UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

L'ESSAI DE TRACTION DE MATÉRIAUX COMPOSITES UNIDIRECTIONNELS À FIBRES CONTINUES

MARTIN LÉVESQUE
DÉPARTEMENT DE GÉNIE MÉCANIQUE
ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

MÉMOIRE PRÉSENTÉ EN VUE DE L'OBTENTION
DU DIPLÔME DE MAÎTRISE ÈS SCIENCES APPLIQUÉES
(GÉNIE MÉCANIQUE)
DÉCEMBRE 2000

© Martin Lévesque, 2000.

National Library of Canada
Bibliothèque nationale du Canada

Acquisitions and Bibliographic Services
Acquisitions et services bibliographiques

395 Wellington Street
Ottawa ON K1A 0N4
Canada

395, rue Wellington
Ottawa ON K1A 0N4
Canada

Your file Votre référence

Our file Notre référence

The author has granted a non-exclusive licence allowing the National Library of Canada to reproduce, loan, distribute or sell copies of this thesis in microform, paper or electronic formats.

L'auteur a accordé une licence non exclusive permettant à la Bibliothèque nationale du Canada de reproduire, prêter, distribuer ou vendre des copies de cette thèse sous la forme de microfiche/film, de reproduction sur papier ou sur format électronique.

The author retains ownership of the copyright in this thesis. Neither the thesis nor substantial extracts from it may be printed or otherwise reproduced without the author's permission.

L'auteur conserve la propriété du droit d'auteur qui protège cette thèse. Ni la thèse ni des extraits substantiels de celle-ci ne doivent être imprimés ou autrement reproduits sans son autorisation.

0-612-60904-9

Canada

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

Ce mémoire intitulé :

L'ESSAI DE TRACTION
DE MATÉRIAUX COMPOSITES
UNIDIRECTIONNELS À FIBRES CONTINUES

présenté par : LÉVESQUE Martin
en vue de l'obtention du diplôme de : Maîtrise ès sciences appliquées
a été dûment accepté par le jury d'examen constitué de :

Mme BERNARD Marie, Ph.D., présidente
M. FISA Bohuslav, Ph.D., membre et directeur de recherche
M. GILCHRIST Michael, Ph.D. membre et codirecteur de recherche
M. BUREAU Martin, Ph.D., membre

REMERCIEMENTS

Je tiens à remercier le Conseil de recherche en sciences naturelles et en génie du Canada pour son support financier.

Je tiens, à remercier le professeur Bohuslav Fisa de l'École Polytechnique de Montréal, directeur de cette recherche, pour sa confiance et son support qui m'ont permis de réaliser une partie de cette étude en Irlande. Je remercie aussi le professeur Michael Gilchrist de l'University College Dublin, codirecteur de recherche et ami, pour sa patience, ses judicieux conseils ainsi que sa présence dans les « situations difficiles ».

Je tiens aussi à souligner la contribution de Pierre Hauty (École Polytechnique de Paris) Connor Galvin, Graham Thomas et Greg Byrne (University College Dublin), Seamus O'Brian, Jim Conroy ainsi que de Malcom Cuerden (Carbofast) aux travaux expérimentaux présentés dans le cadre de cet ouvrage. Les expériences n'auraient pu être réalisées sans le précieux support de ces personnes.

Je tiens à mentionner le support constant de mes collègues de travail Barry John, Riccardo, Paul, Caerbhall, Greg et Hugh (pour ses commentaires originaux) qui a rendu mon séjour à Dublin des plus agréables.

Finalement, et non les moindres, je tiens à remercier mes parents et mes sœurs pour leur soutien affectif à toutes les étapes de mon cheminement. Ils ont su me donner le courage et la volonté nécessaires à l'accomplissement de cette étude. Je tiens aussi à mentionner leur patience et leur gentillesse lors de la lecture des différentes ébauches ayant conduit à ce document final.

RÉSUMÉ

Le travail présenté dans ce document a été entrepris dans le cadre d'un projet de recherche industriel visant à modéliser le comportement mécanique d'un siège d'avion de ligne fabriqué de matériaux composites carbone / époxy. Afin d'obtenir les données nécessaires à la modélisation par éléments finis, des essais visant à mesurer les propriétés mécaniques dans le sens des fibres ont été conduits en suivant les directives prescrites par la norme ASTM D 3039. Les résultats obtenus à la suite de cette étude préliminaire ont été jugés inacceptables, compte tenu de la variabilité ainsi que des modes de rupture observés. Suite à cet échec, il a été décidé d'entreprendre cette étude afin de développer une méthode (géométrie d'éprouvette, méthode de serrage, etc.) permettant de produire des mesures de la limite ultime en tension acceptables lorsque la norme ASTM ne le permet pas.

Pour ce faire, la revue de littérature présentée au premier chapitre permet d'identifier certaines recommandations et lacunes présentes dans les études ayant conduit à l'élaboration de normes comme celles proposées par ASTM et ISO. À la lumière de ces développements, il a été conclu qu'une éprouvette de section rectangulaire constante où des talons fuselés sont collés devrait conduire à des mesures acceptables de la résistance ultime. Il a aussi été décidé que la longueur de la section utile serait de 250 mm et que l'angle du fuseau serait de 7 degrés. De plus, pour enrayer les problèmes expérimentaux reliés à l'adhésion du talon, une éprouvette dont les talons sont moulés directement sur la section utile (i.e. pas d'adhésif) fait l'objet de cette étude. Cependant, comme les études disponibles ne traitent pas ou traitent sommairement de l'influence des constantes élastiques et de l'épaisseur des talons, de la largeur et de l'épaisseur de la section utile ainsi que de la force de serrage sur la génération des contraintes parasites (contraintes dans des directions autres que celle des fibres), il a été décidé d'étudier l'influence de ces

paramètres sur la génération des contraintes parasites afin de déterminer une configuration optimale d'éprouvette. De plus, la revue de la littérature décrit le processus de rupture d'un matériau composite unidirectionnel du point de vue statistique et de la mécanique de la rupture.

Cette étude de l'influence des paramètres de l'essai (géométriques, matériels, etc.) sur la génération des contraintes parasites a été conduite à l'aide d'un développement semi-théorique (chapitre II) et une analyse par éléments finis (chapitre III). L'analyse du chapitre II est principalement conduite en abordant les équations d'équilibre de quelques diagrammes des corps libres (DCL) de l'éprouvette. De plus, des analogies avec les ressorts sont employées afin d'illustrer l'influence de certains paramètres de l'essai sur la génération des contraintes parasites. Cette analyse permet d'obtenir une représentation intuitive du champ des contraintes et de fournir une explication physique au développement et à la variation des contraintes parasites. Cette analyse permet aussi de valider les tendances générales de l'évolution du champ des contraintes parasites prédites des simulations par la méthode des éléments finis.

L'analyse par éléments finis du problème (chapitre III) a été conduite à l'aide d'un modèle tri-dimensionnel comportant des éléments quadratiques. Le matériau testé a été simulé par un composite carbone / époxy tandis que le matériau du talon a été simulé par un composite verre / époxy tissé à 90°. Cette analyse présente, en premier lieu, l'allure générale du champ des contraintes parasites. Il est montré, en employant un critère de rupture polynomial et en abordant l'aspect stochastique du problème, que la rupture du matériau testé est susceptible de s'initier dans la section utile, à la racine du fuseau (appelé point A) ainsi que sous le début de la zone où le chargement est appliqué (i.e. à la jonction du fuseau et de la surface où le chargement est appliqué). Ce dernier point est nommé « point B ». L'analyse montre aussi que le module élastique E_x du talon est la constante élastique ayant la plus grande influence sur la génération des contraintes parasites. Toutefois, comme son influence sur la génération des contraintes parasites aux

points A et B est opposée, aucune recommandation générale concernant la valeur de ce module ne peut être donnée. Cependant, l'étude montre que le coefficient de Poisson ν_{xy} ainsi que le module élastique E_y doivent être les plus élevés, tandis que le module de cisaillement G_{xz} doit être le plus faible possible afin de limiter l'intensité des contraintes parasites aux deux points. L'analyse prévoit aussi une augmentation de l'intensité des contraintes parasites avec l'épaisseur et la largeur de l'éprouvette croissantes. Il est aussi montré que l'intensité des contraintes parasites diminue au point B avec l'épaisseur croissante des talons sans affecter les contraintes parasites au point A. De plus, l'analyse de l'influence de la force de serrage montre que cette dernière devrait être ajustée de manière à ce que la contrainte de compression dans l'éprouvette soit approximativement 60% de la limite ultime du matériau en compression afin de diminuer l'intensité de la contrainte σ_z tout en ne provoquant pas la rupture prématurée de l'éprouvette. Suite à ces observations, il a été décidé de fabriquer une éprouvette dont le talon est fabriqué d'un composite verre / époxy tissé à 90° donc les fibres sont orientées à 45° par rapport à celles du matériau testé. Il a aussi été décidé d'employer des talons de 4,5 mm d'épaisseur et une section utile de 1,0 mm d'épais et de 15,0 mm de large. De plus, lors de l'essai, la force de serrage serait ajustée de manière décrite plus haut. Les simulations par éléments finis montrent que cette configuration d'éprouvette devrait enrayer l'initiation des ruptures au point B tout en réduisant la probabilité d'initiation de rupture au point A. Il est à noter que les recommandations concernant les constantes élastiques, l'épaisseur des talons ainsi que la force de serrage ne font pas partie de la norme ASTM D 3039 et devraient y être ajoutées car elles peuvent guider la résolution du problème des ruptures prématurées de l'éprouvette.

Alors, afin de valider expérimentalement les recommandations issues des analyses des chapitres II et III, des éprouvettes ont été testées et les résultats sont comparés, au chapitre IV, avec ceux obtenus lors de l'étude préliminaire ayant conduit à ce travail. Les éprouvettes ont été moulées individuellement à l'aide d'un moule afin d'enrayer les problèmes de l'adhésion du talon et ceux associés à l'usinage d'éprouvettes à partir de

panneaux plats. Toutefois, plusieurs difficultés concernant le design et l'utilisation du moule ont été rencontrées et peu d'éprouvettes ont pu être extraites avant la destruction du moule. De plus, les éprouvettes testées comportaient certainement des défauts suite à leur extraction du moule.

En dépit de ces difficultés, les résultats expérimentaux sont encourageants. En effet, les éprouvettes ont cédé en présentant des modes de rupture acceptables et aucun talon ne s'est décollé. Toutefois, le faible nombre d'observations ne permet pas de conduire des tests statistiques puissants permettant une comparaison entre les résultats obtenus avec cette configuration et ceux obtenus lors de l'analyse préliminaire ayant conduit à cette étude. De plus, compte tenu des défauts de fabrication et du faible nombre d'observations, il n'a pas été possible de mesurer avec précision la résistance ultime en tension du matériau testé. Cependant, il est montré que la valeur moyenne de la contrainte à la rupture mesurée par la méthode proposée dans le cadre de ce travail est supérieure à celle obtenue lors de l'analyse préliminaire. De plus, si l'écart type subit peu de variations et si les populations desquelles les résultats sont extraits sont normales, une dizaine d'observations devrait permette de différencier les limites de design calculées par les deux études comparées.

Alors, à la lumière de ces observations, il semble que les développements présentés dans ce mémoire ont conduit à une méthode de mesure de la contrainte ultime en tension acceptable. Toutefois, afin de prouver cette affirmation hors de tout doute raisonnable, un certain nombre d'essais supplémentaires doit être conduit. D'autres essais doivent être aussi conduits aussi pour mesurer avec précision la limite ultime en tension de ce matériau employé dans le design du siège.

ABSTRACT

The work presented in this thesis has been undertaken in the context of an applied research project, the objective of which has been to model the structural mechanical behaviour of an aircraft seat frame made of carbon / epoxy composite materials. The requisite constitutive data for the finite element computational simulations has been obtained by experimentally measuring the unidirectional mechanical properties of this composite material. The experimental work has been carried out in accordance with the ASTM D 3039 standard. This first set of measurements was rejected because of the large statistical scatter and the inconsistent failure modes that were observed. It was consequently decided to undertake the present study in order to develop a testing protocol (specimen geometry, clamping method, etc.) that would repeatedly provide reliable constitutive data where the ASTM standard fails to do so.

In order to achieve this objective, the literature review as presented in the first chapter identifies some recommendations and lists shortcomings found in the studies that lead to the ASTM and ISO standards. In light of these previous studies, it was decided to use specimens of a constant regular cross section on which tapered tabs are bonded to the gauge section in order to introduce the axial load. It was also decided that the specimen's length was to be of 250 mm and that the taper was to be of 7 degrees. In addition, specimens on which the tabs are directly moulded are studied in order to avoid the problems generally encountered with bonded tabs. The influence of the tab thickness and tab stiffness, the specimen's width and thickness, and the influence of the clamping force in generating parasitic stresses (i.e., stresses acting in a direction other than the fibre direction), were all considered in order to find an optimal specimen configuration. In addition, the failure process of a composite material is described in terms of the stochastic and failure mechanics aspects of this process. Since a composite material

tested in identical conditions can exhibit different failure modes, this description is necessary to determine if a failure mode is acceptable or not.

The influence of the test parameters (geometry, materials, etc.) on the parasitic stress generation has been studied by a semi-theoretical development (chapter II) and by computational finite element simulations (chapter III). The analysis presented in chapter II is conducted by using simple equilibrium equations and free body diagrams in various sections of the specimen. In addition, spring analogies are used in order to illustrate the influence of some test parameters on the parasitic stress generation. This analysis provides an intuitive representation of the stress field in the specimen and gives a physical explanation to the development and variation of the parasitic stresses. This analysis also enables the validation of the tendencies in the parasitic stress field as predicted by the finite element simulations.

The finite element analysis (chapter III) has been conducted with a three-dimensional model which utilises second order elements. The simulated test material was a carbon / epoxy composite whilst the tab material was a woven glass / epoxy composite. This analysis shows the general stress field shape. It is shown, by using a polynomial failure criteria and by taking into account the stochastic aspect of the problem, that the failure will occur in the gauge section, at the root of the taper (point A) and at the beginning of the zone where the loading is applied (i.e. at the junction between the taper and the surface where the loading is applied). This last point is named "point B". The analysis shows also that the tabs elastic modulus E_x is the most influential elastic constant. However, no recommendation regarding the value of this constant can be given since its influence on the stress field is different at points A and B. On the other hand, the analysis shows that the tabs Poisson Ratio ν_{xy} and the elastic modulus E_y should be as large as possible while the shear modulus G_{xz} should be as low as possible in order to reduce the intensity of the parasitic stresses. The analysis also predicts an increase of the parasitic stresses intensity with the increasing gauge section width and thickness. In addition, it is

shown that the intensity of the parasitic stresses decrease at point B, while it is constant at point A, with the increasing tab thickness. It is also shown that a clamping force causing of maximum compression stress (σ_z) in the gauge of approximately 60% of its compressive strength reduces the intensity of the positive σ_z stress at the same time as avoiding premature failure of the specimen. In light of these observations, it was decided to manufacture a specimen where the tab is made of a woven glass epoxy composite oriented at 45° with respect of the gauge section fibre direction. It was also decided to use tabs 4,5 mm thick and a gauge section 1,0 mm thick and 15,0 mm wide. In addition, during the test, the clamping force would be adjusted as described previously. The computational finite element simulations shows that this configuration should decrease the number of failure initiation at point A (in comparison to the configuration suggested by the ASTM standard) while eliminating those at point B. It should be noted that the recommendations relating to the elastic constants, the tab thickness and the clamping force, are not included in the ASTM standard. These last recommendations should be included in this standard because they provide guidelines in order to solve the problems associated with a premature failure of the specimen.

These analytical findings were validated experimentally by manufacturing some specimens and by measuring their ultimate strength. The specimens were moulded individually in order to avoid problems of bonding the tabs and machining the specimens' sides. However, several difficulties regarding the design and use of the mould were encountered and only a few specimens were manufactured before failure of the mould. As a consequence, the specimens tested were damaged and it is likely that the results obtained are lower than those that would have been obtained if the mould had been properly manufactured.

The constitutive results obtained from this procedure were compared with those obtained in the earlier preliminary study. Despite the aforementioned experimental difficulties, the results are promising. Failure of the specimens occurred by exhibiting acceptable failure

modes without any tabs having debonded. However, the relatively small number of observations does not allow for a statistically significant comparison to be made between the two sets of results. In addition, when the manufacturing defects and the relatively low number of observations are taken into account, it has not been possible to measure accurately the tensile strength of the material being tested. Nevertheless, it has been shown that the measured average strength with the current method is greater than the one obtained from the preliminary study. In addition, if the standard deviation remains relatively constant and if the measured strengths are normally distributed, 10 observations would be sufficient to distinguish the design allowance calculated from the preliminary study and this study.

In conclusion, the analysis presented in this thesis lead to a measurement procedure for the tensile strength that is capable of producing acceptable results. Further experiments are to be carried out in order to confirm this statistically. This additional testing will allow measurement of the ultimate strength with greater accuracy.

TABLE DES MATIÈRES

REMERCIEMENTS iv
RESUMÉ v
ABSTRACT ix
TABLE DES MATIÈRES xiii
LISTE DES TABLEAUX xvi
LISTE DES FIGURES xvii
LISTE DES SYMBOLES xix

INTRODUCTION 1

CHAPITRE I – REVUE DE LA LITTÉRATURE 6
1.1 Dispositions physiques de l'essai de traction 7
1.1.1 Généralités 7
1.1.2 L'éprouvette de traction 8
1.1.3 Méthodes d'introduction de la charge axiale 11
1.2 Analyses théoriques traitant de l'influence des talons sur la génération des contraintes parasites 13
1.2.1 Description du champ des contraintes au voisinage du talon 13
1.2.2 L'influence des paramètres associés aux talons 15
1.2.3 L'influence des paramètres associés à l'éprouvette 17
1.2.4 L'influence de l'adhésif entre le talon et le matériau testé 17
1.2.5 L'influence de la méthode de serrage 18
1.2.6 Discussion 19
1.3 Processus de la rupture de l'éprouvette de traction 23
1.3.1 Description statistique de la rupture en tension 24
1.3.2 Analyse de la rupture du point de vue de la mécanique de la rupture ... 26
1.4 Critères de rupture 27

1.5 Études expérimentales 30
1.6 Description des objectifs spécifiques 32

CHAPITRE II – DÉVELOPPEMENT DES CONTRAINTES DANS L'ÉPROUVETTE DE TRACTION 35
2.1 Conditions aux frontières 36
2.2 Développement des contraintes dans l'éprouvette 38
2.2.1 Développement de la contrainte axiale σ_x 38
2.2.2 Développement de la contrainte de cisaillement τ_{xz} 42
2.2.3 Développement de la contrainte interlaminaire σ_z 44
2.2.4 Développement des contraintes σ_y et τ_{yz} 46
2.3 Concentrations des contraintes 48
2.4 Discussion 50

CHAPITRE III – ANALYSE PAR ÉLÉMENTS FINIS 54
3.1 Description du modèle 55
3.1.1 Dimensions et composition de l'éprouvette 55
3.1.2 Discrétisation numérique et extraction des résultats 58
3.1.3 Application des conditions aux frontières 61
3.2 Description du champ des contraintes dans l'éprouvette 62
3.2.1 Évolution des contraintes selon l'axe « x » 63
3.2.2 Évolution des contraintes selon l'axe « y » 66
3.2.3 Évolution des contraintes selon l'axe « z » 66
3.2.4 Discussion 69
3.3 Effet de la variation des constantes élastiques sur le champ des contraintes parasites 71
3.3.1 Design statistique de l'expérience 71
3.3.2 Résultats et discussion 73

3.4 Étude de l'influence des paramètres géométriques de l'éprouvette sur la génération des contraintes parasites 75
3.4.1 Étude de l'influence de l'épaisseur des talons 76
3.4.2 Étude de l'influence de la section utile 77
3.4.3 Étude de l'influence de la largeur de l'éprouvette 78
3.4.4 Discussion 80
3.5 Influence de la force de serrage sur l'évolution des contraintes parasites 81
3.6 Étude de la convergence du modèle 83
3.7 Discussion et recommandations 85

CHAPITRE IV – ANALYSE EXPÉRIMENTALE 89
4.1 Appareils et méthode de mesure 91
4.2 Étude préliminaire 94
4.2.1 Design de l'expérience 94
4.2.2 Fabrication des éprouvettes 95
4.2.3 Résultats 96
4.2.4 Analyse des résultats 98
4.3 Étude expérimentale de l'éprouvette proposée au chapitre III 101
4.3.1 Méthode expérimentale 101
4.3.2 Fabrication de l'éprouvette 101
4.3.3 Résultats et analyse 105
4.4 Discussion 108

CONCLUSION 111

BIBLIOGRAPHIE 116

ANNEXE 1 – DESSINS DE FABRICATION DU MOULE EMPLOYÉ POUR LA FABRICATION DES ÉPROUVETTES 121

LISTE DES TABLEAUX

Tableau 0.1 Propriétés mécaniques typiques d'un carbone / époxy 3

Tableau 3.1 Constantes élastiques des matériaux simulés 57
Tableau 3.2 Limites ultimes des matériaux simulés 57
Tableau 3.3 Design et résultats de l'expérience statistique 72
Tableau 3.4 Coefficients de la régression linéaire 72
Tableau 3.5 Évolution des contraintes parasites et de l'indice de rupture en fonction de l'épaisseur du talon 77
Tableau 3.6 Évolution des contraintes parasites en fonction de l'épaisseur de la section utile 78
Tableau 3.7 Évolution des contraintes parasites en fonction de la largeur de l'éprouvette 79
Tableau 3.8 Évolution des contraintes parasites en fonction de la contrainte de compression σ_z minimale 82
Tableau 3.9 Description des maillages employés dans l'étude de convergence 83
Tableau 3.10 Évolution des contraintes parasites en fonction des différents maillages 84
Tableau 3.11 Comparaison de l'intensité des contraintes parasites dans l'éprouvette proposée par cette étude et celle proposée par ASTM ... 87

Tableau 4.1 Types de talons et d'adhésifs testés à l'étude préliminaire 95
Tableau 4.2 Mesures de la limite ultime X_t pour les différentes configurations d'éprouvettes de l'analyse préliminaire 98
Tableau 4.3 Calcul de l'intervalle de confiance de la limite de design $R_{0,95}$ pour les mesures de l'analyse préliminaire 100
Tableau 4.4 Calcul de l'intervalle de confiance de $R_{0,95}$ pour l'éprouvette proposée par cette étude 106

LISTE DES FIGURES

Figure 1.1 Convention du système d'axes 6

Figure 1.2 Sections de différentes éprouvettes proposées pour l'essai de traction .. 10

Figure 1.3 Talons proposés par ASTM et ISO 12

Figure 1.4 Un exemple de l'évolution des contraintes parasites dans le matériau testé 14

Figure 1.5 Exemples de modes de rupture pouvant survenir lors d'un essai de traction 24

Figure 2.1 Illustration des conditions aux frontières appliquées sur la partie plane du talon 37

Figure 2.2 Tranche de l'éprouvette dans le plan XZ 38

Figure 2.3 Section de l'éprouvette de traction dans le plan XZ 44

Figure 2.4 Illustration de la flexion du talon sous le chargement s'il n'y a pas d'adhérence parfaite entre le talon et le matériau testé 45

Figure 3.1 Dimensions de l'éprouvette de base simulée 56

Figure 3.2 Division des zones de densité d'éléments 58

Figure 3.3 Raffinement du maillage à la racine du fuseau 60

Figure 3.4 Raffinement du maillage au voisinage de la section plane du talon 60

Figure 3.5 Distribution de la contrainte axiale σ_x à l'interface talon – matériau testé 64

Figure 3.6 Distribution des contraintes parasites à l'interface talon – matériau testé 64

Figure 3.7 Évolution de l'indice de rupture à la surface du matériau testé se trouvant sous le fuseau 65

Figure 3.8 Évolution de la contrainte σ_y à la surface du matériau testé selon les axes « y » et « z » 67

Figure 3.9 Champ de la contrainte axiale σ_x au voisinage du fuseau 67
Figure 3.10 Évolution de la contrainte de cisaillement τ_{xz} dans l'éprouvette 69
Figure 3.11 Évolution de l'indice de rupture en fonction de l'épaisseur du talon 76
Figure 3.12 Évolution de l'indice de rupture en fonction de la largeur de l'éprouvette 79

Figure 4.1 Insertion de l'éprouvette dans les mâchoires 92
Figure 4.2 Disposition des jauges pour l'évaluation de la flexion et de la torsion induite par la machine de traction 93
Figure 4.3 Illustration des modes de rupture des éprouvettes testées à l'analyse préliminaire 97
Figure 4.4 Initiation de certaines ruptures au point B pour certaines éprouvettes testées à l'analyse préliminaire 97
Figure 4.5 Graphe des mesures obtenues lors de l'analyse préliminaire dans un espace normal 99
Figure 4.6 Illustration de la flexion induite dans l'éprouvette lors de son extraction du moule 103
Figure 4.7 Illustration des modes de rupture de l'éprouvette proposée par cette étude 107
Figure 4.8 Évolution de l'intervalle de confiance de $R_{0,95}$ en fonction du nombre d'observations pour la méthode proposée par cette étude 109

LISTE DES SYMBOLES

E_x^f	Module élastique du talon dans la direction « x »
E_y^f	Module élastique du talon dans la direction « y »
E_z^f	Module élastique du talon dans la direction « z »
ν_{xy}^f	Coefficient de Poisson ν_{xy} du talon
ν_{yz}^f	Coefficient de Poisson ν_{yz} du talon
ν_{xz}^f	Coefficient de Poisson ν_{xz} du talon
G_{xy}^f	Module de cisaillement G_{xy} du talon
G_{yz}^f	Module de cisaillement G_{yz} du talon
G_{xz}^f	Module de cisaillement G_{xz} du talon
E_x^m	Module élastique du matériau testé dans la direction « x »
E_y^m	Module élastique du matériau testé dans la direction « y »
E_z^m	Module élastique du matériau testé dans la direction « z »
ν_{xy}^m	Coefficient de Poisson ν_{xy} du matériau testé
ν_{yz}^m	Coefficient de Poisson ν_{yz} du matériau testé
ν_{xz}^m	Coefficient de Poisson ν_{xz} du matériau testé
G_{xy}^m	Module de cisaillement G_{xy} du matériau testé
G_{yz}^m	Module de cisaillement G_{yz} du matériau testé
G_{xz}^m	Module de cisaillement G_{xz} du matériau testé
X_t	Limite ultime en tension dans la direction « x »
X_c	Limite ultime en compression dans la direction « x »
Y_t	Limite ultime en tension dans la direction « y »
Y_c	Limite ultime en compression dans la direction « y »
Z_t	Limite ultime en tension dans la direction « z »
Z_c	Limite ultime en compression dans la direction « z »
S_{xy}	Limite ultime de la contrainte de cisaillement τ_{xy}
S_{yz}	Limite ultime de la contrainte de cisaillement τ_{yz}
S_{xz}	Limite ultime de la contrainte de cisaillement τ_{xz}

F	Indice de rupture d'un critère de rupture polynomial
t	Épaisseur
$\tilde{t}_f$	Épaisseur d'un barreau de section constante équivalent au talon
t_f	Épaisseur du talon
t_m	Épaisseur du matériau testé
l_e	Largeur de la section utile
l_x^f	Longueur du talon
L	Longueur de la surface sur laquelle les conditions aux frontières sont appliquées
$F(\sigma)$	Probabilité de rupture sous une contrainte σ
μ	Moyenne d'une distribution normale
σ	Écart type d'une distribution normale
β	Paramètre de forme d'une distribution de Weibull
σ_0	Paramètre d'échelle d'une distribution de Weibull
$R_{0,95}$	Limite de design de niveau 95%
$R^{sup}_{0,95}$	Borne supérieure de la limite de design de niveau 95%
$R^{inf}_{0,95}$	Borne inférieure de la limite de design de niveau 95%
k_f	Constante élastique d'un ressort équivalent au talon
k_m	Constante élastique d'un ressort équivalent au matériau testé
k_g	Constante élastique d'un ressort équivalent au système talon – matériau testé
n_{plis}	Nombre de plis dans la section utile de l'éprouvette
R	Marge de sécurité calculée à partir d'un critère de rupture polynomial
Ω_x	Champ de forces dont toutes les composantes sont orientées selon l'axe « x »
F_f	Force supportée par un ressort équivalent au talon
F_m	Force supportée par un ressort équivalent au matériau testé
F_s	Force supportée par un ressort équivalent au système talon – matériau testé
n	Nombres d'observations dans un échantillon

INTRODUCTION

Depuis les 50 dernières années, les matériaux composites unidirectionnels à fibres continues connaissent une popularité grandissante au sein de plusieurs industries de pointe. Dans l'industrie aéronautique, par exemple, de plus en plus de composantes structurales (ailes, fuselage, etc.) ou utilitaires (sièges, etc.) normalement fabriquées en aluminium sont remplacées par leurs équivalents en matériaux composites. Cette tendance est principalement motivée par les propriétés spécifiques (i.e. propriété divisée par la masse volumique) élevées de ces matériaux et leur impact direct sur la masse, et par conséquent, sur le rendement économique des structures entières. Par exemple, il est estimé (Gilchrist et Lévesque, 1999) que si un composite carbone / époxy, au lieu de l'aluminium, est utilisé pour certaines sections d'un siège de passager, le rendement économique global d'un avion de ligne de 300 passagers peut être augmenté de 1 million de dollars canadiens.

Toutefois, l'introduction à grande échelle des matériaux composites dans tous les secteurs de l'industrie se fait relativement lentement. Ceci s'explique par le fait que le design et l'analyse des structures en matériaux composites sont plus complexes et coûteux que ceux des matériaux dits « conventionnels » (acier, aluminium, etc.). En effet, le comportement anisotrope des matériaux composites rend l'analyse structurale « à la main » lourde et requiert l'utilisation d'ordinateurs. De plus, le comportement mécanique de ces matériaux n'est pas encore bien compris et de nombreuses avenues demeurent inexplorées. Par exemple, une étude récente (Soden, Hinton et Kaddour, 1998$_a$) comparant les prédictions de neuf critères de rupture montre qu'il n'existe pas de consensus au sein de la communauté scientifique concernant la prédiction de la rupture. Les concepteurs n'ont donc pas à leur disposition des moyens fiables de prédire la rupture et doivent appliquer des facteurs de sécurité importants.

Parmi les difficultés associées à l'usage des matériaux composites, la mesure des propriétés mécaniques (modules élastiques et résistances ultimes dans toutes les directions) est certainement la plus fondamentale. En effet, ces données sont employées aussi bien dans les calculs d'éléments finis que dans les critères de rupture. Plus spécifiquement, la mesure des propriétés mécaniques en tension dans le sens des fibres est souvent la donnée sur laquelle le concepteur détermine l'épaisseur d'une pièce. En effet, les pièces fabriquées de matériaux composites sont souvent élaborées de manière à ce que les fibres soient orientées selon les directions les plus sollicitées. Par conséquent, les méthodes permettant la mesure de ces propriétés doivent être les plus justes et fidèles possible pour permettre un design efficace.

Les propriétés mécaniques en tension dans le sens des fibres sont mesurées à l'aide l'essai de traction. Cet essai consiste principalement à imposer un champ de contraintes axiales uniforme dans le sens des fibres d'une éprouvette. De plus, ce champ de contraintes doit agir sur une portion assez importante de l'éprouvette de sorte que le volume soumis au test soit représentatif (du point de vue statistique) des pièces en service. Ce champ de contraintes est généralement obtenu en exerçant une force dans la direction des fibres aux extrémités de l'éprouvette.

Bien que ce test puisse paraître relativement simple, plusieurs problèmes peuvent se présenter. Ces problèmes sont principalement liés à la nature même des matériaux composites. Le tableau I (Soden, Hinton et Kaddour, 1998$_b$) présente les propriétés mécaniques d'un carbone/époxy typique contenant 60% de fibres en volume. Les indices « x » et « y » font référence aux directions orientées selon les fibres et perpendiculairement à ces dernières ; X_t représente la limite ultime en tension dans le sens des fibres, X_c est la limite ultime en compression dans le sens des fibres; Y_t est la limite ultime en tension perpendiculairement aux fibres; Y_c est la limite ultime en compression perpendiculairement aux fibres et S_{xy} représente la limite ultime de cisaillement. Finalement, par mesure de comparaison, les propriétés mécaniques ont été

Tableau 0.1 - Propriétés mécaniques typiques d'un carbone / époxy

Constante Élastique	Valeur (GPa)	Rapport avec le module E_x
E_x	138	
E_y	11	0.080
G_{xz}	5.5	0.040

Limite Ultime	Valeur (MPa)	Rapport avec la limite X_t
X_t	1500	
X_c	900	0.600
Y_t	27	0.018
Y_c	200	0.133
S_{xy}	80	0.053

normalisées par celles mesurées dans le sens des fibres. Il peut être remarqué que toutes les propriétés mécaniques dans une direction différente de celle des fibres sont une fraction de la valeur de celles dans la direction des fibres. Toute contrainte parasite (contrainte dans une direction différente de celle des fibres) présente lors de l'essai de traction peut donc avoir une grande influence sur le mode de rupture, la force requise pour briser l'éprouvette, l'emplacement où la rupture s'initie, etc. Par exemple, lorsque l'essai est conduit selon la norme ASTM D3039, il est fréquent que l'éprouvette se brise près ou sous la zone où la force axiale est appliquée (i.e. les mâchoires d'une machine de traction ou des talons). Il existe à cet endroit un champ de contraintes complexe (i.e. composantes dans toutes les directions) et il est possible que le mode de rupture ne soit pas en tension, mais en cisaillement ou en délaminage. Il est donc très probable que la contrainte ultime mesurée par cet essai soit en fait inférieure à celle qui serait obtenue en l'absence de contraintes parasites.

De plus, à cette difficulté s'ajoute le fait qu'une rupture en tension peut prendre différentes formes. Par exemple, une fissure peut s'initier dans un plan perpendiculaire à celui des fibres, brisant l'éprouvette en deux parties distinctes. Elle peut encore s'initier dans la matrice et se propager dans la direction des fibres, brisant l'éprouvette en

plusieurs morceaux ayant l'allure de balais. Il peut, le cas échéant, être difficile de juger si une rupture produite par l'essai de traction est acceptable ou non.

Le travail présenté dans ce mémoire s'inscrit au cœur d'un projet de recherche, mené en collaboration entre University College Dublin, Materials Ireland et Carbofast (PME irlandaise fabricant une gamme de produits à partir de pré-imprégnés), visant à modéliser le comportement mécanique d'un siège d'avion fabriqué principalement de composites carbone / époxy. Cette étude a été entamée et réalisée parallèlement à ce dernier projet suite aux difficultés rencontrées lors des mesures préliminaires des constantes élastiques des matériaux constituant les sièges. En effet, les premières mesures, exécutées selon la norme ASTM D3039, n'ont pas mené à des résultats satisfaisants car les éprouvettes se sont rompues dans l'adhésif unissant deux parties de l'éprouvette. Une première étude expérimentale non concluante a été conduite afin de trouver un adhésif ayant la résistance nécessaire pour supporter la charge dans l'éprouvette de traction sans causer des concentrations de contraintes trop importantes. Suite à cet échec, il a été décidé d'entreprendre le développement d'une éprouvette et d'une méthode expérimentale permettant de mesurer plus efficacement la contrainte à la rupture des matériaux constituant le siège. Une fois cette étude complétée, les résultats seraient directement introduits dans le modèle d'éléments finis du siège et l'optimisation de la séquence d'empilement pourrait être réalisée. Compte tenu de la quantité importante de travail réalisée et de la portée scientifique de l'étude approfondie de l'essai de traction, seule cette dernière étude fait l'objet de ce mémoire.

Le but de ce travail est donc d'analyser l'essai de traction afin de comprendre les différents mécanismes entraînant des ruptures prématurées et d'élaborer une éprouvette permettant d'obtenir des mesures acceptables. Il est à noter que l'étude porte exclusivement sur les matériaux composites stratifiés fabriqués à partir de plis dont les fibres sont longues et alignées dans la même direction. De plus, seul l'essai de traction mesurant les propriétés mécaniques en tension dans le sens des fibres est étudié. Alors,

sauf mention contraire, toute information fournie dans ce document doit être interprétée dans ce cadre.

Afin d'atteindre cet objectif principal, ce document est divisé de la manière suivante. Premièrement, une revue de la littérature sur le sujet permet de fixer les objectifs spécifiques de l'étude ainsi que la méthodologie employée. De plus, cette revue de littérature introduit quelques notions qui sont nécessaires à la compréhension de l'ensemble du mémoire. De manière générale, la démarche entreprise consiste à fournir une explication intuitive au développement des contraintes parasites. Par la suite, le problème est étudié par la méthode des éléments finis et cette étude conduit au développement d'une nouvelle configuration d'éprouvette. Finalement, l'efficacité de cette configuration est comparée expérimentalement avec les résultats obtenus lors de l'analyse préliminaire ayant conduit à l'entreprise de cette étude.

CHAPITRE I

REVUE DE LA LITTÉRATURE

Afin de faciliter la lecture de ce chapitre, la forme (géométrie de l'éprouvette, procédés de fabrication, etc.) généralement acceptée de l'essai de traction est présentée en premier lieu. En second lieu, les analyses théoriques disponibles sur le sujet sont discutées. Par la suite, les modes de rupture des matériaux composites unidirectionnels en tension sont décrits du point de vue statistique et de la mécanique de la rupture. Finalement, à la lumière des études précédentes, les résultats des prédictions des analyses théoriques sont comparés avec les données expérimentales disponibles. Cette revue de littérature permet donc d'identifier les lacunes dans les connaissances actuelles et de fixer les objectifs spécifiques de ce travail.

Avant d'aborder la revue de la littérature à proprement parler, la convention du système d'axes employé dans ce mémoire doit être décrite. La figure 1.1 illustre ce système d'axes.

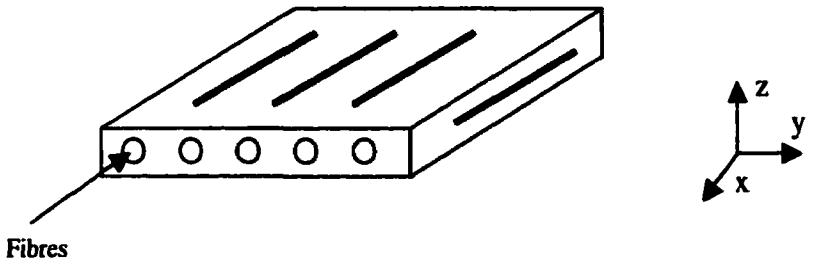


Figure 1.1 - Convention du système d'axes

L'axe des « x » est orienté selon la direction des fibres, l'axe des « y » est perpendiculaire à celui des fibres dans le plan du pli et l'axe des « z » est orienté dans le sens de l'épaisseur. Il est noté ici que les axes « x », « y » et « z » sont confondus avec les directions 1, 2 et 3 généralement associées aux matériaux anisotropes. Étant donné que l'étude porte sur l'essai de traction dans le sens des fibres, cette convention générale n'est pas nécessaire.

1.1 Dispositions physiques de l'essai de traction

1.1.1 Généralités

L'essai de traction est généralement réalisé en introduisant une éprouvette dans une machine de traction universelle. Cette machine consiste en une base plane et un piston hydraulique ayant un mouvement linéaire perpendiculairement à cette même base. De plus, des mâchoires (hydrauliques ou manuelles) se trouvent sur le piston ainsi que sur la base. Ces dernières sont installées de manière à ce que leurs axes soient colinéaires avec celui du piston. Alors, une fois l'éprouvette insérée dans les mâchoires, le piston est déplacé verticalement et la force axiale nécessaire à ce déplacement est enregistrée. De plus, des jauges à déformations sont collées sur l'éprouvette afin de mesurer les déformations intervenant dans le calcul des propriétés mécaniques.

Ces propriétés mécaniques sont généralement calculées de la manière suivante. Premièrement, la contrainte axiale σ_x dans l'éprouvette est obtenue en divisant la force axiale mesurée par l'aire de la section utile[1] de l'éprouvette au début de l'essai. Deuxièmement, le module élastique en tension est calculé en divisant la contrainte axiale par la déformation mesurée par la jauge. Finalement, la contrainte à la rupture est habituellement identifiée comme étant la contrainte maximale enregistrée durant tout

[1] Section de l'éprouvette où la rupture doit se produire

l'essai. Ceci étant établi, les différentes géométries d'éprouvettes ainsi que les manières d'introduire la charge axiale proposées dans la littérature peuvent être discutées.

1.1.2 L'éprouvette de traction

Les études et les normes concernant l'éprouvette de traction recommandent en général d'utiliser une éprouvette plate dont la longueur de la section utile est un ordre de grandeur (*i.e.* 10 fois) supérieure à la largeur. En effet, le rapport largeur – longueur doit prendre une certaine valeur pour dissiper les effets de Saint-Venant (*i.e.* champ de contraintes complexe au voisinage du lieu d'application de la charge).

Toutefois, les différentes normes et études proposent diverses géométries (figure 1.2). Par exemple, la norme ASTM D638 propose une éprouvette ayant une section réduite où la transition se fait par un arrondi d'un certain rayon. Cette géométrie, produit généralement des ruptures dans la section utile lorsque employée pour les plastiques. Toutefois, pour des composites unidirectionnels à fibres continues, la rupture s'initie habituellement dans l'arrondi ou à une courte distance de ce dernier (Chatterjee, Adams et Oplinger, 1993). Ceci est principalement attribuable à l'endommagement du matériau causé par l'usinage de l'arrondi ainsi qu'aux concentrations des contraintes présentes dans cette zone. En effet, il est probable que des fissures se créent entre les différents plis du stratifié lors de l'usinage de l'éprouvette. Ces fissures peuvent entraîner le délaminage de l'éprouvette, conduisant à un mode de rupture complexe. Par conséquent, la norme ASTM D638 ne semble pas être adaptée aux composites unidirectionnels à fibres continues.

Dans le même ordre d'idées, Oplinger, Gandhi et Parker (1982) ainsi que Oplinger, Parker, Gandhi, Lamothe et Foley (1985) ont étudié deux éprouvettes permettant le passage d'une section plus large vers une section réduite. La première éprouvette,

nommée « bow tie », réalise cette transition vers la section réduite par un fuseau linéaire. De plus, le fuseau se fait sur une longue distance de sorte que la pente de ce dernier soit inférieure à 5 degrés. Avec un critère de rupture approprié, il est possible de calculer l'angle maximal permettant une rupture en tension avant qu'une rupture en délaminage ou en cisaillement ne survienne. Cependant, bien que supérieurs à ceux de la norme ASTM D638, les résultats expérimentaux obtenus avec cette éprouvette ne sont pas satisfaisants dans tous les cas. En effet, une portion importante des ruptures s'initie à la fin du fuseau, là où une discontinuité géométrique (i.e. la pente passe de 5 à 0 degré sur une très courte distance) est présente. Alors, pour contourner ce problème, Opliger, Parker, Gandhi, Lamothe et Foley (1985) ont proposé l'éprouvette « streamline ». Cette éprouvette présente aussi une section réduite, mais la transition se fait de manière continue. En effet, la forme de l'éprouvette est basée sur les lignes de courant se formant dans un liquide lors d'un changement brusque de section. Il n'y a donc pas de portion de l'éprouvette où la section est de largeur constante. Toutefois, le changement de largeur est négligeable sur une grande portion de l'éprouvette et une section utile peut être ainsi définie. De plus, théoriquement, les concentrations de contraintes sont relativement faibles en tout point de l'éprouvette. Cependant, même si les résultats expérimentaux obtenus sont supérieurs à ceux produits par l'éprouvette « bow tie », un certain nombre de ruptures s'est produit en dehors de la section utile. De plus, l'usinage d'une telle éprouvette requiert de l'équipement numérique, entraînant des coûts relativement élevés. Il semble donc que le développement de ces éprouvettes ne soit pas définitif et que des études supplémentaires soient nécessaires avant leur implantation dans l'industrie.

D'autres auteurs (Clarke, Wisnom et Potter, 1997) ont proposé d'utiliser une éprouvette tubulaire obtenue par pultrusion. Le grand avantage de cette éprouvette est que les problèmes reliés à l'endommagement des côtés lors du découpage sont enrayés. Les auteurs ont comparé les résultats obtenus avec une éprouvette plate avec ceux obtenus avec l'éprouvette tubulaire pour un même matériau. Une amélioration considérable de l'ordre de 37% de la résistance à la rupture a été observée. Toutefois, il est difficile de déterminer si cette augmentation n'est attribuable qu'au changement de géométrie. En

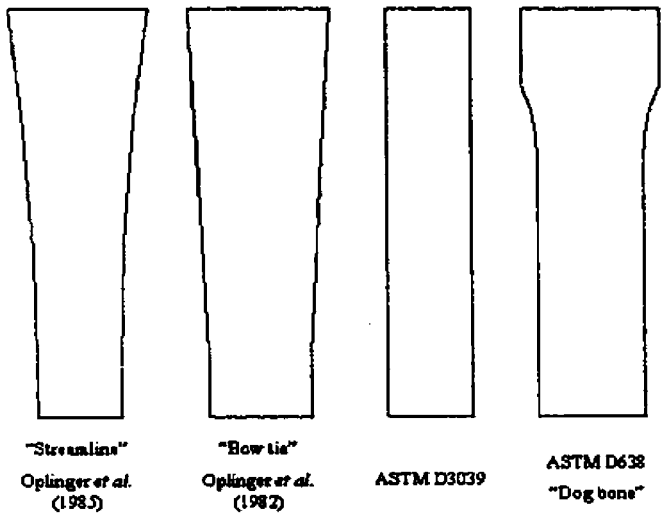


Figure 1.2 - Sections de différentes éprouvettes proposées pour l'essai de traction

effet, la pultrusion produit généralement des pièces dont l'alignement des fibres est supérieur à celui des stratifiés (Clarke, Wisnom et Potter, 1997). Il est concevable que cette éprouvette soit appropriée à la pultrusion et que son application aux stratifiés demande davantage d'étude.

Certains auteurs (Chatterjee, Adams et Oplinger, 1993 ; Chatterjee, Yen et Oplinger, 1997) ont aussi proposé d'utiliser une éprouvette de section constante dans laquelle des plis orientés perpendiculairement à la direction du test sont insérés. Ces plis sont généralement placés dans la partie de l'éprouvette étant en contact avec les mâchoires. L'avantage de cette méthode est que ces plis « protègent » le matériau testé et ne contribuent pas à supporter la charge axiale. Les auteurs ont mesuré des limites ultimes supérieures avec ces éprouvettes, en plus d'obtenir des ruptures claires, i.e. l'éprouvette se divise en deux parties distinctes. Toutefois, à notre avis, le fait de renforcer l'éprouvette de cette façon change son mode de rupture en tension pure (voir section 1.3). Les mesures des propriétés du matériau inférées à partir d'un tel essai doivent donc être acceptées avec une certaine réserve.

Finalement, les organismes ASTM et ISO suggèrent d'employer une éprouvette de section rectangulaire constante afin d'éliminer le problème de l'initiation des ruptures au voisinage de la zone de transition. Ces deux organisations suggèrent de mouler les éprouvettes séparément ou d'utiliser une scie à diamant pour découper ces dernières d'un panneau. Cependant, bien que cette éprouvette élimine le problème des ruptures dans la zone de transition, toute contrainte parasite en un point donné favorisera l'initiation de la rupture en ce même point. Alors, d'un point de vue déterministe et par le fait qu'il est pratiquement impossible d'éliminer les contraintes parasites, cette éprouvette sous-estime la résistance ultime du matériau. Toutefois, jusqu'à maintenant, cette éprouvette semble être le meilleur compromis. C'est donc pourquoi cette dernière fait l'objet de cette étude.

1.1.3 Méthodes d'introduction de la charge axiale

Les normes régissant l'essai de traction proposent différentes méthodes permettant l'introduction de la charge axiale dans la section utile de l'éprouvette par la machine de traction. Par exemple, les normes ASTM et ISO suggèrent d'insérer les éprouvettes directement dans les pinces et d'appliquer une pression minimale empêchant le glissement de l'éprouvette lors du test. La norme ASTM recommande aussi d'insérer du papier de verre ou des talons (sans adhésif) entre l'éprouvette et les mâchoires. Si le matériau ne présente toujours pas de rupture acceptable, les deux normes conseillent de coller des talons sur l'éprouvette. Toutefois, il semble qu'il n'existe pas de consensus concernant la forme que le talon doit prendre (Hojo, Sawada et Miyairi, 1993), comme illustré à la figure 1.3.

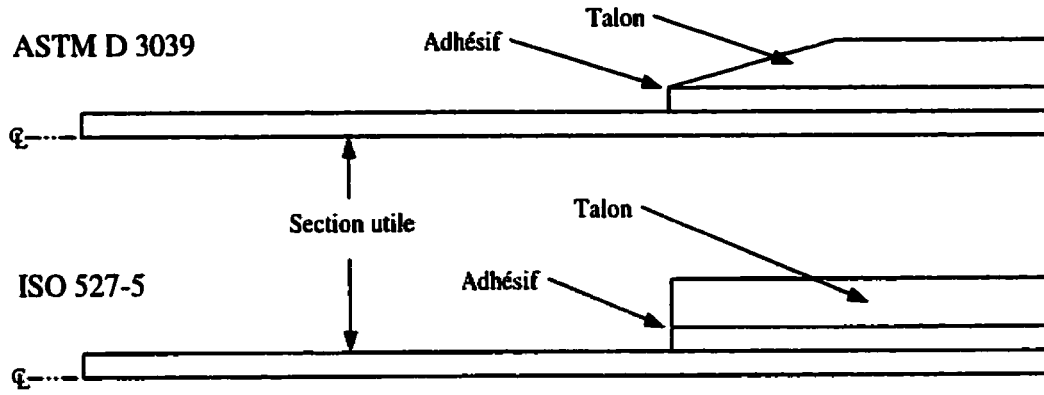


Figure 1.3 - Talons proposés par ASTM et ISO

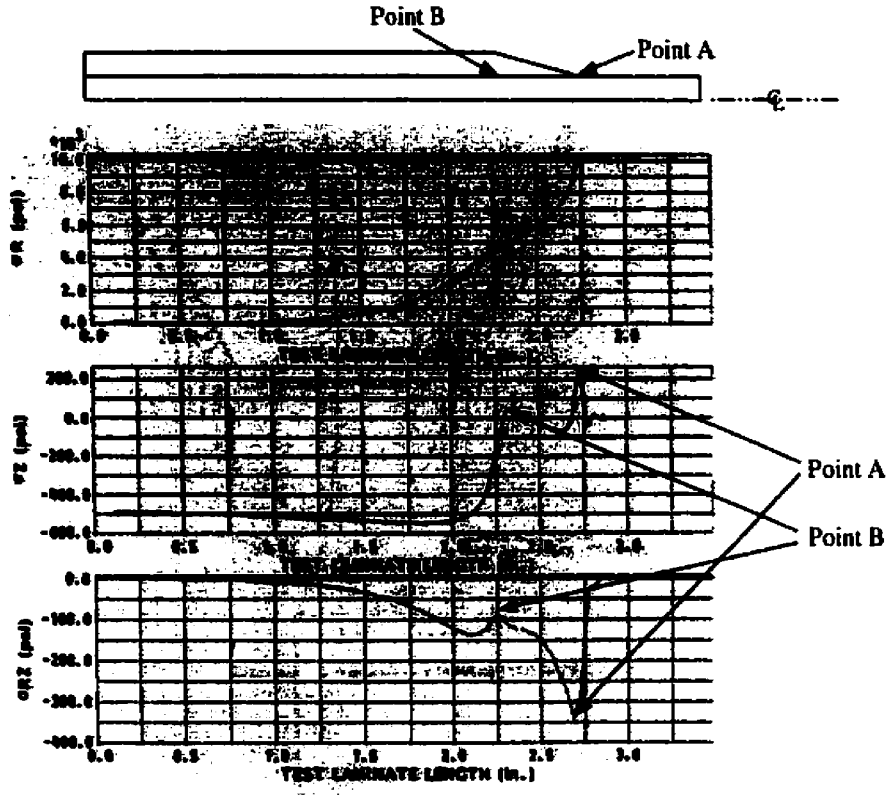
En effet, la norme ISO suggère d'employer des talons droits fabriqués d'un composite verre / époxy, tissé à 90° et orienté à ±45° par rapport à la direction des fibres du matériau testé. D'un autre côté, la norme ASTM recommande d'utiliser des talons fuselés à 7 degrés fabriqués de la même manière. De plus, certains auteurs (Green et Shikhmanter, 1998 ; Wisnom, Jones et Cui, 1995) ont étudié des éprouvettes où les talons sont directement moulés sur la section utile. Aussi, Foos, Wolfe et Sandhu (1992) ont analysé des talons fuselés décrivant un certain angle avec le côté de l'éprouvette. Finalement, la norme ASTM indique aussi que des talons fuselés fabriqués d'aluminium, d'acier ou même de titane peuvent donner de bons résultats. Les talons semblent donc avoir une certaine influence sur le champ des contraintes dans l'éprouvette. Le reste de l'étude se concentre donc sur l'influence de la variation de certains paramètres associés aux talons sur le champ des contraintes parasites.

1.2 Analyses théoriques traitant de l'influence des talons sur la génération des contraintes parasites

Le problème du développement de la contrainte axiale dans l'éprouvette de traction est étudié depuis les années 60. Par exemple, Pagano et Halpin (1968) ont développé une analyse permettant d'approximer le champ des déformations dans une éprouvette dont les extrémités sont rigidement fixées. Il est démontré par les auteurs, et validé expérimentalement, que des distorsions importantes sont observées lorsque les déplacements des extrémités sont contraints. Toutefois, ces distorsions disparaissent lorsque les extrémités sont libres de se déplacer. Un peu plus tard, du milieu des années 80 jusqu'à maintenant, le développement des méthodes numériques a permis l'analyse de l'éprouvette de traction par la méthode des éléments finis. De cette manière, une approximation des contraintes parasites peut être obtenue. Cette section se concentre donc sur la présentation et l'analyse des résultats obtenus des différentes études traitant de l'influence des divers paramètres de l'essai de traction sur la génération des contraintes parasites. Afin de faciliter la lecture, la description générale du champ des contraintes, l'influence des paramètres associés aux talons, à la section utile ainsi qu'à l'adhésif, en plus de la méthode de serrage sont discutés séparément.

1.2.1 Description du champ des contraintes au voisinage du talon

Les auteurs présentant l'évolution du champ des contraintes dans le matériau testé (Cunningham, Schoultz et Toth, 1985 et Kural et Flaggs, 1983) s'entendent sur le fait que les contraintes parasites (σ_y, σ_z et τ_{xz}) et la contrainte axiale (σ_x) atteignent un maximum au début du fuseau. De plus, les auteurs montrent que les contraintes se concentrent sur une très faible distance. Toutefois, bien que les auteurs présentent en général le champ des contraintes dans toute la longueur de l'éprouvette, l'analyse est limitée seulement au voisinage de la racine du fuseau, qui est nommé « point A » pour le reste de cette analyse.



*σ_{RZ}, σ_Z ainsi que σ_R représentent la contrainte de cisaillement τ_{xz}, la contrainte interlaminaire σ_z et la contrainte axiale σ_x, respectivement. Le schéma de l'éprouvette au haut de la figure a été introduit pour illustrer l'emplacement, sur l'éprouvette, où ces contraintes agissent.

Figure 1.4 – Un exemple de l'évolution des contraintes parasites dans le matériau testé (Kural et Flaggs, 1983)

Cependant, comme le montre la figure 1.4 (tirée de Kural et Flaggs, 1983), un autre maximum local (nommé « point B ») est observé pour les contraintes interlaminaires σ_z et τ_{xz}. Il est probable que la variation de certains paramètres de l'éprouvette modifient l'allure globale du champ des contraintes parasites. Il est donc important d'étudier le champ des contraintes dans son intégralité afin d'identifier l'endroit où les contraintes parasites atteignent leurs intensités maximales.

1.2.2 L'influence des paramètres associés aux talons

Les auteurs ayant étudié l'influence de l'angle du fuseau (Chatterjee, Yen et Oplinger, 1997 ; Cunningham, Schoultz et Toth, 1985 ; Kural et Flaggs, 1983 ; Pai, Kelkar et Dandy, 1992 ; Tsuji et Kubomura, 1990) s'entendent sur le fait que la concentration de la contrainte axiale diminue avec l'angle du fuseau. Cependant, cette concentration de contrainte observée a une très faible importance (≈ 5% de la contrainte axiale dans la section utile). Aussi, pour des angles de 5 à 45 degrés, il y a généralement consensus sur le fait que l'intensité des contraintes parasites au point A augmente avec l'angle du fuseau. Toutefois, Kural et Flaggs (1983) soutiennent que l'intensité de la contrainte interlaminaire σ_z est inférieure pour le talon droit. En effet, la pression exercée par les mâchoires est transmise plus efficacement à l'éprouvette avec les talons droits et cette dernière tend à diminuer l'intensité de σ_z. Tous les auteurs démontrent que les intensités des contraintes transverse σ_y ainsi que la contrainte de cisaillement interlaminaire τ_{xz} sont supérieures pour les talons droits. Cunningham, Shoultz et Toth (1985) ont étudié un talon hybride étant composé de deux parties. La première étant un talon droit d'une certaine épaisseur reposant directement sur la section utile et la deuxième partie étant un talon fuselé reposant sur la première partie. Les résultats de leur analyse démontrent que cette forme de talon entraîne des contraintes parasites supérieures à celles du talon fuselé se terminant directement sur l'éprouvette. D'une manière générale, tous les auteurs recommandent d'employer des talons fuselés pour diminuer l'influence combinée des contraintes parasites.

Cunningham, Schoultz et Toth (1985) et Kural et Flaggs (1983) ont étudié l'influence de l'épaisseur du talon sur le champ des contraintes dans l'éprouvette. Leurs résultats montrent que l'intensité des contraintes parasites au point A augmente avec l'épaisseur du talon. Toutefois, cette augmentation est relativement faible, et ce même pour une grande augmentation de l'épaisseur. Il est donc raisonnable d'ignorer l'influence de ce paramètre au point A. Cependant, l'intensité de toutes les contraintes dans le talon

diminue significativement (Kural et Flaggs, 1983) avec son épaisseur croissante. Les auteurs conseillent donc d'employer des talons d'épaisseur minimale ayant la capacité de supporter le chargement nécessaire pour briser l'éprouvette. De plus, des talons plus minces sont en général moins coûteux et plus faciles à fabriquer.

De plus, certains auteurs montrent que la longueur du talon n'a pas une influence significative sur la génération des contraintes parasites au point A pour un talon fuselé (Kural et Flaggs, 1983; Cunningham, Schoultz et Toth, 1985). Toutefois, l'intensité des contraintes générées au point A diminue considérablement avec la longueur du talon droit (Kural et Flaggs, 1983).

Finalement, l'influence du matériau constituant le talon sur le champ des contraintes a reçu une certaine attention. En effet, certains auteurs ont simulé des matériaux isotropes ayant des rigidités variant considérablement tandis que d'autres auteurs ont étudié des matériaux anisotropes. Par exemple, Chatterjee, Yen et Oplinger (1997), Cunningham, Schoultz et Toth (1985), Kural et Flaggs (1983) ainsi que Tsuji et Kubomura (1990) ont simulé des talons fabriqués de laminés verre / époxy tissés. De plus, Chatterjee, Yen et Oplinger (1997) et Tsuji et Kubomura (1990) ont étudié des talons en aluminium et en acier et Tsuji et Kubomura (1990) ont aussi simulé des talons en carbone / époxy ainsi qu'en polyamide 66. Les résultats de tous les auteurs montrent que l'intensité des contraintes parasites au point A augmente avec le module élastique E_x^f du talon dans la direction du test. Toutefois, l'influence des autres constantes élastiques du talon (module élastique dans la direction « y », etc.) sur la génération des contraintes parasites n'a pas vraiment été discutée.

1.2.3 L'influence des paramètres associés à la section utile

L'influence de la rigidité (dans la direction « x ») de la section utile sur la génération des contraintes parasites a été étudiée par Cunningham, Yen et Oplinger (1985), Kural et Flaggs (1983) et Tsuji et Kubomura (1990). Pour ce faire, les auteurs ont simulé des éprouvettes de carbone / époxy ayant des constantes élastiques différentes. Les résultats de ces analyses démontrent qu'en général l'intensité des contraintes parasites dans le matériau testé diminue avec sa rigidité globale. De plus, Xie et Adams (1995) ont inclus dans leur analyse le caractère élasto-plastique d'un carbone / époxy et ont observé une très faible diminution de l'intensité de la contrainte axiale σ_x. Toutefois, aucun des auteurs ne discute de l'influence des constantes élastiques indépendamment. Il est par conséquent difficile d'identifier les constantes élastiques ayant une importance significative sur la génération des contraintes parasites.

De plus, Xie et Adams (1995) ont étudié l'effet de l'épaisseur de la section utile sur la concentration de la contrainte axiale σ_x lors de l'essai de compression. Ils ont observé que la contrainte axiale σ_x peut augmenter de 20 % lorsque l'épaisseur de l'éprouvette est triplée. Toutefois, les auteurs n'ont pas étudié l'effet de l'épaisseur de la section utile sur la génération des autres contraintes parasites.

1.2.4 L'influence de l'adhésif entre le talon et le matériau testé

L'influence de la présence d'un adhésif entre le talon et l'éprouvette a été étudiée par Chatterjee, Yen et Oplinger (1997), Cunningham, Schoultz et Toth (1983) ainsi que par Xie et Adams (1995). Les résultats obtenus par ces auteurs semblent contradictoires à quelques égards. Par exemple, Cunningham, Schoultz et Toth (1983) soutiennent que l'intensité des contraintes parasites augmente avec l'épaisseur de l'adhésif tandis que les deux autres groupes d'auteurs soutiennent le contraire. De plus, Xie et Adams (1995)

montrent que l'influence du comportement plastique de l'adhésif est négligeable tandis que les résultats de Chatterjee, Yen et Oplinger (1997) montrent que ce comportement plastique diminue significativement l'intensité des contraintes parasites.

Ces divergences sont très certainement attribuables aux différences existant entre le maillages employés par les différents auteurs lors des simulations par éléments finis. En effet, les auteurs ont généralement maillé l'épaisseur de l'adhésif avec 2 ou 3 éléments seulement. De plus, Xie et Adams (1995) ont conduit une analyse tri-dimensionnelle avec des éléments de second degré tandis que les autres auteurs ont employé des éléments plans (état plan de déformation) linéaires. Aussi, le raffinement du maillage autour du point A varie d'un auteur à l'autre et une analyse de convergence n'a été conduite que par Xie et Adams (1995) uniquement.

Il semble donc que la présence d'un adhésif entre le talon et l'éprouvette ait une influence sur le champ des contraintes au point A. Toutefois, d'autres études visant à quantifier l'importance de ce paramètre sont requises pour lever les ambiguïtés mentionnées précédemment.

1.2.5 L'influence de la méthode de serrage

Il est montré par Kural et Flaggs (1983) que la position des mâchoires sur le talon droit agit grandement sur le champ des contraintes au voisinage du point A. Ils démontrent aussi que les concentrations des contraintes sont moindres lorsque les mâchoires englobent tout le talon. Cette influence n'est cependant pas observée pour les talons fuselés.

Les auteurs ont aussi simulé une flexion autour de l'axe « y » ainsi qu'une excentricité des axes des mâchoires. Pour les deux types de talon (droit et fuselé), la flexion générée

par les mâchoires entraîne des contraintes parasites considérables. Toutefois, il semble que l'effet soit moins prononcé pour les talons fuselés que pour les talons droits. Les auteurs suggèrent donc d'employer des talons fuselés et de s'assurer qu'aucune flexion n'est induite dans l'éprouvette lors du test.

1.2.6 Discussion

En général, les auteurs s'entendent sur le fait que des talons fuselés génèrent des contraintes parasites de moindre intensité que des talons droits. De plus, les auteurs suggèrent de fabriquer le talon d'un matériau relativement moins rigide que celui de la section utile et que l'angle du fuseau soit le plus faible possible. Il est aussi suggéré de prendre les précautions nécessaires pour éliminer la flexion générée par les mâchoires. Toutefois, il ne semble pas y avoir de consensus quant à l'influence de l'adhésif entre le talon et l'éprouvette. Finalement, il est à noter que ces recommandations sont celles prescrites par la norme ASTM D3039.

Bien que l'étude du problème semble relativement complète, certaines lacunes persistent. Premièrement, peu d'auteurs ont simulé le problème de manière à ce que la contrainte axiale σ_x dans la section utile soit voisine de celle généralement admise pour les composites modernes. Par exemple, Chatterjee, Yen et Oplinger (1997), Cunningham, Schoultz et Toth (1985) et Kural et Flaggs (1983) ont simulé des contraintes axiales σ_x de 1379, 1025 et aussi basse que 69 MPa, respectivement. Par contre, Pai, Kelkar et Dandy (1992) ont simulé une contrainte σ_x de 2000 MPa, voisine de la limite généralement acceptée. De plus, tous les auteurs se concentrent sur l'évolution des contraintes au point A en supposant que l'intensité des contraintes est maximale en ce point. Toutefois, il est montré à la figure 1.4 qu'un autre « pic » des contraintes parasites est observé au point B. Il est donc possible que la combinaison des constantes élastiques des différentes parties

entraîne que les contraintes parasites atteignent leur intensité maximale à un point autre que le point A.

Deuxièmement, certains auteurs ont étudié l'influence du matériau constituant le talon sur la génération des contraintes parasites. Toutefois, l'influence de la variation des constantes élastiques, considérées individuellement, sur la génération des contraintes parasites n'a pas été discutée. Il serait intéressant, par exemple, de connaître l'influence du module de cisaillement G_{xz}^{f} du talon sur la génération de la contrainte interlaminaire σ_z dans le matériau testé. Il serait aussi intéressant d'identifier la (les) constante(s) élastique(s) ayant le plus grand effet sur la génération des contraintes parasites. De cette manière, le choix du matériau constituant le talon pourrait se faire de manière plus efficace.

Troisièmement, ni l'épaisseur, ni la largeur de la section utile n'ont fait l'objet d'une étude approfondie. Il est évident que l'épaisseur de la section utile affectera considérablement la force de cisaillement nécessaire à l'interface talon – matériau testé et il serait intéressant de connaître la manière dont le champ des contraintes évolue lorsque cette dernière varie. D'un autre côté, la largeur de l'éprouvette devrait affecter la manière dont la contrainte transverse σ_y se développe. Comme il l'est montré plus loin (section 1.3), cette contrainte sollicite un mode de rupture relativement sensible des matériaux composites unidirectionnels et son intensité doit donc être évaluée.

Quatrièmement, bien que la méthode de serrage de l'éprouvette ait reçu une certaine attention, l'effet de la variation de la force de serrage n'a pas vraiment été étudié. Cette force de serrage a un impact direct sur les contraintes interlaminaires σ_z, suscitant un autre mode de rupture sensible : le délaminage.

Cinquièmement, toutes les analyses étudient certains paramètres du test sans proposer d'explication « physique », ou du moins intuitive, concernant la manière dont ces

derniers agissent sur les contraintes parasites. De telles explications seraient utiles pour valider qualitativement les prédictions des simulations. De plus, ces informations seraient utiles pour donner des pistes aux analyses ultérieures. Finalement, à notre connaissance, aucune étude analytique adimensionnelle n'est disponible sur le sujet. Une telle étude constituerait un outil de design intéressant car elle permettrait d'estimer l'intensité des contraintes parasites à partir des constantes élastiques des matériaux constituant l'éprouvette. Elle permettrait aussi d'identifier les paramètres géométriques ou matériels ayant une grande influence sur le champ des contraintes.

Sixièmement, sauf pour Xie et Adams (1995), il n'est pas indiqué par les auteurs que des analyses de convergence du maillage ont été conduites. De plus, Chatterjee, Yen et Oplinger (1997), Cunningham, Schoultz et Toth (1985) ainsi que Kural et Flaggs (1983) ont employé un nombre relativement faible d'éléments linéaires plans pour estimer les concentrations de contraintes. Il est connu (Hibbitt, Karlesson et Sorensen, Inc., 1996) qu'un certain nombre d'éléments linéaires est requis pour mesurer les contraintes dans des zones où leur évolution se fait rapidement. La qualité des simulations sur lesquelles les analyses reposent doit donc être évaluée avant de pousser plus loin les conclusions. Par exemple, il serait intéressant de connaître l'effet d'un raffinement du maillage ou de l'augmentation de l'ordre d'intégration des éléments sur les estimations des contraintes parasites.

Finalement, les analyses négligent les phénomènes reliés à la nature même des matériaux composant les différentes sections de l'éprouvette. Par exemple, aucune analyse n'a tenu compte du caractère non-linéraire des talons dans les directions perpendiculaires à celle des fibres. En effet, il est bien connu qu'un composite verre / époxy tissé dont les fibres sont orientées à ±45 degrés présente un comportement non-linéaire, et ce même pour des déformations relativement petites. Aussi, les analyses des adhésifs sont relativement simplifiées. En effet, les auteurs ne tiennent pas compte du fait qu'il est possible que certaines portions de ce dernier décollent durant le test, créant ainsi d'autres zones de

concentrations des contraintes. De plus, aucun auteur ne tient compte de l'interaction des contraintes parasites entre elles. Alors, aucun moyen permettant de comparer quantitativement les différentes configurations n'est proposé. Une telle étude permettrait, entre autres, d'évaluer s'il est rentable de déployer certains efforts (géométrie complexe, matériaux coûteux, etc.) afin d'améliorer la qualité des résultats produits par une méthode de mesure donnée. De plus, aucun auteur ne s'est prononcé sur le mode de rupture en tension de l'éprouvette afin d'évaluer l'importance des contraintes parasites. Par exemple, si le mode de rupture d'un certain composite est de se fissurer dans la matrice, parallèlement aux fibres, il est évident que les contraintes dans la direction «y» favoriseront une rupture prématurée (discuté à la section 1.3.2)

En conclusion, nous pouvons affirmer que l'étude de l'essai de traction n'est pas complète. Certains aspects ont été négligés et il est probable que les recommandations que donnent les normes ASTM et ISO deviennent périmées. En effet, les nouvelles générations de fibres de carbone présentent des contraintes à la rupture en tension de l'ordre de 6 GPa, tandis que les normes ont été établies pour des résistances ultimes de l'ordre de 3 GPa. Par conséquent, de plus grandes forces sont nécessaires pour briser l'éprouvette, ce qui peut favoriser certains modes ou emplacements de rupture négligés jusqu'à maintenant. Toutefois, à notre avis, l'étude de l'essai de traction ne peut être complétée maintenant, étant donné les connaissances actuelles. Par exemple, le mode et la prédiction de la rupture de l'éprouvette de traction ne sont pas encore connus et constituent un domaine où il se fait beaucoup de travail à ce jour. C'est ce dont il est question à la prochaine section.

1.3 Processus de la rupture de l'éprouvette de traction

Une des difficultés majeures reliées à l'essai de traction est de déterminer si la rupture est acceptable ou si elle a été causée par les contraintes parasites. En effet, pour un même matériau testé dans les mêmes conditions, la rupture peut prendre l'allure de balais, de déchirure transverse ou même exploser (voir figure 1.5). Il est donc possible que certaines éprouvettes soient rejetées alors qu'elles présentent un mode de rupture caractéristique de ce matériau.

Toutefois, prédire le processus de rupture d'un matériau composite dans son ensemble est une tâche relativement complexe. En effet, étant donné la nature hétérogène de ce dernier, le processus de rupture de chacune des parties individuelles (i.e. chaque fibre) doit être connu pour prédire la rupture globale. En effet, Wang et Chung (1999) ont montré expérimentalement que la rupture du composite se fait progressivement. En mesurant la variation de la résistance électrique d'un composite tout au long de l'essai, ils ont pu conclure qu'un certain nombre de fibres s'était rompu avant la rupture complète de l'éprouvette. Alors, étant donné qu'une éprouvette est composée d'un grand nombre de fibres, recréer le processus de rupture analytiquement ou numériquement est pratiquement impossible. Cependant, plusieurs études visant à comprendre ou à estimer le processus de rupture sont disponibles. De plus, ces études abordent le problème d'un point de vue statistique et de la mécanique de la rupture. Ces deux volets sont abordés de manière succincte dans les prochains paragraphes.

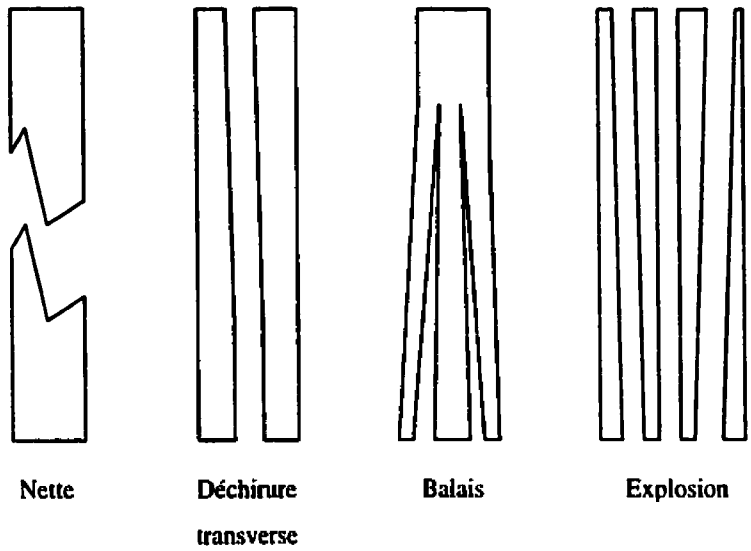


Figure 1.5 - Exemples de modes de rupture pouvant survenir lors d'un essai de traction

1.3.1 Description statistique de la rupture en tension

Avant de décrire la rupture en tension, les caractéristiques intrinsèques des fibres doivent être présentées. En effet, les fibres reprennent presque la totalité de l'effort axial et, par conséquent, contrôlent la rupture du composite. Étant donné que ces dernières sont généralement constituées de matériaux fragiles (graphite ou verre, par exemple), la rupture s'initie habituellement à la racine d'une fissure ou d'un défaut. La fibre peut être idéalisée par une chaîne dont les différents maillons partagent la même charge mais ont des résistances ultimes différentes. Il y aura rupture de la chaîne ou de la fibre lorsque la contrainte axiale aura atteint la valeur de la contrainte ultime du lien le plus faible. Ce concept est souvent désigné par la Théorie du Lien Faible (TLF). De plus, la répartition et la taille des défauts, ou plutôt la résistance ultime d'un lien, suit une certaine distribution statistique. En effet, les défauts sont généralement introduits par des causes inconnues ou hors contrôle dont la somme des effets peut être modélisée par une distribution statistique.

Les travaux de Weibull (1951) ont montré que la contrainte à la rupture de matériaux fragiles peut être modélisée par une distribution statistique cumulative du type :

$$F(\sigma) = 1 - e^{-\int_V \left(\frac{\sigma(x,y,z)}{\sigma_0} \right)^{\beta} dV} \tag{1.1}$$

où $F(\sigma)$ représente la probabilité que la contrainte σ soit supérieure à la résistance ultime, où représente V le volume total du matériau et où σ_0 (paramètre d'échelle) et β (paramètre de forme) sont des paramètres reliés au matériau. La forme exponentielle de l'équation (1.1) permet de tenir compte directement de la TLF et c'est pourquoi le champ des contraintes est intégré sur tout le volume de l'éprouvette. De plus, pour une fibre, cette expression prédit une diminution de la limite ultime avec la longueur, ce qui est observé expérimentalement. Ce phénomène est souvent nommé « effet d'échelle » et peut s'appliquer, dans certains cas, au matériau composite complet (Wisnom, 1999).

À une échelle plus grande, certains auteurs comme Daniels (1945) ont proposé des modèles analytiques permettant de suivre l'évolution de la rupture des fibres dans un composite unidirectionnel. De plus, d'autres auteurs comme Goda et Phoenix (1994) ont développé des simulations numériques permettant de suivre la progression du nombre de fibres brisées lorsque la charge est augmentée. La démarche est la suivante. Premièrement, une limite ultime est attribuée à chaque fibre. Par la suite, la charge est augmentée jusqu'à ce que la première fibre se brise. La charge est alors redistribuée sur les fibres intactes qui peuvent à leur tour se briser. Lorsque aucune fibre ne se brise, la charge est augmentée de nouveau et le processus décrit précédemment est répété jusqu'à la rupture de l'éprouvette. Il est en général montré par ces études (Goda et Phoenix, 1994) que la limite ultime du composite est distribuée selon l'expression de Weibull ayant un paramètre de forme trois fois inférieur à celui des fibres seules.

Bien que ces analyses soient encore limitées par les capacités des ordinateurs, leurs principes de base permettent d'identifier quelques séquences de rupture des fibres. Toutefois, l'élaboration de ces dernières repose sur le fait que la matrice transfère la charge parfaitement et demeure intacte. Il est probable que cette hypothèse ne soit pas vérifiée et une étude de la mécanique de la rupture est nécessaire pour étudier l'influence des fissures dans la matrice.

1.3.2 Analyse de la rupture du point de vue de la mécanique de la rupture

Tohgo, Wang et Chou (1993) ont étudié analytiquement la propagation de fissures dans un milieu anisotrope. Pour ce faire, les auteurs ont supposé des fissures ayant une certaine orientation par rapport à un axe du matériau et ont calculé les facteurs d'intensité de contrainte pour ces configurations. De plus, les auteurs ont étudié expérimentalement l'évolution des fissures lors d'un essai de flexion. Les résultats de leur étude montrent que lorsqu'une fibre et la matrice l'entourant se rompent, la fissure tend à s'orienter dans la direction des fibres. En effet, la direction de propagation de la fissure la plus favorable est orientée dans le sens des fibres.

Alors, en considérant l'aspect statistique et celui de la mécanique de la rupture du problème, les différents modes de rupture de l'éprouvette de tension peuvent être prédits, ou du moins, compris. Par exemple, si une fibre brise ici et là dans l'éprouvette, il est probable que la taille de la fissure ne soit pas suffisante pour permettre sa propagation dans la direction des fibres. Alors, lorsque les fibres intactes ne pourront plus supporter la charge, il y aura rupture brutale de l'éprouvette en deux parties distinctes. D'un autre côté, si la rupture d'une fibre entraîne celle de ses voisines, il est possible que la fissure soit assez grande pour qu'elle se propage dans le sens des fibres. Ceci brisera l'éprouvette en deux parties mais cette fois-ci, l'éprouvette sera brisée dans le sens de la longueur. Si des fibres brisant à des endroits différents entraînent la rupture d'un certain

nombre de leurs voisines, il est possible que plusieurs fissures se propagent simultanément dans le sens des fibres. L'éprouvette « explosera » donc, se brisant en plusieurs morceaux ayant l'allure des poils d'un balai. Finalement, la liste des différents modes de rupture pourrait encore se prolonger, mais ceci dépasse le cadre fixé par ce mémoire.

En conclusion, il a été montré que l'interprétation des ruptures obtenues lors de l'essai de traction doit être réalisée avec soins. En effet, avant de rejeter une éprouvette en se basant sur la manière dont elle se rompt, l'expérimentateur doit s'assurer que le mode de rupture n'est pas naturel. Ceci peut poser une certaine difficulté étant donné que l'étude du phénomène est relativement complexe et encore incomplète. De plus, les études présentées précédemment permettent de voir l'influence des contraintes parasites sur les modes de rupture. Par exemple, les contraintes dans la direction « y » doivent être les plus basses possibles car elles favorisent directement l'ouverture des fissures orientées selon les fibres. Aussi, les contraintes de cisaillement τ_{xz} peuvent favoriser le changement d'orientation de la fissure. Par conséquent, pour limiter l'initiation de la rupture au voisinage des talons, des efforts doivent être déployés pour diminuer toutes les composantes des contraintes parasites. Toutefois, il n'existe pas jusqu'à maintenant de moyens fiables pour prédire l'initiation de la rupture d'un matériau composite, ce qui limite la portée des résultats obtenus lors de l'analyse des contraintes parasites. C'est ce dont il est question à la section suivante.

1.4 Critères de rupture

Une des étapes les plus critiques dans l'analyse de l'essai de traction est certainement celle de la prédiction de la rupture de l'éprouvette sous un champ de contraintes donné. En effet, cette étape est nécessaire à l'évaluation de la sévérité d'un chargement ou tout simplement pour comparer deux configurations entre elles. Toutefois, pour les matériaux

composites, le concepteur dispose de peu de moyens sur lesquels il peut s'appuyer pour prédire la rupture d'une structure. Par conséquent, plusieurs études sont en cours pour essayer de développer des critères permettant de prédire la rupture.

Par exemple, Soden, Hinton et Kaddour (1998_b) ont entrepris d'évaluer plusieurs des critères de rupture disponibles dans la littérature. Pour ce faire, ils ont conduit une batterie d'essais sur plusieurs stratifiés et ont mesuré les propriétés mécaniques des plis. Par la suite, ils ont contacté les auteurs des différents critères de rupture en leur demandant de prédire la rupture de certains stratifiés à partir des propriétés mécaniques des plis uniquement. Ces prédictions se font à l'aveuglette car les données concernant la rupture des stratifiés n'ont pas été communiquées. Ceci consiste en la première partie de l'étude. Le but de la deuxième partie de l'étude est de comparer les prédictions avec les données expérimentales et de demander aux auteurs d'expliquer pourquoi leur critère a, ou n'a pas, fonctionné. La deuxième partie de l'étude n'a cependant pas encore été publiée.

Toutefois, les résultats de la première partie montrent que, des 9 critères de rupture étudiés, peu de similitudes sont observées (Soden, Hinton et Kaddour, 1998_a). Il est par conséquent impossible, à ce moment, de choisir un critère de rupture qui semble le plus approprié pour un type de chargement donné. Le choix du critère de rupture repose donc sur sa simplicité et sa facilité à être intégré à toutes les étapes de l'analyse (Liu et Tsai, 1998). Alors, un critère de rupture polynomial tensoriel est utilisé au cours de cette étude. Ce critère a la forme suivante :

$$f(\sigma_i) = F_i\sigma_i + F_{ij}\sigma_i\sigma_j \tag{1.2}$$

où F_i et F_{ij} représentent les quantités tensorielles associées aux résistances ultimes du matériau, $f(\sigma_i)$ est l'indice de rupture et les σ_i représentent les composantes des contraintes. Selon ce critère, il y a rupture lorsque le membre de droite de l'équation 1.2

est supérieur à 1. Si les valeurs F_i et F_{ij} sont exprimées en fonction des résistances ultimes et que certaines simplifications sont apportées[2], l'équation 1.2 devient :

$$f(\sigma_i)=\left(\frac{1}{X_t}+\frac{1}{X_c}\right)\sigma_x+\left(\frac{1}{Y_t}+\frac{1}{Y_c}\right)\sigma_y+\left(\frac{1}{Z_t}+\frac{1}{Z_c}\right)\sigma_z-\frac{\sigma_x^2}{X_tX_c}-\frac{\sigma_y^2}{Y_tY_c}-\frac{\sigma_z^2}{Z_tZ_c}+\frac{\tau_{xy}^2}{S_{xy}^2}+\frac{\tau_{yz}^2}{S_{yz}^2}+\frac{\tau_{xz}^2}{S_{xz}^2}=F \tag{1.3}$$

où : X, Y et Z représentent les limites ultimes axiales selon les axes « x », « y » et « z », les indices « t » et « c » font référence aux limites ultimes en tension et en compression, S représente la limite ultime en cisaillement et F est défini comme étant l'indice de rupture. Si l'on considère une analyse élastique linéaire, une marge de sécurité « R » peut être calculée de manière à vérifier :

$$F_{ii}(R\sigma_i)^2+F_i(R\sigma_i)=1 \tag{1.4}$$

Cette marge de sécurité correspond en fait à la quantité par laquelle la « sévérité » du chargement peut être augmentée. Par exemple, si la valeur de R est de 2, l'épaisseur de la pièce peut être diminuée de moitié ou le chargement doublé.

Ce critère conduit donc à une expression scalaire permettant la comparaison entre deux chargements. Toutefois, il est important de noter que ce critère est déterministe et ne tient pas compte de la dispersion statistique généralement observée lorsque les contraintes ultimes sont mesurées. Les prédictions obtenues par ce critère ne s'appliquent donc qu'aux valeurs moyennes des résistances ultimes.

---

[2] Le tenseur est supposé symétrique et les termes d'interaction $F_{i\neq j}$ sont négligés (voir Herakovich 1998 pour les détails)

1.5 Études expérimentales

Les études expérimentales concernant les performances de l'essai de traction sont certainement celles envers lesquelles les plus grands efforts doivent être déployés. En effet, il a été montré aux sections précédentes qu'une grande variété de modes de rupture peut être observée, ce qui complique l'analyse des résultats. De plus, la préparation des éprouvettes demande une attention et des habiletés particulières. En effet, une erreur d'alignement des fibres, lors de la fabrication, aussi faible qu'un degré peut diminuer de 30 % la contrainte ultime mesurée (Chatterjee, Adams et Oplinger, 1993). En outre, un certain nombre d'éprouvettes doit être testé afin d'obtenir des mesures qui sont significatives statistiquement. Ceci entraîne donc certains coûts de matériau ainsi que beaucoup de temps de laboratoire.

Quelques études expérimentales portant sur l'influence des talons sur la génération des contraintes parasites sont disponibles dans la littérature. Par exemple, Abdallah et Westberg (1987) ont étudié l'effet de l'angle du fuseau ainsi que de la longueur d'un talon fabriqué de verre / époxy tissé à 90°. Ils ont observé que la dispersion statistique diminue et que la résistance ultime augmente lorsque l'angle du fuseau diminue et que la longueur du talon augmente. Toutefois, ils n'ont testé que 8 ou 9 éprouvettes par configuration et n'ont pas conduit de tests statistiques permettant de déterminer si les mesures sont significatives (au sens statistique) ou pas. Cunningham, Schoultz et Toth (1985) ont comparé les résultats obtenus pour un talon fuselé se terminant sur l'éprouvette et leur talon hybride (section 1.2.2). Leurs résultats montrent aussi que la résistance ultime augmente et la dispersion statistique diminue lorsque le fuseau se termine sur l'éprouvette. Cependant, les auteurs n'ont pas conduit d'analyse statistique. Par contre, il est à noter que les résultats expérimentaux mentionnés précédemment reflètent bien les tendances décrites par les analyses théoriques.

D'autres études plus exhaustives sont aussi disponibles. Par exemple Frövel, Pintado, Garcìa et Arribas (1999) ont conduit une batterie d'essais visant à déterminer l'effet de la méthode de serrage ainsi que la présence ou non de talons. Les auteurs ont conduit un nombre satisfaisant d'essais (supérieur à 15 pour chaque configuration) et des tests statistiques ont été réalisés. Les résultats montrent que la présence de talons est vraiment nécessaire pour mesurer des limites ultimes supérieures ainsi qu'une dispersion statistique inférieure.

Toutefois, l'étude la plus intéressante sur le sujet est certainement celle menée par Hojo, Sawada et Miyairi (1993). Les auteurs ont été mandatés par ISO pour déterminer la configuration du test présentant le meilleur compromis simplicité – qualité des résultats. L'étude porte principalement sur des talons fabriqués de verre / époxy et tente de déterminer si une différence expérimentale existe entre les talons fuselés ou droits. Afin d'expliciter la dispersion statistique associée à l'essai, les tests ont été conduits par 4 laboratoires indépendants. Aussi, deux composites carbone / époxy ont été testés et plus de 30 essais ont été conduits pour chaque configuration. Les résultats de ces analyses montrent qu'il n'y a pas de différence statistiquement significative entre les résultats obtenus avec les deux types de talons. Les auteurs ont aussi observé les modes de rupture des éprouvettes. Ils ont remarqué que du délaminage est présent pour les deux talons et que la zone de délaminage est plus grande pour les talons fuselés. De plus, pour certains talons fuselés, l'adhésif s'est rompu sous le fuseau sous l'effet des contraintes dans la direction « z ». Selon cette étude, l'utilisation de talons droits ou fuselés donne pratiquement les mêmes résultats. Toutefois, les auteurs expliquent qu'il est probable que les similitudes observées viennent du fait que certains talons fuselés ont décollé durant le test. Par contre, les auteurs recommandent d'utiliser des talons droits parce qu'ils sont plus facilement fabriqués.

Finalement, Wisnom, Jones et Cui (1995) ainsi que Green et Shikhmanter (1999) ont conduit des essais expérimentaux sur des talons fuselés directement moulés sur la section

utile. Wisnom, Jones et Cui (1995) ont aussi étudié l'effet de différentes séquences d'empilement pour fabriquer le talon. Les auteurs ont montré que la manière dont le talon est moulé sur l'éprouvette (empilement des plis, manière dont certains plis sont terminés, etc.) a une influence considérable sur le mode de rupture. En effet, ils ont fabriqué des éprouvettes selon des séquences d'empilement générant de fortes contraintes interlaminaires ($\sigma_z > 0$) ainsi que des séquences générant des contraintes σ_z moins importantes. De plus, des ruptures acceptables ont été obtenues avec la séquence d'empilement appropriée. Cette méthode de fabrication semble donc être prometteuse et d'autres analyses devraient être conduites.

1.6 Description des objectifs spécifiques

La revue de littérature présentée a permis d'identifier certaines lacunes dans les analyses de l'essai de traction. Cette revue de littérature a aussi montré quelques difficultés expérimentales pouvant être rencontrées lors des essais, en plus de la difficulté à prédire la rupture d'une pièce en matériaux composites sous un chargement donné. Il est donc clairement établi que plusieurs questions ou problèmes sont encore non résolus.

Étant donné que ce travail, par sa portée, ne peut résoudre tous les problèmes mentionnés précédemment, certains objectifs spécifiques définissant les différents chapitres de ce document ont été établis. Premièrement, une analyse théorique du problème fournissant des explications physiques à la forme du champ des contraintes doit être impérativement réalisée. En effet, une telle analyse permettrait d'identifier, *à priori*, les paramètres géométriques de l'éprouvette ayant une influence sur le champ des contraintes, en plus d'en prédire la nature. Par exemple, il pourrait être montré que le module élastique E_x^f des talons influence telle ou telle contrainte et qu'une augmentation de ce dernier entraîne une augmentation ou une diminution de l'intensité des contraintes parasites. De plus, cette analyse, même approximative, permettrait de valider la forme du champ des

contraintes obtenu des simulations numériques, ajoutant ainsi une certaine confiance envers ces simulations. Cependant, une telle analyse conduisant à une expression mathématique du champ des contraintes est relativement complexe et sort du cadre fixé par cet ouvrage. L'analyse présentée au chapitre II est donc plutôt intuitive et fournit néanmoins les tendances générales de l'évolution de ces contraintes.

Deuxièmement, le chapitre III présente une analyse par éléments finis qui, combinée avec l'analyse du chapitre II, permet une description complète et détaillée du champ de contraintes présent dans l'éprouvette. Comme la revue de la littérature a montré qu'il y a consensus sur le fait qu'une éprouvette comportant un talon fuselé conduit à des contraintes parasites de moindre intensité, cette configuration d'éprouvette fait l'objet de notre étude. La revue de la littérature a aussi montré que l'adhésif entre le talon et l'éprouvette peut se rompre en certains endroits sous l'effet du chargement, annulant ainsi l'effet « dissipateur » du fuseau du talon. Cette tendance a aussi été remarquée lors de l'analyse préliminaire de l'essai de traction ayant conduit à la genèse de cette étude. Afin de contourner ce problème, il a été décidé de mouler l'éprouvette d'une seule pièce. Ceci limite en quelque sorte le choix des matériaux constituant les talons car ils doivent être compatibles avec le procédé de fabrication, mais en même temps, ils devraient conduire à une adhérence supérieure entre les différentes parties de l'éprouvette. De plus, la modélisation de l'adhésif est relativement complexe car il est difficile d'en connaître l'épaisseur exacte et les propriétés mécaniques de ce dernier sont rarement fournies par le fabricant. Pour ces raisons, l'éprouvette étudiée ne comporte pas d'adhésif entre le talon et le matériau testé et il est supposé qu'il y a adhésion parfaite entre ces deux parties. Ceci étant établi, l'analyse par éléments finis présente, dans un premier lieu, l'influence de la variation des constantes élastiques sur l'intensité des contraintes parasites. En effet, la revue de littérature a montré qu'une telle étude de sensibilité n'a jamais été conduite et il est impératif de connaître l'importance de l'influence des différentes constantes élastiques si l'optimisation du design de l'éprouvette est recherchée. Par la suite, l'influence de la largeur et de l'épaisseur de la

section utile, ainsi que de l'épaisseur des talons sur le champ des contraintes complet est étudiée. En effet, ces paramètres n'ont jamais vraiment été étudiés en détails et il est probable que leur influence ne soit pas négligeable. Pour les mêmes raisons, l'influence de la force de serrage fait aussi l'objet de cette étude. Étant donné la nature complexe du champ des contraintes, ces analyses sont conduites en tenant compte de l'interaction des différentes contraintes entre elles. Pour ce faire, le critère de rupture présenté à l'équation 1.3 est employé. L'analyse est aussi conduite en discutant l'impact de la forme du champ des contraintes sur la distribution statistique de la limite ultime de la contrainte axiale σ_x en s'appuyant sur la théorie du lien faible. Il est à noter que les études précédentes traitant de l'essai de traction n'ont jamais abordé le problème sous ces angles, ce qui est une lacune importante compte tenu de la nature des matériaux composites. Une fois ces études complétées, une analyse de la convergence numérique des différents modèles est conduite afin de s'assurer de la qualité des résultats.

Troisièmement, l'étude du chapitre III conduit au développement d'une nouvelle configuration d'éprouvette. Afin de mesurer l'amélioration de la qualité des résultats, ce qui est l'objectif principal de ce travail, les résultats expérimentaux obtenus avec cette nouvelle configuration sont comparés à ceux obtenus lors de l'étude préliminaire mentionnée en introduction. Les modes de ruptures sont examinés avec soins, à la lumière des observations décrites à la section 1.3, de manière à ne pas rejeter de l'information. Ceci fait l'objet du chapitre IV.

Finalement, la conclusion discute le rendement d'une telle éprouvette, comparé aux efforts déployés pour sa fabrication.

CHAPITRE II

DÉVELOPPEMENT DES CONTRAINTES DANS L'ÉPROUVETTE DE TRACTION

Tel que mentionné dans la revue de la littérature, peu d'études fournissant des explications physiques ou mathématiques à la génération des contraintes parasites dans l'éprouvette de traction ont été publiées. Étant donné les difficultés reliées à un développement mathématique complet, l'objectif du présent chapitre se limite à fournir une explication physique à ce phénomène. En effet, le problème de l'éprouvette de traction doit être traité en trois dimensions, en plus de tenir compte du caractère anisotrope des matériaux et du changement de la géométrie de l'éprouvette. Le problème comporte aussi des endroits de discontinuité géométrique et matérielle. Il est alors difficile d'obtenir le champ des contraintes sous la forme d'une équation mathématique. Pour cette raison, cette étude se limite à la prédiction des tendances générales du champ de contraintes lorsque certains paramètres (matériels et géométriques) de l'essai sont variés. Il est à noter que les valeurs numériques de l'intensité des contraintes ainsi que les figures décrivant l'allure du champ des contraintes détaillé sont présentés au chapitre III, suite aux simulations par éléments finis.

Pour arriver à cette fin, les conditions aux frontières sur lesquelles les analyses de ce document se basent sont présentées en premier lieu. Par la suite, le développement des composantes du champ des contraintes général sont traitées individuellement. L'étude de ces contraintes est principalement conduite en superposant des cas de chargement simples. De plus, des analogies avec les ressorts sont employées afin d'illustrer quelques tendances générales. Une fois cette analyse générale terminée, les perturbations locales du champ des contraintes sont discutées. Il est à noter cependant, que cette étude ne tient

pas compte des effets de bords. Finalement, à la lumière des raisonnements établis, quelques recommandations sont données afin de minimiser la génération des contraintes parasites.

2.1 Conditions aux frontières

La détermination des conditions aux frontières du problème repose sur quelques hypothèses de base. Premièrement, il est supposé que les mâchoires de la machine de traction sont beaucoup plus rigides que les talons. En effet, les mâchoires sont habituellement fabriquées d'acier, comparativement aux talons qui sont généralement constitués d'un matériau moins rigide, comme un verre / époxy par exemple. De plus, les mâchoires ont une épaisseur de 4 à 5 fois supérieure à celle des talons. Deuxièmement, la texture rugueuse des pinces est simulée par une condition d'adhérence parfaite entre le talon et la mâchoire. En effet, les dents présentes sur les surfaces des pinces empêchent le glissement de l'éprouvette. Ces dents laissent aussi des marques sur le talon et il est possible de vérifier s'il y a eu glissement. Comme un tel phénomène n'a pas été observé lors des expériences, cette hypothèse est justifiée. Troisièmement, il est supposé que la surface sur laquelle le chargement est exercé demeure plane. En effet, la rigidité de la pince restreint le mouvement du talon suivant la direction positive de l'axe « z » (voir figure 2.1 où, pour des raisons de symétrie, le quart de l'éprouvette est représenté). D'un autre côté, le talon n'est pas contraint dans la direction des « z » négatifs et il est probable que le contact soit perdu en certains endroits. Toutefois, à notre avis, ce phénomène a une faible importance et est donc négligé. La figure 2.1 illustre les conditions aux frontières associées à ces hypothèses. Le déplacement en « x » correspond directement à celui des pinces durant le déroulement de l'essai. La restriction du mouvement en « y » représente la rigidité des pinces dans cette direction ainsi que la rugosité de la surface de la pince. Le déplacement en « z » simule la force de compression nécessaire pour éviter le glissement de l'éprouvette dans les mâchoires.

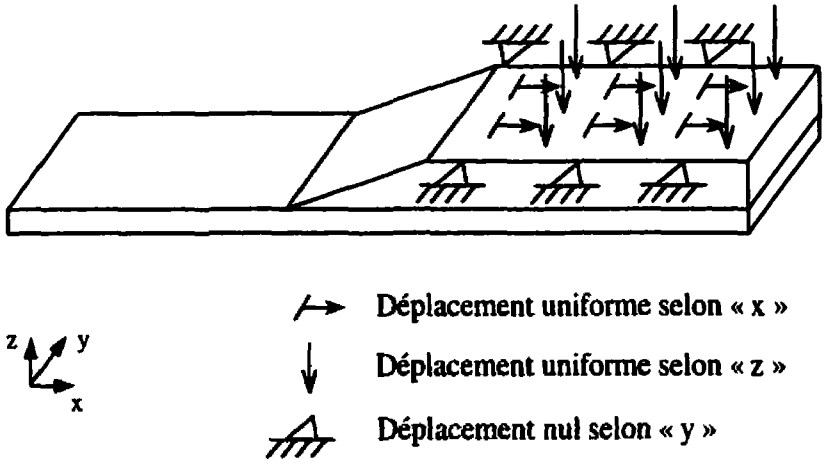


Figure 2.1 - Illustration des conditions aux frontières appliquées sur la partie plane du talon

De plus, pour le reste de l'analyse, les matériaux du talon et de la section utile sont considérés orthotropes homogènes. En conséquence, les propriétés mécaniques d'une partie, i.e. talon ou section utile, demeurent constantes en tout point et il n'y a pas de couplage entre les déformations axiales et celles de cisaillement. Il est aussi supposé qu'il y a adhérence parfaite entre le talon et le matériau testé. Finalement, les contraintes de cisaillement τ_{xy} sont négligées. En effet, la forme du chargement imposé sur l'éprouvette ne favorise pas le développement de ces contraintes. Ceci étant établi, les contraintes présentes dans l'éprouvette peuvent être décrites.

2.2 Développement des contraintes dans l'éprouvette

2.2.1 Développement de la contrainte axiale σ_x

Afin d'illustrer la manière dont la contrainte axiale σ_x est introduite dans la section utile, considérons le cas simple où la paroi supérieure du talon est soumise à un champ de forces $\Omega_x(x,z_{th})$ (voir figure 2.2). Les composantes de ce champ de forces sont toutes

orientées selon l'axe des « x » positifs et leur somme crée le même champ de déplacements uniforme selon « x » que celui décrit à la figure 2.1. Le champ des contraintes dans la section utile est considéré comme étant purement axial (i.e. composantes σ_x uniquement). Il est aussi supposé que les coefficients de Poisson ainsi que les modules élastiques dans la direction « y » (i.e. E_y, ν_{xy} *et* ν_{yz}) du talon et du matériau testé sont identiques et que les déformations sont petites. Le problème peut donc être traité en deux dimensions. Il est à noter que ce cas de chargement est aussi employé pour le développement des contraintes σ_z et τ_{xz}.

Considérons une tranche de l'éprouvette telle qu'illustrée à la figure 2.2. Sur cette figure, l'axe z passe par le centre de l'éprouvette. De plus, la droite $x = x_d$ se trouve à une certaine distance du talon de manière à ce que le champ des contraintes ne comporte que la composante σ_x ; la droite $x = x_c$ passe par la racine du fuseau ; la droite $x = x_a$ passe par la jonction entre la fin du fuseau et la section plane du talon ; la droite $x = x_b$ se trouve à l'extrémité de l'éprouvette et la droite $x = x_\xi$ se trouve entre les droites $x = x_a$ et $x = x_b$. Les droites $z = z_{\pm h}$ passent par les parois supérieures et inférieures de l'éprouvette ; les droites $z = z_{\pm t}$ passent par l'interface talon – matériau testé et la droite $z = z_\gamma$ se trouve entre les droites $z = z_t$ et $z = z_h$. Soit une section de l'éprouvette de la figure 2.2 définie par les droites : $x_d \leq x \leq x_a$ et $z_{-h} \leq z \leq z_h$. Les équations d'équilibre, pour une largeur d'éprouvette unitaire, permettent de poser :

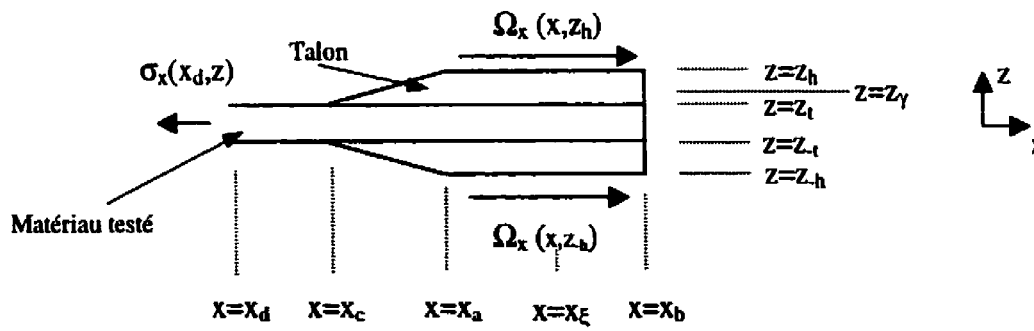


Figure 2.2 - Tranche de l'éprouvette dans le plan XZ

$$\int_{z=z_{-t}}^{z=z_t} \sigma_x(x_d, z)dz = \int_{z=z_{-h}}^{z=z_h} \sigma_x(x_a, z)dz = cte \qquad \textbf{(2.1)}$$

Il peut être remarqué que l'équation 2.1 prend une valeur constante pour les éprouvettes dont l'extrémité droite est limitée par des droites allant de $x = x_c$ à $x = x_a$. Pour le reste de l'analyse, supposons que toutes les composantes σ_x sont orientées dans la même direction (axe des « x » positifs) sur les droites définies par x = cte. Il paraît en effet peu probable que des contraintes σ_x en compression soient observées, compte tenu de la nature du problème. La forme du membre de droite de l'équation 2.1 montre donc que l'intensité moyenne de la contrainte axiale σ_x dans l'éprouvette diminue avec l'axe des « x » positifs pour $x_c \leq x \leq x_a$. En effet, la longueur sur laquelle le membre de droite de l'équation 2.1 est intégré augmente selon l'axe des « x » positifs et cette équation doit prendre une valeur constante.

Considérons maintenant une section de l'éprouvette comprise entre les droites : $x_d \leq x \leq x_\xi$ et $z_{-h} \leq z \leq z_h$. L'équation d'équilibre devient :

$$\int_{z=z_{-t}}^{z=z_t} \sigma_x(x_d, z)dz = 2\int_{x=x_a}^{x=x_\xi} \Omega_x(x, z_{\pm h})dx + \int_{z=z_{-h}}^{z=z_h} \sigma_x(x_\xi, z)dz = cte \qquad \textbf{(2.2)}$$

Comme le membre de gauche de l'équation 2.2 est constant et que le premier membre de droite de l'équation 2.2 croit avec l'axe des « x » positifs, la contrainte axiale σ_x dans l'éprouvette doit diminuer globalement selon l'axe des « x » positifs pour $x_a \leq x \leq x_b$. De plus, comme aucune perturbation n'est présente (matérielle ou géométrique), la contrainte σ_x devrait diminuer de manière monotone jusqu'à s'annuler à la surface libre $x = x_b$. La contrainte σ_x devrait donc diminuer de manière monotone du début du fuseau jusqu'à la surface libre où elle s'annule. De plus, on devrait s'attendre à observer deux zones où les taux de diminution de σ_x sont différents compte tenu des formes des équations 2.1 et 2.2 (ceci est abordé plus en détail au chapitre III).

Afin d'illustrer l'influence de certains paramètres sur l'intensité de cette contrainte, considérons une analogie avec les ressorts. Par simplicité, remplaçons le talon par un barreau de section constante ayant les mêmes propriétés mécaniques et s'allongeant de la même distance lorsque l'extrémité $x = x_c$ est fixée et lorsqu'une force selon la direction « x », F_f, est appliquée sur l'extrémité $x = x_b$. La relation constitutive permet d'obtenir :

$$\sigma_x = E_x^f \varepsilon_x \Leftrightarrow \frac{F_f}{A_f} = E_x^f \frac{\delta l_x^f}{l_x^f} \Leftrightarrow F_f = \frac{AE_x^f}{l_x^f} \delta l_x^f = k_f \delta l_x^f \tag{2.3}$$

où E_x^f est le module élastique du talon dans la direction « x », A_f l'aire de la section du barreau équivalent, l_x^f la longueur du talon, δl_x^f l'allongement du talon causé par la force F_f et k_f est la constante élastique d'un ressort équivalent au barreau représentant le talon. S'il l'on traite le problème en deux dimensions (i.e. largeur unitaire) et que l'on fixe la longueur du talon (longueur unitaire pour simplifier l'analyse) il vient que :

$$k_f = E_x^f \bar{t}_f \tag{2.4}$$

où $\bar{t}_f$ est l'épaisseur du barreau équivalent au talon. La constante élastique d'un ressort représentant le matériau testé se trouvant sous le talon est exprimée par :

$$k_m = E_x^m t_m \tag{2.5}$$

où k_m est la constante élastique du ressort représentant le matériau testé, E_x^m le module élastique du matériau testé dans la direction « x » et t_m l'épaisseur du matériau testé.

Comme le talon et le matériau testé se partagent la force résultante du membre de gauche de l'équation 2.1, leur agencement peut être considéré comme des ressorts placés en parallèle. La force supportée par le ressort représentant le talon est calculée par :

$$F_f = F_s \frac{k_f}{k_m + k_f} \tag{2.6}$$

où F_s est la force totale appliquée sur le système. Cette force F correspond au membre de gauche de l'équation 2.1 et prend une valeur constante lorsque le chargement appliqué sur l'éprouvette demeure constant. Comme :

$$F_f + F_m = F_s = cte \quad (2.7)$$

où F_m est la force supportée par le ressort représentant le talon, et que les équations 2.4 et 2.6 montrent que la force supportée par le talon augmente avec le module E_x^f croissant, la force supportée par le matériau testé doit diminuer avec ce module E_x^f croissant. La force F_m devrait aussi diminuer avec l'épaisseur croissante du talon. Alors, si tous les autres paramètres sont fixés (i.e. matériau constituant le talon, angle du fuseau, dimensions de la zone où le chargement est appliqué), la contrainte axiale σ_x dans le matériau testé se trouvant sous le talon devrait diminuer plus rapidement avec l'épaisseur du talon et le module élastique E_x^f croissants.

Il est à noter que les concentrations des contraintes sont abordées à la section 2.3. De plus, cette analyse simple ne permet pas de déterminer l'influence des autres paramètres géométriques ou matériels sur l'évolution de la contrainte σ_x dans le matériau testé se trouvant sous le talon.

2.2.2 Développement de la contrainte de cisaillement τ_{xz}

Avant de débuter l'analyse, la symétrie du problème permet de poser que cette contrainte de cisaillement τ_{xz} est nulle sur la ligne $z = 0$. De plus, l'éprouvette définie par les droites $x_d \leq x \leq x_b$ et $z_{-h} \leq z \leq z_\gamma$ (figure 2.2) ainsi que l'équation 2.2 lorsque $\xi = b$ permet de conclure, pour une largeur unitaire, que :

$$\int_{x=x_d}^{x=x_b} \tau_{xz}(x, z_\gamma)dx = \int_{x=x_a}^{x=x_b} \Omega_x(x, z_{-h})dx = cte \qquad (2.8)$$

La nature du chargement permet aussi de poser que les composantes de τ_{xz} sont toutes orientées dans la même direction. La figure 2.2 montre que lorsque z_γ passe de z_h vers z_t, la longueur sur laquelle le membre de gauche de l'équation 2.8 est intégré augmente. Comme l'équation 2.8 prend une valeur constante, la contrainte de cisaillement τ_{xz}, en moyenne, devrait diminuer sur les courbes $z = z_\gamma$ lorsque z_γ va de z_h à z_t (en négligeant les concentrations de contraintes). Si toutes les autres dimensions du talon demeurent constantes (i.e. angle du fuseau et dimensions de la zone où le chargement est appliqué), l'intensité de cette contrainte de cisaillement τ_{xz} à l'interface talon – matériau testé devrait aussi diminuer avec l'épaisseur croissante du talon. À la lumière de ces observations et en négligeant les concentrations de contraintes, la contrainte de cisaillement τ_{xz} devrait diminuer de manière monotone le long des courbes x = cte lorsque l'on se déplace de la paroi extérieure de l'éprouvette vers le centre du matériau testé.

Bien que cette analyse simple ne permette pas de déterminer l'allure du champ de cette contrainte τ_{xz} sur les courbes z = cte, quelques prédictions peuvent être établies. Considérons le fuseau du talon défini par les courbes : $x_c \leq x \leq x_a$ ainsi que $z_t \leq z \leq z_h$ (figure 2.2). L'équilibre des forces selon « x » montre que :

$$\int_{x=x_c}^{x=x_a} \tau_{xz}(x, z_t)dx = \int_{z=z_t}^{z=z_b} \sigma_x(x_a, z)dz \tag{2.9}$$

Il a été montré avec l'analogie des ressorts décrite précédemment que le membre de droite de l'équation 2.9 augmente avec le module élastique E_x^f du talon dans la direction « x ». Alors, sous une certaine portion du fuseau, l'intensité de la contrainte de cisaillement τ_{xz} devrait augmenter avec le module E_x^f croissant. D'un autre côté, si l'on considère l'équation 2.8 ainsi que l'éprouvette définie par les courbes : $x_d \leq x \leq x_b$ ainsi que $z_{-t} \leq z \leq z_t$, l'équation d'équilibre montre que :

$$\int_{z=z_{-t}}^{z=z_t} \sigma_x(x_a,z)dz = 2\int_{x=x_c}^{x=x_b} \tau_{xz}(x,z) = cte \tag{2.10}$$

Alors, si l'intensité de la contrainte de cisaillement τ_{xz} augmente en un certain endroit, elle doit diminuer globalement en un autre endroit pour que l'égalité de l'équation 2.10 soit rencontrée.

De plus, si l'épaisseur de la section utile augmente (i.e. augmentation du domaine d'intégration d'une quantité constante), l'équation 2.10 montre clairement que, pour le chargement spécifié, l'intensité de la contrainte de cisaillement τ_{xz} doit augmenter si les dimensions du talon demeurent constantes.

2.2.3 Développement de la contrainte interlaminaire σ_z

Soit l'éprouvette illustrée à la figure 2.3. Cette figure montre que des contraintes axiales interlaminaires σ_z doivent être présentes pour qu'il y ait équilibre des forces suivant « z ». Il vient de cet équilibre que :

$$\int_{x=x_d}^{x=x_\xi} \sigma_z(x, z_t)dx = \int_{z=z_{-h}}^{z=z_t} \tau_{xz}(x_\xi, z)dz \tag{2.11}$$

De plus, si l'on considère cette éprouvette allant jusqu'à la surface libre $x = x_b$ (contraintes de cisaillement τ_{xz} nulles), il vient que :

$$\int_{x=x_d}^{x=x_b} \sigma_z(x, z_t)dx = 0 \tag{2.12}$$

Considérant que l'équation 2.11 montre que cette contrainte σ_z doit exister et que l'équation 2.12 montre à son tour que la somme de ses composantes doit s'annuler, la valeur de σ_z doit être positive sur une certaine portion et négative sur l'autre. De plus, compte tenu de la nature de τ_{xz}, il peut être observé que cette contrainte est positive sous une partie du fuseau. En effet, comme τ_{xz} est symétrique par rapport au plan XY et que seulement une fraction de τ_{xz} orientée selon l'axe des « z » positifs est intégrée dans le calcul de l'équation 2.11, σ_z doit être orientée vers le haut, donc positive, pour créer l'équilibre. Par la suite, sur le reste de l'éprouvette, σ_z doit être négative pour vérifier l'équation 2.12. Un autre moyen d'illustrer le phénomène est de considérer le cas du talon retenu par friction au matériau testé, mais libre de se déplacer selon la normale positive de la surface du matériau testé. Alors, sous le chargement imposé, il peut être

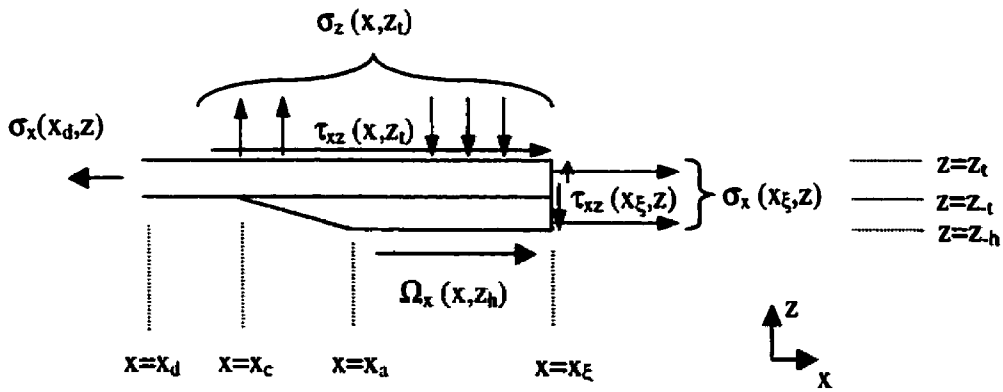


Figure 2.3 -Section de l'éprouvette de traction dans le plan XZ

intuitivement déduit que le talon fléchira de la manière illustrée à la figure 2.4 (cette figure a été obtenue par une analyse de friction par éléments finis). Comme le talon et le matériau testé adhèrent parfaitement, des contraintes interlaminaires $\sigma_z \geq 0$ doivent être présentes de manière à déformer le matériau testé et le talon de la figure 2.4 pour qu'il y ait continuité géométrique à leur interface.

A cette contrainte σ_z doit s'ajouter celle engendrée par la compression des talons par les mâchoires. Des contraintes de compression selon « z » sont donc présentes sous la section plane du talon. De plus, il est possible, en tenant compte de sa rigidité en flexion, que le fuseau se déforme de la même manière que celle illustrée à la figure 2.4. Il est toutefois impossible de déterminer à priori si ce phénomène est présent ou non.

Des contraintes de tension attribuables à l'effet de Poisson doivent aussi être ajoutées. En effet, il y a sous le talon une contraction selon les directions « y » et « z » causée par l'élongation en « x » (les contraintes reliées à l'effet de Poisson sont traitées plus en détail à la section 2.2.4).

Finalement, étant donné qu'elle est directement affectée par τ_{xz}, l'intensité de σ_z changera de la même manière que la contrainte τ_{xz} avec le module élastique du talon dans la

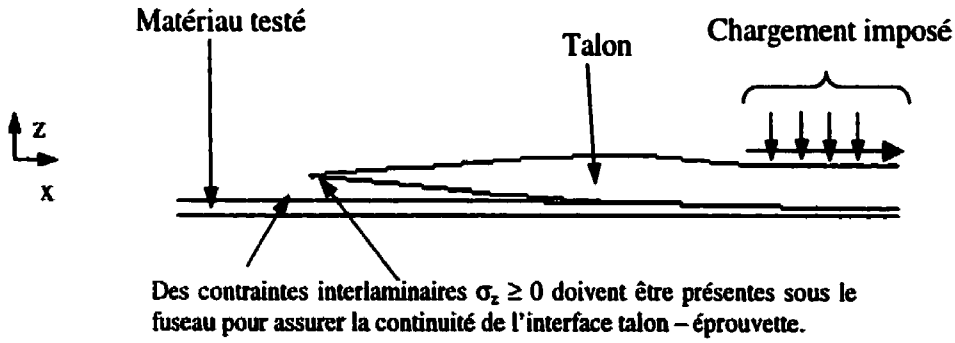


Figure 2.4 - Illustration de la flexion du talon sous le chargement s'il n'y a pas d'adhérence parfaite entre le talon et le matériau testé

direction « x » ainsi qu'avec l'épaisseur des talons et de la section utile.

L'étude du développement des contraintes σ_x, σ_z ainsi que τ_{xz} a permis de voir l'influence du module élastique E_x^f du talon ainsi que de l'épaisseur du talon et de la section utile sur ces contraintes. Toutefois, l'influence du module de cisaillement G_{xz}^f du talon n'a pas été discutée jusqu'à maintenant. Il est difficile de traiter de l'influence de ce module avec cette analyse simple car l'analogie des ressorts en parallèle n'est plus valable. En effet, la nature du problème implique qu'il doit y avoir continuité de la contrainte τ_{xz} à l'interface talon – matériau testé, ce qui revient à un système de ressorts en série. Cependant, il peut être supposé que l'effet de la flexion décrit à la figure 2.4 sera amplifié si le module de cisaillement G_{xz}^f est augmenté. Le talon deviendra plus rigide comparativement au matériau testé et des contraintes plus élevées devront être développées dans ce dernier pour rencontrer les conditions d'équilibre. Cette analyse simple ne permet toutefois pas de connaître l'intensité et la manière dont ce module affecte les contraintes σ_x, σ_z et τ_{xz}. L'analyse par éléments finis présentée au chapitre III est donc nécessaire pour évaluer l'influence de cette constante élastique.

2.2.4 Développement des contraintes σ_y et τ_{yz}

La présence des contraintes σ_y et τ_{yz} est principalement attribuable à l'effet de Poisson et à la restriction du mouvement en « y » imposée sur la partie supérieure du talon. En effet, le matériau testé et le talon, s'ils n'étaient pas liés, présenteraient des déformations selon « y » différentes sous l'effet des déformations ε_x et ε_z présentes à leur interface. Comme il y a adhérence parfaite à l'interface matériau testé – talon, les contraintes σ_y et τ_{yz} doivent être présentes pour assurer cette continuité géométrique. Chaque partie exercera donc une force sur l'autre de manière à ce que leurs déformations respectives soient égales à l'interface talon – matériau testé.

Il peut être intuitivement déduit que la partie la plus rigide selon la direction « y » imposera son déplacement à la partie la plus souple. Par partie la plus rigide nous entendons la partie qui, si l'on emploie l'analogie avec les ressorts, se déforme le plus faiblement sous l'effet d'une force dans la direction « y ». De manière simplifiée, la partie la plus rigide sera donc celle pour laquelle le produit $E_y t$ (équation 2.4) est le plus grand, où t est l'épaisseur d'une partie.

Alors, dépendant du rapport des coefficients de Poisson des deux parties et des déformations ε_x et ε_z dans le talon et le matériau testé, les contraintes σ_y et τ_{yz} prendront une valeur négative ou positive. Étant donné que, du point de vue de la rupture, le signe de τ_{yz} n'a pas d'importance, cette analyse se concentre principalement sur l'évolution de σ_y. En effet, il a été montré dans la revue de la littérature (section 1.3.2) qu'une contrainte σ_y positive peut favoriser l'initiation ou la propagation de fissures parallèlement aux fibres. Compte tenu de la nature du problème, on peut s'attendre à ce que les déformations suivant les directions « x » et « z » du matériau testé soient positives sous le fuseau. Alors, si les coefficients de Poisson ν_{xy}^f et ν_{yz}^f du talon sont supérieurs à ceux du matériau testé, le talon tendra à se comprimer suivant la direction « y » de manière plus importante que le matériau testé. Une contrainte $\sigma_y \leq 0$ sera donc observée sous le fuseau. D'un autre côté, en considérant le chargement appliqué sur l'éprouvette, il peut être supposé que des déformations $\varepsilon_z < 0$ et $\varepsilon_x > 0$ sont présentes dans le matériau testé se trouvant sous la partie droite du talon. Il est donc difficile de déterminer, à priori, l'allure du champ de σ_y dans cette région. De plus, le module élastique E_z^f du talon a une influence sur la déformation ε_z. En effet, plus la rigidité du talon selon la direction « z » est élevée, plus petite sera la déformation nécessaire pour créer la force empêchant le glissement de l'éprouvette. L'intensité de la contrainte σ_y devrait donc diminuer avec le module E_z^f croissant.

Dans un autre ordre d'idées, comme cette contrainte doit s'annuler sur les bords, la largeur de l'éprouvette devrait en influencer le développement. En effet, une éprouvette

relativement large devrait permettre le développement complet de cette contrainte contrairement à une éprouvette relativement étroite. Les contraintes σ_y et τ_{yz} maximales devraient donc augmenter avec la largeur de l'éprouvette jusqu'à ce qu'une valeur constante soit atteinte.

Finalement, à ces contraintes doivent se superposer celles entraînées par la restriction du mouvement imposée sur la partie supérieure des talons. Comme l'éprouvette tend globalement à se comprimer selon « y » (sous l'influence de la déformation ε_x qui est dominante) et que cette contraction est empêchée, des contraintes $\sigma_y > 0$ se développeront. Il est néanmoins difficile de savoir si cet effet est transmis jusqu'au matériau testé.

En résumé, l'allure du champ de la contrainte σ_y ne peut être décrite de manière générale avec cette analyse simple car des contraintes de signes opposés peuvent être superposées.

2.3 Concentrations des contraintes

Au champ des contraintes général décrit précédemment doivent être ajoutés certains effets « locaux ». En effet, l'éprouvette présente des discontinuités géométriques et matérielles en certains points entraînant des concentrations des contraintes.

Premièrement, les droites $z = z_{\pm h}$ (voir figure 2.2) présentent une discontinuité matérielle. Alors, étant donné qu'il doit y avoir continuité des contraintes σ_z, τ_{xz} , τ_{yz} ainsi que des déplacements, des gradients de déformations et de contraintes sont présents au voisinage de ces courbes. Ceci peut s'illustrer avec l'analogie de ressorts en série. Dans un tel système, la force supportée par chaque ressort est la même mais aucune restriction n'est imposée quant à leurs déplacements respectifs. Alors, loin de l'interface, chaque ressort a un déplacement, ou une déformation, différents (si leurs rigidités sont différentes).

Toutefois, une continuité de la déformation doit être présente à la jonction des deux ressorts pour assurer la continuité géométrique du problème. Donc, à une certaine distance de cette jonction, des gradients de déformations dans les deux parties doivent être présents, entraînant par le fait même des concentrations de contraintes.

Deuxièmement, les points (x_a,z_h) et (x_c,z_t) sont des points où la géométrie de l'éprouvette change rapidement. Le point (x_c,z_t) est aussi un point de discontinuité matérielle. Ce dernier point est étudié en détail parce qu'il est directement en contact avec le matériau testé.

Considérons le voisinage de la racine du fuseau et représentons-le par un système de ressorts placés en série. Par mesure de simplicité, seul le changement de rigidité dans la direction « x » est illustré ici. Juste à gauche du fuseau, le matériau testé est représenté par un ressort ayant une constante élastique équivalente comme celle décrite à l'équation 2.5. Juste à droite, l'ensemble talon – matériau testé est représenté par un système de ressorts en parallèle dont la constante élastique équivalente k_g est (en employant les équations 2.5 et 2.6) :

$$k_g = k_f + k_m = E_x^m t_m + E_x^f \bar{t}_f \tag{2.13}$$

Le changement de rigidité, au voisinage de la racine du fuseau, peut être exprimé par :

$$\Delta k_g = k_g\big|_{x=x_{c^-}} - k_g\big|_{x=x_{c^+}} = E_x^m t_m - (E_x^m t_m + E_x^f \bar{t}_f) = E_x^f t_f \tag{2.14}$$

Alors, comme ce changement de rigidité se produit sur une faible distance, le champ des déformations changera très rapidement près de la racine du fuseau, entraînant des concentrations de contraintes. De plus, cette perturbation du champ des déformations se fera plus brusquement plus le changement de rigidité est important. Alors, la

concentration de la contrainte σ_x devrait augmenter avec le module élastique E_x^f du talon ainsi qu'avec son épaisseur croissants. Si l'on considère une faible distance à partir de la racine du fuseau, l'épaisseur du talon est principalement affectée par l'angle du fuseau. L'intensité de la contrainte axiale σ_x augmentera donc aussi avec l'angle du fuseau croissant.

De plus, une concentration des contraintes σ_z et τ_{xz} devrait être observée au point (x_c,z_t) car il a été montré que ces contraintes sont liées et dépendent de la contrainte axiale σ_x. En effet, au voisinage de la racine du fuseau, l'intensité des contraintes σ_z et τ_{xz} doit augmenter pour créer l'équilibre si la contrainte σ_x augmente. De plus, les concentrations des contraintes τ_{xz} et σ_z associées à la discontinuité des modules de cisaillement G_{xz} ainsi que des modules élastiques E_z des deux parties doit être ajoutée à l'effet décrit précédemment.

Il est donc montré que le point (x_c,z_t) devrait être l'endroit où la concentration de contrainte a l'effet le plus prononcé car ce point présente une discontinuité à la fois matérielle et géométrique. Il est à noter toutefois que ceci n'implique pas que ce point est celui où l'intensité des contraintes est maximale.

2.4 Discussion

En résumé, l'analyse précédente a montré que la contrainte axiale σ_x dans le matériau testé devrait se concentrer à la racine du fuseau et diminuer de manière monotone, en présentant deux zones ayant des taux de diminution différents, jusqu'à ce qu'elle s'annule sur la courbe $x = x_b$ (voir figure 2.2). La contrainte de cisaillement τ_{xz} devrait elle aussi se concentrer au point (x_c,z_t). De plus, pour les courbes x = cte, son intensité devrait diminuer globalement de la partie supérieure des talons jusqu'au centre de l'éprouvette, où elle s'annule. La contrainte interlaminaire σ_z se concentre aussi à la racine du fuseau,

est positive sous ce dernier et négative sous une portion se trouvant sous la section plane du talon. Finalement, la contrainte transverse σ_y peut être positive ou négative en tout point de l'éprouvette, dépendant des coefficients de Poisson ν_{xy}^f et ν_{yz}^f du talon et du matériau testé ainsi que les modules E_y^f et E_z^f du talon.

L'analyse a aussi montré que l'intensité de la contrainte σ_x dans le matériau testé diminue avec le module élastique E_x^f du talon croissant. Ce module influence aussi l'allure du champ des contraintes σ_z et τ_{xz}. Comme la somme de ces contraintes sur toute la longueur de l'éprouvette est une constante (équations 2.9 et 2.11), une augmentation de E_x^f entraîne une augmentation de l'intensité des contraintes σ_z et τ_{xz} en certains endroits et une diminution de l'intensité de ces mêmes contraintes en d'autres endroits. De plus, l'intensité de la concentration des contraintes σ_x, σ_z et τ_{xz} augmente avec ce module E_x^f croissant. L'analyse a aussi montré que l'intensité de la contrainte σ_y (en tenant compte du signe) diminue sous le fuseau avec les coefficients de Poisson ν_{xy}^f et ν_{yz}^f du talon croissants et avec le module élastique et E_z^f du talon croissant. Cependant, cette analyse simple n'a pas permis de déterminer clairement l'influence des modules E_y^f et G_{xz}^f du talon sur la génération des contraintes parasites.

De plus, l'étude a montré que l'intensité des contraintes σ_z et τ_{xz} dans le matériau testé, si tous les autres paramètres géométriques (i.e. angle du fuseau, dimensions de la zone où les conditions aux frontières sont appliquées) demeurent constants, diminue avec l'épaisseur croissante du talon. Il a aussi été montré que la concentration des contraintes σ_x, σ_z et τ_{xz} augmente avec l'angle du fuseau croissant. L'étude montre aussi qu'une augmentation de l'épaisseur de la section utile conduit à une augmentation de l'intensité des contraintes σ_z et τ_{xz}. Finalement, la largeur de l'éprouvette devrait influencer la génération des contraintes σ_y et τ_{yz}.

Il peut donc être remarqué que le fuseau du talon est une zone qui doit être étudiée attentivement. En effet, la contrainte σ_z y est positive, la contrainte σ_y peut y être

positive, la contrainte τ_{xz} y est présente et la contrainte σ_x y a une certaine intensité. S'il l'on considère l'interaction de ces contraintes, il peut être observé que des modes de rupture sensibles comme le délaminage et la déchirure transverse sont sollicités. L'intensité des contraintes parasites sous le fuseau doit donc être diminuée pour limiter les ruptures prématurées de l'éprouvette. A cette fin, l'analyse précédente permet de suggérer que :

- L'angle du fuseau soit le plus faible possible;
- La largeur de l'éprouvette doit être relativement faible;
- L'épaisseur de la section utile doit être relativement faible;
- Si toutes les autres dimensions de l'éprouvette sont fixées, l'épaisseur du talon devrait être la plus grande possible;
- Les coefficients de Poisson ν_{xy} et ν_{yz} du talon devraient être supérieurs à ceux du matériau testé;
- Le module élastique E_z^f du talon devrait être le plus élevé possible;

Cependant, aucune recommandation générale concernant le module élastique E_x^f ne peut être prescrite. En effet, bien que la concentration des contraintes σ_z et τ_{xz} diminue avec le module E_x^f décroissant, il est probable qu'une diminution de ce module entraîne une augmentation des contraintes σ_z et τ_{xz} en certains endroits de manière assez importante pour initier la rupture. De plus, des recommandations concernant les modules E_y^f et G_{xz}^f ne peuvent être établies car l'analyse n'a pas pu montrer clairement l'influence de ce module. Les simulations par éléments finis présentées au chapitre III sont donc nécessaires pour identifier une gamme des valeurs du module élastique E_x^f des talons pour laquelle l'intensité des contraintes parasites prend des valeurs raisonnables dans toute l'éprouvette. Ces simulations sont nécessaires pour identifier les paramètres ayant la plus grande influence sur le champ des contraintes parasites.

En terminant, certains aspects, comme l'influence du module E_x^f sur la génération de la contrainte σ_y, n'ont pu être abordés par cette étude simple. Les simulations par éléments finis sont aussi nécessaires pour évaluer l'influence des paramètres négligés dans le cadre de cette étude afin de valider les recommandations énoncées précédemment.

CHAPITRE III

ANALYSE PAR ÉLÉMENTS FINIS

Il a été montré au chapitre II que le champ des contraintes sous le talon prend une forme relativement complexe et qu'il est, *à priori*, difficile d'en déterminer l'allure. Toutefois, une méthode numérique comme celle des éléments finis permet d'obtenir des courbes ou des graphes montrant l'évolution du champ des contraintes en tout point de l'éprouvette. Cette méthode ne permet cependant pas d'obtenir des représentations paramétriques du champ des contraintes (i.e. expression mathématique de l'intensité d'une contrainte en fonction de tous les paramètres de l'essai). Un certain nombre de simulations est donc nécessaire avant de connaître l'évolution du champ des contraintes en fonction d'un paramètre donné. Comme les simulations numériques requièrent un certain temps d'exécution, surtout en trois dimensions, les modèles étudiés doivent être soigneusement choisis afin de limiter les pertes de temps et de ressources.

L'objectif de ce chapitre est donc d'étudier la variation du champ des contraintes sous le talon en fonction des paramètres de l'essai et de développer une éprouvette minimisant les ruptures prématurées. Pour ce faire, l'analyse est conduite en présentant, de manière générale, l'allure du champ des contraintes tri-dimensionnelles. Cette représentation permet d'identifier la (les) zone(s) où le champ des contraintes est susceptible d'avoir une influence sur la distribution statistique de la rupture. L'aspect statistique est abordé car les limites ultimes de design[3] sont généralement établies à partir des distributions statistiques des limites ultimes (X_t, X_c, etc.). Il est à noter, toutefois, que cet aspect est traité de manière qualitative en s'inspirant principalement de la théorie du lien faible. En

---

[3] Valeur de la contrainte dont, par exemple, 99,9 % de toutes les éprouvettes peut supporter avant de se rompre

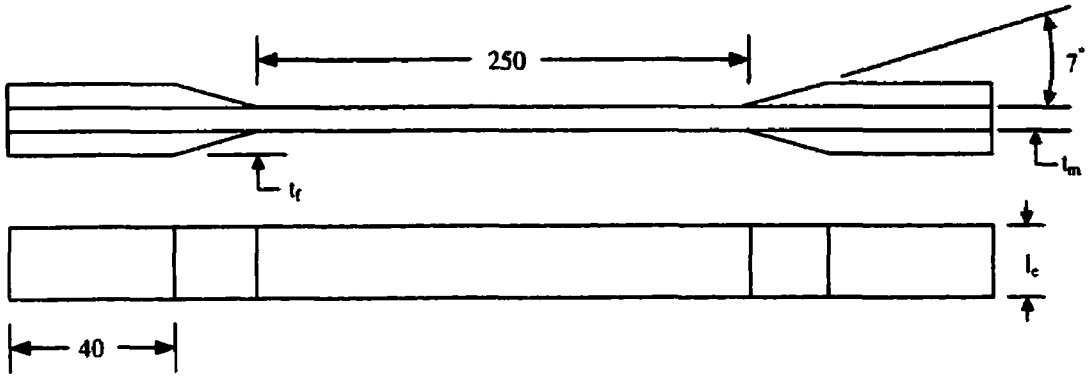
effet, les connaissances actuelles ne permettent pas encore une analyse quantitative. Alors, une fois les zones d'intérêt identifiées, l'étude de la variation du champ des contraintes dans ces zones en fonction des différents paramètres de l'essai est conduite de la manière suivante. Premièrement, l'influence de la variation des constantes élastiques est analysée à l'aide d'un plan factoriel complet (voir section 3.3 pour explications). Par la suite, les paramètres géométriques (épaisseur du talon, largeur et épaisseur de la section utile) de l'éprouvette sont étudiés séparément. Troisièmement, l'influence de la force de serrage est étudiée. Quatrièmement, une analyse de la convergence des différents modèles est conduite afin de s'assurer de la qualité des résultats extraits des simulations. Finalement, à la lumière des résultats des analyses, des recommandations sont données quant au design de nouvelles configurations d'éprouvettes. De plus, une nouvelle configuration d'éprouvette est issue de cette analyse et testée au chapitre IV.

Avant de présenter les résultats des différentes analyses, l'éprouvette étudiée ainsi que les différents maillages doivent être présentés. Ceci fait l'objet de la prochaine section.

3.1 Description du modèle

3.1.1 Dimensions et composition de l'éprouvette

Les analyses présentées dans ce chapitre sont principalement conduites en variant certains paramètres de l'éprouvette et en mesurant leurs impacts sur la génération des contraintes parasites. Toutefois, certaines dimensions de l'éprouvette sont fixées, comme mentionné dans la revue de la littérature (section 1.6). Premièrement, la longueur de la section utile est fixée à 250 mm, tel que suggéré par la norme ASTM D 3039. Ce choix est relativement arbitraire, en autant que cette dimension soit d'un ordre de grandeur supérieure aux autres dimensions afin de dissiper les effets de Saint-Venant. Deuxièmement, l'angle du fuseau est fixé à 7° parce qu'il a été montré dans la revue de la littérature, ainsi qu'au chapitre II, que l'intensité des concentrations des contraintes à la



t_f : épaisseur du talon
t_m : épaisseur de la section utile
l_e : largeur de l'éprouvette

Figure 3.1 – Dimensions de l'éprouvette de base simulée (dimensions en mm)

racine du fuseau diminue lorsque l'angle de ce dernier est faible. De plus, d'un point de vue expérimental, il est difficile de produire des talons dont l'angle du fuseau est inférieur à 5°. Troisièmement, la longueur de la surface sur laquelle les conditions aux frontières s'appliquent devrait être la plus grande possible pour diminuer, globalement, l'intensité de la contrainte τ_{xz}. Cependant, la longueur des pinces de la machine de traction limite cette dimension à 40 mm. Finalement, la largeur de l'éprouvette, l'épaisseur de la section utile et des talons sont des variables géométriques étudiées dans ce chapitre. La figure 3.1 illustre l'éprouvette de traction avec ces paramètres fixes et variables. Il est à noter que l'ASTM suggère que l'épaisseur de la section utile et des talons soient de 1 et de 2 mm, respectivement et que la largeur de l'éprouvette soit de 15 mm. Ceci étant établi, le choix des matériaux simulés peut être présenté.

Le matériau simulé pour la section utile est un carbone / époxy car le but ultime de cette étude est de mesurer la contrainte axiale à la rupture d'un tel matériau entrant dans l'élaboration d'un siège d'avion de ligne. De plus, l'anisotropie prononcée de ces matériaux, comparativement à des composites verre / époxy, font certainement de cette classe de matériaux la plus difficile à tester en tension. L'étude de l'essai de traction de

composites carbone / époxy constitue en fait une étude du pire cas et les recommandations obtenues à la fin de ces analyses devraient conduire à des améliorations pour une grande portion de la gamme des matériaux composites organiques. Le matériau de base choisi pour les talons est un verre / époxy tissé à 90°. Ce choix repose principalement sur le fait que ce matériau était disponible en laboratoire et qu'il est compatible avec le procédé de fabrication de l'éprouvette (voir chapitre IV pour détails). En effet, afin d'assurer une bonne adhésion entre le matériau testé et le talon, l'éprouvette a été moulée d'une seule pièce. Les constantes élastiques linéaires[4] ainsi que les limites ultimes de ces matériaux se trouvent aux tableaux 3.1 et 3.2. Il est à noter que certaines données sont estimées car elles n'ont pu être trouvées dans la littérature. Il doit aussi être mentionné que cette combinaison de matériaux n'est qu'un cas particulier de la grande variété des combinaisons possibles. Par exemple, une éprouvette dont la section utile présente une anisotropie beaucoup plus prononcée et dont les talons sont fabriqués de

Tableau 3.1 – Constantes élastiques des matériaux simulés

Matériau	E_x (GPa)	E_y (GPa)	E_z^{**} (GPa)	ν_{xy}	ν_{yz}	ν_{xz}	G_{xy} (GPa)	G_{yz}^{**} (GPa)	G_{xz}^{**} (GPa)
Verre / époxy*	17	17	15	0.24	0.4	0.4	5	5	5
Carbone / époxy†	126	11	11	0.28	0.4	0.4	6.6	6.6	6.6

*Tiré de Eckold (1994)
†Tiré de Soden, Hinton et Kaddour (1998_b)
**Valeurs supposées

Tableau 3.2 – Limites ultimes des matériaux simulés

Matériau	X_t (MPa)	X_c (MPa)	Y_t (MPa)	Y_c (MPa)	Z_t^{**} (MPa)	Z_c^{**} (MPa)	S_{xy} (MPa)	S_{yz}^{**} (MPa)	S_{xz}^{**} (MPa)
Verre / Époxy	360	240	360	205	40	100	98	98	98
Carbone / Époxy	1950	1480	48	20	48	200	79	79	79

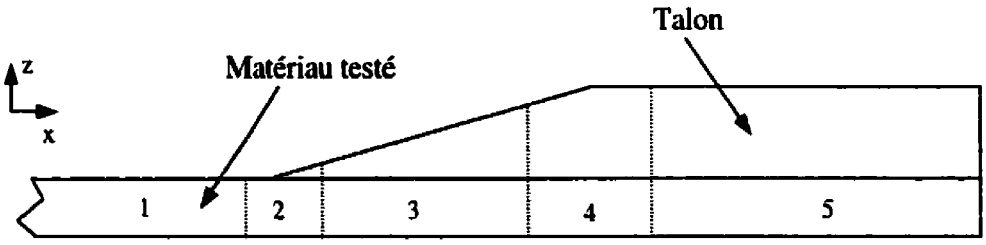
*Tiré de Eckold (1994)
†Tiré de Soden, Hinton et Kaddour (1998_b)
**Valeurs supposées

[4] La non-linéarité du matériau n'est pas prise en compte dans cette analyse

polyamide 66 aurait pu être simulée. Les recommandations prescrites à la fin de cette analyse sont donc données, autant que possible, de manière générale en indiquant que leurs capacités à réduire l'intensité des contraintes parasites peuvent varier d'une combinaison d'éprouvette à l'autre.

3.1.2 Discrétisation numérique et extraction des résultats

La modélisation géométrique ainsi que le traitement des résultats ont été réalisés avec le logiciel PATRAN et le calcul par éléments finis à l'aide du code ABAQUS 5.8. Étant donné qu'une analyse tri-dimensionnelle du problème est requise, des éléments solides structuraux ont été employés. De plus, afin de mesurer les concentrations des contraintes le plus précisément possible, des briques à 20 nœuds (interpolation du second degré) ont été utilisées dans tout le modèle. En effet, ces éléments mesurent généralement les concentrations des contraintes plus efficacement que les éléments linéaires. À ceci s'ajoute le fait que ces éléments donnent des résultats acceptables même s'ils sont distordus, i.e. angle d'un des côtés inférieur à 45° ou s'ils ont un rapport de forme (rapport de la dimension la plus petite sur la dimension la plus grande) inférieur à 1 : 6

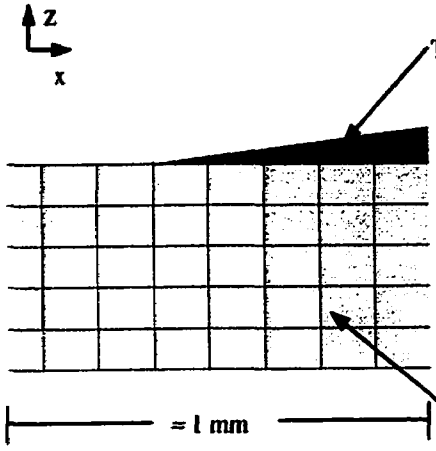


Le maillage est divisé en 5 zones où la densité des éléments est plus ou moins raffinée. Par exemple, la densité des éléments est importante dans les zones 2 et 4 et moins importante dans les zones 1,3 et 5.

Figure 3.2 – Division des zones de densité des éléments dans l'éprouvette

(Hibbitt, Karlsson & Sorensen Inc., 1996). Cette caractéristique est recherchée car les côtés des éléments au voisinage du début du fuseau font un angle de 7° avec l'axe des « x » et que l'évaluation de la concentration de contrainte en ce point est recherchée. Aussi, il est difficile, en trois dimensions, de bâtir un modèle où le rapport de forme est supérieur à 1 : 6 pour tous les éléments sans augmenter la taille du modèle de manière considérable. Finalement, la flexion et les contraintes de cisaillement importantes présentes dans le problème rendent l'utilisation d'éléments linéaires risquée. En effet, la formulation de ces éléments induit des contraintes de cisaillement fictives afin de créer l'équilibre, faussant ainsi l'évaluation de ces contraintes de cisaillement (Hibbitt, Karlsson & Sorensen Inc., 1996).

Maintenant, compte tenu des plans de symétrie géométriques, matériels et du chargement, seulement le huitième de l'éprouvette a été modélisé. Le maillage est divisé en 5 sections dont la densité du maillage varie de l'une à l'autre. La figure 3.2 illustre schématiquement l'emplacement de ces zones sur l'éprouvette. La zone 1 est en fait la section utile assez loin de la perturbation causée par le début du fuseau. Cette zone est chargée en tension pure (i.e. σ_x uniquement) et un nombre relativement faible d'éléments est nécessaire. A titre indicatif, 10 éléments ont été employés sur la longueur, 6 sur la largeur et 1 dans l'épaisseur. Il est à noter que toutes les sections définies à la figure 3.2 (page précédente) comportent 6 éléments dans la direction « y ». La zone 2 correspond au voisinage de la racine du fuseau. Cette zone présente une singularité au point (x_c,z_t) (voir figure 2.2) et l'intensité maximale des contraintes extrapolées à ce point augmentera avec la densité du maillage. Alors, pour comparer les différentes configurations d'éprouvettes entre elles, la taille des éléments dans cette zone est la même pour tous les modèles simulés. La figure 3.3 montre la densité du maillage dans cette zone. Il est à noter que l'épaisseur du matériau testé a été modélisée avec 5 éléments, et ce, pour tout le reste de l'éprouvette. La zone 4 possède le même type de raffinement du maillage au voisinage du point (x_a,z_h) de la figure 2.2 car il a été observé que l'intensité des contraintes parasites au voisinage de ce point diminue avec le raffinement du maillage



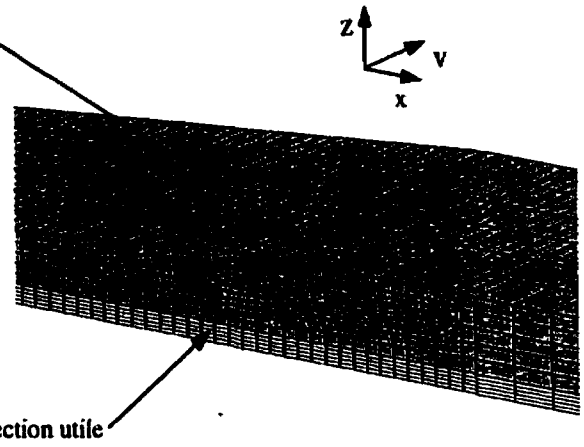


Figure 3.3 – Raffinement du maillage à la racine du fuseau

Figure 3.4 – Raffinement du maillage au voisinage de la section plane du talon

local (voir figure 3.4). La densité du maillage a donc été progressivement augmentée jusqu'à ce que l'intensité des contraintes à une certaine distance de ce point demeure constante. La zone 3 est donc la transition entre les zones 2 et 4. De plus, d'un modèle à l'autre, la taille des éléments dans les zones 3 et 4 a été ajustée de manière à ce que le nombre d'éléments contenus dans le talon soit relativement constant. Finalement, la zone 5 est le reste de l'éprouvette où les contraintes sont relativement faibles et où peu de variations sont observées. Il est à noter que ces zones ont été définies suite à une série d'essais et d'erreurs jusqu'à ce que des résultats homogènes soient obtenus. Chaque modèle comporte en moyenne 8 500 éléments, ce qui est de plusieurs ordres de grandeur supérieur à ceux décrits dans la littérature. Il est à noter également qu'un tel raffinement n'est pas nécessaire en tous points de l'éprouvette. Ce raffinement a néanmoins été conservé parce que les résultats des simulations sont extraits aux points d'intégration, et non extrapolés aux nœuds. En effet, les valeurs des contraintes extrapolées aux nœuds formant l'interface talon – matériau testé tiennent compte des contraintes aux points d'intégration se trouvant dans le talon et le matériau testé. Comme la continuité des contraintes σ_x et σ_y n'est pas nécessaire à cette interface, les contraintes extrapolées aux nœuds ne représentent ni celles présentes dans le matériau testé, ni celles présentes dans

le talon. De plus, les contraintes mesurées aux points d'intégration sont d'un ordre de précision supérieur à celles extrapolées aux nœuds. Enfin, pour permettre la construction de graphes montrant l'évolution d'une contrainte selon une ligne parallèle à un axe donné, les éléments doivent être disposés régulièrement. De cette façon, une grille tri-dimensionnelle des points d'intégration peut être obtenue et les résultats présentés de manière précise. Ceci explique donc le nombre constants d'éléments dans l'épaisseur et la largeur du matériau testé se trouvant sous les talons.

3.1.3 Application des conditions aux frontières

De manière générale, les conditions aux frontières ont été appliquées pour que la contrainte désirée se développe dans la section utile. Par exemple, le déplacement en « x » a été ajusté jusqu'à ce que la contrainte σ_x dans la section utile atteigne la valeur voulue. D'un autre côté, le déplacement en « z » a été modifié jusqu'à ce que la contrainte de compression dans le matériau testé atteigne la valeur désirée ou de manière à ce que la force de compression soit suffisante pour éviter le glissement de l'éprouvette dans les mâchoires de la machine de traction. Pour ce faire, un coefficient de friction de 1.0 a été supposé entre le talon et la pince. De plus, pour le calcul du déplacement appliqué selon la direction « z », l'ensemble talon – matériau testé a été idéalisé par deux ressorts en série. Le déplacement δ_z a été calculé pour que la force dans le ressort équivalent à la rigidité dans la direction « z » de l'ensemble talon – matériau testé soit égale à celle supportée dans la direction « x » par le ressort équivalent à la section utile se trouvant loin du talon. En calculant la rigidité équivalente du ressort associé à l'ensemble talon – matériau testé et en réarrangeant les termes, δ_z doit être tel que l'équation :

$$\sigma_z \times \frac{t_m}{2} \times l_e = \delta_z \times l_e \times L \times \left(\frac{t_t}{E_z^f} + \frac{t_m}{2E_z^m} \right)^{-1} \tag{3.1}$$

où l_e est la largeur de l'éprouvette et L la longueur de la section plane du talon, soit vérifiée. Finalement, la restriction du déplacement selon « y » a été imposée sur tous les nœuds de la partie plane du talon. Il est à noter ici que ces conditions aux frontières sont les mêmes que celles illustrées à la figure 2.1. Ceci étant établi, les résultats des différentes analyses peuvent être présentés.

3.2 Description du champ des contraintes dans l'éprouvette

Avant d'entamer l'analyse de l'influence des divers facteurs sur l'intensité des contraintes parasites, il est nécessaire de présenter l'allure générale du champ de ces contraintes. En effet, il est important de connaître la manière ou le volume sur lequel une contrainte est répartie afin d'estimer son influence sur la distribution statistique de la contrainte à la rupture. Par exemple, il est probable qu'une faible augmentation d'une contrainte sur un grand volume ait un plus grand impact sur la valeur moyenne de la contrainte ultime X_t mesurée qu'une grande augmentation sur un faible volume (voir l'exemple de la section 3.2.3). De cette manière, des endroits où les contraintes atteignent un maximum peuvent être comparés entre eux. Cette présentation du champ de contraintes permet aussi de valider quelques hypothèses sur lesquelles repose le développement du chapitre II.

Le champ des contraintes décrit dans les prochaines pages est celui obtenu lorsque la géométrie et la constitution de l'éprouvette modélisée est celle recommandée par la norme ASTM D3039 (voir section 3.1). De plus, les conditions aux frontières ont été appliquées de sorte que la contrainte axiale σ_x dans la section utile soit de $\cong$ 1950 MPa, qui est la limite ultime X_t supposée du matériau testé (tableau 3.2) et que la force de serrage soit minimale tout en empêchant le glissement de l'éprouvette. Finalement, afin d'obtenir une représentation tri-dimensionnelle, l'évolution du champ des contraintes est donnée en fonction de chacun des axes. Il est à noter que les contraintes de cisaillement

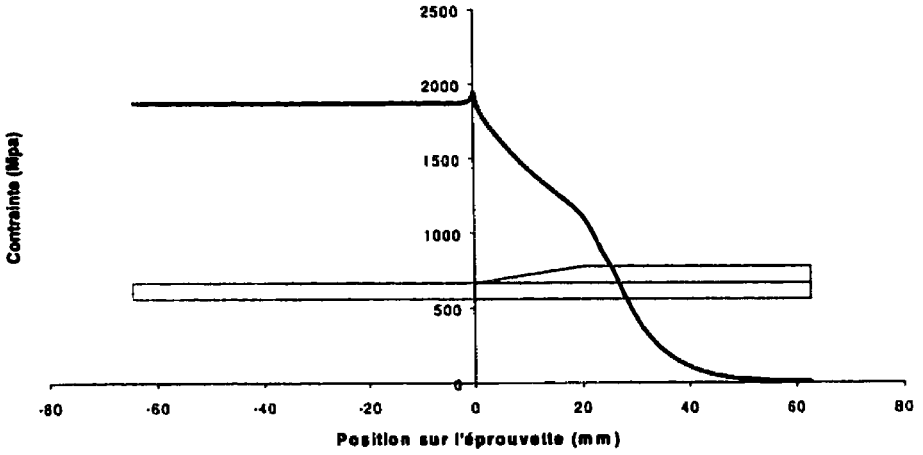
τ_{xy} et τ_{yz} ne sont pas présentées car leurs intensités sont relativement faibles comparativement aux autres composantes.

3.2.1 Évolution des contraintes selon l'axe « x »

Les figures 3.5 et 3.6 montrent l'évolution de la contrainte axiale et des contraintes parasites en fonction de la coordonnée en « x ». Ces contraintes sont extraites sur une ligne parallèle à l'axe « x » passant à 0,011 mm sous la surface de la section utile ($z = z_t$, figure 2.2) et à 0,14 mm de la mi-largeur de l'éprouvette, là où les intensités maximales de toutes ces contraintes sont observées.

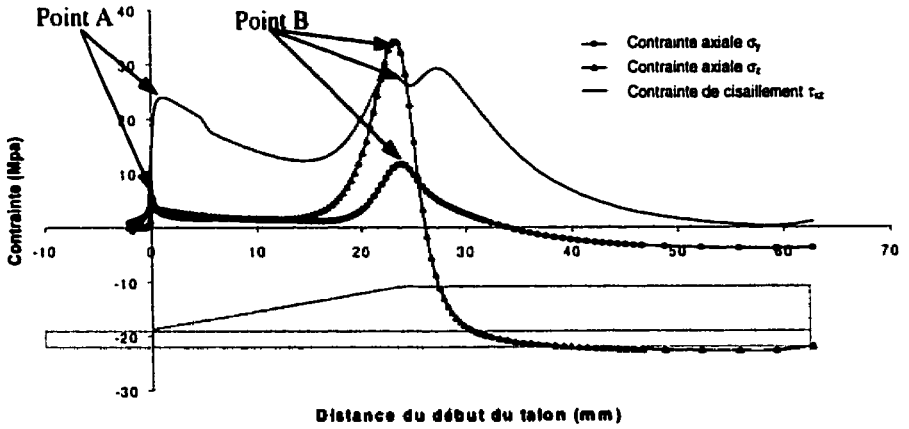
Comme prévu au chapitre précédent, la contrainte axiale σ_x est constante dans la section utile, présente un « pic » au début du fuseau et deux zones ayant des taux de décroissance différents. De plus, cette contrainte est toujours positive, comme il l'est supposé au chapitre II. La contrainte transverse σ_y est nulle dans la section utile, présente un pic au début du fuseau, est positive sous ce dernier, présente un pic au point B et est négative sous la partie plane du talon. Un tel champ de contrainte est possible, selon l'analyse du chapitre précédent. Le champ de la contrainte interlaminaire σ_z présente la même allure que la contrainte précédente. Finalement, la contrainte de cisaillement τ_{xz} est aussi nulle dans la section utile de l'éprouvette, présente un pic au début du fuseau et demeure positive dans le reste de l'éprouvette. Ceci valide aussi une autre hypothèse sur laquelle repose l'analyse théorique présentée au chapitre II.

Il est remarqué de la figure 3.6 que les contraintes parasites présentent deux maximums locaux, nommés « point A » et « point B » respectivement. Il est difficile, à priori, de



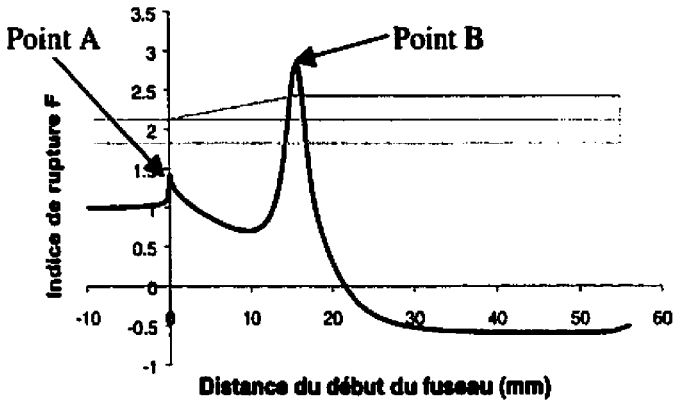
La contrainte σ_x est extraite aux points d'intégration, dans le matériau testé, situées à 0,011 mm sous la surface supérieure de la section utile et à 0,14 mm de la mi-largeur. Le schéma en arrière plan illustre l'évolution de cette contrainte dans l'éprouvette.

Figure 3.5 – Distribution de la contrainte axiale σ_x à l'interface talon – matériau testé



Les contraintes σ_y, σ_z et τ_{xz} sont extraites aux points d'intégration, situées à 0,011 mm sous la surface de la section utile et à 0,14 mm de la mi-largeur de l'éprouvette. Pour toutes les contraintes, deux maximums locaux sont observés : le point A et le point B. Le schéma en arrière plan illustre la progression de ces contraintes dans l'éprouvette.

Figure 3.6 - Distribution des contraintes parasites à l'interface talon – matériau testé



L'indice de rupture (équation 1.3) est calculé à 0,011 mm sous la surface de la section utile et à 0,14 mm de la mi-largueur de l'éprouvette. La figure montre que l'indice de rupture est maximal au point B. La rupture est donc susceptible de s'initier au point B avant de le faire au point A. Le schéma en arrière plan illustre la progression de l'indice de rupture F dans l'éprouvette.

Figure 3.7 – Évolution de l'indice de rupture à la surface du matériau testé se trouvant sous le fuseau

déterminer lequel de ces deux maximums locaux est le plus susceptible d'initier la rupture, compte tenu de la complexité du champ de contraintes. Toutefois, le critère de rupture décrit à l'équation 1.3 permet de comparer la sévérité du chargement en ces deux points. La figure 3.7 illustre l'évolution de l'indice de rupture F en fonction de la coordonnée « x ». Cette figure montre que la rupture est susceptible de s'initier au point B bien avant de le faire au point A. Toujours selon ce critère, pour que l'indice prenne une valeur de 1,0 au point B, il faudrait que l'intensité du chargement soit diminuée de ≈ 2.5 fois, si l'on suppose un comportement linéaire des matériaux et que les déformations sont petites (voir équation 1.4). Ce critère prévoit donc que la contrainte ultime mesurée par une telle configuration sous-estime de manière significative la contrainte ultime du matériau. Cette valeur numérique doit toutefois être acceptée avec grande réserve car la rupture des matériaux composites ne peut être prédite efficacement (section 1.4).

3.2.2 Évolution des contraintes selon l'axe « y »

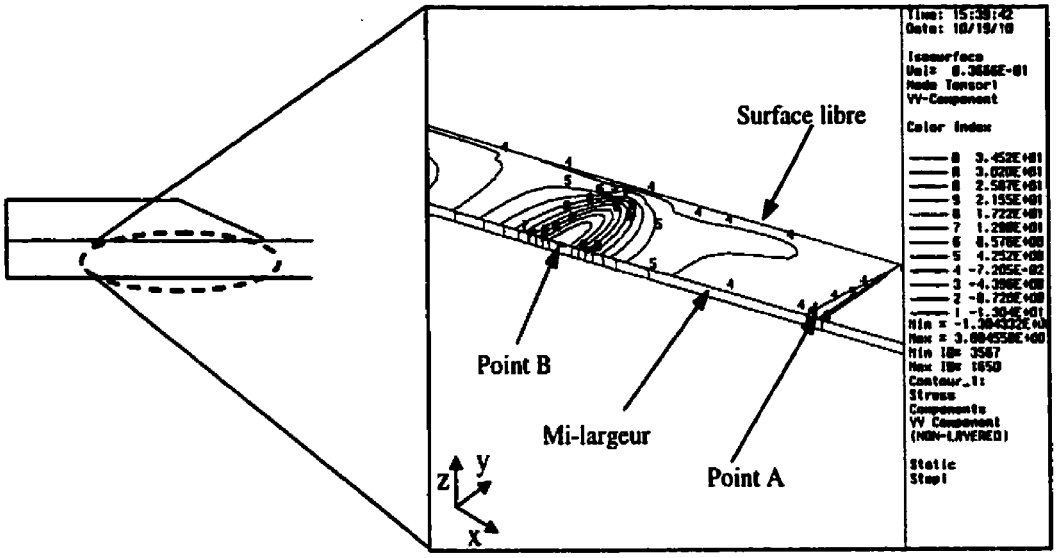
Compte tenu de la nature du problème, les contraintes σ_x, σ_z, et τ_{xz} présentent peu de variation selon l'axe « y » et les courbes présentées aux figures 3.5 et 3.6 peuvent être translatées en tout point « y ». Par contre, comme le montre la figure 3.8, la contrainte σ_y varie considérablement selon l'axe « y ». Cette figure montre aussi que les pics aux points A et B agissent sur un volume relativement restreint. Finalement, cette contrainte semble prendre une valeur constante selon l'axe « z ».

3.2.3 Évolution des contraintes selon l'axe « z »

La figure 3.9 montre l'évolution de la contrainte axiale σ_x près de la racine du fuseau. Cette figure montre clairement que la concentration de contrainte agit sur un très faible volume et que cette contrainte est relativement constante dans l'épaisseur. Afin d'illustrer l'effet de cette concentration de contrainte agissant sur un faible volume sur la probabilité de rupture de l'éprouvette, considérons en premier lieu le cas où la section utile est soumise à un champ de contraintes axiales σ_x pur (i.e. sans contrainte parasite). Supposons aussi que la limite ultime X_t (i.e. limite ultime en tension dans le sens des fibres) est distribuée selon une fonction de Weibull et que la théorie du lien faible s'applique. Il est à noter que ces hypothèses sont généralement vérifiées expérimentalement (Wisnom, 1998).

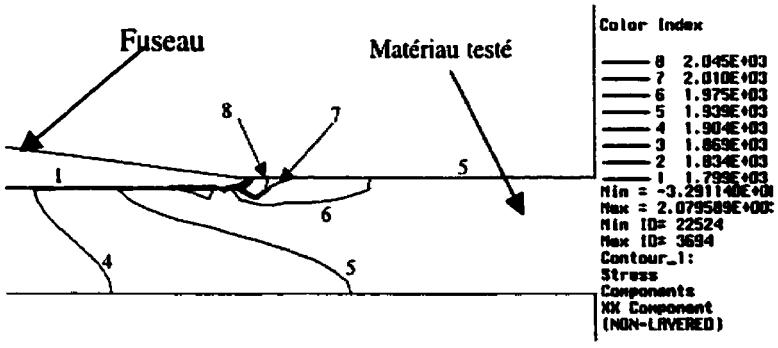
Si le matériau testé est soumis à un champ de contraintes σ_x dont l'intensité est constante, l'équation 1.1 devient :

$$F(\sigma) = 1 - e^{-\int_V \left(\frac{\sigma(x,y,z)}{\sigma_0}\right)^\beta dV} = 1 - e^{V\left(\frac{\sigma_x}{\sigma_0}\right)^\beta} \tag{3.2}$$



La figure illustre le champ de la contrainte σ_y à 0,011 mm sous la surface de la section utile. L'intensité de cette contrainte se concentre aux points A et B comme illustré par les isocontraintes. Il peut être remarqué que l'intensité de la contrainte σ_y (en MPa) varie considérablement selon la direction « y » et les intensités maximales agissent sur des volumes relativement restreints. Cette contrainte semble aussi prendre une valeur constante dans l'épaisseur (direction « z »). Le schéma de gauche illustre l'endroit, sur l'éprouvette, où le champ de cette contrainte est extrait.

Figure 3.8 – Évolution de la contrainte σ_y à la surface du matériau testé selon les axes « y » et « z »



Le champ de la contrainte σ_x est extrait à la mi-largeur de l'éprouvette. La figure montre que la contrainte axiale σ_x (en MPa) se concentre dans une zone réduite (isocontraintes 6, 7 et 8) et que cette contrainte a une intensité relativement constante dans toute l'épaisseur.

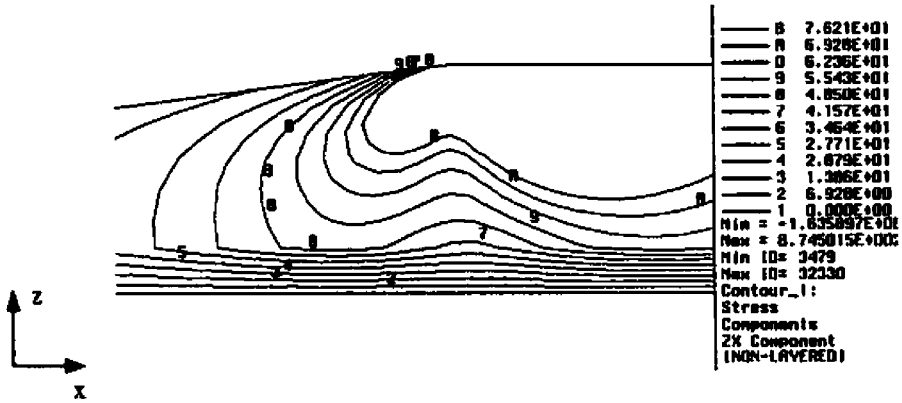
Figure 3.9 – Champ de la contrainte axiale σ_x au voisinage du fuseau

où V est le volume total du matériau testé et $F(\sigma)$ représente la probabilité que l'éprouvette brise sous la contrainte σ_x. Maintenant, pour un champ de contraintes où l'intensité de la contrainte σ_x est variable, l'équation 3.2 permet de calculer une contrainte axiale $\bar{\sigma}_x$ constante entraînant la même probabilité de rupture. Si les résultats des simulations numériques sont utilisés pour intégrer le champ de cette contrainte, il vient de l'équation 3.2 que :

$$\int_V \left(\frac{\sigma_x(x,y,z)}{\sigma_0}\right)^\beta dV \cong \sum_V \left(\frac{\sigma_{xi}}{\sigma_0}\right)^\beta V_i = \left(\frac{\bar{\sigma}_x}{\sigma_0}\right)^\beta V$$

$$\Rightarrow \bar{\sigma}_x = \left(\frac{\sum_V \sigma_{xi}{}^\beta V_i}{V}\right)^{\frac{1}{\beta}} \tag{3.3}$$

où V_i est le volume d'un élément et σ_{xi} est la contrainte axiale moyenne dans ce même élément. Pour le champ des contraintes obtenu dans les analyses précédentes et pour une valeur de $\beta = 30$ (Wisnom, 1999), l'équation 3.3 prévoit une contrainte équivalente de 0,03% supérieure à celle se trouvant dans la section utile. Alors, dans ce cas-ci, une augmentation locale de la contrainte axiale de 6,5% (résultat extrait des simulations numériques) produit le même effet, au niveau statistique, qu'une augmentation de 0,03 % de l'intensité d'un champ où la contrainte est constante. Il est donc fort probable que la concentration de la contrainte axiale, s'il n'y avait qu'elle, n'aurait pas une très grande influence sur les mesures de la limite ultime X_t. Ceci montre donc l'importance de connaître le volume sur lequel agit une concentration de contrainte dans un matériau composite. Toutefois, cette méthode de calcul s'applique difficilement aux autres résistances ultimes (Wisnom 1999). C'est pourquoi l'influence du volume sur lequel les contraintes parasites agissent est discuté de manière qualitative.



La contrainte τ_{xz} (MPa) est présentée à la mi-largeur de l'éprouvette. Il est montré que l'intensité de cette contrainte diminue selon les courbes x = cte et est répartie sur un certain volume.

Figure 3.10 – Évolution de la contrainte de cisaillement τ_{xz} dans l'éprouvette

La figure 3.10 montre que la contrainte de cisaillement τ_{xz} diminue de manière monotone et homogène de la surface supérieure du talon vers le centre de l'éprouvette, ce qui vérifie une autre hypothèse de base de l'analyse du chapitre II. De plus, la contrainte de cisaillement τ_{xz} agit sur tout le volume du matériau testé. Finalement, la contrainte interlaminaire σ_z présente très peu de variation selon « z » et n'est pas représentée ici. L'évolution de cette contrainte présentée à la figure 3.6 peut donc être translatée sur les courbes z = cte dans le matériau testé.

3.2.4 Discussion

Les observations du champ des contraintes présenté précédemment et les analogies avec la théorie du lien faible permettent de prévoir, intuitivement, que la rupture s'initiera soit dans la section utile, soit au point A ou au point B. En effet, l'indice de rupture en ces endroits est relativement élevé. De plus, il est montré que les contraintes σ_z et τ_{xz}

agissent sur un certain volume et que la contrainte axiale σ_x prend une valeur constante dans toute l'épaisseur de l'éprouvette. Alors, même en négligeant la concentration de la contrainte σ_x, il peut être remarqué que l'indice de rupture F prendra des valeurs voisines ou supérieures à 1 sur des volumes relativement importants. De plus, même si la concentration de la contrainte σ_x est négligée, cette contrainte, au point A, a une intensité voisine de la limite ultime X_t. Comme l'intensité de la contrainte axiale σ_x dans la section utile n'est pas affectée par une modification des paramètres de l'éprouvette (matériels ou géométriques), la proportion d'éprouvettes dans un lot brisant aux points A et B devrait varier avec ces mêmes paramètres. De plus, les volumes sur lesquels ces contraintes agissent en ces points sont similaires, ce qui permet de traiter ces deux points avec la même importance, le même poids.

Cette observation simplifie grandement le reste de l'analyse car ces deux points peuvent être analysés et comparés de manière déterministe. Les analyses présentées dans les prochaines pages visent donc principalement à comparer les contraintes parasites ainsi que les indices de rupture F aux points A et B. Il sera donc conclu de ces analyses qu'une éprouvette montrant des indices de rupture inférieurs aux points A et B simultanément donnera de meilleurs résultats expérimentaux. En effet, le nombre de ruptures prématurées devrait diminuer, augmentant ainsi la valeur moyenne et diminuant la variabilité de la limite ultime X_t. Finalement, si l'indice de rupture prend une valeur inférieure à 1,0 en un point donné, la probabilité de rupture en ce point sera considérée comme négligeable. En effet, l'indice de rupture vaut 1,0 dans la section utile et le volume sur lequel il agit est de beaucoup supérieur à celui où cet indice agit aux points A et B.

Il est à noter que ce raisonnement est purement subjectif et que, dans les faits, l'intensité des contraintes parasites aux points A et B a une influence différente sur la distribution des ruptures dans un lot d'éprouvettes. Toutefois, ce raisonnement aurait permis de déterminer si un point était beaucoup plus influent qu'un autre. Il doit aussi être

mentionné que l'allure des champs des contraintes présentés dépend des constantes élastiques du talon et du matériau testé. Il est donc probable que les volumes sur lesquels agissent les contraintes parasites changent significativement si les constantes élastiques des matériaux simulés sont considérablement variées.

3.3 Effet de la variation des constantes élastiques sur le champ des contraintes parasites

3.3.1 Design statistique de l'expérience

L'influence de la variation des constantes élastiques du matériau constituant le talon sur le champ des contraintes dans l'éprouvette a été étudiée à l'aide d'un plan factoriel d'expérience statistique. Un tel plan permet en général de tamiser les facteurs ayant une influence significative sur une variable de réponse (voir Box G.E.P., Hunter W.G. et Hunter J.S.(1978) pour plus de détails). Étant donné qu'ils ont été identifiés comme influents au chapitre II, les facteurs étudiés dans le cadre de cette analyse sont E_x^f, E_y^f, G_{xz}^f et ν_{xy}^f. Comme le but de cette étude est d'identifier le(s) facteurs ayant la plus grande influence sur l'intensité des contraintes ainsi que sur l'indice de rupure, le plan retenu est un plan factoriel complet à deux modalités. De plus, les modalités de chacun des facteurs ont été choisies de manière à ce que la modalité supérieure soit de 30 % supérieure à la modalité inférieure.

L'analyse a donc été conduite de la manière suivante : Premièrement, les 16 modèles d'éléments finis ont été construits et les conditions aux frontières ont été ajustées jusqu'à ce que la contrainte axiale σ_x dans la section utile soit la même pour chacun d'eux. Le déplacement en « z » a été ajusté de manière à ce que la force de serrage soit minimale tout en empêchant le glissement de l'éprouvette. L'éprouvette simulée est celle décrite à la figure 3.1 où : t_f = 3 mm, t_m = 1 mm et l_e = 15 mm. Par la suite, les intensités

Tableau 3.3 – Design et résultats de l'expérience statistique

	Constantes élastiques				Point étudié								
					A					B			
Essai	E_x'	E_y'	G_{xz}'	ν_{xy}'	σ_x	σ_y	σ_z	τ_{xz}	F	σ_y	σ_z	τ_{xz}	F
1	17000	17000	5000	0.240	2119.33	8.41	5.17	30.07	1.47	14.23	37.20	28.13	1.17
2	21000	17000	5000	0.240	2153.07	10.33	6.65	38.49	1.62	11.93	29.66	23.17	0.89
3	17000	21000	5000	0.240	2119.21	8.67	5.17	30.03	1.48	13.34	36.23	27.98	1.13
4	21000	21000	5000	0.240	2152.97	10.59	6.66	38.45	1.62	11.23	28.93	23.08	0.89
5	17000	17000	6500	0.240	2125.99	8.51	5.17	30.18	1.49	16.45	40.56	30.80	1.32
6	21000	17000	6500	0.240	2155.05	10.43	6.65	38.56	1.62	13.72	32.47	25.24	1.00
7	17000	21000	6500	0.240	2124.98	8.77	5.17	30.13	1.49	15.32	39.54	30.60	1.28
8	21000	21000	6500	0.240	2156.81	10.69	6.65	38.56	1.63	12.84	31.75	25.15	0.97
9	17000	17000	5000	0.312	2122.00	5.18	5.24	30.50	1.42	10.10	37.62	28.78	1.10
10	21000	17000	5000	0.312	2155.82	7.26	6.73	38.92	1.57	8.44	30.01	23.59	0.83
11	17000	21000	5000	0.312	2122.71	5.01	5.26	30.57	1.42	8.78	36.43	28.63	1.05
12	21000	21000	5000	0.312	2156.53	7.12	6.75	38.99	1.57	7.39	29.09	23.50	0.79
13	17000	17000	6500	0.312	2126.87	5.19	5.24	30.59	1.43	12.48	41.04	31.57	1.25
14	21000	17000	6500	0.312	2157.81	7.29	6.72	38.99	1.57	10.39	32.86	25.77	0.95
15	17000	21000	6500	0.312	2127.60	5.02	5.26	30.66	1.43	10.87	39.82	31.40	1.20
16	21000	21000	6500	0.312	2158.54	7.14	6.74	39.06	1.57	9.09	31.93	25.65	0.90

*L'intensité des contraintes ainsi que les valeurs des constantes élastiques sont données

Tableau 3.4 – Coefficients de la régression linéaire

		Variable de réponse				
Point	Constante	σ_x	σ_y	σ_z	τ_{xz}	F
A	E_x^f	**16.12**	**1.006**	**0.743**	**4.205**	**0.071**
	E_y^f	0.21	0.026	0.006	0.010	0.001
	G_{xz}^f	**2.00**	0.029	**-0.002**	**0.044**	**0.003**
	ν_{xy}^f	**1.28**	**-1.701**	**0.043**	**0.238**	**-0.026**
B	E_x^f	D'aucun intérêt	**-1.034**	**-3.858**	**-2.671**	**-0.143**
	E_y^f		**-0.556**	**-0.481**	-0.068	**-0.019**
	G_{xz}^f		**0.983**	**1.551**	**1.206**	**0.063**
	ν_{xy}^f		**-1.970**	**0.155**	**0.296**	**-0.036**

maximales des contraintes σ_x, σ_y, σ_z, τ_{xz} ainsi que de l'indice de rupture ont été extraites aux points A et B pour chaque modèle.

3.3.2 Résultats et discussion

Le tableau 3.3 présente les résultats des simulations ainsi que le design des essais (l'indice de rupture est représenté par la lettre F). Les résultats ont été analysés par une analyse de la variance. Les effets de la variation des constantes élastiques sur l'intensité des contraintes parasites et de l'indice de rupture sont comparés entre eux à l'aide des coefficients d'une régression linéaire exprimant l'intensité d'une contrainte en fonction des constantes élastiques. Comme chaque constante élastique a été variée de la même quantité relative (30%), les valeurs numériques des coefficients de la régression linéaire permettent de mesurer directement la sensibilité (i.e. l'intensité de la variation d'une variable de réponse lorsqu'un facteur est modifié) d'une contrainte à une variation d'une constante élastique. Étant donné que chaque essai n'a été répété qu'une fois, la régression linéaire incluant toutes les interactions (i.e. $E_x^f \times E_z^f$ ou encore $\nu_{xy}^f \times E_y^f \times E_z^f$) passe par tous les points expérimentaux. Les essais n'ont pas été reproduits pour la simple raison que les expériences étaient des simulations numériques et que, en théorie, aucune variation n'est observée lorsque le même calcul est répété. Alors, pour simplifier l'interprétation des résultats, la régression linéaire a été conduite en n'incluant que les facteurs simples. Pour toutes les variables de réponse (contraintes et indice de rupture), le modèle simplifié explique plus de 98 % (coefficient R^2 ajusté) de la variabilité observée. La variabilité associée aux interactions est donc employée dans l'analyse de la variance des résultats. Cette variabilité fictive sert principalement à comparer les différents facteurs entre eux sur une base commune. Le tableau 3.4 présente les résultats de la régression linéaire et de l'analyse de la variance pour les points A et B. Les valeurs se trouvant dans ce tableau sont les coefficients de la régression linéaire lorsque les facteurs sont normalisés de manière à ce que la modalité inférieure soit égale à −1 et la modalité supérieure à 1[5]. L'équation de régression linéaire obtenue est donc du type :

---

[5] Par exemple, le module élastique E_x^f valant 17 000 MPa vaut −1 et ce module valant 21 000 MPa vaut +1

$$\hat{Q} = \rho E_x^f + \chi E_y^f + \lambda G_{xz}^f + \psi \nu_{xy}^f + \overline{Q} \quad (3.4)$$

où $\hat{Q}$ est une variable de réponse donnée (σ_x, σ_y, etc.), les caractères grecs sont les coefficients de la régression linéaire et $\overline{Q}$ la valeur moyenne de cette variable de réponse dans le domaine de variation des facteurs étudiés. Il est à noter que les facteurs significatifs, i.e. expliquant une grande portion de la variabilité comparativement à la variabilité expérimentale, sont imprimés en caractères gras.

Le tableau 3.4 montre que les prédictions du chapitre II concernant l'influence d'une constante élastique sur une contrainte donnée sont vérifiées. Par exemple, une augmentation du module E_x^f élastique du talon conduit à une augmentation de la contrainte axiale au point A et à une diminution au point B. Il est cependant difficile d'expliquer, à ce stade-ci, la raison pour laquelle le module E_y^f a une influence sur la contrainte σ_z, ou encore, la raison pour laquelle les modules E_x^f et G_{xz}^f affectent σ_y. De plus, ces facteurs semblent avoir une plus grande influence sur σ_y que le module E_y^f. Une analyse théorique complète est donc nécessaire pour expliquer entièrement la variation du champ des contraintes parasites en fonction des constantes élastiques.

Le tableau 3.4 montre aussi que l'indice de rupture au point A est principalement influencé par les constantes E_x^f, G_{xz}^f et ν_{xy}^f. De plus, il semblerait que le module élastique E_x^f ait le plus grand effet sur cette quantité. Les résultats montrent aussi que l'indice de rupture diminue lorsque E_x^f et G_{xz}^f diminuent et lorsque ν_{xy}^f augmente. D'un autre côté, toutes les constantes élastiques ont un effet sur l'indice de rupture au point B et encore une fois, le module élastique E_x^f a la plus grande influence. Les résultats montrent aussi que l'indice de rupture au point A est minimisé lorsque E_x^f, E_y^f et ν_{xy}^f augmentent et que G_{xz}^f diminue. De plus, il semblerait que l'influence des facteurs soit plus prononcée au point B qu'au point A. En effet, les coefficients de la régression sont tous, en valeur absolue, supérieurs pour chacun des facteurs au point B.

Alors, à la lumière de ces observations, il peut être recommandé de choisir un talon ayant un grand module E_y^f, un coefficient de Poisson ν_{xy}^f important et un faible module de cisaillement G_{xz}^f. Toutefois, la somme des valeurs absolues de ces effets, pour les deux points, est inférieure à celle du module E_x^f. Ce module est donc la constante élastique la plus influente globalement. Cependant, aucune recommandation générale ne peut être donnée car les indices de rupture aux points A et B sont affectés de manière opposée, avec des intensités similaires, par ce module élastique.

Il est à noter ici que la valeur moyenne de l'indice de rupture en chaque point n'est pas incluse dans le tableau 3.4. Ceci vient principalement du fait que la valeur moyenne de cet indice est influencée par d'autres facteurs géométriques. Il est donc probable que, dans certains cas, la valeur moyenne de l'indice de rupture au point B soit de beaucoup inférieure à celle du point A, ce qui permettrait de négliger ce point. C'est ce dont il est question à la prochaine section. Il doit aussi être mentionné que les résultats numériques de cette analyse ne sont applicables que pour des matériaux voisins de ceux simulés. En effet, d'autres matériaux testés peuvent exhiber différentes limites ultimes, ce qui affecte le calcul de l'indice de rupture (équation 1.3). Il est donc probable que l'importance de l'influence de certains paramètres sur l'indice de rupture varie d'un matériau à l'autre.

3.4 Étude de l'influence des paramètres géométriques de l'éprouvette sur la génération des contraintes parasites

L'étude de l'influence des paramètres géométriques de l'éprouvette a été conduite en variant certains paramètres (épaisseur des talons, largeur et épaisseur de la section utile) et en mesurant les contraintes maximales ainsi que les indices de rupture maximaux aux voisinages des points A et B.

3.4.1 Étude de l'influence de l'épaisseur des talons

Les modèles numériques employés pour cette étude sont ceux décrits à la section 3.1, où l'épaisseur et la largeur de la section utile sont de 1 et 15 mm et dont l'épaisseur des talons a été variée de 2 à 5 mm par incréments de 1 mm. Cette limite supérieure de l'épaisseur est imposée par l'espace disponible entre les pinces de la machine de traction. Finalement, les conditions aux frontières ont été ajustées jusqu'à ce que la contrainte axiale σ_x dans la section utile soit de 1950 MPa et que la force de serrage soit minimale tout en évitant le glissement de l'éprouvette.

Le tableau 3.5 présente l'évolution de la contrainte axiale σ_x, des contraintes parasites ainsi que l'indice de rupture F aux points A et B en fonction de l'épaisseur du talon. Ce tableau montre que, au point A, ces quantités ne sont pas vraiment influencées par la variation de l'épaisseur du talon. Ceci montre aussi que les contraintes parasites en ce point sont principalement attribuables au changement brusque de géométrie dans cette zone. En effet, le fait de changer l'épaisseur du talon ne change pas la disposition de l'éprouvette dans cette zone. D'un autre côté, les contraintes parasites au point B sont considérablement influencées par l'épaisseur du talon, comme le prévoit l'analyse

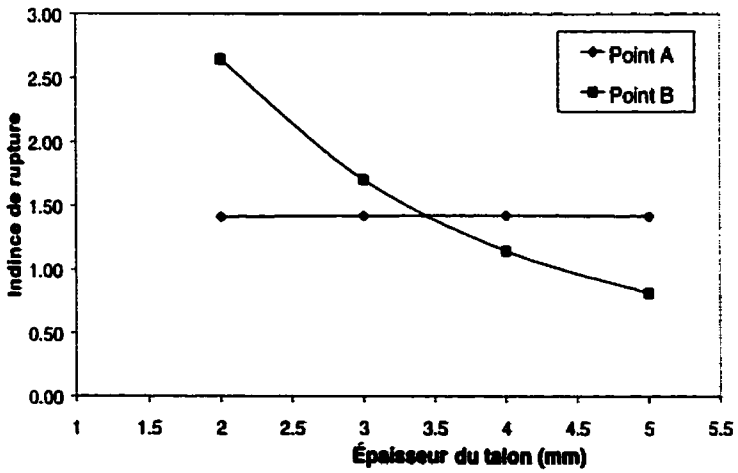


Figure 3.11 – Évolution de l'indice de rupture en fonction de l'épaisseur du talon

Tableau 3.5 – Évolution des contraintes parasites et de l'indice de rupture en fonction de l'épaisseur du talon

	POINT A					POINT B			
Épaisseur (mm)	σ_x	σ_y	σ_z	τ_{xz}	F	σ_y	σ_z	τ_{xz}	F
2	2078	7.61	5.14	29.54	1.41	35.05	64.43	58.82	2.65
3	2077	8.12	5.14	29.55	1.42	21.66	47.17	38.86	1.70
4	2083	8.27	5.08	29.55	1.42	13.99	36.56	27.65	1.14
5	2078	8.25	5.07	29.48	1.42	9.39	29.02	20.59	0.81

*Les valeurs des contraintes sont données en MPa

présentée au chapitre II. Afin d'illustrer les résultats, la figure 3.11 présente l'évolution des indices de rupture aux points A et B en fonction de l'épaisseur du talon. Cette figure montre que pour des talons de 2 et 3 mm, la rupture est susceptible de s'initier au point B avant de le faire au point A, tandis que le contraire est observé pour des talons de 4 et 5 mm d'épais. Des talons plus épais devraient donc être employés afin de diminuer l'indice de rupture au point B tout en n'affectant pas cet indice au point A.

3.4.2 Étude de l'influence de l'épaisseur de la section utile

Il est *à priori* évident, pour un chargement spécifié, qu'une augmentation de l'épaisseur de la section utile de l'éprouvette résultera en une augmentation des contraintes parasites dans le matériau se trouvant sous le talon. En effet, une plus grande force devra être exercée sur la partie plane des talons afin de créer la même contrainte axiale dans la section utile. Ceci entraînera donc des contraintes de cisaillement τ_{xz} plus importantes, et de surcroît, une augmentation des autres composantes. Il est toutefois difficile, à ce moment, de prédire comment ces contraintes évoluent au point A étant donné que les contraintes dans ce voisinage sont attribuables à un effet local. En effet, à partir d'une certaine épaisseur, le champ des contraintes local présent à la racine du fuseau sera complètement développé et une augmentation du volume n'aura pas d'influence dans cette zone.

Tableau 3.6 – Évolution des contraintes parasites en fonction de l'épaisseur de la section utile

	Épaisseur (mm)	σ_x	σ_y	σ_z	τ_{xz}	F
Point A	1	2077	8.12	5.14	29.55	1.42
	2	2107	7.08	5.23	30.34	1.45
	3	2129	6.78	5.29	30.81	1.47
Point B	1		21.66	47.17	38.86	1.70
	2		30.71	78.19	77.00	3.61
	3		35.40	98.65	108.45	5.38

*Les contraintes sont données en MPa

L'analyse a donc été conduite en simulant une éprouvette comme celle décrite à la section 3.1 où le talon est 3 mm d'épais, 15 mm de large et dont l'épaisseur de la section utile est 1, 2 ou 3 mm Les conditions aux frontières ont été ajustées de manière à ce que la contrainte σ_x dans la section utile soit de 1950 MPa et que la force de serrage soit minimale tout en empêchant le glissement de l'éprouvette. Le tableau 3.6 présente l'évolution des contraintes parasites ainsi que de l'indice de rupture aux points A et B en fonction de l'épaisseur de la section utile. Comme anticipé, l'indice de rupture au point A présente une très faible augmentation (≈ 3.5 %) lorsque l'épaisseur est triplée. D'un autre côté, l'indice de rupture au point B varie de manière quasiment linéaire avec l'épaisseur de la section utile. Il est donc probable que, pour une certaine configuration d'éprouvette (l'éprouvette de la section 3.4.1 où le talon a une épaisseur de 5 mm, par exemple), l'endroit où l'indice de rupture est maximal change avec l'épaisseur de la section utile, comme il l'a été observé pour l'épaisseur du talon. L'épaisseur de la section utile devrait être choisie la plus petite possible afin de diminuer l'intensité des contraintes parasites.

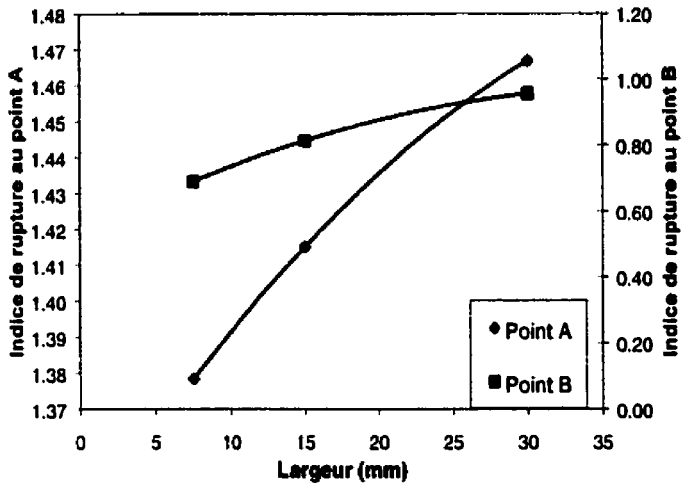
3.4.3 Étude de l'influence de la largeur de l'éprouvette

Compte tenu de la nature du problème, la largeur de l'éprouvette devrait influencer principalement le champ de la contrainte transverse σ_y. En effet, les autres contraintes

Tableau 3.7 – Évolution des contraintes parasites et de l'indice de rupture en fonction de la largeur de l'éprouvette

	Largeur (mm)	σ_x	σ_y	σ_z	τ_{xz}	F
Point A	7.5	2077	6.28	5.05	29.41	1.38
	15	2078	8.25	5.07	29.48	1.42
	30	2081	10.89	5.09	29.61	1.47
Point B	7.5		4.59	27.04	19.59	0.69
	15		9.39	29.02	20.59	0.81
	30		17.02	29.30	21.08	0.96

*Les contraintes sont données en MPa



L'indice de rupture devrait tendre vers une valeur constante, aux deux points, pour une largeur donnée.

Figure 3.12 – Évolution de l'indice de rupture en fonction de la largeur de l'éprouvette

sont essentiellement engendrées par des phénomènes se propageant selon la direction « x ». Étant donné qu'elle doit s'annuler sur les bords de l'éprouvette, la largeur de l'éprouvette influencera la manière dont cette contrainte est répartie et développée dans le matériau testé.

L'analyse a été conduite en simulant l'éprouvette décrite à la section 3.1, mais dont le talon a 5 mm d'épaisseur et dont la largeur est 7,5, 15 ou 30 mm. En effet, les pinces de la machine de traction ne permettent pas de serrer efficacement des éprouvettes ayant une largeur supérieure à 30 mm. Les conditions aux frontières ont été appliquées de manière à ce que la contrainte σ_x dans la section utile soit de 1950 MPa et que la force de serrage soit minimale tout en évitant le glissement de l'éprouvette. Le tableau 3.7 présente l'évolution des contraintes parasites aux points A et B en fonction de la largeur de l'éprouvette. Comme prévu, seule la contrainte σ_y est affectée significativement par un changement de largeur. Ce tableau montre aussi que cette contrainte augmente aux deux points et que cette augmentation est plus marquée au point B. Il est probable qu'une faible largeur de l'éprouvette ne permette pas le développement complet des contraintes transverses σ_y et qu'une plus grande largeur le permette. Cette contrainte tendrait alors asymptotiquement vers une valeur maximale, comme peut le laisser croire la figure 3.11. Un plus grand nombre d'observations ou un développement mathématique sont nécessaires pour vérifier cette hypothèse. Alors, pour minimiser la génération de la contrainte transverse σ_y, l'éprouvette devrait être la plus étroite possible.

3.4.4 Discussion

L'analyse des paramètres géométriques de l'éprouvette montre qu'en général l'indice de rupture au point A est très peu influencé tandis que celui au point B subit de grandes variations avec les paramètres géométriques de l'essai. Selon ces analyses, l'éprouvette conduisant à des indices de rupture les plus faibles est celle dont les talons sont épais, ayant une section utile mince et étroite.

Toutefois, le fait de changer le volume du matériau testé peut entraîner des conséquences n'étant pas prédites par une analyse du champ des contraintes. Par exemple, la théorie du lien faible prévoit qu'un plus petit volume a une plus grande probabilité de survie

(équation 3.2). Il est donc probable que les mesures effectuées à petite échelle ne peuvent être extrapolées à grande échelle qu'avec un certain facteur de sécurité. Le volume du matériau testé devrait donc être représentatif de celui des pièces en service. Il sort néanmoins du cadre de cette étude de définir un « volume représentatif » et le choix des dimensions de la section utile se fera de manière arbitraire. D'un autre côté, l'épaisseur des talons n'affecte pas d'autres quantités que le champ des contraintes dans l'éprouvette et c'est pourquoi cette étude suggère d'utiliser des talons les plus épais possible.

3.5 Influence de la force de serrage sur l'évolution des contraintes parasites

La figure 3.6 montre clairement que la contrainte interlaminaire σ_z peut prendre une certaine importance au point B. Il peut être intuitivement déduit que l'intensité de cette contrainte diminue avec la force de serrage appliquée sur la partie plane du talon. En effet, cette force entraîne une contrainte de compression selon « z » dans cette partie du fuseau qui se superpose à la contrainte σ_z positive. D'un autre côté, la contrainte transverse σ_y devrait aussi être influencée par la force de serrage par effet de Poisson. Il est cependant, à priori, impossible de déterminer si cette contrainte diminue ou augmente de manière générale avec la force de serrage car ce comportement dépend des coefficients de Poisson des matériaux et de la restriction du mouvement appliquée à la surface supérieure du talon. De plus, la contrainte axiale σ_x ainsi que la contrainte de cisaillement τ_{xz} ne devraient pas être affectées par cette force. Finalement, il est difficile de prédire la manière dont la contrainte σ_z évolue en fonction de la force de serrage. En effet, il a été mentionné à la section 2.2.3 qu'il est probable que la force de serrage amplifie la flexion du fuseau, augmentant ainsi cette contrainte interlaminaire. D'un autre côté, il est probable que ce phénomène ne prenne pas place ou soit négligeable, tout dépendant des constantes élastiques du talon.

Tableau 3.8 – Évolution des contraintes parasites en fonction de la contrainte de compression σ_z minimale

	σ_z min	σ_x	σ_y	σ_z	τ_{xz}	F
Point A	-34.69	2078	8.25	5.07	29.48	1.42
	-41.61	2077	8.25	5.06	29.47	1.41
	-55.05	2076	8.24	5.06	29.45	1.41
	-69.07	2074	8.23	5.05	29.42	1.41
	-139.32	2070	8.21	5.04	29.36	1.40
	-209.70	2061	8.17	5.02	29.24	1.39
Point B	-34.69		9.39	29.02	25.54	0.81
	-41.61		9.06	26.73	25.53	0.76
	-55.05		8.61	23.33	25.50	0.68
	-69.07		8.31	20.69	25.48	0.62
	-139.32		8.19	14.48	21.02	0.50
	-209.70		8.97	12.73	23.47	0.85*

*Cet indice de rupture n'est pas donné au point B, mais dans une zone où la contrainte de compression est maximale.

**Les contraintes sont données en MPa

L'étude a donc été conduite en simulant des éprouvettes comme celles décrites à la section 3.1 dont l'épaisseur du talon est de 5 mm, la largeur et l'épaisseur de la section utile de 15 et 1 mm respectivement. Le déplacement en « z » imposé sur la partie plane du talon a été augmenté progressivement et la contrainte σ_z minimale (i.e. force de compression maximale) pour chaque configuration a été extraite. Le tableau 3.8 présente l'évolution des contraintes parasites en fonction de cette contrainte de compression.

Ce tableau montre donc que la contrainte interlaminaire σ_z ainsi que l'indice de rupture au point B diminuent avec la force de serrage tandis que les autres contraintes demeurent relativement constantes. Ce tableau montre aussi que les contraintes parasites et l'indice de rupture au point A sont insensibles à cette force de serrage. Finalement, cette contrainte de compression ne doit pas être voisine de la limite ultime car il y aura rupture par compression de l'éprouvette.

Alors, à la lumière de ces résultats, la force de serrage devrait être choisie de manière à ce que la contrainte de compression soit ≈ 60 % de la limite ultime afin de diminuer l'indice

de rupture au point B. Cette valeur est conservatrice, dans le cas présent, et ne devrait pas causer une rupture prématurée du matériau testé.

3.6 Étude de la convergence du modèle

L'étude de la convergence du modèle a été conduite en variant la densité du maillage, l'ordre d'intégration des éléments ainsi que le nombre de points d'intégration dans les éléments du second degré. Le tableau 3.9 donne une description des maillages simulés. Le maillage de base fait référence au maillage décrit à la section 3.1.2. Les maillages 1 et 2 ont été obtenus en divisant le nombre d'éléments selon l'épaisseur, la largeur et la longueur par 2, divisant ainsi le nombre d'éléments total par 8. Les éléments ayant un algorithme d'intégration réduite présentent moins de points d'intégration mais l'interpolation entre eux est du second degré. Étant donné que la densité et l'emplacement des points d'intégration de chacun des maillages sont différents, les valeurs des contraintes ont été extrapolées aux nœuds se trouvant sur la droite parallèle à l'axe des « x » passant par la mi-largeur de l'éprouvette et se trouvant à l'interface éprouvette – matériau testé. En effet, il est important que les contraintes soient extraites aux mêmes points afin de comparer les différents maillages entre eux. Comme mentionné précédemment, les valeurs des contraintes σ_x et σ_y ne représentent ni celles dans les talons, ni celles dans le matériau testé, mais la moyenne des deux. Le tableau 3.10 présente donc l'évolution des contraintes parasites aux points A et B en fonction des

Tableau 3.9 – Description des maillages employés dans l'étude de convergence

Maillage	Description
Maillage 1	Un-huitième du maillage de base, second degré, intégration complète
Maillage 2	Un-huitième du maillage de base, second degré, intégration réduite
Maillage 3	Maillage de base, éléments du premier degré
Maillage 4	Maillage de base, éléments du second degré, intégration réduite
Maillage 5	Maillage de base

Tableau 3.10 – Évolution des contraintes parasites en fonction des différents maillages

	Maillage	σ_x	σ_y	σ_z	τ_{xz}
Point A	maillage 1	2043	6.36	4.52	30.62
	maillage 2	2030	5.85	4.39	30.87
	maillage 3	2040	5.21	3.97	28.22
	maillage 4	2068	7.16	4.38	31.46
	maillage 5	2089	7.98	4.34	31.09
Point B	maillage 1		8.75	29.46	26.52
	maillage 2		8.76	29.35	25.77
	maillage 3		8.07	29.04	24.29
	maillage 4		8.48	29.17	26.14
	maillage 5		8.54	29.18	26.15

*Les valeurs des contraintes sont données en MPa

différents maillages.

Le tableau 3.10 montre que les contraintes au point B ne sont pratiquement pas affectées par les maillages simulés. Toutefois, les contraintes axiales σ_x et σ_y au point A sont affectées par la densité du maillage. Cependant, un tel phénomène n'est pas innatendu car le point A est un point singulier et les contraintes interpolées aux noeuds devraient augmenter lorsque la densité du maillage est augmentée.

Ceci montre donc que le maillage employé pour cette étude est convergeant et qu'un maillage ayant moins d'éléments donne approximativement les mêmes résultats. Toutefois, le maillage plus raffiné a été employé pour les analyses car le plus grand nombre de données contenu dans le modèle permet d'obtenir des graphes de meilleure qualité visuelle. Finalement, cette étude montre bien que les contraintes mesurées au point A doivent être acceptées sous réserve car elles augmentent avec la densité du maillage.

3.7 Discussion et reccomandations

L'analyse précédente a permis de montrer que la rupture de l'éprouvette de traction peut s'initier dans la section utile, au point A ou au point B. Il a aussi été montré que le module élastique E_x^f du talon a la plus grande influence sur l'indice de rupture. Cependant, aucune recommandation générale ne peut être prescrite car les points A et B sont affectés de manière opposée par ce module. Le module de cisaillement G_{xz}^f devrait être le plus faible possible tandis que le modue E_y^f et le coefficient de Poisson ν_{xy}^f les plus importants possible. D'un autre côté, l'analyse montre que l'indice de rupture au point B diminue avec la force de serrage et l'épaisseur des talons croissants et lorsque la largeur et l'épaisseur de la section utile diminuent. Il est aussi observé que ces paramètres géométriques n'ont pas d'influence au point A. De plus, les analyses précédentes ont montré que l'indice de rupture maximal peut passer du point A au point B lorsque les paramètres géométriques de l'éprouvette sont variés et que cet indice peut prendre des valeurs inférieures à 1,0 au point B.

Il est cependant difficile, à la lumière de ces observations, de proposer une configuration d'éprouvette minimisant à coup sûr l'intensité des contraintes parasites. En effet, plusieurs effets sont antagonistes ce qui empêche la prédiction d'une tendence générale pour toutes les configurations d'éprouvettes. Toutefois, dans la gamme des matériaux simulés dans le cadre de cette étude, une éprouvette relativement mince et étroite, ayant des talons épais et relativement souples qui est serrée de sorte à ce que la contrainte de compression dans cette dernière soit 60 % de la limite ultime devrait conduire à des mesures de la limite ultime de σ_x supérieures. Autrement dit, pour une géométrie d'éprouvette et des matériaux fixés, une augmentation de l'épaisseur des talons et de la force de serrage devraient améliorer la qualité des résultats. Il est à noter que ces deux dernières suggestions ne sont pas présentes dans la norme ASTM et devraient y être ajoutées car elles peuvent permettre la résolution ou la diminution des contraintes parasites pour tous les matériaux. En choisissant un matériau ayant un module élastique E_x^f

relativement faible et la géométrie proposée, l'indice de rupture au point A devrait diminuer et celui au point B prendre une valeur relativement basse.

Alors, compte tenu des matériaux disponibles et compatibles avec le procédé de fabrication chez Carbofast, la configuaration de l'éprouvette de traction retenue à la suite de cette analyse est la suivante. Premièrement, les talons sont fabriqués de verre / époxy tissé mais dont les plis sont orientés à ±45°[6]. Cette orientation des plis diminue le module élastique du talon dans les directions « x » et « y » tout en augmentant le coefficient de Poisson ν_{xy}. Deuxièmement, les talons ont une épaisseur de 4,5 mm pour faciliter leur insertion dans les pinces de la machine de traction. Troisièment, la section utile est la plus mince possible. Ceci correspond à une épaisseur d'à peu près 1 mm lorsque 5 couches sont empilées. En effet, le procédé de fabrication et les outils chez Carbofast ne permettent pas d'obtenir des éprouvettes de bonne qualité pour une épaisseur moindre (discuté au chapitre IV). De plus, pour faciliter la fabrication, la largeur de l'éprouvette est de 15 mm. Comme mentionné précédemment, le choix du volume testé est relativement arbitraire et l'extrapolation des résultats à de grandes pièces doit être réalisée avec précautions. Il est à noter que le volume du matériau testé retenu par cette analyse est le même que celui proposé par l'ASTM. Finalement, la pression de serrage appliquée sur les talons durant l'essai devra être telle que la contrainte de compression dans l'éprouvette soit voisine de 60% de la limite ultime en compression de σ_z. Cette éprouvette est donc celle testée et dont il est question au chapitre IV.

Une telle éprouvette a été simulée et les résultats sont comparés au tableau 3.11 avec ceux obtenus pour l'éprouvette proposée par la norme ASTM D3039. Ce tableau montre que les indices de rupture aux points A et B, pour l'éprouvette proposée, sont inférieurs à ceux obtenus avec l'éprouvette proposée par la norme ASTM D3039. De plus, l'indice de rupture au point B est de beaucoup inférieur à celui dans la section utile. Alors, dans

---

[6] Cet angle est mesuré par rapport à l'axe « x » de l'éprouvette dans le plan XZ (figure 2.1)

un lot d'éprouvettes, le nombre de ruptures s'initiant au point B devrait être considérablement diminué, sinon enrayé car cet indice de rupture est inférieur à 1. D'un autre côté, la marge de sécurité au point A passe de 0,84 à 0,90 (voir équation 1.4), ce qui est une faible amélioration. Néanmoins, l'éprouvette proposée devrait conduire à une valeur moyenne de la contrainte ultime supérieure tout en réduisant la dispersion statistique. Ceci conduira donc à une augmentation globale de la limite ultime retenue pour le design (discuté plus en détails au chapitre IV).

En terminant, les résultats numériques de ces analyses doivent être acceptés avec une certaine précaution car le phénomène de rupture se produit à une échelle beaucoup plus petite que celle représentée dans les modèles précédents. En effet, toutes les analyses reposent sur l'hypothèse que les propriétés mécaniques sont homogènes en tout point du matériau, ce qui peut ne pas être le cas. Par exemple, entre deux plis, il est possible qu'il y ait une zone d'une certaine épaisseur où aucune fibre ne se trouve. Il y aura donc, localement, une zone où le matériau est plus souple et présente une déformation plastique importante sous le chargement nécessaire pour briser l'éprouvette. Cette situation peut donc se présenter à l'interface talon – éprouvette, ce qui aura pour effet de modifier considérablement le champ des contraintes à cet endroit. De plus, ce phénomène tendra à diminuer les concentrations des contraintes au point A et, sous l'effet d'une grande zone plastique, répartir les contraintes plus uniformément sur toute la longueur du talon. Il est donc probable que les contraintes estimées aux points A et B soient supérieures à celles réellement présentes dans l'éprouvette. De plus, cette analyse ne s'est pas intéressée aux

Tableau 3.11 – Comparaison de l'intensité des contraintes parasites dans l'éprouvette proposée par cette étude et celle proposée par ASTM

	σ_x	σ_y	σ_z	τ_{xz}	F	
Point A	2047	1.75	8.75	25.02	1.24	Éprouvette proposée
Point B		-0.04	23.50	25.54	0.52	
Point A	2078	7.61	5.14	29.54	1.41	ASTM D 3039
Point B		35.05	64.43	58.82	2.65	

*Les contraintes sont exprimées en MPa

contraintes se développant dans le talon. Des études préliminaires ayant conduit à la mise en œuvre du présent document ont montré que les contraintes dans le talon sont relativement basses (comparées aux limites ultimes). Toutefois, si d'autres matériaux relativement souples (un époxy tenace, par exemple) sont proposés pour fabriquer les talons, une étude des contraintes dans ces derniers sera nécessaire. Il est en effet probable que les talons se rompent avant la section utile, rendant l'essai inutile. Finalement, les conclusions tirées de cette analyse devraient être appliquées avec une certaine réserve si d'autres configurations d'éprouvettes sont testées. Bien qu'il semble peu probable d'observer un grand changement dans l'effet des paramètres géométriques de l'éprouvette, il est probable que les recommandations données concernant le matériau des talons ne soient pas aussi efficaces que prévu. Étant donné le temps requis pour conduire une analyse complète par la méthode des éléments finis et l'infinité de combinaisons de matériaux possibles, l'étude présentée au chapitre II devrait être développée entièrement. L'étude présentée ici permet de suggérer une amélioration à un problème précis dans un cadre bien défini, mais il est fort probable que la configuration d'éprouvette obtenue ne soit pas optimale. Cette étude apporte néanmoins des éléments additionnels aux connaissances actuelles (importance du champ de la contrainte, influence de l'épaisseur des talons et de la force de serrage), mais le problème de l'essai de traction demande que d'autres études soient effectuées sur le sujet.

CHAPITRE IV

ANALYSE EXPÉRIMENTALE

Suite aux analyses présentées aux chapitres précédents, une configuration d'éprouvette (géométrie, matériaux, fabrication) a été proposée en vue d'améliorer la qualité des mesures de la limite ultime X_t. Afin de comparer expérimentalement l'efficacité de cette méthode de mesure, les mesures obtenues avec cette méthode sont comparées avec celles obtenues lors de l'analyse préliminaire (voir introduction) ayant conduit à ce travail. Cette comparaison fait donc l'objet de ce chapitre.

Pour ce faire, les résultats des deux études sont présentés individuellement. Pour chaque étude, la méthode de fabrication des éprouvettes, les matériaux utilisés ainsi qu'une analyse des résultats sont présentés. Par la suite, la comparaison des résultats est réalisée en calculant, pour chaque étude, un intervalle de confiance de la limite de design $R_{0,95}$ pour la limite ultime X_t. La limite de design $R_{0,95}$ est en fait la contrainte que peut supporter 95% de toutes les éprouvettes provenant de la même population. Par exemple, une limite de design de 2000 MPa de niveau 95% pour un matériau donné signifie que 95% de toutes les éprouvettes fabriquées de ce matériau ont une limite ultime X_t supérieure à 2000 MPa. Cette limite de design est généralement calculée lorsque les paramètres de la distribution statistique (moyenne μ et écart type σ, dans le cas d'une distribution normale) de la population d'où proviennent les mesures sont connus. Habituellement, la détermination du type de distribution de la population des mesures ainsi que l'estimation précise des paramètres de cette distribution requièrent un nombre important (supérieur à 100) d'observations. Toutefois, lorsque la population est distribuée selon une loi normale (ou approximativement) des tests statistiques permettent de calculer des intervalles de confiance des paramètres de la distribution. Par exemple,

un intervalle de confiance de niveau 95% de la moyenne de la population peut être calculé en se basant sur la moyenne des mesures d'un échantillon. Un tel intervalle signifie que la moyenne de la population se trouve entre telle et telle valeur pour 95% des échantillons de taille n (i.e. nombre total de mesures) provenant de cette population. En d'autres termes, la probabilité que la moyenne de la population ne se trouve pas dans l'intervalle calculé est de 0,05. La même démarche peut être appliquée aux autres paramètres d'une distribution (voir Mendenhall et Sincich (1995) pour plus de détails). Alors, si l'on suppose une distribution normale et que l'on choisit la borne inférieure de l'intervalle de confiance de la moyenne et la borne supérieure de l'intervalle de confiance de l'écart type, la limite de design $R^{inf}_{0,95}$ calculée avec cette distribution constituera une borne inférieure de $R_{0,95}$. De la même manière, si l'on choisi la borne supérieure de l'intervalle de confiance de la moyenne et la borne inférieure de l'intervalle de confiance de l'écart type, la limite $R^{sup}_{0,95}$ calculée avec ces paramètres sera en fait une borne supérieure de $R_{0,95}$ de la population entière. Donc, en se basant sur les mesures de l'échantillon disponible, il est possible de calculer un intervalle de confiance de la limite de design $R_{0,95}$ de la population. De cette manière, les limites de design calculées suite à l'analyse préliminaire (section 4.2) et suite aux résultats obtenus avec la configuration d'éprouvette proposée par cette étude (section 4.3) peuvent être comparées. En effet, si les intervalles de confiance de $R_{0,95}$ des deux méthodes ne se confondent pas, il sera montré que les limites de design issues des deux méthodes sont différentes. En terminant, il a été choisi de comparer les limites $R_{0,95}$ de ces deux études car cette valeur tient compte de la valeur moyenne de la population ainsi que de l'écart type. De plus, au niveau industriel, la limite ultime de design est la quantité qui est employée pour comparer des matériaux ente eux et pour en justifier le choix.

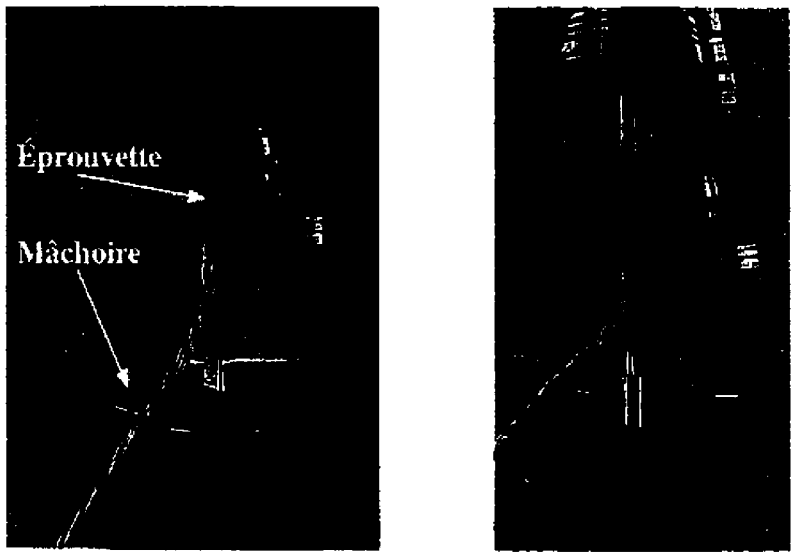
Avant de procéder à l'analyse de ces deux expériences, les appareils et la méthode de mesure sont présentés car ils sont communs aux deux études.

4.1 Appareils et méthode de mesure

Les essais de traction dont il est question dans les prochaines pages ont été conduits à l'aide d'une machine de traction universelle Instron 8500 équipée d'une cellule de charge de 50 kN permettant des lectures précises à 0,5%, et ce même pour des forces de l'ordre de 500 N. Cette cellule de charge a été choisie car, pour les deux études, il a été estimé que la rupture des éprouvettes surviendrait à des forces voisines de 30 kN (en se basant sur une limite ultime X_t de 2000 MPa). Les éprouvettes ont été introduites dans des mâchoires hydrauliques permettant un ajustement de la pression exercée par les pinces sur l'éprouvette. De plus, la surface rugueuse de ces pinces empêche le glissement des éprouvettes. Ces pinces sont aussi dotées d'un mécanisme permettant l'alignement de l'axe « x » d'une éprouvette avec celui des mâchoires.

Pour les deux études, la distance entre les mâchoires de la machine a été augmentée à une vitesse constante de 0,01 mm par seconde. La force mesurée par la cellule de charge ainsi que les déformations mesurées par les jauges (lorsqu'il y en avait) ont été enregistrées à l'aide d'une carte d'acquisition de données PCI–MIO–16E fabriquée par National Instruments. Les lectures ont été effectuées à toutes les 50 ms. Enfin, l'essai a été interrompu lorsque qu'il y avait rupture complète de l'éprouvette. Même si la rupture est un processus progressif (i.e. certaines fibres de l'éprouvette brisent avant l'éprouvette complète), la contrainte ultime a été définie comme étant la contrainte maximale enregistrée au cours de l'essai. Il est à noter que toutes les éprouvettes testées se sont rompues de manière catastrophique, facilitant la détermination du moment de la rupture. Enfin, la contrainte dans l'éprouvette a été calculée en divisant la force mesurée par la cellule de charge par l'aire de la section utile (i.e. largeur × épaisseur) au début de l'essai.

Afin de limiter la génération de contraintes engendrées par des défauts de l'équipement, l'alignement des pinces de la machine a été évalué. Cette vérification est importante car une flexion autour des axes « y » et « z » ainsi qu'une torsion selon « x » (voir la figure



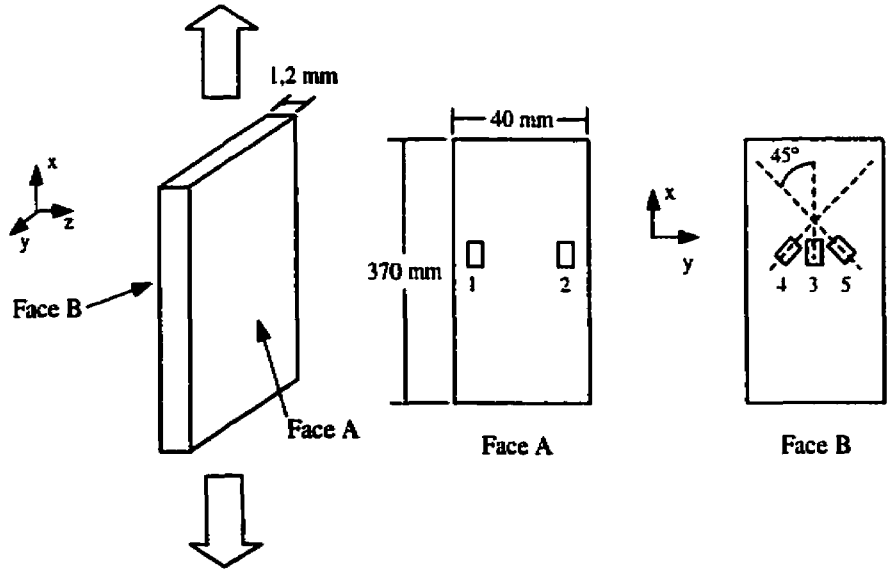
La grande inertie des mâchoires et la faible rigidité en torsion de l'éprouvette empêchent un auto-alignement des mâchoires même si elles sont libres de tourner autour de leur axe.

Figure 4.1 – Insertion de l'éprouvette dans les mâchoires

4.2 pour le système d'axes) peuvent entraîner une rupture prématurée de l'éprouvette. De plus, même si les mâchoires sont libres de tourner autour de leurs axes, leur grande inertie et la faible rigidité en torsion des éprouvettes empêchent leur auto-alignement. La figure 4.1 illustre une éprouvette typique insérée dans les pinces hydrauliques. Alors, pour évaluer la flexion présente autour des axes « y » et « z », la méthode prescrite par la norme ASTM D 3039 a été employée. Cette méthode consiste principalement à mesurer les déformations sur les deux faces d'une éprouvette ainsi que sur les deux côtés tout au long d'un essai de traction. Trois jauges, comme illustré à la figure 4.2, sont donc nécessaires. La torsion autour de l'axe « x » a été évaluée en mesurant la déformation de cisaillement γ_{xy} avec deux jauges orientées à ±45°. Les jauges ont été collées sur une plaque de dimensions 370 × 40 × 1.2 mm. Alors, la quantité relative de flexion et de torsion selon les différents axes est calculée par (norme ASTM D 3039) :

$$
\begin{aligned}
\varepsilon_{ave} &= \frac{(\varepsilon_1+\varepsilon_2)+2\varepsilon_3}{4} \\
B_y &= \frac{\varepsilon_{ave}-\varepsilon_3}{\varepsilon_{ave}}\times 100 \\
B_z &= \frac{4}{3}\frac{\varepsilon_2-\varepsilon_1}{\varepsilon_{ave}}\times 100 \\
T_x &= \frac{\varepsilon_4-\varepsilon_5}{\varepsilon_3}\times 100
\end{aligned}
\tag{4.1}
$$

où les déformations ε_i sont celles mesurées par les jauges de la figure 4.2, B_y, B_z et T_x le pourcentage de flexion et de torsion selon les axes « y », « z » et « x » respectivement. La plaque a donc été insérée dans les mâchoires et ces dernières ont été ajustées de manière à ce qu'aucune torsion ne soit présente. Les mâchoires ont été solidement fixées et un essai de traction a été conduit sur la plaque jusqu'à la rupture de cette dernière.



Les jauges 1-2-3 mesurent la flexion de l'éprouvette autour des axes « y » et « z » et les jauges 4 et 5 permettent de mesurer la torsion autour de l'axe des « x ».

Figure 4.2 – Disposition des jauges pour l'évaluation de la flexion et de la torsion induite par la machine de traction

Tout au long de l'essai, les quantités B_y, B_z et T_x ont été inférieures à 3%, ce qui est acceptable, selon la norme ASTM D3039. De plus, une nouvelle plaque a été insérée dans les mâchoires immédiatement après l'essai et aucune torsion n'a été mesurée, ce qui indique que les mâchoires n'ont pas bougé même sous le choc causé par la rupture de l'éprouvette.

Les essais ont donc été conduits de la manière suivante. Premièrement, la largeur et l'épaisseur de la section utile ont été mesurées pour chaque éprouvette. Pour ces deux dimensions, les mesures ont été prises en trois endroits (près des talons et au centre) et la valeur retenue est la moyenne de ces trois observations. Deuxièmement, la plaque mentionnée précédemment a été introduite dans la machine de traction et les mâchoires ont été ajustées jusqu'à ce qu'aucune torsion ne soit présente. Troisièmement, les mâchoires ont été solidement fixées. Quatrièmement, l'éprouvette a été introduite dans la machine de traction en prenant soins d'aligner l'axe « x » de l'éprouvette et celui des pinces. Finalement, l'essai a été conduit jusqu'à la rupture de l'éprouvette. Cette procédure a été répétée pour chacun des essais. Ceci étant établi, les résultats des deux études peuvent être présentés.

4.2 Étude préliminaire

4.2.1 Design de l'expérience

Cette étude consiste principalement à mesurer l'impact du choix du type de talon et d'adhésif sur la mesure de la limite ultime X_t. Pour ce faire, deux types de talons et trois types d'adhésif ont été étudiés. Le tableau 4.1 résume les différentes caractéristiques de ces deux parties de l'éprouvette. Six configurations d'éprouvettes dont la géométrie est celle suggérée par la norme ASTM D3039 (voir section 3.1.1 pour détails) ont été testées. Ces éprouvettes ont été testées dans la machine de traction comme décrit à la section 4.1 et les contraintes à la rupture ont été mesurées. Il est à noter que la force de serrage a été

ajustée de manière à ce qu'elle soit la plus faible possible tout en évitant le glissement de l'éprouvette. Ceci a été accompli en conduisant un essai de traction en imposant une faible force de serrage. Tout au long de l'essai, lorsqu'il y avait glissement de l'éprouvette, la force de serrage était augmentée de manière à ce que l'éprouvette ne glisse plus. Un facteur de 1,2 a été appliqué à la force de serrage présente à la rupture de l'éprouvette et cette force de serrage a été appliquée à tous les essais.

4.2.2 Fabrication des éprouvettes

La section utile de l'éprouvette a été fabriquée d'un composite carbone / époxy contenant 60% de fibres en volume produit par « epo-faser-technik » sous le nom de produit « PR UD CST 250/600 FT 102 35% ». La section utile de chaque éprouvette a été découpée, à l'aide d'une scie à diamants à partir de panneaux moulés sous presse. Chaque panneau a été moulé à partir de 5 plis (épaisseur de 0,26 mm) pour obtenir des panneaux de 1,2 mm d'épais. Le talon de type 1 était composé d'un composite verre époxy / tissé à 90° contenant 60% de fibres en volume fabriqué par « epo-faser-technik » sous la désignation

Tableau 4.1 – Types de talons et d'adhésifs testés à l'étude préliminaire

Talon	
Type 1	Fabriqué d'un composite verre / époxy tissé et orienté à $\pm 45^\circ$ dont le module élastique E_x est de 25 GPa. L'épaisseur du talon est de 3.2 mm.
Type 2	Fabriqué d'un composite verre / polyester tissé et orienté à $\pm 45^\circ$ dont le module élastique E_x est de 5,3 GPa. L'épaisseur du talon est de 2 mm.

Adhésif	
Type 1	Adhésif cyanoacrylate instantané haute-résistance. Produit par Loctite sous le nom « Super Attack Gel ».
Type 2	Adhésif époxy haute performance. Produit par 3M sous le nom « DP – 460 ».
Type 3	Film acrylique de 0,65 mm d'épaisseur. Produit par 3M sous le nom « VHB 4930 »

« PR EMX 480/1270 FT 102 36% ». Ces talons ont été découpés de panneaux moulés sous presse. Chaque panneau a été moulé à partir de 8 plis (épaisseur de 0,42 mm) pour obtenir une épaisseur finale de 3,2 mm. Par la suite, le fuseau a été usiné à l'aide d'une sableuse à bois. Il est à noter que ces deux matériaux ont été moulés par Carbofast et la publication des paramètres du moulage n'est pas permise. Le talon de type 2 a été usiné de la même manière d'un panneau de verre / polyester tissé (source inconnue) de 2 mm d'épais. Les deux talons ont été découpés à 45° par rapport au sens des fibres et les modules élastiques E_x^f (dans la direction des fibres) de chacun de ces matériaux ont été mesurés.

Étant donné que l'adhésif cyanoacrylate réagit très rapidement, aucun dispositif spécial n'a été mis en place pour faciliter l'assemblage des éprouvettes. Toutefois, pour les deux autres adhésifs, un dispositif permettant un serrage du talon et ce, même sur le fuseau a été employé. De plus, pour augmenter la force du lien, les éprouvettes assemblées à l'aide des adhésifs du type 2 et 3 ont été cuites selon le directives prescrites par le fabricant. Les éprouvettes ont aussi relaxé une semaine dans un milieu à température contrôlée et à faible humidité avant d'être testées. Finalement, étant donné le temps nécessaire à la fabrication des éprouvettes, seulement 5 éprouvettes par configuration (total de 30) ont été fabriquées.

4.2.3 Résultats

Avant de présenter les résultats numériques, il doit être mentionné que le film acrylique n'est pas adéquat pour ces essais. En effet, ce film a présenté de grandes déformations plastiques avant de céder, bien avant l'apparition des premiers signes de rupture de l'éprouvette. Les résultats pour cet adhésif ne sont donc pas présentés. De manière générale, et ce indépendamment de la combinaison talon – adhésif, la majorité des éprouvettes se sont rompues par déchirure transverse, comme l'illustre la figure 4.3. De

Les éprouvettes de gauche et du centre semblent s'être rompues par déchirure transverse tandis que l'éprouvette de droite présente une rupture nette dans la section utile et sous le fuseau.

Figure 4.3 – Illustration des modes de rupture des éprouvettes testées à l'analyse préliminaire

La figure montre que certaines fissures (éprouvette de droite) et du délaminage (éprouvettes de gauche et du centre) se sont initiés sous le talon, au point B.

Figure 4.4 – Initiation de certaines ruptures au point B pour certaines éprouvettes testées lors de l'analyse préliminaire

plus, la rupture de certaines éprouvettes s'est initiée au point B tel que montré à la figure 4.4. Certains joints du type 2 se sont brisés tandis que ceux du type 1 sont demeurés intacts. Il est cependant difficile de déterminer si la rupture de l'adhésif a entraîné la rupture de la section utile ou vice versa. Finalement, à la lumière de la discussion de la section 1.3, seulement deux éprouvettes ont été rejetées car leur rupture a été jugée inacceptable. Le tableau 4.2 présente ces résultats. Il est à noter que les rangées « confiance ± 95% » sont les bornes de l'intervalle de confiance de la valeur moyenne à un niveau de 95%.

4.2.4 Analyse des résultats

Le faible nombre d'observations ne permet pas de déterminer de manière significative si une combinaison talon – adhésif conduit à de meilleurs résultats qu'une autre. En effet, les intervalles de confiance de la moyenne de chacune des configurations se chevauchent. Un plus grand nombre d'observations est donc nécessaire afin d'être en mesure de

Tableau 4.2 – Mesures de la limite ultime X_t pour les différentes configurations d'éprouvettes de l'analyse préliminaire (MPa)

	Adhésif			
Talon	Type 1		Type 2	
Type 1	1168.9	1620.0	1345.6	1211.1
	1732.2	1376.1	1694.4	1251.1
			1396.1	
Moyenne	1474.3		1379.7	
Confiance +95 %	1875.5		1616.4	
Confiance -95 %	1073.2		1142.9	
Ecart type	252.1		190.7	
Type 2	2003.9	1440.0	1018.9	1098.9
	1302.8	1646.1	1750.6	1576.7
			2056.7	
Moyenne	1598.2		1500.3	
Confiance +95 %	2083.6		2045.4	
Confiance -95 %	1112.8		955.2	
Ecart type	305.1		439.0	

discerner une différence, s'il y a lieu, entre les différentes configurations.

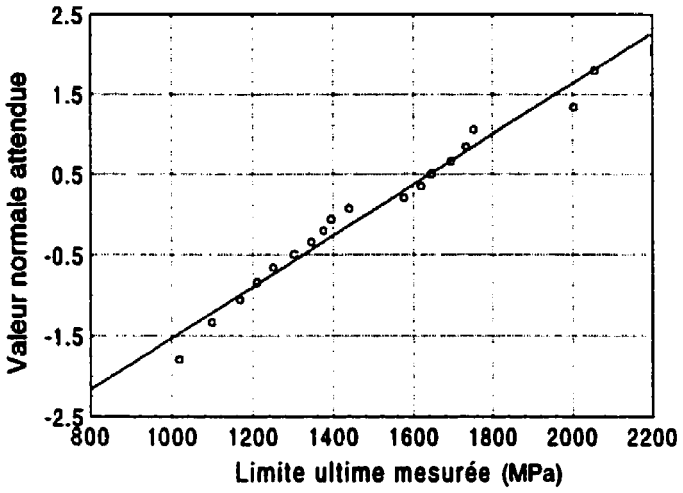
Il est aussi intéressant de remarquer que presque toutes les éprouvettes se sont brisées par déchirure transverse. En effet, à la lumière de la discussion de la section 1.3, il paraît peu probable que toutes les éprouvettes se brisent en exhibant le même mode de rupture. Il est donc possible que l'intensité des contraintes parasites et/ou la fabrication de l'éprouvette ait favorisé la rupture selon ce mode. Toutefois, comme les propriétés mécaniques des matériaux constituant l'éprouvette ne sont pas toutes connues, il est difficile de déterminer la cause exacte de cette tendance par une analyse par la méthode des éléments finis.

Comme les résultats ne permettent pas de discerner des différences entre les configurations testées, les mesures ont été regroupées et il est supposé qu'elles proviennent de la même population.

Le test de normalité de Shapiro-Wilk[7] et l'élaboration d'un graphe des mesures dans un espace normal (voir figure 4.5) indiquent qu'une distribution normale approxime raisonnablement la population des mesures. En d'autres termes, il n'y a pas assez d'évidences statistiques pour permettre de rejeter l'hypothèse que la population des mesures est distribuée selon une normale. D'autres types de distributions (Weibull, log-normale, etc.) pourraient être envisagées, mais le faible nombre d'observations ne permet pas de déterminer si un type de distribution est plus approprié qu'un autre. Il est donc, pour le reste de l'analyse, supposé que les mesures proviennent d'une population normale.

---

[7] Test statistique permettant de rejeter l'hypothèse que la population d'où provient l'échantillon est normale.



Ce graphe est un outil graphique permettant d'évaluer si une population est approximativement distribuée selon une normale. Si la population d'où proviennent les mesures était normale, tous les points formeraient une droite. A l'observation du graphe, l'approximation semble raisonnable.

Figure 4.5 – Graphe des mesures obtenues lors de l'analyse préliminaire dans un espace normal

Le tableau 4.3 présente l'estimation de la moyenne μ et de l'écart type σ de la population des mesures ainsi que de l'intervalle de confiance de la limite de design $R_{0,95}$. Il peut être remarqué, que la limite de design, dans le meilleur des cas, est de beaucoup inférieure à la limite généralement admise ($\cong$ 2000 MPa). De plus, le coefficient de variation C.V. (rapport écart type – moyenne) est de l'ordre de 20%, ce qui est une valeur supérieure à celle qui est généralement observée (approximativement 5%). Ceci montre que la méthode suggérée par la norme ASTM, bien qu'exécutée avec grands soins, peut conduire à des résultats qui ne sont pas satisfaisants dans tous les cas.

Tableau 4.3 – Calcul de l'intervalle de confiance de la limite de design $R_{0,95}$ pour les mesures de l'analyse préliminaire selon ASTM D3039

				Bornes de la limite de design (MPa)		
Paramètres	Estimation	Limite -95 %	Limite +95%	Inférieure	Médiane	Supérieure
μ (MPa)	1482.78	1335.33	1630.22	605.43	995.09	1264.07
σ (MPa)	296.5	222.47	443.75			

4.3 Étude expérimentale de l'éprouvette proposée au chapitre III

4.3.1 Méthode expérimentale

La limite ultime X_t des éprouvettes fabriquées selon la configuration issue des analyses des chapitres II et III (voir section 3.7) a été mesurée selon la méthode décrite à la section 4.1. La force de serrage des mâchoires a été ajustée de manière à ce que la contrainte de compression σ_z soit de l'ordre de 120 MPa (= 60% de la limite ultime Z_c supposée). La force requise a été estimée en supposant que cette force de compression n'est reprise que par la zone où les conditions aux frontières sont appliquées selon:

$$\sigma_z = \frac{F_z}{A} \Leftrightarrow 120MPa \times (15mm \times 40mm) = 72kN \qquad \textbf{(4.2)}$$

où A est l'aire de la surface sur laquelle les conditions aux frontières s'appliquent et F_z la force de serrage. La valeur de la force de serrage obtenue par ce calcul est conservatrice car, dans les faits, la surface sur laquelle cette force de compression est reprise au niveau de l'interface éprouvette - talon est plus grande que la surface où les conditions aux frontières sont appliquées. Il est donc difficile de connaître avec précision la contrainte de compression maximale présente dans le matériau testé. Toutefois, cette valeur conservatrice empêche la rupture de l'éprouvette sous cette force de compression.

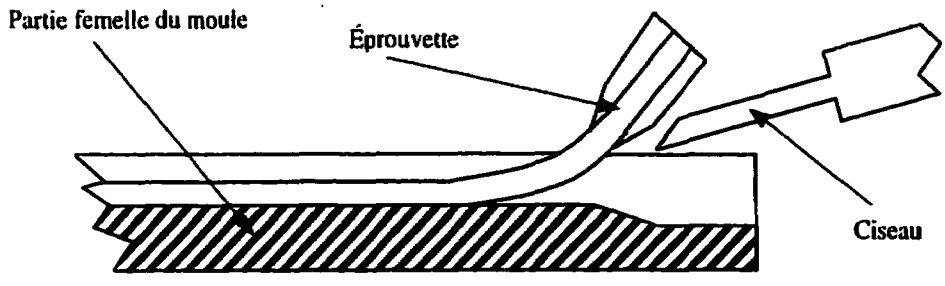
4.3.2 Fabrication des éprouvettes

Comme mentionné dans l'introduction et suite aux difficultés rencontrées lors de l'analyse préliminaire ayant conduit à cette étude, il a été décidé de mouler les éprouvettes d'une seule pièce. Pour ce faire, un moule a été réalisé afin de faciliter l'empilement des différentes couches et pour assurer la forme du talon. Les dimensions et la forme du moule se trouvent à l'annexe 1. Ce moule permet de mouler des

éprouvettes dont la section utile est aussi mince que 1,0 mm et des talons épais de 4,5 mm. Un tel procédé de fabrication a été choisi afin d'enrayer le problème du décollement des talons observé à la section précédente. De plus, le fait de mouler chaque éprouvette individuellement devrait inhiber la génération des défauts habituellement présents sur les côtés d'une éprouvette usinée. Aussi, comme le découpage et l'empilement des plis se fait manuellement, le fait de mouler plusieurs éprouvettes individuellement, plutôt que de les découper d'un grand panneau, est plus représentatif des pièces de production. En effet, si quelques plis d'un panneau ne sont pas alignés correctement, toutes les éprouvettes découpées de ce même panneau auront ce défaut d'alignement. Le risque d'observer un tel phénomène est donc diminué en répétant plusieurs fois les étapes de fabrication et la variabilité observée sera plus représentative de celle des pièces d'une production complète.

La section utile a été fabriquée du même carbone / époxy que celui décrit à la section 4.2.2. Les essais préliminaires avec le moule ont montré que la section utile doit être constituée d'au moins 5 plis pour assurer une bonne consolidation entre les différentes couches. Les talons ont été fabriqués avec le même verre / époxy que celui des talons de type 1 (tableau 4.1). La séquence d'empilement, à partir de la surface de la section utile vers la section où les conditions aux frontières sont appliquées, était : $[+45/-45]_{s3}[+45/-45]$ (Les orientations des plis sont données par rapport à l'axe des « x » de l'éprouvette dans le plan XZ illustré à la figure 4.2). Cette séquence d'empilement a été choisie afin d'annuler tout couplage entre les déformations axiales et celles de cisaillement. Cependant, comme 14 plis ont été nécessaires pour atteindre une épaisseur de 4,5 mm, un empilement symétrique n'a pas été possible. Les deux plis additionnels ont donc été placés le plus loin possible de la section utile. Cet empilement minimise aussi la génération des contraintes interlaminaires σ_z entraînées par un chargement axial.

Il est à noter ici que la qualité des éprouvettes obtenues par ce moule n'est pas optimale. Plusieurs facteurs reliés au design et à la fabrication du moule ont contribué à endommager les éprouvettes. Premièrement, il a été très difficile d'ouvrir le moule après chaque cuisson et des moyens extrêmes (marteau et ciseau à métal) ont du être déployés pour séparer les deux parties. Deuxièmement, la forme des cavités du moule a rendu l'extraction des éprouvettes relativement difficile et il a fallu employer un marteau et un ciseau pour extraire les éprouvettes. Il est à noter que certaines éprouvettes ont été brisées lors de l'extraction sous la charge de flexion présente. La figure 4.6 illustre schématiquement la flexion causée par le ciseau et le marteau nécessaires à l'extraction des éprouvettes. Le moment de flexion maximal se trouve à la racine du fuseau et la rupture de quelques éprouvettes s'est produite à cet endroit lors de leur extraction. Il est donc possible que certaines éprouvettes ne présentant pas de défauts visibles à l'œil nu soient en fait endommagées et conduisent à des mesures de la contrainte ultime inférieure. Enfin, au lieu d'être usiné d'une seule pièce d'aluminium, le moule a été coupé en plusieurs parties et ces dernières ont été collées sur une base. Certaines parois se sont décollées sous la pression dans la presse et il a fallu usiner des trous et des filets afin que le tout tienne en place. Cependant, comme le temps alloué à cette étude ne permettait pas de retourner le moule au fabricant et de corriger certaines erreurs du



Un ciseau et un marteau ont été nécessaires pour extraire les éprouvettes de la partie femelle du moule

Figure 4.6 – Illustration de la flexion induite dans l'éprouvette lors de son extraction du moule

design, le faible nombre d'éprouvettes extraites avant la faillite totale du moule a néanmoins été testé. De plus, les éprouvettes moulées lors des premiers essais du moule ont été retenues même si le nombre de plis dans la section utile varie d'une éprouvette à l'autre. Les résultats obtenus à la suite de cette analyse sont donc, théoriquement, inférieurs à ceux qui auraient été obtenus si la fabrication de l'éprouvette s'était déroulée de manière satisfaisante.

Finalement, même si certaines éprouvettes ont été fabriquées à partir du même nombre de plis, une certaine variation de l'épaisseur de la section utile a été observée d'une éprouvette à l'autre. Il est fort probable que, d'un groupe d'éprouvettes à l'autre, le moule n'a pas été complètement fermé et que l'espace prévu pour la section utile ait augmenté. La fraction volumique absolue des fibres varie donc d'une éprouvette à l'autre. Comme les fibres supportent presque la totalité de la charge et que le nombre de fibres est constant d'une éprouvette à l'autre[8], une plus grande épaisseur de la section utile devrait conduire à une plus faible contrainte à la rupture calculée. En effet, la force nécessaire pour briser l'éprouvette devrait être la même, si la quantité de fibres est constante, tandis que l'épaisseur de la section utile augmente. Il est à noter que la densité de la matrice époxy à la fin de la cuisson dépend des paramètres du moulage (pression, température, temps de cuisson). Si, pour une raison donnée, le moule n'a pu être complètement fermé, la pression appliquée sur les plis a diminué. De cette manière, la matrice pourra, dans une certaine mesure, prendre plus d'expansion, conduisant ainsi à des éprouvettes plus épaisses.

Les valeurs de X_t mesurées perdent ainsi leur sens car elles ne sont pas mesurées pour des mêmes fraction volumiques, ce qui est équivalent à mesurer X_t pour des matériaux différents. Alors, afin de comparer les mesures obtenues de cette étude avec celles présentées à la section 4.2.4, un facteur de correction φ doit être introduit. Ce facteur, en

---

[8] En effet, pour les éprouvettes constituées du même nombre de plis, la même quantité de fibres devrait être présente.

supposant que la contrainte à la rupture varie linéairement avec la fraction volumique de fibres, extrapole les résultats obtenus pour les éprouvettes testées dans cette section à ceux qui auraient été obtenus si la section utile l'éprouvette était fabriquée comme celles de la section 4.2.4 (5 plis, épaisseur de 1,2 mm). Pour ce faire, la force supportée par chaque pli F_{plis} des éprouvettes testées dans cette section a été calculée avec l'équation :

$$F_{plis} = \frac{t_m \times l_e \times X_t}{n_{plis}} \tag{4.3}$$

où t_m est l'épaisseur de la section utile, l_e la largeur de l'éprouvette et n_{plis} le nombre de plis dans l'éprouvette en question. Par la suite, F_{plis} est multipliée par 5 pour estimer la force qu'aurait supporté l'éprouvette si 5 plis étaient présents, comme à la section 4.2.4. Finalement, la force calculée est divisée par la largeur et l'épaisseur de la section utile des éprouvettes de la section 4.2.4. Alors, le facteur φ par lequel doivent être multipliées les X_t mesurées dans cette section, afin d'être comparées avec celles de la section 4.2.4 est exprimé par :

$$\varphi = \frac{5}{1{,}2} \times \frac{t_m}{n_{plis}} = 4\tfrac{1}{6}\frac{t_m}{n_{plis}} \tag{4.4}$$

4.3.3 Résultats et analyse

Le tableau 4.4 présente les résultats des mesures de la contrainte ultime ainsi que les différents facteurs de correction pour chaque éprouvette. De plus, les intervalles de confiance (Lim ±95%) de l'écart type et de la moyenne ont été calculés. Comme anticipé à la section précédente, plusieurs éprouvettes ont présenté une rupture prématurée suite aux défauts crées lors de l'extraction. Ces éprouvettes, au nombre de 6, ont donc été

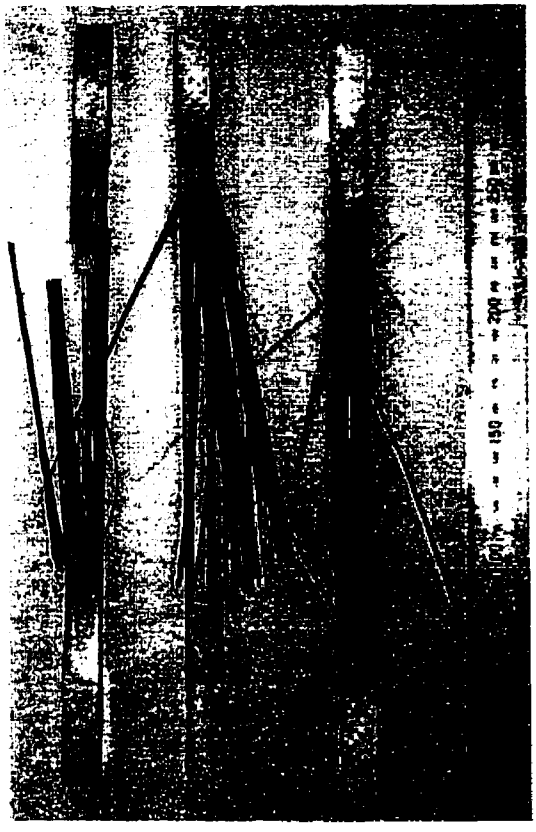
Tableau 4.4 – Calcul de l'intervalle de confiance de $R_{0,95}$ pour l'éprouvette proposée par cette étude

Éprouvette	Épaisseur (mm)	Nombre de plis	φ	Contrainte (MPa)	Correction (MPa)
1	0.900	3	1.250	1583	1979
2	0.900	3	1.250	1560	1951
3	1.040	4	1.083	1679	1819
4	1.210	5	1.008	1840	1856
5	1.003	4	1.045	1522	1590
6	1.120	5	0.933	1851	1728

Moyenne	1673	1820
Lim - 95 %	1522	1668
Lim + 95 %	1823	1972
Écart type	143.86	144.73
Lim - 95 %	89.79	90.34
Lim + 95 %	352.82	354.97
$R_{0,95}$	1436	1582
Lim inf	942	1084
Lim Sup	1675	1823

exclues de l'analyse. D'un autre côté, les résultats obtenus avec les 6 éprouvettes retenues sont satisfaisants. En effet, aucun talon ne s'est décollé et du délaminage n'a été observé que sur deux éprouvettes. Il est cependant difficile de déterminer si ce délaminage est la cause de la rupture de l'éprouvette ou si ce dernier s'est produit sous l'effet du contre coup de la rupture. En terminant, les éprouvettes se sont rompues en exhibant de la déchirure transverse, une allure de balais ou de l'explosion, comme l'illustre la figure 4.7.

Maintenant, le faible nombre d'observations ne permet pas d'inférer le type de distribution statistique de laquelle proviennent les mesures. De plus, le test de normalité de Shapiro-Wilk ne permet pas de rejeter l'hypothèse d'une population normale. Il est donc supposé que les mesures proviennent d'une population normale. Comme montré au tableau 4.4, la quantité d'observations rend le calcul d'un intervalle de confiance de l'écart type sans intérêt. D'un autre côté, il est possible de calculer un intervalle de



La figure montre que les éprouvettes testées ont exhibé une variété de modes de rupture. Par exemple, de gauche à droite, de la déchirure transverse, une allure de balais et de l'explosion ont été observées.

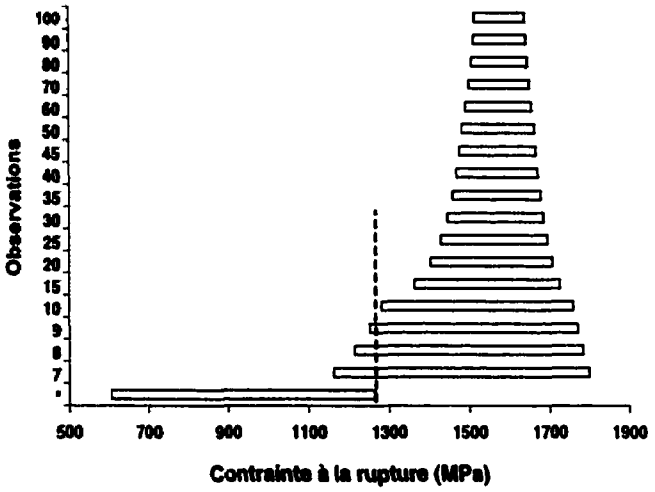
Figure 4.7 – Illustration des modes de rupture de l'éprouvette proposée par cette étude

confiance de la valeur moyenne qui est raisonnable. Enfin, compte tenu de l'intervalle de confiance de l'écart type, l'intervalle de confiance de la limite de design $R_{0,95}$ est relativement important et donc sans grand intérêt. Il est à noter ici que le calcul de l'intervalle de confiance de l'écart type est très sensible au nombre d'observations. Il est donc évident qu'un plus grand nombre d'observations est nécessaire afin de calculer un intervalle de confiance raisonnable de la limite de design. Finalement, il doit être rappelé que les mesures des contraintes ultimes du tableau 4.4 ne peuvent être utilisées pour calculer une limite de design $R_{0,95}$ qui soit acceptable.

4.4 Discussion

Comme mentionné à la section 4.3.3, le faible nombre d'observations de la mesure de la contrainte à la rupture de l'éprouvette proposée par cette analyse ne permet pas d'identifier le type de distribution statistique duquel proviennent les mesures. Alors, si l'on suppose que les populations des mesures de la limite ultime de X_t sont normales, seules les valeurs de la moyenne des deux populations peuvent être comparées significativement (tableaux 4.3 et 4.4) car les intervalles de confiance de ces quantités ne se chevauchent pas. Il semble donc que la nouvelle éprouvette conduise à une mesure de la contrainte ultime X_t qui est supérieure, en moyenne, à celle obtenue lors de l'étude préliminaire. L'observation des mesures montre aussi que celles obtenues avec la nouvelle configuration sont plus regroupées que celles obtenues à la section 4.2.3 (écart type plus faible). De plus, les modes de ruptures exhibés par les éprouvettes de la section 4.3 sont plus variés que ceux de la section 4.2, et ce, pour un nombre trois fois moins important d'observations. Alors, sachant que les éprouvettes testées à la section 4.3 comportaient des défauts, il semble que la méthode proposée par ce travail conduise à des résultats prometteurs. Cependant, la démarche entreprise, compte tenu des difficultés rencontrées, n'a pas pu conduire à une mesure de la limite de design X_t qui soit, à notre avis, représentative du matériau testé.

Le design d'un nouveau moule devrait donc être entrepris pour conduire plus d'essais afin d'obtenir des résultats significatifs. A titre indicatif, si l'on suppose que la moyenne et l'écart type des échantillons demeurent constants, 10 observations sont nécessaires pour que les intervalles de confiance de $R_{0,95}$ des deux méthodes évaluées soient différents. La figure 4.8 illustre la progression de l'intervalle de confiance de $R_{0,95}$ calculé pour les éprouvettes de la section 4.3 en fonction du nombre d'observations. Cependant, même si une dizaine d'observations serait suffisante pour différentier les deux populations, une cinquantaine d'éprouvettes, au moins, devrait être testée pour établir les limites de design de ce carbone / époxy fabriqué par Carbofast. Ce nombre



L'intervalle de confiance de la limite $R_{0,95}$ calculé à partir des résultats de l'analyse préliminaire est illustré par l'astérisque. La figure montre qu'à partir de 10 mesures de X_t, les intervalles de confiance de $R_{0,95}$ des deux études sont distincts.

Figure 4.8 – Évolution de l'intervalle de confiance de $R_{0,95}$ en fonction du nombre d'observations pour la méthode proposée par cette étude

permettrait de déterminer, avec relativement de précision, le type de distribution auquel la contrainte ultime appartient en plus d'obtenir une estimation robuste des paramètres de cette distribution.

Le moule devrait donc être réalisé de manière à produire des éprouvettes dont l'épaisseur de la section utile est constante. Il est en effet probable que le facteur de correction introduit à la section 4.3.2 ne soit pas réaliste et fausse les résultats. De plus, la fraction volumique de fibres des éprouvettes devrait être mesurée expérimentalement afin de pouvoir comparer les résultats avec des matériaux identiques.

En conclusion, l'étude conduite dans ce chapitre montre que la méthode de mesure proposée devrait conduire à des résultats de bonne qualité. De plus, cette configuration d'éprouvette semble produire des modes de rupture acceptables en plus d'enrayer le problème du décollement du talon. Toutefois, les valeurs numériques des contraintes à la rupture mesurées doivent être rejetées et des essais doivent être conduits sur un lot d'éprouvettes homogène afin de mesure cette contrainte à la rupture pour une fraction volumique de fibres connue. Il doit aussi être mentionné que l'analyse statistique a été

conduite en supposant que les populations des mesures sont normalement distribuées. Étant donné le faible nombre d'observations, les résultats doivent être acceptés à titre indicatif et un plus grand nombre d'essais est nécessaire avant de valider avec plus de certitude les conclusions énoncées précédemment.

CONCLUSION ET RECCOMANDATIONS

En conclusion, cette étude s'est concentrée sur la génération des contraintes parasites dans une éprouvette servant à mesurer la résistance ultime X_t en tension dans le sens des fibres d'un matériau composite organique unidirectionnel (carbone / époxy). La géométrie de l'éprouvette étudiée est celle que propose la norme ASTM D 3039 (i.e. éprouvette de section rectangulaire dont la charge est introduite par des talons fuselés). L'influence de la variation de certains paramètres sur la génération des contraintes parasites a été étudiée par une analyse pseudo-théorique ainsi que par une analyse par éléments finis. Ces analyses ont montré que :

1. Le champ des contraintes dans l'éprouvette de traction doit être étudié dans toute l'éprouvette et non uniquement qu'à la racine du fuseau comme le font les études disponibles dans la littérature traitant du sujet. En effet, selon un critère de rupture polynomial, la rupture est susceptible de s'initier dans la section utile, à la racine du fuseau (point A) et dans une zone du matériau testé se trouvant directement sous le début de la surface où le chargement est appliqué[9] (point B).
2. Les constantes élastiques du talon ont un effet sur l'indice de rupture calculé avec un critère de rupture polynomial aux points A et B. De manière générale, il est montré que les indices de rupture aux points A et B diminuent simultanément lorsque le coefficient de Poisson ν_{xy}^f et ainsi que le module E_y^f augmentent et lorsque le module de cisaillement G_{xz} diminue. Cependant, aucune recommandation générale ne peut être donnée concernant le module élastique E_x^f car une diminution de ce module se traduit en une diminution de l'indice de rupture au point A et en une augmentation de cette indice au point B. De plus,

[9] Dans ce cas-ci, jonction entre le fuseau du talon et la surface où le chargement est appliqué.

l'effet de la variation de ce module sur l'indice de rupture est supérieur à celui de la somme des effets des autres constantes élastiques. Le choix de ce module élastique doit donc être fait en tenant compte de l'intensité globale des contraintes parasites pour éviter de provoquer des ruptures prématurées.

3. L'épaisseur des talons diminue l'indice de rupture au point B sans affecter celui au point A. Il peut donc être recommandé d'employer des talons les plus épais possible afin de diminuer les risques de ruptures prématurées dans l'éprouvette. Il a aussi été montré que l'intensité des contraintes parasites diminue avec la largeur et l'épaisseur de la section utile décroissantes. Toutefois, le choix des dimensions de la section utile doit être un compromis entre de faibles contraintes parasites et volume de matériau testé qui est représentatif des pièces en services.
4. La force de serrage exercée par les mâchoires de la machine de traction devrait être telle qu'elle impose dans le matériau testé une contrainte de compression σ_z de l'ordre de 60% de la limite ultime Z_c.

Il est à noter que ces recommandations et observations ne sont pas mentionnées dans la norme ASTM et devraient l'être car elles peuvent permettre la résolution de certains problèmes rencontrés lors de l'essai de traction. Il doit aussi être mentionné que les observations décrites au point 2 ne sont valides que lorsqu'un composite carbone / époxy comportant ≈ 60% de fibres en volume est le matériau testé et que le talon est composé d'un verre / époxy tissé à 90° et comportant aussi ≈ 60% de fibres en volume. En effet, il est probable que, si des matériaux très différents sont utilisés (i.e. section utile présentant une anisotropie plus prononcée ou des talons beaucoup plus souples), que ces recommandations ne donnent pas les résultats escomptés. Bien que des simulations par éléments finis donnent des résultats dans un temps relativement court, un développement mathématique du champ des contraintes dans l'éprouvette de traction devrait être entrepris. En effet, un tel développement permettrait un choix plus judicieux du talon si les résistances ultimes ainsi que les propriétés mécaniques du matériau testé sont approximativement connues. Toutefois, pour des matériaux voisins de ceux simulés dans

le cadre de cette étude, les recommandations prescrites précédemment devraient donner de bons résultats.

Cette étude, lorsque ces recommandations sont appliquées, a montré expérimentalement que :

5. Le fait de mouler l'éprouvette d'une pièce enraye le problème de l'adhésion du talon. De plus, il semble que les modes de rupture observés avec une telle éprouvette soient acceptables et variés. Les résultats obtenus laissent aussi croire que la limite de design $R_{0,95}$ calculée avec cette nouvelle configuration d'éprouvette peut être supérieure à celle obtenue en suivant la norme ASTM.

Cette dernière observation demande, toutefois, plus d'évidences expérimentales. En effet, les problèmes rencontrés lors de la fabrication et l'utilisation du moule et le faible nombre d'observations n'ont pas rendu possible la comparaison significative (au sens statistique) des limites de design $R_{0,95}$ calculées par les deux méthodes. Cependant, en supposant que les populations sont normalement distribuées, un faible nombre d'observations additionnelles devrait être suffisant pour différencier significativement les résultats obtenus à l'aide de ces deux méthodes. L'influence séparée des différents paramètres du test n'a pas été évaluée expérimentalement. Par exemple, il serait intéressant de mesurer l'évolution de la limite $R_{0,95}$ du matériau testé en fonction de l'épaisseur du talon ou de la force de serrage, par exemple. Une telle étude serait un complément aux simulations numériques et donnerait plus de poids aux recommandations prescrites précédemment. Il doit aussi être mentionné que la limite ultime X_t et la limite de design $R_{0,95}$ du matériau employé dans la fabrication du siège n'ont pu être mesurées de manière satisfaisante, ce qui était l'objectif visé par la mise en œuvre de cette étude. Il aurait aussi été intéressant de mesurer expérimentalement la fraction volumique de fibres dans les éprouvettes. De cette manière, le facteur de correction φ aurait pu être calculé à partir d'évidences expérimentales.

Alors, pour les raisons mentionnées précédemment, le design d'un nouveau moule devrait être entrepris. Le nouveau moule devrait être fabriqué de manière à ce que les éprouvettes puissent être extraites sans être endommagées. Pour ce faire, les murs des parois devraient avoir un certain angle avec la normale (1° ou 2°) de manière à ce que la force de friction retenant l'éprouvette dans la cavité n'agisse que sur une faible distance. De plus, un mécanisme permettant l'éjection de l'éprouvette ainsi qu'un mécanisme permettant une ouverture rapide et délicate du moule devraient être inclus dans le design. La qualité des éprouvettes provenant de ce moule devrait aussi être évaluée par des méthodes comme le « C-Scan » ou d'autres méthodes destructives. Enfin, une cinquantaine d'éprouvettes, au minimum, devraient être testées afin de mesurer avec relativement de confiance la limite de design $R_{0,95}$.

Maintenant, avec du recul, il est important de discuter l'aspect « rentabilité » de la méthode proposée dans cette étude. En effet, la fabrication et le design d'un moule impliquent une certaine somme d'argent et de temps. De plus, un certain nombre (plusieurs) d'essais est nécessaire avant de produire des éprouvettes présentant peu de variation de l'une à l'autre. D'un autre côté, l'assemblage d'éprouvettes à partir de pièces coupées de panneaux nécessitent aussi le déploiement de certaines ressources. Par exemple, une scie à diamants est nécessaire pour couper les différentes parties, les talons doivent être usinés pour chaque éprouvette, etc. De plus, l'étude préliminaire a clairement montré que l'adhésion du talon sur la section utile peut être un véritable problème, et ce même si de grandes précautions et efforts sont déployés. Il semblerait donc que les deux méthodes présentent des avantages et des inconvénients et le choix de la méthode la plus rentable n'est pas évident. Il est de notre avis qu'à long terme et pour un producteur de matériaux composites, l'utilisation d'un moule soit plus économique. En effet, la probabilité de rencontrer des problèmes d'adhésion du talon est pratiquement nulle. De plus, une fois le moule en opération, la fabrication des éprouvettes nécessite moins de temps et de précautions. Finalement, les problèmes associés à l'endommagement des côtés de l'éprouvette lors de l'usinage sont pratiquement éliminés.

Alors, une fois l'investissement initial associé à la réalisation et l'utilisation d'un moule amorti, cette méthode devrait être économique en plus de produire des mesures supérieures, ou du moins égales, à celles obtenues en suivant les normes actuelles.

En terminant, il doit être mentionné que cette configuration d'éprouvette n'est pas idéale. En effet, la génération des contraintes parasites est pratiquement inévitable. De plus, les nouvelles générations de fibres présentent des limites ultimes de plus en plus élevées. Des forces plus importantes doivent donc être exercées pour briser des éprouvettes fabriquées avec ces nouvelles fibres. Alors, si la matrice demeure la même, l'indice de rupture prendra des valeurs plus importantes car l'intensité des contraintes parasites augmentera tandis que les résistances ultimes contrôlées principalement par la matrice (i.e. limites transverses et interlaminaires) demeureront relativement constantes. Il y aura donc un moment où cette géométrie d'éprouvette ne pourra plus produire des résultats acceptables. Des études ayant pour objectif de développer des géométries où les contraintes parasites n'affectent pas la rupture de l'éprouvette devraient donc être entreprises.

BIBLIOGRAPHIE

ABDALLAH, M.G. et WESTBERG, R.L. (1987). Effect of Tab Design of the ASTM D 3039 Tension Specimen on Delivered Strength for HMS1/3501-6 Graphite / Epoxy Material. Proceedings, 1987 SEM Spring Conference in Experimental Mechanics. 362 – 366

BOX, G.E.P., HUNTER, W.G., HUNTER, J.S. (1978). Factorial designs at two levels. Statistics for the experimenters : An introduction to Design, Data Analysis and Model Building. John Wiley and Sons, New York. 306 – 344.

CHATTERJEE, S., ADAMS, D. et OPLINGER, D.W. (1993). Test Methods for Composites : a Status Report, Volume I. Rapport technique, DOT/FAA/CT-93/17, I, États-Unis.

CHATTERJEE, S.N., YEN, C.-F. et OPLINGER, D.W. (1997). On the Determination of Tensile and Compressive Strength of Unidirectional Fiber Composites. Composite Materials : Fatigue and Fracture (Sixth Volume), ASTM STP 1285. 203 – 224.

CLARKE, A., WISNOM, M.R., POTTER, K. (1997). Comparison of mechanical properties of Graphlite® unidirectional carbon rod with conventional prepreg. Plastics, Rubber and Composites Processing and Applications, Vol. 26, No. 10. 447 – 450.

CUNNINGHAM, M.E., SCHOULTZ, S.V., et TOTH, J.M. Jr. (1985). Effect of End-Tab Design on Tension Specimen Stress Concentrations. Recent advances in Composites in the United States and Japan, ASTM STP 864. 253 – 262.

DANIELS, H.E. (1945). The statistical theory of the strength of bundles of threads Proceeding of the Royal Society (London), 183A, 405 – 435.

FOOS, B.C., WOLFE, W.E. et SANDHU, R.S. (1992). The Effect of Tab Orientation on the Distribution of Strains in Composite Specimens. Composite Materials : Testing and Design (Tenth Volume), ASTM STP 1120. 103 – 113.

FROVEL, M., PINTADO, J.M., GARCIA, J.L. et ARRIBAS, C. (1998). Collaborative test programme results for 0° tensile properties on carbon-epoxy AS4/8552 and carbon-cyanate M55J/954-3 composite materials and some considerations on EN 2561 test standard. Plastic, Rubber and Composites, Vol. 28, No. 9. 425 – 431.

GILCHRIST, M.D. et LÉVESQUE, M. (1999). Applied Research Project : Development of a Lightweight Composite Seat for Civil Aircraft. Demande de subvention, University College Dublin, Irlande.

GODA, K., et PHOENIX, S.L. (1993). Reliability Approach to the Tensile Strength of Unidirectional CFRP Composites by Monte-Carlo Simulation in a Shear-Lag Model. Composites Science and Technology, 50. 457 – 468.

GREEN, A.K. et SHIKHMANTER, L. (1998). Coupon development for fatigue testing of bonded assemblies of pultruded rods. Composites Part A : applied science and manufacturing, Vol. 30. 611 – 613.

HERAKOVICH, C.T. (1998). Failure and damage. Mechanics of Fibrous Composites, John Wiley and Son, New York, 303 – 361.

HIBBITT, KARLSSON & SORENSEN, INC. ABAQUS/Standard User's Manual Volume I, Version 5.6. 1996.

HOJO, M., SAWADA, Y. et MIYAIRI, H. (1993). Influence of clamping method on tensile properties of unidirectional CFRP in 0° and 90° directions – round robin activity for international standardization in Japan. Composites, Vol. 25, No. 8, 786 – 796.

KURAL, M.H. et Flaggs, D.L. (1983). A Finite Element Analysis of Composite Tension Specimens. Composites Technology Review, Vol. 5, No.1, 11 – 17.

LIU, K.-S. et TSAI, S.W., (1998). A progressive quadratic failure criterion for a laminate. Composites Science and Technology, 58. 1023 – 1032.

MENDENHALL, W. et SINCICH, T (1995). Estimation. Statistics for engineering and the sciences, Prentice-Hall, Inc., Upper Saddle River, 337 – 417.

OPLINGER, D.W., PARKER, B.S., GANDHI, K.R., LAMOTHE, R. et FOLEY, G. (1985). On the Streamline Specimen for Tension Testing of composite Materials. Recent advances in Composites in the United States and Japan, ASTM STP 864. 532 – 555.

OPLINGER, D.W., GANDHI, K. et PARKER B. (1982). Studies of Tension Test Specimens for composite Material Testing. Rapport technique, Army Materials and Mechanics Research Center, AMMRC TR 82 – 87, États-Unis.

PAGANO, N.J. et HALPIN, J.C. (1968). Influence of End Constraint in the Testing of Anisotropic Bodies. Journal of Composite Materials, Vol.2, No.1, 18 – 31.

PAI, D.M., KELKAR, A.D. et DANDY, L.T., (1993). Investigation of In-Grip Failure in Composite Tensile Coupons by Finite Element Analysis. American Society of Mechanical Engineers (Paper) Winter Annual Meeting. 1 – 3.

SODEN, P.D., HINTON, M.J. et KADDOUR, A.S. (1998_a). A comparison of the predictive capabilities of current failure theories for composite laminates. Composites Science and Technology, 58, 1225 – 1254.

SODEN, P.D., HINTON, M.J. et KADDOUR, A.S. (1998_b). Lamina properties, lay-up configurations and loading conditions for a range of fibre-reinforced composite laminates. Composites Science and Technology, 58, 1011 – 1022.

Standard Test Method for Tensile Properties of Plastics (1999). Annual book of ASTM Standards, Volume 8.01. Norme ASTM D 638-98, American Society for Testing Materials, Philadelphia, 45 – 57.

Standard Test Method for Tensile Properties of Polymer Matrix Composite Materials (1998). Annual book of ASTM Standards, Volume 15.03. Norme ASTM D 3039/D 3039M – 95a, American Society for Testing Materials, Philadelphia, 99 – 109.

TOHGO, K., WANG, A.S.D. et CHOU, T.-W. (1993). A Criterion for Splitting Crack Initiation in Unidirectional Fiber-Reinforced Composites. Journal of Composite Materials, Vol. 27, No. 11. 1054 – 1076.

TSUJI, N. et KUBOMURA, K. (1990). Effect of Poisson's ratio on CFRP tensile test coupon failure. National SAMPE Technical Conference Advanced Materials : Looking Ahead to the 21st Century 22nd International SAMPE Technical Conference, Vol. 22. 1146 – 1155.

XIE, M. et ADAMS, D.F. (1994). Effect of Loading Method on Compression Testing of Composite Materials. Journal of Composite Materials, Vol. 29, No 12. 1581 – 1600.

XIE, M. et ADAMS, D.F. (1995). Tab Adhesive in a Composite Compression Specimen. Polymer Composites, Vol. 16, No. 6. 529 – 535.

WANG, X. et CHUNG, D.D.L. (1999). Fiber breakage in polymer-matrix composite during static and fatigue loading, observed by electrical resistance measurement. Journal of Material Research, Vol. 14, No.11. 4224 – 4229.

WEIBULL, W. (1951). A statistical function of wide applicability. Journal of Applied Mechanics, 18. 293 – 297.

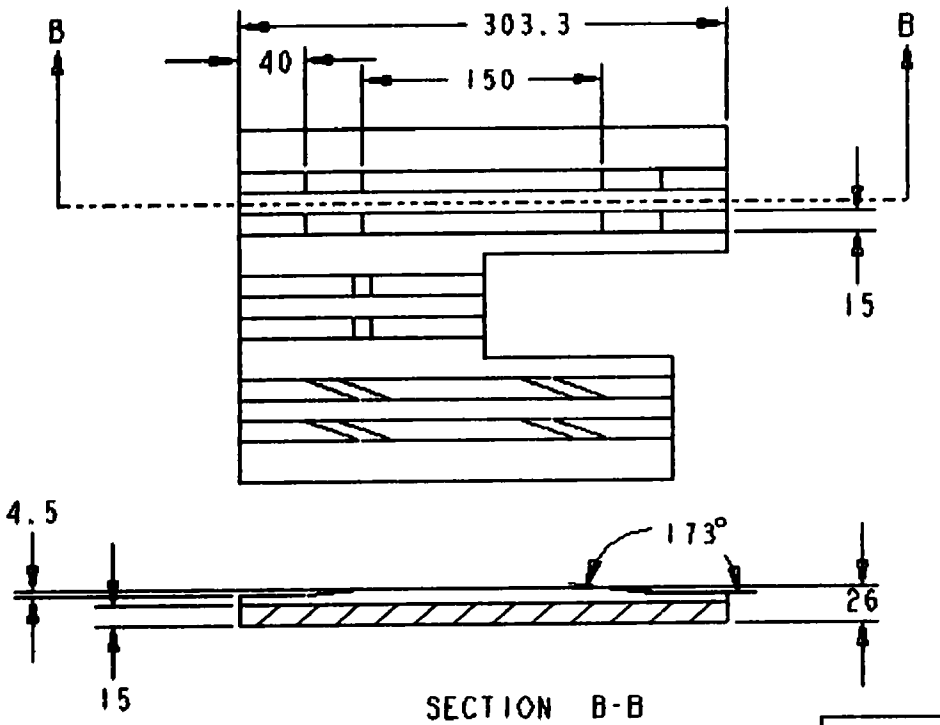
WISNOM, M.R., JONES, M.I., et CUI, W. (1995). Failure of Tapered Composites Under Static and Fatigue Tension Loading. AIAA Journal, Vol. 33, No 5. 911 – 918.

WISNOM, M.R. (1999). Size effects in the testing of fibre-composite materials. Composites Science and Technology, 59. 1937 – 1957.

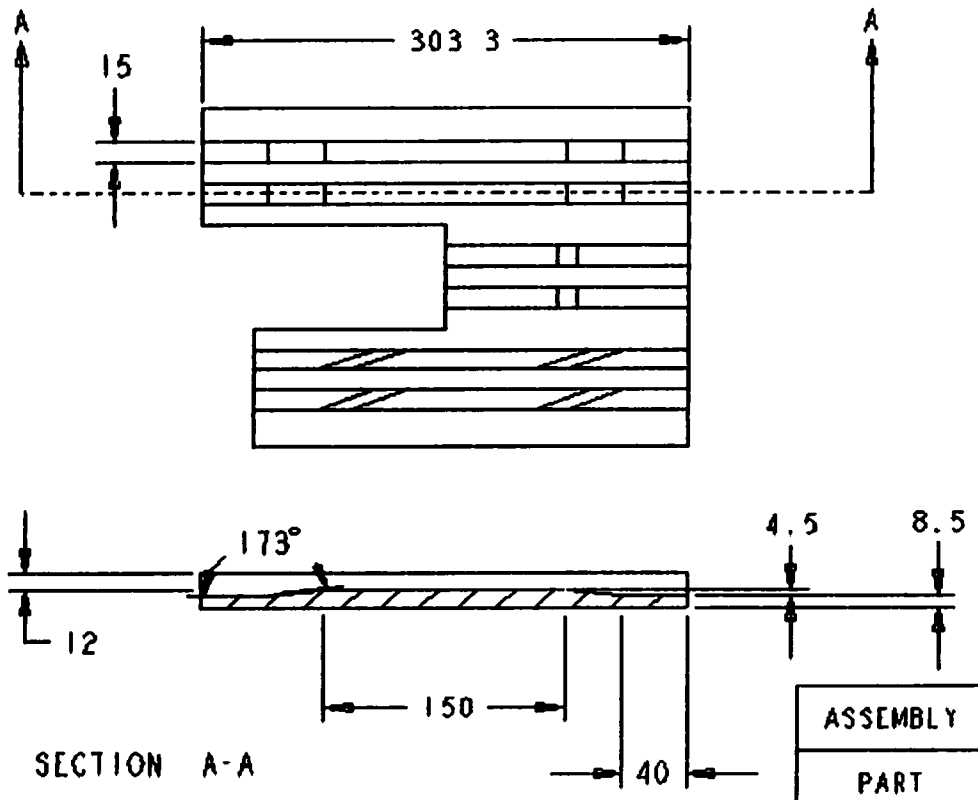
ANNEXE I

DESSINS DU MOULE EMPLOYÉ LORS DE LA FABRICATION DES ÉPROUVETTES

Le moule présenté aux deux pages suivantes comporte deux parties : une partie mâle et une partie femelle. Les extrémités de la partie femelle (non illustrées) sont vissées au bloc principal et peuvent être enlevées pour faciliter l'extraction des éprouvettes. Les plis sont donc déposés dans la partie femelle, le moule est fermé et les éprouvettes sont cuites. Après la cuisson, le moule est ouvert, les extrémités de la partie femelle enlevées et les éprouvettes extraites.



ASSEMBLY	MOULD FOR SPECIMENS
PART	MALE PART
DESIGNER	MARTIN LEVESQUE UNIVERSITY COLLEGE DUBLIN
PAGE	1 OF 1



ASSEMBLY	MOULD FOR SPECIMENS
PART	FEMALE PART
DESIGNER	MARTIN LEVESQUE UNIVERSITY COLLEGE DUBLIN
PAGE	1 OF 1