

ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE  
UNIVERSITÉ DU QUÉBEC

MÉMOIRE PRÉSENTÉ À  
L'ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE

COMME EXIGENCE PARTIELLE  
À L'OBTENTION DE LA  
MAÎTRISE EN TECHNOLOGIE DE SYSTÈMES  
M.Ing.

PAR  
GHEORGHE PRECUP

CONCEPTION INTÉGRÉE DES ARBRES DE TRANSMISSION  
EN COMPOSITES

MONTREAL, LE 28 MARS 2003

© droits réservés de Gheorghe Precup

**CE MÉMOIRE A ÉTÉ ÉVALUÉ**

**PAR UN JURY COMPOSÉ DE :**

**M. Anh Dung Ngô, directeur de mémoire**  
**Département de génie mécanique à l'École de technologie supérieure**

**M. Ngan Van Lê, président du jury**  
**Département de génie mécanique à l'École de technologie supérieure**

**M. Suong Van Hoa, maître de conférences**  
**Département de génie mécanique à l'Université Concordia**

**IL A FAIT OBJET D'UNE SOUTENANCE DEVANT JURY ET PUBLIC**

**LE 4 MARS 2003**

**À L'ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE**

# CONCEPTION INTEGRÉE DES ARBRES DE TRANSMISSION EN COMPOSITES

Gheorghe Precup

## Sommaire

Les matériaux composites possèdent des propriétés mécaniques pouvant être élaborées afin d'augmenter la résistance à la torsion et la vitesse de rotation d'une pièce mécanique tout en gardant une masse minimale. Ces avantages les rendent très attrayants comme matériaux pour la fabrication des arbres de transmission. Actuellement, les arbres en composites sont constitués par des tubes en composites à renforts enroulés ou tressés et par des brides d'accouplement en métaux qui, ces dernières sont parfois plus pesant que les tubes. De plus, le joint de collage entre le métal et le composite, présente également une faiblesse marquée dans ces pièces mécaniques. Afin d'éliminer tous ces désavantages, un arbre fabriqué entièrement en composite est proposé dans ce projet.

Dans cette étude, l'analyse des plaques et des arbres en composites polymériques à renforts tressés bi-axiaux et tri-axiaux ayant un angle de tressage variable, est traité. Les plaques sont analysées en traction longitudinale tandis que les arbres en torsion. Dans le but de déterminer la première rupture, deux analyses numériques sont utilisées, une au niveau macro-mécanique et l'autre à l'échelle micro-mécanique. Le modèle d'analyse est validé à l'aide des résultats obtenus expérimentalement.

# CONCEPTION INTEGRÉE DES ARBRES DE TRANSMISSION EN COMPOSITES

Gheorghe Precup

## Sommaire

Les matériaux composites possèdent des propriétés mécaniques pouvant être élaborées afin d'augmenter la résistance à la torsion et la vitesse de rotation d'une pièce mécanique tout en gardant une masse minimale. Ces avantages les rendent très attrayants comme matériaux pour la fabrication des arbres de transmission. Par ailleurs, il est possible d'automatiser la fabrication des arbres en composites. Actuellement, les arbres en composites sont constitués par des tubes en composites à renforts enroulés ou tressés et par des brides d'accouplement en métaux qui, ces dernières sont parfois plus pesant que les tubes. De plus, le joint de collage entre le métal et le composite, présente également une faiblesse marquée dans ces pièces mécaniques. Afin d'éliminer tous ces désavantages, un arbre fabriqué entièrement en composite est proposé dans ce projet.

Il est démontré récemment que la technique de tressage permet de réaliser des formes plus complexes que celles formées par l'enroulement filamentaire. Donc, il est possible de fabriquer des structures intégrées en composites dont les renforts sont bidirectionnels ou tridimensionnels en utilisant cette technique.

Dans cette étude, l'analyse des plaques et des arbres en composites polymériques à renforts tressés bi-axiaux et tri-axiaux ayant un angle de tressage variable, est traité. Les plaques sont analysées en traction longitudinale tandis que les arbres en torsion. Dans un premier temps, les propriétés mécaniques du composite à renforts tressés sont déterminées moyennant un modèle développé par Naik [3]. Dans un second temps, compte tenu des ces résultats, la force et le moment de torsion qui causent la première rupture locale sont calculés en utilisant le critère de contrainte maximale. Dans le but de déterminer la première rupture, deux analyses numériques sont utilisées, une au niveau macro-mécanique et l'autre à l'échelle micro-mécanique. La méthode des éléments finis est utilisée à cette fin. Le modèle d'analyse des plaques est validé à l'aide des résultats obtenus expérimentalement faisant des essais de traction sur deux séries des éprouvettes tandis que le modèle d'analyse des arbres à l'aide des résultats publiés par Nakai [31].

En conclusion, les résultats obtenus par les modèles numériques sont concordants avec les résultats expérimentaux. Finalement, les modèles développés dans cette étude sont recommandés afin de faire des analyses sur des plaques et des arbres en composites à renforts tressés.

## DESIGN OF BRAIDED COMPOSITE DRIVE SHAFTS

Gheorghe Precup

### Abstract

The composite materials have mechanical properties which can increase the torsion resistance and the rotational speed of a machine component having a minimal masse. These advantages make them very useful as materials in drive shafts production. Moreover, it is possible to automate the composite drive shafts production. At the present, the composite drive shafts are made by winding or braided composite tubes and steel flanges. In some case, the steel flanges are heavier than the composite tubes. The adhesive bonding between the steel flange and the composite tube presents an important weakness as well for these machine components. In order to eliminate these disadvantages, a drive shaft made only in composite material is proposed in this project.

Recently, it has been proved that the braiding technique allows producing more complex shapes than the ones produced by winding. Therefore, it is possible to produce the composite structures with the bi-axial and tri-axial fiber reinforced using this technique.

In this study, the bi-axial flat braided composites and the tri-axial braided composite drive shafts with a variable braiding angle is analysed. The composite flats are analysed in longitudinal tension while the drive shafts in torsion. At first, the mechanical properties of the braided composite are determined using a model created by Naik [3]. Secondly, knowing all these results, the force and the torsion caused by the initial fracture, are calculated using the maximum stress failure criterion. In order to determine the initial fracture, two numerical analysis are used: one at the macro-mechanical scale and the other at the micro-mechanical scale. The finite elements method is used to determine the initial fracture.

In conclusion, the results obtained using the numerical models are in good agreement with the experimental results. Finally, the models developed in this study are recommended to be used for the flat and drive shaft braided composites analysis.

## REMERCIEMENTS

J'aimerais tout d'abord, remercier particulièrement mon directeur de recherche M. Anh Dung Ngô, professeur et directeur du département de génie mécanique de l'ÉTS, pour accepter de me diriger et de me guider lors de la réalisation de ce projet. Sa ténacité dans l'exigence de la perfection, sa discipline ainsi que la patience dont il a fait preuve m'ont toujours stimulé et m'ont permis d'aller de l'avant.

Je tiens à remercier aussi M. Suong Van Hoa, professeur à l'Université Concordia pour son assistance technique et pour ses précieux conseils.

Également, je voudrais exprimer mes remerciements les plus vifs à M. Ngan Van Lê et à M. Henri Champlaud, professeurs à l'ÉTS pour leur aide technique qui m'a permis d'avancer dans mon projet.

Je remercie aussi Serge Plamondon et Vincent Leroux, respectivement technicien et étudiant à l'ÉTS pour leur aide quant à la fabrication des montages expérimentaux.

Finalement, je tiens à exprimer mes remerciements les plus sincères à ma conjointe, Monica et à ma famille pour leur patience et leur support moral et matériel.

## TABLE DES MATIÈRES

	Page
SOMMAIRE.....	i
ABSTRACT .....	ii
REMERCIEMENTS .....	iii
TABLE DES MATIÈRES.....	iv
LISTE DES TABLEAUX .....	vi
LISTE DES FIGURES .....	vii
LISTE DES ABREVIATIONS ET DES SIGLES .....	ix
INTRODUCTION .....	1
Caractéristiques générales des composites polymériques.....	1
Problématique de recherche .....	5
CHAPITRE 1 : REVUE BIBLIOGRAPHIQUE.....	12
CHAPITRE 2 : ÉTUDE D'UNE PLAQUE EN COMPOSITE À RENFORTS TRESSÉS BI-AXIAUX .....	18
2.1 Méthodologie.....	18
2.2 Calcul des matrices de rigidité de $RUC_1$ et $RUC_2$ .....	21
2.2.1 Détermination des paramètres indépendants .....	21
2.2.2 Calcul des paramètres dépendants .....	23
2.2.3 Calcul de la matrice de rigidité de $RUC_1$ .....	26
2.2.4 Calcul de la matrice de rigidité de $RUC_2$ .....	36
2.3 Modèle numérique pour le calcul de la rupture .....	39
2.3.1 Description générale .....	39
2.3.2 Création et analyse du modèle brut (macro-mécanique).....	41
2.3.3 Création du sous-modèle et du fichier des nœuds de frontières (micro-mécanique) .....	48
2.3.4 Calcul des conditions aux frontières du sous-modèle .....	54
2.3.5 Entrée des conditions aux frontières et l'analyse du sous-modèle .....	55
2.3.6 Application des critères de rupture .....	55
2.4 Caractérisation expérimentale .....	56
2.5 Validation du modèle numérique .....	69

<b>CHAPITRE 3 : CONCEPTION INTÉGRÉE D'UN ARBRE DE TRANSMISSION EN COMPOSITE À RENFORTS TRESSÉS TRI-AXIAUX MULTICOUCHE .....</b>	<b>77</b>
3.1 Description générale .....	77
3.2 Méthodologie.....	81
3.3 Définition et calcul des paramètres utilisés .....	81
3.4 Calcul de la matrice de rigidité de RUC de l'arbre .....	84
3.5 Calcul de la première rupture par la méthode des éléments finis.....	88
3.5.1 Création et analyse du modèle brut .....	88
3.5.2 Création du sous-modèle et du fichier des nœuds de frontières .....	94
3.6 Validation du modèle.....	101
<b>CONCLUSION .....</b>	<b>107</b>
<b>RECOMMANDATIONS .....</b>	<b>109</b>
<b>ANNEXES</b>	
1 : Programme paramétrique de calcul de la matrice de rigidité des plaques concu en matlab .....	110
2 : Programme paramétrique pour l'analyse de la rupture des plaques concu en ansys.....	120
3 : Programme paramétrique de calcul de la matrice de rigidité de l'arbre concu en matlab .....	156
4 : Programme paramétrique pour l'analyse de la rupture de l'arbre concu en ansys.....	164
<b>BIBLIOGRAPHIE.....</b>	<b>199</b>



## LISTE DES TABLEAUX

	Page
Tableau I Propriétés de la fibre de verre.....	22
Tableau II Propriétés de la matrice.....	22
Tableau III Définition des paramètres géométriques et de fabrication de la plaque ....	23
Tableau IV Formules de calcul propriétés mécaniques relatives à la rigidité de matériau de RUC [1].....	35
Tableau V Valeurs des paramètres géométriques du modèle de calcul .....	43
Tableau VI Résultats de détermination du nombre des filaments par tresse.....	60
Tableau VII Dimensions des éprouvettes de la première série (14,4°).....	60
Tableau VIII Dimensions des éprouvettes de la deuxième série (20°).....	61
Tableau IX Teneur en volume de fibre dans l'éprouvette .....	62
Tableau X Résultats expérimentaux .....	69
Tableau XI Comparaison des coefficients de rigidité déterminés analytiquement et expérimentalement.....	72
Tableau XII Comparaison des forces de première rupture, déterminées numériquement et expérimentalement.....	75
Tableau XIII Définition des paramètres de fabrication de l'arbre.....	82
Tableau XIV Formules de calcul des propriétés mécaniques relatives à la rigidité des matériaux des volumes des tresses de type A .....	96
Tableau XV Valeurs des paramètres de fabrication d'éprouvette (arbre) .....	102
Tableau XVI Valeurs des caractéristiques mécaniques de la matrice .....	102
Tableau XVII Comparaison des résultats expérimentaux et numériques.....	104

## LISTE DES FIGURES

	Page
Figure 1	Renforts discontinus à orientation aléatoire ..... 2
Figure 2	Renforts unidirectionnels..... 2
Figure 3	Renforts tissés..... 3
Figure 4	Renforts tressés..... 4
Figure 5	Renforts tricotés..... 5
Figure 6	Vibrations générées par un arbre en composite (gauche) et un arbre en acier (droit) ..... 7
Figure 7	Transmission à deux arbres en acier remplacée ..... 8 par un seul arbre en composite ..... 8
Figure 8	Tubes en composites..... 9
Figure 9	Plaque en composite à renforts tressés bi-axiaux ..... 18
Figure 10	Plaque en composite à renforts tressés soumis en traction longitudinale.... 20
Figure 11	Section transversale de la tresse ..... 24
Figure 12	Tissu à renforts tressés bi-axiaux et ses RUC..... 25
Figure 13	Section transversale au long de la tresse (section B-B de la figure 12)..... 26
Figure 14	Position du système des coordonnées principal du $i^{ième}$ morceau..... 28
Figure 15	Volume équivalent des tresses de RUC <sub>2</sub> ..... 37
Figure 16	Algorithme pour le calcul de la rupture..... 40
Figure 17	Algorithme pour le calcul du modèle brut..... 42
Figure 18	Courbes "contrainte-déformation" des éprouvettes et de la résine..... 44
Figure 19	Volumes équivalents de l'éprouvette du modèle de calcul ..... 46
Figure 20	Éprouvette du modèle de calcul : maillage, conditions aux frontières et position du sous-modèle ..... 47
Figure 21	Contraintes suivant l'axe X du modèle brut ..... 48
Figure 22	Algorithme de création du sous-modèle..... 49
Figure 23	Section transversale au long de la tresse dans l'éprouvette du modèle de calcul..... 51
Figure 24	Sous-modèle de la plaque..... 52
Figure 25	Types des éprouvettes soumis aux essais ..... 56
Figure 26	Installation d'infusion de résine ..... 57
Figure 27	Section longitudinale d'une éprouvette pendant le processus de mis en forme..... 58
Figure 28	Position des jauges sur l'éprouvette ..... 63
Figure 29	Courbes de variation de force en fonction d'élongation pour les éprouvettes des deux séries ..... 68
Figure 30	Comparaison des modules d'élasticité longitudinaux ( $E_x$ )..... 70
Figure 31	Comparaison des coefficients de Poisson longitudinaux-transversaux ( $\nu_{xy}$ ) ..... 70
Figure 32	Comparaison des coefficients d'accouplement ..... 71 de cisaillement ( $\eta_{x,xy}$ ) ..... 71

Figure 33	Variation de la déformation longitudinale sur les deux faces de l'éprouvette de la série 1 .....	73
Figure 34	Distribution des contraintes de cisaillement dans un volume de type B .....	75
Figure 35	Machine de tressage conventionnel .....	78
Figure 36	Mandrel utilisé pour la fabrication de l'arbre .....	79
Figure 37	Arbre en composite à renforts tressés tri-axiaux .....	80
Figure 38	Surface cylindrique d'un pli développé .....	83
Figure 39	Section transversale au long de la tresse entrecroisée de l'arbre .....	86
Figure 40	Algorithme du calcul du modèle brut de l'arbre de transmission .....	89
Figure 41	Maillage du modèle brut de l'arbre tressé à 60° .....	93
Figure 42	Section transversale au long de la tresse .....	98
Figure 43	Volume du sous-modèle de l'arbre et des tresses y compris .....	99
Figure 44	Courbe "moment de torsion-déformation" d'un arbre à renforts tressés tri-axiaux (adapté de Nakai 1996) .....	103
Figure 45	Distribution des contraintes de cisaillement dans un volume de type B ...	105

## LISTE DES ABREVIATIONS ET DES SIGLES

Systèmes d'axes :

Les directions globales ou principales sont invoquées selon la convention suivante :

1, 2, 3 : Axes du système des coordonnées principal (l'axe 1 au long des filaments)

X, Y, Z : Axes du système des coordonnées global, alignés avec le modèle

$X_t$  Axe au long de la tresse entrecroisée

$\beta$  Angle entre l'axe 1 et le plan XY, degrés

$\gamma_{xy}, \gamma_{yz}, \gamma_{zx}$  Déformations angulaires dans les plans XY, YZ, ZX

$\gamma_{xy}^i, \gamma_{xy}^s, \gamma_{xy}^0$  Déformations angulaires mesurées dans le plan XY sur les faces inférieure, supérieure et au plan moyen de l'éprouvette

$\{\varepsilon\}_m^{1,2,3}$  Vecteur de déformations du m<sup>-ième</sup> morceau suivant les axes principaux

$\{\varepsilon\}_m^{x,y,z}$  Vecteur de déformations du m<sup>-ième</sup> morceau suivant les axes globaux

$\{\bar{\varepsilon}\}^{x,y,z}$  Vecteur de déformations moyennes suivant les axes globaux

$\varepsilon_x, \varepsilon_y, \varepsilon_z$  Déformations suivant les axes X, Y, Z

$\varepsilon_x^i, \varepsilon_x^s, \varepsilon_x^0$  Déformations mesurée suivant l'axe X sur les faces inférieure, supérieure et au plan moyen de l'éprouvette

$\varepsilon_y^i, \varepsilon_y^s, \varepsilon_y^0$  Déformations mesurée suivant l'axe Y sur les faces inférieure, supérieure et

au plan moyen de l'éprouvette

$\eta_{x,xy}$  Coefficient d'accouplement de cisaillement donné par rapport à la déformation angulaire dans le plan XY et à la déformation suivant l'axe X

$\theta$  Angle de tressage, degrés

$\theta^{con}$  Angle de tressage sur la partie conique de l'arbre, degrés

$\theta^{hex}$  Angle de tressage sur la partie hexagonale de l'arbre, degrés

$\theta_{\text{unidir}}$	Angle d'enroulement filamentaire sur la partie cylindrique de l'arbre, degrés
$\theta_{\text{unidir}}^{\text{con}}$	Angle d'enroulement filamentaire sur la partie conique de l'arbre, degrés
$\theta_{\text{unidir}}^{\text{hex}}$	Angle d'enroulement filamentaire sur la partie hexagonale de l'arbre, degrés
$\nu_{12}$	Coefficient de Poisson major dans le plan 12 de la tresse
$\nu_{21}$	Coefficient de Poisson mineur dans le plan 12 de la tresse
$\nu_{23}$	Coefficient de Poisson dans le plan 23 de la tresse
$\nu_{f12}$	Coefficient de Poisson longitudinal-transversal de la fibre
$\nu_{f23}$	Coefficient de Poisson transversal-transversal de la fibre
$\nu_m$	Coefficient de Poisson de la matrice
$\nu_{zr}, \nu_{z\theta}, \nu_{\theta r}$	Coefficients de Poisson du tissu de l'arbre dans les directions axiale-radiale, axiale-tangentielle, tangentielle-radiale
$\nu_{xy}, \nu_{xz}, \nu_{yz}$	Coefficients de Poisson du tissu de la plaque dans les plans XY, XZ, YZ
$\rho_f$	Masse volumique de la fibre, $\text{g/cm}^3$
$\rho_m$	Masse volumique de la matrice, $\text{g/cm}^3$
$\{\sigma\}_m^{1,2,3}$	Vecteur de contraintes du $m^{\text{ième}}$ morceau suivant les axes principaux, MPa
$\{\sigma\}_m^{x,y,z}$	Vecteur de contraintes du $m^{\text{ième}}$ morceau suivant les axes globaux, MPa
$\{\bar{\sigma}\}^{x,y,z}$	Vecteur de contraintes moyennes suivant les axes globaux, MPa
$\sigma_x$	Contrainte suivant l'axe X appliquée sur l'éprouvette, MPa
$\tau_a$	Contrainte de cisaillement de première rupture de l'arbre, MPa
$[a_{ij}]$	Matrice de rotation du système des coordonnées global
$A$	Surface de la section transversale de la plaque, $\text{mm}^2$
$\bar{A}$	Surface donnée par le rayon moyen de la partie cylindrique de l'arbre, $\text{mm}^2$
$A_a$	Surface transversale de la tresse axiale, $\text{mm}^2$
$A_t$	Surface transversale de la tresse entrecroisée, $\text{mm}^2$
$[C]^{1,2,3}$	Matrice de rigidité qui définissent la relation contrainte-déformation en 3-D d'un matériau composite unidirectionnel par rapport à ses coordonnées principales, MPa

$[C_{eff}]^{x,y,z}$	Matrice de rigidité qui définissent la relation contrainte-déformation du matériau de RUC par rapport au système des coordonnées global, MPa
D	Diamètre de la partie cylindrique du mandrel, mm
$D_{con}$	Diamètre moyen de la partie conique du mandrel, mm
$d_f$	Diamètre du filament, mm
$D_p$	Diamètre extérieur la partie prismatique du mandrel, mm
$E_1$	Module d'élasticité longitudinal de la tresse, MPa
$E_2$	Module d'élasticité transversal de la tresse, MPa
$E_0$	Module d'élasticité tangentiel de la tresse, défini par rapport au système global cylindrique, MPa
$E_{f1}$	Module d'élasticité longitudinal de la fibre, MPa
$E_{f2}$	Module d'élasticité transversal de la fibre, MPa
$E_m$	Module d'élasticité de la matrice, MPa
$E_r$	Module d'élasticité radial de la tresse, défini par rapport au système global cylindrique, MPa
$E_x^{ep}$	Module d'élasticité longitudinal du modèle expérimental de la plaque, MPa
$E'_x$	Module d'élasticité longitudinal du modèle de calcul de la plaque, MPa
$E_{x1}$	Module d'élasticité longitudinal de RUC <sub>1</sub> de la plaque, MPa
$E_{x2}$	Module d'élasticité longitudinal de RUC <sub>2</sub> de la plaque, MPa
$E_y$	Module d'élasticité tangentiel de RUC de la plaque, MPa
$E_z$	Module d'élasticité transversal de RUC de la plaque, MPa
F	Force de traction appliquée sur le modèle expérimental de la plaque, N
F'	Force de traction appliquée sur le modèle de calcul de la plaque, N
$F_s$	Facteur de concentration de déformations linéaires
$F_{s12}$	Facteur de concentration de déformations linéaires angulaire dans le plan 12
$F_{s23}$	Facteur de concentration de déformations linéaires angulaire dans le plan 23
$G_{12}$	Module de rigidité de la tresse dans le plan 12, MPa
$G_{f12}$	Module de rigidité de la fibre dans le plan 12, MPa
$G_{f23}$	Module de rigidité de la fibre dans le plan 23, MPa

$G_m$	Module de rigidité de la matrice, MPa
$G_{xy}$	Module de rigidité de RUC de la plaque dans le plan XY, MPa
$G_{xz}$	Module de rigidité de RUC de la plaque dans le plan XZ, MPa
$G_{yz}$	Module de rigidité de RUC de la plaque dans le plan YZ, MPa
$G_{\theta z}$	Module de rigidité tangentiel-longitudinal de la tresse, défini par rapport au système global cylindrique, MPa
$G_{\theta r}$	Module de rigidité tangentiel-radial de la tresse, défini par rapport au système global cylindrique, MPa
$G_{rz}$	Module de rigidité radial-longitudinal de la tresse, défini par rapport au système global cylindrique, MPa
$H$	Épaisseur d'une couche de composite tressé, mm
$H_a$	Épaisseur de la tresse axiale, mm
$H_r$	Épaisseur de la résine latérale de la plaque, mm
$H_{RI}$	Épaisseur de la résine entre tresses superposées, mm
$H_t$	Épaisseur de la tresse entrecroisée, mm
$k$	Teneur en volume de fibre dans la tresse
$k_t$	Teneur en volume de fibre dans l'éprouvette
$k_x$	Courbure de la surface moyenne de la plaque dans le plane XZ
$k_y$	Courbure de la surface moyenne de la plaque dans le plane YZ
$k_{xy}$	Courbure angulaire de la surface moyenne de la plaque
$l$	Longueur de RUC du modèle expérimental, mm
$l'$	Longueur de RUC du modèle de calcul, mm
$L$	Largeur du modèle expérimental, mm
$L'$	Largeur du modèle de calcul, mm
$L_{con}$	Longueur de la partie conique de l'arbre, mm
$L_{cyl}$	Longueur de la partie cylindrique de l'arbre, mm
$L_{épr}$	Longueur du modèle expérimental, mm
$L'_{épr}$	Longueur du modèle de calcul, mm
$L_{hex}$	Longueur de la partie prismatique de l'arbre, mm

$L_t$	Longueur de la tresse entrecroisée dans RUC de l'arbre, mm
$L_{t1}$	Longueur de la tresse dans $RUC_1$ , mm
$L_{t2}$	Longueur de la tresse dans $RUC_2$ , mm
$L_{to1}$	Longueur de la portion de la tresse ondulée dans $RUC_1$ , mm
$L_{to2}$	Longueur de la portion de la tresse ondulée dans $RUC_2$ , mm
$L_{rub}$	Longueur du ruban à peser, mm
$m_f$	Masse de la fibre dans l'éprouvette, mesuré expérimentalement, g
$m_{mat}$	Masse de la matrice dans l'éprouvette, mesuré expérimentalement, g
$m_{rub}$	Masse du ruban à peser, g
$M_a$	Moment de torsion de première rupture de l'arbre, Nmm
$M_t$	Moment de torsion appliqué sur l'arbre, Nmm
$n$	Nombre des divisions de la tresse ondulée
$n_1$	Nombre des couches dans l'arbre
$n_a$	Nombre des filaments par tresse axiale
$n_f$	Nombre des filaments par tresse de la plaque
$nnd$	Nombre de nœuds
$n_r$	Vitesse de rotation, r/min
$n_t$	Nombre des filaments par tresse entrecroisée
$N_a$	Nombre des tresses axiales
$N_{éléments}$	Nombre d'éléments au long du modèle brut
$N_{RUC}$	Nombre de RUC au long de la plaque et de la partie cylindrique de l'arbre
$N_t$	Nombre des tresses entrecroisées
$p$	Pas, m
RUC	Unité cellulaire
$RUC_1$	Unité cellulaire de type 1
$RUC_2$	Unité cellulaire de type 2
$S$	Distance entre deux filaments voisins, mm
$S_{fl}^{(+)}$	Contrainte de rupture en traction de la fibre, MPa
$S_L$	Contrainte de rupture du modèle de calcul, MPa



$S'_L$	Contrainte de rupture du modèle expérimental, MPa
$S_L^{(+)}$	Contrainte de rupture en traction longitudinale de la tresse, MPa
$S_L^{(-)}$	Contrainte de rupture en compression longitudinale de la tresse, MPa
$S_{LT}$	Contrainte de rupture en cisaillement dans le plan longitudinal-transversal de la tresse, MPa
$S_m^{(+)}$	Contrainte de rupture en traction de la résine, MPa
$S_m^{(-)}$	Contrainte de rupture en compression de la résine, MPa
$S_{m12}$	Contrainte de rupture en cisaillement de la résine, MPa
$S_T^{(+)}$	Contrainte de rupture en traction transversale de la tresse, MPa
$S_T^{(-)}$	Contrainte de rupture en compression transversale de la tresse, MPa
$S_{TZ}$	Contrainte de rupture en cisaillement dans le plan transversal -transversal de la tresse, MPa
$S_1, S_2, S_3$	
$S_{12}, S_{13}, S_{23}$	Contraintes principales d'un matériau composite, MPa
$S_x, S_y, S_z$	Contrainte suivant les trois axes du système global, MPa
$S_{xy}, S_{yz}, S_{xz}$	Contrainte de cisaillement dans les trois plans du système global, MPa
$T$	Période, s
$[T]_m$	Matrice de transformation du $m^{i\text{ème}}$ morceau
$T_a$	Torsion qui donne la première rupture, MPa
$u_x, u_y, u_z$	Déplacements d'un nœud suivant les trois axes du système global, mm
$v$	Teneur en volume de surplus de résine dans le modèle de calcul
$v_a$	Vitesse de déplacement du mandrel, m/s
$V_a$	Volume de tresse axiale dans RUC de l'arbre, $\text{mm}^3$
$V_f$	Volume de fibre dans l'éprouvette mesuré expérimentalement, $\text{mm}^3$
$V_{fd1}$	Volume d'un morceau de tresse droite de RUC <sub>1</sub> , $\text{mm}^3$
$V_{fd2}$	Volume d'un morceau de tresse droite de RUC <sub>2</sub> , $\text{mm}^3$
$V_{fo1k}$	Volume d'un morceau de tresse ondulée de RUC <sub>1</sub> , $\text{mm}^3$
$V_{fo2i}$	Volume d'un morceau de tresse ondulée de RUC <sub>2</sub> , $\text{mm}^3$
$V_m$	Teneur en volume du $m^{i\text{ème}}$ morceau

$V_{\text{mat}}$	Volume de la matrice dans l'éprouvette, mesuré expérimentalement, $\text{mm}^3$
$V_r$	Volume de résine dans RUC de l'arbre, $\text{mm}^3$
$V_{r1}$	Volume de résine dans $\text{RUC}_1$ , $\text{mm}^3$
$V_{r2}$	Volume de résine dans $\text{RUC}_2$ , $\text{mm}^3$
$V_{\text{RUC}}$	Volume de RUC de l'arbre, $\text{mm}^3$
$V_{\text{RUC1}}$	Volume de $\text{RUC}_1$ , $\text{mm}^3$
$V_{\text{RUC2}}$	Volume de $\text{RUC}_2$ , $\text{mm}^3$
$v_{\text{RUC1}}$	Teneur en volume de $\text{RUC}_1$ dans l'éprouvette
$v_{\text{RUC2}}$	Teneur en volume de $\text{RUC}_2$ dans l'éprouvette
$V_{\text{tk}}$	Volume des deux morceaux de tresse ondulée de RUC de l'arbre, $\text{mm}^3$
$V_{\text{tot}}$	Volume de l'éprouvette mesuré expérimentalement, $\text{mm}^3$
$W$	Largeur de RUC de l'arbre, mm
$W_1$	Largeur de $\text{RUC}_1$ du modèle expérimental, mm
$W_2$	Largeur de $\text{RUC}_2$ du modèle expérimental, mm
$W'_1$	Largeur de $\text{RUC}_1$ du modèle de calcul, mm
$W'_2$	Largeur de $\text{RUC}_2$ du modèle de calcul, mm
$W_a$	Largeur de la tresse axiale, mm
$W_t$	Largeur de la tresse entrecroisée, mm
$X_{\text{RUC}}$	Position du sous-modèle par rapport au modèle brut dans l'axe X, mm
$X_{\text{POS}}$	Nombre de RUC jusqu'au sous-modèle

## INTRODUCTION

### **Caractéristiques générales des composites polymériques**

Les matériaux composites polymériques sont de plus en plus utilisés presque dans toutes les domaines de l'industrie grâce à leurs bonnes performances mécaniques. Ce type de matériau est composés de deux constituants non solubles l'un dans l'autre, soit : la matrice, à base de plastique et les renforts, sous forme de fibres de différentes compositions. Les fibres peuvent être confectionnées à base de carbone, kevlar ou verre, pour nommer les plus courantes. Elles peuvent être aussi de nature animale ou végétale. Les matrices polymériques sont soit de type thermoplastique ou soit de type thermodurcissable.

Les résines thermodurcissables qui sont les plus utilisées se classent en deux familles : les résines polyesters et les résines époxydes. Les résines époxydes possèdent les caractéristiques mécaniques les plus élevées, tout en assurant un meilleur mouillage de la fibre.

Les renforts de fibre sont les constituants qui rendent les caractéristiques mécaniques des matériaux composites élevées. Ces renforts se trouvent sur le marché sous forme de tissus ou de fils. Les renforts dans les tissus sont des paquets de plusieurs filaments qui peuvent être continus ou discontinus. Les renforts sous forme de fils sont des paquets de plusieurs filaments aussi, mais les filaments sont continus seulement.

Les tissus à renforts discontinus sont fabriqués à partir des fibres courtes orientées aléatoirement. Ces tissus sont moins performants que les tissus à renforts continus. Néanmoins, ils sont aussi beaucoup plus faciles à mettre en forme et moins coûteux. Un tel tissu est illustré dans la figure suivante :

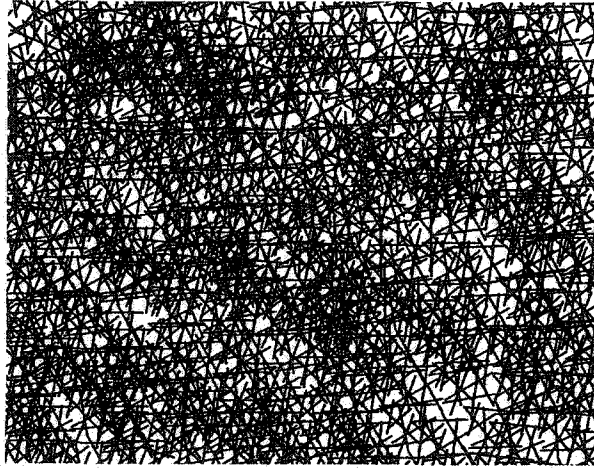


Figure 1 Renforts discontinus à orientation aléatoire

Les tissus à renforts continus peuvent être de différentes formes, soit : des tissus à renforts unidirectionnels, des tissus à renforts tressés, des tissus à renforts tissés ou des tissus à renforts tricotés. Les tissus à renforts continus unidirectionnels (figure 2) sont des tissus qui ont toutes les fibres orientées dans la même direction. Ceux-ci ont les meilleures performances en traction uni-axiale, toutes les fibres étant orientées dans la direction du chargement. Malgré ces bonnes performances, la mise en forme de pièces non planes est difficile avec ce type de renforts.

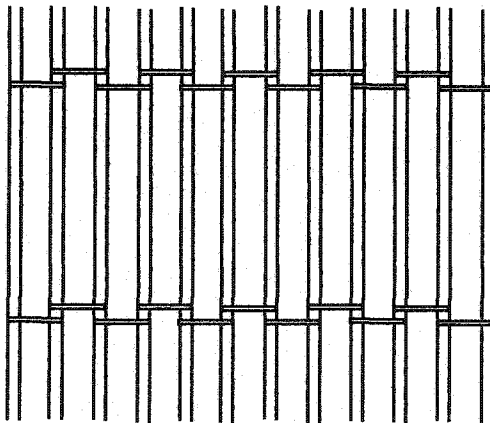


Figure 2 Renforts unidirectionnels

Les tissus à renforts continus orientés dans plusieurs directions ont l'avantage de se mettre facilement en forme en gardant des bonnes caractéristiques mécaniques. Les tissus avec les fibres orientées à un angle de 90 degrés sont dénommés tissus à renforts tissés. Ce type de tissage, appelé "weaving" en anglais, peut avoir deux formes, soit : forme toile ou forme satin (figure 3). La différence entre ces deux types de tissages réside dans la fréquence des entrecroisements des tresses. Les tresses sont en fait des gros paquets de plusieurs filaments continus. Les tissus à renforts de type toile se distinguent par le fait que l'entrecroisement se fait à chaque point de rencontre entre les tresses, tandis que pour les renforts de type satin, l'entrecroisement se fait selon une séquence généralement entre deux et huit points. La figure suivante illustre des renforts de type toile et de type satin de 8 et 3 :

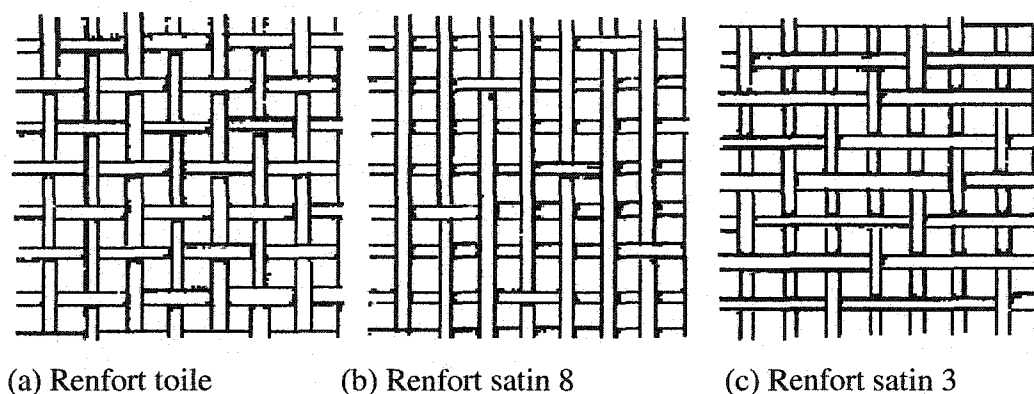


Figure 3 Renforts tissés

C'est possible de fabriquer des tissus à renforts avec l'angle entre les tresses différent de 90 degrés. Ceux-ci s'appellent des tissus à renforts tressés. Ces types de tissus sont obtenus à l'aide de deux méthodes. La première consiste à utiliser un tissu à renforts tissés en lui imposant un cisaillement avant de le mettre en forme. Cette méthode permet d'obtenir des renforts à angle variable facilement. Un des inconvénients de cette méthode est que les tresses, après la déformation imposée, ne seront plus bien positionnées. Un autre inconvénient est que les tresses sont coupées aux extrémités ce

qui affaiblit les performances mécaniques. La deuxième est la méthode de tressage à angle, appelée "braiding" en anglais. Cette méthode permet aussi de fabriquer des tissus à renforts tressés à angle variable. Afin de les fabriquer, des machines semblables à celles utilisées dans l'industrie textile vestimentaire sont utilisées. Cette technique permet de fabriquer le renfort tressé directement sur un moule ce qui rend les performances mécaniques de la pièce plus élevées puisque aucune fibre ne sera coupée.

Avec les méthodes mentionnées ci-dessus, il est possible de confectionner des tissus à renforts tressés bi-axiaux (l'orientation globale des fibres suit deux directions) ou multi-axiaux (l'orientation globale des fibres suit plusieurs directions). Deux exemples des tissus à renforts tressés sont illustrés dans la figure suivante :

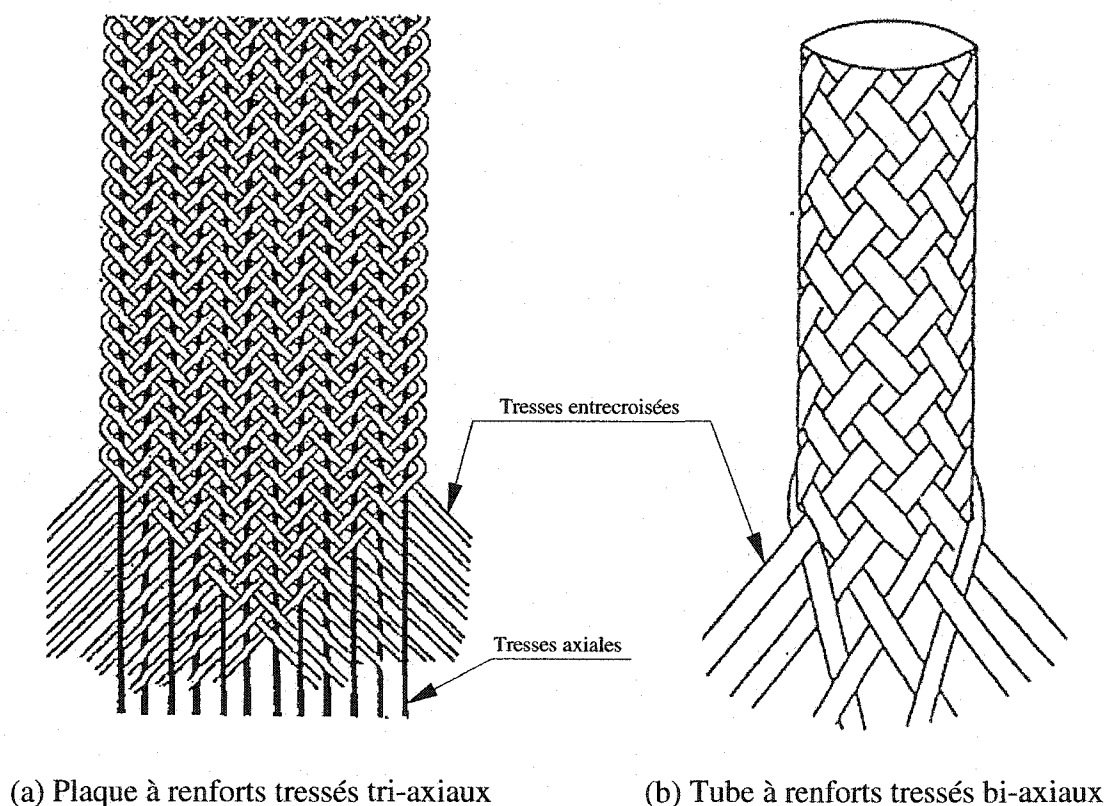


Figure 4 Renforts tressés

Une autre forme de tissu à renforts continus est le tissu à renforts tricotés, appelé "knitting" en anglais qui est utilisé dans la fabrication des structures très complexes. Les fibres à haut module de rigidité ne sont pas recommandées pour ce type de renfort parce que les fibres sont sévèrement déformées pendant le processus de fabrication et la plupart d'entre elles brisent avant d'être mises en forme.

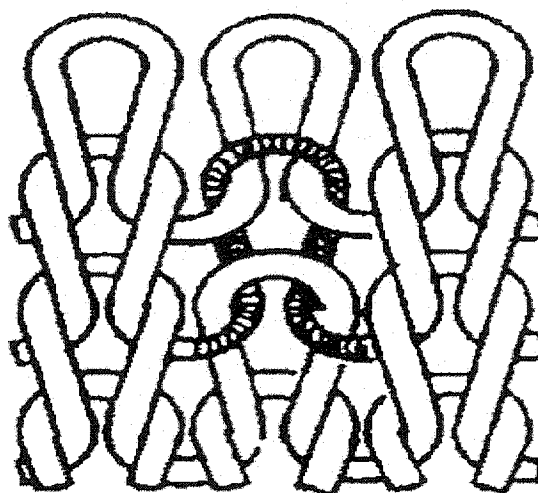


Figure 5 Renforts tricotés

Parmi toutes ces techniques de fabrication de renforts, la méthode de tressage reçoit la plus grande attention. Cette méthode est la plus utilisée grâce à ses bonnes performances mécaniques par rapport à la complexité de la forme. De plus, la fabrication de ce type de renforts peut être automatisée ce qui rend les pièces moins coûteuses. La présente étude s'attardera donc à cette technique en particulier.

### **Problématique de recherche**

Les arbres de transmission classiques sont fabriqués entièrement en acier ce qui les rend trop lourds. Le poids élevé réduit la vitesse de rotation critique. À cause de ce problème, si la distance de transmission du couple est grande, le groupe de transmission doit être

composé de deux arbres ce qui implique un coût élevé. La grande masse de ces pièces en mouvement de rotation génère des vibrations importantes qui endommagent d'autres composants du véhicule et des fois même la santé des passagers. Tous ces problèmes sont causés par la masse élevée seulement. Afin d'éliminer ces inconvénients l'acier a été remplacé par un matériau composite.

Premièrement les arbres en matériaux composites ont été utilisés dans l'industrie aérospatiale seulement. En 1986, l'arbre en acier qui équipait la voiture des courses Toyota Celica a été changé par un arbre en fibre de carbone afin d'éliminer les problèmes de vibrations. Avec ce changement, la vitesse de rotation a été augmentée avec 1 000 RPM ce qui a permis au moteur de travailler à sa puissance normale. Ce nouvel arbre a eu une grande contribution dans le gain du championnat IMSA GTO en 1987 par Toyota Celica. Depuis 1987, la plus part des voitures de courses ont adopté ce type de transmission. Grâce à la masse de rotation diminuée, une voiture qui utilise un tel arbre peut gagner plus de 5% en puissance. Un autre avantage important est la réduction significative des vibrations. Une comparaison des vibrations produites par les deux types d'arbres est illustrée dans la figure 6. Une autre comparaison qui met en évidence les bonnes performances des arbres en composites, est la résistance en torsion par rapport au poids, par exemple un arbre en fibre de carbone qui pèse la moitié d'un arbre en acier est plus résistant en torsion. Une autre qualité importante des composites est qu'ils sont plus amortissables que les métaux. Grâce à cette dernière qualité, les drive trains sont beaucoup moins exposés aux chocs qui sont la cause principale de leur défaillance. Les arbres en composites courts sont plus coûteux que les arbres en acier si une comparaison directe est faite. Mais, en tenant compte des avantages mentionnés ci-dessus et du fait que les arbres en acier accélèrent l'usure des autres composants, les arbres en composites deviennent plus rentables. Le problème de rentabilité pour le groupe de transmission composé des deux arbres en acier est beaucoup plus évident, il peut être remplacé par un seul arbre en composite en réduisant le coût presque de moitié. Une image qui montre ce type de changement est illustrée dans la figure 7. Ci-dessus



sont mentionnés juste les avantages les plus importants, il y'en a beaucoup d'autres. La source des toutes ces informations est [www.acpt.com](http://www.acpt.com).

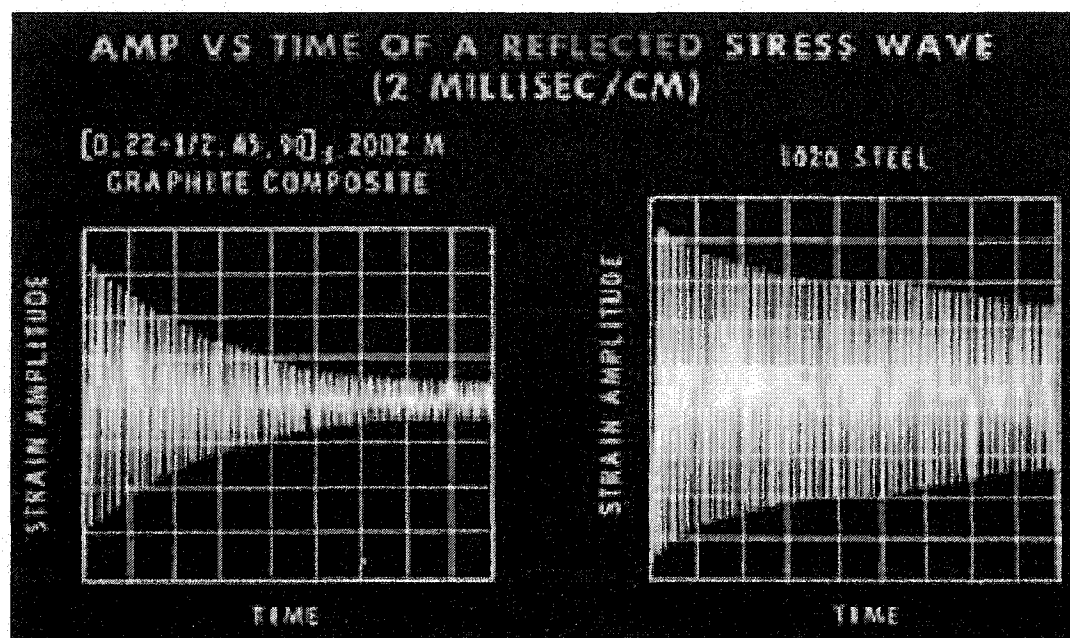


Figure 6 Vibrations générées par un arbre en composite (gauche) et un arbre en acier (droit)

Les arbres en composites sont composés d'une partie cylindrique qui représente le cœur de l'arbre, fabriquée entièrement en composite par la méthode d'enroulement filamentaire ou par la méthode de tressage, et d'une deuxième partie qui correspond aux deux brides d'accouplement en métal qui assurent l'accouplement de l'arbre avec les autres composantes mécaniques. L'assemblage entre le tube en composite et les brides est fait par collage seulement ce qui représente la faiblesse de ces pièces. Pour que le collage résiste à la même torsion que les autres composantes de l'arbre, il faut qu'il soit fait sur une grande surface. Pour se faire, il faut utiliser des brides assez longues ce qui implique une augmentation de poids qui est des fois assez importante. Afin d'éliminer cet inconvénient, dans ce projet il est proposé de changer le tube cylindrique en

composite par un tube qui a le milieu cylindrique et les extrémités hexagonales (voir la figure 8). Ce changement permet de réduire beaucoup la longueur des brides d'accouplement et en plus d'éliminer le risque de défaillance dans la couche de la colle ce qui représente une grande faiblesse des arbres classiques en composites.

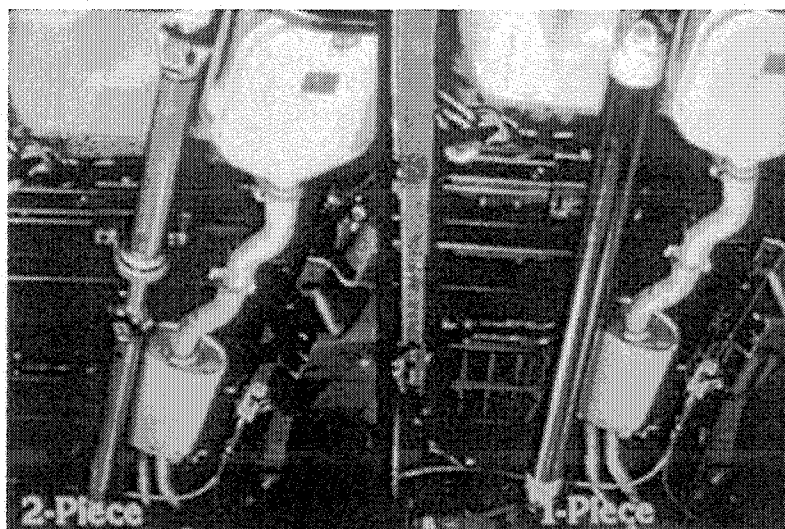


Figure 7 Transmission à deux arbres en acier remplacée par un seul arbre en composite

De plus, le tube proposé peut être utilisé comme arbre de transmission sans avoir besoin des deux brides d'accouplement. L'accouplement avec les autres composants étant fait à l'aide des deux extrémités prismatiques. Ceci est valable seulement dans le cas où les axes de rotation des deux composants qui s'accouplent avec l'arbre, sont colinéaires, sinon la transmission du couple peut être réalisée en utilisant seulement une bride d'accouplement attachée à un des deux bouts. Donc, dans le pire des cas, ce type d'arbre permet de remplacer les deux brides d'accouplement par une seule bride ce qui signifie moins d'argent dépensé et moins de poids.

Comme c'est vu ci-dessus, les arbres en matériaux composites possèdent des qualités mécaniques uniques qui permettent un usage varié. Il est cependant très difficile de prédire les propriétés mécaniques et en spéciale la limite de rupture de ces pièces. À cause de cette difficulté, souvent les propriétés mécaniques ne sont pas utilisées pleinement, il est donc nécessaire de créer des modèles d'analyse qui permettent de prédire les propriétés mécaniques sans être obligé de faire toujours des essais expérimentaux.

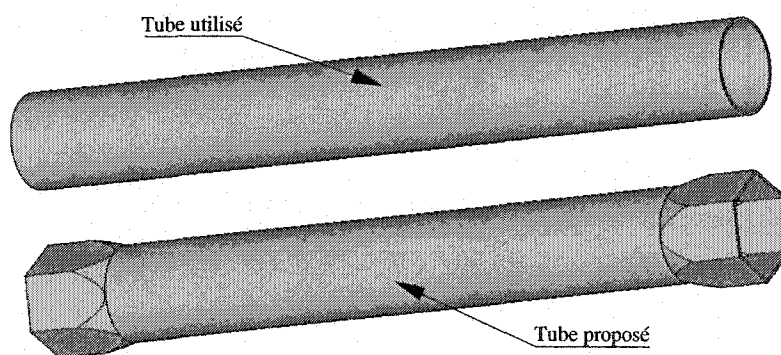


Figure 8 Tubes en composites

Le but de cette étude est de concevoir un modèle d'analyse qui peut prédire la première rupture d'un arbre en composite multicouche qui a la forme du tube proposé, soumis en torsion pure. Ce type de tube peut être fabriqué par enroulement filamentaire ou par tressage. L'analyse des tubes enroulés filamentaire se fait à l'aide de la théorie classique des composites à renforts unidirectionnels qui est déjà très connue, donc dans cette étude vont être traités seulement les tissus à renforts tressés qui présentent un avantage marqué pour la mise en forme et ainsi que pour la résistance mécanique.

Un modèle d'analyse des arbres à renforts tressés a été développé par Nakai en 1996. Il a utilisé la méthode des éléments finis afin de prédire les propriétés mécaniques. Son

modèle est quant même faible parce qu'il utilise des éléments de type poutre qui n'acceptent que les propriétés des matériaux suivant l'axe de l'élément. Dans cette étude la même méthode des éléments finis va être utilisée, mais en utilisant des éléments de type SOLID qui permettent de définir les propriétés des matériaux suivant les trois axes du système des coordonnées.

Le modèle proposé est basé sur deux grandes étapes. La première étape est de déterminer les propriétés mécaniques relatives à la rigidité ( $E_x$ ,  $E_y$ ,  $E_z$ ,  $\nu_{xy}$ ,  $\nu_{xz}$ ,  $\nu_{yz}$ ,  $G_{xy}$ ,  $G_{xz}$  et  $G_{yz}$ ) du tissu à l'aide d'une méthode analytique qui est basée sur l'analyse d'une unité cellulaire. Une unité cellulaire est définie comme étant la plus petite cellule qui se répète partout dans le tissu. Dans un tissu peut exister une ou plusieurs unités cellulaires (voir la figure 4) en fonction de la géométrie des renforts. La deuxième étape est de déterminer la valeur de la sollicitation pour laquelle la première rupture dans la structure entière est atteinte. L'analyse de cette étape est réalisée à l'aide de la méthode des éléments finis en utilisant des éléments de type SOLID. Cette étape, à son tour, est composée de deux parties, soit : la macro-mécanique qui comprend l'analyse de la structure entière soumise à certaines sollicitations et la micro-mécanique qui comprend l'analyse au niveau de l'unité cellulaire. Les résultats obtenus dans la partie de macro-mécanique sont utilisés afin de calculer les conditions aux frontières de la micro-mécanique qui donnent en fait la rupture cherchée.

Dans cette étude, premièrement, un modèle d'analyse des plaques en composites à renforts tressés bi-axiaux entrecroisés deux par deux est créé et puis, un modèle d'analyse des arbres fabriqués avec le même matériau. Un modèle de plaque d'analyse est illustré dans la figure 4 (a). Les plaques sont choisies avant les arbres parce qu'il y a la possibilité de faire des essais précis sur ce genre de pièces avec l'équipement qu'il y a dans les laboratoires de l'ÉTS. Si les résultats d'analyse des plaques sont satisfaisants, le modèle d'analyse des arbres en composites à renforts tressés tri-axiaux va être créé en utilisant la même méthodologie. Le modèle d'analyse des plaques va être validé à l'aide

des résultats obtenus expérimentalement en faisant des essais sur deux séries des éprouvettes, une tressée à  $14,4^\circ$  et l'autre à  $20^\circ$ . La validation du modèle d'analyse des arbres va être faite en utilisant les résultats publiés par Nakai [31] parce qu'il n'y a pas l'équipement nécessaire afin d'effectuer des essais sur ce genre des pièces, ici à l'ÉTS.

## **CHAPITRE 1**

### **REVUE BIBLIOGRAPHIQUE**

Le but de la recherche bibliographique est de déterminer quelle solution semble la plus prometteuse afin de caractériser les propriétés mécaniques des matériaux composites. En effet, deux grandes directions sont utilisées, l'approche analytique et l'approche numérique. Les capacités et les résultats de ces deux méthodes seront donc comparés afin de décider quelle solution sera utilisée pour réaliser ce projet.

La méthode analytique est la première à avoir été utilisée. La théorie des laminés et la loi des mélanges et inverse des mélanges [1, 3, 25, 26], servent à déterminer les propriétés mécaniques des matériaux composites unidirectionnels et les critères de contrainte maximale, de déformation maximale et de Tsai-Hill [1] à déterminer la rupture de mêmes matériaux. Ceci fût le premier pas vers la caractérisation des structures en matériaux composites polymériques.

Les matériaux composites à renforts tressés sont beaucoup plus difficiles à caractériser. En effet, l'orientation des fibres n'est pas constante dans le tissu. Plusieurs modèles analytiques sont présentés [27, 28, 29] mais ne s'appliquent qu'à des tissus à renforts tissés orientés à  $90^\circ$ .

Le modèle "Mosaïque" développé par Ishikawa et Chou [27] idéalise le tissu à renforts tissés comme une suite de petites cellules de renforts unidirectionnels. De cette façon, la théorie des laminés peut s'appliquer à chacune de ces cellules et en assemblant ces propriétés, le tissu à renforts tissés peut être caractérisé. Il faut noter que ce modèle néglige l'entrecroisement des fibres, ce qui en fait un modèle simple mais peu précis. Ce modèle peut être utilisé pour les tissus à renforts tissés de type toile et satin.

Deux modèles plus précis, dénommés "Crimp" et "Bridging", furent développés par les mêmes auteurs [27]. Ces modèles tiennent compte de l'ondulation des fibres lors de l'entrecroisement. Ces modèles utilisent aussi la théorie des laminés mais ajoute une cellule supplémentaire pour l'entrecroisement. La différence entre les deux est que le modèle "Bridging" s'applique juste pour les tissus de type satin tissés quatre par quatre, minimum, le modèle "Crimp", s'applique pour les deux types de tissus mais avec un nombre de tresses inférieur. Ces modèles se veulent plus précis que le modèle "Mosaïque" mais restent quant même des modèles unidirectionnels qui ne peuvent être utilisés que pour les tissus à renforts tissés à  $90^{\circ}$ .

Un modèle bi-dimensionnel, dénommé "Element Array Model", pour un tissu à renforts tissés est présenté comme un assemblage série-parallèle de cellules unitaires représentant un quart d'une maille unitaire [28]. Ce modèle procure des résultats qui ont une bonne corrélation avec les essais expérimentaux. Cette méthode permet aussi de modéliser des structures présentant plusieurs couches de tissu à renforts tissés.

Un modèle analytique tri-dimensionnel utilisant des fonctions trigonométriques afin de caractériser les entrecroisements, donne des résultats très satisfaisants [29]. La complexité des calculs requiert cependant l'usage d'un ordinateur, la quantité de matrices à manipuler étant très grande. Ce modèle peut s'appliquer à des tissus à renforts tissés de type toile et satin.

Une méthode utilisant les ultrasons est aussi utilisée [4]. Elle permet de caractériser complètement le matériau. Il faut cependant avoir recours à des équipements très sophistiqués, qui ne sont disponibles que dans quelques grands centres de recherche.

Aucun modèle analytique ne fût trouvé afin de caractériser des tissus à renforts tressés à un angle autre que  $90^{\circ}$ . Ceci est sans doute dû au fait que ce modèle est beaucoup plus difficile à caractériser à l'aide des équations mathématiques.

Le premier modèle analytique de calcul de rigidité d'un tissu à renforts tressés à un angle variable a été développé par Naik, Ifju et Masters en 1994. Le modèle a été conçu pour des tissus à renforts tressés tri-axiaux, entrecroisés deux par deux à  $70^{\circ}$  et  $45^{\circ}$ . Ceci est basé sur l'hypothèse que la tresse a une trajectoire sinusoïdale qui peut être divisée en  $n$  morceaux de composites unidirectionnels de rigidité connue. Le tissu à renfort tressé a été évalué comme étant une somme de plusieurs volumes de matériaux de type isotrope transversal. Les résultats obtenus ne sont pas loin de la réalité, il y a une différence d'environ 13% [9] entre les paramètres prédits et les paramètres mesurés. Ce modèle est plus compliqué que les autres, un ordinateur est nécessaire afin de faire le calcul. L'avantage de cette méthode est que c'est facile à programmer et donne de bons résultats. Cette méthode modifiée pour un tissu à renforts tressés bi-axiaux, est utilisée comme support dans cette étude.

Un an plus tard, Naik [10] a développé analytiquement le mode de défaillance d'un tissu à renfort tressé à l'aide du logiciel TEXCAD (Textile Composite Analysis for Design). La même unité cellulaire utilisée par Naik, ifju et Masters [9] a été utilisée comme modèle d'analyse. Le modèle de la poutre courbée dans un milieu élastique avec la théorie de poutre d'Euler-Bernoulli a été utilisé afin d'analyser la partie ondulée de la tresse. Le principe de potentiel énergétique minimum a été utilisé aussi afin de déterminer certains coefficients inconnus et le critère de contrainte maximale comme critère de rupture. Les résultats ne sont pas mauvais pour cette époque-là, la rupture à la traction longitudinale a été trouvée avec une précision moyenne de 16% (calculée sur trois types d'éprouvettes), à la traction transversale de 29% et à la compression longitudinale de 15%, mais il reste encore d'autres modèles à découvrir afin d'améliorer la précision de prédiction de la rupture.

Les modèles numériques sont plus nombreux et permettent d'analyser les tissus à renforts tressés en trois dimensions. La méthode numérique employée est presque exclusivement la méthode des éléments finis. Cette méthode a une grande popularité



dans le domaine, une multitude de logiciels commerciaux étant disponible depuis que les ordinateurs sont à la porte de tout le monde.

La prédiction des caractéristiques mécaniques par la méthode des éléments finis a d'abord été faite à l'aide d'éléments poutres [11 et 12]. Ce modèle a été un sujet de maîtrise pour Nakai [31]. Avec cette méthode il est possible d'analyser n'importe quelle structure en composite à renfort tressé. Cette analyse a été faite en deux parties, la micro-mécanique qui consiste à calculer les caractéristiques mécaniques d'une unité cellulaire et la macro-mécanique qui comprend l'analyse de la structure entière divisée en éléments SHELL de même grandeur qu'une unité cellulaire en leur attribuant les caractéristiques mécaniques calculées dans la première partie. Dans la partie micro-mécanique, afin de simplifier le modèle, les tresses ont été remplacées avec des éléments poutre avec une section rectangulaire et la résine avec des éléments poutre aussi, qui assurent la liaison entre les tresses. Les éléments de résine sont divisés en deux, des éléments qui assurent la liaison entre les tresses à la surface et des éléments qui assurent la liaison entre les tresses qui se superposent. Les éléments qui assurent la liaison entre les tresses à la surface ont les propriétés de la résine utilisée et les autres ont des propriétés supposées étant moins rigides en compression et en cisaillement. Ceci est un modèle simple et facile à créer pour n'importe quelle forme de structure, mais il a beaucoup de faiblesses qui diminuent la précision de prédiction. Quelques faiblesses importantes sont mentionnées ci-dessous. Toute la partie de la tresse ondulée a été remplacée par une seule poutre droite ce qui ne permet pas de faire la liaison entre les tresses comme en réalité. La grandeur de la section de l'élément de résine est difficile à établir ce qui est très important parce que la première rupture trouvée à l'aide de cette analyse, est sur les éléments de résine. Les conditions aux frontières de l'unité cellulaire ne sont pas évidentes, les bouts de tresses situés sur la même frontière de l'unité cellulaire sont couplés dans la direction transversale de la frontière ce qui n'est pas tout à fait correct, en réalité les extrémités des tresses travaillent indépendamment les unes des autres.

Les propriétés thermomécaniques d'un tissu à renforts tressés à  $90^0$  sont évaluées à l'aide d'un modèle utilisant des éléments tri-dimensionnels par Tan, Tong et Steven [17]. Ici, seul le quart de maille unitaire est modélisé. Un modèle similaire est utilisé afin de déterminer les concentrations de contraintes présentes à l'intérieur des tresses et de la matrice d'un tissu à renforts tressés par Feng, Allen et Moy [16].

La méthode des éléments finis est aussi utilisée afin de simuler la propagation des fissures dans des composites polymériques par Srirgean et Whitcomb [15]. La propagation des fissures est simulée par la dégradation des propriétés mécaniques du modèle.

La modélisation d'un tissu à renforts tressés à un angle variable avec la méthode des éléments finis en utilisant des éléments tri-dimensionnels a été faite par Poulin, Ngo et Hoa [5]. Ce modèle calcule seulement les paramètres mécaniques de rigidité, n'incluant pas la défaillance. Ici, se trouvent beaucoup d'hypothèses qui influencent négativement les résultats. Le plus grand problème est que les tresses sont supposées collées directement entre elles en manquant la couche de résine qui les séparent. Cette supposition rend le tissu plus rigide qu'en réalité. Un autre problème est que la section transversale de la tresse n'est pas constante ce qui peut influencer la rupture de la tresse si elle avait été calculée et les autres caractéristiques du tissu aussi. Un dernier problème est que les conditions aux frontières sont mises comme dans le modèle de Nakai [31], ce qui n'est pas tout à fait correct.

Une approche énergétique a été présentée par Yan et Hoa [7, 8]. Cette approche utilise les paramètres géométriques et de fabrication du tissu et les propriétés des composants afin de déterminer les propriétés de rigidité mécaniques d'un tissu à renforts tressés tri-axiaux à angle quelconque. Ce modèle est semblable au modèle de Naik, Ifju et Masters [9] sauf qu'ici la partie ondulée de la tresse est remplacée par un seul volume de composite unidirectionnel ce qui simplifie le modèle. Cette simplification diminue la

précision de prédiction de paramètres mécaniques. Certaines hypothèses de ce modèle sont utilisées dans cette étude.

## CHAPITRE 2

### ÉTUDE D'UNE PLAQUE EN COMPOSITE À RENFORTS TRESSÉS BI-AXIAUX

#### 2.1 Méthodologie

En vue de concevoir un model d'analyse d'un arbre en composite à renforts tressés bi-axiaux ou tri-axiaux il faut d'abord créer un modèle plus simple avec le même type de tressage sur lequel il est possible d'effectuer des essaies avec l'équipement qu'il y a dans les laboratoires de l'ÉTS afin de valider les résultats.

Comme modèles d'étude, des plaques en composites à renforts tressés bi-axiaux sont choisies. Les renforts de ces plaques sont tressés mécaniquement avec différents angles de tressage. Ces renforts sont composés de  $N_t$  tresses (une tresse représente un paquet des filaments) qui sont composées à leur tour de  $n_f$  filaments (voir les figures 11 et 12). Une telle plaque est illustrée dans la figure suivante :

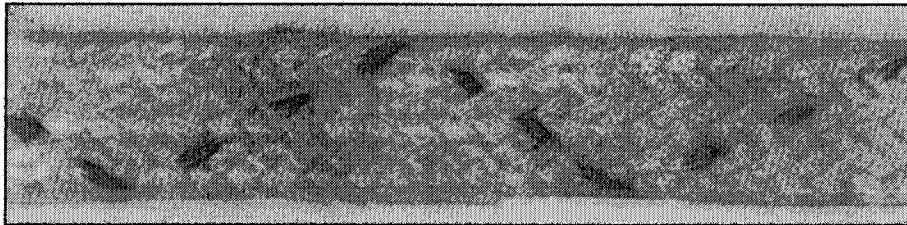


Figure 9 Plaque en composite à renforts tressés bi-axiaux

Le cheminement possible à suivre afin de réaliser l'analyse d'une plaque est illustré ci-dessous:

- Déterminer les propriétés des constituants de la plaque (fibre et matrice);

- Déterminer les paramètres indépendants et les paramètres dépendants, qui sont des paramètres géométriques et ceux de fabrication de la plaque;
- Calculer les matrices de rigidité et les coefficients  $E_x$ ,  $E_y$ ,  $E_z$ ,  $\nu_{xy}$ ,  $\nu_{xz}$ ,  $\nu_{yz}$ ,  $G_{xy}$ ,  $G_{xz}$  et  $G_{yz}$  de chaque unité cellulaire pour chaque angle de tressage à partir des paramètres de fabrication, des paramètres géométriques et des propriétés des constituants (développés dans la section 2.2);
- Calculer la valeur de la sollicitation causant la première rupture, à l'aide des coefficients de rigidité calculés auparavant, des paramètres de fabrication, des paramètres géométriques et des propriétés des constituants (développé dans la section 2.3);
- Fabriquer et analyser les éprouvettes (développé dans la section 2.4);
- Valider le modèle d'analyse (développé dans la section 2.5).

Pour l'analyse de la rupture, la méthode des éléments finis est utilisée et pour le calcul des coefficients de rigidité de la plaque, une méthode analytique développée par Naik, Ifju et Masters en 1994 pour le tissu à renforts tressés tri-axiaux qui a été adaptée au modèle bi-axiaux par l'auteur. Cette adaptation est présentée entièrement dans la section 2.2 en faisant appel aux références [7, 8 et 12]. Selon Poulin [5], il est possible de calculer les coefficients de rigidité de la plaque par la méthode d'éléments finis aussi. La méthode de Poulin n'est pas utilisée dans cette étude parce qu'elle prend trop de temps de calcul et le modèle de calcul de la rupture du modèle de cette étude aussi, donc la méthode choisie est plus abordable.

Le programme afin d'effectuer le calcul de la rupture, utilise le langage interne paramétrique du logiciel ANSYS et afin d'effectuer le calcul des propriétés mécaniques relatives à la rigidité du matériau, le langage interne du logiciel MATLAB.

Le modèle développé dans ce projet, est basé sur l'hypothèse que la plaque est composée de deux types d'unités cellulaires avec des propriétés mécaniques différentes, appelées

RUC. Le deuxième type de RUC, appelé  $RUC_2$ , se trouve sur les deux bordures latérales de la plaque et le premier, appelé  $RUC_1$ , entre les deux bordures au milieu de la plaque (voir la figure 10).

Afin de réaliser l'analyse d'un tel modèle, il faut d'abord calculer les propriétés mécaniques relatives à la rigidité des deux types de RUC et d'attribuer ces propriétés aux volumes formés par ces deux types de RUC.

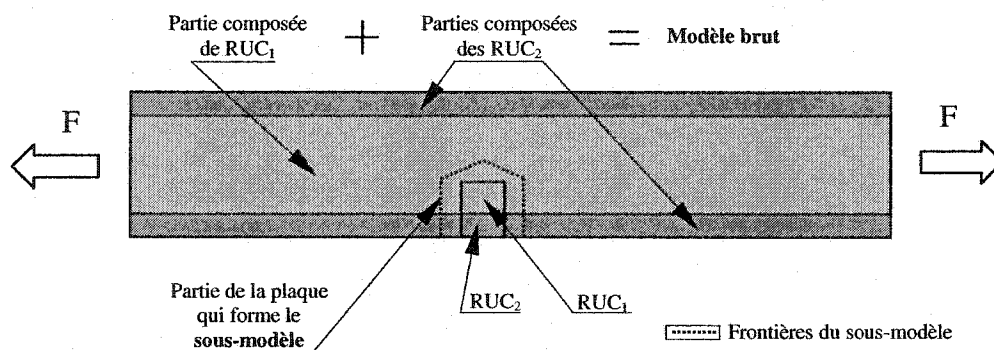


Figure 10 Plaque en composite à renforts tissés  
soumis en traction longitudinale

Puis, l'analyse de la plaque entière soumise en traction longitudinale doit être réalisée. Cette analyse s'appelle l'analyse du **modèle brut** (voir la figure 10) et elle est réalisée à l'aide de la méthode des éléments finis. Les résultats obtenus et la géométrie de la plaque sont sauves dans des fichiers différents. Une visualisation des contraintes résultantes sur la plaque est nécessaire afin d'identifier la zone la plus sollicitée. Dans le centre de cette zone le **sous-modèle** est créé (voir la figure 10 aussi). Ceci a un maillage beaucoup plus fin que le modèle brut. Les conditions aux frontières du sous-modèle sont données par les déplacements des nœuds situés sur ses frontières. Leurs valeurs sont calculées par interpolation des valeurs des déplacements des nœuds voisins du modèle brut à l'aide de la fonction **CBD OF** du logiciel ANSYS. Afin d'éviter les concentrations de contraintes qui peuvent exister sur les frontières des deux RUC, le sous-modèle est

conçu un peut plus grande que les deux RUC colées (voir la figure 10). Les propriétés des matériaux du modèle brut et du sous-modèle sont définies différemment. Le matériau du modèle brut est défini comme étant orthotrope tandis que le matériau du sous-modèle est défini comme étant composé de plusieurs volumes qui ont des propriétés de matériau isotrope transversal et isotrope pour lesquels c'est possible d'appliquer des critères de rupture déjà connus.

Enfin, la rupture est déterminée en appliquant le critère de contrainte maximale [1] sur les volumes en composites à renforts unidirectionnels et le critère de Mohr [32] sur les volumes de résine. Le critère de rupture est appliqué seulement sur les volumes importants compris dans  $RUC_1$  et  $RUC_2$ , pas dans tous les volumes du sous-modèle. La première rupture est atteinte dans la plaque, lorsque le premier nœud de ces volumes importants dépasse la limite de résistance.

## **2.2 Calcul des matrices de rigidité de $RUC_1$ et $RUC_2$**

### **2.2.1 Détermination des paramètres indépendants**

Les paramètres indépendants (définis dans les tableaux I et II) sont : les coefficients qui définissent les propriétés des constituants (fibres et matrice) données par les fabricants ou trouvées dans des références ou bien déterminées expérimentalement, les paramètres de fabrication qui sont mesurés ou déterminés en fonction de l'équipement de fabrication utilisé et les paramètres géométriques qui sont mesurés.

Dans cette étude, les plaques à analyser sont fabriquées en tresses des filaments de fibre de verre E-GLASS qui sont normalement utilisées pour l'enroulement filamentaire et de matrice époxy TDT 177-114 & Resin/RP 1 700-1 Hardener, de Ciba-Geigy [17].

Les propriétés de la fibre de verre et de la matrice proviennent des données citées par Gibson [1] à l'exception : du diamètre du filament de fibre de verre qui est mesuré à l'aide d'un microscope, des contraintes de rupture et de la masse volumique de la matrice qui sont données par le fabricant, des modules de Young de la fibre [30], de la contrainte de rupture de la fibre [30] et du module de rigidité  $G_m$  de la résine qui est calculé en fonction du module de Young  $E_m$  et du coefficient de Poisson  $\nu_m$  [22] :

$$G_m = \frac{E_m}{2(1 + \nu_m)} \quad (2.1)$$

Tableau I

## Propriétés de la fibre de verre

Paramètres indépendants	Définition	Valeur
$\rho_f (\text{g/cm}^3)$	masse volumique	2,6
$d_f (\text{mm})$	diamètre du filament	0,011
$E_{f1} (\text{Mpa})$	module de Young longitudinal	72 400
$E_{f2} (\text{Mpa})$	module de Young transversal	72 400
$G_{f12} (\text{Mpa})$	module de cisaillement longitudinal-transversal	30 130
$G_{f23} (\text{Mpa})$	module de cisaillement transversal-transversal	30 130
$\nu_{f12}$	coefficient de Poisson longitudinal-transversal	0,22
$\nu_{f12}$	coefficient de Poisson transversal-transversal	0,22
$S_{f1}^{(+)} (\text{Mpa})$	résistance à la traction longitudinale	3 450

Tableau II

## Propriétés de la matrice

Paramètres indépendants	Définition	Valeurs
$\rho_m (\text{g/cm}^3)$	masse volumique	1,13
$E_m (\text{Mpa})$	module de Young	3 450
$\nu_m$	coefficient de Poisson	0,35
$S_m^{(+)} (\text{Mpa})$	résistance à la traction	179,26
$S_m^{(-)} (\text{Mpa})$	résistance à la compression	193
$S_{m12} (\text{Mpa})$	résistance au cisaillement	89,6
$G_m (\text{Mpa})$	module de cisaillement	1 277,8



Les autres paramètres indépendants sont des paramètres géométriques et de fabrication qui sont déterminés expérimentalement à l'aide des outils qu'il y a dans les laboratoires de l'ÉTS (voir la section 2.4). Tous ces paramètres sont définis dans le tableau suivant :

Tableau III  
Définition des paramètres géométriques  
et de fabrication de la plaque

Paramètres indépendants	Définition
$\theta$	angle de tressage
$n_f$	nombre des filaments par tresse
$N_t$	nombre des tresses
$L$	largeur de la plaque
$H$	épaisseur de la plaque
$k$	teneur en volume de fibre dans la tresse

### 2.2.2 Calcul des paramètres dépendants

Cette partie est adaptée après Naik, Ifju, Masters [9] et Yan, Hoa [7, 8].

Les paramètres géométriques dépendants sont calculés en fonction de paramètres indépendants qui sont présentés ci-dessus et en supposant plusieurs hypothèses à cause de l'irrégularité de la géométrie du tissu. Les premières hypothèses qu'il faut supposer, sont : la section transversale de la tresse a une forme lenticulaire comme dans la figure 11 et la surface de cette section  $A_t$  reste constante au long de la tresse. La valeur de  $A_t$  est calculée à l'aide de la relation suivante :

$$A_t = \frac{\pi d_f^2}{4} \frac{n_f}{k} \quad (2.2)$$

L'épaisseur  $H_t$  de la tresse est supposée étant la moitié de l'épaisseur de la plaque  $H$ . Cette hypothèse s'écrit :

$$H_t = \frac{H}{2} \quad (2.3)$$

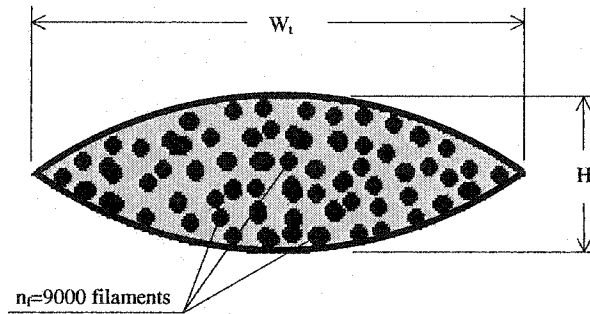


Figure 11 Section transversale de la tresse

La figure 12 illustre la distribution de  $RUC_1$  et  $RUC_2$  sur la largeur de la plaque. Sur toute la largeur  $L$  de la plaque il y a deux largeurs de  $RUC_2$  (une largeur de  $RUC_2$  est notée  $W_2$ ) et cinq demi-largeurs de  $RUC_1$  (une largeur de  $RUC_1$  est notée  $W_1$ ) :

$$2.5W_1 + 2W_2 = L \quad (2.4)$$

$W_1$  représente la distance dans la direction transversale de la plaque entre deux tresses qui suivent la même direction dans l'espace (voir la figure 12). Selon les mesures effectuées sur les échantillons, la relation entre  $W_1$  et  $L$  a la forme suivante :

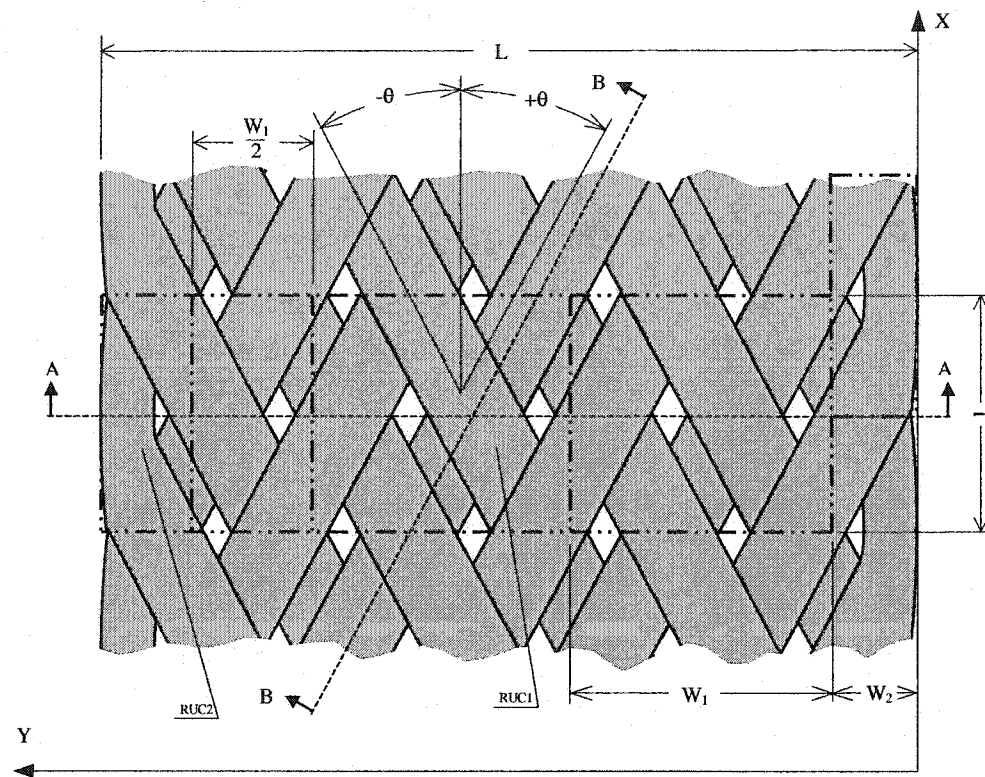
$$2.5W_1 = \frac{5}{6.4}L \quad (2.5)$$

En remplaçant (2.5) dans (2.4), la relation entre  $W_2$  et  $L$  devient :

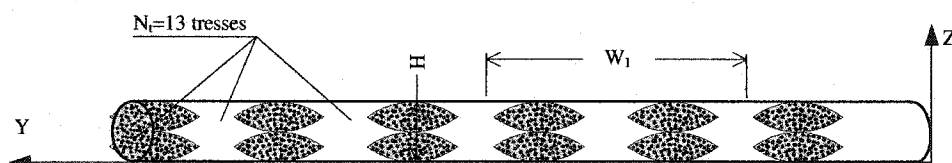
$$2W_2 = \frac{1.4}{6.4}L \quad (2.6)$$

La longueur  $l$  de  $RUC_1$  et  $RUC_2$  est calculée en fonction de l'angle de tressage  $\theta$  et de la largeur  $W_1$  (figure 12) à l'aide de la relation suivante :

$$l = \frac{W_1}{2\tan\theta} \quad (2.7)$$



(a) Vue du dessus



(b) SECTION A-A

Figure 12 Tissu à renforts tressés bi-axiaux et ses RUC

Les matrices de rigidité sont calculées en discrétisant chaque tresse comprise dans les volumes de  $RUC_1$  et de  $RUC_2$ .

### 2.2.3 Calcul de la matrice de rigidité de RUC<sub>1</sub>

Le volume équivalent à RUC<sub>1</sub> est composé de quatre tresses de longueur  $L_{t1}$ , soit: deux tressées à  $+\theta$  et deux tressées à  $-\theta$  (voir les figures 12 et 13).  $L_{t1}$  est calculé à l'aide de la relation suivante :

$$L_{t1} = \frac{1}{\cos\theta} \quad (2.8)$$

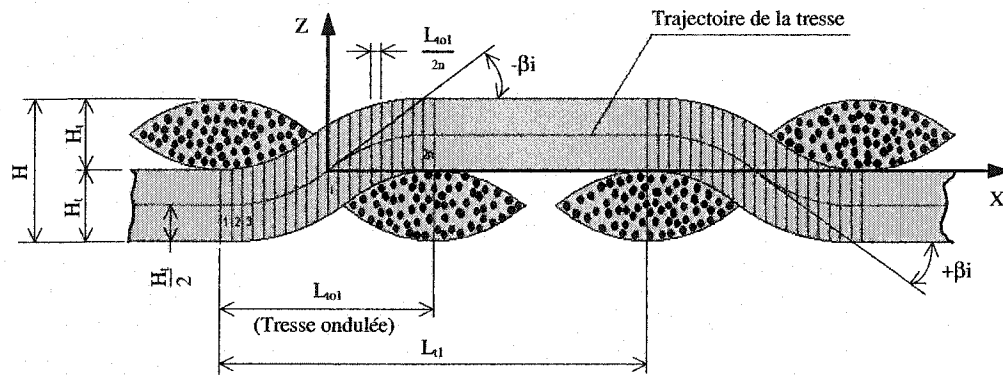


Figure 13 Section transversale au long de la tresse  
(section B-B de la figure 12)

Chaque longueur de tresse  $L_{t1}$  contient deux parties importantes, soit : une partie de longueur  $L_{401}$  qui a une trajectoire sinusoïdale et une partie de longueur  $L_{t1}-L_{401}$  qui a une trajectoire linéaire. Pour le type de tressage (deux par deux) utilisé dans cette étude,  $L_{401}$  est la moitié de  $L_{t1}$  (voir la figure 13) :

$$L_{401} = \frac{L_{t1}}{2} \quad (2.9)$$

Cette relation est déterminée à l'aide des plusieurs mesures microscopiques sur une section de l'éprouvette équivalente à la section B-B de la figure 12.

Selon la fonction de sinus appliquée dans le système des coordonnées  $X_t Z$  de la figure 13, l'équation de la trajectoire de la partie ondulée s'écrit :

$$z = \frac{H_t}{2} \sin \frac{\pi x_t}{L_{tot}} \quad (2.10)$$

où,  $x_t$  est la position suivant l'axe  $X_t$ .

La partie de la tresse qui a la trajectoire linéaire est modélisée comme étant un seul morceau tandis que la partie ondulée comme étant composée de  $2n$  morceaux de longueur  $L_{tot}/2n$  qui sont liés entre eux, telle que présenté à la figure 13. Le nombre de division de la tresse ondulée est choisi de façon que la longueur  $L_{tot}/2n$  soit assez petite pour que la trajectoire sinusoïdale de chaque morceau soit approximativement quasi-linéaire. À chaque morceau de tresse est attribué un système de coordonnées principal 123. Ces systèmes sont utilisés plus tard afin de définir les propriétés des matériaux. L'orientation dans l'espace de chaque système de coordonnées 123 par rapport au système global XYZ est définie par l'angle de tressage  $\theta$  et les angles  $\beta_i$  ( $i=1, \dots, 2n$ ). L'angle  $\theta$  est délimité par l'axe X et la projection de l'axe 1 sur le plan XY tandis que l'angle  $\beta_i$  par l'axe 1 et sa projection sur le plan XY. Les systèmes principaux sont positionnés de telle façon que les axes principaux 1 soient tangents au milieu des trajectoires de chaque morceau (figure 14).

La tangente à la trajectoire de la tresse ondulée est calculée par la dérivation de l'équation (2.10) en fonction de  $x_t$ . La tangente de l'angle  $\beta_i$  représente la valeur de cette dérivation au milieu de chaque morceau de tresse :

$$\beta_i = \tan^{-1} \left[ \left( \frac{\partial z}{\partial x_t} \right)_{x_t = x_{ti}} \right] = \tan^{-1} \left[ \frac{H_t}{2} \frac{\pi}{L_{tot}} \cos \frac{\pi x_{ti}}{L_{tot}} \right] \quad (2.11)$$

où

$$x_{ti} = \frac{L_{tot}}{2} + \frac{L_{tot}}{4n} - \frac{L_{tot}}{2n} i \quad \text{si } i=1, \dots, n$$

$$x_{ti} = \frac{L_{to1}}{4n} + \frac{L_{to1}}{2n}(i - n - 1) \quad \text{si } i=n+1, \dots, 2n$$

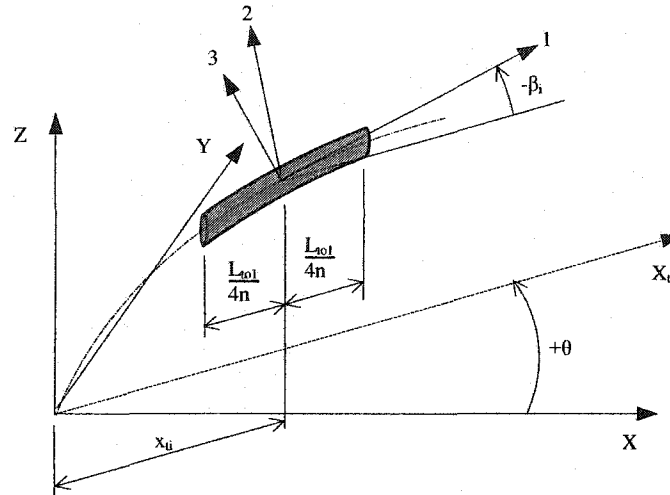


Figure 14 Position du système des coordonnées principal du  $i$ -ième morceau

Après la division des tresses ondulées, le volume de  $RUC_1$  est composé de  $8n+4$  morceaux en composite à renforts unidirectionnels qui ont des propriétés de matériau orthotrope avec isotropie transversale et un volume de résine qui a des propriétés de matériau isotrope. L'axe longitudinal de matériau pour les morceaux en composite, est donné par l'axe 1 du système principal.

Les  $8n+5$  volumes compris dans le volume de  $RUC_1$  sont définis :

- Deux morceaux en composite de longueur  $L_{t1}-L_{to1}$  qui ont le système des coordonnées principal faisant un angle  $\beta=0^\circ$  avec le plan XY et un angle  $+\theta$  avec le plan XZ du système global. Le volume global des ces deux morceaux est :

$$V_{fd1} = 2(L_{t1} - L_{to1})A_t \quad (2.12)$$

- Deux morceaux en composite de longueur  $L_{t1}-L_{to1}$  qui ont le système des coordonnées principal faisant un angle  $\beta=0^\circ$  avec le plan XY et un angle  $-\theta$  avec

le plan XZ du système global. Le volume global des ces deux morceaux est déterminé à l'aide de la relation (2.12)

- 2n morceaux en composite de longueur  $L_{t01}/2n$  qui ont le système des coordonnées principal faisant un angle  $+\theta$  avec le plan XZ et un angle  $+\beta_i$  avec le plan XY du système global. Les volumes de ces 2n morceaux se groupent deux par deux en formant n morceaux grâce à l'égalité suivante (voir l'équation (2.11))

$$|x_{ik}| = x_{il}$$

où

$$k=1,\dots,n \text{ et } l=n+1,\dots,2n$$

donc

$$\beta_k = \beta_l$$

Le volume de ces n morceaux est déterminé à l'aide de la relation suivante :

$$V_{f01k} = \frac{L_{t01}}{n} \frac{A_t}{\sin \beta_k} \quad (2.13)$$

où,  $k=1,\dots,n$

- 2n morceaux en composite de longueur  $L_{t01}/2n$  qui se transforment dans n volumes qui ont les systèmes des coordonnées principaux faisant un angle  $+\theta$  avec le plan XZ et un angle  $-\beta_k$  avec le plan XY. Leurs volumes se calculent avec la même relation (2.13)
- 2n morceaux en composite de longueur  $L_{t01}/2n$  qui se transforment dans n volumes qui ont les systèmes des coordonnées principaux faisant un angle  $-\theta$  avec le plan XZ et un angle  $+\beta_k$  avec le plan XY. Leurs volumes se calculent avec la même relation (2.13)
- 2n morceaux en composite de longueur  $L_{t01}/2n$  qui se transforment dans n volumes qui ont les systèmes des coordonnées principaux faisant un angle  $-\theta$  avec le plan XZ et un angle  $-\beta_k$  avec le plan XY. Leurs volumes se calculent avec la même relation (2.13)

- Un morceau en résine qui a des propriétés de matériau isotrope donc son système des coordonnées principal fait un angle  $\theta=0^\circ$  avec le plan XZ et un angle  $\beta=0^\circ$  avec le plan XY.

Après les simplifications faites ci-dessus le volume de  $RUC_1$  se compose de N-1 volumes en composite et un volume en résine où,

$$N = 4n + 2 \quad (2.14)$$

Le matériau de  $RUC_1$  est supposé étant un matériau orthotrope en 3-D caractérisé par une matrice de rigidité 6x6 symétrique notée  $[C_{eff}]^{x,y,z}$ . Le calcul de  $[C_{eff}]^{x,y,z}$  qui définit la relation contrainte-déformation de  $RUC_1$  en coordonnées globales, est réalisé à l'aide de la technique de contrainte moyenne fondée sur une hypothèse d'iso déformation dans le système global [20].

La relation contrainte-déformation moyenne dans le système de coordonnées global en forme matricielle s'écrit :

$$\{\bar{\sigma}\}^{x,y,z} = [C_{eff}]^{x,y,z} \{\bar{\varepsilon}\}^{x,y,z} \quad (2.15)$$

où,  $\{\bar{\varepsilon}\}^{x,y,z}$  est le vecteur des déformations moyennes 6x1 appliqué comme condition limite sur  $RUC_1$  et  $\{\bar{\sigma}\}^{x,y,z}$  est le vecteur des contraintes moyennes 6x1 résulté de la suite des conditions limites. L'exposante x,y,z représente les axes du système de coordonnées global. En posant l'hypothèse d'iso déformation sur  $RUC_1$ , le vecteur des déformations du m<sup>-ième</sup> morceau 6x1,  $\{\varepsilon\}_m^{x,y,z}$  devient :

$$\{\varepsilon\}_m^{x,y,z} = \{\bar{\varepsilon}\}^{x,y,z} \quad (2.16)$$

où,  $m=1,\dots,N$ .

Pour chaque morceau la relation contrainte-déformation dans le système de coordonnées principal est définie :



$$\{\sigma\}_m^{1,2,3} = [C]_m^{1,2,3} \{\varepsilon\}_m^{1,2,3} \quad (2.17)$$

où,  $\{\sigma\}_m^{1,2,3}$  est le vecteur des contraintes 6x1,  $\{\varepsilon\}_m^{1,2,3}$  est le vecteur des déformations 6x1 et  $[C]_m^{1,2,3}$  est la matrice de rigidité 6x6 symétrique, qui définissent la relation contrainte-déformation en 3-D du m<sup>ième</sup> morceau dans ses coordonnées principales. L'exposante 1,2,3 représente les axes du système de coordonnées principal du m<sup>ième</sup> morceau. La matrice de rigidité  $[C]_m^{1,2,3}$  est déterminée selon Gibson [1]. Pour les premiers N-1 morceaux qui sont en composite, cette matrice a la forme suivante :

$$[C]_m^{1,2,3} = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_1} & -\frac{\nu_{21}}{E_2} & -\frac{\nu_{21}}{E_2} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\nu_{12}}{E_1} & \frac{1}{E_2} & -\frac{\nu_{23}}{E_2} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\nu_{12}}{E_1} & -\frac{\nu_{23}}{E_2} & \frac{1}{E_2} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{2(1+\nu_{23})}{E_2} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{12}} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{12}} \end{bmatrix}^{-1} \quad (2.18)$$

où,  $E_1$  est le module d'élasticité longitudinal du composite donné par l'axe 1 du système principal,  $E_2$  est le module d'élasticité transversal du composite donné par l'axe 2 du système principal,  $\nu_{12}$  est le coefficient de Poisson major longitudinal-transversal du composite,  $\nu_{21}$  est le coefficient de Poisson mineur longitudinal-transversal du composite,  $\nu_{23}$  est le coefficient de Poisson transversal-transversal du composite et  $G_{12}$  est le module d'élasticité en cisaillement du composite.

$E_1$  et  $\nu_{12}$  sont calculés à l'aide de la règle de mélange [1] :

$$E_1 = kE_{f1} + (1-k)E_m \quad (2.19)$$

$$\nu_{12} = k\nu_{f12} + (1-k)\nu_m \quad (2.20)$$

$E_2$ ,  $G_{12}$  et  $G_{23}$  sont calculés selon Hopkins et Chamis [21] à l'aide des équations suivantes:

$$E_2 = \frac{E_m}{1 - \sqrt{k}(1 - E_m/E_{f2})} \quad (2.21)$$

$$G_{12} = \frac{G_m}{1 - \sqrt{k}(1 - G_m/G_{f12})} \quad (2.22)$$

$$G_{23} = \frac{G_m}{1 - \sqrt{k}(1 - G_m/G_{f23})} \quad (2.23)$$

Le coefficient de Poisson transversal-transversal est trouvé selon Gibson [1] :

$$\nu_{23} = \frac{E_2}{2G_{23}} - 1 \quad (2.24)$$

La matrice de rigidité  $[C]_m^{1,2,3}$  du  $N^{\text{ième}}$  morceau qui est en résine, a la forme suivante [1] :

$$[C]_m^{1,2,3} = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_m} & -\frac{\nu_m}{E_m} & -\frac{\nu_m}{E_m} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\nu_m}{E_m} & \frac{1}{E_m} & -\frac{\nu_m}{E_m} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\nu_m}{E_m} & -\frac{\nu_m}{E_m} & \frac{1}{E_m} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_m} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_m} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_m} \end{bmatrix}^{-1} \quad (2.25)$$

Les déformations en coordonnées globales de chaque morceau sont transformées dans déformations en coordonnées principales à l'aide de la matrice de transformation 6x6  $[T]_m$ , en utilisant la relation suivante [1] :

$$\{\varepsilon\}_m^{1,2,3} = [T]_m \{\varepsilon\}_m^{x,y,z} \quad (2.26)$$

Selon Whitcomb [23] la matrice  $[T]_m$  a la forme suivante :

$$[T]_m = \begin{bmatrix} a_{11}^2 & a_{12}^2 & a_{13}^2 & a_{12}a_{13} & a_{11}a_{13} & a_{11}a_{12} \\ a_{21}^2 & a_{22}^2 & a_{23}^2 & a_{22}a_{23} & a_{23}a_{21} & a_{21}a_{22} \\ a_{31}^2 & a_{32}^2 & a_{33}^2 & a_{32}a_{33} & a_{33}a_{31} & a_{31}a_{32} \\ 2a_{21}a_{31} & 2a_{32}a_{22} & 2a_{23}a_{33} & a_{22}a_{33} + a_{23}a_{32} & a_{23}a_{13} + a_{21}a_{33} & a_{21}a_{32} + a_{22}a_{31} \\ 2a_{11}a_{31} & 2a_{12}a_{32} & 2a_{13}a_{33} & a_{32}a_{13} + a_{33}a_{12} & a_{11}a_{33} + a_{13}a_{31} & a_{31}a_{12} + a_{32}a_{11} \\ 2a_{11}a_{21} & 2a_{12}a_{22} & 2a_{13}a_{23} & a_{12}a_{23} + a_{13}a_{22} & a_{13}a_{21} + a_{11}a_{23} & a_{11}a_{22} + a_{12}a_{21} \end{bmatrix} \quad (3.27)$$

où, les  $a_{ij}$  sont les termes de la matrice  $[a_{ij}]$  qui est la matrice de rotation du système XYZ premièrement, par rapport à l'axe Y avec l'angle  $\pm\beta$  et deuxièmement, par rapport à l'axe Z avec l'angle  $\pm\theta$  (voir la figure 14). La matrice  $[a_{ij}]$  est déterminée en multipliant la matrice de rotation par rapport à l'axe Y et la matrice de rotation par rapport à l'axe Z [24] :

$$[a_{ij}] = \begin{bmatrix} \cos(\pm\beta) & 0 & -\sin(\pm\beta) \\ 0 & 1 & 0 \\ \sin(\pm\beta) & 0 & \cos(\pm\beta) \end{bmatrix} \times \begin{bmatrix} \cos(\pm\theta) & \sin(\pm\theta) & 0 \\ -\sin(\pm\theta) & \cos(\pm\theta) & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}$$

qui devient :

$$[a_{ij}] = \begin{bmatrix} \cos(\pm\theta)\cos(\pm\beta) & \cos(\pm\beta)\sin(\pm\theta) & -\sin(\pm\beta) \\ -\sin(\pm\theta) & \cos(\pm\theta) & 0 \\ \cos(\pm\theta)\sin(\pm\beta) & \sin(\pm\theta)\sin(\pm\beta) & \cos(\pm\beta) \end{bmatrix} \quad (2.28)$$

Le vecteur des contraintes moyennes  $\{\bar{\sigma}\}^{x,y,z}$  est calculé en supposant que chaque morceau supporte une contrainte moyenne  $\{\sigma\}_m^{x,y,z}$  qui représente une partie de  $\{\bar{\sigma}\}^{x,y,z}$  proportionnelle à sa teneur en volume  $V_m$ . Cette hypothèse s'écrit :

$$\{\bar{\sigma}\}^{x,y,z} = \sum_{m=1}^N V_m \{\sigma\}_m^{x,y,z} \quad (2.29)$$

La teneur en volume  $V_m$  représente le rapport entre le volume de chaque morceau et le volume de  $RUC_1$ . Les volumes des morceaux en composite sont déterminés à l'aide des équations (2.12) et (2.13) et le volume de résine représente la différence entre le volume de  $RUC_1$  noté  $V_{RUC}$  et la somme des volumes des morceaux en composite qui se trouvent dans le volume de  $RUC_1$ . Dans cette analyse le volume de vide est négligé parce que les éprouvettes sont fabriquées par infusion de résine sous pression ce qui permet d'obtenir un volume de vide négligeable. Le volume de  $RUC_1$  représente environ 90% du volume parallélépipédique qui l'encadre. Cette décision est prise après plusieurs mesures sur des morceaux des éprouvettes. Ceci est nécessaire parce que les surfaces supérieure et inférieure de la plaque ne sont pas planes et la valeur de l'épaisseur  $H$  prise en calcul, est mesurée aux pics. Compte tenant de cette remarque, le volume de  $RUC_1$  peut être déterminé à l'aide de la relation suivante :

$$V_{RUC1} = 0.9HW_1l \quad (2.30)$$

Le volume du morceau en résine présent dans le volume de  $RUC_1$  est calculé à l'aide de la relation suivante :

$$V_{r1} = V_{RUC1} - 2V_{fd1} - 4 \sum_{k=1}^n V_{folk} \quad (2.31)$$

Le vecteur de contrainte moyenne  $\{\sigma\}_m^{x,y,z}$  du  $m^{i\text{ème}}$  morceau en coordonnées globales, est calculé en fonction de  $\{\sigma\}_m^{1,2,3}$  et  $[T]_m^T$ , [1] :

$$\{\sigma\}_m^{x,y,z} = [T]_m^T \{\sigma\}_m^{1,2,3} \quad (2.32)$$

où,  $[T]_m^T$  est la transposée de la matrice de transformation  $[T]_m$ .

Remplaçant (2.16) dans (2.26) puis, l'équation résultante dans (2.17) et puis, la nouvelle équation résultante dans (2.32) et finalement, toutes dans (2.29) :

$$\{\bar{\sigma}\}^{x,y,z} = \sum_{m=1}^N (V_m [T]_m^T [C]_m^{1,2,3} [T]_m) \{\bar{\epsilon}\}^{x,y,z} \quad (2.33)$$

L'expression de la matrice de rigidité de  $RUC_1$  est déterminée en comparant les équations (2.33) et (2.15) :

$$[C_{eff}]^{x,y,z} = \sum_{m=1}^N (V_m [T]_m^T [C]_m^{1,2,3} [T]_m) \quad (2.34)$$

Isolant  $\{\bar{\epsilon}\}^{x,y,z}$  de l'équation (2.15) :

$$\{\bar{\epsilon}\}^{x,y,z} = ([C_{eff}]^{x,y,z})^{-1} \{\bar{\sigma}\}^{x,y,z} \quad (2.35)$$

où

$$[S_{eff}] = ([C_{eff}]^{x,y,z})^{-1} \quad (2.36)$$

Selon Gibson [1] les propriétés mécaniques relatives à la rigidité d'un matériau orthotrope, sont isolés de la matrice  $[S_{eff}]$  à l'aide des formules qui sont présentées dans le tableau suivant :

Tableau IV

Formules de calcul propriétés mécaniques relatives  
à la rigidité de matériau de RUC [1]

Module d'élasticité	Direction	X	Y	Z
	Formule	$E_x = \frac{1}{S_{eff}(1,1)}$	$E_y = \frac{1}{S_{eff}(2,2)}$	$E_z = \frac{1}{S_{eff}(3,3)}$
Module de cisaillement	Plan	YZ	XZ	XY
	Formule	$G_{yz} = \frac{1}{S_{eff}(4,4)}$	$G_{xz} = \frac{1}{S_{eff}(5,5)}$	$G_{xy} = \frac{1}{S_{eff}(6,6)}$
Coefficient de Poisson	Plan	YZ	XZ	XY
	Formule	$\nu_{yz} = -\frac{S_{eff}(2,3)}{S_{eff}(2,2)}$	$\nu_{xz} = -\frac{S_{eff}(1,3)}{S_{eff}(1,1)}$	$\nu_{xy} = -\frac{S_{eff}(1,2)}{S_{eff}(1,1)}$

Le calcul numérique de cette analyse est réalisé à l'aide d'un programme paramétrique conçu dans le logiciel MATLAB. À l'aide de ce programme, la matrice de rigidité pour n'importe quel composite à renforts tressés bi-axiaux, peut être calculée. Ce programme est présenté dans l'annexe 1.

#### 2.2.4 Calcul de la matrice de rigidité de RUC<sub>2</sub>

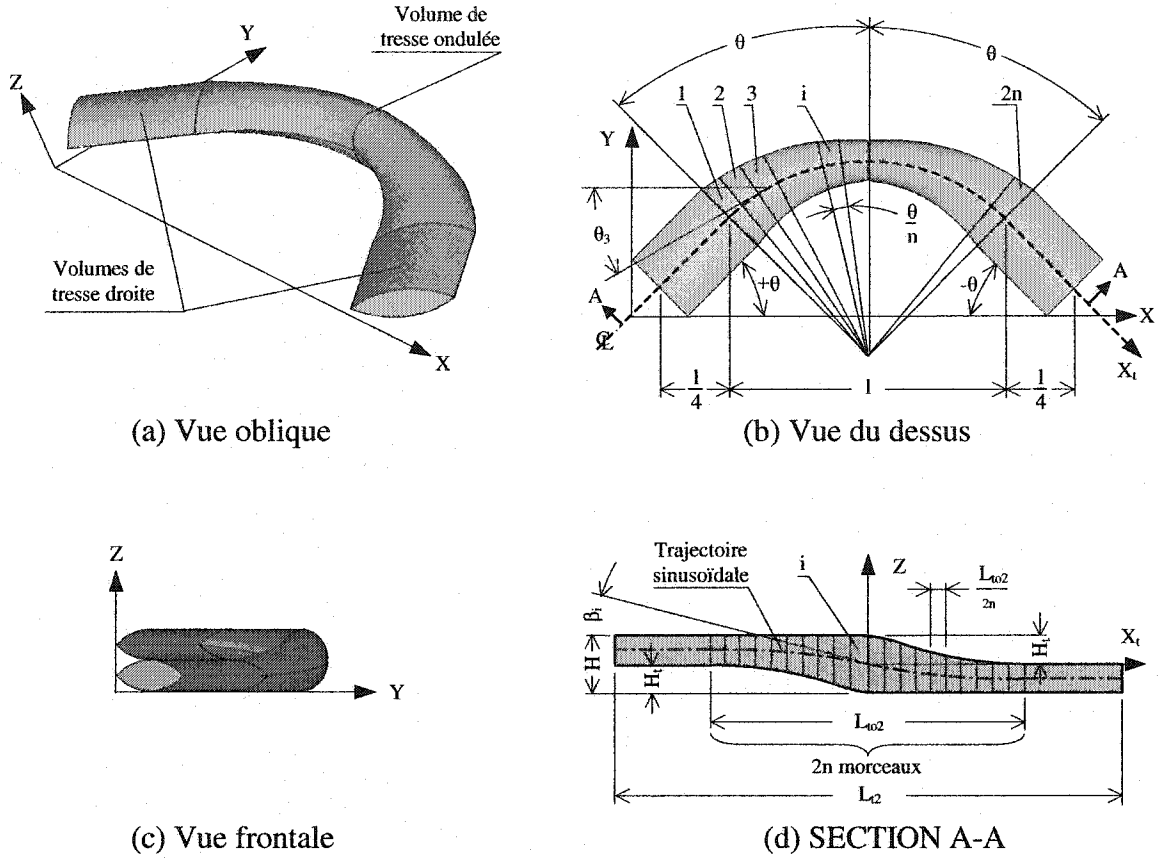
La méthodologie du calcul des propriétés mécaniques relatives à la rigidité de matériau de RUC<sub>2</sub> est pareille comme dans le cas de RUC<sub>1</sub>. Dans cette section sont calculés juste les paramètres qui changent par rapport à l'analyse de RUC<sub>1</sub> parce que les autres sont calculés exactement comme dans la section 2.2.2.

Dans la figure 15 sont illustrés les volumes équivalents des morceaux de tresse qui se trouvent dans tout le volume de RUC<sub>2</sub> (voir la figure 12 aussi). Tous ces morceaux sont réunis dans un seul morceau de tresse continu, positionné par rapport au système global comme dans la figure 15. Ce grand morceau est supposé étant composé de deux volumes égaux avec la trajectoire linéaire et un volume avec la trajectoire ondulée. La trajectoire ondulée projetée sur le plan XY a une forme circulaire et projetée sur le plan XZ une forme sinusoïdale. La section transversale de la tresse A<sub>t</sub> est supposée étant constante au long de la trajectoire.

Le volume avec la trajectoire ondulée est divisé en 2n morceaux comme dans la section précédente. La différence par rapport à la section précédente est que l'angle  $\theta$  est variable d'un morceau à l'autre. Cet angle est calculé à l'aide de la projection du volume de tresse sur le plan XY (figure 15 (b)) :

$$\theta_i = \theta - \frac{\theta}{n} \left(i - \frac{1}{2}\right) \quad \text{si } i=1, \dots, n \quad (2.37)$$

$$\theta_i = -\frac{\theta}{n} \left(i - n - \frac{1}{2}\right) \quad \text{si } i=n+1, \dots, 2n$$

Figure 15 Volume équivalent des tresses de RUC<sub>2</sub>

Les angles  $\beta_1$  sont calculés avec l'équation (2.11) en remplaçant  $L_{t01}$  par la longueur de la tresse ondulée de RUC<sub>2</sub> notée  $L_{t02}$ . La longueur  $L_{t02}$  est déterminée à l'aide de la relation suivante (voir les figures 15 (b) et (d)) :

$$L_{t02} = 2\theta \frac{1}{2\sin\theta} = \theta \frac{1}{\sin\theta} \quad (2.38)$$

Le volume total de RUC<sub>2</sub> notée  $V_{RUC2}$ , est calculé en supposant les mêmes hypothèses que celles dans le cas de RUC<sub>1</sub> :

$$V_{RUC2} = 0.9HW_2l \quad (2.39)$$

Ce volume est composé de  $2n+2$  morceaux en composite à renforts unidirectionnels et un morceau en résine, définis ci-dessous :

- Deux morceaux en composite de longueur  $l/4\cos\theta$  dont : un avec le système des coordonnées principal faisant un angle  $\beta=0^\circ$  avec le plan XY et un angle  $+\theta$  avec le plan XZ et l'autre avec le système des coordonnées principal faisant un angle  $\beta=0^\circ$  avec le plan XY et un angle  $-\theta$  avec le plan XZ. Les volumes de ces deux morceaux notés  $V_{fd2}$  sont égaux et ils sont calculés à l'aide de la relation suivante :

$$V_{fd2} = \frac{l}{4\cos\theta} A_t \quad (2.40)$$

- $2n$  morceaux qui ont les systèmes des coordonnées principaux faisant un angle  $\beta_i$  avec le plan XY et un angle  $\theta_i$  avec le plan XZ. Les volumes de ces  $2n$  morceaux notés  $V_{fo2i}$  sont calculés avec la relation suivante :

$$V_{fo2i} = \frac{L_{fo2}}{2n \cos\beta_i} A_t \quad (2.41)$$

où,  $i=1, \dots, 2n$ .

- Un morceau de résine qui a le système des coordonnées principal faisant un angle  $\beta=0^\circ$  avec le plan XY et un angle  $\theta=0^\circ$  avec le plan XZ. Le volume de ce morceau noté  $V_{r2}$  est calculé en faisant la différence entre le volume de RUC2 et le volume de tresse y compris :

$$V_{r2} = V_{RUC2} - 2V_{fd2} - \sum_{i=1}^{2n} V_{fo2i} \quad (2.42)$$

La teneur en volume  $V_m$  de chaque morceau est calculée en divisant le volume de chaque morceau calculé à l'aide des relations (2.40), (2.41) et (2.42), au volume total  $V_{RUC2}$ .



Le reste du calcul afin de déterminer la matrice de rigidité et les propriétés mécaniques relatives à la rigidité de matériau de  $RUC_2$ , est réalisé exactement comme dans la section 2.2.2.

## **2.3 Modèle numérique pour le calcul de la rupture**

### **2.3.1 Description générale**

Le modèle numérique développé est basé sur la méthode des éléments finis. Le logiciel d'éléments finis utilisé est ANSYS professionnel, version 6.0. Le programme d'analyse est présenté dans l'annexe 2 du présent document. Ce programme utilise le langage interne paramétrique du logiciel ANSYS (APDL) qui permet d'effectuer toutes les opérations en mode non interactif et en plus d'effectuer des opérations mathématiques sur des paramètres.

Afin de réduire le nombre d'éléments dans le modèle d'analyse, la procédure "submodeling" du logiciel ANSYS, est utilisée. Le modèle brut de cette procédure correspond à la macro-mécanique qui représente la plaque entière soumise à la traction et le sous-modèle à la micro-mécanique qui comprend au moins une  $RUC_1$  et une  $RUC_2$  (voir la figure 10).

L'algorithme de calcul de ce modèle est illustré dans la figure 16 et décrit brièvement ci-dessous.

Dans la première étape il faut créer et analyser le modèle brut qui est composé de trois volumes, soit : un volume positionné au centre de la plaque maillé avec des éléments de la grandeur d'une demie de  $RUC_1$  qui ont les propriétés de matériau de  $RUC_1$  et deux volumes positionnés sur les deux côtés de la plaque (voir la figure 10) maillés avec des éléments de la grandeur d'une  $RUC_2$  qui ont les propriétés de matériau de  $RUC_2$ . Les

trois volumes sont collés entre eux et soumis en traction longitudinale avec une force  $F$ . La géométrie et les résultats sont sauves dans des fichiers séparés.

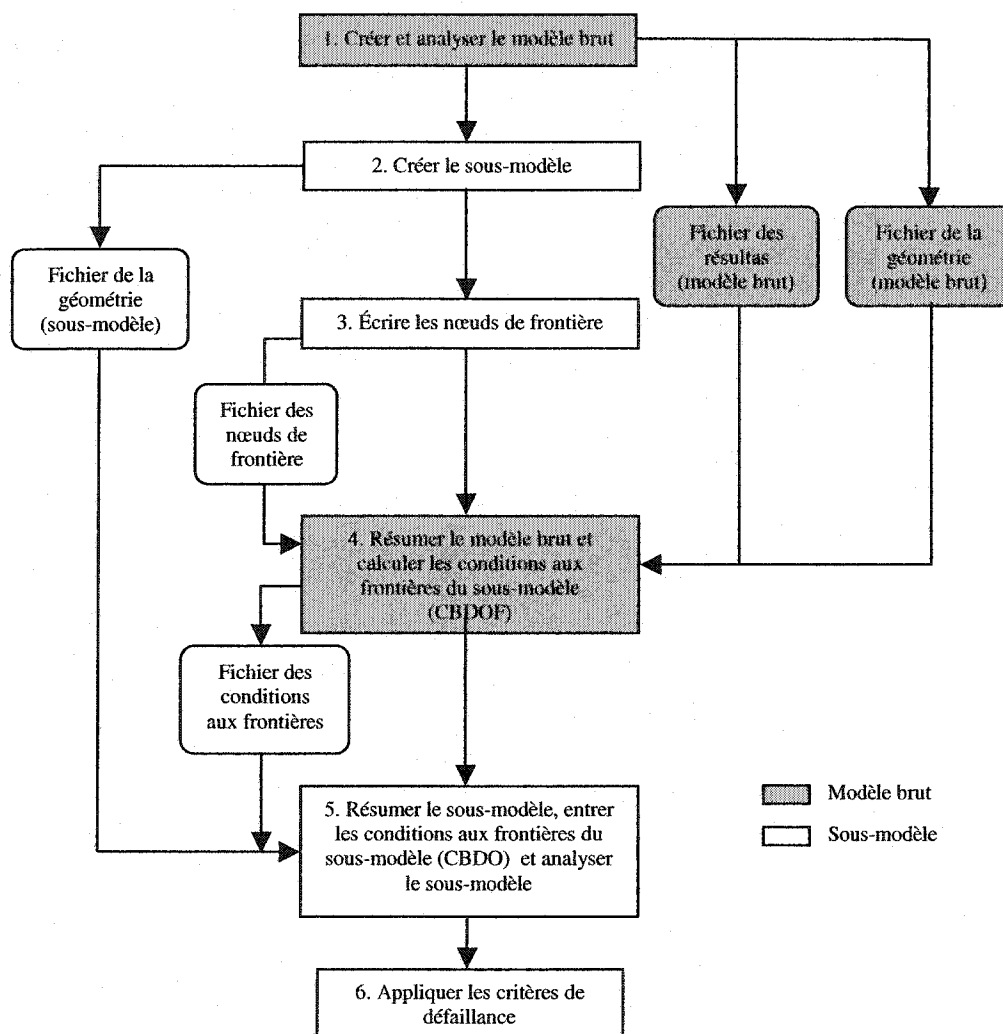


Figure 16 Algorithme pour le calcul de la rupture

La deuxième étape est de créer le sous-modèle qui représente une partie du modèle brut composée de plusieurs volumes de tresse avec des propriétés de matériau isotrope transversal, connues et un volume de résine avec des propriétés de matériau isotrope

connues aussi. Le sous-modèle est positionné dans l'endroit où le modèle brut est sollicité au maximum. La géométrie du sous-modèle est sauvée aussi dans un fichier.

La troisième étape est d'écrire tous les nœuds qui se trouvent sur les frontières du sous-modèle (voir la figure 20) avec leurs coordonnées dans un fichier.

La quatrième étape est de calculer les déplacements de chaque nœud positionné sur les frontières du sous-modèle à l'aide de la fonction **CBD0F** du logiciel ANSYS. Cette fonction interpole les déplacements des nœuds du modèle brut en utilisant leurs positions géométriques et les positions géométriques des nœuds des frontières du sous-modèle. Pour se faire, la première et la troisième étape sont utilisées. Tous ces résultats sont sauvés dans un fichier comme conditions aux frontières du sous-modèle.

La cinquième étape est consacrée à l'analyse du sous-modèle. Celle-ci est réalisée à l'aide des conditions aux frontières trouvées dans l'étape précédente et de la géométrie du sous-modèle créée et sauvée dans la deuxième étape.

La dernière étape est réservée au critère de rupture. Les résultats utilisés sont les résultats de l'analyse du sous-modèle. Sur chaque volume de tresse, le critère de contrainte maximale [1] est appliqué et sur le volume de résine le critère de Mohr [32].

Chaque étape est expliquée en détail dans les sections de ce sous-chapitre.

### 2.3.2 Création et analyse du modèle brut (macro-mécanique)

Le modèle brut représente l'éprouvette soumise en traction longitudinale. Le chemin à suivre afin de réaliser cette étape, est illustré dans la figure 17. Il faut préciser que seulement la géométrie est créée paramétriquement, les propriétés mécaniques relatives à la rigidité des matériaux sont calculées en MATLAB pour chaque angle de tressage.

Le changement de "jobname" est nécessaire parce qu'il y a plusieurs analyses à sauver dans le même programme.

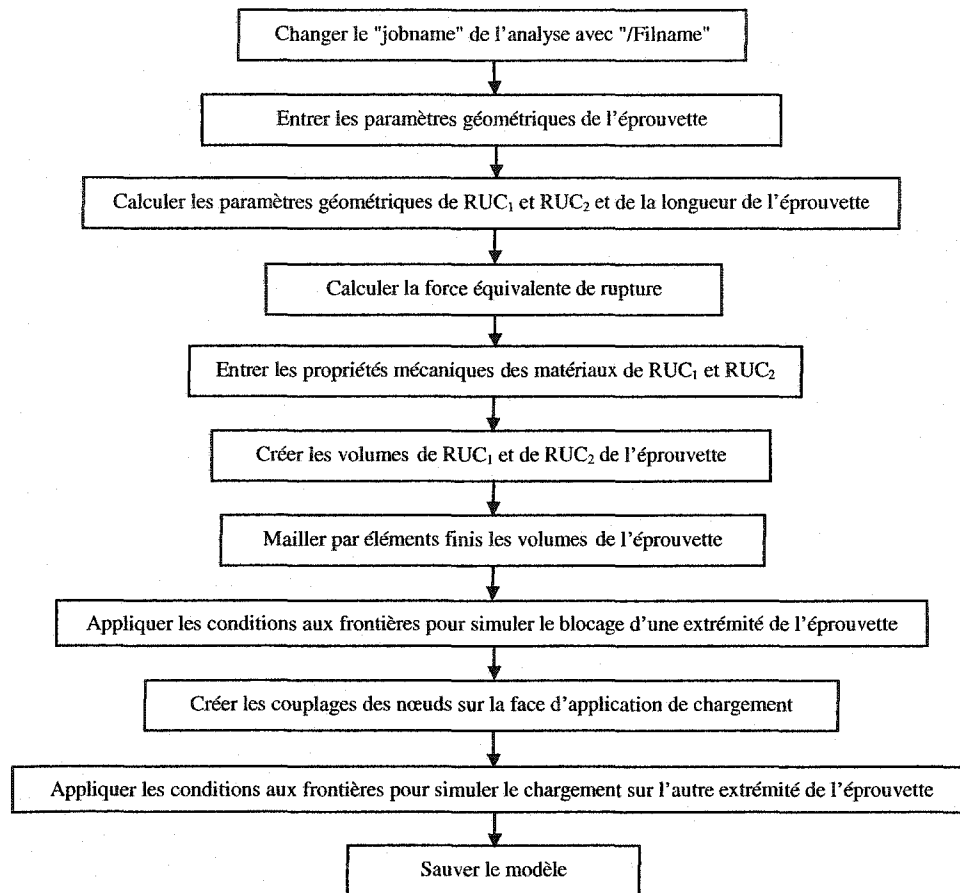


Figure 17 Algorithme pour le calcul du modèle brut

Afin de pouvoir créer la géométrie du sous-modèle sans avoir une intersection des volumes des tresses dans la zone d'entrecroisement, la largeur de l'éprouvette du modèle de calcul (l'éprouvette du modèle de calcul représente la géométrie de la plaque qu'il faut créer afin d'analyser les plaque) est grandie. La section transversale de la tresse, les angles d'orientation de la tresse et l'épaisseur de l'éprouvette du modèle de calcul, restent pareils comme pour l'éprouvette testée. Donc, les paramètres géométriques de l'éprouvette du modèle de calcul qui changent par rapport à l'éprouvette testée sont L

qui devient  $L'$  et  $L_{\text{épr}}$  qui devient  $L'_{\text{épr}}$ . La valeur de  $L'$  est trouvée en faisant plusieurs essais sur la géométrie du sous-modèle en gardant la valeur pour laquelle l'angle  $\beta$  (voir la figure 23) sera égal à l'angle  $\beta_i$  calculé à l'aide de la relation (2.11) pour  $x_{ii}=0$ . La valeur de  $L'$  calculée pour les deux séries des éprouvettes, est présentée dans le tableau V.

Les paramètres géométriques de  $RUC_1$  et de  $RUC_2$  qu'il faut calculer dans cette étape sont :

- La largeur  $W'_1$  de  $RUC_1$  à l'aide de la relation (2.5) en remplaçant  $L$  par  $L'$ ;
- La largeur  $W'_2$  de  $RUC_2$  à l'aide de la relation (2.6) en remplaçant  $L$  par  $L'$ ;
- La longueur  $l'$  de  $RUC_1$  et  $RUC_2$  à l'aide de la relation (2.7) en remplaçant  $W_1$  par  $W'_1$ .

La longueur de l'éprouvette du modèle de calcul  $L'_{\text{épr}}$  est calculée en fonction de  $l'$ , de  $L_{\text{épr}}$  qui se trouve dans les tableaux VII et VIII et de  $l$  qui est calculé à l'aide de la relation (2.7) :

$$L'_{\text{épr}} = N_{RUC} l' \quad (2.43)$$

où,  $N_{RUC}$  est déterminé en arrondissant la valeur de  $L_{\text{épr}}/l$ . Cette approximation est faite afin d'avoir un nombre entier des éléments au long de l'éprouvette du modèle de calcul. La valeur de  $N_{RUC}$  pour les deux séries des éprouvettes est présentée dans le tableau suivant :

Tableau V

Valeurs des paramètres géométriques  
du modèle de calcul

	Série 1 (14,4°)	Série 2 (20°)
Largeur ( $L'$ ) (mm)	25.506	24.15
$N_{RUC}$	11	16

À cause de l'agrandissement de la largeur de l'éprouvette du modèle de calcul sans grandir la section de la tresse, l'éprouvette du modèle de calcul contient plus de résine que l'éprouvette testée. L'éprouvette du modèle de calcul est évaluée étant composé d'une éprouvette testée et un volume de surplus de résine liés en parallèle (voir la figure 19). Afin de valider le modèle de calcul, il faut trouver une force équivalent à la force causant la rupture de l'éprouvette testée. Cette force équivalent est calculée en fonction des propriétés des matériaux et de la force de la première rupture de l'éprouvette testée. Il faut préciser que cette étude est faite afin de déterminer la première rupture.

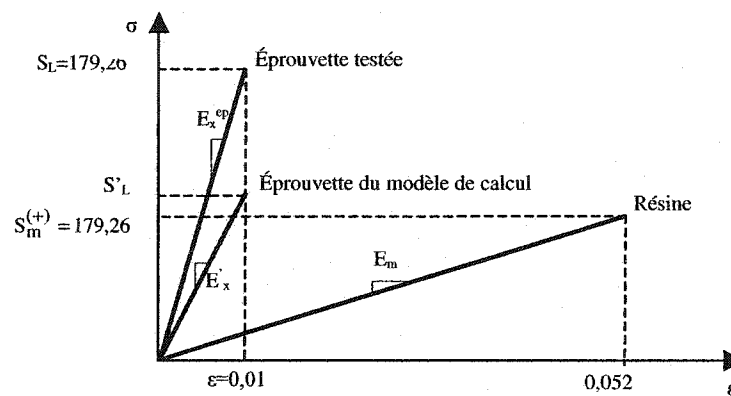


Figure 18 Courbes "contrainte-déformation"  
des éprouvettes et de la résine

Dans la représentation graphique contrainte-déformation de l'éprouvette testée et de la résine, qui est illustrée dans la figure 18, se voit que la contrainte de rupture de l'éprouvette testée est plus grande que la contrainte de rupture de la résine et que la déformation de rupture plus petite. Ceci signifie que l'éprouvette du modèle de calcul brise à la même déformation  $\varepsilon$  que l'éprouvette testée [1]. Les données utilisées sont les résultats expérimentaux du tableau X de la série 1 (14,4°) et les caractéristiques de résine. Cette conclusion s'écrit :

$$\frac{S_L}{E_x^{ep}} = \frac{S'_L}{E_x} \quad (2.44)$$

où,  $S_L'$  est la contrainte de rupture de l'éprouvette du modèle de calcul,  $S_L$  est la contrainte de rupture de l'éprouvette testée,  $E_x^{ep}$  est le module de Young longitudinal de l'éprouvette testée et  $E'_x$  est le module de Young longitudinal de l'éprouvette du modèle de calcul.

$S_L'$  et  $S_L$  sont calculés à l'aide des relations suivantes :

$$S_L' = \frac{F'}{L'H} \quad (2.45)$$

où,  $F'$  est la force équivalente de rupture qui est appliquée sur l'éprouvette du modèle de calcul et

$$S_L = \frac{F}{0,9HL} \quad (2.46)$$

où,  $0,9HL$  représente la surface transversale de l'éprouvette testée (voir les hypothèses des relations (2.30) et (2.39)).

$E_x^{ep}$  est calculé à l'aide de la loi de mélange [1] appliquée sur l'éprouvette testée (voir la figure 19) :

$$E_x^{ep} = v_{RUC_1} E_{x_1} + v_{RUC_2} E_{x_2} \quad (2.47)$$

où,  $E_{x_1}$  et  $E_{x_2}$  sont les modules d'élasticité longitudinaux de  $RUC_1$  et de  $RUC_2$  calculés dans les sections 2.2.3 et 2.2.4 et  $v_{RUC_1}$  et  $v_{RUC_2}$  sont les teneurs en volume de  $RUC_1$  et de  $RUC_2$  dans l'éprouvette testée, calculées à l'aide des relations (2.5) et (2.6) et des hypothèses des relations (2.30) et (2.39) (voir la figure 12 aussi) :

$$v_{RUC_1} = \frac{0,9 \frac{5}{6,4} LH}{0,9LH} = \frac{5}{6,4} \quad (2.48)$$

$$v_{RUC_2} = \frac{0,9 \frac{1,4}{6,4} LH}{0,9LH} = \frac{1,4}{6,4}$$

$E'_x$  est isolé à l'aide de la même loi appliquée sur l'éprouvette du modèle de calcul :

$$E'_x = (1 - v)E_x^{ep} + v E_m \quad (2.49)$$

où,  $v$  est la teneur en volume de surplus de résine dans l'éprouvette du modèle de calcul, calculée à l'aide de la relation suivante :

$$v = \frac{L'H - 0,9LH}{L'H} = 1 - \frac{0,9L}{L'} \quad (2.50)$$

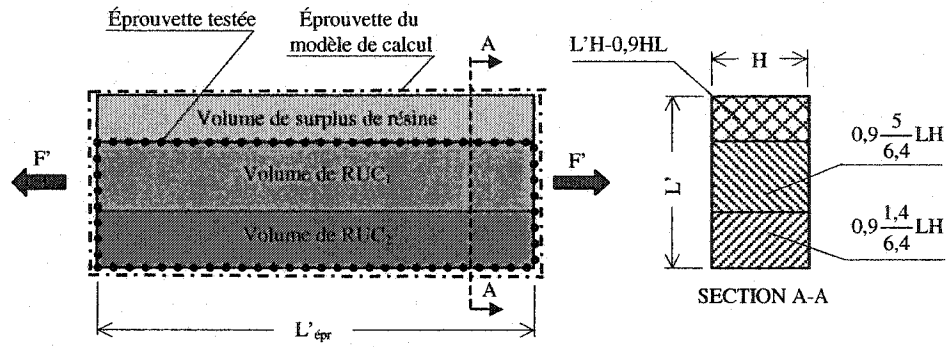


Figure 19 Volumes équivalents de l'éprouvette du modèle de calcul

En remplaçant (2.48) dans (2.47) et (2.50) dans (2.49) et puis les relations obtenues et (2.45), (2.46) dans (2.44) et en isolant  $F'$  :

$$F' = F \left( 1 + \frac{L'}{0,9L} \frac{E_m}{\frac{5}{6,4} E_{x_1} + \frac{1,4}{6,4} E_{x_2}} - \frac{E_m}{\frac{5}{6,4} E_{x_1} + \frac{1,4}{6,4} E_{x_2}} \right) \quad (2.51)$$

En conclusion, si l'éprouvette du modèle de calcul soumis à la traction avec une force  $F'$  arrive à la première rupture, l'éprouvette testée arrive aussi mais à cause de la force  $F$ .

Les propriétés mécaniques relatives à la rigidité des matériaux de  $RUC_1$  et de  $RUC_2$  sont calculées avec le modèle présenté dans la section 2.2 en utilisant les paramètres géométriques de l'éprouvette du modèle de calcul.



Les volumes de  $RUC_1$  et  $RUC_2$  sont créés à l'aide des paramètres calculés ci-dessus. Ils sont illustrés en couleurs différentes dans la figure 20. Les éléments finis utilisés afin de mailler les volumes, sont de type brique tridimensionnelle à 20 nœuds, ayant trois degrés de liberté par nœud, soit les déplacements suivant les trois directions orthogonales  $u_x$ ,  $u_y$  et  $u_z$  (ce type d'élément correspond à SOLID95 dans le logiciel ANSYS). La simulation de la fixation de l'éprouvette dans les mors inférieurs de MTS est réalisée en bloquant les nœuds situés sur la face normale à l'axe X du côté gauche dans la direction longitudinale (voir la figure 20). La force de traction  $F'$ , à appliquer sur l'éprouvette du modèle de calcul, est simulée en appliquant une force  $F'/nnd$  sur chaque nœud situé sur l'autre face normale à l'axe X (voir la figure 20) où,  $nnd$  est le nombre de nœuds situés sur cette face. La fixation de l'éprouvette dans les mors supérieurs de MTS est réalisée en couplant les nœuds sur lesquels la force de traction est appliquée dans la direction X. L'éprouvette est stabilisée dans l'espace en bloquant un nœud dans les directions Y et Z (voir la figure 20).

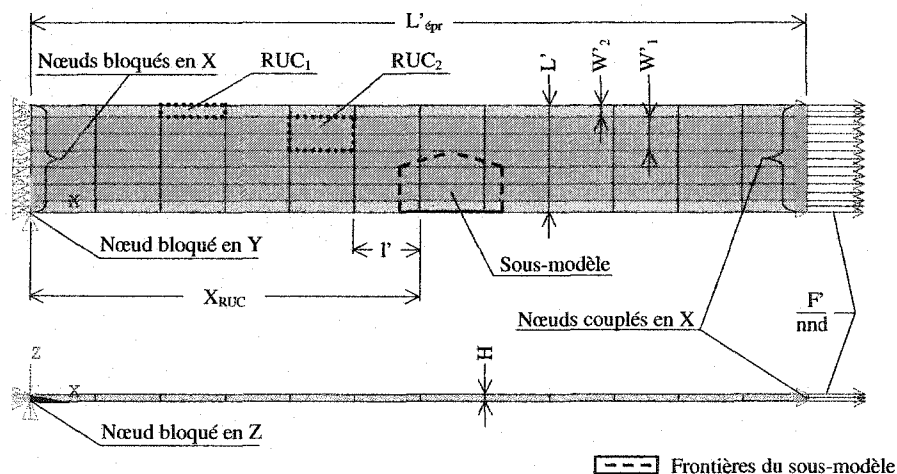


Figure 20 Éprouvette du modèle de calcul : maillage, conditions aux frontières et position du sous-modèle

Afin de positionner le sous-modèle dans la zone la plus sollicitée, il faut visualiser les résultats du modèle brut. Dans ce cas, la sollicitation est de traction longitudinale donc, une visualisation des contraintes longitudinales  $S_x$ , est suffisante.  $S_x$  est trouvée constant au long de l'éprouvette (voir la figure 21) donc, le sous-modèle peut être positionné n'importe où sur le modèle brut.

La géométrie et les résultats de cette étape sont sauves dans des fichiers avec des extensions différentes, appelés MACRO\_MEC.

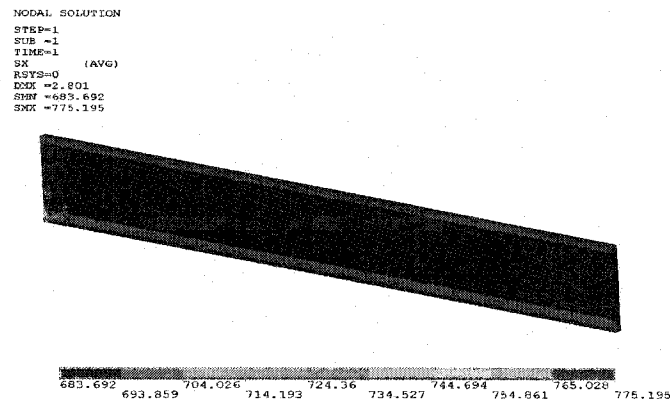


Figure 21 Contraintes suivant l'axe X du modèle brut

### 2.3.3 Création du sous-modèle et du fichier des nœuds de frontières (micro-mécanique)

L'algorithme à suivre afin de réaliser cette étape, est illustré dans la figure 22. Il faut préciser que le sous-modèle est créé paramétriquement, donc le programme peut être utilisé pour n'importe quels paramètres de fabrication ou constituantes.

Les caractéristiques des constituants qu'il faut entrer sont présentées dans les tableaux I et II.

Les paramètres indépendants utilisés sont : les paramètres présentés dans les tableaux VII et VIII en remplaçant la valeur de  $L$  par la valeur de  $L'$  du tableau V, la teneur en volume de fibre dans la tresse  $k$  et le nombre de filaments par tresse  $n_f$ .

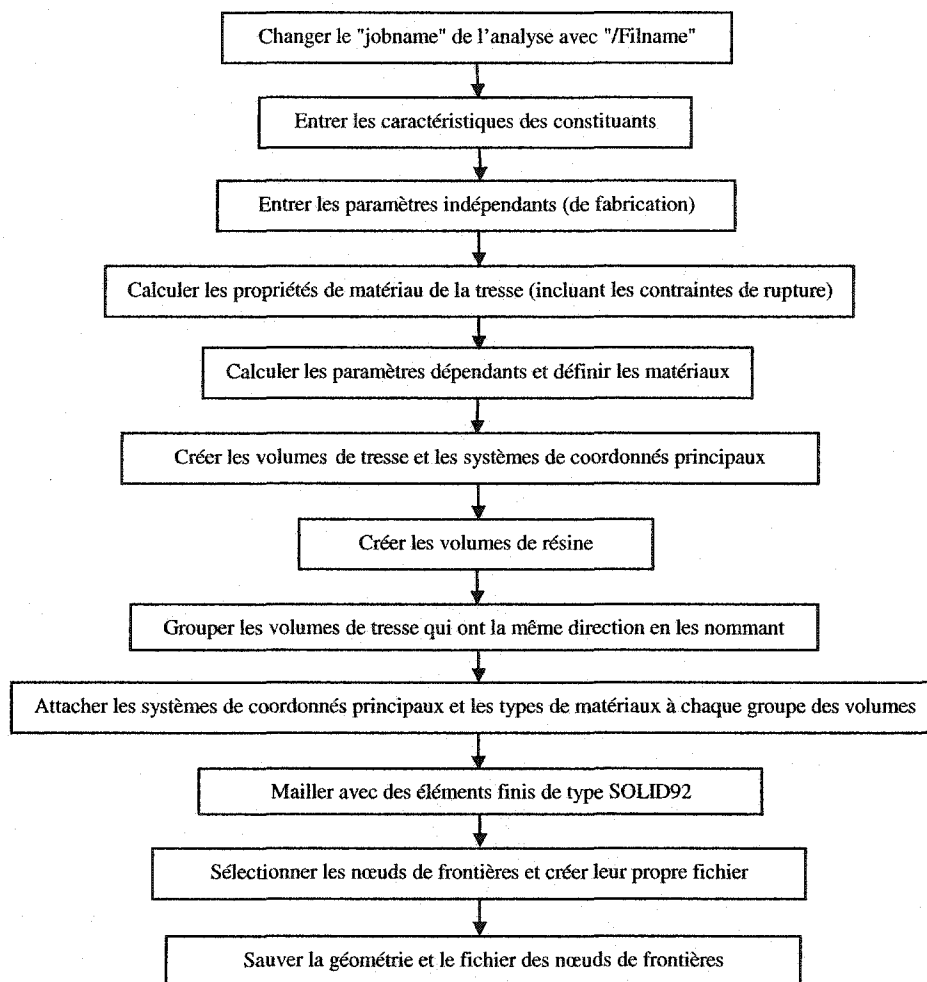


Figure 22 Algorithme de création du sous-modèle

Les coefficients de rigidité de la tresse  $E_1$ ,  $E_2$ ,  $G_{12}$ ,  $G_{23}$ ,  $\nu_{12}$  et  $\nu_{23}$  sont calculés respectivement à l'aide des équations (2.19), (2.21), (2.22), (2.23), (2.20) et (2.24). Les contraintes de rupture de la tresse sont calculées selon Gibson [1] à l'aide des relations suivantes :

$$\begin{aligned}
S_L^{(+)} &= S_{fl}^{(+)}k + (1-k)\frac{E_m S_{fl}^{(+)}}{E_{fl}} \\
S_T^{(+)} &= E_2 \frac{S_m^{(+)}}{E_m F_s} \\
S_L^{(-)} &= E_1 \frac{S_T^{(+)}}{E_2 v_{fl2}} \\
S_T^{(-)} &= E_2 \frac{S_m^{(-)}}{E_m F_s} \\
S_{LT} &= G_{12} \frac{S_{m12}}{G_m F_{s12}} \\
S_{TZ} &= G_{23} \frac{S_{m12}}{G_m F_{s23}}
\end{aligned} \tag{2.52}$$

où,  $S_L^{(+)}$  est la contrainte de rupture à la traction longitudinale,  $S_T^{(+)}$  est la contrainte de rupture à la traction transversale,  $S_L^{(-)}$  est la contrainte de rupture à la compression longitudinale,  $S_T^{(-)}$  est la contrainte de rupture à la compression transversale,  $S_{LT}$  est la contrainte de rupture au cisaillement longitudinal-transversal,  $S_{TZ}$  est la contrainte de rupture au cisaillement transversal-transversal et  $F_s$ ,  $F_{s12}$ ,  $F_{s23}$  sont des facteurs de concentration de déformations respectivement linéaire, angulaire dans le plan 12, angulaire dans le plan 23. Ces trois derniers paramètres sont calculés à l'aide des relations suivantes [1] :

$$\begin{aligned}
F_s &= \frac{1}{\frac{d_f}{S} \left( \frac{E_m}{E_{f2}} - 1 \right) + 1} \\
F_{s12} &= \frac{1}{\frac{d_f}{S} \left( \frac{G_m}{G_{f12}} - 1 \right) + 1} \\
F_{s23} &= \frac{1}{\frac{d_f}{S} \left( \frac{G_m}{G_{f23}} - 1 \right) + 1}
\end{aligned} \tag{2.53}$$

où,  $S$  est la distance entre deux fibres voisines calculée à l'aide du modèle triangulaire [1] en utilisant la relation suivante :

$$S = d_f \sqrt{\frac{\pi}{2\sqrt{3}k}} \quad (2.54)$$

Certains paramètres dépendants sont calculés en simplifiant la géométrie des tresses. La section de la tresse est supposée ayant une forme rectangulaire. Ceci permet de réduire le nombre d'éléments dans le modèle d'analyse et de créer des modèles avec une teneur en volume de fibre plus élevée. Une autre hypothèse qui permet de simplifier ce genre de problème, est de remplacer le volume de la tresse ondulée avec trois volumes parallélépipédiques qui gardent la section transversale constante. En posant ces deux hypothèses, la section au long de la tresse, dévient :

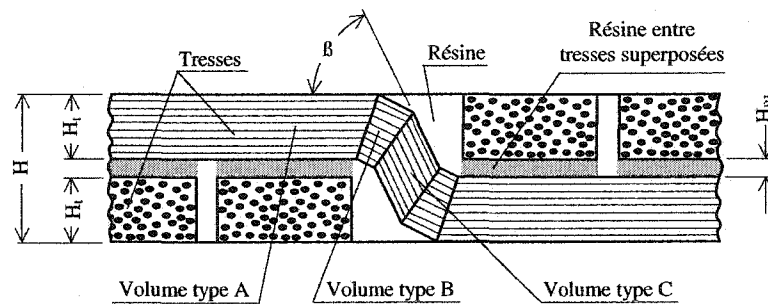


Figure 23 Section transversale au long de la tresse  
dans l'éprouvette du modèle de calcul

La surface transversale de la tresse  $A_f$  qui reste constante au long de la tresse est calculée avec la relation (2.2). L'épaisseur de la couche de résine qu'il y a entre deux tresses entrecroisées  $H_{RI}$ , est déterminée en utilisant la relation suivante :

$$H_{RI} = \frac{H}{16} \quad (2.55)$$

En réalité cette couche est beaucoup plus mince, mais dans ce modèle, son épaisseur est calculée de telle façon qu'il est possible de réaliser un bon maillage avec un élément tridimensionnel. La relation (2.55) est déterminée après plusieurs essais de maillage des volumes de résine qui se trouvent entre les tresses entrecroisées. L'épaisseur de la tresse est calculée à l'aide de la relation suivante (voir la figure 23) :

$$H_t = \frac{H - H_{RI}}{2} \quad (2.56)$$

La largeur de la tresse  $W_t$  est isolée de l'équation suivante :

$$A_t = H_t W_t = \frac{\pi d_f^2 n_f}{4 k} \quad (2.57)$$

Les volumes des tresses sont créés à l'aide des paramètres ci-dessus présentés (voir la figure 24). La forme du sous-modèle est choisie comme dans cette figure afin de réduire le nombre d'éléments. Cette forme permet d'augmenter la taille de l'élément sans avoir des éléments distordus dans le voisinage des deux foronnières intérieures.

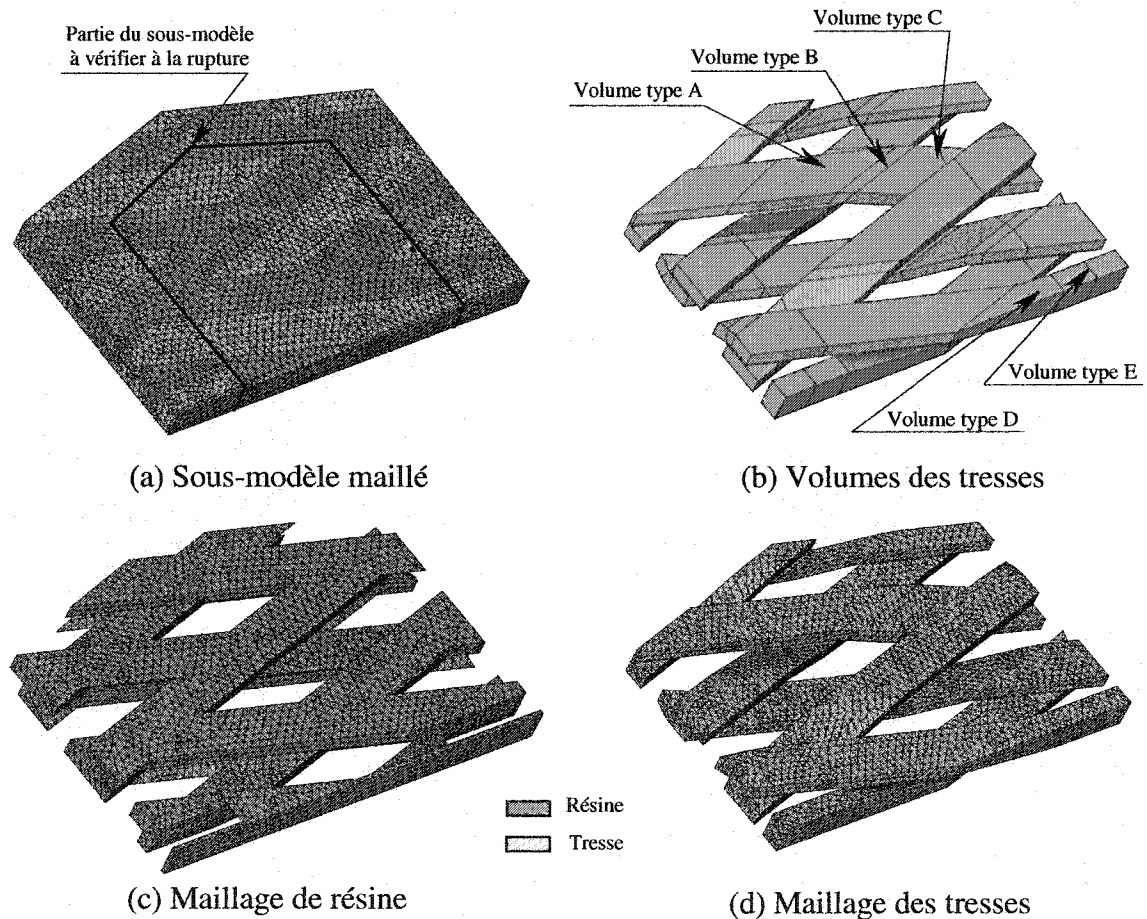


Figure 24 Sous-modèle de la plaque

Pour chaque groupe des volumes de tresse qui ont les fibres orientées dans l'espace suivant la même direction, un système de coordonnées local est créé. Dans ce cas, il y a 13 groupes des volumes de tresse qui ont les fibres orientées dans l'espace différemment donc, 13 systèmes de coordonnées locaux doivent être créés. Ces systèmes sont les systèmes de coordonnées principaux de chaque volume de composite par rapport auxquels les propriétés de matériaux sont définies.

Puis, à l'aide des K-points qui existent déjà, il faut créer les volumes de résine situés entre les tresses entrecroisées.

Et enfin, les autres volumes de résine sont créés à l'aide de l'opération booléenne de soustraction. Il faut spécifier que sur les deux côtés latéraux de l'éprouvette une mince couche de résine d'épaisseur  $H_r$  est rajoutée afin d'aider plus tard le maillage des volumes de résine. Cette couche fait partie du volume de  $RUC_2$  et elle est prise dans le calcul de résistance de l'éprouvette.

Les 13 groupes des volumes de tresse qui ont les fibres orientées dans l'espace différemment, sont groupés et nommés. Les volumes de résine sont groupés en deux et nommés. Ces deux groupes sont : le groupe des volumes de résine situés entre les tresses entrecroisées et les autres. Ceci aide à contrôler la grandeur des éléments afin de réduire le nombre d'éléments dans le modèle.

À chaque groupe des volumes est attaché le système de coordonnées principal et les propriétés de matériau correspondant.

Le maillage par éléments finis du sous-modèle est beaucoup plus fin que le maillage du modèle brut. Afin de le réaliser, premièrement les volumes de résine situés entre les tresses entrecroisées sont maillés, puis les autres volumes de résine et enfin les volumes de tresse. Le maillage est fait dans trois étapes parce que la taille des éléments est

différente. Ceci est fait afin de réduire le nombre des éléments dans le modèle. Le type d'élément utilisé est SOLID92 qui a les mêmes caractéristiques que l'élément utilisé dans le modèle brut (SOLID95) sauf qu'il n'accepte que l'option tétraédrique.

Tous les nœuds qui sont situés sur les frontières du sous-modèle, sont sélectionnés et après, écrits dans un fichier qui est sauvé dans le même temps avec la géométrie du sous-modèle.

Le sous-modèle est positionné sur le modèle brut (voir la figure 20) à l'aide de la variable  $X_{RUC}$  qui est calculée avec la relation suivante :

$$X_{RUC} = X_{POS}l' \quad (2.58)$$

où

$$1 \leq X_{POS} \leq N_{\text{éléments}} - 2$$

où,  $N_{\text{éléments}}$  représente le nombre d'éléments au long du modèle brut.

La géométrie de sous-modèle et le fichier des nœuds des frontières sont sauvés dans des fichiers avec des extensions différentes appelés MICRO\_2DIR.

#### 2.3.4 Calcul des conditions aux frontières du sous-modèle

Les conditions aux frontières du sous-modèle sont les déplacements  $u_x$ ,  $u_y$ , et  $u_z$  des nœuds positionnés sur les frontières du sous-modèle, causés par les conditions aux frontières appliquées sur le modèle brut. Celles-ci sont calculées à l'aide des résultats obtenus dans l'analyse du modèle brut, de la géométrie du modèle brut et de la position des nœuds qui se trouvent sur les frontières du sous-modèle. Pour se faire, la fonction CBDOF du logiciel ANSYS est utilisée. La fonction CBDOF calcule le déplacement de chaque nœud situé sur les frontières du sous-modèle par interpolation des valeurs de déplacement des nœuds du modèle brut situés en voisinage des frontières du sous-



modèle. Les valeurs calculées sont sauvées automatiquement dans un fichier qui sera appelé dans l'étape suivante.

### **2.3.5 Entrée des conditions aux frontières et l'analyse du sous-modèle**

Les conditions aux frontières sont posées en appelant le fichier qui contient la géométrie du sous-modèle et le fichier qui contient les valeurs de déplacement des nœuds des frontières. Après que les conditions aux frontières sont posées l'analyse du sous-modèle est faite et les résultats obtenus seront analysés dans l'étape suivante.

### **2.3.6 Application des critères de rupture**

Sur les volumes de tresse qui sont en composite unidirectionnel, le critère de contrainte maximale [1] est appliqué et sur le volume de résine, qui est considéré comme étant un matériau fragile, le critère de Mohr [32].

Le sous-modèle a été choisi plus grand que les deux RUC colées à analyser (explication dans la section 2.1) donc, il n'est pas nécessaire de vérifier tous les volumes y compris. Afin de déterminer la première rupture de l'éprouvette une partie du sous-modèle qui contient tous les volumes importants de RUC<sub>1</sub> et de RUC<sub>2</sub>, est isolée (voir la figure 24 (a)). Celle-ci est coupée après cette forme afin de pouvoir réaliser un bon maillage. Une vérification à la première rupture de tous les volumes compris dans cette partie de sous-modèle est suffisante afin de déterminer la première rupture de l'éprouvette. La première rupture est atteinte lorsque le premier nœud ne vérifie pas le critère de rupture.

La vérification du critère de rupture est faite numériquement sur chaque groupe des volumes. Afin de vérifier si un groupe des volumes en composite a atteint la première rupture c'est suffisant d'appliquer le critère de contrainte maximale sur les six nœuds où les six contraintes suivant les axes principaux  $S_1$ ,  $S_2$ ,  $S_3$ ,  $S_{12}$ ,  $S_{13}$  et  $S_{23}$  sont maximums.

La vérification des volumes en résine est faite en prenant en calcul la valeur de la contrainte principale maximum et la valeur de la contrainte principale minimum. Si pour ces valeurs les deux premières inéquations du critère de Mohr sont vérifiées et la troisième non, une vérification dans tous les nœuds sera nécessaire parce que la vérification faite suppose la pire situation (la contrainte principale maximum et minimum se trouve dans le même nœud). Cette supposition a été posée afin de ne pas être obligé d'appliquer le critère de Mohr sur tous les nœuds ce qui prend beaucoup de temps de calcul.

Dans ce cas, c'est la tresse qui brise avant donc, la résine peut résister même dans la pire situation supposée.

## 2.4 Caractérisation expérimentale

La caractérisation expérimentale du tissu à renforts tressés bi-axiaux s'est effectuée sur deux séries de quatre éprouvettes, soit : une série tressée à un angle de 14,4 degrés et l'autre de 20°. Une éprouvette de chaque série est illustrée dans la figure suivante :

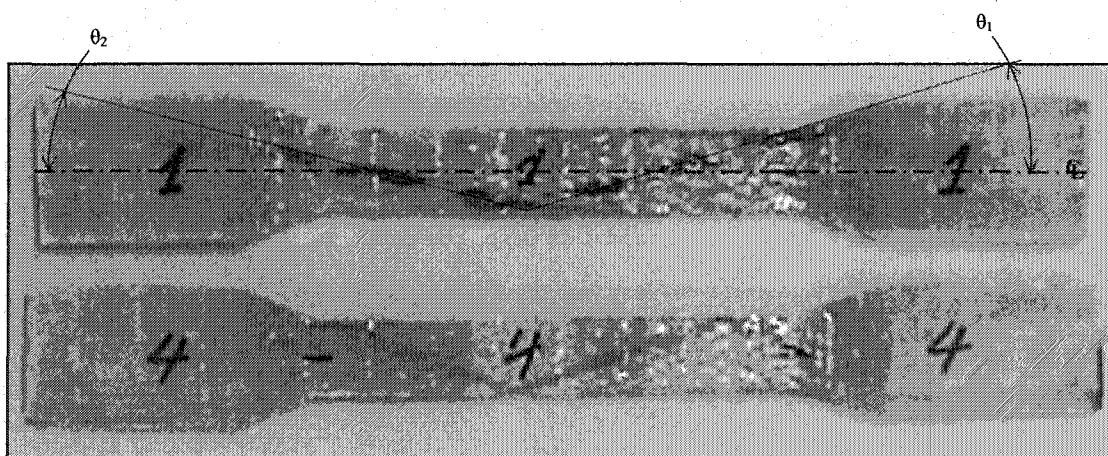


Figure 25 Types des éprouvettes soumis aux essais

Les éprouvettes sont des rubans tressés mécaniquement et imprégnés de résine par infusion sous pression. Les rubans ont été préalablement confectionnés [18] à l'aide d'une machine de tressage deux par deux doté avec 13 bobines, dans le laboratoire de matériaux composites de l'Université Concordia. Après l'infusion de la résine, les éprouvettes sont vieilliées premièrement sous vide à la température ambiante pendant 24 heures et après, dans le four à la température de 100°C pendant 48 heures, dans le laboratoire de matériaux composites de l'ÉTS. Les rubans sont fabriqués de filaments continus de fibre de verre E-Glass et imprégnés avec époxy RP 1 700-1.

La première étape est de mettre en forme les rubans. Cette opération est faite par infusion de résine six à la fois à l'aide de l'installation qui est illustrée dans la figure suivante :

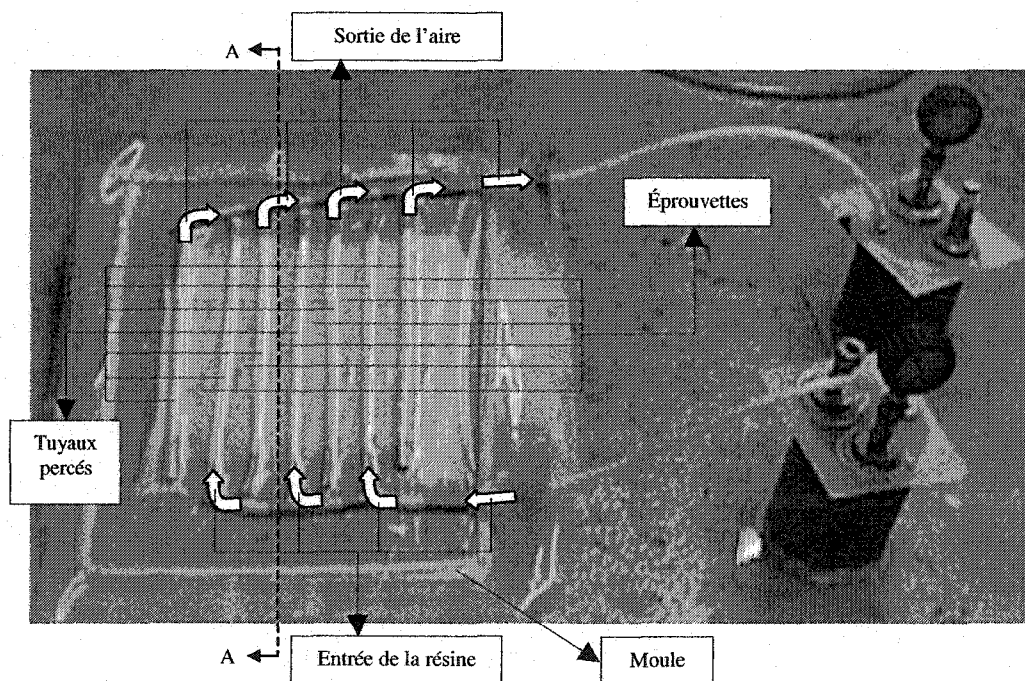


Figure 26 Installation d'infusion de résine

Le processus de mis en forme commence par couper les rubans aux longueurs égales et coller leurs extrémités avec une bande adhésive afin d'empêcher le déchirage des tresses. Puis, les rubans sont fixés sur une plaque de plexiglas à l'aide d'une bande adhésive en tirant dans le même temps des deux extrémités du ruban afin d'avoir toutes les tresses tendues pareil. Dans le même processus, sur chaque bout de l'éprouvette d'un côté et de l'autre, sont rajoutés cinq couches de fibre de verre unidirectionnel qui sont positionnées longitudinalement (voir la figure 27). Ces couches sont rajoutées pour que les éprouvettes supportent les contraintes de compression exercées par les mors de la machine MTS (les éprouvettes sont soumises à la traction longitudinale jusqu'à la rupture totale sur une machine MTS). Dans la figure 27 qui représente la section A-A de la figure 26, la pellicule protectrice est mise afin d'empêcher le collage entre l'éprouvette et les cinq couches de fibre de verre rajoutées au-dessous du ruban pour que l'éprouvette ne se déforme pas sous la pression du moule. Les bandes adhésives gardent toujours le ruban en tension.

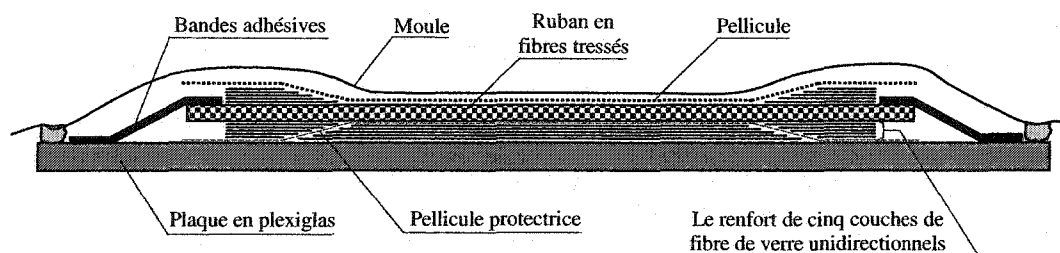


Figure 27 Section longitudinale d'une éprouvette pendant le processus de mis en forme

En fine, après l'infusion de résine et le vieillissement, les éprouvettes sont séparées une par une à l'aide d'une scie électrique.

L'étape suivante consiste à faire des mesures sur le filament, sur la tresse et sur les éprouvettes afin d'obtenir les paramètres indépendants présentés dans le tableau III.

L'angle de tressage  $\theta$  est mesuré à l'aide d'un rapporteur directement sur l'éprouvette (voir la figure 25). Afin de faciliter cette tâche, avant de commencer la fabrication du ruban, une des 13 tresses a été peinte en rouge. C'est important de spécifier qu'il y a une différence entre les angles  $\theta_1$  et  $\theta_2$  (voir la figure 25) d'approximative  $1,5^\circ$  pour la série de  $14,4^\circ$  et d'approximative  $2,5^\circ$  pour l'autre série ce qui explique plus tard l'existence d'une petite déformation angulaire dans la plaque. Cette différence est causée par la machine de tressage qui n'est pas assez précise pour des rubans de telle grandeur. Dans ce projet, ces deux angles sont supposés égaux parce que la différence entre eux est quant même petite. La valeur de l'angle de tressage qui est prise en calcul est la valeur moyenne de  $\theta_1$  et  $\theta_2$ . Toutes ces valeurs sont présentées dans les tableaux VII et VIII.

Le nombre de filaments par tresse  $n_f$ , est déterminé en fonction de la masse volumique  $\rho_f$  de la fibre de verre (tableau I) et du diamètre du filament  $d_f$  qui a une valeur de  $11 \mu\text{m}$  (mesuré au microscope) :

$$V_t = \frac{\pi d_f^2}{4} n_f L_{\text{rub}} = \frac{m_{\text{rub}}}{\rho_f}$$

d'où

$$n_f = \frac{m_{\text{rub}}}{\rho_f} \frac{4}{\pi d_f^2 L_{\text{rub}}} \quad (2.59)$$

où,  $V_t$  est le volume,  $L_{\text{rub}}$  est la longueur et  $m_{\text{rub}}$  la masse d'un morceau de tresse non imprégnée extrait d'un ruban. Afin de déterminer ce paramètre deux mesures sont faites. La moyenne de ces deux mesures est de 9 568 filaments. Pendant le processus de fabrication il y a des filaments qui brisent. Ces filaments doivent être pris en calcul. Dans ce cas, 6% de filaments sont supposées brisées [14] donc, la valeur de  $n_f$  pris en calcul est de 9 000 de filaments par tresse.

Le nombre de tresses  $N_t$ , qui se trouvent dans une éprouvette est donné par le nombre des bobines de la machine de tressage, dans ce cas 13.

Tableau VI

Résultats de détermination du nombre  
des filaments par tresse

Longueur $L_{rub}$ (cm)	Masse $m_{rub}$ (g)	Nombre de filaments par tresse $n_f$
16,1	0,3793	9 535
14,6	0,3464	9 602

La largeur  $L$  et l'épaisseur  $H$ , sont mesurées à l'aide d'un pied à coulisse digital. Les deux paramètres ne sont pas constants au long de l'éprouvette à cause du moule utilisé. Plusieurs mesures sont prises sur chaque éprouvette et puis moyennées. La longueur de l'éprouvette  $L_{épr}$  (voir la figure 28) est constante pour toutes les éprouvettes et sa valeur est obtenue à l'aide de même outil. Les mesures de ces trois paramètres moyennées sont présentées dans les tableaux VII et VIII.

Tableau VII

Dimensions des éprouvettes de la première série (14,4°)

Série 1 Paramètre	Éprouvette 1	Éprouvette 2	Éprouvette 3	Éprouvette 4	Moyenne
Largeur $L$ (mm)	17,15	16,16	16,3	16,5	16,53
Épaisseur $H$ (mm)	1,35	1,43	1,4	1,35	1,38
Longueur $L_{épr}$ (mm)	110	110	110	110	110
$\theta_1$	14°	13,5°	14°	13,5°	-
$\theta_2$	15°	15°	15°	15°	-
$\theta$	14,5°	14,3°	14,5°	14,3°	14,4°

La teneur en volume de fibre à l'intérieur de la tresse, notée  $k$ , est déterminée en photographiant une section transversale d'une tresse de l'éprouvette sous microscope. La photographie entière est pesée et après toutes les sections de fibres sont découpées une par une à l'aide d'un ciseau. Ces morceaux découpés sont pesés tous ensemble. Le rapport entre la masse des sections de fibres découpées et la masse de la photographie

entière donne la teneur en volume  $k$ . En moyennant les valeurs trouvées après plusieurs mesures, la valeur de  $k$  est trouvée de 0,65.

Tableau VIII

Dimensions des éprouvettes de la deuxième série (20°)

Paramètre \ Série 2	Éprouvette 1	Éprouvette 2	Éprouvette 3	Éprouvette 4	Moyenne
Largeur L (mm)	16,3	15,7	15,53	15,5	15,84
Épaisseur H (mm)	1,53	1,57	1,6	1,6	1,575
Longueur $L_{\text{épr}}$ (mm)	110	110	110	110	110
$\theta_1$	19,5°	19°	19°	19°	-
$\theta_2$	20,5°	20°	22°	21°	-
$\theta$	20°	19,5°	20,5°	20°	20°

La teneur en volume de fibre à l'intérieur de l'éprouvette est calculée par une différentiation des poids avant et après une pyrolyse. Ceci est fait afin de vérifier si les hypothèses des relations (2.30) et (2.39) sont bien mises. Deux portions d'une éprouvette de la deuxième série sont pesées. Après, une pyrolyse à 600°C durant 30 minutes est effectuée et une nouvelle mesure de poids est prise. La teneur en volume de fibre à l'intérieur de l'éprouvette, notée  $k_t$ , est :

$$k_t = \frac{V_f}{V_{\text{tot}}} = \frac{V_f}{V_f + V_{\text{mat}}} = \frac{\frac{m_f}{\rho_f}}{\frac{m_f}{\rho_f} + \frac{m_{\text{mat}}}{\rho_m}} \quad (2.60)$$

où,  $V_f$  est le volume de fibre,  $V_{\text{mat}}$  le volume de résine,  $m_f$  la masse de fibre,  $m_{\text{mat}}$  la masse de résine,  $\rho_f$  la masse volumique de la fibre de verre (voir le tableau I) et  $\rho_m$  la masse volumique de la résine (voir le tableau II). Dans cette étude, la teneur en volume de vide a une valeur négligeable grâce au procédé de fabrication, donc il est négligé. Les valeurs des paramètres mesurés et calculés sont illustrées dans le tableau suivant :

Tableau IX

Teneur en volume de fibre dans l'éprouvette

Paramètre	Essai 1	Essai 2
Masse composite $m_f + m_{mat}$ (g)	1,96	1,81
Masse fibre $m_f$ (g)	1,43	1,31
Teneur en volume de fibre $k_t$	0,5397	0,5324
Teneur en volume de fibre moyenne	0,536	

La teneur en volume de fibre dans l'éprouvette a une valeur moyenne de 0,536. Cette valeur doit être comparée avec la valeur calculée analytiquement.

Les essais effectués sur les éprouvettes afin de déterminer les propriétés mécaniques sont de type traction unidirectionnelle au long de l'éprouvette. Ces essais sont effectués sur la machine MTS du département de génie mécanique de l'ÉTS. Des rosettes à trois jauges de contraintes à 45° (compagnie MM, type CEA-13-125UR-120) sont utilisées. L'acquisition des données "déformation globale-force" est faite à l'aide d'une carte d'acquisition et l'acquisition des données "déformations locales" à l'aide d'un système informatique relié à la MTS et aux ponts de Wheatstone. Deux rosettes sont collées sur une éprouvette, une au-dessus et l'autre au-dessous, superposées dans le même endroit et même position afin de déterminer les déformations et la courbure au centre de l'éprouvette. L'orientation et la numérotation des jauges par rapport au système de coordonnées global, sont présentées dans la figure 28. Dans cette figure, juste les jauges numéro 1, 2 et 3 sont figurées sur la face supérieure, les autres trois sont collées sur l'autre face de l'éprouvette en se superposant deux par deux comme suite : 1 avec 4, 2 avec 5 et 3 avec 6.

Dans cette étude, les mesures sont prises juste sur  $RUC_1$  parce que ce type d'unité cellulaire caractérise le modèle de tissu à renforts tressés bi-axiaux qui est d'ailleurs utilisé dans la fabrication des arbres en composite. Les deux volumes de  $RUC_2$  sont trop



étroits ce qui ne permettent pas de réaliser un bon collage des jauges. Les rosettes utilisées, permettent une lecture des déformations suivant les axes X, Y et 45° sur les deux faces de l'éprouvette.

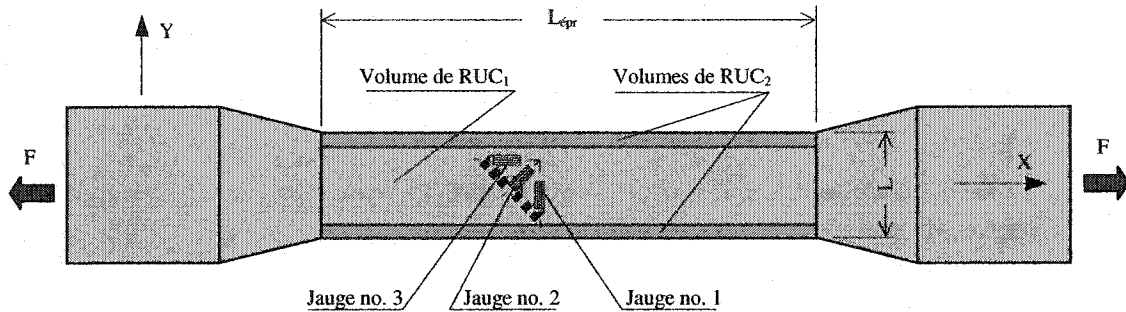


Figure 28 Position des jauges sur l'éprouvette

À l'aide des mesures faites, il est possible de déterminer les déformations et les courbures au plan moyen de l'éprouvette. Ces paramètres sont déterminés selon Gibson [1] :

$$\varepsilon_x^s = \varepsilon_x^0 - \frac{H}{2} k_x$$

$$\varepsilon_x^i = \varepsilon_x^0 + \frac{H}{2} k_x$$

d'où

$$\varepsilon_x^0 = \frac{\varepsilon_x^s + \varepsilon_x^i}{2}$$

(2.61)

$$k_x = \frac{\varepsilon_x^i - \varepsilon_x^s}{H}$$

où,  $\varepsilon_x^0$  et  $k_x$  sont la déformation et la courbure longitudinale dans le plan moyen,  $\varepsilon_x^s$  et  $\varepsilon_x^i$  sont les mesures obtenues à l'aide des jauges positionnées longitudinalement sur les faces supérieure et inférieure de l'éprouvette c'est-à-dire les jauges numéro 3 et 6 et H est l'épaisseur de l'éprouvette.

$$\varepsilon_y^s = \varepsilon_y^0 - \frac{H}{2} k_y$$

$$\varepsilon_y^i = \varepsilon_y^0 + \frac{H}{2} k_y$$

d'où

$$\varepsilon_y^0 = \frac{\varepsilon_y^s + \varepsilon_y^i}{2} \quad (2.62)$$

$$k_y = \frac{\varepsilon_y^i - \varepsilon_y^s}{H}$$

où,  $\varepsilon_y^0$  et  $k_y$  sont la déformation et la courbure transversale dans le plan moyen,  $\varepsilon_y^s$  et  $\varepsilon_y^i$  sont les mesures obtenues à l'aide des jauges positionnées transversalement sur les faces supérieure et inférieure de l'éprouvette c'est-à-dire les jauges numéro 1 et 4.

$$\gamma_{xy}^s = \gamma_{xy}^0 - \frac{H}{2} k_{xy}$$

$$\gamma_{xy}^i = \gamma_{xy}^0 + \frac{H}{2} k_{xy}$$

d'où

$$\gamma_{xy}^0 = \frac{\gamma_{xy}^s + \gamma_{xy}^i}{2} \quad (2.63)$$

$$k_{xy} = \frac{\gamma_{xy}^i - \gamma_{xy}^s}{H}$$

où,  $\gamma_{xy}^0$  et  $k_{xy}$  sont la déformation et la courbure angulaires dans le plan moyen,  $\gamma_{xy}^s$  et  $\gamma_{xy}^i$  sont les déformations angulaires sur les faces supérieure et inférieure de l'éprouvette qui sont déterminées avec les équations suivantes :

$$\gamma_{xy}^s = 2\varepsilon_{45}^s - (\varepsilon_x^s + \varepsilon_y^s) \quad (2.64)$$

$$\gamma_{xy}^i = 2\varepsilon_{45}^i - (\varepsilon_x^i + \varepsilon_y^i)$$

où,  $\varepsilon_{45}^s$  et  $\varepsilon_{45}^i$  sont les mesures obtenues à l'aide des jauges positionnées à  $45^\circ$  par rapport à l'axe longitudinal sur les faces supérieure et inférieure de l'éprouvette c'est-à-dire les jauges numéro 2 et 5.

Il est important à noter que les valeurs des déformations obtenues sont locales et c'est possible de ne pas représenter correctement le comportement global de l'éprouvette. La lecture des jauges de contraintes représente une moyenne du comportement de la surface située sous la jauge donc, la dimension de la jauge est importante. Afin de faire des bonnes mesures, il faut que la surface de mesure d'une jauge soit plus grande ou égale que la surface d'une unité cellulaire.

Dans ce cas (traction pure), une force de traction longitudinale  $F$ , est appliquée sur l'éprouvette donc, en remplaçant (2.36) dans (2.35) celle-ci devient :

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \varepsilon_z \\ \gamma_{yz} \\ \gamma_{zx} \\ \gamma_{xy} \end{Bmatrix} = [S_{eff}] \begin{Bmatrix} \sigma_x \\ 0 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \end{Bmatrix} \quad (2.65)$$

où,  $\varepsilon_x$ ,  $\varepsilon_y$  et  $\gamma_{xy}$  sont respectivement  $\varepsilon_x^0$ ,  $\varepsilon_y^0$  et  $\gamma_{xy}^0$  calculés à l'aide des mesures faites et  $\sigma_x$  est calculé à l'aide de la relation suivante :

$$\sigma_x = \frac{F}{A} \quad (2.66)$$

où,  $F$  est donnée et la section transversale de l'éprouvette  $A$  est connue aussi.

Les relations du tableau IV (2.65) et (2.66) permettent de déterminer les coefficients suivants :

- le module d'élasticité longitudinal  $E_x$  calculé à l'aide de la relation suivante :

$$E_x = \frac{1}{\varepsilon_x} \frac{F}{A} \quad (2.67)$$

- le coefficient de Poisson longitudinal-transversal  $\nu_{xy}$  :

$$\nu_{xy} = -\frac{\varepsilon_y}{\varepsilon_x} \quad (2.68)$$

- le coefficient d'accouplement de cisaillement donné par le rapport de la déformation angulaire dans le plan longitudinal-transversal et la déformation longitudinale. Il est noté  $\eta_{x,xy}$  et calculé expérimentalement [1] à l'aide de la relation (2.69) et analytiquement à l'aide de la relation (2.70) :

$$\eta_{x,xy} = \frac{\gamma_{xy}}{\varepsilon_x} \quad (2.69)$$

$$\eta_{x,xy} = \frac{S_{\text{eff}}(1,6)}{S_{\text{eff}}(1,1)} \quad (2.70)$$

Dans cette étude, les jauges sont utilisées pour les éprouvettes numéro 4 de la série 1 et de la série 2 seulement, parce que le modèle utilisé afin de déterminer les matrices de rigidité a déjà été validé par Naik [9] et de plus les rosettes utilisées sont coûteuses. Les jauges sont utilisées juste pour vérifier le programme de calcul des matrices de rigidité, le point principal de cette étude étant de déterminer la première rupture.

L'acquisition des données d'élongation et de force est faite une fois par second en millimètres et Newtons et l'acquisition des données de déformation locale six par second en  $40 \mu\text{V}/\mu\text{ε}$ . Le calcul des propriétés de matériau à partir des résultats expérimentaux est fait par régression à l'aide des relations (2.67), (2.68) et (2.69). Leurs valeurs sont présentées dans le tableau X. Tous ces calculs se trouvent à l'intérieur du programme qui calcule les matrices de rigidité analytiquement de l'annexe 1.

Il faut noter que la jauge numéro 6 de l'éprouvette de la deuxième série n'a pas fonctionné et que les éprouvettes numéro 4 qui sont fabriquées dans une autre série, ne brisent pas comme il faut. La rupture finale de ces deux est causée par les contraintes de

compression créées par les mors de la MTS. Les mesures sur ces deux éprouvettes ne sont pas prises en considération pour la détermination de la première rupture.

La force pour laquelle la première rupture est atteinte, est trouvée graphiquement en analysant la variation de la force de traction en fonction de l'élongation. Les matériaux composites sont considérés étant des matériaux parfait élastiques donc, s'il y a un changement de la pente, une rupture se produite dans l'éprouvette. Ce phénomène est illustré sur les courbes de variation "force-élongation" de chaque éprouvette, présentées dans la figure 29. Dans cette figure sont marqués les premiers changements des pentes qui déterminent en fait, les premières ruptures dans les éprouvettes. Le changement de la pente est évident pour toutes les éprouvettes sauf, pour l'éprouvette numéro 3 de la deuxième série où la pente ne change pas assez brusque comme dans les autres cas. Pour cette éprouvette une petite approximation a été faite afin de déterminer la première rupture.

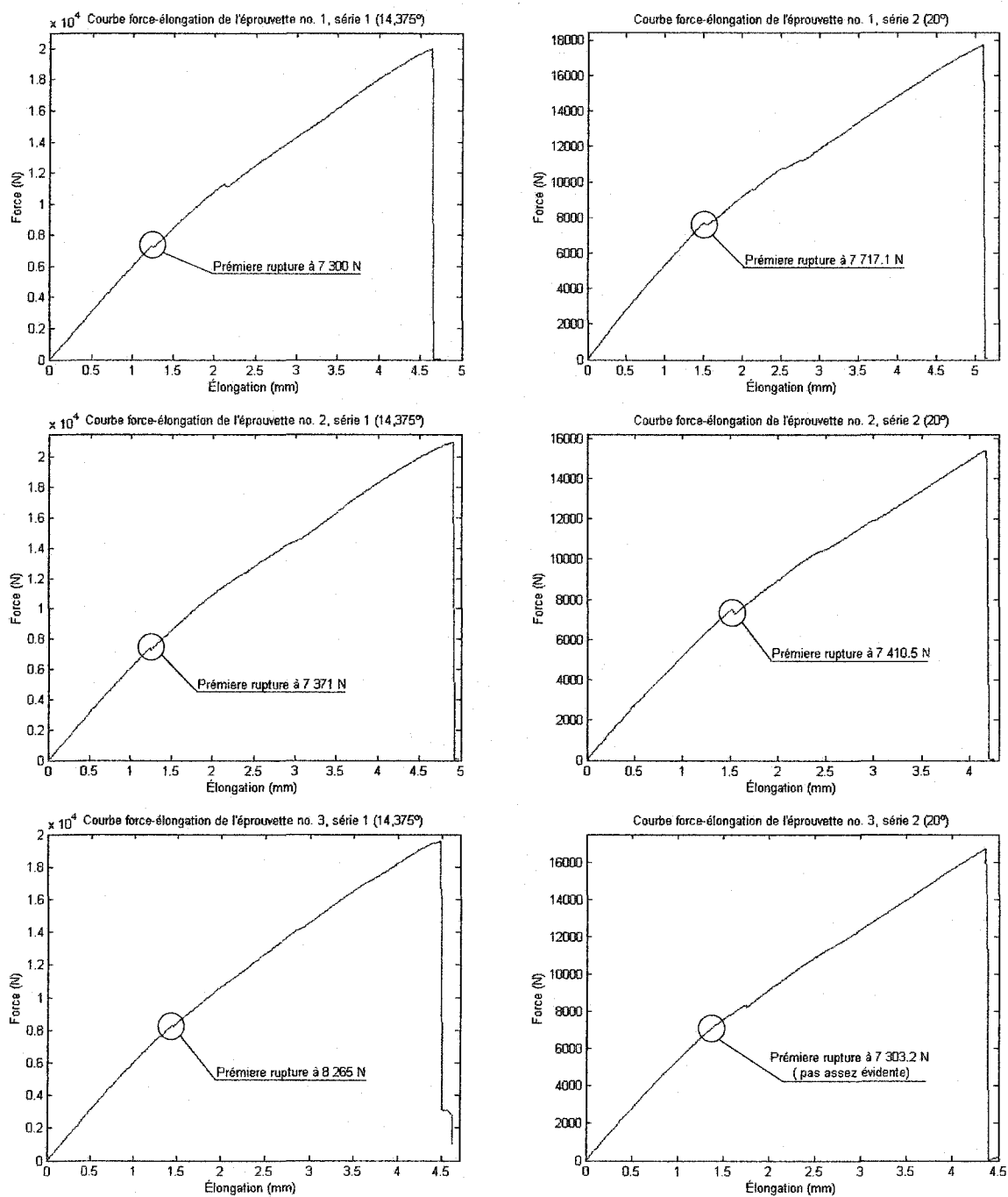


Figure 29 Courbes de variation de force en fonction d'élongation  
pour les éprouvettes des deux séries

Les résultats obtenus expérimentalement sont présentés dans le tableau suivant :

Tableau X  
Résultats expérimentaux

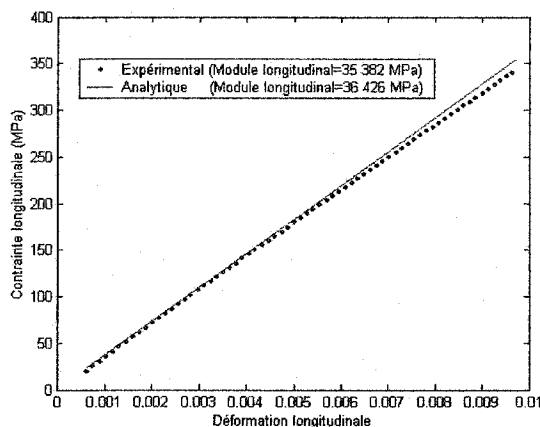
Série	Éprouvette	Paramètres déterminés expérimentalement			
		$E_x$ (Mpa)	$\nu_{xy}$	$\eta_{x,xy}$	Force de première rupture F (N)
1 (14,4°)	1	-	-	-	7 300
	2	-	-	-	7 371
	3	-	-	-	8 265
	4	36 233	0,359	-0,143	(Pas évidente)
	Moyenne	36 233	0,359	-0,143	7 645
	Écart Type	0	0	0	439,13
2 (20°)	1	-	-	-	7 717,1
	2	-	-	-	7 515,2
	3	-	-	-	7 303,2
	4	26 484	0,487	-0,057	(Pas évidente)
	Moyenne	26 484	0,487	-0,057	7 511,8
	Écart Type	0	0	0	168,99

## 2.5 Validation du modèle numérique

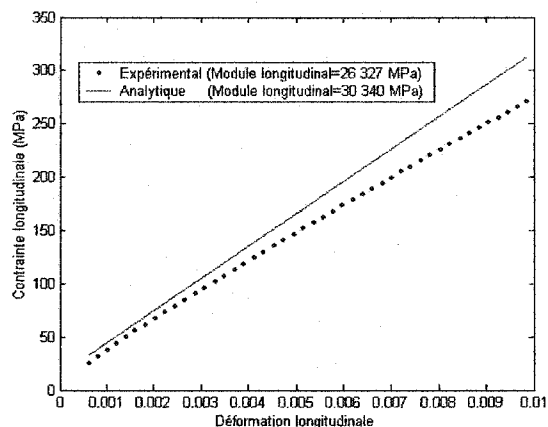
Cette section est consacrée à comparer les résultats obtenus à l'aide du modèle de calcul des matrices de rigidité et à l'aide du modèle de calcul de la rupture, développés dans les sections 2.2 et 2.3, avec les résultats expérimentaux, présentés dans la section 2.4.

Premièrement, les résultats obtenus à l'aide du modèle de calcul des matrices de rigidité présenté dans la section 2.2, sont comparés. Avec les mesures faites, seulement trois coefficients qui caractérisent les propriétés mécaniques de matériau de RUC<sub>1</sub>, peuvent être comparés. Ces trois coefficients sont : le module d'élasticité longitudinal  $E_x$ , le coefficient de Poisson longitudinal-transversal  $\nu_{xy}$  et le coefficient d'accouplement de

cisaillement  $\eta_{x,xy}$ . La comparaison de ces trois coefficients est réalisée graphiquement dans les trois figures ci-dessous illustrées.

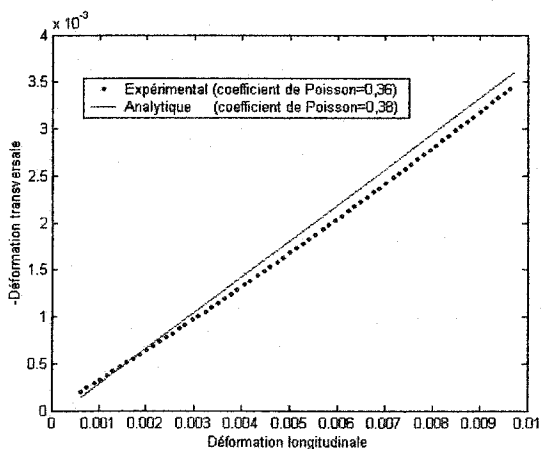


(a) Série 1 ( $\theta=14,4^\circ$ )

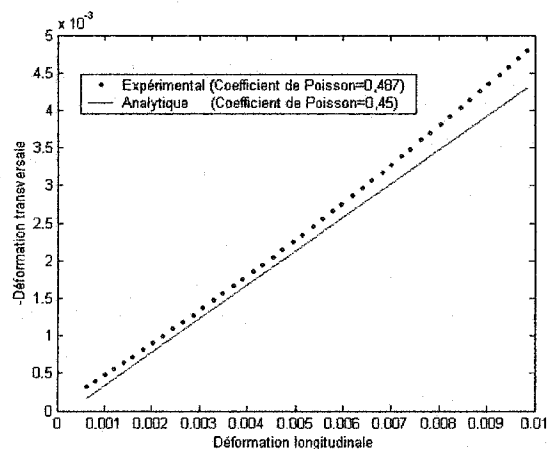


(b) Série 2 ( $\theta=20^\circ$ )

Figure 30 Comparaison des modules d'élasticité longitudinaux ( $E_x$ )



(a) Série 1 ( $\theta=14,4^\circ$ )



(b) Série 2 ( $\theta=20^\circ$ )

Figure 31 Comparaison des coefficients de Poisson  
longitudinaux-transversaux ( $\nu_{xy}$ )



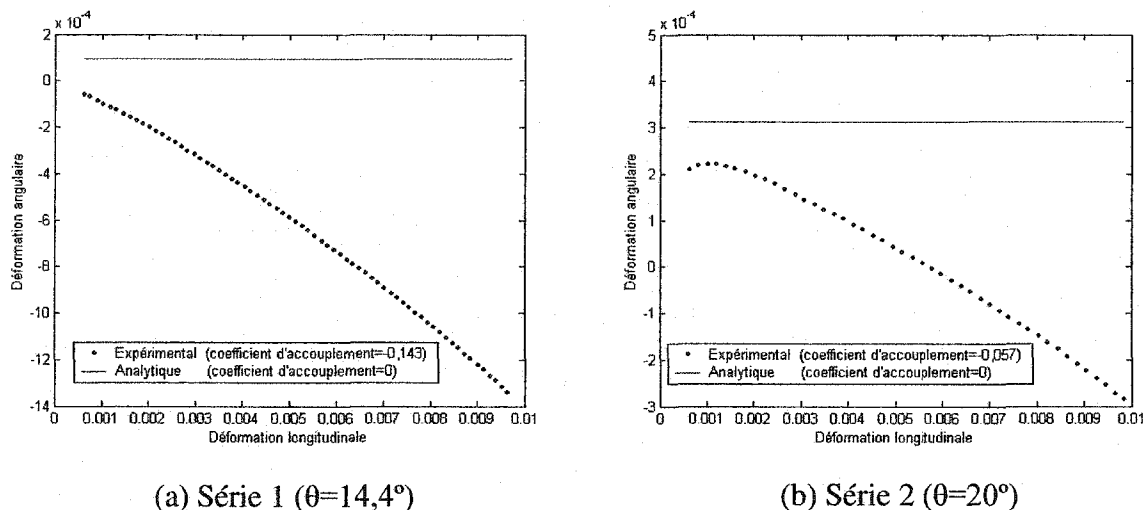


Figure 32 Comparaison des coefficients d'accouplement de cisaillement ( $\eta_{x,xy}$ )

Les résultats pour la comparaison des coefficients de rigidité obtenus analytiquement et expérimentalement, sont présentés dans le tableau XI.

La valeur du module d'élasticité longitudinal, calculée à l'aide du modèle analytique est plus grande que celle obtenue expérimentalement. Ceci peut être causé par l'hypothèse posée afin de calculer le volume de  $RUC_1$  (relation (2.30)) ou bien par le fait que le calcul de  $k$  n'est pas assez précis. Ceci peut être causé aussi, par le fait que la teneur en volume de vide a été négligée. En fait, lors de la fabrication des éprouvettes, une certaine quantité de vide reste dans le volume des éprouvettes même si la technique de mis en forme par infusion de résine est utilisée.

L'erreur de prédiction du module d'élasticité longitudinal pour la première série est satisfaisante, seulement 2,9 % mais pour la deuxième série c'est plus grand, 15,2 %. Cette erreur n'est pas causée entièrement par le modèle numérique. Dans la section 2.4 est spécifié que la jauge numéro 6 de deuxième série n'a pas fonctionné. Cette jauge aurait dû donner la déformation longitudinale sur la face inférieure de l'éprouvette. La

déformation sur la face supérieure est plus grande que sur la face inférieure. Ce phénomène est visualisé dans la figure 33 qui représente la variation de la déformation longitudinale en fonction du temps sur les deux faces de l'éprouvette de la première série.

Tableau XI

Comparaison des coefficients de rigidité déterminés analytiquement et expérimentalement

Coefficients		Série 1 ( $\theta=14,4^\circ$ )	Série 2 ( $\theta=20^\circ$ )
Module d'élasticité longitudinal $E_x$ (Mpa)	Analytique	36 426	30 340
	Expérimental	35 382	26 327
	Erreur(%)	2,9	15,2
Coefficient de Poisson $\nu_{xy}$	Analytique	0,38	0,45
	Expérimental	0,36	0,487
	Erreur(%)	5,5	7,6
Coefficient d'accouplement de cisaillement $\eta_{x,xy}$	Analytique	0	0
	Expérimental	-0,143	-0,057
	Erreur(%)	100	100
Teneur en volume de fibre dans la plaque $k_t$	Analytique	-	0,53
	Expérimental	-	0,536
	Erreur(%)	-	1,12

En manquant la mesure de la déformation sur la face inférieure, la déformation au plan moyen de l'éprouvette (voir la relation (2.61)) est considérée étant égale à la déformation sur la face supérieure. Donc, la déformation au plan moyen qui a été prise dans le calcul du module d'élasticité est plus grande que sa valeur réelle ce qui implique une diminution de la valeur du  $E_x$  calculé à l'aide de la relation (2.67).

Les résultats obtenus pour le coefficient de Poisson sont bons en comparaison avec d'autres études [5].

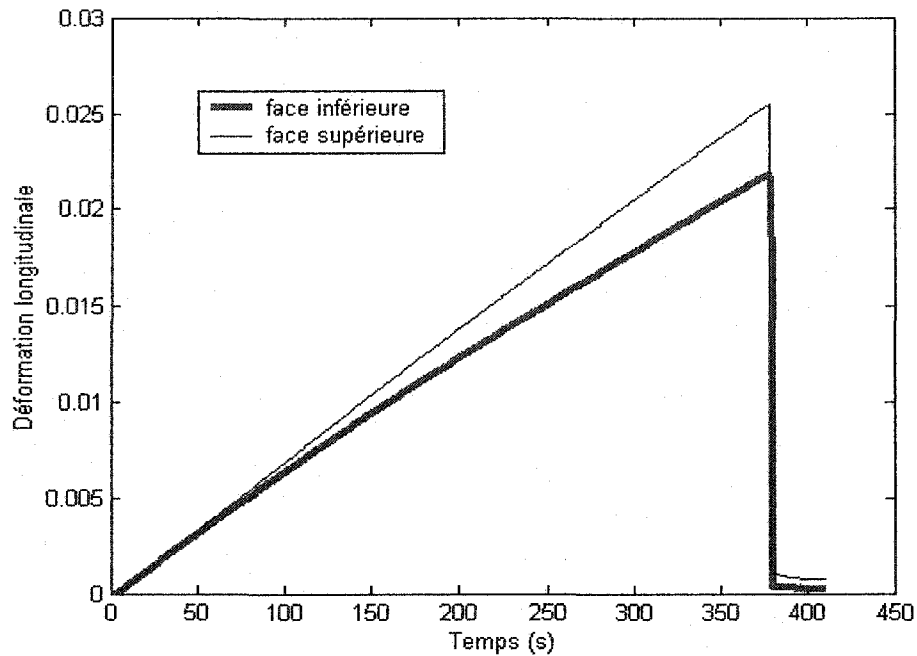


Figure 33 Variation de la déformation longitudinale sur les deux faces de l'éprouvette de la série 1

Le coefficient d'accouplement de cisaillement de ce modèle ne peut pas être considéré. La valeur de ce coefficient trouvé expérimentalement est différente que la valeur trouvée analytiquement qui est zéro. Ceci est dû à l'existence d'une petite déformation angulaire dans le plan longitudinal-transversal de l'éprouvette. Cette déformation angulaire est causée par la différence entre les deux angles de tressage  $\theta_1$  et  $\theta_2$  (voir la figure 25). Dans le modèle analytique ce coefficient est zéro parce que les deux angles  $\theta_1$  et  $\theta_2$  sont supposés égaux.

La teneur en volume de fibre dans la plaque  $k_f$ , calculée à l'aide du modèle analytique, est trouvée très proche de la valeur mesurée, ce qui signifie que les hypothèses des relations (2.30) et (2.39) sont bien mises.

Avec les explications ci-dessus présentées, la corrélation entre le modèle analytique et les données expérimentales est satisfaisante. En conclusion, les propriétés mécaniques relatives à la rigidité de matériau de la plaque, calculés à l'aide de ce modèle, peuvent être utilisées dans le modèle numérique afin de calculer la première rupture.

Les résultats obtenus à l'aide du modèle qui prédit la première rupture, présentés dans la section 2.3, doivent être comparés avec les résultats expérimentaux, présentés dans le tableau X. Pour se faire, il faut déterminer la valeur de la force  $F$  à l'aide du modèle numérique, pour laquelle une première rupture est atteinte dans un nœud des volumes compris dans la partie du sous-modèle à vérifier à la rupture (voir la figure 24 (a)). Cette valeur est comparée à la valeur de la force de traction appliquée sur les éprouvettes pour laquelle la première rupture est atteinte.

Les résultats obtenus à l'aide du modèle numérique qu'il faut afin de déterminer la première rupture, sont : les contraintes suivant les trois axes du système des coordonnées principal et les contraintes de cisaillement dans les trois plans du même système des coordonnées pour chaque groupe des volumes de composite et les contraintes principales pour le volume de résine. Afin de mieux expliquer, les volumes de composite sont classifiés dans des volumes de type A, B, C, D et E (voir les figures 23 et 24). Après plusieurs essais avec différentes valeurs de  $F$ , les volumes de type B sont trouvés les plus faibles. Ce phénomène est évident parce que ces volumes contiennent la partie de la tresse la plus ondulée. Le mode de rupture de ces volumes est par cisaillement dans le plan longitudinal-transversal de son système de coordonnées principal. Une visualisation de distribution de contraintes de cisaillement dans le plan longitudinal-transversal du système de coordonnées principal d'un volume de type B est présentée dans la figure 34. Les résultats présentés dans cette figure font partie du modèle tressé à  $14,4^\circ$  soumis à une force de traction longitudinale  $F$  d'une valeur de 7 900 N. À cette force, un premier nœud de la structure dépasse la limite à la résistance donc, cette valeur doit être comparée au résultat expérimental.

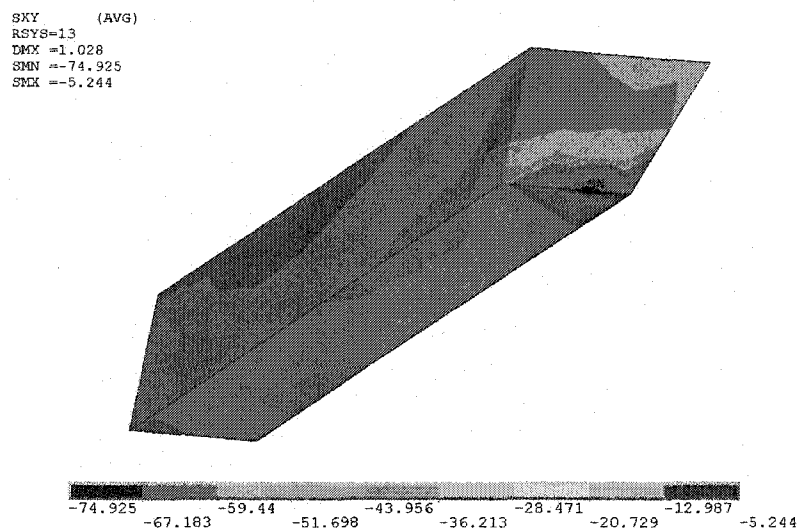


Figure 34 Distribution des contraintes de cisaillement dans un volume de type B

La comparaison des résultats obtenus numériquement et expérimentalement est présentée dans le tableau suivant :

Tableau XII

Comparaison des forces de première rupture, déterminées numériquement et expérimentalement

Paramètre		Série 1 ( $\theta=14,4^\circ$ )	Série 2 ( $\theta=20^\circ$ )
Force de première rupture F (N)	Numérique	7 900	6 300
	Expérimental	7 645	7 476,9
	Erreur(%)	3,3	16,1

La prédiction de la première rupture des éprouvettes de la première série ( $14,4^\circ$ ) est très bonne, une erreur de 3,3 % seulement. La force de première rupture calculée à l'aide du modèle numérique est un peu plus grande que la force trouvée expérimentalement ce qui

est tout à fait correct parce que le module d'élasticité longitudinal calculé à l'aide du modèle numérique est plus grand aussi que celui trouvé expérimentalement.

Pour les éprouvettes de la deuxième série (20°), la prédiction de la première rupture n'est pas assez précise comme dans le cas des éprouvettes de l'autre série, l'erreur trouvée est de 16,1%. Cette différence peut être causée par le modèle de calcul de la force équivalente (voir la relation (2.51)). Ce modèle surestime la force équivalente avec l'augmentation de volume de surplus de résine parce que la supposition que le volume de surplus de résine est lié avec les volumes de  $RUC_1$  et  $RUC_2$  en parallèle (voir la figure 19) n'est pas tout à fait exacte.

En conclusion, ce modèle prédit la première rupture avec une bonne précision en tenant compte de la complexité du problème. Ce modèle d'analyse peut être plus précis pour les tissus qui ne sont pas assez riches en fibres parce que le volume de surplus de résine de l'éprouvette du modèle de calcul peut diminuer jusqu'à zéro.

## CHAPITRE 3

### CONCEPTION INTÉGRÉE D'UN ARBRE DE TRANSMISSION EN COMPOSITE À RENFORTS TRESSÉS TRI-AXIAUX MULTICOUCHE

#### 3.1 Description générale

Après la validation du modèle de prédiction des propriétés mécaniques relatives à la rigidité de matériau d'une plaque à renforts tressés, l'étape suivante de cette étude est la conception et l'analyse d'un arbre de transmission en composite à renforts tressés tri-axiaux multicouche. Dans cette étude sont présentés juste les modèles de conception et d'analyse. Afin de valider ce modèle, les résultats expérimentaux publiés par Nakai [31] sont utilisés.

L'arbre est conçu en fonction des machines de fabrication qu'il y a dans l'industrie. Une telle machine existe dans le laboratoire de matériaux composites de l'Université Concordia. Avec cette machine il est possible à fabriquer des tubes en composites à renforts tressés bi-axiaux et tri-axiaux qui ont des dimensions et des formes différentes en fonction du mandrel sur lequel l'arbre est tressé. La particularité de cette machine est qu'elle ne peut pas utiliser plus ou moins de 48 bobines de tressage et zéro, 12 ou 24 bobines des tresses axiales. Les 48 bobines de tressage représentent les tresses qui s'entrecroisent deux par deux avec un angle de tressage  $\pm\theta$  par rapport à l'axe du tube (24 tresses orientées à  $+\theta$  et les autres 24 à  $-\theta$ ) tandis que les 12 ou 24 bobines des tresses axiales représentent les tresses axiales qui sont distribuées longitudinalement et aux distances égales sur la circonférence du tube. Le modèle choisi à analyser dans cette étude est le modèle avec 24 tresses axiales. Un schéma de machine de tressage conventionnel avec laquelle il est possible à fabriquer l'arbre, est illustré dans la figure 35. Afin de réaliser le tressage il faut que : les 24 bobines de tressage qui doivent donner les tresses orientées à  $+\theta$ , tournent par rapport à l'axe du mandrel avec une vitesse de

rotation constante  $n_r$ . Les autres 24 bobines de tressage tournent avec la même vitesse de rotation  $n_r$  mais, dans le sens inverse. Le mandrel se déplace linéairement dans la direction de son axe avec une vitesse constante  $v_a$  et les bobines des tresses axiales restent fixes, comme dans la figure suivante :

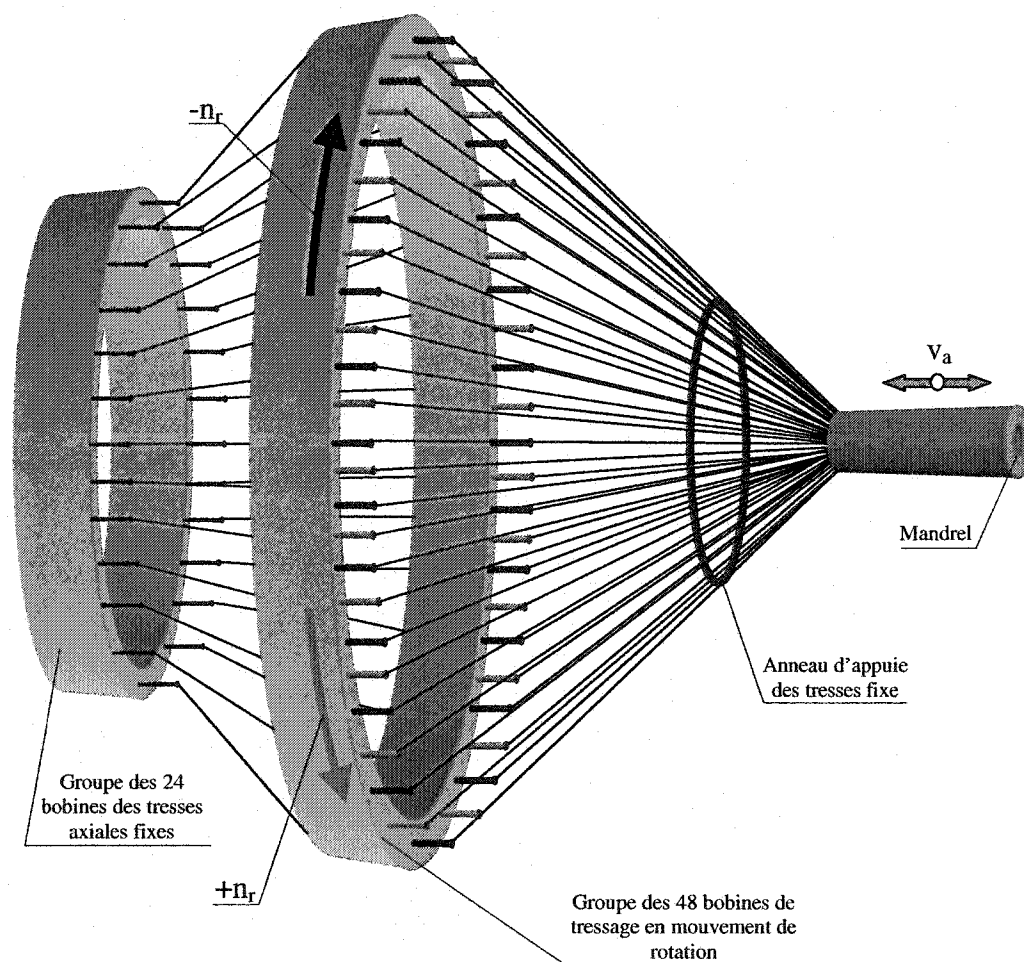


Figure 35 Machine de tressage conventionnel

Afin de réaliser plusieurs plis, le mandrel suit un mouvement aller-retour. Au retour, les tresses sont dirigées par anneau d'appuie. À chaque course aller ou retour, un pli est



fabriqué. Il faut préciser que les paramètres de fabrication  $n_r$  et  $v_a$  peuvent être changés pour chaque pli afin de contrôler l'orientation des fibres (l'angle  $\theta$ ).

La forme du mandrel est choisie de telle façon que les deux extrémités de l'arbre soient hexagonales et la partie centrale cylindrique. Les deux extrémités sont choisies hexagonales afin de réaliser la transmission du couple sans utiliser des flanches en composites ou en métaux collés qui sont plus couteaux et moins résistantes à la torsion. Le mandrel utilisé pour la fabrication de l'arbre est illustré dans la figure suivante :

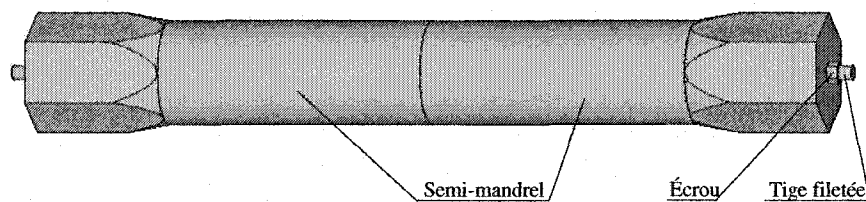


Figure 36 Mandrel utilisé pour la fabrication de l'arbre

Afin de pouvoir sortir le mandrel de l'arbre après la fabrication, il est coupé en deux parties et puis assemblé à l'aide d'une tige filetée et deux écrous (voir la figure 36).

Les parties conique et prismatique de l'arbre sont moins résistantes que la partie cylindrique parce que la teneur en volume de fibre diminue avec l'augmentation de diamètre de  $D$  à  $D_p$  (voir la figure 37). Afin de diminuer cet inconvénient, la différence entre  $D$  et  $D_p$  est minimisée au maximum. La différence entre  $D$  et  $D_p$  est minimum lorsque la relation suivante est satisfaite :

$$D = D_p \cos \frac{\pi}{6} \quad (3.1)$$

Les parties moins fortes sont renforcées en rajoutant deux couches en composite à renforts unidirectionnels à l'aide d'une machine d'enroulement filamentaire. Une telle machine se trouve dans le laboratoire de matériaux composites de l'ÉTS. Afin de

diminuer les concentrations des contraintes causées par le changement de la géométrie (le passage du cylindre au con) les deux couches rajoutées sont prolongées sur une petite partie du cylindre, comme dans la figure suivante :

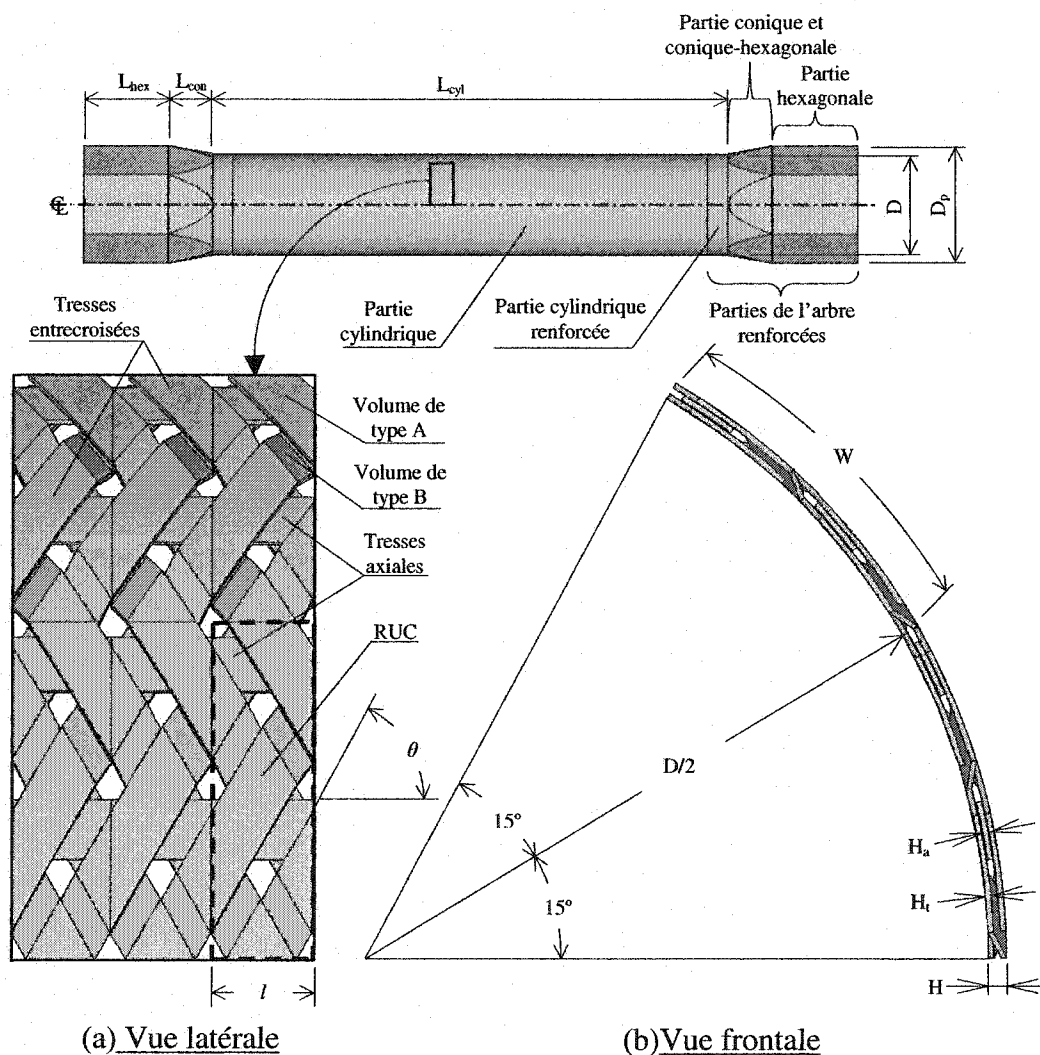


Figure 37 Arbre en composite à renforts tressés tri-axiaux

Les tresses axiales rendent l'arbre plus résistant en flexion et les tresses entrecroisées en torsion. Donc si la sollicitation prédominante de l'arbre est en flexion, les tresses axiales sont choisies plus riches en filaments que les tresses entrecroisées sinon, si la

sollicitation prédominante et en torsion, les tresses entrecroisées sont choisies plus riches en filaments que les tresses axiales.

Après le tressage et l'enroulement des tresses, l'arbre est imprégné avec la résine et vieilli sous vide dans un four, puis le mandrel est détaché et l'arbre est prêt à être exploiter.

### **3.2 Méthodologie**

La méthodologie du calcul d'un tel modèle est expliquée dans la section 2.1. Dans ce cas il n'y a qu'un seul type de RUC à analyser à la rupture et plusieurs plis en composite tressé à vérifier après l'analyse du modèle brut afin d'établir quel pli est le plus sollicité. Avant de passer à l'analyse du sous-modèle, il faut trouver les paramètres de fabrication (l'angle d'enroulement filamentaire et l'épaisseur) des deux couches enroulées filamentaire qui renforcent les extrémités de l'arbre. Ces paramètres sont choisis de telle façon que le pli le plus sollicité soit un des plis qui couvrent la partie cylindrique de l'arbre. Ceci est nécessaire pour que la première rupture soit atteinte dans cette zone qui représente la plus grande partie de l'arbre (design optimal). Après que le pli le plus sollicité est trouvé, le sous-modèle est positionné dans l'endroit où la sollicitation est maximum. Puis, l'analyse du sous-modèle est faite et finalement à l'aide des résultats obtenus avec cette dernière analyse, le moment de torsion pour lequel la première rupture est atteinte, est déterminé.

### **3.3 Définition et calcul des paramètres utilisés**

Les paramètres utilisés sont les paramètres indépendants et les paramètres dépendants. Les paramètres indépendants sont les caractéristiques des constituants et les paramètres de fabrication. Les caractéristiques des constituants sont définies dans les tableaux I et II tandis que les paramètres de fabrication sont définis dans le tableau suivant :

Tableau XIII

Définition des paramètres de fabrication de l'arbre

Paramètres de fabrication	Définition
$v_a$ (m/s)	vitesse linéaire du mandrel
$n_r$ (rot/min)	vitesse de rotation
$n_t$	nombre des filaments par tresse entrecroisée
$n_a$	nombre des filaments par tresse axiale
$N_t$	nombre des tresses entrecroisées
$N_a$	nombre des tresses axiales
$D$ (mm)	diamètre de la partie cylindrique du mandrel
$D_p$ (mm)	diamètre de la partie hexagonale du mandrel
$L_{cyl}$ (mm)	longueur de la partie cylindrique du mandrel
$L_{con}$ (mm)	longueur de la partie conique du mandrel
$L_{hex}$ (mm)	longueur de la partie hexagonale du mandrel
$H$ (mm)	épaisseur du pli
$k$	teneur en volume de fibre dans la tresse

Les paramètres dépendants sont calculés en fonction des paramètres indépendants et de la géométrie du pli en composite à renforts tressés.

Le calcul de l'angle de tressage  $\theta$  est présenté ci-dessous. Le temps pour qu'une bobine de tressage exécute une rotation complète est :

$$T = \frac{60}{n_r} \text{ (s)} \quad (3.2)$$

Dans l'intervalle de ce temps le mandrel se déplace une distance  $p$  donnée par la relation suivante :

$$p = v_a T = \frac{60v_a}{n_r} \text{ (m)} \quad (3.3)$$

Dans le triangle ABC de la figure 38,  $p$  est remplacé avec (3.3) :

$$\theta = \tan^{-1} \left( \frac{\pi(D+H)}{1000p} \right) = \tan^{-1} \left( \frac{\pi(D+H)n_r}{60000v_a} \right) \quad (3.4)$$

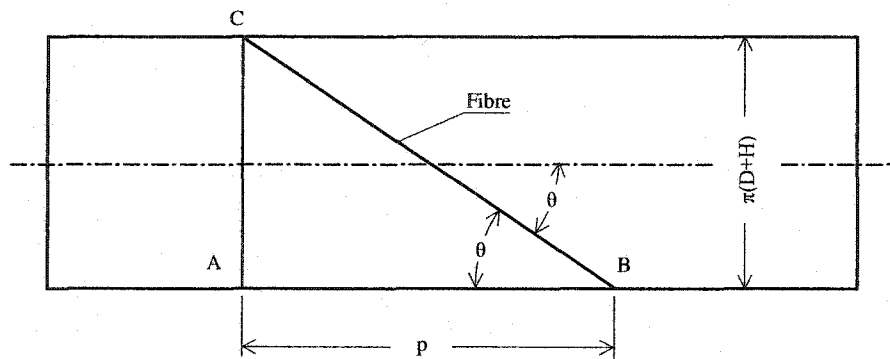


Figure 38 Surface cylindrique d'un pli développé

La surface transversale de la tresse axiale  $A_a$  et de la tresse entrecroisée  $A_t$ , sont calculées à l'aide de la relation (2.2) en remplaçant  $n_f$  respectivement par  $n_a$  et  $n_t$ .

Pour le calcul de l'épaisseur de la tresse axiale  $H_a$  et de la tresse entrecroisée  $H_t$  il n'y a que l'équation suivante (voir la figure 37) :

$$H = 2H_t + H_a \quad (3.5)$$

Yan [7] a démontré que :

$$\frac{H_t}{\sqrt{n_t}} = \frac{H_a}{\sqrt{n_a}} \quad (3.6)$$

Des équations (3.5) et (3.6) sont isolées les relations de  $H_t$  et de  $H_a$  :

$$H_t = \frac{H}{2 + \sqrt{\frac{n_a}{n_t}}} \quad (3.7)$$

$$H_a = \frac{H}{1 + 2\sqrt{\frac{n_t}{n_a}}} \quad (3.8)$$

La largeur  $W$  de RUC est calculée au milieu de l'épaisseur du pli, à l'aide de la relation suivante (voir la figure 37) :

$$W = \frac{2\pi\{D + (2i - 1)H\}}{N_a} \quad (3.9)$$

où,  $i=1, \dots, 4$  et il représente le nombre du pli pour lequel la largeur est calculée.

La longueur  $l$  de RUC est calculée à l'aide de la relation (2.7) en remplaçant  $W_1$  par  $W$ .

Pour que le tressage soit possible, selon Yan [7], il faut que les deux inéquations suivantes soient respectées :

$$W_t \leq \frac{W}{2} \cos \theta \quad (3.10)$$

$$W_a \leq \frac{W}{2} \quad (3.11)$$

où,  $W_t$  est la largeur de la tresse entrecroisée et  $W_a$  est la largeur de la tresse axiale (voir la figure 11) qui sont calculées numériquement à l'aide des équations suivantes [7] :

$$\frac{(W_t^2 + H_t^2)^2}{8H_t^2} \sin^{-1} \left( \frac{2W_t H_t}{W_t^2 + H_t^2} \right) - \frac{(W_t^2 - H_t^2)W_t}{4H_t} - A_t = 0 \quad (3.12)$$

$$\frac{(W_a^2 + H_a^2)^2}{8H_a^2} \sin^{-1} \left( \frac{2W_a H_a}{W_a^2 + H_a^2} \right) - \frac{(W_a^2 - H_a^2)W_a}{4H_a} - A_a = 0 \quad (3.13)$$

À l'aide de ces deux conditions, il est possible d'établir le nombre maximum des filaments par tresse entrecroisée et par tresse axiale, pour un diamètre  $D$  et une épaisseur du pli  $H$  exigés.  $H$  peut être trouvée dans des sources bibliographiques ou mesurée.

### 3.4 Calcul de la matrice de rigidité de RUC de l'arbre

Les propriétés mécaniques relatives à la rigidité de matériau des deux plis unidirectionnels, sont calculées à l'aide de la théorie classique des matériaux composites [1] en utilisant les caractéristiques des constituants et l'angle d'orientation des fibres.

Le calcul des propriétés mécaniques relatives à la rigidité de matériau du tissu a renforts tresses tri-axiaux (RUC de l'arbre) se déroule exactement comme dans la section 2.2.3 en exceptant le calcul des quelques paramètres géométriques qui est présenté ci-dessous.

Afin de simplifier le modèle de calcul, le volume de RUC qui a une forme tubulaire est transformé dans un volume parallélépipédique de largeur  $W$ . À la suite de cette transformation, le système de coordonnées global cylindrique devient un système de coordonnées global cartésien. Entre les volumes de RUC<sub>1</sub> de la section 2.2.3 et le volume de RUC de l'arbre, il y a deux différences importantes. La première est que le volume de RUC de l'arbre a dans sa composition deux volumes des tresses axiales de plus tandis que la deuxième est que la trajectoire de la tresse entrecroisée de RUC de l'arbre est supposée étant entièrement sinusoïdale. Le volume de RUC est composé de quatre tresses entrecroisées de longueur  $L_t$  calculée à l'aide de la relation (2.8) et deux tresses axiales de longueur  $l$ . Une section transversale au long de la tresse entrecroisée est illustrée dans la figure 39 qui est en fait l'équivalente de la figure 13 avec les deux différences mentionnées ci-dessus. La trajectoire de la tresse entrecroisée est définie à l'aide de l'équation (2.10) en remplaçant  $L_{t01}$  par  $L_t$  et  $H_t$  par  $H_t + H_a$ . Cette équation prend la forme suivante (voir la figure 39) :

$$z = \frac{(H_t + H_a)}{2} \sin \frac{\pi x_t}{L_t} \quad (3.14)$$

Les angles  $\beta_i$  de  $2n$  morceaux de tresse entrecroisée sont calculés par la dérivation de l'équation (3.14) en fonction de  $x_t$ , qui s'écrit :

$$\beta_i = \tan^{-1} \left[ \left( \frac{\partial z}{\partial x_t} \right)_{x_t = x_{ti}} \right] = \tan^{-1} \left[ \frac{(H_t + H_a)}{2} \frac{\pi}{L_t} \cos \frac{\pi x_{ti}}{L_t} \right] \quad (3.15)$$

où

$$x_{ti} = \frac{L_t}{2} + \frac{L_t}{4n} - \frac{L_t}{2n} i \quad \text{si } i = 1, \dots, n$$

$$x_{ii} = \frac{L_t}{4n} + \frac{L_t}{2n}(i - n - 1) \quad \text{si } i = n + 1, \dots, 2n$$

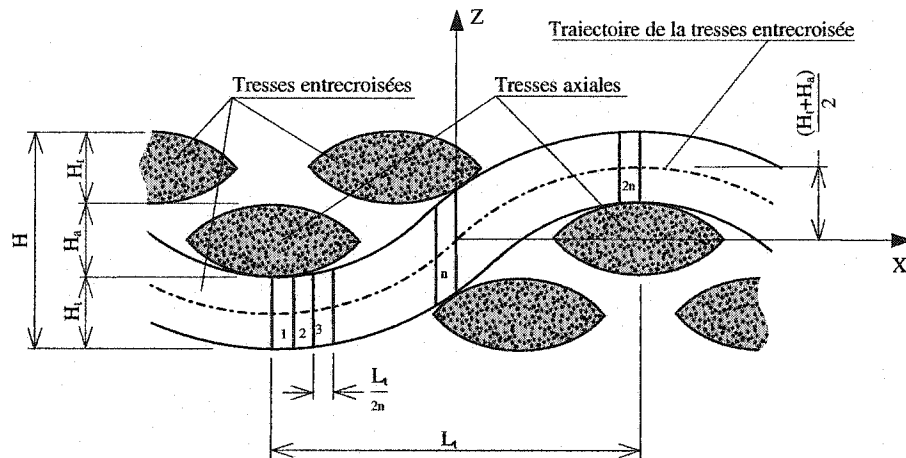


Figure 39 Section transversale au long de la tresse entrecroisée de l'arbre

Après la division des tresses entrecroisées dans  $2n$  morceaux, le volume de RUC est composé de  $8n+3$  volumes définis :

- Deux volumes de tresses axiales de longueur  $l$  qui ont le système des coordonnées principal faisant un angle  $\beta=0^\circ$  avec le plan  $XY$  et un angle  $\theta=0^\circ$  avec le plan  $XZ$  du système global. Le volume global des ces deux morceaux est :

$$V_a = 2lA_a \quad (3.16)$$

- $2n$  volumes de longueur  $L_t/2n$  qui ont le système des coordonnées principal faisant un angle  $+\theta$  avec le plan  $XZ$  et un angle  $+\beta_i$  avec le plan  $XY$  du système global. Les volumes de ces  $2n$  morceaux se groupent deux par deux en formant  $n$  morceaux grâce à l'égalité suivante (voir l'équation (3.15))

$$|x_{ik}| = x_{ii}$$

où



$$k=1,\dots,n \text{ et } l=n+1,\dots,2n$$

donc

$$\beta_k = \beta_l$$

Le volume de ces  $n$  morceaux est déterminé à l'aide de la relation suivante :

$$V_{tk} = \frac{L_t}{n} \frac{A_t}{\sin \beta_k} \quad (3.17)$$

où,  $k=1,\dots,n$

- $2n$  volumes qui se transforment dans  $n$  volumes qui ont le système des coordonnées principal faisant un angle  $+\theta$  avec le plan XZ et un angle  $-\beta_k$  avec le plan XY. Ces volumes sont calculés avec la même relation (3.17).
- $2n$  volumes qui se transforment dans  $n$  volumes qui ont le système des coordonnées principal faisant un angle  $-\theta$  avec le plan XZ et un angle  $+\beta_k$  avec le plan XY. Ces volumes sont calculés à l'aide de la même relation (3.17).
- $2n$  volumes qui se transforment dans  $n$  volumes qui ont le système des coordonnées principal faisant un angle  $-\theta$  avec le plan XZ et un angle  $-\beta_k$  avec le plan XY. Ces volumes sont calculés avec la même relation (3.17).
- Un volume de résine qui est considéré ayant le système des coordonnées principal faisant un angle  $\beta=0^\circ$  avec le plan XY et un angle  $\theta=0^\circ$  avec le plan XZ du système global parce que son matériau est isotrope. Son volume est calculé à l'aide de la relation suivante :

$$V_r = V_{RUC} - V_a - 4 \sum_{k=1}^n V_{tk} \quad (3.18)$$

où,  $V_{RUC}$  représente le volume de RUC déterminé à l'aide de l'expression suivante :

$$V_{RUC} = HWI \quad (3.19)$$

Après les simplifications faites ci-dessus, le volume de RUC est composé de  $N-1$  volumes en composites et un volume en résine où,

$$N = 4n + 2 \quad (3.20)$$

Le reste du calcul des propriétés mécaniques relatives à la rigidité de matériau du tissu à renforts tressés tri-axiaux est fait exactement comme dans la section 2.2.3 en remplaçant les paramètres ci-dessus calculés.

Le calcul numérique de cette analyse est fait à l'aide d'un programme conçu dans le logiciel MATLAB présenté dans l'annexe 3.

### **3.5 Calcul de la première rupture par la méthode des éléments finis**

Le modèle utilisé afin de déterminer la première rupture est décrit généralement dans la section 2.3.1. Les étapes utilisées pour l'analyse de ce modèle sont illustrées dans la figure 16 et elles sont décrites en détail dans les sections de ce sous-chapitre. Le programme conçu dans le langage interne paramétrique du logiciel ANSYS est présenté dans l'annexe 4 du présent document.

#### **3.5.1 Création et analyse du modèle brut**

Le modèle brut représente l'arbre soumis en torsion pure. Cette analyse est faite sur moitié de l'arbre seulement parce que le modèle est asymétrique par rapport à l'axe de l'arbre donc, il faut créer juste la géométrie de moitié de l'arbre. Le chemin à suivre afin de réaliser cette étape, est illustré comme un algorithme de calcul dans la figure 40. Il faut préciser que seulement la géométrie est créée paramétriquement comme dans le cas des plaques.

Les paramètres de fabrication qu'il faut entrer et les paramètres qu'il faut calculer sont les paramètres présentés dans les sections 3.1 et 3.3.

L'élément choisi est un élément de type SHELL99 multicouche avec huit nœuds et six degrés de liberté par nœud (les déplacements et les rotations suivant les trois axes du

système de coordonnées local). Ce type d'élément a été choisi parce qu'en générale les parois des arbres en composites sont minces. Si les parois sont épaisses, un élément type solide multicouche doit être choisi (recommandation SOLID191). Dans cette étude juste les arbres à parois minces sont analysés. Cet élément permet de simplifier le problème et de contrôler le maillage facilement.

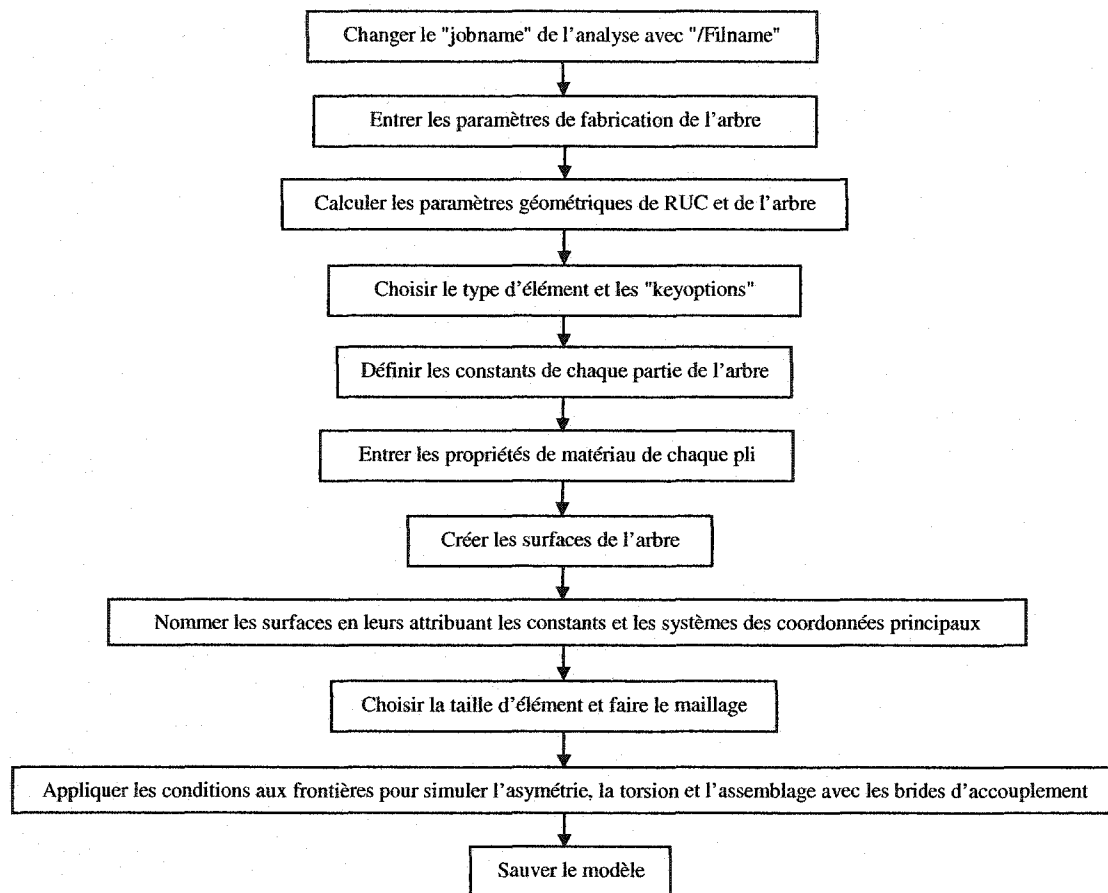


Figure 40 Algorithme du calcul du modèle brut de l'arbre de transmission

Les "keyoptions" qui doivent être choisis sont :

- Avoir les résultats pour tous les plis afin de trouver le pli le plus sollicité;

- Les nœuds de l'élément doivent être positionnés sur le plan moyen de l'épaisseur de l'arbre afin de pouvoir passer du modèle brut qui utilise un élément de type SHELL au sous-modèle qui utilise un élément de type SOLID. Ceci est obligatoire afin de bien calculer les déplacements des nœuds des frontières du sous-modèle;
- Avoir les contraintes sur la face supérieure et inférieure (optionnel).

Les constants de chaque partie de l'arbre sont définis afin d'attribuer le nombre des plis aux cinq grandes parties de l'arbre. Ces grandes parties sont : la partie cylindrique non-renforcée, la partie cylindrique renforcée, la partie conique renforcée, la partie conique-hexagonale renforcée et la partie hexagonale renforcée (voir la figure 37). À chaque pli de chaque partie sont attribués aussi l'épaisseur et le nombre de matériau avant d'entrer les propriétés des matériaux.

Les propriétés des matériaux du tissu à renforts tressés des tous les plis des toutes les parties de l'arbre sont calculées avec le modèle présenté dans la section 3.4 à l'aide d'un programme conçu en MATLAB présenté dans l'annexe 3. Dans cette étude, afin de simplifier le calcul des propriétés des matériaux, la partie conique est supposée étant comme une partie cylindrique avec un diamètre équivalent calculé à l'aide de la relation (3.24). Cette supposition est valable si la pente du con est petite (dans ce cas 11,5 degrés) sinon il faut faire un autre calcul qui tien compte de cette pente. Dans le processus de conception, la pente du con doit être minimisée afin de maximiser la résistance en torsion de l'arbre.

Il faut spécifier que l'épaisseur du pli change avec le changement de l'angle de tressage (voir le cas présenté dans les tableaux VII et VIII) donc, pour une analyse d'un arbre multicouche avec changement de l'angle par pli, il faut mesurer l'épaisseur de chaque pli ou bien trouver une relation analytique afin de la déterminer. Dans cette étude, les angles de tressage de quatre plis de la partie cylindrique sont supposés égaux donc, les

épaisseurs aussi. Pour les autres parties, l'angle de tressage augmente mais très peu parce que la différence entre  $D$  et  $D_p$  a été minimisée donc, une supposition que l'épaisseur du pli reste constante au long du mandrel peut être posée.

L'angle de tressage pour les plis de la partie cylindrique  $\theta$  est donné donc, les paramètres

$$\lambda_i = \left( \frac{n_r}{60000 v_a} \right)_i \quad (3.21)$$

qui représentent la relation entre  $v_a$  et  $n_r$  qu'il faut respecter afin d'obtenir l'angle  $\theta$ , sont calculés en fonction de cet angle et du diamètre au milieu de l'épaisseur de chaque pli :

$$\lambda_i = \frac{\tan \theta}{\pi \{D + (2i - 1)H\}} \quad (3.22)$$

où,  $i=1, \dots, 4$  et il représente le nombre du pli.

Pour les plis des autres deux parties de l'arbre, les angles de tressage sont calculés en fonction de  $\lambda_i$  et du diamètre du mandrel de chaque partie. Les angles de tressage des plis de la partie conique sont calculés une fois seulement au milieu du con à l'aide de la relation suivante :

$$\theta_i^{\text{con}} = \tan^{-1} \{ \pi [D^{\text{con}} + (2i - 1)H] \lambda_i \} \quad (3.23)$$

où,  $D^{\text{con}}$  est le diamètre du mandrel au milieu de la partie conique, calculé avec la relation suivante :

$$D^{\text{con}} = \frac{D + \frac{3}{\pi} D_p}{2} \quad (3.24)$$

Ces angles sont calculés juste une fois parce que les propriétés de matériau d'un pli situé dans cette partie de l'arbre, sont supposées étant constants au long du con. Cette supposition peut être posée si la différence entre  $D$  et  $D^{\text{con}}$  et entre  $D^{\text{con}}$  et  $3D_p/\pi$  est petite. Dans ce cas, cette différence est d'environ 5% et elle diminue avec l'augmentation du  $D$ . Les angles de tressage des plis de la partie hexagonale sont calculés à l'aide de la relation suivante :

$$\theta_i^{\text{hex}} = \tan^{-1} \left\{ 3 \left[ D_p + (2i-1)H \right] \lambda_i \right\} \quad (3.25)$$

Pour le calcul des propriétés des matériaux des couches unidirectionnelles sont posées les mêmes hypothèses que pour les plis tressés. Les angles d'orientation des fibres qui renforce les parties conique et conique-hexagonale  $\theta_{\text{unidir}}^{\text{con}}$  et la partie hexagonale  $\theta_{\text{unidir}}^{\text{hex}}$ , sont calculés comme pour les plis tressés à l'aide des relations suivantes :

$$\theta_{\text{unidir}}^{\text{con}} = \tan^{-1} \left\{ \frac{D + 2n_1H + \frac{3(D_p + 2n_1H)}{\pi} \tan(\theta_{\text{unidir}})}{2(D + 2n_1H)} \right\} \quad (3.26)$$

$$\theta_{\text{unidir}}^{\text{hex}} = \tan^{-1} \left\{ \frac{3(D_p + 2n_1H)}{\pi(D + 2n_1H)} \tan(\theta_{\text{unidir}}) \right\} \quad (3.27)$$

où,  $\theta_{\text{unidir}}$  est l'angle d'enroulement filamentaire de la partie cylindrique qui est donné comme paramètre de fabrication et  $n_1$  est le nombre des plis tressés.

Les surfaces de l'arbre sont créées au milieu de son épaisseur à cause des "keyoptions" choisis.

Les surfaces qui appartiennent à chaque partie de l'arbre (voir la figure 37) sont groupées et nommées afin de leurs attribuer les constants et les systèmes des coordonnées locaux. Aux surfaces qui appartiennent aux parties : cylindrique, cylindrique renforcée et conique renforcée, un système des coordonnées local cylindrique est attribué et aux six surfaces planes des parties conique-hexagonale et hexagonale, des systèmes des coordonnées locaux cartésiens.

La taille de l'élément est choisie de telle façon qu'un élément soit d'une grandeur d'approximativement moitié de RUC. Dans la figure suivante est présenté le maillage d'un arbre tressé avec un angle de tressage de 60 degrés et la position du sous-modèle :

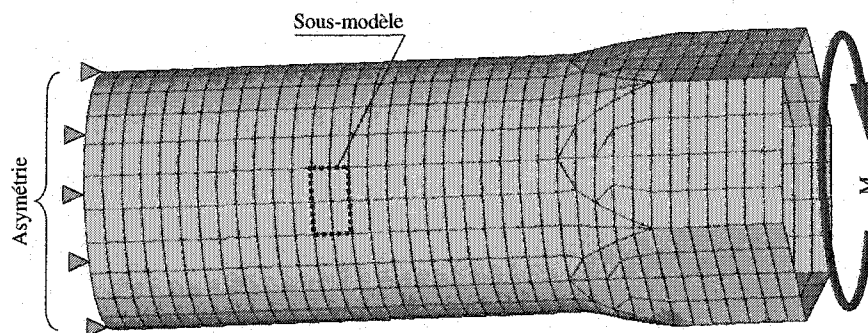


Figure 41 Maillage du modèle brut de l'arbre tressé à 60°

Les conditions aux frontières se divisent en trois groupes. Le premier groupe regroupe les conditions qui simulent l'asymétrie de l'arbre. Le deuxième groupe vise la torsion tandis que le troisième spécifie les conditions de l'assemblage avec les brides d'accouplement. Afin de simuler l'asymétrie, il faut bloquer les nœuds situés dans le plan par rapport auquel l'arbre est coupé en deux dans la direction radiale et tangentielle et annuler la rotation des mêmes nœuds suivant l'axe de l'arbre. La simulation de la torsion est faite en appliquant une force tangentielle  $F$  dans les six nœuds positionnés dans les coins de l'hexagone qui est situé à l'extrémité libre de la partie hexagonale. La valeur de cette force est calculée à l'aide de l'expression suivante :

$$F = \frac{M_t}{3D_p} \quad (3.28)$$

où,  $M_t$  représente le moment de torsion auquel l'arbre est soumis. L'assemblage avec les brides d'accouplement est fait de telle façon que les parties les plus faibles de l'arbre, c'est-à-dire les parties conique et hexagonale, soient sollicitées au minimum afin de ne pas gaspiller beaucoup de matériaux nécessaires à leur renforcement. Ceci est réalisé en collant les bouts de l'arbre avec les brides d'accouplement. Les brides ont une extrémité de même forme et des mêmes dimensions que la partie conique et hexagonale du mandrel. Les brides d'accouplement peuvent être creuses afin de réduire le poids. Afin de simuler ce type d'assemblage les nœuds situés sur les surfaces qui appartiennent aux

parties: conique, conique-hexagonale et hexagonale sont bloquer dans la direction radiale et coupler dans la direction tangentielle.

Les resultats de cette analyse sont visualisés pour chaque pli afin de trouver les paramètres de fabrication des deux couches unidirectionnelles et le pli le plus sollicité de la partie cylindrique non-renforcée (explication dans la section 3.2).

Afin, il faut sauver la géométrie et les resultats de ce modèle parce qu'ils vont être utilisés dans l'analyse suivante.

### 3.5.2 Création du sous-modèle et du fichier des nœuds de frontières

L'algorithme de calcul de cette étape est semblable à celui qui est utilisé pour la création du sous-modèle de la plaque à renforts tressés bi-axiaux. Ceci est illustré dans la figure 22. Le programme en ANAYS est créé paramétriquement. Les caractéristiques des constituants qui sont utilisées dans cette analyse sont les mêmes que dans l'analyse des plaques du chapitre 2. Celles-ci sont présentées dans les tableaux I et II.

Les paramètres indépendants utilisés sont :  $n_t$ ,  $n_a$ ,  $N_t$ ,  $N_a$ ,  $D_p$ ,  $H$  et  $k$  qui sont définis dans le tableau XIII, le diamètre du mandrel  $D$  calculé à l'aide de la relation (3.1), le nombre du pli le plus sollicité trouvé dans l'analyse du modèle brut et l'angle de tressage de ce pli  $\theta$  qui est calculé à l'aide de la relation (3.4).

Les propriétés mécaniques relatives à la rigidité de matériau de la tresse  $E_1$ ,  $E_2$ ,  $G_{12}$ ,  $G_{23}$ ,  $\nu_{12}$  et  $\nu_{23}$  sont calculés respectivement à l'aide des équations (2.19), (2.21), (2.22), (2.23), (2.20) et (2.24). Ces paramètres sont calculés par rapport au système des coordonnées principal 123, c'est-à-dire au long de la fibre. Le système des coordonnées principal des tresses axiales correspond au système des coordonnées cylindrique par rapport auquel l'arbre est conçu donc, les paramètres ci-dessus calculés peuvent être utilisés afin de définir les propriétés de matériau de ces tresses. Pour se faire, il faut



spécifier que l'axe longitudinal, l'axe tangentiel et l'axe radial du système des coordonnées cylindrique correspondent, respectivement aux axes 1, 2 et 3 du système des coordonnées principal.

Afin de simplifier le problème, les tresses entrecroisées qui ont une trajectoire sinusoïdale, sont supposées ayant une trajectoire composée de deux fragments linéaires comme dans la figure 37 (a) ou 42. Donc, les volumes de ces tresses sont composés des deux types des volumes, soit : les volumes de type A et les volumes de type B. Les volumes de type A ont le système des coordonnées principal faisant un angle  $\pm\theta$  avec le plan axial-radial du système global cylindrique et les volumes de type B ont le système des coordonnées principal faisant un angle  $\pm\beta$  avec le plan axial-tangentiel et un angle  $\pm\theta$  avec le plan axial-radial du système global cylindrique. L'axe principal 1 des volumes de type A suit une trajectoire hélicoïdale ce qui ne permet pas de définir les propriétés mécaniques relatives à la rigidité de matériau directement dans le système des coordonnées principal. Le système des coordonnées le plus proche de la forme de ces volumes est le système global cylindrique de l'arbre donc, les propriétés mécaniques relatives à la rigidité de matériau sont définies par rapport à ce système. Le calcul des propriétés mécaniques relatives à la rigidité de ce matériau est fait à l'aide des formules présentées dans le tableau XIV [1] où, la matrice 6x6  $[S_{eff}]$  est déduite avec la relation suivante [1] :

$$[S_{eff}] = ([T]^T [C]^{1,2,3} [T])^{-1} \quad (3.29)$$

où,  $[T]^T$  est la transposée de la matrice de transformation  $[T]$  du système principal en système global. La matrice  $[T]$ , est calculée avec l'équation (2.27) où, les termes  $a_{ij}$  sont les termes de la matrice de rotation par rapport à l'axe radiale du système global qui a la forme suivante :

$$[a_{ij}] = \begin{bmatrix} \cos(\pm\theta) & \sin(\pm\theta) & 0 \\ -\sin(\pm\theta) & \cos(\pm\theta) & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (3.30)$$

Tableau XIV

Formules de calcul des propriétés mécaniques relatives à la rigidité  
des matériaux des volumes des tresses de type A

Module d'élasticité	Direction	axiale	tangentielle	radiale
	Formule	$E_z = \frac{1}{S_{\text{eff}}(1,1)}$	$E_\theta = \frac{1}{S_{\text{eff}}(2,2)}$	$E_r = \frac{1}{S_{\text{eff}}(3,3)}$
Module de cisaillement	Direction	tangentielle-radiale	axiale-radiale	axiale-tangentielle
	Formule	$G_{\theta r} = \frac{1}{S_{\text{eff}}(4,4)}$	$G_{zr} = \frac{1}{S_{\text{eff}}(5,5)}$	$G_{z\theta} = \frac{1}{S_{\text{eff}}(6,6)}$
Coefficient de Poisson	Direction	tangentielle-radiale	axiale-radiale	axiale-tangentielle
	Formule	$\nu_{\theta r} = -\frac{S_{\text{eff}}(2,3)}{S_{\text{eff}}(2,2)}$	$\nu_{zr} = -\frac{S_{\text{eff}}(1,3)}{S_{\text{eff}}(1,1)}$	$\nu_{z\theta} = -\frac{S_{\text{eff}}(1,2)}{S_{\text{eff}}(1,1)}$

Le signe de  $\theta$  n'influence pas les résultats.  $[C]^{1,2,3}$  est la matrice de rigidité de la tresse en coordonnées principaux calculée à l'aide de la relation suivante [1] :

$$[C]^{1,2,3} = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_1} & -\frac{\nu_{21}}{E_2} & -\frac{\nu_{21}}{E_2} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\nu_{12}}{E_1} & \frac{1}{E_2} & -\frac{\nu_{23}}{E_2} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\nu_{12}}{E_1} & -\frac{\nu_{23}}{E_2} & \frac{1}{E_2} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{2(1+\nu_{23})}{E_2} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{12}} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{12}} \end{bmatrix}^{-1} \quad (3.31)$$

Les propriétés de matériau des volumes de type B sont définies directement dans le système de coordonnées principal à l'aide des coefficients  $E_1$ ,  $E_2$ ,  $G_{12}$ ,  $G_{23}$ ,  $\nu_{12}$  et  $\nu_{23}$ . Pour se faire, quatre systèmes des coordonnées cartésiens principaux sont créés localement en fonction de l'orientation de la fibre. Cette façon de définir les propriétés

de matériau est possible parce que ces volumes sont petits et leur forme est presque parallélépipédique.

Enfin, il n'y a que quatre types des matériaux à définir, soit : le matériau des tresses axiales, le matériau des volumes de type A, le matériau des volumes de type B et le matériau de la résine.

Les contraintes de rupture de la tresse sont calculées comme dans la section 2.3.3 à l'aide des équations (2.52).

Les paramètres dépendants sont calculés en fonction des hypothèses posées ci-dessus. Une autre hypothèse qu'il faut rajouter, afin de simplifier le modèle, est que la section de la tresse a une forme rectangulaire.

Le calcul commence avec la détermination de l'épaisseur de la couche de résine qu'il y a entre les tresses superposées, notée  $H_{RI}$ . La valeur de ce paramètre, est choisie de telle façon qu'elle soit la plus petite en ayant dans le même temps un bon maillage et un nombre d'éléments acceptable.

L'épaisseur d'une couche est calculée à l'aide de la relation suivante (voir la figure 42) :

$$H = 2H_t + H_a + 2H_{RI} \quad (3.32)$$

Les épaisseurs des deux tresses sont isolées de (3.6) et (3.32) :

$$H_t = \frac{H - 2H_{RI}}{2 + \sqrt{\frac{n_a}{n_t}}} \quad (3.33)$$

$$H_a = \frac{H - 2H_{RI}}{1 + 2\sqrt{\frac{n_t}{n_a}}} \quad (3.34)$$

Les largeurs de la tresse entrecroisée  $W_t$  et de la tresse axiale  $W_a$  sont isolées des équations suivantes :

$$A_t = H_t W_t = \frac{\pi d_f^2 n_t}{4 k} \quad (3.35)$$

$$A_a = H_a W_a = \frac{\pi d_f^2 n_a}{4 k} \quad (3.36)$$

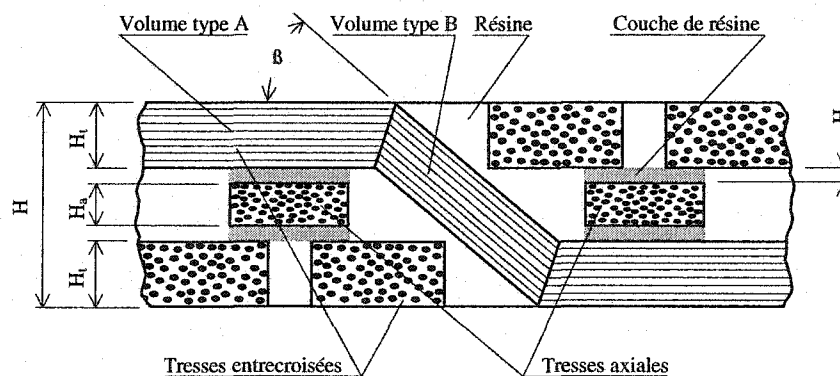


Figure 42 Section transversale au long de la tresse entrecroisée, développée

La largeur et la longueur de RUC sont calculées comme dans la section 3.3. En utilisant les paramètres ci-dessus présentés, les volumes des tresses qui sont compris dans le sous-modèle sont créés dans le système des coordonnées global cylindrique comme dans la figure 43. Les quatre systèmes des coordonnées principaux à l'aide desquels les propriétés de matériau des volumes de type B sont définis, sont créés à l'aide des K-points qui marginalisent ces volumes.

Les volumes de résine entre les tresses qui se superposent sont créés par K-points et le reste de résine par soustraction. Il faut spécifier qu'un volume de sous-modèle contient deux volumes de RUC complets et que la partie de sous-modèle qui doit être analyser à

la rupture est positionner au centre (voir la figure 43 (a)). Cette partie contient tous les volumes qui peuvent déterminer la rupture de l'arbre.

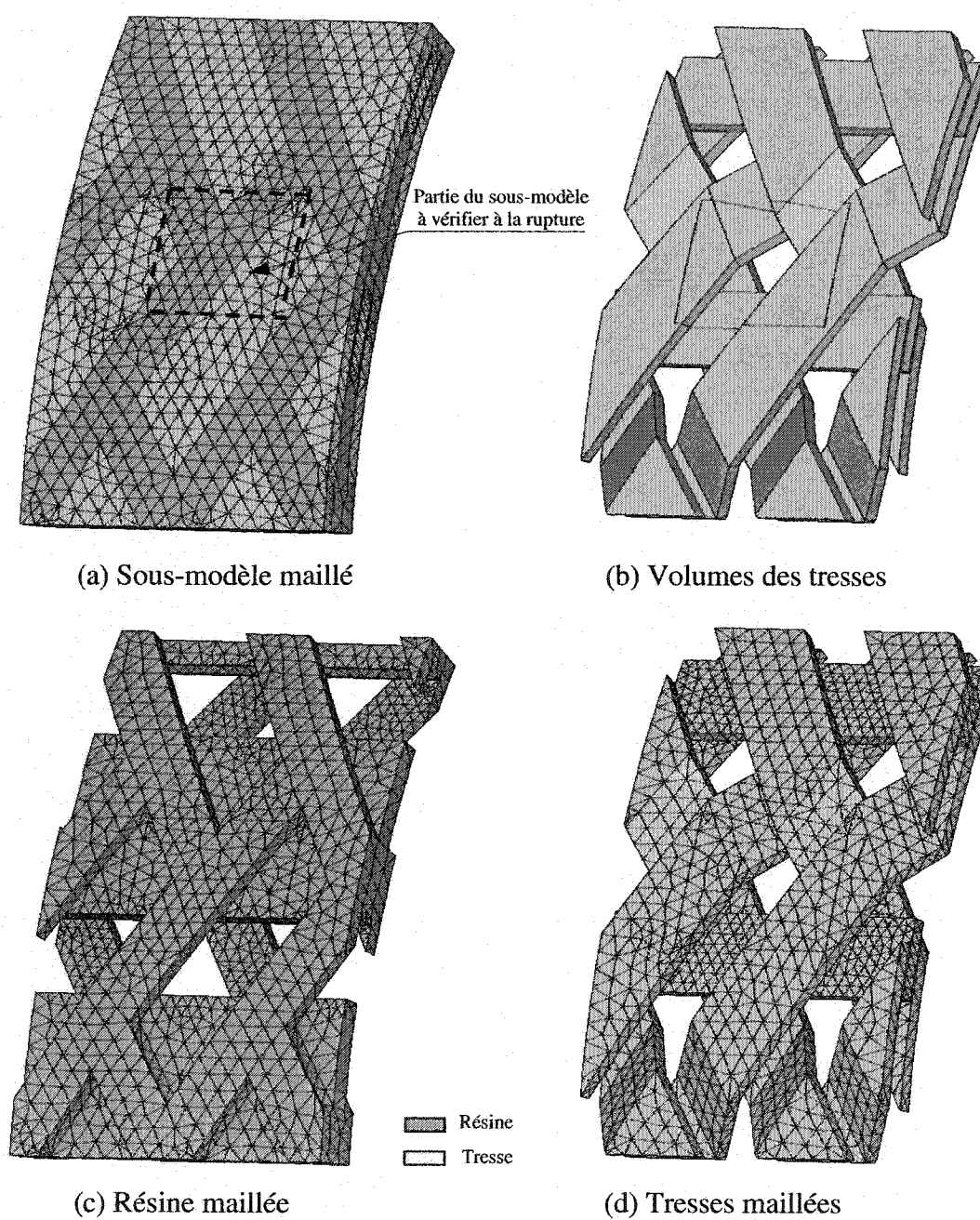


Figure 43 Sous-modèle de l'arbre

Les volumes de tresse qui ont les fibres orientées dans l'espace pareil, sont groupés et nommés afin de pouvoir leur attacher les propriétés de matériau et les systèmes des coordonnées principaux. Pour se faire, sept groupes des volumes sont nommées, soit : les volumes de résine, les volumes des tresses axiales, les volumes des tresses de type A et quatre groupes des volumes des tresses de type B. Les volumes de type B sont les volumes qui ont les fibres orientées à  $\pm\theta$  et  $\pm\beta$ .

Afin de contrôler la taille des éléments, le groupe des volumes en résine est divisé dans les volumes de résine positionnés entre les tresses qui se superposent et les autres qui restent.

Le groupe des volumes des tresses de type A, est divisé aussi en deux sous-groupes selon l'orientation des fibres ( $+\theta$  et  $-\theta$ ). Ce regroupement permet d'obtenir les contraintes nécessaires au critère de rupture directement dans le système des coordonnées principal.

Le maillage, le choix de type d'élément et la sélection des nœuds de frontières, sont faits comme dans l'analyse des plaques présentée dans la section 2.3.3.

Le sous-modèle est positionné sur le pli le plus sollicité et n'importe où sur la surface de la partie cylindrique non-renforcée de l'arbre parce que la contrainte de cisaillement axial-tangentiel qui est prédominante, est constante sur toute cette surface.

Le fichier de la géométrie du sous-modèle et le fichier des nœuds des frontières sont sauvés avec le nom RUC.

Les autres étapes de ce sous-chapitre sont expliquées dans les sections 2.3.4, 2.3.5 et 2.3.6 du chapitre qui traite l'analyse des plaques.

Dans la section 2.3.4 il faut spécifier que le modèle brut a un élément de type SHELL et le sous-modèle de type SOLID donc, le calcul des déplacements des nœuds de frontières est fait en fonction des déplacements et des rotations des nœuds du modèle brut. Ceci est réalisé en avertissant la fonction CBDOF qu'il s'agit d'un tel modèle.

Dans la section 2.3.6, il faut préciser aussi, qu'afin d'isoler les contraintes principales des volumes de type A il faut créer localement deux systèmes des coordonnées principaux, soit : un pour les volumes avec les fibres orientées à  $+\theta$  et l'autre pour les volumes avec les fibres orientées à  $-\theta$ . Ces systèmes sont cartésiens parce que les volumes à analyser sont suffisamment petits afin de les considérer étant d'une forme parallélépipédiques et ils sont créés à l'aide des K-points qui marginalisent ces volumes.

### 3.6 Validation du modèle

La validation de ce modèle est réalisée à l'aide des résultats publiés par Nakai [31]. Le modèle traité dans cette étude (arbre en composite à renforts tressés tri-axiaux avec 48 tresses entrecroisées et 24 tresses axiales) est semblable aux éprouvettes utilisées dans cette publication (angle de tressage à 45 degrés et un seul pli). Ce modèle va être validé seulement par rapport à ces résultats.

Les paramètres de fabrication et les caractéristiques des constituants que Nakai [31] a utilisés afin de fabriquer les éprouvettes, sont présentés dans les tableaux XV et XVI.

Les valeurs des caractéristiques de la fibre se trouvent dans le tableau I en exceptant la valeur du diamètre du filament  $d_f$  qui a la valeur de  $9\text{ }\mu\text{m}$  dans ce cas. Il faut spécifier que les valeurs de  $D_p$ ,  $L_{\text{con}}$  et  $L_{\text{hex}}$  du tableau XV sont choisies par l'auteur de cette étude en fonction des hypothèses posées ci-dessus. Les valeurs de ces trois paramètres n'influencent pas les résultats qu'il faut comparer.

Tableau XV

Valeurs des paramètres de fabrication  
d'éprouvette (arbre)

Paramètre de fabrication	Valeur [31]
$\theta$ (degrés)	45°
$n_t$	6 000
$n_a$	6 000
$N_t$	48
$N_a$	24
D (mm)	31,8
$D_p$ (mm)	36,7194
$L_{cyl}$ (mm)	152
$L_{con}$ (mm)	14,75
$L_{hex}$ (mm)	17,12
H (mm)	0,9
k	0,65

Tableau XVI

Valeurs des caractéristiques mécaniques de la matrice

Paramètres	Définition	Valeur [31]
$E_m$ (Mpa)	module de Young	2 500
$\nu_m$	coefficient de Poisson	0,35
$S_m^{(+)}$ (Mpa)	résistance à la traction	80
$S_m^{(-)}$ (Mpa)	résistance à la compression	80,6
$S_{m12}$ (Mpa)	résistance au cisaillement	40

La courbe "moment de torsion-déformation" (données expérimentales [31]) d'un arbre fabriqué avec les paramètres et les constituants ci-dessus présentés, est illustrée dans la figure 44. En analysant cette courbe, il se voit que le premier changement de la pente se produit dans le point où le moment de torsion atteint une valeur entre 66 Nm et 71 Nm donc, la valeur du moment de torsion pour lequel l'arbre atteint la première rupture, est



pris comme étant la moyenne qui est 68,5 Nm. Cette valeur va être comparée avec le résultat calculé numériquement.

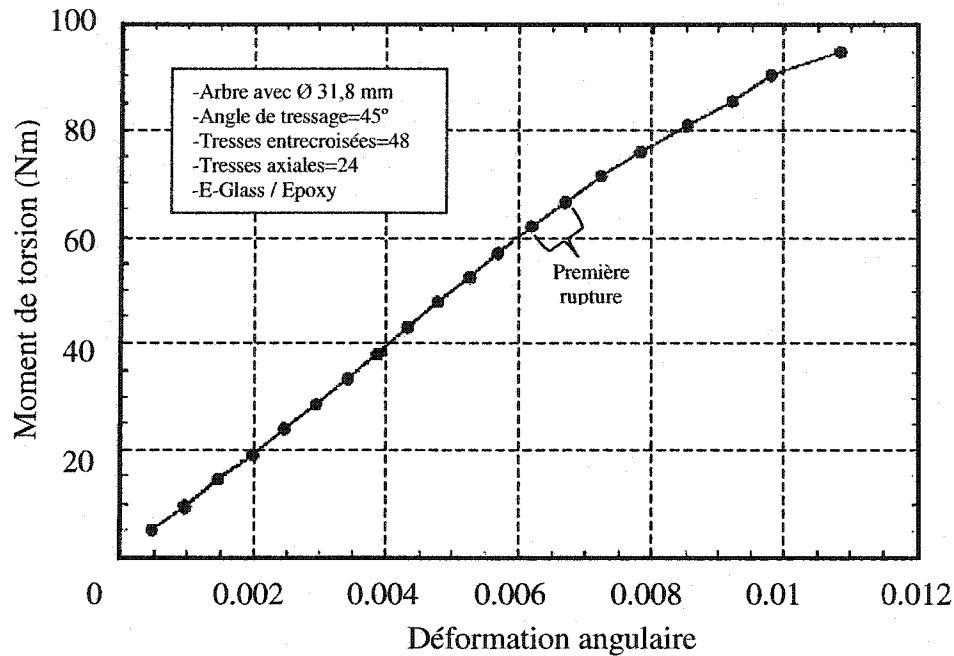


Figure 44 Courbe "moment de torsion-déformation" d'un arbre à renforts tressés tri-axiaux (adapté de Nakai 1996)

En remplaçant les paramètres ci-dessus présentés dans les programmes conçus pour l'analyse de l'arbre qui sont présentés dans les annexes 3 et 4, les résultats présentés dans le tableau XVII sont trouvés.

La contrainte de cisaillement pour laquelle la première rupture est atteinte  $\tau_a$ , est calculée à l'aide de la théorie du tube à paroi mince [33] :

$$\tau_a = \frac{M_a}{2AH} \quad (3.37)$$

où,  $\bar{A}$  est l'aire comprise à l'intérieur du périmètre moyen de la section, calculé à l'aide de la relation suivante :

$$\bar{A} = \pi \left( \frac{D+H}{2} \right)^2 \quad (3.38)$$

$M_a$  est le moment de torsion pour lequel la première rupture est atteinte et  $H$  est l'épaisseur du tube.

Tableau XVII

Comparaison des résultats expérimentaux et numériques

Paramètre à comparer	Résultats numériques	Résultats expérimentaux [31]	Erreur (%)
Moment de torsion de première rupture $M_a$ (Nmm)	63 500	68 500	7,3
Contrainte de cisaillement de première rupture $\tau_a$ (MPa)	42	45,31	7,3
Module d'élasticité en cisaillement $G$ (MPa)	5 186,72	6 812	23,8

La première rupture déterminée à l'aide du modèle numérique, est atteinte dans un volume de type B. Ce phénomène est évident parce que ces volumes contiennent la partie de la tresse la plus ondulée. Le mode de rupture de ces volumes est par cisaillement dans le plan longitudinal-transversal de son système de coordonnées principal. Une visualisation de distribution des contraintes qui cause la première rupture, est illustrée dans la figure 45.

Le module d'élasticité en cisaillement est prédit avec une erreur quant même grande (23,8 %). Cette erreur peut être causée par le fait que le  $k$  utilisé est faible par rapport à la teneur en volume de fibre réelle qui n'a pas été mesurée. La valeur de  $k$  selon les

sources bibliographiques est entre 0,60 et 0,75. Dans cette étude  $k$  est égale à 0,65. Cette erreur peut être causée également par la faiblesse du modèle de calcul qui donne quand même des bons résultats pour le module d'élasticité longitudinal (voir le chapitre 3).

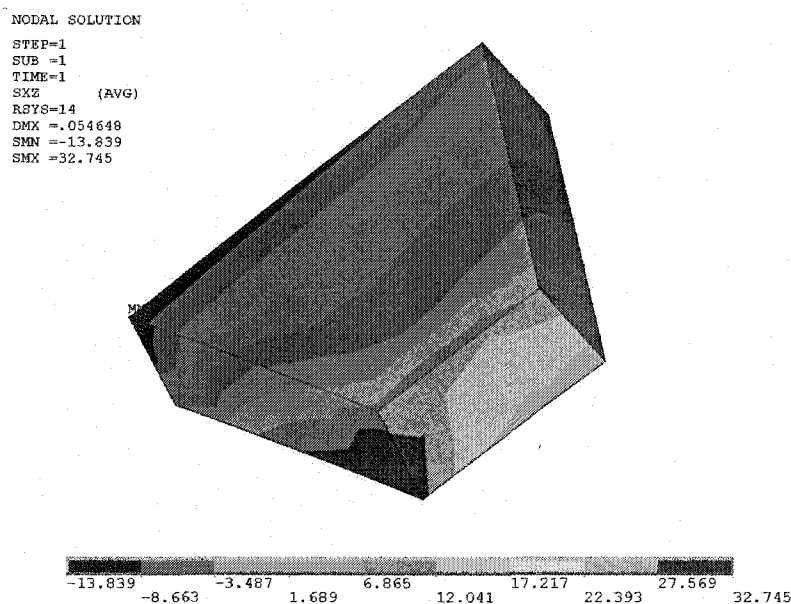


Figure 45 Distribution des contraintes de cisaillement dans un volume de type B

Le moment de torsion pour lequel la première rupture est atteinte, calculé à l'aide du modèle numérique est trouvé plus petit que celui mesuré. La différence est de 7,3 % seulement. Cette différence est causée par le fait que l'arbre du modèle numérique est moins rigide que l'éprouvette (voir le tableau XVII). En réalité l'arbre du modèle numérique doit être un peu plus résistant à cause du volume de vide qui n'a pas été pris en calcul. Afin d'améliorer cette inconvenante il faut améliorer la prédiction des propriétés mécaniques relatives à la rigidité de matériau en utilisant un modèle qui calcule le module de cisaillement plus précis. Un tel modèle qu'il peut être recommandé, est le modèle qui utilise la méthode des éléments finis [5].

Selon le modèle de Nakai [31] la première rupture est atteinte toujours dans le volume de résine. Il ne trouve pas des ruptures dans les volumes des tresses à cause que les propriétés de matériau de la tresse, sont définies seulement suivant la direction de la fibre. Suivant cette direction les composites unidirectionnels ont les meilleures propriétés donc, la résistance de la tresse est surestimée dans [31]. Une comparaison directe avec le modèle de Nakai n'est pas possible en manque des informations autour de l'erreur de prédiction. Nakai fait une discussion des résultats autour de la résistance à la rupture en traction et en cisaillement de la résine située entre les tresses entrecroisées. Afin de s'approcher des résultats expérimentaux, elle sous-estime la résistance de cette mince couche de résine. Sans cette sous-estimation, les résultats de son modèle sont beaucoup plus loin des résultats expérimentaux que le modèle présenté dans cette étude.

## CONCLUSION

La méthodologie présentée dans cette étude donne des résultats qui permettent l'analyse complète des structures en composites à renforts tressés bi-axiaux et tri-axiaux en utilisant seulement les caractéristiques des constituants (fibre et matrice) et les paramètres géométriques et de fabrication, sans avoir recours à une série d'essais en grandeur nature. Le modèle ci-présenté, est plus complet que le modèle présenté par Nakai [31]. En effet, la modélisation solide permet de reproduire la géométrie presque réelle de l'unité cellulaire ce qui améliore la précision de prédiction.

Les résultats obtenus à l'aide des modèles numériques sont confrontés à des résultats expérimentaux afin de valider les modèles proposés et ils sont trouvés probants. L'erreur relative maximale de prédiction de la première rupture pour les plaques et les arbres, est respectivement de l'ordre de 16% et de 7 %.

Il est important de souligner que si les tresses sont trop serrées c'est-à-dire qu'il y a une grande teneur en volume des tresses dans la structure, il est impossible de créer la géométrie de l'unité cellulaire. Par conséquent, un modèle d'équivalence doit être créé comme dans le cas l'analyse des plaques de cette étude. Le modèle d'équivalence utilisé dans cette étude est approprié pour des renforts dont les tresses ne sont pas trop serrées. Dans le cas contraire il faut utiliser un autre modèle d'équivalence plus précis ou un autre modèle d'analyse qui utilise d'autre type d'éléments finis.

La précision de la prédiction de la première rupture avec ce modèle, est directement influencée par la précision du calcul de la matrice de rigidité du système de renfort. Le modèle analytique de calcul de la matrice de rigidité utilisé dans cette étude, donne des bons résultats pour les modules d'élasticité et pas assez bons pour les modules de cisaillement. Si la structure à analyser, a la sollicitation prédominante en cisaillement et si la précision des résultats est importante, le calcul des propriétés mécaniques relatives

à la rigidité peut être réalisé par la méthode des éléments finis en utilisant la géométrie du sous-modèle présenté dans cette étude et la méthodologie de Poulin [5].

Le modèle présenté dans cette étude vise seulement la conception optimale des structures en composites à renforts tressés. L'étude de la propagation des fissures nécessite un calcul itératif des coefficients de rigidité du tissu après chaque élimination des éléments dépassant la limite de résistance. Ce processus est long et coûteux. Une méthode alternative est d'analyser le sous-modèle comme étant un D.C.L de la structure entière en y souscrivant les mêmes conditions aux frontières citées dans [5] (les faces qui délimitent le sous-modèle, restent planes pendant et après la sollicitation). En utilisant cette méthode, il n'est plus nécessaire de calculer les coefficients de rigidité du tissu parce que le sous-modèle est défini comme étant composé des matériaux composites à renforts unidirectionnels et de la résine.

Dans certains cas où les tresses sont plus distancées entre eux, c'est-à-dire que la teneur en volume des tresses dans la structure est petite, la géométrie du sous-modèle peut être améliorée en créant les tresses ondulées sinusoïdales et leur section lenticulaire comme en réalité. Un de ces cas est l'antenne parabolique pour les satellites où les tresses sont très distancées entre eux.

## RECOMMANDATIONS

Les modèles présentés dans cette étude sont recommandés afin de déterminer la première rupture dans des plaques en composites à renforts bi-axiaux et dans des arbres fabriqués entièrement en composites à renforts tri-axiaux avec un seul pli, qui ont une teneur en volume des fibres inférieure à 60 % environ. Pour les structures qui dépassent cette teneur il est recommandé d'établir un modèle d'équivalence plus précis afin d'améliorer la précision des résultats.

Afin de valider le modèle d'analyse des arbres multicouches ci-présenté, il est recommandé de réaliser un programme d'essais plus complet qui comprend des essais en torsion et en flexion sur des éprouvettes avec des renforts tressés à différents angles de tressage et à différents nombres des plis.

Pour ceux qui veulent s'approcher plus de réalité, il est recommandé aussi d'enlever les volumes de résine positionnés entre les tresses superposées qui ont été pris plus épais que ceux réels. Afin de simuler la présence de cette mince couche de résine, les volumes des tresses qui se superposent vont être collés entre eux et ils vont être maillés avec des éléments de type SOLID191 qui n'est pas disponible dans la version de ANSYS utilisée dans cette étude. Ce type d'élément peut supporter des stratifiés donc, la couche de résine peut être simulée par la couche supérieure ou inférieure de cet élément.

## **ANNEXE 1**

### **PROGRAMME PARAMÉTRIQUE DE CALCUL DE LA MATRICE DE RIGIDITÉ DES PLAQUES CONCU EN MATLAB**



```

%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%
% Micro-mecanique de l'unité cellulaire d'un tissu %%%%%%%%%%
% à renforts tressés bi-axiaux en 2-D %%%%%%%%%%
%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%

```

```

%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%
% AVERTISSEMENT %%%%%%%%%%
% Avant de rouler ce programme il faut rouler le programme %%%%%%%%%%
% "RESULTATS_MIC_PLAQUE" qui contient les résultats expérimentaux %%%%%%%%%%
% %%%%%%%%%%
%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%

```

```

% définition des paramètres indépendants en (mm), (N), (MPa) %%%%%%%%%%

```

```

k=0.65; %la teneur en volume de fibre dans la tresse
kvide=0.00; %la teneur en volume de vide dans la tresse
theta=14.375*pi/180; %l'angle de tressage (14.375 ou 20)
Nt=13; %nombre des tresses dans le tissu
nf=9000; %nombre des filaments dans une tresse
df=0.011; %diamètre de filament
nnn=1; %nnn=1 pour calculer les paramètres de la plaque réelle sinon le modele de calcul

```

```

if theta==14.375*pi/180
    H=1.38; %l'épaisseur de la plaque réelle a 14,4
    if nnn==1
        L=16.53; %largeur de la plaque réelle a 14,4
    else
        L=25.506; %largeur du modele de calcul a 14,4
    end
else
    H=1.575; %l'épaisseur de la plaque réelle a 20
    if nnn==1
        L=15.84; %largeur de la plaque réelle a 20
    else
        L=24.15; %largeur du modele de calcul a 20
    end
end
n=10; %nombre de division de la tresse ondulée (paire toujours)

```

```

% paramètres mécaniques de la fibre E-GLAS %%%%%%%%%%

```

```

Ef1=72400; %module de Young longitudinal
Ef2=72400; %module de Young transversal
Gf12=30130; %module de cisaillement
Gf23=30130; %module de cisaillement
NUf12=0.22; %coefficient de poisson major longitudinal
NUf23=0.22; %coefficient de poisson transversal
Sfplus=3450; %contrainte de rupture a la traction

```

```

% paramètres mécaniques de la matrice EPOXY %%%%%%%%%%

```

```

Em=3450; %module de Young
NUm=0.35; %coefficient de poisson
Gm=Em/2/(1+NUm); %module de cisaillement
Smplus=179.26; %contrainte de rupture a la traction
Smmoins=193.053; %contrainte de rupture a la compression
Sm12=89.6; %contrainte de rupture au cisaillement

```

```

% calcul des paramètres mécaniques de la tresse %%%%%%%%%%

```

```

E1=k*Ef1+(1-k*kvide)*Em; %avec la loi de mélange
E2=Em/(1-sqrt(k)*(1-Em/Ef2)); %avec la méthode SME
G12=Gm/(1-sqrt(k)*(1-Gm/Gf12)); %avec la méthode SME
G23=Gm/(1-sqrt(k)*(1-Gm/Gf23)); %avec la méthode SME
NU12=NUf12*k+NUm*(1-k*kvide); %avec la loi de mélange
NU23=E2/2/G23-1;

```

```

%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%% calcul des paramètres dépendants %%%%%%%%%%

Ht=H/2; %l'épaisseur de la tresse
Ames=L*H*0.9; %la surface transversale réelle de la plaque
At=pi*df^2*nf/4/k; %la section transversale de la tresse
W1=2*L/6.4; %largeur de RUC1
W2=0.1094*L; %largeur de RUC2
l=W1/2/tan(theta); %longueur de RUC1 et RUC2
Lt1=l/cos(theta); %longueur de la tresse dans RUC1
Lto1=Lt1/2; %longueur de la tresse ondulée
Ltd1=Lt1-Lto1; %longueur de la tresse droite

if nnn==1
    Vruc1=0.9*H*W1; %volume réel de RUC1
    Vruc2=0.9*H*W2; %volume réel de RUC2
else
    Vruc1=H*W1; %volume de RUC1 du modèle de calcul
    Vruc2=H*W2; %volume de RUC2 du modèle de calcul
end

%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%% calcul de la matrice de rigidité de la tresse dans le système 123 %%%%%%%%%%

Cf=[1/E1,-NU12/E1,-NU12/E1,0,0,0;-NU12/E1,1/E2,-NU23/E2,0,0,0;-NU12/E1,-
NU23/E2,1/E2,0,0,0;0,0,0,2*(1/E2+NU23/E2),0,0;0,0,0,0,1/G12,0;0,0,0,0,0,1/G12]^-1;

%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%% calcul de la matrice de rigidité de la résine dans le système xyz %%%%%%%%%%

Cm=[1/Em,-NUm/Em,-NUm/Em,0,0,0;-NUm/Em,1/Em,-NUm/Em,0,0,0;-NUm/Em,-
NUm/Em,1/Em,0,0,0;0,0,0,1/Gm,0,0;0,0,0,0,1/Gm,0;0,0,0,0,0,1/Gm]^-1;

%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%% Calcul des paramètres mécaniques de RUC1 %%%%%%%%%%

%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%% calcul de la teneur en volume des morceaux de tresse %%%%%%%%%%
%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%% ondulée et de leurs angles "beta" %%%%%%%%%%

xt=Lto1/4/n;
for ii=1:n
    beta(ii)=atan(Ht*pi/Lto1/2*cos(pi*xt/Lto1));
    Vf1(ii)=Lto1/n*At/cos(beta(ii))/Vruc1;
    xt=xt+Lto1/2/n;
end
beta(n+1:2*n)=beta(1:n);
beta(2*n+1:3*n)=beta(1:n);
beta(3*n+1:4*n)=beta(1:n);

Vf1=[Vf1,Vf1,Vf1,Vf1]; %une tresse se répète 4 fois dans une RUC

%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%% calcul de la matrice de transformation [T] en fonction de +theta et -beta %%%%%%%%%%

for ii=1:n
    a(:,ii)=[cos(theta)*cos(beta(ii)),sin(theta)*cos(beta(ii)),sin(beta(ii));-sin(theta),cos(theta),0;-cos(theta)*sin(beta(ii)),
sin(theta)*sin(beta(ii)),cos(beta(ii))];

T(:,ii)=[a(1,1,ii)^2,a(1,2,ii)^2,a(1,3,ii)^2,a(1,2,ii)*a(1,3,ii),a(1,1,ii)*a(1,3,ii),a(1,2,ii)*a(1,1,ii);a(2,1,ii)^2,a(2,2,ii)^2,a(
2,3,ii)^2,a(2,2,ii)*a(2,3,ii),a(2,1,ii)*a(2,3,ii),a(2,2,ii)*a(2,1,ii);a(3,1,ii)^2,a(3,2,ii)^2,a(3,3,ii)^2,a(3,2,ii)*a(3,3,ii),a(3,1,ii)
)*a(3,3,ii),a(3,2,ii)*a(3,1,ii);2*a(2,1,ii)*a(3,1,ii),2*a(2,2,ii)*a(3,2,ii),2*a(2,3,ii)*a(3,3,ii),a(2,2,ii)*a(3,3,ii)+a(2,3,ii)*a(3
,2,ii),a(2,3,ii)*a(3,1,ii)+a(2,1,ii)*a(3,3,ii),a(2,1,ii)*a(3,2,ii)+a(2,2,ii)*a(3,1,ii);2*a(1,1,ii)*a(3,1,ii),2*a(1,2,ii)*a(3,2,ii),2
*a(1,3,ii)*a(3,3,ii),a(3,2,ii)*a(1,3,ii)+a(3,3,ii)*a(1,2,ii),a(1,1,ii)*a(3,3,ii)+a(1,3,ii)*a(3,1,ii),a(3,1,ii)*a(1,2,ii)+a(3,2,ii)*
a(1,1,ii);2*a(1,1,ii)*a(2,1,ii),2*a(1,2,ii)*a(2,2,ii),2*a(1,3,ii)*a(2,3,ii),a(1,2,ii)*a(2,3,ii)+a(1,3,ii)*a(2,2,ii),a(1,3,ii)*a(2,1
,ii)+a(1,1,ii)*a(2,3,ii),a(1,1,ii)*a(2,2,ii)+a(1,2,ii)*a(2,1,ii)];
end

%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%% calcul de la matrice de transformation [T] en fonction de +theta et +beta %%%%%%%%%%

```

```

for ii=n+1:2*n
    a(:,ii)=[cos(theta)*cos(-beta(ii)),sin(theta)*cos(-beta(ii)),sin(-beta(ii));-sin(theta),cos(theta),0;-cos(theta)*sin(-beta(ii)),sin(theta)*sin(-beta(ii)),cos(-beta(ii))];

    T(:,ii)=[a(1,1,ii)^2,a(1,2,ii)^2,a(1,3,ii)^2,a(1,2,ii)*a(1,3,ii),a(1,1,ii)*a(1,3,ii),a(1,2,ii)*a(1,1,ii);a(2,1,ii)^2,a(2,2,ii)^2,a(2,3,ii)^2,a(2,2,ii)*a(2,3,ii),a(2,1,ii)*a(2,3,ii),a(2,2,ii)*a(2,1,ii);a(3,1,ii)^2,a(3,2,ii)^2,a(3,3,ii)^2,a(3,2,ii)*a(3,3,ii),a(3,1,ii)*a(3,3,ii),a(3,2,ii)*a(3,1,ii);2*a(2,1,ii)*a(3,1,ii),2*a(2,2,ii)*a(3,2,ii),2*a(2,3,ii)*a(3,3,ii),a(2,2,ii)*a(3,3,ii)+a(2,3,ii)*a(3,2,ii),a(2,3,ii)*a(3,1,ii)+a(2,1,ii)*a(3,3,ii),a(2,1,ii)*a(3,2,ii)+a(2,2,ii)*a(3,1,ii);2*a(1,1,ii)*a(3,1,ii),2*a(1,2,ii)*a(3,2,ii),2*a(1,3,ii)*a(3,3,ii),a(3,2,ii)*a(1,3,ii)+a(3,3,ii)*a(1,2,ii),a(1,1,ii)*a(3,3,ii)+a(1,3,ii)*a(3,1,ii),a(3,1,ii)*a(1,2,ii)+a(3,2,ii)*a(1,1,ii);2*a(1,1,ii)*a(2,1,ii),2*a(1,2,ii)*a(2,2,ii),2*a(1,3,ii)*a(2,3,ii),a(1,2,ii)*a(2,3,ii)+a(1,3,ii)*a(2,2,ii),a(1,3,ii)*a(2,1,ii)+a(1,1,ii)*a(2,3,ii),a(1,1,ii)*a(2,2,ii)+a(1,2,ii)*a(2,1,ii)];
end

%%% calcul de la matrice de transformation [T] en fonction de -theta et -beta %%%

for ii=2*n+1:3*n
    a(:,ii)=[cos(-theta)*cos(beta(ii)),sin(-theta)*cos(beta(ii)),sin(beta(ii));-sin(-theta),cos(-theta),0;-cos(-theta)*sin(beta(ii)),sin(-theta)*sin(beta(ii)),cos(beta(ii))];

    T(:,ii)=[a(1,1,ii)^2,a(1,2,ii)^2,a(1,3,ii)^2,a(1,2,ii)*a(1,3,ii),a(1,1,ii)*a(1,3,ii),a(1,2,ii)*a(1,1,ii);a(2,1,ii)^2,a(2,2,ii)^2,a(2,3,ii)^2,a(2,2,ii)*a(2,3,ii),a(2,1,ii)*a(2,3,ii),a(2,2,ii)*a(2,1,ii);a(3,1,ii)^2,a(3,2,ii)^2,a(3,3,ii)^2,a(3,2,ii)*a(3,3,ii),a(3,1,ii)*a(3,3,ii),a(3,2,ii)*a(3,1,ii);2*a(2,1,ii)*a(3,1,ii),2*a(2,2,ii)*a(3,2,ii),2*a(2,3,ii)*a(3,3,ii),a(2,2,ii)*a(3,3,ii)+a(2,3,ii)*a(3,2,ii),a(2,3,ii)*a(3,1,ii)+a(2,1,ii)*a(3,3,ii),a(2,1,ii)*a(3,2,ii)+a(2,2,ii)*a(3,1,ii);2*a(1,1,ii)*a(3,1,ii),2*a(1,2,ii)*a(3,2,ii),2*a(1,3,ii)*a(3,3,ii),a(3,2,ii)*a(1,3,ii)+a(3,3,ii)*a(1,2,ii),a(1,1,ii)*a(3,3,ii)+a(1,3,ii)*a(3,1,ii),a(3,1,ii)*a(1,2,ii)+a(3,2,ii)*a(1,1,ii);2*a(1,1,ii)*a(2,1,ii),2*a(1,2,ii)*a(2,2,ii),2*a(1,3,ii)*a(2,3,ii),a(1,2,ii)*a(2,3,ii)+a(1,3,ii)*a(2,2,ii),a(1,3,ii)*a(2,1,ii)+a(1,1,ii)*a(2,3,ii),a(1,1,ii)*a(2,2,ii)+a(1,2,ii)*a(2,1,ii)];
end

%%% calcul de la matrice de transformation [T] en fonction de -theta et +beta %%%

for ii=3*n+1:4*n
    a(:,ii)=[cos(-theta)*cos(-beta(ii)),sin(-theta)*cos(-beta(ii)),sin(-beta(ii));-sin(-theta),cos(-theta),0;-cos(-theta)*sin(-beta(ii)),sin(-theta)*sin(-beta(ii)),cos(-beta(ii))];

    T(:,ii)=[a(1,1,ii)^2,a(1,2,ii)^2,a(1,3,ii)^2,a(1,2,ii)*a(1,3,ii),a(1,1,ii)*a(1,3,ii),a(1,2,ii)*a(1,1,ii);a(2,1,ii)^2,a(2,2,ii)^2,a(2,3,ii)^2,a(2,2,ii)*a(2,3,ii),a(2,1,ii)*a(2,3,ii),a(2,2,ii)*a(2,1,ii);a(3,1,ii)^2,a(3,2,ii)^2,a(3,3,ii)^2,a(3,2,ii)*a(3,3,ii),a(3,1,ii)*a(3,3,ii),a(3,2,ii)*a(3,1,ii);2*a(2,1,ii)*a(3,1,ii),2*a(2,2,ii)*a(3,2,ii),2*a(2,3,ii)*a(3,3,ii),a(2,2,ii)*a(3,3,ii)+a(2,3,ii)*a(3,2,ii),a(2,3,ii)*a(3,1,ii)+a(2,1,ii)*a(3,3,ii),a(2,1,ii)*a(3,2,ii)+a(2,2,ii)*a(3,1,ii);2*a(1,1,ii)*a(3,1,ii),2*a(1,2,ii)*a(3,2,ii),2*a(1,3,ii)*a(3,3,ii),a(3,2,ii)*a(1,3,ii)+a(3,3,ii)*a(1,2,ii),a(1,1,ii)*a(3,3,ii)+a(1,3,ii)*a(3,1,ii),a(3,1,ii)*a(1,2,ii)+a(3,2,ii)*a(1,1,ii);2*a(1,1,ii)*a(2,1,ii),2*a(1,2,ii)*a(2,2,ii),2*a(1,3,ii)*a(2,3,ii),a(1,2,ii)*a(2,3,ii)+a(1,3,ii)*a(2,2,ii),a(1,3,ii)*a(2,1,ii)+a(1,1,ii)*a(2,3,ii),a(1,1,ii)*a(2,2,ii)+a(1,2,ii)*a(2,1,ii)];
end

%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%% calcul de la matrice de rigidité de RUC1 %%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%

%la teneur en volume de résine et de tresse dans RUC1
Vm1=1-kvide+kvide*(sum(Vf1)+4*Ltd1*At/Vruc1)-sum(Vf1)-4*Ltd1*At/Vruc1;
Vfib1=1-Vm1-kvide;

%la teneur en volume de fibre dans RUC1
kt1=k*Vfib1;

%contribution de la résine
Ceff1=Vm1*Cm;

%contribution de 4n morceaux sinusoïdal
for ii=1:4*n
    Ceff1=Ceff1+Vf1(ii)*T(:,ii)*Cf*T(:,ii);
end

%contribution des 4 volumes 2 a +theta et 2 a -theta de longueur Ltd1
%et le calcul de leur matrice de transformation T

ii=4*n+1;
a(:,ii)=[cos(theta)*cos(0),sin(theta)*cos(0),sin(0);-sin(theta),cos(theta),0;-cos(theta)*sin(0),sin(theta)*sin(0),cos(0)];

```

```
T(:,ii)=[a(1,1,ii)^2,a(1,2,ii)^2,a(1,3,ii)^2,a(1,2,ii)*a(1,3,ii),a(1,1,ii)*a(1,3,ii),a(1,2,ii)*a(1,1,ii);a(2,1,ii)^2,a(2,2,ii)^2,a(2,3,ii)^2,a(2,2,ii)*a(2,3,ii),a(2,1,ii)*a(2,3,ii),a(2,2,ii)*a(2,1,ii);a(3,1,ii)^2,a(3,2,ii)^2,a(3,3,ii)^2,a(3,2,ii)*a(3,3,ii),a(3,1,ii)*a(3,3,ii),a(3,2,ii)*a(3,1,ii);2*a(2,1,ii)*a(3,1,ii),2*a(2,2,ii)*a(3,2,ii),2*a(2,3,ii)*a(3,3,ii),a(2,2,ii)*a(3,3,ii)+a(2,3,ii)*a(3,2,ii),a(2,3,ii)*a(3,1,ii)+a(2,1,ii)*a(3,3,ii),a(2,1,ii)*a(3,2,ii)+a(2,2,ii)*a(3,1,ii);2*a(1,1,ii)*a(3,1,ii),2*a(1,2,ii)*a(3,2,ii),2*a(1,3,ii)*a(3,3,ii),a(1,2,ii)*a(3,3,ii)+a(1,3,ii)*a(3,1,ii),a(1,1,ii)*a(3,2,ii)+a(1,2,ii)*a(3,1,ii);2*a(1,1,ii)*a(2,1,ii),2*a(1,2,ii)*a(2,2,ii),2*a(1,3,ii)*a(2,3,ii),a(1,2,ii)*a(2,3,ii)+a(1,3,ii)*a(2,2,ii),a(1,3,ii)*a(2,1,ii)+a(1,1,ii)*a(2,3,ii),a(1,1,ii)*a(2,2,ii)+a(1,2,ii)*a(2,1,ii)];
```

```
ii=4*n+2;
```

```
a(:,ii)=[cos(-theta)*cos(0),sin(-theta)*cos(0),sin(0);-sin(-theta),cos(-theta),0;-cos(-theta)*sin(0),-sin(-theta)*sin(0),cos(0)];
```

```
T(:,ii)=[a(1,1,ii)^2,a(1,2,ii)^2,a(1,3,ii)^2,a(1,2,ii)*a(1,3,ii),a(1,1,ii)*a(1,3,ii),a(1,2,ii)*a(1,1,ii);a(2,1,ii)^2,a(2,2,ii)^2,a(2,3,ii)^2,a(2,2,ii)*a(2,3,ii),a(2,1,ii)*a(2,3,ii),a(2,2,ii)*a(2,1,ii);a(3,1,ii)^2,a(3,2,ii)^2,a(3,3,ii)^2,a(3,2,ii)*a(3,3,ii),a(3,1,ii)*a(3,3,ii),a(3,2,ii)*a(3,1,ii);2*a(2,1,ii)*a(3,1,ii),2*a(2,2,ii)*a(3,2,ii),2*a(2,3,ii)*a(3,3,ii),a(2,2,ii)*a(3,3,ii)+a(2,3,ii)*a(3,2,ii),a(2,3,ii)*a(3,1,ii)+a(2,1,ii)*a(3,3,ii),a(2,1,ii)*a(3,2,ii)+a(2,2,ii)*a(3,1,ii);2*a(1,1,ii)*a(3,1,ii),2*a(1,2,ii)*a(3,2,ii),2*a(1,3,ii)*a(3,3,ii),a(1,2,ii)*a(3,3,ii)+a(1,3,ii)*a(3,1,ii),a(1,1,ii)*a(3,2,ii)+a(1,2,ii)*a(3,1,ii);2*a(1,1,ii)*a(2,1,ii),2*a(1,2,ii)*a(2,2,ii),2*a(1,3,ii)*a(2,3,ii),a(1,2,ii)*a(2,3,ii)+a(1,3,ii)*a(2,2,ii),a(1,3,ii)*a(2,1,ii)+a(1,1,ii)*a(2,3,ii),a(1,1,ii)*a(2,2,ii)+a(1,2,ii)*a(2,1,ii)];
```

```
Ceff1=Ceff1+2*At*Ltd1/Vruc1*T(:,4*n+1)*Cf*T(:,4*n+1);
```

```
Ceff1=Ceff1+2*At*Ltd1/Vruc1*T(:,4*n+2)*Cf*T(:,4*n+2);
```

```
%%%%%%%%%%%% calcul des neuf coefficients de rigidité de RUC1 %%%%%%%%%%
```

```
Seff1=Ceff1^1;
```

```
Ex1=1/Seff1(1,1);
```

```
Ey1=1/Seff1(2,2);
```

```
Ez1=1/Seff1(3,3);
```

```
Gyz1=1/Seff1(4,4);
```

```
Gxz1=1/Seff1(5,5);
```

```
Gxy1=1/Seff1(6,6);
```

```
NUxy1=Seff1(2,1)/Seff1(1,1);
```

```
NUxz1=Seff1(3,1)/Seff1(1,1);
```

```
NUyz1=Seff1(3,2)/Seff1(2,2);
```

```
Nx_xy1=Seff1(1,6)/Seff1(1,1);
```

```
%affichage des coefficients pour les copier directement dans ANSYS
```

```
sprintf('Les paramètres mécaniques de RUC1 (CENTRE) (15 deg)
bidirectionnelle\n\nMP,EX,1,%f\nMP,EY,1,%f\nMP,EZ,1,%f\nMP,NUXY,1,%f\nMP,NUXZ,1,%f\nMP,NUYZ,1,%f\n
MP,GXY,1,%f\nMP,GXZ,1,%f\nMP,GYZ,1,%f\nMP,Ex1,Ey1,Ez1,NUxy1,NUxz1,NUyz1,Gxy1,Gxz1,Gyz1)
```

```
%%%%%%%%%%%% Calcul des paramètres mécaniques de RUC2 %%%%%%%%%%
%%%%%%%%%%%%
```

```
%%%%%%%%%%%% calcul de la matrice de transformation [T] en fonction %%%%%%%%%%
de gama (division de theta) et alfa (calculé %%%%%%%%%%
comme beta) pour les 2n morceaux sinusoïdal %%%%%%%%%%
et leurs teneurs en volume %%%%%%%%%%
```

```
Lto2=theta*/sin(theta);
```

```
Ltd2=Lto2/cos(theta);
```

```
x=Lto2/4/n;
```

```
Vf2=zeros(1,n);
```

```
for ii=1:n
```

```
alfa(ii)=atan(Ht*pi/Lto2/2*cos(pi*x/Lto2));
```

```
gama(ii)=(2*ii-1)*theta/2/n;
```

```
Vf2(ii)=Lto2/2/n*At/Vruc2/cos(alfa(ii));
```

```
x=x+Lto2/2/n;
```

```
end
```

```
%%%%%%%%%%%% calcul de la matrice de transformation [T] en fonction de +gama et +alfa %%%%%%%%%%
```

```
for ii=1:n
```

```
a3(:,ii)=[cos(gama(ii))*cos(alfa(ii)),sin(gama(ii))*cos(alfa(ii)),sin(alfa(ii));-sin(gama(ii)),cos(gama(ii)),0;-
cos(gama(ii))*sin(alfa(ii)),sin(gama(ii))*sin(alfa(ii)),cos(alfa(ii))];
```

```

T3(:,ii)=[a3(1,1,ii)^2,a3(1,2,ii)^2,a3(1,3,ii)^2,a3(1,2,ii)*a3(1,3,ii),a3(1,1,ii)*a3(1,3,ii),a3(1,2,ii)*a3(1,1,ii);a3(2,1,ii)^2
,a3(2,2,ii)^2,a3(2,3,ii)^2,a3(2,2,ii)*a3(2,3,ii),a3(2,1,ii)*a3(2,3,ii),a3(2,2,ii)*a3(2,1,ii);a3(3,1,ii)^2,a3(3,2,ii)^2,a3(3,3,ii)
^2,a3(3,2,ii)*a3(3,3,ii),a3(3,1,ii)*a3(3,3,ii),a3(3,2,ii)*a3(3,1,ii);2*a3(2,1,ii)*a3(3,1,ii),2*a3(2,2,ii)*a3(3,2,ii),2*a3(2,3,ii)
)*a3(3,3,ii),a3(2,2,ii)*a3(3,3,ii)+a3(2,3,ii)*a3(3,2,ii),a3(2,3,ii)*a3(3,1,ii)+a3(2,1,ii)*a3(3,3,ii),a3(2,1,ii)*a3(3,2,ii)+a3(2
,2,ii)*a3(3,1,ii);2*a3(1,1,ii)*a3(3,1,ii),2*a3(1,2,ii)*a3(3,2,ii),2*a3(1,3,ii)*a3(3,3,ii),a3(3,2,ii)*a3(1,3,ii)+a3(3,3,ii)*a3(1
,2,ii),a3(1,1,ii)*a3(3,3,ii)+a3(1,3,ii)*a3(3,1,ii),a3(3,1,ii)*a3(1,2,ii)+a3(3,2,ii)*a3(1,1,ii);2*a3(1,1,ii)*a3(2,1,ii),2*a3(1,2
,ii)*a3(2,2,ii),2*a3(1,3,ii)*a3(2,3,ii),a3(1,2,ii)*a3(2,3,ii)+a3(1,3,ii)*a3(2,2,ii),a3(1,3,ii)*a3(2,1,ii)+a3(1,1,ii)*a3(2,3,ii),a
3(1,1,ii)*a3(2,2,ii)+a3(1,2,ii)*a3(2,1,ii)];
end

```

```

%%% calcul de la matrice de transformation [T] en fonction de -gama et +alfa %%%

```

```

for ii=1:n
    a4(:,ii)=[cos(-gama(ii))*cos(alfa(ii)),sin(-gama(ii))*cos(alfa(ii)),sin(alfa(ii));-sin(-gama(ii)),cos(-gama(ii)),0;-cos(-
gama(ii))*sin(alfa(ii)),-sin(-gama(ii))*sin(alfa(ii)),cos(alfa(ii))];

```

```

T4(:,ii)=[a4(1,1,ii)^2,a4(1,2,ii)^2,a4(1,3,ii)^2,a4(1,2,ii)*a4(1,3,ii),a4(1,1,ii)*a4(1,3,ii),a4(1,2,ii)*a4(1,1,ii);a4(2,1,ii)^2
,a4(2,2,ii)^2,a4(2,3,ii)^2,a4(2,2,ii)*a4(2,3,ii),a4(2,1,ii)*a4(2,3,ii),a4(2,2,ii)*a4(2,1,ii);a4(3,1,ii)^2,a4(3,2,ii)^2,a4(3,3,ii)
^2,a4(3,2,ii)*a4(3,3,ii),a4(3,1,ii)*a4(3,3,ii),a4(3,2,ii)*a4(3,1,ii);2*a4(2,1,ii)*a4(3,1,ii),2*a4(2,2,ii)*a4(3,2,ii),2*a4(2,3,ii)
)*a4(3,3,ii),a4(2,2,ii)*a4(3,3,ii)+a4(2,3,ii)*a4(3,2,ii),a4(2,3,ii)*a4(3,1,ii)+a4(2,1,ii)*a4(3,3,ii),a4(2,1,ii)*a4(3,2,ii)+a4(2
,2,ii)*a4(3,1,ii);2*a4(1,1,ii)*a4(3,1,ii),2*a4(1,2,ii)*a4(3,2,ii),2*a4(1,3,ii)*a4(3,3,ii),a4(3,2,ii)*a4(1,3,ii)+a4(3,3,ii)*a4(1
,2,ii),a4(1,1,ii)*a4(3,3,ii)+a4(1,3,ii)*a4(3,1,ii),a4(3,1,ii)*a4(1,2,ii)+a4(3,2,ii)*a4(1,1,ii);2*a4(1,1,ii)*a4(2,1,ii),2*a4(1,2
,ii)*a4(2,2,ii),2*a4(1,3,ii)*a4(2,3,ii),a4(1,2,ii)*a4(2,3,ii)+a4(1,3,ii)*a4(2,2,ii),a4(1,3,ii)*a4(2,1,ii)+a4(1,1,ii)*a4(2,3,ii),a
4(1,1,ii)*a4(2,2,ii)+a4(1,2,ii)*a4(2,1,ii)];
end

```

```

%%%%%%%%%%%% calcul de la matrice de rigidité de RUC2 %%%%%%%%%%

```

```

%la teneur en volume de resin et de tresse dans RUC2

```

```

Vm2=1-kvide+kvide*(2*sum(Vf2)+At*Ltd2/2/Vruc2)-2*sum(Vf2)-At*Ltd2*2/Vruc2;
Vfib2=1-Vm2-kvide;

```

```

%la teneur en volume de fibre dans RUC2

```

```

kt2=k*Vfib2;

```

```

%la teneur en volume de fibre dans éprouvette à comparer avec le resultats de la pyrolyse

```

```

ktot=(5*kt1+1.4*kt2)/6.4;

```

```

%contribution de la résine

```

```

Ceff2=Vm2*Cm;

```

```

%contribution de n morceaux sinusoïdal

```

```

for ii=1:n
    Ceff2=Ceff2+Vf2(ii)*T3(:,ii)*Cf*T3(:,ii);
end

```

```

%contribution de n morceaux sinusoïdales

```

```

for ii=1:n
    Ceff2=Ceff2+Vf2(ii)*T4(:,ii)*Cf*T4(:,ii);
end

```

```

%contribution de 2 morceaux droits

```

```

Ceff2=Ceff2+At*Ltd2/Vruc2*T(:,4*n+1)*Cf*T(:,4*n+1);
Ceff2=Ceff2+At*Ltd2/Vruc2*T(:,4*n+2)*Cf*T(:,4*n+2);

```

```

%%%%%%%%%%%% calcul de neuf coefficients de rigidité de RUC1 %%%%%%%%%%

```

```

Seff2=Ceff2^-1;
Ex2=1/Seff2(1,1);
Ey2=1/Seff2(2,2);
Ez2=1/Seff2(3,3);
Gyz2=1/Seff2(4,4);
Gxz2=1/Seff2(5,5);
Gxy2=1/Seff2(6,6);
NUxy2=-Seff2(2,1)/Seff2(1,1);

```

```

NUxz2=-Seff2(3,1)/Seff2(1,1);
NUyz2=-Seff2(3,2)/Seff2(2,2);

%affichage des coefficients pour les copier directement dans ANSYS
sprintf('Les paramètres mécaniques de RUC2 (ÉXTRÉMITÉES) (15 deg)
bidirectionnelle\n\nMP,EX,2,%f\nMP,EY,2,%f\nMP,EZ,2,%f\nMP,NUXY,2,%f\nMP,NUXZ,2,%f\nMP,NUYZ,2,%f\n
MP,GXY,2,%f\nMP,GXZ,2,%f\nMP,GYZ,2,%f\n\nEx1=%f\nEx2=%f,Ex2,Ey2,Ez2,NUxy2,NUxz2,NUyz2,Gxy2,Gxz
2,Gyz2,Ex1,Ex2)

%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%
% Analyse expérimentale (fichier RESULTATS_MIC_PLAQUE) %%%%%%%%%%%%%%%
%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%

if theta==14.375*pi/180
    eps=eps1;
    df=df1;

    epsilon1=[eps(:,11),eps(:,3),eps(:,6),eps(:,9),eps(:,12),eps(:,15),eps(:,18)];
    epsilon1(:,2:7)=epsilon1(:,2:7)/40;
    epsilon1(:,1)=round(epsilon1(:,1)-1);
    ii=1;
    jj=1;

    while jj<=length(epsilon1),
        if epsilon1(jj,1)==ii-1
            epsilon(ii,:)=epsilon1(jj,:);
            ii=ii+1;
        end
        jj=jj+1;
    end

    %tracage des courbes déformation locale longitudinale-temps des deux faces de l'éprouvette
    %(expérimentalement seulement)
    figure(1)
    plot(epsilon(:,1),epsilon(:,4),'-r',epsilon(:,1),epsilon(:,7),'-b');
    legend('Jauge inférieure','Jauge supérieure');
    grid
    xlabel('Temps [s]');
    ylabel('Epsilon [%]');
    axis([0 450 0 0.03])

    %calcul des déformations locales au plan moyen de la plaque
    epsilony=(epsilon(5:402,2)+epsilon(5:402,5))/2;
    epsilonx=(epsilon(5:402,4)+epsilon(5:402,7))/2;
    gamaxy=(epsilon(5:402,3)+epsilon(5:402,6))-(epsilon(5:402,4)+epsilon(5:402,7))/2-
    (epsilon(5:402,2)+epsilon(5:402,5))/2;
    epsilonx(1)=0;
    epsilony(1)=0;
    gamaxy(1)=0;
    gamaxy(2)=-gamaxy(2);

    %tracage des courbes déformation locale-temps au plan moyen (expérimentalement seulement)
    figure(2)
    plot(epsilon(5:402,1),epsilony,epsilon(5:402,1),gamaxy,epsilon(5:402,1),epsilonx);
    legend('Epsilon','Gamaxy','Epsilonx',0);
    grid
    xlabel('Temps [s]');
    ylabel('Epsilon [%]');

    nn=145;
else
    eps=eps2;
    df=df2;

    epsilon1=[eps(:,11),eps(:,3),eps(:,6),eps(:,9),eps(:,12),eps(:,15),eps(:,18)];

```

```

epsilon1(:,2:7)=epsilon1(:,2:7)/40;
epsilon1(1:1099,2)=epsilon1(1:1099,2);
epsilon1(:,5)=epsilon1(:,5);
epsilon1(:,1)=round(epsilon1(:,1));
ii=1;
jj=1;

while jj<=length(epsilon1),
    if epsilon1(jj,1)==ii-1
        epsilon(ii,:)=epsilon1(jj,:);
        ii=ii+1;
    end
    jj=jj+1;
end

%traçage des courbes déformation locale longitudinale-temps des deux faces de l'éprouvette (expérimentalement
seulement)
figure(1)
plot(epsilon(:,1),epsilon(:,4),'-r',epsilon(:,1),epsilon(:,7),'b. ');
legend('Jauge supérieure','Jauge inférieure');
grid
xlabel('Temps [s]');
ylabel('Epsilon [%]');

%calcul des déformations locales au plan moyen de la plaque
epsilony=(epsilon(7:402,2)+epsilon(7:402,5))/2;
epsilonux=epsilon(7:402,4);
gamaxy=(epsilon(7:402,3)+epsilon(7:402,6))-epsilon(7:402,4)-(epsilon(7:402,2)+epsilon(7:402,5))/2;
epsilony(1)=0;
epsilony(1)=0;
gamaxy(1)=0;

%traçage des courbes déformation locale-temps au plan moyen (expérimentalement seulement)
figure(2)
plot(epsilon(7:402,1),epsilony,epsilon(7:402,1),gamaxy,epsilon(7:402,1),epsilonux);
legend('epsilony','gamaxy','epsilonux');
grid
xlabel('Temps [s]');
ylabel('Epsilon [%]');

nn=100;
end

A0=L*H*0.9;

sigma=(df(:,2)-df(1,2))/A0;

%choix des vecteurs sigmax,epsilony et epsilonux avant la première rupture
sigmax=sigma(10:nn);
epsilonux=epsilonux(10:nn);
epsilony=-epsilony(10:nn);
gamaxy=gamaxy(10:nn);

%%% traçage des courbes déformation locale-contrainte (expérimentalement et analytiquement)

figure(3)
% calcul de la pente Ex=a et b
[mx,nx]=size(epsilonux);
if mx==1
    epsilonux=epsilonux';
end
[my,ny]=size(sigmax);
if my==1
    sigmax=sigmax';
end
mx=[];nx=[];my=[];ny=[];

```

```

n=length(epsilon);
a=(n*epsilon*sigmax-sum(epsilon)*sum(sigmax))/(n*epsilon*epsilon-sum(epsilon)^2);
b=(epsilon*epsilon*sum(sigmax)-sum(epsilon)*epsilon*sigmax)/(n*epsilon*epsilon-sum(epsilon)^2);

% calcul du coefficient de détermination r²
yb=mean(sigmax);
r2=sum((a*epsilon+b-yb).^2)/sum((sigmax-yb).^2);

plot(epsilon(1:2:length(epsilon)),sigmax(1:2:length(sigmax)), 'b.', [min(epsilon);max(epsilon)], Ex1*[min(epsilon);
max(epsilon)]+b, '-r')

title([' Expérimental: Ex=',num2str(a),' MPa',', Analytique: Ex=',num2str(Ex1),' MPa'])
grid
xlabel('Déformation longitudinale');
ylabel('Contrainte longitudinale (MPa)');
legend('Expérimental','Analytique',0)

%%% tracage des courbes déformation locale longitudinale-déformation locale transversale
%%% (expérimentalement et analytiquement)

figure(4)
% calcul de la pente nuxy=a et b
[mx,nx]=size(epsilon);
if mx==1
    epsilon=epsilon';
end
[my,ny]=size(epsilon);
if my==1
    epsilon=epsilon';
end
mx=[];nx=[];my=[];ny=[];
n=length(epsilon);
a=(n*epsilon'*epsilon-sum(epsilon)*sum(epsilon))/(n*epsilon'*epsilon-sum(epsilon)^2);
b=(epsilon'*epsilon*sum(epsilon)-sum(epsilon)*epsilon'*epsilon)/(n*epsilon'*epsilon-sum(epsilon)^2);

% calcul du coefficient de détermination r²
yb=mean(epsilon);
r2=sum((a*epsilon+b-yb).^2)/sum((epsilon-yb).^2);

plot(epsilon(1:2:length(epsilon)),epsilon(1:2:length(epsilon)), 'b.', [min(epsilon);max(epsilon)], NUxy1*[min(epsilon);
max(epsilon)]+b, '-r')

title([' Exp: NUxy=',num2str(a),', Anal: NUxy=',num2str(NUxy1),', R²=',num2str(r2)])
grid
xlabel('Déformation longitudinale');
ylabel('Déformation transversale');
legend('Expérimental','Analytique',0)

%%% tracage des courbes déformation locale longitudinale-déformation locale angulaire
%%% (expérimentalement et analytiquement)

figure(5)
% calcul de la pente Nx_xy=a et b
[mx,nx]=size(epsilon);
if mx==1
    epsilon=epsilon';
end
[my,ny]=size(gamaxy);
if my==1
    gamaxy=gamaxy';
end
mx=[];nx=[];my=[];ny=[];
n=length(epsilon);
a=(n*epsilon'*gamaxy-sum(epsilon)*sum(gamaxy))/(n*epsilon'*epsilon-sum(epsilon)^2);
b=(epsilon'*epsilon*sum(gamaxy)-sum(epsilon)*epsilon'*gamaxy)/(n*epsilon'*epsilon-sum(epsilon)^2);

```



```

% calcul du coefficient de détermination r²
yb=mean(gamaxy);
r2=sum((a*epsilon+b-yb).^2)/sum((gamaxy-yb).^2);

plot(epsilon(1:2:length(epsilon)),gamaxy(1:2:length(gamaxy)), 'b.', [min(epsilon);max(epsilon)], Nx_xy1*[min(epsilon);max(epsilon)]+b, '-r')

title([' Exp: Nx_xy=',num2str(a),', Anal: Nx_xy=',num2str(Nx_xy1),', R²=',num2str(r2)])
grid
xlabel('Déformation longitudinale');
ylabel('Déformation angulaire');
legend('Expérimental','Analytique',0)

```

## **ANNEXE 2**

### **PROGRAMME PARAMÉTRIQUE POUR L'ANALYSE DE LA RUPTURE DES PLAQUES CONCU EN ANSYS**

```

!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!
!!!!          CRÉATION ET ANALYSE DU MODÈLE-BRUT          !!!!
!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!

FINISH
/CLEAR
/FILENAME,MACRO_MEC
/PREP7
ANTYPE,STATIC
/TITLE,TRESSE_2DIR
*AFUN,DEG

!PARAMÈTRES INDÉPENDENTS EN (mm)

PII=3.1416
K=0.65
DF=0.011
MF=9000
AF=PII*DF*DF*MF/4/K
THETA=20      !!14.375--SÉRIE 1 ET 20--SÉRIE 2

*IF,THETA,EQ,14.375,THEN
L=25.506      !LARGEUR DE LA PLAQUE SOUSPOSÉE
NRUC=11       !NOMBRE DES RUC DANS L'ÉPROUVETTE
TMES=1.38     !ÉPAISSEUR RÉELLE (MESURÉE) DE L'ÉPROUVETTE
LMES=16.53    !LARGEUR RÉELLE (MESURÉE) DE L'ÉPROUVETTE
FREEL=7900    !FORCE QUI DONNE LA PREMIÈRE RUPTURE À 7645 N
*ELSE
L=24.15       !LARGEUR DE LA PLAQUE SOUSPOSÉE
NRUC=16       !NOMBRE DES RUC DANS L'ÉPROUVETTE
TMES=1.575    !ÉPAISSEUR RÉELLE (MESURÉE) DE L'ÉPROUVETTE
LMES=15.84    !LARGEUR RÉELLE (MESURÉE) DE L'ÉPROUVETTE
FREEL=6300    !FORCE QUI DONNE LA PREMIÈRE RUPTURE À 7476,9 N
*ENDIF

T=TMES
AMES=0.9*TMES*LMES  !SURFACE TRANSVERSALE DE LA PLAQUE RÉELLE
A=T*L            !SURFACE TRANSVERSALE DU NODÈLE DE CALCUL

!PARAMÈTRES DÉPENDENTS EN (mm)

HRI=T/16       !ÉPAISSEUR DE LA COUCHE DE RÉSINE ENTRE TRESSES
TF=(T-HRI)/2   !ÉPAISSEUR DE LA TRESSE
WF=AF/TF       !LARGEUR DE LA TRESSE
WFA=WF/SIN(THETA) !LARGEUR DE LA TRESSE DANS LE PLAN LONGITUDINAL
WFT=WF/COS(THETA) !LARGEUR DE LA TRESSE DANS LE PLAN TRANSVERSAL
LU=L/6.4       !MOITIÉ DE LARGEUR DE RUC1
WRT=LU-WFT     !LARGEUR DE RÉSINE ENTRE DEUX TRESSES VOISINÉES
HR=WRT/10      !ÉPAISSEUR DE LA COUCHE DE RÉSINE DE SURFACE
H=2*HR+T       !ÉPAISSEUR DE RUC AVEC LES DEUX COUCHES DE RÉSINE
               !DE SURFACE QUI EST ZÉRO DANS CE CAS
W=LU/TAN(THETA) !LONGUEUR DE RUC
WRA=W-WFA      !LONGUEUR DE RÉSINE ENTRE DEUX TRESSES VOISINÉES
LEPR=NRUC*W     !LONGUEUR DE L'ÉPROUVETTE
LUEX=(L-5*LU)/2 !LARGEUR DE RUC2

!CHOIX DU TYPE D'ÉLÉMENT

ET,1,SOLID95

!DÉFINITION DES PROPRIÉTÉS DE MATÉRIAUX DE RUC1 ET RUC2 (MPa)

*IF,THETA,EQ,14.375,THEN
MP,EX,1,22859.477691
MP,EY,1,9077.061663
MP,EZ,1,9327.485646

```

MP,NUXY,1,0.383493  
 MP,NUXZ,1,0.255876  
 MP,NUYZ,1,0.338098  
 MP,GXY,1,4387.016622  
 MP,GXZ,1,3491.296416  
 MP,GYZ,1,3425.394648

MP,EX,2,25198.830074  
 MP,EY,2,9474.249496  
 MP,EZ,2,9616.035294  
 MP,NUXY,2,0.342962  
 MP,NUXZ,2,0.266279  
 MP,NUYZ,2,0.344553  
 MP,GXY,2,4118.770651  
 MP,GXZ,2,3555.278644  
 MP,GYZ,2,3537.925320

EX1=36425.893478  
 EX2=40363.568317

\*ELSE

MP,EX,1,19629.242937  
 MP,EY,1,8703.803865  
 MP,EZ,1,9112.843427  
 MP,NUXY,1,0.445935  
 MP,NUXZ,1,0.240191  
 MP,NUYZ,1,0.321741  
 MP,GXY,1,4956.760164  
 MP,GXZ,1,3498.143204  
 MP,GYZ,1,3351.971412

MP,EX,2,22433.219823  
 MP,EY,2,9075.475866  
 MP,EZ,2,9298.891045  
 MP,NUXY,2,0.384653  
 MP,NUXZ,2,0.255798  
 MP,NUYZ,2,0.336807  
 MP,GXY,2,4400.977068  
 MP,GXZ,2,3453.607756  
 MP,GYZ,2,3408.331298

EX1=30339.773539  
 EX2=34850.324513  
 \*ENDIF

!CALCUL DE LA FORCE DE RUPTURE EQUIVALENT (N)

EM=3450 !MODULE DE YOUNG DE RÉSINE  
 EXT=5/6.4\*EX1+1.4/6.4\*EX2 !MODULE DE YOUNG LONGITUDINALE DE LA PLAQUE RÉELLE  
 FORCE=FREEL\*(1+EM\*A/AMES/EXT-EM/EXT) !FORCE EQUIVALENTE

!CRÉATION DES VOLUMES

K,1,,,HR  
 K,2,,,H-HR  
 K,3,LEPR,,H-HR  
 K,4,LEPR,,HR  
 K,5,,LUEX,HR  
 K,6,,LUEX,H-HR  
 K,7,LEPR,LUEX,H-HR  
 K,8,LEPR,LUEX,HR  
 V,1,2,3,4,5,6,7,8  
 K,9,,L-LUEX,HR  
 K,10,,L-LUEX,H-HR  
 K,11,LEPR,L-LUEX,H-HR  
 K,12,LEPR,L-LUEX,HR

```

V,5,6,7,8,9,10,11,12
K,13,,L,HR
K,14,,L,H-HR
K,15,LEPR,L,H-HR
K,16,LEPR,L,HR
V,9,10,11,12,13,14,15,16

VSEL,S,,,1,3,2
VATT,2,,1,0
ALLS

VSEL,S,,,2
VATT,1,,1,0
ALLS
LSEL,S,LOC,X,0.1,LEPR-0.1
LESIZE,ALL,,,NRUC
ALLS

LSEL,S,LOC,Y,LUEX+0.1,L-LUEX-0.1
LESIZE,ALL,,,5
ALLS

LESIZE,ALL,,,1

MSHAPE,0,3D
VMESH,ALL
EPLOT

!POSER LES CONDITIONS AUX FRONTIÈRES

NSEL,S,LOC,X,-0.001,0.001
D,ALL,UX,0
ALLS

D,NODE(0,0,HR),UY,0
D,NODE(0,0,HR+T),UY,0
D,NODE(0,0,HR),UZ,0

NSEL,S,LOC,X,LEPR-0.001,LEPR+0.001
CP,11,UX,ALL
ALLS

NSEL,S,LOC,X,LEPR-0.001,LEPR+0.001
*GET,NBND,NODE,0,COUNT
F,ALL,FX,FORCE/NBND
ALLS

FINISH

/SOLU
SOLVE
FINISH

SAVE

!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!
!!!!  CRÉATION DE LA GÉOMÉTRIE DU SOUS-MODÈLE ET SÉLECTION  !!!!
!!!!                                DES NOEUDS DES FRONTIÈRES                                !!!!
!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!

/CLEAR
/FILENAME,RUC_2DIR

/PREP7
ANTYPE,STATIC
*AFUN,DEG

```

PII=3.1416

!CARACTÉRISTIQUES DE LA FIBRE (MPa)

DF=0.011  
EF1=72400  
EF2=72400  
GF12=30130  
GF23=30130  
NUF12=0.22  
NUF23=0.22  
SFPLUS=3450

!CARACTÉRISTIQUES DE LA MATRICE (MPa)

EM=3450  
NUM=0.35  
GM=EM/2/(1+NUM)  
SMPLUS=179.26  
SMMOINS=193.053  
SM12=89.6

!PARAMÈTRES DE FABRICATION (mm)

K=0.65  
KVIDE=0  
MF=9000  
THETA=20

\*IF,THETA,EQ,14.375,THEN

T=1.38  
L=25.506  
LMES=16.53  
\*ELSE  
T=1.575  
L=24.15  
LMES=15.84  
\*ENDIF

!CALCUL DES PARAMÈTRES MÉCANIQUES DE LA TRESSE AVEC  
!LA MÉTHODE SME

E1=K\*EF1+(1-K-KVIDE)\*EM  
E2=EM/(1-SQRT(K)\*(1-EM/EF2))  
G12=GM/(1-SQRT(K)\*(1-GM/GF12))  
G23=GM/(1-SQRT(K)\*(1-GM/GF23))  
E3=E2  
G13=G12  
NU12F=NUF12\*K+NUM\*(1-K-KVIDE)  
NU23F=E2/2/G23-1  
NU13F=NU12F

!CALCUL DES CONTRAINTES DE RUPTURE DE LA TRESSE

SLPLUS=SFPLUS\*K+EM\*(1-K-KVIDE)\*SFPLUS/EF1  
S=DF\*SQRT(PII/2/K/SQRT(3))      !MODÈLE TRIANGULAIRE  
F=1/(DF/S\*(EM/EF2-1)+1)  
STPLUS=E2\*SMPLUS/EM/F  
SLMOINS=E1\*STPLUS/NU12F/E2  
STMOINS=E2\*SMMOINS/EM/F  
FS12=1/(DF/S\*(GM/GF12-1)+1)  
SLT=G12\*SM12/GM/FS12  
FS23=1/(DF/S\*(GM/GF23-1)+1)  
STZ=G23\*SM12/GM/FS23

!CALCUL DE L'ANGLE BETA RÉEL

LONGRUC=LMES/6.4/TAN(THETA)  
BETAR=ATAN(T/2\*PII\*COS(THETA)/LONGRUC)

!CALCUL DES PARAMÈTRES DÉPENDENTS

AF=PII\*DF\*DF\*MF/4/K  
HRI=T/16  
TF=(T-HRI)/2  
WF=AF/TF  
WFA=WF/SIN(THETA)  
WFT=WF/COS(THETA)  
LU=L/6.4  
WRT=LU-WFT  
HR=WRT/10  
H=2\*HR+T  
W=LU/TAN(THETA)  
WRA=W-WFA  
LEPR=NRUC\*W

!POSITION DE RUC

\*IF,THETA,EQ,14.375,THEN  
XPOS=6 !MIN=1 ET MAX=NRUC-2  
\*ELSE  
XPOS=2  
\*ENDIF

XRUC=XPOS\*W

!CALCUL DES VARIABLES QUI AIDENTENT À CRÉER LA GÉOMÉTRIE

DIST=WRA\*SIN(THETA)  
DELT1=4\*DIST\*DIST/TF/TF  
DELT2=4\*HRI\*HRI/TF/TF-4  
DELTA=DELT1+DELT2  
DI=(2\*DIST/TF-SQRT(DELTA))/(2/TF-2\*HRI/TF/TF)  
YD=DI\*SIN(THETA)/SIN(2\*THETA)  
XD=DI\*COS(THETA)/SIN(2\*THETA)  
ALFA=ATAN((TF+HRI)/(DIST-DI))  
BETA=ATAN(TAN(ALFA)\*COS(90-2\*THETA))

X1=HRI/2.5/TAN(ALFA/2)  
X2=TF\*TAN(ALFA/4)  
XDSD=XD-(DI-X2+X1)/2/SIN(THETA)  
YDSD=YD-(DI-X2+X1)/2/COS(THETA)  
XDID=X1/2/SIN(THETA)  
YDID=X1/2/COS(THETA)

XDSG=(DI+(DI+X1-X2)\*COS(ALFA))/2/SIN(THETA)  
YDSG=(DI+(DI+X1-X2)\*COS(ALFA))/2/COS(THETA)  
ZS=(DI+X1-X2)\*SIN(ALFA)

XDIG=X1\*COS(ALFA)/2/SIN(THETA)  
YDIG=X1\*COS(ALFA)/2/COS(THETA)  
ZI=X1\*SIN(ALFA)

ALF=ATAN(2\*(TF+HRI)/W)  
A=HRI\*(COS(ALF)+COS(THETA))/3/SIN(ALF)/COS(THETA)  
BET=ATAN(2\*(TF+HRI)/WRA)  
RAD=SQRT(WRA\*WRA/4+(TF+HRI)\*(TF+HRI))  
GAM=ATAN((WFT/2-AF/T)/RAD)  
B=HRI\*(COS(THETA)+COS(GAM)\*COS(BET))/COS(THETA)/COS(GAM)/SIN(BET)/2.5  
XDIAG=W/2+(W-(8\*W/9))

## !CHOIX DU TYPE D'ÉLÉMENT

ET,1,SOLID92

## !PROPRIÉTÉS DES MATÉRIAUX DE LA TRESSE

MP,EX,1,E1  
 MP,EY,1,E2  
 MP,EZ,1,E3  
 MP,NUXY,1,NU12F  
 MP,NUXZ,1,NU13F  
 MP,NUYZ,1,NU23F  
 MP,GXY,1,G12  
 MP,GXZ,1,G13  
 MP,GYZ,1,G23

## !PROPRIÉTÉS DE MATÉRIAU DE RÉSINE

MP,EX,2,EM  
 MP,NUXY,2,NUM  
 MP,GXY,2,GM

## !!!! CRÉATION DES VOLUMES DES TRESSES !!!!

## !VOLU 5 SUP GAUCHE

K,1,XRUC-WFA/2+XDID,LU+HR-WRT/2-YDID,HR+TF+HRI  
 K,2,XRUC-WFA/2-XDSD,LU+HR-WRT/2+YDSD,HR+TF+HRI+TF  
 K,3,XRUC-XDSD,LU+HR-WRT/2+WFT/2+YDSD,HR+TF+HRI+TF  
 K,4,XRUC+XDID,LU+HR-WRT/2+WFT/2-YDID,HR+TF+HRI  
 K,5,XRUC+W/2,HR,HR+TF+HRI  
 K,6,XRUC+W/2,HR,HR+TF+HRI+TF  
 K,7,XRUC+W/2+WFA/2,HR+WFT/2,HR+TF+HRI+TF  
 K,8,XRUC+W/2+WFA/2,HR+WFT/2,HR+TF+HRI  
 V,1,2,3,4,5,6,7,8

K,9,XRUC+W-WRA/4,HR,HR  
 K,10,XRUC+W-WRA/4,HR,HR+TF+HRI+TF  
 K,11,XRUC+W-WRA/4,HR+AF/T,HR+TF+HRI+TF  
 K,12,XRUC+W-WRA/4,HR+AF/T,HR  
 V,5,6,7,8,9,10,11,12

LOCAL,21,0,XRUC+W/2,HR,HR+2\*TF+HRI,-ATAN((2\*WFT-4\*AF/T)/WRA)/2,,ATAN(4\*(TF+HRI)/(2\*W-WRA))/2  
 CSYS,0

LOCAL,22,0,XRUC+W-WRA/4,HR,HR  
 CSYS,0

K,13,XRUC+W,HR,HR  
 K,14,XRUC+W,HR,HR+TF+HRI+TF  
 K,15,XRUC+W,HR+AF/T,HR+TF+HRI+TF  
 K,16,XRUC+W,HR+AF/T,HR  
 V,9,10,11,12,13,14,15,16

## !VOLU 6 INF GAUCHE

K,17,XRUC+W+WFA/2+XDSD,LU+HR-WRT/2+YDSD,HR  
 K,18,XRUC+W+WFA/2-XDID,LU+HR-WRT/2-YDID,HR+TF  
 K,19,XRUC+W-XDID,LU+HR-WRT/2+WFT/2-YDID,HR+TF  
 K,20,XRUC+W+XDSD,LU+HR-WRT/2+WFT/2+YDSD,HR  
 K,21,XRUC+W/2,HR,HR  
 K,22,XRUC+W/2,HR,HR+TF  
 K,23,XRUC+W/2-WFA/2,HR+WFT/2,HR+TF  
 K,24,XRUC+W/2-WFA/2,HR+WFT/2,HR



V,17,18,19,20,21,22,23,24

K,25,XRUC+WRA/4,HR,HR  
 K,26,XRUC+WRA/4,HR,HR+HRI+2\*TF  
 K,27,XRUC+WRA/4,HR+AF/T,HR+TF+HRI+TF  
 K,28,XRUC+WRA/4,HR+AF/T,HR  
 V,21,22,23,24,25,26,27,28

LOCAL,23,0,XRUC+W/2,HR,HR+2\*TF+HRI,ATAN((2\*WFT-4\*AF/T)/WRA)/2,,ATAN(4\*(TF+HRI)/(2\*W-  
 WRA))/2  
 CSYS,0

K,29,XRUC,HR,HR  
 K,30,XRUC,HR,HR+TF+HRI+TF  
 K,31,XRUC,HR+AF/T,HR+TF+HRI+TF  
 K,32,XRUC,HR+AF/T,HR  
 V,25,26,27,28,29,30,31,32

K,33,XRUC+WRA/2,HR+WFT/2,HR+TF+HRI  
 K,34,XRUC+W-WRA/2,HR+WFT/2,HR+TF  
 K,35,XRUC+W/2,HR+WFT,HR+TF  
 K,36,XRUC+W/2,HR+WFT,HR+TF+HRI

!VOLUME 1 +THETA SUP

K,37,XRUC+W+WFA/2-XDID,2\*LU+HR-WRT/2-YDID,TF+HR+HRI  
 K,38,XRUC+W+WFA/2+XDSD,2\*LU+HR-WRT/2+YDSD,TF+TF+HR+HRI  
 K,39,XRUC+W+XDSD,2\*LU+HR+WFT/2-WRT/2+YDSD,TF+TF+HR+HRI  
 K,40,XRUC+W-XDID,2\*LU+HR+WFT/2-WRT/2-YDID,TF+HR+HRI  
 K,41,XRUC+W/2+XDID,YDID+3\*LU/2+HR-WFT/2-WRT/2,TF+HR+HRI  
 K,42,XRUC+W/2-XDSD,3\*LU/2-YDSD+HR-WFT/2-WRT/2,TF+TF+HR+HRI  
 K,43,XRUC+WRA/2-XDSD,2\*LU-YDSD+HR-WRT-WFT/2,TF+TF+HR+HRI  
 K,44,XRUC+WRA/2+XDID,YDID+2\*LU+HR-WRT-WFT/2,TF+HR+HRI  
 K,45,XRUC+W/2-XDIG,-YDIG+3\*LU/2+HR-WFT/2-WRT/2,TF+HR+HRI-ZI  
 K,46,XRUC+W/2-XDSG,3\*LU/2-YDSG+HR-WFT/2-WRT/2,TF+TF+HR+HRI-ZS  
 K,47,XRUC+WRA/2-XDSG,2\*LU-YDSG+HR-WRT-WFT/2,TF+TF+HR+HRI-ZS  
 K,48,XRUC+WRA/2-XDIG,-YDIG+2\*LU+HR-WRT-WFT/2,TF+HR+HRI-ZI

V,37,38,39,40,41,42,43,44  
 V,41,42,43,44,45,46,47,48

CSKP,11,0,41,37,44  
 CSYS,0

CSKP,13,0,45,41,48 !ALFA/2  
 CSYS,0

K,49,XRUC+WFA/2+XDSD,LU+HR+YDSG-WRT/2,HR+ZS  
 K,50,XRUC+WFA/2+XDID,YDIG+LU+HR-WRT/2,HR+TF+ZI  
 K,51,XRUC+XDID,YDIG+LU+HR+WFT/2-WRT/2,TF+HR+ZI  
 K,52,XRUC+XDSD,LU+HR+YDSG+WFT/2-WRT/2,HR+ZS  
 K,53,XRUC+WFA/2+XDSD,LU+HR+YDSG-WRT/2,HR  
 K,54,XRUC+WFA/2-XDID,-YDIG+LU+HR-WRT/2,HR+TF  
 K,55,XRUC-XDID,-YDIG+LU+HR+WFT/2-WRT/2,TF+HR  
 K,56,XRUC+XDSD,LU+HR+YDSG+WFT/2-WRT/2,HR

CSKP,14,0,49,45,52  
 CSYS,0

V,49,50,51,52,53,54,55,56  
 V,45,46,47,48,49,50,51,52

VSMM,Z,7,10,1

VGEN,2,11,14,1,W,LU,2\*HR+2\*TF+HRI  
 VGEN,2,11,14,1,-W,-LU,2\*HR+2\*TF+HRI  
 VDELE,11,14,1,1  
 NUMCMP,VOLU,ALL

VSYMM,X,7,18,1  
 VGEN,2,19,30,1,2\*XRUC+W,LU  
 VGEN,2,19,30,1,2\*XRUC,LU  
 VDELE,19,30,1,1  
 NUMCMP,VOLU,ALL

CSKP,15,0,86,82,88  
 CSYS,0

CSKP,16,0,89,86,92  
 CSYS,0

CSKP,12,0,2,6,3  
 CSYS,0

CSKP,17,0,269,274,272  
 CSYS,0

CSKP,18,0,266,269,268  
 CSYS,0

CSKP,19,0,161,165,163  
 CSYS,0

CSKP,20,0,165,170,167  
 CSYS,0

VGEN,2,1,3,1,-W  
 VGEN,2,4,6,1,W  
 VGEN,2,7,10,1,W  
 VGEN,2,7,18,1,W,2\*LU  
 VGEN,2,7,18,1,,2\*LU  
 VGEN,2,31,42,1,2\*W  
 VGEN,2,31,34,1,2\*W,-2\*LU  
 VGEN,2,7,10,1,-W  
 VGEN,2,39,42,1,-W

NUMCMP,AREA,ALL

ICRÉATION DES VOLUMES DE RÉSINE ENTRE TRESSSES

V,5,33,36,8,22,23,35,34

\*GET,NBKP,KP,0,NUM,MAX  
 K,NBKP+1,XRUC+WRA/2,HR+LU+WFT/2,HR+TF  
 K,NBKP+2,XRUC+W-WRA/2,HR+LU+WFT/2,HR+TF+HRI  
 K,NBKP+3,XRUC+W/2,HR+LU+WFT,HR+TF+HRI  
 K,NBKP+4,XRUC+W/2,HR+LU+WFT,HR+TF

A,509,48,45,262  
 A,262,45,266  
 A,45,41,266  
 A,41,266,268,510  
 A,510,268,264  
 A,510,511,512,264  
 A,509,44,511,512  
 A,44,509,48

A,510,511,44,41

A,509,512,264,262

```

*GET,NBAR,AREA,0,NUM,MAX
ASEL,S,,,NBAR-9,NBAR-2,1
ASEL,A,,,42
ASEL,A,,,NBAR-1
ASEL,A,,,273
ASEL,A,,,NBAR
VA,ALL
ALLS

```

```

VSYMM,Y,102
VGEN,2,103,,,W/2,2*HR+3*LU/2+WFT
VDELE,103,,,1
NUMCMP,VOLU,ALL

```

```

VSYMM,Z,102
VGEN,2,104,,,LU,2*HR+2*TF+HRI
VDELE,104,,,1
NUMCMP,VOLU,ALL

```

```

VSYMM,Z,103
VGEN,2,105,,,LU,2*HR+2*TF+HRI
VDELE,105,,,1
NUMCMP,VOLU,ALL

```

```

VGEN,2,101,,,W
VGEN,2,101,,,W

```

```

VGEN,2,102,,,W
VGEN,2,102,,,W
VGEN,2,102,,,2*LU
VGEN,2,102,,,W,2*LU
VGEN,2,102,,,W,2*LU

```

```

VGEN,2,103,,,W
VGEN,2,103,,,W,2*LU
VGEN,2,103,,,2*LU

```

```

VGEN,2,104,,,W
VGEN,2,104,,,W

```

```

VGEN,2,105,,,W

```

```

NUMCMP,VOLU,ALL
NUMCMP,AREA,ALL
NUMCMP,LINE,ALL
NUMCMP,KP,ALL

```

#### !DÉCOUPAGE DU SOUS-MODÈLE

```

*GET,NBKP,KP,0,NUM,MAX
K,NBKP+1,XRUC-W/9
K,NBKP+2,XRUC-W/9,,H
K,NBKP+3,XRUC-W/9,L,H
K,NBKP+4,XRUC-W/9,L
A,NBKP+1,NBKP+2,NBKP+3,NBKP+4

```

```

*GET,NBAR2,AREA,0,NUM,MAX

```

```

VSBA,ALL,NBAR2,,DELETE,DELETE

```

```

VSEL,S,LOC,X,XRUC-5*W,XRUC-W/11
VDELE,ALL,,,1
ALLS

```

```

NUMCMP,VOLU,ALL

```

NUMCMP,AREA,ALL  
 NUMCMP,LINE,ALL  
 NUMCMP,KP,ALL

\*GET,NBKP,KP,0,NUM,MAX  
 K,NBKP+1,XRUC+10\*W/9  
 K,NBKP+2,XRUC+10\*W/9,,H  
 K,NBKP+3,XRUC+10\*W/9,L,H  
 K,NBKP+4,XRUC+10\*W/9,L  
 A,NBKP+1,NBKP+2,NBKP+3,NBKP+4

\*GET,NBAR2,AREA,0,NUM,MAX

VSBA,ALL,NBAR2,,DELETE,DELETE

VSEL,S,LOC,X,XRUC+12\*W/11,XRUC+6\*W  
 VDELE,ALL,,,1  
 ALLS

NUMCMP,VOLU,ALL  
 NUMCMP,AREA,ALL  
 NUMCMP,LINE,ALL  
 NUMCMP,KP,ALL

\*GET,NBKP,KP,0,NUM,MAX  
 K,NBKP+1,XRUC-W,3\*LU+HR+WFT/2  
 K,NBKP+2,XRUC-W,3\*LU+HR+WFT/2,H  
 K,NBKP+3,XRUC+3\*W,3\*LU+HR+WFT/2,H  
 K,NBKP+4,XRUC+3\*W,3\*LU+HR+WFT/2  
 A,NBKP+1,NBKP+2,NBKP+3,NBKP+4

\*GET,NBAR2,AREA,0,NUM,MAX

VSBA,ALL,NBAR2,,DELETE,DELETE

VSEL,S,LOC,Y,3\*LU+HR+WFT/2,L  
 VDELE,ALL,,,1  
 ALLS

NUMCMP,VOLU,ALL  
 NUMCMP,AREA,ALL  
 NUMCMP,LINE,ALL  
 NUMCMP,KP,ALL

\*GET,NBKP,KP,0,NUM,MAX  
 K,NBKP+1,XRUC-W/2,5\*LU/2+HR-WRT/2  
 K,NBKP+2,XRUC-W/2,5\*LU/2+HR-WRT/2,H  
 K,NBKP+3,XRUC+W/2,3\*LU+HR+WFT/2,H  
 K,NBKP+4,XRUC+W/2,3\*LU+HR+WFT/2  
 A,NBKP+1,NBKP+2,NBKP+3,NBKP+4

\*GET,NBAR2,AREA,0,NUM,MAX

VSBA,ALL,NBAR2,,DELETE,DELETE

LOCAL,100,0,XRUC-W/2,5\*LU/2+HR-WRT/2,0,THETA  
 VSEL,S,LOC,Y,0,L  
 VDELE,ALL,,,1  
 ALLS

CSYS,0

NUMCMP,VOLU,ALL  
 NUMCMP,AREA,ALL  
 NUMCMP,LINE,ALL  
 NUMCMP,KP,ALL

```
*GET,NBKP,KP,0,NUM,MAX
K,NBKP+1,XRUC+3*W/2,5*LU/2+HR-WRT/2
K,NBKP+2,XRUC+3*W/2,5*LU/2+HR-WRT/2,H
K,NBKP+3,XRUC+W/2,3*LU+HR+WFT/2,H
K,NBKP+4,XRUC+W/2,3*LU+HR+WFT/2
A,NBKP+1,NBKP+2,NBKP+3,NBKP+4
```

```
*GET,NBAR2,AREA,0,NUM,MAX
```

```
VSBA,ALL,NBAR2,,DELETE,DELETE
```

```
LOCAL,101,0,XRUC+W/2,3*LU+HR+WFT/2,0,-THETA
VSEL,S,LOC,Y,0,L
VDELE,ALL,,,1
ALLS
```

```
CSYS,0
```

```
NUMCMP,VOLU,ALL
NUMCMP,AREA,ALL
```

```
!CRÉATION DU VOLUME DE RÉSINE
```

```
*GET,NBKP,KP,0,NUM,MAX
K,NBKP+1,XRUC+2*W-(8*W/9),,HR
K,NBKP+2,XRUC+2*W-(8*W/9),,H-HR
K,NBKP+3,XRUC+2*W-(8*W/9),3*LU+HR+WFT/2-XDIAG*TAN(THETA),H-HR
K,NBKP+4,XRUC+2*W-(8*W/9),3*LU+HR+WFT/2-XDIAG*TAN(THETA),HR
K,NBKP+5,XRUC+W/2,3*LU+HR+WFT/2,H-HR
K,NBKP+6,XRUC+W/2,3*LU+HR+WFT/2,HR
K,NBKP+7,XRUC-W+(8*W/9),,HR
K,NBKP+8,XRUC-W+(8*W/9),,H-HR
K,NBKP+9,XRUC-W+(8*W/9),3*LU+HR+WFT/2-XDIAG*TAN(THETA),H-HR
K,NBKP+10,XRUC-W+(8*W/9),3*LU+HR+WFT/2-XDIAG*TAN(THETA),HR
A,NBKP+1,NBKP+2,NBKP+8,NBKP+7
A,NBKP+1,NBKP+2,NBKP+3,NBKP+4
A,NBKP+3,NBKP+4,NBKP+6,NBKP+5
A,NBKP+5,NBKP+6,NBKP+10,NBKP+9
A,NBKP+9,NBKP+10,NBKP+7,NBKP+8
A,NBKP+1,NBKP+4,NBKP+6,NBKP+10,NBKP+7
A,NBKP+2,NBKP+3,NBKP+5,NBKP+9,NBKP+8
```

```
*GET,NBAR2,AREA,0,NUM,MAX
VA,NBAR2-6,NBAR2-5,NBAR2-4,NBAR2-3,NBAR2-2,NBAR2-1,NBAR2
```

```
*GET,NBVL2,VOLU,0,NUM,MAX
```

```
VSbv,NBVL2,ALL,,DELETE,KEEP
```

```
NUMCMP,VOLU,ALL
NUMCMP,AREA,ALL
```

```
!DÉCOUPAGE DES VOLUMES À VÉRIFIER À LA RUPTURE
```

```
*GET,NBKP,KP,0,NUM,MAX
K,NBKP+1,XRUC+WRA/4
K,NBKP+2,XRUC+WRA/4,,H
K,NBKP+3,XRUC+WRA/4,3*LU/2+WFT/2+HR+LU/2,H
K,NBKP+4,XRUC+WRA/4,3*LU/2+WFT/2+HR+LU/2
K,NBKP+5,XRUC+W-WRA/4
K,NBKP+6,XRUC+W-WRA/4,,H
K,NBKP+7,XRUC+W-WRA/4,3*LU/2+WFT/2+HR+LU/2,H
K,NBKP+8,XRUC+W-WRA/4,3*LU/2+WFT/2+HR+LU/2
K,NBKP+9,XRUC+W/2,2*LU+WFT/2+HR+LU/2,H
```

```

K,NBKP+10,XRUC+W/2,2*LU+WFT/2+HR+LU/2
A,NBKP+1,NBKP+2,NBKP+3,NBKP+4
A,NBKP+5,NBKP+6,NBKP+7,NBKP+8
A,NBKP+7,NBKP+8,NBKP+10,NBKP+9
A,NBKP+3,NBKP+4,NBKP+10,NBKP+9

```

```

*GET,NBAR,AREA,0,NUM,MAX
ASEL,S,,,NBAR-3,NBAR,1
CM,ARS4,AREA
ALLS

```

```

VSBA,ALL,ARS4,,DELETE,DELETE

```

```

VGLUE,ALL

```

```

NUMCMP,VOLU,ALL
NUMCMP,AREA,ALL

```

IGROUPER ET NOMMER LES VOLUMES EN FONCTION DE L'ORIENTATION DES FIBRES

```

VSEL,S,,,81,86,1
CM,RESIN21,VOLU
ALLS

```

```

VSEL,S,LOC,Y,0,HR/1.5
CM,RESIN22,VOLU
ALLS

```

```

CMSEL,S,RESIN21
CMSEL,A,RESIN22
CM,RESIN2,VOLU
ALLS

```

```

VSEL,S,LOC,Z,HR+TF+HRI/4,HR+TF+3*HRI/4
CMSEL,U,RESIN2
VSEL,R,LOC,Y,HR+AF/T,HR+LU-WRT/4
CM,RESIN11,VOLU
ALLS

```

```

VSEL,S,LOC,Z,HR+TF+HRI/4,HR+TF+3*HRI/4
CMSEL,U,RESIN2
VSEL,R,LOC,Y,HR+LU+WRT/4,HR+2*LU-WRT/4
CM,RESIN12,VOLU
ALLS

```

```

VSEL,S,LOC,Z,HR+TF+HRI/4,HR+TF+3*HRI/4
CMSEL,U,RESIN2
VSEL,R,LOC,Y,HR+2*LU+WFT/6,HR+3*LU-WRT/2
CM,RESIN13,VOLU
ALLS

```

```

VSEL,S,LOC,Z,HR+TF+HRI/4,HR+TF+3*HRI/4
CMSEL,U,RESIN2
VSEL,R,LOC,Y,HR+3*LU+WFT/6,HR+4*LU
CM,RESIN14,VOLU
ALLS

```

```

CMSEL,S,RESIN11
CMSEL,A,RESIN12
CMSEL,A,RESIN13
CMSEL,A,RESIN14
CM,RESIN1,VOLU
ALLS

```

```

VSEL,S,,,ALL
CMSEL,U,RESIN1

```

CMSEL,U,RESIN2  
CM,VFIBT,VOLU  
ALLS

CMSEL,S,RESIN1  
CMSEL,A,RESIN2  
VATT,2,,1,0  
ALLS

CMSEL,S,VFIBT  
VSEL,R,LOC,Z,HR+TF+2\*HRI,H  
VSEL,R,LOC,Y,HR+LU+WFT/2-WRT/6,HR+2\*LU-WRT/2  
CM,VF111T,VOLU  
ALLS

CMSEL,S,VFIBT  
VSEL,R,LOC,Z,HR+TF+2\*HRI,H  
VSEL,R,LOC,Y,HR+3\*LU+WFT/5,L/2+LU  
VSEL,R,LOC,X,XRUC+W/2-WRA/6,XRUC+W/2+WRA/6  
CM,VF112T,VOLU  
ALLS

CMSEL,S,VFIBT  
VSEL,R,LOC,Z,HR+TF+2\*HRI,H  
VSEL,R,LOC,Y,HR+WFT/2,HR+LU-WRT/2  
CM,VF121T,VOLU  
ALLS

CMSEL,S,VFIBT  
VSEL,R,LOC,Z,HR+TF+2\*HRI,H  
VSEL,R,LOC,Y,HR+2\*LU+WFT/2-WFT/20,HR+3\*LU-WRT/2  
CM,VF122T,VOLU  
ALLS

CMSEL,S,VFIBT  
VSEL,R,LOC,Y,0,HR+AF/T/1.6  
VSEL,R,LOC,X,XRUC-W,XRUC+WRA/4  
CM,DR221T,VOLU  
ALLS

CMSEL,S,VFIBT  
VSEL,R,LOC,Y,0,HR+AF/T/1.6  
VSEL,R,LOC,X,XRUC+W-WRA/4,XRUC+2\*W  
CM,DR222T,VOLU  
ALLS

CMSEL,S,DR221T  
CMSEL,A,DR222T  
CM,DR22T,VOLU  
ALLS

CMSEL,S,VFIBT  
VSEL,R,LOC,Y,0,HR+AF/T/1.6  
VSEL,R,LOC,X,XRUC+W/2,XRUC+W-WRA/4  
CM,DR21T,VOLU  
ALLS

CMSEL,S,VFIBT  
VSEL,R,LOC,Z,HR+TF+2\*HRI,H  
CMSEL,U,VF111T  
CMSEL,U,VF122T  
VSEL,R,LOC,Y,HR+2\*LU-WRT/2,HR+2\*LU  
VSEL,R,LOC,X,XRUC,XRUC+W/2-W/8  
CM,VF151T,VOLU  
ALLS

CMSEL,S,VFIBT  
VSEL,R,LOC,Z,HR+TF+2\*HRI,H  
CMSEL,U,VF111T  
CMSEL,U,VF122T  
VSEL,R,LOC,Y,HR+2\*LU-WRT/2,HR+2\*LU  
VSEL,R,LOC,X,XRUC+W,XRUC+3\*W/2  
CM,VF152T,VOLU  
ALLS

CMSEL,S,VFIBT  
VSEL,R,LOC,Z,HR+TF+2\*HRI,H  
CMSEL,U,VF111T  
CMSEL,U,VF122T  
VSEL,R,LOC,Y,HR+2\*LU,HR+2\*LU+WFT/2  
CMSEL,U,VF151T  
VSEL,R,LOC,X,XRUC+WRA/4,XRUC+W  
CM,VF191T,VOLU  
ALLS

CMSEL,S,VFIBT  
VSEL,R,LOC,Z,HR+TF+2\*HRI,H  
CMSEL,U,VF111T  
CMSEL,U,VF121T  
CMSEL,U,VF112T  
CMSEL,U,VF122T  
CMSEL,U,VF151T  
CMSEL,U,DR22T  
VSEL,R,LOC,Y,HR+LU,HR+L/2  
VSEL,R,LOC,X,XRUC+WRA/4,XRUC+W/2  
CM,VF131T,VOLU  
ALLS

CMSEL,S,VFIBT  
VSEL,R,LOC,Z,HR+TF+3\*HRI,H  
CMSEL,U,VF111T  
CMSEL,U,VF121T  
CMSEL,U,VF112T  
CMSEL,U,VF122T  
CMSEL,U,VF152T  
CMSEL,U,VF151T  
CMSEL,U,VF131T  
CMSEL,U,VF191T  
VSEL,R,LOC,Y,HR+LU-WRT/2,HR+L/2  
CM,VF171T,VOLU  
ALLS

CMSEL,S,VFIBT  
VSEL,R,LOC,Z,0,HR+TF  
VSEL,R,LOC,Y,HR+WFT/2,HR+LU-WRT/2  
CM,VF113T,VOLU  
ALLS

CMSEL,S,VFIBT  
VSEL,R,LOC,Z,0,HR+TF  
VSEL,R,LOC,Y,HR+2\*LU+WFT/2,HR+3\*LU-WRT/2  
CM,VF114T,VOLU  
ALLS

CMSEL,S,VFIBT  
VSEL,R,LOC,Z,0,HR+TF  
VSEL,R,LOC,Y,HR+LU+WFT/2,HR+2\*LU-WRT/2  
CM,VF123T,VOLU  
ALLS

CMSEL,S,VFIBT  
VSEL,R,LOC,Z,0,HR+TF



VSEL,R,LOC,Y,HR+3\*LU+WRT/8,HR+L/2  
 VSEL,R,LOC,X,XRUC+W/2-WRA/4,XRUC+W/2+WRA/4  
 CM,VF124T,VOLU  
 ALLS

CMSEL,S,VFIBT  
 VSEL,R,LOC,Y,0,HR+AF/T/1.6  
 VSEL,R,LOC,X,XRUC+WRA/4,XRUC+W/2  
 CM,DR23T,VOLU  
 ALLS

CMSEL,S,VF111T  
 CMSEL,A,VF112T  
 CMSEL,A,VF113T  
 CMSEL,A,VF114T  
 CM,VF11T,VOLU  
 ALLS

CMSEL,S,VF121T  
 CMSEL,A,VF122T  
 CMSEL,A,VF123T  
 CMSEL,A,VF124T  
 CM,VF12T,VOLU  
 ALLS

CMSEL,S,VFIBT  
 VSEL,R,LOC,Z,0,HR+TF  
 CMSEL,U,VF12T  
 VSEL,R,LOC,Y,HR+LU-WRT/2,HR+LU  
 VSEL,R,LOC,X,XRUC-WRA/4,XRUC+W/2  
 CM,VF132T,VOLU  
 ALLS

CMSEL,S,VFIBT  
 VSEL,R,LOC,Z,0,HR+TF  
 CMSEL,U,VF12T  
 VSEL,R,LOC,Y,HR+LU-WRT/2,HR+LU  
 VSEL,R,LOC,X,XRUC+W,XRUC+2\*W  
 CM,VF133T,VOLU  
 ALLS

CMSEL,S,VFIBT  
 VSEL,R,LOC,Z,0,HR+TF  
 CMSEL,U,VF11T  
 VSEL,R,LOC,Y,HR+3\*LU-WRT/2,HR+L/2  
 VSEL,R,LOC,X,XRUC,XRUC+W/2-WRA/4  
 CM,VF134T,VOLU  
 ALLS

CMSEL,S,VF131T  
 CMSEL,A,VF132T  
 CMSEL,A,VF133T  
 CMSEL,A,VF134T  
 CM,VF13T,VOLU  
 ALLS

CMSEL,S,VFIBT  
 VSEL,R,LOC,Z,0,HR+TF  
 CMSEL,U,VF11T  
 VSEL,R,LOC,Y,HR+2\*LU,HR+2\*LU+WFT/2  
 VSEL,R,LOC,X,XRUC,XRUC+W/2  
 CM,VF153T,VOLU  
 ALLS

CMSEL,S,VF151T

CMSEL,A,VF152T  
 CMSEL,A,VF153T  
 CM,VF15T,VOLU  
 ALLS

CMSEL,S,VFIBT  
 VSEL,R,LOC,Z,0,HR+TF  
 CMSEL,U,VF12T  
 VSEL,R,LOC,Y,HR+LU,HR+LU+WFT/2  
 VSEL,R,LOC,X,XRUC+WRA/4,XRUC+W-WRA/4  
 CMSEL,U,VF13T  
 CM,VF172T,VOLU  
 ALLS

CMSEL,S,VFIBT  
 VSEL,R,LOC,Z,0,HR+TF  
 CMSEL,U,VF12T  
 VSEL,R,LOC,Y,HR+3\*LU,HR+L/2  
 VSEL,R,LOC,X,XRUC,XRUC+W  
 CMSEL,U,VF13T  
 CM,VF173T,VOLU  
 ALLS

CMSEL,S,VF171T  
 CMSEL,A,VF172T  
 CMSEL,A,VF173T  
 CM,VF17T,VOLU  
 ALLS

CMSEL,S,VFIBT  
 VSEL,R,LOC,Z,0,HR+TF  
 CMSEL,U,VF15T  
 VSEL,R,LOC,Y,HR+2\*LU-WRT/2,HR+2\*LU+WFT/2-WRT/2  
 CMSEL,U,VF11T  
 CM,VF192T,VOLU  
 ALLS

CMSEL,S,VF191T  
 CMSEL,A,VF192T  
 CM,VF19T,VOLU  
 ALLS

CMSEL,S,VFIBT  
 VSEL,R,LOC,Z,HR+TF-2\*HRI,HR+TF+3\*HRI  
 VSEL,R,LOC,Y,HR+LU,HR+LU+WFT/2  
 VSEL,R,LOC,X,XRUC,XRUC+W/2  
 CM,VF141T,VOLU  
 ALLS

CMSEL,S,VFIBT  
 VSEL,R,LOC,Z,HR+TF-2\*HRI,HR+TF+3\*HRI  
 VSEL,R,LOC,Y,HR+LU,HR+LU+WFT/2  
 VSEL,R,LOC,X,XRUC+W,XRUC+3\*W/2  
 CM,VF142T,VOLU  
 ALLS

CMSEL,S,VFIBT  
 VSEL,R,LOC,Z,HR+TF-2\*HRI,HR+TF+3\*HRI  
 VSEL,R,LOC,Y,HR+3\*LU-WRT/2,HR+3\*LU+WFT/2  
 VSEL,R,LOC,X,XRUC,XRUC+W/2  
 CM,VF143T,VOLU  
 ALLS

CMSEL,S,VF141T  
 CMSEL,A,VF142T  
 CMSEL,A,VF143T

CM,VF14T,VOLU  
ALLS

CMSEL,S,VFIBT  
VSEL,R,LOC,Z,HR+TF-2\*HRI,HR+TF+3\*HRI  
VSEL,R,LOC,Y,HR+2\*LU-WRT/4,HR+2\*LU+WFT/2  
VSEL,R,LOC,X,XRUC,XRUC+W/2  
CM,VF161T,VOLU  
ALLS

CMSEL,S,VFIBT  
VSEL,R,LOC,Z,HR+TF-2\*HRI,HR+TF+3\*HRI  
VSEL,R,LOC,Y,HR+2\*LU,HR+2\*LU+WFT/2  
VSEL,R,LOC,X,XRUC+W,XRUC+3\*W/2  
CM,VF162T,VOLU  
ALLS

CMSEL,S,VF161T  
CMSEL,A,VF162T  
CM,VF16T,VOLU  
ALLS

CMSEL,S,VFIBT  
VSEL,R,LOC,Z,HR+TF-2\*HRI,HR+TF+3\*HRI  
VSEL,R,LOC,Y,HR+2\*LU-WRT/4,HR+2\*LU+WFT/2  
CMSEL,U,VF16T  
CM,VF20T,VOLU  
ALLS

CMSEL,S,VFIBT  
VSEL,R,LOC,Z,HR+TF-2\*HRI,HR+TF+3\*HRI  
VSEL,R,LOC,Y,HR+LU,HR+3\*LU+WFT/2  
CMSEL,U,VF16T  
CMSEL,U,VF14T  
CMSEL,U,VF20T  
CM,VF18T,VOLU  
ALLS

!ATTACHER LES SYSTÈMES PRINCIPAUX ET LES PROPRIÉTÉS  
DES MATÉRIAUX À CHAQUE GROUPE DES VOLUMES

CMSEL,S,VF11T  
VATT,1,,1,11  
ALLS

CMSEL,S,VF12T  
VATT,1,,1,12  
ALLS

CMSEL,S,VF13T  
VATT,1,,1,13  
ALLS

CMSEL,S,VF14T  
VATT,1,,1,14  
ALLS

CMSEL,S,VF15T  
VATT,1,,1,15  
ALLS

CMSEL,S,VF16T  
VATT,1,,1,16  
ALLS

CMSEL,S,VF17T

VATT,1,,1,17  
ALLS

CMSEL,S,VF18T  
VATT,1,,1,18  
ALLS

CMSEL,S,VF19T  
VATT,1,,1,19  
ALLS

CMSEL,S,VF20T  
VATT,1,,1,20  
ALLS

CMSEL,S,DR21T  
VATT,1,,1,21  
ALLS

CMSEL,S,DR22T  
VATT,1,,1,22  
ALLS

CMSEL,S,DR23T  
VATT,1,,1,23  
ALLS

INOMMER LES GROUPES DES VOLUMES À VÉRIFIER

CMSEL,S,VF11T  
VSEL,R,LOC,X,XRUC+WRA/4,XRUC+W-WRA/4  
VSEL,R,LOC,Y,0,HR+2\*LU+WFT  
CM,VF11,VOLU  
ALLS

CMSEL,S,VF12T  
VSEL,R,LOC,X,XRUC+WRA/4,XRUC+W-WRA/4  
VSEL,R,LOC,Y,0,HR+2\*LU+WFT  
CM,VF12,VOLU  
ALLS

CMSEL,S,VF13T  
VSEL,R,LOC,X,XRUC+WRA/4,XRUC+W-WRA/4  
VSEL,R,LOC,Y,0,HR+2\*LU+WFT  
CM,VF13,VOLU  
ALLS

CMSEL,S,VF14T  
VSEL,R,LOC,X,XRUC+WRA/4,XRUC+W-WRA/4  
VSEL,R,LOC,Y,0,HR+2\*LU+WFT  
CM,VF14,VOLU  
ALLS

CMSEL,S,VF15T  
VSEL,R,LOC,X,XRUC+WRA/4,XRUC+W-WRA/4  
VSEL,R,LOC,Y,0,HR+2\*LU+WFT  
CM,VF15,VOLU  
ALLS

CMSEL,S,VF16T  
VSEL,R,LOC,X,XRUC+WRA/4,XRUC+W-WRA/4  
VSEL,R,LOC,Y,0,HR+2\*LU+WFT  
CM,VF16,VOLU  
ALLS

CMSEL,S,VF17T

VSEL,R,LOC,X,XRUC+WRA/4,XRUC+W-WRA/4  
 VSEL,R,LOC,Y,0,HR+2\*LU+WFT  
 CM,VF17,VOLU  
 ALLS

CMSEL,S,VF18T  
 VSEL,R,LOC,X,XRUC+WRA/4,XRUC+W-WRA/4  
 VSEL,R,LOC,Y,0,HR+2\*LU+WFT  
 CM,VF18,VOLU  
 ALLS

CMSEL,S,VF19T  
 VSEL,R,LOC,X,XRUC+WRA/4,XRUC+W-WRA/4  
 VSEL,R,LOC,Y,0,HR+2\*LU+WFT  
 CM,VF19,VOLU  
 ALLS

CMSEL,S,VF20T  
 VSEL,R,LOC,X,XRUC+WRA/4,XRUC+W-WRA/4  
 VSEL,R,LOC,Y,0,HR+2\*LU+WFT  
 CM,VF20,VOLU  
 ALLS

CMSEL,S,DR21T  
 VSEL,R,LOC,X,XRUC+WRA/4,XRUC+W-WRA/4  
 VSEL,R,LOC,Y,0,HR+2\*LU+WFT  
 CM,DR21,VOLU  
 ALLS

CMSEL,S,DR22T  
 VSEL,R,LOC,X,XRUC,XRUC+W  
 VSEL,R,LOC,Y,0,HR+2\*LU+WFT  
 CM,DR22,VOLU  
 ALLS

CMSEL,S,DR23T  
 VSEL,R,LOC,X,XRUC+WRA/4,XRUC+W-WRA/4  
 VSEL,R,LOC,Y,0,HR+2\*LU+WFT  
 CM,DR23,VOLU  
 ALLS

CMSEL,S,RESIN1  
 CMSEL,A,RESIN2  
 VSEL,R,LOC,X,XRUC+WRA/4,XRUC+W-WRA/4  
 VSEL,R,LOC,Y,0,HR+2\*LU+WFT/1.8  
 CM,RESIN,VOLU  
 ALLS

CMSEL,S,VFIBT  
 VSEL,R,LOC,X,XRUC+WRA/4,XRUC+W-WRA/4  
 VSEL,R,LOC,Y,0,HR+2\*LU+WFT  
 CMSEL,A,DR22  
 CM,VFIB,VOLU  
 ALLS

!MAILLAGE DES VOLUMES

ESIZE,TF/2  
 VMESH,RESIN1

ESIZE,TF/1.8  
 VMESH,RESIN2

ESIZE,TF/1.7  
 VMESH,VFIBT

!ROTATION DE TOUS LES NOEUDS DANS LE SYSTÈME GLOBAL

CSYS,0  
 NSEL,S,NODE,,ALL  
 NROTAT,ALL  
 ALLS

!SÉLECTION DES NOEUDS DES FRONTIÈRES

CSYS,0  
 NSEL,S,LOC,X,XRUC-W/9-0.001,XRUC-W/9+0.001  
 NSEL,A,LOC,X,XRUC+10\*W/9-0.001,XRUC+10\*W/9+0.001  
 CSYS,100  
 NSEL,A,LOC,Y,0-0.001,0+0.001  
 CSYS,101  
 NSEL,A,LOC,Y,0-0.001,0+0.001  
 NWRITE  
 ALLS

FINI

SAVE

!!  
 !!!!! CALCUL DES CONDITIONS AUX FRONTIÈRES DU SOUS-MODÈLE !!!!!!!  
 !!!

/POST1  
 RESUME,MACRO\_MEC,DB  
 FILE,MACRO\_MEC,RST  
 CBDOF,,,,,,,,0,0  
 FINI

!!  
 !!!!! POSER LES CONDITIONS AUX FRONTIÈRES DE SOUS-MODÈLE !!!!!!!  
 !!!

/PREP7  
 RESUME  
 /INPUT,CBDO,,:CB1  
 FINI

!!  
 !!!!!!!!!!!!!!!!! ANALYSE DE SOUS-MODÈLE !!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!  
 !!!

/SOLU  
 SOLVE  
 FINI

/POST1

!!  
 !!!!! VERIFICATION AVEC LE CRITÈRE DE CONTRAINTE !!!!!  
 !!!!! MAXIMALE PAR NOEUD !!!!!  
 !!!

!!! MAXIMUMS DE SX, SY, SZ, SYZ, SXZ, SXY POUR LES VOLUMES VF11 !!!

CMSEL,S,VF11  
 ESLV,S  
 RSYS,11

!MAXIMUM DE SX  
 NSORT,S,X,0,1  
 \*GET,SX11, SORT,0,MAX

!CONDITIONS SUR COMPRESSION OU TRACTION

\*IF,SX11,GE,0,THEN

CRTX11=SLPLUS-SX11

\*ELSE

CRTX11=SLMOINS+SX11

\*ENDIF

!MAXIMUM DE SY

NSORT,S,Y,0,1

\*GET,SY11,SORT,0,MAX

!CONDITIONS SUR COMPRESION OU TRACTION

\*IF,SY11,GE,0,THEN

CRTY11=STPLUS-SY11

\*ELSE

CRTY11=STMOINS+SY11

\*ENDIF

!MAXIMUM DE SZ

NSORT,S,Z,0,1

\*GET,SZ11,SORT,0,MAX

!CONDITIONS SUR COMPRESION OU TRACTION

\*IF,SZ11,GE,0,THEN

CRTZ11=STPLUS-SZ11

\*ELSE

CRTZ11=STMOINS+SZ11

\*ENDIF

!MAXIMUM DE SXY

NSORT,S,XY,0,1

\*GET,SXY11,SORT,0,MAX

!CONDITIONS SUR NEGATIVE OU POSITIVE

\*IF,SXY11,GE,0,THEN

CRTXY11=SLT-SXY11

\*ELSE

CRTXY11=SLT+SXY11

\*ENDIF

!MAXIMUM DE SXZ

NSORT,S,XZ,0,1

\*GET,SXZ11,SORT,0,MAX

!CONDITIONS SUR NEGATIVE OU POSITIVE

\*IF,SXZ11,GE,0,THEN

CRTXZ11=SLT-SXZ11

\*ELSE

CRTXZ11=SLT+SXZ11

\*ENDIF

!MAXIMUM DE SYZ

NSORT,S,YZ,0,1

\*GET,SYZ11,SORT,0,MAX

!CONDITIONS SUR NEGATIVE OU POSITIVE

\*IF,SYZ11,GE,0,THEN

CRTYZ11=STZ-SYZ11

\*ELSE

CRTYZ11=STZ+SYZ11

\*ENDIF

!!! MAXIMUMS DE SX, SY, SZ, SYZ, SXZ, SXY POUR LES VOLUMES VF12 !!!

CMSSEL,S,VF12

ESLV,S  
RSYS,12

!MAXIMUM DE SX  
NSORT,S,X,0,1  
\*GET,SX12, SORT,0,MAX

!CONDITIONS SUR COMPRESSION OU TRACTION  
\*IF,SX12,GE,0,THEN  
CRTX12=SLPLUS-SX12  
\*ELSE  
CRTX12=SLMOINS+SX12  
\*ENDIF

!MAXIMUM DE SY  
NSORT,S,Y,0,1  
\*GET,SY12, SORT,0,MAX

!CONDITIONS SUR COMPRESION OU TRACTION  
\*IF,SY12,GE,0,THEN  
CRTY12=STPLUS-SY12  
\*ELSE  
CRTY12=STMOINS+SY12  
\*ENDIF

!MAXIMUM DE SZ  
NSORT,S,Z,0,1  
\*GET,SZ12, SORT,0,MAX

!CONDITIONS SUR COMPRESSION OU TRACTION  
\*IF,SZ12,GE,0,THEN  
CRTZ12=STPLUS-SZ12  
\*ELSE  
CRTZ12=STMOINS+SZ12  
\*ENDIF

!MAXIMUM DE SXY  
NSORT,S,XY,0,1  
\*GET,SXY12, SORT,0,MAX

!CONDITIONS SUR NEGATIVE OU POSITIVE  
\*IF,SXY12,GE,0,THEN  
CRTXY12=SLT-SXY12  
\*ELSE  
CRTXY12=SLT+SXY12  
\*ENDIF

!MAXIMUM DE SXZ  
NSORT,S,XZ,0,1  
\*GET,SXZ12, SORT,0,MAX

!CONDITIONS SUR NEGATIVE OU POSITIVE  
\*IF,SXZ12,GE,0,THEN  
CRTXZ12=SLT-SXZ12  
\*ELSE  
CRTXZ12=SLT+SXZ12  
\*ENDIF

!MAXIMUM DE SYZ  
NSORT,S,YZ,0,1  
\*GET,SYZ12, SORT,0,MAX

!CONDITIONS SUR NEGATIVE OU POSITIVE  
\*IF,SYZ12,GE,0,THEN  
CRTYZ12=STZ-SYZ12  
\*ELSE



```
CRTYZ12=STZ+SYZ12
*ENDIF
```

```
!!! MAXIMUMS DE SX, SY, SZ, SYZ, SXZ, SXY POUR LES VOLUMES VF13 !!!
```

```
CMSEL,S,VF13
ESLV,S
RSYS,13
```

```
!MAXIMUM DE SX
NSORT,S,X,0,1
*GET,SX13, SORT,0,MAX
```

```
!CONDITIONS SUR COMPRESSION OU TRACTION
*IF,SX13,GE,0,THEN
CRTX13=SLPLUS-SX13
*ELSE
CRTX13=SLMOINS+SX13
*ENDIF
```

```
!MAXIMUM DE SY
NSORT,S,Y,0,1
*GET,SY13, SORT,0,MAX
```

```
!CONDITIONS SUR COMPRESION OU TRACTION
*IF,SY13,GE,0,THEN
CRTY13=STPLUS-SY13
*ELSE
CRTY13=STMOINS+SY13
*ENDIF
```

```
!MAXIMUM DE SZ
NSORT,S,Z,0,1
*GET,SZ13, SORT,0,MAX
```

```
!CONDITIONS SUR COMPRESION OU TRACTION
*IF,SZ13,GE,0,THEN
CRTZ13=STPLUS-SZ13
*ELSE
CRTZ13=STMOINS+SZ13
*ENDIF
```

```
!MAXIMUM DE SXY
NSORT,S,XY,0,1
*GET,SXY13, SORT,0,MAX
```

```
!CONDITIONS SUR NEGATIVE OU POSITIVE
*IF,SXY13,GE,0,THEN
CRTXY13=SLT-SXY13
*ELSE
CRTXY13=SLT+SXY13
*ENDIF
```

```
!MAXIMUM DE SXZ
NSORT,S,XZ,0,1
*GET,SXZ13, SORT,0,MAX
```

```
!CONDITIONS SUR NEGATIVE OU POSITIVE
*IF,SXZ13,GE,0,THEN
CRTXZ13=SLT-SXZ13
*ELSE
CRTXZ13=SLT+SXZ13
*ENDIF
```

```
!MAXIMUM DE SYZ
NSORT,S,YZ,0,1
```

```
*GET,SYZ13, SORT,0,MAX
```

```
!CONDITIONS SUR NEGATIVE OU POSITIVE
```

```
*IF,SYZ13,GE,0,THEN
```

```
CRTYZ13=STZ-SYZ13
```

```
*ELSE
```

```
CRTYZ13=STZ+SYZ13
```

```
*ENDIF
```

```
!!! MAXIMUMS DE SX, SY, SZ, SYZ, SXZ, SXY POUR LES VOLUMES VF14 !!!
```

```
CMSSEL,S,VF14
```

```
ESLV,S
```

```
RSYS,14
```

```
!MAXIMUM DE SX
```

```
NSORT,S,X,0,1
```

```
*GET,SX14, SORT,0,MAX
```

```
!CONDITIONS SUR COMPRESSION OU TRACTION
```

```
*IF,SX14,GE,0,THEN
```

```
CRTX14=SLPLUS-SX14
```

```
*ELSE
```

```
CRTX14=SLMOINS+SX14
```

```
*ENDIF
```

```
!MAXIMUM DE SY
```

```
NSORT,S,Y,0,1
```

```
*GET,SY14, SORT,0,MAX
```

```
!CONDITIONS SUR COMPRESION OU TRACTION
```

```
*IF,SY14,GE,0,THEN
```

```
CRTY14=STPLUS-SY14
```

```
*ELSE
```

```
CRTY14=STMOINS+SY14
```

```
*ENDIF
```

```
!MAXIMUM DE SZ
```

```
NSORT,S,Z,0,1
```

```
*GET,SZ14, SORT,0,MAX
```

```
!CONDITIONS SUR COMPRESION OU TRACTION
```

```
*IF,SZ14,GE,0,THEN
```

```
CRTZ14=STPLUS-SZ14
```

```
*ELSE
```

```
CRTZ14=STMOINS+SZ14
```

```
*ENDIF
```

```
!MAXIMUM DE SXY
```

```
NSORT,S,XY,0,1
```

```
*GET,SXY14, SORT,0,MAX
```

```
!CONDITIONS SUR NEGATIVE OU POSITIVE
```

```
*IF,SXY14,GE,0,THEN
```

```
CRTXY14=SLT-SXY14
```

```
*ELSE
```

```
CRTXY14=SLT+SXY14
```

```
*ENDIF
```

```
!MAXIMUM DE SXZ
```

```
NSORT,S,XZ,0,1
```

```
*GET,SXZ14, SORT,0,MAX
```

```
!CONDITIONS SUR NEGATIVE OU POSITIVE
```

```
*IF,SXZ14,GE,0,THEN
```

```
CRTXZ14=SLT-SXZ14
```

```
*ELSE
CRTXZ14=SLT+SXZ14
*ENDIF
```

```
!MAXIMUM DE SYZ
NSORT,S,YZ,0,1
*GET,SYZ14, SORT,0,MAX
```

```
!CONDITIONS SUR NEGATIVE OU POSITIVE
*IF,SYZ14,GE,0,THEN
CRTYZ14=STZ-SYZ14
*ELSE
CRTYZ14=STZ+SYZ14
*ENDIF
```

```
!!! MAXIMUMS DE SX, SY, SZ, SYZ, SXZ, SXY POUR LES VOLUMES VF15 !!!
```

```
CMSEL,S,VF15
ESLV,S
RSYS,15
```

```
!MAXIMUM DE SX
NSORT,S,X,0,1
*GET,SX15, SORT,0,MAX
```

```
!CONDITIONS SUR COMPRESSION OU TRACTION
*IF,SX15,GE,0,THEN
CRTX15=SLPLUS-SX15
*ELSE
CRTX15=SLMOINS+SX15
*ENDIF
```

```
!MAXIMUM DE SY
NSORT,S,Y,0,1
*GET,SY15, SORT,0,MAX
```

```
!CONDITIONS SUR COMPRESION OU TRACTION
*IF,SY15,GE,0,THEN
CRTY15=STPLUS-SY15
*ELSE
CRTY15=STMOINS+SY15
*ENDIF
```

```
!MAXIMUM DE SZ
NSORT,S,Z,0,1
*GET,SZ15, SORT,0,MAX
```

```
!CONDITIONS SUR COMPRESION OU TRACTION
*IF,SZ15,GE,0,THEN
CRTZ15=STPLUS-SZ15
*ELSE
CRTZ15=STMOINS+SZ15
*ENDIF
```

```
!MAXIMUM DE SXY
NSORT,S,XY,0,1
*GET,SXY15, SORT,0,MAX
```

```
!CONDITIONS SUR NEGATIVE OU POSITIVE
*IF,SXY15,GE,0,THEN
CRTXY15=SLT-SXY15
*ELSE
CRTXY15=SLT+SXY15
*ENDIF
```

```
!MAXIMUM DE SXZ
```

```
NSORT,S,XZ,0,1
*GET,SXZ15, SORT,0,MAX
```

```
!CONDITIONS SUR NEGATIVE OU POSITIVE
*IF,SXZ15,GE,0,THEN
CRTXZ15=SLT-SXZ15
*ELSE
CRTXZ15=SLT+SXZ15
*ENDIF
```

```
!MAXIMUM DE SYZ
NSORT,S,YZ,0,1
*GET,SYZ15, SORT,0,MAX
```

```
!CONDITIONS SUR NEGATIVE OU POSITIVE
*IF,SYZ15,GE,0,THEN
CRTYZ15=STZ-SYZ15
*ELSE
CRTYZ15=STZ+SYZ15
*ENDIF
```

!!! MAXIMUMS DE SX, SY, SZ, SYZ, SXZ, SXY POUR LES VOLUMES VF16 !!!

```
CMSEL,S,VF16
ESLV,S
RSYS,16
```

```
!MAXIMUM DE SX
NSORT,S,X,0,1
*GET,SX16, SORT,0,MAX
```

```
!CONDITIONS SUR COMPRESSION OU TRACTION
*IF,SX16,GE,0,THEN
CRTX16=SLPLUS-SX16
*ELSE
CRTX16=SLMOINS+SX16
*ENDIF
```

```
!MAXIMUM DE SY
NSORT,S,Y,0,1
*GET,SY16, SORT,0,MAX
```

```
!CONDITIONS SUR COMPRESION OU TRACTION
*IF,SY16,GE,0,THEN
CRTY16=STPLUS-SY16
*ELSE
CRTY16=STMOINS+SY16
*ENDIF
```

```
!MAXIMUM DE SZ
NSORT,S,Z,0,1
*GET,SZ16, SORT,0,MAX
```

```
!CONDITIONS SUR COMPRESION OU TRACTION
*IF,SZ16,GE,0,THEN
CRTZ16=STPLUS-SZ16
*ELSE
CRTZ16=STMOINS+SZ16
*ENDIF
```

```
!MAXIMUM DE SXY
NSORT,S,XY,0,1
*GET,SXY16, SORT,0,MAX
```

```
!CONDITIONS SUR NEGATIVE OU POSITIVE
*IF,SXY16,GE,0,THEN
```

```

CRTXY16=SLT-SXY16
*ELSE
CRTXY16=SLT+SXY16
*ENDIF

```

```

!MAXIMUM DE SXZ
NSORT,S,XZ,0,1
*GET,SXZ16,SORT,0,MAX

```

```

!CONDITIONS SUR NEGATIVE OU POSITIVE
*IF,SXZ16,GE,0,THEN
CRTXZ16=SLT-SXZ16
*ELSE
CRTXZ16=SLT+SXZ16
*ENDIF

```

```

!MAXIMUM DE SYZ
NSORT,S,YZ,0,1
*GET,SYZ16,SORT,0,MAX

```

```

!CONDITIONS SUR NEGATIVE OU POSITIVE
*IF,SYZ16,GE,0,THEN
CRTYZ16=STZ-SYZ16
*ELSE
CRTYZ16=STZ+SYZ16
*ENDIF

```

!!! MAXIMUMS DE SX, SY, SZ, SYZ, SXZ, SXY POUR LES VOLUMES VF17 !!!

```

CMSEL,S,VF17
ESLV,S
RSYS,17

```

```

!MAXIMUM DE SX
NSORT,S,X,0,1
*GET,SX17,SORT,0,MAX

```

```

!CONDITIONS SUR COMPRESSION OU TRACTION
*IF,SX17,GE,0,THEN
CRTX17=SLPLUS-SX17
*ELSE
CRTX17=SLMOINS+SX17
*ENDIF

```

```

!MAXIMUM DE SY
NSORT,S,Y,0,1
*GET,SY17,SORT,0,MAX

```

```

!CONDITIONS SUR COMPRESION OU TRACTION
*IF,SY17,GE,0,THEN
CRTY17=STPLUS-SY17
*ELSE
CRTY17=STMOINS+SY17
*ENDIF

```

```

!MAXIMUM DE SZ
NSORT,S,Z,0,1
*GET,SZ17,SORT,0,MAX

```

```

!CONDITIONS SUR COMPRESION OU TRACTION
*IF,SZ17,GE,0,THEN
CRTZ17=STPLUS-SZ17
*ELSE
CRTZ17=STMOINS+SZ17
*ENDIF

```

```

      !MAXIMUM DE SXY
      NSORT,S,XY,0,1
      *GET,SXY17, SORT,0,MAX

```

```

      !CONDITIONS SUR NEGATIVE OU POSITIVE
      *IF,SXY17,GE,0,THEN
      CRTXY17=SLT-SXY17
      *ELSE
      CRTXY17=SLT+SXY17
      *ENDIF

```

```

      !MAXIMUM DE SXZ
      NSORT,S,XZ,0,1
      *GET,SXZ17, SORT,0,MAX

```

```

      !CONDITIONS SUR NEGATIVE OU POSITIVE
      *IF,SXZ17,GE,0,THEN
      CRTXZ17=SLT-SXZ17
      *ELSE
      CRTXZ17=SLT+SXZ17
      *ENDIF

```

```

      !MAXIMUM DE SYZ
      NSORT,S,YZ,0,1
      *GET,SYZ17, SORT,0,MAX

```

```

      !CONDITIONS SUR NEGATIVE OU POSITIVE
      *IF,SYZ17,GE,0,THEN
      CRTYZ17=STZ-SYZ17
      *ELSE
      CRTYZ17=STZ+SYZ17
      *ENDIF

```

```

      !!! MAXIMUMS DE SX, SY, SZ, SYZ, SXZ, SXY POUR LES VOLUMES VF18 !!!

```

```

      CMSEL,S,VF18
      ESLV,S
      RSYS,18

```

```

      !MAXIMUM DE SX
      NSORT,S,X,0,1
      *GET,SX18, SORT,0,MAX

```

```

      !CONDITIONS SUR COMPRESSION OU TRACTION
      *IF,SX18,GE,0,THEN
      CRTX18=SLPLUS-SX18
      *ELSE
      CRTX18=SLMOINS+SX18
      *ENDIF

```

```

      !MAXIMUM DE SY
      NSORT,S,Y,0,1
      *GET,SY18, SORT,0,MAX

```

```

      !CONDITIONS SUR COMPRESION OU TRACTION
      *IF,SY18,GE,0,THEN
      CRTY18=STPLUS-SY18
      *ELSE
      CRTY18=STMOINS+SY18
      *ENDIF

```

```

      !MAXIMUM DE SZ
      NSORT,S,Z,0,1
      *GET,SZ18, SORT,0,MAX

```

```

      !CONDITIONS SUR COMPRESION OU TRACTION

```

```

*IF,SZ18,GE,0,THEN
CRTZ18=STPLUS-SZ18
*ELSE
CRTZ18=STMOINS+SZ18
*ENDIF

```

```

!MAXIMUM DE SXY
NSORT,S,XY,0,1
*GET,SXY18,SORT,0,MAX

```

```

!CONDITIONS SUR NEGATIVE OU POSITIVE
*IF,SXY18,GE,0,THEN
CRTXY18=SLT-SXY18
*ELSE
CRTXY18=SLT+SXY18
*ENDIF

```

```

!MAXIMUM DE SXZ
NSORT,S,XZ,0,1
*GET,SXZ18,SORT,0,MAX

```

```

!CONDITIONS SUR NEGATIVE OU POSITIVE
*IF,SXZ18,GE,0,THEN
CRTXZ18=SLT-SXZ18
*ELSE
CRTXZ18=SLT+SXZ18
*ENDIF

```

```

!MAXIMUM DE SYZ
NSORT,S,YZ,0,1
*GET,SYZ18,SORT,0,MAX

```

```

!CONDITIONS SUR NEGATIVE OU POSITIVE
*IF,SYZ18,GE,0,THEN
CRTYZ18=STZ-SYZ18
*ELSE
CRTYZ18=STZ+SYZ18
*ENDIF

```

!!! MAXIMUMS DE SX, SY, SZ, SYZ, SXZ, SXY POUR LES VOLUMES VF19 !!!

```

CMSEL,S,VF19
ESLV,S
RSYS,19

```

```

!MAXIMUM DE SX
NSORT,S,X,0,1
*GET,SX19,SORT,0,MAX

```

```

!CONDITIONS SUR COMPRESSION OU TRACTION
*IF,SX19,GE,0,THEN
CRTX19=SLPLUS-SX19
*ELSE
CRTX19=SLMOINS+SX19
*ENDIF

```

```

!MAXIMUM DE SY
NSORT,S,Y,0,1
*GET,SY19,SORT,0,MAX

```

```

!CONDITIONS SUR COMPRESION OU TRACTION
*IF,SY19,GE,0,THEN
CRTY19=STPLUS-SY19
*ELSE
CRTY19=STMOINS+SY19
*ENDIF

```

```

      !MAXIMUM DE SZ
      NSORT,S,Z,0,1
      *GET,SZ19,SORT,0,MAX

```

```

      !CONDITIONS SUR COMPRESION OU TRACTION
      *IF,SZ19,GE,0,THEN
      CRTZ19=STPLUS-SZ19
      *ELSE
      CRTZ19=STMOINS+SZ19
      *ENDIF

```

```

      !MAXIMUM DE SXY
      NSORT,S,XY,0,1
      *GET,SXY19,SORT,0,MAX

```

```

      !CONDITIONS SUR NEGATIVE OU POSITIVE
      *IF,SXY19,GE,0,THEN
      CRTXY19=SLT-SXY19
      *ELSE
      CRTXY19=SLT+SXY19
      *ENDIF

```

```

      !MAXIMUM DE SXZ
      NSORT,S,XZ,0,1
      *GET,SXZ19,SORT,0,MAX

```

```

      !CONDITIONS SUR NEGATIVE OU POSITIVE
      *IF,SXZ19,GE,0,THEN
      CRTXZ19=SLT-SXZ19
      *ELSE
      CRTXZ19=SLT+SXZ19
      *ENDIF

```

```

      !MAXIMUM DE SYZ
      NSORT,S,YZ,0,1
      *GET,SYZ19,SORT,0,MAX

```

```

      !CONDITIONS SUR NEGATIVE OU POSITIVE
      *IF,SYZ19,GE,0,THEN
      CRTYZ19=STZ-SYZ19
      *ELSE
      CRTYZ19=STZ+SYZ19
      *ENDIF

```

```

      !!!  MAXIMUMS DE SX, SY, SZ, SYZ, SXZ, SXY POUR LES VOLUMES VF20  !!!

```

```

      CMSEL,S,VF20
      ESLV,S
      RSYS,20

```

```

      !MAXIMUM DE SX
      NSORT,S,X,0,1
      *GET,SX20,SORT,0,MAX

```

```

      !CONDITIONS SUR COMPRESSION OU TRACTION
      *IF,SX20,GE,0,THEN
      CRTX20=SLPLUS-SX20
      *ELSE
      CRTX20=SLMOINS+SX20
      *ENDIF

```

```

      !MAXIMUM DE SY
      NSORT,S,Y,0,1
      *GET,SY20,SORT,0,MAX

```



!CONDITIONS SUR COMPRESSION OU TRACTION

```
*IF,SY20,GE,0,THEN
CRTY20=STPLUS-SY20
*ELSE
CRTY20=STMOINS+SY20
*ENDIF
```

!MAXIMUM DE SZ

```
NSORT,S,Z,0,1
*GET,SZ20,SORT,0,MAX
```

!CONDITIONS SUR COMPRESSION OU TRACTION

```
*IF,SZ20,GE,0,THEN
CRTZ20=STPLUS-SZ20
*ELSE
CRTZ20=STMOINS+SZ20
*ENDIF
```

!MAXIMUM DE SXY

```
NSORT,S,XY,0,1
*GET,SXY20,SORT,0,MAX
```

!CONDITIONS SUR NEGATIVE OU POSITIVE

```
*IF,SXY20,GE,0,THEN
CRTXY20=SLT-SXY20
*ELSE
CRTXY20=SLT+SXY20
*ENDIF
```

!MAXIMUM DE SXZ

```
NSORT,S,XZ,0,1
*GET,SXZ20,SORT,0,MAX
```

!CONDITIONS SUR NEGATIVE OU POSITIVE

```
*IF,SXZ20,GE,0,THEN
CRTXZ20=SLT-SXZ20
*ELSE
CRTXZ20=SLT+SXZ20
*ENDIF
```

!MAXIMUM DE SYZ

```
NSORT,S,YZ,0,1
*GET,SYZ20,SORT,0,MAX
```

!CONDITIONS SUR NEGATIVE OU POSITIVE

```
*IF,SYZ20,GE,0,THEN
CRTYZ20=STZ-SYZ20
*ELSE
CRTYZ20=STZ+SYZ20
*ENDIF
```

!!! MAXIMUMS DE SX, SY, SZ, SYZ, SXZ, SXY POUR LES VOLUMES DR21 !!!

```
CMSEL,S,DR21
ESLV,S
RSYS,21
```

!MAXIMUM DE SX

```
NSORT,S,X,0,1
*GET,SX21,SORT,0,MAX
```

!CONDITIONS SUR COMPRESION OU TRACTION

```
*IF,SX21,GE,0,THEN
CRTX21=SLPLUS-SX21
*ELSE
CRTX21=SLMOINS+SX21
```

\*ENDIF

!MAXIMUM DE SY  
NSORT,S,Y,0,1  
\*GET,SY21, SORT,0,MAX

!CONDITIONS SUR COMPRESION OU TRACTION  
\*IF,SY21,GE,0,THEN  
CRTY21=STPLUS-SY21  
\*ELSE  
CRTY21=STMOINS+SY21  
\*ENDIF

!MAXIMUM DE SZ  
NSORT,S,Z,0,1  
\*GET,SZ21, SORT,0,MAX

!CONDITIONS SUR COMPRESSION OU TRACTION  
\*IF,SZ21,GE,0,THEN  
CRTZ21=STPLUS-SZ21  
\*ELSE  
CRTZ21=STMOINS+SZ21  
\*ENDIF

!MAXIMUM DE SXY  
NSORT,S,XY,0,1  
\*GET,SXY21, SORT,0,MAX

!CONDITIONS SUR NEGATIVE OU POSITIVE  
\*IF,SXY21,GE,0,THEN  
CRTXY21=SLT-SXY21  
\*ELSE  
CRTXY21=SLT+SXY21  
\*ENDIF

!MAXIMUM DE SXZ  
NSORT,S,XZ,0,1  
\*GET,SXZ21, SORT,0,MAX

!CONDITIONS SUR NEGATIVE OU POSITIVE  
\*IF,SXZ21,GE,0,THEN  
CRTXZ21=SLT-SXZ21  
\*ELSE  
CRTXZ21=SLT+SXZ21  
\*ENDIF

!MAXIMUM DE SYZ  
NSORT,S,YZ,0,1  
\*GET,SYZ21, SORT,0,MAX

!CONDITIONS SUR NEGATIVE OU POSITIVE  
\*IF,SYZ21,GE,0,THEN  
CRTYZ21=STZ-SYZ21  
\*ELSE  
CRTYZ21=STZ+SYZ21  
\*ENDIF

!!! MAXIMUMS DE SX, SY, SZ, SYZ, SXZ, SXY POUR LES VOLUMES DR22 !!!

CMSEL,S,DR22  
ESLV,S  
RSYS,22

!MAXIMUM DE SX  
NSORT,S,X,0,1  
\*GET,SX22, SORT,0,MAX

```

!CONDITIONS SUR COMPRESSION OU TRACTION
*IF,SX22,GE,0,THEN
CRTX22=SLPLUS-SX22
*ELSE
CRTX22=SLMOINS+SX22
*ENDIF

```

```

!MAXIMUM DE SY
NSORT,S,Y,0,1
*GET,SY22,SORT,0,MAX

```

```

!CONDITIONS SUR COMPRESSION OU TRACTION
*IF,SY22,GE,0,THEN
CRTY22=STPLUS-SY22
*ELSE
CRTY22=STMOINS+SY22
*ENDIF

```

```

!MAXIMUM DE SZ
NSORT,S,Z,0,1
*GET,SZ22,SORT,0,MAX

```

```

!CONDITIONS SUR COMPRESSION OU TRACTION
*IF,SZ22,GE,0,THEN
CRTZ22=STPLUS-SZ22
*ELSE
CRTZ22=STMOINS+SZ22
*ENDIF

```

```

!MAXIMUM DE SXY
NSORT,S,XY,0,1
*GET,SXY22,SORT,0,MAX

```

```

!CONDITIONS SUR NEGATIVE OU POSITIVE
*IF,SXY22,GE,0,THEN
CRTXY22=SLT-SXY22
*ELSE
CRTXY22=SLT+SXY22
*ENDIF

```

```

!MAXIMUM DE SXZ
NSORT,S,XZ,0,1
*GET,SXZ22,SORT,0,MAX

```

```

!CONDITIONS SUR NEGATIVE OU POSITIVE
*IF,SXZ22,GE,0,THEN
CRTXZ22=SLT-SXZ22
*ELSE
CRTXZ22=SLT+SXZ22
*ENDIF

```

```

!MAXIMUM DE SYZ
NSORT,S,YZ,0,1
*GET,SYZ22,SORT,0,MAX

```

```

!CONDITIONS SUR NEGATIVE OU POSITIVE
*IF,SYZ22,GE,0,THEN
CRTYZ22=STZ-SYZ22
*ELSE
CRTYZ22=STZ+SYZ22
*ENDIF

```

!!! MAXIMUMS DE SX, SY, SZ, SYZ, SXZ, SXY POUR LES VOLUMES DR23 !!!

CMSEL,S,DR23

ESLV,S  
RSYS,23

!MAXIMUM DE SX  
NSORT,S,X,0,1  
\*GET,SX23, SORT,0,MAX

!CONDITIONS SUR COMPRESSION OU TRACTION  
\*IF,SX23,GE,0,THEN  
CRTX23=SLPLUS-SX23  
\*ELSE  
CRTX23=SLMOINS+SX23  
\*ENDIF

!MAXIMUM DE SY  
NSORT,S,Y,0,1  
\*GET,SY23, SORT,0,MAX

!CONDITIONS SUR COMPRESSION OU TRACTION  
\*IF,SY23,GE,0,THEN  
CRTY23=STPLUS-SY23  
\*ELSE  
CRTY23=STMOINS+SY23  
\*ENDIF

!MAXIMUM DE SZ  
NSORT,S,Z,0,1  
\*GET,SZ23, SORT,0,MAX

!CONDITIONS SUR COMPRESSION OU TRACTION  
\*IF,SZ23,GE,0,THEN  
CRTZ23=STPLUS-SZ23  
\*ELSE  
CRTZ23=STMOINS+SZ23  
\*ENDIF

!MAXIMUM DE SXY  
NSORT,S,XY,0,1  
\*GET,SXY23, SORT,0,MAX

!CONDITIONS SUR NEGATIVE OU POSITIVE  
\*IF,SXY23,GE,0,THEN  
CRTXY23=SLT-SXY23  
\*ELSE  
CRTXY23=SLT+SXY23  
\*ENDIF

!MAXIMUM DE SXZ  
NSORT,S,XZ,0,1  
\*GET,SXZ23, SORT,0,MAX

!CONDITIONS SUR NEGATIVE OU POSITIVE  
\*IF,SXZ23,GE,0,THEN  
CRTXZ23=SLT-SXZ23  
\*ELSE  
CRTXZ23=SLT+SXZ23  
\*ENDIF

!MAXIMUM DE SYZ  
NSORT,S,YZ,0,1  
\*GET,SYZ23, SORT,0,MAX

!CONDITIONS SUR NEGATIVE OU POSITIVE  
\*IF,SYZ23,GE,0,THEN  
CRTYZ23=STZ-SYZ23  
\*ELSE

```
CRTYZ23=STZ+SYZ23
*ENDIF
```

```
!!!!!!!  MAXIMUMS DE S1, S2, S3, POUR LE VOLUME DE RÉSINE  !!!!!!!!
```

```
CMSSEL,S,RESIN
ESLV,S
RSYS,0
```

```
!MAXIMUM DE S1, S2 ou S3
```

```
NSORT,S,1,0,0
*GET,S1RES, SORT,0,MAX
NSORT,S,2,0,0
*GET,S2RES, SORT,0,MAX
NSORT,S,3,0,0
*GET,S3RES, SORT,0,MAX
```

```
*IF,S1RES,GT,S2RES,AND,S1RES,GT,S3RES,THEN
CRTPRES=SMPLUS-S1RES
*ENDIF
```

```
*IF,S2RES,GT,S1RES,AND,S2RES,GT,S3RES,THEN
CRTPRES=SMPLUS-S2RES
*ENDIF
```

```
*IF,S3RES,GT,S2RES,AND,S3RES,GT,S1RES,THEN
CRTPRES=SMPLUS-S3RES
*ENDIF
```

```
!MINIMUM DE S1, S2 ou S3
```

```
NSORT,S,1,0,0
*GET,S1RES, SORT,0,MIN
NSORT,S,2,0,0
*GET,S2RES, SORT,0,MIN
NSORT,S,3,0,0
*GET,S3RES, SORT,0,MIN
```

```
*IF,S1RES,LT,S2RES,AND,S1RES,LT,S3RES,THEN
CRTMRES=SMMOINS+S1RES
*ENDIF
```

```
*IF,S2RES,LT,S1RES,AND,S2RES,LT,S3RES,THEN
CRTMRES=SMMOINS+S2RES
*ENDIF
```

```
*IF,S3RES,LT,S2RES,AND,S3RES,LT,S1RES,THEN
CRTMRES=SMMOINS+S3RES
*ENDIF
```

```
!VÉRIFICATION DE LA TROISIÈME ÉQUATION DE MOHR
SRMIN=SMMOINS-CRTMRES
SRMAX=SMPLUS-CRTPRES
CRTPMRES=SMPLUS/SMMOINS*SRMIN+SMPLUS-SRMAX
```

### **ANNEXE 3**

#### **PROGRAMME PARAMÉTRIQUE DE CALCUL DE LA MATRICE DE RIGIDITÉ DE L'ARBRE CONCU EN MATLAB**

Micro-mecanique de l'unité cellulaire d'un tissu  
a renforts tressés tri-axiaux en 2D

close all  
clear all

définition des paramètres indépendants en (mm), (N), (MPa)
--

$k=0.65$ ; %la teneur en volume de fibre dans la tresse  
 $\theta_{\text{eta}}=[45/180*\pi, 45/180*\pi, 45/180*\pi, 45/180*\pi]$  %l'angle de tressage pour les couches 1, 2, 3 et 4 de la partie cylindrique  
 $\theta_{\text{eta1}}=\pi/3$ ; %l'angle d'orientation de la fibre dans les couches rajoutés sur la partie cylindrique  
 $N_t=48$ ; %nombre des tresses  
 $m_t=6200$ ; %nombre des filaments dans la tresse à  $\theta_{\text{eta}}$   
 $m_a=6200$ ; %nombre des filaments dans la tresse axiale  
 $d_f=0.009$ ; %diametre de filament en [mm]  
 $D_p=36.7194$ ; %diametre extérieur de l'hexagone  
 $D=D_p*\cos(\pi/6)$ ; %diametre de mandrel  
 $t=0.9$ ; %l'épaisseur d'un couche  
 $\text{nomb}=[1, 3, 5, 7]$ ; %vecteur de nombre des couches  
 $n1=1$ ; %nombre des couches dans l'analyse de défaillance  
 $n=10$ ; %nombre de division de la tresse

%%%%%%%%%	<b>paramètres mécaniques de la matrice EPOXY</b>	%%%%%%%%%
-----------	--	-----------

Ef1=72400;	%module de Young longitudinal
Ef2=72400;	%module de Young transversal
Gf1=30130;	%module de cisaillement
Gf2=30130;	%module de cisaillement
Nuf1=0.22;	%coefficient de poisson longitudinal-transversal
Nuf2=0.22;	%coefficient de poisson longitudinal-transversal

paramètres mécaniques de la matrice EPOXY

Em=2500; %module de Young de la resine "IMHS" ou "POLYIMIDE"  
 NUm=0.35; %coefficient de poisson de la résine  
 Gm=Em/2/(1+NUm); %module de cisaillement de la resine en "GPa"

calcul des paramètres mécaniques de la tresse

```

E1=k*Efi+(1-k)*Em;           %avec la loi de mélange
E2=Em/(1-sqrt(k)*(-1-Em/Ef2)); %avec la méthode SME
G12=Gm/(1-sqrt(k)*(-1-Gm/Gf2)); %avec la méthode SME
G23=Gm/(1-sqrt(k)*(-1-Gm/Gf23)); %avec la méthode SME
NU12=NUf1*2*k+NUm*(1-k-kvide); %avec la loi de mélange
NU23=E2/2/G23-1;

```

%%%%%%%%%	calcul des paramètres dépendants	%%%%%%%%%
-----------	----------------------------------	-----------

Na=Nu/2;	%nombre des tresses axiales
tt=(u/(2*sqrt(ma/mt)));	%l'épaisseur de la tresse entrecroisée
ta=tt*sqrt(ma/mt);	%l'épaisseur de la tresse axiale
ctnva=tan(theta)/pi./(D+nomb*t);	%vitesse angulaire = constante pour toutes les partie de l'arbre
Aa=pi*ma*df^2/4/k;	%surface transversale de la tresse axiale
At=pi*mt*df^2/4/k;	%surface transversale de la tresse entrecroisée

calcul de la matrice de rigidité de la tresse dans le système 123

$$Cf = [1/E1, -NU12/E1, -NU12/E1, 0, 0, 0; -NU12/E1, 1/E2, -NU23/E2, 0, 0, 0; -NU12/E1, -NU23/E2, 1/E2, 0, 0, 0; 0, 0, 0, 2*(1/E2 + NU23/E2), 0, 0; 0, 0, 0, 0, 1/G12, 0; 0, 0, 0, 0, 0, 1/G12]^T;$$

calcul de la matrice de rigidité de la résine dans le système xyz

```
Cm=[1/Em,-Nun/Em,-Nun/Em,0,0,0;-Nun/Em,1/Em,-Nun/Em,0,0,0;-Nun/Em,-
Nun/Em,1/Em,0,0,0;0,0,0,1/Gm,0,0;0,0,0,1/Gm,0,0;0,0,0,1/Gm]^1;
```

```
%%%%%%%%%% Calcul des paramètres mécaniques pour la partie cylindrique %%%%%%%%%%
%%%%%%%%%% les couches no 1,2,3,4 %%%%%%%%%%
```

```
%la boucle pour les 4 couches
for nn=1:4
    L=pi*(D+(2*nn-1)*t)/Na;
    Lt=L/sin(theta(nn));
    Vuc=2*L^2*tan(theta(nn)); % volume de l'unité cellulaire
    Va=2*L*Aa/tan(theta(nn))/Vuc; %fraction de volume de la tresse axiale

    %calcul de teneur en volume des morceaux de tresse ondulées et de leurs angles "beta"
    xt=Lt/4/n;
    Vft=zeros(1,n);
    for ii=1:n
        beta(ii)=atan(((ta+tt)/2)*pi/Lt*cos(pi*xt/Lt));
        Vft(ii)=Lt/n*At/cos(beta(ii))/Vuc;
        xt=xt+Lt/2/n;
    end
    %la tresse entrecroisée se répète 4 fois dans une unité cellulaire
    Vft=[Vft,Vft,Vft,Vft];
```

```
%calcul de la matrice de transformation [T] en fonction de "theta" et "beta"
for ii=1:n
    a(:,ii)=[cos(theta(nn))*cos(beta(ii)),sin(theta(nn))*cos(beta(ii)),sin(beta(ii));-sin(theta(nn)),cos(theta(nn)),0;-
cos(theta(nn))*sin(beta(ii)),-sin(theta(nn))*sin(beta(ii)),cos(beta(ii))];
```

```
T(:,ii)=[a(1,1,ii)^2,a(1,2,ii)^2,a(1,3,ii)^2,a(1,2,ii)*a(1,3,ii),a(1,1,ii)*a(1,3,ii),a(1,2,ii)*a(1,1,ii);a(2,1,ii)^2,a(2,2,ii)^2,a(
2,3,ii)^2,a(2,2,ii)*a(2,3,ii),a(2,1,ii)*a(2,3,ii),a(2,2,ii)*a(2,1,ii);a(3,1,ii)^2,a(3,2,ii)^2,a(3,3,ii)^2,a(3,2,ii)*a(3,3,ii),a(3,1,ii)
)*a(3,3,ii),a(3,2,ii)*a(3,1,ii);2*a(2,1,ii)*a(3,1,ii),2*a(2,2,ii)*a(3,2,ii),2*a(2,3,ii)*a(3,3,ii),a(2,2,ii)*a(3,3,ii)+a(2,3,ii)*a(3
,2,ii),a(2,3,ii)*a(3,1,ii)+a(2,1,ii)*a(3,3,ii),a(2,1,ii)*a(3,2,ii)+a(2,2,ii)*a(3,1,ii);2*a(1,1,ii)*a(3,1,ii),2*a(1,2,ii)*a(3,2,ii),2
*a(1,3,ii)*a(3,3,ii),a(3,2,ii)*a(1,3,ii)+a(3,3,ii)*a(1,2,ii),a(1,1,ii)*a(3,3,ii)+a(1,3,ii)*a(3,1,ii),a(3,1,ii)*a(1,2,ii)+a(3,2,ii)*a
(1,1,ii);2*a(1,1,ii)*a(2,1,ii),2*a(1,2,ii)*a(2,2,ii),2*a(1,3,ii)*a(2,3,ii),a(1,2,ii)*a(2,3,ii)+a(1,3,ii)*a(2,2,ii),a(1,3,ii)*a(2,1,
ii)+a(1,1,ii)*a(2,3,ii),a(1,1,ii)*a(2,2,ii)+a(1,2,ii)*a(2,1,ii)];
```

```
end
%n matrices a +theta et -beta
for ii=1:n
    a(:,ii+n)=[cos(theta(nn))*cos(-beta(ii)),sin(theta(nn))*cos(-beta(ii)),sin(-beta(ii));-sin(theta(nn)),cos(theta(nn)),0;-
cos(theta(nn))*sin(-beta(ii)),-sin(theta(nn))*sin(-beta(ii)),cos(-beta(ii))];
```

```
T(:,ii+n)=[a(1,1,ii)^2,a(1,2,ii)^2,a(1,3,ii)^2,a(1,2,ii)*a(1,3,ii),a(1,1,ii)*a(1,3,ii),a(1,2,ii)*a(1,1,ii);a(2,1,ii)^2,a(2,2,ii)^2,
a(2,3,ii)^2,a(2,2,ii)*a(2,3,ii),a(2,1,ii)*a(2,3,ii),a(2,2,ii)*a(2,1,ii);a(3,1,ii)^2,a(3,2,ii)^2,a(3,3,ii)^2,a(3,2,ii)*a(3,3,ii),a(3,1,
ii)*a(3,3,ii),a(3,2,ii)*a(3,1,ii);2*a(2,1,ii)*a(3,1,ii),2*a(2,2,ii)*a(3,2,ii),2*a(2,3,ii)*a(3,3,ii),a(2,2,ii)*a(3,3,ii)+a(2,3,ii)*a
(3,2,ii),a(2,3,ii)*a(3,1,ii)+a(2,1,ii)*a(3,3,ii),a(2,1,ii)*a(3,2,ii)+a(2,2,ii)*a(3,1,ii);2*a(1,1,ii)*a(3,1,ii),2*a(1,2,ii)*a(3,2,ii),
2*a(1,3,ii)*a(3,3,ii),a(3,2,ii)*a(1,3,ii)+a(3,3,ii)*a(1,2,ii),a(1,1,ii)*a(3,3,ii)+a(1,3,ii)*a(3,1,ii),a(3,1,ii)*a(1,2,ii)+a(3,2,ii)*a
(1,1,ii);2*a(1,1,ii)*a(2,1,ii),2*a(1,2,ii)*a(2,2,ii),2*a(1,3,ii)*a(2,3,ii),a(1,2,ii)*a(2,3,ii)+a(1,3,ii)*a(2,2,ii),a(1,3,ii)*a(2,1,
ii)+a(1,1,ii)*a(2,3,ii),a(1,1,ii)*a(2,2,ii)+a(1,2,ii)*a(2,1,ii)];
```

```
end
%n matrices a -theta et +beta
for ii=1:n
    a(:,ii+2*n)=[cos(-theta(nn))*cos(beta(ii)),sin(-theta(nn))*cos(beta(ii)),sin(beta(ii));-sin(-theta(nn)),cos(-
theta(nn)),0;-cos(-theta(nn))*sin(beta(ii)),-sin(-theta(nn))*sin(beta(ii)),cos(beta(ii))];
```

```
T(:,ii+2*n)=[a(1,1,ii)^2,a(1,2,ii)^2,a(1,3,ii)^2,a(1,2,ii)*a(1,3,ii),a(1,1,ii)*a(1,3,ii),a(1,2,ii)*a(1,1,ii);a(2,1,ii)^2,a(2,2,ii)^2,
a(2,3,ii)^2,a(2,2,ii)*a(2,3,ii),a(2,1,ii)*a(2,3,ii),a(2,2,ii)*a(2,1,ii);a(3,1,ii)^2,a(3,2,ii)^2,a(3,3,ii)^2,a(3,2,ii)*a(3,3,ii),a(3,1,ii)
)*a(3,3,ii),a(3,2,ii)*a(3,1,ii);2*a(2,1,ii)*a(3,1,ii),2*a(2,2,ii)*a(3,2,ii),2*a(2,3,ii)*a(3,3,ii),a(2,2,ii)*a(3,3,ii)+a(2,3,ii)
)*a(3,2,ii),a(2,3,ii)*a(3,1,ii)+a(2,1,ii)*a(3,3,ii),a(2,1,ii)*a(3,2,ii)+a(2,2,ii)*a(3,1,ii);2*a(1,1,ii)*a(3,1,ii),2*a(1,2,ii)*a(3,2,
ii),2*a(1,3,ii)*a(3,3,ii),a(3,2,ii)*a(1,3,ii)+a(3,3,ii)*a(1,2,ii),a(1,1,ii)*a(3,3,ii)+a(1,3,ii)*a(3,1,ii),a(3,1,ii)*a(1,2,ii)+a(3,2,
ii)*a(1,1,ii);2*a(1,1,ii)*a(2,1,ii),2*a(1,2,ii)*a(2,2,ii),2*a(1,3,ii)*a(2,3,ii),a(1,2,ii)*a(2,3,ii)+a(1,3,ii)*a(2,2,ii),a(1,3,ii)*a(2,1,
ii)+a(1,1,ii)*a(2,3,ii),a(1,1,ii)*a(2,2,ii)+a(1,2,ii)*a(2,1,ii)];
```

```
end
%n matrices a -theta et -beta
for ii=1:n
```



```

a(:,ii+3*n)=[cos(-theta(nn))*cos(-beta(ii)),sin(-theta(nn))*cos(-beta(ii)),sin(-beta(ii));-sin(-theta(nn)),cos(-
theta(nn)),0;-cos(-theta(nn))*sin(-beta(ii)),-sin(-theta(nn))*sin(-beta(ii)),cos(-beta(ii))];

T(:,ii+3*n)=[a(1,1,ii)^2,a(1,2,ii)^2,a(1,3,ii)^2,a(1,2,ii)*a(1,3,ii),a(1,1,ii)*a(1,3,ii),a(1,2,ii)*a(1,1,ii);a(2,1,ii)^2,a(2,2,ii)^2,a(2,3,ii)^2,a(2,1,ii)*a(2,3,ii),a(2,2,ii)*a(2,3,ii),a(2,1,ii)*a(2,2,ii);a(3,1,ii)^2,a(3,2,ii)^2,a(3,3,ii)^2,a(3,1,ii)*a(3,3,ii),a(3,2,ii)*a(3,3,ii),a(3,1,ii)*a(3,2,ii);2*a(2,1,ii)*a(3,1,ii),2*a(2,2,ii)*a(3,1,ii),2*a(2,3,ii)*a(3,1,ii),2*a(2,2,ii)*a(3,2,ii),2*a(2,3,ii)*a(3,2,ii),2*a(2,1,ii)*a(3,2,ii);2*a(1,1,ii)*a(3,1,ii),2*a(1,2,ii)*a(3,1,ii),2*a(1,3,ii)*a(3,1,ii),2*a(1,2,ii)*a(3,2,ii),2*a(1,3,ii)*a(3,2,ii),2*a(1,1,ii)*a(3,2,ii);2*a(1,1,ii)*a(3,3,ii),2*a(1,2,ii)*a(3,3,ii),2*a(1,3,ii)*a(3,3,ii),2*a(1,2,ii)*a(3,3,ii),2*a(1,3,ii)*a(3,3,ii),2*a(1,1,ii)*a(3,3,ii);2*a(1,1,ii)*a(2,1,ii),2*a(1,2,ii)*a(2,1,ii),2*a(1,3,ii)*a(2,1,ii),2*a(1,2,ii)*a(2,2,ii),2*a(1,3,ii)*a(2,2,ii),2*a(1,1,ii)*a(2,2,ii);2*a(1,1,ii)*a(2,3,ii),2*a(1,2,ii)*a(2,3,ii),2*a(1,3,ii)*a(2,3,ii),2*a(1,2,ii)*a(2,3,ii),2*a(1,3,ii)*a(2,3,ii),2*a(1,1,ii)*a(2,3,ii)];
end

%calcul de la matrice de rigidité de RUC
Vm=1-sum(Vft)-Va; %la teneur en volume de la résine dans l'unité cellulaire
Ceff=Va*Cf+Vm*Vm;
for ii=1:4*n
    Ceff=Ceff+Vft(ii)*T(:,ii)*Cf*T(:,ii);
end

%calcul de neuf coefficients de rigidité de RUC
Seff=Ceff^-1;
Ex=1/Seff(1,1);
Ey=1/Seff(2,2);
Ez=1/Seff(3,3);
Gxz=1/Seff(4,4);
Gxy=1/Seff(5,5);
NUxy=-Seff(2,1)/Seff(1,1);
NUxz=-Seff(3,1)/Seff(1,1);
NUyz=-Seff(3,2)/Seff(2,2);

%affichage des coefficients dans coordonnées cylindriques pour les copier directement dans ANSYS

sprintf('\n\nMP,EX,%i,%f\nMP,EY,%i,%f\nMP,EZ,%i,%f\nMP,NUXY,%i,%f\nMP,NUXZ,%i,%f\nMP,NUYZ,%i,%f\nMP,GXY,%i,%f\nMP,GXZ,%i,%f\nMP,GYZ,%i,%f\nMP,Ez,nn,Ey,nn,Ex,nn,NUyz,nn,NUxz,nn,NUxy,nn,Gyz,nn,Gxz,nn,Gxy)
end

%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%
%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%% Calcul des paramètres mécaniques pour la partie conique %%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%
%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%% les couches no 5,6,7,8 et pour la partie hexa-conique %%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%
%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%% les couches no 16,17,18,19 %%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%

Dcon=(D+3*pi*Dp)/2; %diametre équivalent du con (moyen de cylindre et prisme)
theta=atan(pi*(D+nomb*t).*ctnva); %actualiser theta

%la boucle pour les 4 couches
for nn=1:4
    L=pi*(Dcon+(2*nn-1)*t)/Na;
    Lt=L/sin(theta(nn));
    Vuc=2*L^2*t/tan(theta(nn)); %volume de l'unité cellulaire
    Va=2*L*Aa/tan(theta(nn))/Vuc; %fraction de volume de la tresse axiale

    %calcul de teneur en volume des morceaux de tresse ondulées et de leurs angles "beta"
    xt=Lt/4/n;
    Vft=zeros(1,n);
    for ii=1:n
        beta(ii)=atan(((ta+tt)/2)*pi/Lt*cos(pi*xt/Lt));
        Vft(ii)=Lt/n*At/cos(beta(ii))/Vuc;
        xt=xt+Lt/2/n;
    end
    %la tresse tissée se répète 4 fois dans une unité cellulaire
    Vft=[Vft,Vft,Vft,Vft];

    %calcul de la matrice de transformation [T] en fonction de "theta" et "beta"
    for ii=1:n

```

```

a(:,ii)=[cos(theta(nn))*cos(beta(ii)),sin(theta(nn))*cos(beta(ii)),sin(beta(ii));-sin(theta(nn)),cos(theta(nn)),0;-
cos(theta(nn))*sin(beta(ii)),-sin(theta(nn))*sin(beta(ii)),cos(beta(ii))];

```

```

T(:,ii)=[a(1,1,ii)^2,a(1,2,ii)^2,a(1,3,ii)^2,a(1,2,ii)*a(1,3,ii),a(1,1,ii)*a(1,3,ii),a(1,2,ii)*a(1,1,ii);a(2,1,ii)^2,a(2,2,ii)^2,a(
2,3,ii)^2,a(2,2,ii)*a(2,3,ii),a(2,1,ii)*a(2,3,ii),a(2,2,ii)*a(2,1,ii);a(3,1,ii)^2,a(3,2,ii)^2,a(3,3,ii)^2,a(3,2,ii)*a(3,3,ii),a(3,1,ii)
)*a(3,3,ii),a(3,2,ii)*a(3,1,ii);2*a(2,1,ii)*a(3,1,ii),2*a(2,2,ii)*a(3,2,ii),2*a(2,3,ii)*a(3,3,ii),a(2,2,ii)*a(3,3,ii)+a(2,3,ii)*a(3
,2,ii),a(2,3,ii)*a(3,1,ii)+a(2,1,ii)*a(3,3,ii),a(2,1,ii)*a(3,2,ii)+a(2,2,ii)*a(3,1,ii);2*a(1,1,ii)*a(3,1,ii),2*a(1,2,ii)*a(3,2,ii),2
*a(1,3,ii)*a(3,3,ii),a(3,2,ii)*a(1,3,ii)+a(3,3,ii)*a(1,2,ii),a(1,1,ii)*a(3,3,ii)+a(1,3,ii)*a(3,1,ii),a(3,1,ii)*a(1,2,ii)+a(3,2,ii)*a
(1,1,ii);2*a(1,1,ii)*a(2,1,ii),2*a(1,2,ii)*a(2,2,ii),2*a(1,3,ii)*a(2,3,ii),a(1,2,ii)*a(2,3,ii)+a(1,3,ii)*a(2,2,ii),a(1,3,ii)*a(2,1,i
i)+a(1,1,ii)*a(2,3,ii),a(1,1,ii)*a(2,2,ii)+a(1,2,ii)*a(2,1,ii)];

```

```

end

```

```

%n matrices a +theta et -beta

```

```

for ii=1:n

```

```

a(:,ii+n)=[cos(theta(nn))*cos(-beta(ii)),sin(theta(nn))*cos(-beta(ii)),sin(-beta(ii));-sin(theta(nn)),cos(theta(nn)),0;-
cos(theta(nn))*sin(-beta(ii)),-sin(theta(nn))*sin(-beta(ii)),cos(-beta(ii))];

```

```

T(:,ii+n)=[a(1,1,ii)^2,a(1,2,ii)^2,a(1,3,ii)^2,a(1,2,ii)*a(1,3,ii),a(1,1,ii)*a(1,3,ii),a(1,2,ii)*a(1,1,ii);a(2,1,ii)^2,a(2,2,ii)^2,
a(2,3,ii)^2,a(2,2,ii)*a(2,3,ii),a(2,1,ii)*a(2,3,ii),a(2,2,ii)*a(2,1,ii);a(3,1,ii)^2,a(3,2,ii)^2,a(3,3,ii)^2,a(3,2,ii)*a(3,3,ii),a(3,1,ii)
)*a(3,3,ii),a(3,2,ii)*a(3,1,ii);2*a(2,1,ii)*a(3,1,ii),2*a(2,2,ii)*a(3,2,ii),2*a(2,3,ii)*a(3,3,ii),a(2,2,ii)*a(3,3,ii)+a(2,3,ii)*a
(3,2,ii),a(2,3,ii)*a(3,1,ii)+a(2,1,ii)*a(3,3,ii),a(2,1,ii)*a(3,2,ii)+a(2,2,ii)*a(3,1,ii);2*a(1,1,ii)*a(3,1,ii),2*a(1,2,ii)*a(3,2,ii),
2*a(1,3,ii)*a(3,3,ii),a(3,2,ii)*a(1,3,ii)+a(3,3,ii)*a(1,2,ii),a(1,1,ii)*a(3,3,ii)+a(1,3,ii)*a(3,1,ii),a(3,1,ii)*a(1,2,ii)+a(3,2,ii)*a
(1,1,ii);2*a(1,1,ii)*a(2,1,ii),2*a(1,2,ii)*a(2,2,ii),2*a(1,3,ii)*a(2,3,ii),a(1,2,ii)*a(2,3,ii)+a(1,3,ii)*a(2,2,ii),a(1,3,ii)*a(2,1,
ii)+a(1,1,ii)*a(2,3,ii),a(1,1,ii)*a(2,2,ii)+a(1,2,ii)*a(2,1,ii)];

```

```

end

```

```

%n matrices a -theta et +beta

```

```

for ii=1:n

```

```

a(:,ii+2*n)=[cos(-theta(nn))*cos(beta(ii)),sin(-theta(nn))*cos(beta(ii)),sin(beta(ii));-sin(-theta(nn)),cos(-
theta(nn)),0;-cos(-theta(nn))*sin(beta(ii)),-sin(-theta(nn))*sin(beta(ii)),cos(beta(ii))];

```

```

T(:,ii+2*n)=[a(1,1,ii)^2,a(1,2,ii)^2,a(1,3,ii)^2,a(1,2,ii)*a(1,3,ii),a(1,1,ii)*a(1,3,ii),a(1,2,ii)*a(1,1,ii);a(2,1,ii)^2,a(2,2,ii)
^2,a(2,3,ii)^2,a(2,2,ii)*a(2,3,ii),a(2,1,ii)*a(2,3,ii),a(2,2,ii)*a(2,1,ii);a(3,1,ii)^2,a(3,2,ii)^2,a(3,3,ii)^2,a(3,2,ii)*a(3,3,ii),a(
3,1,ii)*a(3,3,ii),a(3,2,ii)*a(3,1,ii);2*a(2,1,ii)*a(3,1,ii),2*a(2,2,ii)*a(3,2,ii),2*a(2,3,ii)*a(3,3,ii),a(2,2,ii)*a(3,3,ii)+a(2,3,ii)
)*a(3,2,ii),a(2,3,ii)*a(3,1,ii)+a(2,1,ii)*a(3,3,ii),a(2,1,ii)*a(3,2,ii)+a(2,2,ii)*a(3,1,ii);2*a(1,1,ii)*a(3,1,ii),2*a(1,2,ii)*a(3,2,ii),
2*a(1,3,ii)*a(3,3,ii),a(3,2,ii)*a(1,3,ii)+a(3,3,ii)*a(1,2,ii),a(1,1,ii)*a(3,3,ii)+a(1,3,ii)*a(3,1,ii),a(3,1,ii)*a(1,2,ii)+a(3,2,ii)*a
(1,1,ii);2*a(1,1,ii)*a(2,1,ii),2*a(1,2,ii)*a(2,2,ii),2*a(1,3,ii)*a(2,3,ii),a(1,2,ii)*a(2,3,ii)+a(1,3,ii)*a(2,2,ii),a(1,3,ii)*a(2,1,ii)
)+a(1,1,ii)*a(2,3,ii),a(1,1,ii)*a(2,2,ii)+a(1,2,ii)*a(2,1,ii)];

```

```

end

```

```

%n matrices a -theta et -beta

```

```

for ii=1:n

```

```

a(:,ii+3*n)=[cos(-theta(nn))*cos(-beta(ii)),sin(-theta(nn))*cos(-beta(ii)),sin(-beta(ii));-sin(-theta(nn)),cos(-
theta(nn)),0;-cos(-theta(nn))*sin(-beta(ii)),-sin(-theta(nn))*sin(-beta(ii)),cos(-beta(ii))];

```

```

T(:,ii+3*n)=[a(1,1,ii)^2,a(1,2,ii)^2,a(1,3,ii)^2,a(1,2,ii)*a(1,3,ii),a(1,1,ii)*a(1,3,ii),a(1,2,ii)*a(1,1,ii);a(2,1,ii)^2,a(2,2,ii)
^2,a(2,3,ii)^2,a(2,2,ii)*a(2,3,ii),a(2,1,ii)*a(2,3,ii),a(2,2,ii)*a(2,1,ii);a(3,1,ii)^2,a(3,2,ii)^2,a(3,3,ii)^2,a(3,2,ii)*a(3,3,ii),a(
3,1,ii)*a(3,3,ii),a(3,2,ii)*a(3,1,ii);2*a(2,1,ii)*a(3,1,ii),2*a(2,2,ii)*a(3,2,ii),2*a(2,3,ii)*a(3,3,ii),a(2,2,ii)*a(3,3,ii)+a(2,3,ii)
)*a(3,2,ii),a(2,3,ii)*a(3,1,ii)+a(2,1,ii)*a(3,3,ii),a(2,1,ii)*a(3,2,ii)+a(2,2,ii)*a(3,1,ii);2*a(1,1,ii)*a(3,1,ii),2*a(1,2,ii)*a(3,2,ii),
2*a(1,3,ii)*a(3,3,ii),a(3,2,ii)*a(1,3,ii)+a(3,3,ii)*a(1,2,ii),a(1,1,ii)*a(3,3,ii)+a(1,3,ii)*a(3,1,ii),a(3,1,ii)*a(1,2,ii)+a(3,2,ii)*a
(1,1,ii);2*a(1,1,ii)*a(2,1,ii),2*a(1,2,ii)*a(2,2,ii),2*a(1,3,ii)*a(2,3,ii),a(1,2,ii)*a(2,3,ii)+a(1,3,ii)*a(2,2,ii),a(1,3,ii)*a(2,1,ii)
)+a(1,1,ii)*a(2,3,ii),a(1,1,ii)*a(2,2,ii)+a(1,2,ii)*a(2,1,ii)];

```

```

end

```

```

%calcul de la matrice de rigidité du tissu

```

```

Vm=1-sum(Vft)/Va; %la teneur en volume de la résine dans l'unité cellulaire

```

```

Ceff=Va*Cf+Vm*Cm;

```

```

for ii=1:4*n

```

```

Ceff=Ceff+Vft(ii)*T(:,ii)*Cf*T(:,ii);

```

```

end

```

```

%calcul de neuf coefficients de rigidité de RUC

```

```

Seff=Ceff^-1;

```

```

Ex=1/Seff(1,1);

```

```

Ey=1/Seff(2,2);

```

```

Ez=1/Seff(3,3);

```

```

Gyz=1/Seff(4,4);

```

```

Gxz=1/Seff(5,5);

```

```

Gxy=1/Seff(6,6);

```

```

NUxy=-Seff(2,1)/Seff(1,1);
NUxz=-Seff(3,1)/Seff(1,1);
NUyz=-Seff(3,2)/Seff(2,2);

%affichage des coefficients dans coordonnées cylindriques pour les copier directement dans ANSYS

sprintf('\n\nMP,EX,%i,%f\nMP,EY,%i,%f\nMP,EZ,%i,%f\nMP,NUXY,%i,%f\nMP,NUXZ,%i,%f\nMP,NUYZ,%i,%f\nMP,GXY,%i,%f\nMP,GXZ,%i,%f\nMP,GYZ,%i,%f',nn+4,Ez,nn+4,Ey,nn+4,Ex,nn+4,NUyz,nn+4,NUxz,nn+4,NUxy,nn+4,Gyz,nn+4,Gxz,nn+4,Gxy)

sprintf('\n\nMP,EX,%i,%f\nMP,EY,%i,%f\nMP,EZ,%i,%f\nMP,NUXY,%i,%f\nMP,NUXZ,%i,%f\nMP,NUYZ,%i,%f\nMP,GXY,%i,%f\nMP,GXZ,%i,%f\nMP,GYZ,%i,%f',nn+15,Ex,nn+15,Ey,nn+15,Ez,nn+15,NUxy,nn+15,NUxz,nn+15,NUyz,nn+15,Gxy,nn+15,Gxz,nn+15,Gyz)

end

%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%
% Les parametres mecaniques pour la partie hexagonale
% les couches no 11,12,13,14
%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%

%calcul de angle de tressage pour chaque couche sur la partie hexagonale
thetap=atan(3*(Dp+nnomb*t).*ctnva);

%la boucle pour les 4 couches
for nn=1:4
    L=3*(Dp+(2*nn-1)*t)/Na;
    Lt=L/sin(thetap(nn));
    Vuc=2*L^2*t/tan(thetap(nn)); %volume de l' unite cellulaire
    Va=2*L*Aa/tan(thetap(nn))/Vuc; %fraction de volume de la tresse axiale

    %calcul de teneur en volume des morceaux de tresse ondulées et de leurs angles "beta"
    xt=Lt/4/n;
    Vft=zeros(1,n);
    for ii=1:n
        beta(ii)=atan(((ta+tt)/2)*pi/Lt*cos(pi*xt/Lt));
        Vft(ii)=Lt/n*At/cos(beta(ii))/Vuc;
        xt=xt+Lt/2/n;
    end
    %la tresse tissée se répète 4 fois dans une unité cellulaire
    Vft=[Vft,Vft,Vft,Vft];

    %calcul de la matrice de transformation [T] en fonction de "thetap" et "beta"
    for ii=1:n
        a(:,ii)=[cos(thetap(nn))*cos(beta(ii)),sin(thetap(nn))*cos(beta(ii)),sin(beta(ii)),-sin(thetap(nn)),cos(thetap(nn)),0;-cos(thetap(nn))*sin(beta(ii)),-sin(thetap(nn))*sin(beta(ii)),cos(beta(ii))];

        T(:,ii)=[a(1,ii)^2,a(1,ii)*a(1,2,ii)^2,a(1,3,ii)^2,a(1,2,ii)*a(1,3,ii),a(1,1,ii)*a(1,3,ii),a(1,2,ii)*a(1,1,ii);a(2,ii)^2,a(2,2,ii)^2,a(2,3,ii)^2,a(2,2,ii)*a(2,3,ii),a(2,1,ii)*a(2,3,ii),a(2,2,ii)*a(2,1,ii);a(3,ii)^2,a(3,2,ii)^2,a(3,3,ii)^2,a(3,2,ii)*a(3,3,ii),a(3,1,ii)*a(3,3,ii),a(3,2,ii)*a(3,1,ii);2*a(2,ii)*a(3,1,ii),2*a(2,ii)*a(3,2,ii),2*a(2,ii)*a(3,3,ii),a(2,2,ii)*a(3,3,ii)+a(2,3,ii)*a(3,2,ii),a(2,3,ii)*a(3,1,ii)+a(2,1,ii)*a(3,3,ii),a(2,1,ii)*a(3,2,ii)+a(2,2,ii)*a(3,1,ii);2*a(1,ii)*a(3,1,ii),2*a(1,ii)*a(3,2,ii),2*a(1,ii)*a(3,3,ii),a(3,2,ii)*a(1,3,ii)+a(3,3,ii)*a(1,2,ii),a(1,1,ii)*a(3,3,ii)+a(1,3,ii)*a(3,1,ii),a(3,1,ii)*a(1,2,ii)+a(3,2,ii)*a(1,1,ii);2*a(1,ii)*a(2,1,ii),2*a(1,ii)*a(2,2,ii),2*a(1,3,ii)*a(2,3,ii),a(1,2,ii)*a(2,3,ii)+a(1,3,ii)*a(2,2,ii),a(1,3,ii)*a(2,1,ii)+a(1,1,ii)*a(2,3,ii),a(1,1,ii)*a(2,2,ii)+a(1,2,ii)*a(2,1,ii)];

        end
        %n matrices a +thetap et -beta
        for ii=1:n
            a(:,ii+n)=[cos(thetap(nn))*cos(-beta(ii)),sin(thetap(nn))*cos(-beta(ii)),sin(-beta(ii)),-sin(thetap(nn)),cos(thetap(nn)),0;-cos(thetap(nn))*sin(-beta(ii)),-sin(thetap(nn))*sin(-beta(ii)),cos(-beta(ii))];

            T(:,ii+n)=[a(1,ii)^2,a(1,ii)*a(1,2,ii)^2,a(1,3,ii)^2,a(1,2,ii)*a(1,3,ii),a(1,1,ii)*a(1,3,ii),a(1,2,ii)*a(1,1,ii);a(2,ii)^2,a(2,2,ii)^2,a(2,3,ii)^2,a(2,2,ii)*a(2,3,ii),a(2,1,ii)*a(2,3,ii),a(2,2,ii)*a(2,1,ii);a(3,ii)^2,a(3,2,ii)^2,a(3,3,ii)^2,a(3,2,ii)*a(3,3,ii),a(3,1,ii)*a(3,3,ii),a(3,2,ii)*a(3,1,ii);2*a(2,ii)*a(3,1,ii),2*a(2,ii)*a(3,2,ii),2*a(2,ii)*a(3,3,ii),a(2,2,ii)*a(3,3,ii)+a(2,3,ii)*a(3,2,ii),a(2,3,ii)*a(3,1,ii)+a(2,1,ii)*a(3,3,ii),a(2,1,ii)*a(3,2,ii)+a(2,2,ii)*a(3,1,ii);2*a(1,ii)*a(3,1,ii),2*a(1,ii)*a(3,2,ii),2*a(1,ii)*a(3,3,ii),a(3,2,ii)*a(1,3,ii)+a(3,3,ii)*a(1,2,ii),a(1,1,ii)*a(3,3,ii)+a(1,3,ii)*a(3,1,ii),a(3,1,ii)*a(1,2,ii)+a(3,2,ii)*a(1,1,ii);2*a(1,ii)*a(2,1,ii),2*a(1,ii)*a(2,2,ii),2*a(1,3,ii)*a(2,3,ii),a(1,2,ii)*a(2,3,ii)+a(1,3,ii)*a(2,2,ii),a(1,3,ii)*a(2,1,ii)+a(1,1,ii)*a(2,3,ii),a(1,1,ii)*a(2,2,ii)+a(1,2,ii)*a(2,1,ii)];

            end
        end
    end

```

```

%n matrices a -thetap et +beta
for ii=1:n
    a(:,ii+2*n)=[cos(-thetap(nn))*cos(beta(ii)),sin(-thetap(nn))*cos(beta(ii)),sin(beta(ii));-sin(-thetap(nn)),cos(-
thetap(nn)),0;-cos(-thetap(nn))*sin(beta(ii)),-sin(-thetap(nn))*sin(beta(ii)),cos(beta(ii))];

T(:,ii+2*n)=[a(1,1,ii)^2,a(1,2,ii)^2,a(1,3,ii)^2,a(1,2,ii)*a(1,3,ii),a(1,1,ii)*a(1,3,ii),a(1,2,ii)*a(1,1,ii);a(2,1,ii)^2,a(2,2,ii)
^2,a(2,3,ii)^2,a(2,2,ii)*a(2,3,ii),a(2,1,ii)*a(2,3,ii),a(2,2,ii)*a(2,1,ii);a(3,1,ii)^2,a(3,2,ii)^2,a(3,3,ii)^2,a(3,2,ii)*a(3,3,ii),a(
3,1,ii)*a(3,3,ii),a(3,2,ii)*a(3,1,ii);2*a(2,1,ii)*a(3,1,ii),2*a(2,2,ii)*a(3,2,ii),2*a(2,3,ii)*a(3,3,ii),a(2,2,ii)*a(3,3,ii)+a(2,3,ii
)*a(3,2,ii),a(2,3,ii)*a(3,1,ii)+a(2,1,ii)*a(3,3,ii),a(2,1,ii)*a(3,2,ii)+a(2,2,ii)*a(3,1,ii);2*a(1,1,ii)*a(3,1,ii),2*a(1,2,ii)*a(3,2
,ii),2*a(1,3,ii)*a(3,3,ii),a(3,2,ii)*a(1,3,ii)+a(3,3,ii)*a(1,2,ii),a(1,1,ii)*a(3,3,ii)+a(1,3,ii)*a(3,1,ii),a(3,1,ii)*a(1,2,ii)+a(3,2
,ii)*a(1,1,ii);2*a(1,1,ii)*a(2,1,ii),2*a(1,2,ii)*a(2,2,ii),2*a(1,3,ii)*a(2,3,ii),a(1,2,ii)*a(2,3,ii)+a(1,3,ii)*a(2,2,ii),a(1,3,ii)*a(
2,1,ii)+a(1,1,ii)*a(2,3,ii),a(1,1,ii)*a(2,2,ii)+a(1,2,ii)*a(2,1,ii)];
end
%n matrices a -thetap et -beta
for ii=1:n
    a(:,ii+3*n)=[cos(-thetap(nn))*cos(-beta(ii)),sin(-thetap(nn))*cos(-beta(ii)),sin(-beta(ii));-sin(-thetap(nn)),cos(-
thetap(nn)),0;-cos(-thetap(nn))*sin(-beta(ii)),-sin(-thetap(nn))*sin(-beta(ii)),cos(-beta(ii))];

T(:,ii+3*n)=[a(1,1,ii)^2,a(1,2,ii)^2,a(1,3,ii)^2,a(1,2,ii)*a(1,3,ii),a(1,1,ii)*a(1,3,ii),a(1,2,ii)*a(1,1,ii);a(2,1,ii)^2,a(2,2,ii)
^2,a(2,3,ii)^2,a(2,2,ii)*a(2,3,ii),a(2,1,ii)*a(2,3,ii),a(2,2,ii)*a(2,1,ii);a(3,1,ii)^2,a(3,2,ii)^2,a(3,3,ii)^2,a(3,2,ii)*a(3,3,ii),a(
3,1,ii)*a(3,3,ii),a(3,2,ii)*a(3,1,ii);2*a(2,1,ii)*a(3,1,ii),2*a(2,2,ii)*a(3,2,ii),2*a(2,3,ii)*a(3,3,ii),a(2,2,ii)*a(3,3,ii)+a(2,3,ii
)*a(3,2,ii),a(2,3,ii)*a(3,1,ii)+a(2,1,ii)*a(3,3,ii),a(2,1,ii)*a(3,2,ii)+a(2,2,ii)*a(3,1,ii);2*a(1,1,ii)*a(3,1,ii),2*a(1,2,ii)*a(3,2
,ii),2*a(1,3,ii)*a(3,3,ii),a(3,2,ii)*a(1,3,ii)+a(3,3,ii)*a(1,2,ii),a(1,1,ii)*a(3,3,ii)+a(1,3,ii)*a(3,1,ii),a(3,1,ii)*a(1,2,ii)+a(3,2
,ii)*a(1,1,ii);2*a(1,1,ii)*a(2,1,ii),2*a(1,2,ii)*a(2,2,ii),2*a(1,3,ii)*a(2,3,ii),a(1,2,ii)*a(2,3,ii)+a(1,3,ii)*a(2,2,ii),a(1,3,ii)*a(
2,1,ii)+a(1,1,ii)*a(2,3,ii),a(1,1,ii)*a(2,2,ii)+a(1,2,ii)*a(2,1,ii)];
end
%calcul de la matrice de rigidité du tissu
Vm=1-sum(Vft)-Va; %la teneur en volume de la résine dans l'unité cellulaire
Ceff=Va*Cf+Vm*Cm;
for ii=1:4*n
    Ceff=Ceff+Vft(ii)*T(:,ii)*Cf*T(:,ii);
end

%calcul de neuf coefficients de rigidité de RUC
Seff=Ceff^-1;
Ex=1/Seff(1,1);
Ey=1/Seff(2,2);
Ez=1/Seff(3,3);
Gyz=1/Seff(4,4);
Gxz=1/Seff(5,5);
Gxy=1/Seff(6,6);
NUxy=-Seff(2,1)/Seff(1,1);
NUxz=-Seff(3,1)/Seff(1,1);
NUyz=-Seff(3,2)/Seff(2,2);

%affichage des coefficients dans coordonnées cylindriques pour les copier directement dans ANSYS
sprintf('\n\nMP,EX,%i,%f\nMP,EY,%i,%f\nMP,EZ,%i,%f\nMP,NUXY,%i,%f\nMP,NUXZ,%i,%f\nMP,NUYZ,%i,%f\n
MP,GXY,%i,%f\nMP,GXZ,%i,%f\nMP,GYZ,%i,%f\n\n+10,Ex,nn+10,Ey,nn+10,Ez,nn+10,NUxy,nn+10,NUxz,nn+1
0,NUyz,nn+10,Gxy,nn+10,Gxz,nn+10,Gyz)

end

%%%%%%%%%
Le paramètre mécanique pour le composite unidirectionnel
dans les trois régions (couches 9,10,15 et 20)
%%%%%%%%%

%calcul pour le couche no 10 (partie cylindrique) dans coordonnées cylindriques
T1=[cos(theta1)^2,sin(theta1)^2,0,0,0,cos(theta1)*sin(theta1);sin(theta1)^2,cos(theta1)^2,0,0,0,-
cos(theta1)*sin(theta1);0,0,1,0,0,0;0,0,0,cos(theta1),-sin(theta1),0;0,0,0,sin(theta1),cos(theta1),0;-
2*cos(theta1)*sin(theta1),2*cos(theta1)*sin(theta1),0,0,0,cos(theta1)^2-sin(theta1)^2];
Ceff=T1*Cf*T1;
Seff=Ceff^-1;
Ex=1/Seff(1,1);
Ey=1/Seff(2,2);
Ez=1/Seff(3,3);
Gyz=1/Seff(4,4);

```

```
Gxz=1/Seff(5,5);
Gxy=1/Seff(6,6);
NUxy=-Seff(2,1)/Seff(1,1);
NUxz=-Seff(3,1)/Seff(1,1);
NUyz=-Seff(3,2)/Seff(2,2);
```

```
%affichage des coefficients dans coordonées cylindrique pour les copier directement dans ANSYS
sprintf('\n\nMP,EX,%i,%f\nMP,EY,%i,%f\nMP,EZ,%i,%f\nMP,NUXY,%i,%f\nMP,NUXZ,%i,%f\nMP,NUYZ,%i,%f\nMP,GXY,%i,%f\nMP,GXZ,%i,%f\nMP,GYZ,%i,%f',10,Ez,10,Ey,10,Ex,10,NUyz,10,NUxz,10,NUxy,10,Gyz,10,Gxz,10,Gxy)
```

```
%calcul pour le couche no 9 (partie conique) dans coordonées cylindrique
theta19=atan((D+2*n1*t+3/pi*(Dp+2*n1*t))/2/(D+2*n1*t)*tan(theta1));
T1=[cos(theta19)^2,sin(theta19)^2,0,0,0,cos(theta19)*sin(theta19);sin(theta19)^2,cos(theta19)^2,0,0,0,-cos(theta19)*sin(theta19);0,0,1,0,0,0;0,0,0,cos(theta19),-sin(theta19),0;0,0,0,sin(theta19),cos(theta19),0;-2*cos(theta19)*sin(theta19),2*cos(theta19)*sin(theta19),0,0,0,cos(theta19)^2-sin(theta19)^2];
Ceff=T1*Cf*T1;
Seff=Ceff^-1;
Ex=1/Seff(1,1);
Ey=1/Seff(2,2);
Ez=1/Seff(3,3);
Gyz=1/Seff(4,4);
Gxz=1/Seff(5,5);
Gxy=1/Seff(6,6);
NUxy=-Seff(2,1)/Seff(1,1);
NUxz=-Seff(3,1)/Seff(1,1);
NUyz=-Seff(3,2)/Seff(2,2);
```

```
%affichage des coefficients dans coordonées cylindriques pour les copier directement dans ANSYS
sprintf('\n\nMP,EX,%i,%f\nMP,EY,%i,%f\nMP,EZ,%i,%f\nMP,NUXY,%i,%f\nMP,NUXZ,%i,%f\nMP,NUYZ,%i,%f\nMP,GXY,%i,%f\nMP,GXZ,%i,%f\nMP,GYZ,%i,%f',9,Ez,9,Ey,9,Ex,9,NUyz,9,NUxz,9,NUxy,9,Gyz,9,Gxz,9,Gxy)
```

```
%affichage pour le couche no 20 (partie conique-hexagonale) dans coordonées cartésiennes
sprintf('\n\nMP,EX,%i,%f\nMP,EY,%i,%f\nMP,EZ,%i,%f\nMP,NUXY,%i,%f\nMP,NUXZ,%i,%f\nMP,NUYZ,%i,%f\nMP,GXY,%i,%f\nMP,GXZ,%i,%f\nMP,GYZ,%i,%f',20,Ex,20,Ey,20,Ez,20,NUxy,20,NUxz,20,NUyz,20,Gxy,20,Gxz,20,Gyz)
```

```
%calcul pour le couche no 15 (partie hexagonale) dans coordonées cartésiennes
theta1=atan(3*(Dp+2*n1*t)/pi/(D+2*n1*t)*tan(theta1));
T1=[cos(theta1)^2,sin(theta1)^2,0,0,0,cos(theta1)*sin(theta1);sin(theta1)^2,cos(theta1)^2,0,0,0,-cos(theta1)*sin(theta1);0,0,1,0,0,0;0,0,0,cos(theta1),-sin(theta1),0;0,0,0,sin(theta1),cos(theta1),0;-2*cos(theta1)*sin(theta1),2*cos(theta1)*sin(theta1),0,0,0,cos(theta1)^2-sin(theta1)^2];
Ceff=T1*Cf*T1;
Seff=Ceff^-1;
Ex=1/Seff(1,1);
Ey=1/Seff(2,2);
Ez=1/Seff(3,3);
Gyz=1/Seff(4,4);
Gxz=1/Seff(5,5);
Gxy=1/Seff(6,6);
NUxy=-Seff(2,1)/Seff(1,1);
NUxz=-Seff(3,1)/Seff(1,1);
NUyz=-Seff(3,2)/Seff(2,2);
```

```
%affichage des coefficients dans coordonées cartésiennes pour les copier directement dans ANSYS
sprintf('\n\nMP,EX,%i,%f\nMP,EY,%i,%f\nMP,EZ,%i,%f\nMP,NUXY,%i,%f\nMP,NUXZ,%i,%f\nMP,NUYZ,%i,%f\nMP,GXY,%i,%f\nMP,GXZ,%i,%f\nMP,GYZ,%i,%f',15,Ex,15,Ey,15,Ez,15,NUxy,15,NUxz,15,NUyz,15,Gxy,15,Gxz,15,Gyz)
```

## **ANNEXE 4**

### **PROGRAMME PARAMÉTRIQUE POUR L'ANALYSE DE LA RUPTURE DE L'ARBRE CONCU EN ANSYS**

```

!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!
!!!!!!          CREATION ET ANALYSE DU MODÈLE BRUT          !!!!!!!!!!!!!!!
!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!

```

```

FINISH
/CLEAR

```

```

/FILENAME,ARBRE
/PREP7
/TITLE,DRIVESHAFT
*AFUN,DEG
PII=3.141592654

```

```

!PARAMÈTRES DE FABRICATION EN (mm)

```

```

DF=0.009      !DIAMÈTRE DE LA FIBRE
THETA=45      !ANGLE DE TRESSAGE
THETA1=60     !ANGLE D'ENRUREMENT FILAMENTAIRE
TORQ=63500    !MOMENT DE TORSION APPLIQUÉ SUR L'ARBRE (RUPTURE À 68500 Nmm)
N1=1          !NOMBRE DES COUCHES DANS LA ZONE CYLINDRIQUE (MAXIMUM 4)
N2=N1+4       !NOMBRE DES COUCHES DANS LA ZONE CONIQUE ET HEXAGONALE
DP=36.7194    !DIAMÈTRE EXTERIEUR DE LA PARTIE HEXAGONALE DU MANDREL
D=DP*COS(30)  !DIAMETRE MAXIMUM DE MANDREL DANS LA ZONE CYLINDRIQUE
NA=24         !NOMBRE DES TRESSSES AXIALES
H=0.9         !ÉPAISSEUR D'UNE COUCHE TRESSÉE
H1=H/4        !ÉPAISSEUR D'UNE COUCHE UNIDIRECTIONNELLE
LCON=14.75    !LONGUEUR DE LA PARTIE CONIQUE (5 ÉLÉMENTS)

```

```

!CALCUL DES AUTRES PARAMÈTRES EN (mm)

```

```

D=D+N1*H      !DIAMÈTRE DE L'ARBRE AU MILIEU DE L'ÉPAISSEUR
DP=D/COS(30)   !DIAMÈTRE EXTERIEUR DE LA PARTIE HEXAGONALE AU MILIEU DE L'ÉPAISSEUR
L=PII*D/NA     !LARGEUR DE RUC SUR LA PARTIE CYLINDRIQUE
W=L/TAN(THETA) !LONGUEUR DE RUC SUR LA PARTIE CYLINDRIQUE
LP=3*DP/NA     !LARGEUR DE RUC SUR LA PARTIE HEXAGONALE
THETAP=ATAN(3*DP*TAN(THETA)/(PII*D)) !ANGLE DE TRESSAGE SUR LA PARTIE HEXAGONALE
WP=LP/TAN(THETAP) !LONGUEUR DE RUC SUR LA PARTIE HEXAGONALE

```

```

!DÉFINITION DES PARAMÈTRES DE CRÉATION DES SURFACES

```

```

RCYL=D/2      !RAYON DU CYLINDRE
RCON=DP/2     !RAYON MAXIMUM DU CON
*IF,THETA,EQ,60,THEN
ECYL=31       !NOMBRE DE DIVISION DU CYLINDRE
EPR=7         !NOMBRE DE DIVISION DE LA PRISME
*ENDIF
*IF,THETA,EQ,45,THEN
ECYL=18       !NOMBRE DE DIVISION DU CYLINDRE
EPR=4         !NOMBRE DE DIVISION DE LA PRISME
*ENDIF
*IF,THETA,EQ,30,THEN
ECYL=10       !NOMBRE DE DIVISION DU CYLINDRE
EPR=3         !NOMBRE DE DIVISION DE LA PRISME
*ENDIF
LCYL=ECYL*W    !LONGUEUR DU CYLINDRE (APROXIMATIVEMENT 76.3 mm)
LPR=EPR*WP     !LONGUEUR DE LA PRISME (APROXIMATIVEMENT 18.8 mm)

```

```

!CHOISIR LE TYPE D'ÉLÉMENT MULTICOUCHE

```

```

ET,1,SHELL99
KEYOPT,1,8,1    !LES RESULTATS POUR TOUS LES COUCHES
KEYOPT,1,9,0    !LES STRESS AUX PLANS SUP ET INF
KEYOPT,1,11,0   !LES NOEUDS AU MILIEU DE LA SECTION DE L'ARBRE

```

```

!CHOISIR LA CONSTANTS 'R' ET LE 'MP' DE L'ÉLÉMENT EN FONCTION DE NOMBRE DE COUCHE

```

```

!POUR 1 COUCHE
*IF,N1,EQ,1,THEN
R,1,N2      !N1=1 COUCHES POUR LA PARTIE CYLINDRIQUE
RMORE
RMORE,10,+THETA1,0,10,-THETA1,0
RMORE,1,0,H,10,+THETA1,0
RMORE,10,-THETA1,0
R,2,N2      !N2=N1+4=5 COUCHES POUR LA PARTIE CONIQUE
RMORE
RMORE,9,+THETA1,H1,9,-THETA1,H1
RMORE,5,0,H,9,+THETA1,H1
RMORE,9,-THETA1,H1
R,3,N2      !N2=N1+4=5 COUCHES POUR LA PARTIE HEXAGONALE
RMORE
RMORE,15,+THETA1,H1,15,-THETA1,H1
RMORE,11,0,H,15,+THETA1,H1
RMORE,15,-THETA1,H1
R,4,N2      !N2=N1+4=5 COUCHES POUR LA PARTIE CYLINDRO-CONIQUE
RMORE
RMORE,10,+THETA1,H1,10,-THETA1,H1
RMORE,1,0,H,10,+THETA1,H1
RMORE,10,-THETA1,H1
R,5,N2      !N2=N1+4=5 COUCHES POUR LA PARTIE HEXA-CONIQUE
RMORE
RMORE,20,+THETA1,H1,20,-THETA1,H1
RMORE,16,0,H,20,+THETA1,H1
RMORE,20,-THETA1,H1
*ENDIF

!POUR 2 COUCHE
*IF,N1,EQ,2,THEN
R,1,N2      !N1=2 COUCHES POUR LA PARTIE CYLINDRIQUE
RMORE
RMORE,10,+THETA1,0,10,-THETA1,0
RMORE,1,0,H,2,0,H
RMORE,10,+THETA1,0,10,-THETA1,0
R,2,N2      !N2=N1+4=6 COUCHES POUR LA PARTIE CONIQUE
RMORE
RMORE,9,+THETA1,H1,9,-THETA1,H1
RMORE,5,0,H,6,0,H
RMORE,9,+THETA1,H1,9,-THETA1,H1
R,3,N2      !N2=N1+4=6 COUCHES POUR LA PARTIE HEXAGONALE
RMORE
RMORE,15,+THETA1,H1,15,-THETA1,H1
RMORE,11,0,H,12,0,H
RMORE,15,+THETA1,H1,15,-THETA1,H1
R,4,N2      !N2=N1+4=6 COUCHES POUR LA PARTIE CYLINDRO-CONIQUE
RMORE
RMORE,10,+THETA1,H1,10,-THETA1,H1
RMORE,1,0,H,2,0,H
RMORE,10,+THETA1,H1,10,-THETA1,H1
R,5,N2      !N2=N1+4=6 COUCHES POUR LA PARTIE HEXA-CONIQUE
RMORE
RMORE,20,+THETA1,H1,20,-THETA1,H1
RMORE,16,0,H,17,0,H
RMORE,20,+THETA1,H1,20,-THETA1,H1
*ENDIF

!POUR 3 COUCHE
*IF,N1,EQ,3,THEN
R,1,N2      !N1=3 COUCHES POUR LA PARTIE CYLINDRIQUE
RMORE
RMORE,10,+THETA1,0,10,-THETA1,0
RMORE,1,0,H,2,0,H
RMORE,3,0,H,10,+THETA1,0
RMORE,10,-THETA1,0

```



```

R,2,N2          !N2=N1+4=7 COUCHES POUR LA PARTIE CONIQUE
RMORE
RMORE,9,+THETA1,H1,9,-THETA1,H1
RMORE,5,0,H,6,0,H
RMORE,7,0,H,9,+THETA1,H1
RMORE,9,-THETA1,H1
R,3,N2          !N2=N1+4=7 COUCHES POUR LA PARTIE HEXAGONALE
RMORE
RMORE,15,+THETA1,H1,15,-THETA1,H1
RMORE,11,0,H,12,0,H
RMORE,13,0,H,15,+THETA1,H1
RMORE,15,-THETA1,H1
R,4,N2          !N2=N1+4=7 COUCHES POUR LA PARTIE CYLINDRO-CONIQUE
RMORE
RMORE,10,+THETA1,H1,10,-THETA1,H1
RMORE,1,0,H,2,0,H
RMORE,3,0,H,10,+THETA1,H1
RMORE,10,-THETA1,H1
R,5,N2          !N2=N1+4=7 COUCHES POUR LA PARTIE HEXA-CONIQUE
RMORE
RMORE,20,+THETA1,H1,20,-THETA1,H1
RMORE,16,0,H,17,0,H
RMORE,18,0,H,20,+THETA1,H1
RMORE,20,-THETA1,H1
*ENDIF

!POUR 4 COUCHE
*IF,N1,EQ,4,THEN
R,1,N2          !N1=4 COUCHES POUR LA PARTIE CYLINDRIQUE
RMORE
RMORE,10,+THETA1,0,10,-THETA1,0
RMORE,1,0,H,2,0,H
RMORE,3,0,H,4,0,H
RMORE,10,+THETA1,0,10,-THETA1,0
R,2,N2          !N2=N1+4=8 COUCHES POUR LA PARTIE CONIQUE
RMORE
RMORE,9,+THETA1,H1,9,-THETA1,H1
RMORE,5,0,H,6,0,H
RMORE,7,0,H,8,0,H
RMORE,9,+THETA1,H1,9,-THETA1,H1
R,3,N2          !N2=N1+4=8 COUCHES POUR LA PARTIE HEXAGONALE
RMORE
RMORE,15,+THETA1,H1,15,-THETA1,H1
RMORE,11,0,H,12,0,H
RMORE,13,0,H,14,0,H
RMORE,15,+THETA1,H1,15,-THETA1,H1
R,4,N2          !N2=N1+4=8 COUCHES POUR LA PARTIE CYLINDRO-CONIQUE
RMORE
RMORE,10,+THETA1,H1,10,-THETA1,H1
RMORE,1,0,H,2,0,H
RMORE,3,0,H,4,0,H
RMORE,10,+THETA1,H1,10,-THETA1,H1
R,5,N2          !N2=N1+4=8 COUCHES POUR LA PARTIE HEXA-CONIQUE
RMORE
RMORE,20,+THETA1,H1,20,-THETA1,H1
RMORE,16,0,H,17,0,H
RMORE,18,0,H,19,0,H
RMORE,20,+THETA1,H1,20,-THETA1,H1
*ENDIF

IDÉFINITION DES PROPRIÉTÉS DES MATÉRIAUX POUR CHAQUE COUCHE DE CHAQUE PARTIE

MP,EX,1,7870.641986
MP,EY,1,8590.554274
MP,EZ,1,13700.243876
MP,NUXY,1,0.292759

```

MP,NUXZ,1,0.235827  
MP,NUYZ,1,0.400422  
MP,GXY,1,2909.454139  
MP,GXZ,1,2909.454139  
MP,GYZ,1,5186.724417

MP,EX,2,7608.690684  
MP,EY,2,8287.370478  
MP,EZ,2,13123.882015  
MP,NUXY,2,0.294139  
MP,NUXZ,2,0.237269  
MP,NUYZ,2,0.401411  
MP,GXY,2,2801.376563  
MP,GXZ,2,2801.376563  
MP,GYZ,2,4988.358933

MP,EX,3,7372.372689  
MP,EY,3,8013.732666  
MP,EZ,3,12604.536864  
MP,NUXY,3,0.295475  
MP,NUXZ,3,0.238693  
MP,NUYZ,3,0.402280  
MP,GXY,3,2704.618751  
MP,GXZ,3,2704.618751  
MP,GYZ,3,4808.424354

MP,EX,4,7158.051728  
MP,EY,4,7765.493132  
MP,EZ,4,12134.128301  
MP,NUXY,4,0.296765  
MP,NUXZ,4,0.240093  
MP,NUYZ,4,0.403046  
MP,GXY,4,2617.475263  
MP,GXZ,4,2617.475263  
MP,GYZ,4,4644.455664

MP,EX,5,7631.957004  
MP,EY,5,8314.305365  
MP,EZ,5,13175.046763  
MP,NUXY,5,0.294012  
MP,NUXZ,5,0.237135  
MP,NUYZ,5,0.401324  
MP,GXY,5,2810.940802  
MP,GXZ,5,2810.940802  
MP,GYZ,5,5006.024283

MP,EX,16,13175.046763  
MP,EY,16,8314.305365  
MP,EZ,16,7631.957004  
MP,NUXY,16,0.401324  
MP,NUXZ,16,0.237135  
MP,NUYZ,16,0.294012  
MP,GXY,16,5006.024283  
MP,GXZ,16,2810.940802  
MP,GYZ,16,2810.940802

MP,EX,6,7393.415432  
MP,EY,6,8038.102363  
MP,EZ,6,12650.755062  
MP,NUXY,6,0.295353  
MP,NUXZ,6,0.238561  
MP,NUYZ,6,0.402203  
MP,GXY,6,2713.205931  
MP,GXZ,6,2713.205931  
MP,GYZ,6,4824.483523

MP,EX,17,12650.755062  
MP,EY,17,8038.102363  
MP,EZ,17,7393.415432  
MP,NUXY,17,0.402203  
MP,NUXZ,17,0.238561  
MP,NUYZ,17,0.295353  
MP,GXY,17,4824.483523  
MP,GXZ,17,2713.205931  
MP,GYZ,17,2713.205931

MP,EX,7,7177.179218  
MP,EY,7,7787.649889  
MP,EZ,7,12176.085642  
MP,NUXY,7,0.296647  
MP,NUXZ,7,0.239963  
MP,NUYZ,7,0.402978  
MP,GXY,7,2625.229092  
MP,GXZ,7,2625.229092  
MP,GYZ,7,4659.119145

MP,EX,18,12176.085642  
MP,EY,18,7787.649889  
MP,EZ,18,7177.179218  
MP,NUXY,18,0.402978  
MP,NUXZ,18,0.239963  
MP,NUYZ,18,0.296647  
MP,GXY,18,4659.119145  
MP,GXZ,18,2625.229092  
MP,GYZ,18,2625.229092

MP,EX,8,6980.218785  
MP,EY,8,7559.482210  
MP,EZ,8,11744.296675  
MP,NUXY,8,0.297894  
MP,NUXZ,8,0.241340  
MP,NUYZ,8,0.403663  
MP,GXY,8,2545.605925  
MP,GXZ,8,2545.605925  
MP,GYZ,8,4507.850410

MP,EX,19,11744.296675  
MP,EY,19,7559.482210  
MP,EZ,19,6980.218785  
MP,NUXY,19,0.403663  
MP,NUXZ,19,0.241340  
MP,NUYZ,19,0.297894  
MP,GXY,19,4507.850410  
MP,GXZ,19,2545.605925  
MP,GYZ,19,2545.605925

MP,EX,11,12677.032624  
MP,EY,11,8556.996578  
MP,EZ,11,7603.081454  
MP,NUXY,11,0.388020  
MP,NUXZ,11,0.242125  
MP,NUYZ,11,0.291569  
MP,GXY,11,4907.067662  
MP,GXZ,11,2791.167441  
MP,GYZ,11,2798.202710

MP,EX,12,12217.137856  
MP,EY,12,8258.331356  
MP,EZ,12,7372.425131  
MP,NUXY,12,0.389967  
MP,NUXZ,12,0.243198  
MP,NUYZ,12,0.292969

MP,GXY,12,4742.394146  
 MP,GXZ,12,2697.817799  
 MP,GYZ,12,2703.482556

MP,EX,13,11797.871849  
 MP,EY,13,7988.549751  
 MP,EZ,13,7162.865053  
 MP,NUXY,13,0.391704  
 MP,NUXZ,13,0.244270  
 MP,NUYZ,13,0.294329  
 MP,GXY,13,4591.244721  
 MP,GXZ,13,2613.490999  
 MP,GYZ,13,2618.091134

MP,EX,14,11414.023910  
 MP,EY,14,7743.615856  
 MP,EZ,14,6971.583182  
 MP,NUXY,14,0.393260  
 MP,NUXZ,14,0.245336  
 MP,NUYZ,14,0.295645  
 MP,GXY,14,4452.019405  
 MP,GXZ,14,2536.927785  
 MP,GYZ,14,2540.692004

MP,EX,10,11280.900548  
 MP,EY,10,16819.613663  
 MP,EZ,10,10712.796413  
 MP,NUXY,10,0.193375  
 MP,NUXZ,10,0.250824  
 MP,NUYZ,10,0.291234  
 MP,GXY,10,4236.670528  
 MP,GXZ,10,4236.670528  
 MP,GYZ,10,6691.336829

MP,EX,9,11280.900548  
 MP,EY,9,17453.962114  
 MP,EZ,9,10697.057687  
 MP,NUXY,9,0.193617  
 MP,NUXZ,9,0.254778  
 MP,NUYZ,9,0.279983  
 MP,GXY,9,4236.670528  
 MP,GXZ,9,4236.670528  
 MP,GYZ,9,6514.916159

MP,EX,20,10697.057687  
 MP,EY,20,17453.962114  
 MP,EZ,20,11280.900548  
 MP,NUXY,20,0.279983  
 MP,NUXZ,20,0.254778  
 MP,NUYZ,20,0.193617  
 MP,GXY,20,6514.916159  
 MP,GXZ,20,4236.670528  
 MP,GYZ,20,4236.670528

MP,EX,15,10689.356935  
 MP,EY,15,18093.667193  
 MP,EZ,15,11280.900548  
 MP,NUXY,15,0.269315  
 MP,NUXZ,15,0.258527  
 MP,NUYZ,15,0.194055  
 MP,GXY,15,6352.817393  
 MP,GXZ,15,4236.670528  
 MP,GYZ,15,4236.670528

ICRÉER LES SYSTÈMES DE COORDONNÉES PRINCIPAUX

```

LOCAL,11,1,0,0,0,0,0,90      !DECLARER LE SYSTEME DE COORDONNEE CYLINDRIQUE DE L'ARBRE
LOCAL,12,0,0,0,0,0,0,-150     !CSYS POUR LA FACETTE 0-60 DÉGRÉES
LOCAL,13,0,0,0,0,0,0,-90      !CSYS POUR LA FACETTE 60-120
LOCAL,14,0,0,0,0,0,0,-30      !CSYS POUR LA FACETTE 120-180
LOCAL,15,0,0,0,0,0,0,30       !CSYS POUR LA FACETTE 180-240
LOCAL,16,0,0,0,0,0,0,90       !CSYS POUR LA FACETTE 240-300
LOCAL,17,0,0,0,0,0,0,150      !CSYS POUR LA FACETTE 300-360

```

```
!CRÉER LES SURFACES DE L'ARBRE
```

```

CSYS,11
K,1,RCYL,0,0
K,2,RCYL,0,LCYL
K,3,RCON,0,LCYL+LCON
K,4,RCYL+(RCON-RCYL)/5,0,LCYL+LCON/5
K,5,RCYL+2*(RCON-RCYL)/5,0,LCYL+2*LCON/5
K,6,RCYL+3*(RCON-RCYL)/5,0,LCYL+3*LCON/5
K,7,RCYL+4*(RCON-RCYL)/5,0,LCYL+4*LCON/5
K,8
K,9,0,0,LCYL+LCON
L,1,2 $ L,2,3 $ L,3,4 $ L,4,5 $ L,5,6 $ L,6,7

CSYS,0
K,10,LCYL,0,-RCON
K,11,LCYL,RCON*SQRT(3)/4,-3*RCON/4
K,12,LCYL,RCON*SQRT(3)/2,-RCON/2
K,13,LCYL,RCON*SQRT(3)/2,0
K,14,LCYL,RCON*SQRT(3)/2,RCON/2
K,15,LCYL,RCON*SQRT(3)/4,3*RCON/4
K,16,LCYL,0,RCON
K,17,LCYL,-RCON*SQRT(3)/4,3*RCON/4
K,18,LCYL,-RCON*SQRT(3)/2,RCON/2
K,19,LCYL,-RCON*SQRT(3)/2,0
K,20,LCYL,-RCON*SQRT(3)/2,-RCON/2
K,21,LCYL,-RCON*SQRT(3)/4,-3*RCON/4
K,22,LCYL+LCON+LPR
K,23,LCYL+LCON
K,24,LCYL+4*LCON/5
K,25,LCYL+3*LCON/5
K,26,LCYL+2*LCON/5
K,27,LCYL+LCON/5
K,28,LCYL
L,10,11 $ L,11,12 $ L,12,13 $ L,13,14
L,14,15 $ L,15,16 $ L,16,17 $ L,17,18 $ L,18,19 $ L,19,20 $ L,20,21
L,21,10 $ L,22,23 $ L,23,24 $ L,24,25 $ L,25,26 $ L,26,27 $ L,27,28

```

```

CSYS,11
AROTAT,1,2,3,4,5,6,8,9,360,12

```

```

CSYS,0
LSEL,S,LINE,,7,18,1
ADRA,ALL,,,,,24
ALLS
ASEL,S,AREA,,73,84,1
LSLA,S
LSEL,R,LOC,X,LCYL+LCON/5
ADRA,ALL,,,,,23
ALLS
ASEL,S,AREA,,85,96,1
LSLA,S
LSEL,R,LOC,X,LCYL+2*LCON/5
ADRA,ALL,,,,,22
ALLS
ASEL,S,AREA,,97,108,1
LSLA,S
LSEL,R,LOC,X,LCYL+3*LCON/5

```

```

ADRAG,ALL,,,,,21
ALLS
ASEL,S,AREA,,109,120,1
LSLA,S
LSEL,R,LOC,X,LCYL+4*LCON/5
ADRAG,ALL,,,,,20
ALLS
ASEL,S,AREA,,121,132,1
LSLA,S
LSEL,R,LOC,X,LCYL+5*LCON/5
ADRAG,ALL,,,,,19
ALLS
BOPTN,KEEP,NO
APTN,ALL

CSYS,12
ASEL,S,LOC,Z,RCYL+0.001,3*RCYL
ADELE,ALL,,,1
ALLS

CSYS,13
ASEL,S,LOC,Z,RCYL+0.001,3*RCYL
ADELE,ALL,,,1
ALLS

CSYS,14
ASEL,S,LOC,Z,RCYL+0.001,3*RCYL
ADELE,ALL,,,1
ALLS

CSYS,15
ASEL,S,LOC,Z,RCYL+0.001,3*RCYL
ADELE,ALL,,,1
ALLS

CSYS,16
ASEL,S,LOC,Z,RCYL+0.001,3*RCYL
ADELE,ALL,,,1
ALLS

CSYS,17
ASEL,S,LOC,Z,RCYL+0.001,3*RCYL
ADELE,ALL,,,1
ALLS

CSYS,11
ASEL,S,LOC,Z,LCYL,LCYL+LCON/5
ASEL,R,LOC,X,(RCON+RCYL)/2.1,RCON-0.001
ADELE,ALL,,,1
ALLS

ASEL,S,LOC,Z,LCYL,LCYL+3*LCON/5
ASEL,R,LOC,X,(RCON+RCYL)/2,RCON-0.001
ADELE,ALL,,,1
ALLS

*DO,II,1,5,1
CSYS,11+II
ASEL,S,LOC,Z,RCYL
CSYS,12+II
ASEL,A,LOC,Z,RCYL
CSYS,11
ASEL,R,LOC,Y,60*II-10,60*II+10
ADELE,ALL,,,1
*ENDDO

```

CSYS,12  
 ASEL,S,LOC,Z,RCYL  
 CSYS,17  
 ASEL,A,LOC,Z,RCYL  
 CSYS,11  
 ASEL,R,LOC,Y,-10,10  
 ADELE,ALL,,,1  
 ALLS

CSYS,11

NUMCMP,AREA,ALL  
 NUMCMP,LINE,ALL  
 NUMCMP,KP,ALL

ICREER LES SURFACES CYLINDRIQUES VOISINEES A LA PARTIE CONIQUE

CSYS,11  
 K,154,RCYL,0,LCYL-LCYL/ECYL  
 K,155,RCYL,30,LCYL-LCYL/ECYL  
 K,156,RCYL,60,LCYL-LCYL/ECYL  
 K,157,RCYL,90,LCYL-LCYL/ECYL  
 K,158,RCYL,120,LCYL-LCYL/ECYL  
 K,159,RCYL,150,LCYL-LCYL/ECYL  
 K,160,RCYL,180,LCYL-LCYL/ECYL  
 K,161,RCYL,210,LCYL-LCYL/ECYL  
 K,162,RCYL,240,LCYL-LCYL/ECYL  
 K,163,RCYL,270,LCYL-LCYL/ECYL  
 K,164,RCYL,300,LCYL-LCYL/ECYL  
 K,165,RCYL,330,LCYL-LCYL/ECYL  
 L,154,155 \$ L,155,156 \$ L,156,157 \$ L,157,158 \$ L,158,159 \$ L,159,160  
 L,160,161 \$ L,161,162 \$ L,162,163 \$ L,163,164 \$ L,164,165 \$ L,165,154

ASBL,1,295,,DELETE,DELETE  
 ASBL,2,296,,DELETE,DELETE  
 ASBL,3,297,,DELETE,DELETE  
 ASBL,4,298,,DELETE,DELETE  
 ASBL,5,299,,DELETE,DELETE  
 ASBL,6,300,,DELETE,DELETE  
 ASBL,7,301,,DELETE,DELETE  
 ASBL,8,302,,DELETE,DELETE  
 ASBL,9,303,,DELETE,DELETE  
 ASBL,10,304,,DELETE,DELETE  
 ASBL,11,305,,DELETE,DELETE  
 ASBL,12,306,,DELETE,DELETE

!NOMMER LES SURFACES CYLINDRIQUE CONSTANTES

CSYS,11  
 ASEL,S,LOC,Z,,LCYL-W  
 CM,ACYL,AREA  
 ALLS

!NOMMER LES SURFACES CYLINDRIQUE VOISINEES A LA SURFACE CONIQUE

ASEL,S,LOC,Z,LCYL-W,LCYL  
 CM,ACYLCON,AREA  
 ALLS

!NOMMER LES SURFACES COMPRIS DANS LA PARTIE HEXAGONALE

CSYS,12  
 ASEL,S,LOC,Z,RCYL  
 CSYS,11  
 ASEL,R,LOC,Z,LCYL+LCON,LCYL+LCON+LPR  
 CM,APR12,AREA

ALLS

CSYS,13  
ASEL,S,LOC,Z,RCYL  
CSYS,11  
ASEL,R,LOC,Z,LCYL+LCON,LCYL+LCON+LPR  
CM,APR13,AREA  
ALLS

CSYS,14  
ASEL,S,LOC,Z,RCYL  
CSYS,11  
ASEL,R,LOC,Z,LCYL+LCON,LCYL+LCON+LPR  
CM,APR14,AREA  
ALLS

CSYS,15  
ASEL,S,LOC,Z,RCYL  
CSYS,11  
ASEL,R,LOC,Z,LCYL+LCON,LCYL+LCON+LPR  
CM,APR15,AREA  
ALLS

CSYS,16  
ASEL,S,LOC,Z,RCYL  
CSYS,11  
ASEL,R,LOC,Z,LCYL+LCON,LCYL+LCON+LPR  
CM,APR16,AREA  
ALLS

CSYS,17  
ASEL,S,LOC,Z,RCYL  
CSYS,11  
ASEL,R,LOC,Z,LCYL+LCON,LCYL+LCON+LPR  
CM,APR17,AREA  
ALLS  
CSYS,11

NOMMER LES SURFACES COMPRIS DANS LA PARTIE HEXA-CONIQUE

CSYS,12  
ASEL,S,LOC,Z,RCYL  
CSYS,11  
ASEL,R,LOC,Z,LCYL,LCYL+LCON  
CM,APRCON12,AREA  
ALLS

CSYS,13  
ASEL,S,LOC,Z,RCYL  
CSYS,11  
ASEL,R,LOC,Z,LCYL,LCYL+LCON  
CM,APRCON13,AREA  
ALLS

CSYS,14  
ASEL,S,LOC,Z,RCYL  
CSYS,11  
ASEL,R,LOC,Z,LCYL,LCYL+LCON  
CM,APRCON14,AREA  
ALLS

CSYS,15  
ASEL,S,LOC,Z,RCYL  
CSYS,11  
ASEL,R,LOC,Z,LCYL,LCYL+LCON  
CM,APRCON15,AREA



ALLS

CSYS,16  
ASEL,S,LOC,Z,RCYL  
CSYS,11  
ASEL,R,LOC,Z,LCYL,LCYL+LCON  
CM,APRCON16,AREA  
ALLS

CSYS,17  
ASEL,S,LOC,Z,RCYL  
CSYS,11  
ASEL,R,LOC,Z,LCYL,LCYL+LCON  
CM,APRCON17,AREA  
ALLS  
CSYS,11

!NOMMER LES SURFACES CONIQUES

ASEL,S,,,ALL  
CMSEL,U,ACYL  
CMSEL,U,ACYLCON  
CMSEL,U,APR12  
CMSEL,U,APR13  
CMSEL,U,APR14  
CMSEL,U,APR15  
CMSEL,U,APR16  
CMSEL,U,APR17  
CM,ACON,AREA  
ALLS

!ATRIIBUER 'R' ET 'ESYS' A LA PARTIE CYLINDRIQUE

CMSEL,S,ACYL  
AATT,,1,1,11  
ALLS

!ATRIIBUER 'R' ET 'ESYS' A LA PARTIE CYLINDRIQUE VOISINEE A LA SURFACE CONIQUE

CMSEL,S,ACYLCON  
AATT,,4,1,11  
ALLS

!ATRIIBUER 'R' ET 'ESYS' A LA PARTIE CONIQUE

CMSEL,S,ACON  
AATT,,2,1,11  
ALLS

!ATRIIBUER 'R' ET 'ESYS' AUX PARTIES HEXA-CONIQUE

CMSEL,S,APRCON12  
AATT,,5,1,12  
ALLS

CMSEL,S,APRCON13  
AATT,,5,1,13  
ALLS

CMSEL,S,APRCON14  
AATT,,5,1,14  
ALLS

CMSEL,S,APRCON15  
AATT,,5,1,15  
ALLS

CMSEL,S,APRCON16  
 AATT,,5,1,16  
 ALLS

CMSEL,S,APRCON17  
 AATT,,5,1,17  
 ALLS

!ATRIIBUER 'R' ET 'ESYS' AUX PARTIES HEXAGONALES

CMSEL,S,APR12  
 AATT,,3,1,12  
 ALLS

CMSEL,S,APR13  
 AATT,,3,1,13  
 ALLS

CMSEL,S,APR14  
 AATT,,3,1,14  
 ALLS

CMSEL,S,APR15  
 AATT,,3,1,15  
 ALLS

CMSEL,S,APR16  
 AATT,,3,1,16  
 ALLS

CMSEL,S,APR17  
 AATT,,3,1,17  
 ALLS

!CHOISIR LA TAILLE DES ÉLÉMENTS

CSYS,11  
 LSEL,S,LOC,Z,0.001,LCYL-W-0.001  
 LESIZE,ALL,,ECYL-1  
 ALLS

LSEL,S,LOC,Z,LCYL+LCON+0.001,LCYL+LCON+LPR-0.001  
 LESIZE,ALL,,EPR  
 ALLS

CSYS,11  
 LSEL,S,LOC,Z,LCYL+LPR+LCON  
 LESIZE,ALL,,4  
 ALLS

LSEL,S,LOC,Z,LCYL+LCON  
 LESIZE,ALL,,4  
 ALLS

LSEL,S,LOC,Z,LCYL  
 LESIZE,ALL,,4  
 ALLS

LSEL,S,LOC,Z,LCYL-W  
 LESIZE,ALL,,4  
 ALLS

LSEL,S,LOC,Z,0  
 LESIZE,ALL,,4  
 ALLS

```

CSYS,11
LSEL,S,LOC,Z,LCYL+LCON-LCON/5
LSEL,A,LOC,Z,LCYL+LCON-2*LCON/5
LSEL,A,LOC,Z,LCYL+LCON-3*LCON/5
CM,LDIV2,LINE
ALLS

```

```

CSYS,11
CMSEL,S,LDIV2
CSYS,12
LSEL,R,LOC,Z,RCYL
CM,LDIV21,LINE
ALLS

```

```

CSYS,11
CMSEL,S,LDIV2
CSYS,13
LSEL,R,LOC,Z,RCYL
CM,LDIV22,LINE
ALLS

```

```

CSYS,11
CMSEL,S,LDIV2
CSYS,14
LSEL,R,LOC,Z,RCYL
CM,LDIV23,LINE
ALLS

```

```

CSYS,11
CMSEL,S,LDIV2
CSYS,15
LSEL,R,LOC,Z,RCYL
CM,LDIV24,LINE
ALLS

```

```

CSYS,11
CMSEL,S,LDIV2
CSYS,16
LSEL,R,LOC,Z,RCYL
CM,LDIV25,LINE
ALLS

```

```

CSYS,11
CMSEL,S,LDIV2
CSYS,17
LSEL,R,LOC,Z,RCYL
CM,LDIV26,LINE
ALLS

```

```

CSYS,11
CMSEL,S,LDIV21
CMSEL,A,LDIV22
CMSEL,A,LDIV23
CMSEL,A,LDIV24
CMSEL,A,LDIV25
CMSEL,A,LDIV26
LESIZE,ALL,,,4
ALLS

```

```

LESIZE,ALL,,,1

```

```

AMESH,ALL

```

```

!POSER LES CONDITIONS DE SYMÉTRIE

```

```

CSYS,11
NSEL,S,LOC,Z,0.001,-0.001
NROTAT,ALL,ALL
DSYM,ASYM,Z,11
NSEL,R,LOC,Y,0.0
D,ALL,UZ,0.0
ALLS

```

!CRÉER LES COUPLAGES DONNÉS PAR LE COLLAGE AVEC LES BRIDES

```

CSYS,11
NSEL,S,LOC,Z,LCYL,LCYL+LCON+LPR
NROTAT,ALL,ALL
D,ALL,UX,0
ALLS

```

```

CSYS,11
NSEL,S,LOC,Z,LCYL,LCYL+LCON+LPR
NROTAT,ALL,ALL
CP,NEXT,UY,ALL
CP,NEXT,UZ,ALL
ALLS

```

!APPLIQUER LE MOMENT DE TORSION

```

CSYS,11
NSEL,S,LOC,Z,LCYL+LCON+LPR-0.001,LCYL+LCON+LPR+0.001
NSEL,R,LOC,X,RCON-0.001,RCON+0.001
NROTAT,ALL,ALL
F,ALL,FY,TORQ/6/RCON
ALLS

```

FINISH

```

/SOLU
SOLVE
FINISH

```

SAVE

```

!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!
!!!  CREATION DE SOUS-MODÈLE ET SELECTION DES NEUDS DES FRONTIÈRES  !!!
!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!

```

```

FINISH
/CLEAR
/FILENAME,RUC

```

```

/prep7
!ATYPE,STRUC
*afun,deg
PII=3.141592654

```

!CARACTERISTIQUES DE LA FIBRE (MPa)

```

DF=0.009
EF1=72400
EF2=72400
GF12=30130
GF23=30130
NUF12=0.22
NUF23=0.22
SFPLUS=3450

```

!CARACTERISTIQUES DE LA MATRICE (MPa)

EM=2500  
 NUM=0.35  
 GM=EM/2/(1+NUM)  
 SMPLUS=80  
 SMMOINS=80.6  
 SM12=40

!PARAMETRES DE FABRICATION (mm)

K=0.65 !TENEUR EN VOLUME DE FIBRE DANS TRESSE  
 KVIDE=0 !TENEUR EN VOLUME DE VIDE  
 NFT=48 !NOMBRE DES TRESSSES ENTRECROISÉES  
 NFA=NFT/2 !NOMBRE DES TRESSSES AXIALES  
 MA=6000 !NOMBRE DES FILAMENTS PAR TRESSE AXIALE  
 MT=6000 !NOMBRE DES FILAMENTS PAR TRESSE À THETA  
 THETA=45 !ANGLE DE TRSSAGE DE LA COUCHE À ANALYSER  
 H=0.9 !ÉPAISSEUR D'UNE COUCHE  
 DP=36.7194 !DIAMETRE EXTERIEUR DU MANDREL (PARTIE HEXAGONAL)  
 D=DP\*COS(30) !DIAMÈTRE DU MANDREL (PARTIE CYLINDRIQUE)  
 N3=1 !NUMÉRO DE COUCHE OÙ ON POSITIONNE LE SOUS-MODÈLE  
 N1=1 !NOMBRE DES COUCHES DANS L'ARBRE

!CALCUL DES PARAMÈTRES MÉCANIQUES DE LA TRESSE DANS CSYS PRINCIPAL AVEC SME(MPa)

E1=K\*EF1+(1-K-KVIDE)\*EM  
 E2=EM/(1-SQRT(K)\*(1-EM/EF2))  
 G12=GM/(1-SQRT(K)\*(1-GM/GF12))  
 G23=GM/(1-SQRT(K)\*(1-GM/GF23))  
 E3=E2  
 G13=G12  
 NU12F=NUF12\*K+NUM\*(1-K-KVIDE)  
 NU23F=E2/G23-1  
 NU13F=NU12F

!CALCUL DES PARAMÈTRES MÉCANIQUES DE LA TRESSE DANS CSYS CYLINDRIQUE  
 !GLOBAL (MPa)

\*DIM,APL,,3,3  
 \*DIM,AMN,,3,3  
 \*DIM,TRANP,,6,6  
 \*DIM,TRANM,,6,6  
 \*DIM,TRANPT,,6,6  
 \*DIM,TRANMT,,6,6  
 \*DIM,TRANPTI,,6,6  
 \*DIM,TRANMTI,,6,6  
 \*DIM,SEF,,6,6  
 \*DIM,QEF,,6,6  
 \*DIM,SEFFP,,6,6  
 \*DIM,QEFFP,,6,6  
 \*DIM,SEFFM,,6,6  
 \*DIM,QEFFM,,6,6  
 \*DIM,SEFFPIN,,6,6  
 \*DIM,QEFFPIN,,6,6  
 \*DIM,SEFFMIN,,6,6  
 \*DIM,QEFFMIN,,6,6

APL(1,1)=COS(THETA),-SIN(THETA),0  
 APL(1,2)=SIN(THETA),COS(THETA),0  
 APL(1,3)=0,0,1

AMN(1,1)=COS(-THETA),-SIN(-THETA),0  
 AMN(1,2)=SIN(-THETA),COS(-THETA),0  
 AMN(1,3)=0,0,1

TRANP(1,1)=APL(1,1)\*\*2,APL(2,1)\*\*2,APL(3,1)\*\*2,2\*APL(2,1)\*APL(3,1),2\*APL(1,1)\*APL(3,1),2\*APL(1,1)\*APL(2,1)

```

TRANP(1,2)=APL(1,2)**2,APL(2,2)**2,APL(3,2)**2,2*APL(3,2)*APL(2,2),2*APL(1,2)*APL(3,2),2*APL(1,2)*APL(2,2)
TRANP(1,3)=APL(1,3)**2,APL(2,3)**2,APL(3,3)**2,2*APL(2,3)*APL(3,3),2*APL(1,3)*APL(3,3),2*APL(1,3)*APL(2,3)
TRANP(1,4)=APL(1,2)*APL(1,3),APL(2,2)*APL(2,3),APL(3,2)*APL(3,3),APL(2,2)*APL(3,3)+APL(2,3)*APL(3,2),
APL(3,2)*APL(1,3)+APL(3,3)*APL(1,2),APL(1,2)*APL(2,3)+APL(1,3)*APL(2,2)
TRANP(1,5)=APL(1,1)*APL(1,3),APL(2,3)*APL(2,1),APL(3,3)*APL(3,1),APL(2,3)*APL(1,3)+APL(2,1)*APL(3,3),
APL(1,1)*APL(3,3)+APL(1,3)*APL(3,1),APL(1,3)*APL(2,1)+APL(1,1)*APL(2,3)
TRANP(1,6)=APL(1,1)*APL(1,2),APL(2,1)*APL(2,2),APL(3,1)*APL(3,2),APL(2,1)*APL(3,2)+APL(2,2)*APL(3,1),
APL(3,1)*APL(1,2)+APL(3,2)*APL(1,1),APL(1,1)*APL(2,2)+APL(1,2)*APL(2,1)

TRANM(1,1)=AMN(1,1)**2,AMN(2,1)**2,AMN(3,1)**2,2*AMN(2,1)*AMN(3,1),2*AMN(1,1)*AMN(3,1),2*AMN(1,1)*AMN(2,1)
TRANM(1,2)=AMN(1,2)**2,AMN(2,2)**2,AMN(3,2)**2,2*AMN(3,2)*AMN(2,2),2*AMN(1,2)*AMN(3,2),2*AMN(1,2)*AMN(2,2)
TRANM(1,3)=AMN(1,3)**2,AMN(2,3)**2,AMN(3,3)**2,2*AMN(2,3)*AMN(3,3),2*AMN(1,3)*AMN(3,3),2*AMN(1,3)*AMN(2,3)
TRANM(1,4)=AMN(1,2)*AMN(1,3),AMN(2,2)*AMN(2,3),AMN(3,2)*AMN(3,3),AMN(2,2)*AMN(3,3)+AMN(2,3)*
AMN(3,2),AMN(3,2)*AMN(1,3)+AMN(3,3)*AMN(1,2),AMN(1,2)*AMN(2,3)+AMN(1,3)*AMN(2,2)
TRANM(1,5)=AMN(1,1)*AMN(1,3),AMN(2,3)*AMN(2,1),AMN(3,3)*AMN(3,1),AMN(2,3)*AMN(1,3)+AMN(2,1)*
AMN(3,3),AMN(1,1)*AMN(3,3)+AMN(1,3)*AMN(3,1),AMN(1,3)*AMN(2,1)+AMN(1,1)*AMN(2,3)
TRANM(1,6)=AMN(1,1)*AMN(1,2),AMN(2,1)*AMN(2,2),AMN(3,1)*AMN(3,2),AMN(2,1)*AMN(3,2)+AMN(2,2)*
AMN(3,1),AMN(3,1)*AMN(1,2)+AMN(3,2)*AMN(1,1),AMN(1,1)*AMN(2,2)+AMN(1,2)*AMN(2,1)

SEF(1,1)=1/E1,-NU12F/E1,-NU12F/E1,0,0,0
SEF(1,2)=-NU12F/E1,1/E2,-NU23F/E2,0,0,0
SEF(1,3)=-NU12F/E1,-NU23F/E2,1/E2,0,0,0
SEF(1,4)=0,0,0,2*(1+NU23F)/E2,0,0
SEF(1,5)=0,0,0,0,1/G12,0
SEF(1,6)=0,0,0,0,0,1/G12

*MOPER,QEF(1,1),SEF(1,1),INVERT
*MFUN,TRANPT(1,1),TRAN,TRANP(1,1)
*MFUN,TRANMT(1,1),TRAN,TRANM(1,1)
*MOPER,TRANPTI(1,1),TRANPT(1,1),INVERT
*MOPER,TRANMTI(1,1),TRANMT(1,1),INVERT

*MOPER,QEFFPIN(1,1),TRANPT(1,1),MULT,QEF(1,1)
*MOPER,QEFFPIN(1,1),QEFFPIN(1,1),MULT,TRANP(1,1)
*MOPER,SEFFP(1,1),QEFFP(1,1),INVERT

*MOPER,QEFFMIN(1,1),TRANMT(1,1),MULT,QEF(1,1)
*MOPER,QEFFM(1,1),QEFFMIN(1,1),MULT,TRANM(1,1)
*MOPER,SEFFM(1,1),QEFFM(1,1),INVERT

EZP=1/SEFFP(1,1) $ EYP=1/SEFFP(2,2) $ EXP=1/SEFFP(3,3)
GXYP=1/SEFFP(4,4) $ GXZP=1/SEFFP(5,5) $ GYZP=1/SEFFP(6,6)
NUXYP=-SEFFP(2,3)/SEFFP(2,2) $ NUXZP=-SEFFP(1,3)/SEFFP(1,1) $ NUYZP=-SEFFP(1,2)/SEFFP(1,1)

EZM=1/SEFFM(1,1) $ EYM=1/SEFFM(2,2) $ EXM=1/SEFFM(3,3)
GXYM=1/SEFFM(4,4) $ GXZM=1/SEFFM(5,5) $ GYZM=1/SEFFM(6,6)
NUXYM=-SEFFM(2,3)/SEFFM(2,2) $ NUXZM=-SEFFM(1,3)/SEFFM(1,1) $ NUYZM=-SEFFM(1,2)/SEFFM(1,1)

!CALCUL DES CONTRAINTES DE RUPTURE DE LA TRESSE

SLPLUS=SFPLUS*K+EM*(1-K-KVIDE)*SFPLUS/EF1
S=DF*SQRT(PII/2/K/SQRT(3)) !MODELE TRIANGULAIRE
F=1/(DF/S*(EM/EF2-1)+1)
STPLUS=E2*SMPLUS/EM/F
SLMOINS=E1*STPLUS/NU12F/E2
STMOINS=E2*SMMOINS/EM/F
FS12=1/(DF/S*(GM/GF12-1)+1)
SLT=G12*SM12/GM/FS12
FS23=1/(DF/S*(GM/GF23-1)+1)
STZ=G23*SM12/GM/FS23

```

## !CALCUL DES PARAMÈTRES DÉPENDENTS

$WA = 7.5 * \pi / 180 * (D + (2 * n3 - 1) * h) / 2$   
 $AA = \pi * DF * DF * MA / 4 / K$   
 $AT = \pi * DF * DF * MT / 4 / K$   
 $TAA = AA / WA$   
 $TT = TAA * \sqrt{MT / MA}$   
 $Wt = AT / TT$  !CONDITION  $Wt \leq L * \cos(\theta)$   
 $TRI = (H - 2 * TT - TAA) / 2$   
 $TA = 2 * TRI + TAA$

## !CALCUL DES PARAMÈTRES DÉPENDENTS POUR LA COUCHE N1

$L = \pi * (D + (2 * n3 - 1) * h) / NFA$  !À LA MI-ÉPAISSEUR DE LA COUCHE N1  
 $W = L / \tan(\theta)$   
 $Wt = W / \sin(\theta)$   
 $Wtt = W / \cos(\theta)$

## !POSITION DE RUC

$YPOS = 5$  !min=0 et max=11  
 $ZPOS = 7$  !min=0 et max=17  
 $XRUC = D / 2 + (N3 - 1) * H$  !POSITION EN X  
 $YRUC = YPOS * 30$  !POSITION EN Y  
 $ZRUC = W * ZPOS$  !POSITION EN Z

## !CALCUL DES VARIABLES QUI AIDENTENT À CRÉER LA GÉOMÉTRIE

$ALFL = 15$  !LARGEUR DE RUC EN DÉGRÉES  
 $ALWA = 2 * WA * 180 / (2 * XRUC + H) / \pi$   
 $ALWTS = 2 * WTT * 180 / (2 * XRUC + H + TA + TT) / \pi$   
 $ALWTI = 2 * WTT * 180 / (2 * XRUC + H - TA - TT) / \pi$

## !PARAMÈTRES QUI DONNENT L'ÉPAISSEUR DE LA TRESSE CONSTANTE

$WM = L * \cos(\theta) - WT$   
 $WMT = WM / \sin(2 * \theta)$   
 $WMA = WM / \sin(\theta)$   
 $DGAIN = TT / \tan((180 - \arctan(TA / WMT) - \arcsin(TT / \sqrt{TA * TA + WMT * WMT}))) / 2$   
 $WGZ = DGAIN * \cos(\theta)$   
 $WGYs = 180 * DGAIN * \sin(\theta) / \pi / (XRUC + H)$   
 $WGYI = 180 * DGAIN * \sin(\theta) / \pi / (XRUC + TT)$   
 $BETA = \arcsin(TT / \sqrt{TA * TA + WMT * WMT})$

## !CHOIX DU TYPE D'ÉLÉMENT

ET,1,SOLID92

## !PROPRIÉTÉS DES MATÉRIAUX DE LA TRESSE AXIALE CSYS CYL

MP,EX,1,E3  
 MP,EY,1,E2  
 MP,EZ,1,E1  
 MP,NUXY,1,Nu23f  
 MP,NUXZ,1,Nu13f  
 MP,NUYZ,1,Nu12f  
 MP,GXY,1,G23  
 MP,GXZ,1,G13  
 MP,GYZ,1,G12

## !PROPRIÉTÉS DES MATÉRIAUX DE LA TRESSE À "THETA" ET "BETA" CSYS CART

MP,EX,2,E1  
 MP,EY,2,E2  
 MP,EZ,2,E3  
 MP,NUXY,2,Nu12f

MP,NUXZ,2,Nu13f  
 MP,NUYZ,2,NU23f  
 MP,GXY,2,G12  
 MP,GXZ,2,G13  
 MP,GYZ,2,G23

# !PROPRIÉTÉS DES MATÉRIAUX DE LA TRESSE À "THETA"

MP,EX,3,EXP  
 MP,EY,3,EYP  
 MP,EZ,3,EZP  
 MP,NUXY,3,NuXYP  
 MP,NUXZ,3,NuXZP  
 MP,NUYZ,3,NUYZP  
 MP,GXY,3,GXYP  
 MP,GXZ,3,GXZP  
 MP,GYZ,3,GYZP

# !PROPRIÉTÉS DES MATÉRIAUX DE LA RÉSINE

MP,EX,4,Em  
 MP,NUXY,4,NUm  
 MP,GXY,4,Gm

!!!!!!!!!!!!!!

## CRÉATION DES VOLUMES

!!!!!!!!!!!!!!

LOCAL,11,1,0,0,0,0,0,90 !DÉCLARER LE SYSTÈME GLOBAL CYLINDRIQUE  
 CSYS,11

## !LES VOLUMES AXIAUX

K,1,XRUC+TT+TRI,YRUC+ALFL/4-ALWA/2,ZRUC  
 K,2,XRUC+TT+TRI,ALFL/4+ALWA/2+YRUC,ZRUC  
 K,3,XRUC+TT+TA-TRI,ALFL/4+ALWA/2+YRUC,ZRUC  
 K,4,XRUC+TT+TA-TRI,YRUC+ALFL/4-ALWA/2,ZRUC  
 K,5,XRUC+TT+TA-TRI,YRUC+ALFL/4-ALWA/2,2\*W+ZRUC  
 K,6,XRUC+TT+TRI,YRUC+ALFL/4-ALWA/2,2\*W+ZRUC  
 K,7,XRUC+TT+TRI,ALFL/4+ALWA/2+YRUC,2\*W+ZRUC  
 K,8,XRUC+TT+TA-TRI,ALFL/4+ALWA/2+YRUC,2\*W+ZRUC  
 V,1,2,3,4,6,7,8,5  
 K,9,XRUC+TT+TRI,5\*ALFL/4-ALWA/2+YRUC,ZRUC  
 K,10,XRUC+TT+TRI,5\*ALFL/4+ALWA/2+YRUC,ZRUC  
 K,11,XRUC+TT+TA-TRI,5\*ALFL/4+ALWA/2+YRUC,ZRUC  
 K,12,XRUC+TT+TA-TRI,5\*ALFL/4-ALWA/2+YRUC,ZRUC  
 K,13,XRUC+TT+TA-TRI,5\*ALFL/4-ALWA/2+YRUC,2\*W+ZRUC  
 K,14,XRUC+TT+TRI,5\*ALFL/4-ALWA/2+YRUC,2\*W+ZRUC  
 K,15,XRUC+TT+TRI,5\*ALFL/4+ALWA/2+YRUC,2\*W+ZRUC  
 K,16,XRUC+TT+TA-TRI,5\*ALFL/4+ALWA/2+YRUC,2\*W+ZRUC  
 V,9,10,11,12,14,15,16,13

## !LE VOLUMES À "-THETA" ET "+BETA"

K,19,XRUC+TA+TT,YRUC+ALFL/2+ALWTS/2,ZRUC  
 K,18,XRUC+H,YRUC+ALFL/2+ALWTS/2+WGYS,ZRUC+WGZ  
 K,20,XRUC+TA+TT,YRUC+ALFL/2,ZRUC+WTA/2  
 K,17,XRUC+H,YRUC+ALFL/2+WGYS,ZRUC+WTA/2+WGZ  
 K,21,XRUC+TT,YRUC+ALFL-ALWTI/2,ZRUC+W/2  
 K,22,XRUC+TT,YRUC+ALFL,ZRUC+W/2-WTA/2  
 K,23,XRUC,YRUC+ALFL-WGYI,ZRUC+W/2-WTA/2-WGZ  
 K,24,XRUC,YRUC+ALFL-ALWTI/2-WGYI,ZRUC+W/2-WGZ  
 V,17,18,19,20,21,22,23,24  
 CSKP,12,0,18,22,17  
 CSYS,11

## !LE VOLUMES À "-THETA" ET "-BETA"



K,26,XRUC+TT,YRUC+ALFL+ALFL/2+ALWTI/2,ZRUC  
 K,27,XRUC,YRUC+ALFL+ALFL/2+ALWTI/2+WGYS,ZRUC+WGZ  
 K,25,XRUC+TT,YRUC+ALFL+ALFL/2,ZRUC+WTA/2  
 K,28,XRUC,YRUC+ALFL+ALFL/2+WGYS,ZRUC+WTA/2+WGZ

K,29,XRUC+H,YRUC+4\*ALFL/2-ALWTS/2-WGYS,ZRUC+W/2-WGZ  
 K,30,XRUC+H,YRUC+4\*ALFL/2-WGYS,ZRUC+W/2-WTA/2-WGZ  
 K,31,XRUC+TA+TT,YRUC+4\*ALFL/2,ZRUC+W/2-WTA/2  
 K,32,XRUC+TA+TT,YRUC+4\*ALFL/2-ALWTS/2,ZRUC+W/2  
 V,25,26,27,28,29,30,31,32

CSKP,13,0,26,30,25  
 CSYS,11

!LE VOLUMES À "+THETA" ET "+BETA"

K,35,XRUC+TT,YRUC+ALFL/2+ALWTI/2,ZRUC+W  
 K,34,XRUC,YRUC+ALFL/2+ALWTI/2+WGYS,ZRUC+W-WGZ  
 K,33,XRUC,YRUC+ALFL/2+WGYS,ZRUC+W-WTA/2-WGZ  
 K,36,XRUC+TT,YRUC+ALFL/2,ZRUC+W-WTA/2

K,37,XRUC+TT+TA,YRUC+ALFL-ALWTS/2,ZRUC+W/2  
 K,38,XRUC+TT+TA,YRUC+ALFL,ZRUC+W/2+WTA/2  
 K,39,XRUC+H,YRUC+ALFL-WGYS,ZRUC+W/2+WTA/2+WGZ  
 K,40,XRUC+H,YRUC+ALFL-ALWTS/2-WGYS,ZRUC+W/2+WGZ  
 V,33,34,35,36,37,38,39,40

CSKP,14,0,39,35,40  
 CSYS,11

!LE VOLUMES À "+THETA" ET "-BETA"

K,42,XRUC+TT+TA,YRUC+ALFL+ALFL/2+ALWTS/2,ZRUC+W  
 K,43,XRUC+H,YRUC+ALFL+ALFL/2+ALWTS/2+WGYS,ZRUC+W-WGZ  
 K,41,XRUC+TT+TA,YRUC+ALFL+ALFL/2,ZRUC+W-WTA/2  
 K,44,XRUC+H,YRUC+ALFL+ALFL/2+WGYS,ZRUC+W-WTA/2-WGZ

K,45,XRUC,YRUC+4\*ALFL/2-ALWTI/2-WGYS,ZRUC+W/2+WGZ  
 K,46,XRUC,YRUC+4\*ALFL/2-WGYS,ZRUC+W/2+WTA/2+WGZ  
 K,47,XRUC+TT,YRUC+4\*ALFL/2,ZRUC+W/2+WTA/2  
 K,48,XRUC+TT,YRUC+4\*ALFL/2-ALWTI/2,ZRUC+W/2

V,41,42,43,44,45,46,47,48

CSKP,15,0,47,43,48  
 CSYS,11

VGEN,2,5,,,,,W  
 VGEN,2,4,,,,,W  
 VGEN,2,3,,,,,W  
 VGEN,2,4,,,,-2\*ALFL  
 VGEN,2,6,,,,-2\*ALFL,W

V,21,22,23,24,57,58,59,60  
 V,41,42,43,44,54,53,55,56  
 V,77,78,80,79,66,65,68,67  
 V,33,34,35,36,86,85,87,88

VGEN,2,12,,,,-W  
 VGEN,2,13,,,,-W  
 VGEN,2,14,,,,-W  
 VGEN,2,15,,,,-W

VGEN,2,12,,,,,W  
 VGEN,2,13,,,,,W

VGEN,2,14,,,,,W  
VGEN,2,15,,,,,W

VGEN,2,6,,,,,W  
VGEN,2,23,,,,,2\*ALFL,-2\*W  
VGEN,2,23,,,,,2\*ALFL,-W  
VGEN,2,14,,,,,2\*ALFL  
VGEN,2,14,,,,,2\*ALFL,W  
NUMCMP,VOLU,ALL

!CRÉER LES VOLUMES INTERTRESSES

\*GET,NBKP,KP,0,NUM,MAX  
K,NBKP+1,XRUC+TT,YRUC+ALFL/4-ALWA/2,ZRUC  
K,NBKP+2,XRUC+TT,ALFL/4+ALWA/2+YRUC,ZRUC  
K,NBKP+3,XRUC+TT+TRI,ALFL/4+ALWA/2+YRUC,ZRUC  
K,NBKP+4,XRUC+TT+TRI,YRUC+ALFL/4-ALWA/2,ZRUC  
K,NBKP+5,XRUC+TT+TRI,YRUC+ALFL/4-ALWA/2,2\*W+ZRUC  
K,NBKP+6,XRUC+TT,YRUC+ALFL/4-ALWA/2,2\*W+ZRUC  
K,NBKP+7,XRUC+TT,ALFL/4+ALWA/2+YRUC,2\*W+ZRUC  
K,NBKP+8,XRUC+TT+TRI,ALFL/4+ALWA/2+YRUC,2\*W+ZRUC  
V,NBKP+1,NBKP+2,NBKP+3,NBKP+4,NBKP+6,NBKP+7,NBKP+8,NBKP+5

K,NBKP+9,XRUC+TT,5\*ALFL/4-ALWA/2+YRUC,ZRUC  
K,NBKP+10,XRUC+TT,5\*ALFL/4+ALWA/2+YRUC,ZRUC  
K,NBKP+11,XRUC+TT+TRI,5\*ALFL/4+ALWA/2+YRUC,ZRUC  
K,NBKP+12,XRUC+TT+TRI,5\*ALFL/4-ALWA/2+YRUC,ZRUC  
K,NBKP+13,XRUC+TT+TRI,5\*ALFL/4-ALWA/2+YRUC,2\*W+ZRUC  
K,NBKP+14,XRUC+TT,5\*ALFL/4-ALWA/2+YRUC,2\*W+ZRUC  
K,NBKP+15,XRUC+TT,5\*ALFL/4+ALWA/2+YRUC,2\*W+ZRUC  
K,NBKP+16,XRUC+TT+TRI,5\*ALFL/4+ALWA/2+YRUC,2\*W+ZRUC  
V,NBKP+9,NBKP+10,NBKP+11,NBKP+12,NBKP+14,NBKP+15,NBKP+16,NBKP+13

\*GET,NBKP,KP,0,NUM,MAX  
K,NBKP+1,XRUC+TT+TA-TRI,YRUC+ALFL/4-ALWA/2,ZRUC  
K,NBKP+2,XRUC+TT+TA-TRI,ALFL/4+ALWA/2+YRUC,ZRUC  
K,NBKP+3,XRUC+TT+TA,ALFL/4+ALWA/2+YRUC,ZRUC  
K,NBKP+4,XRUC+TT+TA,YRUC+ALFL/4-ALWA/2,ZRUC  
K,NBKP+5,XRUC+TT+TA,YRUC+ALFL/4-ALWA/2,2\*W+ZRUC  
K,NBKP+6,XRUC+TT+TA-TRI,YRUC+ALFL/4-ALWA/2,2\*W+ZRUC  
K,NBKP+7,XRUC+TT+TA-TRI,ALFL/4+ALWA/2+YRUC,2\*W+ZRUC  
K,NBKP+8,XRUC+TT+TA,ALFL/4+ALWA/2+YRUC,2\*W+ZRUC  
V,NBKP+1,NBKP+2,NBKP+3,NBKP+4,NBKP+6,NBKP+7,NBKP+8,NBKP+5

K,NBKP+9,XRUC+TT+TA-TRI,5\*ALFL/4-ALWA/2+YRUC,ZRUC  
K,NBKP+10,XRUC+TT+TA-TRI,5\*ALFL/4+ALWA/2+YRUC,ZRUC  
K,NBKP+11,XRUC+TT+TA,5\*ALFL/4+ALWA/2+YRUC,ZRUC  
K,NBKP+12,XRUC+TT+TA,5\*ALFL/4-ALWA/2+YRUC,ZRUC  
K,NBKP+13,XRUC+TT+TA,5\*ALFL/4-ALWA/2+YRUC,2\*W+ZRUC  
K,NBKP+14,XRUC+TT+TA-TRI,5\*ALFL/4-ALWA/2+YRUC,2\*W+ZRUC  
K,NBKP+15,XRUC+TT+TA-TRI,5\*ALFL/4+ALWA/2+YRUC,2\*W+ZRUC  
K,NBKP+16,XRUC+TT+TA,5\*ALFL/4+ALWA/2+YRUC,2\*W+ZRUC  
V,NBKP+9,NBKP+10,NBKP+11,NBKP+12,NBKP+14,NBKP+15,NBKP+16,NBKP+13

\*GET,NBKP,KP,0,NUM,MAX  
K,NBKP+1,XRUC,YRUC,ZRUC  
K,NBKP+2,XRUC,YRUC,ZRUC+2\*W  
K,NBKP+3,XRUC+H,YRUC,ZRUC+2\*W  
K,NBKP+4,XRUC+H,YRUC,ZRUC

K,NBKP+5,XRUC,YRUC+2\*ALFL,ZRUC  
K,NBKP+6,XRUC,YRUC+2\*ALFL,ZRUC+2\*W  
K,NBKP+7,XRUC+H,YRUC+2\*ALFL,ZRUC+2\*W  
K,NBKP+8,XRUC+H,YRUC+2\*ALFL,ZRUC

A,NBKP+1,NBKP+2,NBKP+3,NBKP+4

A,NBKP+5,NBKP+6,NBKP+7,NBKP+8  
 A,NBKP+2,NBKP+3,NBKP+7,NBKP+6  
 A,NBKP+1,NBKP+4,NBKP+8,NBKP+5

\*GET,NBAR,AREA,0,NUM,MAX  
 ASEL,S,,,NBAR-3,NBAR,1  
 CM,ARSUB,AREA  
 ALLS

VSBA,ALL,ARSUB,,DELETE,DELETE

VSEL,S,LOC,Z,ZRUC-2\*W,ZRUC  
 VSEL,A,LOC,Z,ZRUC+2\*W,ZRUC+4\*W  
 VSEL,A,LOC,Y,YRUC-30,YRUC  
 VSEL,A,LOC,Y,YRUC+2\*ALFL,YRUC+5\*ALFL  
 VDELE,ALL,,,1  
 ALLS

VGLUE,ALL

NUMCMP,KP,ALL  
 NUMCMP,LINE,ALL  
 NUMCMP,AREA,ALL  
 NUMCMP,VOLU,ALL

!LE VOLUM DE RÉSINE

\*GET,NBKP,KP,0,NUM,MAX  
 K,NBKP+1,XRUC,YRUC,ZRUC  
 K,NBKP+2,XRUC,YRUC+2\*ALFL,ZRUC  
 K,NBKP+3,XRUC,YRUC+2\*ALFL,ZRUC+2\*W  
 K,NBKP+4,XRUC,YRUC,ZRUC+2\*W  
 K,NBKP+5,XRUC+H,YRUC,ZRUC  
 K,NBKP+6,XRUC+H,YRUC+2\*ALFL,ZRUC  
 K,NBKP+7,XRUC+H,YRUC+2\*ALFL,ZRUC+2\*W  
 K,NBKP+8,XRUC+H,YRUC,ZRUC+2\*W  
 V,NBKP+1,NBKP+2,NBKP+3,NBKP+4,NBKP+5,NBKP+6,NBKP+7,NBKP+8

VSEL,S,,,1,30,1  
 CM,VFIBRT,VOLU  
 ALLS

VSbv,31,VFIBRT,,DELETE,KEEP

NUMCMP,KP,ALL  
 NUMCMP,LINE,ALL  
 NUMCMP,AREA,ALL  
 NUMCMP,VOLU,ALL

!CRÉATION DES VOLUMES À ANALYSER

\*GET,NBKP,KP,0,NUM,MAX  
 K,NBKP+1,XRUC-TT,YRUC+3\*ALFL/2-alf/4,ZRUC+W/2  
 K,NBKP+2,XRUC+H+3\*TT,YRUC+3\*ALFL/2-alf/4,ZRUC+W/2  
 K,NBKP+3,XRUC+H+3\*TT,YRUC+3\*ALFL/2-alf/4,ZRUC+3\*W/2  
 K,NBKP+4,XRUC-TT,YRUC+3\*ALFL/2-alf/4,ZRUC+3\*W/2  
 K,NBKP+5,XRUC-TT,YRUC+ALFL/2+alf/4,ZRUC+3\*W/2  
 K,NBKP+6,XRUC+H+3\*TT,YRUC+ALFL/2+alf/4,ZRUC+3\*W/2  
 K,NBKP+7,XRUC+H+3\*TT,YRUC+ALFL/2+alf/4,ZRUC+W/2  
 K,NBKP+8,XRUC-TT,YRUC+ALFL/2+alf/4,ZRUC+W/2

A,NBKP+1,NBKP+2,NBKP+3,NBKP+4  
 A,NBKP+5,NBKP+6,NBKP+3,NBKP+4  
 A,NBKP+5,NBKP+6,NBKP+7,NBKP+8  
 A,NBKP+1,NBKP+2,NBKP+7,NBKP+8

```
*GET,NBAR,AREA,0,NUM,MAX
```

```
ASEL,S,,,NBAR-3,NBAR
CM,ARSUB,AREA
ALLS
```

```
VSBA,ALL,ARSUB,,DELETE,DELETE
```

```
NUMCMP,KP,ALL
NUMCMP,LINE,ALL
NUMCMP,AREA,ALL
NUMCMP,VOLU,ALL
```

```
!NOMMER LES VOLUMES DE RÉSIN
```

```
CSYS,11
```

```
*IF,ALWA,EQ,7.5,THEN
VSEL,S,,,44,45,1
vsel,a,loc,y,yruc,yruc+alwa/4
CM,RESIN2,VOLU
ALLS
*ELSE
VSEL,S,,,42,43,1
vsel,a,loc,y,yruc,yruc+alwa/4
CM,RESIN2,VOLU
ALLS
*ENDIF
```

```
!NOMMER LES VOLUMES DE RÉSINE INTERTRESSSES
```

```
VSEL,S,LOC,X,XRUC+TT-2*TRI,XRUC+TT+TRI
CMSEL,U,RESIN2
CM,RESIN11,VOLU
```

```
*IF,ALWA,EQ,7.5,THEN
VSEL,S,LOC,X,XRUC+TT+TA-2*TRI,XRUC+TT+TA
CMSEL,U,RESIN2
CM,RESIN12,VOLU
*ELSE
VSEL,S,LOC,X,XRUC+TT+TA-2*TRI,XRUC+TT+TA
CMSEL,U,RESIN2
VSEL,U,,,17,36,36-17
VSEL,U,,,39
CM,RESIN12,VOLU
*ENDIF
```

```
CMSEL,S,RESIN11
CMSEL,A,RESIN12
CM,RESIN1,VOLU
ALLS
```

```
!NOMMER LES VOLUMES DES TRESSSES AXIALES
```

```
VSEL,S,,,ALL
CMSEL,U,RESIN1
CMSEL,U,RESIN2
VSEL,R,LOC,X,XRUC+tt+TRI,XRUC+H-tt-TRI
VSEL,R,LOC,Y,YRUC,YRUC+ALFL/4+ALWA/2
CM,VFAXT1,VOLU
```

```
VSEL,S,,,ALL
CMSEL,U,RESIN1
CMSEL,U,RESIN2
VSEL,R,LOC,X,XRUC+tt+TRI,XRUC+H-tt-TRI
VSEL,R,LOC,Y,YRUC+5*ALFL/4-ALWA/2,YRUC+5*ALFL/4+ALWA/2
```

CM,VFAXT2,VOLU

CMSEL,S,VFAXT1  
CMSEL,A,VFAXT2  
CM,VFAXT,VOLU  
ALLS

INOMMER LES VOLUMES DES TRESSSES ENTRECROISÉES

VSEL,S,,,ALL  
CMSEL,U,RESIN1  
CMSEL,U,RESIN2  
VSEL,R,LOC,X,XRUC+H/2-TRI,XRUC+H/2+TRI  
CMSEL,U,VFAXT  
VSEL,R,LOC,Y,YRUC,YRUC+ALFL  
VSEL,R,LOC,Z,ZRUC,ZRUC+W/2  
CM,VF12T1,VOLU  
ALLS

VSEL,S,,,ALL  
CMSEL,U,RESIN1  
CMSEL,U,RESIN2  
VSEL,R,LOC,X,XRUC+H/2-TRI,XRUC+H/2+TRI  
CMSEL,U,VFAXT  
VSEL,R,LOC,Y,YRUC,YRUC+ALFL  
VSEL,R,LOC,Z,ZRUC+W,ZRUC+3\*W/2  
CM,VF12T2,VOLU  
ALLS

CMSEL,S,VF12T1  
CMSEL,A,VF12T2  
CM,VF12T,VOLU  
ALLS

VSEL,S,,,ALL  
CMSEL,U,RESIN1  
CMSEL,U,RESIN2  
VSEL,R,LOC,X,XRUC+H/2-TRI,XRUC+H/2+TRI  
CMSEL,U,VFAXT  
VSEL,R,LOC,Y,YRUC+ALFL,YRUC+2\*ALFL  
VSEL,R,LOC,Z,ZRUC,ZRUC+W/2  
CM,VF13T1,VOLU  
ALLS

VSEL,S,,,ALL  
CMSEL,U,RESIN1  
CMSEL,U,RESIN2  
VSEL,R,LOC,X,XRUC+H/2-TRI,XRUC+H/2+TRI  
CMSEL,U,VFAXT  
VSEL,R,LOC,Y,YRUC+ALFL,YRUC+2\*ALFL  
VSEL,R,LOC,Z,ZRUC+W,ZRUC+3\*W/2  
CM,VF13T2,VOLU  
ALLS

CMSEL,S,VF13T1  
CMSEL,A,VF13T2  
CM,VF13T,VOLU  
ALLS

VSEL,S,,,ALL  
CMSEL,U,RESIN1  
CMSEL,U,RESIN2  
VSEL,R,LOC,X,XRUC+H/2-TRI,XRUC+H/2+TRI  
CMSEL,U,VFAXT  
VSEL,R,LOC,Y,YRUC,YRUC+ALFL  
VSEL,R,LOC,Z,ZRUC+W/2,ZRUC+W

CM,VF14T1,VOLU  
ALLS

VSEL,S,,,ALL  
CMSEL,U,RESIN1  
CMSEL,U,RESIN2  
VSEL,R,LOC,X,XRUC+H/2-TRI,XRUC+H/2+TRI  
CMSEL,U,VFAXT  
VSEL,R,LOC,Y,YRUC,YRUC+ALFL  
VSEL,R,LOC,Z,ZRUC+3\*W/2,ZRUC+4\*W/2  
CM,VF14T2,VOLU  
ALLS

CMSEL,S,VF14T1  
CMSEL,A,VF14T2  
CM,VF14T,VOLU  
ALLS

VSEL,S,,,ALL  
CMSEL,U,RESIN1  
CMSEL,U,RESIN2  
VSEL,R,LOC,X,XRUC+H/2-TRI,XRUC+H/2+TRI  
CMSEL,U,VFAXT  
VSEL,R,LOC,Y,YRUC+ALFL,YRUC+2\*ALFL  
VSEL,R,LOC,Z,ZRUC+W/2,ZRUC+W  
CM,VF15T1,VOLU  
ALLS

VSEL,S,,,ALL  
CMSEL,U,RESIN1  
CMSEL,U,RESIN2  
VSEL,R,LOC,X,XRUC+H/2-TRI,XRUC+H/2+TRI  
CMSEL,U,VFAXT  
VSEL,R,LOC,Y,YRUC+ALFL,YRUC+2\*ALFL  
VSEL,R,LOC,Z,ZRUC+3\*W/2,ZRUC+4\*W/2  
CM,VF15T2,VOLU  
ALLS

CMSEL,S,VF15T1  
CMSEL,A,VF15T2  
CM,VF15T,VOLU  
ALLS

VSEL,S,,,ALL  
CMSEL,U,RESIN1  
CMSEL,U,RESIN2  
CMSEL,U,VF12T  
CMSEL,U,VF13T  
CMSEL,U,VF14T  
CMSEL,U,VF15T  
CMSEL,U,VFAXT  
CM,VF11T,VOLU  
ALLS

INOMMER LES VOLUMES DES À ANALYSER

CMSEL,S,RESIN1  
VSEL,R,LOC,Y,YRUC+3\*ALFL/4,YRUC+5\*ALFL/4-ALWA/6  
VSEL,A,,,44  
CM,RESIN,VOLU  
ALLS

CMSEL,S,VFAXT  
VSEL,R,LOC,Y,YRUC+3\*ALFL/4,YRUC+5\*ALFL/4-ALWA/6  
CM,VFAX,VOLU  
ALLS

CMSEL,S,VF11T  
 VSEL,R,LOC,Y,YRUC+3\*ALFL/4,YRUC+5\*ALFL/4-ALWA/2  
 VSEL,R,LOC,Z,ZRUC+W/2,ZRUC+3\*W/2  
 CM,VF11,VOLU  
 ALLS

CMSEL,S,VF11  
 VSEL,R,LOC,Y,YRUC+ALFL-ALWA/4,YRUC+2\*ALFL  
 VSEL,R,LOC,X,XRUC+H/2,XRUC+2\*H  
 CM,VF11P1,VOLU  
 ALLS

CMSEL,S,VF11  
 VSEL,R,LOC,Y,YRUC,YRUC+ALFL-ALWA/4  
 VSEL,R,LOC,X,XRUC,XRUC+H/2  
 CM,VF11P2,VOLU  
 ALLS

CMSEL,S,VF11P1  
 CMSEL,A,VF11P2  
 CM,VF11P,VOLU  
 ALLS

CMSEL,S,VF11  
 VSEL,R,LOC,Y,YRUC+ALFL-ALWA/4,YRUC+2\*ALFL  
 VSEL,R,LOC,X,XRUC,XRUC+H/2  
 CM,VF11M1,VOLU  
 ALLS

CMSEL,S,VF11  
 VSEL,R,LOC,Y,YRUC,YRUC+ALFL-ALWA/4  
 VSEL,R,LOC,X,XRUC+H/2,XRUC+2\*H  
 CM,VF11M2,VOLU  
 ALLS

CMSEL,S,VF11M1  
 CMSEL,A,VF11M2  
 CM,VF11M,VOLU  
 ALLS

CMSEL,S,VF12T  
 VSEL,R,LOC,Y,YRUC+3\*ALFL/4,YRUC+5\*ALFL/4  
 VSEL,R,LOC,Z,ZRUC+W/2,ZRUC+3\*W/2  
 CM,VF12,VOLU  
 ALLS

CMSEL,S,VF13T  
 VSEL,R,LOC,Y,YRUC+3\*ALFL/4,YRUC+5\*ALFL/4  
 VSEL,R,LOC,Z,ZRUC+W/2,ZRUC+3\*W/2  
 CM,VF13,VOLU  
 ALLS

CMSEL,S,VF14T  
 VSEL,R,LOC,Y,YRUC+3\*ALFL/4,YRUC+5\*ALFL/4  
 VSEL,R,LOC,Z,ZRUC+W/2,ZRUC+3\*W/2  
 CM,VF14,VOLU  
 ALLS

CMSEL,S,VF15T  
 VSEL,R,LOC,Y,YRUC+3\*ALFL/4,YRUC+5\*ALFL/4  
 VSEL,R,LOC,Z,ZRUC+W/2,ZRUC+3\*W/2  
 CM,VF15,VOLU  
 ALLS

!ATTACHER LES "MP", "R" ET "ESYS"

```
CMSEL,S,VFAXT
VATT,1,,1,11
ALLS
```

```
CMSEL,S,VF12T
VATT,2,,1,12
ALLS
```

```
CMSEL,S,VF13T
VATT,2,,1,13
ALLS
```

```
CMSEL,S,VF14T
VATT,2,,1,14
ALLS
```

```
CMSEL,S,VF15T
VATT,2,,1,15
ALLS
```

```
CMSEL,S,VF11T
VATT,3,,1,11
ALLS
```

```
CMSEL,S,RESIN1
CMSEL,A,RESIN2
VATT,4,,1,0
ALLS
```

#### !MALLAGE DES VOLUMES

```
ESIZE,5.5*TRI
VMESH,RESIN1
```

```
ESIZE,7*TRI
cmsh,u, resin1
cmsh,u, resin2
vmesh,all
alls
```

```
VSEL,U,LOC,Y,YRUC,YRUC+ALWA/3
VMESH,ALL
ALLS
```

```
ESIZE,3*TRI
VMESH,ALL
```

#### !ROTATION DE TOUS LES NOEUDS DANS LE SYSTÈME GLOBAL CYLINDRIQUE

```
CSYS,11
NSEL,S,NODE,,ALL
NROTAT,ALL,ALL
ALLS
```

#### !SÉLECTION DES NOEUDS DE FRONTIÈRES

```
CSYS,11
*IF,N1,EQ,1,THEN
NSEL,S,LOC,Y,YRUC+0.001,YRUC-0.001
NSEL,A,LOC,Y,YRUC+2*ALFL+0.001,YRUC+2*ALFL-0.001
NSEL,A,LOC,Z,ZRUC+0.001,ZRUC-0.001
NSEL,A,LOC,Z,ZRUC+2*W+0.001,ZRUC+2*W-0.001
NWRITE
ALLS
*ENDIF
```



```

*IF,N1,GT,1,THEN
NSEL,S,LOC,X,XRUC+H+0.001,XRUC+H-0.001
NSEL,A,LOC,Y,YRUC+0.001,YRUC-0.001
NSEL,A,LOC,Y,YRUC+2*ALFL+0.001,YRUC+2*ALFL-0.001
NSEL,A,LOC,Z,ZRUC+0.001,ZRUC-0.001
NSEL,A,LOC,Z,ZRUC+2*W+0.001,ZRUC+2*W-0.001
NWRITE
ALLS
*ENDIF

FINISH

SAVE

!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!
!!!!!!      CALCUL DES CONDITIONS AUX FRONTIÈRES DE SOUS-MODÈLE      !!!!!!!
!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!

/POST1
RESUME,ARBRE,db
FILE,ARBRE,rst
CBDOF,,,,,,,,0,,1
FINI

!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!
!!!!!!      POSER LES CONDITIONS AUX FRONTIÈRES DE SOUS-MODÈLE      !!!!!!!
!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!

/PREP7
RESUME
/INPUT,,CBDO,,CB1
FINI

!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!
!!!!!!!!!!!!!!!!      ANALYSE DE SOUS-MODÈLE      !!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!
!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!

/SOLU
SOLVE
FINI
SAVE

/POST1

!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!
!!!  VERIFICATION AVEC LE CRITÈRE DE CONTRAINTE MAXIMALE PAR NOEUD  !!!!
!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!

!!      MAXIMUMS DE SX, SY, SZ, SYZ, SXZ, SXY POUR LES VOLUMES AXIAUX      !!

CMSEL,S,VFAX
ESLV,S
NSLE,S
RSYS,11

!MAXIMUM DE SCONTRAINTE LONGITUDINALE SZ
NSORT,S,Z,0,1
*GET,SX11,SORT,0,MAX

!CONDITIONS SUR COMPRESSION OU TRACTION
*IF,SX11,GE,0,THEN
CRTAXZ=SLPLUS-SX11
*ELSE
CRTAXZ=SLMOINS+SX11
*ENDIF

```

```
!MAXIMUM DE CONTRAINTE TRANSVERSALE SY
NSORT,S,Y,0,1
*GET,SY11,SORT,0,MAX
```

```
!CONDITIONS SUR COMPRESSION OU TRACTION
*IF,SY11,GE,0,THEN
CRTAXY=STPLUS-SY11
*ELSE
CRTAXY=STMOINS+SY11
*ENDIF
```

```
!MAXIMUM DE CONTRAINTE TRANSVERSALE SX
NSORT,S,X,0,1
*GET,SZ11,SORT,0,MAX
```

```
!CONDITIONS SUR COMPRESSION OU TRACTION
*IF,SZ11,GE,0,THEN
CRTAXX=STPLUS-SZ11
*ELSE
CRTAXX=STMOINS+SZ11
*ENDIF
```

```
!MAXIMUM DE SYZ
NSORT,S,YZ,0,1
*GET,SXY11,SORT,0,MAX
```

```
!CONDITIONS SUR NEGATIVE OU POSITIVE
*IF,SXY11,GE,0,THEN
CRTAXYZ=SLT-SXY11
*ELSE
CRTAXYZ=SLT+SXY11
*ENDIF
```

```
!MAXIMUM DE SXZ
NSORT,S,XZ,0,1
*GET, SXZ11, SORT, 0, MAX
```

```
!CONDITIONS SUR NEGATIVE OU POSITIVE
*IF, SXZ11, GE, 0, THEN
CRTAXXZ=SLT-SXZ11
*ELSE
CRTAXXZ=SLT+SXZ11
*ENDIF
```

```
!MAXIMUM DE SXY
NSORT,S,XY,0,1
*GET,SYZ11, SORT, 0, MAX
```

```
!CONDITIONS SUR NEGATIVE OU POSITIVE
*IF,SYZ11,GE,0,THEN
CRTAXXY=STZ-SYZ11
*ELSE
CRTAXXY=STZ+SYZ11
*ENDIF
```

```
!!!          MAXIMUMS DE SX, SY, SZ, SYZ, SXZ, SXY POUR LES VOLUMES VF12
```

```
!!!
```

```
CMSEL,S,VF12
ESLV,S
NSLE,S
RSYS,12
```

```
!MAXIMUM DE SX
NSORT,S,X,0,1
*GET,SX12, SORT, 0, MAX
```

!CONDITIONS SUR COMPRESSION OU TRACTION

\*IF,SX12,GE,0,THEN  
 CRTX12=SLPLUS-SX12  
 \*ELSE  
 CRTX12=SLMOINS+SX12  
 \*ENDIF

!MAXIMUM DE SY

NSORT,S,Y,0,1  
 \*GET,SY12,SORT,0,MAX

!CONDITIONS SUR COMPRESSION OU TRACTION

\*IF,SY12,GE,0,THEN  
 CRTY12=STPLUS-SY12  
 \*ELSE  
 CRTY12=STMOINS+SY12  
 \*ENDIF

!MAXIMUM DE SZ

NSORT,S,Z,0,1  
 \*GET,SZ12,SORT,0,MAX

!CONDITIONS SUR COMPRESSION OU TRACTION

\*IF,SZ12,GE,0,THEN  
 CRTZ12=STPLUS-SZ12  
 \*ELSE  
 CRTZ12=STMOINS+SZ12  
 \*ENDIF

!MAXIMUM DE SXY

NSORT,S,XY,0,1  
 \*GET,SXY12,SORT,0,MAX

!CONDITIONS SUR NEGATIVE OU POSITIVE

\*IF,SXY12,GE,0,THEN  
 CRTXY12=SLT-SXY12  
 \*ELSE  
 CRTXY12=SLT+SXY12  
 \*ENDIF

!MAXIMUM DE SXZ

NSORT,S,XZ,0,1  
 \*GET,SXZ12,SORT,0,MAX

!CONDITIONS SUR NEGATIVE OU POSITIVE

\*IF,SXZ12,GE,0,THEN  
 CRTXZ12=SLT-SXZ12  
 \*ELSE  
 CRTXZ12=SLT+SXZ12  
 \*ENDIF

!MAXIMUM DE SYZ

NSORT,S,YZ,0,1  
 \*GET,SYZ12,SORT,0,MAX

!CONDITIONS SUR NEGATIVE OU POSITIVE

\*IF,SYZ12,GE,0,THEN  
 CRTYZ12=STZ-SYZ12  
 \*ELSE  
 CRTYZ12=STZ+SYZ12  
 \*ENDIF

!!! MAXIMUMS DE SX, SY, SZ, SYZ, SXZ, SXY POUR LES VOLUMES VF14

!!!

CMSELS,VF14

ESLV,S  
 NSLE,S  
 RSYS,14

!MAXIMUM DE SX  
 NSORT,S,X,0,1  
 \*GET,SX14,SORT,0,MAX

!CONDITIONS SUR COMPRESSION OU TRACTION  
 \*IF,SX14,GE,0,THEN  
 CRTX14=SLPLUS-SX14  
 \*ELSE  
 CRTX14=SLMOINS+SX14  
 \*ENDIF

!MAXIMUM DE SY  
 NSORT,S,Y,0,1  
 \*GET,SY14,SORT,0,MAX

!CONDITIONS SUR COMPRESSION OU TRACTION  
 \*IF,SY14,GE,0,THEN  
 CRTY14=STPLUS-SY14  
 \*ELSE  
 CRTY14=STMOINS+SY14  
 \*ENDIF

!MAXIMUM DE SZ  
 NSORT,S,Z,0,1  
 \*GET,SZ14,SORT,0,MAX

!CONDITIONS SUR COMPRESSION OU TRACTION  
 \*IF,SZ14,GE,0,THEN  
 CRTZ14=STPLUS-SZ14  
 \*ELSE  
 CRTZ14=STMOINS+SZ14  
 \*ENDIF

!MAXIMUM DE SXY  
 NSORT,S,XY,0,1  
 \*GET,SXY14,SORT,0,MAX

!CONDITIONS SUR NEGATIVE OU POSITIVE  
 \*IF,SXY14,GE,0,THEN  
 CRTXY14=SLT-SXY14  
 \*ELSE  
 CRTXY14=SLT+SXY14  
 \*ENDIF

!MAXIMUM DE SXZ  
 NSORT,S,XZ,0,1  
 \*GET,SXZ14,SORT,0,MAX

!CONDITIONS SUR NEGATIVE OU POSITIVE  
 \*IF,SXZ14,GE,0,THEN  
 CRTXZ14=SLT-SXZ14  
 \*ELSE  
 CRTXZ14=SLT+SXZ14  
 \*ENDIF

!MAXIMUM DE SYZ  
 NSORT,S,YZ,0,1  
 \*GET,SYZ14,SORT,0,MAX

!CONDITIONS SUR NEGATIVE OU POSITIVE  
 \*IF,SYZ14,GE,0,THEN  
 CRTYZ14=STZ-SYZ14

```
*ELSE
CRTYZ14=STZ+SYZ14
*ENDIF
```

```
!!!!!!!          MAXIMUMS DE S1, S2, S3 POUR LES VOLUMES DE RÉSINE          !!!!!!!!
```

```
CMSEL,S,RESIN
ESLV,S
NSLE,S
RSYS,0
```

```
!MAXIMUM DE S1, S2 ou S3
NSORT,S,1,0,0
*GET,S1RES,SORT,0,MAX
NSORT,S,2,0,0
*GET,S2RES,SORT,0,MAX
NSORT,S,3,0,0
*GET,S3RES,SORT,0,MAX
```

```
*IF,S1RES,GT,S2RES,AND,S1RES,GT,S3RES,THEN
CRTPRES=SMPLUS-S1RES
*ENDIF
```

```
*IF,S2RES,GT,S1RES,AND,S2RES,GT,S3RES,THEN
CRTPRES=SMPLUS-S2RES
*ENDIF
```

```
*IF,S3RES,GT,S2RES,AND,S3RES,GT,S1RES,THEN
CRTPRES=SMPLUS-S3RES
*ENDIF
```

```
!MINIMUM DE S1, S2 ou S3
NSORT,S,1,0,0
*GET,S1RES,SORT,0,MIN
NSORT,S,2,0,0
*GET,S2RES,SORT,0,MIN
NSORT,S,3,0,0
*GET,S3RES,SORT,0,MIN
```

```
*IF,S1RES,LT,S2RES,AND,S1RES,LT,S3RES,THEN
CRTMRES=SMMOINS+S1RES
*ENDIF
```

```
*IF,S2RES,LT,S1RES,AND,S2RES,LT,S3RES,THEN
CRTMRES=SMMOINS+S2RES
*ENDIF
```

```
*IF,S3RES,LT,S2RES,AND,S3RES,LT,S1RES,THEN
CRTMRES=SMMOINS+S3RES
*ENDIF
```

```
!VÉRIFICATION DE TROISIÈME ÉQUATION DE MOHR
SRMIN=SMMOINS-CRTMRES
SRMAX=SMPLUS-CRTPRES
CRTPMRES=SMPLUS/SMMOINS*SRMIN+SMPLUS-SRMAX
```

```
!!!!!!!          VÉRIFICATION DANS LE SYS LOCAL 123 DES VOLUMES VF11P          !!!!!!!!
```

```
cskp,101,0,212,39,214    !CRÉER LE CSYS PRINCIPAL LOCALEMENT
CMSEL,S,VF11P
ESLV,S
NSLE,S
RSYS,101
```

```
!MAXIMUM DE SX
NSORT,S,X,0,1
```

```

*GET,SX11P,SORT,0,MAX

!CONDITIONS SUR COMPRESION OU TRACTION
*IF,SX11P,GE,0,THEN
CRTX11P=SLPLUS-SX11P
*ELSE
CRTX11P=SLMOINS+SX11P
*ENDIF

!MAXIMUM DE SY
NSORT,S,Y,0,1
*GET,SY11P,SORT,0,MAX

!CONDITIONS SUR COMPRESSION OU TRACTION
*IF,SY11P,GE,0,THEN
CRTY11P=STPLUS-SY11P
*ELSE
CRTY11P=STMOINS+SY11P
*ENDIF

!MAXIMUM DE SZ
NSORT,S,Z,0,1
*GET,SZ11P,SORT,0,MAX

!CONDITIONS SUR COMPRESSION OU TRACTION
*IF,SZ11P,GE,0,THEN
CRTZ11P=STPLUS-SZ11P
*ELSE
CRTZ11P=STMOINS+SZ11P
*ENDIF

!MAXIMUM DE SXY
NSORT,S,XY,0,1
*GET,SXY11P,SORT,0,MAX

!CONDITIONS SUR NEGATIVE OU POSITIVE
*IF,SXY11P,GE,0,THEN
CRTXY11P=SLT-SXY11P
*ELSE
CRTXY11P=SLT+SXY11P
*ENDIF

!MAXIMUM DE SXZ
NSORT,S,XZ,0,1
*GET,SXZ11P,SORT,0,MAX

!CONDITIONS SUR NEGATIVE OU POSITIVE
*IF,SXZ11P,GE,0,THEN
CRTXZ11P=SLT-SXZ11P
*ELSE
CRTXZ11P=SLT+SXZ11P
*ENDIF

!MAXIMUM DE SYZ
NSORT,S,YZ,0,1
*GET,SYZ11P,SORT,0,MAX

!CONDITIONS SUR NEGATIVE OU POSITIVE
*IF,SYZ11P,GE,0,THEN
CRTYZ11P=STZ-SYZ11P
*ELSE
CRTYZ11P=STZ+SYZ11P
*ENDIF

```

!!!!!!

VÉRIFICATION DANS LE CSYS LOCAL 123 DES VOLUMES VF11M

!!!!!!

```

cslp,102,0,71,219,222  !CREER LE CSYS PRINCIPAL LOCALEMENT
CMSEL,S,VF11M
ESLV,S
NSLE,S
RSYS,102

```

```

!MAXIMUM DE SX
NSORT,S,X,0,1
*GET,SX11M,sort,0,max

```

```

!CONDITIONS SUR COMPRESSION OU TRACTION
*IF,SX11M,GE,0,THEN
CRTX11M=SLPLUS-SX11M
*ELSE
CRTX11M=SLMOINS+SX11M
*ENDIF

```

```

!MAXIMUM DE SY
NSORT,S,Y,0,1
*GET,SY11M,sort,0,max

```

```

!CONDITIONS SUR COMPRESSION OU TRACTION
*IF,SY11M,GE,0,THEN
CRTY11M=STPLUS-SY11M
*ELSE
CRTY11M=STMOINS+SY11M
*ENDIF

```

```

!MAXIMUM DE SZ
NSORT,S,Z,0,1
*GET,SZ11M,sort,0,max

```

```

!CONDITIONS SUR COMPRESSION OU TRACTION
*IF,SZ11M,GE,0,THEN
CRTZ11M=STPLUS-SZ11M
*ELSE
CRTZ11M=STMOINS+SZ11M
*ENDIF

```

```

!MAXIMUM DE SXY
NSORT,S,XY,0,1
*GET,SXY11M,sort,0,max

```

```

!CONDITIONS SUR NEGATIVE OU POSITIVE
*IF,SXY11M,GE,0,THEN
CRTXY11M=SLT-SXY11M
*ELSE
CRTXY11M=SLT+SXY11M
*ENDIF

```

```

!MAXIMUM DE SXZ
NSORT,S,XZ,0,1
*GET,SXZ11M,sort,0,max

```

```

!CONDITIONS SUR NEGATIVE OU POSITIVE
*IF,SXZ11M,GE,0,THEN
CRTXZ11M=SLT-SXZ11M
*ELSE
CRTXZ11M=SLT+SXZ11M
*ENDIF

```

```

!MAXIMUM DE SYZ
NSORT,S,YZ,0,1
*GET,SYZ11M,sort,0,max

```

```

!CONDITIONS SUR NEGATIVE OU POSITIVE

```

```
*IF,SYZ11M,GE,0,THEN  
CRTYZ11M=STZ-SYZ11M  
*ELSE  
CRTYZ11M=STZ+SYZ11M  
*ENDIF
```



## BIBLIOGRAPHIE

- 1 Gibson, R.F. , (1994). *Priciples of Composite Material Mechanics*. New York : McGraw-Hill.
- 2 Hoa, S.V., Hamada, H., (1998). *Design and Manufacturing of Composites*, Concordia University, Montreal, Canada,
- 3 Berthelot, J.M., (1992). *Matériaux Composites Comportement Mécanique et Analyse des structures*. France : Masson.
- 4 Dandekar, D. P., Boteler, J. M., Beauli, P. A., (1998). *Elastic Constan and Delamination Strenght of a Glass-Fiber-Reinforced Polymer Composite*. *Composites Science and Technology*, 58(4), pp. 1397-1403.
- 5 Poulin, M., Ngo, A. D., Hoa, S. V., (1999). *Étude du Comportement des Matériaux Composites Polymériques à Renforts Tressés Bi-Axiaux*. Montréal.
- 6 Briones, L., (2001). *Étude du Comportement Mécanique des Matériaux Composites Polymériques a Renforts Tressés Bi-axiaux a l'Aide de la Méthode des Éléments Finis*. Projet de Synthèse, Département de Génie Mécanique, École de Technologie Supérieure, Montréal, Canada.
- 7 Yan, Y., Hoa, S.V. *Energy Approach for Prediction of Mechanical Behavior of 2-D Triaxially Braided Composites, Part I: Model Development*.
- 8 Yan, Y., Hoa, S.V. *Energy Approach for Prediction of Mechanical Behavior of 2-D Triaxially Braided Composites, Part II: Parameter Analysis*.
- 9 Naik, R.A., Ifju, P.G. and Masters, J.E., (1994). *Effect of Fiber Architecture Parameters on Deformation Fields and Elastic Moduli of 2-D Braided Composites*. *Journal of Composite Materials*, Vol. 28, No. 7.
- 10 Naik, R.A., (1995). *Failure Analysis of Woven and Braided Fabric Reinforced Composites*. *Journal of Composite Materials*, Vol. 29, No. 17.
- 11 Hamada, H., Fujita, A., Maekawa, Z., Nakai, A. and Yokoyama, A.,(1995). *Design of Braided Composite Tubes by Numerical Analysis Method*. PVP-Vol. 302, *Composites for the Pressure Vessel Industry*, ASME, Kyoto, Japan.
- 12 Nakai, A., Hamada, H., and Hoa, S. V., (1996). *Influence of Braiding Structure on Torsional Properties of Braided Composite Tube*. PVP-Vol. 326, *Computer Technology: Applications and Methodology*. ASME.

- 13 Poulin, M., Ngô, A.D., Hoa, S.V., (1999). *Mechanical Behavior of Flat Braided Composites*. Montreal, Canada.
- 14 Byun, J.H, (2000). *The Analytical Characterisation of 2-D Braided Textile Composites*. *Composites Science and Technology* 60, 705-716.
- 15 Sririgenan, K., Whitcomb, J. D., (1998). *Finite Element Based Degradation Model for Composites with Transverse Matrix Cracks*. *Journal of Thermoplastics Composites Materials*, 12(march), pp. 113-121.
- 16 Feng, Z. N., Allen, H. G., Moy, S. S. J., (1999). *Study of Stress Concentration in Woven Composites*. *Journal of Reinforced Plastics and Composites*, 18(3), pp. 61199-214.
- 17 Tan, P., Tong, L., Steven, G. P., (1999). *Modele for Predicting Thermomechanical Properties of Three-Dimensional Orthogonal Woven Composites*. *Journal of Reinforced Plastics and Composites*, 18(2), pp. 151-185.
- 18 Asselin, P. (1999). *Fabrication des Matériaux Composites par Tressage*. Projet Synthese, Département de Génie Mécanique, École de Technologie Supérieur, Montréal, Canada.
- 19 Boresi, A. P., Schmidt, R. J., Sidebottom, O. M. (1993). *Advanced mechanics of materials*. Fifth edition. Ophn Wiley & Sons, Inc. New York.
- 20 Rosen, B. W., Chatterjee, S. N. et Kibler, J. J. (1997). *An Analyses Model for Spatially Oriented Fiber Composites*. *Composites Materials: Testing and Design (Fourth Conference) ASTM STP 617*, American Society for Testing and materials, pp. 243-254.
- 21 Hopkins, D. A. and Chamis, C. C., (1988). *A Unique Set of Micromechanics Equation for High temperature Metal Matrix Composites*. In P. R. DiGiovanni and N. R. Adsit (eds.), *Testing Technology Metal Matrix Composites*, ASTM STP 964, pp. 159-176, American Society for Testing and Materials, Philadelphia.
- 22 Chamis, C. C., (1987). *Simplified Composite Micromechanics Equations for Mechanical, Thermal and Moisture-Related Properties*. In J. W. Weeton, D. M. Peters, and K. L. Thomas (eds.). *Engineers' Guide to Composite Materials*, ASM International, Materials Park, OH.
- 23 Whitcomb, J. D., (1991). *Three-Dimensional Stress Analysis of Plain Weave Composites*. *Composite Materials: Fatigue and Fracture (third volume)*, ASTM

- STP 1110, T. K. O'Brien, ed., American Society for Testing and Materials, pp. 417-438.
- 24 De Guise, J. A., GPA-445, *Conception assistée par ordinateur*, Notes de cours, École de Technologie Supérieure.
  - 25 Tsai, S.W., Hahn, H.T., (1990). *Introduction to Composite Materials*. Pennsylvania: Technomic.
  - 26 Hoa, S. V., (1995). *Computer Aided design of Composites*. USA: Marcel Dekker.
  - 27 Ishikawa, T., Chou, T. W., (1983). *In-plane Thermal Expansion and Thermal Bending Coefficients of Fabric Composites*. Journal of Composite Materials, vol. 17.
  - 28 Bull, J. W., (1996). *Numerical Analysis of Composite Materials*. London: Chapman & Hall.
  - 29 Sciada, D., Aboura, Z., Benzeggagh, M. L., Bocherens, E., (1999). *A Micromechanics Model for 3D Elasticity and Failure of Woven-Fibre Composite Materials*. Composites Science and Technology, 59(4), pp. 505-517.
  - 30 Hyer, M. W., (1998). *Stress Analysis of Fiber-reinforced Composite Materials*. Virginia Polytechnic Institute and State University. McGraw-Hill.
  - 31 Nakai, A., (1996). *Mechanical Properties of Braided Composite Tube*. Master Thesis, Kyoto Institute of Technology, Japan.
  - 32 Ngan, V. L., (1997). *Conception et Analyse des Assemblages*. Notes de cours, Département de Génie Mécanique, École de Technologie Supérieure, Montréal, Canada.
  - 33 Bazergui, A., (1993). *Résistance des matériaux*. Deuxième édition, Édition de l'École Polytechnique de Montréal.