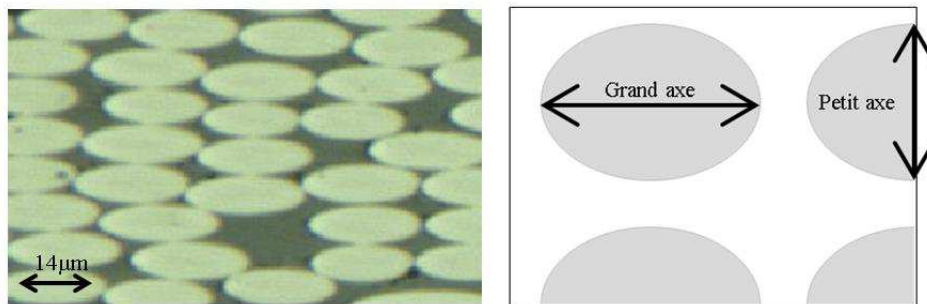


Figure III-2 : Représentation des fibres coupées par le plan méridien

III-1.1.2.2 Incertitudes de mesure

Dans la procédure de mesure, la valeur du grand axe est mesurée à partir de l'image. Bien que les captures d'images soient effectuées à des échelles très fines, la détermination du contour des fibres reste cependant problématique. Dans la Figure III-3 nous illustrons sur un exemple des erreurs de mesures sur le grand axe, du fait que le contour des fibres n'est pas clairement identifié. Ceci cause en effet des erreurs sur la valeur de l'angle de la fibre (-4° entre la première mesure et la deuxième mesure et -3° entre la deuxième mesure et la troisième mesure).

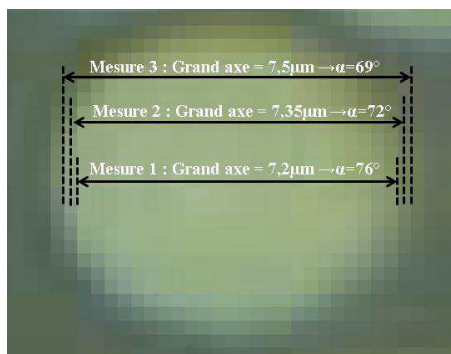


Figure III-3 : Illustration de l'incertitude sur la mesure du grand axe d'une fibre

En outre, l'erreur reportée sur l'angle de bobinage dépend de l'angle. L'incertitude sera plus importante sur des angles élevés que sur des angles plus faibles.

Pour illustrer ce qui vient d'être dit, sur la courbe ci-après (Figure III-4) nous montrons l'évolution de l'erreur sur l'angle en fonction de l'angle de référence. Sur cette illustration nous supposons une incertitude Δd commise sur la valeur **du grand axe** par rapport à sa **valeur de référence** (correspondant à l'angle de référence) de $\pm 0,1\mu\text{m}$. Nous montrons que l'erreur sur la valeur de l'angle augmente avec l'augmentation de l'angle de référence (diminution du grand axe).

La valeur de l'angle de référence $\alpha(\text{Réf})$ qui correspond à une valeur du grand axe de référence **Grand axe (Réf)** est calculée comme suivant :

$$\alpha(\text{Réf}) = \sin^{-1}\left(\frac{\text{Diamètre de la fibre}}{\text{Grand axe}(\text{Réf})}\right) \quad (\text{III-4})$$

Ainsi, la valeur de l'angle mesuré $\alpha(\text{mesuré})$ est calculé comme suivant :

$$\alpha(\text{mesuré}) = \sin^{-1}\left(\frac{\text{Diamètre de la fibre}}{\text{Grand axe}(\text{Réf}) \pm \Delta d}\right) \quad (\text{III-5})$$

Pour des fibres orientées à 20° , une incertitude de $+0,1\mu\text{m}$ sur la valeur du grand axe correspondant, nous donne une valeur de $19,89^\circ$ (une erreur d'environ de $0,11^\circ$). Tandis que pour des fibres orientées à 90° la même incertitude nous donne une valeur de 80° (une erreur d'environ de 10°). Dans cette modélisation la valeur du diamètre de la fibre est de $7\mu\text{m}$.

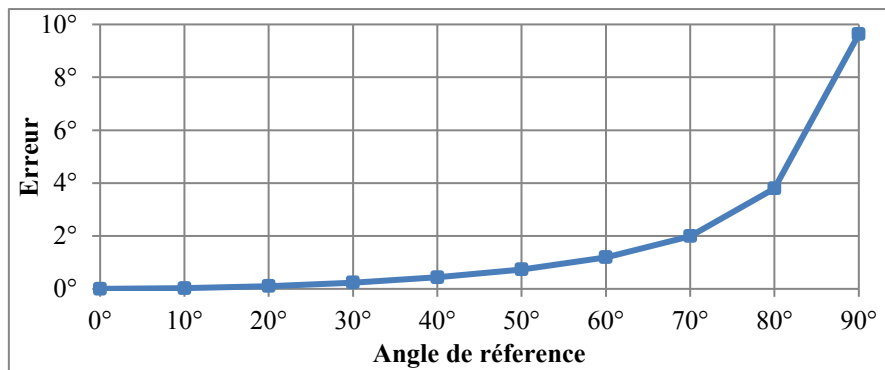


Figure III-4 : Erreur sur les calculs de l'orientation de fibres en fonction de l'angle de référence

III-1.1.2.3 Résultats

Dans la Figure III-5 nous présentons la comparaison entre le modèle géodésique et les mesures réalisées sur la première couche. Nous remarquons d'une manière générale que les angles mesurés sont proches du modèle analytique. Toutefois, en se rapprochant de l'arrêt de couche nous constatons que les angles mesurés s'éloignent légèrement du modèle. Le rayon d'arrêt et plus petit que celui correspondant à l'enroulement géodésique.

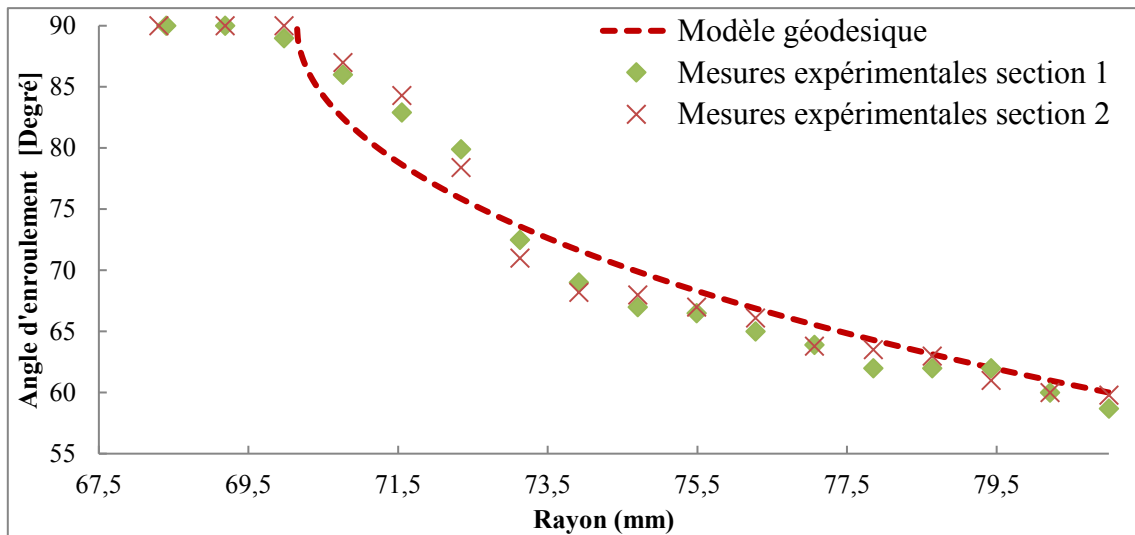


Figure III-5 : Évolution des angles de bobinage le long de la première couche : comparaison entre modèle géodésique et mesures expérimentales

Nous remarquons le même effet au niveau de la troisième couche (Figure III-6). Cette couche s'arrête à un rayon plus grand que celui correspondant à l'enroulement géodésique.

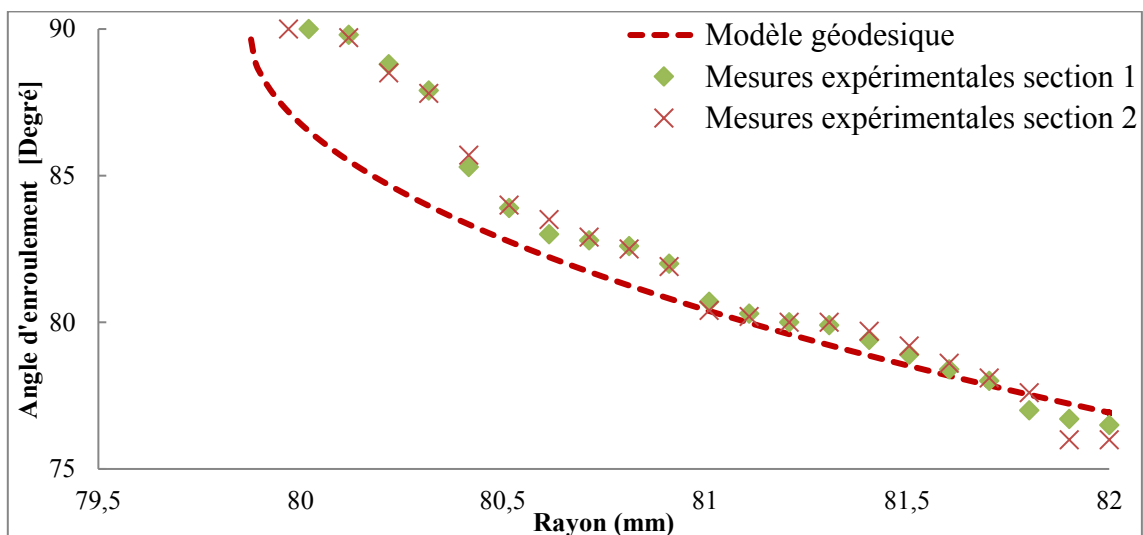


Figure III-6 : Évolution des angles de bobinage le long de la troisième couche : comparaison entre modèle géodésique et mesures expérimentales

L'évolution des angles par rapport au modèle géodésique en se rapprochant des arrêts de couches est essentiellement liée :

- Aux éventuelles erreurs de mesure, en se rapprochant des arrêts de couche nous avons plus d'erreurs commises sur le calcul des angles. Comme nous avons montré, tant que le grand axe de la fibre est petit l'erreur est importante.
- Au glissement de la nappe déposée : en faisant demi-tour la nappe de fibres glisse sur la surface du réservoir ce qui engendre des angles légèrement **supérieurs**.

En conclusion, nous constatons qu'en se rapprochant des arrêts de couches les angles d'enroulement évoluent un peu différemment par rapport au modèle décrivant l'enroulement géodésique. Bien que

cela sous-estime légèrement l'évolution des angles d'enroulement, nous avons fait le choix de négliger ces différences.

Donc nous considérons que l'équation (III-1) décrivant l'enroulement géodésique sera utilisée pour modéliser l'évolution des angles dans les fonds des réservoirs.

III-1.2 Description des épaisseurs des couches dans le fond

La modélisation du comportement mécanique des réservoirs composites bobinés repose essentiellement sur la description de la géométrie du fond. Ainsi, pour modéliser le plus fidèlement possible la géométrie du fond, il faut disposer d'un modèle pour décrire l'évolution des épaisseurs qui est une spécificité des réservoirs bobinés.

Dans cette partie nous proposons un modèle pour décrire l'évolution des épaisseurs des couches dans le fond. La prise en compte de la variation de la fraction volumique de fibres sur l'évolution des épaisseurs (compactage des couches) représente aussi un élément important pour prévoir avec exactitude la géométrie et le comportement des fonds.

III-1.2.1 Modèle d'évolution des épaisseurs des couches dans le fond

Comme nous avons déjà évoqué dans le chapitre 1, plusieurs modèles d'évolution des épaisseurs sont proposés dans la littérature. Notre attention se porte particulièrement sur le modèle de Gramoll (Gramoll et al., 1990) et celui de Wang (Wang et al., 2011). Ces deux formulations s'écrivent sous cette forme générale :

$$e(r) = \frac{e_R}{2} \cdot A \cdot r \cos\left(\frac{r_0}{r}\right) \quad \text{pour } r_0 \leq r \leq r_b \quad (\text{III-6})$$

$$e(r) = \frac{e_R}{2} A \left[ar \cos\left(\frac{r_0}{r}\right) - ar \cos\left(\frac{r_b}{r}\right) \right] \quad \text{pour } r_b \leq r \leq R \quad (\text{III-7})$$

Avec r le rayon dans le fond, e_R l'épaisseur d'une couche, r_b le rayon situé à une distance d'une largeur de bande du rayon d'arrêt et A un coefficient dépendant des paramètres d'enroulement.

Avec le coefficient A selon Gramoll :

$$A_{\text{Gramoll}} = \frac{1}{\arcsin\left\{ \frac{\left[\left((R^2 - r_0^2)^{1/2} - (R^2 - r_b^2)^{1/2} \right)^2 + b^2 \right]^{1/2}}{2.R} \right\}} \quad (\text{III-8})$$

Et selon Wang :

$$A_{Wang} = 2.R.\cos(\alpha_R) \quad (III-9)$$

Ci-dessous (Figure III-7) nous montrons l'évolution de l'épaisseur de la première couche le long du fond selon les deux formulations.

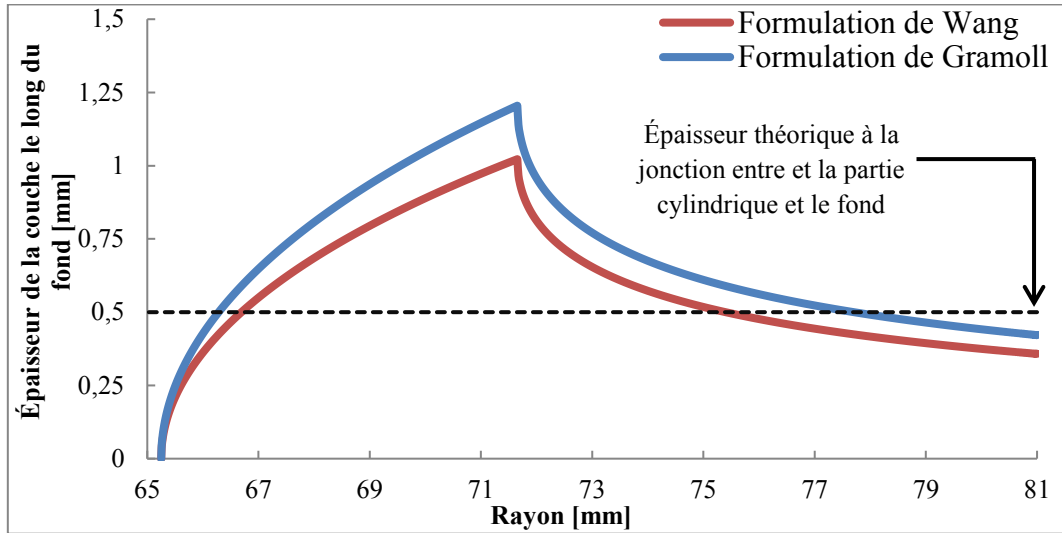


Figure III-7 : Évolution de l'épaisseur d'une couche le long du fond selon la formulation de Wang et selon la formulation de Gramoll

Ces deux formulations décrivent l'évolution de l'épaisseur dans le fond par deux tendances, une augmentation de l'épaisseur entre R et r_b puis une diminution entre r_b et r_0 . L'observation réalisée sur la section complète du réservoir d'étude N°1 nous permet d'apercevoir d'une manière complète l'évolution de l'épaisseur des couches le long du fond. En l'occurrence, sur la Figure III-8 nous montrons les résultats issus des mesures expérimentales des lignes des surfaces de révolution de l'ensemble des couches. Nous remarquons effectivement que ces deux tendances existent. L'épaisseur des couches dans le fond augmente puis diminue en se rapprochant des arrêts de couches. Les épaisseurs aux arrêts de couches sont nulles, sauf pour les couches 7 et 9 (Figure III-8) qui arrivent jusqu'à l'embase où l'épaisseur continue d'augmenter.

Ces couches, comme nous l'avons évoqué dans la partie précédente, doivent arriver à un rayon plus faible, mais l'embase les empêche d'atteindre la position d'arrêt correspondante. De ce fait, à l'embase la matière de toutes les fibres réunies est répartie sur une aire plus importante, d'où les augmentations d'épaisseur.

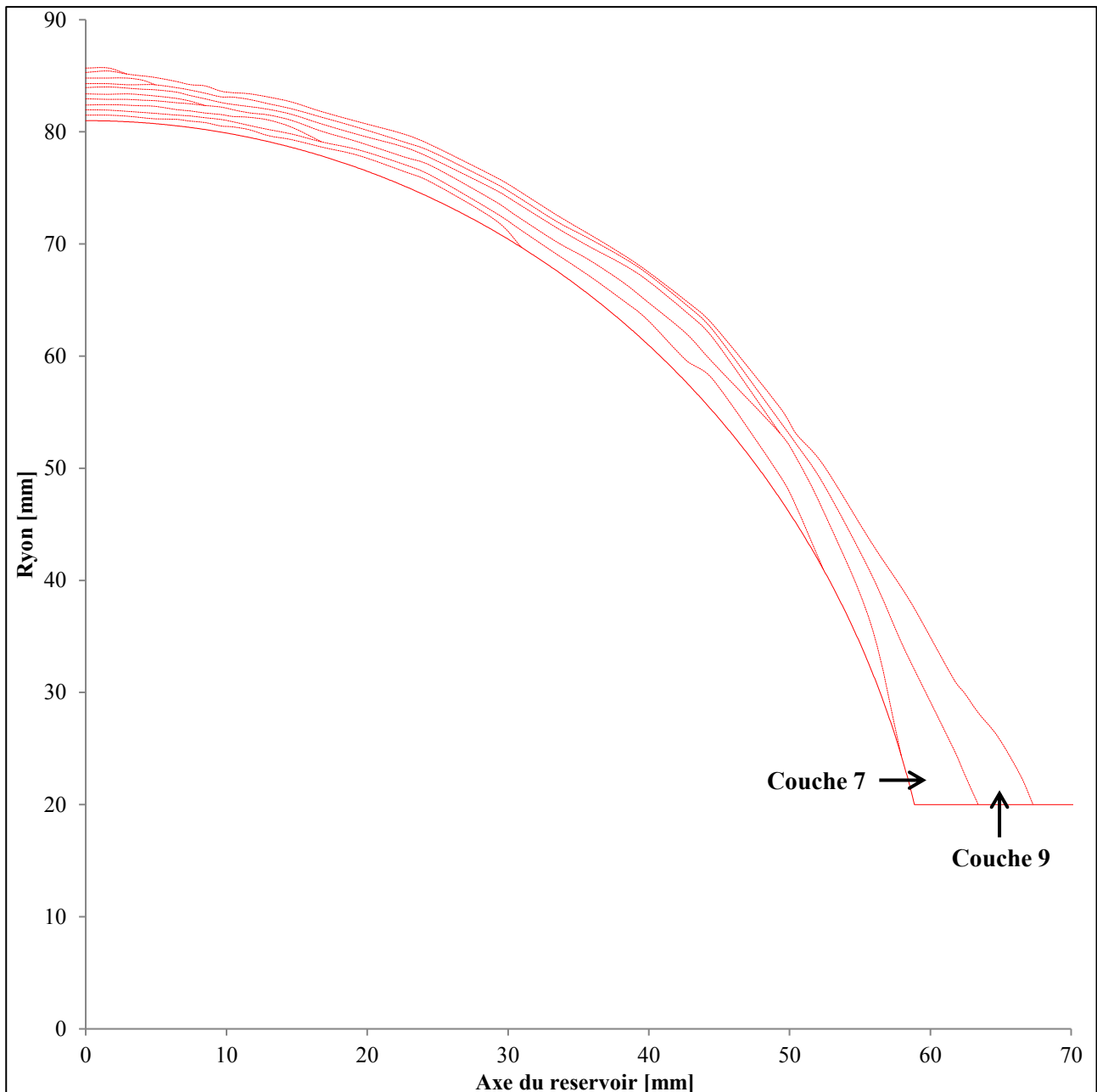


Figure III-8 : Section du fond du réservoir de référence N°1

Nous remarquons aussi que l'épaisseur de la couche au niveau de la jonction entre la partie cylindrique et le fond ne correspond pas à la valeur de l'épaisseur de la couche introduite dans les deux modèles. Qui est théoriquement égale à 0,5 [mm] (dans le réservoir d'étude N°1). En effet, cela présente une limite d'utilisation de ces deux modèles puis qu'ils sous-estiment la quantité de matière déposée le long du fond. Nous proposons donc de déterminer le coefficient **A** à partir de l'épaisseur observée dans la partie cylindrique.

Pour former une couche ($\pm a$), deux nappes de fibres imprégnées dans la résine sont déposées et arrangées côte à côte dans la partie cylindrique, ce qui signifie en effet qu'à la jonction entre la partie cylindrique et la partie fond, l'épaisseur correspond à deux fois l'épaisseur d'une nappe.

L'épaisseur à la jonction est donc calculée à partir de l'équation (III-7) comme suivant :

$$e(r)_{r=R} = e_R = \frac{e_R}{2} \cdot A \cdot \left[ar \cos\left(\frac{r_0}{R}\right) - ar \cos\left(\frac{r_b}{R}\right) \right] \quad (III-10)$$

Le coefficient A est donc déterminé à partir de cette équation :

$$A = \frac{2}{\left[ar \cos\left(\frac{r_0}{R}\right) - ar \cos\left(\frac{r_b}{R}\right) \right]} \quad (III-11)$$

L'épaisseur peut donc être formulée à partir les expressions suivantes :

$$e(r) = \frac{e_b \cdot ar \cos\left(\frac{r_0}{r}\right)}{\left[ar \cos\left(\frac{r_0}{R}\right) - ar \cos\left(\frac{r_b}{R}\right) \right]} \quad r_0 \leq r \leq r_b \quad (III-12)$$

$$e(r) = \frac{e_b \cdot \left[ar \cos\left(\frac{r_0}{r}\right) - ar \cos\left(\frac{r_b}{r}\right) \right]}{\left[ar \cos\left(\frac{r_0}{R}\right) - ar \cos\left(\frac{r_b}{R}\right) \right]} \quad r_b \leq r \leq R \quad (III-13)$$

Ci-dessous (Figure III-9) nous montrons la comparaison entre le modèle proposé et les deux modèles de Gramoll et Wang.

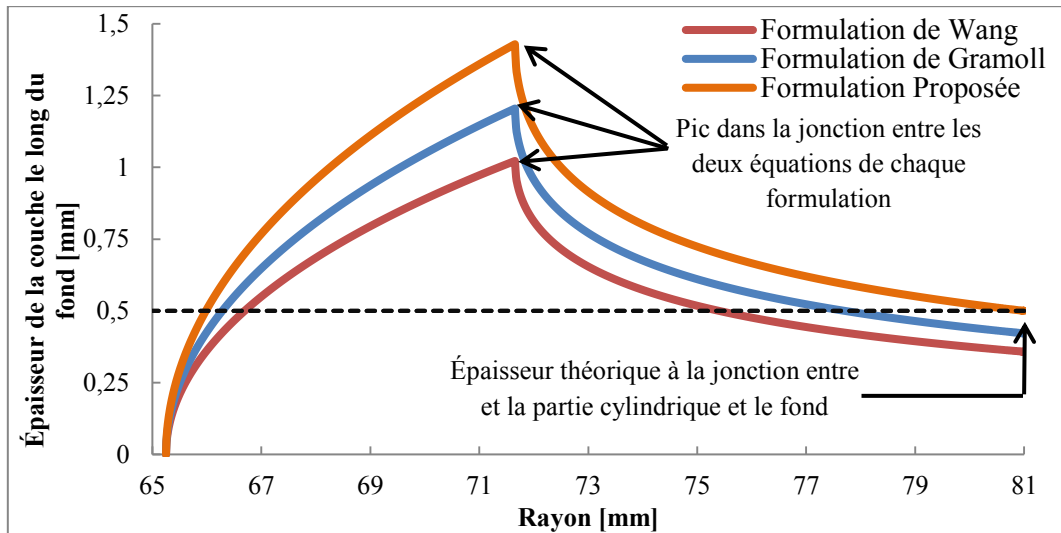


Figure III-9 : Évolution de l'épaisseur d'une couche le long du fond : comparaison entre le modèle proposé et les deux modèles de Gramoll et Wang

Ce modèle est défini correctement pour les couches qui s'arrêtent à **plus d'une largeur de bande de la partie cylindrique** et pour les couches qui s'arrêtent à **rayon supérieur au rayon de l'embase**, que nous appellerons "**couches ordinaires**". Il existe aussi deux autres types de couche pour lesquelles nous proposons un modèle de calcul. Ces couches sont définies :

- Couches ayant un $R \leq r_b$ (y compris les couches circonférentielles)
- Couches ayant un $r_0 \leq r_{embase}$ avec (r_{embase} est rayon de l'embase)

III-1.2.1.1 Calcul des épaisseurs dans les couches ordinaires

Bien que ce modèle présente l'avantage d'être très proche des tendances des épaisseurs dans les structures réelles, l'épaisseur atteint un pic à la jonction entre les deux équations (III-12 et (III-13) illustré sur la Figure III-9, et cela provoque une singularité.

Pour répondre à cette problématique, Wang (**Wang et al., 2011**) propose un lissage des valeurs de l'épaisseur entre r_0 et R à l'aide d'un polynôme spline cubique. Nous utilisons également un polynôme spline cubique pour modéliser l'évolution de l'épaisseur décrite par la formulation proposée comme suivant :

$$e(r) = ar^3 + br^2 + cr + d \quad r_0 \leq r \leq R \quad (\text{III-14})$$

Les paramètres **a**, **b**, **c**, et **d** sont obtenus à partir de quatre conditions.

Condition 1 :

La première condition énonce que l'épaisseur en $r = R$ soit identique à l'épaisseur dans la partie cylindrique. On a donc :

$$e(r = R) = aR^3 + bR^2 + cR + d = 2.e_b \quad (\text{III-15})$$

Condition 2 :

Cette condition stipule que la pente en $r = R$ est nulle pour assurer la continuité de courbure entre la partie cylindrique et le fond.

En dérivant les équations (III-14) et (III-7) en $r = R$, on obtient :

$$\left. \frac{de(r)}{dr} \right|_{r=R} = 3aR^2 + 2bR + c = 0 \quad (\text{III-16})$$

Condition 3 :

La troisième condition concerne la quantité de matière. Le volume entre r_0 et R doit être identique pour la formulation proposée (III-6) et (III-7), et la formulation décrite par le polynôme spline cubique (III-14).

Le volume entre r_0 et R est calculé comme suivant :

$$volume = \int_{r_0}^R 2\pi r e(r) dr = \int_{r_0}^R 2\pi r (ar^3 + br^2 + cr + d) dr \quad (\text{III-17})$$

Nous obtenons donc :

$$volume = 2\pi \left[\frac{a}{5}(R^5 - r_0^5) + \frac{b}{4}(R^4 - r_0^4) + \frac{a}{3}(R^3 - r_0^3) + \frac{d}{2}(R^2 - r_0^2) \right] \quad (\text{III-18})$$

Avec :

$$volume = \int_{r_0}^{r_b} 2\pi r \frac{e_b}{2} A ar \cos\left(\frac{r_0}{r}\right) dr + \int_{r_b}^R 2\pi r \frac{e_b}{2} A \left[ar \cos\left(\frac{r_0}{r}\right) - ar \cos\left(\frac{r_b}{r}\right) \right] dr \quad (\text{III-19})$$

Condition 4 :

Cette dernière condition concerne l'épaisseur à l'arrêt d'enroulement. Pour les couches ayant un rayon d'arrêt supérieur à celui de l'embase nous imposons une épaisseur nulle. Comme nous le remarquons sur la Figure III-10.

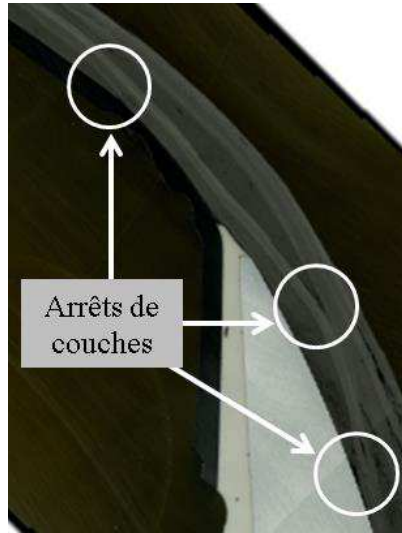


Figure III-10 : Visualisation des épaisseurs nulles aux arrêts de couches ordinaires

Donc la détermination des paramètres **a**, **b**, **c**, et **d** se résume à la résolution du système suivant :

$$[R][P] = [C] \quad (\text{III-20})$$

où

$$[P] = \begin{bmatrix} a \\ b \\ c \\ d \end{bmatrix} \quad (\text{III-20})$$

$$[R] = \begin{bmatrix} r_0^3 & r_0^2 & r_0 & 1 \\ R^3 & R^2 & R & 1 \\ \frac{3R^2}{2\pi(R^5 - r_0^5)} & \frac{2R}{2\pi(R^4 - r_0^4)} & \frac{1}{2\pi(R^3 - r_0^3)} & \frac{0}{2\pi(R^2 - r_0^2)} \end{bmatrix} \quad (\text{III-20})$$

$$[C] = \begin{bmatrix} 0 \\ 2e_b \\ 0 \\ volume \end{bmatrix} \quad (III-20)$$

Nous présentons dans la Figure III-11 l'évolution de l'épaisseur en fonction du rayon de la première couche. Nous précisons que le volume est calculé à partir de l'équation (III-19) en utilisant des méthodes numériques.

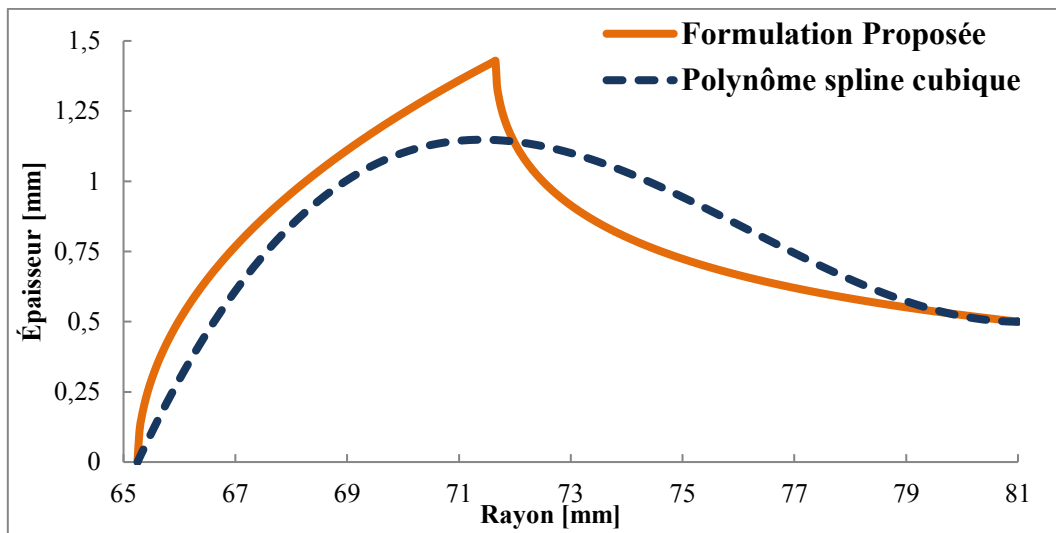


Figure III-11 : Évolution de l'épaisseur d'une couche le long du fond : utilisation de la forme spline cubique

III-1.2.1.2 Calcul des épaisseurs dans les couches avec un rayon d'arrêt inférieur à celui de l'embase

En ce qui concerne les couches arrivant à l'embase, nous proposons de redéfinir l'épaisseur entre le rayon de l'embase r_{embase} et le rayon $r_{e_{max}}$ qui correspond au rayon à l'épaisseur maximale e_{max} . Le principe est que la matière sensée arrivée jusqu'à r_0 est présumée répartie dans cette zone.

Le principe est une résolution en deux temps. Nous commençons par résoudre le système d'équation (III-20) en utilisant un rayon d'arrêt r_0 correspondant à l'enroulement géodésique de la couche qui est inférieur au rayon de l'embase. Puis nous déterminons l'évolution de l'épaisseur entre r_{embase} et $r_{e_{max}}$. L'épaisseur dans cette zone doit satisfaire trois conditions qui sont :

- Le volume repart entre $r_{e_{max}}$ et r_{embase} doit être le même volume qu'entre $r_{e_{max}}$ et r_0
- Continuité de l'épaisseur à $r_{e_{max}}$
- Continuité de la pente de l'épaisseur à $r_{e_{max}}$

En l'occurrence, l'épaisseur est redéfinie par une équation de deuxième degré à trois inconnues comme suivant :

$$e(r) = a_1 r^2 + b_1 r + c_1 \quad r_{embase} \leq r \leq r_{emax} \quad (\text{III-21})$$

Les paramètres a_1 , b_1 et c_1 sont déterminés par la résolution du système suivant :

$$[R_1][P_1] = [C_1] \quad (\text{III-22})$$

où

$$[P_1] = \begin{bmatrix} a_1 \\ b_1 \\ c_1 \end{bmatrix} \quad (\text{III-22-a})$$

$$[R_1] = \begin{bmatrix} r_{emax}^2 & r_{emax} & 1 \\ 2r_b & 1 & 0 \\ \frac{2\pi(r_{emax}^4 - r_{embase}^4)}{4} & \frac{2\pi(r_{emax}^3 - r_{embase}^3)}{3} & \frac{2\pi(r_{emax}^2 - r_{embase}^2)}{2} \end{bmatrix} \quad (\text{III-22-b})$$

$$[C_1] = \begin{bmatrix} ar_b^3 + br_b^2 + cr_b + d \\ 3ar_b^2 + 2br_b + c \\ \frac{2\pi(r_{emax}^5 - r_0^5)}{5}a + \frac{2\pi(r_{emax}^4 - r_0^4)}{4}b + \frac{2\pi(r_{emax}^3 - r_0^3)}{3}c + \frac{2\pi(r_{emax}^2 - r_0^2)}{2}d \end{bmatrix} \quad (\text{III-22-c})$$

Nous présentons dans la Figure III-12 la redéfinition de l'épaisseur à l'arrêt d'enroulement d'une couche ayant un rayon d'arrêt inférieur au rayon de l'embase.

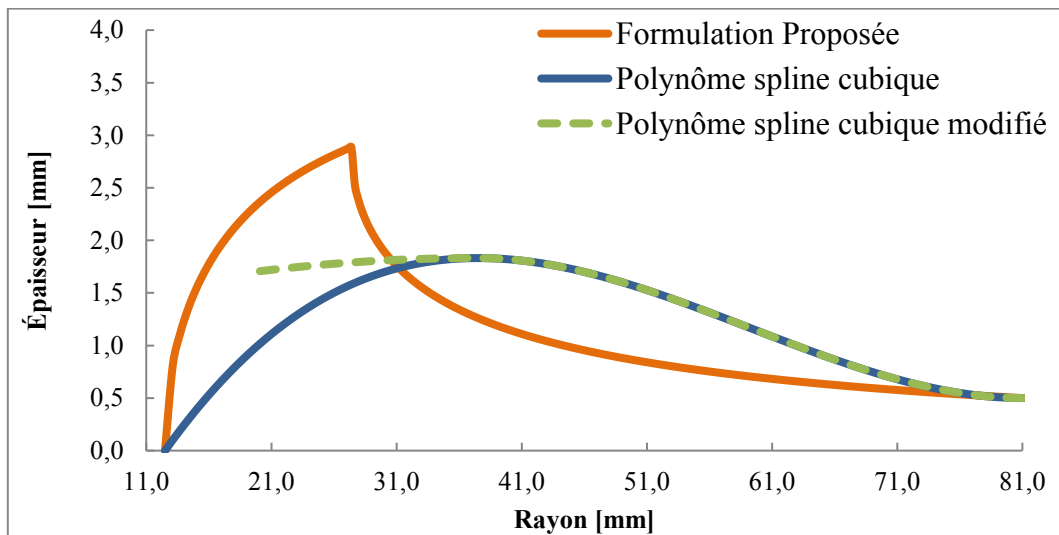


Figure III-12 : Évolution de l'épaisseur d'une couche le long du fond : utilisation de la forme modifiée à l'arrêt de couche

Dans cet exemple nous considérons une couche avec un rayon d'arrêt correspondant à un enroulement géodésique de 12,5 [mm]. L'embase a un rayon de 20 [mm]. La courbe bleue représente l'évolution sensée suivre l'épaisseur. La ligne verte en pointillé décrit la redéfinition de l'évolution de l'épaisseur représentant la répartition de la matière sur une aire importante à l'embase.

Nous précisons que l'épaisseur à l'arrêt de couche est déterminée d'une manière implicite en satisfaisant les trois conditions précisées ci-avant.

III-1.2.1.3 Calcul des épaisseurs dans les couches ayant $R \leq r_b$

Le modèle proposé dans ce travail et qui est défini par les équations (III-6) et (III-7), ne permet pas de prédire l'épaisseur des couches ayant un $R \leq r_b$. Pour permettre de modéliser ce type de configuration y compris les couches circonférentielles dans le fond, nous redéfinissons l'évolution des épaisseurs par l'équation simplifiée suivante :

$$e(r) = a_2 r^2 + b_2 r + c_2 \quad R \leq r \leq r_0 \quad (\text{III-23})$$

Cette équation permet de prévoir une diminution de l'épaisseur de ces couches dans le fond.

Les paramètres a_2 , b_2 et c_2 sont identifiés par les trois conditions suivantes :

Condition 1 :

La première condition énonce que l'épaisseur en $r = R$ soit identique dans la partie cylindrique et le fond. On a donc :

$$e(r = R) = a_2 R^2 + b_2 R + c = 2e_b \quad (\text{III-24})$$

Condition 2 :

Cette condition stipule que la pente en $r = R$ et nulle pour assurer la continuité de courbure entre la partie cylindrique et le fond.

En dérivant les équations (III-14) et (III-7) en $r = R$, on obtient :

$$\left. \frac{de}{dr} \right|_{r=R} = 2a_2 R + b_2 = 0 \quad (\text{III-25})$$

Condition 3 :

La troisième condition consiste à imposer une épaisseur nulle aux arrêts de couches $r = r_0$ ce qui est cohérent avec les observations. On a donc :

$$e(r = R) = a_2 r_0 + b_2 r_0 + c = 0 \quad (\text{III-26})$$

Les paramètres a_2 , b_2 et c_2 se calculent par la résolution du système suivant

$$[R_2][P_2] = [C_2] \quad (\text{III-27})$$

Où

$$[P_2] = \begin{bmatrix} a_2 \\ b_2 \\ c_2 \end{bmatrix} \quad (\text{III-27-a})$$

$$[R_0] = \begin{bmatrix} R^2 & R & 1 \\ 2R & 1 & 0 \\ r_0^2 & r_0 & 1 \end{bmatrix} \quad (\text{III-27-b})$$

$$[C_2] = \begin{bmatrix} 2e_b \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} \quad (\text{III-27-c})$$

III-1.2.2 Compactage des couches : prise en compte de la variation de la fraction volumique de fibres

Comme la fraction volumique de fibres varie suivant la position et le mode de dépôt (circonférentiel ou hélicoïdal) des couches, l'épaisseur des nappes déposées devrait aussi présenter des variations par rapport à l'épaisseur théorique. Ceci vient du fait que la quantité de fibres déposées dans une nappe est identique quelle que soit l'orientation et la position des couches dans l'épaisseur.

De ce fait, les couches ayant une fraction volumique de fibres supérieure au taux moyen sont plus compactées, tandis que les couches ayant une fraction volumique de fibres inférieure au taux moyen sont moins compactées.

Dans le calcul des épaisseurs des couches le long du fond nous prenons en compte la variation de la fraction volumique de fibres (à l'échelle mésoscopique). Le lien entre la variation de la fraction volumique de fibres et l'épaisseur des nappes déposées se fait via un facteur de compactage.

Ainsi, l'épaisseur des nappes augmente autant que la fraction volumique de fibres diminue et elle diminue autant que la fraction volumique de fibres augmente. Autrement dit si le taux de fibres augmente d'une fraction de Δf , l'épaisseur diminue de la même fraction, de même si le taux de fibres diminue d'une fraction Δf l'épaisseur augmente de la même fraction.

Avec :

$$\Delta f = \frac{f_f^{\text{mésoscopique}} - f_{f \text{ moyenne}}^{\text{mésoscopique}}}{f_{f \text{ moyenne}}^{\text{mésoscopique}}} \quad (\text{III-28})$$

$f_f^{\text{mésoscopique}}$ et $f_{f \text{ moyenne}}^{\text{mésoscopique}}$ sont respectivement la fraction volumique locale de fibres à l'échelle mésoscopique dans la couche et la fraction volumique de fibres moyenne.

Nous définissons donc l'épaisseur de la nappe par la relation suivante :

$$e_b = C.e_{b\text{ théorique}} \quad (\text{III-29})$$

Avec C le facteur de compactage et $e_{b\text{ théorique}}$ l'épaisseur théorique des nappes.

Avec :

$$C = (1 - \Delta f) \quad (\text{III-30})$$

C est supérieur à 1 pour les couches ayant une fraction volumique de fibres inférieure à la moyenne, tandis qu'il est inférieur à 1 pour les couches ayant une fraction volumique de fibres supérieure à la moyenne.

Dans la Figure III-13 nous schématisons le principe de prise en compte de la variation de la fraction volumique de fibres dans le compactage des nappes.

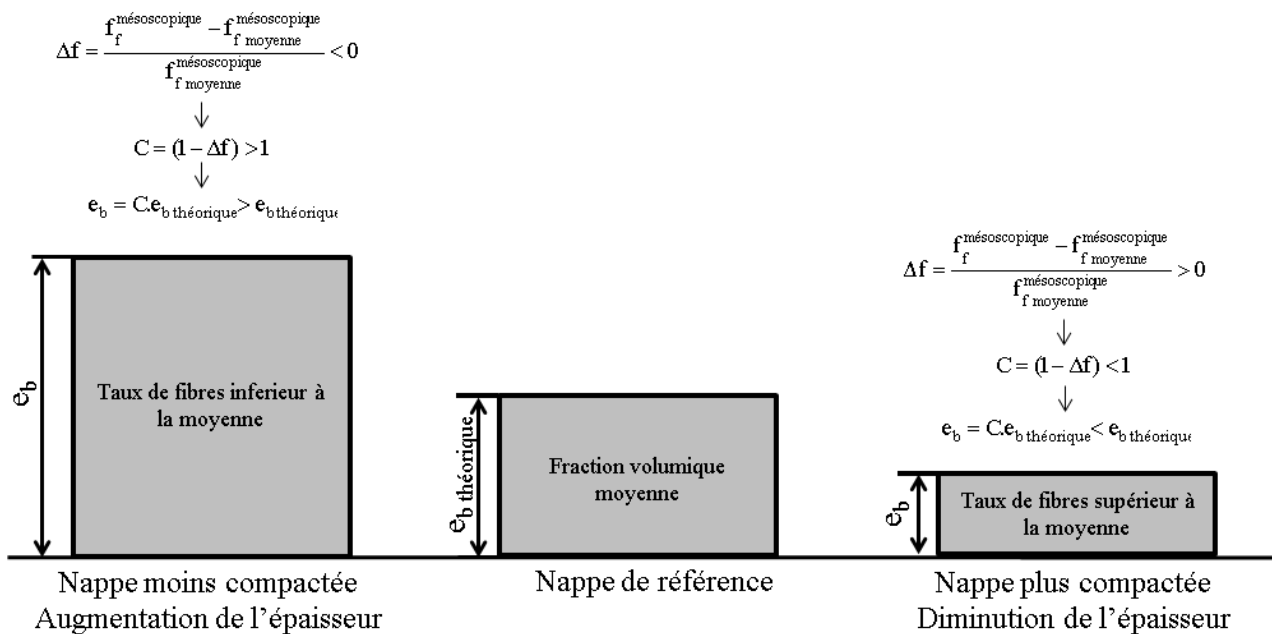


Figure III-13 : Compactage des nappes : effet de la fraction volumique de fibres sur l'épaisseur de la nappe

III-2 Modèle de structuration

III-2.1 Construction des fonds des réservoirs bobinés

Le modèle de structuration est développé dans le contexte d'analyse complète du comportement mécanique de réservoirs bobinés. Pour ce faire il est important de modéliser la structure des réservoirs en prenant en compte le mieux possible les différentes variabilités physiques.

Le modèle de structuration proposé dans cette étude est un processus vertical qui est conçu pour faciliter et automatiser la modélisation de la structure des fonds des réservoirs bobinés. L'intérêt de

cette application est de générer la structure du fond de réservoir à partir d'une configuration donnée de réservoirs bobinés.

III-2.1.1 Définition des éléments du modèle de structuration des fonds de réservoir

Dans le but d'aider à la compréhension du modèle de structuration, dans la Figure III-14 nous illustrons la terminologie employée dans la présentation du modèle.

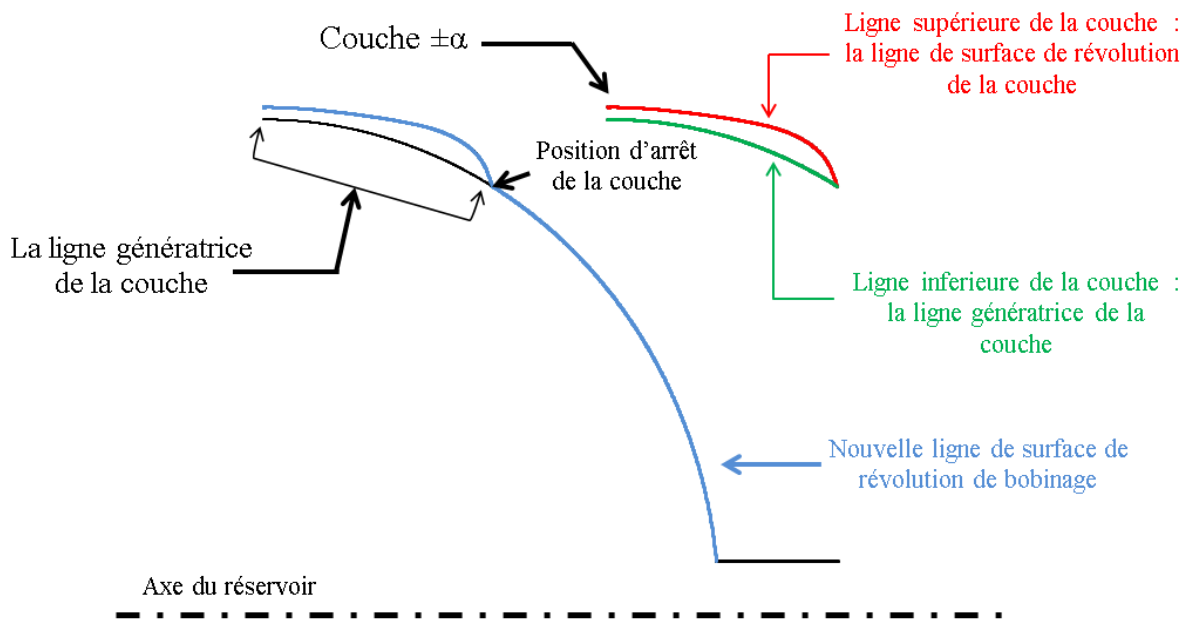


Figure III-14 : Éléments du modèle de structuration des fonds de réservoirs

Chaque couche est construite par deux lignes, la ligne inférieure en vert qui est la ligne génératrice de la couche et la ligne supérieure en rouge qui est la ligne de surface de révolution de la couche. Ainsi la ligne en bleu représente la nouvelle ligne de surface de révolution de bobinage sur laquelle la couche suivante est déposée. La première ligne de surface de révolution de bobinage correspond au profil du liner du réservoir considéré elliptique (Figure III-15).

Dans notre cadre d'étude, les couches bobinées par enroulement géodésique peuvent être modélisées selon deux manières. Soit d'une manière implicite qui permet de trouver l'angle d'enroulement dans la partie cylindrique du réservoir à partir de la position de l'arrêt de l'enroulement. Soit d'une manière explicite qui permet de choisir l'angle d'enroulement dans la partie cylindrique comme paramètre d'entrée au calcul de l'évolution. Les deux façons ne diffèrent que par les conditions initiales appliquées.

Chaque couche est représentée comme un empilement de deux plis $\pm\alpha_R$ équilibrés. De ce fait seulement un seul angle d'orientation α_R doit être défini pour chaque couche dans la partie cylindrique.

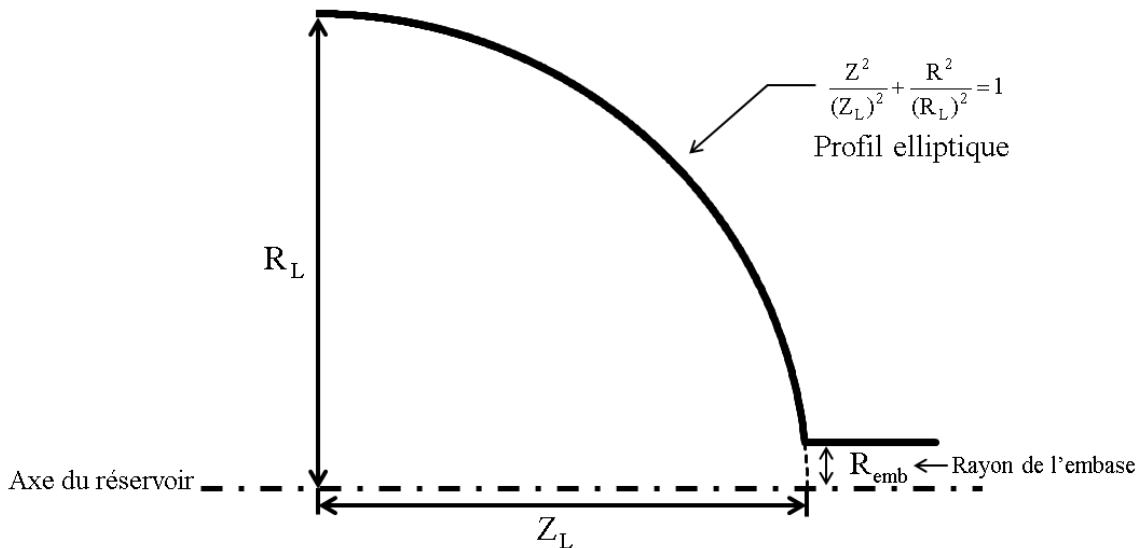


Figure III-15 : Profil du liner du réservoir

III-2.1.2 Mise en œuvre du modèle

III-2.1.2.1 Difficulté de mise en œuvre du modèle

Le principe général de la construction d'un fond de réservoir consiste à ajouter de l'épaisseur via le calcul des points normaux sur la surface de bobinage. De cette manière, la détermination de la géométrie dépend de la surface de révolution de bobinage, elle-même dépendante des surfaces de révolution antérieures et donc des précédentes déterminations. Cela implique que le calcul des couches se fait en se basant sur le calcul des couches précédentes. En effet, la forme des arrêts des couches précédentes peut représenter une forme convexe, et de ce fait cette convexité de forme remonte à la couche suivante.

Sur la Figure III-16 la ligne rouge illustre la ligne de surface de révolution d'une couche déposée ayant **une zone de forme convexe**, en conséquence de l'arrêt de couche précédemment déposée. En regard de cela, la forme des lignes de surfaces de révolution des couches sont bien lisses et continues comme nous le voyons clairement à partir des observations (Figure III-8).

Pour répondre à cette difficulté, nous avons fait le choix de lisser les lignes de surface de révolution via des méthodes d'interpolation. Le lissage peut être fait par l'utilisation de l'interpolation polynomiale. Nous notons par exemple l'interpolation de Lagrange. Toutefois, les méthodes par interpolation polynomiale deviennent très instables dès lors que le nombre de points à interpoler devient important. Ainsi, l'augmentation du degré du polynôme ne donne pas évidemment des résultats de qualité et le polynôme devient très oscillatoire (Phénomène de Runge).

L'utilisation de la méthode des **Splines** est souvent préférable par rapport à l'interpolation polynomiale. Du fait qu'ils sont plus stables car procédant par des **interpolations par morceaux** en se servant de polynômes ayant des degrés inférieurs, tout en évitant le problème d'instabilité. Nous notons en l'occurrence, la forme la plus courante des Splines est la Spline cubique qui est définie

par des polynômes de degré 3. Cependant cette forme contient parfois des éventuelles ondulations de forte amplitude, ce qui la rend moins fiable surtout dans le cas où les points sont espacés (**Fritsch et al., 1980**). De ce fait, l'interpolation par Spline Cubique d'Hermite (PCHIP : Piecewise Cubic Hermite Interpolating Polynomial), très similaire à l'interpolation par Spline cubique, a été développée [(**Fritsch et al., 1980**); (**Catmull et al., 1974**)] afin de palier à cet inconvénient. Donc, nous avons fait le choix d'utiliser PCHIP qui présente les mêmes avantages que les courbes de Spline cubique mais sans les inconvénients d'ondulation.

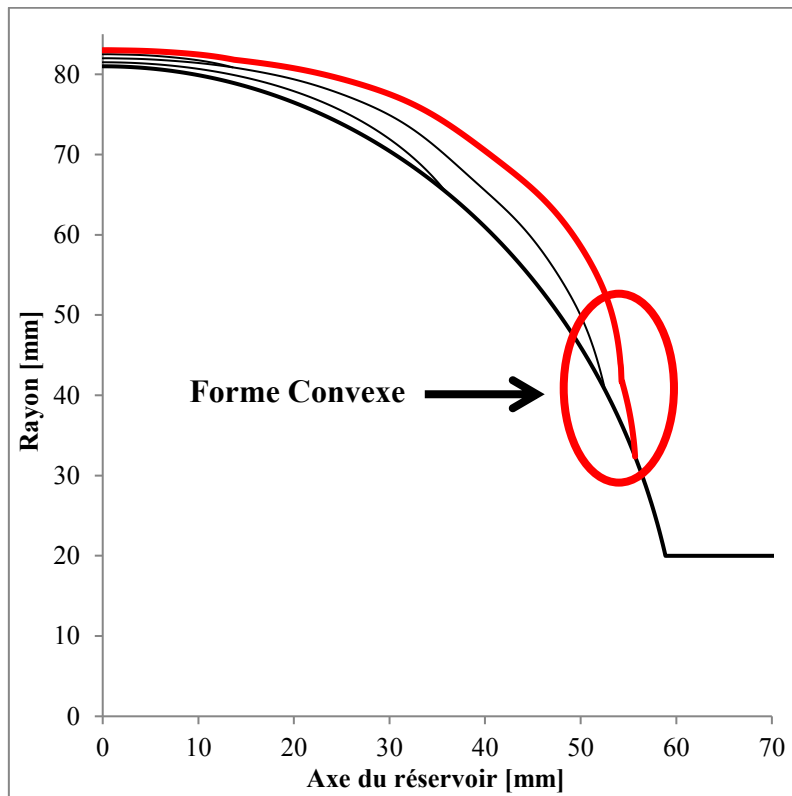


Figure III-16 : Représentation d'une surface de révolution d'une couche ayant une zone de forme convexe

III-2.1.2.2 Processus de génération des fonds

Le fond est généré à partir d'une configuration donnée dans la partie cylindrique. L'équation du liner, les angles d'enroulement l'épaisseur et la largeur des nappes représentent les données d'entrée du modèle. En plus, pour les couches circonférentielles le rayon d'arrêt doit être aussi défini.

Dans la Figure III-17 le modèle général de structuration d'un fond de réservoir composite est présenté. Pour construire une couche, la ligne de **la surface de bobinage est discrétisée finement** en points de définition le long de l'axe principal du réservoir. Initialement la ligne de surface de bobinage est décrite par le profil du liner. La position de l'arrêt de la couche est déterminée en fonction de l'angle d'enroulement dans la partie cylindrique ce qui permet de définir la ligne de surface d'enroulement sur laquelle la couche est déposée et qui représente la ligne génératrice de la couche.

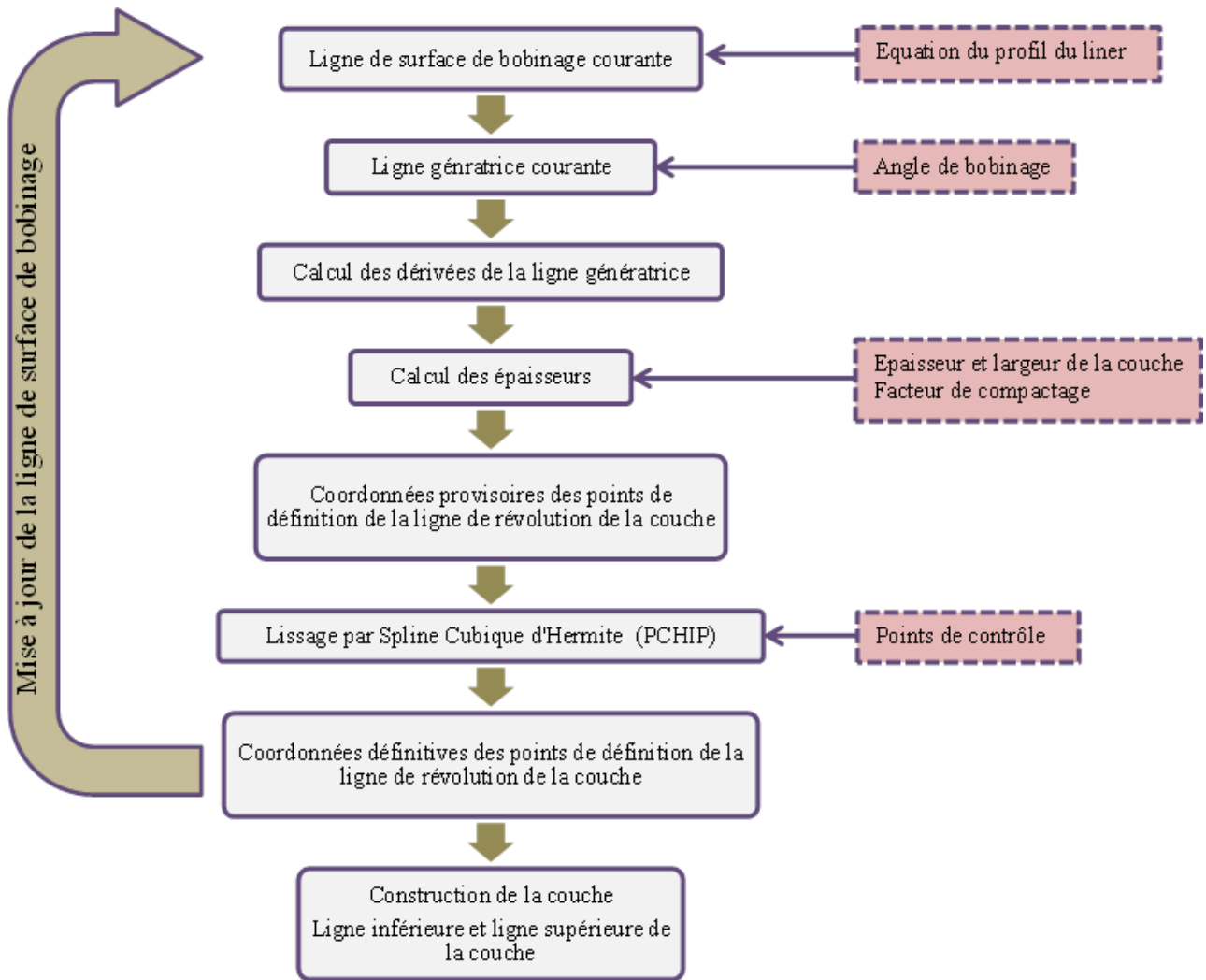


Figure III-17 : Modèle général de structuration d'un fond de réservoir composite

Sur la Figure III-18, la ligne rouge en pointillé représente la ligne génératrice d'une nouvelle couche. Elle est déterminée en effet par la position de l'arrêt de couche qui est calculé en fonction de l'angle de bobinage dans la partie cylindrique à partir de l'équation (III-1).

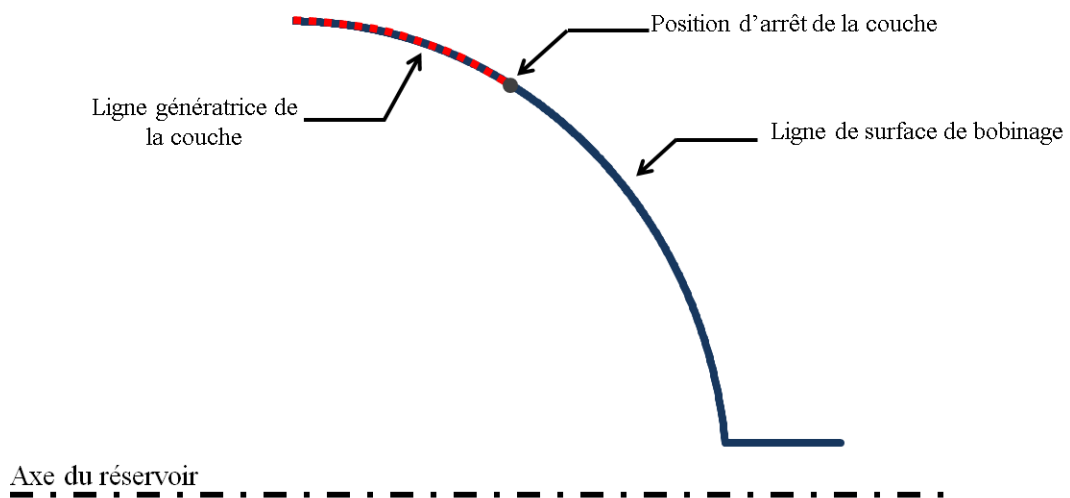


Figure III-18 : Détermination de la ligne génératrice d'une couche sur un fond de réservoir

Ensuite, les dérivées premières sont calculées dans les points de définition de la ligne génératrice par différence finie, afin de pouvoir ajouter de l'épaisseur. Les épaisseurs sont calculées par le modèle de description des épaisseurs dans le fond en fonction de la largeur et l'épaisseur de la nappe. En effet, la variation de la fraction volumique de fibre est prise en compte via le facteur de compactage. L'épaisseur de la nappe théorique est affectée par le facteur de compactage qui est défini par la fraction volumique de fibres locale dans la couche. Puis via les normales aux points les coordonnées provisoires des points de définition de la ligne de surface de révolution (ligne supérieure) de la nouvelle couche sont obtenues (Figure III-19).

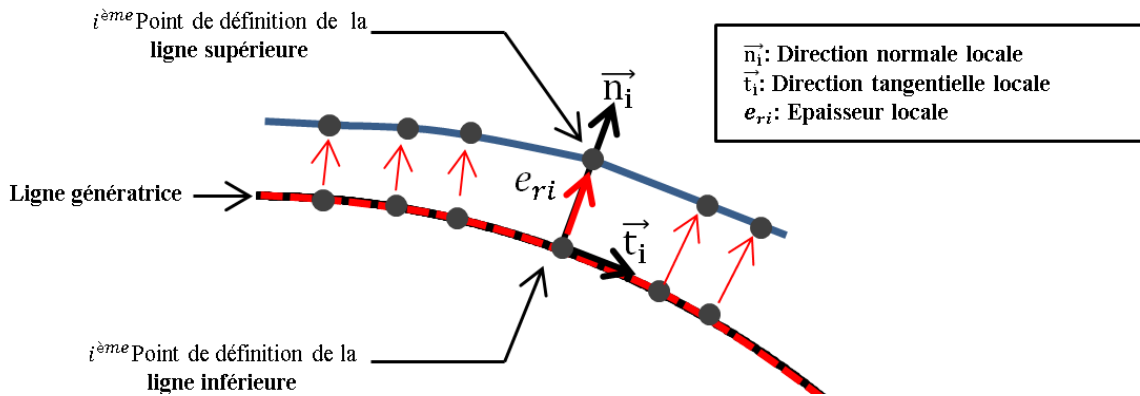


Figure III-19 : Calcul des points de définition de la ligne supérieure d'une couche

Finalement, Les coordonnées définitives des points de définition de la surface de révolution de la nouvelle couche sont déterminées par le lissage des lignes de surface de révolution de la couche via des PCHIP. La ligne de surface de révolution de la couche est en effet discrétisée en points de contrôle (points d'interpolation). Le nombre de points de contrôle est choisi avec précaution. Il est suffisamment important pour obtenir des approximations de bonnes qualités mais pas trop élevé pour ne pas avoir de retour d'enroulement dans les zones convexes.

La nouvelle surface de révolution du réservoir est actualisée en intégrant les nouveaux points de définition des nouvelles surfaces de révolution.

III-2.2 Modélisation du fond et comparaison avec l'observation de réservoir de référence

Dans cette partie les résultats issus des simulations numériques sont confrontés et comparés aux résultats expérimentaux du fond du réservoir de référence N°1. La configuration du réservoir est présentée dans le Tableau III-2.

Épaisseur théorique de la nappe	0,25 [mm]
Largeur de la nappe	10 [mm]
Grand diamètre du Liner	162 [mm]
Petit diamètre du Liner	121,5 [mm]
Rayon de l'embase	20 [mm]

Tableau III-2 : Configuration utilisée pour la simulation de la structure du réservoir

En ce qui concerne la prise en compte de la variation de la fraction volumique de fibres dans le calcul de l'épaisseur, les constats tirés de l'analyse du réservoir réalisée dans le chapitre 2 sont intégrés dans le modèle de structuration comme c'est défini dans la Figure III-20 et la Figure III-21.

La fraction volumique de fibres moyenne est de 66%. Les couches circonférentielles (**en rouge**) ont un taux de fibres de 60% et un facteur de compactage de 1,09. Les couches hélicoïdales (**en bleu**) ont une fraction volumique de fibres de 69% et un facteur de compactage de 0,95 à l'exception de la dernière couche déposée qu'a un taux de fibres de 65% et un facteur de compactage de 1.

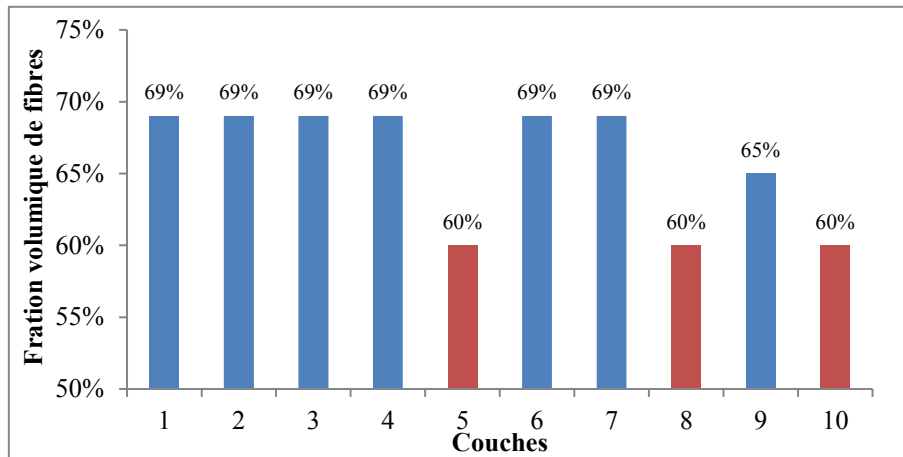


Figure III-20 : Définition de la variation de la fraction volumique de fibres dans le modèle de structuration du réservoir N°1

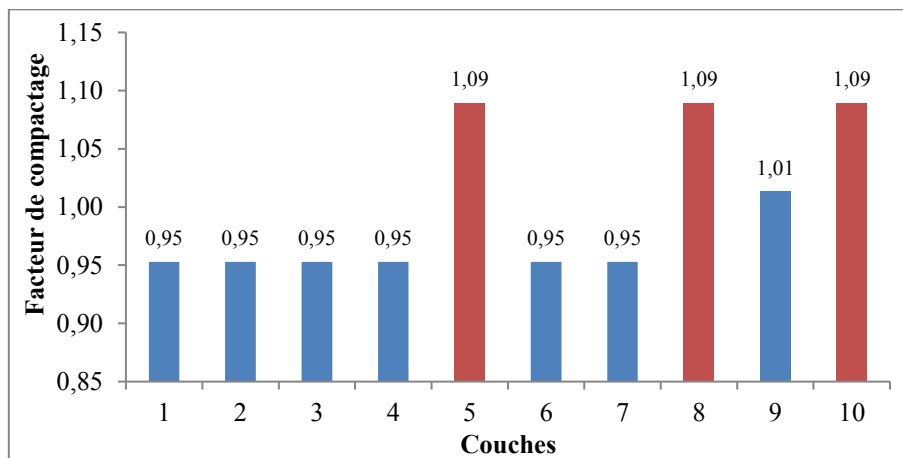


Figure III-21 : Définition du facteur de compactage des couches dans le modèle de structuration du réservoir N°1

Dans La Figure III-22 nous illustrons la superposition des résultats issus des mesures expérimentales des lignes des surfaces de révolution avec la prédiction numérique de la structuration correspondante. Bien qu'il existe des petites différences entre la prédiction et la mesure, l'agrément général est plutôt bon, ce qui est une bonne base pour retranscrire le comportement mécanique du réservoir.

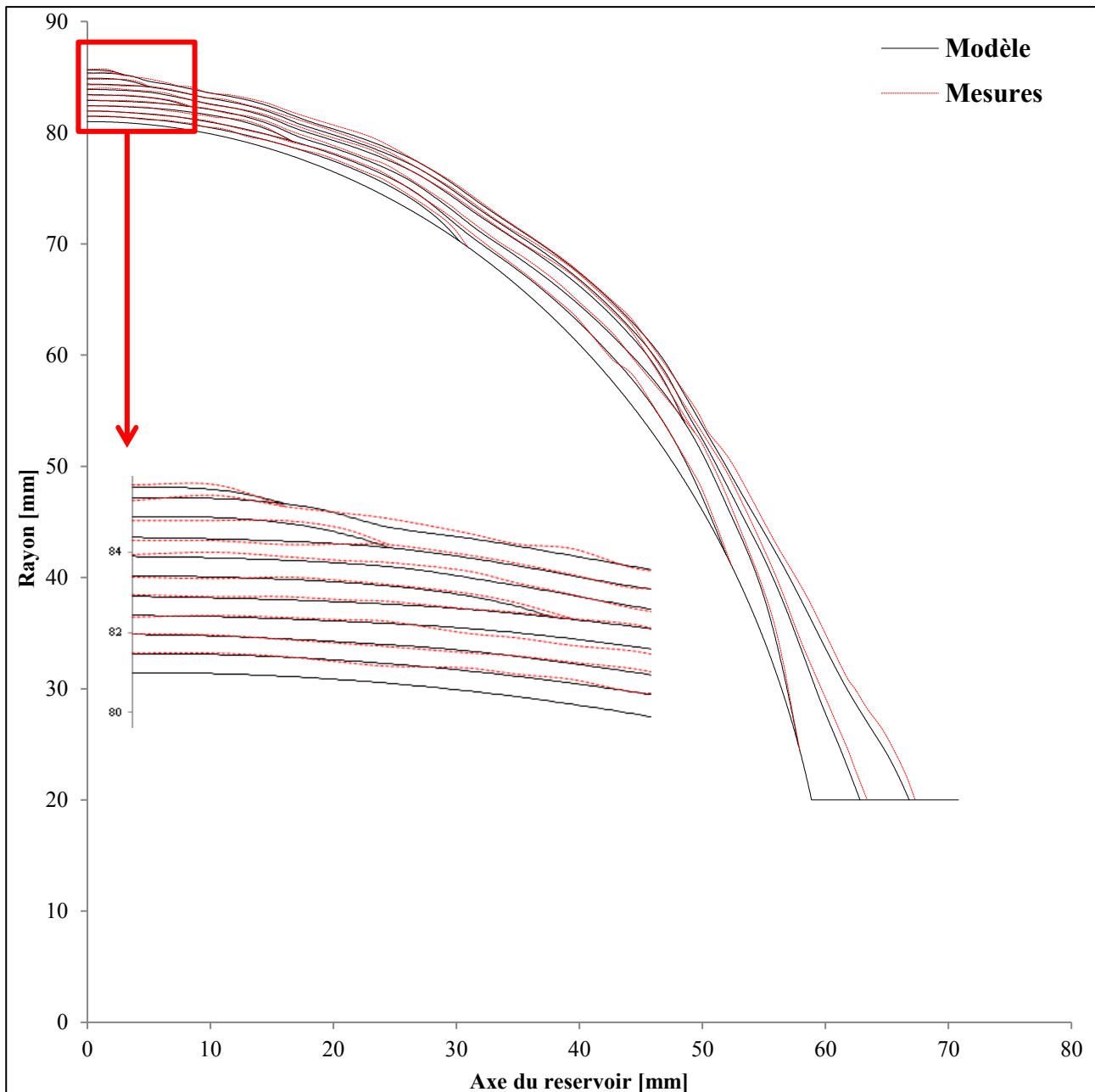


Figure III-22 : Superposition de la prédiction du modèle de structuration avec les résultats issus de l'analyse microscopique des fonds

III-2.3 Description des propriétés physiques et mécaniques dans la structure des réservoirs

Dans le chapitre 1 nous avons évoqué les spécificités des réservoirs composites bobinés liées au procédé d'enroulement par voie humide tel que la variation de la fraction volumique de fibres et l'existence de porosités et leurs effets sur le comportement global des structures composites.

Dans le chapitre 2 nous avons consacré une partie de l'analyse à l'investigation sur la variation de ces propriétés physiques dans les réservoirs épais bobinés en matériaux composites dans une approche permettant leur intégration dans l'analyse du comportement mécanique des réservoirs.

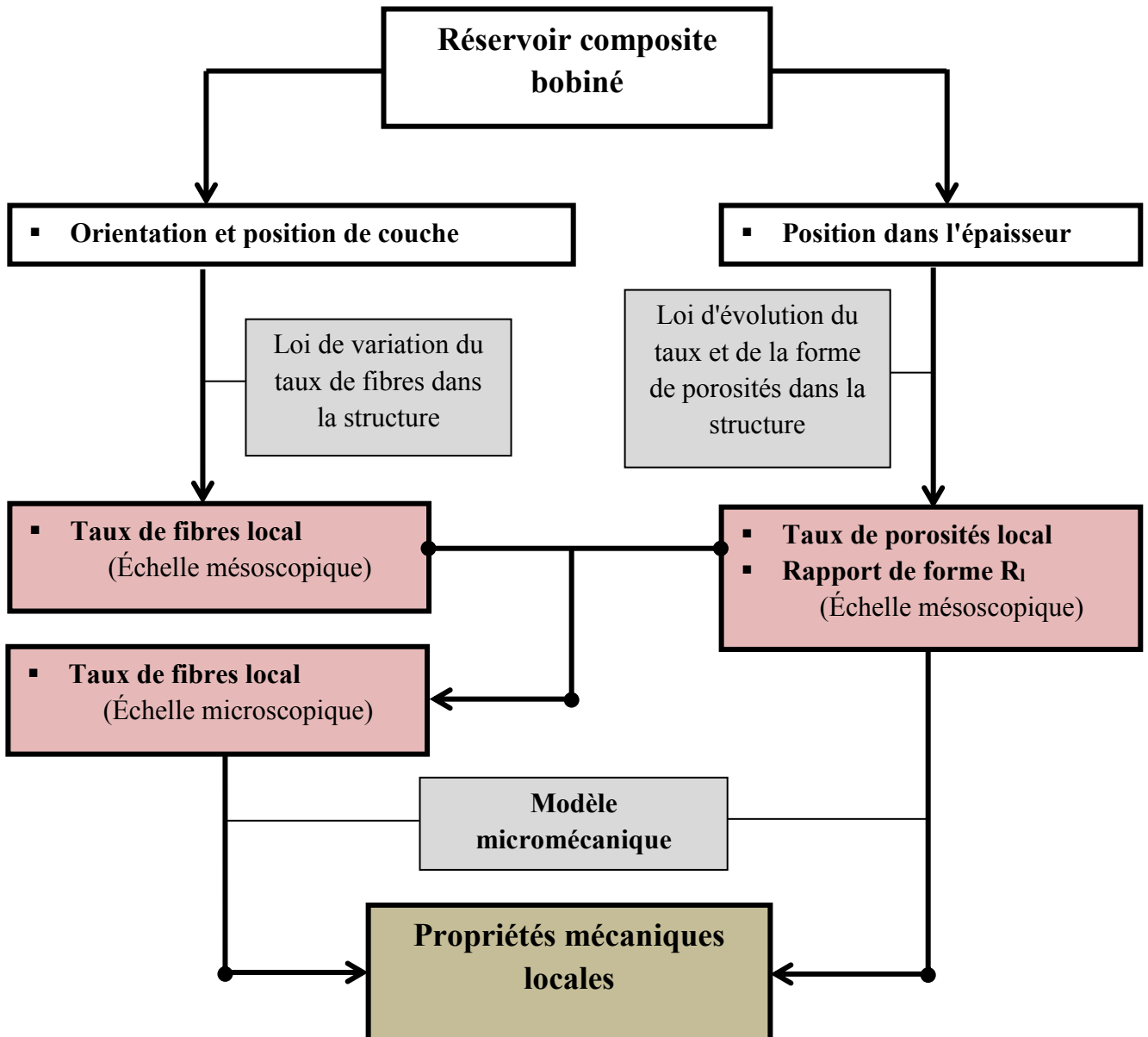


Figure III-23 : Approche globale de la définition des propriétés physiques et mécaniques locales dans le réservoir

La définition des différentes propriétés physiques se fait en concordance avec la démarche de caractérisation adaptée dans le chapitre 2. Les mesures effectuées localement sur des structures de référence nous permettent d'établir des lois d'évolution de ces variabilités. Dans la schématisation Figure III-23, nous décrivons la démarche globale de prise en compte des différentes propriétés physiques dans la description des propriétés mécaniques locales dans le réservoir.

Les propriétés mécaniques locales dans la structure sont déterminées via un modèle micromécanique en fonction de la fraction volumique de fibre microscopique et de taux et de la forme des porosités locales. Ces paramètres sont déterminés ainsi via des lois décrivant leurs évolutions dans les structures. Ces lois d'évolution sont tirées à partir des données issues de l'analyse de structures.

III-2.3.1 Définition de l'existence des porosités

Dans le chapitre 2 nous avons analysé l'évolution de la fraction volumique et la forme des porosités dans les structures bobinées. Ces analyses nous ont permis de dissocier l'évolution de ces deux caractéristiques de l'orientation et de la position des couches. De ce fait, la définition locale de l'existence de porosité se fait seulement en fonction de la position dans l'épaisseur de la structure.

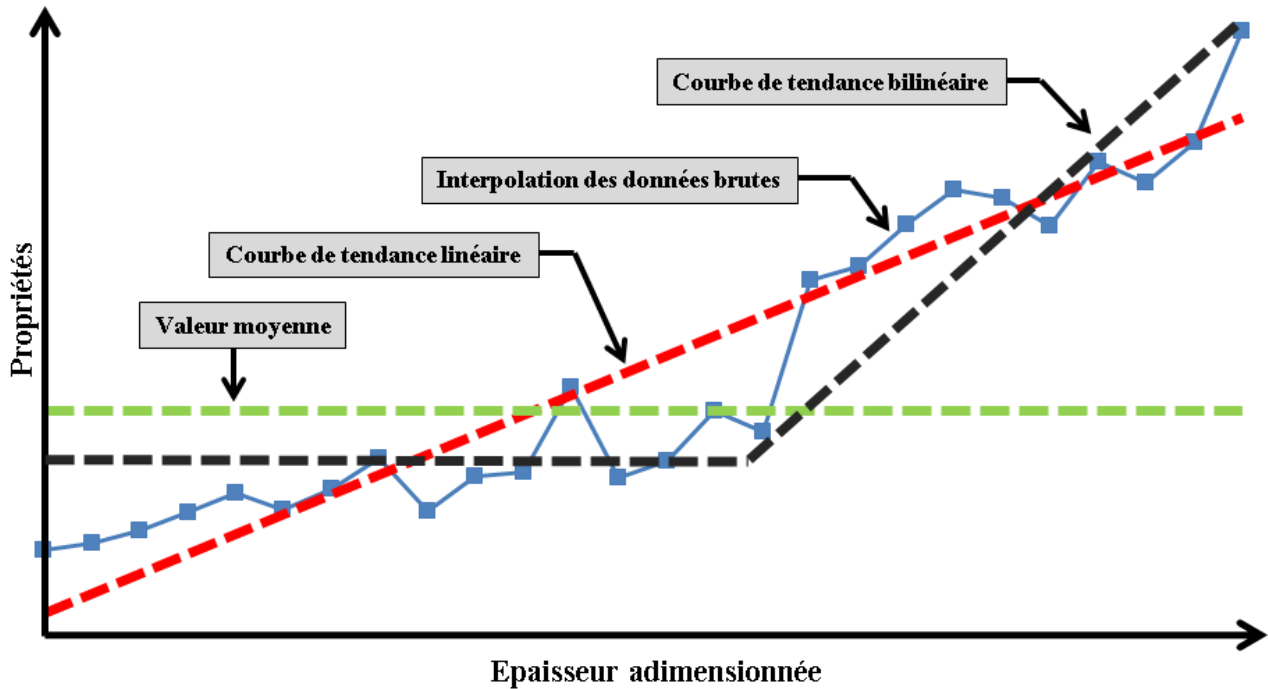


Figure III-24 : Lois de définition des porosités dans les structures

En ce sens, l'évolution la fraction volumique et la forme de porosité peut être introduite dans les modèles de simulation sous plusieurs formes. Ainsi, le choix des formes des lois doit être en concordance avec les tendances réelles dans la structure.

Dans la Figure III-24, nous montrons des exemples de formes par lesquelles la fraction volumique et la forme des porosités peuvent être décrites dans les structures. Nous pouvons interpoler des données brutes issues des mesures locales, comme nous pouvons aussi utiliser des courbes de tendances de forme linéaire, bilinéaire ou autres.

III-2.3.2 Définition de la fraction volumique de fibres

La fraction volumique de fibres est définie à deux échelles. A l'échelle microscopique ou nous considérons comme hétérogénéités les fibres et la matrice et à l'échelle mésoscopique ou nous considérons en plus les porosités. À partir des analyses effectuées sur la variation de fraction volumique de fibres à l'échelle mésoscopique dans le chapitre 2, nous constatons que le taux de fibres varie dans l'épaisseur de la structure et que cette variation n'est pas la même dans les couches hélicoïdales et dans les couches circonférentielles. De ce fait, dans les modèles de simulation la fraction volumique de fibres à l'échelle mésoscopique est associée principalement à la position et au

mode de dépôt (circonférentiel ou hélicoïdal) de la couche. Ainsi, à l'échelle microscopique la variation de la fraction volumique de fibres est déterminée localement en fonction de la fraction volumique de porosités et de fibres à l'échelle mésoscopique. Nous rappelons que la relation définissant la fraction volumique de fibres à l'échelle microscopique est :

$$f_f^{microscopique} = \frac{f_f^{mésoscopique}}{(1 - f_p^{mésoscopique})} \quad (III-31)$$

III-2.3.3 Définition des propriétés mécaniques

La définition des propriétés mécaniques locales dans les modèles de calcul se fait via le modèle micromécanique proposée dans le chapitre 2. Ce modèle a été développé pour intégrer les différentes hétérogénéités et leur variation dans les structures. En revanche, la démarche d'homogénéisation est réalisée seulement sur un ensemble de points définissant les différents paramètres (Taux de fibres, taux de porosités, forme des porosités). En effet, l'interpolation des résultats issus de l'homogénéisation nous permet de déterminer les propriétés mécaniques pour n'importe quel jeu de paramètres.

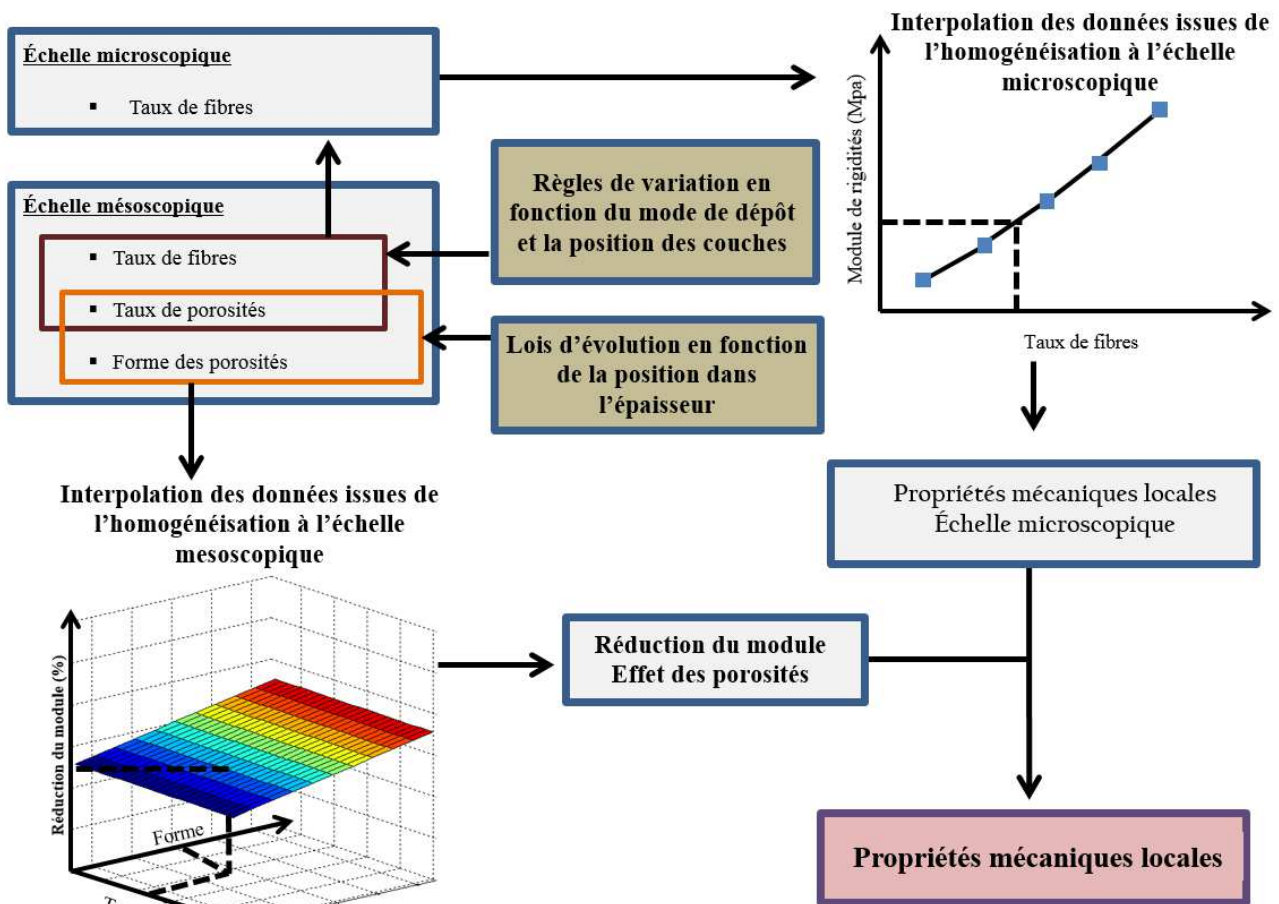


Figure III-25 : Schéma de calcul des propriétés mécaniques locales dans le réservoir

Dans la Figure III-25, nous schématisons le calcul des propriétés mécaniques locales dans le réservoir. Un jeu de paramètres (Taux de fibre, taux de porosités, forme des porosités) est déterminé via les lois et les règles d'évolution. Par interpolation des données issues de l'homogénéisation à l'échelle microscopique (fibre et matrice) et l'utilisation des surfaces de réponse introduisant l'effet de la porosité les propriétés mécaniques locales sont déterminées.

III-3 Conclusion

Dans ce chapitre nous avons présenté le modèle d'enroulement. Nous avons validé le modèle d'évolution des angles d'enroulements géodésiques dans le fond. L'ensemble des mesures réalisées concernant les arrêts de couche et les angles d'enroulement nous permettent d'adopter l'équation décrivant l'enroulement géodésique pour modéliser l'évolution des angles dans les fonds des réservoirs.

Un modèle de calcul des épaisseurs des couches dans le fond est aussi proposé. La description des épaisseurs est redéfinie par rapport au modèle de Gramoll et de Wang pour que l'épaisseur à la jonction entre la partie cylindrique et le fond soit identique en partie cylindrique. L'intégration du compactage des couches dû à la variation de fraction volumique de fibres représente en effet un élément constitutif pour prévoir avec exactitude la géométrie des fonds.

Dans le but de modéliser la structure des réservoirs composites bobinés, un modèle de structuration des fonds a été présenté. Le lissage des lignes de surface des couches par des PCHIP (**Piecewise Cubic Hermite Interpolating Polynomial**) pour palier à la problématique des zones convexes représente un élément clé dans la définition de la géométrie des couches. Les résultats des simulations de la structure ont été présentés et comparés à des mesures sur le réservoir de référence. Bien qu'il existe des petites différences entre la prédiction et l'expérience, l'agrément général est plutôt bon. En outre, la démarche de la définition des différentes propriétés physiques et mécaniques dans le modèle de calcul est décrite ce qui représente une bonne base pour retranscrire le comportement mécanique du réservoir.

Chapitre IV

Chapitre IV

Modélisation par éléments finis du réservoir : Application à la simulation du comportement mécanique des réservoirs de référence

IV-1 Développement du modèle d'analyse par élément finis	119
IV-1.1 Limites des modèles de modélisation actuels et besoin du développement d'un outil de simulation.....	119
IV-1.2 Construction du modèle éléments finis	120
IV-1.2.1 Génération de la géométrie : discrétisation.....	121
IV-1.2.1.1 Génération des nœuds dans le fond.....	121
IV-1.2.1.2 Définition des éléments dans le modèle éléments finis	125
IV-1.2.2 Définition des propriétés mécaniques : Intégration de la variation des hétérogénéités	126
IV-1.2.2.1 Prise en compte de la porosité.....	126
IV-1.2.2.2 Prise en compte de la variation de la fraction volumique de fibre.....	126
IV-1.2.2.3 Attribution des propriétés mécaniques.....	127
IV-2 Simulation du comportement mécanique : intégration des hétérogénéités	128
IV-2.1 Étude du comportement du réservoir jusqu'à éclatement.....	128
IV-2.1.1 Définition de la pression d'éclatement.....	128
IV-2.1.2 Critère de rupture	129
IV-2.2 Analyse de la réponse mécanique des réservoirs de référence.....	130
IV-2.2.1 Définition de l'analyse	130
IV-2.2.2 Premier cas d'application : réservoir d'étude N°1	131
IV-2.2.2.1 Sensibilité de la réponse mécanique à la taille de discrétisation.....	131
IV-2.2.2.2 Simulation sur réservoir N°1 : comparaison entre configuration avec et sans prise en compte de la variation des hétérogénéités	133
IV-2.2.3 Deuxième cas d'application : réservoir d'étude N°2	137
IV-2.2.3.1 Définition des hétérogénéités dans le réservoir N°2	138
IV-2.2.3.2 Simulation sur réservoir N°2 : comparaison entre configuration avec et sans prise en compte de la variation des hétérogénéités	139
IV-3 Conclusion :	142

Ce chapitre est consacré à la simulation des réservoirs composites sous pression. Notre objectif est d'évaluer le mieux possible la tenue mécanique des réservoirs. En effet, il est important de tendre autant que possible vers la modélisation des structures réelles en intégrant les différentes spécificités liées au procédé de réalisation dans les modèles de calcul.

Dans la Figure IV-1, nous rappelons l'approche globale de la modélisation du comportement mécanique des réservoirs bobinés. Lors de cette démarche, nous avons déterminé l'évolution des différentes propriétés physiques dans le réservoir surtout dans le fond. Les propriétés physiques concernées sont : la fraction volumique de fibres, la fraction volumique et la forme de porosités, l'évolution des angles d'enroulements et l'évolution des épaisseurs. Puis, nous avons proposé un modèle micromécanique intégrant la présence et la variation des hétérogénéités (fibres et porosités). La plage de variation des hétérogénéités est en adéquation avec les résultats trouvés lors de la caractérisation. Ensuite, nous avons développé un modèle permettant de modéliser la structure du réservoir en intégrant les différentes variabilités dans le fond tel que sont définis et identifiées notamment l'évolution des angles d'enroulement et l'évolution des épaisseurs en prenant en compte la variation du taux de fibres due au compactage des couche.

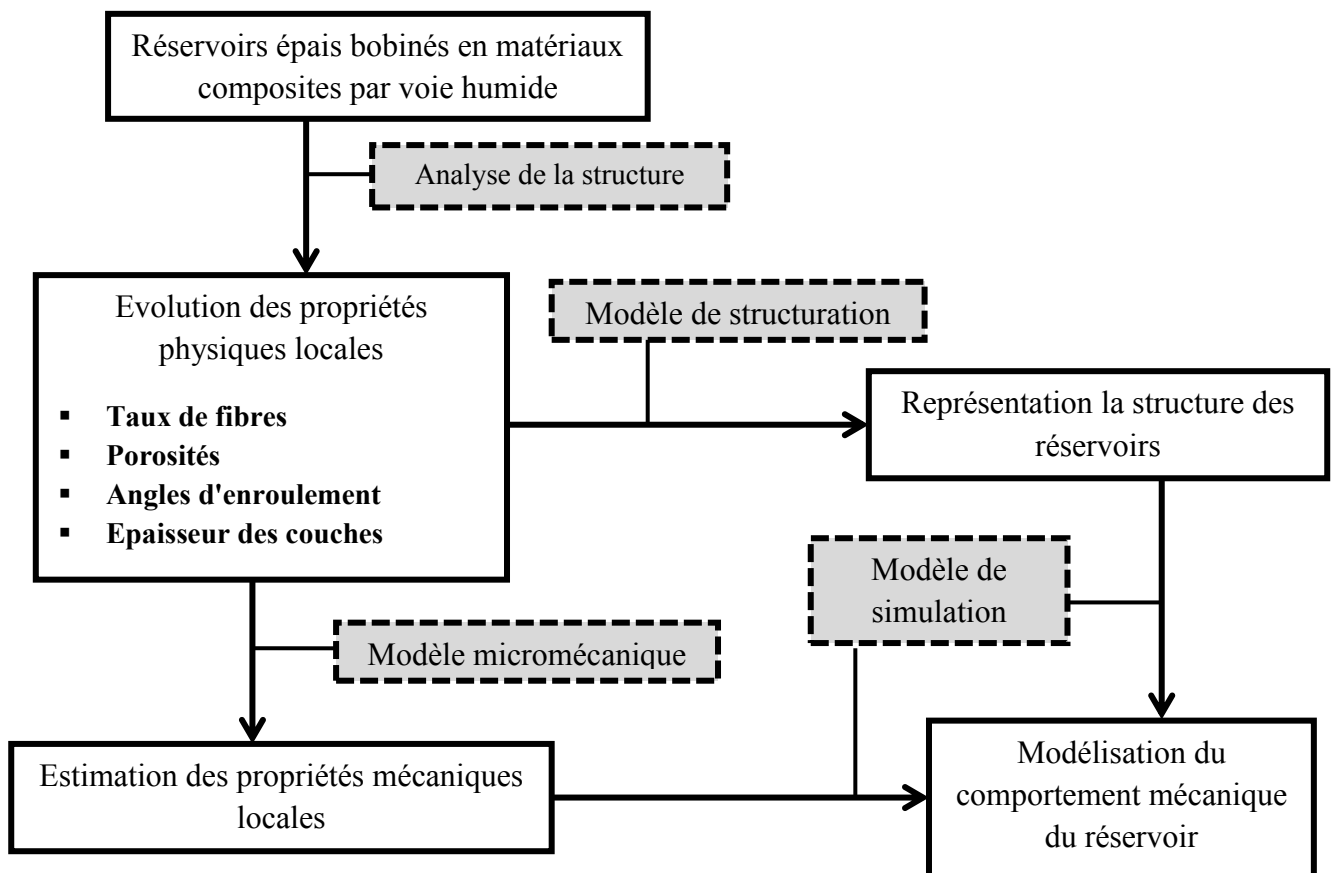


Figure IV-1 : Démarche globale pour la simulation du comportement mécanique des réservoirs bobinés en matériaux composites

Cette partie du travail consiste à développer un outil permettant de modéliser le réservoir tout en introduisant dans le modèle de calcul les différentes spécificités liées au procédé de fabrication. Il s'agit dans un premier temps de mettre au point un pré-processeur spécifique pour la génération du modèle éléments finis du réservoir complet. Puis, nous montrons sur **deux cas d'applications**, les résultats des simulations avec et sans prise en compte de la variation des hétérogénéités en terme d'éclatement du réservoir.

IV-1 Développement du modèle d'analyse par élément finis

IV-1.1 Limites des modèles de modélisation actuels et besoin du développement d'un outil de simulation

La simulation du comportement mécanique des réservoirs bobinés en matériaux composites représente toujours un problème dont la complexité augmente avec la prise en compte des spécificités et les variabilités de ce type de structures.

Comme précisé dans le chapitre 1, plusieurs auteurs ont utilisé des modèles analytiques pour décrire le comportement des réservoirs composites sous pression [(Odrů et al., 1991); (Kress, 1995); (Wild et al., 1997); (Xia et al., 2001); (Jacquemin et al., 2004); (Chapelle et al., 2006); (Bakaiyan et al., 2009); (Ansari et al., 2010); (Pilato, 2011)]. La résolution de l'équilibre mécanique en déplacement radial est l'approche la plus utilisée du fait de sa simplicité. Il est de plus facile d'intégrer des variabilités physiques dans l'épaisseur de la structure. En revanche cette approche ne peut pas être adaptée à des géométries complexes comme celles des fonds. De ce fait, l'application de ces méthodes reste limitée à la partie cylindrique du réservoir. Dans ce cas l'effet de fonds est pris en compte par l'introduction des forces axiales.

Une autre approche consiste à utiliser des analyses par la méthode des éléments finis, afin de permettre la modélisation des fonds. Cette approche permet de s'éloigner de la représentation idéalisée des réservoirs composites réduite à la partie cylindrique et permet de modéliser le réservoir complet et s'adapter à plusieurs types de géométries.

Les modèles de simulation disponibles dans la littérature [(Leh, 2013); (Zu et al., 2010); (Park et al., 2002); (Abaqus Simulia, 2008)] pour la modélisation du comportement des réservoirs composites sont basés sur la combinaison de calcul des épaisseurs des couches et des angles d'enroulement dans les fonds. Chaque couche possède donc les mêmes propriétés mécaniques dans l'épaisseur et tout le long du réservoir.

Dans notre travail nous optons pour l'utilisation de la méthode des éléments finis pour analyser le comportement mécanique des réservoirs. Afin de pouvoir prendre en compte la spécificité des réservoirs composite, nous avons fait le choix de développer notre propre méthode de modélisation que nous avons intégrée dans un code de calcul.

IV-1.2 Construction du modèle éléments finis

Dans cette section nous présentons la construction du modèle éléments finis pour simuler principalement le comportement mécanique du réservoir composite. Le modèle éléments finis du réservoir est développé d'une manière à rendre la tâche de simulation la plus aisée possible. Le réservoir est présenté par une modélisation axisymétrique. Ceci présente l'avantage d'alléger de façon considérable la simulation éléments finis et donc privilégier les temps de calcul.

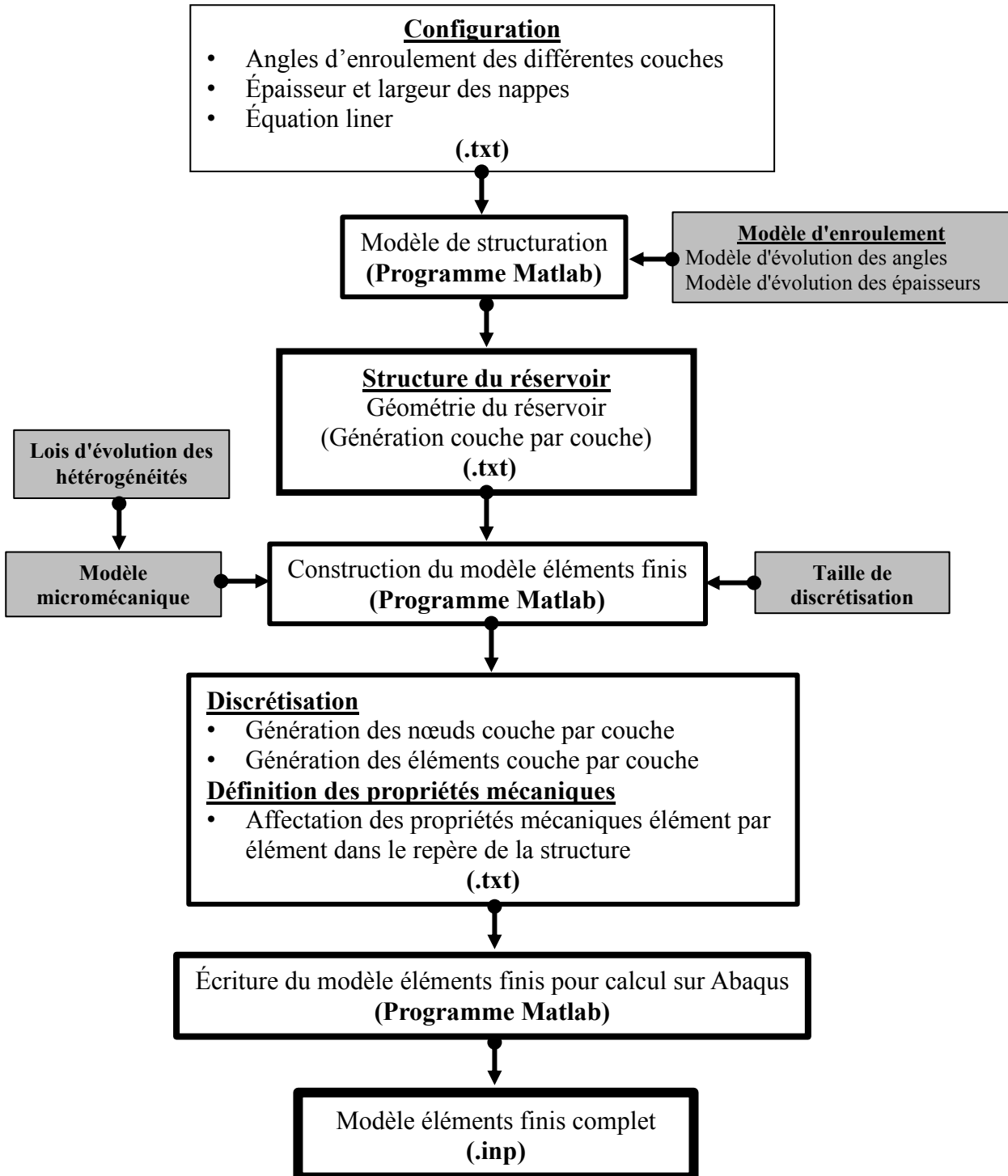


Figure IV-2 : Principe de la génération du modèle éléments finis

Dans la Figure IV-2, nous illustrons le principe global pour la construction du modèle éléments finis. Ce modèle est généré en utilisant l'outil de programmation Matlab. Le calcul est réalisé sur le code de calcul **Abaqus/standard**. Notre approche consiste à écrire le modèle éléments finis dans un fichier d'entrée (**.inp**). Le pré-traitement du modèle éléments finis se fait principalement par :

- 1) La définition de la géométrie (génération des nœuds et des éléments)
- 2) L'attribution des propriétés mécaniques éléments par éléments

À partir d'une configuration de réservoir donnée, la structure du réservoir est générée couche par couche par le modèle de structuration développé dans le chapitre 3. Ensuite la discrétisation de la géométrie qui consiste à générer les nœuds et les éléments axisymétriques est effectuée. Puis les propriétés mécaniques sont attribuées éléments par éléments.

IV-1.2.1 Génération de la géométrie : discrétisation

IV-1.2.1.1 Génération des nœuds dans le fond

Cette section est consacrée à la définition des nœuds dans le modèle éléments finis. La génération des nœuds représente l'étape la plus importante dans la démarche de discrétisation de la structure.

La discrétisation de chaque couche dans la partie cylindrique se fait d'une manière simple et classique. La ligne inférieure et la ligne supérieure de chaque couche sont décrites par des lignes droites parallèles à l'axe du réservoir. La discrétisation de la couche dans la partie fond nécessite toutefois plusieurs itérations afin d'obtenir un maillage régulier.

Dans ce travail nous proposons une méthode de discrétisation pour la création des nœuds dans le fond du réservoir. Un sous-programme dans le processus de simulation est spécifiquement développé pour réaliser cette opération.

Dans le chapitre 3 nous avons montré comment les couches sont construites via un modèle de structuration à partir d'une configuration donnée du réservoir. Nous avons précisé aussi que la géométrie de chaque couche est définie par une ligne inférieure et une ligne supérieure. **Ces lignes sont décrites par des points de définition**. Cependant ces points ne peuvent pas être utilisés comme des nœuds pour définir le modèle éléments finis, du fait de la discrétisation très fine préalablement établie pour construire la structure du fond. **En effet, les nœuds sont obtenus par découpage des lignes inférieures et les lignes supérieures de chaque couche avec un pas régulier.**

La discrétisation de la partie cylindrique et celle du fond de chaque couche se fait indépendamment. De ce fait les nœuds définissant la couche dans la partie cylindrique sont associés à ceux définissant la couche dans la partie fond dans la définition des nœuds dans le modèle éléments finis. Autrement dit, chaque couche est définie dans le modèle élément finis comme une partie complète.

IV-1.2.1.1.1 Méthode de découpe des lignes inférieures et supérieures des couches

L'opération de découpage des lignes inférieures et supérieures des couches en nœuds se fait d'une manière indépendante, c'est-à-dire que chaque couche est découpée à part. Le principe de base de la discrétisation est d'avoir une continuité des nœuds entre les couches. Autrement dit, les nœuds définissant la ligne inférieure d'une couche doivent coïncider avec les nœuds définissant les lignes supérieures des couches précédemment déposées. Les nœuds définissant la ligne supérieure d'une couche doivent aussi coïncider avec les nœuds définissant les lignes inférieures des couches suivantes.

De ce fait, pour créer les nœuds nous choisissons d'utiliser des lignes qui sont introduites dans l'objectif de déterminer leurs intersections avec les lignes inférieures et supérieures de chaque couche. Nous illustrons ci-après (Figure IV-3) les lignes utilisées pour découper les lignes inférieures et supérieures des couches. Ces lignes sont représentées par **des droites normales au liner** et elles sont disposées dans le principe d'avoir une continuité des nœuds entre les couches. Ainsi la taille de la discrétisation représente la **distance curviligne** entre les lignes normales.

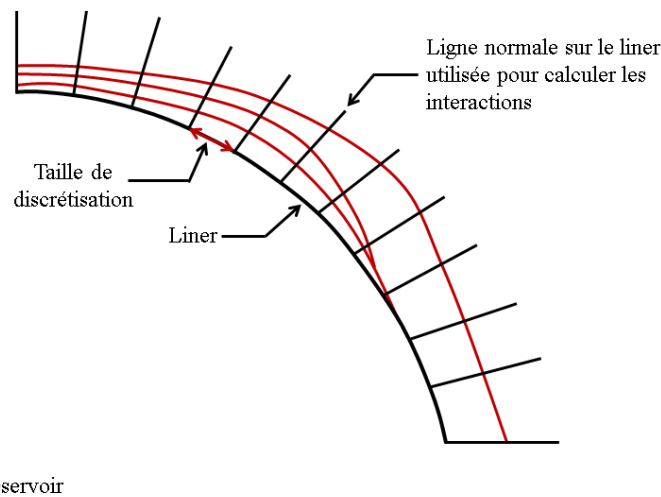


Figure IV-3 : Illustration des lignes utilisées pour découper les lignes inférieures et supérieures de chaque couche le long du fond

Sur l'illustration ci-dessous (Figure IV-4) nous présentons la manière avec laquelle une couche est découpée par les lignes normales. Les nœuds sont définis par l'intersection des lignes normales avec les lignes inférieures et supérieures de chaque couche.

En effet, les nœuds définissant la ligne inférieure d'une couche coïncident systématiquement avec les nœuds définissant les lignes supérieures des couches précédemment déposées. De même que les nœuds définissant la ligne supérieure d'une couche coïncident aussi avec les nœuds définissant les lignes inférieures des couches suivantes.

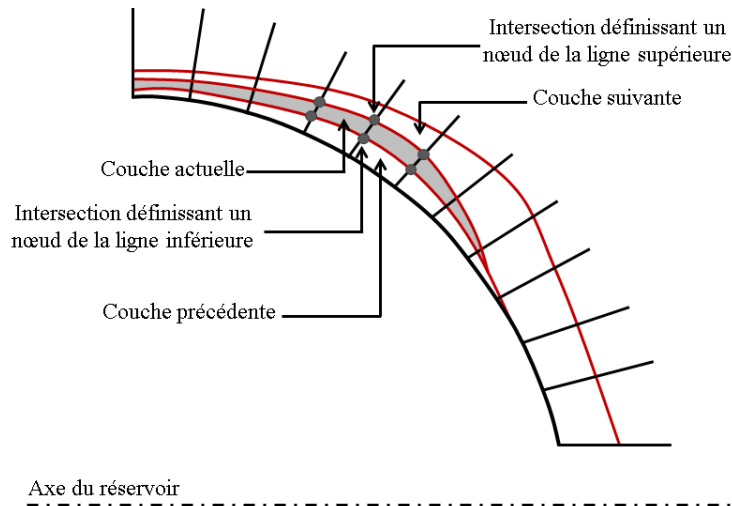


Figure IV-4 : Illustration de l'intersection entre les lignes normales et les lignes inférieures et supérieures d'une couche

L'intersection est décrite par la distance minimale entre une ligne normale et les lignes inférieures et supérieures des couches. Autrement dit, un nœud de la ligne supérieure d'une couche est le point de définition de la ligne supérieure le plus proche de la ligne normale, de même un nœud de la ligne inférieure d'une couche est le point de définition de la ligne inférieure le plus proche de la ligne normale.

IV-1.2.1.1.2 Gestion de génération du nœud en arrêt de couche

Lorsque l'on génère les nœuds d'une couche, se pose le problème de l'arrêt de couche. En effet, la position de l'arrêt de couche ne coïncide pas forcément avec une des lignes normales qui sont introduites avec un pas de discrétisation constant. Le point de définition donné par la position de l'arrêt de couche représente systématiquement le nœud en arrêt de couche. De ce fait, comme c'est illustré dans la représentation ci-après (Figure IV-5), nous retenons dans ce cas une discontinuité des nœuds en arrêt de couche entre la couche et les couches d'avant et d'après.

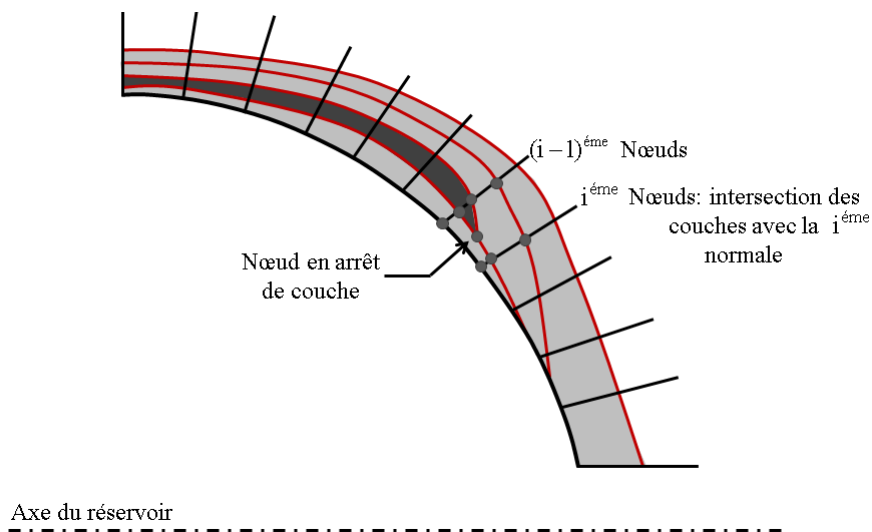


Figure IV-5 : Illustration d'une discontinuité des nœuds en arrêt de couche avec la couche d'avant et la couche d'après

En l'occurrence, pour assurer la continuité en arrêt de couche, une correction de la position des nœuds mis en question est établie dans le programme de discrétisation. Nous précisons que la position du nœud en arrêt de la couche ne subit pas de correction.

La correction de la position des nœuds se fait comme suivant :

- Si le nœud en arrêt de couche est plus proche des $i^{\text{ème}}$ nœuds (Figure IV-5), les $i^{\text{ème}}$ nœuds de la ligne supérieure de la couche précédente et de la ligne inférieure de la couche suivante sont déplacés vers le $i^{\text{ème}}$ nœud en arrêt de couche (Figure IV-6).
- Si le nœud en arrêt de couche est plus proche des $(i-1)^{\text{ème}}$ nœuds (Figure IV-5). Les $(i-1)^{\text{ème}}$ nœuds de la ligne supérieure de la couche précédente et de la ligne inférieure de la couche suivante sont déplacés vers le $i^{\text{ème}}$ nœud en arrêt de couche et les $(i-1)^{\text{ème}}$ nœuds de la couche sont supprimés (Figure IV-7).

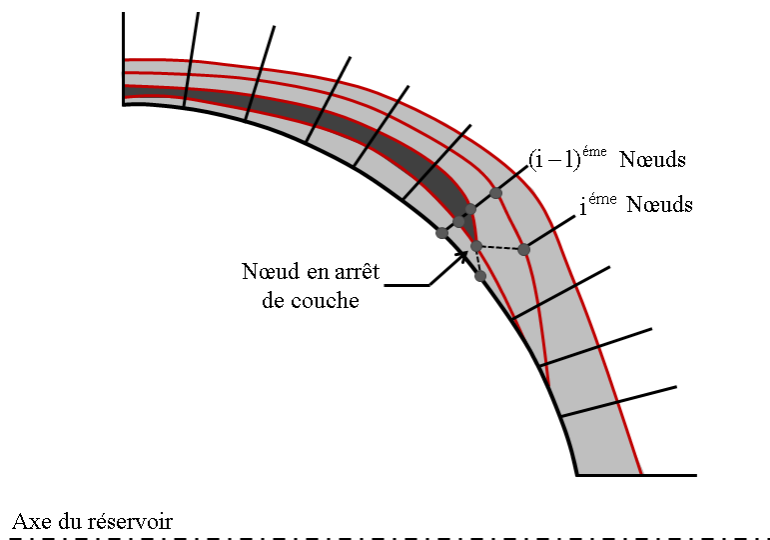


Figure IV-6 : Illustration d'un exemple de modification des $i^{\text{ème}}$ nœuds de la ligne supérieure de la couche précédente et de la ligne inférieure de la couche suivante

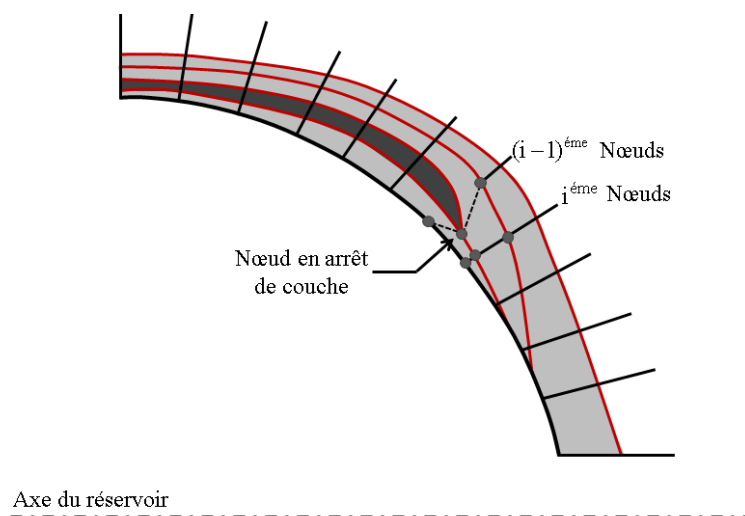


Figure IV-7 : Illustration d'un exemple de modification des $(i-1)^{\text{ème}}$ nœuds de la ligne supérieure de la couche précédente et inférieure de la couche suivante

IV-1.2.1.2 Définition des éléments dans le modèle éléments finis

IV-1.2.1.2.1 Choix des caractéristiques des éléments

D'une manière générale, cinq aspects caractérisent le comportement d'un élément : La famille, les degrés de liberté, le nombre de nœuds, la formulation et l'intégration.

En ce qui concerne la famille d'éléments, nous utilisons des éléments solides type "Continuum Solid". Chaque élément est composé de quatre nœuds. Des éléments à trois nœuds sont aussi utilisés en arrêt de couche, en raison de la forme des couches dans ces zones. Ainsi, chaque nœud de l'élément possède deux degrés de libertés, suivant r et suivant z . La formulation utilisée est une formulation linéaire. Nous choisissons à utiliser une intégration réduite au barycentre de l'élément.

La simulation du comportement mécanique du réservoir est réalisée sur le code de calcul éléments finis **Abaqus**. De ce fait, dans cette étude nous utilisons des éléments existant dans la librairie des éléments. Dans la Figure IV-8 nous montrons une représentation schématique des éléments utilisés dans la simulation du comportement mécanique du réservoir.

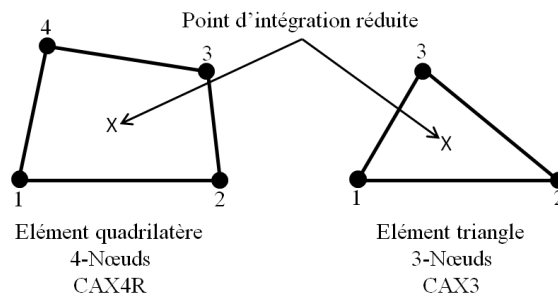


Figure IV-8 : Représentation des éléments utilisés dans la modélisation axisymétrique du réservoir

IV-1.2.1.2.2 Génération des éléments

La création d'un élément se fait par la liaison des nœuds de la ligne inférieure et les nœuds de la ligne supérieure de chaque couche. Ainsi chaque couche est modélisée par un élément dans l'épaisseur. Dans le fichier d'entrée du modèle éléments finis, chaque élément est décrit par son numéro et le numéro des nœuds qui le constituent. Nous schématisons dans la Figure IV-9 la définition des éléments dans le modèle éléments finis. Les flèches en rouge décrivent l'ordre des nœuds dans la définition de l'élément.

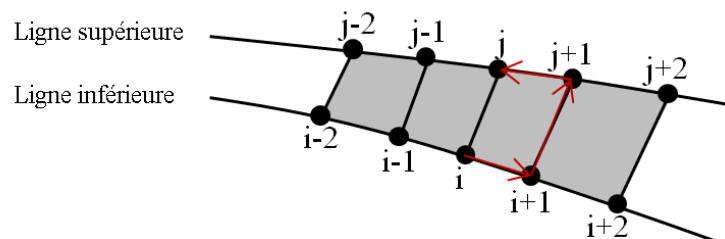


Figure IV-9 : Représentation des éléments à 4 nœuds

Nous rappelons que des éléments à trois nœuds sont utilisés en arrêt de couche, du fait de la forme des couches dans ces zones (Figure IV-10).

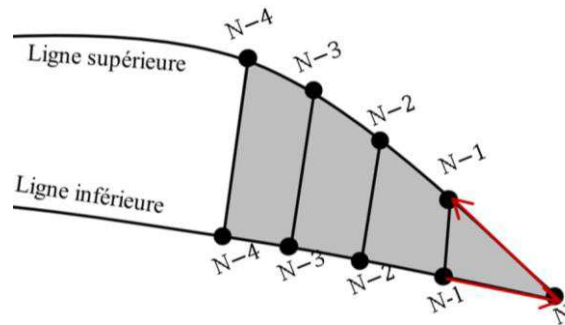


Figure IV-10 : Représentation des éléments à 3 nœuds en arrêt de couche

IV-1.2.2 Définition des propriétés mécaniques : Intégration de la variation des hétérogénéités

IV-1.2.2.1 Prise en compte de la porosité

Pour intégrer la présence de porosités, nous nous basons sur les mesures localement réalisés concernant l'évolution de la fraction volumique et la forme représenté par le rapport entre la largeur et la longueur des porosités. La prise en compte de l'existence de porosités dans le réservoir est décrite dans la Figure IV-11. Dans la simulation éléments finis du réservoir, l'effet de la présence de porosité est intégré élément par élément. L'évolution de la fraction volumique et la forme des porosités sont définies en fonction de la position dans l'épaisseur adimensionnée de la structure. Nous rappelons que l'évolution du taux et de la forme de porosités peut être décrite soit par des courbes de tendance (linéaire, biliaire....) ou par l'interpolation des données brutes.

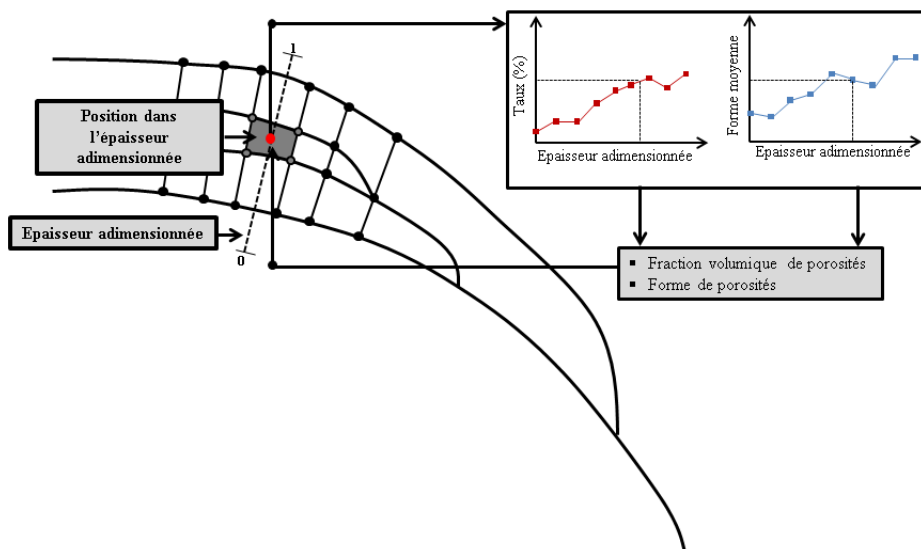


Figure IV-11 : Affectation du niveau de porosités dans un élément

IV-1.2.2.2 Prise en compte de la variation de la fraction volumique de fibre

Dans l'analyse de la microstructure, la fraction volumique de fibres a été définie à deux échelles. À l'échelle microscopique où nous considérons comme hétérogénéités seulement les fibres et la matrice et à l'échelle mésoscopique où nous considérons en plus les porosités.

La Figure IV-12 illustre l'intégration de la fraction volumique à l'échelle microscopique et mésoscopique. La fraction volumique de fibres pour les deux échelles est définie élément par élément. À l'échelle mésoscopique la variation de fraction volumique de fibre est associée au mode de dépôt des couches (circonférentielles ou hélicoïdales) et la position de la couche dans l'épaisseur de la structure. De ce fait à partir des constats tirés de la caractérisation nous définissons la fraction volumique de fibres dans le réservoir.

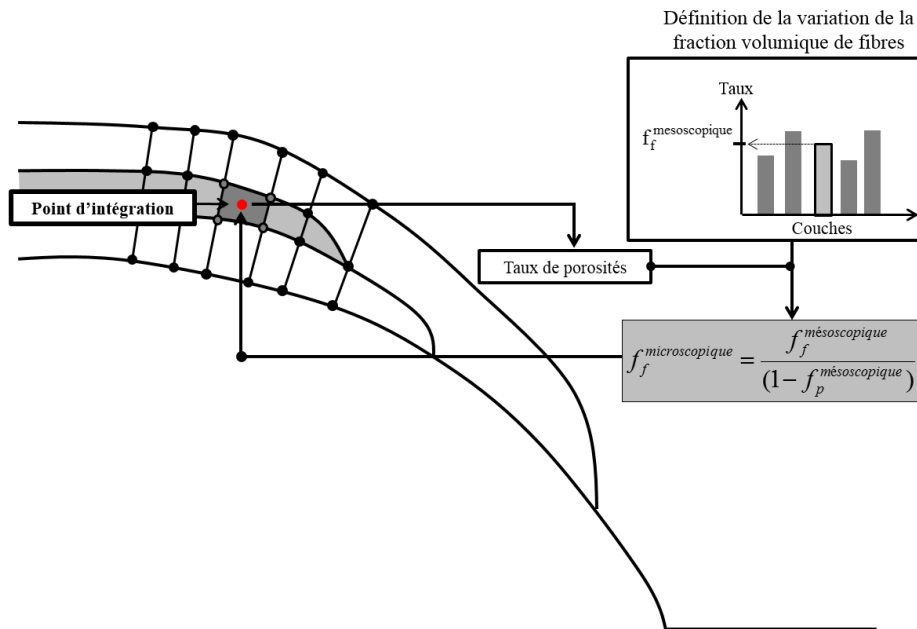


Figure IV-12 : Estimation de la fraction volumique de fibres à l'échelle mésoscopique et microscopique

IV-1.2.2.3 Attribution des propriétés mécaniques

Dans l'illustration (Figure IV-13) nous présentons le processus d'attribution des propriétés mécaniques locales ou élémentaires dans le réservoir. Dans cette schématisation la terminologie suivante est utilisée :

C_i^{UD} : Matrice de rigidité de l'élément dans le repère du composite unidirectionnel.

$C_i^{+\alpha_i}$ et $C_i^{-\alpha_i}$: Matrice de rigidité de l'élément respectivement à $+\alpha_i$ et $-\alpha_i$ dans le repère de la structure.

T_i : Matrice de passage du repère du pli au repère de la structure.

$C_i^{\pm\alpha_i}$: Matrice de rigidité dans le repère de la structure.

Le modèle micromécanique présenté dans le chapitre 2 est utilisé pour calculer les propriétés mécaniques à l'échelle de la couche. Les différents modules sont déterminés en fonction des différents paramètres physiques, en l'occurrence, la fraction volumique et la forme moyenne des porosités et la fraction volumique de fibre à l'échelle microscopique.

Le réservoir étant multicouche, l'analyse de son comportement nécessite de travailler dans le repère de la structure de ce fait un changement de base est effectué en utilisant des matrices de passage. Ensuite, les propriétés homogènes d'une couche $\pm\alpha$ sont calculées. L'angle α est déterminé par la loi décrivant l'évolution géodésique.

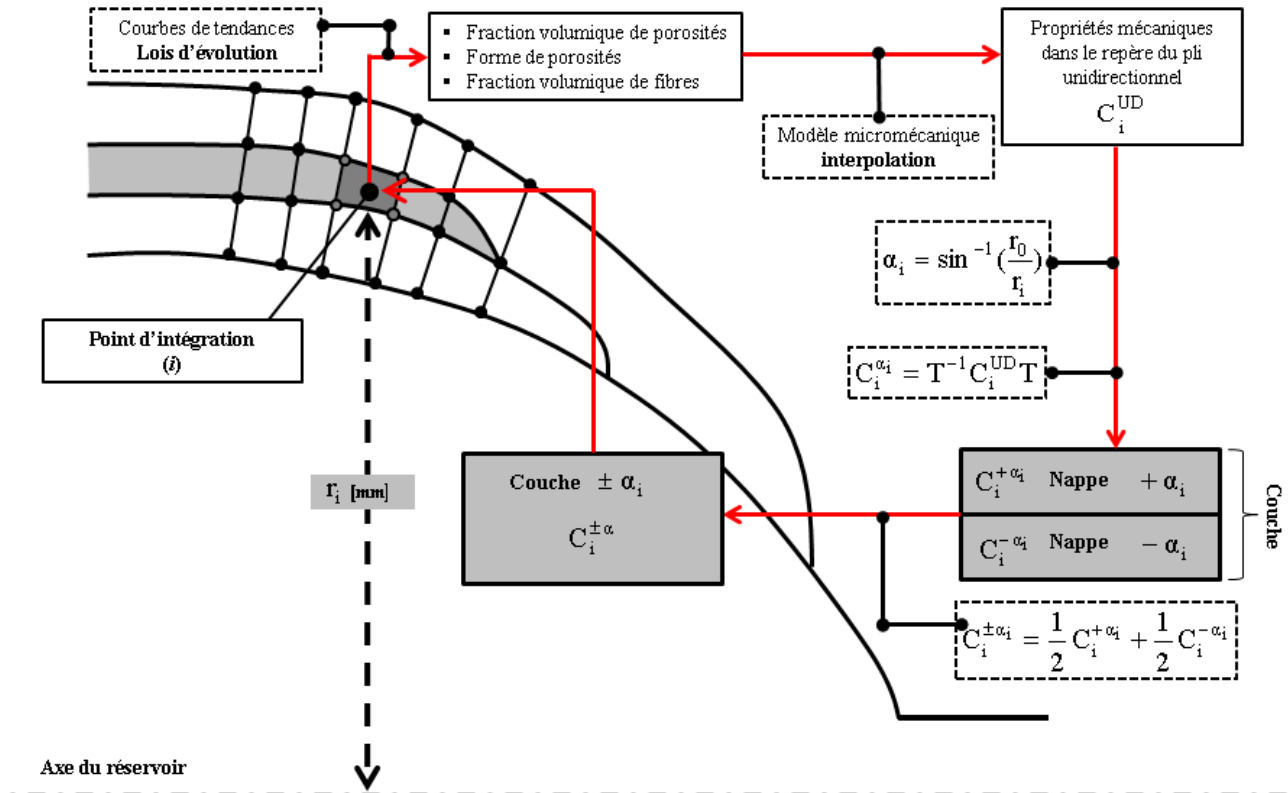


Figure IV-13 : Schéma global du calcul des propriétés mécaniques élémentaires dans le réservoir

IV-2 Simulation du comportement mécanique : intégration des hétérogénéités

IV-2.1 Étude du comportement du réservoir jusqu'à éclatement

IV-2.1.1 Définition de la pression d'éclatement

Généralement, différentes approches sont utilisées pour prévoir la pression d'éclatement des réservoirs composites. L'introduction des phénomènes d'endommagement du matériau composite permet évidemment de prévoir au plus proche l'éclatement de la structure. Ceci nous impose en effet l'identification des modes d'endommagement via des essais de caractérisation sur des éprouvettes représentatives des structures bobinées tout en prenant en compte les différentes hétérogénéités et leurs distributions dans les structures ce qui est complexe surtout pour la représentation de la structure dans les fonds. En outre, la mise en œuvre de cette approche est difficile du fait de la prise en compte de la **non-linéarité géométrique** due aux grands déplacements que la structure peut subir avant la rupture finale aussi bien que la **non-linéarité du**

matériau due aux différentes modifications du matériau (décohésion fibre/matrice, fissures, délaminages. . .).

Il est classiquement accepté que les réservoirs en composites sous pression interne sont régis par un comportement élastique linéaire où l'éclatement est déterminé par un critère de rupture fragile sens fibre [(Gramoll et al., 1995); (Camara et al., 2011) et (Pilato, 2011)]. Cette approche est généralement plus conservative puisque nous ne considérons pas la redistribution des contraintes dans l'épaisseur du réservoir et en effet le transfert du chargement sur les autres plis, qui est relativement significatif dans le cas des structures épaisses. Néanmoins, dans notre cas nous souhaitons retenir cette approche dans le but d'analyser l'influence de la variation des différentes hétérogénéités sur la tenue mécanique des réservoirs.

De ce fait, nous choisissons de considérer un comportement élastique linéaire du matériau où nous nous focalisons uniquement sur la satisfaction du critère de rupture dans le sens des fibres.

Nous précisons ainsi que le réservoir peut s'éclater suivant deux modes : un mode sain où l'éclatement survient dans la partie cylindrique où un mode non sain où l'éclatement survient dans le fond.

IV-2.1.2 Critère de rupture

Traditionnellement, le critère de rupture sens fibres est formulé à partir de l'inégalité ci-dessous (IV-1) liant la contrainte sens fibres σ_{xx} à la résistance du pli $\sigma_x^{composite}$ dans cette même direction :

$$\text{Critère de rupture : } \frac{\sigma_{xx}}{\sigma_x^{composite}} \geq 1 \quad (\text{IV-1})$$

La résistance du pli sens fibres $\sigma_x^{composite}$ est déterminée à partir des essais expérimentaux sur des éprouvettes de référence.

La prise en compte d'hétérogénéités et leur variation dans la structure, nous impose explicitement de faire intervenir la distribution des hétérogénéités dans la structure. La résistance du pli sens fibres varie en fonction de la variation de la fraction volumique de fibres et de porosités [(Olivier et al., 1995); (Cohen et al., 2001); (Liu et al., 2006); (Zhu et al., 2011) et (Pilato, 2011)].

Pour prendre en compte ces variabilités dans l'estimation du critère de rupture, nous nous basons sur des travaux de la littérature. Notamment les travaux de Tsai (Tsai, 1988), pour intégrer la variation de la fraction volumique de fibres et les travaux de Olivier (Olivier et al., 1995), pour prendre en compte l'évolution de la fraction volumique de porosités. Cependant, en raison de manque de données, dans ce travail nous ne prenons pas en compte l'effet de la forme des porosités sur la résistance sens fibres. Nous exprimons en effet la résistance sens fibres comme suivant :

$$\sigma_x^{composite} = \sigma_x^{fm} \cdot F(f_p^{mésoscopique}) \quad (\text{IV-2})$$

σ_x^{fm} est la résistance sens fibres à l'échelle microscopique (fibre et matrice) et $F(f_p^{microscopique})$ est une fonction intégrant l'effet des porosités.

Selon Tsai (Tsai, 1988), pour des variations de la fraction volumique de fibres de l'éprouvette de référence la résistance sens fibre d'une couche de fraction volumique est donné par :

$$\sigma_x^{fm} = \frac{f_f^{microscopique}}{f_f^{microscopique}(Re f)} \cdot \sigma_x^{fm}(Re f) \quad (IV-3)$$

$\sigma_x^{fm}(Re f)$ et $f_f^{microscopique}(Re f)$ sont respectivement la fraction volumique de fibres et la résistance sens fibres des éprouvettes de référence.

Pour prendre en comptes l'évolution le taux de porosités, nous utilisons les résultats issus des travaux de Olivier (Olivier et al., 1995). Ci-dessous (Figure IV-14) nous présentons la variation de la résistance en traction sens fibres en fonction du taux volumique de porosités. La plage de variation du taux de porosités (d'environ 0.5% à environ 10%), correspond à la plage qui a été observés au chapitre 2.

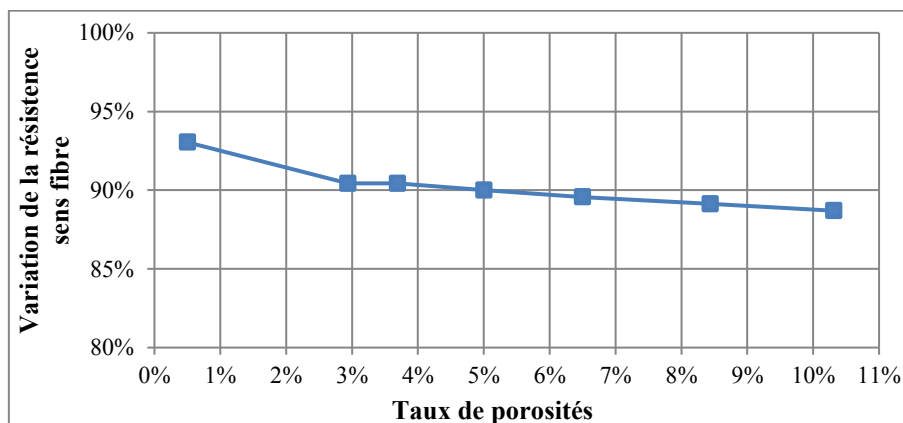


Figure IV-14 : Variation des résistances en traction sens fibres et sens transverse en fonction du taux volumique de porosités à partir de (Olivier et al., 1995)

Bien que ces résultats soient issus des essais de traction sur des éprouvettes de composite carbone époxyde préimprégnées [0°₁₆], les données tirées de ces essais peuvent être exploités dans notre cas d'étude. Nous estimons alors l'effet du taux de porosités sur la résistance sens fibres par interpolation des données présentés dans la Figure IV-14.

IV-2.2 Analyse de la réponse mécanique des réservoirs de référence

IV-2.2.1 Définition de l'analyse

Nous soumettons le réservoir à **une pression constante** interne P [bar] qui correspond à la satisfaction du critère de rupture sens fibres. Les simulations sont effectuées en calcul statique. Les réservoirs sont modélisés par un assemblage de couches. Un contact parfait est considéré entre les couches. La pression est appliquée sur la surface intérieure du réservoir. Nous considérons ainsi les conditions de symétrie. De ce fait dans les simulations nous ne modélisons qu'un demi-réservoir.

IV-2.2.2 Premier cas d'application : réservoir d'étude N°1

Dans cette partie nous montrons les simulations sur le réservoir d'étude N°1. Dans un premier temps nous étudions l'éventuelle sensibilité de la réponse mécanique à la taille de la discrétisation du réservoir. Ensuite nous présentons les résultats des simulations sur le réservoir avec et sans prise en compte de la variation des hétérogénéités.

Le réservoir d'étude est de 9L. Les propriétés géométriques sont schématisées dans la Figure IV-15. Le réservoir se compose de deux parties : **dix couches de composite** (une épaisseur théorique d'environ 5[mm]) qui assurent en effet l'intégrité de la structure du réservoir sous pression et une embase en alliage **d'aluminium** (Module d'élasticité = 70 [GPa] et coefficient de poisson = 0,3). En revanche, le liner n'est pas modélisé puisqu'il n'a pas un rôle structural pour le réservoir.

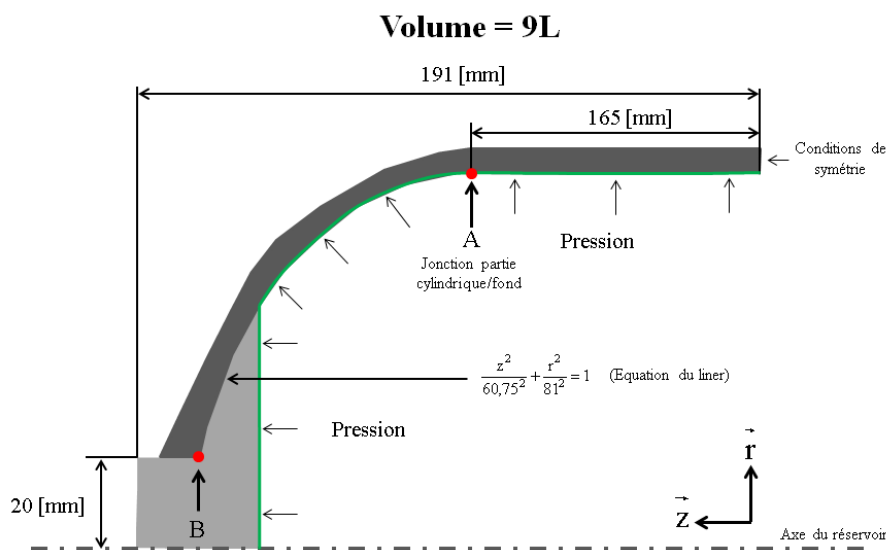


Figure IV-15 : Propriétés géométriques du réservoir d'étude N°1

IV-2.2.2.1 Sensibilité de la réponse mécanique à la taille de discrétisation

L'objectif de ce travail est de mettre l'accent sur l'effet de la discrétisation de la structure sur la réponse mécanique du réservoir. L'éventuelle sensibilité des résultats à la taille de la discrétisation ne revient pas seulement à la précision des résultats liée à la finesse du maillage, mais aussi à la description des propriétés physiques dans la structure. Nous rappelons que la taille de discrétisation représente la distance des droites normales au liner utilisées pour découper les lignes inférieures et supérieures des couches.

Dans cette étude nous avons choisi une plage de discrétisation entre 0,2 [mm] et 1,6 [mm] (Figure IV-16). Trois paramètres sont comparés : la pression d'éclatement qui correspond à la satisfaction du critère de rupture et deux déplacements locaux (axial U_z et radial U_r en A et en B Figure IV-15). Nous notons ainsi que les différentes simulations sont réalisées sur des configurations avec prise en compte de la variation des hétérogénéités. Les lois d'évolution de la fraction volumique de fibres, du taux et de la forme des porosités sont montrées dans la partie suivante.

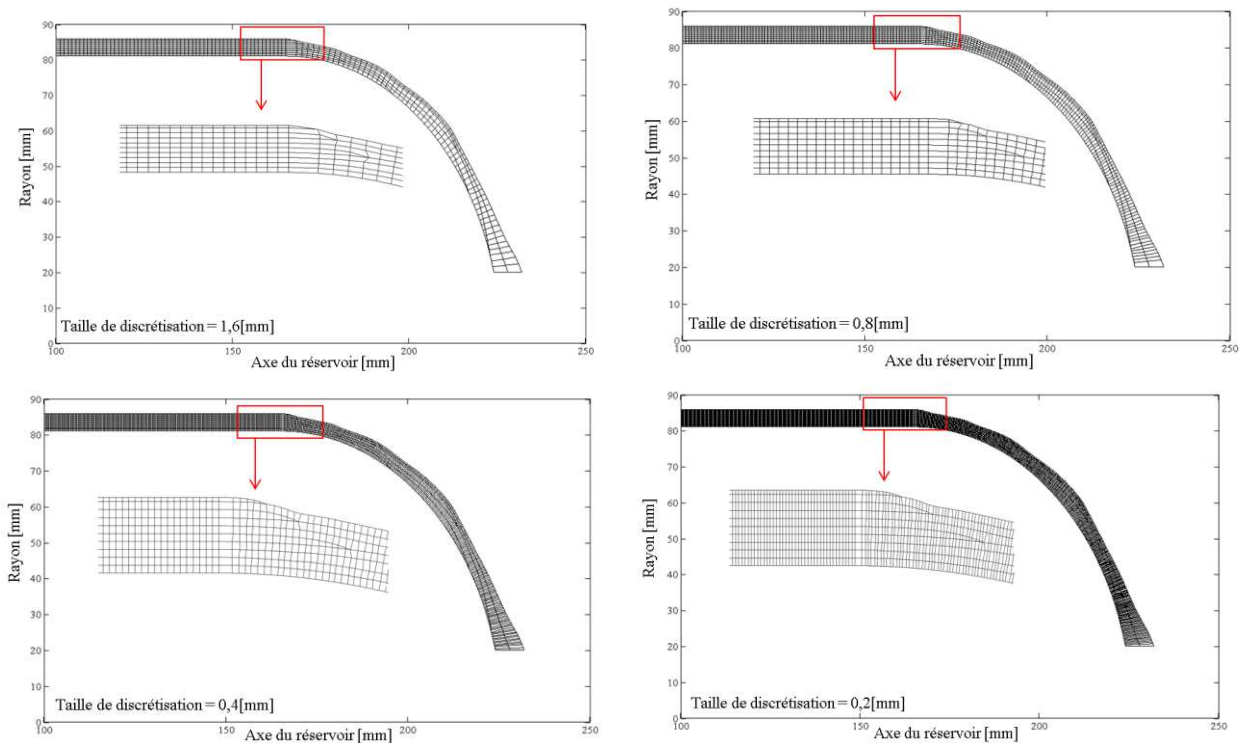


Figure IV-16 : Modélisation des différents maillages du réservoir d'étude N°1

Dans le Tableau IV-1, nous présentons les résultats des différentes simulations. Nous retenons les constatations suivantes :

- La pression d'éclatement est légèrement impactée par la taille de discrétisation : -7 [bar] entre 1,6 [mm] et 0,4 [mm].
- Le déplacement local (axial et radial) en A n'est pas impacté par la taille de discrétisation.
- Le déplacement radial en B est moyennement plus impacté par la taille de discrétisation : +0,45 [mm] entre une taille de 1,6 [mm] et une 0,4 [mm].

Dans notre analyse nous nous intéressons particulièrement à l'évaluation de la tenue mécanique du réservoir en termes d'éclatement. Ainsi, la pression d'éclatement reste peu sensible à la taille de discrétisation. Néanmoins nous avons choisis une taille de discrétisation de 0,4 [mm] pour effectuer les simulations puisque l'ensemble des résultats impactés converge à cette taille.

Taille de discrétisation [mm]	0,2 [mm]	0,4 [mm]	0,8 [mm]	1,6 [mm]
Pression d'éclatement [bar]	803,1	803,1	806,9	810,45
Déplacement en A [mm]	$U_z = 0,83$	$U_z = 0,84$	$U_z = 0,87$	$U_z = 0,9$
	$U_r = 0,98$	$U_r = 0,97$	$U_r = 1$	$U_r = 1$
Déplacement en B [mm]	$U_z = 0,06$	$U_z = 0,06$	$U_z = 0,08$	$U_z = 0,09$
	$U_r = 2,55$	$U_r = 2,5$	$U_r = 2,72$	$U_r = 2,95$

Tableau IV-1 : Résultats de l'étude de sensibilité à la taille de discrétisation

IV-2.2.2.2 Simulation sur réservoir N°1 : comparaison entre configuration avec et sans prise en compte de la variation des hétérogénéités

IV-2.2.2.2.1 Configuration sans prise en compte de la variation des hétérogénéités (configuration de référence)

Pour la configuration de référence, les propriétés mécaniques homogénéisées du matériau dans le repère de la couche sont montrées dans le Tableau IV-2. Ces propriétés sont issues du modèle micromécanique proposé dans le chapitre 2 et correspondent à une fraction volumique de fibres moyenne de 66% et un taux de porosité nul. La résistance à la rupture sens fibres de référence est de 3000 [MPa].

E_{xx} [GPa]	E_{yy} [GPa]	G_{xy} [GPa]	G_{yz} [GPa]	ν_{xy}	ν_{yz}	$\sigma_x^{\text{composite}}$ [MPa]
153	7,8	3,5	2,8	0,25	0,39	3000

Tableau IV-2 : Propriétés mécaniques de référence d'une couche du matériau composite : réservoir d'étude N°1

IV-2.2.2.2.2 Configuration avec prise en compte de la variation des hétérogénéités

La définition des hétérogénéités dans le réservoir d'étude N°1, est présentée dans la Figure IV-17 et la Figure IV-18. Cette description est basée sur les mesures effectuées sur le réservoir dans le chapitre 2. Nous précisons que pour la forme de porosités, nous nous basons sur les mesures de microtomographie réalisée sur une structure plus épaisse.

La définition dans le modèle de calcul du réservoir N°1 de la fraction volumique de fibres à l'échelle mésoscopique et le facteur de compactage des couches sont présenté dans la Figure IV-17.

- Les couches circonférentielles (en rouge) ont un taux de fibres de 60% et un facteur de compactage de 1,09.
- Les couches hélicoïdales (en bleu) ont une fraction volumique de fibres de 69% et un facteur de compactage de 0,95 sauf pour la dernière couche déposée qui a un taux de fibres de 65% et un facteur de compactage de 1.

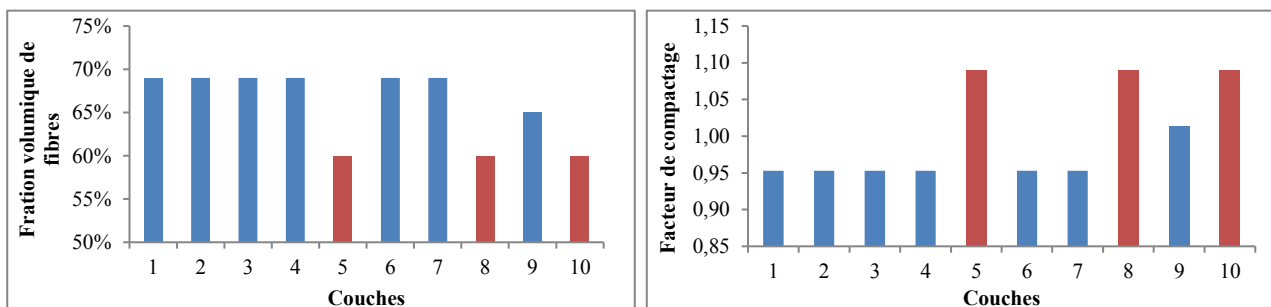


Figure IV-17 : Définition de la variation de la fraction volumique de fibres et du facteur de compactage des couches dans le modèle calcul du réservoir N°1

En ce qui concerne la fraction volumique et le rapport de forme R_l des porosités sont intégrées dans le modèle de simulation par l'interpolation des données montrées dans la Figure IV-18.

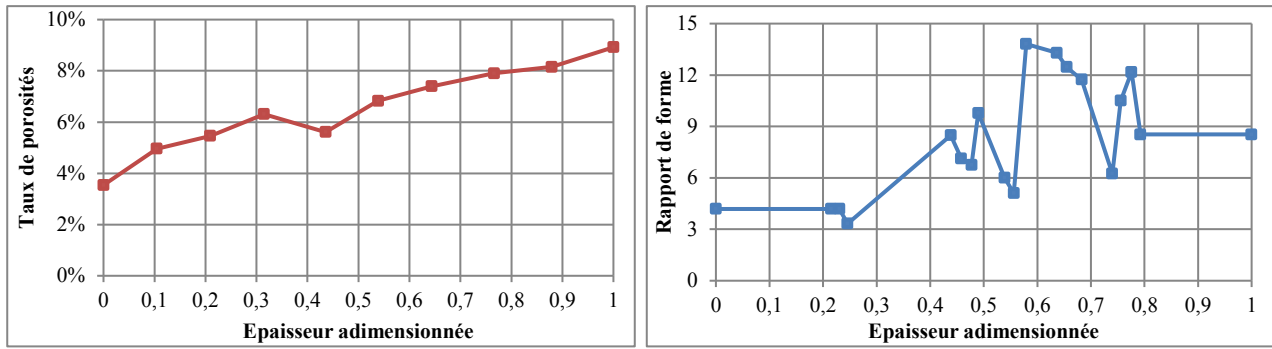


Figure IV-18 : Définition de la variation de la fraction volumique et du rapport de forme de porosités R_i de porosités dans le modèle de calcul du réservoir N°1

IV-2.2.2.3 Modélisation des hétérogénéités dans le réservoir N°1

L'outil de simulation nous permet de modéliser l'évolution des hétérogénéités dans les réservoirs. Dans la Figure IV-19 nous montrons l'attribution de la fraction volumique de fibres à l'échelle microscopique et mésoscopique ainsi que la présence de porosités dans chaque élément du modèle de calcul. Les hétérogénéités sont décrites selon la loi illustrée dans la partie précédente.

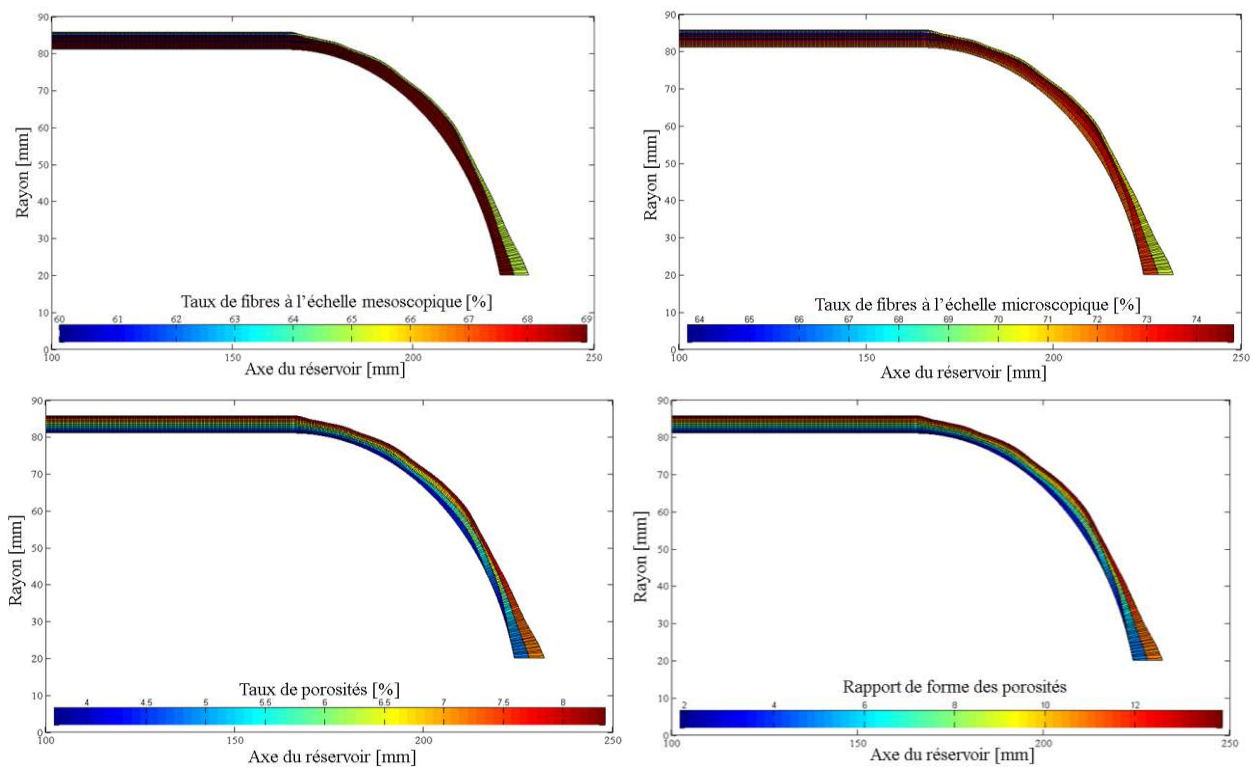


Figure IV-19 : Modélisation des hétérogénéités dans le réservoir d'étude N°1

IV-2.2.2.4 Résultats des simulations sur le réservoir N°1

Sur le Tableau IV-3 les différents résultats des simulations sur les deux configurations à une pression de 803[bar] sont montrés. En terme de masse totale du composite, avec prise en compte de variation hétérogénéités, le réservoir a environ 10% de moins de masse de matière composite par rapport à la configuration de référence.

Les résultats montrent que le critère de rupture est atteint dans la partie cylindrique près de la jonction partie cylindrique/fond du réservoir dans la couche circonférentielle N°8 (**éclatement en mode sain**). Avec une configuration de référence (sans variation des hétérogénéités), l'éclatement survient à **881 [bar]**. Avec prise en compte de la variation des hétérogénéités, le critère de rupture est atteint à une pression de **803 [bar]**, soit une diminution de 8,8%.

Les résultats montrent aussi que les écarts entre les deux configurations concernant des déplacements locaux en A et en B sont légers (entre 0.01 [mm] et 0.05 [mm]).

Configurations	Masse [Kg]	Déplacement en A [mm]	Déplacement en B [mm]	Critère sens fibres
Référence	1,8	$U_z=0,82$	$U_z=0,04$	0,91
		$U_r=0,96$	$U_r=2,55$	
Avec prise en compte des hétérogénéités	1,6	$U_z=0,84$	$U_z=0,06$	1
		$U_r=0,97$	$U_r=2,5$	

Tableau IV-3 : Résultats sur les deux configurations du réservoir N°1 à une pression de 803 [bar]

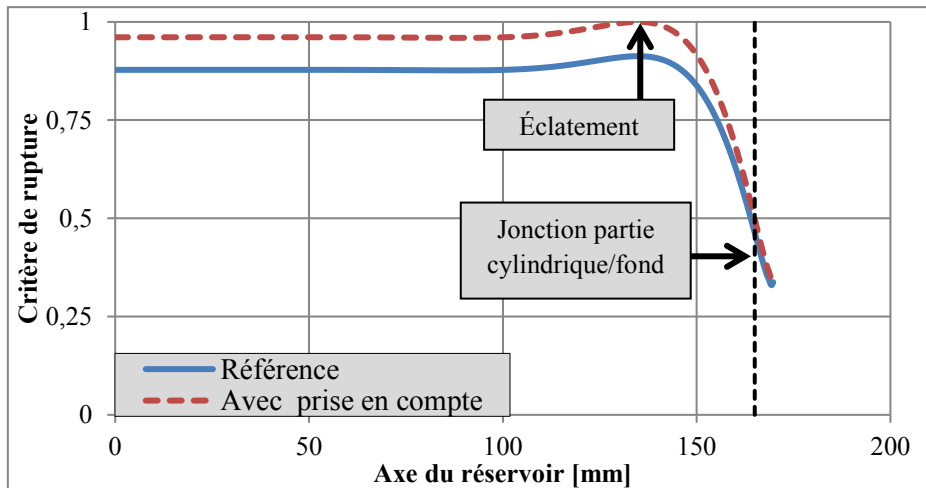


Figure IV-20 : Critère de rupture le long de la couche 8 (circonférentielle) pour les deux configurations à une pression de 803 [bar]

Dans la Figure IV-21, nous présentons les résultats couche par couche à une pression de 803 [bar]. Ainsi, dans la Figure IV-22, nous montrons les contraintes sens des fibres issues de la modélisation éléments finis. Nous retenons principalement les constats suivants :

- Le niveau de contraintes sens fibres dans les couches circonférentielles (les couches 5, 8 et 10) est plus élevé que dans les couches hélicoïdales.
- La contrainte sens fibres n'est pas constante le long des couches dans la partie cylindrique. Ceci n'est pas représenté par l'approche analytique. Cette variation de contrainte est due à l'effet de flexion causé par le fond.

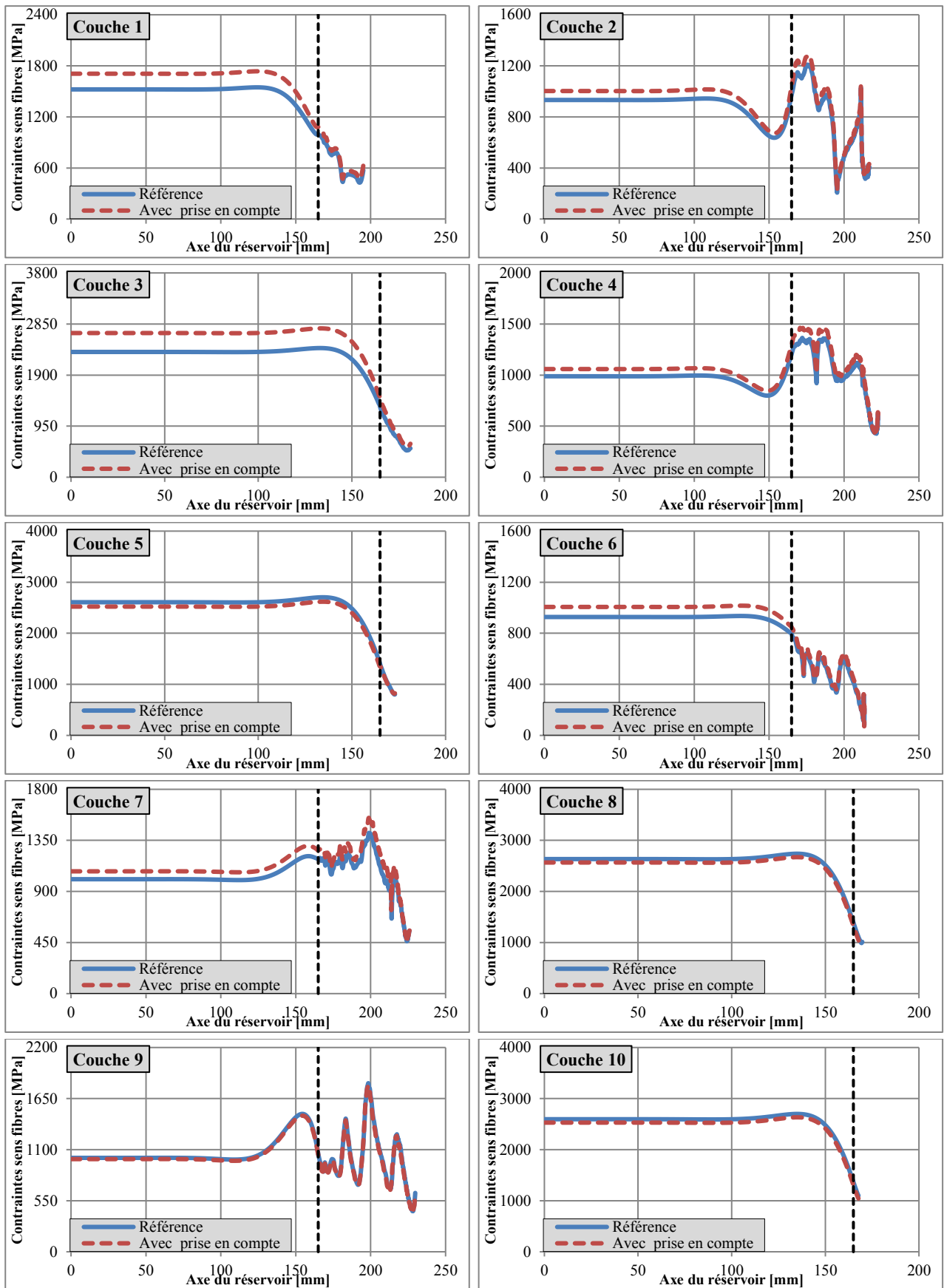


Figure IV-21 : Contraintes sens fibres dans les différentes couches du réservoir à une pression de 803 [bar] : comparaison entre configuration de référence (trait plein) et configuration avec prise en compte de la variation des hétérogénéités (trait pointillé)

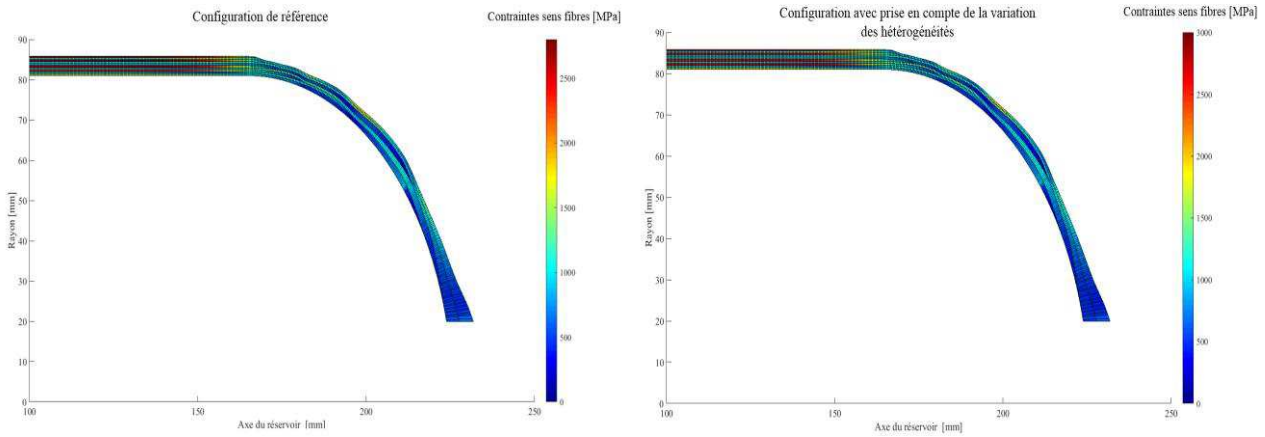


Figure IV-22 : Simulation de la contrainte dans le sens fibres avec et sans prise en compte des hétérogénéités à une pression de 803 [bar]

IV-2.2.3 Deuxième cas d'application : réservoir d'étude N°2

Le deuxième cas d'application porte sur un réservoir de 95L. Les propriétés géométriques du réservoir d'étude N°2 sont schématisées dans la Figure IV-23. Comme dans le premier cas d'application, le réservoir se compose de deux parties. Une partie composite (27 couches d'une épaisseur théorique d'environ 27 [mm]) et une embase en **acier** (Module d'élasticité = 210 [GPa] et coefficient de poisson = 0,3). Ainsi, comme dans le premier cas d'application le liner n'est pas modélisé puisqu'il n'a pas un rôle structural pour le réservoir. Les différentes simulations sont effectuées à une taille de discrétisation de 1 [mm].

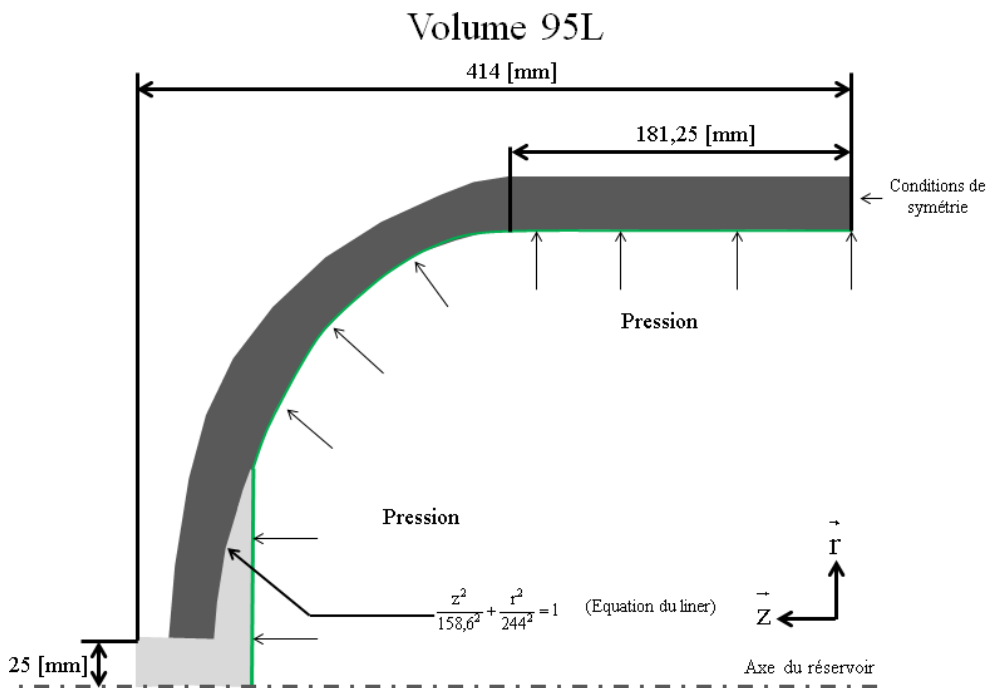


Figure IV-23 : Propriétés géométriques du réservoir d'étude N°2

IV-2.2.3.1 Définition des hétérogénéités dans le réservoir N°2

IV-2.2.3.1.1 Configuration sans prise en compte de la variation des hétérogénéités (configuration de référence)

En ce qui concerne la configuration de référence, les propriétés mécaniques homogénéisées du matériau dans le repère de la couche sont montrées dans le Tableau IV-4. Dans ce cas d'application les propriétés mécaniques correspondent à une fraction volumique de fibres 61% et un taux de porosités nul. Ainsi la résistance à la rupture est de 2815 [MPa]. Ces propriétés sont issues du modèle micromécanique.

E_{xx} [GPa]	E_{yy} [GPa]	G_{xy} [GPa]	G_{yz} [GPa]	ν_{xy}	ν_{yz}	$\sigma_x^{composite}$ [MPa]
141,5	7,2	3,1	2,6	0,25	0,4	2815

Tableau IV-4 : Propriétés mécaniques de référence d'une couche du matériau composite : réservoir d'étude N°2

IV-2.2.3.1.2 Configuration avec prise en compte de la variation des hétérogénéités

La Figure IV-24 et la Figure IV-25 représentent la définition respectivement de la fraction volumique de fibres et le facteur de compactage (Figure IV-24), le taux et la forme des porosités (Figure IV-25) dans le réservoir d'étude N°2. Cette description est issue des mesures sur le réservoir présentées dans le chapitre 2. Cependant, concernant la forme de porosités nous nous basons sur les résultats issus de la microtomographie d'un réservoir plus épais.

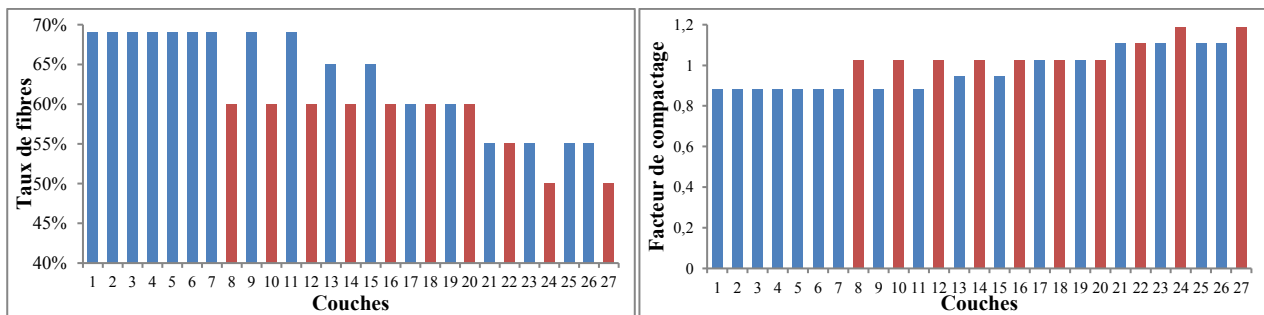


Figure IV-24 : Définition de la variation de la fraction volumique de fibres et du facteur de compactage des couches dans le modèle de calcul du réservoir N°2

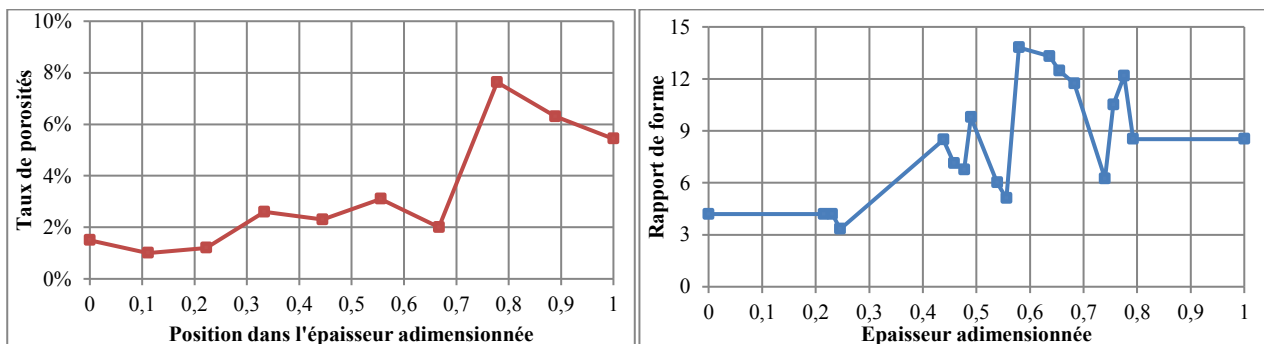


Figure IV-25 : Définition de la variation de la fraction volumique et rapport de forme de porosités R_i de porosités dans le modèle de calcul du réservoir N°2

IV-2.2.3.2 Simulation sur réservoir N°2 : comparaison entre configuration avec et sans prise en compte de la variation des hétérogénéités

IV-2.2.3.2.1 Modélisation des hétérogénéités dans le réservoir N°2

Les hétérogénéités sont modélisées selon les lois illustrées dans la partie précédente. Dans la Figure IV-26 nous montrons l'attribution de la fraction volumique de fibres à l'échelle microscopique et mésoscopique ainsi que la présence de porosités dans chaque élément du modèle de calcul.

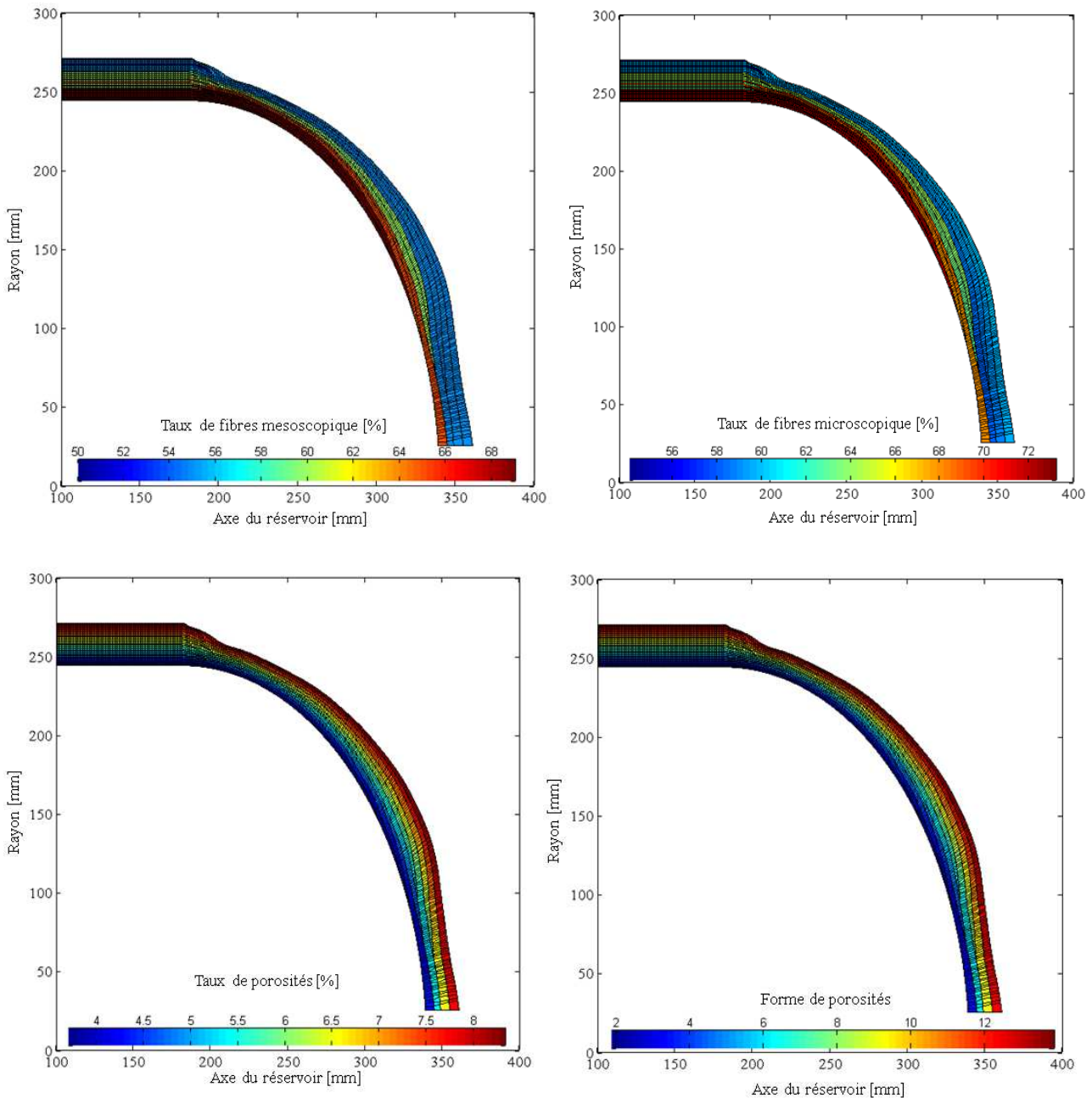


Figure IV-26 : Modélisation des hétérogénéités dans le réservoir d'étude N°2

IV-2.2.3.2.2 Résultats des simulations sur le réservoir N°2

Sur le Tableau IV-3 les différents résultats des simulations sur les deux configurations à une pression de 1664 [bar] sont montrés. En ce qui concerne la masse, avec prise en compte de variation

des hétérogénéités, le réservoir a environ 2 [Kg] de moins de masse de matière composite par rapport à la configuration de référence ce qui représente un écart relativement significatif. Ainsi, pour les déplacements locaux en A et en B, les écarts entre les deux configurations sont de l'ordre de 5%.

Configurations	Masse [Kg]	Déplacement en A [mm]	Déplacement en B [mm]	Critère sens fibres
Référence	44,6	$U_z = 0,29$	$U_z = 0,21$	0,93
		$U_r = 0,33$	$U_r = 1,64$	
Avec prise en compte des hétérogénéités	42,8	$U_z = 0,3$	$U_z = 0,2$	1
		$U_r = 0,31$	$U_r = 1,64$	

Tableau IV-5 : Résultats sur les deux configurations du réservoir N°2 à une pression de 1664 [bar]

En terme de pression d'éclatement, avec une configuration de référence, le critère de rupture est atteint à **1819 [bar]**, en revanche avec prise en compte de la variation des hétérogénéités, l'éclatement survient à une pression de **1664 [bar]**, soit une diminution d'environ 8,5 %. Pour les deux configurations, l'éclatement est atteint sur la couche circonférentielle N°8 dans la partie cylindrique ce qui représente **un éclatement en mode sain** (Figure IV-27).

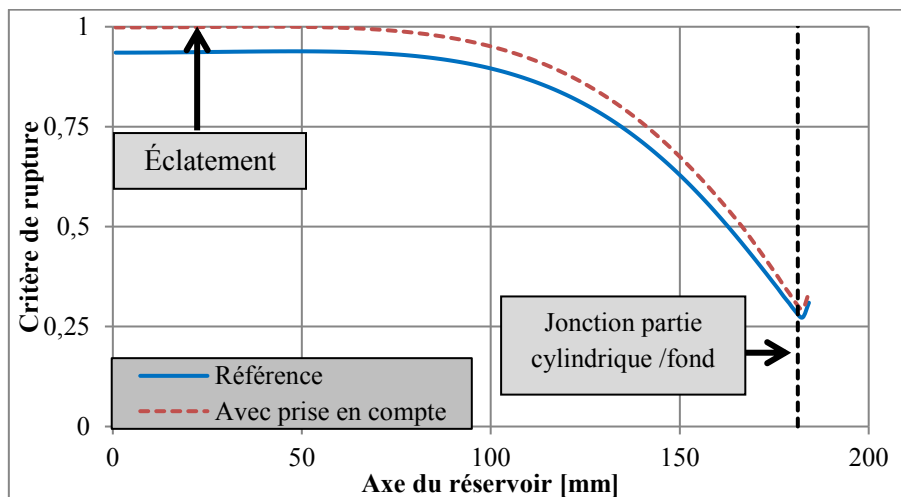


Figure IV-27 : Critère de rupture le long de la couche 8 (circonférentielle) pour les deux configurations à une pression de 1664 [bar]

Les résultats des simulations couche par couche sont présentés dans la Figure IV-28. Le niveau de contraintes sens fibres dans les couches circonférentielles (les couches 8, 10, 12, 14, 16, 18, 20, 22, 24 et 27) est plus élevé en moyenne que les couches hélicoïdales. Ainsi, nous retenons que le niveau de contraintes sens fibres dans les couches couvrant tout le fond (notamment les couches 15, 21, 25 et 26) est relativement moins élevé que dans les autres couches hélicoïdales. Nous retenons aussi que la contrainte sens fibre n'est pas constante le long des couches dans la partie cylindrique. Ceci n'est pas représenté par l'approche analytique. Cette variation de contrainte est due à l'effet de flexion causé par le fond.

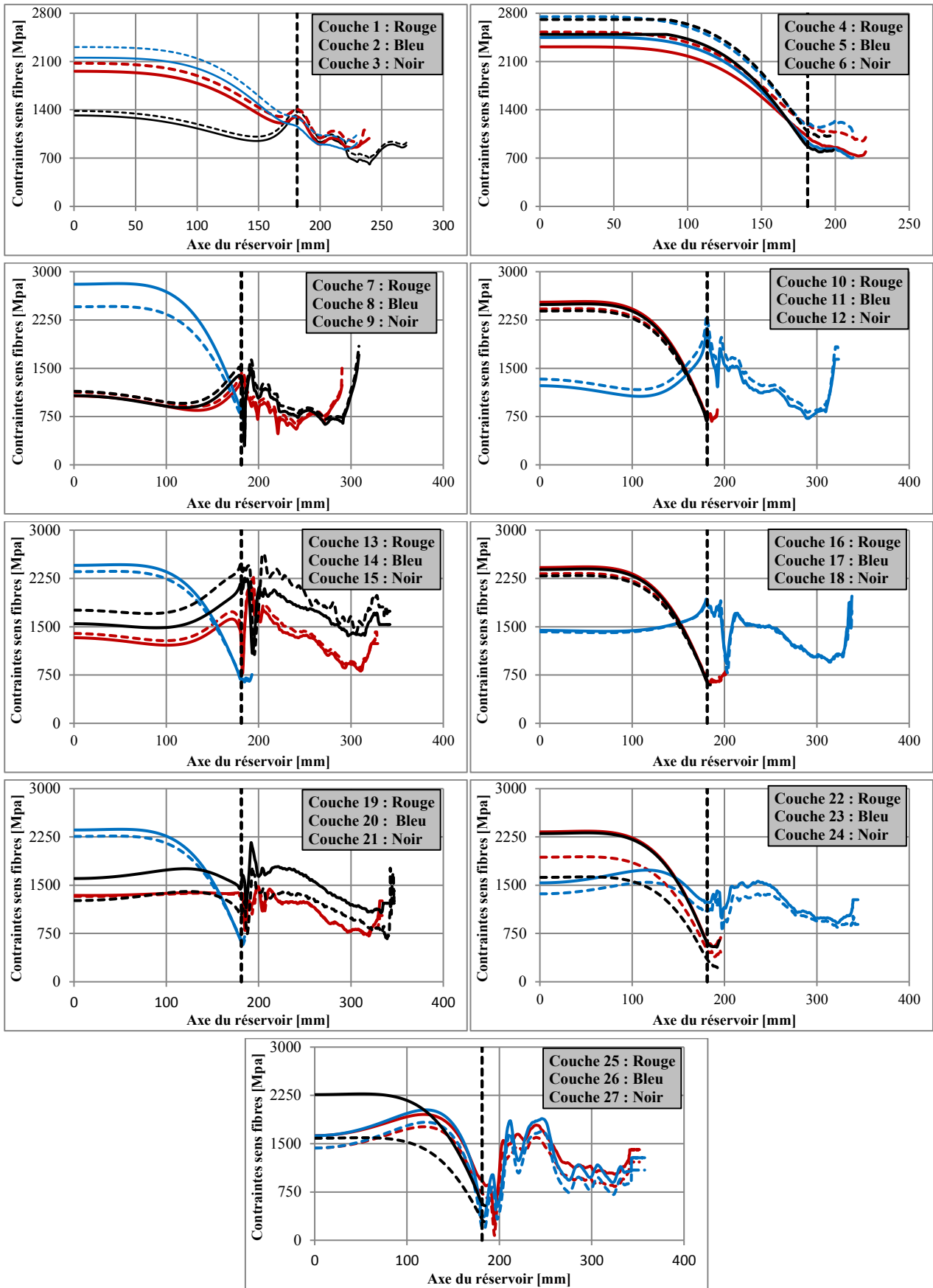


Figure IV-28 : Contraintes sens des fibres dans les différentes couches du réservoir à une pression de 1664 [bar] : comparaison entre configuration de référence (trait plein) et configuration avec prise en compte de la variation des hétérogénéités (trait pointillé)

IV-3 Conclusion :

Dans ce travail nous avons mis au point un pré-processeur pour la génération du modèle éléments finis du réservoir complet en intégrant les différentes spécificités liées au procédé de fabrication. Cet outil de prétraitement nous a permis de définir la géométrie (génération des nœuds et des éléments) et attribuer les propriétés mécaniques éléments par éléments dans le modèle de calcul.

Des simulations éléments finis des réservoirs en composite sont effectuées sur deux cas d'applications, avec et sans prise en compte de la variation des hétérogénéités. En terme de pression d'éclatement les résultats montrent la pertinence de la prise en compte des variations des hétérogénéités dans la modélisation du comportement mécanique des réservoirs composites.

En effet, les calculs faits dans les deux cas de figure montrent des différences significatives dans les résultats des simulations sur les champs de contraintes et sur les pressions d'éclatements (écart de l'ordre de 10%).

Conclusion **et perspectives**

Conclusion et perspectives

Ce travail de thèse présente une approche permettant de modéliser le comportement mécanique des réservoirs composites, en prenant en compte les spécificités dues au procédé d'enroulement filamentaire par voie humide particulièrement dans les fonds.

Dans **L'état de l'art** dressé au début de ce travail, nous avons mis l'accent sur les spécificités qui caractérisent les réservoirs composites bobinés, notamment l'existence de porosités, la variation de la fraction volumique de fibres, l'évolution des angles d'enroulement et l'évolution des épaisseurs des couches le long des fonds. Peu de travaux s'intéressent aux fonds des réservoirs.

En l'occurrence, nous avons fait ressortir l'effet du cycle de polymérisation sans pression hydrostatique (procédé de cuisson mis en œuvre pour ces réservoirs bobiné par voie humide) sur le taux et la forme des porosités, ainsi que la présence de ces porosités en quantité importante sur la tenue mécanique des structures réservoirs. Ce travail bibliographique a de plus mis l'accent sur la variation de la fraction volumique de fibres en fonction de l'orientation et la position des couches dans l'épaisseur. Ceci est principalement dû à la tension de mèche qui applique une pression variable sur les couches lors du bobinage. Ainsi, dans l'état de l'art nous avons dressé un bilan sur les modèles décrivant l'évolution des angles d'enroulement et l'évolution des épaisseurs le long du fond du réservoir.

Notre objectif est d'intégrer dans la modélisation du comportement mécanique du réservoir, les données liées à la spécificité de la structure épaisse bobinée et tout particulièrement les fonds. Pour ce faire nous avons développé un processus de calcul complet intégrant la prise en compte des variabilités des propriétés physiques dans les réservoirs bobinés. La démarche globale suivie pour la simulation du comportement mécanique des réservoirs bobinés en matériaux composite est divisée en trois volets :

Le premier volet porte sur l'analyse de la structure. Dans le but de se rapprocher d'une description réelle des réservoirs dans le modèle de calcul, nous avons mené une investigation sur la variation de la fraction volumique de fibres et sur les porosités. Ce travail a été mené sur 4 réservoirs et il a été effectué par analyse d'images et microtomographie. De plus, nous avons décrit l'évolution des angles d'enroulement et des épaisseurs le long des fonds des réservoirs bobinés.

Ces analyses ont montré une variation de la fraction volumique de fibres selon le mode de dépôt (circonférentiel ou hélicoïdale) et la position dans l'épaisseur de la structure. Les couches hélicoïdales ont une teneur en fibres plus élevées que les couches circonférentielles. De même, à l'intérieur de la structure (coté liner), les couches ont un taux de fibres plus élevé qu'à l'extérieur de la structure (jusqu'à 20% de plus à l'intérieur). Le taux de porosités présente une variation dissociée de l'orientation et la position des couches dans l'épaisseur avec une évolution d'environ 3% à 10% entre l'intérieur et l'extérieur de la structure. De plus, les analyses micro-tomographiques ont permis

d'identifier la géométrie des porosités, assimilées à des ellipsoïdes de révolution allongées dans la direction des fibres. En outre, avec l'évolution du taux de porosités nous avons retenu une évolution du rapport entre la largeur et la longueur des porosités de l'intérieur à l'extérieur du réservoir.

L'analyse d'image a permis aussi d'identifier les lois d'évolutions des angles d'enroulement et d'épaisseurs des couches le long du fond. La comparaison entre le modèle décrivant l'enroulement géodésique des angles d'enroulement et les résultats issus d'observations du fond de réservoirs, a permis de vérifier sur les structures réelles que le modèle analytique reste adaptée pour modéliser l'évolution des angles dans les fonds des réservoirs. Les mesures ont aussi concerné la position des arrêts des couches pour les valeurs locales d'orientation des fibres. Ainsi, nous avons proposé un modèle pour décrire l'évolution des épaisseurs dans le fonds. Ce modèle est construit sur la base des tendances des couches observées par analyse d'images sur le réservoir d'étude. L'intégration du compactage des couches, dues à la variation de fraction volumique de fibres dans le calcul des épaisseurs, représente en effet un élément constitutif pour prévoir avec exactitude la géométrie des fonds.

Le deuxième volet concerne le développement d'un modèle permettant de définir les propriétés mécaniques locales homogénéisées du matériau hétérogène, à partir d'un jeu de données de fraction volumique de fibres, fraction volumique et forme de porosités. Nous avons utilisé la méthode des éléments finis pour évaluer la rigidité du matériau composite. Une relation quantitative a été établie entre les réductions des modules élastiques et les caractéristiques des porosités étudiées dans les études morphologiques d'une structure composite bobinée.

Dans la figure (Figure Conclusion-1) nous rappelons la démarche proposée pour la prédiction des propriétés mécaniques homogénéisées de la couche. Cette démarche consiste à réaliser une double homogénéisation. La première homogénéisation nous sert à déterminer les propriétés mécaniques du composite à l'échelle microscopique où nous distinguons les fibres de la matrice (vues comme des hétérogénéités). Ensuite la deuxième homogénéisation est réalisée à l'échelle mésoscopique. Nous avons construit une surface de réponse exprimant l'effet de l'existence des porosités sur la rigidité du composite.

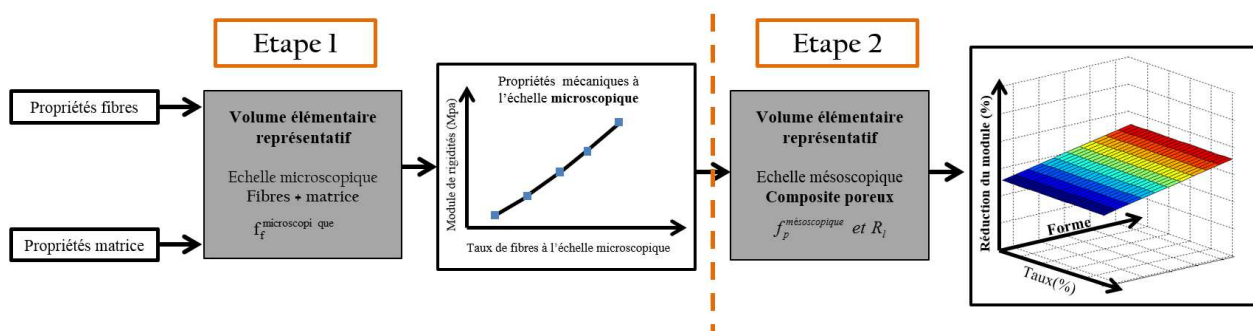


Figure Conclusion-1 : Démarche générale pour la prédiction des propriétés mécaniques homogénéisées de la couche

En ce sens, les différents modules de rigidités ont été exprimés comme suit :

$$E(f_f, f_p, R_l) = \left(1 - NR(f_p^{mésoscopique}, R_l)\right) E^{fm}(f_f^{microscopique}) \quad \text{(Conclusion-1)}$$

Avec E l'un des modules de rigidité homogénéisé de la couche, $NR(f_p^{mésoscopique}, R_l)$ la surface de réponse exprimant l'effet de l'existence des porosités sur la rigidité du composite et E^{fm} le module de rigidité à l'échelle microscopique.

L'analyse à l'échelle microscopique montre la dépendance des différents modules de rigidité à la fraction volumique de fibres ainsi que l'hypothèse d'isotropie transverse. Les résultats obtenus sont comparés avec le modèle de Halpin-Tsai qui est classiquement utilisé dans le cas de composites fibreux. En ce qui concerne le module et le coefficient de poisson sens fibres, les résultats numériques correspondent à la loi des mélanges. Concernant le module transverse, les résultats numériques sont proches du modèle de Halpin-Tsai (moins de 2% de différence au maximum). Alors que pour le coefficient de poisson transverse, nous notons une différence importante entre les résultats analytiques et les calculs numériques principalement à une fraction volumique de fibre élevée (plus de 10% de différence). Ainsi, pour le module de cisaillement hors plan, il est légèrement surestimé par le modèle de Halpin-Tsai comparé aux résultats numériques principalement à des fractions volumiques de fibres faible (3 % de différence au maximum). Toutefois pour le module de cisaillement longitudinal, nous retenons une forte différence entre les calculs numériques et le modèle analytique de Halpin-Tsai surtout à une fraction volumique de fibres élevées (jusqu'à 25% de différence).

Ainsi, à l'échelle mésoscopique nous considérons des porosités de forme d'ellipsoïde de révolution incluses dans un composite homogénéisé constitué de fibres et de matrice. Cette analyse met l'accent sur l'effet des porosités sur les différents modules de rigidité des matériaux composites. D'une manière générale, la rigidité du composite est réduite d'une manière significative en présence de porosités. Le module sens transverse est plus sensible à la porosité que le module sens fibres. Ainsi le module de cisaillement transverse est le plus impacté par rapport aux autres modules d'élasticité. Cette analyse a illustré aussi l'effet de la forme des porosités sur les modules d'élasticité. La forme de la porosité a un effet différent sur les différents modules d'élasticité. La réduction du module sens fibre dépend fortement de la forme des porosités. Les porosités allongées ont moins d'impact que les porosités sphériques. Les modules de cisaillement longitudinal et transversal ne sont pas sensibles à la forme des porosités. Nous avons aussi constaté une sensibilité légère du module de cisaillement hors plan et le module transversal à la forme des porosités. Les résultats montrent enfin que les coefficients de poisson du composite ne sont pas impactés par la présence de porosités (ni le taux ni la forme). L'effet des porosités sur les propriétés des composites est le même quel que soit le taux de fibre du composite à l'échelle microscopique.

Le troisième volet s'intéresse à la modélisation du réservoir. Le travail concerne d'une part la construction de la structure des fonds et d'autre part la simulation de comportement mécanique des réservoirs.

Le modèle de structuration est un processus séquentiel qui a été conçu pour faciliter et automatiser la modélisation de la structure des fonds des réservoirs bobinés. Cette application a permis de générer la structure du fond de réservoir en se basant sur le modèle de calcul des épaisseurs dans le fond. Pour pallier au problème de l'apparition des zones convexes dans la structure des fonds, les lignes de surface de révolution des couches sont lissées par des PCHIP (Piecewise Cubic Hermite Interpolating Polynomial) ceci a permis de représenter au mieux la géométrie des couches. Les résultats des simulations de la structure sont comparés à des mesures sur le réservoir de référence. La corrélation entre ce modèle et les mesures sont très satisfaisantes.

Puis, nous avons mis au point un pré-processeur pour la génération du modèle éléments finis du réservoir complet en intégrant les différentes spécificités liées au procédé de fabrication. Cet outil de prétraitement nous a permis de définir la géométrie (génération des nœuds et des éléments) et d'attribuer les propriétés mécaniques élément par élément dans le modèle de calcul en intégrant toutes les variabilités dans la structure. Les simulations éléments finis sont effectuées sur deux cas d'applications, avec et sans prise en compte de la variation des hétérogénéités. Les résultats en terme de pression d'éclatement ont montré la pertinence de la prise en compte des variations des hétérogénéités dans la modélisation du comportement mécanique des réservoirs composites. Une diminution de la pression d'éclatement de 8,8% et 8,5 % respectivement pour le premier et le deuxième cas d'application est observée. Ceci est principalement lié à la perte de résistance causée par la prise en compte de la variation d'hétérogénéités.

En perspectives, les travaux effectués dans le cadre de cette thèse amènent à plusieurs pistes de développements futurs.

Pour la caractérisation de la microstructure et en particulier la forme des porosités, les données utilisées dans le cadre de cette thèse sont issues de microtomographie réalisée sur des échantillons représentatifs de la partie cylindrique du réservoir. En effet, il serait particulièrement important d'enrichir ces données par la réalisation des essais de caractérisation microtomographiques le long du fond du réservoir.

Des travaux complémentaires pourraient être menés sur la prévision de l'éclatement du réservoir. Généralement l'éclatement a lieu dès que la contrainte sens fibre atteint la résistance à rupture dans cette direction. En ce sens, il serait intéressant d'améliorer le modèle de prédiction des propriétés mécaniques basé sur l'homogénéisation par simulation éléments finis, pour estimer la résistance sens fibres en fonction de la fraction volumique de fibres, le taux et la forme des porosités.

Par ailleurs, il serait également intéressant d'affiner l'éclatement du réservoir par l'amélioration des lois de comportement. Le développement d'un modèle d'endommagement non linéaire donnera des informations plus précises sur les dégradations progressives dans les couches hélicoïdales,

circonférentielles et à leurs interfaces en intégrant les différents mécanismes d'endommagement tel que la rupture de fibres, les ruptures transverses, les décohésions fibre/matrice et le délaminage.

En parallèle de ces améliorations des essais sur des éprouvettes représentatives de la structure surtout dans les fonds doivent être imaginés et réalisés afin d'obtenir une base de données utilisable pour se rapprocher au mieux des scénarios réels d'éclatement subis par le réservoir. Les éprouvettes doivent représenter l'évolution des épaisseurs, l'évolution des angles d'enroulement, la variation de la fraction volumique de fibres et l'existence de porosités.

Enfin, une partie de la méthodologie que nous avons mise en œuvre peut trouver son intérêt pour modéliser toutes les structures composites qui présentent une variabilité importante de leurs propriétés physiques en raison de leur procédé de mise en œuvre. On peut penser ici à des pièces infusées, obtenues par RTM ou même par des procédés hors autoclave, en particulier sur des structures épaisses.

Références

bibliographiques

Références bibliographiques

[Abaqus Simulia, 2008]

Abaqus Simulia.

Wound Composite Modeler For Abaqus.

User's Manual Version 6.10-1, Simulia.

[Affdl et al., 1976]

Affdl.JCH, Kardos.JL.

The Halpin-Tsai equations: A review.

Polymer Engineering & Science, Vol: 16, Pages: 344–352, doi: 10.1002/pen.760160512.

[Ansari et al., 2010]

Ansari.R, Alisafaei.F, Ghaedi.P.

Dynamic analysis of multi-layered filament-wound composite pipes subjected to cyclic internal pressure and cyclic temperature.

Composite Structures, Vol: 92, Pages: 1100–1109, doi: 10.1016/j.compstruct.2009.09.058.

[Bai, 2002]

Bai.SL.

Indentation properties of the filler and matrix in polymer composites.

Journal of Materials Science Letters, Vol: 21, Pages: 85–88, doi: 10.1023/a:1014211132219.

[Bakaiyan et al., 2009]

Bakaiyan.H, Hosseini.H, Ameri.E.

Analysis of multi-layered filament-wound composite pipes under combined internal pressure and thermomechanical loading with thermal variations.

Composite Structures, Vol: 88, Pages: 532–541, doi: 10.1016/j.compstruct.2008.05.017.

[Bertin et al., 2011]

Bertin.M, Kempeneers.M, Leh.D, Nimdum.P, Berro Ramirez.JP, Villalonga.S.

Qualification des codes pour la prédiction du comportement mécaniques des structures composites des réservoirs embarqués de stockage à 700bars de l'hydrogène.

JNC17, Poitiers.

[Blanc, 2007]

Blanc.R.

Apport des statistiques spatiales à l'élaboration de critères d'homogénéité et à l'inférence en analyse de texture. Application à la caractérisation des matériaux.

Thèse de Doctorat: Université Bordeaux I, Bordeaux.

[Blassiau, 2005]

Blassiau.S.

Modélisation des phénomènes microstructuraux au sein d'un composite unidirectionnel carbone/epoxy et prédiction de durée de vie : contrôle et qualification de réservoirs bobinés.

Thèse de Doctorat: École Nationale Supérieure des Mines de Paris, Paris.

[Bookhart et al., 1968]

Bookhart.T, Fowler.A.

Geodesic Paths on Surfaces of Revolution :A Computer-Aided Filament Winding Program.

Technical Report Y-1660, Union Carbide Corporation, Nuclear Division, Y-12 Plant, Oak Ridge, Tennessee.

[Bowles et al., 1992]

Bowles.K.J, Frimpong.S.

Void effects on the interlaminar shear strength of unidirectional graphite-fiber reinforced composites.

Journal of Composite Materials, Vol: 26, Pages: 1487–1509.

[Cain et al., 2009]

Cain.J, Case.S, Lesko.J.

Testing of hygrothermally aged e-glass/epoxy cylindrical laminates using a novel fixture for simulating internal pressure.

Journal of Composites for Construction, Vol: 13, Pages: 325–331.

[Callioglu et al., 2008]

Callioglu.H, Ergun.E, Demirdag.O.

Stress analysis of filament-wound composite cylinders under combined internal pressure and thermal loading.

Advanced Composites Letters, Vol: 17, Pages: 13–21.

[Camara et al., 2011]

Camara.S, Bunsell.AR, Thionnet.A, Allen.DH.

Determination of lifetime probabilities of carbon fibre composite plates and pressure vessels for hydrogen storage.

International Journal of Hydrogen Energy, Vol: 36, Pages: 6031–6038.

[Cann et al., 2008]

Cann.MT, Adams.DO, Schneider.CL.

Characterization of fiber volume fraction gradients in composite laminates.

J Compos Mater, Vol: 42, Pages: 447–466.

[Catmull et al., 1974]

Catmull.E, Rom.R.

A class of local interpolating splines.

Computer Aided Geometric Design, Pages: 317–326.

[Chao et al., 1999]

Chao.L-P, Huang.JH.

Prediction of Elastic Moduli of Porous Materials with Equivalent Inclusion Method.

Journal of Reinforced Plastics and Composites, Vol: 18, Pages: 592–605, doi:

10.1177/073168449901800701.

[Chapelle et al., 2006]

Chapelle.D, Perreux.D.

Optimal design of a Type 3 hydrogen vessel: Part I - Analytic modelling of the cylindrical section.

Int J Hydrogen Energy, Vol: 31, Pages: 627–638.

[Cohen et al., 2001]

Cohen.D, Mantell.SC, Zhao.L.

The effect of fiber volume fraction on filament wound composite pressure vessel strength.

Composites Part B:Engineering, Vol: 32, Pages: 413–429, doi: 10.1016/s1359-8368(01)00009-9.

[Cohen, 1997]

Cohen.D.

Influence of filament winding parameters on composite vessel quality and strength.

Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, Vol: 28, Pages: 1035–1047.

[Cohen et al., 1995]

Cohen.D, Toombes.YT, Johnson.AK, Hansen.MF.

Pressurized ring test for composite pressure vessel hoop strength and stiffness evaluation.

Journal of Composites Technology and Research, Vol: 17, Pages: 331–340.

[Costa et al., 2005]

Costa.ML, De Almeida.SFM, Rezende.MC.

Critical void content for polymer composite laminates.

AIAA Journal, Vol: 43, Pages: 1336–1341.

[De Carvalho et al., 1995]

De Carvalho.J, Lossie.M, Vandepitte.D, Van Brussel.H.

Optimization of filament-wound parts based on non-geodesic winding.

Composites Manufacturing, Vol: 6, Pages: 79–84, doi: 10.1016/0956-7143(95)99647-B.

[Erdiller, 2004]

Erdiller.ES.

Experimental investigation for mechanical properties of filament wound composite tubes.

Thèse de Doctorat: The Graduate School of Natural and Applied Sciences Od Middle East Technical University, Ankara.

[Farouk et al., 1992]

Farouk.A, Langrana.NA, Weng.GJ.

Modulus prediction of a cross-ply fiber reinforced fabric composite with voids.

Polymer Composites, Vol: 13, Pages: 285–294, doi: 10.1002/pc.750130406.

[Fritsch et al., 1980]

Fritsch.F, Carlson.R.

Monotone Piecewise Cubic Interpolation.

SIAM Journal on Numerical Analysis, Vol: 17, Pages: 238–246, doi: 10.1137/0717021.

[Gajdosík et al., 2006]

Gajdosík.J, Zeman.J, Sejnoha.M.

Qualitative analysis of fiber composite microstructure: Influence of boundary conditions.

Probabilistic Engineering Mechanics, Vol: 21, Pages: 317–329, doi: 10.1016/j.probenmech.2005.11.006.

[Gentileau, 2012]

Gentileau.B.

Modélisation et validation expérimentale du comportement thermomécanique de multicouches polymère-composite bobine : Application au Stockage d'hydrogène hyperbare.

Thèse de Doctorat: ISAE-ENSMA Ecole Nationale Supérieure de Mécanique et d'Aérotechnique, Poitiers.

[Gibson, 1994]

Gibson.RF.

Principles of composite materials.

McGraw-Hill series in mechanical engineering, ISBN: 0-07-023451-5.

[Gramoll et al., 1990]

Gramoll.KC, Namiki.F, Onoda.J.

Dome thickness of filament wound pressure vessels.

Trans Jpn Soc Aerospace Sci, Vol: 33, Pages: 66-79.

[Gregory et al., 2005]

Gregory.JR, Spearing.SM.

Nanoindentation of neat and in situ polymers in polymer-matrix composites.

Composites Science and Technology, Vol: 65, Pages: 595–607, doi: 10.1016/j.compscitech.2004.09.001.

[Hashin et al., 1964]

Hashin.Z, Rosen.BW.

The Elastic Moduli of Fiber-Reinforced Materials.

Journal of Applied Mechanics, Vol: 31, Pages: 223–232, doi: 10.1115/1.3629590.

[Hojjati et al., 1995]

Hojjati.M, Safavi Ardebili.V, Hoa.SV.

Design of domes for polymeric composite pressure vessels.

Composites Engineering, Vol: 5, Pages: 51–59.

[Huang et al., 2005]

Huang.H, Talreja.R.

Effects of void geometry on elastic properties of unidirectional fiber reinforced composites.

Composites Science and Technology, Vol: 65, Pages: 1964–1981.

[Hyer et al., 2000]

Hyer.MW, Waas.AM.

Micromechanics of Linear Elastic Continuous Fiber Composites.

Comprehensive Composite Materials, Vol: 1, Pages: 345–375.

[Jacquemin et al., 2004]

Jacquemin.F, Vautrin.A.

Analytical calculation of the transient thermoelastic stresses in thick walled composite pipes.

J Compos Mater, Vol: 38, Pages: 1733–1751.

[Kempner et al., 1995]

Kempner.EA, Hahn.HT.

Effect of radial stress relaxation on fibre stress in filament winding of thick composites.

Composites Manufacturing, Vol: 6, Pages: 67–77.

[Kim et al., 2005]

Kim.CU, Kang.JH, Hong.CS, Kim.CG.

Optimal design of filament wound structures under internal pressure based on the semi-geodesic path algorithm.

Composite Structures, Vol: 67, Pages: 443–452.

[Kite et al., 2008]

Kite.AH, Hsu.DK, Barnard.DJ.

Determination of porosity content in composites by micrograph image processing.

34th Annual Review of Progress in Quantitative Nondestructive Evaluation, Vol: 975, Pages: 942–949.

[Knoell, 1971]

Knoell.AC.

Structural Design and Stress Analysis Program for Advanced Composite Filament-wound Axisymmetric Pressure Vessels.

NASA Tech Brief, Jet Propulsion Lab, California Inst. of Tech, Pasadena, CA, United States.

[Koussios et al., 2005]

Koussios.S, Bergsma.OK, Mitchell.G.

Non-geodesic filament winding on generic shells of revolution.

Journal of Materials Design and Applications, Vol: 219, Pages: 25–35, doi: 10.1243/146442005X10184.

[Krawczak, 2002]

Krawczak.P.

Réservoirs haute pression en composites.

Techniques de L'ingénieur, Vol: AM 5530.

[Kress, 1995]

Kress.G.

Minimized computational effort for the thick-walled composite tube problem.

Computers and Structures, Vol: 54, Pages: 633–639.

[Landis et al., 2010]

Landis.EN, Keane.DT.

X-ray microtomography - Tutorial review.

Materials Characterization, Vol: 61, Pages: 1305–1316, doi: 10.1016/j.matchar.2010.09.012.

[Ledru, 2009]

Ledru.Y.

Etude de la porosité dans les matériaux composites stratifiés aéronautiques.

Thèse de Doctorat: Institut National Polytechnique de Toulouse, Toulouse.

[Leh, 2013]

Leh.D.

Optimisation du dimensionnement d'un réservoir composite type IV pour stockage très haute pression d'hydrogène.

Thèse de Doctorat: Université de Grenoble, Grenoble.

[Liu et al., 2006]

Liu.L, Zhang.BM, Wang.DF, Wu.ZJ.

Effects of cure cycles on void content and mechanical properties of composite laminates.

Composite Structures, Vol: 73, Pages: 303–309, doi: 10.1016/j.compstruct.2005.02.001.

[Madsen et al., 2009]

Madsen.B, Thygesen.A, Lilholt.H.

Plant fibre composites - porosity and stiffness.

Compos Sci Technol, Vol: 69, Pages: 1057–1069.

[Mertiny et al., 2002]

Mertiny.P, Ellyin.F.

Influence of the filament winding tension on physical and mechanical properties of reinforced composites.

Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, Vol: 33, Pages: 1615–1622, doi: 10.1016/s1359-835x(02)00209-9.

[NF 12245:2012]

NF EN 12245+A1 (Mars 2012).

Bouteilles à gaz transportables : Bouteilles entièrement bobinées en matériaux composites.

Indice de classement : E 29-751, ICS : 23.020.30.

[Odrů et al., 1991]

Odrů.P, Sparks.C.

Thick walled composite tubes calculation and measured behavior.

9th Offshore Mechanics and Arctic Engineering conference, Stavanger, Norway.

[Olivier et al., 1995]

Olivier.P, Cottu.JP, Ferret.B.

Effects of cure cycle pressure and voids on some mechanical properties of carbon/epoxy laminates.

Composites, Vol: 26, Pages: 509–515, doi: 10.1016/0010-4361(95)96808-j.

[Onder et al., 2009]

Onder.A, Sayman.O, Dogan.T, Tarakcioglu.N.

Burst failure load of composite pressure vessels.

Composite Structures, Vol: 89, Pages: 159–166, doi: 10.1016/j.compstruct.2008.06.021.

[Paciornik et al., 2009]

Paciornik.S, D'Almeida.JRM.

Measurement of void content and distribution in composite materials through digital microscopy.

Journal of Composite Materials, Vol: 43, Pages: 101–112, doi: 10.1177/0021998308098234.

[Park et al., 2002]

Park.JS, Hong.CS, Kim.CG, Kim.CU.

Analysis of filament wound composite structures considering the change of winding angles through the thickness direction.

Composite Structures, Vol: 55, Pages: 63–71, doi: 10.1016/S0263-8223(01)00137-4.

[Parlevliet et al., 2008]

Parlevliet.PP, Werf Van Der.WAW, Bersee.HEN, Beukers.A.

Thermal effects on microstructural matrix variations in thick-walled composites.

Composites Science and Technology, Vol: 68, Pages: 896–907, doi: 10.1016/j.compscitech.2007.08.016.

[Parnas et al., 2002]

Parnas.L, Katirci.N.

Design of fiber-reinforced composite pressure vessels under various loading conditions.

Composite Structures, Vol: 58, Pages: 83–95, doi: 10.1016/s0263-8223(02)00037-5.

[Perry et al., 2013]

Perry.N, Wahl.JC, Bois.C, Pilato.A, Bernard.A.

Thick composite design for hydrogen vessels: A contribution to composite design method.

CIRP Annals - Manufacturing Technology, Vol: 62, Pages: 139–142, doi: 10.1016/j.cirp.2013.03.108.

[Pilato, 2011]

Pilato.A.

Caractérisation des structures composites bobinées épaisses, application à l'étude du comportement de réservoirs de stockage d'hydrogène.

Thèse de Doctorat, Université Bordeaux I, Bordeaux.

[Radford, 1993]

Radford.DW.

Cure shrinkage induced warpage in flat uni-axial composites.

J Compos Technol Res, Vol: 15, Pages: 290–296.

[Requena et al., 2009]

Requena.G, Fiedler.G, Seiser.B, Degischer.P, Di Michiel.M, Buslaps.T.

3D-Quantification of the distribution of continuous fibres in unidirectionally reinforced composites.

Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, Vol: 40, Pages: 152–163, doi:

10.1016/j.compositesa.2008.10.014.

[Rousseau et al., 1999]

Rousseau.J, Perreux.D, Verdière.N.

The influence of winding patterns on the damage behaviour of filament-wound pipes.

Composites Science and Technology, Vol: 59, Pages: 1439–1449, doi: 10.1016/s0266-3538(98)00184-5.

[Santulli et al., 2002]

Santulli.C, Gil.RG, Long.AC, Clifford.MJ.

Void content measurements in commingled E-glass/polypropylene composites using image analysis from optical micrographs.

Science and Engineering of Composite Materials, Vol: 10, Pages: 77–90.

[Schell et al., 2006]

Schell.JSU, Renggli.M, van Lenthe.GH, Müller.R, Ermanni.P.

Micro-computed tomography determination of glass fibre reinforced polymer meso-structure.

Composites Science and Technology, Vol: 66, Pages: 2016–2022, doi: 10.1016/j.compscitech.2006.01.003.

[Scholliers, 1992]

Scholliers.J.

Robotic filament winding of asymmetric composite parts.

Thèse de Doctorat: Université catholique néerlandophone de Louvain, Louvain.

[Stang, 1968]

Stang.DA.

The Use of Planar Ribbon Winding for Control of Polar Build-up in Filament-Wound Tank.

Proceedings of 14th SAMPE Conference, Florida, Vol. 14.

[Tsai, 1988]

Tsai.SW.

Composites design.

Think Composites, ISBN: 0-9618090-2-7.

[Wang et al., 2011]

Wang.R, Jiao.W, Liu.W, Yang.F.

Dome thickness prediction of composite pressure vessels by a cubic spline function and finite element analysis.

Polymers and Polymer Composites, Vol: 19, Pages: 227–234.

[Whitney et al., 1966]

Whitney.JM, Riley.MB.

Elastic properties of fiber reinforced composite materials.

AIAA Journal, Vol: 4, Pages: 1537–1542.

[Wild et al., 1997]

Wild.PM, Vickers.GW.

Analysis of filament-wound cylindrical shells under combined centrifugal, pressure and axial loading.

Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, Vol: 28, Pages: 47–55.

[Wu et al., 1998]

Wu.Y, Shivpuri.R, Lee.LJ.

Effect of macro and micro voids on elastic properties of polymer composites.

Journal of Reinforced Plastics and Composites, Vol: 17, Pages: 1391–1402.

[Xia et al., 2001]

Xia.M, Takayanagi.H, Kemmochi.K.

Analysis of multi-layered filament-wound composite pipes under internal pressure.

Composite Structures, Vol: 53, Pages: 483–491, doi: 10.1016/S0263-8223(01)00061-7.

[Yang et al., 1994]

Yang.H, Colton.JS.

Quantitative image processing analysis of composite materials.

Polym Compos, Vol: 15, Pages: 46–54.

[Yurgartis, 1995]

Yurgartis.SW.

Techniques for the quantification of composite mesostructure.

Compos Sci Technol, Vol: 53, Pages: 145–154.

[Zhu et al., 2011]

Zhu.H, Wu.B, Li.D, Zhang.D, Chen.Y.

Influence of Voids on the Tensile Performance of Carbon/epoxy Fabric Laminates.

J Mater Sci Technol, Vol: 27, Pages: 69-73.

[Zu et al., 2010]

Zu.L, Koussios.S, Beukers.A .

Design of filament-wound domes based on continuum theory and non-geodesic roving trajectories

Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, Special Issue on 10th Deformation & Fracture of Composites Conference: Interfacial Interactions in Composites and Other Applications, Vol: 41, Pages:

1312–1320, doi: 10.1016/j.compositesa.2010.05.015.

