

800 20 202 565

50376
1998
189

N° 2289

THESE

présentée à

L'UNIVERSITE DES SCIENCES ET TECHNOLOGIES DE LILLE

Pour obtenir le titre de

DOCTEUR EN MECANIQUE



par

Djelloul HASSAINI

**DEVELOPPEMENT D'UN DISPOSITIF ORIGINAL D'ESSAIS DE
CISAILLEMENT MONOTONE ET CYCLIQUE.
APPLICATION A L'ETUDE DU COMPORTEMENT EN
CISAILLEMENT INTER- ET INTRA-LAMINAIRE DE COMPOSITES
UNIDIRECTIONNELS VERRE-EPOXYDE.**

Ecole Centrale de Lille
Laboratoire Mécanique de Lille
URA CNRS 1441

Soutenue le 07 juillet 1998 devant le jury composé de :

M^r M. POTIER-FERRY,

M^{me} M.-C. LAFARIE -FRENOT,

M^r A. VAUTRIN,

M^r G. DEGALLAIX,

M^r A. CHATEAUMINOIS,

M^r G. DE SAXCE,

M^r B. PALUCH,

M^r E. VITTECOQ,

Professeur, Université de Metz

Professeur, ENSMA Poitiers

Professeur, Ecole des Mines de S^t Etienne

Professeur, Ecole Centrale de Lille

Chargé de recherche, Ecole Centrale de Lyon

Professeur, Université de LILLE I

Docteur-Ingénieur de recherche, IMFL-ONERA

Maître de conférences, Ecole Centrale de Lille

Président du jury

Rapporteur

Rapporteur

Directeur de thèse

Remerciements

Cette étude a été réalisée à l'Ecole Centrale de Lille au sein de l'équipe Mécanique et Matériaux dirigée par M^{me} le Professeur S. DEGALLAIX-MOREUIL.

Je tiens en premier lieu à remercier mon directeur de thèse G. DEGALLAIX, Professeur à l'Ecole Centrale de Lille, de m'avoir guidé en apportant ses nombreux conseils tant pour la conduite de mes recherches que pour la rédaction de ce mémoire.

Toute ma reconnaissance va également à E. VITTECOQ, Maître de conférences à l'Ecole Centrale de Lille, dont sa grande rigueur scientifique, son amitié et sa disponibilité ont été des facteurs déterminants pour la réussite de ce travail.

Je tiens ici à exprimer toute ma gratitude à B. PALUCH, Docteur-Ingénieur à IMFL-ONERA, pour le vif intérêt qu'il a toujours manifesté pour le sujet, pour les idées nouvelles qu'il a su apporter.

Je remercie G. FIALIEX, et tout particulièrement F. TOUCHARD-LAGATTU, de l'ENSMA à Poitiers, pour leur implication dans la partie Granularité Laser.

J'exprime tout ma gratitude à M. POTIER-FERRY, Professeur à l'université de Metz, pour l'honneur qu'il m'a fait d'accepter la présidence de mon jury. Les professeurs M. C. LAFARIE-FRENOT, de l'ENSMA à Poitiers, et A. VAUTRIN, de l'Ecole des Mines de St Etienne, pour l'intérêt critique qu'ils ont porté en acceptant de juger ce travail. Je remercie aussi G. DE SAXCE, Professeur à l'université de Lille I, A. CHATEAUMINOIS, Chargé de Recherche à l'Ecole Centrale de Lyon, pour l'honneur qu'ils m'ont fait en acceptant de participer à ce jury.

Je remercie Messieurs L. LAM, A. DEPARCY et F. LESAFFRE, pour l'aide et l'amitié qu'ils m'ont témoigné tout au long de ce travail, ainsi que les enseignants de construction-fabrication avec lesquels j'ai travaillé.

Je remercie également tous mes collègues et amis de l'Ecole Centrale de Lille, pour m'avoir supporté avec gentillesse pendant toutes ces années. Une pensée particulière à F ROUDET, une partenaire d'étude, et que j'associe à la réussite de ce travail.

J'adresse enfin mes remerciements à l'ensemble des personnes qui de près ou de loin ont participé à cette étude. Qu'ils acceptent ici toute ma reconnaissance.

SOMMAIRE

INTRODUCTION GENERALE	Pages 1
------------------------------	-------------------

CHAPITRE I : ETUDE BIBLIOGRAPHIQUE

Plan détaillé	Pages 4
I.1) INTRODUCTION	5
I.2) COMPORTEMENT MECANIQUE DES UNIDIRECTIONNELS	8
I.3) COMPORTEMENT EN CISAILLEMENT DES UNIDIRECTIONNELS	24
I.4) CONCLUSION	55

CHAPITRE II : MATERIAUX ETUDIES

Plan détaillé	Pages 57
II.1) CHOIX DES MATERIAUX	58
II.2) PROPRIETES PHYSICO-CHIMIQUES DES CONSTITUANTS	58
II.3) MODE DE FABRICATION ET CYCLE DE POLYMERISATION	58
II.4) PROPRIETES MECANIQUES	60

CHAPITRE III : MODELISATION ET CONCEPTION DE L'ESSAI CUBE

Plan détaillé	Pages 68
III.1) CAHIER DES CHARGES DU DISPOSITIF D'ESSAI RECHERCHE	69
III.2) PRINCIPE DE L'ESSAI CUBE	71
III.3) SIMULATION NUMERIQUE DE L'ESSAI CUBE	73
III.4) COMPARAISON ESSAI CUBE / ESSAI IOSIPESCU	93
III.5) CONCEPTION ET REALISATION DU DISPOSITIF "ESSAI CUBE"	100
III.6) ESSAIS DE VALIDATION DU DISPOSITIF "ESSAI CUBE"	103
III.7) CONCLUSION	121

CHAPITRE IV : ETUDE DU COMPORTEMENT MONOTONE EN CISAILLEMENT

Plan détaillé	Pages 123
IV.1) INTRODUCTION	124
IV.2) PROCEDURE EXPERIMENTALE	124
IV.3) PROGRAMME D'ESSAIS	130
IV.4) RESULTATS ET DISCUSSION	132
IV.5) CONCLUSION	160

SOMMAIRE

CHAPITRE V : ETUDE DU COMPORTEMENT CYCLIQUE EN CISAILLEMENT

	Pages
Plan détaillé	161
V.1) INTRODUCTION	162
V.2) PROCEDURE EXPERIMENTALE	163
V.3) PROGRAMME D'ESSAIS	164
V.4) RESULTATS ET DISCUSSIONS	168
V.5) CONCLUSION	203

CONCLUSION GENERALE

Pages
204

REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES

Pages
208

ANNEXES

- ANNEXE 1 : Techniques d'essai sur monofilament
- ANNEXE 2 : Etude numérique d'éprouvettes entaillées
- ANNEXE 3 : Méthode de programmation du comportement non-linéaire en cisaillement
- ANNEXE 4 : Cartographies des contraintes et déformations obtenues par la modélisation numérique des éprouvettes cubiques avec et sans talons
- ANNEXE 5 : Comparaisons des évolutions des contraintes dans la zone utile pour les éprouvettes avec et sans talons
- ANNEXE 6 : Cartographies des contraintes et déformations obtenues par la modélisation des éprouvettes Iosipescu
- ANNEXE 7 : Dimensionnement des éléments structuraux du dispositif Essai cube
- ANNEXE 8 : Principe et mise en oeuvre de la granularité laser
- ANNEXE 9 : Procédure de mise en place du dispositif sur machines d'essai
- ANNEXE 10 : Résultats bruts de la granularité laser
- ANNEXE 11 : Procédure de mise en place et méthode de dépouillement des jauges
- ANNEXE 12 : Dimensions des éprouvettes mesurées sur machine à mesurer tridimensionnelle
- ANNEXE 13 : Procédure de mise en place de l'éprouvette dans le montage et déroulement de l'essai

INTRODUCTION GENERALE

La caractérisation en cisaillement des matériaux composites est loin d'être à l'heure actuelle totalement maîtrisée et la grande fragilité de ces matériaux sous ce mode de sollicitation conduit à des ruptures en service, même dans le cas où la contrainte de cisaillement reste très faible devant les autres types de contraintes présentes dans le matériau. L'enjeu est important car les caractéristiques en cisaillement constituent des grandeurs dimensionnantes lors de la conception. Toute avancée dans la caractérisation de ce comportement aura en effet des retombées sur la fiabilité du dimensionnement des structures et sur la connaissance des propriétés des interfaces (fibre-matrice et inter-laminaire). L'objectif de cette étude est de comparer et quantifier aussi bien numériquement qu'expérimentalement les comportements de cisaillement inter- et intra-laminaire d'un composite unidirectionnel, sous sollicitation monotone et cyclique. Le matériau retenu pour l'étude est un composite verre - résine époxyde. Si la modélisation numérique n'est facilement transposable qu'à des matériaux à isotropie transverse, le dispositif expérimental mis au point pourrait servir à la détermination du comportement en cisaillement de n'importe quel type de matériau.

La littérature propose un assez grand nombre d'essais de cisaillement, soient spécifiquement conçus pour des matériaux composites soient initialement conçus pour des matériaux métalliques et adaptés ensuite aux composites. Aucun d'eux ne répond directement à notre attente, à savoir : i) utiliser un montage unique et une même géométrie d'éprouvette pour caractériser les différents comportements de cisaillement, tant monotone que cyclique, ii) ne pas générer de traction transverse dans l'éprouvette, iii) limiter les concentrations de contrainte, iv) disposer sur l'éprouvette d'une zone étendue où les champs de contrainte et de déformation sont uniformes. En analysant les méthodes expérimentales existant dans la littérature, que nous avons

détaillées dans le CHAPITRE I, et compte tenu de notre cahier des charges, il nous est apparu que les difficultés principales et les problèmes techniques que les auteurs avaient rencontrés lors des essais de cisaillement pourraient être minimisés en adoptant une technique de cisaillement "simple" plan avec des éprouvettes massives correctement instrumentées et dont la forme géométrique permettrait l'étude des comportements inter- et intra-laminaire en cisaillement. Afin de comparer directement les comportements de cisaillement, avec le moins de dispersion expérimentale possible, nous avons choisi de réaliser tous les essais à partir d'éprouvettes cubiques identiques testées sur un unique montage.

Les performances en cisaillement des composites unidirectionnels dépendent étroitement des caractéristiques de la matrice et des caractéristiques de l'interface, souvent peu élevées et très sensibles aux conditions d'élaboration du matériau. La présence de défauts initiaux et de concentrations de contrainte (contraintes résiduelles de cuisson par exemple) peuvent notamment être à l'origine de réponses foncièrement différentes de celles qu'auraient des milieux homogènes dans des conditions semblables d'environnement. Cette faiblesse est directement imputable à l'anisotropie, caractéristique de ces matériaux, particulièrement importante dans le cas de composites unidirectionnels. Il est donc primordial de s'assurer de la bonne qualité du matériau testé. L'objet du CHAPITRE II est de caractériser au mieux les matériaux retenus, dans le but de simuler numériquement l'essai envisagé. Une synthèse des résultats obtenus aussi bien à l'échelle micro qu'à l'échelle méso permet de proposer un modèle de comportement non linéaire du composite verre - époxyde. Il est complété par une analyse microstructurale du matériau vierge, permettant de valider les hypothèses retenues.

La mise au point d'un essai, en particulier lorsqu'il est destiné à caractériser des matériaux composites, est un travail délicat et exige de nombreux compromis. Son objectif principal est de mesurer de la façon la plus approchée possible des grandeurs mécaniques intrinsèques au matériau. La simulation numérique est un outil remarquable en phase de conception comme de mise au point. Elle permet d'une part d'étudier l'influence des conditions aux frontières sur la réponse de l'échantillon et d'autre part de prédire les répartitions des déformations et des contraintes, permettant d'optimiser les dimensions du montage et ainsi de choisir de façon

pertinente le type et le lieu de l'instrumentation. Dans le cadre de notre étude, la simulation par éléments finis que nous présentons au CHAPITRE III, nous a permis de concevoir le nouveau dispositif en l'optimisant par rapport à notre cahier des charges. Nous présentons les résultats des différentes simulations qui ont conduit à définir la géométrie de l'éprouvette ainsi que différents éléments du montage d'essais de cisaillement original et développé spécifiquement pour les besoins de l'étude et que nous avons dénommé "ESSAI CUBE".

Dans le CHAPITRE IV, après une phase de validation expérimentale du montage, nous présenterons les résultats obtenus sur le matériau étudié, sous forme quantitative (module de cisaillement, valeurs mesurées lors de la rupture) et qualitative (mode et faciès de rupture), et ce, quelle que soit l'orientation des fibres et des plis par rapport à l'axe de chargement.

Le CHAPITRE V sera consacré à la caractérisation du comportement sous sollicitation cyclique, limité à deux orientations caractérisant les comportements inter- et intra-laminaire. Là encore, des résultats tant quantitatifs (perte de raideur, durées de vie à rupture) que qualitatifs (mode et faciès de rupture) seront présentés.

CHAPITRE I : ETUDE BIBLIOGRAPHIQUE

I.1) INTRODUCTION

I.2) COMPORTEMENT MECANIQUE DES UNIDIRECTIONNELS

I.2.1) Terminologie

I.2.2) Grandeurs mécaniques caractérisant un pli unidirectionnel

I.2.2.1) Méthode expérimentale

I.2.2.2) Loi des mélanges

I.2.3) Interface fibre-matrice ou interphase

I.2.3.1) Notion d'interface

I.2.3.2) Notion d'interphase - rôle de l'ensimage

I.2.3.3) Conclusion

I.2.4) Comportement en traction et compression et mécanismes de rupture associés

I.2.4.1) Sollicitation en traction dans la direction des fibres

I.2.4.2) Sollicitation en traction dans la direction transverse aux fibres

I.2.4.3) Sollicitation en compression dans le sens des fibres

I.2.5) Critères de rupture du pli

I.3) COMPORTEMENT EN CISAILLEMENT DES UNIDIRECTIONNELS

I.3.1) Terminologie

I.3.2) Comportement en cisaillement

I.3.3) Détermination des modules d'élasticité en cisaillement à l'aide des caractéristiques des constituants

I.3.4) Analyse des différents essais de cisaillement proposés dans la littérature

I.3.4.1) Essais nécessitant une machine de torsion

I.3.4.1.1) Test de torsion de barreau à section rectangulaire

I.3.4.1.2) Test de torsion d'un tube à paroi mince

I.3.4.2) Essais nécessitant une machine de traction-compression

I.3.4.2.1) Essais de traction d'éprouvettes particulières

a) Test de traction hors-axes

b) Test de traction [$\pm 45^\circ$]

c) Traction d'une éprouvette entaillée

I.3.4.2.2) Essais utilisant un montage spécifique

a) Essai de flexion avec cisaillement prépondérant

b) Montages avec rails de cisaillement

c) Montage avec parallélogramme déformable

d) Dispositif d'essai Iosipescu

I.4) CONCLUSION

CHAPITRE I : ETUDE BIBLIOGRAPHIQUE

I.1) INTRODUCTION

L'utilisation des matériaux composites stratifiés dans des conditions de plus en plus sévères requiert une connaissance précise de leur comportement mécanique. Trois approches sont possibles pour caractériser ce comportement : l'approche "analytique", l'approche "expérimentale" et l'approche "mixte".

L'approche "analytique" consiste à identifier le comportement du stratifié à l'aide des seules caractéristiques de ses constituants. Cette approche nécessite la réalisation de "micro-essais" afin de déterminer séparément le comportement de chacun des constituants. Différentes méthodes permettent ensuite de reconstruire le comportement du pli, puis du stratifié. La plus courante, nommée homogénéisation, consiste à substituer au pli, par nature hétérogène, un matériau homogène anisotrope équivalent. Le comportement du stratifié est ensuite déterminé en faisant appel à une théorie de type plaque ou coque. On peut également trouver dans la littérature un certain nombre de relations obtenues par voie théorique ou semi-empirique (Hashin, 1965 ; Hill, 1964 ; Aboudi, 1989), et dont les résultats ne concordent pas toujours avec les valeurs expérimentales. Les raisons de ces différences sont multiples et principalement dues au fait que :

- ⇒ on considère souvent l'interface fibre - matrice comme parfaite,
- ⇒ on ne prend pas toujours en compte le caractère parfois anisotrope des constituants,
- ⇒ on néglige les défauts liés au mode d'obtention tels que les porosités, les désalignements de fibres, les contraintes résiduelles de cuisson, etc....
- ⇒ on suppose que les caractéristiques des constituants mesurées en les prenant isolément sont représentatives de celles qu'ils ont dans le stratifié.

Dans le cas de l'approche "expérimentale", on effectue des essais sur des structures en grandeur réelle ou sur des éléments de structure. Le plus souvent, ces essais sont réalisés en imposant un champ connu de contraintes, puis en mesurant le champ des déformations. On en

déduit ainsi le comportement global du stratifié, qui peut éventuellement servir à identifier le comportement du pli par une méthode analytique.

Cette approche peut être utilisée pour déterminer un comportement intrinsèque du matériau (on parle alors d'éprouvettes ayant un "effet de structure"), en phase de validation d'un modèle de comportement ou en phase ultime de vérification (essai sur structure réelle). Elle permet de prendre en compte de façon implicite tous les paramètres liés à la fabrication du composite et notamment la qualité de l'interface fibre-matrice et de l'interface interplis.

L'approche "mixte" consiste à déterminer expérimentalement les caractéristiques intrinsèques du pli et de l'interface. Un modèle de comportement est choisi pour ces deux entités (pli homogène et isotrope transverse et interface parfaite par exemple) ; un certain nombre d'essais permet d'en identifier les paramètres. Le comportement du pli est rarement obtenu à l'aide d'essais directement réalisés sur un pli, mais plutôt sur des composites unidirectionnels ou des stratifiés aux séquences judicieusement choisies. Le comportement de l'interface est fréquemment régi par la mécanique de la rupture interplis (mode I, II et III).

Comme dans l'approche "analytique", le comportement du stratifié est ensuite reconstruit en utilisant une théorie de type plaque ou coque. Il est éventuellement possible de déterminer le comportement des constituants par une méthode analytique.

On retrouve ces mêmes distinctions dans l'approche multi-échelle (figure I-1) couramment utilisée lors de calculs de pièces en composites (Vittecoq, 1991). Trois échelles sont alors prises en compte :

⇒ l'échelle microscopique (ou micromécanique). C'est l'échelle de la fibre, de la matrice et éventuellement de l'interphase fibre-matrice,

⇒ l'échelle mésoscopique. C'est l'échelle du pli et éventuellement de l'interface interplis,

⇒ l'échelle macroscopique. C'est l'échelle du stratifié.

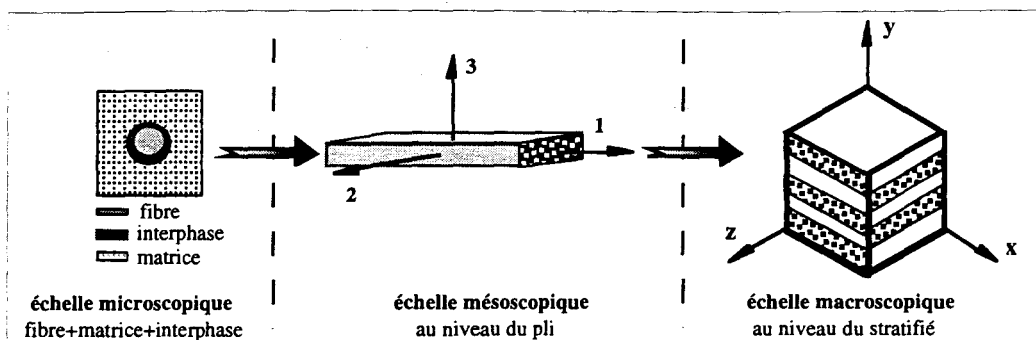


Figure I-1 : vue schématique du passage "micro-macro"

La démarche a priori la plus satisfaisante serait de pouvoir déterminer de façon fiable le comportement de n'importe quel composite stratifié (y compris ceux réalisés à l'aide de tissus) à partir des seules caractéristiques de la fibre et de la matrice le constituant (ensimage et additifs inclus). Elle n'est aujourd'hui pas opérationnelle.

Il est intéressant de rappeler à ce propos que, d'après Allix (1989), le comportement de l'interface interplis, en particulier en cisaillement, dépend fortement de l'orientation des plis adjacents. Il faudrait donc, pour établir un modèle valable pour toute séquence d'empilement, réaliser des essais en faisant varier cette orientation. Dans le cadre de notre étude, nous nous limiterons à l'étude du comportement en cisaillement de l'interface entre deux plis de même orientation. Cette restriction peut sembler limitative, vu l'utilisation relativement réduite des composites unidirectionnels, mais on trouve fréquemment au sein des stratifiés plusieurs couches successives de même orientation.

L'intérêt de cette étude est donc double : il doit permettre de caractériser le comportement en cisaillement d'une couche de composite unidirectionnel ainsi que le comportement de l'interface entre plis de même orientation.

Dans la suite de ce chapitre, nous nous attacherons à présenter d'abord le comportement mécanique des unidirectionnels en précisant les grandeurs mécaniques, les notions d'interface fibre-matrice, et les mécanismes de rupture associés au comportement en traction et en compression. Nous nous focaliserons ensuite sur le comportement mécanique en cisaillement des unidirectionnels, dresserons une revue des différents techniques d'essais de cisaillement proposées dans la littérature, en recherchant celui qui serait le mieux adapté à nos objectifs.

I.2) COMPORTEMENT MECANIQUE DES UNIDIRECTIONNELS

I.2.1) Terminologie

Un composite unidirectionnel est constitué de fibres longues parallèles noyées dans une matrice. Il est réalisé par empilement de plis de quelques dixièmes de millimètres d'épaisseur, ayant tous la même orientation. La direction des fibres est appelée direction longitudinale, et pour cette raison l'axe 1 est également noté axe L. La direction 2, aussi appelée T, est la direction perpendiculaire aux fibres dans le plan des plis. Enfin la direction 3, appelée aussi T', est la direction perpendiculaire aux plis. La figure I-2 schématise un composite unidirectionnel constitué de plis.

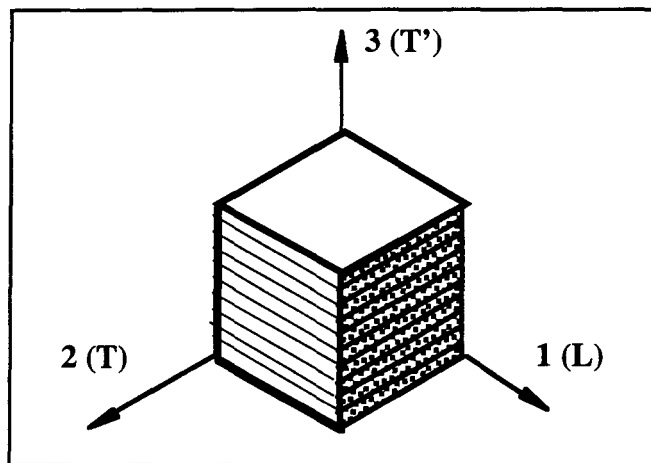


Figure I-2 : composite unidirectionnel

I.2.2) Grandeurs mécaniques caractérisant un pli unidirectionnel

Les matériaux composites sont par définition des matériaux hétérogènes et anisotropes. Dans le cas particulier des composites à renforts fibreux unidirectionnels et lorsque le mode d'obtention garantit une bonne répartition des fibres, le pli peut être considéré comme isotrope transverse dans le plan perpendiculaire aux fibres. Dans ce cas, il nous faut donc déterminer cinq constantes élastiques indépendantes (Gay, 1991) :

- deux modules de Young E_L et E_T ,
- deux coefficients de Poisson ν_{LT} et ν_{TT} ,
- un module de cisaillement G_{LT} .

Les composantes des tenseurs contrainte $\bar{\sigma}$ et déformation $\bar{\epsilon}$ sont notées classiquement selon les écritures suivantes :

$$\bar{\sigma} = \begin{bmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{33} \\ \sigma_{23} \\ \sigma_{31} \\ \sigma_{12} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \sigma_3 \\ \sigma_4 \\ \sigma_5 \\ \sigma_6 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \sigma_{LL} \\ \sigma_{TT} \\ \sigma_{TT} \\ \sigma_{TT} \\ \sigma_{LT} \\ \sigma_{LT} \end{bmatrix} \quad \text{et} \quad \bar{\epsilon} = \begin{bmatrix} \epsilon_{11} \\ \epsilon_{22} \\ \epsilon_{33} \\ \epsilon_{23} \\ \epsilon_{31} \\ \epsilon_{12} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \epsilon_1 \\ \epsilon_2 \\ \epsilon_3 \\ \epsilon_4 \\ \epsilon_5 \\ \epsilon_6 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \epsilon_{LL} \\ \epsilon_{TT} \\ \epsilon_{TT} \\ \epsilon_{TT} \\ \epsilon_{LT} \\ \epsilon_{LT} \end{bmatrix}$$

Le comportement élastique d'un tel matériau peut être décrit en introduisant soit les constantes de rigidité C_{ij} , soit les constantes de souplesse S_{ij} . La loi de Hooke s'écrit alors suivant l'une des deux formes matricielles suivantes :

$$\begin{aligned} \sigma_i &= C_{ij} \epsilon_j & \text{où} & \quad C_{ij} \text{ est la matrice de rigidité} \\ \epsilon_i &= S_{ij} \sigma_j & & \quad S_{ij} \text{ est la matrice de souplesse} \end{aligned}$$

$$S = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_L} & -\frac{\nu_{TL}}{E_T} & -\frac{\nu_{TL}}{E_T} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\nu_{LT}}{E_L} & \frac{1}{E_T} & -\frac{\nu_{TT}}{E_T} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\nu_{LT}}{E_L} & -\frac{\nu_{TT}}{E_T} & \frac{1}{E_T} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{(1+\nu_{TT})}{E_T} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{2G_{LT}} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{2G_{LT}} \end{bmatrix} \quad \text{avec} \quad \frac{\nu_{LT}}{E_L} = \frac{\nu_{TL}}{E_T}$$

I.2.2.1) Méthode expérimentale

La détermination des cinq grandeurs indépendantes (E_L , E_T , ν_{LT} , ν_{TT} et G_{LT}) nécessite un minimum de trois essais unilatéraux, comme le montrent les expressions des différents termes des matrices de rigidité et de souplesse du tableau I-1.

	σ_i, ϵ_i en fonction des constantes de rigidité	caractéristiques mécaniques en fonction des constantes de rigidité	σ_i, ϵ_i en fonction des constantes de souplesse	caractéristiques mécaniques en fonction des constantes de souplesse
Traction longitudinale $\sigma_1 \neq 0$ et $\sigma_i = 0$ si $i \neq 1$	$\epsilon_4 = \epsilon_5 = \epsilon_6 = 0$ $\epsilon_2 = \epsilon_3 = -\frac{C_{12}}{C_{22} - C_{23}} \epsilon_1$ $\sigma_1 = \left(C_{11} - 2 \frac{C_{12}^2}{C_{22} + C_{23}} \right) \epsilon_1$	$E_L = C_{11} - 2 \frac{C_{12}^2}{C_{22} + C_{23}}$ $\nu_{LT} = \frac{C_{12}}{C_{22} + C_{23}}$	$\epsilon_1 = S_{11} \sigma_1$ $\epsilon_2 = \epsilon_3 = S_{12} \sigma_1$ $\epsilon_4 = \epsilon_5 = \epsilon_6 = 0$	$E_L = \frac{1}{S_{11}}$ $\nu_{LT} = -\frac{S_{12}}{S_{11}}$
Traction transverse $\sigma_2 \neq 0$ et $\sigma_i = 0$ si $i \neq 2$	$\epsilon_4 = \epsilon_5 = \epsilon_6 = 0$ $\epsilon_1 = -\frac{C_{12}(C_{22} - C_{23})}{C_{11}^2 - C_{11}C_{22}} \epsilon_2$ $\epsilon_3 = -\frac{C_{12} - C_{11}C_{23}}{C_{11}^2 - C_{11}C_{22}} \epsilon_2$ $\sigma_2 = \left[C_{22} + \frac{C_{12}(C_{22} - 2C_{23}) + C_{11}C_{23}^2}{C_{11}^2 - C_{11}C_{22}} \right] \epsilon_2$	$E_T = C_{22} + \frac{C_{12}^2(C_{22} - 2C_{23}) + C_{11}C_{23}^2}{C_{11}^2 - C_{11}C_{22}}$ $\nu_{TL} = \frac{C_{12}(C_{22} - C_{23})}{C_{11}^2 - C_{11}C_{22}} \frac{E_L}{E_T}$ $\nu_{TT} = \frac{C_{12} - C_{11}C_{23}}{C_{11}^2 - C_{11}C_{22}}$	$\epsilon_1 = \frac{S_{12}}{S_{22}} \epsilon_2$ et $\epsilon_3 = \frac{S_{23}}{S_{22}} \epsilon_2$ $\sigma_2 = \frac{1}{S_{22}} \epsilon_2$ $\epsilon_4 = \epsilon_5 = \epsilon_6 = 0$	$E_T = \frac{1}{S_{22}}$ $\nu_{TT} = -\frac{S_{23}}{S_{22}}$ $\nu_{LT} = -\frac{E_L S_{12}}{E_T S_{22}}$
Cisaillement longitudinal $\sigma_5 \neq 0$ et $\sigma_i = 0$ si $i \neq 5$ ou $\sigma_6 \neq 0$ et $\sigma_i = 0$ si $i \neq 6$	$\epsilon_1 = \epsilon_2 = \epsilon_3 = \epsilon_4 = \epsilon_5 = 0$ $\sigma_6 = C_{66} \epsilon_6$	$G_{LT} = G_{LT} = C_{66}$	$\epsilon_1 = \epsilon_2 = \epsilon_3 = 0$ $\epsilon_4 = \epsilon_5 = 0$ $\epsilon_6 = S_{66} \sigma_6$	$G_{LT} = \frac{1}{S_{66}}$

Tableau I-1 : comportement élastique d'un matériau composite unidirectionnel

1.2.2.2) Loi des mélanges

Il est également possible, par une technique d'homogénéisation simple dite loi des mélanges, de déterminer ces cinq grandeurs mécaniques élastiques à partir des caractéristiques mécaniques de la fibre (E_f, ν_f) et de la matrice (E_m, ν_m), considérées comme homogènes et isotropes. Le tableau I-2 donne les expressions à utiliser pour déterminer les cinq grandeurs mécaniques indépendantes d'un pli unidirectionnel isotrope transverse. Dans ces expressions, V_m et V_f sont respectivement les fractions volumiques de matrice et de fibres.

grandeurs indépendantes	E_L	E_T	ν_{LT}	ν_{TT}	G_{LT}
expressions	$E_L = E_m V_m + E_f V_f$	$E_T = E_m \left[\frac{1}{V_m + \frac{E_m}{E_f} V_f} \right]$	$\nu_{LT} = \nu_m V_m + \nu_f V_f$	$\nu_{TT} = \frac{V_m \nu_m E_f + V_f \nu_f E_m}{V_m E_f + V_f E_f}$	$G_{LT} = G_m \left[\frac{1}{(1 - \nu_f) + \frac{G_m}{G_f} \nu_f} \right]$

Tableau I-2 : utilisation de la loi des mélanges pour déterminer les grandeurs mécaniques d'un pli unidirectionnel isotrope transverse (Gay, 1991).

I.2.3) Interface fibre-matrice ou interphase

I.2.3.1) Notion d'interface

L'interface est une entité surfacique, sans épaisseur d'un point de vue macroscopique, qui permet la cohésion entre le renfort et la matrice. De plus, elle assure le transfert des contraintes et des déplacements entre les deux constituants.

Crespy (1991) a montré que pour un cube composite de 1 cm^3 , contenant 60% de fibres de verre de $10 \text{ }\mu\text{m}$ de diamètre, la surface globale de contact est supérieure à 1000 cm^2 . Cette très grande surface de contact entre fibres et matrice permet de concevoir que l'interface joue un rôle primordial dans le comportement des composites (propagation des fissures par exemple...), notamment en cisaillement. En effet, nous savons que dans un matériau composite sous sollicitation longitudinale, le transfert de charge de la matrice vers la fibre est assuré si la liaison fibre-matrice est telle que le cisaillement engendré par la différence des modules élastiques des deux constituants ne provoque pas de décohésion à l'interface.

Hull (1981) a montré que lorsque l'interface a une résistance faible, la rigidité du composite n'est pas très élevée, mais que, par contre, il présente une bonne résistance à la propagation des fissures perpendiculairement aux fibres. Si l'interface est forte, la rigidité du composite est plus élevée, mais il est plus fragile et les fissures se propagent plus facilement.

De plus, la qualité de l'interface (donc du pli) est déterminante en ce qui concerne la corrosion, le vieillissement, la tenue à l'eau, à la chaleur et aux rayonnements, mais aussi lors de la fabrication même des composites à cause de la différence souvent importante entre les coefficients de dilatation thermique de la fibre et de la matrice.

La figure I-3 montre les différents types de liaisons aux interfaces. En général, l'interface existant entre la fibre de verre et la résine-époxyde est du type d, c'est à dire une liaison chimique.

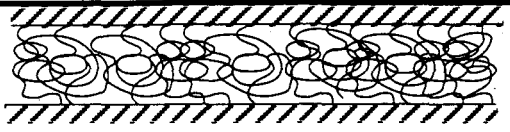
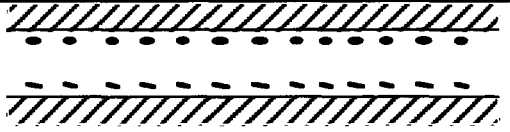
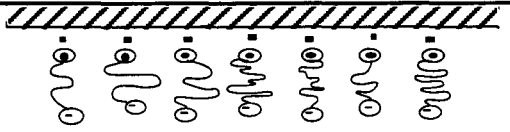
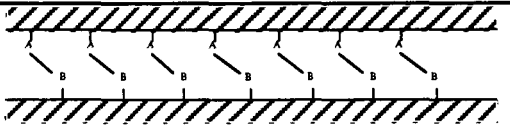
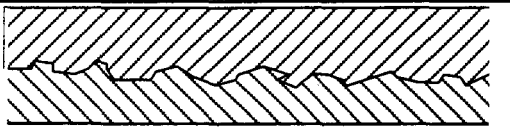
	<p>Enchevêtrement moléculaire après interdiffusion.</p>
	<p>Attraction électrostatique.</p>
	<p>Attraction entre les ions terminaux des molécules et une surface polarisée.</p>
	<p>Liaison chimique réalisant un pontage.</p>
	<p>Liaison mécanique réalisée par la mouillabilité d'un polymère sur une surface solide.</p>

Figure I-3 : divers types de liaisons aux interfaces (Hull 1981)

I.2.3.2) Notion d'interphase - rôle de l'ensimage

D'un point de vue microscopique, le terme "interface" est parfois ambigu. En effet, une bonne cohésion fibre-matrice passe souvent par l'utilisation d'un troisième constituant sous forme d'un ensimage déposé sur les fibres ou d'un additif incorporé à la matrice. Ainsi, une zone interfaciale d'épaisseur non nulle se crée entre fibre et matrice, on parle alors d'interphase.

De nombreux travaux (Théocaris, 1987 ; Drzal, 1990) ont mis en évidence la présence de ce troisième constituant. Ces auteurs soulignent le rôle essentiel de cette interphase sur les performances du composite. Bergeret (1993) invoque l'existence d'une interphase ayant des propriétés spécifiques pour expliquer des écarts entre les résultats de la modélisation du comportement viscoélastique et les résultats expérimentaux. Lagache (1994) constate que, malgré sa faible épaisseur, le comportement non linéaire de l'interphase affecte sensiblement le comportement en traction transverse et en cisaillement. Par contre, lors de sollicitation dans la direction des renforts, le caractère non linéaire de l'interface influe de façon négligeable sur le comportement macroscopique.

D'autres auteurs ont tenté de mesurer le gradient de propriétés au voisinage de l'interface. Crespy (1991) et Large-Toumi (1994) ont estimé que le taux massique d'ensimage dans le cas de fibres de verre représente de 0,3 à 3% de la masse de la fibre. Outre la faiblesse du taux massique d'ensimage, il est difficile d'identifier cette entité une fois qu'elle se trouve au sein du matériau. Il est donc intéressant de citer les travaux de Gaentner et al (1996), qui ont réalisé des essais par nanoindentation à l'échelle submicronique. En dépit de leur très grande finesse, les courbes force-enfoncement n'ont pas permis de mettre en évidence l'existence d'une interphase pour le composite unidirectionnel verre/époxyde étudié, dans le domaine de température du plateau vitreux du polymère. Ils en concluent que, si cette interphase existe, elle est masquée par la dispersion des mesures et que son épaisseur ne doit sans doute pas dépasser quelques centaines de nanomètres.

Le comportement de l'interphase a été étudié par plusieurs auteurs avec différentes méthodes expérimentales (Lagache, 1994 ; Dufresnes et al, 1990 ; Nardin et al, 1990). Citons à titre d'exemple Lagache (1994), qui considère l'interphase comme étant isotrope et élastique non linéaire. Dzral (1990, cité par Large-Toumi, 1994) propose de représenter l'interphase selon le schéma présenté figure I-4.

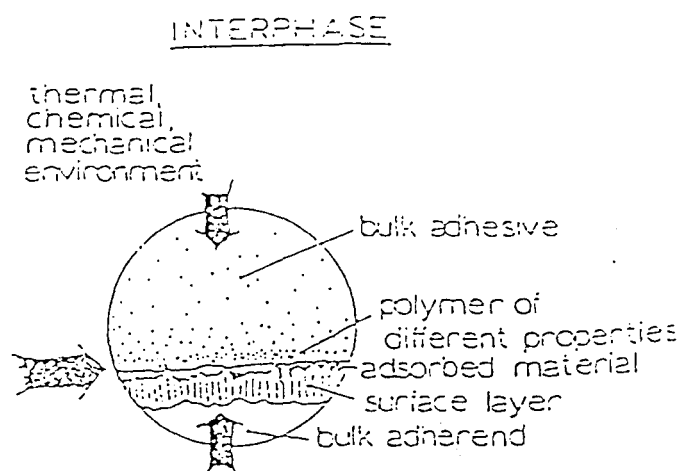


Figure I-4 : représentation classique de l'interphase

De même, Chabert et al (1984) donnent une schématisation de l'interphase fibre de verre/résine en tenant compte de plusieurs interfaces, en particulier celles entre la fibre et l'ensimage et entre l'ensimage et la matrice (figure I-5).

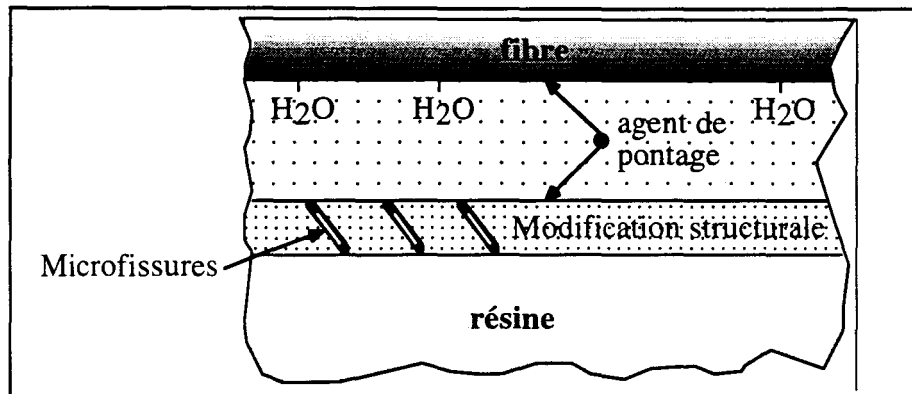


Figure I-5 : zone interfaciale pour un renfort de verre (tiré de Djebbar, 1989)

I.2.3.3) Conclusion

L'existence de cette interphase implique l'étude du choix du type d'ensimage pour une meilleure performance du composite. Par exemple, l'interphase existant entre la fibre de verre et la résine-époxyde a pour rôle d'améliorer et de renforcer les liaisons chimiques entre les oxydes présents à la surface du verre et les molécules de la résine.

L'interphase est spécifique à un système fibre-matrice donné. Cependant, les généralités suivantes s'appliquent à tous les systèmes.

L'adhésion fibre-matrice dépend :

- ⇨ des caractéristiques externes de la fibre (structure fine, topographie...),
- ⇨ des traitements de surface de la fibre effectués lors de la fabrication du composite,
- ⇨ de la nature de la résine,
- ⇨ des réactions chimiques se produisant entre fibre et résine,
- ⇨ de l'environnement mécanique (accrochage mécanique, état de contrainte de la fibre dû à la différence des coefficients de dilatation thermique...).

Il est intéressant de signaler que peu de modélisations micromécaniques prennent en compte le comportement non linéaire de l'interphase. La première conséquence directe de cet état de fait est que les modélisations théoriques de l'interphase et de son endommagement restent peu applicables en pratique en raison des difficultés à déterminer les caractéristiques

nécessaires aux calculs (caractéristiques mécaniques et épaisseur de l'interphase) et des réticences des fabricants de composites à vouloir divulguer leurs secrets de fabrication (composition de l'ensimage en particulier). La seconde est qu'il est très difficile de prévoir l'influence de l'interphase sur le comportement de structures composites complexes à l'aide exclusive de l'une ou l'autre des méthodes simples de caractérisation de l'interface fibre/matrice.

C'est pour ces mêmes raisons que nous emploierons par la suite le terme "interface fibre-matrice" sans plus nous soucier de l'interphase. Nous considérerons donc que la composition de l'ensimage de la fibre est identique à celle de la matrice, et que le matériau composite n'est constitué que de deux composants. Bien que surfacique, cette interface ne sera pas considérée comme étant parfaite. Le comportement retenu pour cette interface devra s'approprier les spécificités du comportement de la zone interphase. L'interface pourra cependant jouer un rôle spécifique lors de la caractérisation du comportement de cisaillement ou de traction transverse (endommagement, contrainte ultime...).

Pour pouvoir maîtriser complètement l'interface, il faut disposer de différentes techniques permettant de caractériser son comportement mécanique et de quantifier la résistance interfaciale. Nous présentons en ANNEXE 1 quelques unes de ces techniques.

I.2.4) Comportement en traction et compression et mécanismes de ruptures associés

I.2.4.1) Sollicitation en traction dans la direction des fibres

On sait que la résistance mécanique d'un composite, dans la direction des fibres, dépend essentiellement de celles des fibres et en second lieu de la qualité de l'interface fibre/matrice.

Dans le cas d'un composite unidirectionnel soumis à une traction longitudinale, on suppose que, en traction longitudinale, la déformation est la même dans les fibres et dans la matrice. Il s'ensuit que la rupture se produit soit par rupture des fibres lorsque la déformation à la rupture des fibres (ϵ_{fu}) est plus faible que celle de la matrice (ϵ_{mu}), soit par rupture de la matrice dans le cas contraire. En pratique, pour les composites verre-époxyde, ce sont toujours les fibres qui se rompent en premier en traction longitudinale monotone.

Plaçons nous dans le cas où les constituants, fibres et matrice, ont des comportements élastiques linéaires isotropes.

Dans le cas où $\epsilon_{fu} < \epsilon_{mu}$, la contrainte de traction longitudinale à rupture du composite σ_L s'écrit, au moment de la rupture des fibres, selon la loi des mélanges :

$$\sigma_L = \sigma_{fu} V_f + (\sigma_m)_{\epsilon_{fu}} (1 - V_f) \quad (I-1)$$

où σ_{fu} est la contrainte à rupture des fibres, $(\sigma_m)_{\epsilon_{fu}}$ est la contrainte dans la matrice pour une déformation égale à la déformation ϵ_{fu} , soit $(\sigma_m)_{\epsilon_{fu}} = E_m \epsilon_{fu}$. La contrainte $(\sigma_m)_{\epsilon_{fu}}$ est inférieure à la contrainte σ_{mu} à la rupture de la matrice d'où :

$$\sigma_L < \sigma_{fu} V_f + \sigma_{mu} (1 - V_f) \quad (I-2)$$

L'équation I-1 conduit à l'expression classique de la contrainte à la rupture du composite :

$$\sigma_L = \sigma_{fu} \left[V_f + \frac{E_m}{E_f} (1 - V_f) \right] \text{ soit } \sigma_L \approx \sigma_{fu} \times V_f \text{ si } E_m \ll E_f \quad (I-3)$$

Dans le cas où la déformation à la rupture de la matrice (ϵ_{mu}) est inférieure à celle des fibres (ϵ_{fu}), la contrainte de traction longitudinale à rupture dans le composite s'écrit, au moment de la rupture de la matrice :

$$\sigma_L = (\sigma_f)_{\epsilon_{mu}} V_f + \sigma_{mu} (1 - V_f) \quad (I-4)$$

où $(\sigma_f)_{\epsilon_{mu}}$ est la contrainte dans les fibres au moment de la rupture de la matrice, soit $(\sigma_f)_{\epsilon_{mu}} = E_f \epsilon_{mu}$. La valeur σ_L ainsi obtenue est alors bien inférieure à celle donnée par l'expression (I-1). La matrice ne permet pas dans ce cas de bénéficier du renfort des fibres.

Dans les deux cas, lorsque la contrainte σ_L est atteinte, la charge supportée par l'élément rompu est transférée à l'élément non rompu via l'interface. En règle générale, les fibres ont une déformation à la rupture bien inférieure à celle de la matrice ($\epsilon_{fu} < \epsilon_{mu}$). La première étape de l'endommagement du composite est donc marquée par la rupture des fibres. Au voisinage des ruptures de fibres, la charge supportée par les fibres est transmise à la matrice, soit immédiatement au voisinage de la rupture si l'interface est forte, soit aux

frontières de la zone de décohésion si l'interface est faible (voir figure I-6). La rupture de fibres est donc accompagnée de la rupture de l'interface si l'interface est faible.

Si au contraire $\epsilon_{mu} < \epsilon_{fu}$, des fissures s'amorcent dans la matrice et se propagent perpendiculairement à la direction des fibres. Il peut alors y avoir, selon la qualité de l'interface, changement de direction de propagation quand la fissure atteint l'interface fibre/matrice d'une fibre voisine. La rupture finale est donc provoquée soit par la fissuration longitudinale à l'interface, soit par la rupture de la matrice.

La figure I-6 résume les mécanismes de rupture en traction longitudinale ainsi décrits.

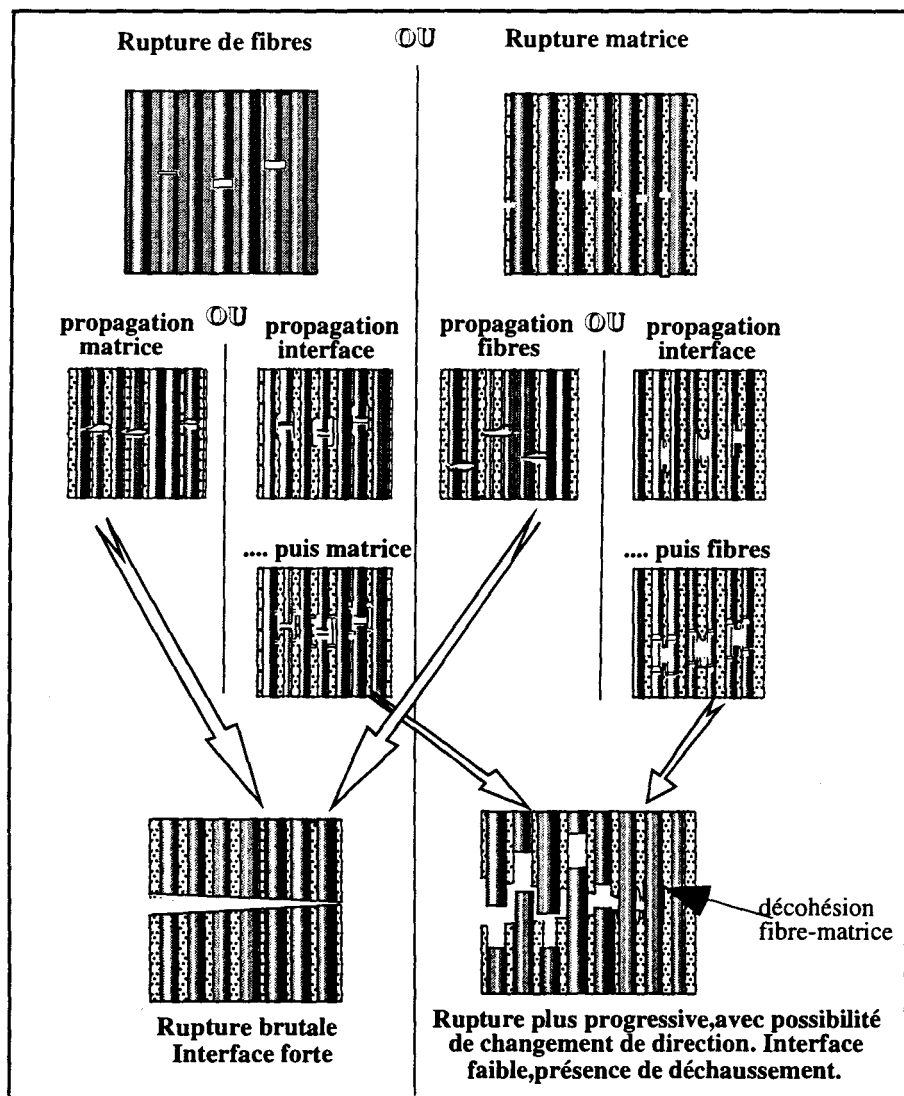


Figure I-6 : mécanismes de rupture en traction longitudinale

Des modèles basés sur la statistique de la rupture des fibres ont été développés pour évaluer la résistance longitudinale des composites unidirectionnels (Guild et al, 1989, par exemple). Dans ces modèles, on cherche à caractériser le transfert de charge par l'interface. Une fois la fibre cassée, la charge supportée par la fibre est relaxée, et c'est l'interface fibre/matrice qui supporte toute la charge. Il existe une longueur minimale de fibre en-dessous de laquelle la fibre ne peut plus transférer la charge pleinement.

Les performances à la rupture peuvent être limitées par une déformabilité trop faible de la matrice. Il apparaît donc nécessaire d'adapter au mieux les propriétés de la matrice à celles des fibres pour optimiser les performances à la rupture des matériaux composites (Berthelot, 1996). Dans notre cas, les fibres utilisées ont une déformation à rupture inférieure à celle de la matrice.

I.2.4.2) Sollicitation en traction dans la direction transverse aux fibres

Dans le cas d'un composite unidirectionnel soumis à une traction transverse, la rupture se produit soit par rupture de la matrice, soit par décohésion de l'interface fibre-matrice. Le premier mode de rupture se produit lorsque la contrainte transverse atteint σ_m , si la contrainte à la rupture de la matrice σ_m est inférieure à la contrainte de décohésion σ_d en traction de l'interface fibre-matrice (figure I-7b). Dans le cas contraire ($\sigma_m > \sigma_d$), la rupture du composite se produit selon le deuxième mode (Berthelot, 1996), figure I-7a.

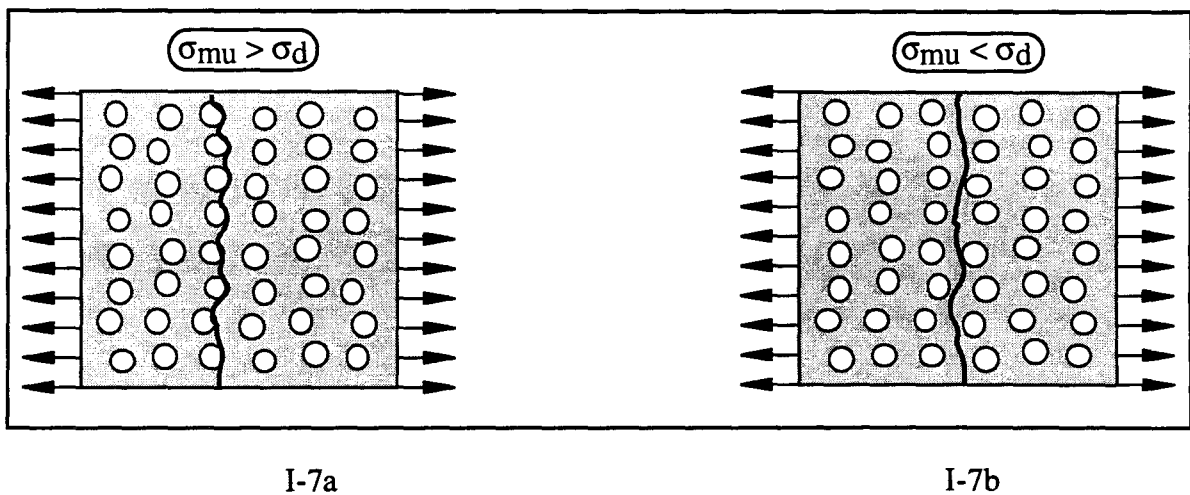


Figure I-7 : mécanismes de rupture en traction transverse (Shulin Bai, 1991)

Du fait de la configuration des composites unidirectionnels, la résistance en traction transverse est faible, et est souvent gouvernée par la qualité de l'interface fibre/matrice. Pour une interface parfaite, la résistance transverse du composite σ_{tc} est au maximum celle de la matrice. Le modèle le plus simple exprimant la résistance à la rupture à la traction transverse σ_c du composite unidirectionnel est donné à nouveau par la loi des mélanges :

$$\text{si } \sigma_{mu} > \sigma_d \quad \text{alors } \sigma_{tc} = V_f \sigma_d + V_m \sigma_m \quad (I-5)$$

$$\text{si } \sigma_{mu} < \sigma_d \quad \text{alors } \sigma_{tc} = \sigma_{mu} \quad (I-6)$$

Cooper et Kelly (1969) supposent que la résistance de l'interface est inférieure à celle de la matrice et donnent l'expression suivante pour la résistance à la traction transverse du composite :

$$\sigma_{tc} = \sigma_m \left(1 - \sqrt{\frac{4V_f}{\pi}} \right) + \sigma_d \sqrt{\frac{4V_f}{\pi}} \quad (I-7)$$

I.2.4.3 Sollicitation en compression dans le sens des fibres

Rosen (1965) est l'un des premiers à avoir étudié le comportement en compression des matériaux composites à renforts unidirectionnels. Il montre que la rupture est amorcée par le microflambage des fibres pour lequel il distingue deux modes : en phase et en opposition de phase. La rupture de la matrice se développe alors respectivement en cisaillement et en traction/compression (figure I-8). Un calcul énergétique bidimensionnel montre, qu'à l'exception des faibles taux de fibres ($V_f \leq 20\%$), le mode de cisaillement est le plus probable. L'instabilité se produit alors pour une contrainte de compression σ_c valant :

$$\sigma_c = \frac{G_m}{1 - V_f} \quad (I-8)$$

G_m et V_f représentant respectivement le module de cisaillement de la matrice et la fraction volumique de fibres.

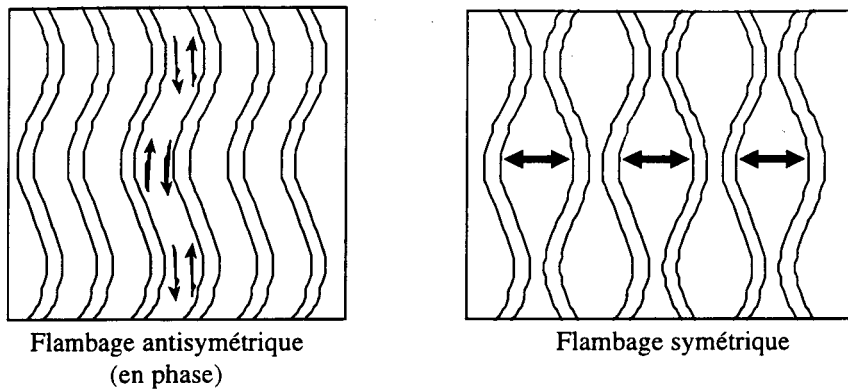


Figure I-8 : microflambage des fibres (tiré de Paluch et al, 1992)

Camponeshi (1987) insiste sur le rôle déterminant des hétérogénéités locales dans le processus de rupture (porosités, zones riches en matrice, désalignements des fibres...) et évoque la variété des faciès de rupture auxquels donnent naissance les essais de compression pure : flambage global, microflambage, plissement des fibres, rupture induite en traction transverse, délaminage en compression, rupture en cisaillement (figure I-9).

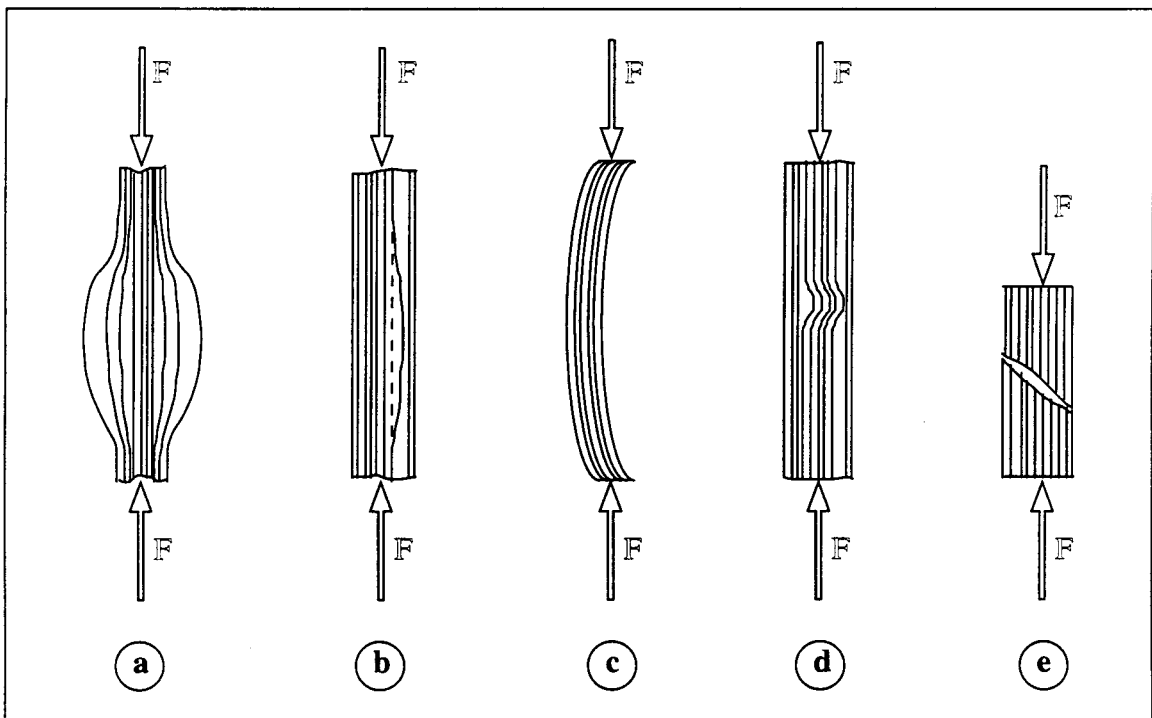


Figure I-9 : mécanismes de rupture en compression longitudinale (Camponeshi, 1987)

a) rupture induite en traction transverse, b) délaminage en compression, c) flambement global d'Euler, d) microflambage, e) rupture en cisaillement

Il faut noter qu'il existe un écart important entre les valeurs obtenues par l'expression I-8 et les valeurs expérimentales. Pour tenir compte de cet écart, certains auteurs ont fait intervenir d'autres paramètres. Ainsi Hahn et al (1984), ou encore Steif (1988), ont pris en considération les ondulations des fibres ainsi que le comportement non-linéaire en cisaillement de la matrice. Ils supposent que les fibres sont affectées d'une ondulation de forme périodique telle que :

$$v = f_0 \cos \frac{\pi x}{L} \quad (I-9)$$

f_0 et L étant respectivement l'amplitude et la demi-longueur d'onde de l'ondulation. Ils aboutissent alors à la forme suivante pour la contrainte :

$$\sigma_c = \frac{G_m(\gamma)}{1 - V_f} \cdot \frac{\gamma}{\gamma + \pi f_0/L} \quad (I-10)$$

La non-linéarité du comportement en cisaillement de la matrice est prise en compte à travers l'évolution du module de cisaillement tangent G_m en fonction de la déformation de cisaillement γ de la matrice.

Pour appliquer ce modèle, il est impératif de connaître la valeur de la courbure des fibres. Frost (1992) a développé une procédure semi-empirique d'estimation de la courbure des fibres en se basant sur la comparaison des valeurs des contraintes mesurées expérimentalement pour différents types de matériaux composites.

Wisnom (1990) suppose que les fibres, au lieu d'être affectées par une ondulation, sont toutes désalignées d'un même angle α par rapport à la direction de la charge de compression : il aboutit à une expression similaire de la contrainte de rupture avec :

$$\sigma_c = \frac{G_m(\gamma)}{1 - V_f} \cdot \frac{\gamma}{\gamma + \alpha} \quad (I-11)$$

Mrse et Piggott (1990) aboutissent à des conclusions identiques. Ils estiment cependant que la diminution du module élastique en compression ne dépend que du degré de courbure des fibres.

I.2.5) Critères de rupture du pli

Un problème majeur en ce qui concerne les matériaux composites est la connaissance du comportement à rupture des plis. A cet effet, plusieurs critères de rupture ont été développés dans le but de permettre au concepteur d'évaluer la résistance mécanique des stratifiés soumis à une sollicitation complexe.

On rappelle qu'un critère est une expression mathématique reliant les contraintes réelles sollicitant le matériau aux contraintes ultimes qu'il peut supporter.

Différents critères de rupture ont été établis dans le cas d'une couche (figure I-10).

On adoptera ici les notations suivantes :

- X_t, X_c : contraintes à la rupture suivant l'axe longitudinal (L), respectivement en traction et en compression, avec $X_c < 0$ et $X_t > 0$. Lorsqu'on la considère identique en traction et en compression, la contrainte à la rupture suivant l'axe L sera notée X.
- Y_t, Y_c : contraintes à la rupture suivant l'axe transversal (T) respectivement en traction et en compression, avec $Y_c < 0$ et $Y_t > 0$. Lorsqu'on la considère identique en traction et en compression, la contrainte à la rupture suivant l'axe T sera notée Y.
- S_{LT} : contrainte à la rupture en cisaillement dans le plan (L,T) de la couche.

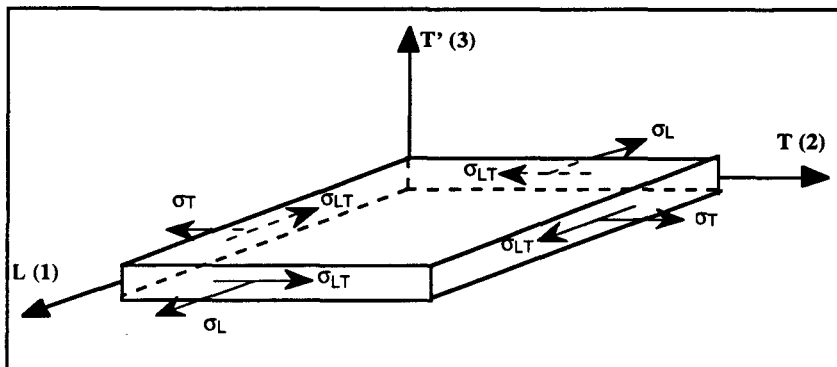


Figure I-10 : contraintes dans les axes principaux de la couche

Le tableau I-3 présente les critères de rupture usuels. Tous ces critères nécessitent la bonne connaissance des contraintes à rupture du pli pour une sollicitation donnée. Certes, ces dernières peuvent être estimées à partir des caractéristiques mécaniques des constituants en utilisant une technique d'homogénéisation. Cependant, les valeurs théoriques ainsi obtenues doivent être comparées à celles issues d'essais de caractérisation appropriés, plus délicats à

mettre en oeuvre, mais plus proches de la réalité. Cette remarque reste valable en ce qui concerne les coefficients élastiques du pli. A noter que dans le cas du cisaillement pur, tous ces critères sont identiques.

	Critères	Commentaires
contrainte maximale	$X_c < \sigma_L < X_t$ $Y_c < \sigma_T < Y_t$ $-S_{LT} < \sigma_{TL} < S_{LT}$	C'est le critère le plus simple. Il stipule qu'il y aura rupture dès que l'une des composantes du tenseur des contraintes atteint sa valeur critique.
Tsai-Hill (1950)	$\left(\frac{\sigma_L}{X}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_T}{Y}\right)^2 - \frac{\sigma_L \sigma_T}{X^2} + \left(\frac{\sigma_{LT}}{S_{LT}}\right)^2 = 1$	C'est le critère de Hill en contraintes planes simplifié par V.D Azzi et S. Tsai (1965) dans le cas de matériaux composites unidirectionnels. Ce critère considère que le comportement en traction et en compression est le même.
Hoffman (1967)	$\frac{\sigma_L^2}{X_c X_t} + \frac{\sigma_T^2}{Y_c Y_t} - \frac{\sigma_L \sigma_T}{X_c X_t} + \frac{X_c - X_t}{X_c X_t} \sigma_L + \frac{Y_c - Y_t}{Y_c Y_t} \sigma_T + \frac{\sigma_{LT}^2}{S_{LT}^2} = 1$	C'est une généralisation en contraintes planes du critère de Hill. Cette fois, on tient compte de la différence du comportement des matériaux en traction et en compression. Ce critère a été formulé par O. Hoffman (1967).
Tsai-Wu (1971)	$\left(\frac{1}{X} - \frac{1}{X_c}\right) \sigma_L + \left(\frac{1}{Y} - \frac{1}{Y_c}\right) \sigma_T + \frac{\sigma_L^2}{X_c X_t} + \frac{\sigma_T^2}{Y_c Y_t} + \frac{\sigma_{LT}^2}{S_{LT}^2} + 2 F_{12} \frac{\sigma_L \sigma_T}{X_c X_t} = 1$ $F_{12} = \frac{1}{2\sigma_T^2} \left\{ 1 - \left[X_c - X_t + \frac{X_c X_t}{Y_c Y_t} (Y_c - Y_t) \right] \sigma_L + \left(1 + \frac{X_c X_t}{Y_c Y_t} \right) \sigma_T \right\}$ <p>F_{12}^* ne peut être obtenu que par un essai de traction biaxiale</p>	Ce critère a été formulé par Tsai et Wu (1971). Si on suppose : $F_{12}^* = -1/2$, $X_c = X_t = X_c$ et $Y_c = Y_t = Y_c$ alors on retrouve le critère de Tsai-Hill.
Hashin (1980)	<p>- rupture en traction des fibres :</p> $\left(\frac{\sigma_L}{X}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{LT}}{S_{LT}}\right)^2 = 1$ <p>- rupture en compression des fibres : $\sigma_L = X_c$</p> <p>- rupture en traction de la matrice :</p> $\left(\frac{\sigma_T}{Y}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{LT}}{S_{LT}}\right)^2 = 1$ <p>- rupture en compression de la matrice :</p> $\left(\frac{\sigma_T}{2S_{LT}}\right)^2 + \left[\left(\frac{Y_c}{2S_{LT}}\right)^2 - 1 \right] \frac{\sigma_T}{Y_c} + \left(\frac{\sigma_{LT}}{2S_{LT}}\right)^2 = 1$	Les critères précédemment cités ne fournissent aucun renseignement sur les modes de rupture. Pour cette raison, Hashin (Vittecoq, 1991) propose un critère basé sur les principaux modes de rupture du matériau à savoir : - une rupture en traction ou en compression des fibres, - une rupture en traction ou en compression de la matrice.

Tableau I-3 : critères de rupture usuels

I.3) COMPORTEMENT EN CISAILLEMENT DES UNIDIRECTIONNELS

I.3.1) Terminologie

La résistance au cisaillement est une propriété importante pour les matériaux composites du fait de sa faible valeur relative : elle est en général de l'ordre de 5% de la valeur de la résistance en traction longitudinale. Ainsi la rupture par cisaillement peut se produire dans une situation où celle-ci n'est pas attendue, du fait d'une mauvaise répartition des contraintes dans la section droite.

Notre étude portant sur un matériau composite unidirectionnel (donc non homogène), pour lequel l'interpli joue a priori un rôle, il y a lieu de distinguer les 6 composantes de distorsion γ_{12} , γ_{21} , γ_{13} , γ_{31} , γ_{32} et γ_{23} , comme l'indiquent les figures I-11a et I-11b.

Dans cette notation, la convention est la suivante : les nombres 1, 2, 3 sont relatifs aux directions caractéristiques du composite (cf figure I-2) ; le couple d'indice ij définit le plan de glissement : l'indice i indique l'axe du chargement et l'indice j la normale à la direction de chargement.

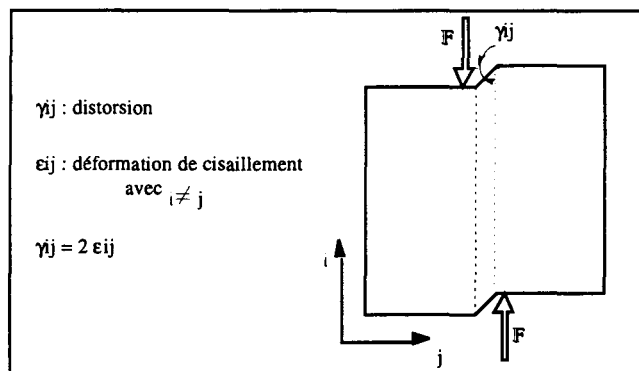


Figure I-11a : notations utilisées - définition du plan de glissement

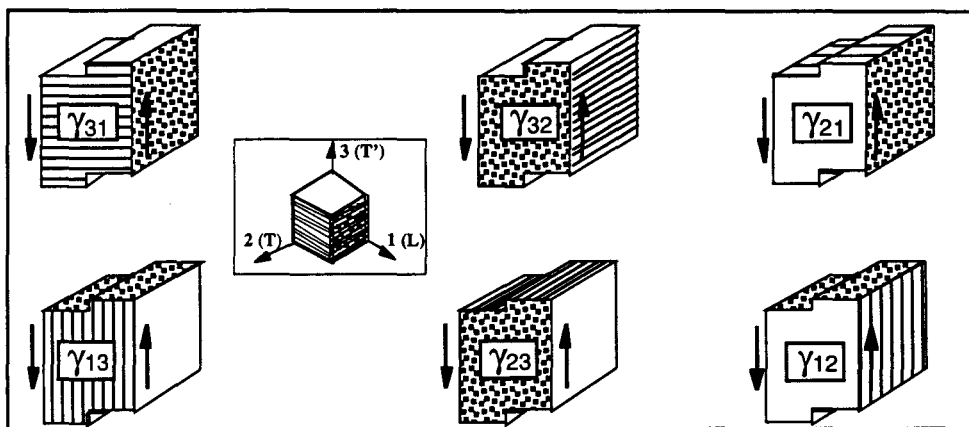


Figure I-11b : les 6 modes de cisaillement pour un composite unidirectionnel

Il sera donc intéressant de pouvoir solliciter le matériau suivant ces six modes de cisaillement de façon à caractériser complètement le comportement en cisaillement du composite unidirectionnel.

Du fait de leur orientation par rapport à la direction de chargement, les fibres sont sollicitées directement en cisaillement dans les modes de cisaillement 21 et 31. Dans les quatre modes de cisaillement 12, 13, 32 et 23, c'est la matrice qui le sera. Dans ce cas, on sait que si l'adhérence fibre/matrice est parfaite, c'est la résistance au cisaillement de la matrice qui gouverne celle du composite (Liu & Piggott, 1995).

En pratique, les essais de cisaillement sollicitent des empilements de plis et entraînent une déformation de la matrice. De manière générale, on distingue deux types de tests : ceux qui sollicitent la matrice dans le plan d'un ou plusieurs plis (cisaillement intra-laminaire) et ceux qui sollicitent la matrice située entre les plis (cisaillement inter-laminaire). La figure I-12 présente ces deux types de cisaillement.

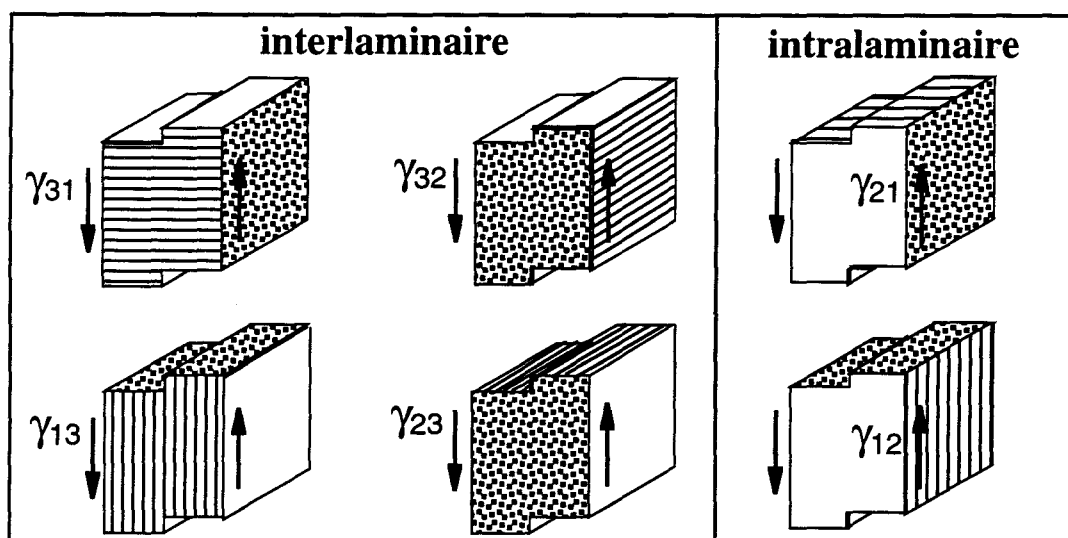


Figure I-12 : cisaillements inter-laminaires et intra-laminaires

Les modes de cisaillement 23 et 13 vont cisailer le composite suivant l'interface entre les plis. Si la résistance pour ces modes de cisaillement est différente de celles correspondant aux modes de cisaillement 12 et 32 alors le rôle de cette interface ne pourra pas être négligée.

I.3.2) Comportement en cisaillement

Dès la fin des années 60, quelques auteurs se sont intéressés au comportement de cisaillement des composites unidirectionnels et ont cherché à déterminer les paramètres qui le gouvernent. Ainsi Adam et al (1967) ont étudié le cisaillement dans le cas d'un chargement longitudinal (12 et 13). Ils ont montré par une approche numérique aux différences finies que la contrainte de cisaillement maximale admissible augmente quand le rapport des modules (E_L/E_T) et/ou la fraction volumique de fibres augmentent.

King et al (1992) ont étudié la résistance au cisaillement de composites unidirectionnels avec interface faible par une étude paramétrique. Ils montrent que la fraction volumique de fibres n'a pas d'influence significative sur la résistance du composite en cisaillement, et qu'au contraire, se sont les propriétés de la matrice qui sont déterminantes.

Nedele et al (1994) ont montré que les paramètres qui contrôlent le module de cisaillement d'un composite unidirectionnel pour les cisaillements 21 et 31 sont d'abord le module de la matrice (à condition que l'interface soit forte) et ensuite, de manière moins importante, la fraction volumique de fibres (sauf si elle est élevée), alors que l'état de contrainte dans le composite est principalement contrôlé par la structure du composite. De plus, les irrégularités géométriques, qui sont inévitables, telles que variations locales de volume de fibres et/ou espacement des fibres, ont des effets sur le champ de contrainte et la valeur de la contrainte maximale admissible. Elles ont aussi une influence significative sur le module de cisaillement.

Pour conclure ce paragraphe, il faut retenir que les caractéristiques en cisaillement des composites, unidirectionnels ou non, restent des grandeurs difficiles à quantifier car ce mode de sollicitation n'est pas facile à obtenir. Piggott (1997), de façon provocatrice, va d'ailleurs jusqu'à énoncer que les composites unidirectionnels ne présentent jamais de rupture en cisaillement, mais plutôt en traction, comme le montre la figure I-13. Ceci aurait pour conséquence de rendre inutiles les essais de caractérisation de l'interface et les tests de cisaillement sur composites unidirectionnels, l'auteur suggérant de se contenter d'essais en traction transverse (normale aux fibres).

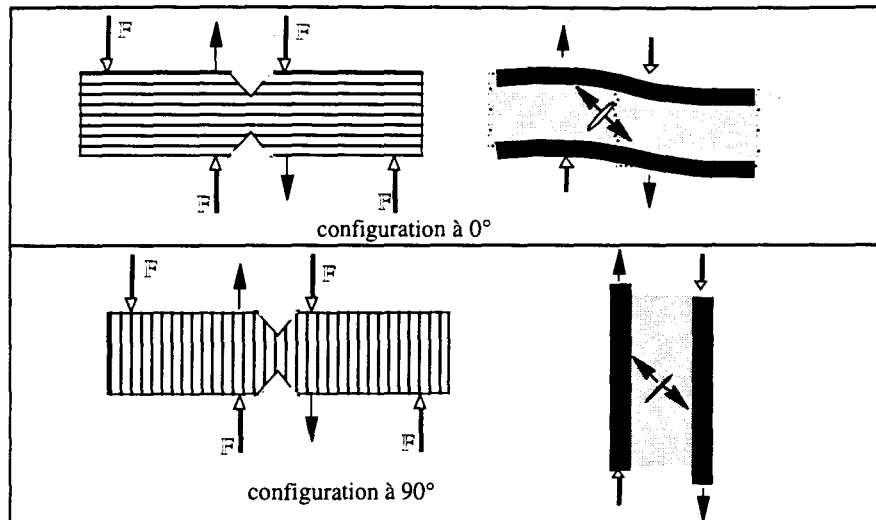


Figure I-13 : rupture en traction d'éprouvette type Iosipescu en composite unidirectionnel avec orientations des fibres à 0° et 90°.

I.3.3) Détermination des modules d'élasticité en cisaillement à l'aide des caractéristiques des constituants.

Etant donné l'objectif de la thèse, nous nous limiterons à l'étude des modules d'élasticité en cisaillement longitudinal (G_{LT}) et transversal (G_{TT}) d'un matériau composite unidirectionnel dont les constituants sont élastiques linéaires isotropes.

La détermination de ces modules peut se faire analytiquement ou numériquement, en fonction des caractéristiques mécaniques des constituants (modules d'élasticité et coefficients de Poisson) et de la fraction volumique de fibres. Il est alors nécessaire de fixer certaines hypothèses, comme par exemple une répartition uniforme des fibres. Des méthodes semi-empiriques ont aussi été développées, qui permettent d'aboutir à des relations facilement adaptables à la pratique, mais ne conduisent généralement pas à une bonne prédiction des propriétés. Le tableau I-4 présente les expressions les plus couramment rencontrées dans la littérature. On notera qu'elles permettent de déterminer la variation des modules avec la proportion de fibres.

	module de cisaillement longitudinal	module de cisaillement transverse
Z. Hashin (1965)	$G_m + \frac{V_f}{\frac{1}{(G_f - G_m)} + \frac{1 - V_f}{2G_m}} \leq G_{LT} \leq$ $G_f + \frac{1 - V_f}{\frac{1}{(G_m - G_f)} + \frac{V_f}{2G_f}}$ <p>avec $G_i = \frac{E_i}{2(1 + \nu_i)}$ avec $i = m, f$</p>	$G_m + \frac{V_f}{\frac{1}{(G_f - G_m)} + (1 - \nu_f) \frac{K_m + 2G_m}{2G_m(K_m + G_m)}} \leq G_{TT} \leq$ $G_f + \frac{1 - \nu_f}{\frac{1}{(G_m - G_f)} + \nu_f \frac{K_f + 2G_f}{2G_f(K_f + G_f)}}$ <p>avec $K_i = \frac{E_i}{2(1 - 2\nu_i)}$ et $G_i = \frac{E_i}{2(1 + \nu_i)}$ avec $i = m, f$</p>
R. Hill (1964)	$G_{LT} = G_{12} = G_m \frac{G_f(1 + \nu_f) + G_m(1 - \nu_f)}{G_f(1 - \nu_f) + G_m(1 + \nu_f)}$ <p>avec $G_i = \frac{E_i}{2(1 + \nu_i)}$ avec $i = m, f$</p>	
R. Christensen et K.H Lo (1979)		$G_{TT} = G_m \left[1 + \frac{V_f}{\frac{G_m}{G_f - G_m} + \frac{k_m + 7}{3} \frac{G_m}{2k_m + 7} (1 - \nu_f)} \right]$ <p>avec $K_i = \frac{E_i}{2(1 - 2\nu_i)}$ et $G_i = \frac{E_i}{2(1 + \nu_i)}$ avec $i = m, f$</p>
J.C. Halpin et S.W. Tsai (1969)	$G_{LT} = G_m \frac{1 + \xi \eta V_f}{1 - \eta V_f} \text{ avec } \eta = \frac{(G_f/G_m) - 1}{(G_f/G_m) + \xi}$ <p>ξ : dépend de l'influence du renforcement</p>	

Tableau I-4 : expressions pour la détermination des modules de cisaillement

I.3.4) Analyse des différents essais de cisaillement proposés dans la littérature

De nombreux essais de cisaillement ont été développés, dont certains de façon spécifique pour les composites. Quelques auteurs se sont intéressés à la comparaison de tels dispositifs de cisaillement, comme par exemple Bergner et al (1977), Lee & Munro (1986), Férent (1991).

Lee & Munro (1986) ont comparé un certain nombre de techniques permettant de mesurer les propriétés de cisaillement intra-laminaire de composites unidirectionnels. Leurs critères d'évaluation ont porté sur la précision des résultats obtenus, le coût et la complexité de l'éprouvette utilisée, l'équipement expérimental nécessaire et la complexité de la procédure

d'essai. Ils ont conclu qu'aucune de ces techniques ne peut être utilisée pour mesurer précisément le module de cisaillement et la résistance au cisaillement.

Sachant que notre but est la caractérisation des comportements de cisaillement inter- et intra-laminaire (rigidité et résistance) sous chargement monotone ou cyclique, nous avons établi un inventaire des différents dispositifs d'essais de cisaillement rencontrés dans la littérature en les évaluant par la suite par rapport à nos besoins, à savoir :

- ◆ utilisation du dispositif d'essai sur une machine d'essais uniaxiale classique.
- ◆ géométrie d'éprouvette aussi simple que possible,
- ◆ zone utile de cisaillement pur et uniforme la plus large possible,
- ◆ concentrations de contraintes et effets de bords réduits et sans interaction avec la zone utile,
- ◆ volume d'éprouvette réduit afin de minimiser l'influence des éventuels défauts de fabrication,
- ◆ bonne reproductibilité des résultats,
- ◆ utilisable quel que soit la séquence d'empilement du composite.

I.3.4.1) Essais nécessitant une machine de torsion

I.3.4.1.1) Test de torsion de barreau à section rectangulaire

Il permet de déterminer le module de cisaillement mais aussi la résistance en cisaillement du matériau. Pour cela, on soumet un barreau, de section rectangulaire ou le plus souvent de section carrée, à un couple de torsion (figure I-14). Pour que les mesures soient valides, il faut que les modes d'amarrage respectent certaines conditions : les surfaces latérales doivent être libres de toute contrainte et les extrémités du barreau doivent pouvoir se déplacer librement selon l'axe longitudinal de façon à éviter de superposer une sollicitation axiale. De plus, on doit avoir un alignement correct de l'éprouvette pour éviter toute flexion parasite. Il est donc extrêmement difficile d'obtenir un champ de déformation homogène, principalement dans le cas des matériaux composites pour lesquels l'état de contrainte est fortement influencé par l'anisotropie.

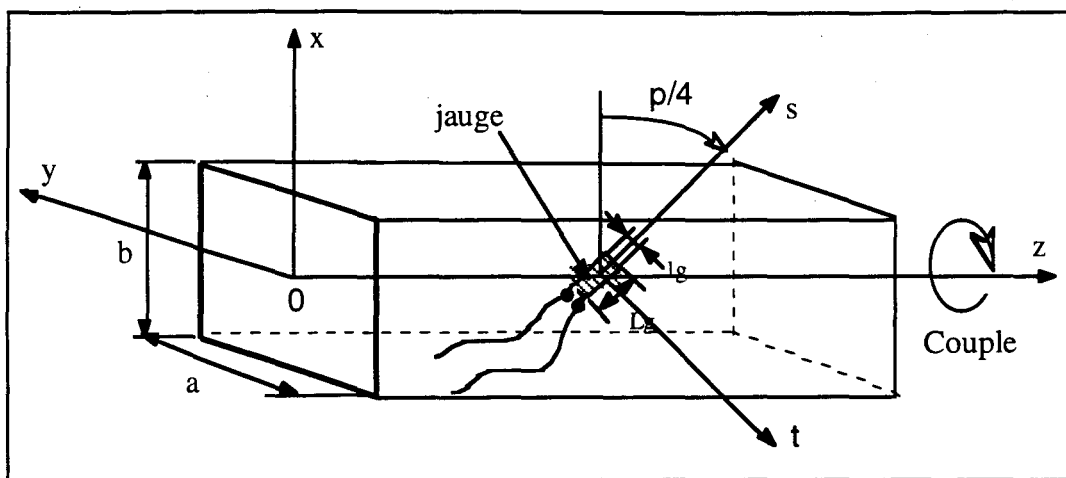


Figure I-14 : essai de torsion d'un barreau (Phang et al, 1978)

Cette technique a été mise en œuvre par Phang et al (1977) sur des barreaux de composites unidirectionnels. Ils ont étudié l'influence de la non-uniformité de l'état de contrainte par des mesures de déformation locale et établi des expressions permettant de déterminer les caractéristiques de cisaillement à partir des mesures de déformation et du couple appliqué. Ces expressions prennent en compte la non-uniformité observée. Les auteurs ont utilisé des jauges de déformation avec une surface de grille importante (du fait de l'hétérogénéité du matériau), collées au centre de la surface latérale du barreau avec un angle de 45° par rapport à son axe (figure I-14). La méthode d'analyse est basée sur la théorie de l'élasticité linéaire. Le module de cisaillement G est obtenu à partir du couple (C) exercé et de la valeur moyenne de la déformation de cisaillement $\bar{\epsilon}_{13}$ mesurée par la jauge, selon l'expression :

$$G = \frac{1}{2} \frac{C}{\bar{\epsilon}_{13}} \frac{\delta}{a \cdot b^2 \cdot \beta} \quad (I-12)$$

où les coefficients δ et β sont des séries numériques fonction des rapports adimensionnels

$\left(\frac{a}{b}, \frac{L_g}{b}, \frac{l_g}{b}\right)$ et $\left(\frac{a}{b}\right)$ respectivement.

La limite élastique en cisaillement $\tau_{\text{élastique}}$ du matériau, au centre de la surface latérale où est collée la jauge, est obtenue par la valeur limite $C_{\text{élastique}}$ du couple de torsion à la fin du domaine élastique comme suit :

$$\tau_{\text{élastique}} = \frac{C_{\text{élastique}}}{a \cdot b^2} \frac{\gamma}{\beta} \quad (\text{I-13})$$

où le coefficient γ est encore une suite numérique fonction du rapport $\left(\frac{a}{b}\right)$.

A noter que par cette technique, Férent (1991) a testé tant en cisaillement inter-laminaire qu'en cisaillement intra-laminaire quatre nuances de composites carbone/époxyde (figure I-15). Les valeurs des modules de cisaillement obtenues sont données tableau I-5. Ce tableau montre d'abord que le module de cisaillement inter-laminaire est peu dépendant du volume de fibres tandis que le module de cisaillement intra-laminaire augmente avec celui-ci, et que le module de cisaillement intra-laminaire est toujours supérieur au module de cisaillement inter-laminaire (de 6 à 27%).

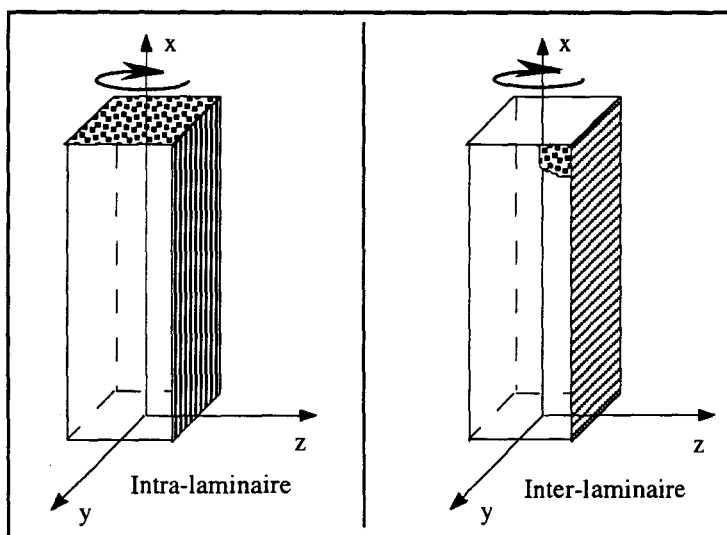


Figure I-15 : cisaillement inter- et intra-laminaire sur un barreau en torsion

carbone/époxyde T300/DA508	<i>Module de cisaillement intra-laminaire (GPa)</i>	<i>Module de cisaillement inter-laminaire (GPa)</i>
$V_f=0,57$	4,6	4,3
$V_f=0,58$	4,7	3,7
$V_f=0,63$	5,1	4,2
$V_f=0,65$	5,2	3,8

Tableau I-5 : valeurs des modules de cisaillement intra-laminaire et inter-laminaire obtenues par le test de torsion de barreau (Férent, 1991)

I.3.4.1.2) Test de torsion d'un tube à paroi mince

Cet essai consiste à appliquer, sur une machine de torsion, un couple de torsion axial à un tube (figure I-16). D'un point de vue pratique, ce test est très sensible aux conditions d'amarrage de l'éprouvette. Il est nécessaire de libérer le mouvement axial de l'éprouvette et également de veiller à assurer une concentricité correcte des différents éléments mécaniques de la machine de torsion afin d'éviter d'introduire des sollicitations parasites (de flexion notamment). Rizzo et Vicario (1992) ont montré que l'uniformité du champ de contrainte à proximité des mors de fixation de l'échantillon n'est pas respectée et que les écarts de contrainte peuvent être importants, ce qui peut notablement affecter l'estimation de la résistance en cisaillement du matériau.

Les éprouvettes sont réalisées par enroulement filamentaire des fibres à 90° par rapport à leur axe, ce qui rend impropre ici l'utilisation des termes inter- et intra-laminaire, l'éprouvette n'étant pas stratifiée. Le module mesuré est cependant assimilable à un module intra-laminaire. Une attention toute particulière doit être portée à la réalisation, très délicate, des zones de fixation. Généralement les extrémités du tube sont renforcées par des tissus de verre-résine (Phang et al, 1978).

Cet essai a parfois été considéré comme un test de référence lors de la validation d'autres essais de cisaillement, car l'état de contrainte dans la zone centrale de l'éprouvette peut être considéré comme uniforme et de cisaillement pur. En effet, on peut considérer, en première approximation, que le gradient de contrainte de cisaillement dans l'épaisseur est

négligeable du fait de la faible valeur de l'épaisseur du tube devant la valeur de son rayon (Chiao et al, 1977).

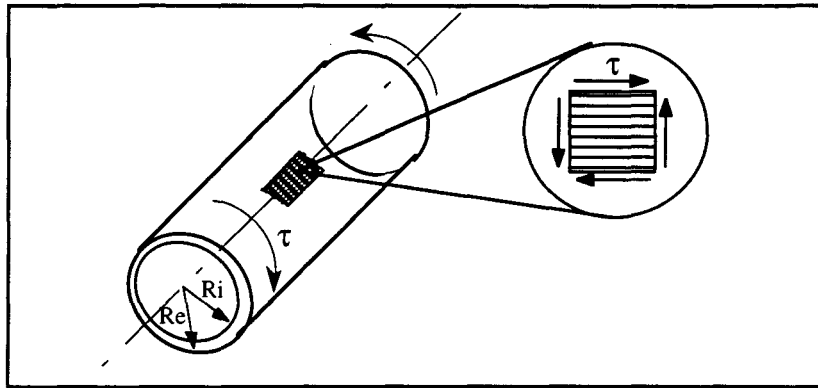


Figure I-16 : essai de cisaillement d'un tube à paroi mince

Pour l'exploitation des mesures expérimentales, on utilise les formules suivantes tirées de la Résistance Des Matériaux :

$$G_{r\theta} = \frac{C}{2\pi R^2 e \epsilon_{r\theta}} \quad (I-14)$$

$$\tau_{r\theta} = \frac{C}{2\pi R^2 e} \quad (I-15)$$

où $G_{r\theta}$: module de cisaillement

C : couple de torsion appliqué

R : rayon moyen du tube

e : épaisseur du tube

$\tau_{r\theta}$: contrainte de cisaillement

$\epsilon_{r\theta}$: déformation de cisaillement mesurée par une jauge de déformation collée sur la surface extérieure à 45° par rapport à l'axe du tube.

Phang et al (1978) ont comparé les valeurs des modules de cisaillement intra-laminaire obtenues par torsion de barres à section carrée de composites unidirectionnels à fibres longitudinales et par torsion de tubes minces à enroulement filamentaire à 90° par rapport à

l'axe. Ils utilisent des éprouvettes en composite verre/époxyde de fraction volumique de fibres de 55% et 60%. Leurs résultats sont reportés dans le tableau I-6 :

Module de cisaillement intra-laminaire G(GPa)	
tubes en torsion	barres en torsion
6,1 ±0,26	5,6 ±0,40
5,3 ±0,37	4,8 ±0,37
7,2 ±0,52	4,9 ±0,43
6,6 ±0,44	5,5 ±0,38
5,1 ±0,33	5,1 ±0,33

Tableau I-6 : valeurs des modules de cisaillement intra-laminaire obtenues par torsion de tubes et de barreaux (Phang et al, 1978)

On peut s'étonner de la dispersion importante des résultats obtenus avec l'essai de torsion de tubes, malheureusement les auteurs n'en donnent aucune explication.

I.3.4.2) Essais nécessitant une machine de traction-compression

I.3.4.2.1) Essais de traction d'éprouvettes particulières

a) Test de traction hors-axe

Bien que non normalisé, le test de traction hors-axe est un essai fréquemment utilisé. Le principe de cet essai consiste à appliquer un effort de traction uniaxial à une éprouvette en composite unidirectionnel, préparé de manière à ce que la direction des fibres fasse un angle θ avec l'axe longitudinal de l'éprouvette (figure I-17). Le chargement hors-axe introduit, dans le repère lié au matériau, un état biaxial de contrainte avec un terme de cisaillement non nul :

$$\bar{\sigma} = \begin{pmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{12} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \cos^2\theta \sigma_{11} \\ \sin^2\theta \sigma_{11} \\ -\sin\theta \cos\theta \sigma_{11} \end{pmatrix} \quad (I-16)$$

$$\bar{\epsilon} = \begin{pmatrix} \epsilon_{11} \\ \epsilon_{22} \\ \epsilon_{12} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \frac{\sigma_{11}}{E_L} \cos^2 \theta - \frac{\nu_{LT} \sigma_{11}}{E_L} \sin^2 \theta \\ -\frac{\nu_{LT} \sigma_{11}}{E_L} \cos^2 \theta + \frac{\sigma_{11}}{E_T} \sin^2 \theta \\ -\frac{\sigma_{11}}{2G_{LT}} \sin \theta \cos \theta \end{pmatrix} \quad (I-17)$$

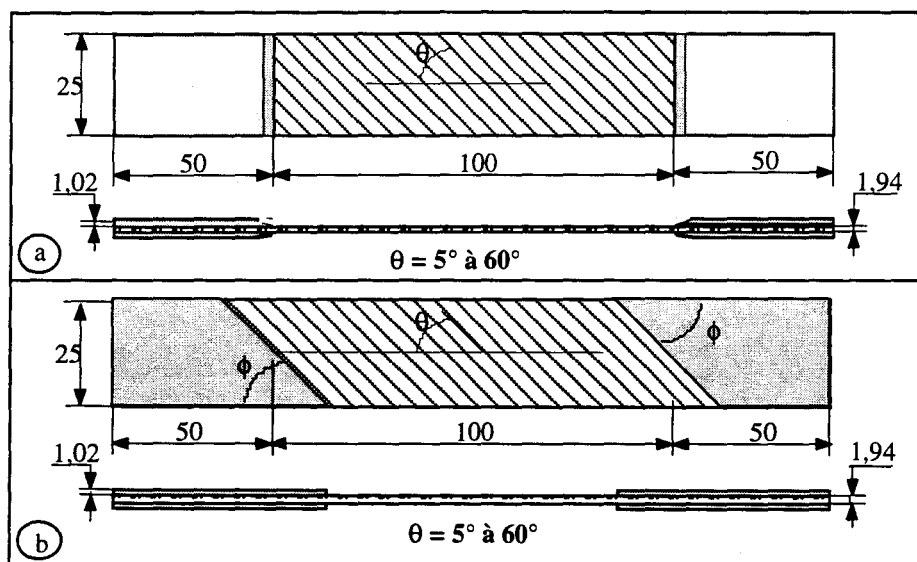


Figure I-17 : éprouvette de traction hors-axe (Kawai et al, 1997)
a) avec talons rectangulaires b) avec talons obliques

L'état de déformation (expression I-17) est fonction du degré d'anisotropie (E_L/E_T). On choisit l'angle θ de façon à ce que les contraintes et déformations de cisaillement soient les plus grandes possibles relativement aux contraintes et déformations normales de traction transverse. Dans le cas du verre-époxyde, un angle de 25° est couramment utilisé.

La détermination précise du module de cisaillement intra-laminaire nécessite un certain nombre de corrections directement liées à l'hétérogénéité de l'état de contrainte dans l'éprouvette et à l'influence des conditions de chargement imposées par les mors de fixation. Ainsi, plusieurs auteurs (Chamis & Sinclair (1978) ; Chiao et al (1977) ; Böelher et al (1990)) ont montré, de façon expérimentale et par simulation numérique, que l'utilisation de mors fixes (ou mors classiques) pour appliquer la charge revient à encastrier les deux extrémités, ce qui s'éloigne des conditions de type contrainte uniforme imposée et crée des concentrations de

contrainte au droit des mors. L'application de déplacements imposés sur une ligne perpendiculaire à l'axe de l'éprouvette empêche la rotation des extrémités, induit une déformée "en S" et provoque des champs de contrainte et de déformation hétérogènes, ainsi qu'une rupture au niveau des mors. La technique classique du montage en mors fixes conduit ainsi à des résultats expérimentaux impropres à la détermination fiable des lois de comportement des matériaux anisotropes. C'est probablement pour ces raisons que Hahn et Withney (1976) ont obtenu des différences de l'ordre de + 20% pour G_{12} et de -38% pour τ_{12} à rupture par rapport à l'essai de torsion de tube à paroi mince.

Certains auteurs se sont efforcés d'apporter une solution à ce problème. Ainsi Pindera et Herakovich (1986), s'appuyant sur les développements de Pagano et Halpin (1968), ont donné le facteur correctif à appliquer à la valeur du module apparent pour prendre en compte ces effets d'extrémité. Ils montrent que la correction est d'autant plus nécessaire que le matériau est anisotrope et que l'angle des fibres est faible. Ils conseillent de choisir un angle de 45° pour lequel il n'est pas nécessaire d'apporter de correction. On peut cependant remarquer que pour $\theta=45^\circ$, les contraintes longitudinale, transversale et de cisaillement sont identiques.

Surrel (1990) a montré que le facteur correctif, qui peut atteindre 25%, permet de bien rendre compte des effets d'extrémité.

$$\frac{G_{12}}{G_{12}^*} = \frac{1 - 2\beta \cotan \theta}{1 - \frac{2}{3}\eta} \quad (I-18)$$

$$\text{où} \quad \beta = -\frac{\frac{3}{2e^2} \frac{S_{16}}{S_{11}}}{1 + \frac{3}{2e^2} \frac{S_{66}}{S_{11}}} \quad \text{et} \quad \eta = -\beta \frac{S_{16}}{S_{11}}$$

avec G_{12} : module de cisaillement intra-laminaire corrigé

G_{12}^* : module de cisaillement intra-laminaire apparent (sans correction)

e : élancement de l'échantillon (longueur sur largeur)

S : tenseur de souplesse dans le repère du matériau

θ : angle des fibres par rapport à l'axe de l'éprouvette.

On constate que cette expression du module dépend des caractéristiques géométriques de l'échantillon et des caractéristiques mécaniques du matériau ce qui requiert des méthodes itératives pour la détermination du module d'un point de vue pratique.

Böelher et al (1990) ont montré qu'il est possible d'obtenir une large zone au centre de l'éprouvette où le champ de contrainte est uniforme, à condition de réaliser un montage de l'éprouvette entre deux rotules, comme l'indique la figure I-18.

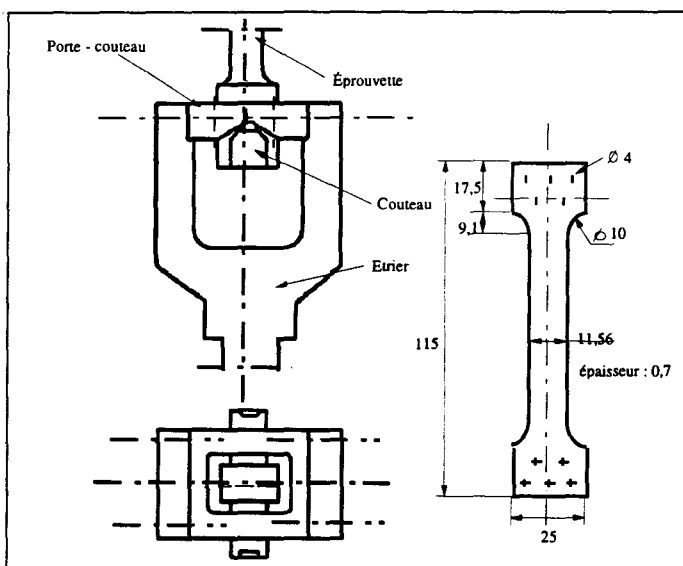


Figure I-18 : schéma du montage entre "rotules ponctuelles" (Böelher et al, 1990)

En supposant l'état de contrainte uniforme dans l'échantillon, on obtient alors, dans le cas d'un comportement élastique linéaire :

$$G = \frac{\sigma_{12}}{\epsilon_{12}} = \frac{\sigma_1}{2(\epsilon_1 - \epsilon_2) + \epsilon_6 \cot \alpha \theta} \quad (I-19)$$

où les valeurs de ϵ_1 , ϵ_2 , ϵ_6 sont mesurées avec une rosette triaxiale positionnée au centre de l'éprouvette.

Plus récemment, Sun et Chung (1993) et Kawai et al (1997) ont proposé d'utiliser des talons obliques pour les éprouvettes hors-axe (figure I-17b). Avec cette disposition, la ligne de déplacement imposé correspondant au bord du talon est parallèle aux lignes d'isodéplacement qui existeraient dans le cas d'une contrainte axiale uniforme. En mesurant le champ de déplacement par une méthode optique, Alloba et al (1996) ont mis en évidence expérimentalement que cette technique d'essai conduit bien à un champ de déformation

homogène dans le corps de l'éprouvette. Dans cette zone, l'état de cisaillement est homogène, mais pas pur, la composante de traction transverse participant également à la ruine de l'éprouvette. Les auteurs soulignent que la résistance au cisaillement évaluée par cet essai est ainsi sous-évaluée, ce qui est d'ailleurs vrai pour tous les essais hors-axe.

b) Test de traction [$\pm 45^\circ$]

L'essai de traction d'un stratifié [$\pm 45^\circ$] a été proposé par Petit (1969) puis simplifié par Rosen (1972). Il s'agit d'effectuer un essai de traction sur des stratifiés symétriques comportant des plis orientés successivement de $+$ et $- 45^\circ$ par rapport à l'axe de l'éprouvette (figure I-19).

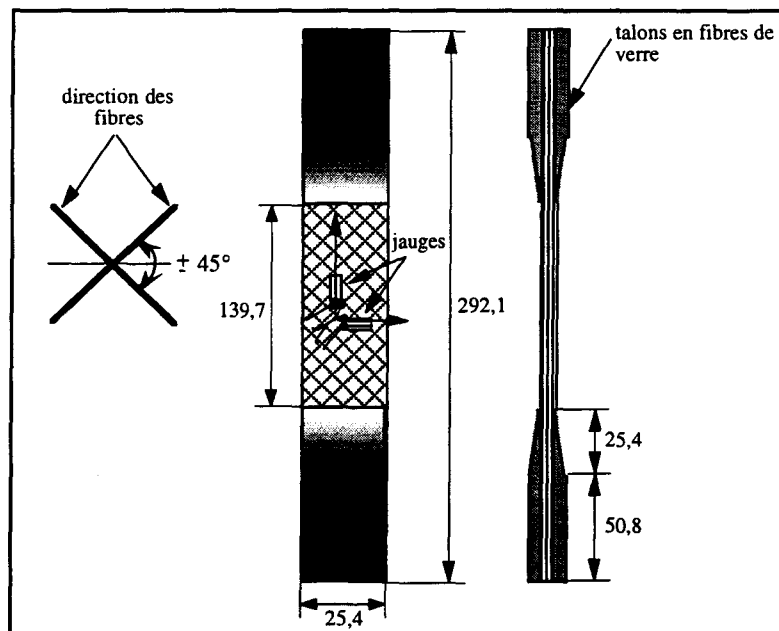


Figure I-19 : éprouvette de traction [$\pm 45^\circ$]_{ns}

La détermination des caractéristiques mécaniques en cisaillement s'appuie sur les mesures de l'effort de traction (par la cellule de charge de la machine) et des déformations longitudinale et transverse (par des jauges de déformation collées à 0° et 90°). Par la théorie classique des plaques stratifiées, on peut écrire, avec l'hypothèse d'un comportement élastique linéaire :

$$\tau_{12} = \frac{1}{2} \sigma_{11} \quad (I-20)$$

$$\gamma_{12} = \epsilon_{11} - \epsilon_{22} \quad (I-21)$$

$$G_{12} = \frac{\sigma_{11}}{2(\epsilon_{11} - \epsilon_{22})} \quad (I-22)$$

σ_{11} : contrainte de traction de l'éprouvette ($\sigma_{11} = \frac{F}{S}$; F : effort normal appliqué et

S : aire de la section droite de l'éprouvette)

ϵ_{11} : déformation longitudinale de l'éprouvette

ϵ_{22} : déformation transversale de l'éprouvette

τ_{12} : contrainte de cisaillement de l'éprouvette

γ_{12} : angle de glissement

Cette essai présente de nombreux avantages dont celui de délivrer la courbe complète $\tau_{12}=f(\gamma_{12})$ du comportement en cisaillement du matériau étudié (Tolba, 1993).

Comme dans l'essai de traction hors-axe, l'état de contrainte dans la couche élémentaire n'est pas du cisaillement pur. Petit (1969) montre qu'il existe une hétérogénéité du champ de contrainte au voisinage des bords qui joue un rôle non négligeable lors de la rupture. De même, Yeow et Brinson (1978) observent des effets de structure, à savoir des effets d'interplis ainsi que de la flexion parasite qui peuvent cependant être limités si on augmente le nombre de plis. Lifshitz et Gilat (1979) ont montré par un calcul élastique que, pour un verre/époxyde, la contrainte σ_{22} normale aux fibres est négligeable, contrairement au carbone/époxyde, et peut donc perturber les résultats (seuil de plasticité, seuil d'endommagement). L'état de contrainte dépend ainsi fortement des constantes mécaniques de la couche et en particulier du rapport des modules E_L et E_T .

Si cet essai permet de déterminer correctement le module de cisaillement, il ne permet pas d'avoir accès proprement à la résistance en cisaillement intra-laminaire : d'une part, la rupture s'amorce parfois au niveau des talons, là où on a des concentrations de contrainte, d'autre part, l'état de contrainte triaxial et les effets de bord peuvent induire parfois des sollicitations transverses non négligeables.

Lauvergnat et al (1990) ont comparé, sur un verre/époxyde, les résultats obtenus par un test de traction [$\pm 45^\circ$] et un test de torsion de tube à paroi mince. Comme le montre le tableau I-7, ils obtiennent des valeurs identiques pour le module de cisaillement intra-laminaire, tandis que la valeur de la contrainte à rupture par cisaillement est presque le double dans le cas du test de traction [$\pm 45^\circ$].

<i>composite verre-époxyde</i>	<i>module de cisaillement (GPa)</i>	<i>contrainte à rupture en cisaillement</i>
Torsion tube à paroi mince	4,65	48,5 MPa
Traction [$\pm 45^\circ$] _{ns}	4,55	80 MPa

Tableau I-7 : Comparaison des mesures du module intra-laminaire et de la contrainte à rupture en cisaillement par deux techniques d'essais (Lauvergnat et al, 1990)

c) Traction d'une éprouvette entaillée

L'essai de traction d'une éprouvette entaillée est souvent utilisé pour mesurer la résistance au cisaillement des composites à fibres courtes. L'éprouvette est chargée à ses extrémités en compression ou en traction, avec des mors adaptés pour éviter les efforts parasites, et la rupture a lieu en cisaillement le long d'une surface longitudinale entre les deux entailles. La résistance au cisaillement du matériau est déterminée en supposant une distribution uniforme des contraintes de cisaillement dans la surface rompue.

Une telle éprouvette entaillée réalisée dans un matériau homogène a été étudiée par Iosipescu (1967) par photoélasticité. Il a montré que la distribution des contraintes de cisaillement dans la zone utile n'était en fait pas uniforme, suite à de fortes concentrations de contrainte en fond d'entailles.

Elkin et al (1969) ont utilisé des éprouvettes à entailles circulaires (figure I-20 a) en composite unidirectionnel graphite/époxyde, avec un rapport longueur de l'éprouvette sur distance entre les deux entailles élevé (égal à 2). Ils obtiennent une valeur assez faible de la résistance en cisaillement, du fait des concentrations de contrainte relativement importantes ($K_t=1,57$).

Chiao et al (1977) ont comparé cette technique d'essai à cinq autres techniques d'essais de cisaillement. Ils ont conclu qu'elle conduisait à la plus faible valeur de la résistance en cisaillement.

D'autres formes d'éprouvettes ont été utilisées afin de créer une zone de cisaillement intra-laminaire sur une éprouvette soumise à une traction simple (figure I-20 b et c). Ces géométries ne sont pas faciles à utiliser en pratique car elles nécessitent des usinages complexes et une fabrication soignée surtout dans le cas des matériaux composites ; de plus, elles ne résolvent pas totalement le problème des concentrations de contrainte.

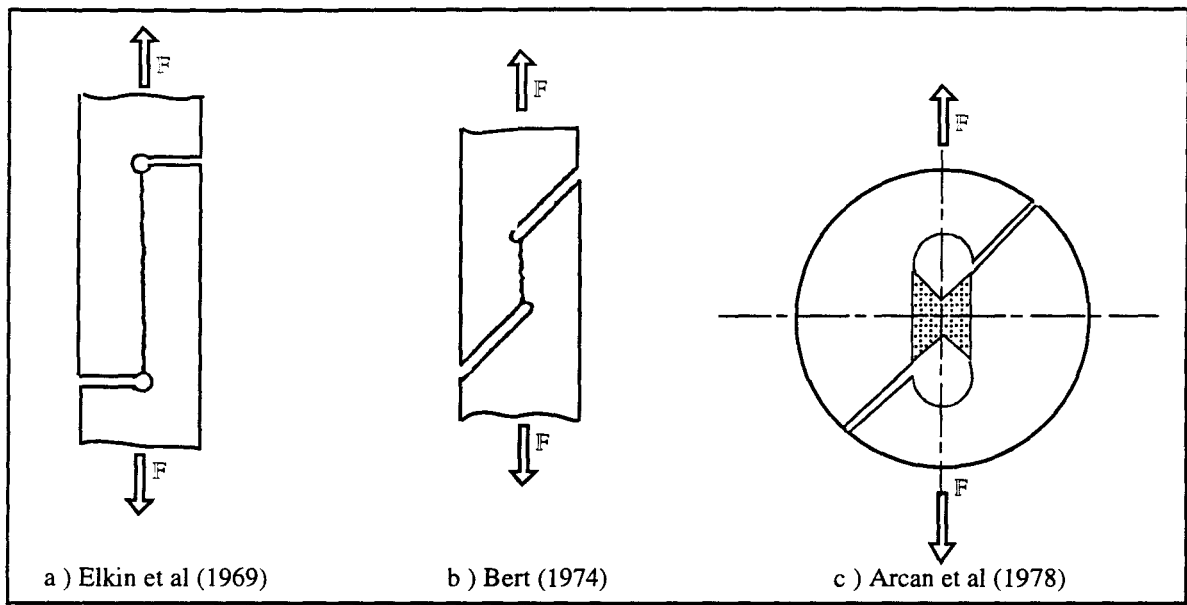


Figure I-20 : quelques exemples d'éprouvettes entaillées

Plus récemment, Dadras et Mc Dowell (1990) ont étudié le cisaillement inter-laminaire sur une autre géométrie d'éprouvette entaillée (figure I-21). Ils montrent que :

- ⇒ la distribution des contraintes de cisaillement dans la zone utile n'est pas uniforme,
- ⇒ la différence entre la contrainte de cisaillement nominale et la contrainte de cisaillement maximale localisée dans la zone utile augmente quand le rapport L/T augmente. Ils préconisent d'utiliser un rapport (L/T) inférieur à 1, comme Herakovich & Bergner (1980) l'avaient d'ailleurs proposé dans une étude antérieure,

- ⇒ la distribution des contraintes de cisaillement dans la zone cisailée devient plus uniforme quand le rapport E_L/E_T caractérisant le degré d'anisotropie du matériau augmente,

⇒ la largeur des entailles W et la distance h entre les entailles et les extrémités de l'éprouvette n'ont en revanche pas d'influence significative sur la répartition des contraintes de cisaillement dans la zone utile. Par conséquent, des éprouvettes avec un rapport $h/T < 2$ peuvent être testées en compression avec des mors adaptés sans risque de flambage.

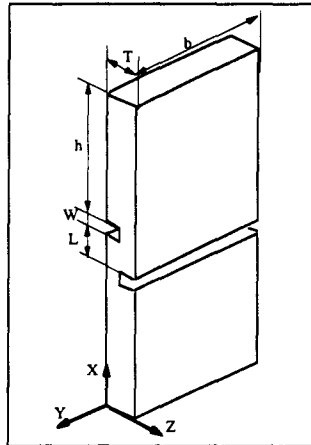


Figure I-21 : éprouvette entaillée de Dadras et McDowell (1990)

I.3.4.2.2) Essais utilisant un montage spécifique

a) Essai de flexion avec cisaillement prépondérant

Les essais de flexion avec cisaillement prépondérant sont très fréquemment utilisés pour étudier le comportement en cisaillement des composites à fibres longues. On utilise soit l'essai de flexion 3 points (figure I-22), soit l'essai de flexion 4 points (figure I-23).

L'éprouvette, de longueur relativement faible et de section rectangulaire, repose sur deux plots d'appui distants de L . Elle est chargée au centre dans le cas de la flexion 3 points, et symétriquement en deux points distants de S dans le cas de la flexion 4 points.

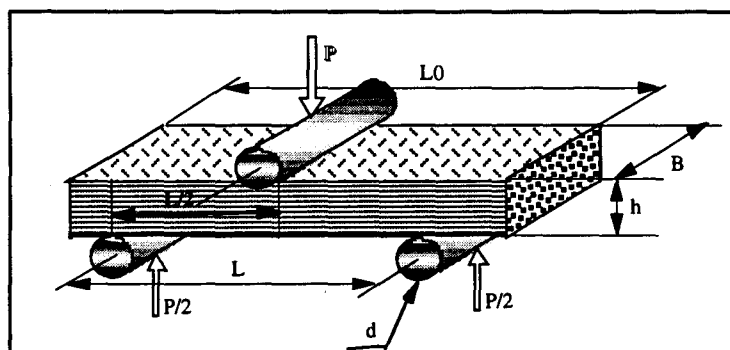


Figure I-22 : flexion 3 points

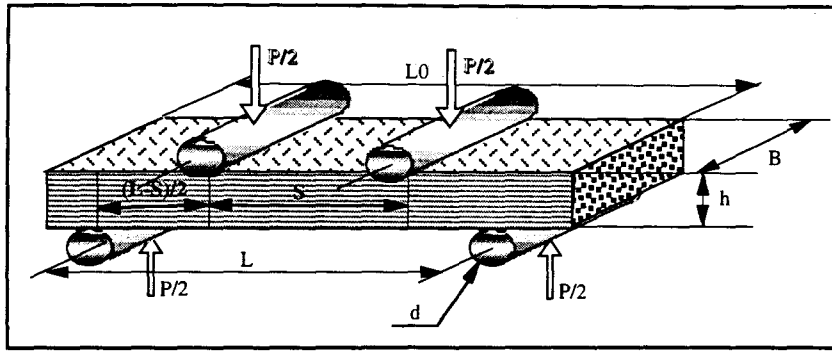


Figure I-23 : flexion 4 points

L'essai de flexion 3 points, appelé aussi essai de cisaillement sur éprouvette courte (short-beam-shear (SBS)), est normalisé depuis 1965 (ASTM Standard D2344). Un état de contrainte complexe existe dans la partie utile de l'éprouvette. Il y a superposition de contraintes normales dues à la flexion, et de contraintes de cisaillement dues à l'effort tranchant. De plus, il y a des sur-contraintes locales au droit des plots. Le "poids" relatif de ces contraintes est principalement influencé par le rapport L/h . Aucune sollicitation de traction transverse n'est par contre générée dans ce type d'essai. Les poutres courtes soumises à un chargement 4 points ont été recommandées comme une alternative à l'essai de flexion 3 points.

De façon classique, la rupture en cisaillement se caractérise par une fissure qui s'amorce dans la partie centrale de l'éprouvette et se propage vers l'une ou l'autre de ses extrémités. L'état de contrainte ne permet pas de déterminer le module de cisaillement, mais seulement une estimation de la résistance en cisaillement pour un rapport L/h judicieux. Même si ce dispositif a été normalisé, la norme parle de résistance et de module de cisaillement "apparents".

Normalement, pour obtenir du cisaillement "prépondérant" en flexion 3 points, on utilise un rapport L/h de 4 (Berg et al, 1972) ou 5 (Curtis, 1988). Dans ces configurations d'essai, on peut obtenir dans le plan moyen de l'éprouvette une rupture par cisaillement pur. Hors de ce plan moyen, l'éprouvette est sollicitée en traction / compression - cisaillement. On observe en général de l'endommagement sous le plot mobile bien avant la rupture en

cisaillement inter-laminaire, du fait de l'importante concentration de contrainte en compression.

Plusieurs modélisations de l'essai de flexion 3 points ont été proposées :

⇒ Berg et al (1972) ont étudié par éléments finis l'effet du plot de chargement. Celui-ci est modélisé comme une charge uniformément distribuée sur une longueur de l'ordre du dixième de l'épaisseur de l'éprouvette. En considérant un matériau linéaire élastique, ils démontrent que les résultats obtenus ne sont pas en concordance avec les hypothèses de la théorie des poutres en RDM.

⇒ Sandorff (1980) a étudié par différences finies les effets de concentration de contrainte sur la réponse de poutres orthotropes. Il modélise le chargement comme une charge concentrée. Avec cette hypothèse, il montre que les effets de concentration de contrainte ne sont jamais complètement dissipés.

⇒ Whitney (1985) a analysé les essais de flexion 3 points et de flexion 4 points en utilisant la théorie de l'élasticité. Comme Berg et al (1972), il a considéré une charge uniformément répartie sur une petite longueur (environ 2/5 de l'épaisseur d'un pli). Il confirme que pour la flexion 3 points, les résultats ne coïncident pas avec ceux de la théorie des poutres. En revanche pour la flexion 4 points, les résultats sont sensiblement identiques à ceux de la théorie des poutres tout au moins entre plots fixes et plots mobiles.

Une modélisation numérique des essais de flexion 3 et 4 points a été effectuée par Cui et Wisnom (1992) dans le cas d'un composite unidirectionnel verre-époxyde. Ils ont utilisé des surfaces rigides de contact pour simuler les conditions de chargement. En considérant dans un premier temps le matériau linéaire élastique, la contrainte de cisaillement calculée au droit des plots est plus importante que celle prévue par la théorie des poutres (facteur 2 en flexion 3 points avec un plot de $\varnothing 10$ mm ; facteur 1,4 en flexion 4 points avec un plot de $\varnothing 20$ mm).

Dans un deuxième temps, ils considèrent le comportement non linéaire du matériau en cisaillement. L'effet de la non-linéarité réduit la contrainte de cisaillement maximale calculée d'environ 50% pour la flexion 3 points et de 20% pour la flexion 4 points. De plus la valeur de la contrainte de cisaillement, presque uniforme dans la section médiane loin du plot mobile, est environ 15% inférieure à la valeur maximale donnée par la théorie des poutres. Ils suggèrent

donc d'appliquer une correction pour prendre en compte l'influence de la non-linéarité du matériau.

Ces auteurs conseillent d'utiliser le test de flexion 4 points plutôt que l'essai de flexion 3 points, car les concentrations de contrainte y sont plus faibles d'environ 20% (pour un matériau au comportement linéaire et un diamètre de plot de 20 mm). Pour un matériau non linéaire, la contrainte de flexion maximale et la contrainte de compression transverse sont réduites de 20% bien que la contrainte de cisaillement inter-laminaire maximale soit presque la même pour les deux dispositifs. L'influence du diamètre des plots a également été étudiée. Une augmentation du diamètre réduit de façon significative les concentrations de contrainte et atténue l'endommagement sous les plots.

Adams et al (1995) ont étudié de façon expérimentale l'influence de certains paramètres géométriques de l'éprouvette et du dispositif (3 et 4 points) sur le comportement en cisaillement de deux composites unidirectionnels carbone/époxyde et verre/époxyde. Ils concluent que :

⇒ la présence de contraintes de compression normales transverses retarde l'amorçage des fissures dues aux contraintes de cisaillement et cela tant en flexion 3 que 4 points. Si le rapport L/h augmente, la résistance au cisaillement diminue de façon significative. Cependant, sur toutes les éprouvettes testées, ils ont observé dans le plan médian de l'éprouvette une ou plusieurs fissures indiquant effectivement une rupture par cisaillement,

⇒ en général, les éprouvettes minces et étroites conduisent à une sur-estimation de la résistance au cisaillement comparée à celle des éprouvettes épaisses et larges. La résistance au cisaillement obtenue par l'essai de flexion 4 points sur le carbone/époxyde est inférieure à celle obtenue par l'essai de flexion 3 points. Par contre, les deux essais donnent une résistance au cisaillement équivalente pour le matériau verre/époxyde, ce qui suggère que le degré d'orthotropie du matériau peut être aussi un facteur significatif.

A noter que Grédiac (1992) a conçu un dispositif de flexion 4 points qui prend en compte les effets parasites qu'entraîne l'anisotropie des matériaux composites. Son montage autorise deux rotations de l'éprouvette (une rotation autour de l'axe longitudinal de l'éprouvette et l'autre perpendiculairement à cet axe).

b) Montages avec rails de cisaillement

Les montages dits avec "rails de cisaillement" appartiennent à une famille de dispositifs d'essai utilisant des éléments rigides pour appliquer un chargement conduisant à un état de contrainte en cisaillement le plus pur possible dans la partie utile de l'éprouvette. L'éprouvette est une plaque "plutôt" mince et de forme rectangulaire. Elle est composée de plis unidirectionnels et est fixée sur les rails par des boulons. Il existe des dispositifs à deux et trois rails, comme le montrent les figures I-24 et I-25.

Le dispositif d'essai, qui utilise des têtes auto-alignantes, est monté sur une machine d'essai uniaxiale. Celle-ci agit en compression sur deux pièces dites guides-rails. L'éprouvette présente une zone utile dans le cas du dispositif à 2 rails et deux dans celui du dispositif à 3 rails. Des jauges de déformation sont collées en leurs centres. Cette technique d'essai est normalisée (ASTM D4255).

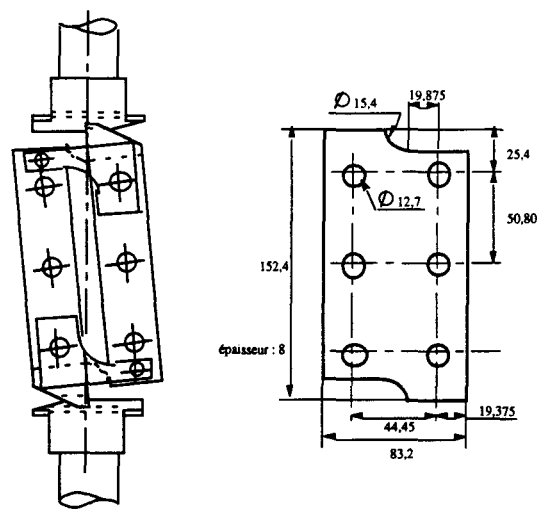


Figure I-24 : dispositif à 2 rails et géométrie de l'éprouvette correspondante

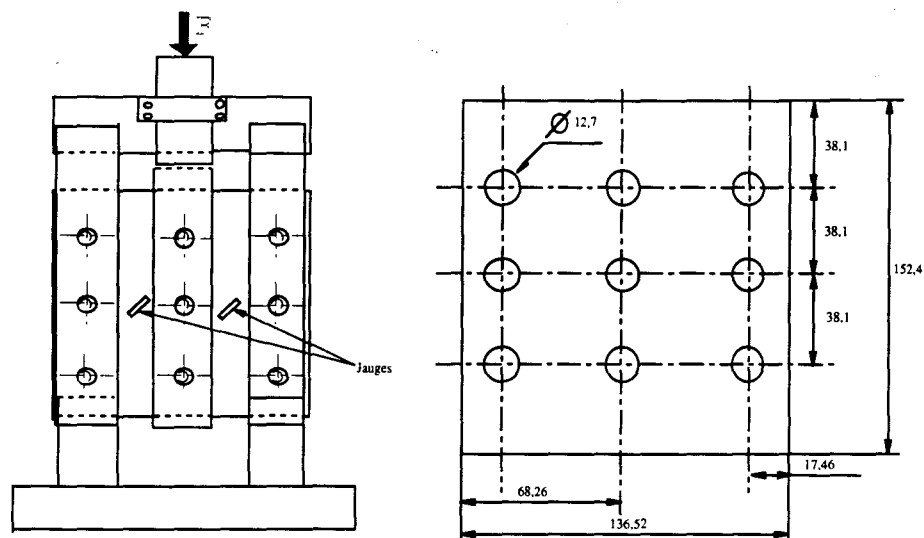


Figure I-25 : dispositif à 3 rails et géométrie de l'éprouvette (Sims, 1973)

Le dispositif à 2 rails soumet l'éprouvette à un état de contrainte biaxiale (compression et cisaillement). La structure symétrique du dispositif à 3 rails, de par l'application du chargement parallèlement aux rails de fixation, atténue l'état de contrainte biaxial et permet de se rapprocher d'un état de cisaillement pur.

Afin d'améliorer l'uniformité du transfert des efforts, Van Gemert (1984) conseille le collage des rails sur l'éprouvette sur toute leur longueur. Il obtient ainsi des résultats très reproductibles.

Butler et al (1988) ont mené une campagne d'essais de cisaillement monotone et cyclique sur un composite unidirectionnel verre/époxyde (45% de fibres) en utilisant le dispositif à 2 rails. Les résultats obtenus dans une première phase n'étaient pas satisfaisants de par l'importante dispersion obtenue à tous les niveaux de chargement. Ils ont observé la présence de fissures longitudinales sur les bords libres des éprouvettes provoquées par la flexion des rails. Les auteurs ont alors proposé une nouvelle géométrie d'éprouvette avec de petites entailles usinées dans les zones où apparaissent ces fissures longitudinales. Ceci a conduit à une importante réduction de la dispersion des mesures aussi bien en sollicitation monotone qu'en fatigue.

Le module de cisaillement intra-laminaire est déterminé à partir de la déformation de cisaillement mesurée par une jauge d'extensométrie placée à 45° par rapport à l'axe de

l'éprouvette (le dispositif symétrique (figure I-25) permet d'obtenir deux valeurs du module par essai) selon la formule suivante :

$$G_{LT} = \frac{F}{4 A \epsilon_{45^\circ}} \quad (I-23)$$

avec A : aire de la section longitudinale parallèle à l'effort,

F : charge appliquée,

ϵ_{45° : déformation mesurée.

Yeow et Brinson (1978) ont étudié le cisaillement intra-laminaire de composites carbone/époxyde avec différentes séquences d'empilement. Ils observent une différence raisonnable entre les résultats d'essais réalisés avec le montage avec rails ou avec d'autres méthodes, compte tenu des dispersions rencontrées dans les composites. Le tableau I-8 semble montrer aussi une certaine sensibilité du module à la séquence d'empilement.

(carbone/époxyde)	Module de cisaillement intra-laminaire (GPa)
traction $[\pm 45^\circ]_{4s}$	5,27
traction 10°	7,8
rails $[0,90]_{4s}$	4,1
rails $[0^\circ]_{8s}$	6,9

Tableau I-8 : comparaison des valeurs du module de cisaillement intra-laminaire obtenues par différentes méthodes (Yeow et Brinson, 1978)

La mesure de la résistance en cisaillement n'est pas accessible par ce test. En effet, les auteurs observent une rupture faisant intervenir non seulement du délaminage mais aussi des ruptures interplis, donc des effets de couplage entre les plis.

D'un point de vue pratique, la découpe des échantillons est aisée, mais le perçage des trous de fixation est une opération délicate, qui peut d'ailleurs endommager les éprouvettes (Yeow et Brinson, 1979).

Pour conclure, cette technique d'essai ne semble pas apporter d'avantages notables par rapport au test de traction $[\pm 45^\circ]_{ns}$, par ailleurs beaucoup plus facile à mettre en œuvre (Sims, 1973).

c) Montage avec parallélogramme déformable

Dans ce dispositif, une éprouvette (figure I-26) est positionnée au centre d'une structure en parallélogramme déformable constituée de quatre barres rigides. Le montage introduit un chargement biaxial dans l'éprouvette conduisant à un état de cisaillement pur à $\pm 45^\circ$ dans une zone relativement grande au centre de l'éprouvette. On utilise le plus souvent des éprouvettes cruciformes (figure I-26). Lee et Munro (1986) considèrent que le prix de ce type d'éprouvette est prohibitif et que la mise en œuvre de l'essai est relativement complexe. De plus, quelle que soit la forme de l'éprouvette, le mode de chargement induit des concentrations de contrainte qui peuvent être à l'origine de ruptures prématurées.

Bergner et al (1988) ont modélisé par éléments finis une éprouvette cruciforme de section utile de $25 \times 25 \text{ mm}^2$. Ils ont mis en évidence du cisaillement pur dans une zone importante au centre de l'éprouvette, mais aussi l'existence de concentrations de contrainte dans les angles droits. La valeur de la contrainte de cisaillement au centre de l'éprouvette n'est toutefois pas égale à la contrainte de cisaillement théorique calculée. Malgré ces critiques et parce que la zone de cisaillement pur est importante, les auteurs considèrent que cette méthode peut être utilisée pour déterminer le module de cisaillement intra-laminaire et la réponse contrainte - déformation en cisaillement des stratifiés et des composites tissés, à condition de tenir compte des concentrations de contrainte dans la zone centrale de l'éprouvette.

Kennedy et al (1992) ont mené une étude analytique et numérique de ce test. Par une étude paramétrique de la géométrie de l'éprouvette cruciforme, ils ont déterminé la valeur de rayon de raccordement atténuant au mieux les concentrations de contrainte tout en conservant un état de cisaillement pur au centre de l'éprouvette. Les résultats obtenus sont très reproductibles comparés à ceux de l'essai de traction $[\pm 45^\circ]_{ns}$ et de l'essai Iosipescu (défini dans le paragraphe suivant). Cette méthode d'essai a conduit, pour un carbone/époxyde, aux caractéristiques à rupture les plus élevées (figure I-27).

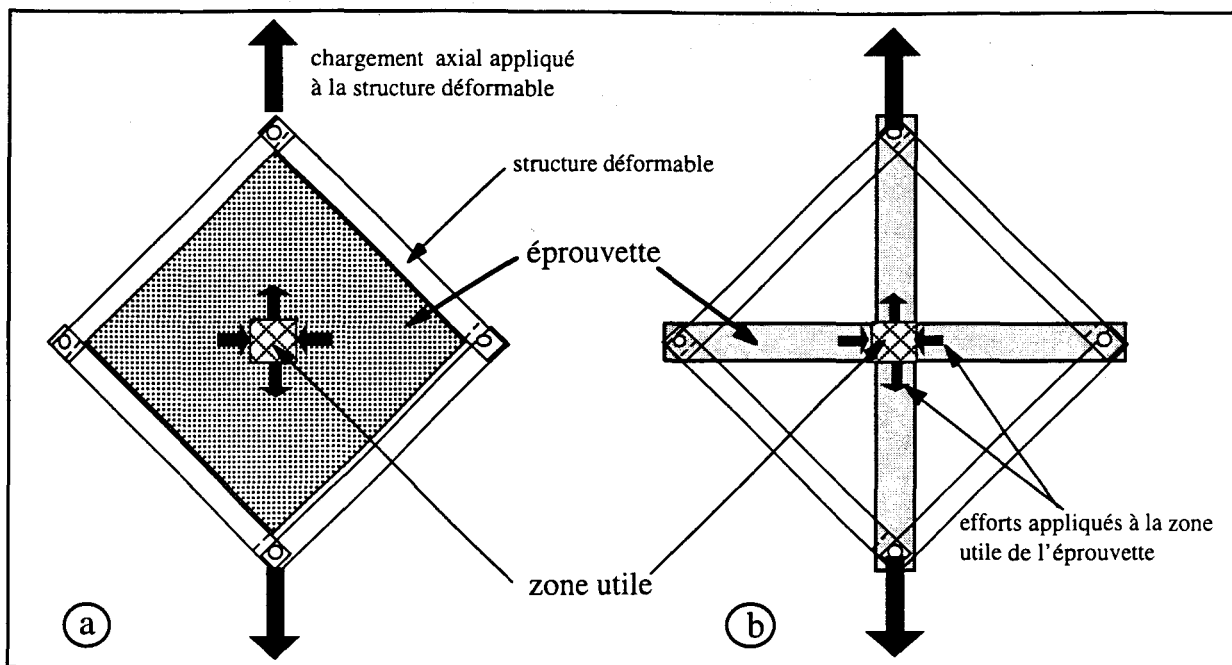


Figure I-26 : montage de cisaillement avec parallélogramme déformable

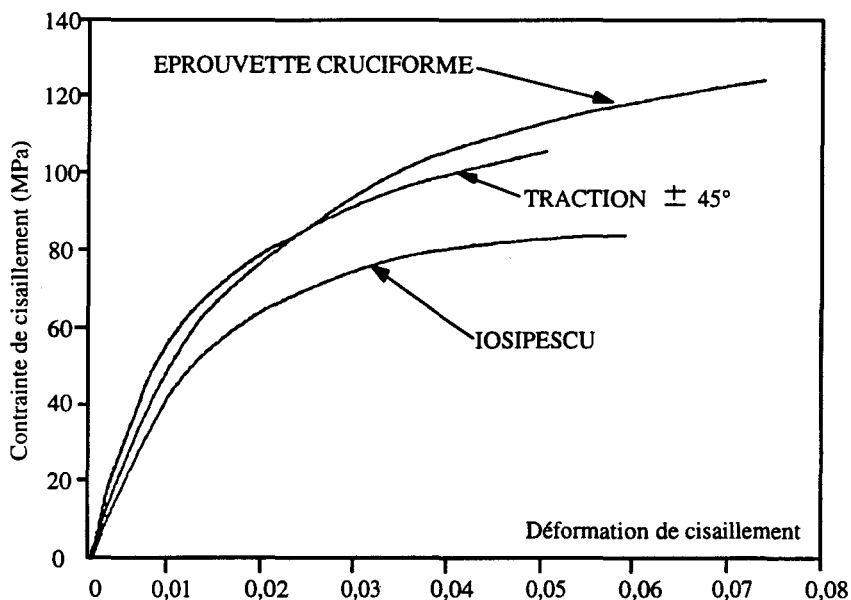


Figure I-27 : courbes contrainte - déformation de cisaillement obtenues avec éprouvette cruciforme, traction $[\pm 45^\circ]_{ns}$ et essai Iosipescu sur un carbone/époxyde (Kennedy et al, 1992).

d) Dispositif d'essai Iosipescu

En 1967, Iosipescu a développé un essai avec chargement asymétrique sur éprouvette entaillée pour mesurer la résistance au cisaillement de matériaux homogènes isotropes tels que

les métaux. La géométrie de l'éprouvette est précisée figure I-28. Le chargement conduit à un état de cisaillement homogène et pur dans la section utile de l'éprouvette située entre les deux entailles.

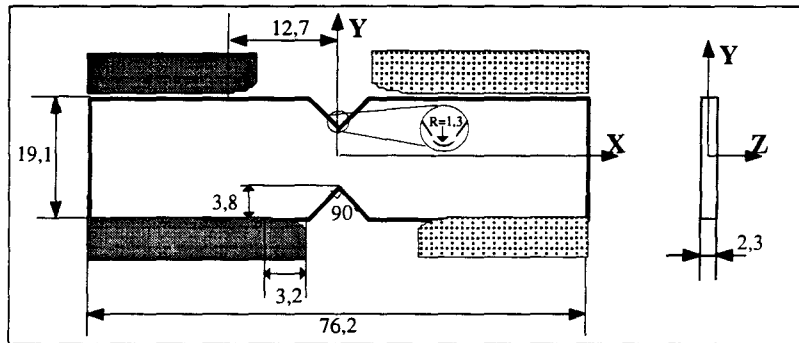


Figure I-28 : éprouvette Iosipescu

En 1983, Walrath et Adams ont adapté ce dispositif pour caractériser les propriétés en cisaillement de matériaux composites (figure I-29). Le dispositif a ensuite été normalisé en 1993 par l'ASTM (ASTM-5379). Il permet d'obtenir la courbe contrainte - déformation jusqu'à rupture pour le cisaillement intra-laminaire. La déformation de cisaillement est le plus souvent mesurée à l'aide d'une rosette de deux jauges à $\pm 45^\circ$ collée au centre de l'éprouvette.

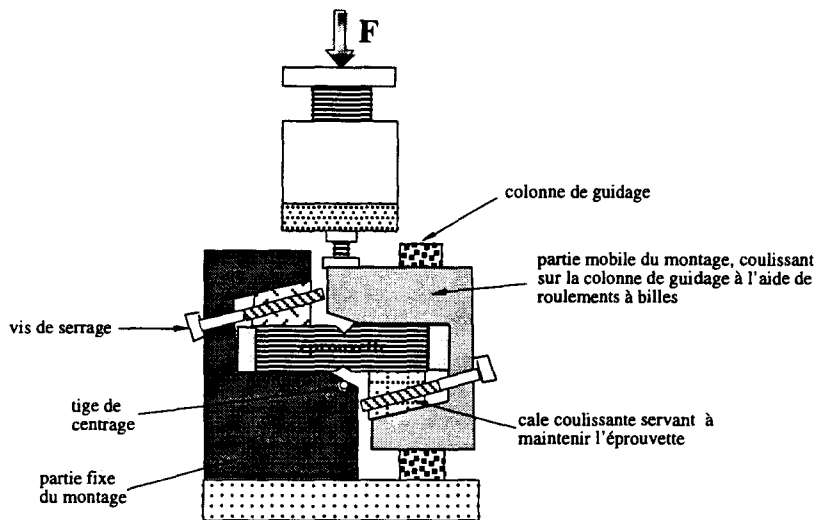


Figure I-29 : dispositif Iosipescu adapté par Walrath et Adams (1983)

Il a été montré que la répartition de contrainte de cisaillement et de contrainte normale est fortement influencée par le degré d'orthotropie (E_L/E_T), par l'orientation des fibres, par la

géométrie de l'entaille et par les conditions d'application du chargement. Ceci correspond au fait que la contrainte de cisaillement moyenne calculée par l'expression (I-24) n'est pas représentative de la contrainte de cisaillement réelle au centre de l'éprouvette.

$$\bar{\tau} = \frac{P}{wt} \quad (I-24)$$

où P est l'effort vertical appliqué, w la distance entre les deux fonds d'entaille et t l'épaisseur de l'éprouvette.

Des études numériques (Pindera et al (1987), Barnes et al (1987), par exemple) ont permis d'évaluer les facteurs correctifs à appliquer à la contrainte de cisaillement moyenne pour évaluer la contrainte de cisaillement réelle au centre de la section de référence, en particulier pour les matériaux à forte orthotropie. Ces études ont montré également que les concentrations de contrainte de cisaillement et le niveau élevé de la contrainte normale en fond d'entaille sont des obstacles pour la détermination précise de la résistance au cisaillement.

De nombreux chercheurs ont tenté d'optimiser la géométrie de l'éprouvette dans le but d'améliorer l'uniformité des contraintes dans la section entaillée. Les paramètres étudiés sont l'angle, le rayon et la profondeur de l'entaille, la hauteur et l'épaisseur de l'éprouvette, le mode et la position du chargement.

Chiang (1996) a ainsi mené une étude paramétrique par éléments finis sur deux matériaux unidirectionnels, boron/aluminium avec un faible degré d'orthotropie ($E_L/E_T=1,63$) et verre/époxyde avec un degré d'orthotropie plus élevé ($E_L/E_T=4,67$). Plusieurs résultats sont mis en évidence, en ce qui concerne la pureté du cisaillement et l'uniformité du champ de contrainte de cisaillement dans la zone utile :

⇒ augmenter l'angle de l'entaille de 90° à 120° est défavorable, surtout pour le plus faible degré d'orthotropie. Ce point n'est toutefois pas confirmé par Adams et al (1987) qui préconisent un angle de 110°,

⇒ une plus grande hauteur d'éprouvette est favorable,

⇒ la profondeur de l'entaille ne joue guère dans le cas du matériau peu orthotrope, mais une entaille trop profonde est défavorable pour le matériau verre/époxyde plus orthotrope,

⇒ des interactions entre plusieurs paramètres géométriques apparaissent. Par exemple, le rapport optimal profondeur d'entaille/hauteur d'éprouvette semble dépendre du matériau et ne doit pas être trop faible sinon la rupture peut ne plus apparaître dans la section utile.

Swanson et al (1985) ont bien signalé les difficultés à réaliser proprement l'usinage des entailles surtout dans le cas où les fibres sont transversales. Blacketter et Odom (1993) préconisent une procédure de fabrication soignée des entailles conduisant à des tolérances géométriques et dimensionnelles très faibles.

Lee et Munro (1990) ont observé une inégalité des déformations de cisaillement entre face avant et arrière de l'éprouvette, ce qui les a fait conclure que l'éprouvette pouvait également être sollicitée en torsion. La norme ASTM (1993) impose donc de vérifier ce point avant validation de l'essai. La torsion de l'éprouvette peut provenir soit du montage (défaut de parallélisme des faces d'appui du dispositif), soit de l'éprouvette elle-même (mauvais parallélisme des surfaces d'appui, mauvaise mise en place de l'éprouvette dans le montage). Ces défauts sont d'autant plus préjudiciables que l'épaisseur de l'éprouvette et la résistance en torsion du matériau sont faibles.

Odom et al (1994) ont montré, en collant des chaînettes de 10 jauges sous chacun des appuis, que les déformations de compression du côté partie fixe du montage étaient environ 30% plus importantes que du côté partie mobile. Ceci a été attribué aux choix technologiques effectués pour la réalisation du montage d'essai. La conception du dispositif d'essai est donc très délicate et doit être particulièrement soignée. Broughton et al avaient d'ailleurs dès 1990 mis en évidence par photoélasticité l'importance de ces contraintes de compression.

Pierron (1994) a apporté deux modifications à l'essai Iosipescu de Walrath et Adams (1983) : la charge est à présent appliquée dans le plan médian de l'éprouvette afin d'éviter tout moment de torsion sur l'éprouvette et sur la colonne de guidage ; la colonne de guidage initialement cylindrique est remplacée par un rail n'autorisant que la translation verticale. Cette nouvelle configuration permet de réduire de façon significative les dispersions de mesure des caractéristiques de cisaillement que l'on rencontre habituellement dans la littérature. De plus, Pierron a démontré que l'hypothèse de déplacements verticaux uniformes imposés pouvait être utilisée comme conditions aux limites pour la modélisation.

Les modes de rupture observés par l'essai Iosipescu sont fortement dépendants du matériau testé et de l'orientation des fibres par rapport au chargement.

Pour les composites unidirectionnels avec fibres orientées à 90° , la rupture est fragile (séparation de l'éprouvette en deux parties comme l'indique la figure I-30) et s'amorce suite à la combinaison des contraintes de cisaillement et de traction transverse (Barnes et al, 1987) à la pointe de l'entaille. Les éprouvettes à 90° se rompent invariablement à un niveau de contrainte inférieur à celui correspondant à la résistance de cisaillement attendue du composite. La morphologie du faciès de rupture entre les entailles est relativement plane et montre peu de traits caractéristiques du cisaillement intra-laminaire.

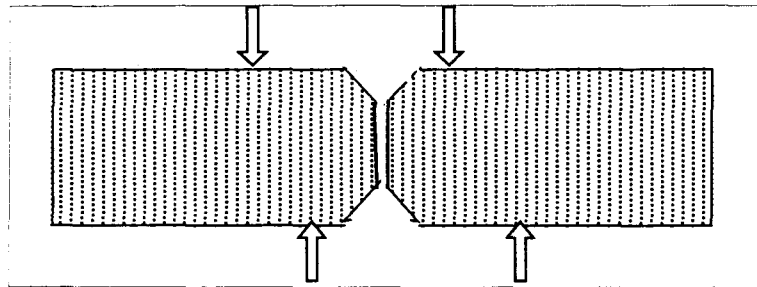


Figure I-30 : mode de rupture sur éprouvette Iosipescu à 90°

Pour les composites unidirectionnels avec fibres orientées à 0° , la rupture n'est plus fragile et se décompose en plusieurs étapes. Dans un premier temps, deux fissures apparaissent. Elles sont parallèles aux fibres, s'amorcent en fond d'entaille et se propagent dans les zones où aucun appui n'induit de contrainte de compression transverse (figure I-31a). Bien que les états de contrainte qui produisent l'amorçage et la propagation de ces fissures soient complexes, la contrainte de cisaillement est prédominante. Dans un second temps, et alors que les premières fissures continuent de se propager, un réseau de fissures secondaires apparaît dans la zone centrale de l'éprouvette (figure I-31b), toujours du à la composante de cisaillement. Elles se propagent ensuite en mode II tandis que les premières se propagent en mode I (ouverture de plus en plus importante).

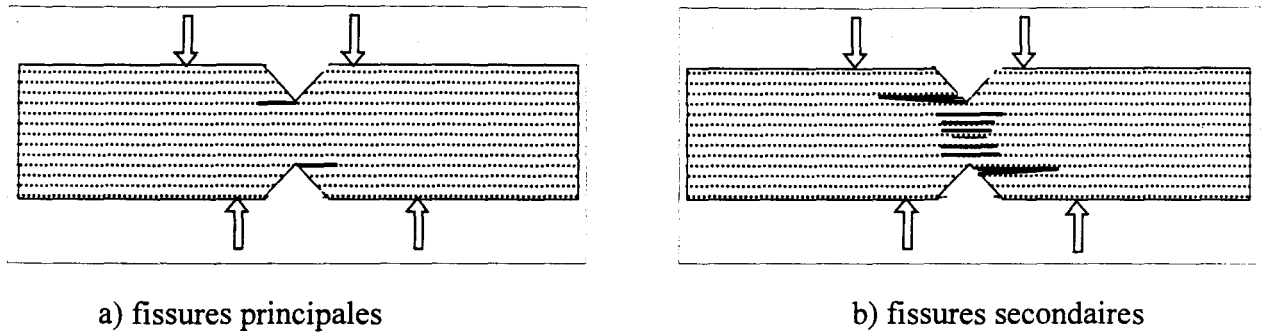


Figure I-31 : mode de rupture sur éprouvette Iosipescu à 0°

I-4) CONCLUSION

En règle générale, tous les essais vus précédemment, sauf l'essai de flexion, permettent de déterminer le module de cisaillement. Quatre méthodes d'essai (torsion de barreau, torsion de tube, traction hors-axe et traction $[\pm 45^\circ]_{ns}$) permettent la détermination directe du module de cisaillement (la déformation est mesurée à l'aide de jauges et la contrainte est calculée à partir de la charge appliquée). Pour les autres méthodes d'essai, le calcul de la contrainte de cisaillement n'est pas immédiat, et fait appel à un calcul par éléments finis ou un calcul type résistance des matériaux ou mécanique des milieux continus.

Un des problèmes relatifs aux matériaux fortement orthotropes est la détermination de la résistance au cisaillement : les différentes méthodes d'essais donnent différents résultats. En réalité, seul l'essai de torsion sur tube et éventuellement l'essai de torsion de barreau permettent de mesurer la résistance en cisaillement, sans que la mesure ne soit influencée par d'importantes concentrations de contrainte induites par le système d'amarrage et/ou par une entaille sur l'éprouvette.

Le tableau I-9 présenté page suivante constitue une synthèse de la revue bibliographique précédente. Il analyse chacun des dispositifs d'essai de cisaillement eu égard à plusieurs critères. Il précise aussi les qualités attendues du dispositif d'essai de cisaillement idéal.

module de cisaillement				
essai de cisaillement	détermination de la déformation de cisaillement ϵ_{xy}	détermination de la contrainte de cisaillement τ	caractéristiques à rupture en cisaillement τ_{rup}	remarques
torsion de barreaux à section rectangulaire	mesure directe* par jauges, champ de déformation uniforme	$\tau=f(\text{couple})$ facile et assez fiable	$\tau_{rup}=f(\text{couple-rupt})$ par calcul, assez fiable	Machine de torsion nécessaire
torsion de tubes à parois minces	mesure directe* par jauges, champ de déformation uniforme	$\tau=f(\text{couple})$ directe*	$\tau_{rup}=f(\text{couple-rupt})$ directe*	Eprouvette par enroulement filamenteuse. Machine de torsion nécessaire.
traction hors-axe	mesure directe* par jauges, champ de déformation uniforme	$\tau=f(\text{charge})$ directe*	perturbé par contraintes transverses (traction)	Mors spécifiques nécessaires. Ne permet pas le cisaillement inter-laminaire et l'étude de la fatigue alternée
traction $[\pm 45^\circ]_{90}$	mesure directe* par jauges, champ de déformation uniforme	$\tau=f(\text{charge})$ directe*	$\tau_{rup}=f(\text{charge-rupt})$ bonne estimation	nécessite des mors spécifiques. Ne permet pas le cisaillement inter-laminaire et l'étude de la fatigue alternée
éprouvette entaillée	mesure directe* par jauges, champ de déformation hétérogène	τ très perturbé (surcontraintes)	Surcontraintes. Facteur correctif nécessaire.	nécessite des mors spécifiques, et l'usinage des éprouvette. Ne permet pas l'étude de la fatigue alternée
flexion avec cisaillement prépondérant	mesure directe* par jauges, champ de déformation hétérogène		$\tau_{rup}=f(\text{flèche-rupt})$ + hypothèses de RDM ou MMC	Importantes concentrations de contrainte de compression. Ne permet pas l'étude de la fatigue alternée. Pas de mesure du module possible
rails de cisaillement	mesure directe* par jauges, champ de déformation peu homogène	τ perturbé (surcontraintes)	Surcontraintes. Facteur correctif nécessaire.	Nécessite une éprouvette usinée (percée). Effets de bords. Ne permet pas l'étude du cisaillement inter-laminaire.
parallélogramme déformable	mesure directe* par jauges, champ de déformation relativement homogène	τ perturbé	Surcontraintes. Facteur correctif nécessaire.	Nécessite une éprouvette usinée (percée). Effets de bords. Ne permet pas l'étude du cisaillement inter-laminaire.
Iosipescu	mesure directe* par jauges, champ de déformation peu homogène	τ perturbé (surcontraintes)	Surcontraintes. Facteur correctif nécessaire.	Nécessite une éprouvette usinée (entaillée). Torsion parasite. Ne permet pas l'étude de la fatigue alternée.
essai de cisaillement idéal	mesure directe* par jauges, champ de déformation uniforme	$\tau=f(\text{charge})$ directe*	$\tau_{rup}=f(\text{charge-rupt})$ directe*	doit répondre à toutes les spécifications de notre étude

* : sans avoir recours à une simulation numérique ou à un calcul type RDM ou MMC.

Tableau I-9 : synthèse des propriétés des différents dispositifs d'essai de cisaillement

CHAPITRE II : MATERIAUX ETUDIES

II.1) CHOIX DES MATERIAUX

II.2) PROPRIETES PHYSICO-CHIMIQUES DES CONSTITUANTS

II.3) MODE DE FABRICATION ET CYCLE DE POLYMERISATION

II.4) PROPRIETES MECANIQUES

II.4.1) Propriétés des constituants (fibres, matrice)

II.4.2) Propriétés mécaniques de la couche élémentaire du composite unidirectionnel

II.4.3) Comportement non linéaire en cisaillement

II.4.3.1) Propriétés viscoélastiques des composites

II.4.3.2) Caractéristiques en cisaillement intralaminaire

II.4.4) Observations microscopiques des défauts des matériaux étudiés

CHAPITRE II - MATERIAUX ETUDIÉS

II.1) Choix des matériaux

En accord avec le Département Structures de l'IMFL-ONERA (B. Paluch), deux composites unidirectionnels ont été retenus pour la présente étude : un composite à fibres de verre E et matrice époxyde M10 et un composite verre R et matrice époxyde M9. Ces matériaux ont fait l'objet d'un grand nombre d'applications industrielles (pales d'hélicoptère, lames de suspension d'automobile...) et sont considérés comme des matériaux à "hautes performances". Rappelons que la fibre de verre reste la plus couramment employée industriellement car elle offre le meilleur compromis entre facilité d'obtention (donc coût bas) et performances.

II.2) Propriétés physico-chimiques des constituants

Les éprouvettes ont été réalisés à l'IMFL-ONERA à partir de préimprégnés unidirectionnels provenant de VETROTEX. Les caractéristiques sont données dans le tableau II-1 :

préimprégné	renforts	matrice	type d'ensimage	taux de fibres	remarques
A	verre E	époxyde M10	P9HT	55 à 60%	Vicotex BRS code 003423D
B	verre R	époxyde M9	P122	55%	

Tableau II-1 : caractéristiques des préimprégnés utilisés

II.3) Mode de fabrication et cycle de polymérisation

Chaque plaque de composite unidirectionnel est constituée d'un empilement, avec la même orientation de fibres, de plusieurs nappes préimprégnées unidirectionnelles de 0,7 mm environ d'épaisseur. L'empilement a été polymérisé en autoclave dans les conditions de température et de

pression optimales préconisées par le fabricant. La disposition des différents éléments dans l'autoclave est présentée sur la figure II-1.

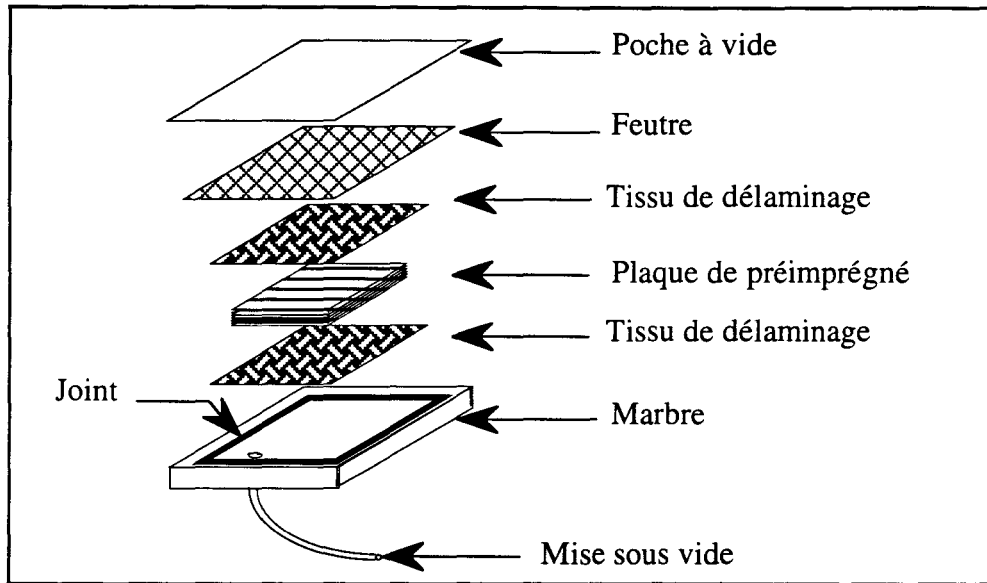


Figure II-1 : dispositions des éléments dans l'autoclave

Des plaques relativement épaisses (18 et 12 mm d'épaisseur) ont été spécialement fabriquées pour la présente étude. Le cycle de cuisson adopté pour de telles épaisseurs est donné figure II-2.

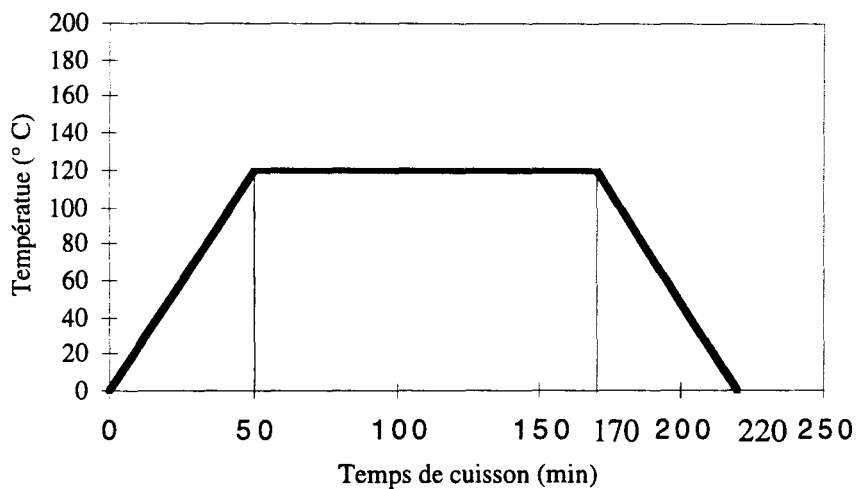


Figure II-2 : cycle de cuisson appliqué

La principale difficulté de ce mode de fabrication est le contrôle des paramètres importants que sont la température et la pression. En effet, les conditions de pression influent directement sur la qualité du compactage des plis du stratifié, ainsi que sur le nombre de discontinuités de matière telles que les porosités. Il est bien connu qu'un compactage insuffisant ou une importante densité de discontinuités dans le matériau influencent fortement les propriétés mécaniques des stratifiés, en particulier la résistance à la rupture en cisaillement interlaminaire (Bowles & Frimpong, 1992).

Outre cette mise en oeuvre délicate, ce mode d'obtention présente l'inconvénient de générer dans le matériau des contraintes résiduelles de cuisson. Elles ont principalement pour origine les dilatations différentielles se produisant au cours des variations de température imposées par les cycles de polymérisation, dues aux coefficients de dilatation thermique très différents de la matrice et des renforts (Crasto & Kim, 1992).

Les caractéristiques finales du composite dépendent ainsi en grande partie de la polymérisation et les propriétés attendues ne seront effectivement atteintes que si la réticulation est optimale. Le fait de réaliser différents essais sur des éprouvettes issues d'une même plaque est donc un atout majeur pour la comparaison des différents comportements ou résistances à rupture en cisaillement.

II.4) Propriétés mécaniques

II.4.1) Propriétés des constituants (fibres, matrice)

Le tableau II-2 présente les principales propriétés des constituants, renforts et matrices, pris isolément. Les caractéristiques des matériaux composites résultant de l'association "renforts/matrice" seront fonction, outre des propriétés des constituants, des proportions de renforts et de matrice, du conditionnement des renforts et du processus de fabrication.

caractéristiques	Unité	Renforts		Matrice
		Verre R	Verre E	résine d'époxyde M9 et M10
diamètre moyen des fibres	µm	10	16	
masse volumique (ρ)	kg/m ³	2 500	2 600	1 200
module d'élasticité longitudinale (E)	MPa	86 000	74 000	4 500
coefficient de Poisson (ν)		0,2	0,25	0,4
module de cisaillement (G)	MPa	36 000	30 000	1 600
contrainte de rupture en traction (σ _r)	MPa	3 200	2 500	130
allongement à la rupture (A)	%	4	3	2 à (100°C) et 6 à (200°C)
coefficient de dilatation thermique (α)	°C ⁻¹	0,3.10 ⁻⁵	0,5.10 ⁻⁵	11.10 ⁻⁵
conductivité thermique à 20°C (λ)	W/m.°C	1	1	0,2
température limite d'utilisation	°C	700	700	90 à 200

Tableau II-2 : caractéristiques des constituants utilisés (Gay, 1991)

II.4.2) Propriétés mécaniques de la couche élémentaire du composite unidirectionnel

En faisant l'hypothèse d'un comportement isotrope transverse, les caractéristiques élastiques de la couche élémentaire du composite unidirectionnel peuvent être déterminées à partir des caractéristiques de chacun des constituants à l'aide des expressions de la loi des mélanges données au Tableau I-2 (chapitre I). Pour un composite verre E - résine époxyde M10 à 60% en volume de fibres, les grandeurs calculées sont indiquées dans le Tableau II-3.

E _L (GPa)	E _T (GPa)	G _{LT} (GPa)	ν _{LT}	ν _{TT}
46,2	10,4	3,7	0,31	0,38

Tableau II-3 : grandeurs mécaniques calculées par la loi des mélanges

Les valeurs du module longitudinal, du module transversal et des coefficients de Poisson ainsi obtenus sont en accord avec les résultats expérimentaux obtenus par un essai de traction [±45°]

(paragraphe II-4-3-2). Il n'est par contre pas possible de se limiter à un comportement linéaire pour définir le comportement de cisaillement.

II.4.3) Comportement non linéaire en cisaillement

II.4.3.1) Propriétés viscoélastiques des composites

Des mesures de propriétés viscoélastiques du composite verre R et matrice époxyde M9, ont été réalisées, dans le cadre de cette étude, avec un pendule de torsion BRABENDER par Tania RISSON au département MMP de l'Ecole Centrale de Lyon. Ces mesures donnent accès au module de cisaillement instantané (dit "dynamique") G , aux températures de transitions vitreuses T_{g1} et T_{g2} , ainsi qu'au facteur de perte mécanique (amortissement) caractérisé par $\tan \delta$. Des éprouvettes de dimensions $60 \times 8 \times 2 \text{ mm}^3$ (10 plis, fibres orientées suivant la longueur) ont été sollicitées en torsion purement alternée sous contrainte sinusoïdale imposée.

La figure II-3 représente les évolutions du facteur de perte ($\tan \delta$) et du rapport (G/G_0) (G est le module de cisaillement instantané, et G_0 un module arbitraire choisi pour avoir une bonne échelle du tracé) en fonction de la température. On observe deux pics en $\tan \delta$, pouvant s'expliquer par la composition de la matrice :

- ⇒ soit celle-ci est un mélange de polymères thermoplastique et thermodurcissable,
- ⇒ soit elle est constituée d'une résine époxyde et de plusieurs durcisseurs, ce qui aura pour conséquence de former plusieurs systèmes susceptibles de réticuler à des températures différentes.

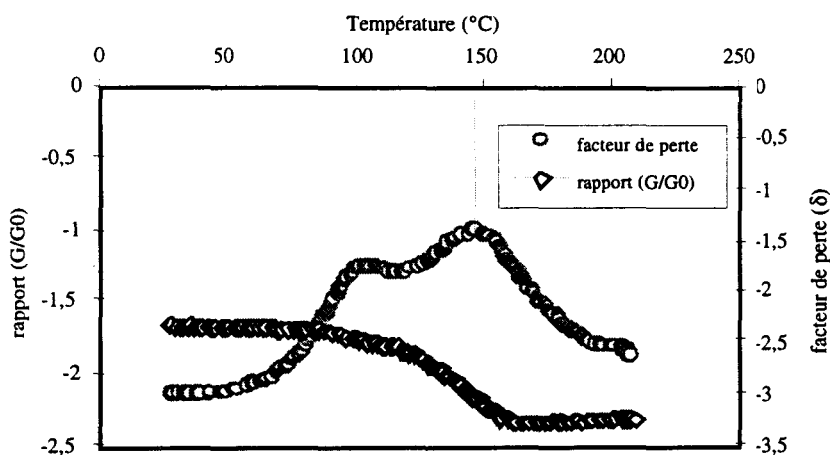


Figure II-3 : évolution du module de cisaillement et de l'amortissement du composite en fonction de la température. Essai au pendule de torsion

On notera que ces pics peuvent laisser supposer une médiocre tenue aux chocs du composite étudié. En effet, certains auteurs comme Kinloch et al (1983) relient le comportement aux chocs des polymères thermodurcissables au facteur de perte mécanique.

Le tableau II-4 regroupe les résultats de 4 essais :

G (GPa) à 27°C	G (GPa) à 206°C	Tg ₁ (°C)	Tg ₂ (°C)
4,4 ±0,1	0,59 ±0,05	100 ±6	145 ±3

Tableau II-4 : module de cisaillement et températures de transition du composite verre R/M9

Ces valeurs de modules seront à relier au module de cisaillement déterminé sur les éprouvettes cubiques.

II.4.3.2) Caractéristiques en cisaillement intralaminaire

Si un modèle élastique linéaire fragile constitue une bonne approximation pour le comportement de traction longitudinale et une approximation acceptable pour le comportement de traction transverse des composites verre - époxyde, il ne permet pas de prendre en compte le comportement non linéaire observé en cisaillement. Un essai de traction sur stratifié [±45°] verre E - résine époxyde M10 ($V_f = 60\%$) a mis en évidence une perte de linéarité après un certain seuil, comme indiqué sur la figure II-4 (Tolba, 1993). Cet essai permet de caractériser le module G_{LT} du composite en le sollicitant en cisaillement intralaminaire. La non-linéarité observée est attribuée au comportement de la matrice. Il en sera tenu compte dans toutes les simulations numériques ultérieures, tant dans la phase d'optimisation du montage d'essai que dans la phase d'analyse des résultats.

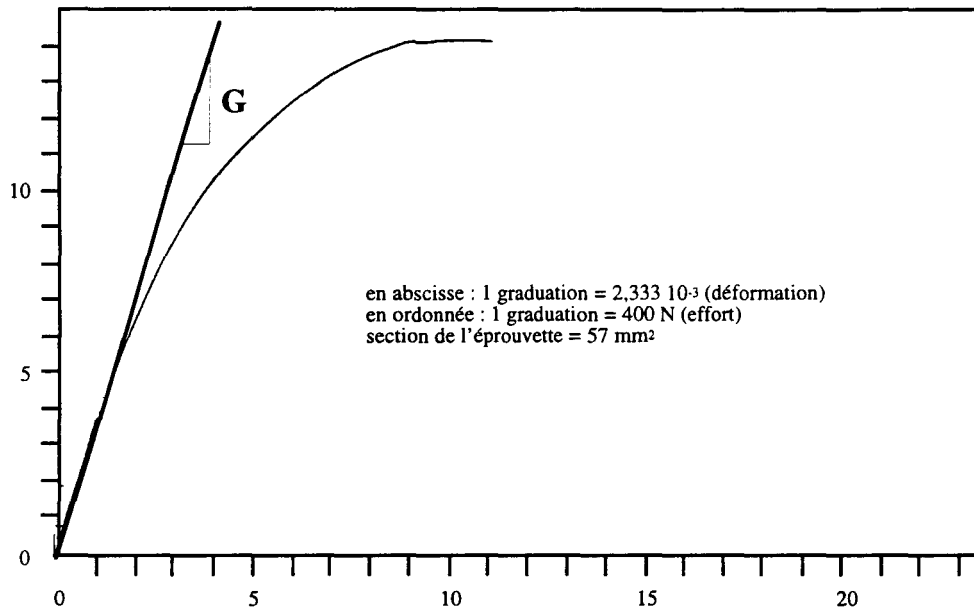


Figure II-4 : comportement en cisaillement intralaminaire du composite E - M10 (Tolba 1993)

II.4.4) Observations microscopiques des défauts des matériaux étudiés

Nous avons effectué quelques observations au microscope électronique à balayage (MEB) dans le but de contrôler la qualité des matériaux étudiés compte tenu de l'épaisseur des plaques mises en oeuvre. Des sections, tant longitudinales que transversales, d'échantillons découpés dans les plaques après fabrication ont été observées (figures II-5 à 9).

Les principaux défauts observés sont les suivants :

- ⇒ des bulles, entraînées le long et entre les fibres lors de leur imprégnation, et qui sont piégées dans la matrice (figure II-5),
- ⇒ des porosités (moins de 1% en volume) (figure II-6) et une répartition non homogène des renforts au sein du composite (figure II-7),
- ⇒ quelques désalignements de fibres (figure II-8),
- ⇒ une certaine variabilité du diamètre des fibres (figure II-9).

Ces différents défauts, qui sont naturellement liés au mode d'élaboration des plaques de composite, excepté la variabilité du diamètre des fibres, ne compromettent pas la bonne qualité d'ensemble des matériaux ainsi fabriqués, surtout vu l'épaisseur relativement importante des

plaques. Les clichés présentent différents types de défauts rencontrés lors des diverses observations. Ils sont susceptibles néanmoins d'avoir une certaine influence sur la durée de vie en fatigue. En revanche, les différentes observations, tant macroscopiques que microscopiques (figure II-10), montrent que la notion d'interplis est difficilement perceptible.

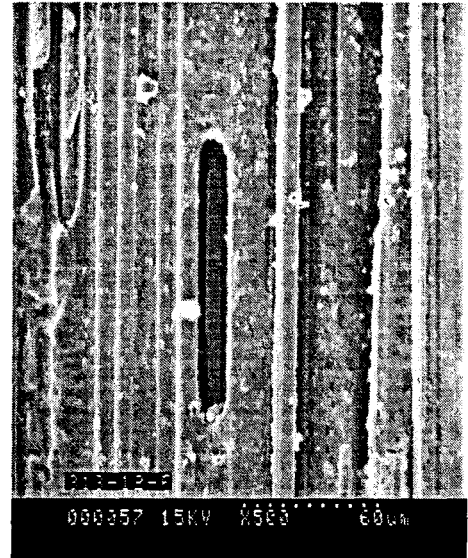


Figure II-5 : bulles (observation sur éprouvette rompue)

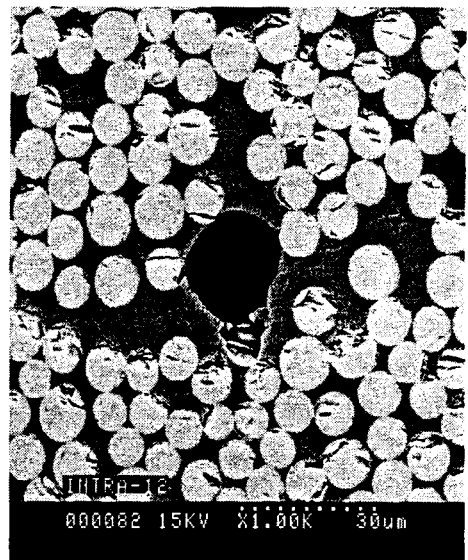
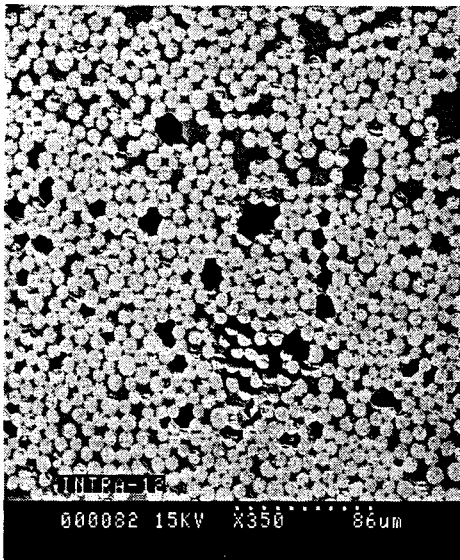


Figure II-6 : porosités (observation sur échantillon)

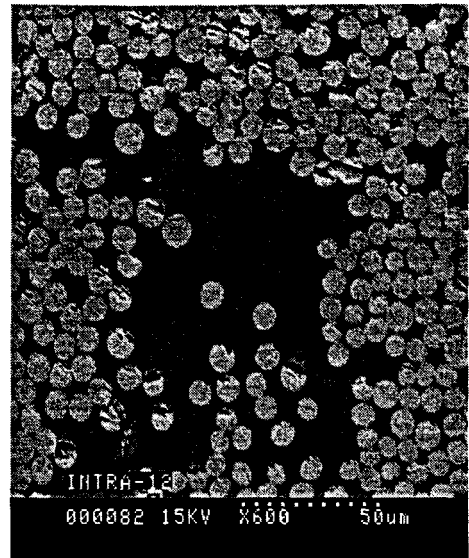
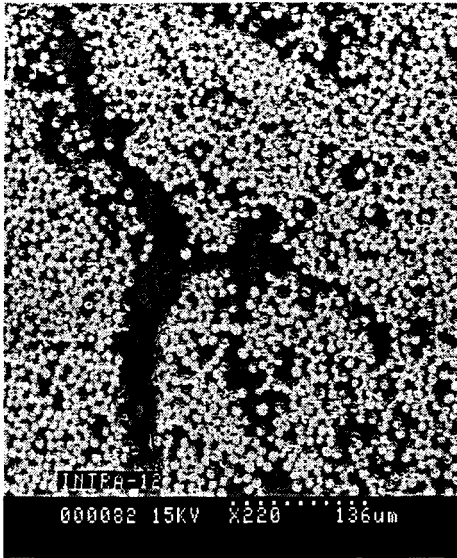


Figure II-7 : zones riches en résine (observation sur échantillon)

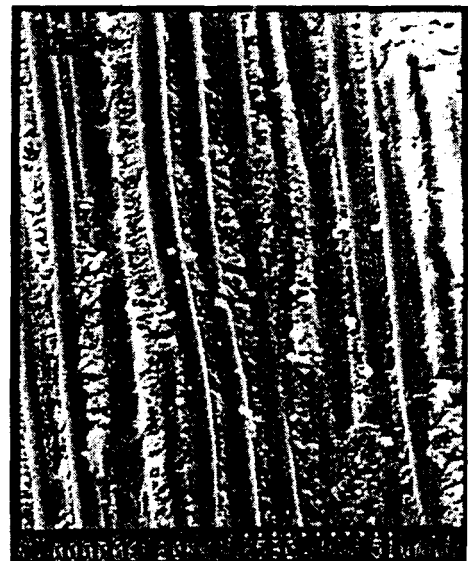


Figure II-8 : désalignements de fibres (observation sur éprouvette rompue)

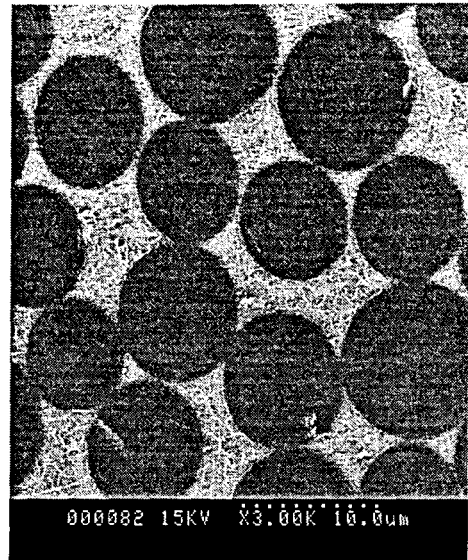
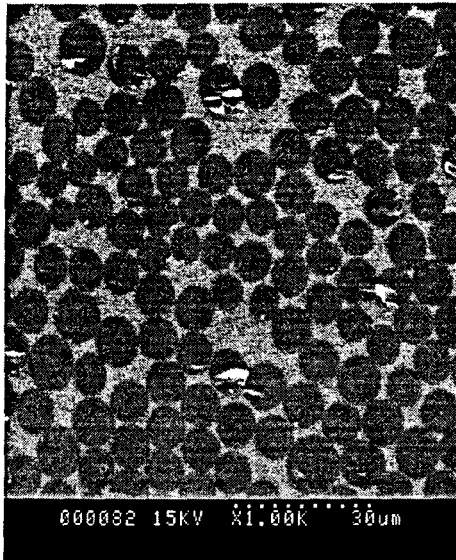


Figure II-9 : variabilité du diamètre des fibres (observation sur échantillon)

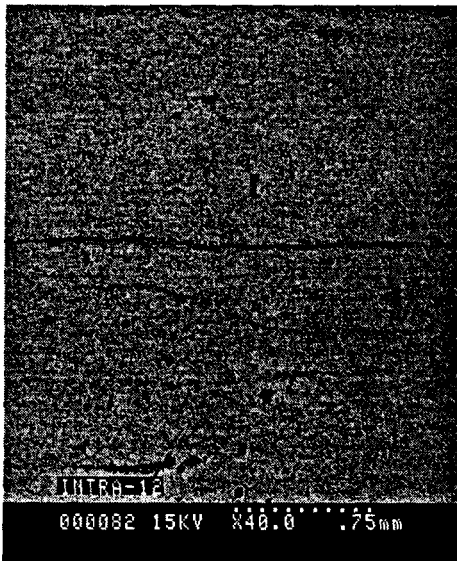


Figure II-10 : pas d'interplis visibles (observation sur échantillon)

CHAPITRE III : MODELISATION ET CONCEPTION DE L'ESSAI CUBE

III.1) CAHIER DES CHARGES DU DISPOSITIF D'ESSAI RECHERCHE

III.2) PRINCIPE DE L'ESSAI CUBE

III.3) SIMULATION NUMERIQUE DE L'ESSAI CUBE

III.3.1) Introduction

III.3.2) Conditions aux limites

III.3.3) Modélisation du comportement de l'éprouvette sans talons

III.3.4) Amélioration du comportement par mise en place de talons d'appui

III.3.5) Modélisation du comportement de l'éprouvette avec talons

III.3.6) Conclusion

III.4) COMPARAISON ESSAI CUBE / ESSAI IOSIPESCU

III.4.1) Modélisation du comportement de l'éprouvette Iosipescu

III.4.1.1) Modèle utilisé et conditions aux limites

III.4.1.2) Résultats

III.4.2) Comparaison des deux essais

III.5) CONCEPTION ET REALISATION DU DISPOSITIF "ESSAI CUBE"

III.5.1) Introduction

III.5.2) Principe de fonctionnement et choix technologiques

III.5.3) Dessin d'ensemble du dispositif

III.6) ESSAIS DE VALIDATION DU DISPOSITIF "ESSAI CUBE"

III.6.1) Vérification du non - écartement des mors

III.6.2) Contrôle du déplacement des cales pentées par comparateurs

III.6.3) Mesure du champ de déplacement par granularité laser

III.6.3.1) Introduction

III.6.3.2) Les moyens techniques utilisés

III.6.3.2.1) La machine d'essai

III.6.3.2.2) Le montage de prise de vue Speckle

III.6.3.3) Les essais

III.6.3.4) Dépouillement des clichés Speckle

III.6.3.4.1) Choix de la gamme

III.6.3.4.2) Calage de la gamme au centre de l'éprouvette

III.6.3.5) Résultats des mesures par granularité laser

III.6.3.6) Comparaison entre les résultats de la modélisation et de la granularité laser

III.6.3.7) Conclusion

III.7) CONCLUSION

CHAPITRE III - MODELISATION ET CONCEPTION DE L'ESSAI CUBE

III.1) CAHIER DES CHARGES DU DISPOSITIF D'ESSAI RECHERCHE

Rappelons que notre objectif est d'étudier de façon comparative les comportements de cisaillement intra-laminaire et inter-laminaire, sous sollicitations monotones et cycliques, de matériaux composites unidirectionnels. Le dispositif d'essai que nous recherchons doit respecter le cahier des charges suivant :

- ◇ utiliser une machine de traction - compression (disponible au laboratoire),
- ◇ utiliser un montage unique et une même géométrie d'éprouvette pour caractériser le comportement de cisaillement selon les différentes directions du matériau,
- ◇ disposer sur l'éprouvette d'une zone la plus étendue possible où les champs de contrainte et de déformation sont quasi uniformes,
- ◇ limiter les concentrations de contrainte,
- ◇ autoriser une utilisation en fatigue (alternée, ondulée et répétée),
- ◇ ne pas générer de traction transverse dans l'éprouvette, y compris lors de sollicitation alternée.

Le tableau III-1 reprend successivement les différentes techniques d'essais de cisaillement analysées dans le chapitre I, en les déclinant vis-à-vis des différents points de ce cahier des charges.

Les dispositifs d'essai nécessitant une machine de torsion ou ne permettant pas la caractérisation du cisaillement inter-laminaire sont écartés (cases grisées du tableau III-1). Trois essais restent susceptibles de répondre à notre attente ; il s'agit de l'essai de flexion avec cisaillement prépondérant, de l'essai sur éprouvettes entaillées et de l'essai Iosipescu.

L'étude en flexion trois points, avec cisaillement prépondérant, tant sous sollicitation monotone que cyclique (fatigue ondulée, R=0,1), a été confiée à F. Roudet dans notre laboratoire (Roudet, 1998).

essai de cisaillement	cisaillement inter-laminaire	cisaillement intra-laminaire	fatigue a) ondulée b) répétée c) alternée	machine de traction	éprouvette non entaillée (ou non percée)
torsion sur barreaux à section rectangulaire	O	O	a) O b) O c) O	N	O
torsion de tubes à paroi mince	N	O	a) O b) O c) O	N	O
traction hors-axe	N	O	a) O b) O c) N	O	O
traction $[\pm 45^\circ]$	N	O	a) O b) O c) N	O	O
_prouvette entaillée	O	O	a) O b) O c) N	O	N
flexion avec cisaillement prépondérant	O	O	a) O b) N c) N	O	O
rails de cisaillement	N	O	a) O b) O c) O	O	N
parallélogramme déformable	N	O	a) O b) O c) O	O	O
Iosipescu	O	O	a) O b) N c) N	O	N

Tableau III-1 : Confrontation avec notre cahier des charges des techniques expérimentales discutées au chapitre I (N=non ; O=oui).

Nous avons donc, dans un premier temps, évalué l'applicabilité des deux essais restants.

Nous avons d'abord tenté d'optimiser, à l'aide d'une modélisation numérique par éléments finis, la géométrie d'entailles à réaliser sur des éprouvettes (sollicitées de façon uniaxiale sur machine de traction) de façon à obtenir le meilleur champ de cisaillement possible dans la zone utile et le moins possible de concentration de contrainte. Cette étude préliminaire, dont les résultats principaux sont donnés en ANNEXE 2, n'a malheureusement pas permis de définir une géométrie d'éprouvette idéale.

Pour l'essai Iosipescu une étude numérique a été également menée. Les résultats, présentés dans ce chapitre, mettent d'une part en évidence qu'à la sollicitation de cisaillement se superpose une sollicitation de traction transverse. D'autre part, ce montage ne permet pas de réaliser des essais de fatigue alternée. Enfin, l'usinage d'une entaille dans des composites est toujours délicate et source de dispersion. Pour ces trois raisons, nous avons finalement choisi de prendre une autre voie.

Nous avons alors, dans un deuxième temps, conçu et développé un nouveau dispositif d'essai visant à répondre au mieux aux différents points de notre cahier des charges. Nous présentons dans la suite de ce chapitre les différentes simulations numériques qui nous ont permis d'optimiser les choix dimensionnels et technologiques vis-à-vis de l'uniformité des champs de contrainte et de déformation dans l'éprouvette, avant de décrire le montage d'essai tel que nous l'avons réalisé.

III .2) PRINCIPE DE L'ESSAI CUBE

Suite à l'analyse des différentes techniques expérimentales existantes (chapitre I) et aux simulations numériques menées sur certains types d'essai de cisaillement, il nous est apparu que nombre de difficultés techniques et problèmes pourraient être minimisés en adoptant le principe d'un cisaillement simple directement sur éprouvette massive. Ce principe, a priori bien adapté à la détermination des caractéristiques intrinsèques du matériau, est compatible avec les moyens du laboratoire et doit permettre de répondre à notre objectif.

La première étape a consisté à définir la géométrie des éprouvettes. Afin de comparer directement les comportements de cisaillement suivant les différentes directions du matériau, avec la meilleure reproductibilité expérimentale possible, nous avons choisi de réaliser tous les essais sur un unique montage à partir d'éprouvettes cubiques identiques provenant d'une même plaque (figure III-1).

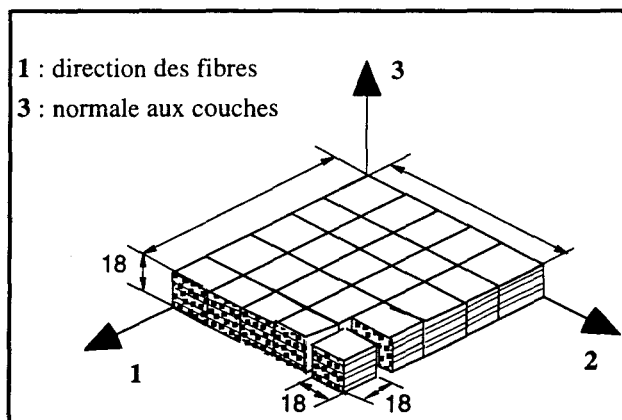


Figure III-1 : découpe des éprouvettes cubiques dans une plaque.

Le principe de fonctionnement du dispositif d'essai que nous avons développé - et que nous avons appelé ESSAI CUBE (HASSAINI et al, 1995) - est proche de celui de la boîte de cisaillement utilisé en mécanique des roches. Il consiste à cisailier une éprouvette cubique entre deux mors dont l'un est mobile par rapport à l'autre. Le mors fixe est lié à la traverse fixe de la machine d'essai par l'intermédiaire d'une cellule de charge, tandis que le mors mobile est lié au vérin hydraulique.

L'éprouvette présentant trois plans de symétrie, le choix du mode de cisaillement ne dépend alors que de son orientation dans le dispositif d'essai. La figure III-2 montre le principe de l'ESSAI CUBE et les six orientations possibles de l'éprouvette dans le dispositif d'essai. Les couples d'indices ij qui caractérisent ces différentes orientations sont conformes à la convention définie figure I-11.

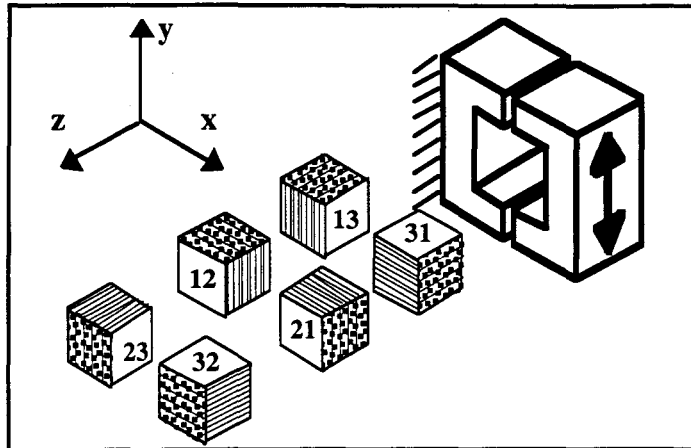


Figure III-2 : principe de l'ESSAI CUBE et les six orientations possibles de l'éprouvette dans le dispositif d'essai.

Une telle éprouvette cubique nécessite naturellement une dimension d'arête minimale. Après consultation de l'ONERA - IMFL qui allait élaborer les matériaux, une épaisseur de 18 mm a été retenue comme nous l'avons dit au chapitre II. Les autres dimensions de la plaque sont d'environ de $150 \times 150 \text{ mm}^2$. Une telle épaisseur présentait le risque d'une présence accrue de défauts, mais nous avons vu au chapitre II que le soin apporté à l'élaboration des plaques a permis de rendre ceux-ci a priori acceptables.

Les éprouvettes ont été découpées à la scie diamant avec grand soin, afin de minimiser les défauts de parallélisme et de planéité. La géométrie des éprouvettes a été systématiquement contrôlée de façon à ne tester que les éprouvettes respectant les deux critères géométriques suivants, relatifs aux deux faces fonctionnelles en appui avec les mors :

- ⇒ défaut de parallélisme inférieur à 0,03 mm,
- ⇒ défaut de planéité inférieur à 0,02 mm.

III.3) SIMULATION NUMERIQUE DE L'ESSAI CUBE

III.3.1) Introduction

Ce paragraphe présente la simulation numérique de l'ESSAI CUBE développée dans le but de déterminer les champs de contrainte et de déformation dans l'éprouvette sollicitée afin :

- ⇒ d'optimiser les conditions de chargement (dimensions des mors, ajout de talons sur les faces d'appui de l'éprouvette...) pour avoir des champs de contrainte et déformation uniformes les plus étendus possible,

- ⇨ de choisir les dimensions et la position des jauges de déformation,
- ⇨ de déterminer la contrainte de cisaillement dans la zone utile en fonction de l'effort mesuré par la cellule de charge,
- ⇨ d'évaluer les sollicitations parasites subies par l'éprouvette,
- ⇨ de quantifier les concentrations de contrainte.

L'éprouvette est modélisée en 2 dimensions (hypothèse des déformations planes) à l'aide du logiciel par éléments finis ABAQUS. Le comportement du matériau est considéré comme isotrope transverse, et la non-linéarité du comportement en cisaillement discutée au paragraphe II.4.3 est introduite à l'aide de la subroutine UMAT (ANNEXE 3). La simulation numérique a été effectuée pour chacune des trois orientations possibles des fibres dans le montage (sans se soucier ici de l'interpli).

Par souci de concision, nous ne détaillerons pas dans la suite l'ensemble des différentes modélisations ayant permis de définir les dimensions caractéristiques optimales du montage d'essais (espace entre les mors, précontraintes suivant X et Y...). Nous présenterons seulement, pour les paramètres géométriques optimisés du montage, les conditions aux limites considérées et les résultats de la simulation numérique du comportement d'une éprouvette nue, puis d'une éprouvette équipée de talons. A noter, que pour la simulation présentée ici, la loi exprimant le comportement en cisaillement a été identifiée après les premiers essais sur le dispositif "essai cube".

III.3.2) Conditions aux limites

Pour se rapprocher au maximum des conditions réelles de l'essai, les conditions aux limites ne sont pas imposées directement à l'éprouvette, mais par l'intermédiaire du montage d'essais (supposé indéformable). Comme le montre la figure III-3, les liaisons de l'éprouvette avec le montage sont modélisées par quatre "surfaces" rigides de contact comme suit :

- ⇨ la "surface" (1), immobile, modélise la partie inférieure du mors lié à la cellule de charge,

⇨ la "surface" (2) modélise la partie inférieure du mors lié au vérin ; elle subit un déplacement imposé δ suivant (-Y),

⇨ les "surfaces" (3) et (4) correspondent aux mors de serrage. Pour prendre en compte le léger serrage initial en compression de l'éprouvette dans le montage, les "surfaces" (3) et (4) subissent respectivement un déplacement imposé $0,1\delta$ et $1,1\delta$ suivant (-Y).

Les contacts entre éprouvette et surfaces rigides de contact font appel au modèle de Coulomb, avec un coefficient de frottement $\mu = 0,03$.

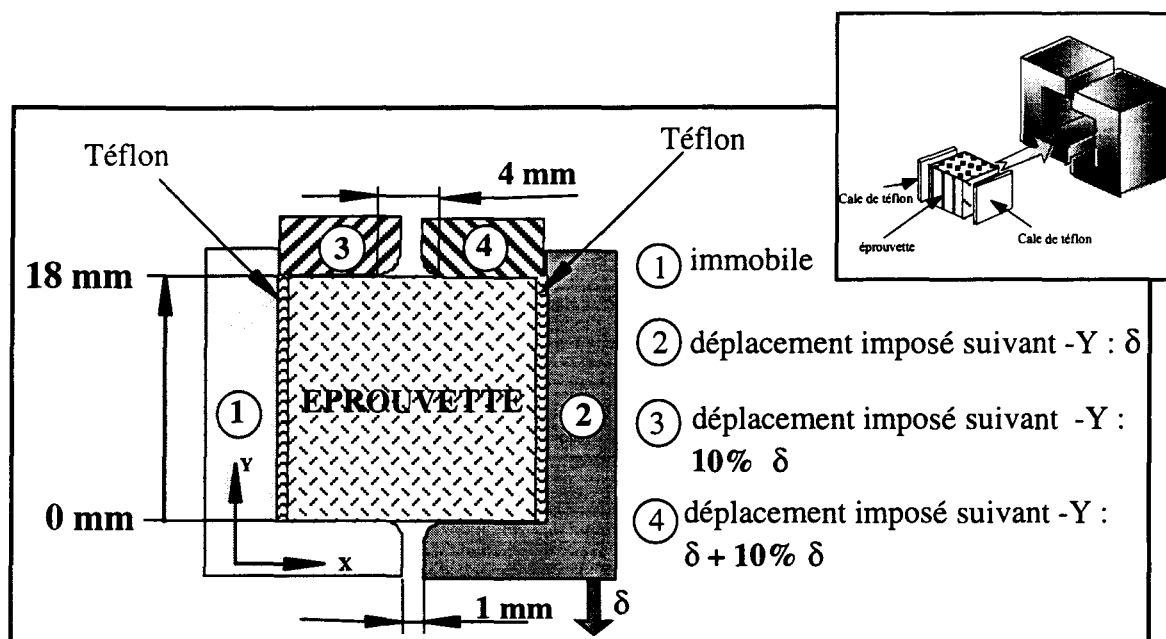


Figure III-3 : conditions aux limites (cas d'une éprouvette sans talons)

Après avoir testé différentes valeurs pour la distance inter-mors, nous avons choisi une distance de 4 mm entre les lignes limites des appuis. Cette valeur de 4 mm offre le meilleur compromis entre étendue de la zone uniforme de déformation de cisaillement et concentrations de contrainte au droit des appuis. Elle autorise un congé de rayon 1,5 mm des bords d'appui, minimisant a priori les concentrations de contrainte locales. L'espace résiduel entre les mors est ainsi de 1 mm.

Nous avons volontairement imposé un certain serrage initial en compression à l'éprouvette dans le sens du chargement. Sans cette précharge, une rotation (autour de Z) de l'éprouvette dans le montage peut se produire au cours de la mise en charge et le champ de

déformation de cisaillement devient plus hétérogène. Une valeur de 10% de la charge nominale a été retenue pour la précharge. Cette valeur correspond à un compromis satisfaisant entre limitation de la rotation de l'éprouvette et contrainte de compression parasite introduite dans l'éprouvette suivant Y.

Afin de pallier une éventuelle dispersion dimensionnelle en largeur des éprouvettes, nous avons prévu d'insérer entre les surfaces latérales de l'éprouvette et les surfaces rigides (1) et (2) des cales de téflon (PTFE) de faible épaisseur ($\approx 0,3$ mm). Suivant la largeur réelle de l'éprouvette, une épaisseur différente des cales peut être choisie afin d'annuler ou réduire le jeu latéral. La présence des cales de téflon est prise en compte dans les résultats de la simulation numérique présentés ci-après (caractéristiques des cales : $E = 400$ MPa, $\nu = 0,45$).

III.3.3) Modélisation du comportement de l'éprouvette sans talons

La figure III-4 montre le maillage 2D de l'éprouvette ainsi que les surfaces rigides de contact décrites précédemment.

Le maillage de l'éprouvette est constitué de 5352 noeuds et de 1800 éléments dont 144 éléments d'interface. Les éléments utilisés sont des éléments quadratiques à 8 noeuds. Du fait des dimensions de l'éprouvette, le calcul est effectué en déformations planes.

La simulation numérique a été réalisée pour un déplacement relatif δ des mors de 0,5 mm (valeur estimée à la rupture en cisaillement des composites unidirectionnels verre-époxyde qui conduit à une contrainte de cisaillement d'environ 80 MPa). Les champs de contrainte de cisaillement σ_{xy} et de contraintes normales σ_{yy} et σ_{xx} sont donnés à l'ANNEXE 4 pour chacune des trois orientations des fibres dans le montage. La contrainte σ_{xx} est très faible quelle que soit l'orientation considérée. La contrainte σ_{yy} reste toujours négative, et ce même lors d'une sollicitation alternée où les déplacements des surfaces (2) et (4) passent respectivement de -0,5 à 0,5 mm et de -0,55 à +0,45 mm, ce qui est très important pour un matériau ayant une très faible résistance en traction transverse. Bien que situées au voisinage des appuis, les valeurs maximales des contraintes de cisaillement et de compression

ne sont pas obtenues au même point. On peut donc espérer, lors d'une sollicitation de fatigue, que la propagation de fissure sera principalement due au cisaillement dans la zone centrale de l'éprouvette.

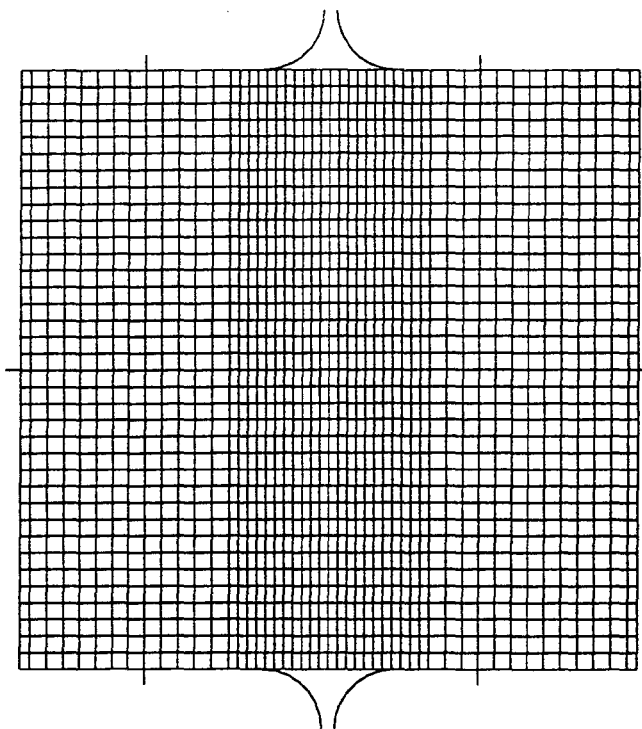


Figure III-4 : maillage 2D de l'éprouvette et surfaces rigides de contact

Un très léger décollement, dépendant de la valeur de la précharge appliquée, est observé à proximité du bord arrondi des surfaces (2) et (3). Aucun décollement latéral au niveau des cales de téflon n'est en revanche observé et les contraintes latérales agissant sur ces cales restent très faibles.

Pour mieux apprécier l'uniformité ou non des champs de contraintes normales et de cisaillement dans la zone utile de l'éprouvette, nous avons calculé ces contraintes le long de cinq "sections" particulières précisées figure III-5 : les sections S1 et S5 correspondant aux bords d'appui des surfaces (1 et 3) et (2 et 4) respectivement, la section centrale S3, et deux sections intermédiaires S2 et S4.

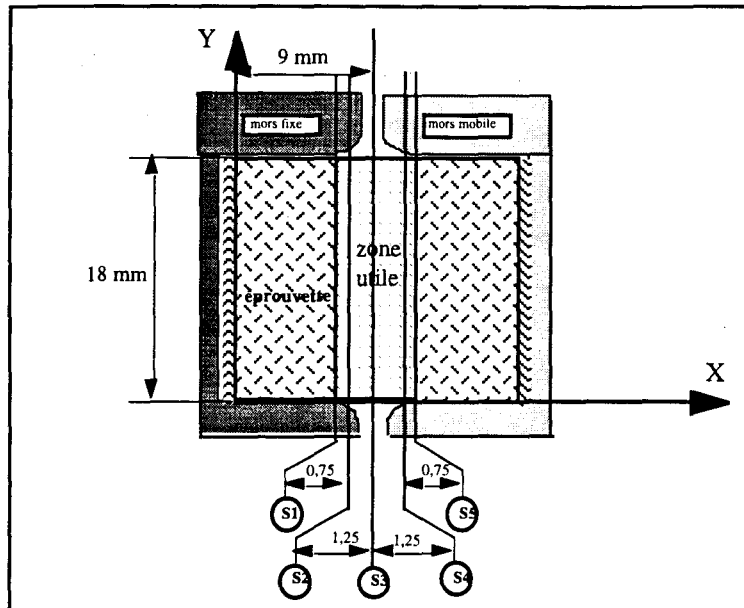


Figure III-5 : position des sections S1 à S5.

Les figures III-6 à 8, III-9 à 11 et III-12 à 14 ci-après se rapportent aux différentes orientations des fibres dans le montage : respectivement fibres suivant X, suivant Y et suivant Z. Dans chaque cas, la première figure montre l'évolution de la contrainte de cisaillement τ_{xy} , la deuxième, celle de la contrainte normale σ_{xx} , et la troisième, celle de la contrainte normale σ_{yy} , le long des "sections" particulières définies ci-avant. A noter que sur l'axe des abscisses de toutes ces figures, la mention 0 mm correspond au bas de l'éprouvette et 18 mm au haut. Pour des raisons de présentation, toutes les valeurs de contrainte ont été normalisées par la valeur absolue de la contrainte de cisaillement calculée au centre de l'éprouvette $\tau_{xy\text{centre}}$. Pour des raisons de symétrie S4/S2 et S5/S1, les évolutions des contraintes ne sont données ici que le long des sections S1, S2 et S3.

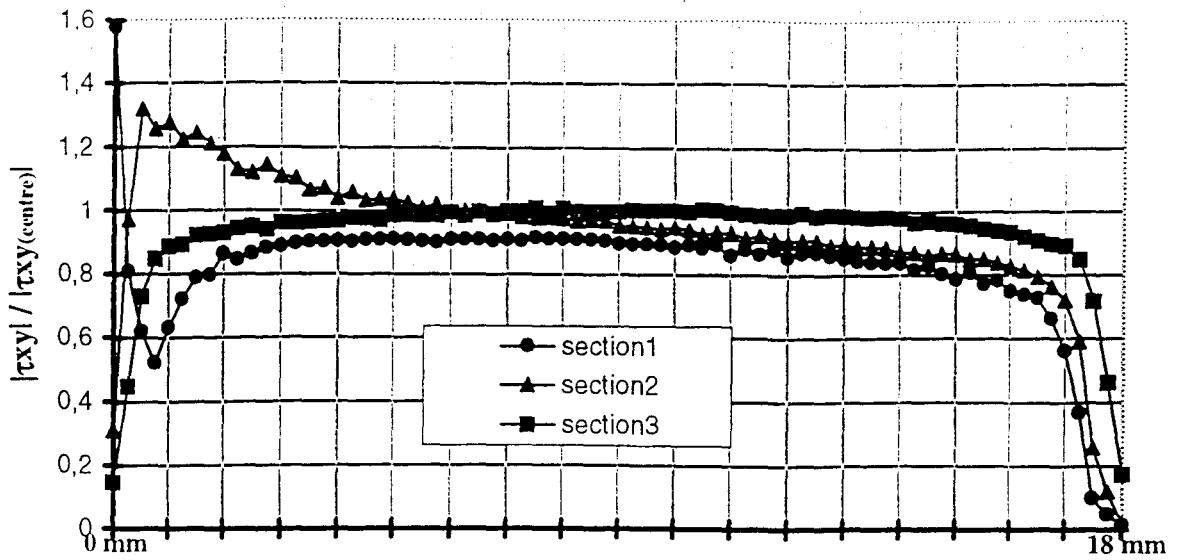


Figure III-6 : évolution de $|\tau_{xy}| / |\tau_{xy(\text{centre})}|$ - fibres suivant X

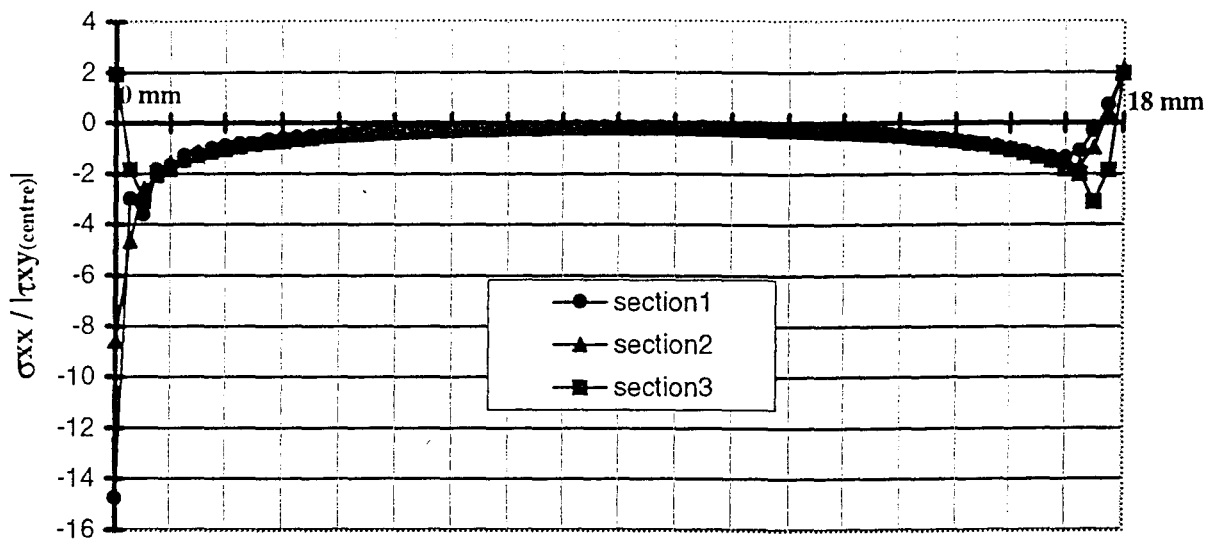


Figure III-7 : évolution de $\sigma_{xx} / |\tau_{xy(\text{centre})}|$ - fibres suivant X

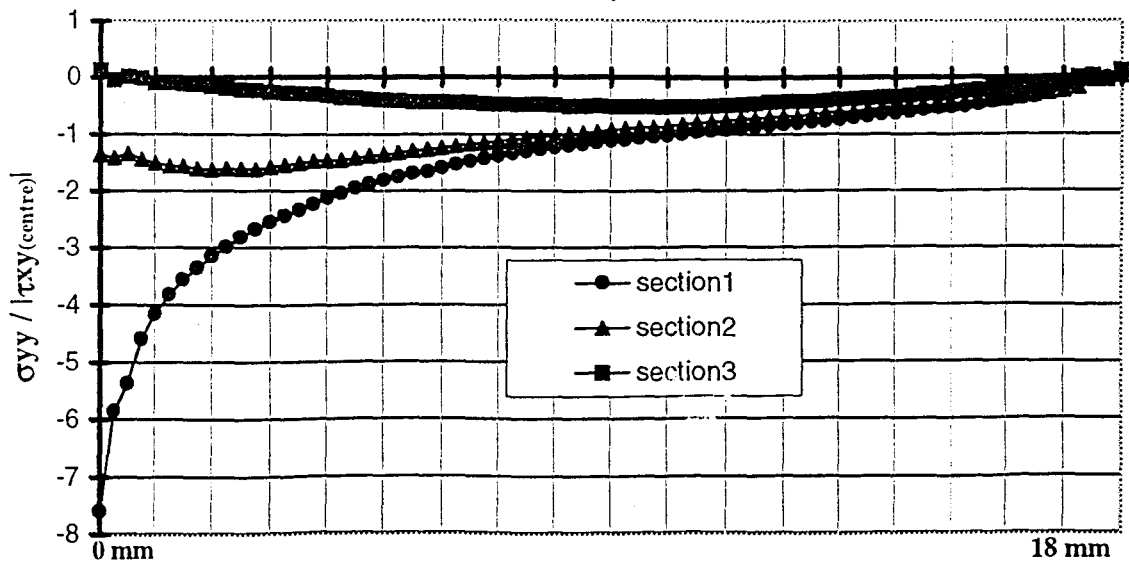


Figure III-8 : évolution de $\sigma_{yy} / |\tau_{xy(\text{centre})}|$ - fibres suivant X

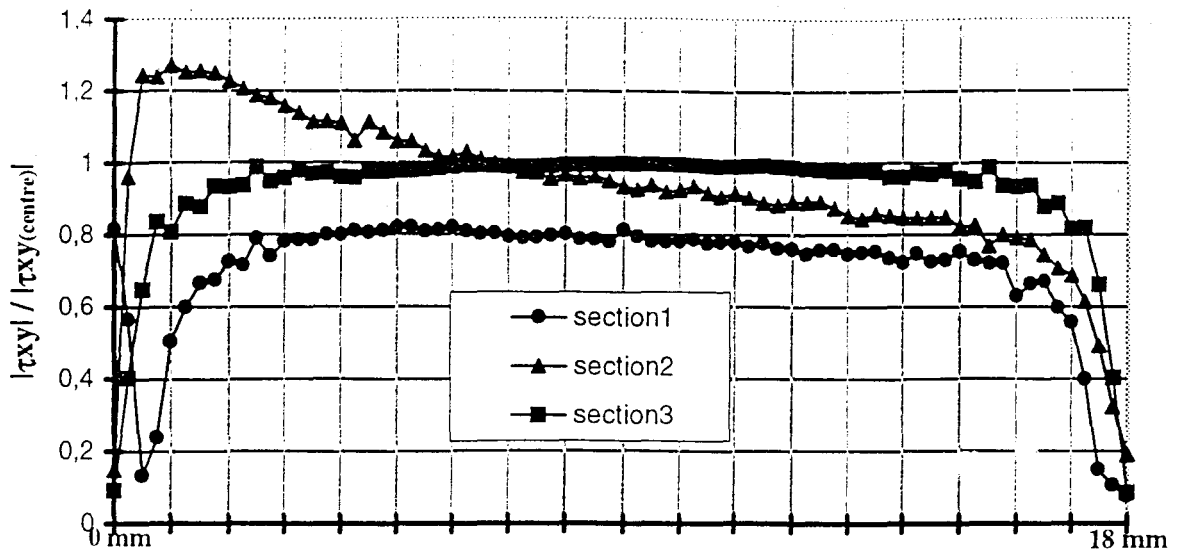


Figure III-9 : évolution de $|\tau_{xy}| / |\tau_{xy(\text{centre})}|$ - fibres suivant Y

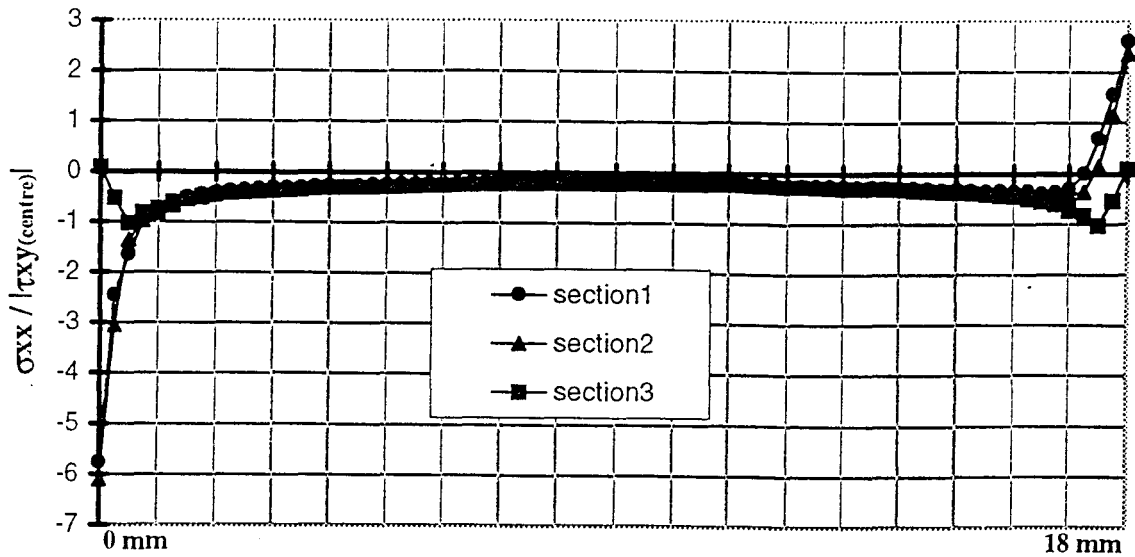


Figure III-10 : évolution de $\sigma_{xx} / |\tau_{xy(\text{centre})}|$ - fibres suivant Y

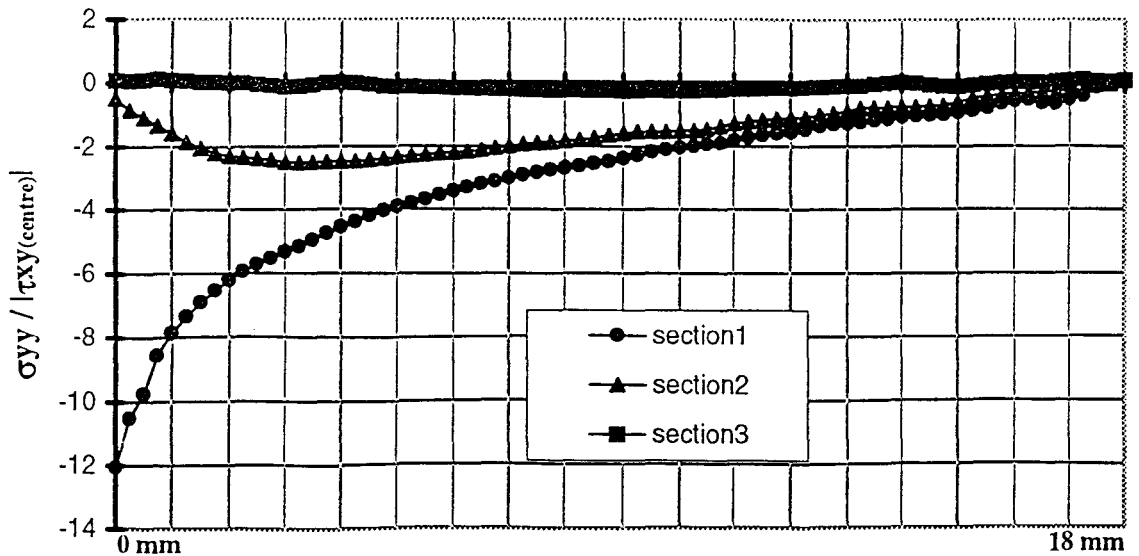
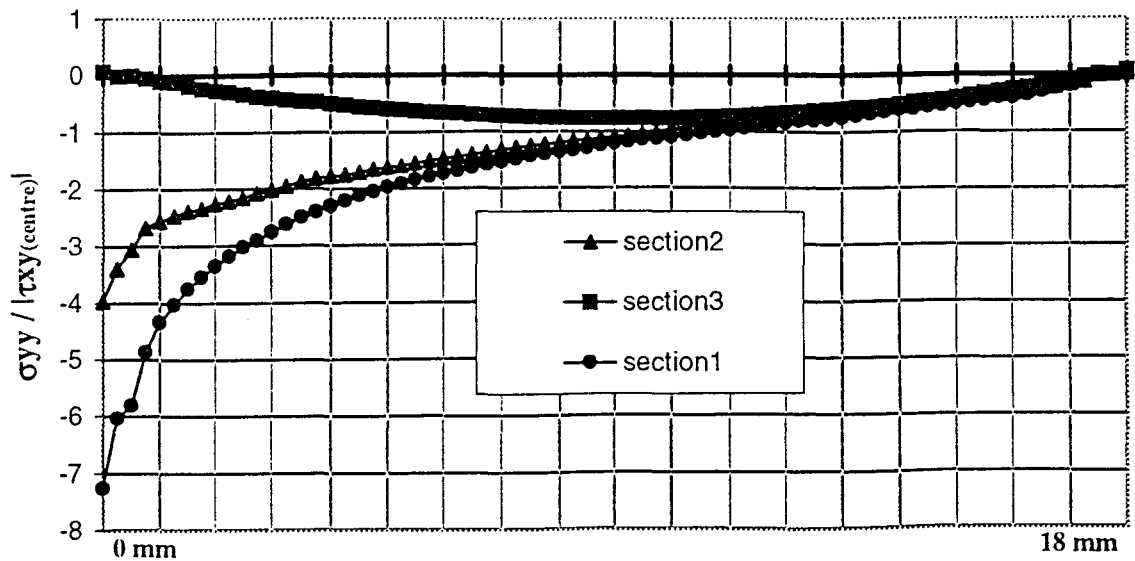
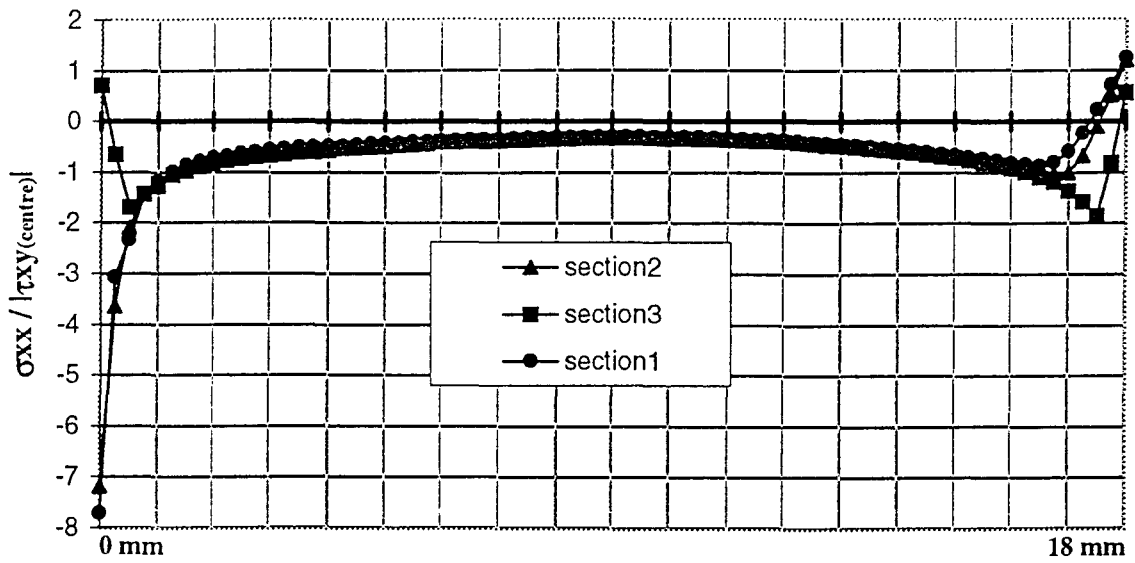
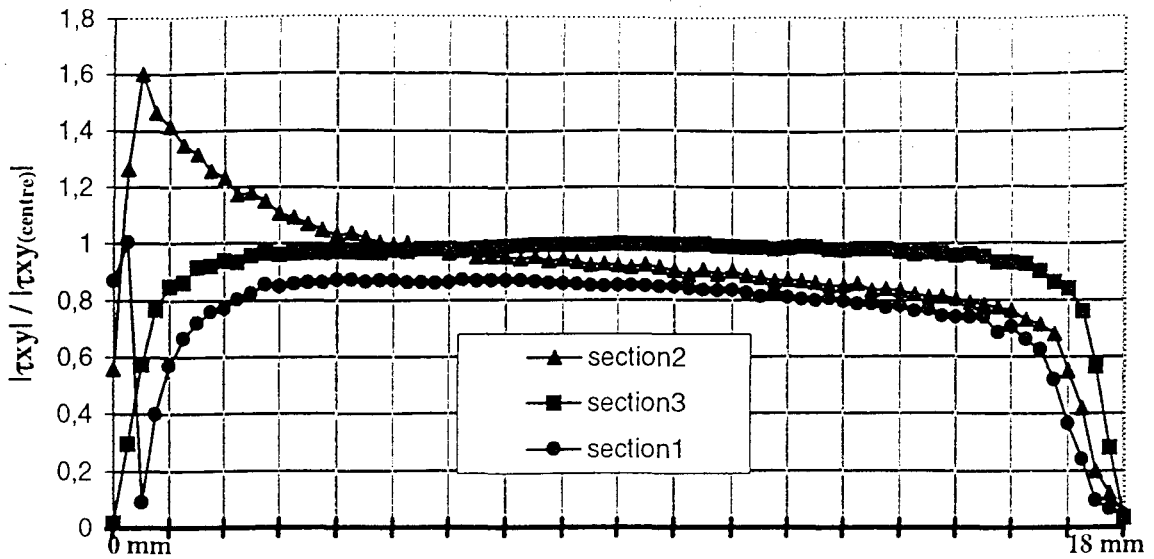


Figure III-11 : évolution de $\sigma_{yy} / |\tau_{xy(\text{centre})}|$ - fibres suivant Y



Ces courbes attestent d'une uniformité satisfaisante des champs de contrainte dans la zone centrale de l'éprouvette, permettent l'utilisation de jauges de déformation avec une surface de grille de $2 \times 2 \text{ mm}^2$. Le centrage de la jauge suivant Y devra être fait très soigneusement. La déformation de cisaillement moyenne mesurée par les jauges donnera, en la sous-estimant d'au plus 5% dans le cas le plus défavorable, la valeur de la déformation de cisaillement au centre de l'éprouvette.

Les calculs montrent de plus que la valeur de la contrainte de cisaillement moyenne (calculée en divisant la charge appliquée par la section cisailée de l'éprouvette) donne une valeur sous-estimée d'au plus 5% de la contrainte de cisaillement au centre $\tau_{xy \text{ centre}}$.

Le calcul du module de cisaillement à partir des indications des jauges et de la cellule de charge sera donc possible à quelques % près.

Cette simulation numérique montre en revanche que la faiblesse principale du dispositif est due à la valeur importante qu'atteint la contrainte normale σ_{yy} à proximité des appuis, alors qu'elle reste raisonnable en dehors de cette zone. Cette surcontrainte risque d'entraîner une rupture prématurée de l'éprouvette, ne permettant pas d'avoir accès aux caractéristiques à rupture en cisaillement intrinsèques du matériau. Afin de limiter ce phénomène, nous avons étudié le comportement d'une éprouvette munie de talons.

III.3.4) Amélioration du comportement par mise en place de talons d'appuis

Les effets de bords mis en évidence par la modélisation des éprouvettes sans talons nous ont conduits à envisager une amélioration du mode opératoire (HASSAINI et al, 1997). Deux paires de talons biseautés sont collées sur les faces supérieure et inférieure de l'éprouvette (figure III-15), et s'interposent entre les mors du montage et l'éprouvette, cette idée suggérée par M^f PALUCH (IMFL-ONERA), a pour but de réduire les concentrations de contrainte au droit des bords d'appui des mors, et donc de s'approcher au mieux du comportement à rupture intrinsèque du matériau. Pour choisir les dimensions et le matériau constitutif des talons, nous avons modifié le modèle numérique précédent. Les conditions aux limites au niveau des surfaces rigides de contact sont données figure III-16. Le maillage de

l'éprouvette et des talons, utilisant le même type d'éléments que précédemment, est précisé figure III-17.

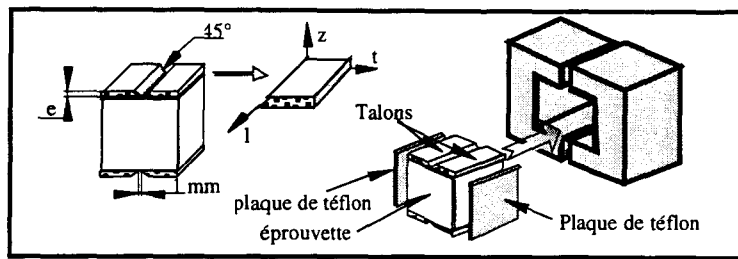


Figure III-15 : éprouvette cubique avec talons

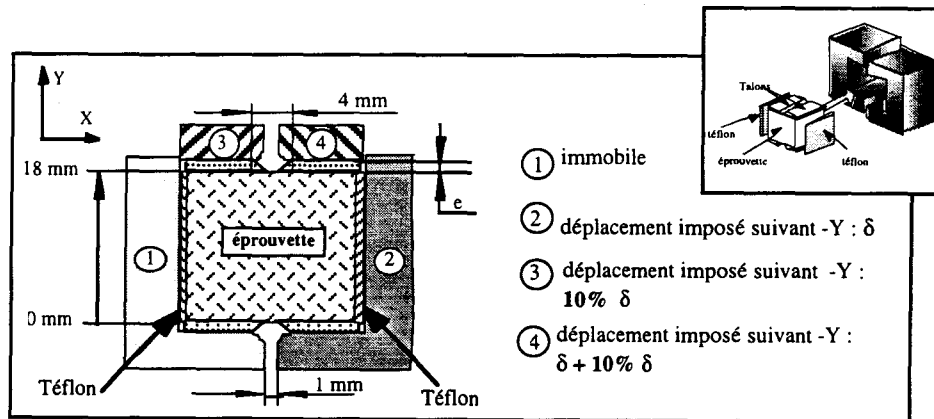


Figure III-16 : conditions aux limites (cas d'une éprouvette avec talons).

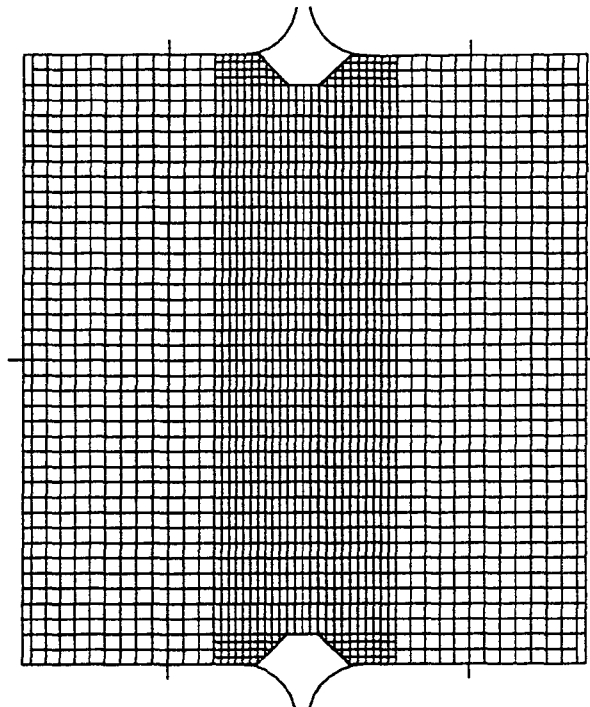


Figure III-17 : maillage de l'éprouvette cubique et des talons, et surfaces rigides de contact.

Nous avons effectué la simulation numérique en prenant successivement pour les talons cinq matériaux de rigidités différentes, de façon à quantifier les améliorations apportées en termes d'uniformité du champ de contrainte et de coefficient de concentration de contrainte, et permettre ainsi un choix judicieux du matériau à utiliser.

Ces cinq matériaux sont trois composites unidirectionnels différents (dont les fibres sont orientées suivant Z), un alliage de magnésium et un alliage d'aluminium. Ils sont désignés respectivement par les repères A, B, C, D et E. Leur nature et leurs caractéristiques mécaniques introduites dans la modélisation, présentées au Tableau III-2, ont été choisies en fonction des modules d'Young des composites étudiés ($E_t \approx 10$ GPa et $E_l \approx 40$ GPa). Nous disposons ainsi de talons ayant :

⇒ soit une raideur voisine de celle de l'éprouvette (c'est le cas du matériau B lorsque les fibres de l'éprouvette sont suivant X ou Z, et du matériau D lorsque les fibres sont suivant Y),

⇒ soit une raideur deux fois plus faible que celle de l'éprouvette (cas du matériau A lorsque les fibres de l'éprouvette sont suivant X ou Z, et du matériau C lorsque les fibres sont suivant Y),

⇒ soit une raideur deux fois plus grande que celle de l'éprouvette (cas du matériau C lorsque les fibres de l'éprouvette sont suivant X ou Z, et du matériau E lorsque les fibres sont suivant Y).

nature	matériau A	matériau B	matériau C	matériau D	matériau E
	unidirectionnel kevlar/époxyde 60% de fibres	unidirectionnel verre/époxyde 60% de fibres	unidirectionnel verre/époxyde 80% de fibres	magnésium (isotrope)	aluminium (isotrope)
caractéristiques	$E_l = 85$ GPa	$E_l = 38$ GPa	$E_l = 69,8$ GPa	$E = 45$ GPa	$E = 72$ GPa
mécaniques	$E_t = E_z = 5,6$ GPa	$E_t = E_z = 10,3$ GPa	$E_t = E_z = 19,7$ GPa	$\nu = 0,33$	$\nu = 0,3$
	$G_{lt} = 2,1$ GPa	$G_{lt} = 5,3$ GPa	$G_{lt} = 6,8$ GPa		
	$\nu_{lt} = 0,34$	$\nu_{lt} = 0,29$	$\nu_{lt} = 0,24$		

Tableau III-2 : nature et caractéristiques mécaniques des matériaux simulant les talons

Pour faciliter l'analyse, nous avons quantifié les coefficients de surcontrainte en cisaillement Kt_1 et normale Kt_2 , définis de la façon suivante :

$$Kt_1 = \frac{|\tau_{XY} \text{ au point } P_1|}{|\tau_{XY} \text{ au centre}|} \qquad Kt_2 = \frac{|\sigma_{YY} \text{ au point } P_1|}{|\tau_{XY} \text{ au centre}|}$$

le point P_1 étant situé en-dessous du bord d'appui du mors mobile, à l'endroit où la contrainte normale suivant Y est maximale, comme le montre la figure III-18.

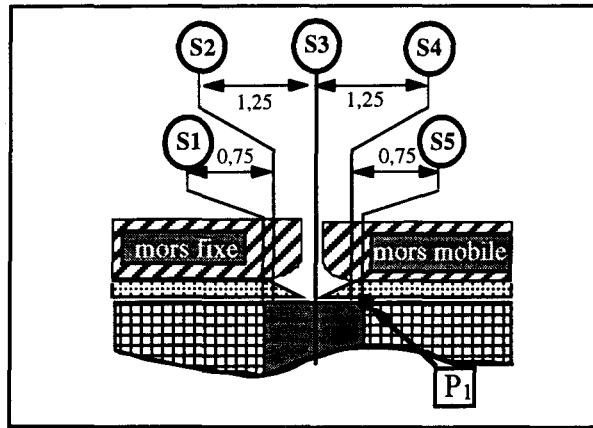


Figure III-18 : position du point P_1

Les Tableaux III-3 et III-4 donnent les valeurs de Kt_1 et Kt_2 obtenues pour des talons d'épaisseur 1 ou 1,5 mm d'épaisseur respectivement, ainsi que la valeur de δ utilisée dans chaque calcul pour obtenir un même niveau de contrainte de cisaillement au centre de l'éprouvette.

Orient.	Sans talons			Avec talons d'épaisseur 1 mm														
	Kt_1	Kt_2	δ_{ref}	Matériau A			Matériau B			Matériau C			Matériau D			Matériau E		
	Kt_1	Kt_2	δ_{ref}	Kt_1	Kt_2	δ	Kt_1	Kt_2	δ	Kt_1	Kt_2	δ	Kt_1	Kt_2	δ	Kt_1	Kt_2	δ
32 - 23	0,85	7,3	0,5	0,97	3,14	0,6	0,98	3,15	0,56	1,05	3,3	0,55						
21- 31	0,82	7,6	0,5	0,95	3	0,6	0,96	3	0,56	0,97	3,13	0,54						
13 - 12	0,75	11,8	0,5				0,97	4,1	0,55	0,93	4,35	0,53	0,9	4,28	0,5	0,85	4,2	0,5

Tableau III-3 : coefficients de surcontrainte obtenus suivant la nature des talons de 1 mm d'épaisseur

Orient.	Sans talons			Avec talons d'épaisseur 1,5 mm														
	Kt ₁	Kt ₂	δ _{ref}	Matériau A			Matériau B			Matériau C			Matériau D			Matériau E		
	Kt ₁	Kt ₂	δ _{ref}	Kt ₁	Kt ₂	δ	Kt ₁	Kt ₂	δ	Kt ₁	Kt ₂	δ	Kt ₁	Kt ₂	δ	Kt ₁	Kt ₂	δ
32 - 23	0,85	7,3	0,5	1	2,8	0,6	0,95	2,9	0,56	0,96	3,1	0,55						
21- 31	0,82	7,6	0,5	0,89	3,22	0,6	0,81	2,81	0,56	0,8	2,85	0,54						
13 - 12	0,75	11,8	0,5				0,92	3,43	0,55	0,87	3,65	0,53	0,84	3,67	0,5	0,71	3,72	0,5

Tableau III-4 : coefficients de surcontrainte obtenus suivant la nature des talons de 1,5 mm d'épaisseur

Les résultats montrent que la nature des talons n'influe que peu sur les coefficients Kt₁ et Kt₂ excepté pour les orientations 12 et 13 de l'éprouvette dans le montage (fibres suivant Y). L'adjonction de talons permet de diminuer de plus de la moitié la contrainte σ_{yy} maximale de compression, le coefficient de concentration de contrainte Kt₂ reste toutefois élevé, de l'ordre de 3 à 4, et ce quelle que soit la raideur du talon. La contrainte de cisaillement au droit des appuis augmente légèrement, ceci est dû au fait que le point P₁ de l'éprouvette n'est plus en contact avec la surface rigide modélisant le mors mais avec le talon. Dans le premier cas, le coefficient de frottement de 0,03 limite la contrainte de cisaillement transmissible (un coefficient nul entraînerait une contrainte de cisaillement nulle). Dans le second cas, le collage supposé parfait n'impose aucune limitation. Le fait que Kt₁ soit toujours voisin de 1 atteste du gain vis-à-vis de l'uniformité du champ de contrainte de cisaillement. Là encore la nature des talons n'a que peu d'influence.

Le fait d'augmenter l'épaisseur du talon permet de diminuer encore, mais très légèrement seulement, le coefficient de concentration de contrainte Kt₂. Par contre, la contrainte de traction augmente et l'uniformité du champ de déformation de cisaillement diminue.

En conclusion, le choix de la nature des talons s'est porté sur le matériau composite à matrice organique de type B du fait de sa rigidité transverse adaptée et ce, pour toutes les orientations de l'éprouvette dans le montage. Compte-tenu de l'influence de l'épaisseur des talons sur le champ de déformation en cisaillement, une épaisseur de 1 mm a finalement été retenue. Le matériau des talons nous a également été fourni par l'IMFL - ONERA.

III.3.5) Modélisation du comportement de l'éprouvette avec talons

Nous présentons dans ce paragraphe les résultats de la simulation d'une éprouvette équipée de talons en verre/époxyde de type B. Les conditions aux limites ont été définies au paragraphe précédent. Chacune des trois orientations des fibres de l'éprouvette dans le montage a été testée. Les isocontraintes pour chacune des orientations sont données dans l'ANNEXE 4.

Les figures III-19 à 21, III-22 à 24 et III-25 à 27 ci-après se rapportent respectivement aux orientations suivant X, suivant Y et suivant Z, des fibres dans le montage. Elles donnent, comme dans le cas de l'éprouvette sans talons, l'évolution de τ_{xy} , σ_{xx} et σ_{yy} normalisées par $|\tau_{xy \text{ centre}}|$ le long des sections S1, S2 et S3 définies antérieurement.

Les améliorations apportées par les talons, en terme de champs de contrainte, sont significatifs :

⇨ suivant X, la contrainte normale, déjà faible dans la configuration sans talons, est divisée environ par deux. La zone où la contrainte de traction reste significative encore est localisée au niveau des talons. S'il subsiste une contrainte de traction transverse dans l'éprouvette, celle-ci reste bien inférieure à 40 MPa (qui est l'ordre de grandeur de la contrainte ultime en traction transverse pour un verre/époxyde),

⇨ suivant Y, la contrainte normale maximale est divisée au moins par deux (trois dans le cas des fibres suivant Y). Par contre, il y a une légère augmentation de la contrainte normale σ_{yy} au centre de l'éprouvette. Celle-ci reste toujours de l'ordre de grandeur de la contrainte de cisaillement,

⇨ quelle que soit l'orientation des fibres de l'éprouvette dans le montage, l'uniformité du champ de contrainte de cisaillement est améliorée, et de façon plus significative quand les fibres sont suivant Y ; la présence des talons permet alors de garantir la qualité du champ de cisaillement jusqu'à quelques millimètres des talons,

⇨ la largeur de la zone uniforme au centre de l'éprouvette n'est toutefois pas modifiée.

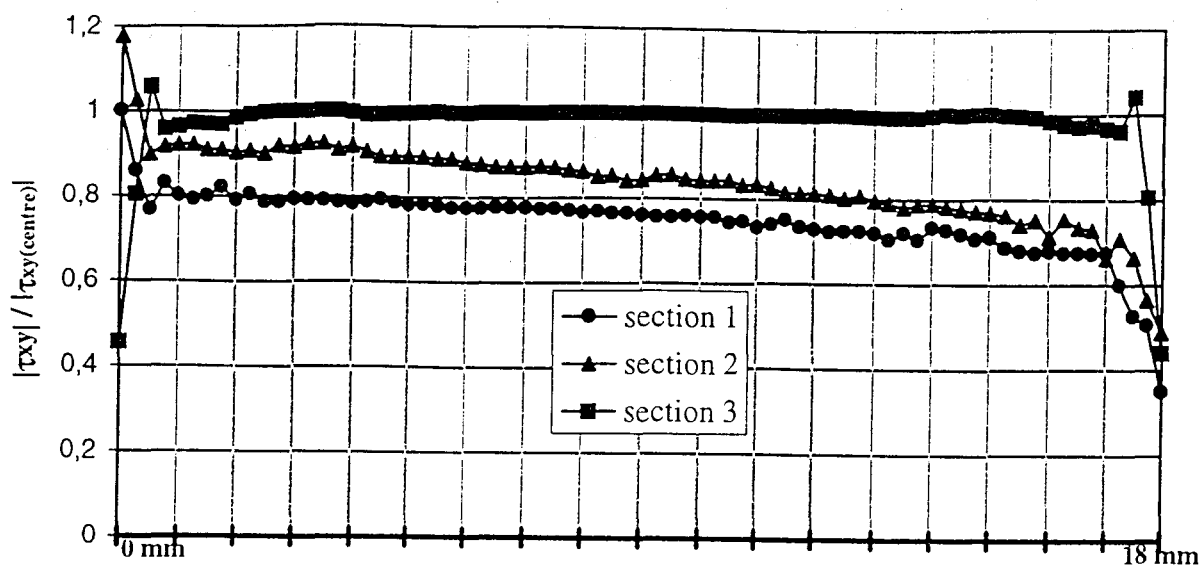


Figure III-22 : évolution de $|\tau_{xy}| / |\tau_{xy(\text{centre})}|$ - éprouvette avec talons - fibres suivant Y

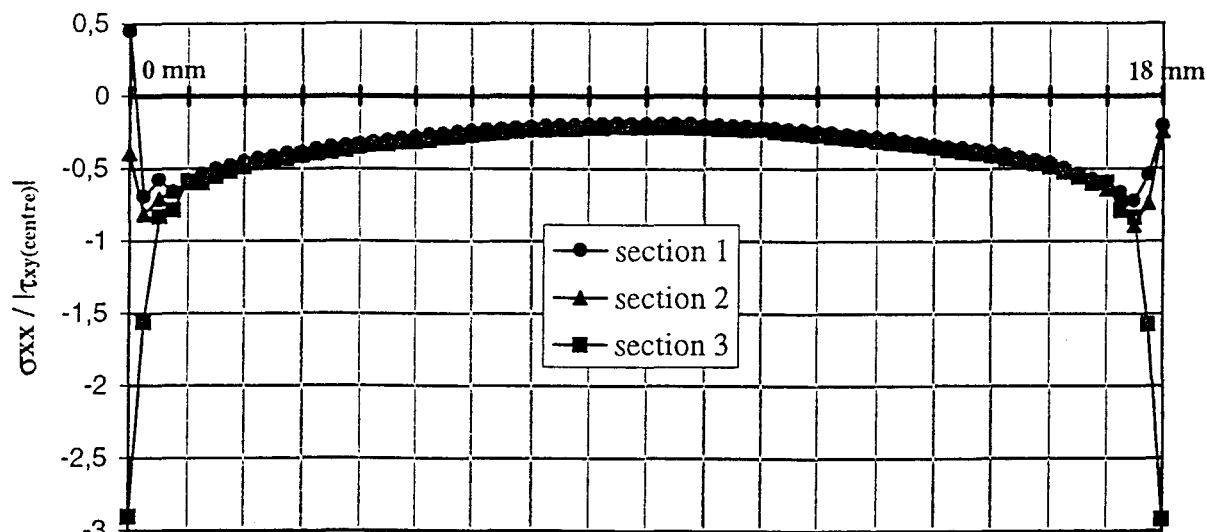


Figure III-23 : évolution de $\sigma_{xx} / |\tau_{xy(\text{centre})}|$ - éprouvette avec talons - fibres suivant Y

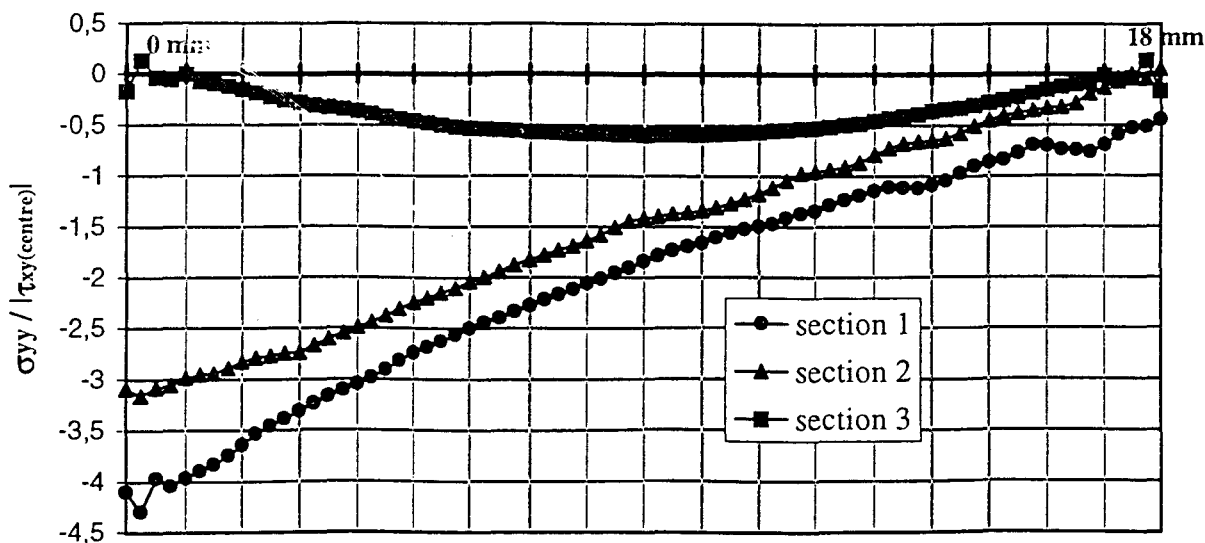


Figure III-24 : évolution de $\sigma_{yy} / |\tau_{xy(\text{centre})}|$ - éprouvette avec talons - fibres suivant Y

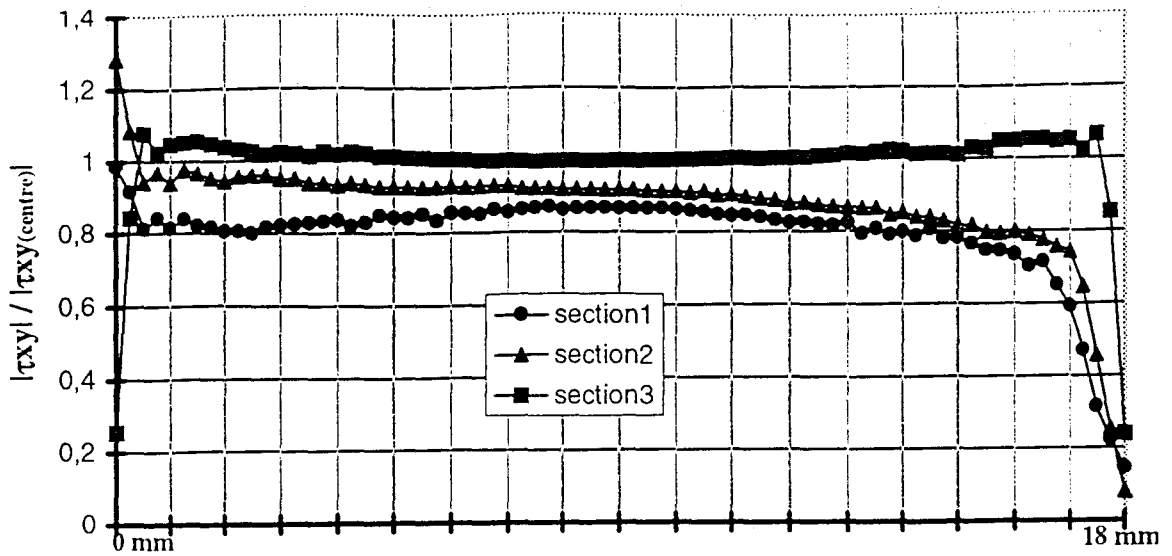


Figure III-25 : évolution de $|\tau_{xy}| / |\tau_{xy(\text{centre})}|$ - éprouvette avec talons - fibres suivant Z

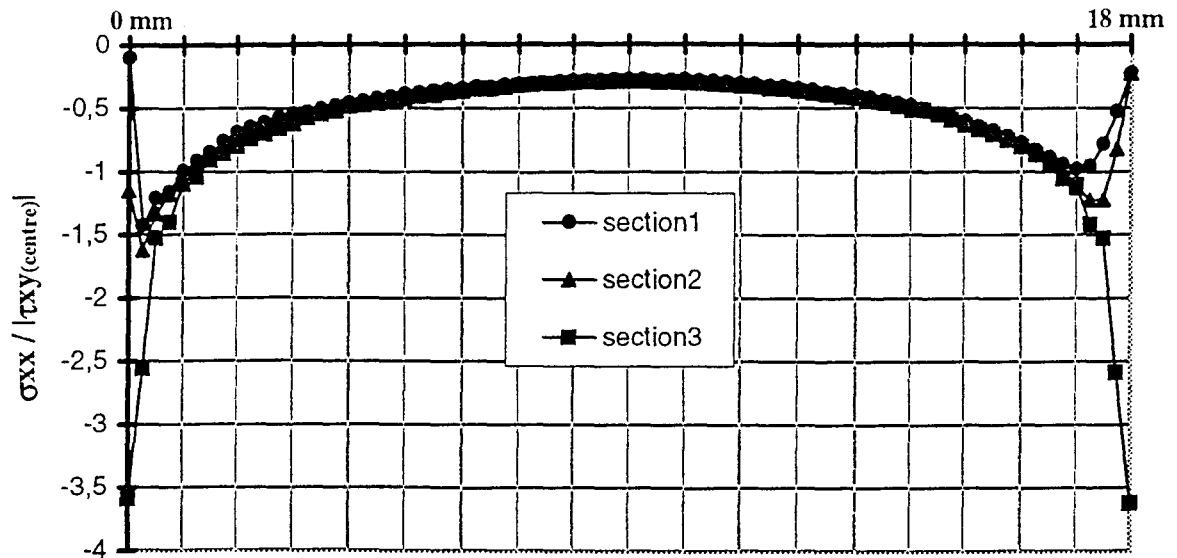


Figure III-26 : évolution de $\sigma_{xx} / |\tau_{xy(\text{centre})}|$ - éprouvette avec talons - fibres suivant Z

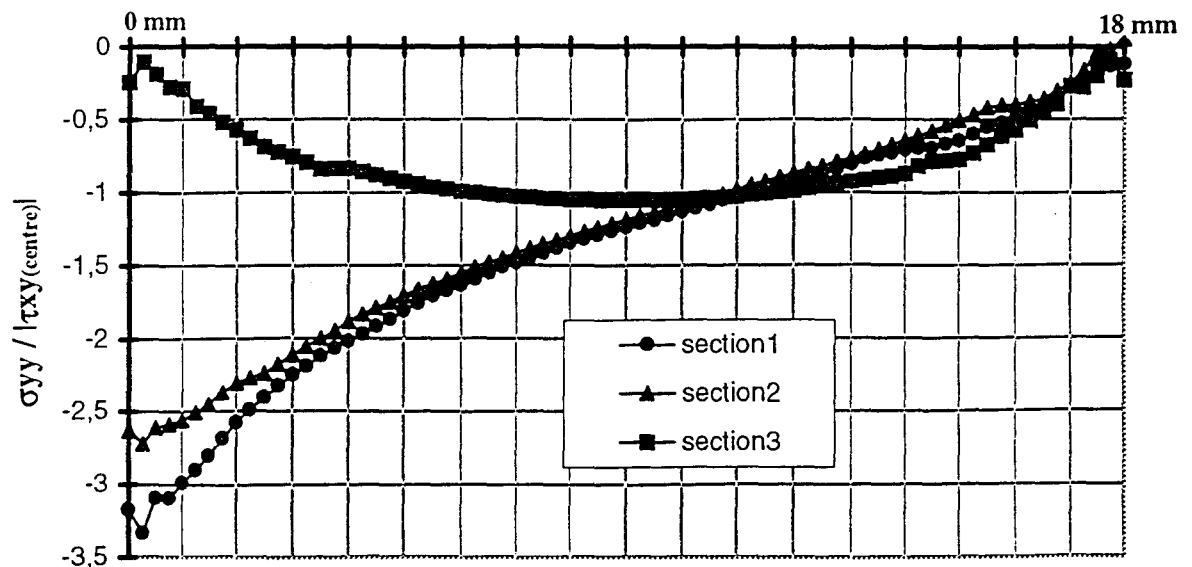


Figure III-27 : évolution de $\sigma_{yy} / |\tau_{xy(\text{centre})}|$ - éprouvette avec talons - fibres suivant Z

III.3.6) Conclusion

Outre l'optimisation de certains paramètres géométriques du montage lui-même, la modélisation a permis d'évaluer les champs de contrainte et de déformation au sein de l'éprouvette. Pour illustrer l'amélioration en terme d'uniformité des champs de contrainte (suivant les sections S1 et S3), les figures III-28 à III-30 comparent les résultats obtenus, pour l'orientation des fibres suivant Y (voir ANNEXE 5 pour les autres orientations), pour une éprouvette sans talons et avec talons de type B.

Les calculs menés sur l'éprouvette cubique avec talons nous ont permis d'évoluer vers une géométrie d'éprouvette susceptible de répondre globalement aux objectifs que nous nous étions fixés, à savoir :

- ◇ essai sur machine de traction,
- ◇ tout mode de cisaillement mesurable (inter- et intra-laminaire),
- ◇ pas de traction transverse dans l'éprouvette,
- ◇ fatigue alternée possible,
- ◇ pas d'usinage d'entaille sur l'éprouvette,
- ◇ champ de déformation uniforme dans la zone centrale autorisant l'utilisation de jauges de déformation.

Dans le but de limiter au maximum les sollicitations parasites (torsion entre autre), les précautions nécessaires ont été prises lors de la fabrication du dispositif d'essais (en particulier parallélisme des surfaces d'appui des mors) et de l'usinage des éprouvettes (tolérance de parallélisme des faces opposées).

Les seules sollicitations parasites dans la zone utile sont des contraintes de compression. Les concentrations de contrainte au droit des appuis ont été minimisées. Elles restent toutefois élevées en terme de contrainte de compression σ_{YY} . Ce point négatif jouera sur le comportement du matériau au voisinage de la rupture et altérera ainsi, dans une certaine mesure, la détermination des caractéristiques à rupture.

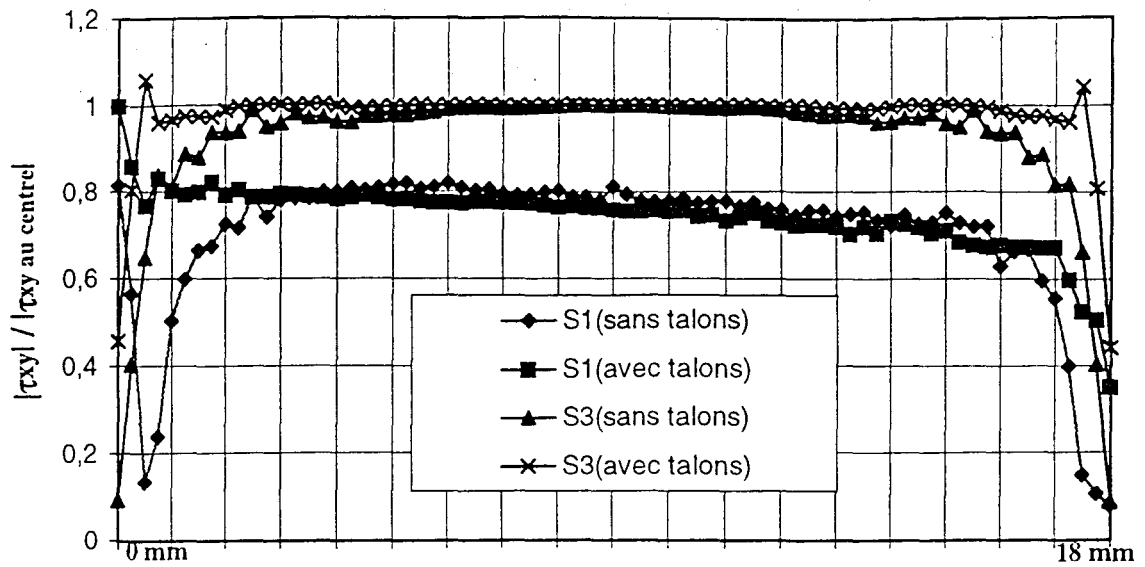


Figure III-28 : comparaison avec et sans talons : évolution de $|\tau_{xy}| / |\tau_{xy\text{centre}}|$ - fibres suivant Y

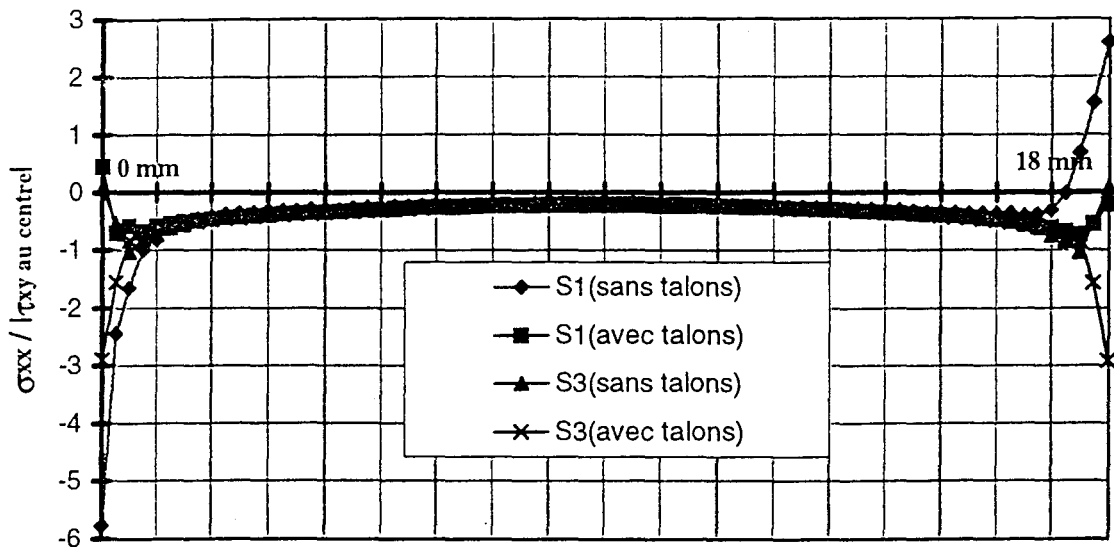


Figure III-29 : comparaison avec et sans talons : évolution de $\sigma_{xx} / |\tau_{xy\text{centre}}|$ - fibres suivant Y

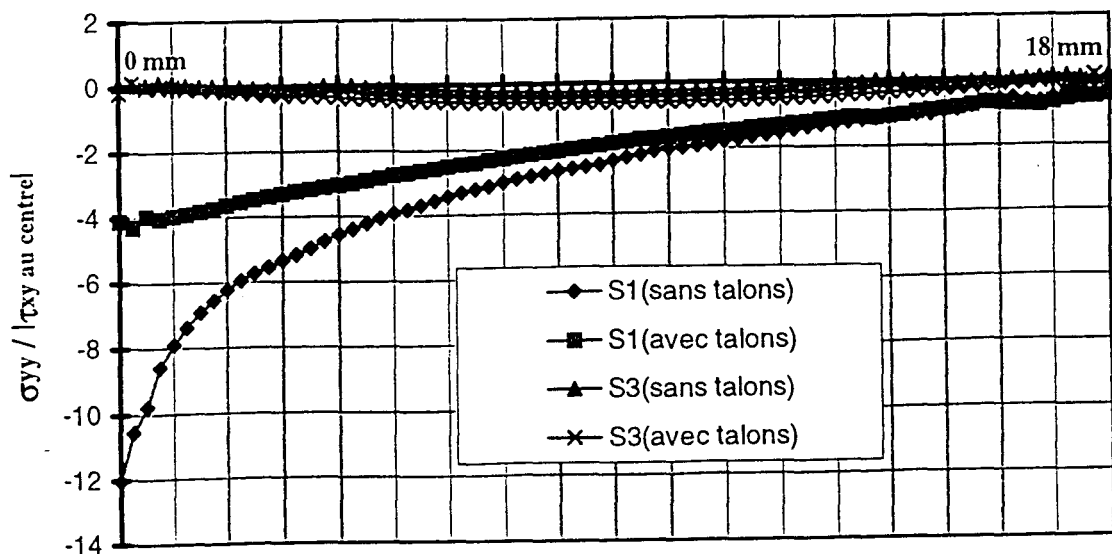


Figure III-30 : comparaison avec et sans talons : évolution de $\sigma_{yy} / |\tau_{xy\text{centre}}|$ - fibres suivant Y

III.4) COMPARAISON ESSAI CUBE / ESSAI IOSIPESCU

III.4.1) Modélisation du comportement de l'éprouvette Iosipescu

Bien que l'essai Iosipescu, souvent considéré comme l'essai de référence en cisaillement des composites, ne réponde pas à l'ensemble des points de notre cahier des charges, il nous a semblé intéressant de comparer les résultats des simulations numériques du comportement des éprouvettes de l'essai Cube et de l'essai Iosipescu. La comparaison portera sur les sollicitations parasites et les concentrations de contrainte induites par le montage.

Nous garderons la même loi de comportement du matériau de l'éprouvette (en particulier non-linéarité en cisaillement) et le même type de conditions aux limites (surfaces rigides de contact avec un coefficient de frottement $\mu = 0,03$) que dans la modélisation précédente.

III.4.1.1) Modèle utilisé et conditions aux limites

L'éprouvette Iosipescu (cf figure III-31) a été modélisée dans les deux configurations autorisées par le montage, à savoir : fibres orientées suivant X et fibres suivant la direction de chargement Y.

Les conditions aux limites, définies sur la figure III-31, sont celles imposées par le dispositif d'essai Wyoming (Walraht et Adams, 1983) :

- ☞ les "surfaces" (1) et (2) sont immobiles,
- ☞ les "surfaces" (3) et (4) subissent un déplacement δ suivant -Y,
- ☞ aucune précontrainte n'est appliquée,
- ☞ les congés aux bords d'appui des mors sont de 1,5 mm (comme pour l'essai cube),
- ☞ pour supprimer le déplacement solide, on bloque le déplacement suivant X du noeud supérieur gauche.

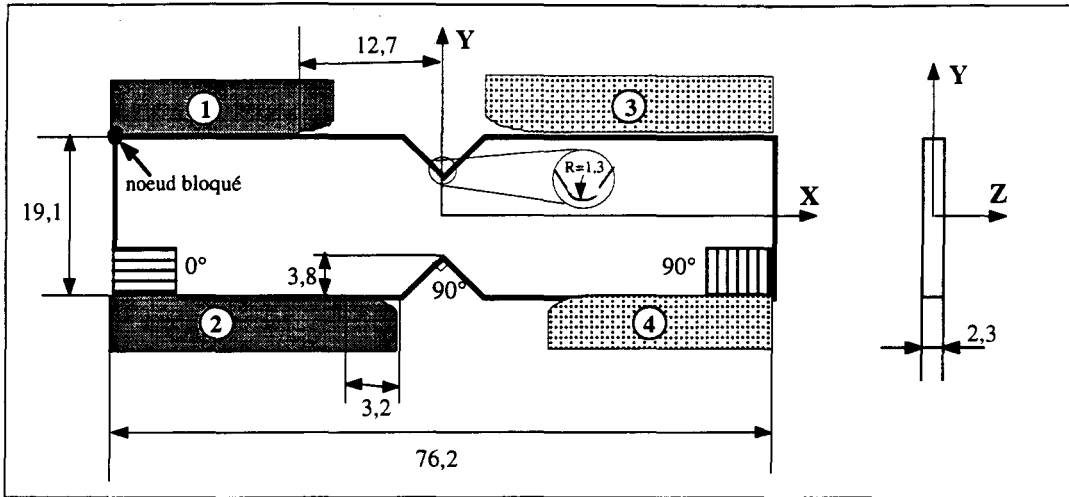


Figure III-31 : éprouvette Iosipescu et conditions aux limites

Les éléments utilisés sont des éléments triangulaires à 6 noeuds. Le calcul est effectué en déformations planes. Le maillage de l'éprouvette est constitué de 4075 noeuds et de 1888 éléments dont 76 éléments d'interface. La figure III-32 montre le maillage adopté et les surfaces rigides de contact.

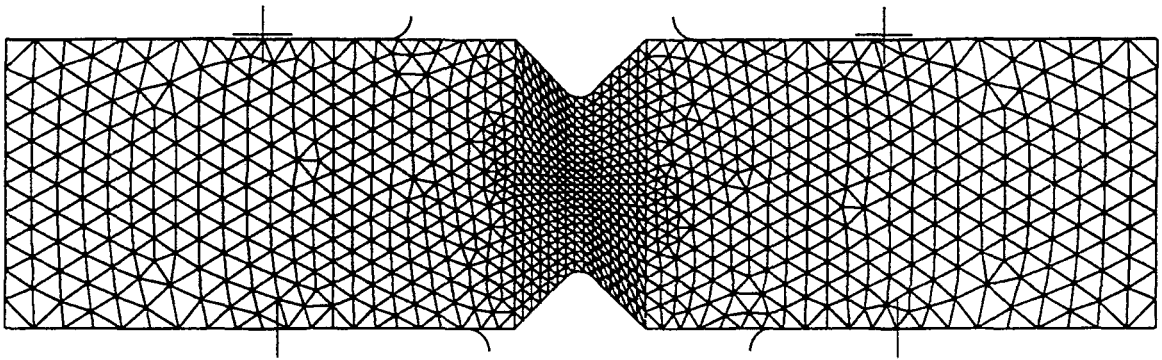


Figure III-32 : maillage de l'éprouvette et surfaces rigides de contact

III.4.1.2) Résultats

La simulation du comportement de l'essai Iosipescu a été réalisée pour un déplacement relatif des mors δ de 1 mm suivant $-Y$, afin d'obtenir sensiblement le même niveau de contrainte de cisaillement dans la zone utile que dans le cas de l'essai cube. Les champs de

contrainte de cisaillement τ_{XY} et de contraintes normales σ_{YY} et σ_{XX} sont donnés dans l'ANNEXE 6.

L'uniformité des champs de contrainte sera, comme pour l'essai cube, étudiée en analysant plus particulièrement les évolutions des contraintes le long de sections caractéristiques S1 à S5 définies figure III-33.

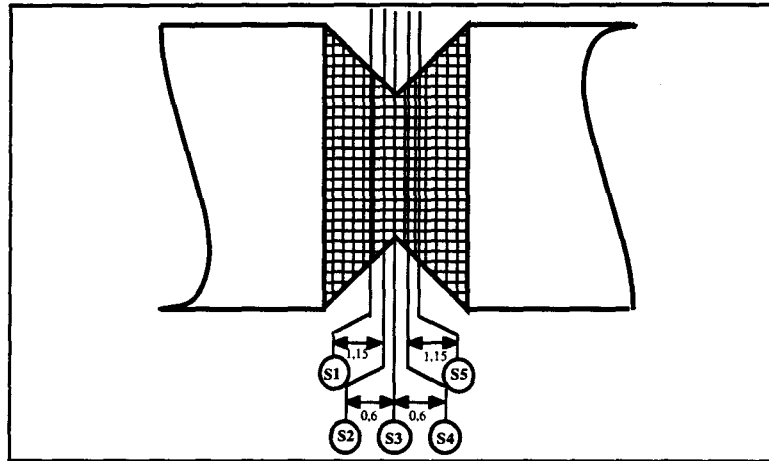


Figure III-33 : Position des sections S1 à S5

Les figures III-34 à 36 et III-37 à 39 se rapportent à une éprouvette avec fibres respectivement suivant X et suivant Y. Les évolutions de τ_{XY} , σ_{XX} et σ_{YY} (ici encore normalisées par $|\tau_{xy \text{ centre}}|$) sont représentées le long des sections S1, S2 et S3.

Sur toutes ces figures, l'axe des abscisses correspond à la hauteur de l'éprouvette selon les sections S1, S2 ou S3 ramenée sur une longueur commune pour faciliter les comparaisons.

Les courbes attestent de la bonne uniformité de la contrainte de cisaillement dans la zone centrale de l'éprouvette.

En revanche, la figure III-36 et surtout la figure III-39 mettent en évidence de la traction parasite non négligeable dans la direction transverse, en particulier au voisinage des entailles. Cette traction parasite joue un rôle perturbateur dans le comportement du matériau à l'approche de la rupture, et explique le fait que la configuration "fibres suivant Y" n'est pas utilisable en pratique.

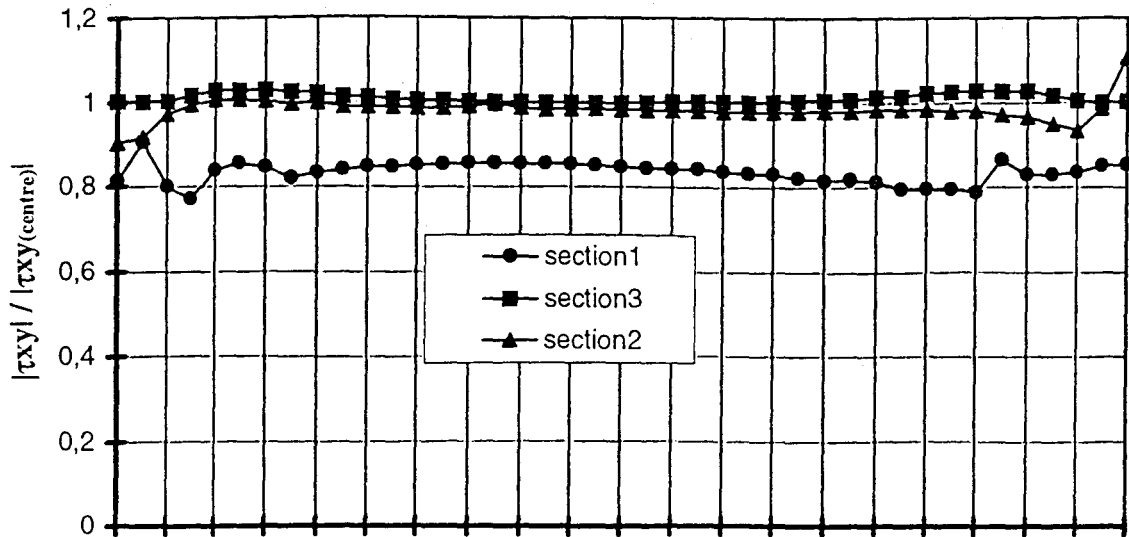


Figure III-34 : évolution de $|\tau_{xy}| / |\tau_{xy(\text{centre})}|$ - fibres suivant X

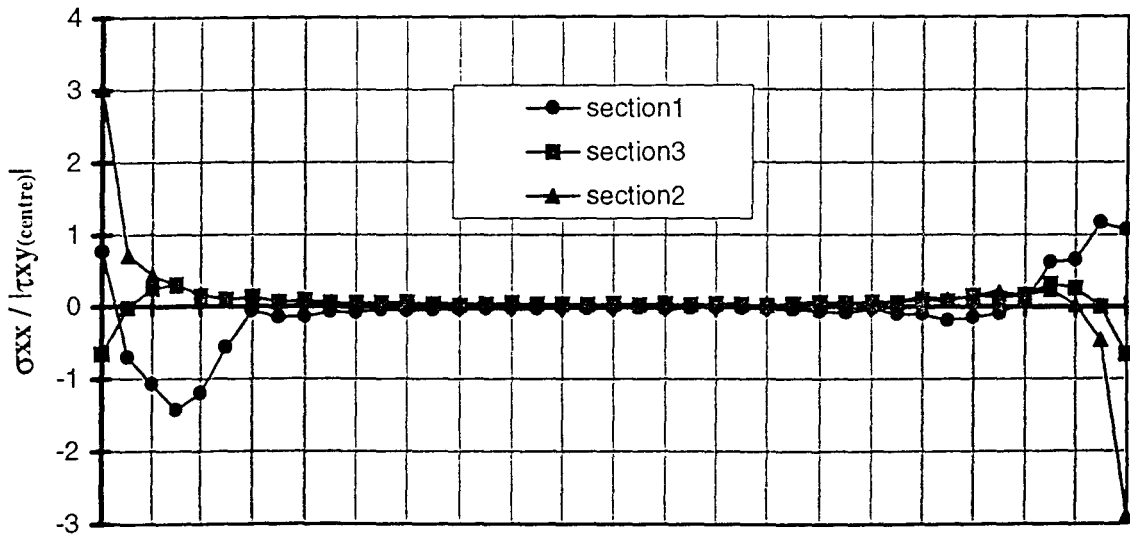


Figure III-35 : évolution de $\sigma_{xx} / |\tau_{xy(\text{centre})}|$ - fibres suivant X

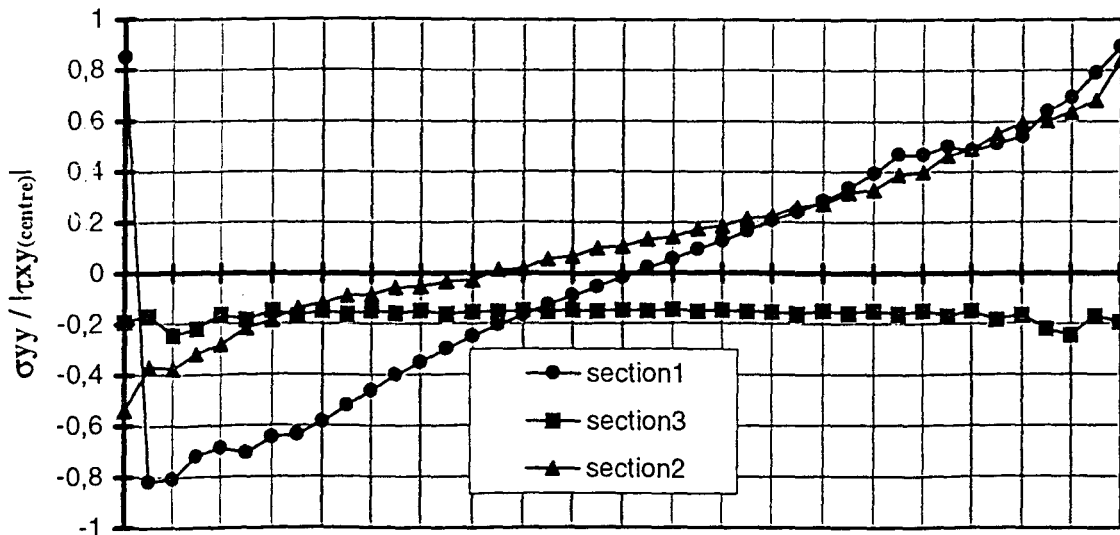


Figure III-36 : évolution de $\sigma_{yy} / |\tau_{xy(\text{centre})}|$ - fibres suivant X

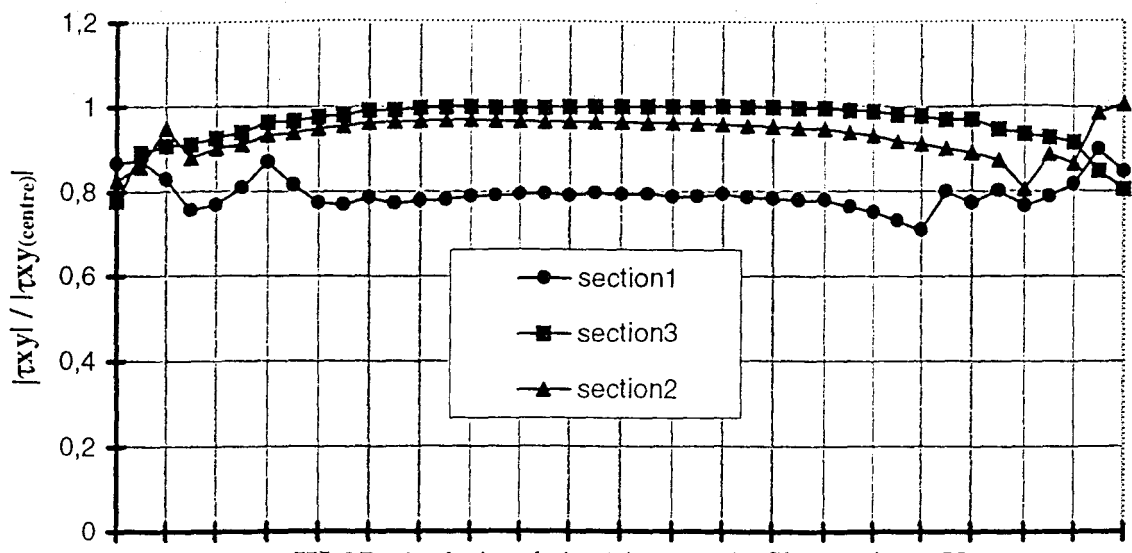


Figure III-37 : évolution de $|\tau_{xy}| / |\tau_{xy(\text{centre})}|$ - fibres suivant Y

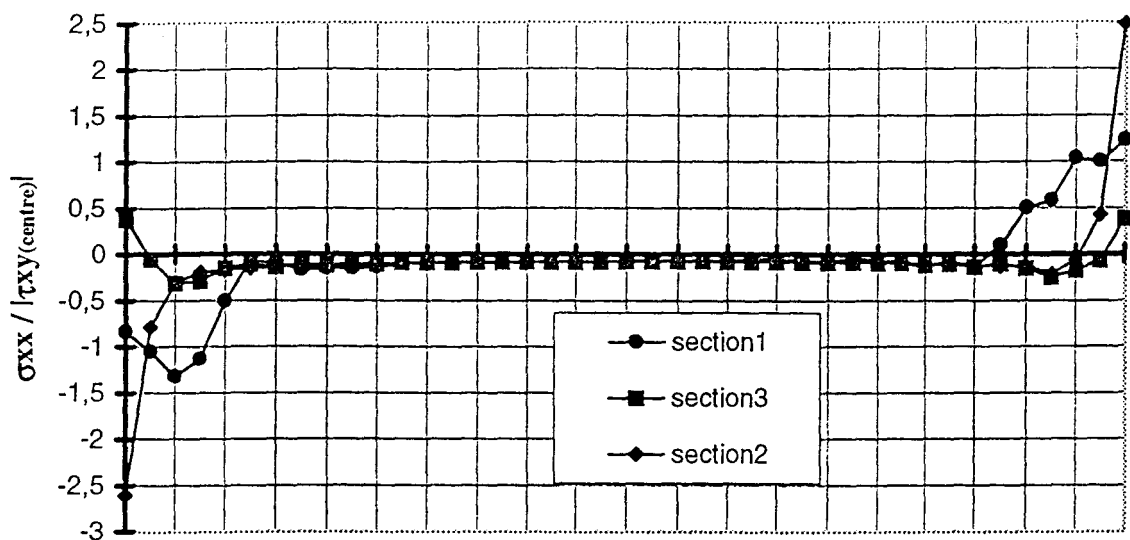


Figure III-38 : évolution de $\sigma_{xx} / |\tau_{xy(\text{centre})}|$ - fibres suivant Y

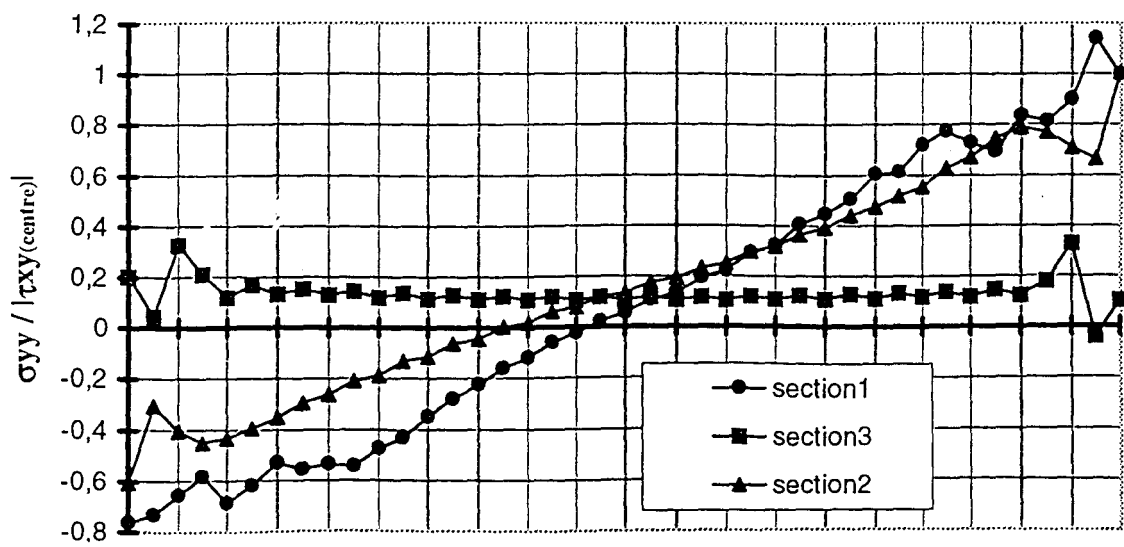


Figure III-39 : évolution de $\sigma_{yy} / |\tau_{xy(\text{centre})}|$ - fibres suivant Y

III.4.2) Comparaison des deux essais

Les deux éprouvettes sollicitées soit par l'essai cube, soit par l'essai Iosipescu, présentent l'une et l'autre une zone centrale où le champ de déformation de cisaillement est uniforme. Cette zone est plus importante sur l'essai cube, permettant une instrumentation aisée de l'éprouvette par des jauges de déformation. En revanche, les sollicitations parasites dans la partie centrale sont plus importantes pour l'essai cube. Elles ne font par contre pas intervenir de composante de traction transverse comme c'est le cas pour l'essai Iosipescu. Si le champ de déformation dans la zone utile est proche d'un champ de cisaillement pur pour l'essai Iosipescu, il résulte de la combinaison d'un champ de cisaillement et d'un champ de contrainte normale de compression pour l'essai cube. Dans les deux cas, ces champs restent quasi-uniformes dans la partie utile de l'éprouvette.

Pour les deux dispositifs d'essai, des concentrations de contrainte apparaissent dans l'éprouvette : au droit des appuis pour l'éprouvette cube, en fond d'entailles pour l'éprouvette Iosipescu. Dans ce dernier cas toutefois, les endommagements locaux qui risquent d'être engendrés par la réalisation délicate des entailles n'ont pas été pris en compte dans le calcul et risquent d'augmenter fortement les concentrations de contrainte. Dans les deux cas, les contraintes et déformations mesurées au centre de l'éprouvette lors de la rupture ne seront donc pas à strictement parler des valeurs "à rupture", mais plutôt des valeurs "mesurées lors de la rupture".

Il faut noter que le dispositif d'essai Iosipescu ne permet pas d'étudier le cisaillement du matériau composite dans toutes ses directions. Même en disposant de plaque épaisse (épaisseur de 19 mm comparable à 18 mm pour l'essai cube), seules quatre orientations pourraient être testées avec le dispositif Iosipescu, au lieu de six autorisées par le dispositif essai cube. En pratique, en s'interdisant les configurations générant une contrainte de traction transverse, seule une orientation peut être testée avec l'essai Iosipescu (ou deux avec une plaque épaisse), il s'agit du cas où les fibres sont dirigées suivant X.

Dans sa conception actuelle, l'essai Iosipescu ne permet pas d'effectuer des essais de fatigue alternée. Un serrage de l'éprouvette dans les mors, ainsi qu'une modification du dispositif pour le rendre symétrique seraient nécessaires, ce qui conduirait comme pour l'essai

cube à imposer une sollicitation de compression en plus de la contrainte de traction parasite. La présence d'une contrainte de traction transverse dans l'essai Iosipescu est toutefois susceptible de compromettre gravement son utilisation pour la détermination des caractéristiques en fatigue de matériaux composites.

Le tableau III-4 compare la contrainte de cisaillement au centre ($\tau_{xy(\text{centre})}$) déterminée par la simulation numérique et la contrainte de cisaillement moyenne ($\tau^*_{xy} = F/S$; avec S : section de l'éprouvette et F : effort appliqué sur les surfaces rigides de contact). Le rapport entre $\tau_{xy(\text{centre})}$ et τ^*_{xy} , assez proche de 1, est tout à fait acceptable pour les deux dispositifs expérimentaux. Il ne dépasse pas 1,01 dans le cas de l'éprouvette cubique avec talons.

	$\tau_{xy(\text{centre})}$ (MPa)	τ^*_{xy} (MPa)	$\tau_{xy(\text{centre})} / \tau^*_{xy}$
Essai Cube sans talons fibres suivant X	-82	-77,5	1,06
Essai Cube sans talons fibres suivant Y	-87	-81,38	1,07
Essai Cube sans talons fibres suivant Z	-74,79	-69,35	1,08
Essai Cube avec talons fibres suivant X	-87,07	-86,6	1,01
Essai Cube avec talons fibres suivant Y	-89,05	89	1
Essai Cube avec talons fibres suivant Z	-74,47	-73,85	1,01
Essai Cube avec talons sans précontrainte fibres suivant Y	-82,52	81	1,02
Essai Iosipescu fibres suivant X	-83,82	-84,97	0,98
Essai Iosipescu fibres suivant Y	-80,12	-77,08	1,04

Tableau III-4 : comparaison entre contrainte de cisaillement au centre et contrainte de cisaillement moyenne.

Les deux dispositifs d'essais permettent donc de déterminer le module de cisaillement du matériau, à partir de la déformation mesurée au centre de l'éprouvette (par une rosette 2 directions ou de préférence 3 directions) et de la charge appliquée.

Compte-tenu des concentrations de contrainte, aucun des deux dispositifs ne permet de mesurer vraiment les caractéristiques à rupture intrinsèques en cisaillement du matériau. Les valeurs mesurées lors de la rupture avec l'essai cube devraient être toutefois plus proches des valeurs à rupture intrinsèques du matériau que celles qui seraient mesurées lors de la rupture avec l'essai Iosipescu.

III.5) CONCEPTION ET REALISATION DU DISPOSITIF "ESSAI CUBE"

III.5.1) Introduction

Les résultats des simulations par éléments finis nous ont encouragés à concevoir un nouveau dispositif d'essai de cisaillement, selon le principe défini précédemment. Ce dispositif, qui doit pouvoir s'implanter sur les machines hydrauliques servo-contrôlées classiques, doit permettre d'effectuer des essais tant monotones que cycliques sur des éprouvettes cubiques (18 mm d'arête), sans générer de traction transverse.

Le dispositif a été conçu pour respecter les conditions suivantes :

⇒ le vérin et la cellule de charge de la machine ne doivent être sollicités qu'axialement ; les efforts radiaux et les couples qui risquent d'apparaître lors de l'essai doivent donc être encaissés par une ou plusieurs liaisons reliant les deux parties du montage,

⇒ les efforts de frottement dans les liaisons qui peuvent éventuellement perturber la mesure de l'effort réel supporté par l'éprouvette doivent être soit négligeables, soit pris en compte dans le traitement des paramètres mesurés,

⇒ le montage doit permettre d'effectuer des essais de fatigue alternée ou ondulée ; le matage progressif de l'éprouvette au niveau des surfaces d'appui doit être pris en compte, et les jeux pouvant apparaître à ce niveau doivent être rattrapés,

⇒ pour autoriser un asservissement en effort, le dispositif doit être le plus rigide possible et sa masse minimisée,

⇒ enfin sa conception doit être compatible avec les moyens de production de l'atelier de l'école.

III.5.2) Principe de fonctionnement et choix technologiques

La figure III-40 présente le schéma cinématique du dispositif d'essais développé pour répondre à toutes ces exigences.

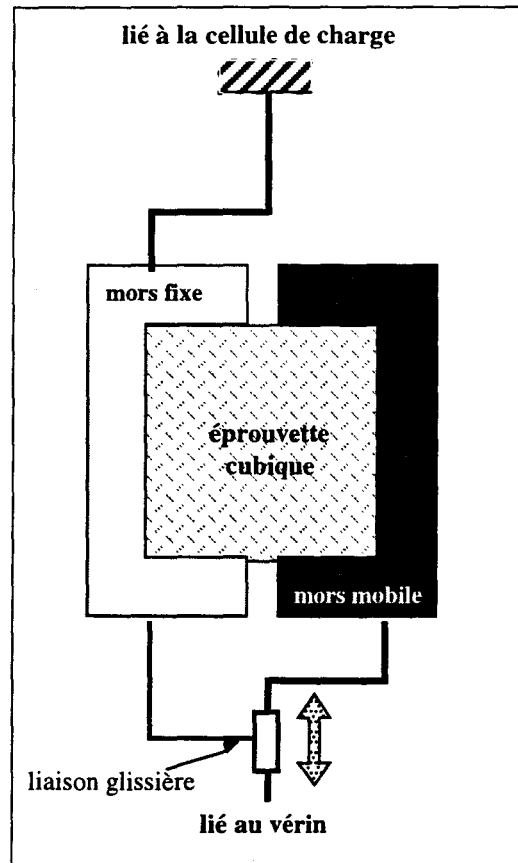


Figure III-40 : schéma cinématique du dispositif d'essais

La première difficulté résidait dans le choix de la liaison glissière qui contribue à la précision du mouvement vertical relatif des mors. Une liaison classique avec contact (queue d'aronde, palier avec douille à billes, patin, etc...) entraînerait des problèmes de frottement et des risques de grippage, induisant :

- ⇒ une influence parasite sur l'effort de traction-compression mesuré,
- ⇒ une usure progressive durant les essais.

Une liaison glissière sans contact, de type hydrostatique, aérostatique ou magnétique, n'aurait pas été adaptée du fait de sa complexité et de son coût.

Nous avons donc imaginé une liaison glissière sans contact peu onéreuse, qui fait appel à des éléments déformables. Cette liaison sans jeu ni frottement est définie et calculée dans l'ANNEXE 7. Il s'agit d'un système de deux lames élastiques parallèles, encastrées à leurs deux extrémités, qui combinent une très faible raideur en flexion et une grande raideur en traction (lame d'acier d'épaisseur 0,3 mm). La grande raideur en traction bloque tous les degrés de liberté excepté une translation "circulaire" suivant Y : le faible débattement permet d'assimiler le mouvement relatif des mors à un mouvement de translation rectiligne. La faible raideur en flexion permet de négliger l'effort généré par ces lames lors de la sollicitation.

La seconde difficulté concernait le caractère cyclique de la sollicitation en fatigue, conduisant quasi inévitablement à un certain matage de l'éprouvette au niveau des appuis. La solution technologique adoptée pour résoudre ce problème est un ensemble de deux doubles cales pentées avec systèmes de rattrapage de jeu par ressort (voir figure III-41). Le serrage initial de ces ressorts de compression permet d'introduire la précharge évoquée dans la modélisation numérique. A noter que l'angle des cales pentées et la raideur des ressorts ont été choisis afin de garantir l'irréversibilité du système et de permettre le rattrapage du jeu sans modification significative de la précharge (annexe 7).

Quatre butées latérales en alliage d'aluminium viennent compléter le positionnement de l'éprouvette (figure III-41). Ces butées sont compatibles avec la mise en place de jauges de déformation sur les faces frontale et arrière de l'éprouvette.

Les deux mors et les deux pièces de fixation sur la machine ont été réalisés en acier inoxydable martensitique Z 30 C 13. Ces éléments ont été dimensionnés par éléments finis de façon à obtenir la plus grande rigidité et la meilleure résistance mécanique pour une masse minimale (ANNEXE 7).

III.5.3) Dessin d'ensemble du dispositif

La figure III-41 présente le schéma de principe du dispositif ESSAI CUBE.

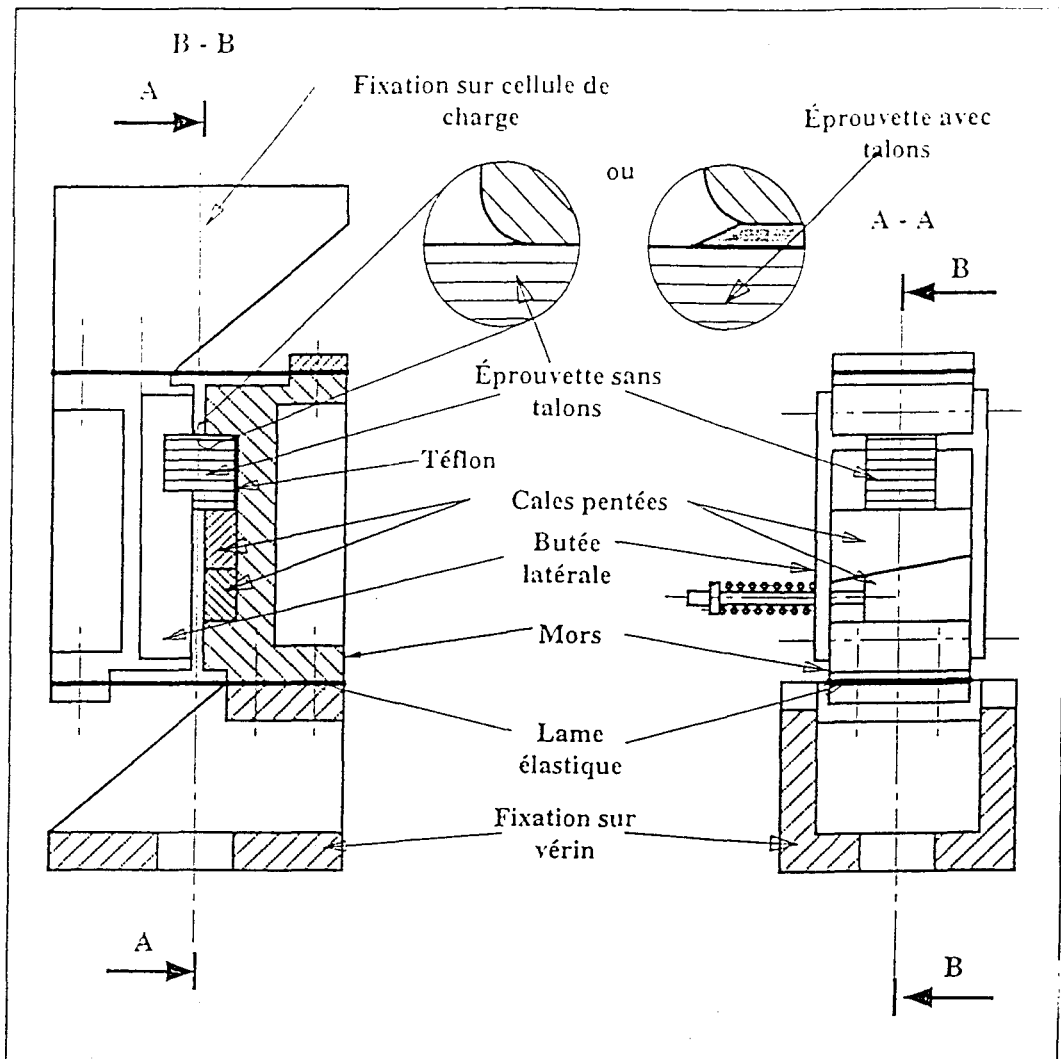


Figure III-41 : schéma de principe du dispositif de cisaillement ESSAI CUBE

III.6) ESSAIS DE VALIDATION DU DISPOSITIF "ESSAI CUBE"

III.6.1) Vérification du non - écartement des mors

Il était très important de vérifier le non - écartement latéral des deux mors durant un essai de cisaillement. L'encastrement des lames élastiques étant réalisé par pincement (donc par adhérence) un effort de traction important pouvait conduire à un glissement de ces lames. Nous avons donc collé une jauge de déformation sur le dessus de la lame élastique supérieure,

comme le montre la figure III-42. Tous les essais de cisaillement monotone effectués avec cette instrumentation ont montré que l'effort de tension dans les lames était modéré et ne présentait ni hystérésis, ni saturation qui caractériserait du glissement.

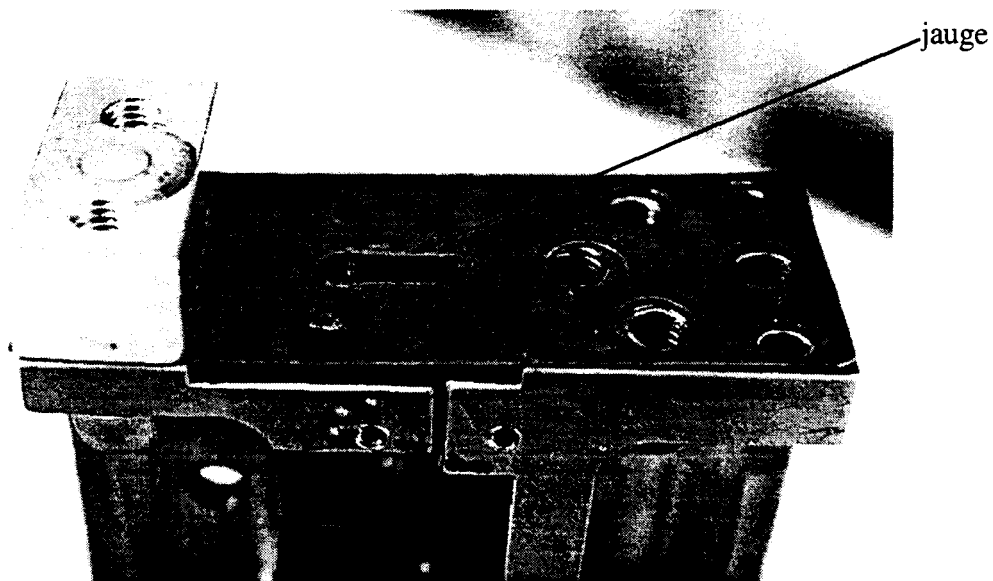


Figure III-42 : Position de la jauge sur la lame élastique supérieure.

III.6.2) Contrôle du déplacement des cales pentées par comparateurs

Le déplacement des cales pentées a été contrôlé lors des premiers essais, pour vérifier en particulier le caractère irréversible des dispositifs de rattrapage de jeux. Deux comparateurs au 1/100^e mm ont été installés comme l'indique la figure III-43.

Aucun mouvement des cales n'a été observé durant les essais monotones. Le rattrapage de jeu observé lors des cyclages de mise en position des l'éprouvettes n'a jamais dépassé 0,3 mm.

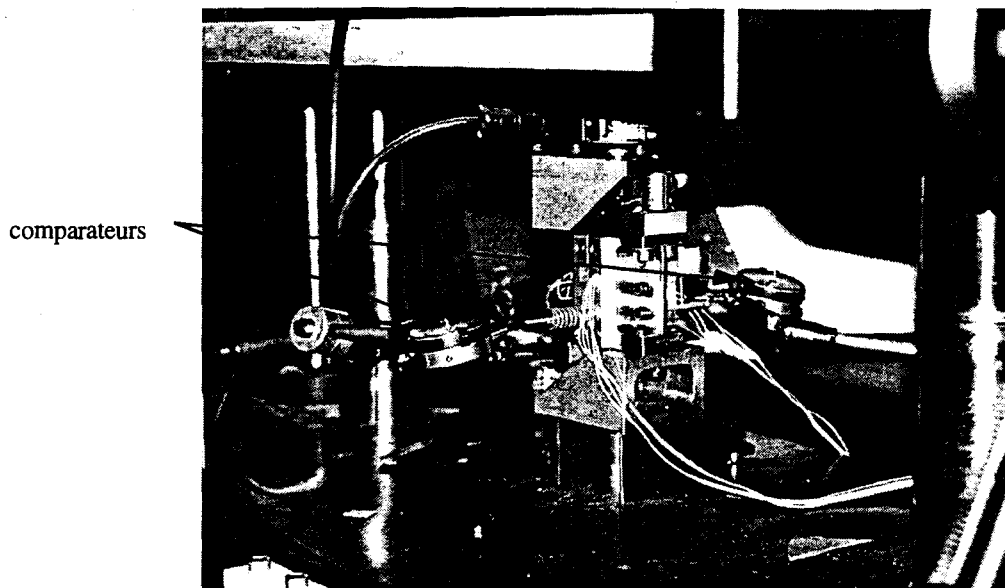


Figure III-43 : comparateurs pour le contrôle du déplacement des cales pentées

III.6.3) Mesure du champ de déplacement par granularité laser

III.6.3.1) Introduction

Lorsqu'on éclaire par un faisceau laser un objet diffusant, on observe par l'intermédiaire d'un système optique (oeil, appareil photo...) la présence d'une structure granulaire très fine, un "fourmillement" de petits points lumineux dans l'image de l'objet. Cette structure est appelée "granularité" ou, plus couramment, avec la terminologie anglo-saxonne "speckle". Par traitement optique des images, la granularité laser permet de mesurer le champ complet des déplacements plans à la surface d'un objet non parfaitement poli entre deux états. Cette technique est susceptible de fournir une précision de mesure inférieure au micron, avec une résolution spatiale inférieure au millimètre. Plus d'informations sur le principe de cette méthode sont données en **ANNEXE 8**.

Nous avons pu, dans le cadre d'une convention de collaboration établie dans ce but avec le Laboratoire de Mécanique et Physique des Matériaux de l'ENSMA de Poitiers, mener dans ce laboratoire, avec l'aide de Fabienne LAGATTU, une campagne de mesure des champs de déplacement sur la face avant d'éprouvettes cubiques placées dans le montage "essai cube" selon les trois orientations possibles des fibres dans le montage.

III.6.3.2) Les moyens techniques utilisés

III.6.3.2.1) La machine d'essai

Les essais ont été réalisés sur une machine INSTRON 4505 de charge maximale 100 kN, avec mors hydrauliques (figure III-44). Des éléments d'ancrage spécifiques ont été réalisés pour adapter le dispositif Essai Cube sur la machine (voir ANNEXE 9).

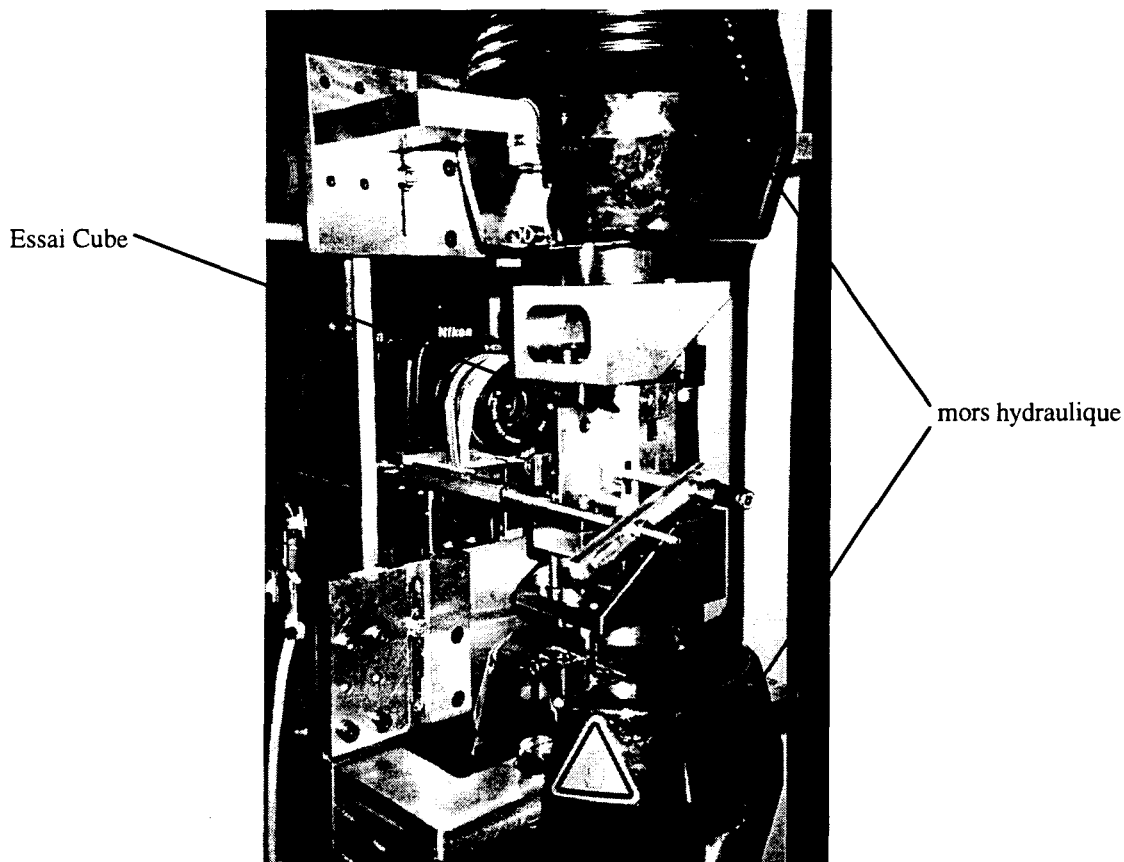


Figure III-44 : essai cube installé sur la machine d'essai équipée du montage de prise de vue Speckle

III.6.3.2.2) Le montage de prise de vue Speckle

Le système de prise de vue est montré sur la photo figure III-45. L'originalité de ce montage est d'effectuer des clichés in-situ, c'est à dire au cours de l'essai, directement sur la machine INSTRON. Quatre pièces réglables ont permis d'adapter le montage de prise de vue aux dimensions du montage de cisaillement.

Le montage de prise de vue est constitué de la source d'éclairage (un laser Hélium - Néon de longueur d'onde 0,6328 mm, d'une puissance de 5 mW), de l'appareil photographique (un Nikon F610M avec bagues allonges de 36 mm et un objectif de 50 mm),

de quatre "silent bloc" permettant de suivre le mouvement global de l'éprouvette lors de l'essai et d'un système de bras de rappel de profondeur de champ qui assure une distance quasiment constante entre la surface de l'éprouvette et de l'appareil photo. Le film photographique utilisé est un film holographique à haute résolution.

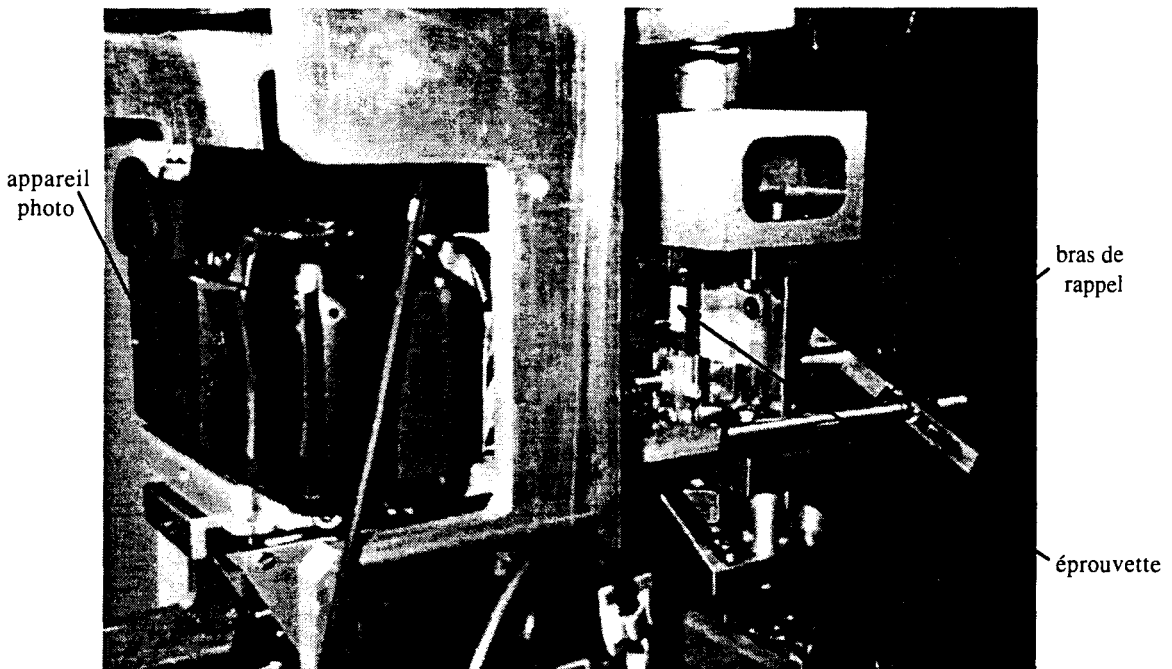


Figure III-45 : système de prise de vue

Après une série d'essais de mise au point, les paramètres de prise de vue suivants ont été adoptés : grandissement 1, ouverture 2.8, temps de pose 8 secondes.

A noter que le bras de rappel de profondeur de champ est placé sur le bâti du montage de cisaillement et non sur l'éprouvette.

Avec ces paramètres, la profondeur de champ autorise un déplacement de l'éprouvette en profondeur par rapport à l'appareil photo de :

$$r = 2\lambda N^2 \left(1 + \frac{1}{G}\right)^2 = 2 \times 0,6328 \times 2,8^2 \times 2^2 = 40 \mu\text{m}$$

III.6.3.3) Les essais

Nous avons conduit les mesures de champ de déplacement sur des éprouvettes en composite E - M10, de dimensions 18x18x12 mm³ et équipées de talons de type B (voir

paragraphe III-3-4). Les éprouvettes ont été sollicitées dans le montage de cisaillement selon les trois orientations possibles des fibres dans le montage (figure III-46).

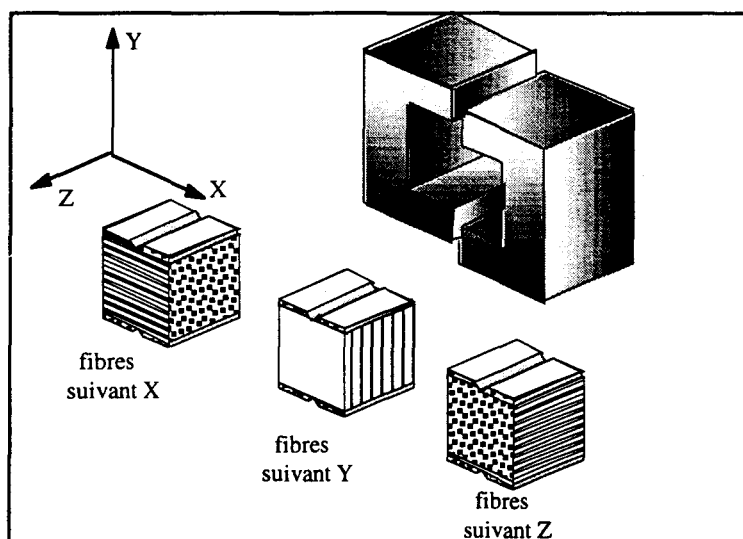


Figure III-46 : éprouvettes testées

Après un cyclage de positionnement de l'éprouvette, à faible amplitude de charge, la séquence de chargement appliquée à chaque éprouvette est montrée figure III-47. On effectue par paliers une première montée en déplacement imposé (à la vitesse de 1 mm/mn) jusqu'à une charge maximum de compression de -9000N. Après un déchargement jusqu'à -3000N, on remonte par paliers jusqu'à ce même maximum de compression de -9000N.

Des clichés de la surface de l'éprouvette ont été réalisés lors de chacun de ces paliers. Après analyse de l'ensemble de ces manipulations, nous avons décidé de retenir dans la suite pour la mesure des déplacements, les deux clichés qui ont été pris aux points 7 et 9 de la figure III-47, soit aux chargements -6000 et -9000 N de la deuxième mise en charge.

Ces valeurs ont été choisies pour plusieurs raisons : le niveau relativement élevé de l'effort permet d'être sûr que les jeux éventuels ont été rattrapés, et l'incrément ($\Delta F = 3000$ N) représente un bon compromis en terme de déplacement. Il ne faut pas en effet que les déplacements dépassent 150 μm pour rester mesurables, et un déplacement trop faible par rapport à la sensibilité (0,5 μm) ne conduirait pas à une précision de mesure suffisante.

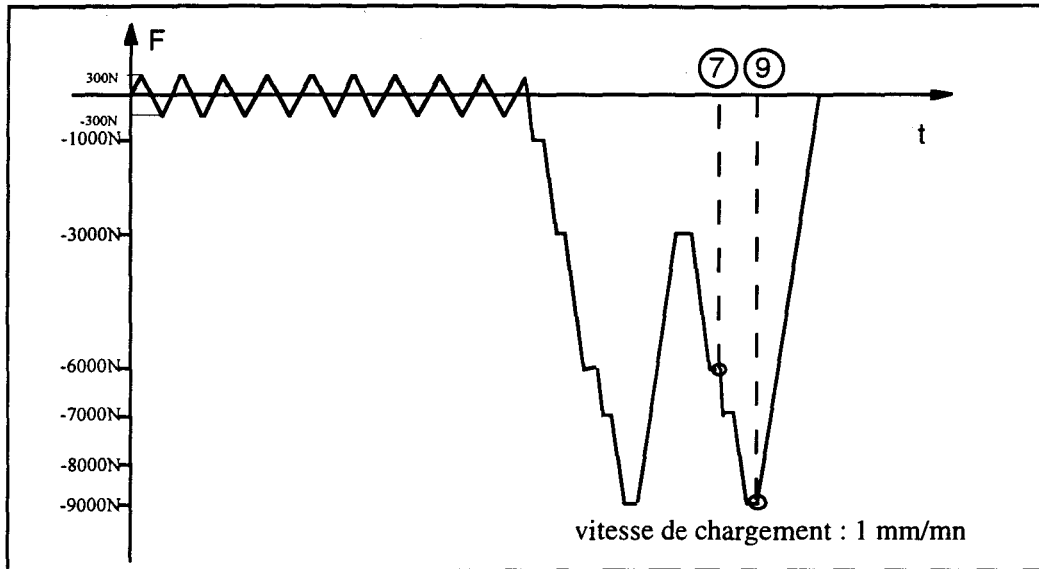


Figure III-47 : séquence de chargement appliquée et position des clichés Speckle retenus pour le dépouillement.

III.6.3.4) Dépouillement des clichés Speckle

III.6.3.4.1) Choix de la gamme

On appelle ici gamme l'ensemble des points où l'on veut mesurer le déplacement. Le dépouillement des clichés est automatisé. Un objectif de microscope associé à une caméra CCD permet de numériser les images des champs de granularité en chaque point de mesure. En chacun de ces points, la corrélation des images relevées sur les deux négatifs 7 et 9 est calculée par transformée de Fourier. Cette méthode de dépouillement est rendue possible par la simple exposition de chaque négatif. On obtient ainsi en chaque point le module, la direction et le sens du vecteur déplacement provoqué par l'amplitude du chargement entre les deux clichés. La technique actuellement utilisée à l'ENSMA permet d'avoir une résolution spatiale de $500 \mu\text{m}$ (c'est à dire que chaque "point" est un carré de $512 \mu\text{m}$ de côté).

Dans le cas des clichés réalisés sur nos éprouvettes, du fait de l'installation et du montage lui-même, il subsiste des zones d'ombre sur l'éprouvette comme le montre la figure III-48.

La zone maximale éclairée par le laser est ainsi limitée à une surface de $14 \times 8 \text{ mm}^2$. Pour garder un nombre de points raisonnable, nous avons choisi une gamme comportant un

point tous les 1 mm, c'est à dire 135 points comme indiqué sur la figure III-48. A noter que la corrélation numérique des deux clichés, pour les 135 points, dure environ 2 heures.

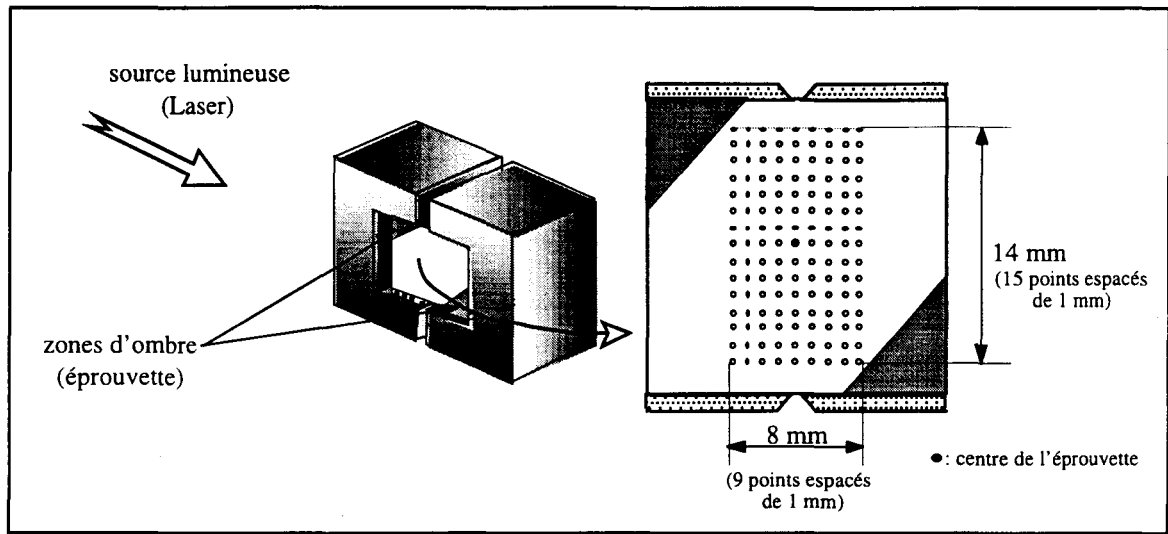


Figure III-48 : gamme choisie pour le dépouillement

III.6.3.4.2) Calage de la gamme au centre de l'éprouvette

Pour effectuer le dépouillement des clichés speckle, il est nécessaire de choisir un point repère sur l'éprouvette qui sera considéré comme centre de l'éprouvette. Ce point repère, noté O, ainsi que le repère d'axe (Ox, Oy) adopté pour le dépouillement des mesures speckle, sont montrés figure III-49.

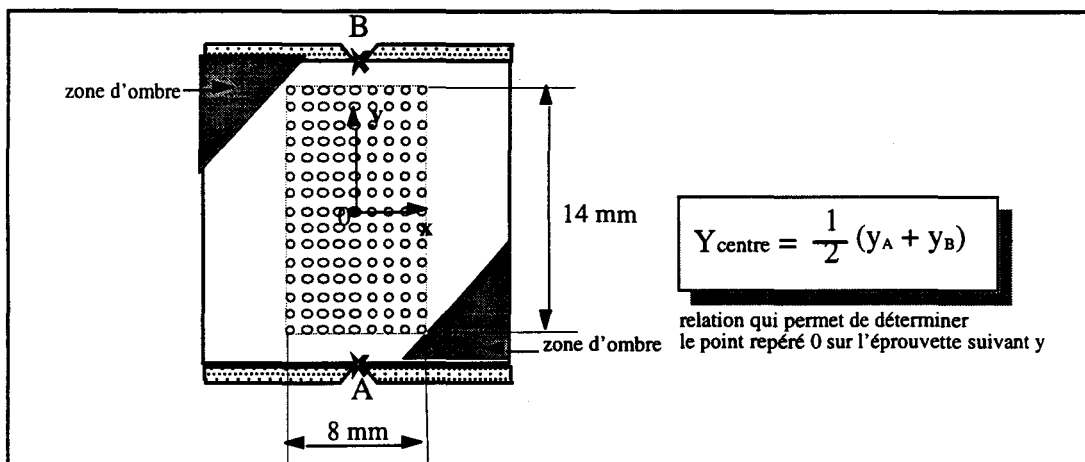


Figure III-49 : calage de la gamme au centre de l'éprouvette.

Pratiquement, nous avons repéré, sur chaque éprouvette, les points A et B situés sur les bords de l'éprouvette au milieu de l'espace entre les talons, puis par déplacement micrométrique du support de mesure le point O milieu du segment AB. Compte tenu des dimensions des éprouvettes et en particulier des épaisseurs des cales de téflon, le point O ainsi défini n'est donc pas nécessairement le point central de l'éprouvette dans le dispositif essai cube. Cette remarque sera à garder en mémoire au moment de la comparaison entre résultats de granularité laser et de modélisation.

III.6.3.5) Résultats des mesures par granularité laser

Les premiers résultats donnés par le dépouillement numérique (corrélation successive des 135 points des deux clichés) sont les déplacements bruts mesurés en chacun des points. Ces déplacements bruts comprennent non seulement les déplacements créés au sein du matériau, mais aussi tous les déplacements parasites (mouvement d'ensemble de l'éprouvette, vibrations de l'appareil photo, défaut de calage des négatifs...). En chaque point, le vecteur déplacement est défini soit par son angle α par rapport l'axe x et son module D, soit par ses projections Dx et Dy sur les axes.

Pour ne pas alourdir le corps du manuscrit, des tableaux donnent en **ANNEXE 10**, pour chacune des directions des fibres dans le montage, les numéros et coordonnées des points de la gamme, et les vecteurs déplacement correspondants.

Signalons qu'il peut arriver que la mesure ne puisse être faite en tel ou tel point. Dans ce cas, les valeurs des déplacements en ces points sont complétées par le programme de lissage présenté plus loin.

Dans les tableaux de l'**ANNEXE 10**, ces points sont alors signalés par une étoile.

Un programme permet ensuite de retrancher aux déplacements bruts un déplacement d'ensemble calculé de sorte que :

⇒ l'ensemble des déplacements Dx aux points de la gamme situés sur l'axe y soit minimisé,

⇒ l'ensemble des déplacements Dy aux points de la gamme situés sur l'axe x soit minimisés.

Il faut noter que, après soustraction du déplacement d'ensemble, le déplacement au point O, centre de la gamme va donc avoir un déplacement proche de zéro. Les déplacements restant après soustraction du déplacement d'ensemble seront appelés "déplacements nets".

Pour obtenir les déformations à partir des déplacements, il faut procéder par dérivation. La plus petite dispersion dans les mesures de déplacements (même dans la gamme de précision de 0,5 micron) va alors engendrer des fluctuations importantes sur les déformations calculées. Pour limiter ce phénomène, on traite le fichier des déplacements par l'intermédiaire d'un programme de lissage utilisant la méthode des moindres carrés. Le principe en est le suivant. On considère les points de la gamme par groupes de 9 (on définit un élément à 9 noeuds). Sur ces 9 noeuds, on impose un déplacement de la forme :

$$U(x,y) = a + bx + cy + dxy$$

et on détermine les coefficients a, b, c et d de façon à minimiser la quantité

$$\sum_{i=1}^9 (D_{\text{mesur}} - U_{\text{liss}})^2.$$

Une fois les déplacements lissés, la dérivation pour obtenir les déformations se fait par l'intermédiaire d'un code de calcul par éléments finis. Chaque élément du maillage est alors constitué de 4 points de la gamme. En chaque point, le déplacement imposé correspond au déplacement mesuré par speckle.

On obtient ainsi la cartographie des déformations mesurées par speckle sur la zone centrale de l'éprouvette (14 mm x 8 mm).

III.6.3.6) Comparaison entre les résultats de la modélisation et de la granularité laser

Pour pouvoir comparer directement les résultats des mesures par speckle avec les simulations numériques, le modèle numérique est modifié comme suit :

⇒ afin de supprimer les déplacements dus à la rotation de l'éprouvette dans le montage, on bloque le déplacement suivant x de tous les noeuds situés sur la ligne verticale D

passant par le centre de l'éprouvette, on supprime également les cales de téflon qui n'ont plus d'utilité. Les nouvelles conditions aux limites sont données à la figure III-50.

⇒ on fait un décalage d'origine de la loi de comportement en cisaillement programmée à l'aide de la subroutine UMAT (ANNEXE 3), comme l'indique la figure III-51, étant donné que les deux clichés speckle retenus pour le dépouillement ont été réalisés à -6000N et -9000N. Ce décalage a été effectué pour chacun des comportements (c'est-à-dire pour chacune des trois orientations de fibres dans le montage).

⇒ on fixe la valeur du déplacement δ imposé aux surfaces rigides de contact fixée de manière à obtenir une amplitude d'effort de 3000 N (9000 - 6000), soit une contrainte de cisaillement moyenne au centre de l'éprouvette de 14 MPa.

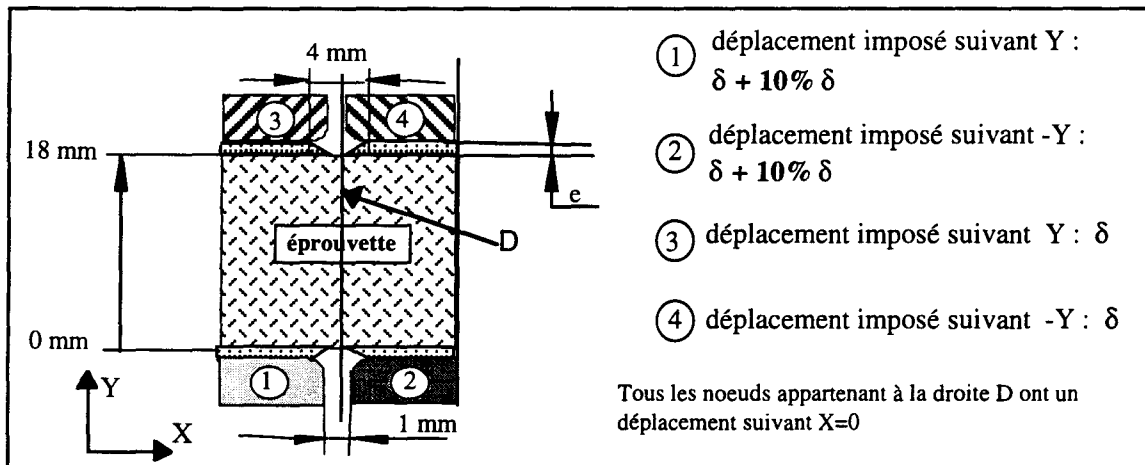


Figure III-50 : conditions aux limites adaptées à la gamme de dépouillement speckle

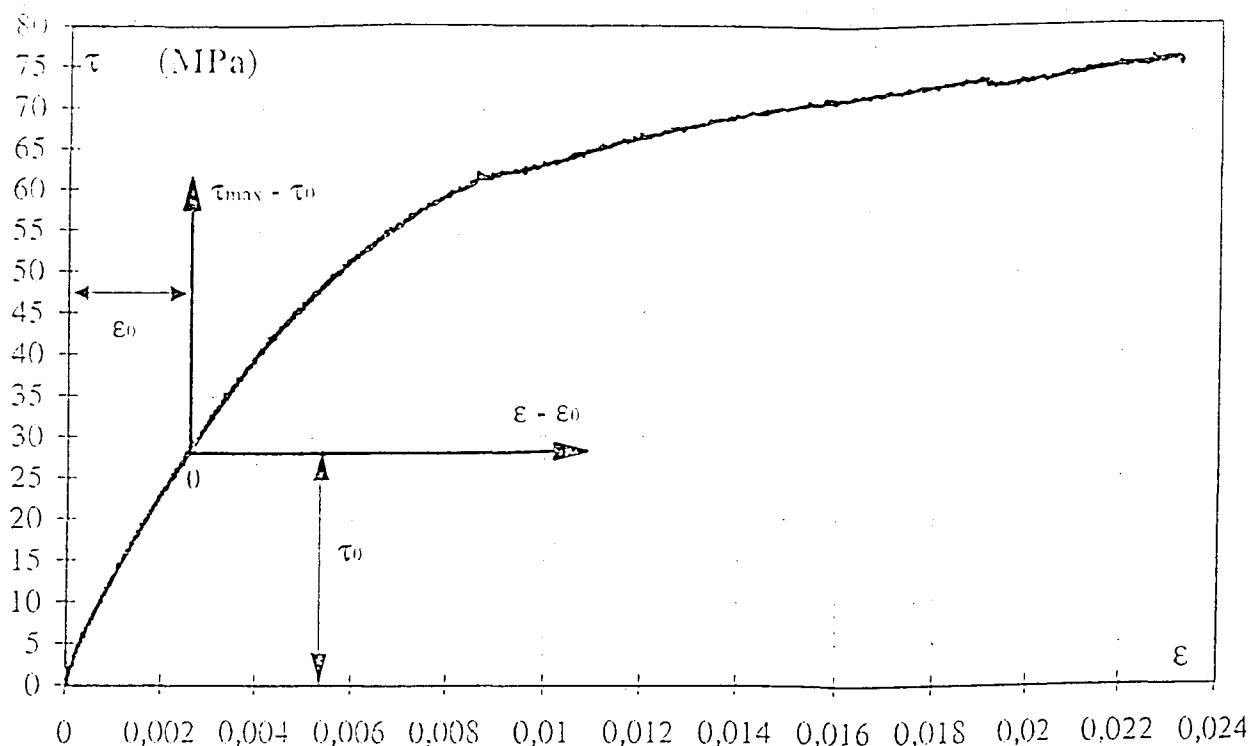


Figure III-51 : décalage d'origine de la loi de comportement et intégré dans la Subroutine UMAT.

Les résultats de la modélisation, pour respectivement une direction de fibres suivant X, Y et Z dans le montage, sont représentés sur les figures III-52, III-53 et III-54, et sont comparés aux résultats obtenus par granularité laser. Pour les deux approches, les champs de déplacement sont matérialisés par les vecteurs déplacements de la façon suivante : chaque point (soit de calcul pour la modélisation, soit de mesure de la gamme pour la granularité) est représenté par • ou o et le vecteur déplacement en ce point (direction, sens et module) est représenté par un tiret issu de ce point (inclinaison et longueur).

Pour les deux approches, seule la même zone de $8 \times 14 \text{ mm}^2$ définie plus haut est présentée. A noter que les échelles tant en longueur pour les zones explorées, qu'en déplacement pour les tirets ne sont pas strictement identiques dans les deux approches. La comparaison visuelle ne peut donc être ici que qualitative. Toutefois, au bas de chaque figure, ont été précisées les valeurs maximales selon X et Y des déplacements nets obtenus.

Le tableau III-5 compare pour les deux approches, et ce pour chacune des orientations des fibres dans le montage, les calculs maxi des déplacements nets suivant X et Y, ainsi que la valeur maxi du module du vecteur déplacement maximum.

direction des fibres dans le montage	granularité laser (speckle)			modélisation		
	suisant X	suisant Y	suisant Z	suisant X	suisant Y	suisant Z
déplacement maxi suisant Y (en valeur absolue)	14 μm	10 μm	34 μm	20 μm	14 μm	23 μm
déplacement maxi suisant X (en valeurs absolue)	6 μm	2 μm	14 μm	1,5 μm	4 μm	3 μm
valeur maxi du module vecteur déplacement net	16 μm	10 μm	37 μm	20 μm	15 μm	24 μm

Tableau III-5 : comparaison de quelques résultats obtenus par les deux approches pour chacune des orientations des fibres dans le montage

Le tableau III-6 compare pour les deux approches, et ce pour chacune des orientations des fibres dans le montage, les dimensions suivant X et Y de la zone au centre de l'éprouvette dans laquelle le champ de déformation peut être considéré comme uniforme à $1,5E-4$ près, ainsi que la valeur de la déformation de cisaillement ϵ_{xy} qui y est calculée.

direction des fibres dans le montage	granularité laser (speckle)			modélisation		
	suisant X	suisant Y	suisant Z	suisant X	suisant Y	suisant Z
taille de la zone uniforme suisant X	3 mm	1,5 mm	1,5 mm	≈ 3 mm	≈ 2 mm	$\approx 1,7$ mm
ϵ_{xy}	$7,2 \cdot 10^{-4}$	$3 \cdot 10^{-4}$	$2 \cdot 10^{-3}$	$1,7 \cdot 10^{-3}$	$2,4 \cdot 10^{-3}$	$2,3 \cdot 10^{-3}$

Tableau III-6 : dimensions de la zone centrale de déformation quasi-uniforme et valeur de déformation de cisaillement correspondante

III.6.3.7) Conclusion

L'application d'une technique de mesure par granularité laser, développée par le LMPM (Laboratoire de Mécanique et Physique des Matériaux) de l'ENSMA, nous a permis de mesurer les champs de déplacement à la surface de nos éprouvettes. Ces mesures ont été réalisées in-situ, c'est à dire directement sur la machine d'essais mécaniques, après adaptation du montage de prise de vue et du dispositif "Essai Cube". Après une série d'essais de mise au point, une campagne de clichés de speckle a été réalisée sur des éprouvettes placées dans le dispositif d'essais selon trois orientations : fibres suivant X, Y ou Z. Les vecteurs déplacement ont été mesurés dans chaque cas pour une amplitude de chargement de 3000N, entre les forces appliquées de -6000N et -9000N. Les 135 points de mesure, distants de 1mm, couvrent une surface de l'éprouvette de $8 \times 14 \text{ mm}^2$. Après lissage, les déplacements sont dérivés pour obtenir les déformations. La grande sensibilité de la méthode (les déplacements sont mesurés à $0,5 \text{ }\mu\text{m}$ près) permet d'obtenir une précision sur les déformations de l'ordre de 3E-4 .

Ces mesures montrent que, pour les trois orientations de fibres dans le montage, la rotation d'ensemble de l'éprouvette dans le montage, pour cette amplitude de chargement, reste inférieure au degré. Il est intéressant de noter que cette rotation globale réelle mesurée est nettement inférieure à celle que prédit la modélisation numérique, surtout quand les fibres sont orientées suivant Y.

De plus, dans tous les cas, on observe au centre de l'éprouvette une zone de cisaillement uniforme à $1,5\text{E-4}$ près, dont la taille est supérieure à 1,5mm de côté. Ce qui confirme que les déformations de cisaillement mesurées par les jauges collées au centre de l'éprouvette correspondent bien au cisaillement quasi uniforme auquel est soumis le matériau dans cette zone.

D'autre part, les ordres de grandeur des déplacements calculés par la modélisation en éléments finis correspondent à ceux mesurés par la technique de granularité laser. Cependant, des difficultés de détermination exacte des conditions aux limites à imposer au modèle (présence d'une rotation d'ensemble de l'éprouvette) ainsi que des imprécisions sur le positionnement au centre de l'éprouvette lors du dépouillement des clichés speckle, ne

permettent pas, à l'heure actuelle, d'effectuer des comparaisons plus précises entre les calculs et les mesures par granularité laser.

En conclusion, les mesures du champ complet de déplacement par granularité laser nous ont permis de confirmer que le montage de l'essai cube permet d'obtenir une zone de cisaillement quasi-uniforme au centre des éprouvettes et ce quelle que soit l'orientation des fibres dans le montage.

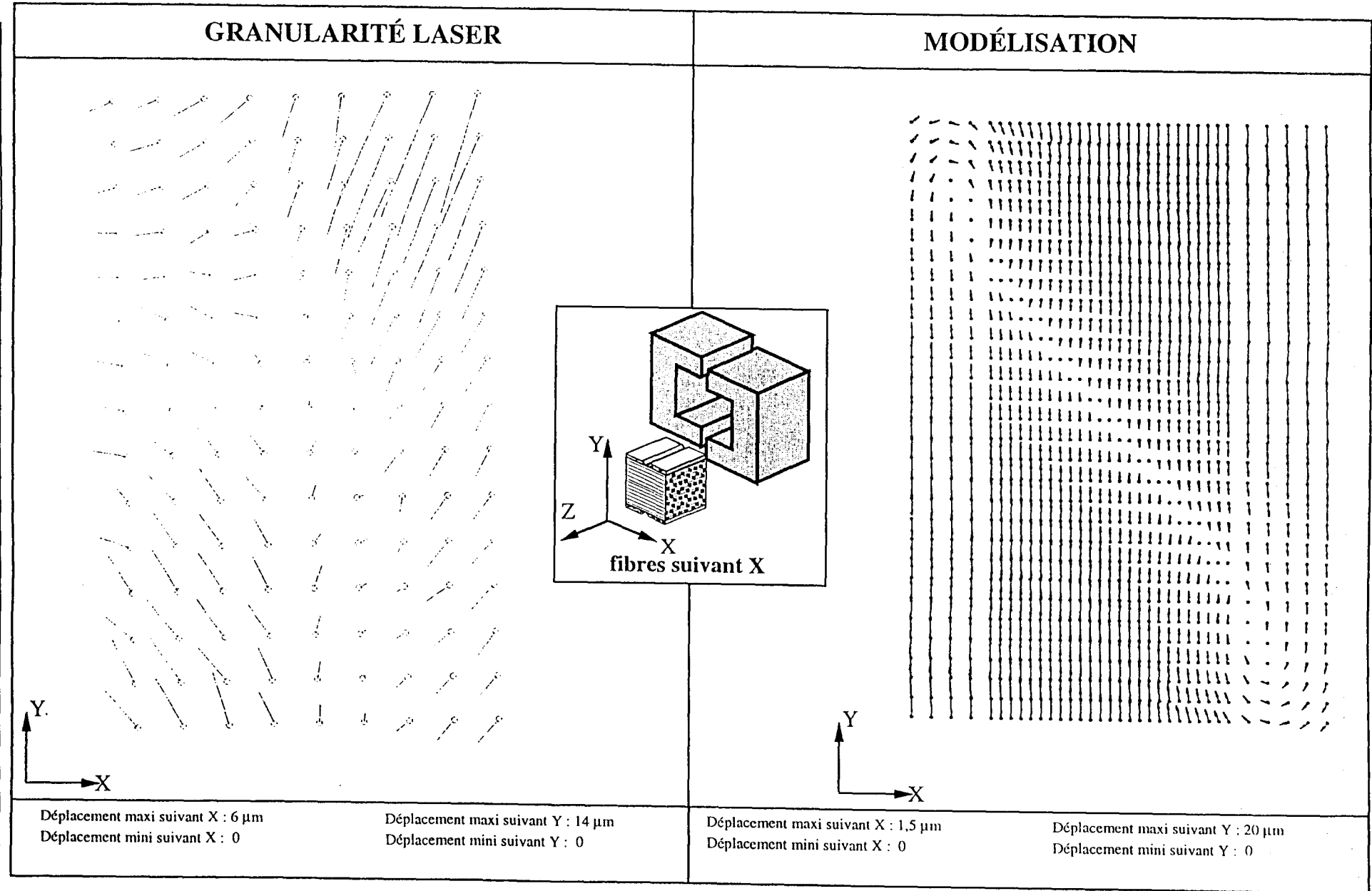


Figure III-52 : Comparaison du champ de déplacement obtenu par Speckle et modélisation numérique - fibres suivant X

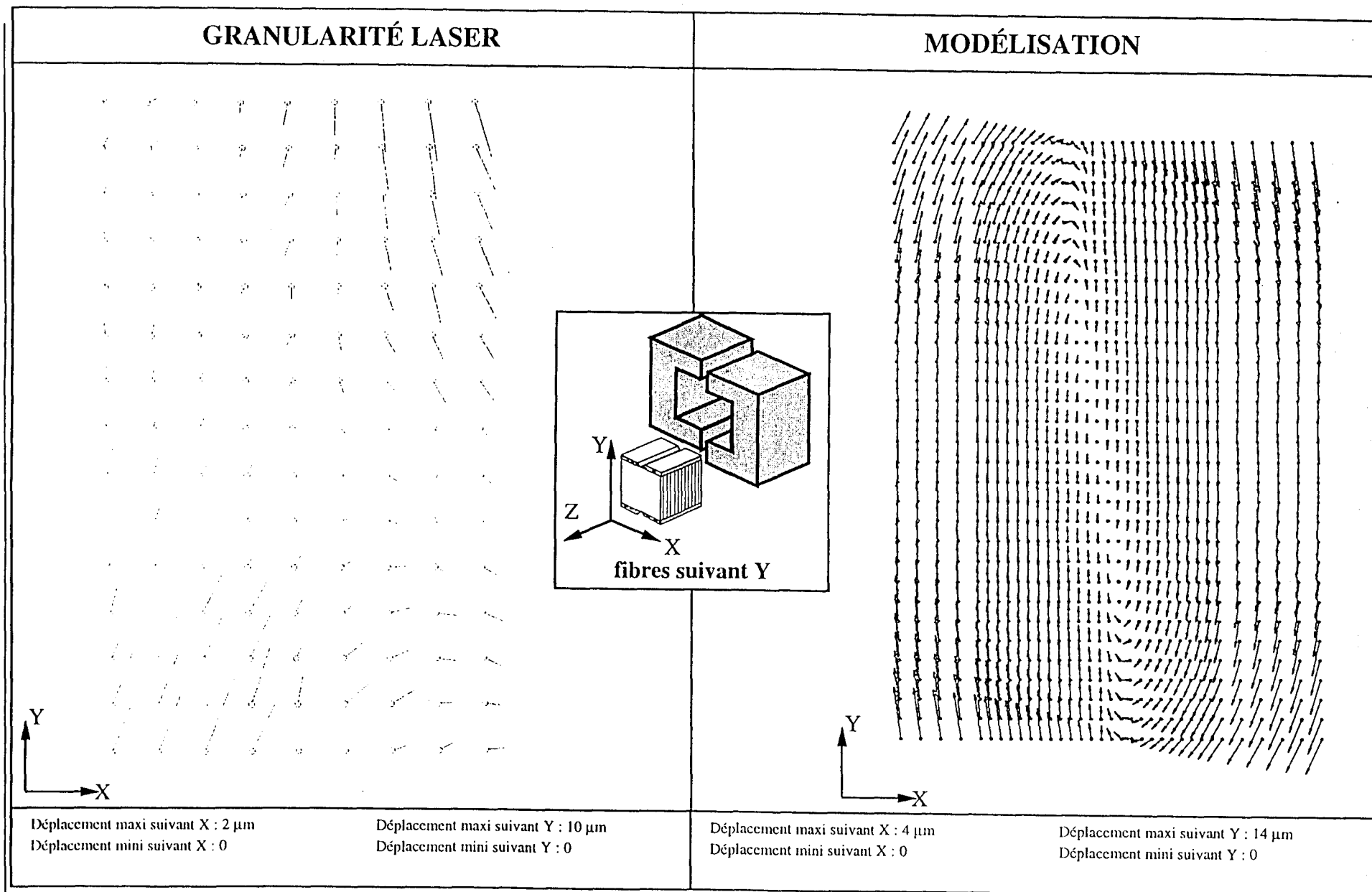


Figure III-53 : Comparaison du champ de déplacement obtenu par Speckle et modélisation numérique - fibres suivant Y

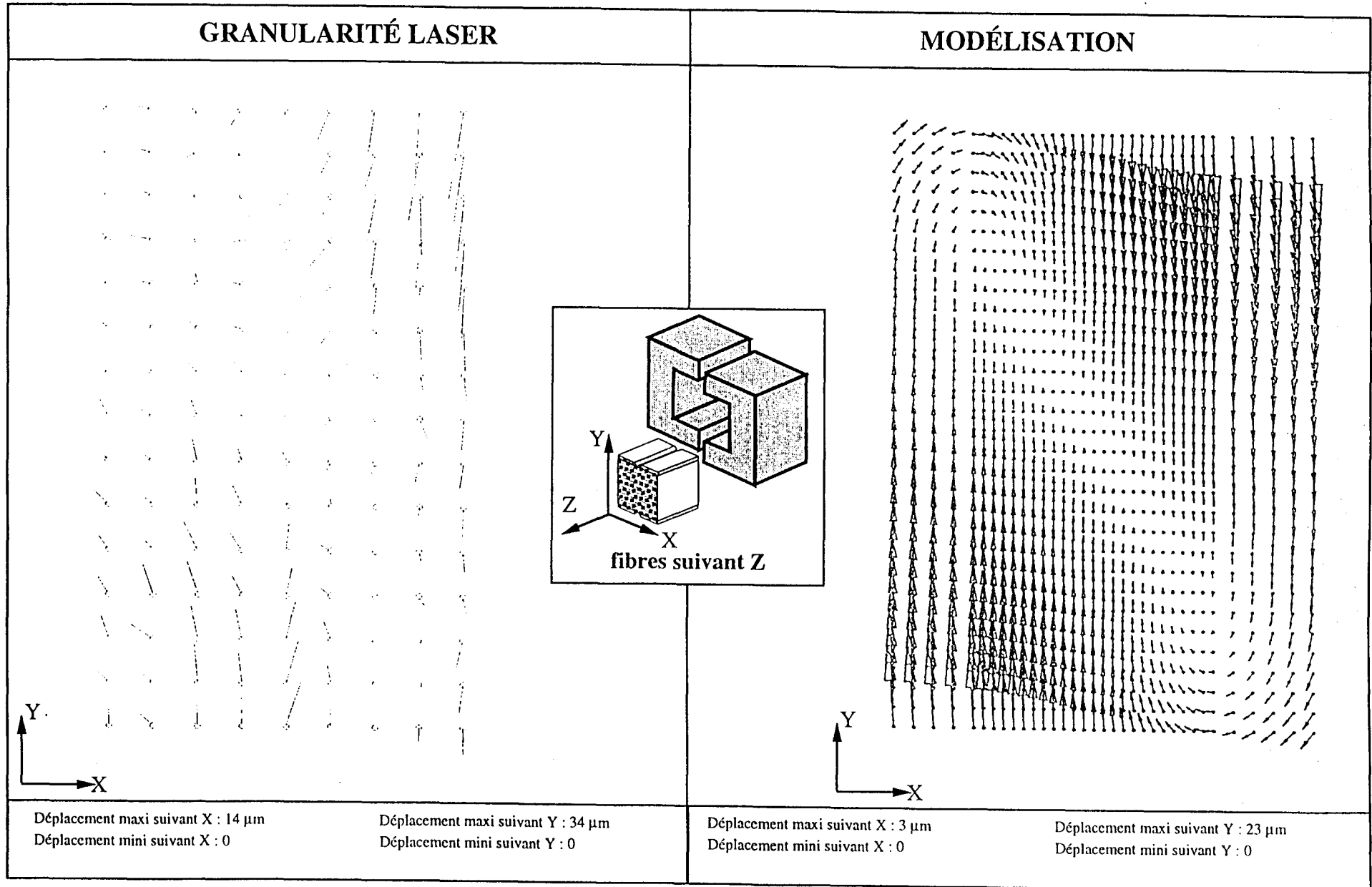


Figure III-54 : Comparaison du champ de déplacement obtenu par Speckle et modélisation numérique - fibres suivant Z

III.7) CONCLUSION

Comme aucun dispositif d'essais de cisaillement existant ne nous permettait de respecter l'ensemble des spécifications propres à notre étude, nous avons été conduits à concevoir et développer un dispositif d'essais de cisaillement original : le dispositif "ESSAI CUBE".

Dans l'essai cube, une éprouvette cubique est placée entre deux mors rigides susceptibles de se déplacer relativement en translation de façon à solliciter en cisaillement la zone centrale de l'éprouvette. Une simulation numérique par éléments finis du comportement de l'éprouvette a permis :

- ⇒ d'optimiser les caractéristiques dimensionnelles des différentes pièces d'appui,
- ⇒ de caractériser les champs de contrainte et de déformation dans l'éprouvette, et ce pour les trois orientations des fibres du composite dans le montage,
- ⇒ de déterminer la zone où la sollicitation de cisaillement est uniforme,
- ⇒ de quantifier les concentrations de contrainte et de mettre en évidence tout l'intérêt de coller sur l'éprouvette des talons au niveau des appuis.

Les solutions technologiques retenues pour le dispositif ont pu être validées lors de plusieurs essais préliminaires avec instrumentation spécifique et par une campagne de mesures du champ de déplacement sur la face avant de l'éprouvette par granularité laser. Ces essais, menés en collaboration avec le LMPM de l'ENSMA à Poitiers, ont mis en évidence que le champ de déformation observé expérimentalement est proche de celui obtenu par la simulation numérique.

La géométrie d'éprouvette que nous avons modélisée dans ce chapitre semble a priori répondre à nos deux exigences principales qui étaient :

- ⇒ d'effectuer des essais de cisaillement inter- ou intra-laminaire par simple choix de l'orientation de l'éprouvette dans le montage,
- ⇒ de réaliser des essais tant monotones que cycliques.

La simulation numérique nous a permis de valider l'utilisation de jauges de déformation collées au centre des faces frontale et arrière de l'éprouvette. Elle a permis par ailleurs d'évaluer précisément la contrainte de cisaillement dans la partie centrale de l'éprouvette en fonction de la charge mesurée par la cellule de charge de la machine d'essai.

Il est primordial de rappeler que l'objectif de cette étude n'est pas de concurrencer l'essai Iosipescu qui, comme on a pu le voir à l'aide de la modélisation, est un essai en mesure de caractériser correctement le comportement en cisaillement, mais de concevoir un essai utilisable aussi bien pour des essais monotones que cycliques pour déterminer l'ensemble des caractéristiques de cisaillement de matériaux anisotropes. Même si la détermination d'une de ces caractéristiques (module de cisaillement intra-laminaire par exemple) peut être obtenue de façon plus précise à l'aide d'un autre essai, l'essai cube permettra de comparer qualitativement et quantitativement les différentes caractéristiques de cisaillement d'un matériau anisotrope.

CHAPITRE IV : ETUDE DU COMPORTEMENT MONOTONE EN CISAILLEMENT

IV.1) INTRODUCTION

IV.2) PROCEDURE EXPERIMENTALE

IV.2.1) Machine utilisée et mise en place du dispositif

IV.2.2) Mesure des paramètres expérimentaux

IV.2.2.1) Cellule de charge

IV.2.2.2) Capteur de déplacement du vérin de la machine

IV.2.2.3) Capteur LVDT lié aux mors

IV.2.2.4) Jauges de déformation

IV.2.3) Préparation de l'essai

IV.2.3.1) Contrôle dimensionnel et géométrique des éprouvettes

IV.2.3.2) Mise en place des talons d'appui

IV.2.3.3) Mise en place de l'éprouvette dans le montage

IV.3) PROGRAMME D'ESSAIS

IV.3.1) Matériau et dimensions des éprouvettes

IV.3.2) Conditions expérimentales

IV.3.3) Campagne d'essais

IV.4) RESULTATS ET DISCUSSION

IV.4.1) Résultats préliminaires

IV.4.1.1) Réponse des jauges

IV.4.1.2) Comparaison des réponses des jauges avant et arrière

IV.4.1.3) Réponse brute du capteur LVDT lié aux mors

IV.4.2) Caractérisation du comportement en cisaillement monotone

IV.4.2.1) Courbes contrainte-distorsion

IV.4.2.2) Comparaison entre les essais avec et sans talons

IV.4.2.3) Evaluation des caractéristiques mécaniques en cisaillement

IV.4.3) Corrélation réponse brute du capteur LVDT et résultats de la modélisation

IV.4.4) Modes de ruptures

IV.4.4.1) famille 12 - 13 : "rupture plane"

IV.4.4.2) famille 23 - 32 : "rupture en S"

IV.4.4.3) famille 21 - 31 : "rupture dans la masse"

IV.4.5) Observations fractographiques

IV.4.5.1) Introduction

IV.4.5.2) Observations des faciès de rupture de la famille 12 - 13

IV.4.5.3) Observations des faciès de rupture de la famille 23 - 32

IV.4.5.4) Commentaires

IV.5) CONCLUSION

CHAPITRE IV : ETUDE DU COMPORTEMENT MONOTONE EN CISAILLEMENT

IV.1) INTRODUCTION

IV.2) PROCEDURE EXPERIMENTALE

IV.2.1) Machine utilisée et mise en place du dispositif

IV.2.2) Mesure des paramètres expérimentaux

IV.2.2.1) Cellule de charge

IV.2.2.2) Capteur de déplacement du vérin de la machine

IV.2.2.3) Capteur LVDT lié aux mors

IV.2.2.4) Jauges de déformation

IV.2.3) Préparation de l'essai

IV.2.3.1) Contrôle dimensionnel et géométrique des éprouvettes

IV.2.3.2) Mise en place des talons d'appui

IV.2.3.3) Mise en place de l'éprouvette dans le montage

IV.3) PROGRAMME D'ESSAIS

IV.3.1) Matériau et dimensions des éprouvettes

IV.3.2) Conditions expérimentales

IV.3.3) Campagne d'essais

IV.4) RESULTATS ET DISCUSSION

IV.4.1) Résultats préliminaires

IV.4.1.1) Réponse des jauges

IV.4.1.2) Comparaison des réponses des jauges avant et arrière

IV.4.1.3) Réponse brute du capteur LVDT lié aux mors

IV.4.2) Caractérisation du comportement en cisaillement monotone

IV.4.2.1) Courbes contrainte-distorsion

IV.4.2.2) Comparaison entre les essais avec et sans talons

IV.4.2.3) Evaluation des caractéristiques mécaniques en cisaillement

IV.4.3) Corrélation réponse brute du capteur LVDT et résultats de la modélisation

IV.4.4) Modes de ruptures

IV.4.4.1) famille 12 - 13 : "rupture plane"

IV.4.4.2) famille 23 - 32 : "rupture en S"

IV.4.4.3) famille 21 - 31 : "rupture dans la masse"

IV.4.5) Observations fractographiques

IV.4.5.1) Introduction

IV.4.5.2) Observations des faciès de rupture de la famille 12 - 13

IV.4.5.3) Observations des faciès de rupture de la famille 23 - 32

IV.4.5.4) Commentaires

IV.5) CONCLUSION

CHAPITRE IV : ETUDE DU COMPORTEMENT MONOTONE EN CISAILLEMENT

IV.1) INTRODUCTION

Ce chapitre est consacré à l'étude du comportement monotone en cisaillement du composite verre E - résine époxyde M10.

Nous détaillerons d'abord la procédure expérimentale. En effet, la mise en oeuvre d'un essai nécessite d'effectuer d'abord un certain nombre d'opérations préliminaires (mise en place des organes mécaniques, de l'éprouvette dans le montage, et réglage des paramètres de l'expérience), et de suivre une procédure précise et rigoureuse pour assurer la reproductibilité et limiter au maximum les dispersions.

Nous présenterons ensuite les résultats des essais de cisaillement monotone d'éprouvettes cubiques avec talons en composite, positionnées dans le montage suivant les six orientations possibles, afin de comparer les cisaillements inter- et intra-laminaire (HASSAINI et al, 1996). Pour chaque orientation, le comportement monotone en cisaillement sera décrit, les caractéristiques mécaniques évaluées et les modes de rupture analysés. Une série d'essais sera aussi effectuée à l'aide d'éprouvettes non munies de talons pour évaluer expérimentalement le rôle des talons d'appui.

IV.2) PROCEDURE EXPERIMENTALE

IV.2.1) Machine utilisée et mise en place du dispositif

Les essais monotones ont été menés sur une machine hydraulique servo-contrôlée INSTRON 8501 équipée d'une cellule de charge de 100 kN. Le pilotage des paramètres d'essai et l'acquisition des données sont assurés par le logiciel MAX développé par INSTRON. La figure IV-1 présente l'environnement de travail :

Dispositif d'essai

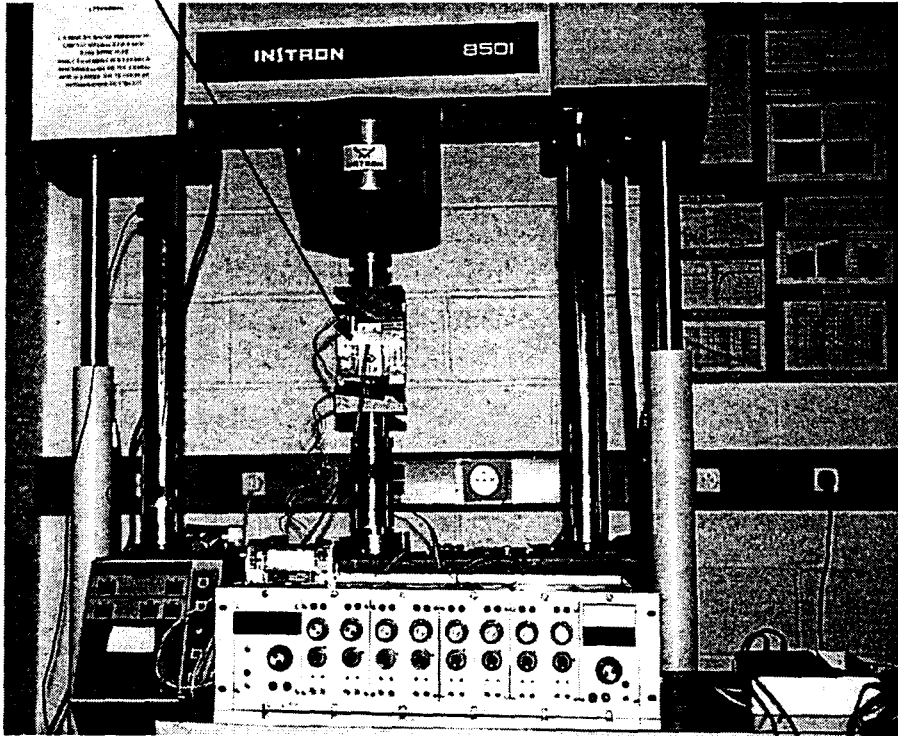


Figure IV-1 : Dispositif "ESSAI CUBE" monté sur la machine INSTRON 8501.
Le conditionneur de jauges est visible en premier plan

L'installation du dispositif "ESSAI CUBE" de cisaillement sur la machine s'effectue en prenant soin d'éliminer tous les jeux de liaison à l'aide de pièces de fixation adaptées (décrites en ANNEXE 9). Pour cela la procédure rigoureuse de mise en place du dispositif décrite également en ANNEXE 9 est suivie. Une vérification du bon positionnement du dispositif est effectuée après chaque remontage : plusieurs mouvements en aller - retour sont effectués (sans éprouvette) pour vérifier l'absence d'effort de frottement ainsi que pour permettre la comparaison des réponses du capteur LVDT du vérin et de celui installé sur le dispositif essai cube.

IV.2.2) Mesure des paramètres expérimentaux

Durant les essais, nous enregistrons de façon continue :

- ⇒ la réponse de la cellule de charge de la machine,
- ⇒ la réponse du capteur inductif de déplacement LVDT de la machine,
- ⇒ la réponse du capteur inductif de déplacement LVDT équipant le dispositif d'essai,
- ⇒ la réponse de jauges de déformation collées sur l'éprouvette (pour les éprouvettes instrumentées).

L'exploitation de ces diverses réponses est décrite ci-après.

IV.2.2.1) Cellule de charge

De par la conception du dispositif "ESSAI CUBE", la cellule de charge de la machine d'essais mesure directement l'effort T sollicitant globalement en cisaillement la zone utile de l'éprouvette.

La contrainte moyenne de cisaillement τ_m (MPa) est obtenue à l'aide de l'expression suivante :

$$\tau_m = \frac{T}{S} \quad \text{(III-1)}$$

T : effort mesuré par la cellule de charge (N)

S : section droite de l'éprouvette (mm^2)

Suite aux résultats obtenus par la modélisation numérique, nous avons vu que cette valeur pouvait à 2% près être assimilée à la valeur de la contrainte de cisaillement τ au centre de l'éprouvette, dans le cas d'éprouvettes munies de talons.

IV.2.2.2) Capteur de déplacement du vérin de la machine

La part du déplacement du vérin due à la déformation du montage (principalement des pièces de fixation) n'est pas négligeable par rapport à celle due à la déformation de l'éprouvette. Le capteur LVDT de déplacement du vérin ne peut donc servir à évaluer directement la déformation de l'éprouvette. Il peut, en revanche, permettre de déterminer la limite d'élasticité de l'éprouvette (le montage étant parfaitement élastique) et de donner des

informations intéressantes sur la dispersion dans le comportement d'éprouvettes testées dans les mêmes conditions.

IV.2.2.3) Capteur LVDT lié aux mors

Un capteur inductif de déplacement de type LVDT a été installé sur le dispositif comme le montre la figure IV-2. Il permet de mesurer directement le déplacement relatif δ des deux mors le plus près possible de la zone utile, tout en s'affranchissant de la déformation du montage durant l'essai. Ce capteur se compose d'une tige mobile liée à l'un des mors et d'un noyau lié à l'autre mors. On mesure ainsi le déplacement relatif des deux mors qui, d'après leur conception massive, ne se déforment quasiment pas lors de la sollicitation de l'éprouvette.

L'intérêt principal de ce capteur est de permettre un recalage avec la simulation numérique (le déplacement mesuré correspond en grande partie au déplacement δ imposé lors de la simulation). Il permettra également d'étudier la dispersion dans le comportement d'éprouvettes testées dans les mêmes conditions.

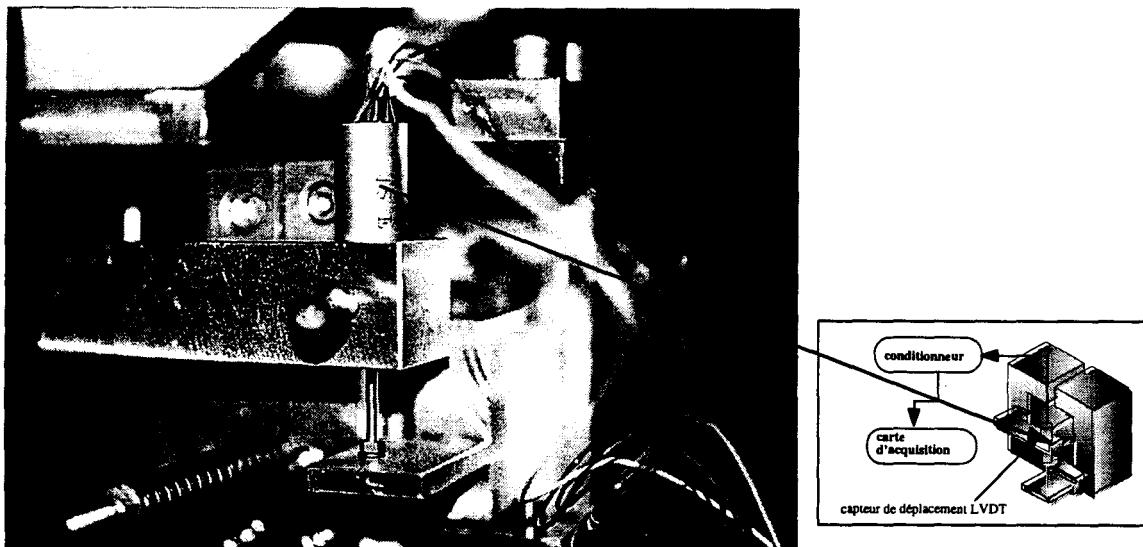


Figure IV-2 : capteur LVDT installé sur le dispositif "ESSAI CUBE"

La figure IV-3 compare les valeurs du déplacement mesurées au cours d'un essai soit par le capteur LVDT monté sur le dispositif d'essai, soit par le capteur LVDT du vérin de la machine.

Si le montage était parfaitement rigide, la courbe obtenue serait la droite de pente 1 tracée également sur la figure. Jusqu'à un déplacement mesuré par le capteur lié au montage d'environ 0,8 mm, les réponses des deux capteurs sont bien proportionnelles. Le capteur vérin prend en compte la déformation élastique du montage et surestime le déplacement mesuré par le capteur montage d'environ 20%.

Après cette limite, la proportionnalité des réponses des capteurs disparaît, du fait du comportement non linéaire du matériau. Il faut remarquer que la pente de la courbe évolue alors progressivement, jusqu'à atteindre la valeur 1 au-delà d'un déplacement mesuré par le capteur montage de 1,5 mm.

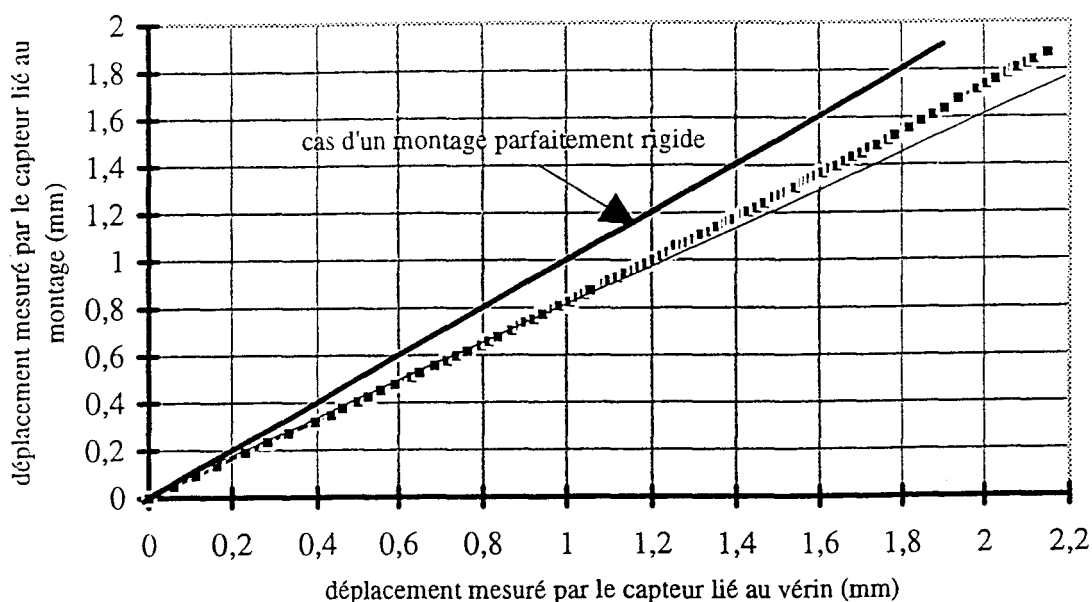


Figure IV-3 : comparaison des réponses des deux capteurs LVDT.

IV.2.2.4) Jauges de déformation

Des rosettes de déformation ont été collées à froid (avec une colle cyanoacrylate) au centre des faces avant et arrière de plusieurs séries d'éprouvettes, comme le montre la figure IV-4. Il s'agit de rosettes constituées de 3 jauges ($-45^{\circ}/0^{\circ}/45^{\circ}$) de surfaces de grille de 4 mm^2 . Comme l'a montré la modélisation numérique, cette surface de grille est bien inférieure à celle de la zone utile de l'éprouvette dans laquelle les champs de contrainte et de déformation sont homogènes. La direction 0° des rosettes correspond à l'axe de sollicitation de l'éprouvette. Les jauges, de type KFG-2-120-D17-23, ont une résistance de 120 ohms et sont montées en quart

de pont. Elles sont alimentées par un amplificateur conditionneur National Instruments. Le mode de préparation des éprouvettes instrumentées et les expressions permettant de calculer les déformations pour chacune des jauges (ϵ_{45° , ϵ_{0° , ϵ_{-45°) ainsi que la distorsion γ au centre de l'éprouvette sont présentés en ANNEXE 11.

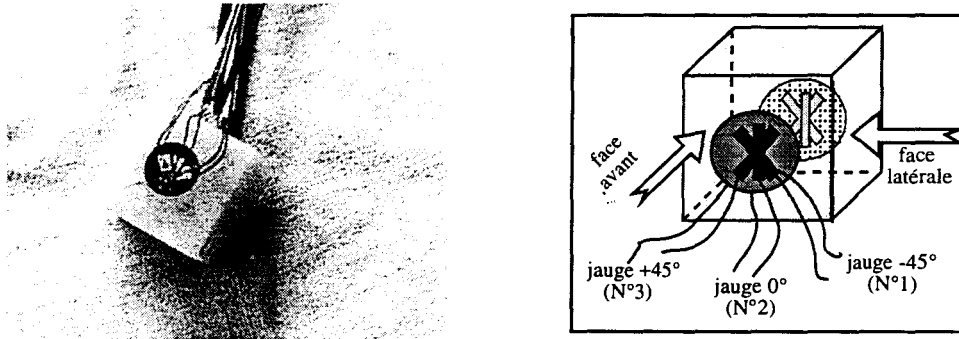


Figure IV-4 : éprouvette instrumentée de jauges de déformation

IV.2.3) Préparation de l'essai

IV.2.3.1) Contrôle dimensionnel et géométrique des éprouvettes

Toutes les éprouvettes ont subi un contrôle dimensionnel et un contrôle géométrique sur une machine à mesurer tridimensionnelle, afin d'écartier celles dont les défauts de parallélisme ou de planéité des faces d'appui ont été jugés trop importants ($> 0,03$ mm). L'ANNEXE 12 donne les résultats de ces contrôles métrologiques.

IV.2.3.2) Mise en place des talons d'appui

Des talons ont été découpés dans une plaque de 1 mm d'épaisseur en composite tissé verre E / résine époxyde M10. Les biseaux à 45° ont été obtenus par meulage.

Deux paires de talons sont collées sur chaque éprouvette. Après nettoyage des surfaces à l'acétone, le collage est effectué avec une colle cyanoacrylate, à température ambiante afin de ne pas induire de contraintes thermiques. Le bon positionnement des talons est systématiquement contrôlé après collage (figure IV-5).

Lorsque cela est nécessaire, une opération de rectification est réalisée afin de respecter un parallélisme correct des surfaces d'appui.

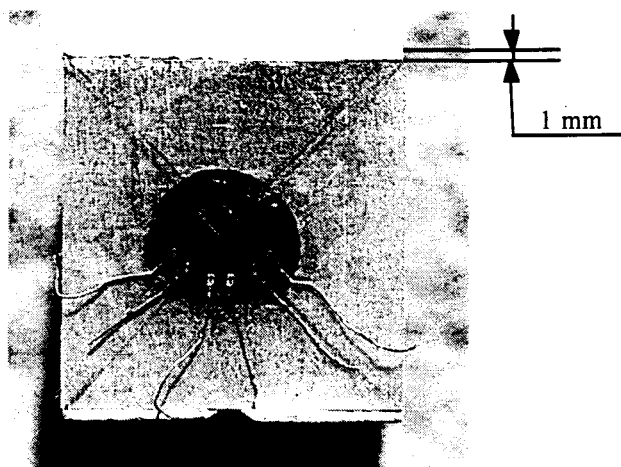


Figure IV-5 : éprouvette cubique avec talons instrumentée

IV.2.3.3) Mise en place de l'éprouvette dans le montage

Pour assurer de bonnes conditions d'essai, le positionnement de l'éprouvette dans le montage suit une procédure rigoureuse décrite en ANNEXE 13.

Des cales de téflon d'épaisseur adaptée permettent de positionner en largeur l'éprouvettes et de supprimer les jeux latéraux sans introduire de précontrainte dans la direction normale au plan de cisaillement. La précharge de compression désirée est introduite grâce au système de tiges filetées agissant sur les doubles cales pentées. Cette précharge est contrôlée par l'intermédiaire des deux comparateurs à cadran montés sur chacun des mors (voir le paragraphe III.6.2). A noter que ces comparateurs ont permis aussi de vérifier l'irréversibilité et le bon fonctionnement des systèmes de rattrapage de jeux (particulièrement dans la phase ultérieure d'essais de fatigue). Enfin, avant chaque essai, quelques cycles de charge purement alternés de faible amplitude sont effectués pour s'assurer du bon positionnement de tous les éléments du dispositif d'essai.

IV.3) PROGRAMME D'ESSAIS

IV.3.1) Matériau et dimensions des éprouvettes

Tous les essais de cisaillement monotone ont été effectués sur des éprouvettes en composite de type A (tableau II-1), de dimensions $18 \times 18 \times 18 \text{ mm}^3$ pour les éprouvettes sans et avec talons (pour ces dernières, avant collage des talons).

Les différentes séries d'éprouvettes provenant de deux plaques différentes, nous prendrons soins de comparer les comportements inter- et intra-laminaire à partir des éprouvettes provenant d'une même plaque.

IV.3.2) Conditions expérimentales

Les essais monotones ont été menés jusqu'à rupture en déplacement imposé (piloté avec le capteur LVDT lié au vérin) à une vitesse de 1,5 mm/mn, et à température ambiante. Pour permettre de mettre en place des butées de sécurité limitant la course maximale du dispositif et pour des raisons de rigidité de ce dernier, nous avons choisi de réaliser tous les essais en déplaçant le vérin selon le sens indiqué la figure IV-6.

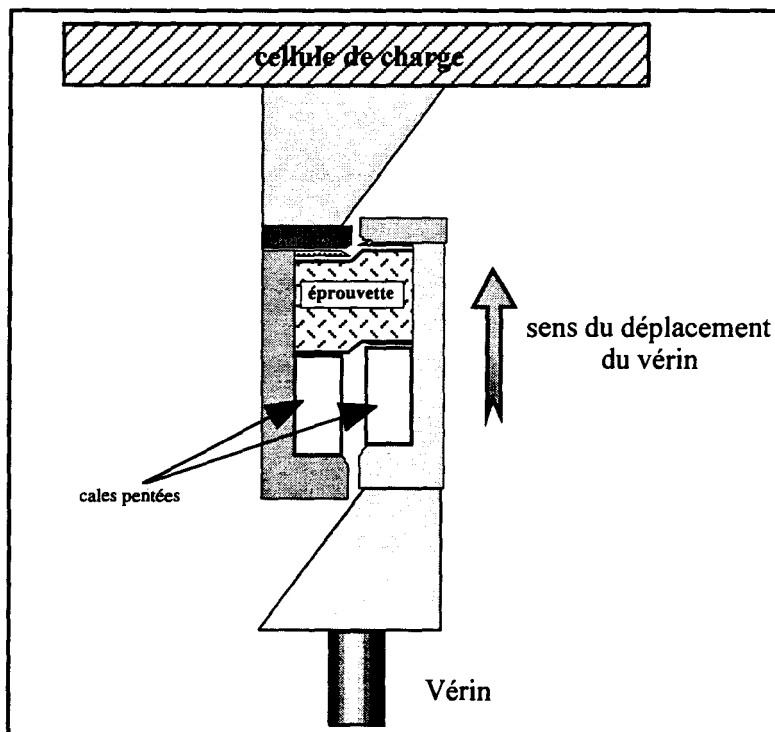


Figure IV-6 : sens de chargement adopté pour les essais monotones.

IV.3.2) Campagne d'essais

Le tableau IV-1 indique le programme d'essais réalisé, pour chacune des six orientations de l'éprouvette dans le montage, en précisant si les éprouvettes étaient ou non équipées de

talons et / ou de jauges. Le nombre d'éprouvettes instrumentées avec jauges a malheureusement du être limité compte tenu du coût relativement élevé des rosettes.

	Eprouvette sans talons		Eprouvette avec talons	
	sans jauges	avec jauges	sans jauges	avec jauges
pour chacune des six orientations possibles de l'éprouvette	4	3	2	2

Tableau IV-1 : programme d'essais réalisé.

IV.4) RESULTATS ET DISCUSSION

IV.4.1) Résultats préliminaires

IV.4.1.1) Réponse des jauges

Les figures IV-7 à IV-12 présentent la réponse au cours d'un essai de cisaillement des jauges de déformation collées sur la face avant d'une éprouvette disposée dans le montage selon l'orientation 12, 13, 23, 32, 21 et 31 respectivement. Les déformations ϵ calculées selon les expressions données ANNEXE 11 pour les jauges à -45° , 0° et 45° sont exprimées en fonction de la charge de "compression" appliquée (la réponse de la cellule de charge).

Ces figures montrent que :

◇ la non-linéarité de la réponse des jauges confirme le caractère non-linéaire du comportement de cisaillement du matériau étudié.

◇ les réponses des jauges à $+45^\circ$ et -45° sont généralement assez bien symétriques par rapport à l'axe des abscisses, traduisant dans la pratique la bonne symétrie centrale du champ de sollicitation de l'éprouvette recherchée par la conception du dispositif d'essai,

◇ pour les orientations 12 et 13, la jauge à 0° n'est pratiquement pas sollicitée. Ceci était prévisible. En effet, pour ces deux orientations, les fibres sont dans la direction de chargement et leur grande raideur leur permet de répondre à la sollicitation imposée avec une déformation de compression extrêmement réduite,

◇ pour les quatre autres orientations, pour lesquelles les fibres sont dans un plan perpendiculaire à la direction de chargement, la jauge à 0° est sollicitée en compression. Sa

réponse suit sensiblement celle de la jauge à $+45^\circ$, ce qui est en accord avec les résultats de la modélisation. Cette réponse montre par ailleurs une limite de la simulation numérique : le comportement en compression transverse est lui aussi non-linéaire.

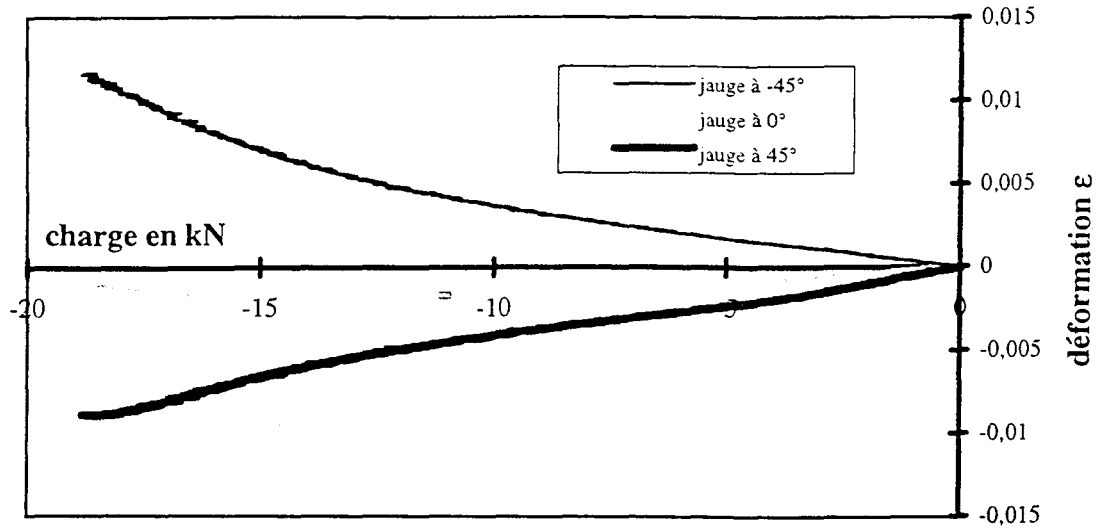


Figure IV-7 : réponse des jauges - orientation 12

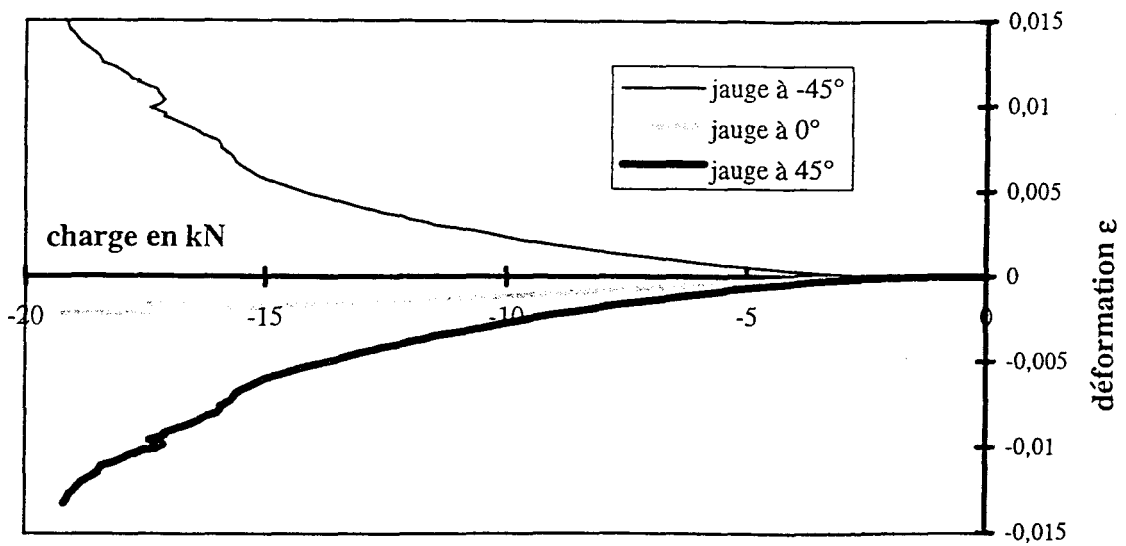
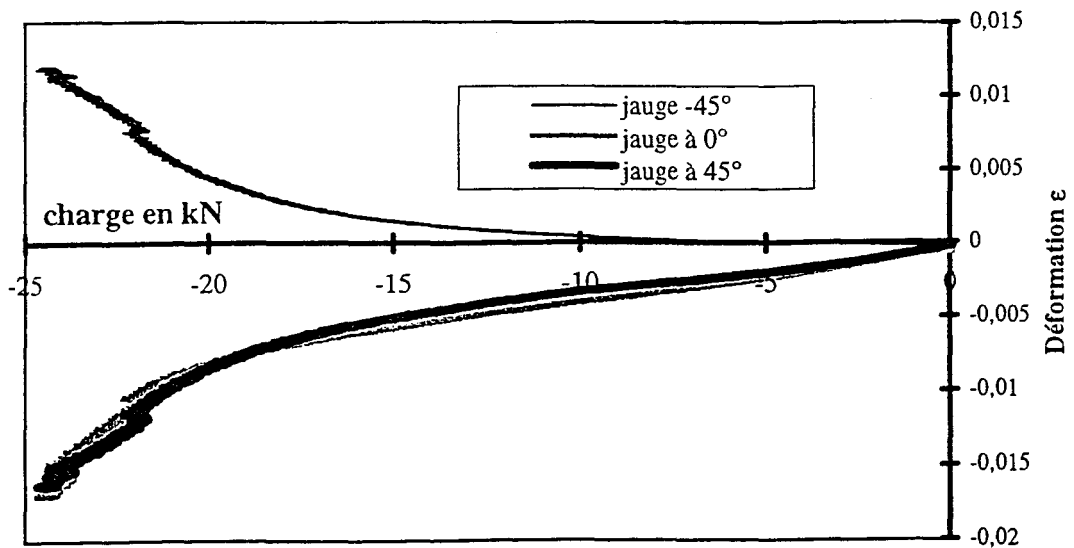
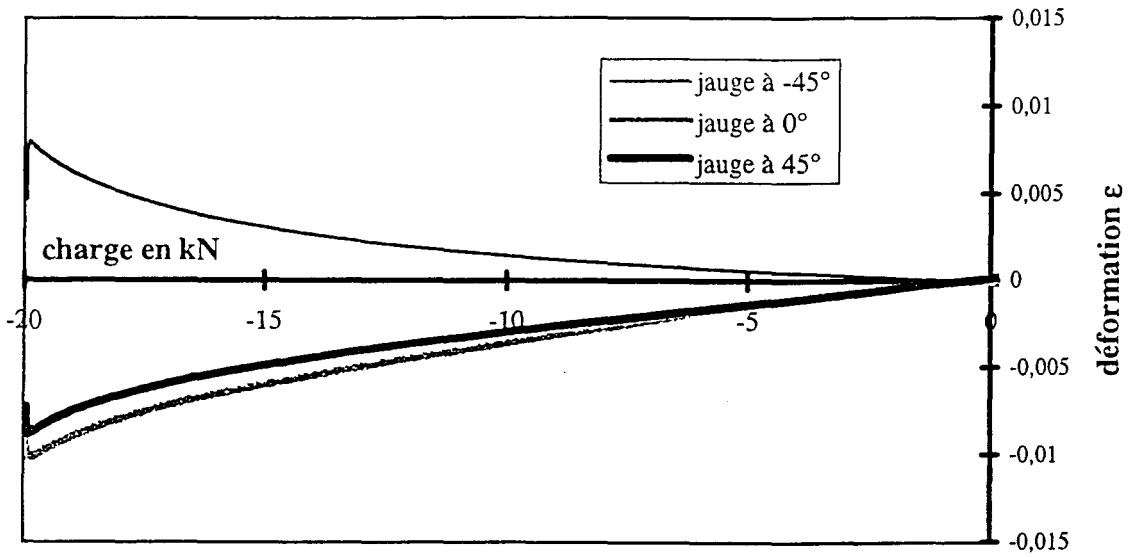
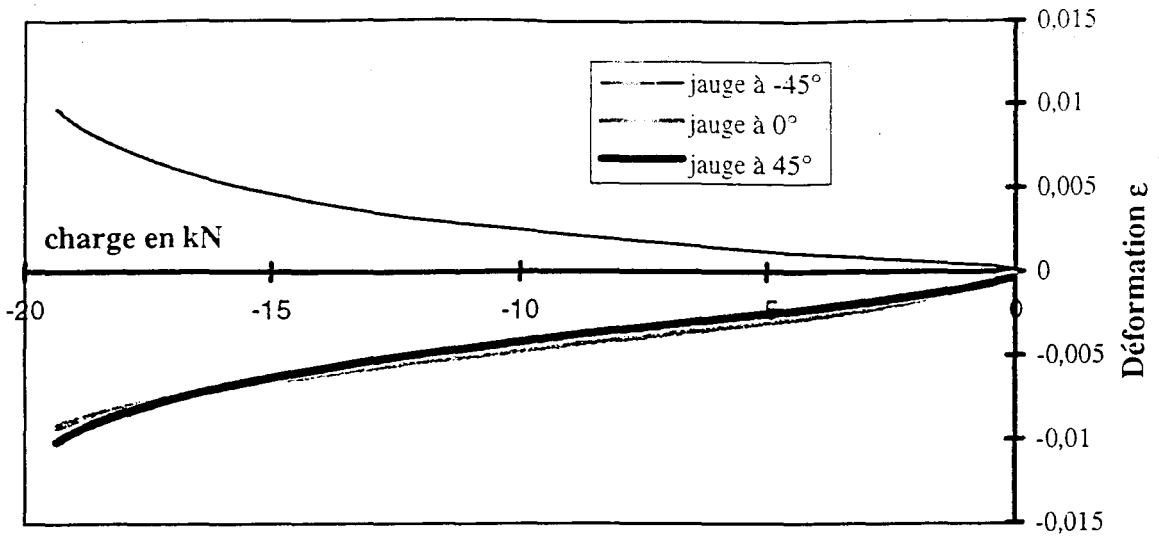


Figure IV-8 : réponse des jauges - orientation 13



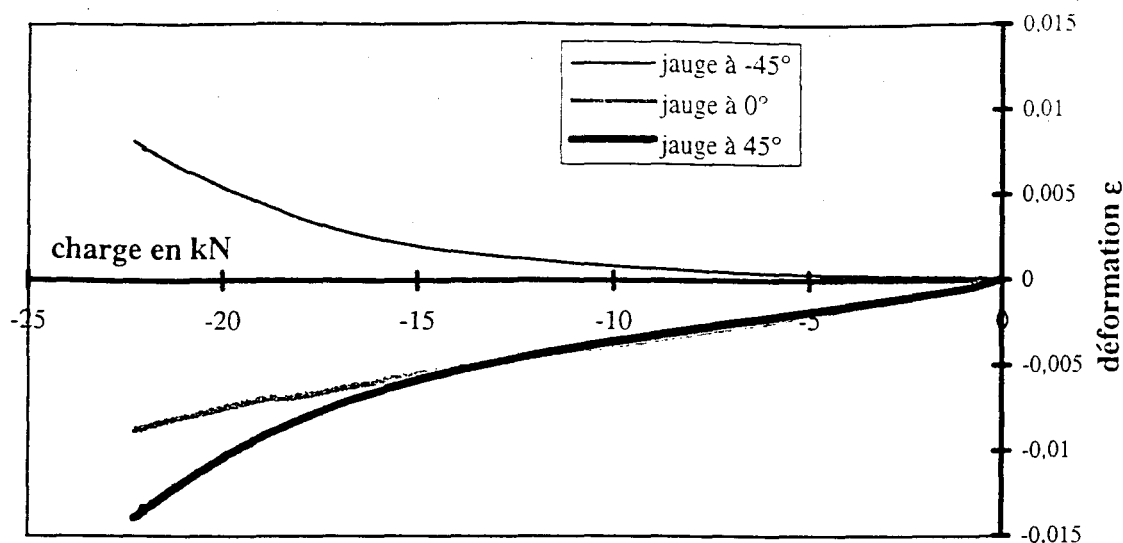


Figure IV-12 : Réponse des jauges - orientation 31

IV.4.1.2) Comparaison des réponses des jauges avant et arrière

Les figures IV-13 à IV-18 présentent, respectivement pour les orientations 12, 13, 23, 32, 21 et 31 de l'éprouvette dans le montage, les courbes contrainte de cisaillement τ en fonction de la distorsion maximale γ . La contrainte τ est ici la contrainte de cisaillement moyenne dans la section droite de l'éprouvette (calculée à partir de l'indication de la cellule de charge). La distorsion maximale γ est calculée à partir de la réponse des jauges de la rosette selon l'expression A11-IV (cf ANNEXE 11).

Pour les orientations 23, 32, 21 et 31, les courbes pour les faces avant et arrière sont quasiment superposées. Il n'y a pas d'effet hors-plan significatif, montrant ainsi la bonne qualité géométrique et dimensionnelle tant des éléments du montage que des éprouvettes.

Pour les orientations 12 et 13, les courbes présentent toutefois une certaine divergence. Dans ce cas, les fibres étant orientées suivant la direction de chargement, la rigidité importante de l'éprouvette dans cette direction exacerbe le moindre défaut de parallélisme des faces d'appui (l'éprouvette correspondant à la figure IV-13 avait un défaut de parallélisme de 0,011 mm, celle correspondant à la figure IV-14, un défaut de parallélisme de 0,017 mm).

Dans toute la suite et par convention, nous tracerons les courbes contrainte - distorsion en utilisant la réponse moyenne des jauges avant et arrière. En revanche, les distorsions à rupture, données dans les tableaux, seront calculées à partir de la réponse de la jauge la plus sollicitée.

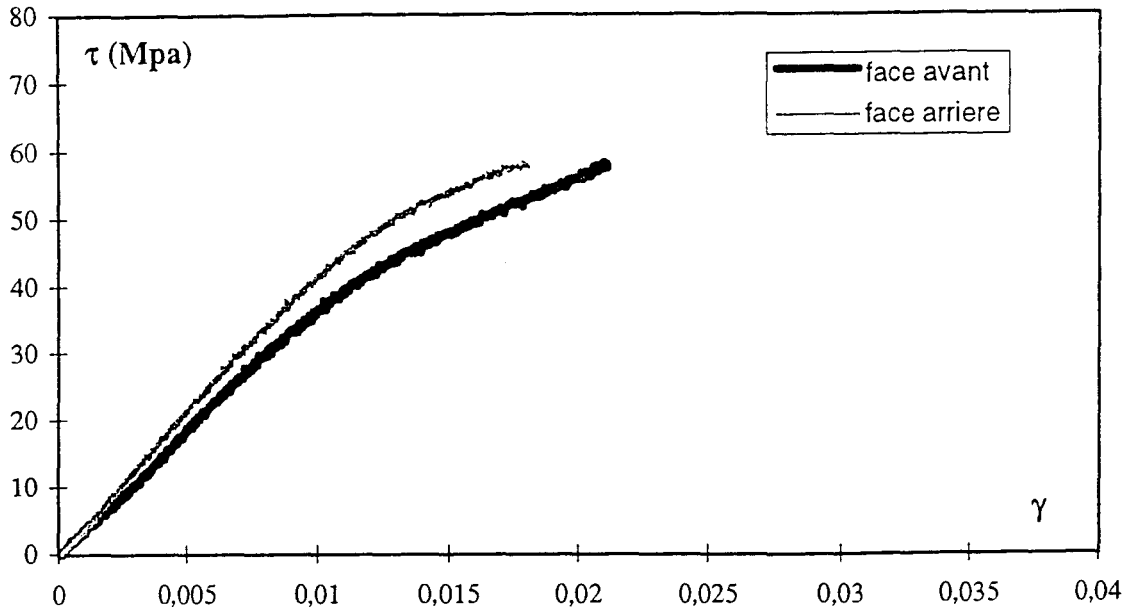


Figure IV-13 : courbes contrainte - distorsion : orientation 12

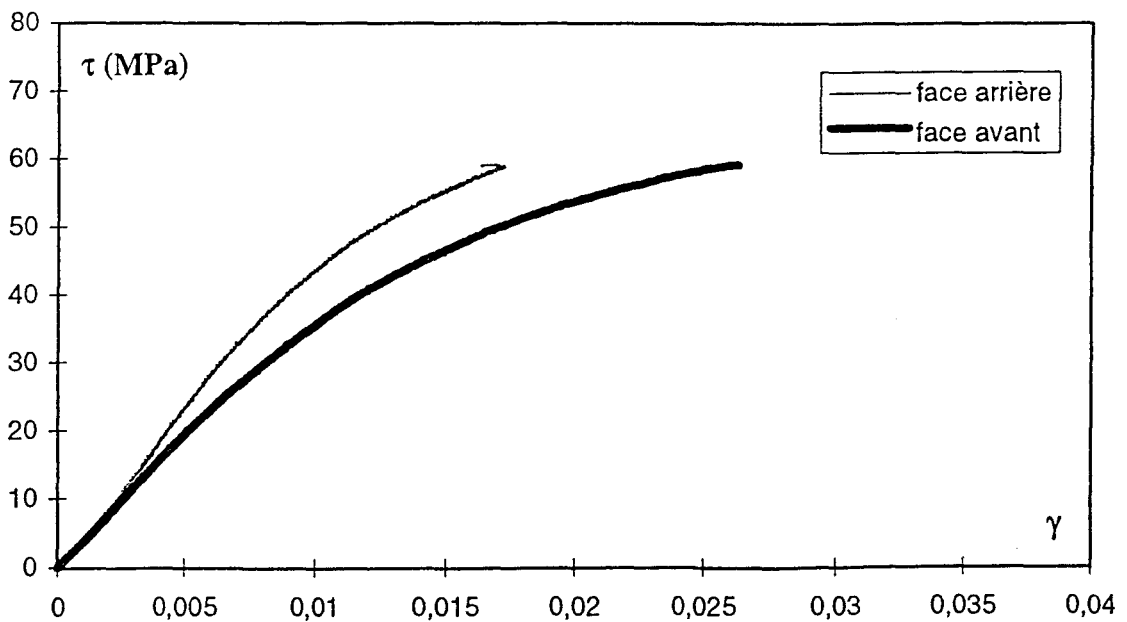


Figure IV-14 : courbes contrainte - distorsion : orientation 13

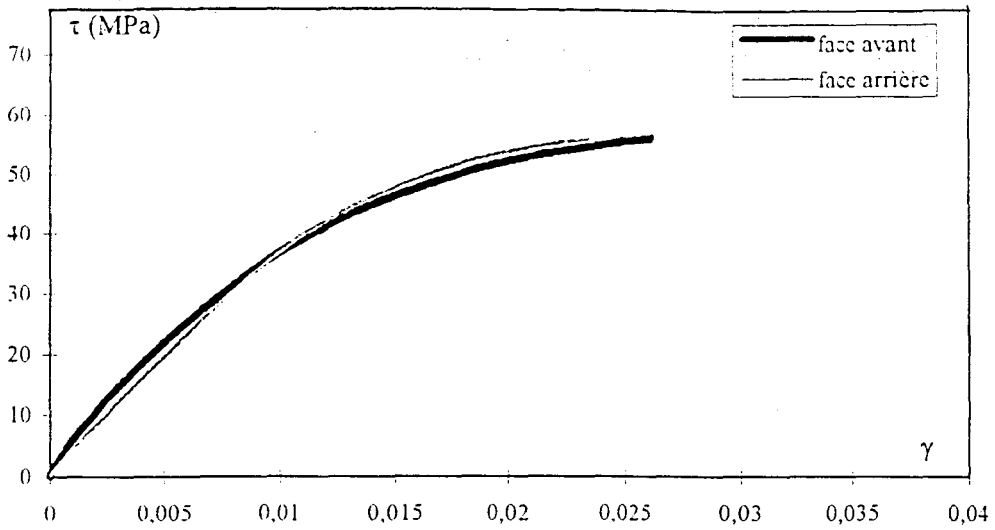


Figure IV-15 : courbes contrainte - distorsion : orientation 3

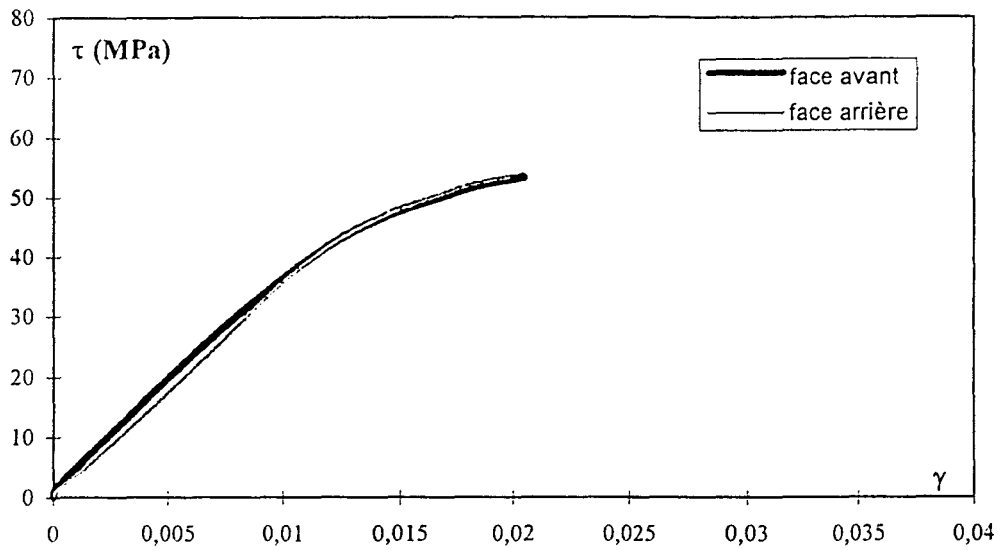


Figure IV-16 : courbes contrainte - distorsion : orientation 32

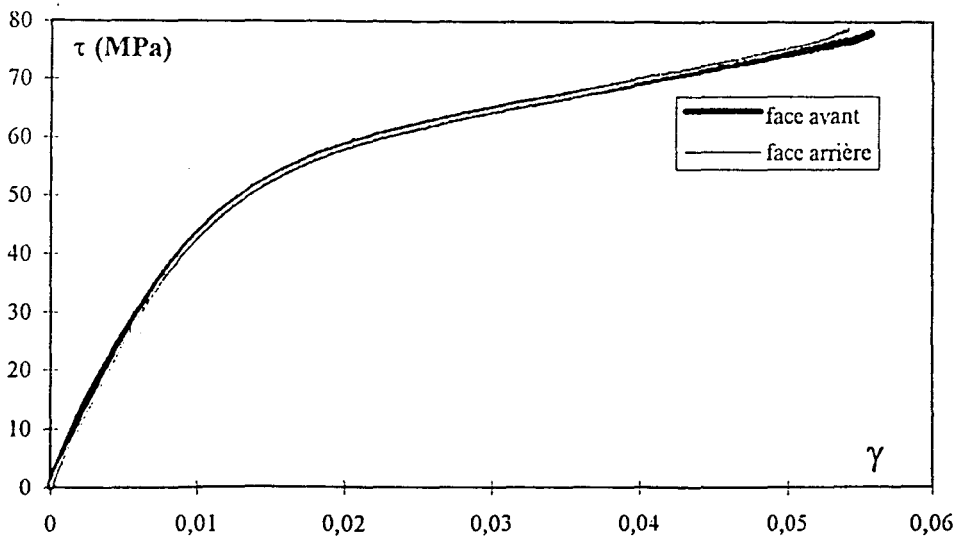


Figure IV-17 : courbes contrainte - distorsion : orientation 21

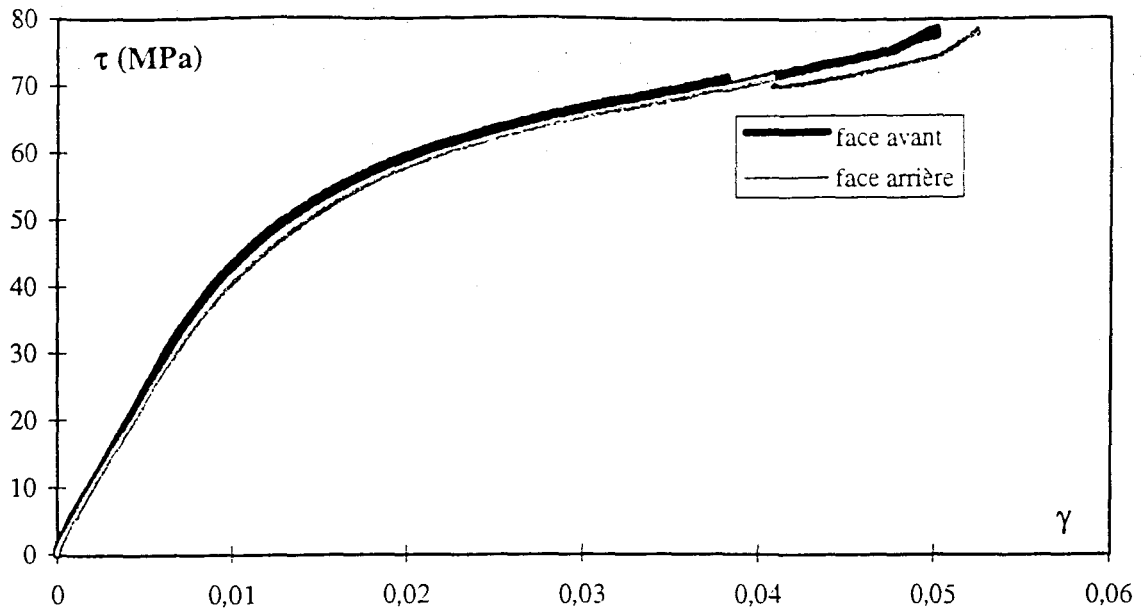


Figure IV-18 : courbes contrainte - distorsion : orientation 31

IV.4.1.3) Réponse brute du capteur LVDT lié aux mors

La figure IV-19 présente l'ensemble des six courbes brutes charge - déplacement obtenues pour des essais de cisaillement monotone menés jusqu'à rupture, pour les six orientations possibles. La charge est donnée directement par la cellule de charge et le déplacement est mesuré par le capteur LVDT lié aux mors.

Bien que correspondant à des essais particuliers, les courbes de la figure IV-19 sont représentatives du comportement du matériau pour l'orientation considérée. Les éprouvettes proviennent de la même plaque.

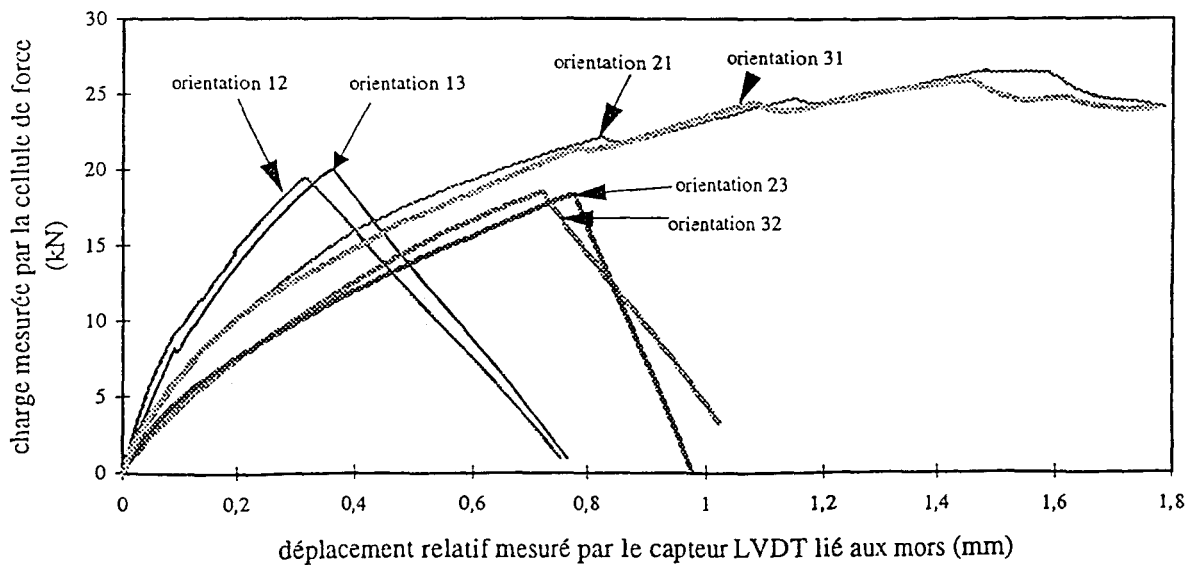


Figure IV-19 : courbes charge - déplacement pour les six orientations de l'éprouvette dans le montage

Cette figure conduit aux observations qualitatives suivantes :

⇒ Il apparaît immédiatement que les courbes représentatives des 6 orientations se regroupent deux à deux. Ce regroupement des courbes par famille 12 et 13, 23 et 32 et enfin 31 et 21, est gouverné par l'orientation des fibres dans le montage. Ceci confirme l'hypothèse de comportement isotrope transverse retenu classiquement pour les composites unidirectionnels.

⇒ En terme de mode de rupture, on observe une rupture franche de type fragile pour les orientations 12, 13, 23 et 32. Les charges à rupture sont très voisines car pour ces configurations, la rupture est gouvernée par la matrice et l'interface. Toutefois, la charge à rupture est légèrement plus faible dans les cas 23 et 32 pour lesquels la matrice subit, en plus du cisaillement, de la compression transverse. Dans les cas 31 et 21, les fibres passent d'un mors à l'autre et s'opposent donc directement au cisaillement de l'éprouvette, la charge et le déplacement à rupture sont alors plus importants que pour les autres cas (d'environ 25% pour la charge et 100% pour le déplacement).

La ruine de l'éprouvette est alors obtenue par endommagements successifs, correspondants aux décrochements visibles sur les courbes correspondantes, et conduisant à une "rupture dans le masse" sans séparation franche de l'éprouvette en plusieurs morceaux (comme on le verra à la figure IV-35).

⇒ Avant de raisonner en terme de raideur apparente associée à chaque famille, il faut d'abord réaliser que le déplacement relatif des deux mors mesuré par le capteur est la somme de trois composantes comme le schématise la figure IV-20, à savoir :

- une composante de déplacement (d_{cis}) due au cisaillement proprement dit de l'éprouvette,
- une composante (d_{comp}) due à la compression transverse de l'éprouvette,
- une composante (d_{rot}) provenant de la rotation globale de l'éprouvette dans le montage.

On comprend aisément que pour la famille 12-13, dont la direction des fibres correspond à l'axe de sollicitation, (d_{comp}) est quasi-nulle. En revanche, pour les autres familles, la moindre rigidité du matériau en compression transverse conduit à des termes d_{comp} plus importants et comparables. De même, lorsque les fibres sont dans le plan de glissement et

normales à la direction de chargement, cas de la famille 21-31, (d_{rot}) est inférieur aux autres familles.

La déformation de cisaillement subie par le matériau ne pourrait donc être estimée à l'aide du capteur que pour la seule famille 12-13. Pratiquement, même si la réponse du capteur LVDT est riche d'informations, seul le recours aux rosettes collées sur l'éprouvette donnera accès à la déformation subie par le matériau et par la suite à la détermination du module de cisaillement.

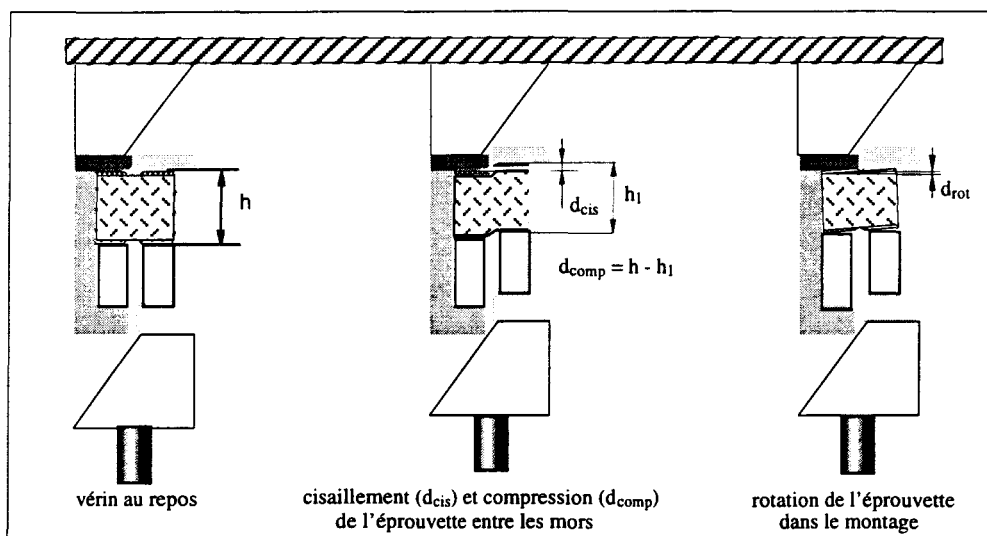


Figure IV-20 : différentes composantes du déplacement mesuré par le capteur LVDT

La conclusion la plus importante de ce paragraphe est donc que le comportement en cisaillement monotone est essentiellement gouverné par l'orientation des fibres dans le montage, sans que, pour une orientation donnée la notion d'interplis joue un rôle significatif.

En conséquence, et dans toute la suite du chapitre, nous parlerons désormais de trois familles :

- ◇ famille 12-13 (fibres dans la direction de chargement, c'est-à-dire selon l'axe Y de la modélisation),
- ◇ famille 23-32 (fibres normales au plan de glissement, c'est-à-dire selon l'axe Z de la modélisation),
- ◇ famille 21-31 (fibres dans le plan de glissement et normales à la direction de chargement, c'est-à-dire selon l'axe X de la modélisation).

IV.4.2) Caractérisation du comportement en cisaillement monotone

IV.4.2.1) Courbes contrainte - distorsion

Nous avons regroupé sur les figures IV-21, IV-22 et IV-23 l'ensemble des courbes contrainte - distorsion obtenues pour toutes les éprouvettes sans talons instrumentées de jauges, en fonction de l'orientation des fibres dans le montage, à savoir respectivement pour les familles 12-13, 23-32 et 21-31.

Toutes ces éprouvettes proviennent d'une même plaque. La contrainte τ est calculée comme précédemment à partir de la réponse de la cellule de charge et la distorsion γ à partir de la réponse des jauges (expression A11-IV donnée en ANNEXE 11).

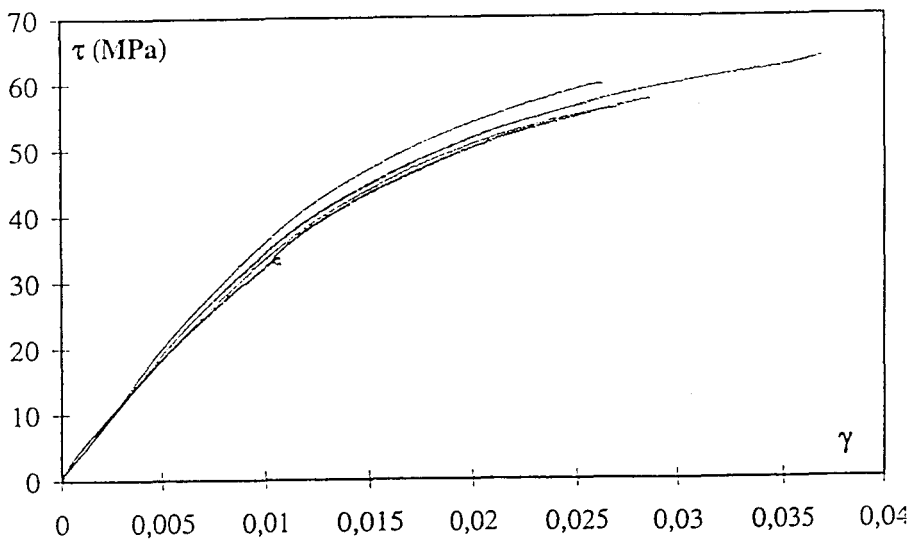


Figure IV-21 : courbes contrainte - distorsion pour la famille 12-13

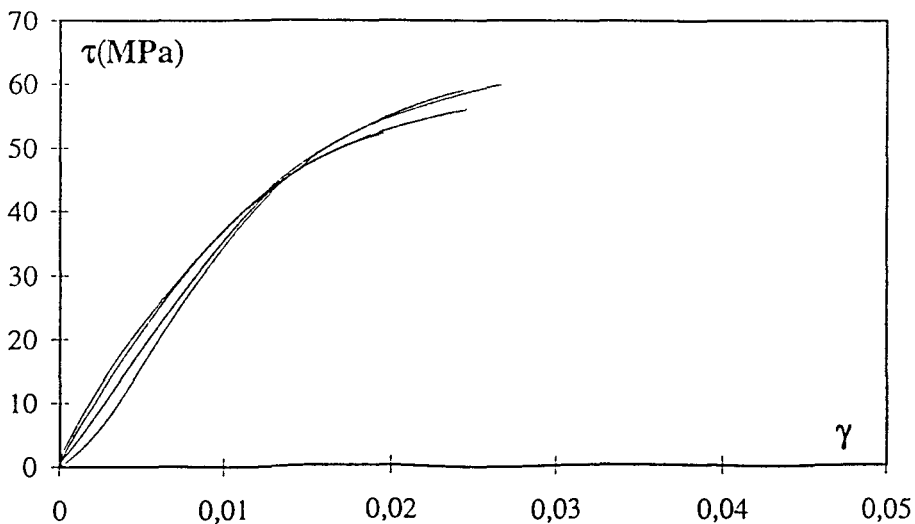


Figure IV-22 : courbes contrainte - distorsion pour la famille 23-32

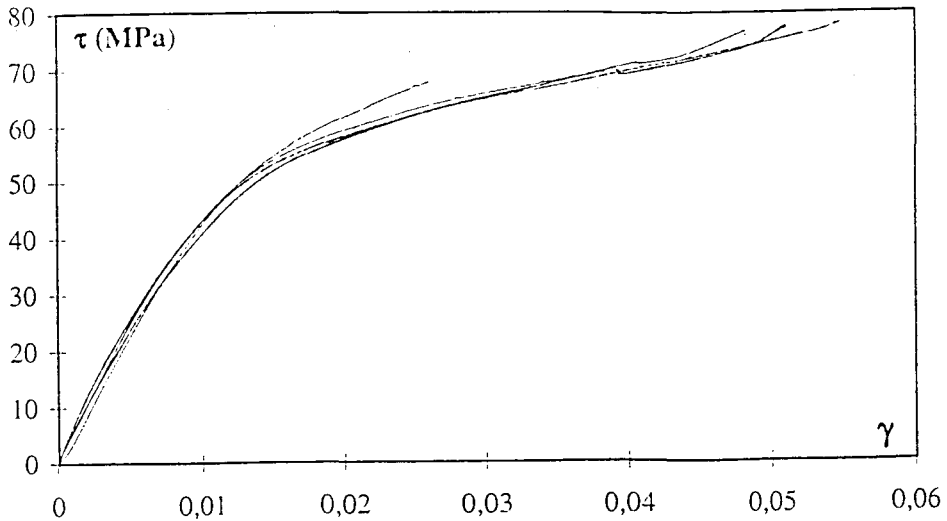


Figure IV-23 : courbes contrainte - distorsion pour la famille 21-31

Ces trois figures confirment d'abord le bien fondé du groupement en trois familles selon l'orientation des fibres dans le montage. Ensuite, on constate une bonne reproductibilité des essais pour un matériau pourtant réputé très hétérogène et fortement influencé par des défauts liés au mode de fabrication. Le fait que les courbes contrainte - distorsion pour le cisaillement inter-laminaire et intra-laminaire soient confondues, tend à faire penser que la notion d'interplis n'existe plus. Cette notion d'interpli, déjà difficile à déceler lors de l'observation d'éprouvettes avant essais, ne semble donc ne jouer qu'un rôle très secondaire sur le comportement en cisaillement monotone de ce matériau, prouvant ainsi de la bonne qualité de sa réalisation en autoclave.

IV.4.2.2) Comparaison entre les essais avec et sans talons

Deux séries d'essais de cisaillement ont été menées jusqu'à rupture sur des éprouvettes provenant de la même plaque équipées ou non de talons. Les figures IV-24, IV-25 et IV-26 comparent les courbes contrainte - distorsion obtenues, respectivement pour les orientations 13, 23 et 31, représentation des trois familles précédemment définies.

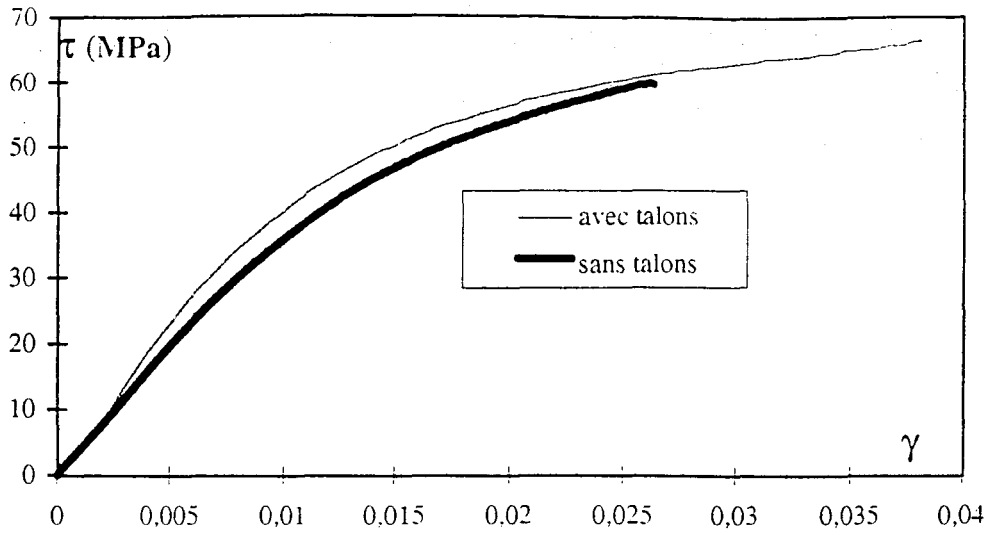


Figure IV-24 : comparaison courbes τ - γ avec et sans talons, orientation 13.

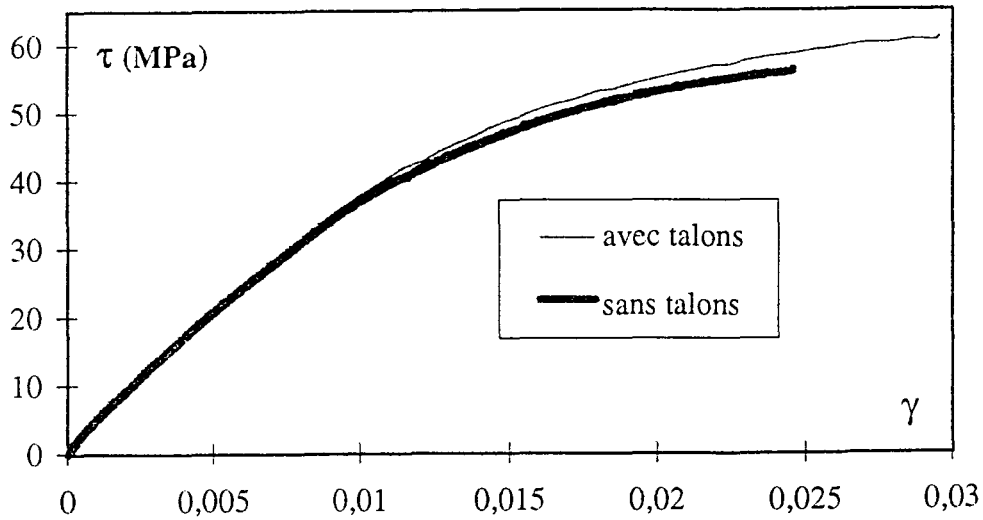


Figure IV-25 : comparaison courbes τ - γ avec et sans talons, orientation 23.

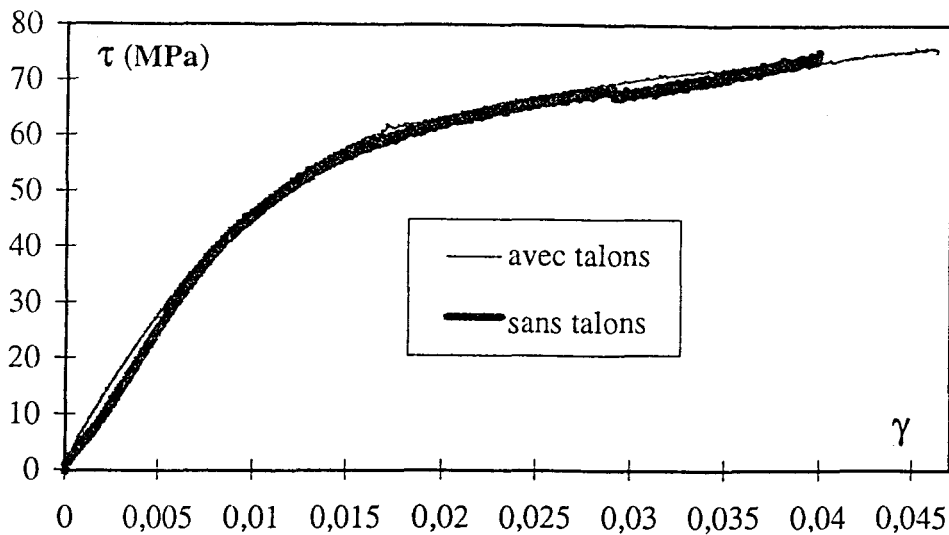


Figure IV-26 : comparaison courbes τ - γ avec et sans talons, orientation 31.

Le premier résultat qui est mis en évidence par ces figures, et qui a été confirmé par tous les autres essais comparables, est que les courbes τ - γ exprimant le comportement en cisaillement monotone d'éprouvettes avec et sans talons sont — compte tenu de la bande de dispersion existante pour des essais totalement similaires (cf figures IV-21 à 23) — convenablement superposables, tant dans leur partie linéaire et que dans leur partie non-linéaire. En revanche, nous observons bien le résultat attendu (suite à la modélisation numérique) vis-à-vis de la rupture des éprouvettes. La contrainte et la distorsion mesurées lors de la rupture sont supérieures pour les éprouvettes avec talons à celles mesurées sur les éprouvettes sans talon. De façon plus précise, le gain en terme de distorsion mesurée lors de la rupture est de l'ordre de 15% à 20% lorsque les fibres sont normales à la direction de chargement (31 et 23) et atteint 45% lorsque les fibres sont dans la direction de chargement (13). Ceci confirme expérimentalement la meilleure uniformité des champs de contrainte et déformation dans la zone centrale de l'éprouvette, lorsqu'elle est munie de talons, et l'atténuation des concentrations de contrainte au niveau des appuis. Même si les mesures sur éprouvettes avec talons ne donnent certainement pas encore les valeurs "à rupture" (elles correspondent encore à des valeurs "lors de la rupture"), l'écart entre ces valeurs tend à diminuer. Nous nous rapprochons donc des caractéristiques intrinsèques du matériau tant en cisaillement inter- qu'intra-laminaire.

La localisation de la surface de rupture, observée en particulier pour les orientations 12 et 13, confirme également la nette amélioration apportée par les talons, et donc la remarque précédente. Ceci est illustré sur la figure IV-27, on y observe :

⇒ d'une part l'endommagement du matériau du aux surcontraintes au droit des bords d'appui (zones blanchâtres),

⇒ d'autre part, la section de rupture franche de l'éprouvette en deux parties, située quasiment au centre de l'éprouvette entre les extrémités des talons, c'est à dire dans une zone où les contraintes de compression sont nettement plus faibles qu'au droit des appuis ; c'est donc bien le cisaillement qui gouverne ici la rupture de l'éprouvette.

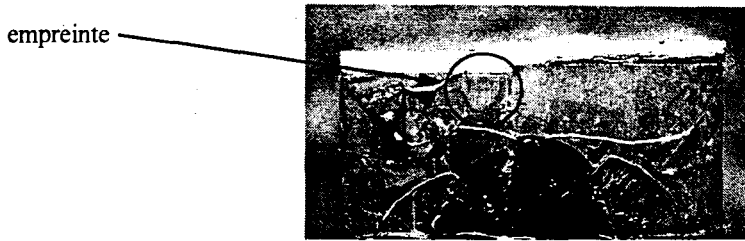


Figure IV-27 : empreinte laissée par les concentrations de contrainte et localisation de la rupture(famille 12-13)

IV.4.2.3) Evaluation des caractéristiques mécaniques en cisaillement

Les différents essais effectués permettent ainsi de déterminer les caractéristiques mécaniques en cisaillement monotone suivantes :

⇒ le module de cisaillement, calculé comme étant la pente moyenne de la partie linéaire des faisceaux de courbes $\tau - \gamma$,

⇒ la contrainte τ mesurée lors de la rupture ($\tau = T / S$, T charge à la rupture mesurée par la cellule de charge et S section droite de l'éprouvette),

⇒ la distorsion γ lors de la rupture, calculée à partir de la rosette la plus sollicitée.

Ces caractéristiques ont été calculées famille par famille, et non selon les six orientations de l'éprouvette dans le montage, puisque les comportements observés se regroupent deux à deux comme nous l'avons présenté précédemment. Elles sont regroupées dans le Tableau IV-2 ci-après.

CARACTÉRISTIQUES EN CISAILLEMENT MONOTONE					
	Module apparent (MPa)	éprouvette sans talons		éprouvette avec talons	
		contrainte lors de la rupture (MPa)	distorsion lors de la rupture (%)	contrainte lors de la rupture (MPa)	distorsion lors de la rupture (%)
Famille 12-13	4100	59 ±3	3,1 ±0,4	65 - 68	3,8 - 3,9
Famille 23-32	4000	57 ±2	2,6 ±0,2	61 - 63	2,9 - 3
Famille 21-31	5000	73 ±5	4,5 ±0,6	74 - 77	4,1 - 4,8

Tableau IV-2 : Caractéristiques du matériau en cisaillement monotone

Les résultats donnés dans le tableau IV-2 pour la famille 21 - 31 sont à prendre avec beaucoup de précautions. Compte tenu d'un " effet de structure " pour cette configuration, dû au fait que les fibres vont d'un mors à l'autre, la distorsion mesurée par la rosette est inférieure à la distorsion intrinsèque du matériau. Le module de cisaillement pour cette famille est donc

surévalué. La violation des principes de base de la mécanique des milieux continus ($G_{ij} \neq G_{ji}$) n'est donc qu'apparente, les modules G_{21} et G_{31} n'étant pas caractéristiques du matériaux. En résumé, seules les deux familles 12 - 13 et 23 - 32 permettent de caractériser le comportement intrinsèque en cisaillement d'un composite unidirectionnel, et en aucune façon on peut utiliser la configuration de la famille 21 - 31 pour déterminer le comportement en cisaillement. Les modules de cisaillement G_{12} et G_{13} seront identifiés en utilisant les résultats de la famille 12 - 13 (ils sont donc identiques). Le module G_{23} sera identifié en utilisant les résultats de la famille 23 - 32. En terme de modules élastiques, il n'y a que peu de différence pour un unidirectionnel réalisé en autoclave, les trois modules G_{12} , G_{13} et G_{23} étant voisin de 4 GPa.

A des fins de comparaison, nous avons reporté dans le Tableau IV-3, les valeurs de modules obtenues expérimentalement et les valeurs calculées respectivement par les modèles de Hashin (1965), Hill (1964), Christensen et al (1979) ainsi que Halpin et al (1969). Les caractéristiques des constituants utilisées pour les calculs sont ceux données au tableau II-2 avec 60% de volume de fibres.

On peut noter que pour les caractéristiques de module comparables, les valeurs prédites ne sont pas trop éloignées des valeurs mesurées.

	ESSAI CUBE	Z. Hashin (1965)	R. Hill (1964)	R. Christensen & K.H Lo (1979)	J.C. Halpin & S.W. Tsai (1969)
G_{LT} (MPa)	$G_{12}=G_{13}=4100$ MPa $G_{21}=G_{31}=5000$ MPa	$5345 \leq G_{LT}$ ≤ 14134	5345		5357
G_{TT} (MPa)	$G_{23}=G_{32}=4000$ MPa	$5013 \leq G_{LT}$ ≤ 15265		4971	

Tableau IV-3 : comparaison entre valeurs de modules expérimentales et calculées par différents modèles

IV.4.3) Corrélation réponse brute du capteur LVDT et résultats de la modélisation

Les figures IV-28 à IV-30 comparent en fonction de la charge appliquée la réponse brute du capteur LVDT lié aux mors aux résultats de la modélisation. Nous avons respectivement :

⇒ pour le capteur LVDT : en abscisse le déplacement relatif des deux mors, et en ordonnée la charge mesurée par la cellule de charge,

⇒ pour la modélisation : en abscisse le déplacement de la surface rigide de contact (2) (figure III-4) et en ordonnée l'effort appliqué correspondant. Rappelons que pour chaque orientation des fibres dans le montage, le comportement non-linéaire du matériau, tel qu'il a été mesuré par les jauges de déformation, a été pris en compte dans la simulation numérique.

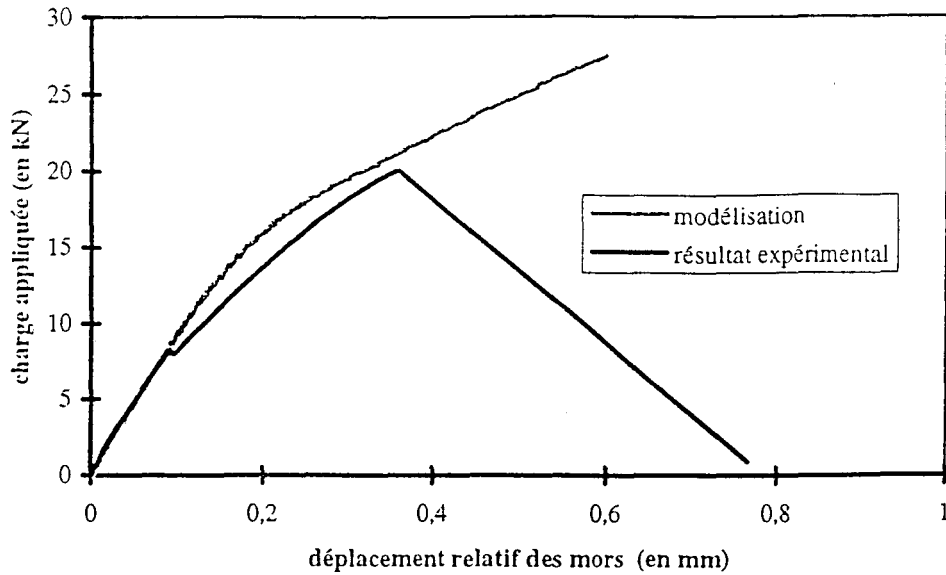


Figure IV-28 : comparaison des courbes charge - déplacement : famille 12-13

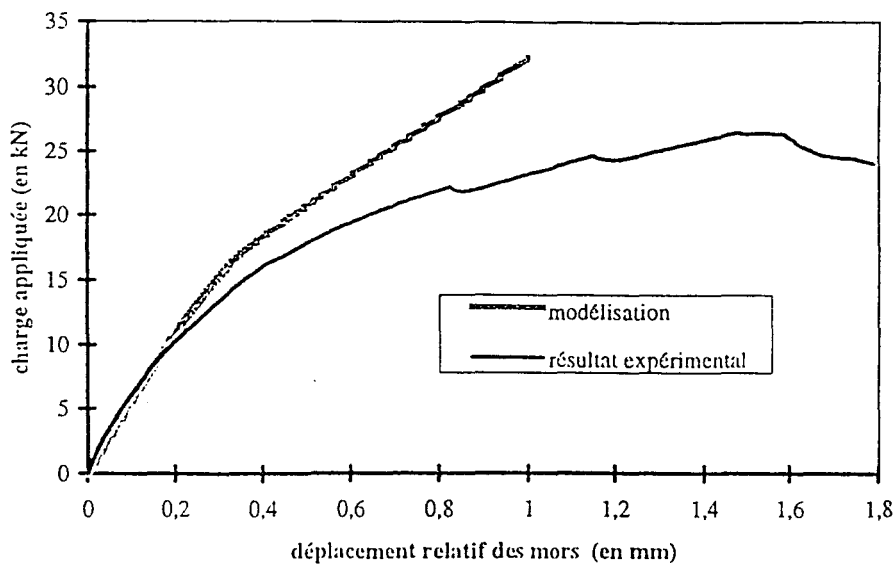


Figure IV-29 : comparaison des courbes charge - déplacement : famille 21-31

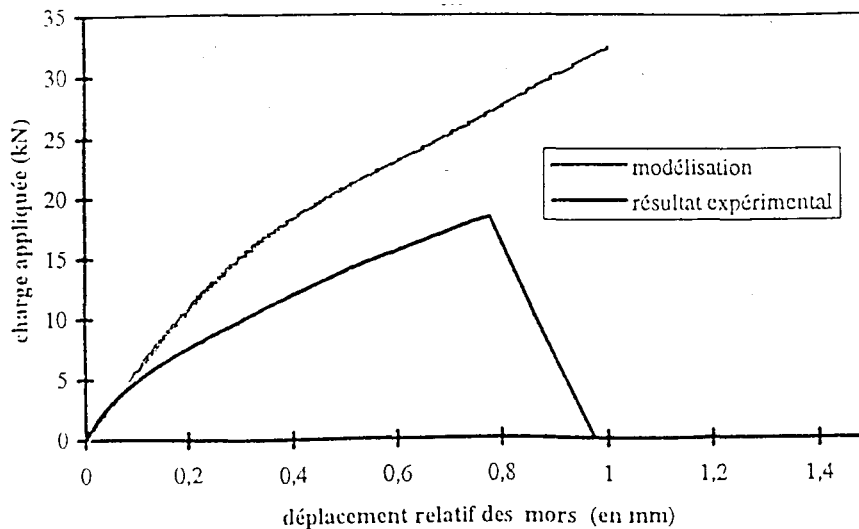


Figure IV-30 : comparaison des courbes charge - déplacement : famille 23-32

Dans le cas où les fibres sont dans le sens du chargement (famille 12-13), il y a une très bonne corrélation entre la courbe expérimentale et celle prédite par la modélisation.

Pour la famille 21-31, et encore plus pour la famille 23-32, les courbes divergent très vite. La courbe donnée par le capteur ne montre d'ailleurs pratiquement pas de partie linéaire lors de la montée en charge. De plus, pour un niveau de charge appliquée de 18 / 20 kN, le déplacement relatif des mors donné par le capteur LVDT est d'environ 35% plus important que celui calculé par la modélisation pour la famille 21-31 ; c'est même pratiquement le double dans le cas de la famille 23-32. Ceci corrobore tout à fait l'interprétation sur la position relative des courbes charge - déplacement développée dans le paragraphe IV.4.1.3, tenant compte du comportement en compression transverse du matériau et de la rotation éventuelle de l'éprouvette dans le montage. De plus, cette divergence peut être due également en partie au comportement non linéaire en compression transverse (la modélisation a considéré que ce comportement était linéaire), comme l'indiquent les réponses des jauges positionnées à 0° (voir figures IV-7 à 12).

Compte tenu de ce résultat, il apparaît qu'il sera plus intéressant d'étudier le comportement en cisaillement inter- et intra-laminaire sous sollicitation cyclique dans le cas où les fibres sont dans le sens de chargement, à savoir pour les orientations 12 et 13, car pour

IV.4.4) Modes de ruptures

Bien que les caractéristiques à rupture présentent une certaine dispersion, ce qui est classique pour un matériau fragile, les modes de rupture sont très reproductibles et caractéristiques de chacune des familles. Nous avons en effet observé une "rupture plane" pour la famille 12-13, une "rupture en S" pour la famille 23-32 et une "rupture dans la masse" pour la famille 21-31. Cette terminologie sera explicitée par la suite.

Lorsque l'éprouvette n'est pas équipée de talons, la rupture s'amorce toujours sous le bord d'appui d'un des mors. Lorsque l'éprouvette est équipée de talons, la rupture peut s'amorcer soit au droit d'un des mors, soit à l'extrémité d'un talon. Dans ce dernier cas, la rupture n'est que peu perturbée par les concentrations de contrainte, et ceci même pour la famille 12-13.

IV.4.4.1) famille 12 - 13 : "rupture plane"

Les figures IV-31 et IV-32 présentent la rupture plane d'une éprouvette respectivement sans et avec talons. Pour cette famille, les fibres sont orientées verticalement, et suivant la direction de sollicitation. La rupture est localisée dans un plan vertical. On voit sur la figure IV-31 que dans le cas de l'éprouvette sans talons, le plan de rupture est situé juste au droit d'une des lignes d'appui des mors. En revanche, on voit sur la figure IV-32 que dans le cas d'une éprouvette avec talons, le plan de rupture est situé dans la zone centrale de l'éprouvette. Le blanchiment de la zone située au dessus de la ligne d'appui des mors est le signe d'un certain endommagement lié aux surcontraintes de compression. Cet endommagement n'a toutefois pas été suffisamment perturbant pour que la rupture finale s'y amorce.

Ce mode de rupture plane peut être expliqué par les résultats de la modélisation numérique. Les contraintes de compression engendrées par le montage sont ici longitudinales, mais leurs valeurs lors de la rupture de l'éprouvette restent en tout point négligeables par rapport à la contrainte de compression longitudinale admissible. La rupture est donc bien gouvernée par le cisaillement. Elle s'amorce le plus souvent à l'extrémité de l'une des deux lignes S1 ou S5 définies au chapitre III (Figure III-6) dans le cas sans talons, ou entre ces lignes dans le cas avec talons, et se propage dans la zone centrale de contrainte de cisaillement maximum.



Figure IV-31 : rupture plane - éprouvette sans talons appartenant à la famille 12-13

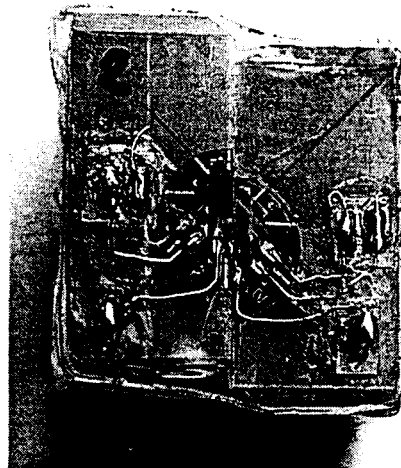


Figure IV-32 : rupture plane - éprouvette avec talons appartenant à la famille 12-13

IV.4.4.2) famille 23 - 32 : "rupture en S"

Les figures IV-33 et IV-34 présentent le mode de rupture d'éprouvettes de la famille 23-32 sans et avec talons respectivement. Pour cette famille, les fibres sont orientées horizontalement, et perpendiculairement au plan de glissement. La rupture s'amorce soit au droit d'une ligne d'appui d'un mors dans le cas sans talons, soit à la limite du bord libre d'un talon, et décrit une surface en "S" s'éloignant d'abord de la zone centrale, y repassant au milieu de l'éprouvette, et évoluant alors de façon symétrique de façon à rejoindre soit la ligne d'appui du mors opposé dans le cas sans talons, soit le bord libre du talon opposé.

Là encore, ce mode de rupture en "S" peut être expliqué par les résultats de la modélisation numérique.

Pour cette famille, en plus de la sollicitation de cisaillement, l'éprouvette subit une sollicitation de compression transverse. Le niveau de cette sollicitation n'est cette fois plus négligeable par rapport à la contrainte de compression transverse admissible. Il n'est donc plus possible de négliger cette sollicitation face à la sollicitation de cisaillement et c'est elle qui va gouverner le cheminement de la rupture (figures IV-33 et IV-34). La rupture s'amorce alors toujours à l'extrémité de l'une des lignes S1 ou S5 (Figure III-6), mais se propage d'abord dans la zone où la contrainte de compression est maximale avant de repasser par le centre de l'éprouvette où la contrainte de cisaillement est maximale et augmente rapidement avec le développement de la fissure. Nous obtenons ainsi une rupture en "S" très reproductible.

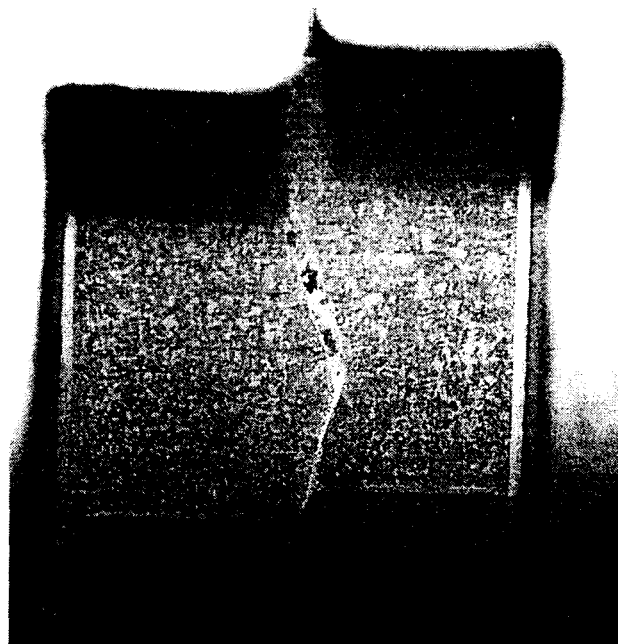


Figure IV-33 : rupture en "S" - éprouvette sans talons appartenant à la famille 23-32

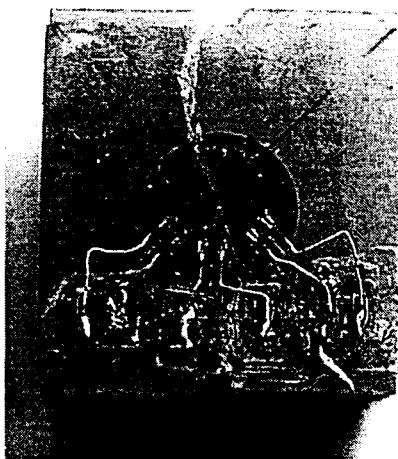


Figure IV-34 : rupture en "S" - éprouvette avec talons appartenant à la famille 23-32

IV.4.4.3) famille 21 - 31 : "rupture dans la masse"

La figure IV-35 présente ce mode de rupture pour une éprouvette de la famille 21-31 ici avec talons. Pour cette famille, les fibres sont orientées horizontalement, et perpendiculairement à la direction de sollicitation. Les fibres traversent donc le montage d'un mors à l'autre, comme dans l'essai Iosipescu, et on observe une rupture "dans la masse" de l'éprouvette et non pas une rupture de type fragile comme dans les deux cas précédents. La rupture pour cette famille s'identifie plus à une rupture en compression. On observe dans la masse de l'éprouvette un certain nombre de surfaces de fracture orientées plus ou moins à 45° et qui se peuvent se croiser. Comme il n'y a pas suffisamment de ruptures de fibres, nous n'avons jamais obtenu la ruine d'une éprouvette avec séparation franche en plusieurs morceaux.

Pour cette famille, la rupture ne peut être due uniquement à une décohésion fibre-matrice ou à une rupture de la matrice suivant un plan de cisaillement. La rupture de nombreuses fibres ou leur déchaussement complet, que la compression transverse ne favorise pas, serait nécessaire pour aboutir à la fracture complète de l'éprouvette. Il faut toutefois noter que le premier décrochement sur les courbes charge - déplacement (figure IV-19) ou contrainte - distorsion (figure IV-23) peut être attribué, quant à lui, à une rupture en cisaillement.

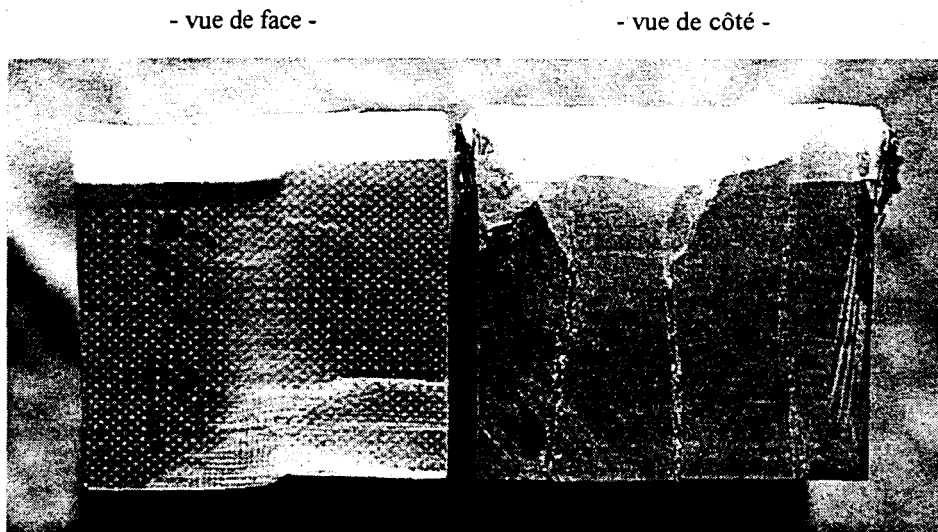


Figure IV-35 : rupture "dans la masse" : éprouvette avec talons appartenant à la famille 21-31

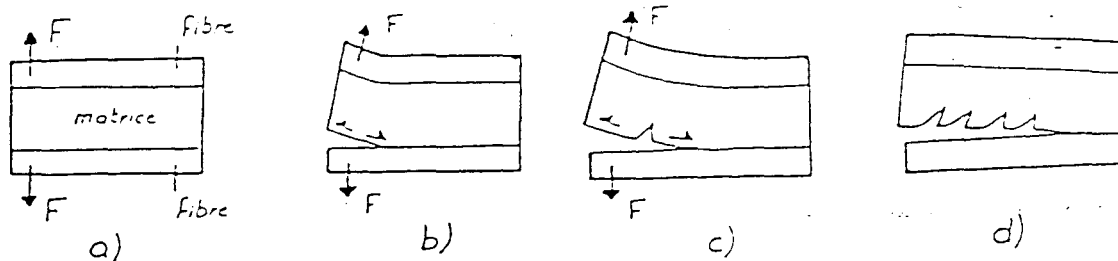
IV.4.5) Observations fractographiques

IV.4.5.1) Introduction

L'analyse fractographique des matériaux composites s'est développée essentiellement à partir des travaux de Purslow (1986) qui a commencé à décrire méthodiquement les caractères des faciès de rupture propres à ces matériaux et à proposer des mécanismes expliquant leur création. Il a mis en évidence que pour décrire et comprendre au mieux ces mécanismes de rupture, il fallait avant tout s'accorder sur un vocabulaire précis correspondant aux observations. Le vocabulaire utilisé actuellement provient ainsi essentiellement de l'étude fractographique des matrices sans renfort, ce qui est logique étant donné que la rupture provient généralement de la matrice.

Au niveau microscopique, la description des faciès de rupture en cisaillement pour un matériau composite à matrice thermodurcissable fait appel aux termes suivants :

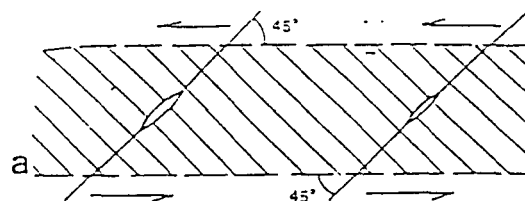
⇨ Les dents de scie (ou hackles en anglais). On explique généralement la création des dents de scie par les mécanismes proposés par Morris (1979) ou Purslow (1986) décrits respectivement figures IV-36 et IV-37. A noter que l'orientation des dents de scie peut donner une indication plausible de la direction de propagation de la fissure. De plus, plus on est éloigné de la zone d'amorçage de la fissure, plus les dents de scie sont grandes.



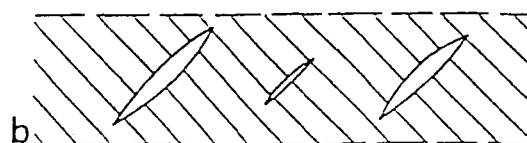
- a) Deux fibres contiguës sont soumises à des forces sollicitant la matrice en traction.
- b) Il y a ensuite décohésion de la matrice au niveau d'une des fibres.
- c) La face décohésive de la matrice étant soumise à la traction et ne pouvant accommoder des allongements trop importants, des microfissures se forment.
- d) Lorsque la décohésion est totale, les forces F se sont relaxées et réduites à zéro, les tensions internes accumulées dans la matrice ainsi que les microdéformations plastiques ont généré les dents de scies.

Figure IV-36 : mécanisme de création de dents de scie proposé par Morris (1979)

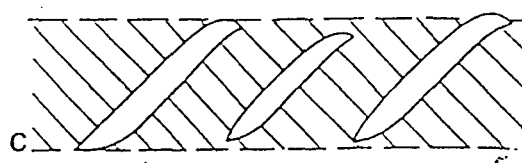
a) Les dommages commencent par des microfissures dans le plan de cisaillement mais normales à la contrainte en traction.



b) Les fissures s'allongent et se multiplient avec l'augmentation du cisaillement.



c) Les fissures deviennent courbes lorsqu'elles s'approchent des limites de la bande soumise au cisaillement



d) Il y a coalescence entre les différentes fissures.

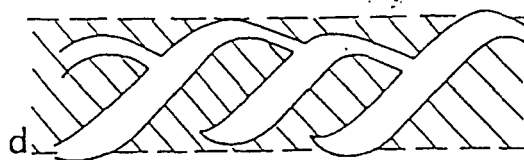


Figure IV-37 : mécanisme de création de dents de scie proposé par Purslow (1986)

Cependant, il est impossible d'affirmer que la présence de dents de scie est uniquement due au cisaillement : malgré de nombreux travaux, il n'a pas encore été possible d'isoler avec certitude un faciès caractéristique du cisaillement ; de plus, des dents de scie ont été observées aussi en traction et en compression. Pour certains auteurs d'ailleurs, la traction joue un rôle non négligeable dans les deux mécanismes décrits ci-dessous.

⇒ les plumes ou rivières, ces termes correspondent plus spécifiquement à des détails de rupture de résine époxyde.

IV.4.5.2) Observations des faciès de rupture de la famille 12 - 13

Nous avons examiné au microscope électronique à balayage (MEB) la plupart des éprouvettes rompues de la famille 12-13. Pour cette famille, le mode de rupture comme nous l'avons vu précédemment correspond à une "rupture plane".

Les photos 1 à 6 de la figure IV-38 sont quelques exemples caractéristiques des observations effectuées. A noter que les photos 1 et 2 sont prises dans la zone d'amorçage à proximité des talons, tandis que les photos 3 à 6 correspondent à la zone centrale.

Les faciès de rupture pour cette famille se caractérisent par les points suivants :

⇒ dans les zones sous les bords d'appuis des mors (cas sans talon) ou au voisinage des extrémités des talons, un endommagement provenant des concentrations de contrainte se traduit par :

- quelques ruptures et microflambages de fibres,
- et la présence de nombreux débris, surtout de matrice (photos 1 et 2),

⇒ hors de ces zones, et donc dans la plus grande partie du faciès de rupture, un faciès plus caractéristique du cisaillement, se traduisant par :

- un nombre important de dents de scie (photos 1 à 5),
- et la présence de fibres nues et d'empreintes de fibres déchaussées (photos 5 et 6).

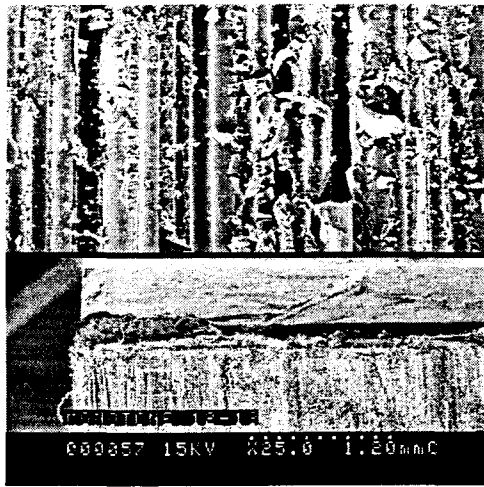


Photo n°1

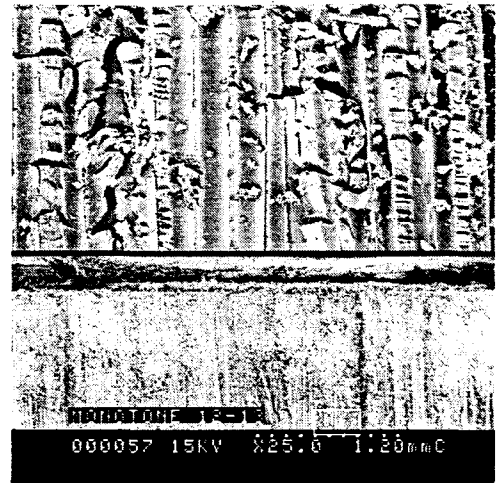


Photo n°2



Photo n°3

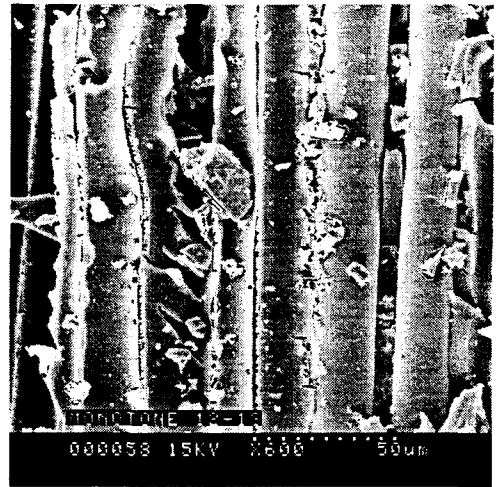


Photo n°4

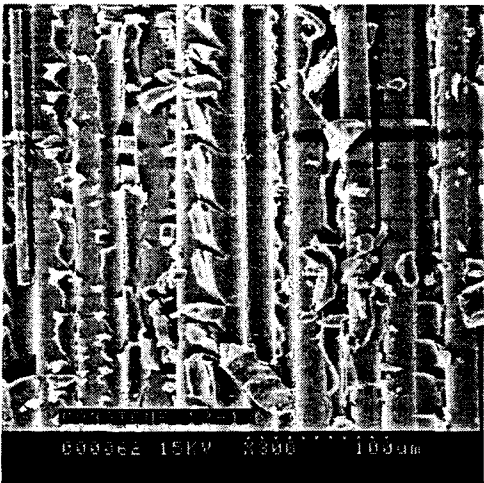


Photo n°5

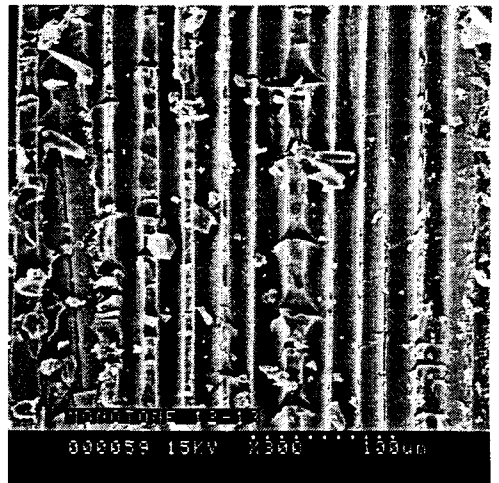


Photo n°6

Figure IV-38 : observations au MEB du faciès de rupture d'éprouvettes de la famille 12-13

IV.4.5.3) Observations des faciès de rupture de la famille 23 - 32

La plupart des éprouvettes rompues de la famille 23-32 ont été également observées au MEB. Rappelons que le mode de rupture correspond à ce que nous avons appelé "rupture en S", gouverné par la compression transverse et le cisaillement.

Les photos 7 à 12 de la figure IV-39 sont quelques exemples caractéristiques des observations effectuées. A noter que la photo n°7 correspond à la zone d'amorçage d'une éprouvette avec talons.

Les faciès de rupture pour cette famille se caractérisent par les points suivants :

⇨ dans la zone de concentration de contrainte à proximité des appuis, un endommagement se traduisant par :

- la présence là encore de nombreux débris de matrice (photos 7),

⇨ hors de ces zones, un faciès plus caractéristique du cisaillement, se traduisant par :

- la présence de fibres nues et d'empreintes de fibres déchaussées, beaucoup plus fréquente que pour la famille 12-13 (photos 8 à 12),
- de façon très marginale, des dents de scie (photo 9),
- une fissuration secondaire importante de la matrice et la présence de rivières (photos 10, 11 et 12).
- et enfin très peu de fibres rompues (nettement moins que pour la famille 12-13), sans doute par compression transverse.

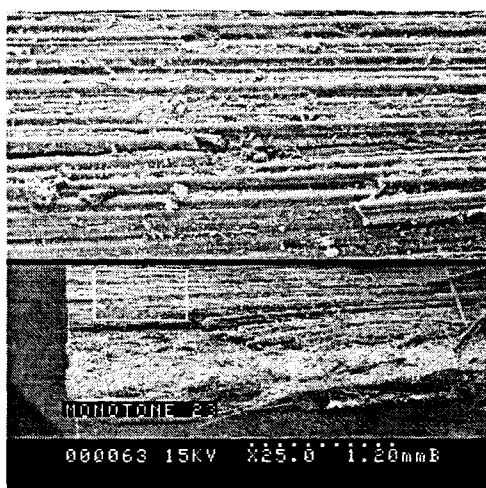


Photo n°7

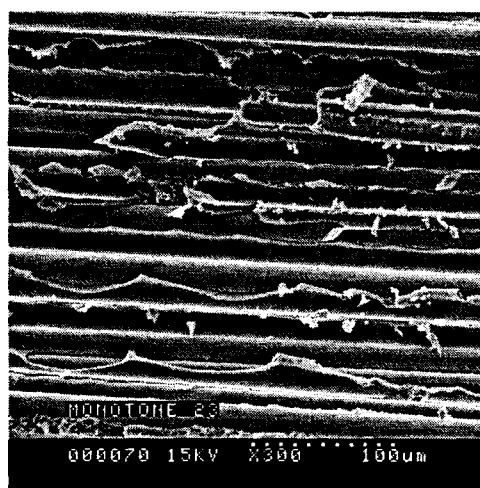


Photo n°8

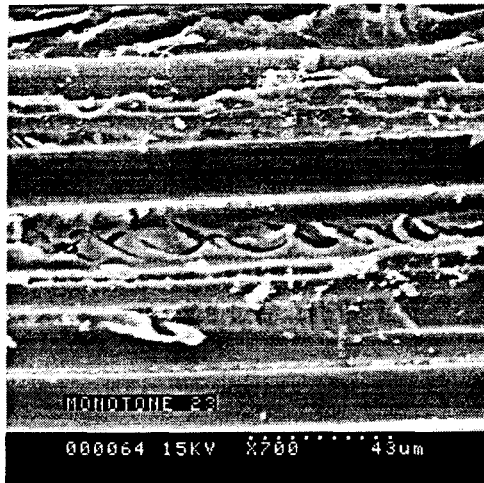


Photo n°9

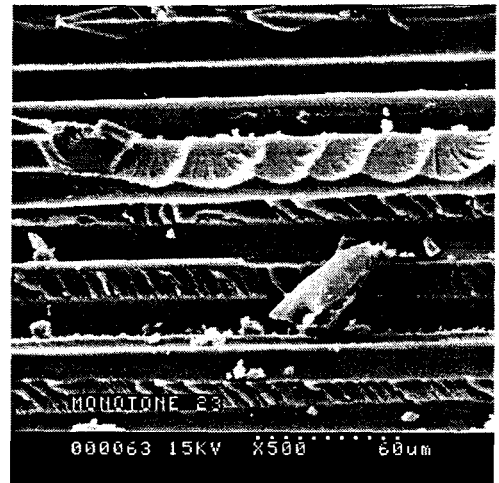


Photo n°10

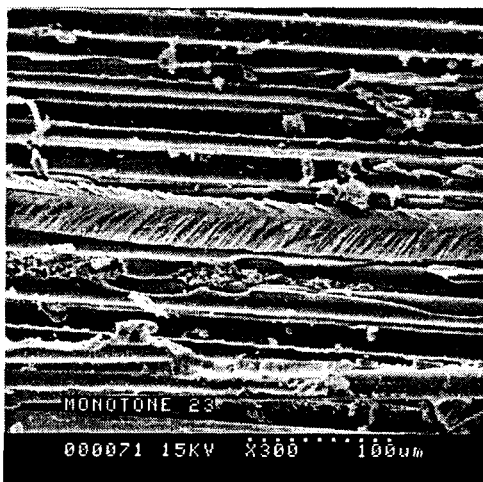


Photo n°11

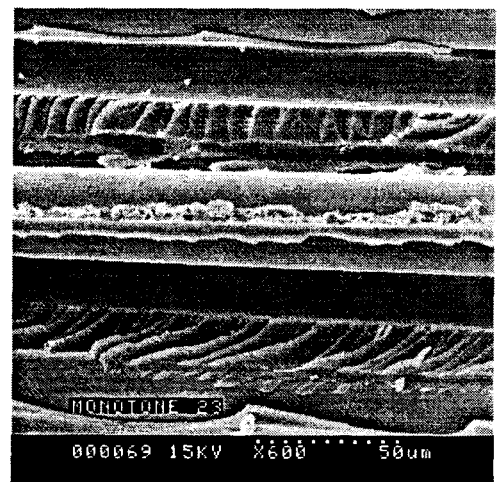


Photo n°12

Figure IV-39 : observations au MEB du faciès de rupture d'éprouvettes de la famille 23-32

IV.4.5.4) Commentaires

Les observations au MEB des différentes éprouvettes appartenant aux familles (12-13) et (23-32) montrent de façon commune un faciès de rupture avec un fort caractère fragile, présentant de nombreuses dents de scie et des rivières, comme le laissait prévoir la littérature. Il faut noter que le nombre de dents de scie semble moins important dans le cas de la famille (23-32), leur forme étant également moins tourmentée. En revanche, les rivières sont moins

nombreuses dans le cas où les fibres sont orientées dans la direction du chargement (famille 12-13).

Les nombreuses dents de scie observées sur la surface des éprouvettes rompues sont perpendiculaires à la direction de chargement. Elles sont toujours localisées dans la matrice, leur taille dépendant de la distance inter-fibres. On distingue donc des sortes de petites dents de scie quand les fibres sont rapprochées ou de grandes dents de scie quand les fibres sont plus éloignées.

On peut observer de plus différents types de dents de scie sur la surface des éprouvettes rompues. Certaines sont très découpées et hautes, un peu en forme de "S", alors que d'autres sont peu et en relief en forme de "vague" (Yvrard, 1993). Il semble que l'on puisse différencier ces dents de scie suivant le plan dans lequel elles se sont formées : celles en forme de vague sont plutôt dans le plan de la rupture et celle en forme de "S" sont plutôt perpendiculaires à ce plan. Toutefois, si on regarde le mécanisme proposé par Purslow, on peut se demander si cette différence de forme ne viendrait pas du fait que les dents de scie en "S" correspondraient plutôt à la surface inférieure du schéma et celles en "vagues" plutôt à la surface supérieure.

Quant aux rivières, celles-ci se situent dans l'espace inter-fibres. On les trouve dans les creux de dents de scie en forme de "vagues", ce qui correspond à leur mécanisme de formation.

L'interface fibres de verre - résine époxyde apparaît ici clairement comme une interface faible : en effet, sous chargement, une décohésion complète fibres-matrice se produit dans la surface de rupture ; les fibres visibles apparaissent nues, tandis que les lits dans la matrice des fibres déchaussées sont exemptes de traces d'arrachements et de débris de fibres.

Nous observons aussi que la présence de talons n'a pas complètement solutionné le problème de concentration de contrainte au droit des bords d'appui des mors. Au niveau microscopique, ces concentrations de contrainte se traduisent par une très grande quantité de débris d'assez petite taille (fragments de matrice plus que ruptures de fibres), comme l'indiquent les photos 1, 2 et 7. Malgré tout, on observe aussi non loin du bord des dents de scie caractéristiques d'une rupture en cisaillement, ce qui montre que les concentrations de contrainte n'affectent pas profondément l'éprouvette.

IV.5) CONCLUSION

Les essais de cisaillement monotone, menés avec le dispositif "ESSAI CUBE" sur le composite unidirectionnel verre E - époxyde M10, ont conduit à des résultats cohérents et satisfaisants, en comparaison de ceux de la littérature. Grâce à la qualité apportée tant pour la réalisation du dispositif d'essai que pour la fabrication des éprouvettes, nous avons observé une très faible dissymétrie de chargement des éprouvettes et obtenu une bonne reproductibilité des courbes contrainte - distorsion, et ceci pour toutes les orientations des fibres dans le montage, ce qui permet de valider en partie le concept du présent dispositif d'essai.

Les résultats ont montré que le comportement en cisaillement monotone associé à l'orientation de l'éprouvette dans le montage d'essais est essentiellement gouverné par l'orientation des fibres dans le montage d'essai par rapport à la direction de sollicitation et au plan de glissement. On peut ainsi définir trois familles : 12 - 13, 23 - 32 et 21 - 31. Nous avons quantifié les modules de cisaillement inter- et intra-laminaire du matériau, et évalué les caractéristiques à rupture pour ces trois familles. Il faut noter toutefois que le montage induit une certaine compression transverse et que nous n'avons pas réussi à nous affranchir totalement du problème de concentration de contrainte au droit des bords d'appui des mors, en dépit de la présence de talons. En conséquence, les valeurs mesurées lors de la rupture avec des éprouvettes avec talons ne se rapprochent des caractéristiques intrinsèques à rupture en cisaillement du matériau que pour la famille 12 - 13, c'est-à-dire lorsque les fibres sont dans la direction de chargement.

Les modes de rupture sont typiques des trois familles précédemment définies : "rupture plane", "rupture en S", "rupture dans la masse". Pour les deux premières, les observations microscopiques ont mis en évidence la présence de nombreuses dents de scie et de rivières.

Tant les caractéristiques mesurées que les observations fractographiques tendent à montrer que, avec le dispositif "ESSAI CUBE" tout au moins, la notion d'interplis ne joue pas de rôle significatif sur le comportement en cisaillement monotone d'un composite unidirectionnel élaboré en autoclave.

CHAPITRE V : ETUDE DU COMPORTEMENT CYCLIQUE EN CISAILLEMENT

V.1) INTRODUCTION

V.2) PROCEDURE EXPERIMENTALE

V.2.1) Machine utilisée et mise en place du dispositif ESSAI CUBE

V.2.2) Mesure des paramètres expérimentaux

V.2.3) Préparation de l'essai

V.3) PROGRAMME D'ESSAIS

V.3.1) Matériau et dimensions des éprouvettes

V.3.2) Conduite des essais de fatigue

V.3.3) Campagne d'essais

V.4) RESULTATS ET DISCUSSIONS

V.4.1) Perte de raideur au cours des essais

V.4.2) Choix de critère de ruine pour le tracé des courbes de Wöhler

V.4.3) Courbes de résistance à la fatigue et comparaison des comportements cycliques inter- et intra-laminaire

V.4.4) Comparaison des résultats d'essais de fatigue par flexion-cisaillement et par l'essai cube

V.4.5) Les modes de rupture

V.4.6) Etude fractographique

V.5) CONCLUSION

CHAPITRE V : ETUDE DU COMPORTEMENT CYCLIQUE EN CISAILLEMENT

V.1) INTRODUCTION

En comparaison avec les matériaux métalliques, on ne trouve encore, dans la littérature, que très peu d'études relatives au comportement des matériaux composites organiques sous sollicitations en cisaillement cycliques (1st Int. Conf. on Fatigue of Composites, 1997).

La raison souvent invoquée en est l'excellente tenue en fatigue de ces matériaux lorsqu'ils sont sollicités dans le sens des fibres. Compte-tenu de la faiblesse des structures en composite en cisaillement, il est pourtant important de s'intéresser au comportement en cisaillement sous sollicitations périodiques, car les contraintes de cisaillement, qui sont souvent considérées négligeables, peuvent néanmoins conduire à la ruine totale d'une structure.

Le tableau III-1 du chapitre III indique que peu de dispositifs permettent de réaliser des essais de cisaillement inter- et intra-laminaire sous chargement cyclique. La très grande sensibilité aux endommagements créés par l'usinage des éprouvettes ne permet pas en pratique de tester convenablement en fatigue des éprouvettes entaillées. Une simple découpe droite à la meule diamantée, éventuellement suivie d'un polissage, suffit déjà à influencer les résultats.

A notre connaissance, les quelques études menées en fatigue sur des matériaux composites stratifiés sollicités en cisaillement se limitent à la caractérisation d'un type de comportement (inter- ou intra-laminaire). Le comportement en fatigue étant très dépendant de la composition du matériau (fraction volumique, taux de porosité, répartition des fibres...) et des facteurs extérieurs (humidité, température...), la comparaison des comportements inter- et intra-laminaire en fatigue nécessite de soigner les conditions expérimentales.

L'objectif de ce chapitre est d'étudier et de comparer, grâce au dispositif Essai Cube, les comportements inter- et intra-laminaire en fatigue sous sollicitation de cisaillement du composite unidirectionnel verre-époxyde. Après avoir présenté la procédure expérimentale et le programme d'essai, nous analyserons le comportement en fatigue par une approche de type Wöhler, et nous tenterons d'interpréter les mécanismes d'endommagement et de rupture mis en jeu. Seules deux des six orientations possibles de l'éprouvette seront ici testées, à savoir les

orientations 12 et 13 pour lesquelles les fibres sont dans la direction de sollicitation. De plus, nous nous limiterons, dans le cadre de cette thèse, à une sollicitation de fatigue ondulée.

Parallèlement à notre étude, F. ROUDET (ROUDET et al, 1996, 1997 ; ROUDET 1998) étudie le comportement cyclique des mêmes matériaux en flexion trois points avec cisaillement prépondérant. Nous comparerons nos résultats à ceux obtenus dans cette étude.

V.2) PROCEDURE EXPERIMENTALE

V.2.1) Machine utilisée et mise en place du dispositif ESSAI CUBE

Les essais ont été effectués sur une machine hydraulique servo-contrôlée ESH, de capacité 10 kN, qui autorise une fréquence de cyclage maximale de 25 Hz pour une amplitude de déplacement de 1 mm. Le logiciel d'acquisition et de pilotage, MECADYN, a été développé au laboratoire. La machine ainsi que son environnement sont présentés à la figure V-1.

La mise en place du dispositif ESSAI CUBE est réalisée de la même façon que pour les essais monotones sur la machine INSTRON (cf. IV-2.1 et ANNEXE 9). Des pièces d'adaptation spécifiques permettent de monter le dispositif sur la machine ESH (ANNEXE 9).

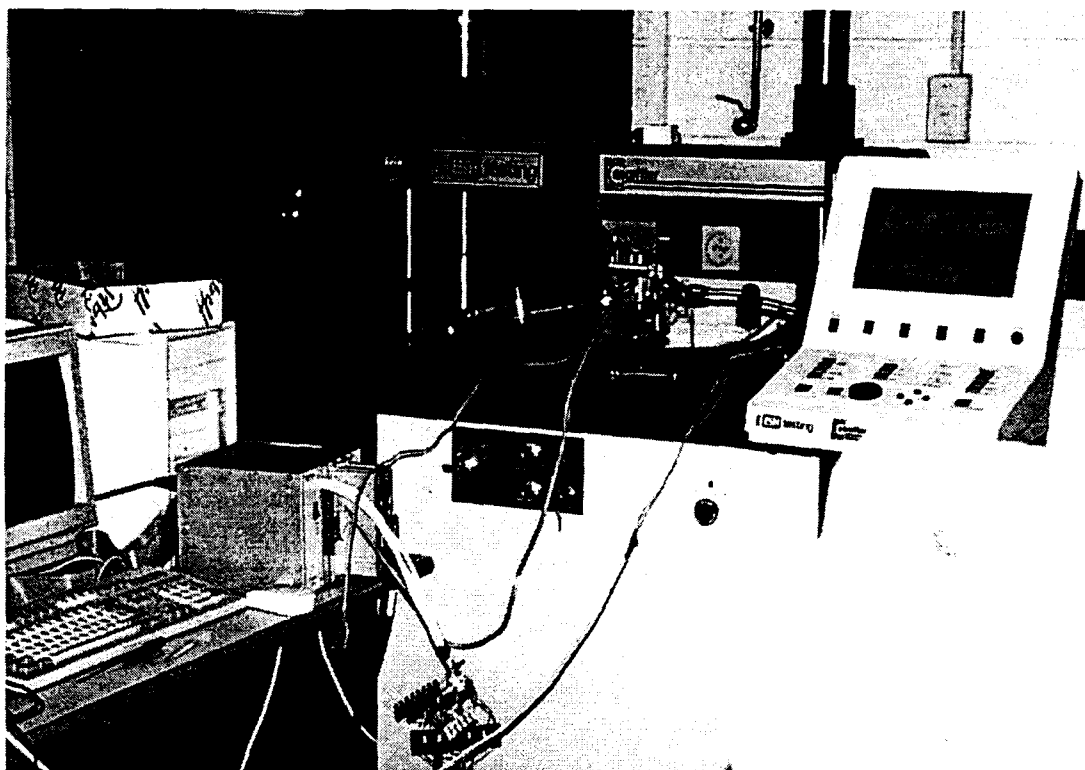


Figure V-1 : machine d'essai ESH et son environnement

V.2.2) Mesure des paramètres expérimentaux

Seuls deux paramètres expérimentaux sont considérés, à savoir le déplacement du mors mobile mesuré à l'aide du capteur LVDT du vérin et la charge mesurée par la cellule de charge de la machine. Il faut noter que le capteur LVDT lié aux mors et utilisé pour les essais monotones n'est pas en mesure de fournir ici une valeur correcte du déplacement relatif des mors compte tenu de la fréquence d'essai utilisée (10 Hz). Les efforts mis en jeu pour les essais de fatigue étant peu élevés, nous avons considéré, à la lumière de l'expérience acquise lors des essais monotones, que la déformation du montage reste raisonnable et ainsi que le déplacement du mors mobile est ici sensiblement proportionnel à celui du vérin. Nous nous situons en effet dans la zone linéaire de la courbe donnée figure IV-3, et la fréquence de sollicitation étant très faible face aux fréquences propres des différentes pièces du montage, aucun phénomène de résonance ne modifie cette courbe. En première approximation, le déplacement du mors mobile sera considéré égal à celui du vérin.

V.2.3) Préparation de l'essai

Les mêmes précautions que pour les essais monotones (cf. IV.2.1 à IV.2.3) sont prises pour les essais de fatigue, y compris le précyclage de positionnement de l'éprouvette dans le montage.

Une attention particulière est portée au contrôle du fonctionnement du système de rattrapage de jeu. Les comparateurs, utilisés antérieurement pour valider l'irréversibilité, sont ici utilisés lors de chaque essai pour chiffrer le matage de l'éprouvette.

V.3) PROGRAMME D'ESSAIS

V.3.1) Matériau et dimensions des éprouvettes

Tous les essais de fatigue ont été effectués sur des éprouvettes usinées dans deux plaques en composite unidirectionnel verre R - époxyde M9 (tableau II-1). Les éprouvettes tirées de la première plaque ont permis d'étudier le comportement de fatigue en cisaillement inter-laminaire 13, celles provenant de la deuxième plaque le comportement de fatigue en

cisaillement intra-laminaire 12. Toutes les éprouvettes sont équipées de talons de 1 mm de type B (cf. paragraphe III.3.4).

Du fait de la faible capacité de la machine, il a été nécessaire de réduire l'épaisseur des éprouvettes à 12 mm au lieu de 18 mm. L'inconvénient de cette modification est que les éprouvettes inter- et intralaminaires sont issues de deux plaques différentes, mais les deux plaques ont été réalisées en même temps et avec le même préimprégné, ont subi le même le même cycle de cuisson et ont été stockées et testées dans les mêmes conditions d'environnement. Les différences pouvant subsister pourraient être dues à un comportement différent lors de la cuisson, provenant de la différence d'épaisseur, ce qui pourrait conduire à une répartition de fibres voire un taux de fibres légèrement différent.

Les éprouvettes de fatigue utilisées ici ne sont donc plus cubiques. Les dimensions des plaques, celles des éprouvettes ainsi que le mode de découpe des plaques sont précisés figure V-2. Quarante éprouvettes inter-laminaires et autant intra-laminaires ont ainsi pu être préparées. Les gammes d'usinage et de contrôle sont identiques à celles des éprouvettes cubiques pour essais monotones.

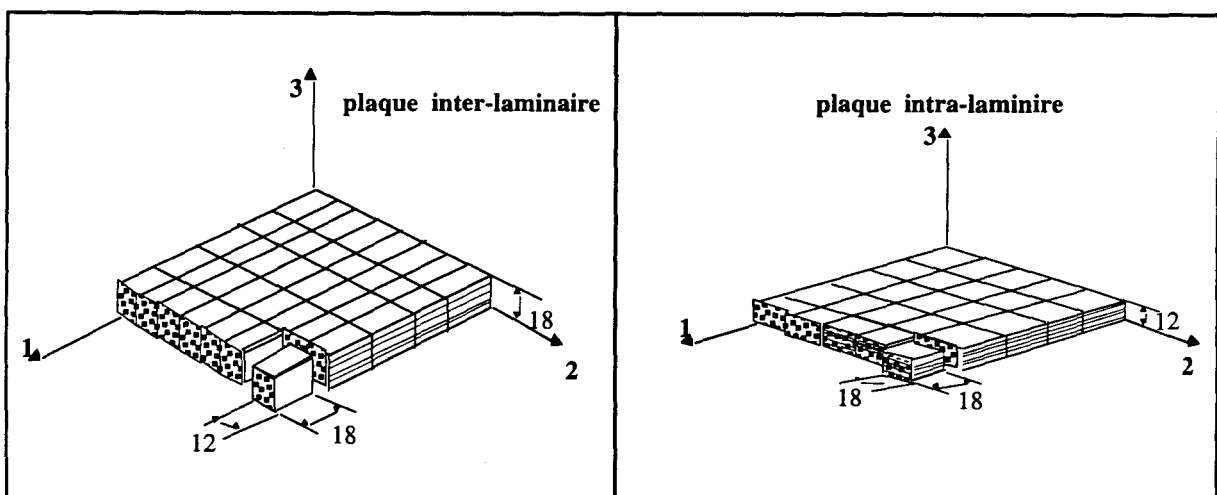


Figure V-2 : découpe des éprouvettes dans les plaques destinées à l'étude du comportement inter- et intra-laminaire

V.3.2) Conduite des essais de fatigue

Des essais préliminaires menés à déplacement contrôlé ont montré que les systèmes de rattrapage de jeu étaient activés de façon progressive et dissymétrique au cours des cycles successifs rendant ainsi inexploitable les résultats sans reconception complète de ces systèmes. En revanche, ce problème n'était qu'à peine perceptible dans des essais préliminaires menés à charge contrôlée.

Tous les essais de fatigue ont donc été conduits en charge (ou contrainte moyenne $\tau = F / S$) contrôlée, sous signal sinusoïdal ondulé, avec un rapport de contrainte $R_\tau = \tau_{\min} / \tau_{\max} = 0,1$ et une fréquence $f=10$ Hz. Les paramètres d'un tel cycle de fatigue sont précisés figure V-3. En cours d'essai, on effectue l'acquisition du déplacement du vérin ainsi que de la charge mesurée par la cellule, ce qui permet de mesurer en permanence la perte de raideur de l'éprouvette et donc de suivre en continu l'évolution de l'endommagement. En effet, dans le cas d'un essai à charge imposée, lorsque le matériau s'endommage, sa raideur diminue, et donc une même variation de contrainte se traduit par une augmentation de la variation de déformation, et donc une augmentation de la variation du déplacement du vérin. Les essais de fatigue sont conduits jusqu'à rupture finale des éprouvettes.

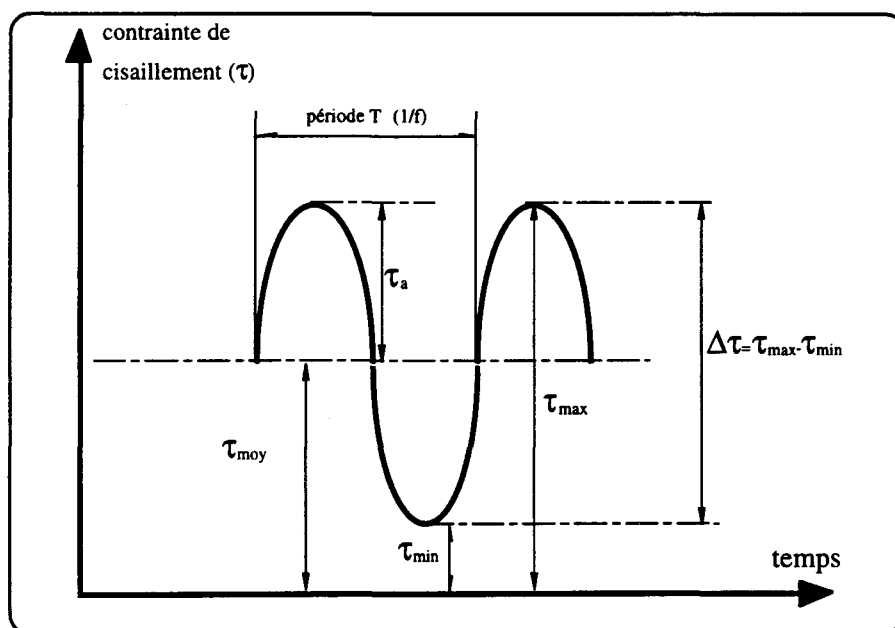


Figure V-3 : paramètres caractéristiques d'un cycle de fatigue

La valeur de R_r de 0,1 a été choisie pour garder des conditions d'essai comparables avec celles adoptées dans la thèse de F. ROUDET (1998).

On est bien souvent tenté de réduire la durée des essais en augmentant la fréquence. Ceci peut induire des phénomènes d'échauffements internes qui, du fait de la mauvaise conductibilité des fibres et de la résine, ne peuvent se dissiper. D'après les travaux de MANDELL (1982), l'influence de ces effets internes est négligeable à condition de ne pas dépasser 10 Hz en traction, ou 30 Hz en flexion.

CHESNEAU (1988) a montré que la température a une influence néfaste sur la tenue en fatigue pour un composite carbone/époxyde sous sollicitation de traction ondulée. En revanche, HAHN (1983) prétend que l'élévation de la température ne paraît pas conduire à une dégradation accélérée en fatigue pour un verre/époxyde à moins que les fibres n'en soient directement affectées ; il a observé en effet que la courbe S-N dépend peu de la température.

Suite à ces remarques, le choix de la fréquence du cyclage a été limité à 10 Hz pour tenir compte de l'échauffement possible de l'éprouvette dû aux contraintes de cisaillement. Nous avons toutefois voulu quantifier l'échauffement pour ces conditions d'essais. Quelques éprouvettes ont ainsi été testées avec un thermocouple logé au fond d'un petit alésage à mi-épaisseur et positionné au centre de la zone cisailée (à l'endroit où les contraintes de cisaillement sont importantes). Ces essais ont montré que, pour la fréquence de 10 Hz choisie, l'élévation de température n'excède pas 7° dans la zone utile de l'éprouvette.

V.3.3) Campagne d'essais

Pour l'ensemble de la campagne d'essais, environ trente éprouvettes ont pu être testées pour l'orientation 13 et une vingtaine pour l'orientation 12.

Six niveaux de chargement ont été choisis. Le tableau V-1 indique les paramètres du cycle de contrainte pour ces niveaux. Comme pour les orientations 12 et 13 la contrainte de cisaillement à rupture en conditions monotones est $\tau_{\text{rupture statique}} = 68 \text{ MPa}$, le dernière colonne

du tableau indique à titre d'information la valeur en pourcentage du rapport $\tau_{\max}/\tau_{\text{rupture statique}}$ correspondant.

$f=10$ Hz $S=216$ mm ² $R\tau=0,1$	F_{\max} (kN)	τ_{\max} (MPa)	τ_a (MPa)	τ_{moy} (MPa)	$\tau_{\max}/\tau_{\text{rupture statique}}$ (%)
Niveau 1	6	27,8	12,5	15,3	41
Niveau 2	6,9	31,9	14,3	17,5	47
Niveau 3	7,9	36,6	16,5	20,1	54
Niveau 4	8,4	38,7	17,4	21,3	57
Niveau 5	8,8	40,7	18,3	22,4	60
Niveau 6	9,2	42,6	19,2	23,4	63

Tableau V-1 : paramètres d'essai pour chaque niveau de chargement

Le tableau V-2 indique, pour chaque orientation, le nombre d'essais effectués même s'ils ne sont pas tous complètement exploitables.

	niveau 1	niveau 2	niveau 3	niveau 4	niveau 5	niveau 6
orientation 12	0	2	5	0	6	5
orientation 13	1	3	6	8	9	5

Tableau V-2 : nombre d'essais réalisés

V.4) RESULTATS ET DISCUSSIONS

V.4.1) Perte de raideur au cours des essais

Un des problèmes majeurs de l'analyse du comportement en fatigue des composites est le suivi de la dégradation des caractéristiques mécaniques en cours d'essai.

Les mécanismes d'endommagement en fatigue dans les matériaux composites sont très différents de ceux rencontrés dans les métaux pour lesquels on observe généralement l'amorçage de microfissures le plus souvent en surface, leur croissance et leur coalescence en une fissure macroscopique, qui se propage jusqu'à la rupture finale de l'éprouvette.

La rupture par fatigue des composites met quant à elle en jeu un certain nombre de mécanismes, micro ou mésoscopiques, au sein même du volume du matériau. En particulier, l'amorçage des fissures, fréquemment dû à des défauts internes (porosités...), est souvent localisé à l'intérieur même du matériau.

Cet endommagement interne dans les matériaux composites est très difficile à détecter et à localiser à cause du caractère hétérogène de ces matériaux. Les mécanismes d'endommagement qui sont observés dans les composites sont divers : ruptures de fibres, fissurations de la matrice, fissurations aux interfaces (décohésion). Ces mécanismes sont le plus souvent présents simultanément et il est très difficile de comprendre et encore plus de prévoir a priori lequel de ces mécanismes d'endommagement domine et est responsable de la rupture finale.

Un des indicateurs d'endommagement les plus employés est le suivi de la chute de module, mesuré, en principe, à partir de la pente des courbes contrainte - déformation. Dans la présente étude, nous avons choisi de suivre l'endommagement durant le cyclage par la chute du module de cisaillement correspondant à la partie linéaire des courbes τ - γ . Comme les niveaux de chargement appliqués sollicitent le matériau dans cette partie linéaire, suivre cette chute revient à suivre le déplacement maximal du vérin au cours d'un essai à charge imposée, de façon à obtenir une indication de la perte de raideur en fonction du nombre de cycles. Il faut toutefois savoir que cet indicateur - phénoménologique et macroscopique - n'est pas susceptible de détecter les endommagements microscopiques qui interviennent dans les premiers stades de la dégradation des matériaux (PUGET 1988; DIBOINE 1990).

Pratiquement, nous avons choisi de suivre l'évolution au cours du cyclage de la valeur crête (valeur maximale) du déplacement du vérin, comme le montre la figure IV-4.

Le déplacement, noté d_N , correspondant au cycle N , a été normalisé par la valeur du déplacement initial d_1 au premier cycle. Pour se conformer à l'usage qui fait que l'on exprime souvent le développement de l'endommagement par un indicateur numérique variant de 1 (état initial) à 0 (état rompu), nous avons donc finalement choisi comme indicateur le rapport d_1 / d_N .

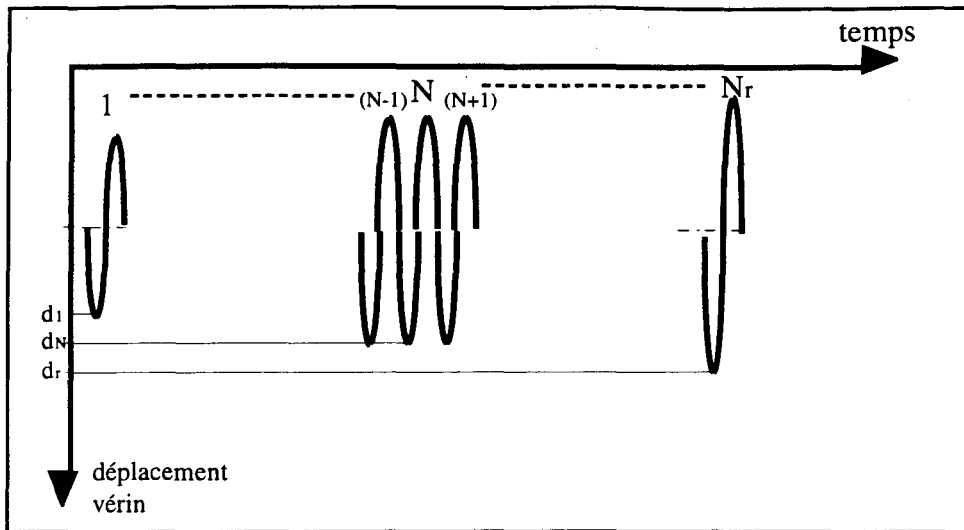


Figure V-4 : choix du paramètre de perte de raideur

A noter que, comme la machine est équipée d'un système de contrôle des paramètres d'asservissement (modification dynamique du gain), la stabilisation de ces paramètres, et donc la consigne d'essai, ne sont réellement atteintes qu'après environ 50 cycles. De ce fait, le dépouillement ne débute qu'après ces cycles transitoires.

La pente de raideur en cisaillement durant les essais de fatigue, exprimé par d_1 / d_N , est montré - en diagramme semi-logarithmique - respectivement :

- aux niveaux 1 et 2 les plus bas, pour les cisaillements inter-laminaire (13) et intra-laminaire (12), dans la figure V-5,
- pour le cisaillement inter-laminaire (13), aux niveaux 3, 4, 5 et 6, dans les figures V-6, V-7, V-8 et V-9 respectivement,
- pour le cisaillement intra-laminaire (12), aux niveaux 3, 5 et 6, dans les figures V-10, V-11 et V-12 respectivement.

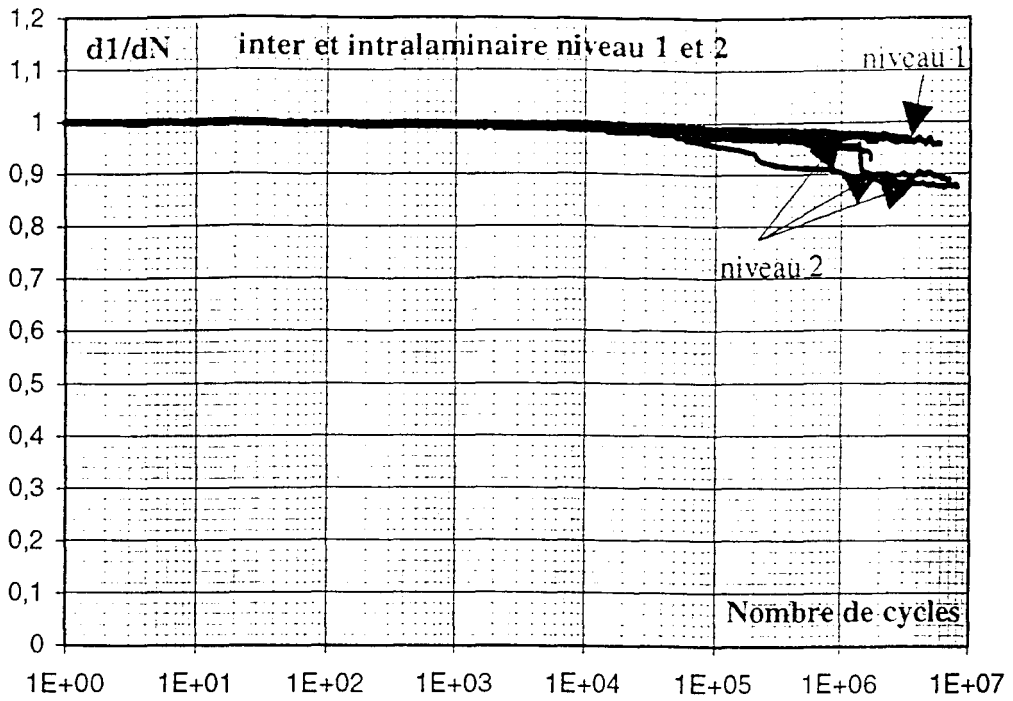


Figure V-5 : perte de raideur en cisaillement inter et intra-laminaire (orientations 12 - 13) en fonction du nombre de cycles (niveau 1 et 2)

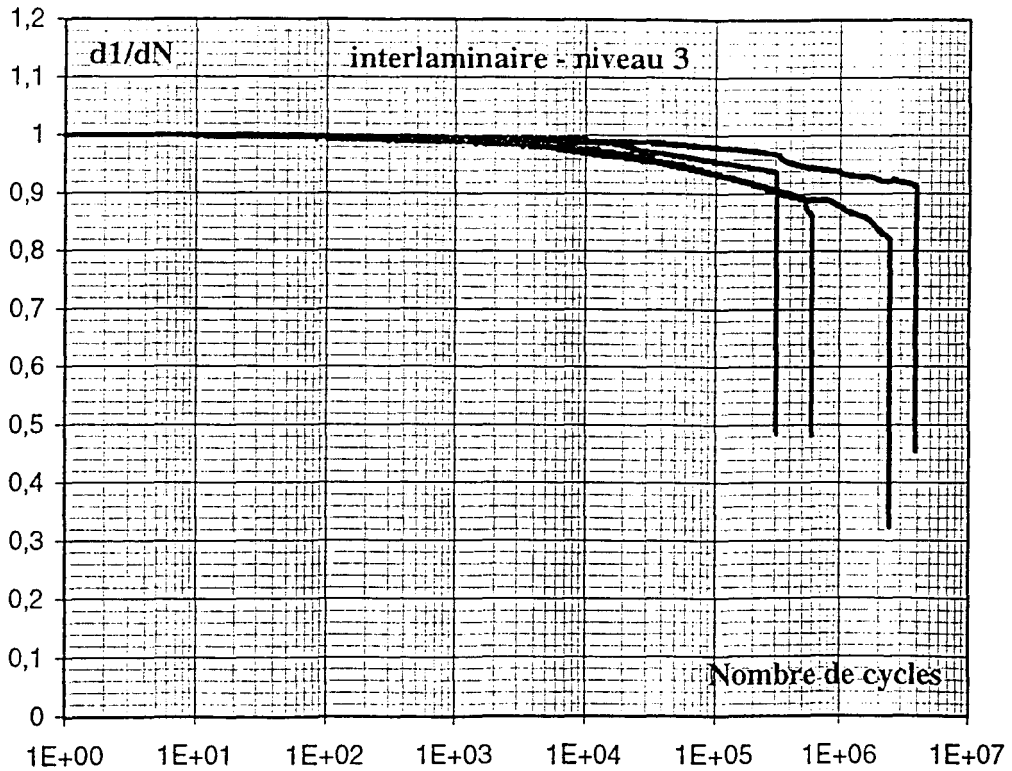


Figure V-6 : perte de raideur en cisaillement inter-laminaire (orientation 13) en fonction du nombre de cycles - (niveau 3)

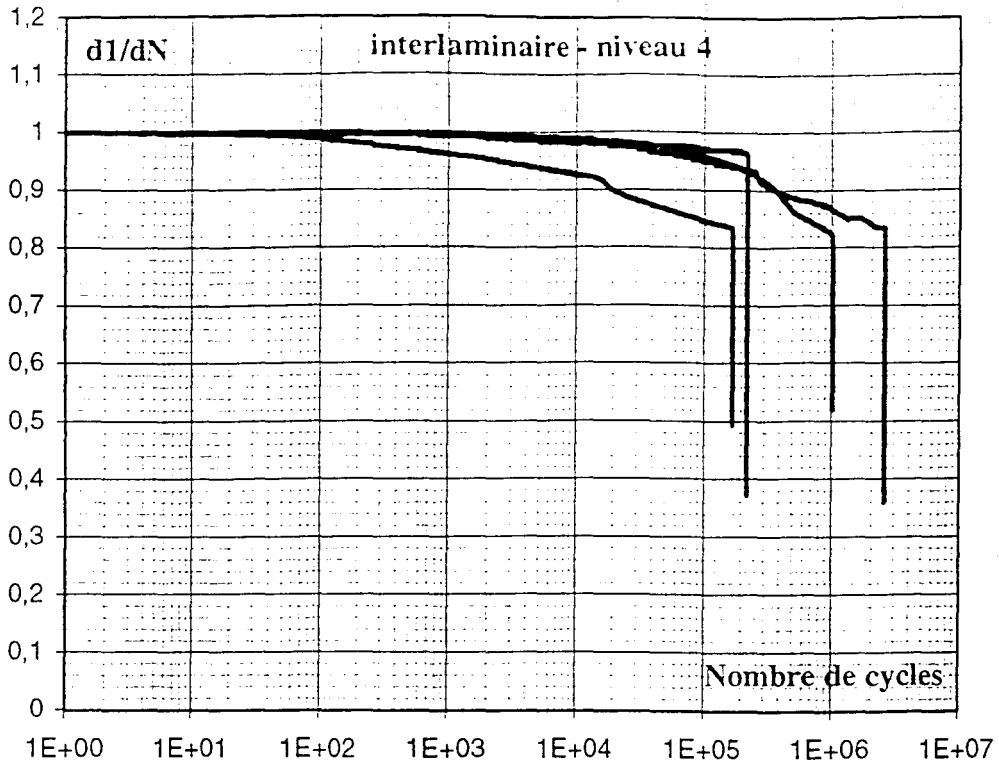


Figure V-7 : perte de raideur en cisaillement inter-laminaire (orientation 13) en fonction du nombre de cycles (niveau 4)

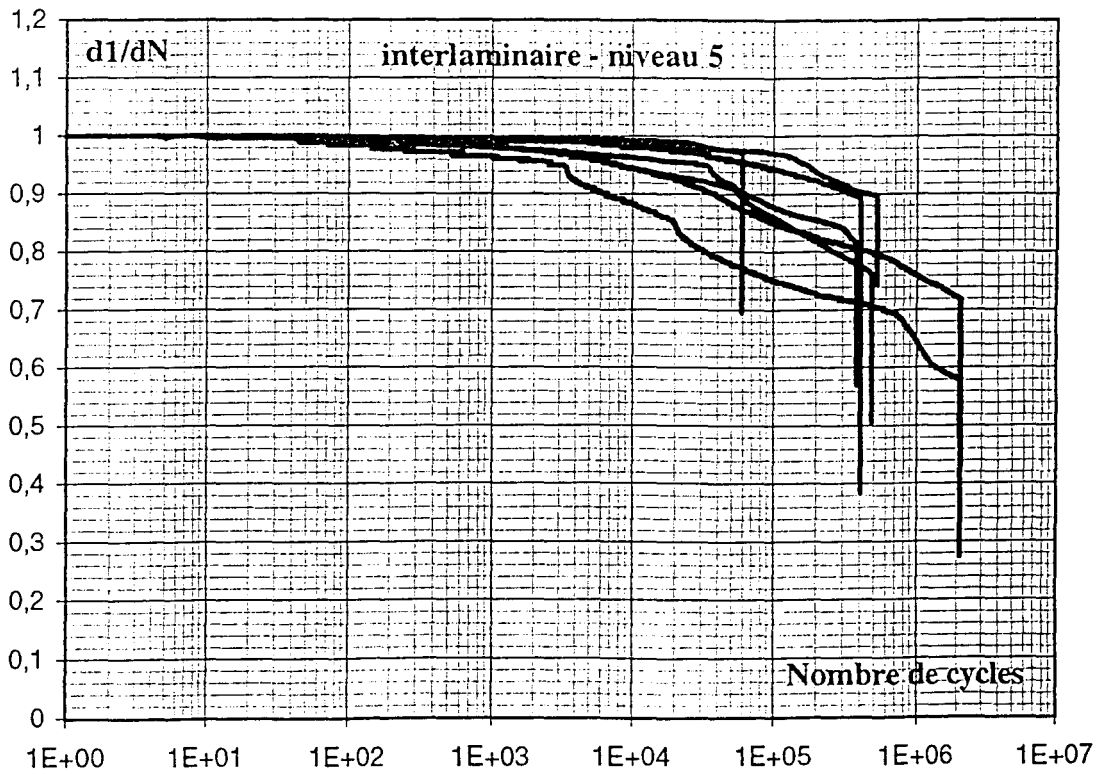


Figure V-8 : perte de raideur en cisaillement inter-laminaire (orientation 13) en fonction du nombre de cycles (niveau 5)

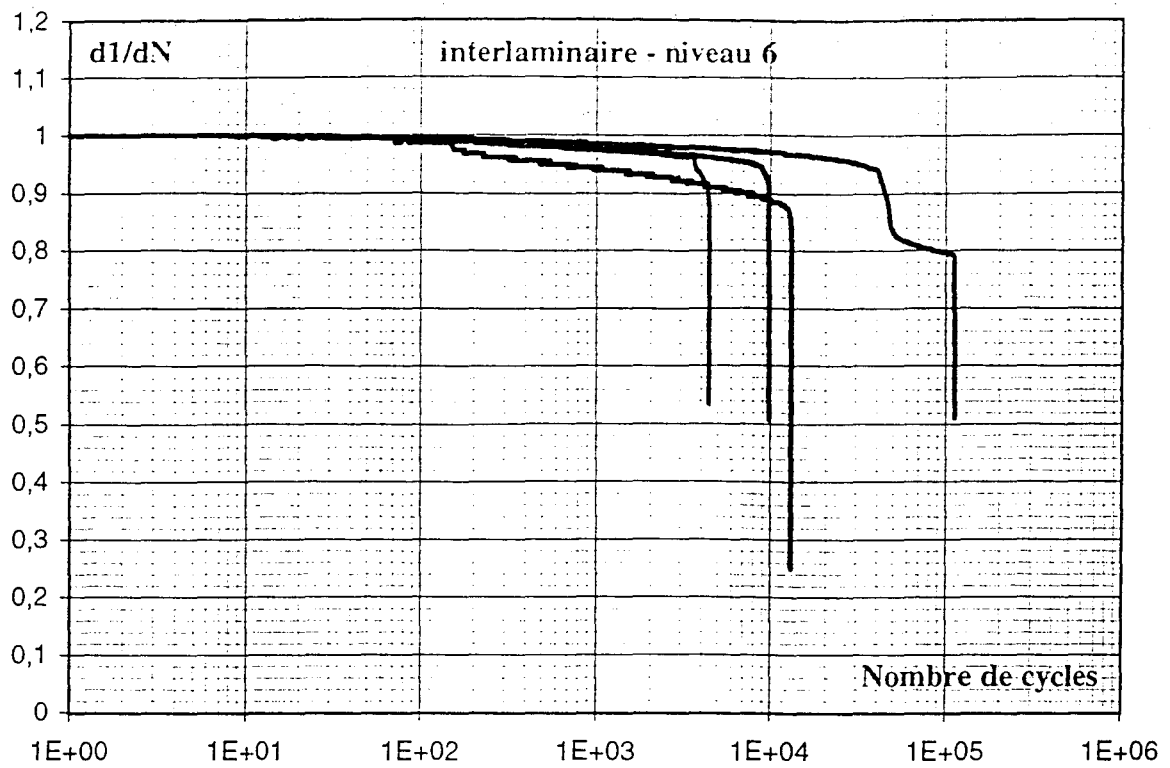


Figure V-9 : perte de raideur en cisaillement inter-laminaire (orientation 13) en fonction du nombre de cycles (niveau 6)

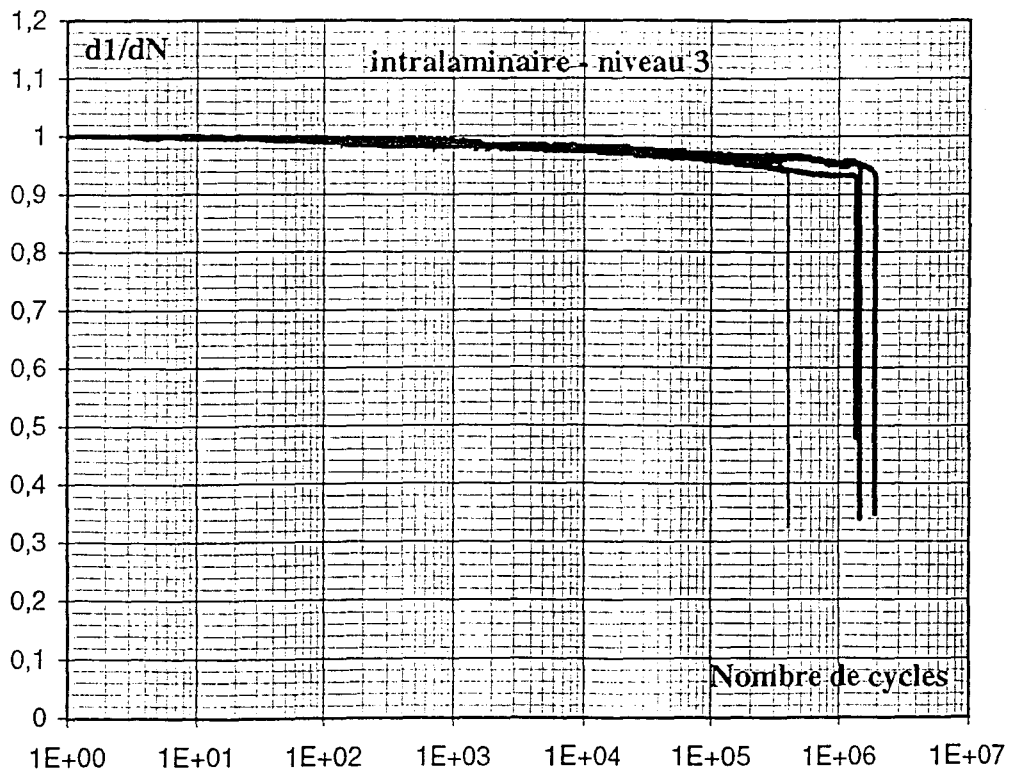


Figure V-10 : perte de raideur en cisaillement intra-laminaire (orientation 12) en fonction du nombre de cycles (niveau 3)

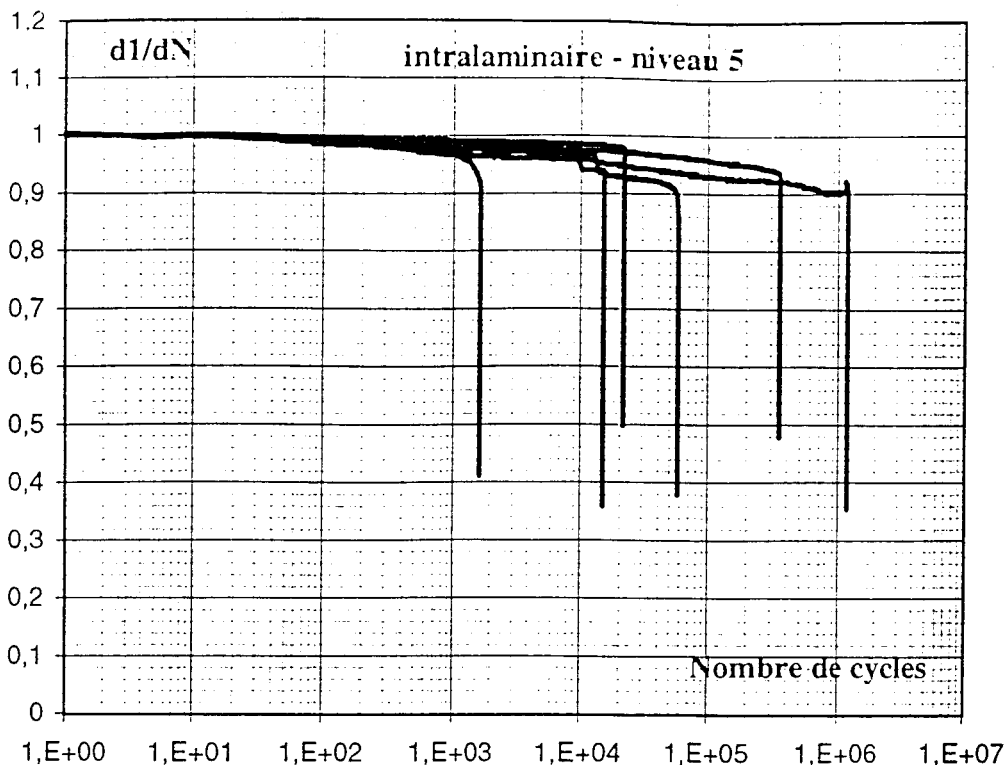


Figure V-11 : perte de raideur en cisaillement intra-laminaire (orientation 12) en fonction du nombre de cycles (niveau 5)

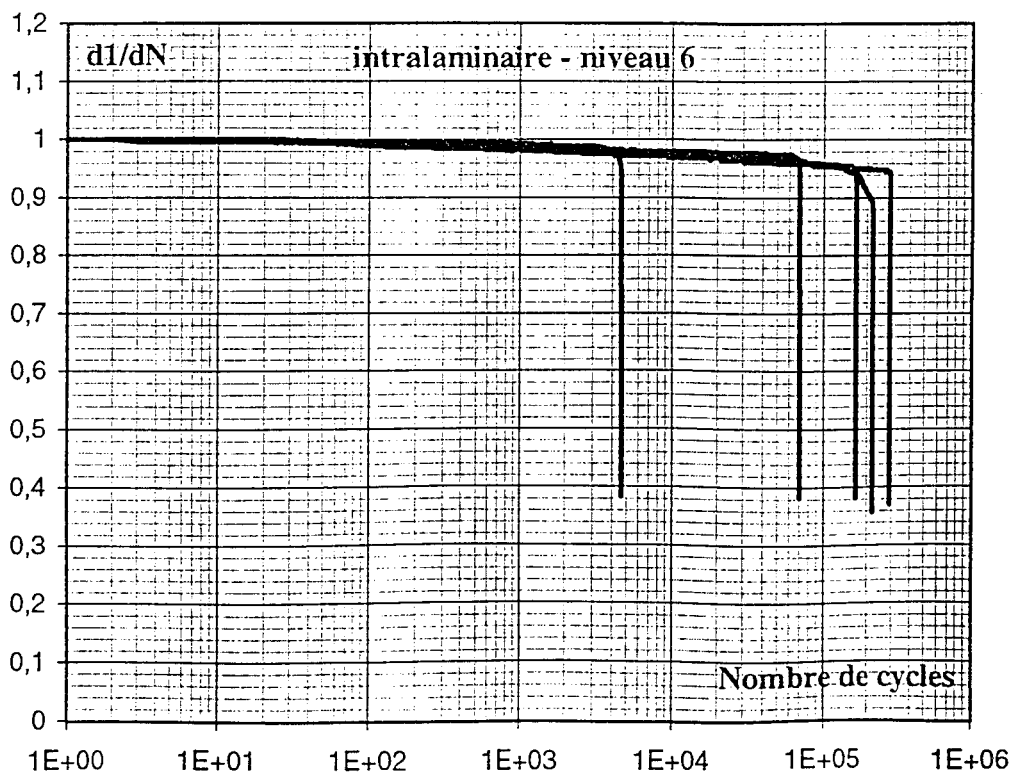


Figure V-12 : perte de raideur en cisaillement intra-laminaire (orientation 12) en fonction du nombre de cycles (niveau 6)

Le comportement en fatigue du composite unidirectionnel étudié, tant sous sollicitation de cisaillement inter- (13) qu'intra-laminaire (12), peut être décrit à partir des courbes précédentes de perte de rigidité d_1 / d_N au cours du cyclage.

Toutes les courbes présentent une allure commune, caractérisée par deux phases. La première phase correspond à une décroissance progressive de la raideur apparente du matériau. De façon plus précise, cette décroissance n'est sensible qu'après les quelques 100 à 1000 premiers cycles, suivant les essais ; elle s'accroît ensuite d'autant plus que la durée de vie augmente ; elle peut procéder, dans un certain nombre de cas, par chutes partielles plus rapides se traduisant sur les courbes par un ou plusieurs décrochements successifs. La deuxième phase correspond à la rupture brutale. Gouvernée par le cisaillement, celle-ci apparaît dès que la section cisailée n'a plus la résistance suffisante pour résister aux contraintes de cisaillement (donc à la charge imposée).

Une dispersion, assez significative, apparaît nettement en terme de nombre de cycles à rupture, et ceci aux différents niveaux et pour les deux orientations 12 et 13.

Enfin, dans le respect de cette allure commune, des différences sont visibles entre l'ensemble des courbes relatives à l'orientation 13 comparé à l'ensemble des courbes relatives à l'orientation 12. Dans ce dernier cas, la transition entre les deux phases se produit quand d_1 / d_N atteint des valeurs de l'ordre de 0,95 - 0,90, tandis que dans le premier, d_1 / d_N peut n'atteindre que 0,8, voire même moins, avant que la rupture finale ne se produise. De plus, la décroissance observée durant la première phase est plus accentuée, parfois plus rapide, et procède par des décrochements un peu plus marqués et nombreux dans le cas de l'orientation 13 que de l'orientation 12.

La perte de raideur observée durant la première phase est attribuable à un endommagement microscopique dans le volume du matériau, qui peut provenir de la sollicitation de cisaillement (perte de raideur en cisaillement de toute la zone centrale) ou de la composante de compression parasite (perte de raideur en compression des talons et de la zone située sous les talons). Comme nous le verrons par la suite, la composante de compression ne peut être négligée mais le fait que la perte de rigidité globale soit plus importante dans le cas du cisaillement inter-laminaire semble indiquer que le comportement global est principalement influencé par celui du cisaillement. Les divers décrochements observés semblent pouvoir être

reliés à des endommagements et ruptures plus localisés au niveau des zones de surcontrainte sous les appuis.

V.4.2) Choix de critère de ruine pour le tracé des courbes de Wöhler

L'exploitation classique des résultats de fatigue consiste à tracer la contrainte appliquée en fonction du nombre de cycles à rupture N_r . Ces diagrammes, dits "de Wöhler" ou courbes S-N, présentent le plus souvent une asymptote horizontale qui définit la limite d'endurance du matériau.

Le nombre de cycles à rupture N_r correspond ici au critère de ruine classique, à savoir la rupture complète de l'éprouvette en deux parties distinctes. Ce critère, au regard des courbes d'évolution de la raideur présentées précédemment, inclut l'intégralité des deux phases décrites ci-avant, et donc les éventuels décrochements successifs. Il nous est alors apparu judicieux, pour mieux analyser la tenue en fatigue, de définir des critères de ruine permettant de ne pas prendre en compte dans la durée de vie ces pertes de raideur finales. Nous avons ainsi défini deux autres critères de ruine correspondant à des pertes de rigidité, représentées par l'indicateur de rigidité d_1 / d_N , de 5% et de 3%. Ces critères conduisent respectivement, comme le montre la figure V-13, aux durées de vie $N_{5\%}$ et $N_{3\%}$.

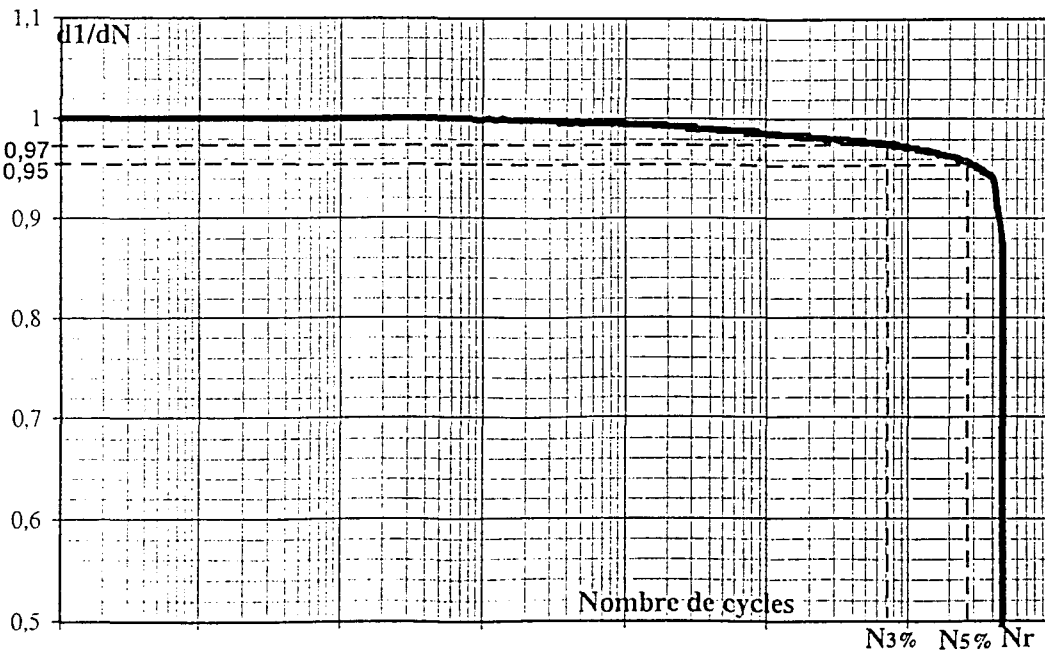


Figure V-13 : les différents critères de ruine et les durées de vie associées

V.4.3) Courbes de résistance à la fatigue et comparaison des comportements cycliques inter- et intra-laminaire.

Les figures V-14, V-15 et V-16 comparent, sur des mêmes diagrammes semi-logarithmiques, les résultats des essais de fatigue en cisaillement inter-laminaire 13 et en cisaillement intra-laminaire 12, respectivement pour la ruine complète de l'éprouvette, une perte de rigidité de 5% et une perte de rigidité de 3%. L'axe des ordonnées donne la contrainte de cisaillement maximale τ_{\max} et l'axe des abscisses, N_r , $N_{5\%}$ ou $N_{3\%}$ respectivement.

A noter que le point représenté par un symbole ouvert (\circ , figure V-14) correspond à une rupture de l'éprouvette prématurée différente de celle des autres : la rupture s'est produite dans le mors fixe, contrairement à toutes les autres éprouvettes. Il ne faut donc pas considérer comme valide le résultat de cet essai particulier.

Les premiers enseignements que l'on peut tirer de ces figures sont les suivants :

- ⇒ la mise en évidence d'une dispersion importante des durées de vie, et ce, à tous les niveaux de contrainte : une dispersion d'un à deux ordres de grandeur est fréquente,
- ⇒ le choix du critère de ruine, rupture complète ou perte de rigidité à 5% ou 3%, ne réduit pas cette dispersion,
- ⇒ enfin, l'orientation de l'éprouvette dans le montage, 13 ou 12, n'influe guère, dans le domaine exploré, sur les résultats : ni sur les durées de vie obtenues, ni sur la dispersion.

Nous avons choisi de modéliser ces résultats expérimentaux par la loi de Wöhler qui s'écrit :

$$\tau_{\max} = A - B \log N \quad (\text{IV-1})$$

où τ_{\max} est la contrainte de cisaillement maximale, N le nombre de cycles correspondant au critère de ruine adopté, et A et B des constantes du matériau.

Un calcul par régression linéaire nous a permis d'identifier les valeurs des coefficients A et B de la loi de Wöhler pour chaque critère de ruine adopté et ceci tant pour le cisaillement inter-laminaire 13 qu'intra-laminaire 12. Les droites correspondantes sont également tracées dans les figures V-14 à V-16, et les coefficients A et B sont donnés, pour chacun des critères de ruine, dans le tableau V-3 pour le cisaillement inter-laminaire 13, et dans le tableau V-4 pour

le cisaillement intra-laminaire 12. Ces tableaux donnent aussi les coefficients de corrélation des droites de régression linéaire.

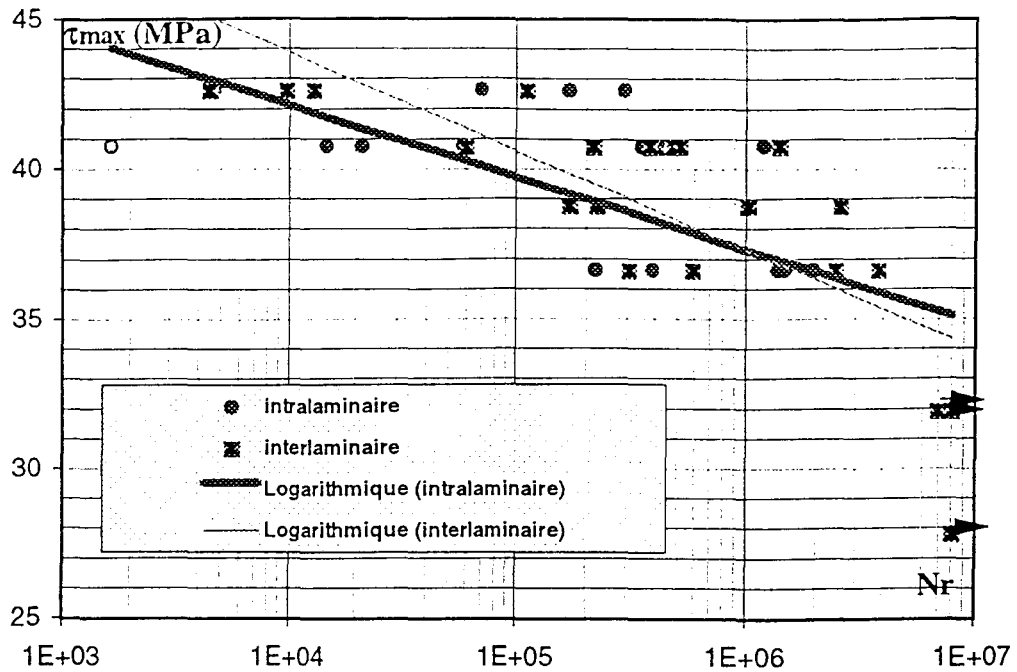


Figure V-14 : diagramme de Wöhler en cisaillements inter- et intra-laminaire exprimé en fonction du nombre de cycles à rupture

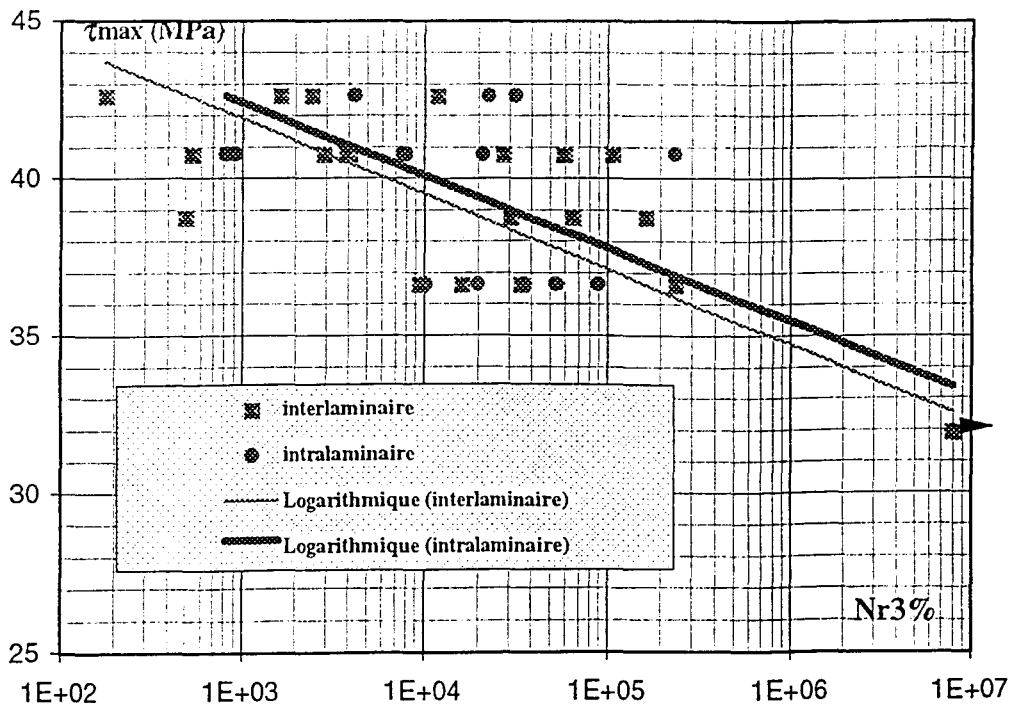


Figure V-15 : diagramme de Wöhler en cisaillements inter- et intra-laminaire exprimé pour le critère de perte de rigidité de 3%

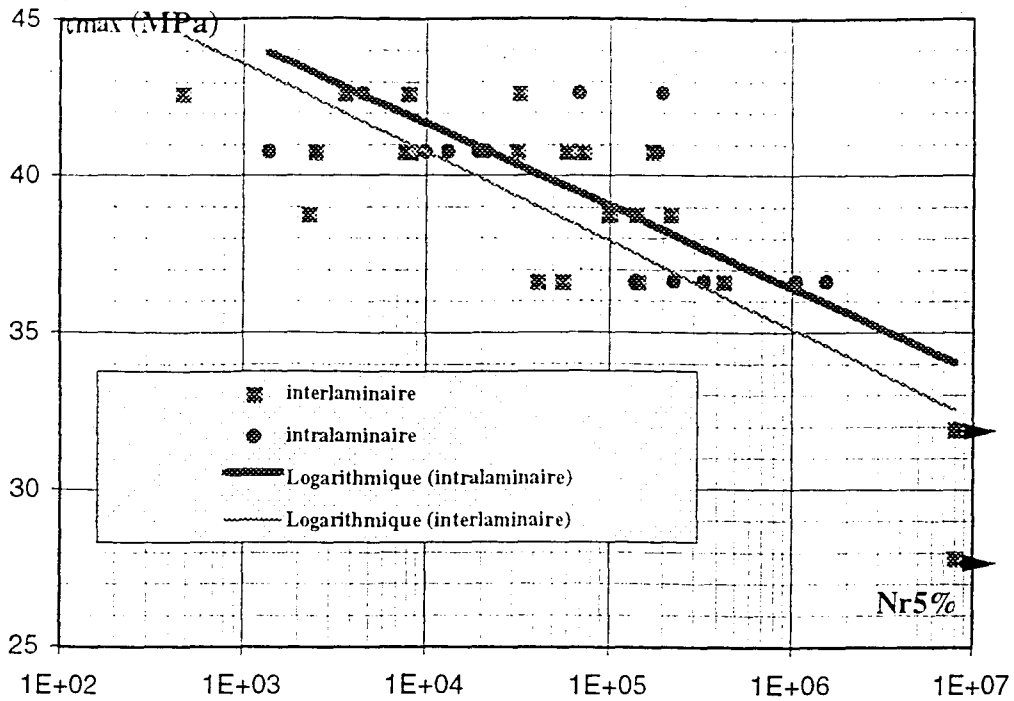


Figure V-16 : diagramme de Wöhler en cisaillement inter- et intra-laminaire exprimé pour le critère de perte de rigidité de 5%

critère de ruine	A (MPa)	B	coefficient de corrélation	écart (%) entre A et la contrainte à rupture en cisaillement monotone ($\tau = 68 \text{ MPa}$)
rupture	57,1	-1,43	0,6	16
5% de perte de rigidité	52,7	-1,32	0,58	22,5
3% de perte de rigidité	49,5	-1,14	0,45	27

Tableau V-3 : paramètres des lois de Wöhler en cisaillement inter-laminaire 13

critère de ruine	A (MPa)	B	coefficient de corrélation	écart (%) entre A et la contrainte à rupture en cisaillement monotone ($\tau = 68 \text{ MPa}$)
rupture	46,6	-0,96	0,44	31
5% de perte de rigidité	52,2	-1,13	0,6	23
3% de perte de rigidité	49,3	-1	0,52	27,5

Tableau V-4 : paramètres des lois de Wöhler en cisaillement intra-laminaire 12

Ces tableaux V-3 et 4 montrent que les coefficients de corrélation des droites de Wöhler établies pour les deux types de cisaillement sont très faibles, traduisant d'une part l'importante dispersion observée sur les durées de vie (un à deux ordres de grandeur), et d'autre part, une possible non-adaptation d'une telle relation linéaire dans un diagramme semi-logarithmique. Un modèle, comme celui de Basquin, correspondant à une relation linéaire dans un diagramme bi-logarithmique aurait sans doute apporté une légère amélioration de ces coefficients de corrélation, sans bien entendu réduire pour autant la dispersion observée sur les durées de vie.

Cette dispersion est principalement liée, d'une part, à la nature hétérogène des composites (et plus particulièrement à la distribution des défauts), et d'autre part, à tous les événements précédant la rupture en fatigue. Ceux-ci dépendent d'une série de processus aléatoires dont la conjugaison se traduit par une importante dispersion dans les résultats de durée de vie entre les éprouvettes soumises à un même niveau de chargement et sollicitées dans les mêmes conditions.

Comme nous l'avons vu, la dispersion sur les durées de vie n'est que peu réduite quand on choisit comme critère de ruine une perte de rigidité de 5 ou de 3% (c'est-à-dire quand on ne considère pas, dans la durée de vie, les nombres de cycles correspondant aux décrochements partiels successifs visibles sur les figures V-5 à 12).

Quel que soit le critère de ruine adopté, on ne constate dans le domaine étudié qu'un faible écart entre les droites de Wöhler correspondant au cisaillement inter-laminaire 13 et au cisaillement intra-laminaire 12.

Quand on ne considère plus que les figures V-15 et 16 correspondant aux durées de vie corrigées, la droite de Wöhler dans le cas du cisaillement inter-laminaire est située légèrement en-dessous de celle du cisaillement intra-laminaire. Deux explications peuvent être envisagées : soit la durée de vie est réellement inférieure dans le cas du cisaillement inter-laminaire (faiblesse due à l'influence de l'interpli), soit la différence est due à la nature des faces avant et arrière de l'éprouvette. En effet, dans le cas des essais intra-laminaires, celles-ci ne sont pas usinées (présence d'un léger excédent de matrice) alors que dans le cas inter-laminaire elles le sont. Les

défauts générés par cet usinage peuvent à eux seuls expliquer la légère différence observée. Une telle influence éventuelle de l'usinage n'avait pas été constatée dans le cas des essais monotones, moins sensibles toutefois à de telles différences d'usinage ou de préparation.

La très grande dispersion observée sur les durées de vie nous incite plutôt à penser qu'en terme de résistance à la fatigue, le comportement en fatigue en cisaillement inter-laminaire 13 et le comportement en fatigue en cisaillement intra-laminaire 12 sont pratiquement identiques, au moins dans le domaine de durée de vie exploré.

D'un point de vue endurance illimitée, aucun des essais menés pour les valeurs de contraintes maximales inférieures ou égales à 32 MPa n'a conduit à une rupture avant $8 \cdot 10^6$ cycles. Pour ces valeurs de contrainte, de l'ordre de la moitié de la contrainte à rupture en cisaillement monotone, il semble que nous sommes proches de la limite de fatigue, si elle existe, ou tout au moins de la limite d'endurance conventionnelle à 10^7 cycles.

Bien que les coefficients du modèle de Wöhler aient été identifiés - dans le cadre du présent travail - dans un domaine variant de plusieurs centaines à quelques millions de cycles, il peut être tentant d'extrapoler ces droites, comme le font de nombreux auteurs, jusqu'à une rupture en un cycle, c'est à dire jusqu'à un essai monotone. On peut alors comparer la constante A du modèle de Wölher, correspondant à la rupture pour $N_f=1$, avec la valeur de la contrainte à rupture en cisaillement monotone τ_r .

La colonne de droite des tableaux V-3 et 4 donnent les écarts (en %) entre les valeurs de A et $\tau_r=68$ MPa, qui est la valeur commune obtenue au chapitre IV en cisaillement monotone pour les orientations 13 (inter-laminaire) et 12 (intra-laminaire). Les différentes valeurs de A obtenues sont de l'ordre de 20 à 30% de τ_r . Bien sûr, on peut être tenté d'expliquer ces écarts en mettant en cause l'extrapolation d'un modèle linéaire, qui ne permet pas de donner une allure de la courbe de durée de vie pertinente en dehors du domaine d'endurance limitée où on dispose de points expérimentaux. On peut aussi invoquer la valeur elle-même de τ_r correspondant à la rupture en cisaillement monotone. Compte tenu de l'importante sensibilité à la vitesse de sollicitation des caractéristiques mécaniques des composites, il faudrait, en toute

rigueur, considérer la valeur de la contrainte à rupture dans un essai de cisaillement monotone conduit à la même vitesse de sollicitation que les essais de fatigue. Tous nos essais monotones ont été conduits avec une vitesse de déplacement du vérin de 1,5 mm/min, environ 160 fois plus faible que pour les essais de fatigue. La valeur τ_r qu'il aurait fallu prendre aurait donc été plus nettement plus élevée que 68 MPa, accentuant encore les écarts entre cette valeur et celle du coefficient A. On peut donc en conclure que, pour notre étude, l'extrapolation des résultats de fatigue jusqu'au résultat monotone n'est pas acceptable. On se souviendra que le but recherché par nombre d'auteurs dans cette extrapolation est de tenter de prédire le comportement cyclique à partir du comportement monotone dont la caractérisation est évidemment beaucoup plus simple et économique. Ayant pu relier dans certains cas le paramètre A à la contrainte monotone à rupture, certains auteurs vont plus loin en cherchant aussi une relation entre les paramètres A et B (MANDELL 1982 (en traction), FIORE 1988, FOURNIER 1992 (en flexion)). Notons que l'existence d'une relation linéaire $A=f(B)$, dépendante d'ailleurs du procédé de fabrication, n'a pu être mise en évidence que pour des composites à fibres de verre.

V.4.4) Comparaison des résultats d'essais de fatigue par flexion-cisaillement et par l'essai cube

Le but de ce paragraphe est de comparer les résultats de fatigue sur le matériau RM9 sous sollicitation de cisaillement par le dispositif essai cube, avec les résultats obtenus par F. ROUDET (1998) en flexion 3 points avec cisaillement prépondérant ($L/h=7,5$; L étant la distance entre les deux plots fixes et h l'épaisseur de l'éprouvette). ROUDET a également étudié le comportement cyclique en cisaillement inter- (13) et intra-laminaire (12).

Avant d'effectuer la comparaison de nos résultats respectifs, nous résumons ci-après les principaux résultats qu'elle a obtenus. Ses essais ont été conduits à une fréquence de 10 Hz sur la même machine ESH que celle que nous avons utilisée. Toutefois, les essais de flexion-cisaillement ont été pilotés en flèche imposée ($R_f = 0,1$) pour quatre niveaux d'amplitude de flèche (0,5 ; 0,6 ; 0,7 et 0,8 mm). La rupture correspond à la fissuration brutale de l'éprouvette dans son plan moyen d'un des côtés du plot fixe central.

La figure V-17 présente quelques courbes illustrant l'évolution de la charge maximale au cours du cyclage. On peut noter qu'à la même amplitude de flèche, les niveaux de charge obtenus sont un peu plus élevés pour le cisaillement intra-laminaire (noté RM9-12 sur cette figure) que pour le cisaillement inter-laminaire (noté RM9-13).

La figure V-18 présente les résultats de résistance à la fatigue en termes d'amplitude de flèche f_a - nombre de cycles à la défaillance, ou pseudo-courbes de Wölher. Le nombre de cycles à la défaillance est défini à 10% de perte de charge, comme l'a préconisé FIORE (1996). Ce nombre de cycles est ici très voisin du nombre de cycles à la rupture. On observe que les durées de vie obtenues sont comparables à niveau intermédiaire ($f_a = 0,6$ mm), tandis qu'à haut niveau les durées de vie en cisaillement intra-laminaire 12 sont supérieures à celles obtenues en cisaillement inter-laminaire 13 (facteur 10 au niveau $f_a = 0,8$ mm). L'auteur interprète ces résultats par la nature des surfaces latérales, où, comme cela a été montré en flexion-cisaillement, les fissures s'amorcent. Dans le cas inter-laminaire 13, les faces latérales sont usinées, tandis que les plots sont en appui sur les surfaces non usinées gardant trace du feutre de pompage (résine). Cet usinage entraîne des défauts de surface, sites ponctuels d'amorçage. Au contraire, dans le cas intra-laminaire 12, les faces latérales ne sont pas usinées.

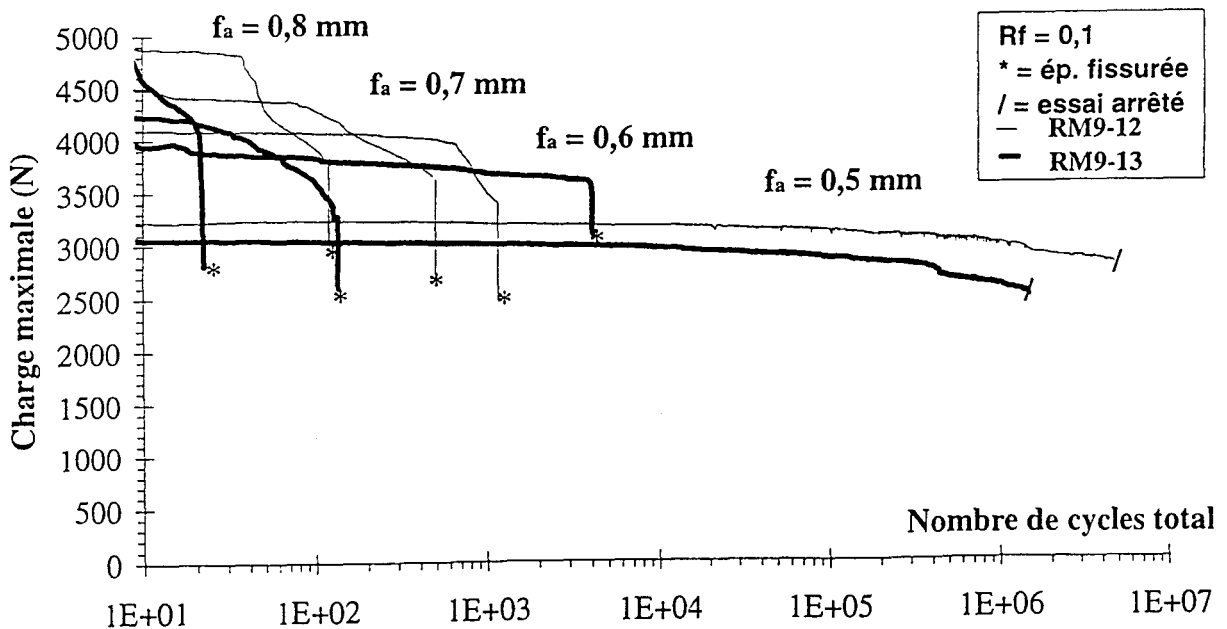


Figure V-17 : évolution de la charge maximale au cours du cyclage en cisaillement inter- et intra-laminaire en flexion 3 points avec cisaillement prépondérant (Roudet, 1998).

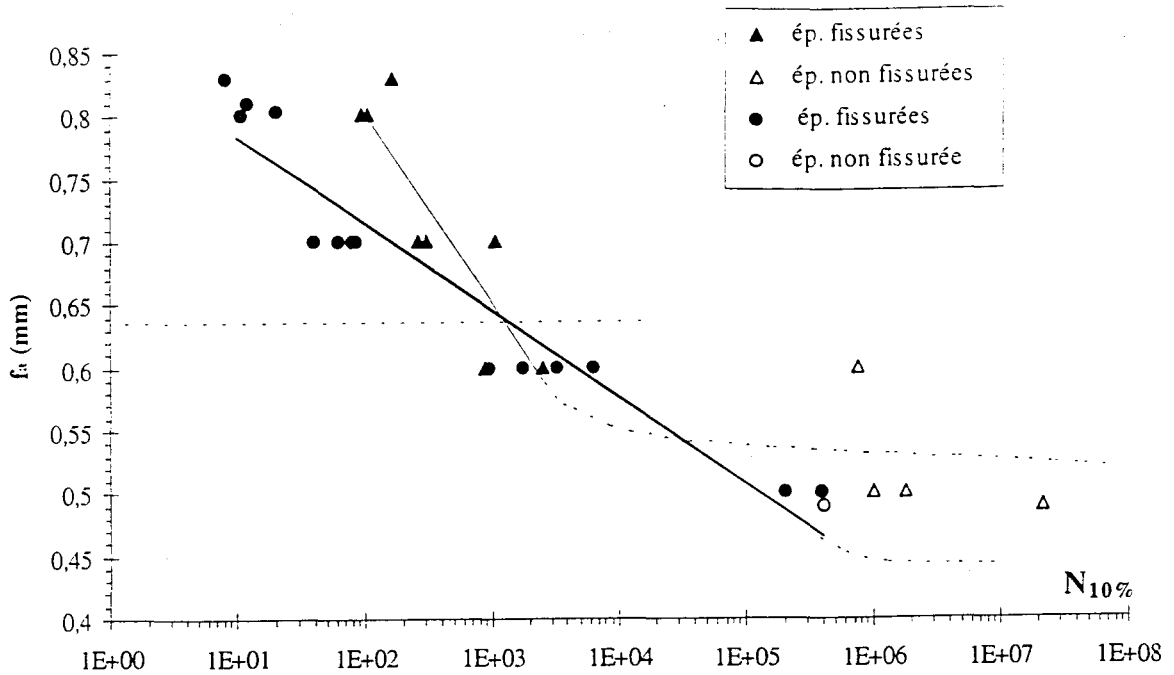


Figure V-18 : pseudo-courbes de Wölher en cisaillement inter- et intra-laminaire obtenues avec l'essai de flexion 3 points (Roudet, 1998).

Les nombres de cycles $N_{10\%}$ en flexion avec cisaillement prépondérant étant très voisins des nombres de cycles à rupture, ils seront comparés aux nombres de cycles à rupture N_r que nous avons obtenus en cisaillement.

Les résultats seront présentés sur un même diagramme (figure V-19) en termes de :

- contrainte de cisaillement maximale normée par la contrainte de cisaillement monotone à rupture ($\tau_{\text{monotone à rupture}} = 68 \text{ MPa}$) pour les essais de cisaillement,
- flèche maximale normée par la flèche monotone à rupture pour les essais de flexion-cisaillement (la flèche monotone à rupture est de 1,71 mm tant en cisaillement 12 qu'en cisaillement 13).

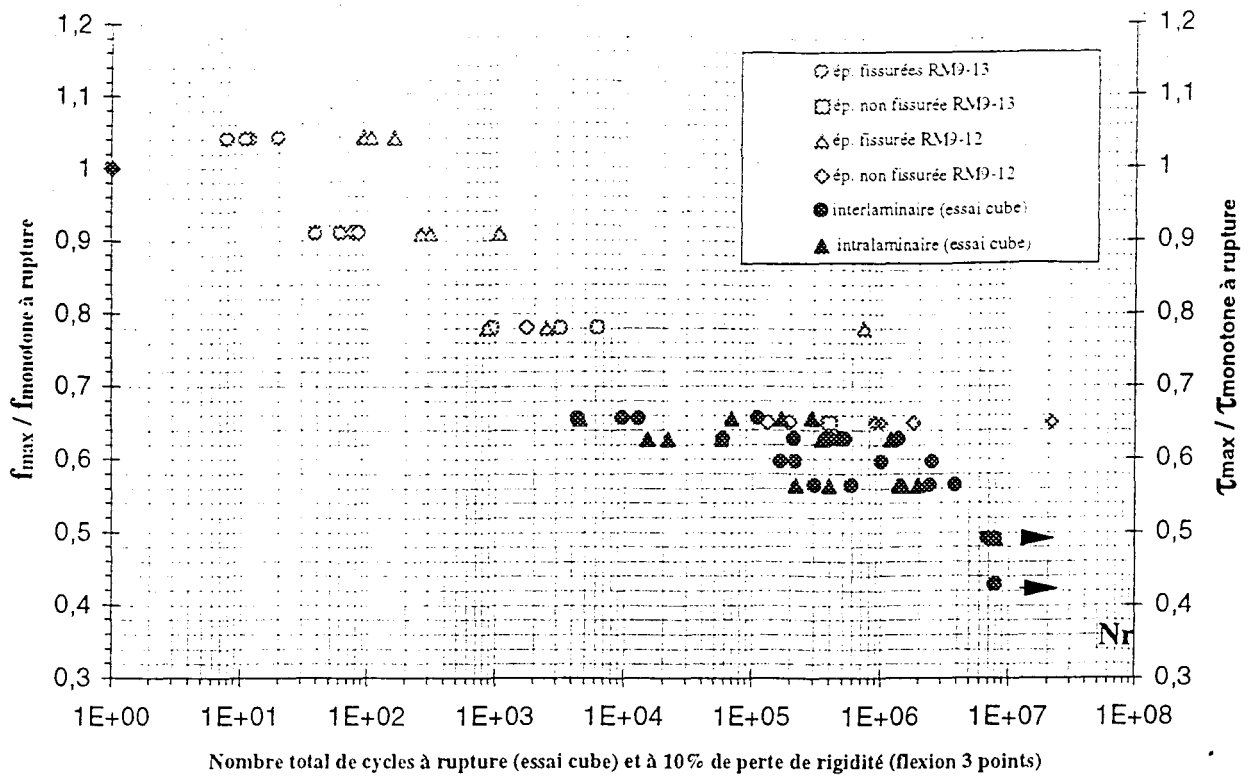


Figure V-19 : comparaison des résultats de fatigue obtenus en cisaillement et en flexion-cisaillement

La figure V-19 permet de tirer les observations suivantes :

i) les domaines explorés dans les études se chevauchent en terme de durée de vie :

- de 10 à 10^7 cycles pour la flexion trois points,
- de $5 \cdot 10^3$ à 10^7 pour le cisaillement (explorer le domaine de durée de vie plus

faible était impossible vu la capacité de la machine),

ii) la dispersion expérimentale est moindre dans le cas de la flexion trois points,

iii) les résultats montrent une bonne cohérence d'ensemble particulièrement dans le domaine de l'endurance limitée,

iv) en terme de limite d'endurance en cisaillement à 10^7 cycles, il semble que celle obtenue en flexion-cisaillement est légèrement plus élevée que celle obtenue en cisaillement.

V.4.5) Les modes de rupture

Un mode de rupture commun a été rencontré pour l'ensemble des essais de fatigue.

Il s'agit d'une rupture finale fragile de l'éprouvette en deux parties distinctes selon une section droite, de manière sensiblement analogue à celle obtenue lors des essais monotones pour la même orientation des fibres dans le montage (fibres parallèles à la direction de sollicitation) et ce, que ce soit pour le cisaillement inter-laminaire 13 ou intra-laminaire 12.

Cette similarité dans le mode de rupture en cisaillement monotone et en cisaillement cyclique pour ces orientations 13 et 12 s'accompagne toutefois de quelques différences :

⇒ le plan de rupture en fatigue est toujours situé sous une ligne d'appui d'un des mors, ce qui n'est pas le cas lors d'une sollicitation monotone. Compte tenu de la sensibilité aux concentrations de contrainte en fatigue, on pouvait a priori imaginer trois chemins critiques, décrits figure V-20. Les chemins 1 et 3 correspondent à une rupture dans une section droite, s'amorçant dans une des zones de concentration de contrainte en compression. Le chemin 2, bien moins probable car nécessitant de nombreuses ruptures de fibres, relie directement ces deux zones. Or, pour l'ensemble des essais réalisés, toutes les ruptures sont du type 3, exceptée une du type 1. Autrement dit, la rupture s'est toujours produite au dessus du bord d'appui du mors mobile du montage. Ce phénomène peut être expliqué par le dispositif de rattrapage de jeu qui induit une sollicitation de compression dissymétrique des éprouvettes en fatigue ondulée. Nous pouvons donc considérer que le matériau s'endommage progressivement durant le cyclage aussi bien dans la zone 3 (soumise principalement à du cisaillement) que dans la zone 5 (soumise principalement à de la compression). Comme on le verra dans l'étude fractographique qui suit, l'endommagement de la zone 5 étant de loin le plus important, cette zone n'offre plus à l'approche de la rupture de résistance suffisante en cisaillement et donc la section résistante lors de la rupture se limite à la zone 3,

⇒ bien que la rupture ait bien lieu systématiquement dans la zone utile comme nous venons de la voir, on observe dans un certain nombre de cas des fissures secondaires en dehors de la zone utile de l'éprouvette dans les zones 4 (figures V-20).

Cette fissuration est probablement due à une composante de moment parasite en torsion autour de z (figure V-21), ce qui va engendrer des contraintes de traction suivant x. Ce phénomène ne s'est produit que sur des éprouvettes testées en cisaillement inter-laminaire 13.

Nous l'associons aux différences déjà signalées sur les courbes de perte de raideur (figures V-5 à V-12), et en particulier aux "décrochements" visibles sur ces courbes qui se produisent vers la fin de la durée de vie. Le rôle de défauts provenant de l'usinage des éprouvettes peut être invoqué pour expliquer ce phénomène. Comme le montre la figure V-22, ces fissures secondaires peuvent s'amorcer sur les faces avant et arrière beaucoup plus facilement dans le cas de l'éprouvette 13 puisqu'elles sont usinées, contrairement au cas de l'éprouvette 12.

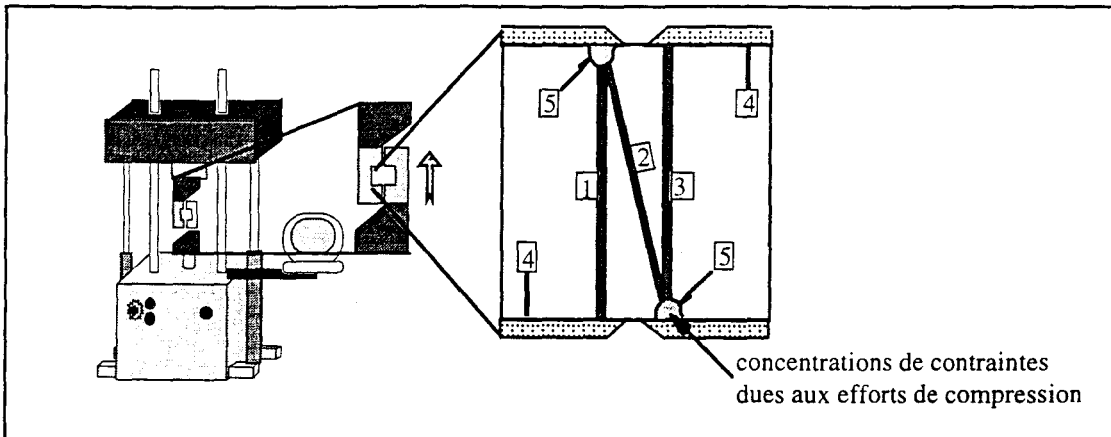


Figure V-20 : les chemins de rupture possibles a priori

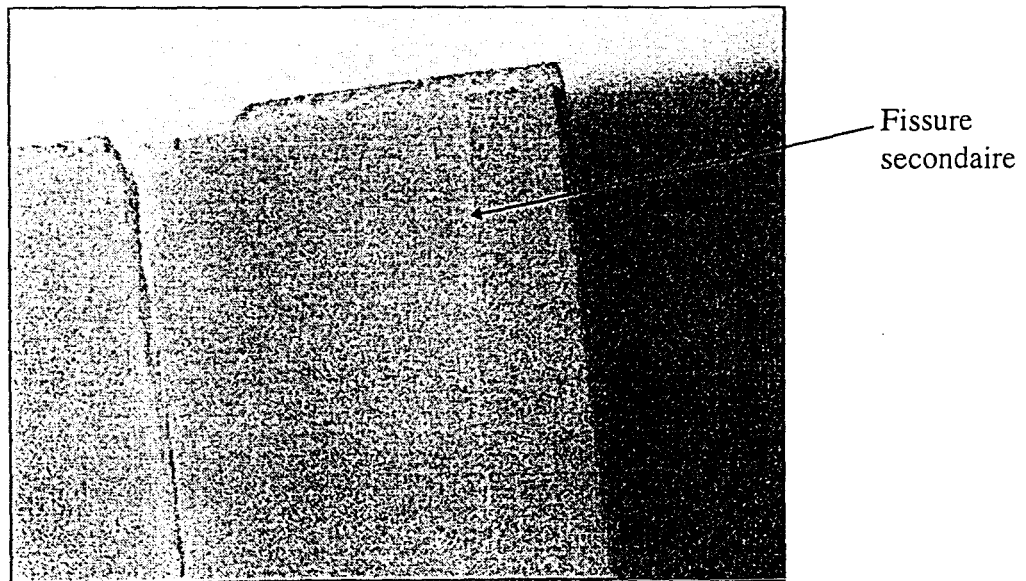


Figure V-21 : exemple de fissuration en dehors de la zone utile

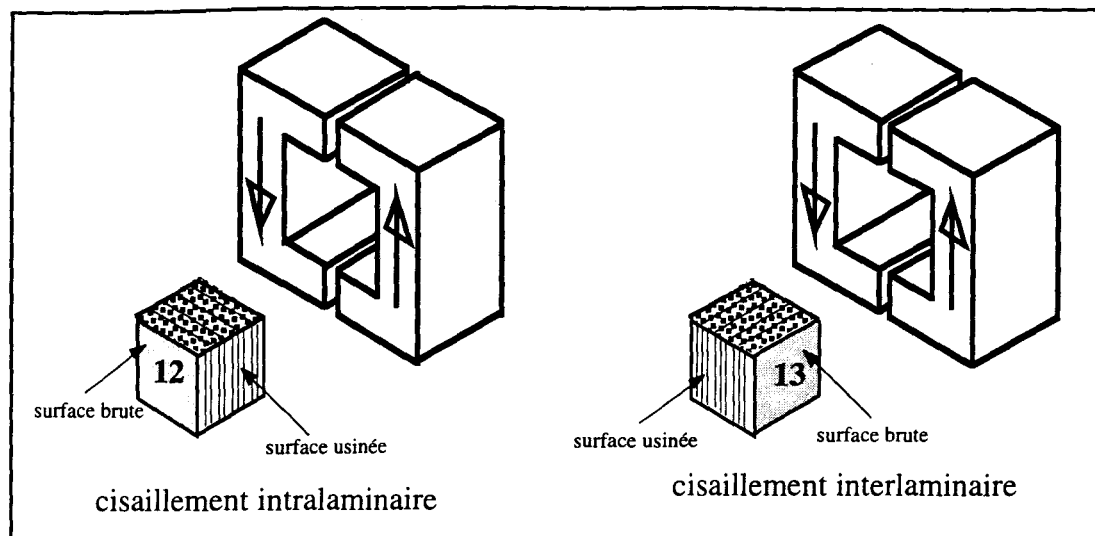


Figure V-22 : repérage des surfaces usinées et brutes sur les éprouvettes inter et intra-laminaires

V.4.6) Étude fractographique

Afin d'illustrer le rôle joué par les surcontraintes de compression sur le mode de rupture, les planches V-1 à V-6 présentent les observations effectuées par microscopie électronique à balayage à grossissement relativement grand des quatre coins des faciès de rupture de demi-éprouvettes rompues. Ces observations ont été faites pour trois niveaux de chargement différents, et ce pour les configurations 12 et 13. Le tableau V-5 précise les résultats des essais des éprouvettes choisies pour ces observations.

N° planche	Type de cisaillement	Niveau	N_r	$N_{5\%}$	$N_{3\%}$
planche V-1	inter-laminaire 13	6	111991	32801	11701
planche V-2	inter-laminaire 13	5	403527	71501	28000
planche V-3	inter-laminaire 13	4	1023882	139799	65300
planche V-4	intra-laminaire 12	6	169349	68950	23101
planche V-5	intra-laminaire 12	5	349081	184900	24501
planche V-6	intra-laminaire 12	3	1946748	1532400	89401

Tableau V-5 : conditions d'essais relatives aux éprouvettes rompues présentées planches V-1 à V-6

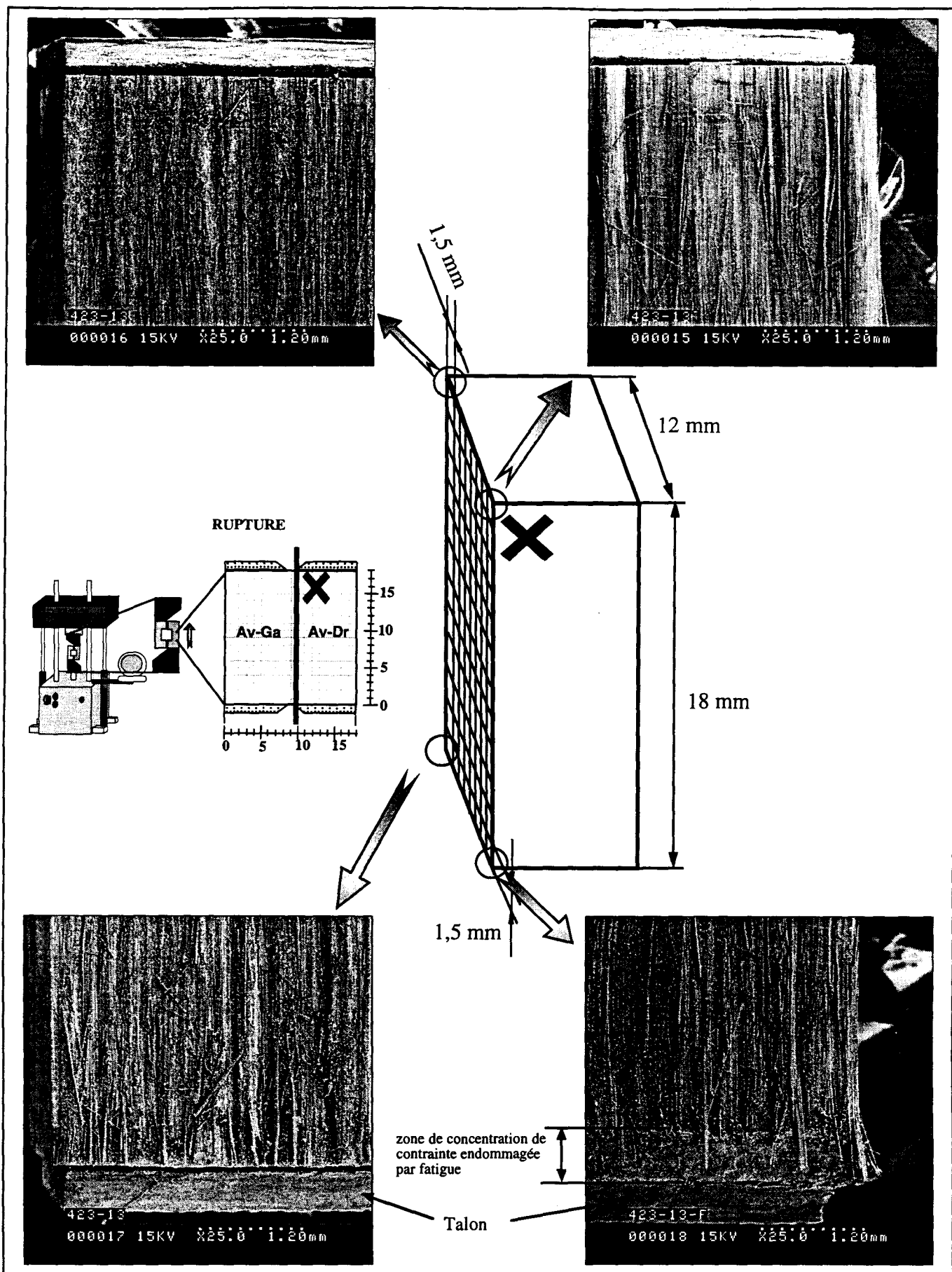


PLANCHE V-1 : observation des quatre coins de l'éprouvette 13 rompue à 111991 cycles (niveau 6)

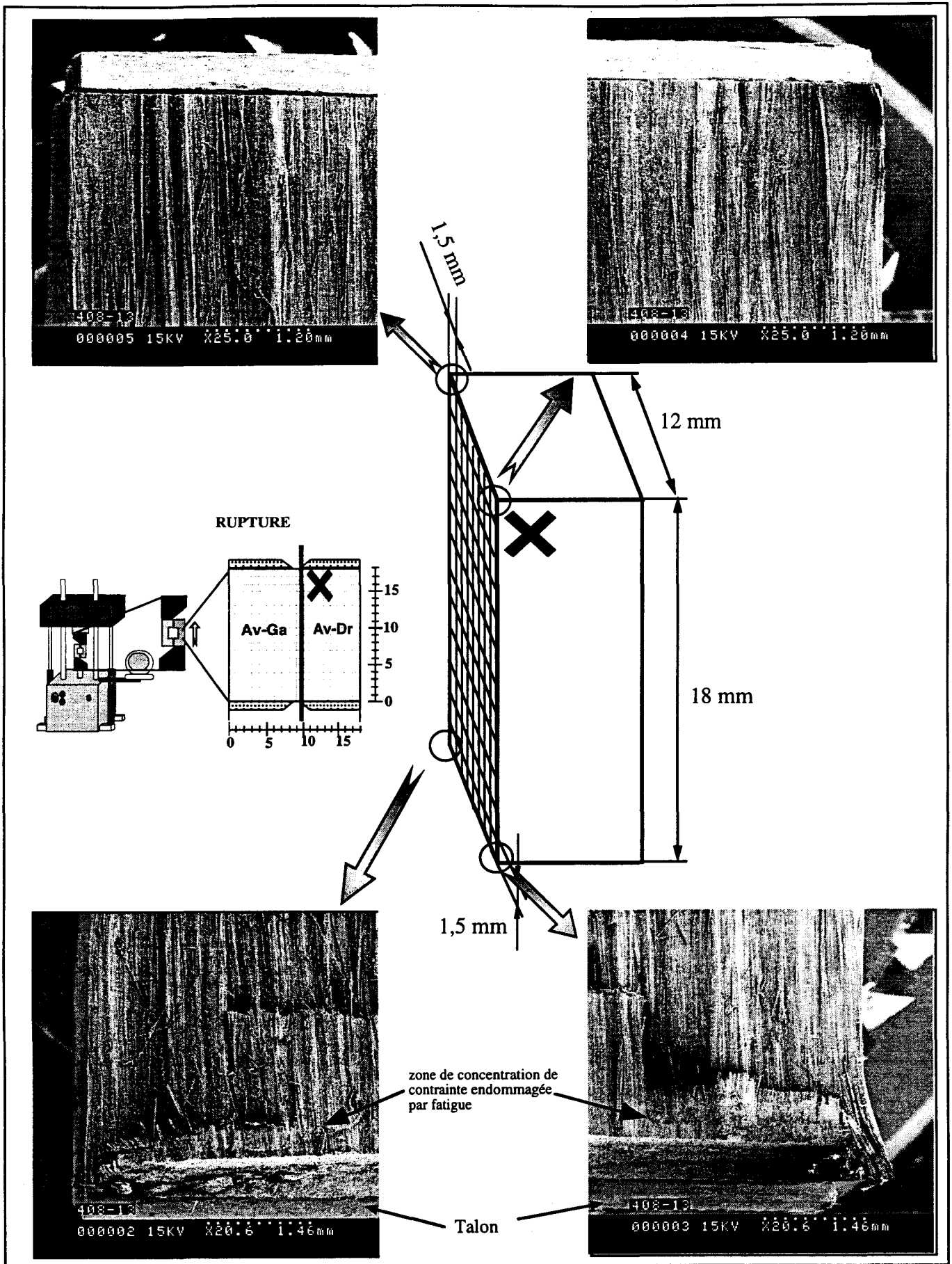


PLANCHE V-2 : observation des quatre coins de l'éprouvette 13 rompue à 403527 cycles (niveau 5)

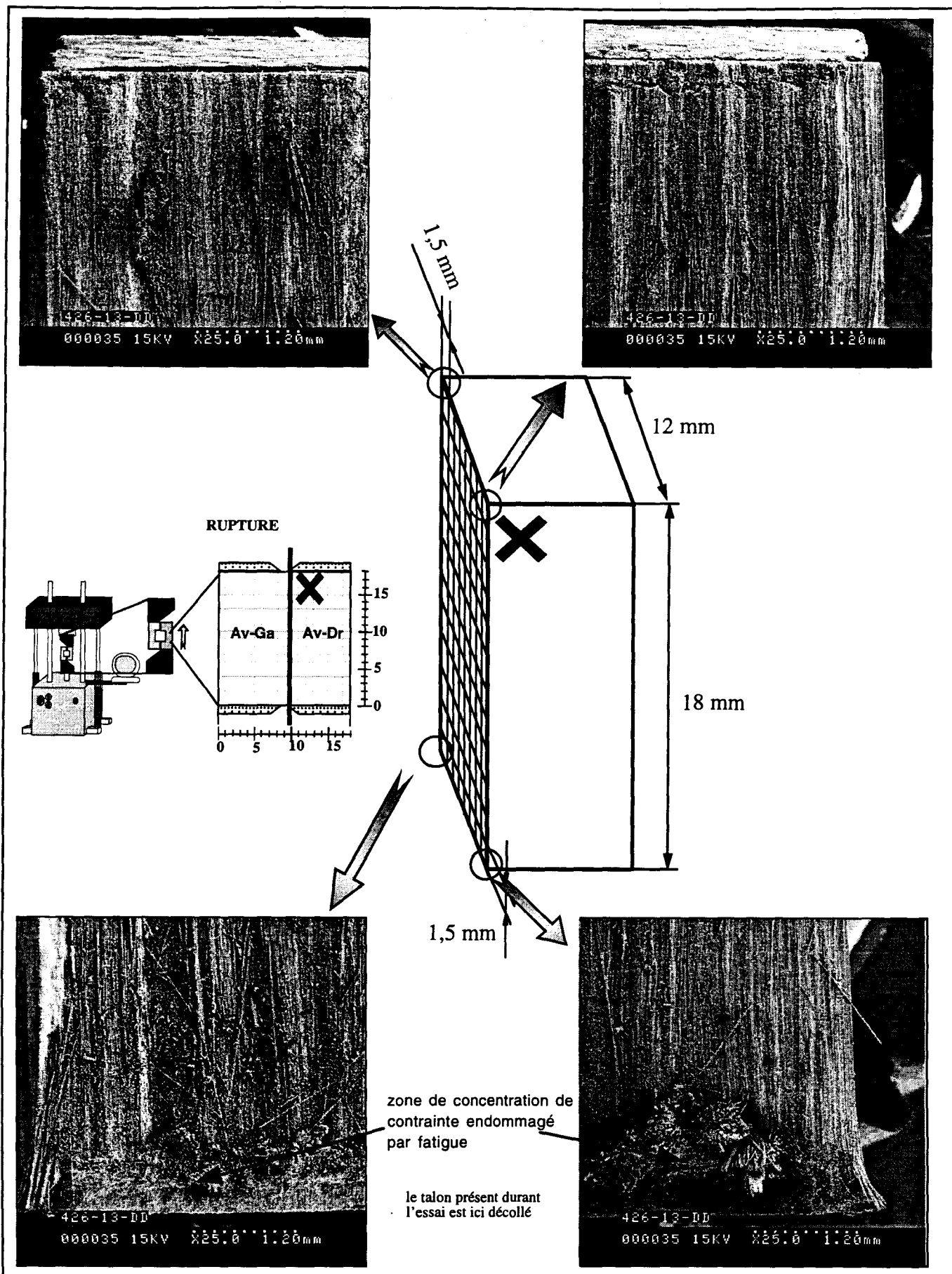


PLANCHE V-3 : observation des quatre coins de l'éprouvette 13 rompue à 1023882 cycles (niveau 4)

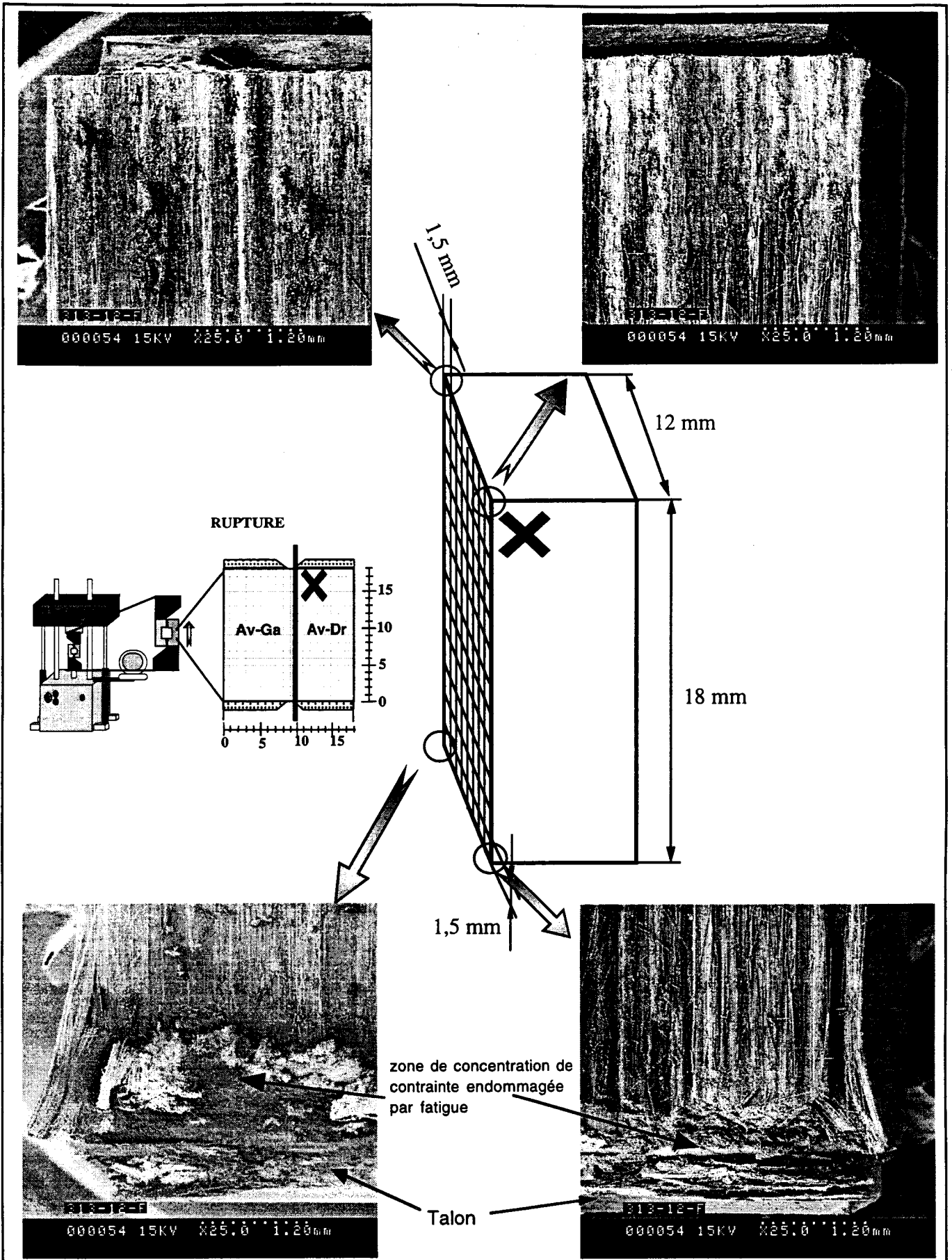


PLANCHE V-4 : observation des quatre coins de l'éprouvette 12 rompue à 169349 cycles (niveau 6)

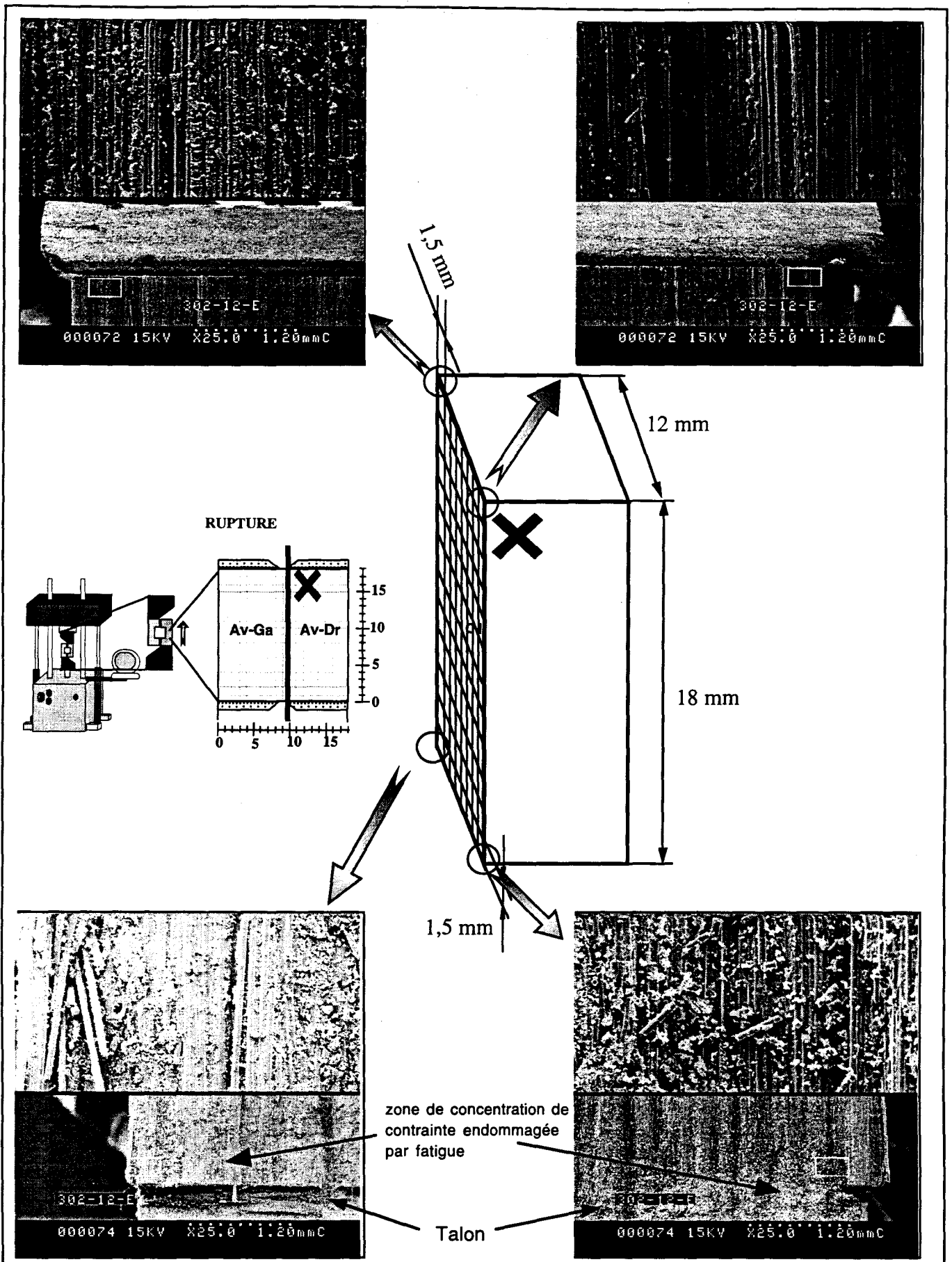


PLANCHE V-5 : observation des quatre coins de l'éprouvette 12 rompue à 349081 cycles (niveau 5)

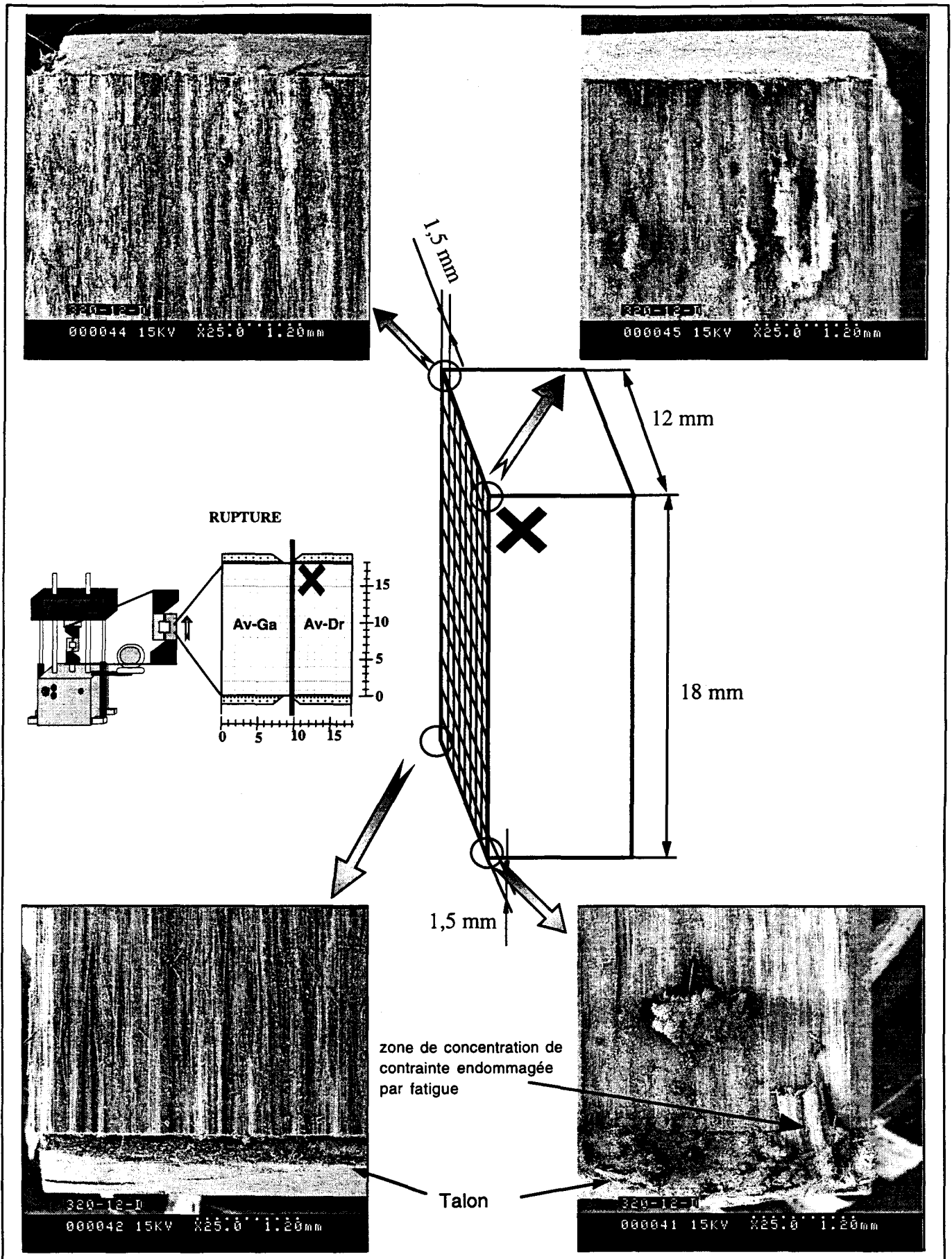


PLANCHE V-6 : observation des quatre coins de l'éprouvette 12 rompue à 1946748 cycles (niveau 3)

Les observations présentées planches V-7 à V-11 visent à mettre en évidence les mécanismes de rupture dans la zone 3, pour laquelle l'endommagement n'est plus affecté par les surcontraintes de compression.

Pour l'ensemble des éprouvettes observées, nous n'avons pas pu mettre en évidence de différences probantes entre les faciès de rupture correspondant au cisaillement intra-laminaire 12 (colonne de gauche des planches V-7 à 11) et au cisaillement inter-laminaire 13 (colonne de droite).

Les observations ont été faites sur des éprouvettes effectivement rompues, à savoir celles qui ont sollicitées aux niveaux les plus hauts niveaux 3, 4, 5 et 6.

D'assez grande similitudes sont notées entre les faciès de rupture des éprouvettes rompues par fatigue et celles rompues en cisaillement monotone (pour la famille 12 - 13). Ce type de rapprochement a déjà été noté par d'autres auteurs (FIORE 1988, FOURNIER 1992) dans le cas de sollicitations de flexion monotones ou cycliques. Pour notre cas, on retrouve des caractères communs, caractéristiques du cisaillement, à savoir de très nombreuse structures en dents de scie, et un nombre assez limité de rupture de fibres.

La planche V-7 présente un certain nombre d'observations de ces structures en dents de scie. Les faciès laissent apparaître des fibres nues ou des lits de fibres vides, et des structures en dents de scie dans les "bandes" de matrice intermédiaires. Les dents de scie se présentent le plus souvent de face, et parfois de profil. Leurs dimensions ainsi que leurs écartements augmentent avec la largeur de l'espace inter-fibres où elles apparaissent sans relation particulière avec la durée de vie elle-même. En revanche, leur bon état général semble diminuer avec l'augmentation du nombre de cycles, puisque l'on observe alors de plus en plus de dents de scie ébréchées, cassées, voire même dans certaines zones usées par frottement en éléments de plus petites tailles. On peut donc penser qu'elles sont provoquées par le cisaillement de la matrice entre les fibres, selon un mécanisme analogue à celui décrit en cisaillement monotone. Elles se forment très probablement vers la fin de la durée de vie, mais

pour des nombres de cycles pouvant être différents, ce qui expliquerait les états de dégradations observés dans certaines zones pour les grands nombres de cycles à rupture.

La planche V-8 présente quelques ruptures de fibres. Ces ruptures le plus souvent attribuable à du flambage sont en nombre relativement faible. Ce mécanisme d'endommagement observé également en cisaillement monotone n'est donc pas non plus prépondérant dans ce cas de chargement. Il semble que les fibres soient le plus souvent nues, , sans couche plus ou moins fine de matrice adhérente à leur surface. Ceci est le signe d'une interface plutôt faible. Elles portent néanmoins des débris soit isolés, soit en amas plus importants selon les zones.

La présence de ces amas et de ces débris semble être plus importante sur les faciès de rupture par fatigue que ceux observés en cisaillement monotone, cela laisserait supposer qu'il existe un endommagement au cours du cyclage. La planche V-9 illustre ce point. On peut distinguer sur ces photos la répartition assez inhomogène tant des débris eux-mêmes que de leur dimensions. Ces débris peuvent provenir soit - comme nous l'avons vu précédemment - de dents de scie formées lors des cycles avant la rupture et qui se brisent ou râpent mutuellement par frottement entre deux zones en vis-à-vis, soit par un mécanisme analogue au fretting dans des zones riches en matrice et fissurées ou désagrégées, soit moins fréquemment de ruptures de fibres elles-mêmes.

La planche V-10 présente quelques zones de désagrégation assez localisées de la matrice probablement causée par fretting de deux surfaces matrice - matrice ou fibre - matrice et peut-être signe d'un certain échauffement, ou encore des zones plus lisses délimitées par des "écailles", et enfin, situées dans les nids vides de fibres, donc à interface fibre - matrice, des séries de marques en échelles (peut-on parler de stries de fatigue? ou bien est-ce le premier stade de formation de structures en dents de scie?).

Enfin, la planche V-11 montre plus particulièrement quelques exemples de fissurations secondaires de la matrice, soit dans des bandes de matrice relativement larges (les fissures présentent alors bifurcations et branchements), soit des zones interfaciales fibres - matrice.

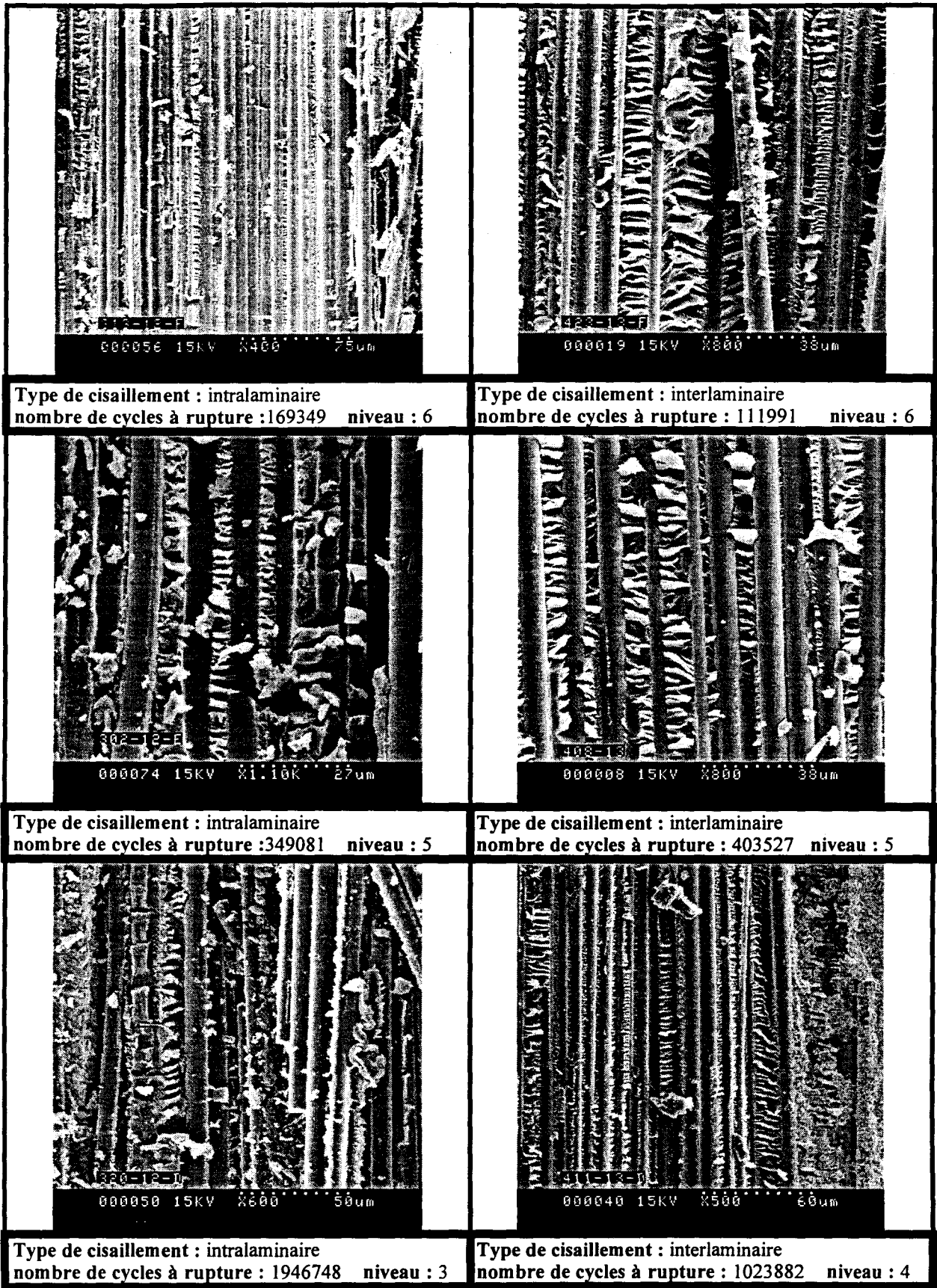
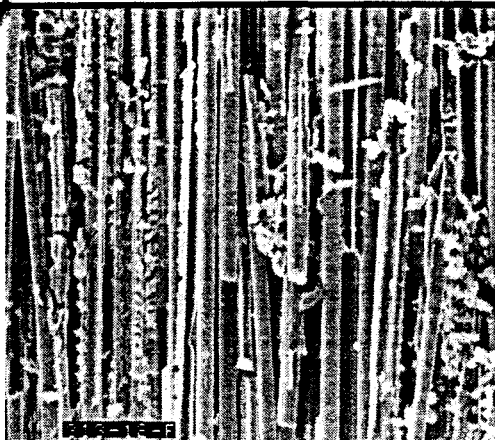


PLANCHE V-7 : Dents de scie



000056 15KV X400 75um

Type de cisaillement : intralaminare
 nombre de cycles à rupture : 169349 niveau : 6



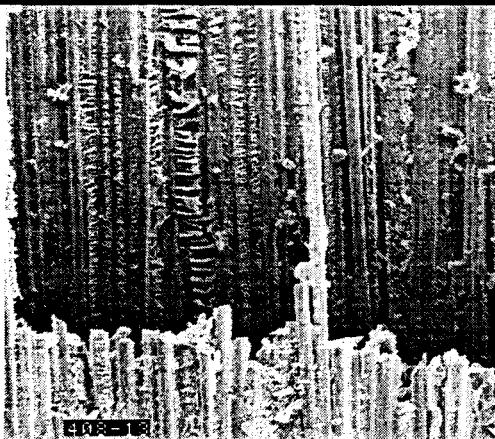
000019 15KV X1300 20.1um

Type de cisaillement : interlaminare
 nombre de cycles à rupture : 111991 niveau : 6



000074 15KV X2.50K 12.0um

Type de cisaillement : intralaminare
 nombre de cycles à rupture : 349081 niveau : 5



000007 15KV X300 100um

Type de cisaillement : interlaminare
 nombre de cycles à rupture : 403527 niveau : 5



000050 15KV X500 60um

Type de cisaillement : intralaminare
 nombre de cycles à rupture : 1946748 niveau : 3



000036 15KV X300 100um

Type de cisaillement : interlaminare
 nombre de cycles à rupture : 1023882 niveau : 4

PLANCHE V-8 : Rupture de fibres

<p>000056 15KV X300 50um</p>	<p>000025 15KV X350 86um</p>
<p>Type de cisaillement : intralaminare nombre de cycles à rupture : 169349 niveau : 6</p>	<p>Type de cisaillement : interlaminare nombre de cycles à rupture : 111991 niveau : 6</p>
<p>000072 15KV X400 75um</p>	<p>000009 15KV X220 136um</p>
<p>Type de cisaillement : intralaminare nombre de cycles à rupture : 349081 niveau : 5</p>	<p>Type de cisaillement : interlaminare nombre de cycles à rupture : 403527 niveau : 5</p>
<p>000050 15KV X400 75um</p>	<p>000040 15KV X250 120um</p>
<p>Type de cisaillement : intralaminare nombre de cycles à rupture : 1946748 niveau : 3</p>	<p>Type de cisaillement : interlaminare nombre de cycles à rupture : 1023882 niveau : 4</p>

Planche V-9 : Déchets de matrice

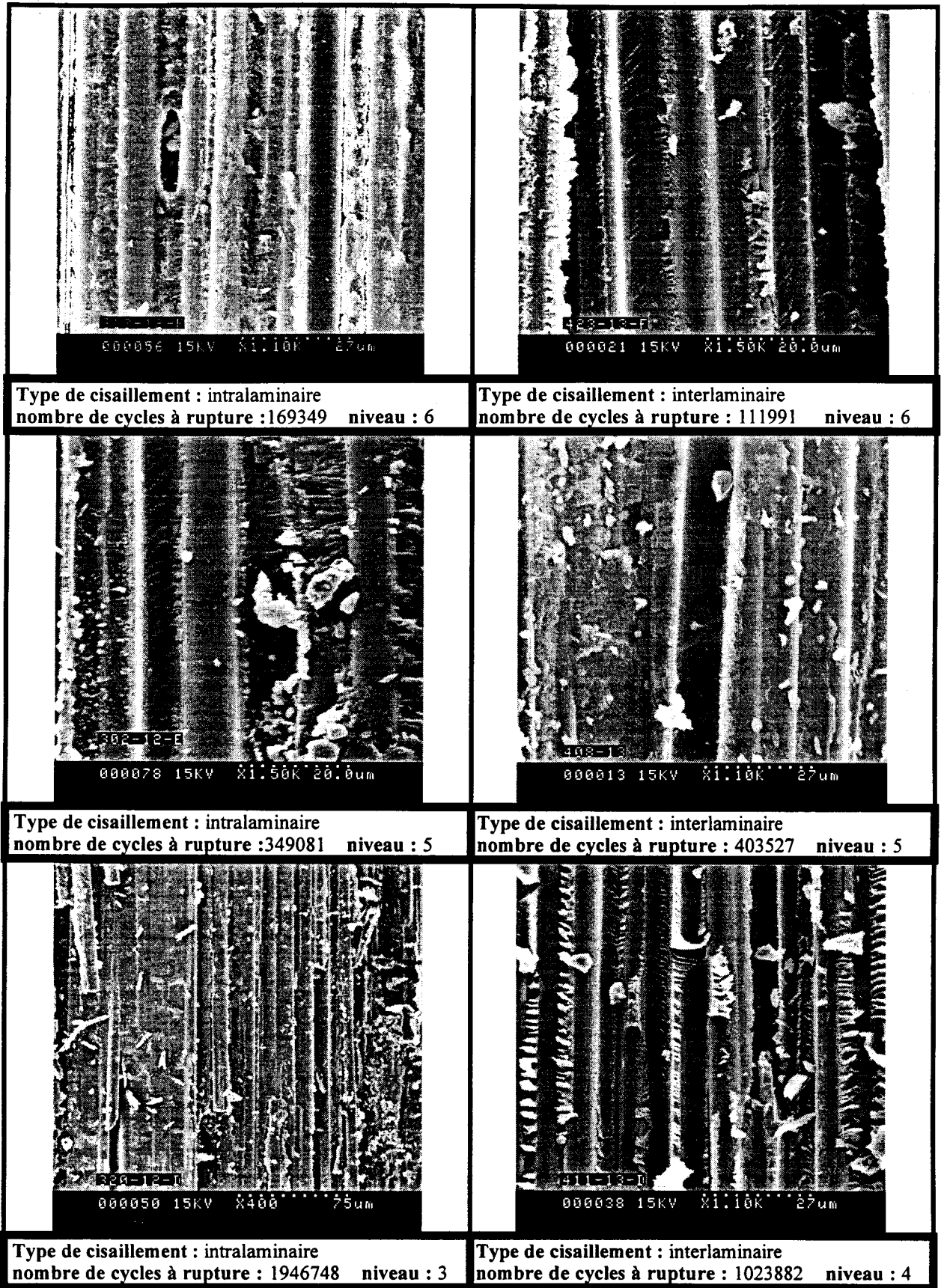


PLANCHE V-10 : Désagrégation de la matrice - Stries de fatigue dans la matrice




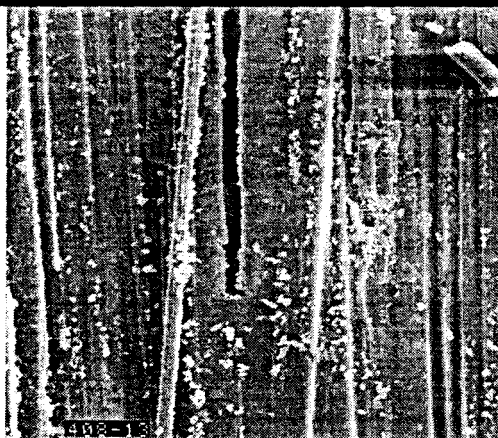


	
<p>Type de cisaillement : intralaminaire nombre de cycles à rupture : 169349 niveau : 6</p>	<p>Type de cisaillement : interlaminaire nombre de cycles à rupture : 111991 niveau : 6</p>
	
<p>Type de cisaillement : intralaminaire nombre de cycles à rupture : 349081 niveau : 5</p>	<p>Type de cisaillement : interlaminaire nombre de cycles à rupture : 403527 niveau : 5</p>
	
<p>Type de cisaillement : intralaminaire nombre de cycles à rupture : 1946748 niveau : 3</p>	<p>Type de cisaillement : interlaminaire nombre de cycles à rupture : 1023882 niveau : 4</p>

PLANCHE V-11 : Fissuration de la matrice

V.5) CONCLUSION

La présente étude a permis de caractériser la tenue en fatigue d'un composite verre R/résine d'époxyde M9 unidirectionnel sollicité en cisaillement, aussi bien en cisaillement inter-laminaire 13 que intra-laminaire 12. Les essais ont été conduits en contrainte contrôlée avec un rapport de charge de 0,1 et à une fréquence de 10Hz. L'endommagement a été caractérisé par la perte de raideur se traduisant par une augmentation de la variation de déplacement du vérin au cours de cyclage.

Les courbes de résistance à la fatigue, exprimées en terme de durée de vie totale ou corrigées pour 5 ou 3% de perte de raideur, ont conduit aux deux principaux résultats suivant : grande dispersion des résultats (1 à 2 ordres de grandeurs) et comportement pratiquement identique en cisaillement inter-laminaire 13 qu'intra-laminaire 12.

Ces résultats ont pu être comparés de façon très satisfaisante à ceux de F. ROUDET (1998) obtenus en flexion trois points avec cisaillement prépondérant.

Le mode de rupture commun a été observé pour l'ensemble des essais de fatigue - cisaillement. le plan de rupture en fatigue est toujours situé au droit de la ligne d'appui du mors mobile. Malgré la présence des talons, la zone de surcontrainte de compression au niveau de cette ligne d'appui est le siège d'un endommagement très important. Le reste des faciès de rupture montrent des caractères communs les uns signe d'un endommagement plutôt localisé et microscopique, plus caractéristique de la fatigue, les autres déjà observés en rupture monotone (dents de scie).

Il faut signaler enfin que le critères de ruine adoptés dans cette étude ont été choisis en supposant que la perte de raideur est due à l'endommagement microscopique. Une surveillance des essais de fatigue à l'aide de techniques de contrôle non destructif (émission acoustique par exemple) pourrait améliorer ce critère et mieux comprendre l'apparition et le développement de cet endommagement.

CONCLUSION GENERALE

Deux grandes étapes peuvent être distinguées dans cette étude : d'une part la conception et la réalisation d'un nouveau dispositif d'essai de cisaillement, baptisé "ESSAI CUBE", d'autre part, l'étude, grâce à ce dispositif, du comportement en cisaillement monotone et cyclique de composites verre-époxyde à renforts unidirectionnels.

Rappelons que le développement du dispositif "ESSAI CUBE" n'était pas inscrit en tant que tel comme objectif initial de la thèse. Mais qu'au contraire, le présent travail a débuté par une analyse critique des divers dispositifs d'essai présentés dans la littérature eu égard aux différentes spécifications du cahier des charges que nous nous étions fixées pour traiter la deuxième étape.

Le dispositif ESSAI CUBE permet de tester en cisaillement des éprouvettes cubiques non entaillées de 18 mm d'arête. Sous réserve de disposer d'une plaque de composite de 18 mm d'épaisseur, cette géométrie d'éprouvette permet d'analyser directement les différents comportements de cisaillement inter-laminaire et intra-laminaire et ainsi de s'affranchir au mieux des dispersions expérimentales liées au mode d'élaboration et de préparation des éprouvettes. De par sa conception, le dispositif permet de solliciter en cisaillement les éprouvettes, de façon tant monotone que cyclique, sans superposition dans l'éprouvette d'une sollicitation de traction transverse. La sollicitation principale est toujours du cisaillement, et dans le cas où la compression parasite, engendrée par le dispositif, est encaissée par les fibres, on se rapproche d'une sollicitation de cisaillement pur.

Nous avons simulé par éléments finis le comportement d'une éprouvette dans le dispositif d'essai, et ce pour les trois orientations des fibres dans le montage. Cette modélisation numérique nous a permis :

- d'optimiser les caractéristiques dimensionnelles des différentes pièces d'appui,

- de caractériser les champs de contrainte et de déformation auxquels est soumise l'éprouvette pour chacune des orientations des fibres dans le montage,
- de déterminer la zone où la sollicitation de cisaillement est uniforme et de valider ainsi l'utilisation de jauges de déformation avec une taille de grille adéquate, pour la mesure de la déformation dans la zone utile de l'éprouvette.
- de réduire les concentrations de contrainte par l'adjonction de talons, judicieusement choisis, sous les appuis,
- d'évaluer précisément la contrainte de cisaillement dans la partie centrale de l'éprouvette en fonction de la charge mesurée par la cellule de charge de la machine d'essai.

Des mesures du champ de déplacement par granularité laser, menés en collaboration avec le LMPM à Poitiers, ont conforté de plus les résultats obtenus par la simulation numérique.

C'est après une phase de mise au point et de validation du dispositif d'essais, que nous avons abordé la deuxième étape relative à l'étude du comportement en cisaillement de composites unidirectionnels. L'étude a été menée en deux phases.

La première est relative au comportement sous sollicitation monotone d'un composite verre E - époxyde M10. Les six orientations possibles de l'éprouvette dans le montage ont été étudiées.

D'un point de vue qualitatif, cette étude, a permis de mettre en évidence les résultats suivants :

- Les courbes contrainte-distorsion sont très reproductibles et ont montré que nous pouvions regrouper les six orientations de l'éprouvette dans le montage en trois familles :
 - ⇒ famille 12-13 (fibres dans la direction de chargement)
 - ⇒ famille 23-32 (fibres normales au plan de glissement)
 - ⇒ famille 21-31 (fibres dans le plan de glissement mais normales à la direction de chargement).

- Ces familles correspondent à chacune des trois orientations possibles des fibres dans le montage, mais ne dépendent pas de la position des interplis, ce qui confirme l'hypothèse d'isotropie transverse généralement retenue pour les composites unidirectionnels. Sous sollicitation de cisaillement monotone, c'est cette orientation des fibres qui est ainsi le facteur prépondérant, et non plus le cisaillement inter - ou intra-laminaire.
- Les modes de rupture observés sont eux aussi caractéristiques de l'orientation des fibres dans le montage et sont typiques des trois familles précédemment définies : "rupture plane", "rupture en S", et "rupture dans la masse". Ces trois modes de rupture sont en adéquation avec la modélisation numérique. Seuls les deux premiers conduisent à une rupture de l'éprouvette en deux parties distinctes. Les observations microscopiques des faciès de rupture correspondants montrent la présence caractéristique de très nombreuses dents de scie et des ruptures de fibres en nombre assez limité.

D'un point de vue quantitatif, les essais instrumentés, associés à la modélisation, ont permis de caractériser le comportement du matériau selon les trois orientations de fibres :

- la bonne qualité apportée dans la réalisation du montage et des éprouvettes conduit à l'absence de sollicitation parasite de flexion et à une bonne reproductibilité des courbes contrainte - distorsion.
- Les modules de cisaillement ont été quantifiés. Les valeurs obtenues sont cohérentes avec les résultats des essais de traction $\pm 45^\circ$ effectués préalablement au laboratoire.
- Le montage induit toutefois une compression dans l'éprouvette, et le problème de concentrations de contrainte au droit des appuis des mors n'a pu être totalement supprimé, en dépit de la présence de talons.
- Les valeurs de contrainte et distorsion mesurées lors de la rupture ne peuvent donc être considérées comme proches des caractéristiques intrinsèques à rupture en cisaillement du matériau que pour la famille 12 - 13, pour laquelle les fibres sont dans la direction de chargement.

La deuxième phase est relative au comportement sous sollicitation cyclique d'un composite verre R - époxyde M9.

Compte tenu de la dernière remarque précédente, l'étude a été ici limitée à la comparaison des cisaillements inter-laminaire 13 et intra-laminaire 12. Les essais ont été conduits à charge contrôlée avec un signal sinusoïdal ondulé à la fréquence de 10 Hz. L'endommagement du matériau a été suivi au cours des essais via un indicateur de perte de raideur.

Cette étude a conduit aux principaux résultats suivants :

- Une très grande dispersion (un à deux ordres de grandeurs) est observée dans les durées de vie obtenues pour un même niveau de sollicitation. Cette dispersion n'est pas diminuée même si l'on corrige les durées de vie en tenant compte de la perte de raideur à l'approche de la rupture finale.
- Les paramètres des lois de Wölher ont été quantifiés, dans le domaine de l'endurance limitée, sans qu'une corrélation ne puisse être mise en évidence entre ceux-ci et les caractéristiques monotones du matériau.
- La limite d'endurance à 10^7 cycles obtenue est de l'ordre de la moitié de la contrainte à rupture en cisaillement monotone.
- Les résultats ne montrent pas de différence significative, entre les comportements inter-laminaire 13 et intra-laminaire 12. Comme pour les résultats monotones, la notion d'interpli ne joue pas ici de rôle particulier.
- L'observation des faciès de rupture montrent d'abord un fort endommagement localisé au niveau de la zone de concentrations de contrainte au droit des mors d'appui inférieur. C'est toujours à partir de cette zone que la rupture finale se produit. L'observation des faciès de rupture, au-delà de cette zone, met en évidence des signes d'endommagement cyclique surtout dans les zones plus riches en résine et enfin au mode principale de dégradation par création de structures en dents de scie au cours des cycles à l'approche de la rupture finale.
- Enfin, une comparaison de ces résultats avec ceux obtenus parallèlement par F. ROUDET sur le même matériau en flexion trois points avec cisaillement prépondérant (présentant une dispersion moindre), montre une bonne cohérence d'ensemble.

Les perspectives de cette étude sont de deux ordres :

- D'un point de vue expérimentale. Le dispositif "ESSAI CUBE" que nous avons conçu et développé constitue un nouveau moyen de caractérisation expérimentale du comportement en cisaillement des matériaux composites. Partant de l'analyse critique des dispositifs d'essais existants, il nous semble apportée certaine avancée vers la détermination du comportement intrinsèque des matériaux. Tous les problèmes n'ont pas été résolus : concentrations de contrainte encore excessives au niveau des bords d'appuis des mors en particulier. Des améliorations pourraient lui être apportées, et en particulier : i) augmentation de la rigidité des éléments de structure (mors + supports) ; ii) optimisation des rayons des congés de raccordement et des dimensions et nature des talons.
- D'un point de vue études matériaux. L'étude de comportement en cisaillement des composites unidirectionnels devrait être poursuivie - même en sollicitation 12 ou 13 - dans l'optique d'une meilleure compréhension des mécanismes physiques d'endommagement, et d'une analyse plus fine des différents facteurs d'influence : fraction volumiques de fibres, variabilité dimensionnelle et répartition des renforts dans la matrice, caractéristiques de l'interface fibres-matrice...

Enfin, il faut envisager l'extension de cette étude à celle des stratifiés en jouant sur les séquence d'empilement. Ce n'est qu'à ce prix que l'utilisation des matériaux composites pour de nouvelles applications industrielles ou sous des chargements en service plus sévères pourra se développer encore.

REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES

ABOUDI J., 1989, " Micromechanical analysis of composites by the method of cells ", Applied Mechanics Review, Vol. 42, n°7, July 1989, pp 193-221.

ADAMS D.F. & LEWIS E.Q., 1995, " Experimental study of three- and four point shear specimens ", Journal of Composites Technology & Research, vol 17, N°4, october 1995, pp 341-349.

ADAMS D.F. & THOMAS R.L., 1967, " Test method for the determination of unidirectional composite shear properties", Proceedings of the 12th National SAMPE Symposium, Anaheim (Californie, USA), paper AC5.

ADAMS D.F. & WALRATH D.E., 1987, " Further development of the Iosipescu shear test method ", Experimental Mechanics, juin 1987, pp 113-119.

AHLSTROM C., ROUBY D., DAOUST J., VU-KHANH T. & GERARD J.-F., 1990, "Tests de fragmentation dans les matériaux monofilamentaires, effet d'une interphase élastomère", Comptes-Rendus des septième journée nationales sur les composites (JNC-7), publiés par G. Fantozzi et P. Fleischmann, AMAC, Paris, pp. 39-48.

ALLIX O., 1989, " Délaminage des structures composites par la mécanique de l'endommagement ", Thèse de l'Université de Paris 6.

ARCAN M, HASHIN Z. & VOLOSHIN A., 1978, " A method to produce uniform plane-stress states with application to fiber-reinforced materials " Experimental Mechanics, avril 1978, pp 141-146.

AZZI V. D. & TSAI S.W., 1965, " Anisotropic strength of components", Experimental Mechanics, Vol. 5, pp 286 - 288.

BAI S.L., 1993, "Caractérisation mécanique d'un composite unidirectionnel fibres de verre-E/matrice époxyde élaboré sous micro-ondes", Thèse de Doctorat, Ecole Centrale de Paris.

BARNES J.A., KUMOSA M., & Hull D., 1987, " Theoretical and experimental evaluation of Iosipescu shear test " Composites Sc. and Technology, N° 28, pp. 251-268.

BERG C.A., TIROSCH J., & ISRAELI M., 1972, " Analysis of short bending of fiber reinforced composites" ASTM - STP - 497, Editions Scientifiques, American Society for Testing and Matrerials, Philadelphia (USA).

BERGNER H. W., DAVIS J.G., Jr & HERAKOVICH C.T., 1977, " Analysis of shear test method for composite laminates ", Report VPI-E-77-14, Virginia Polytechnic Institut, Blacksburg, April 1977.

BERTHELOT J.M., 1996, " Matériaux composites - Comportement mécanique des structures " 2^{ème} éditions, éditeur MASSON - Paris.

BLACKKETTER D.M. & ODOM E.M., 1993, " Accurate and precise fabrication of Iosipescu shear test specimens ", Journal of Testing and Evaluation, Vol 21, N°4; july 1993, pp 322-325.

BÖEHLER J.P. & EL AOUI L., 1990, " Problèmes expérimentaux pour la caractérisation mécanique des matériaux composites ", Comptes-rendus des Journées AMAC/GAMAC - Caractérisation mécanique des composites, extensométrie appliquée aux composites - Saint-Etienne, pp 3-16.

BÖELHER J.P. & EL AOUI L., 1990, " Le problème de la réalisation correcte des essais hors axes " Journées AMAC ; Comportement des composites à renfort tissus - Pluralis, pp 83-100.

BOWLES K. J. & FRIMPONG S. J., 1992, Journal of Composite Materials, Vol 26, pp 1487-11501.

BROUGHTON W.R, KUMOSA M. & HULL D., 1990, " Analysis of the Iosipescu shear test as applied to unidirectional carbon-fibre reinforced composites ", Composites Science and Technology, Vol 38, pp 299-325.

BUTLER R.J., BARNARD P.M. & CURTIS P.T., 1988, " The development of a satisfactory, simple, shear fatigue test for unidirectional E-glass epoxy ", Testing and Design, ASTM STP 972, Editeurs Scientifiques, American Society for Testing and Matrerials, Philadelphia (USA), pp 227 - 240.

CAMPONESHI Jr., 1987, " Compression of composites materials : A review", David Taylor Research Center, Bethesda (USA), november 1987.

CHABERT B., NEMOZ G. & VINCENT L., 1984, " Rôle physicochimique de la fibre dans la mise en oeuvre et les propriétés d'un matériau composite", Composites (Paris), N°2, mars-avril 1984, pp 58-59.

CHAMIS C.C. & SINCLAIR J.H., 1977, " 10° off-axis test for shear properties in fibre composites ", Experimental Mechanics, vol 17, N°9, sept 1977, pp 339-346.

CHESNEAU C., 1988, " Détermination de l'endommagement à l'aide de la viscoélasticité ", Composites (Paris), Vol 28, N°6, pp 17-20.

CHIANG Y.J., 1996, " Robust design of the Iosipescu shear test specimen for composites ", Journal of Testing and Evaluation, Vol 24, N°1, january 1996, pp 1-11.

CHIAO C.C., MOORE T.T. & CHIAO T.T., 1977, " Measurement of shear properties of fibre composites " Composites (GB), Vol 8, N°3, pp. 161-169.

CHRISTENSEN R.M. & LO K.H., 1979, " Solutions for effective shear properties in three phase sphere and cylinder models ", Journal of Mechanics and Physics of Solids, Vol. 27, N°4.

COCO S., 1996, " Modélisation du comportement de l'interface fibre-matrice d'un composite verre-époxyde unidirectionnel sous sollicitation mixte de cisaillement et compression ", Mémoire de DEA, Université des Sciences et Technologies de Lille.

COOPER G.A. & KELLY A., 1967, " Tensile properties of fibre-reinforced materials : fracture mechanics", Journal of Mechanics and Physics of Solids, Vol. 15, pp 279-297.

CRASTO A. S. & KIM R. Y., 1992, " The effects of constituent properties on the compression strength of advanced composites " Paper presented at ASTM Symposium on Compression Response of composite Structures, Miami, Florida.

CRESPY A., 1991, "Contribution à l'étude des interfaces dans les composites renforcés de fibre de verre", Habilitation à diriger des recherches, Université des Sciences et Technologies de Lille.

CUI W.C. & WISNOM M.R., 1992, " Contact finite element analysis of three- and four-point short-beam bending of unidirectionnal composites ", Composites Science & Technology, Vol 45, pp. 323-334.

CURTIS P.T., 1988, " Crag test methods for the measurement of the engineering properties of fibre reinforced plastic ", Royal Aerospace Establishment, Farnborough, Hants (UK), Repport RAE TR 88012, february 1988.

DADRAS P. & Mc DOWELL J.S., 1990, " Analytical and experimental evaluation of double-notch shear specimens of orthotropic materials ", Experimental Mechanics, june 1990; pp 184 - 189.

DJEBBAR A., 1989, " Contribution à l'étude de l'influence du cisaillement sur les propriétés d'usage des matériaux composites ", Thèse de Doctorat, Ecole Centrale de Lyon.

DUFRESNE A., LAVERGNE C., LACABANNE C. & GERARD J.-F., 1990, " Etude d'interface-interphase de composites modèles par fluage et courants thermostimulés ", Comptes-Rendus des 7^{ème} Journées Nationales sur les Composites (JNC-7, Paris), publiés par G. Fantozzi et P. Fleischmann, AMAC, pp. 61-70.

DRZAL L. T., 1983, " Composite interphase characterization " 28th national sampe symposium and exhibition, Sampe Journal september/october 1983.

ELKIN R. A., FUST G. & HANDLEY D. P., 1969, " Composite Materials : Testing and Design " ASTM STP460 (American Society for Testing and Materials. Phildelphia. PA. 1969) pp 321-335.

FÉRENT B., 1991, " Mise au point d'un essai de torsion pour la caractérisation du comportement en cisaillement de composites unidirectionnels à matrice organique", Thèse de Doctorat, Université Claude Bernard (Lyon I).

FIALEIX G., BRILAUD J. & TOUCHARD F., 1993, " Application de la granularité laser à la mesure de déformation plastiques dans un stratifié AS4/PEEK " AMAC, Journées extensiométrie et composites, Janvier 1993.

FIALEIX G., 1996, " Mise au point d'un protocole expérimental de caractérisation du comportement en cisaillement de matériaux composites et polymères ", Thèse de Doctorat, Université de Poitiers.

FIORE L. 1988, " Contribution à l'étude du comportement en fatigue de matériaux composites à renfort verre unidirectionnel " Thèse de Doctorat, École Centrale de Lyon.

FOURNIER P., 1992, " Comportement sous sollicitation cyclique des composites unidirectionnels verre/époxyde : Cas des résines à tenacité améliorée ", Thèse École Centrale de Lyon, France 1992.

FROST S.R., 1992, " Compressive behaviour of long-fibre unidirectional composites ", Journal of Composite Materials, Vol 26, N°8, pp 1151-1172.

GAY D., 1991, "Matériaux composites", Ed Hermès, Paris.

GUILD F. J., DAVY P. J. & HOGG P. J., 1989, " A model for unidirectional composite in longitudinal tension and compression " Composites Science and Technology, Vol 36, pp 7-26.

GRANDSIRE-VINCON I., 1993, "Compression des composites unidirectionnels : méthodes d'essai et approche micromécanique", Thèse de Doctorat, Université de Paris VI.

GREDIAC M., 1992, " Présentation d'un montage adapté à la flexion quatre points hors-axes sur composites ", Comptes rendus des 8^{ème} Journées Nationales sur les Composites (JNC-8, Palaiseau), AMAC, pp 667-678.

GRESZCZUK L.B., 1969, " Shear modulus determination of isotropic and composite materials " Composite materials : testing and desing, ASTM STP, pp 140-149.

GROSSET E., 1985, " Détermination de l'intégrale de Rice et de l'ouverture de fissure par granularité laser ", Thèse de Doctorat de l'Université de Poitiers.

HAHN H.T., 1993, " Fatigue des composites effets de l'environnement ", Annales des Composites, Vol 3, pp 31-53.

HAHN H.T. & WILLIAMS J.G., 1984, " Compressive failure mechanisms in unidirectional composites ", Report NASA TM 85834, 1984.

HAHN H.T. & WITHNEY J.M., 1976, Air force Materials Laboratory, private communication.

HALPIN J.C. & TSAI S.W., 1969, " Effects of environmental factors on composite materials", Report AFML - TR 67- 243, june 1969.

HASHIN Z., 1980, " Fatigue failure criteria of unidirectional fiber composites ", Journal of Applied Mechanics, Vol 48 - 1980 - pp. 846-852.

HASHIN Z., 1966, " Viscoelastic fiber reinforced materials" AIAAJ, Vol. 4, pp 1441.

HASHIN Z., 1965, " On elastic behaviour of fiber reinforced materials of arbitrary transverse plane geometry ", Journal of Mechanics and Physics of Solids, Vol. 13, pp 119.

HASSAÏNI D., VITTECOQ E., DEGALLAIX G., 1995, " 'L'essai cube', nouveau dispositif d'essai de cisaillement pour composites stratifiés ". Actes du 12^{ème} Congrès de Mécanique, Vol 1, septembre 1995, pp. 373-376.

HASSAÏNI D., VITTECOQ E., DEGALLAIX G., 1996, " Comportements de cisaillement inter- et intra-laminaire sous chargement monotone d'un composite unidirectionnel verre-époxyde ", Actes 10^{ème} Journées Nationales des Composites (JNC 10-AMAC), Vol 1, octobre 1996, pp 583-594.

HASSAÏNI D., VITTECOQ E., DEGALLAIX G., 1997, " Monotonic inter- and intra-laminar shearing behaviour of an unidirectional glass-epoxy composite " 4th International Conference on deformation and fracture of composites, 24-26 mars 1997, Manchester, pp 515-524.

HERAKOVICH C.T. & BERGNER H.W., 1980, " Finite element stress analysis of a notched coupon specimen for in-plane shear behaviour of composites ", Composites (GB), pp 149-154, juillet 1980.

HILL R., 1964, " Theory of mechanical properties of fibre-stenghtened materials : I - Elastic behaviour ", Journal of Mechanics and Physics of Solids, Vol. 12, pp 199.

HILL R., 1950, " The mathematical theory of plasticity ", Oxford University Press, Londres (GB).

HOFFMAN O. 1967, " The brittle strength of orthotropic materials ", Journal of Composite Materials, Vol. 1, pp 200 - 206.

HULL D., 1981, " An introduction to composite materials " Cambridge University Press, Cambridge (GB).

IOSIPESCU N., 1967, " New accurate procedure for single shear testing of metals ", Journal of materials, Vol 2, pp 537 - 566.

KAWAI M., MORISHITA M., SATOH H., TOMURA S. & KEMMOCHI K., 1997, " Effects of end-tab shape on strain field of unidirectional carbon/epoxy composite specimens subjected to off-axis tension " Composites (GB), vol 28A, pp. 267-275.

KELLY A. & TYSON W., 1965, " Fiber-strengthened materials " High strength materials, V. Zackay, ed., NY : John Wiley & Sons.

KENNEDY J.M., BANNETTE T.R. & FARLEY G.L., 1992, " Experimental and analytical evaluation of a biaxial test for determining in-plane shear properties of composites ", SAMPE QUARTERLY, octobre 1992, pp 28 - 37.

KING T. R., BLACKKETTER D.N., WALRATH D. E. & ADAMS D. F., 1992, " Micromechanics prediction of shear strength of carbon fiber epoxy matrix composites : the influence of matrix and interface strengths " Journal of Composite Materials, Vol 26, N° 4: pp 558-573.

KINLOCH A.J. & YOUNG R.J., 1983, " Fracture behaviour of polymers ", ed : A.J. Kinloch, Applied Science Publishers.

LAGACHE M., 1994, "Analyse de l'influence de l'interphase sur le comportement non linéaire réversible des composites unidirectionnels", Comptes Rendus des 9^{ème} Journées Nationales sur les Composites (JNC-9, Paris), publiés par J. P. Favre et A. Vautrin, AMAC, pp. 183-191.

LARGE-TOUMI B., 1994, "Etude du comportement en fatigue de composites carbone/époxy : rôle de l'interface", Thèse de Doctorat, Ecole Centrale de Lyon.

LAUVERGNAT F., VALENTIN D., MOREL G & FAIVRE J.P., 1990, " Comportement en cisaillement de composite verre-résine : influence de l'ensimage ", Composites (Paris), mai-juin 1990.

LEE S. & MUNRO M., 1990, " Evaluation of testing techniques for the Iosipescu shear test for advanced composite materials ", Journal of Composite Materials, Vol 24, avril 1990, pp 419 - 440.

LEE S. & MUNRO M., 1986, " Evaluation of in-plane shear test methods for advanced composite materials by the decision analysis technique " Composites (GB), vol 17, n°1, pp. 13-22.

LIFSHITZ J.M. & GILAT A., 1979, " Experimental determination of the nonlinear shear behavior of fiber-reinforced laminate under impact loading ", Experimental Mechanics, december 1979, pp 444-449

LIU K. & PIGGOTT M.R., 1995, " Shear strenght of polymers and fibre composites : 1-Thermoplastic and thermoset polymers ", Composites (GB), Vol 26, N°12, pp 829-840.

LIU K. & PIGGOTT M.R., 1995, " Shear strenght of polymers and fibre composites : 2- Carbon/epoxy pultrusions ", Composites (GB), Vol 26, N°12, pp 841-848.

MANDELL J.F., 1982, " Fatigue behaviour of fibre resin composites ", Developments in reinforced plastics, Applied Science Pub. Ed. : P. G. Pritchard, London - New York, 1982, pp 67 - 107.

MARSHALL D.B., 1984, "An indentation method for measuring matrix-fiber friction stresses in ceramic composotes", J. Amer. Ceram. Soc., Vol. 67, N°12, pp 259-260.

MRSE A. & PIGOTT M.R., 1990, " Relation between fibre divagation and compressive properties of fibre composite ", 25th International SAMPE Symposium and Exhibition, Anaheim, Californie (USA), pp 2236-2244.

NARDIN M. & SCHULTZ J., 1990, "Effet de l'adhésion sur la résistance au cisaillement de l'interface fibre-matrice dans un matériau composite", Comptes-Rendus de l'Académie des Sciences, Série II-311, Paris 1990, pp 613-617.

NEDELE M.R. & WISNOM M.R., 1994, " Finite element micromechanical modelling of a unidirectional composite subjected to axial shear loading " Composites (GB), Vol 25, N°4; pp 263-272.

ODOMS E.M., BLACKKETTER D.M. & SURATNO B.R., 1994, " Experimental and analytical investigation of the modified Wyoming shear-test fixture", *Experimental Mechanics*, Vol. 34, N°1, mars 1994, pp 10-15.

PAGANO N.J. & HALPIN J.C., 1968, " Influence of end constraint in the testing of anisotropic bodies ", *Journal of Composite Materials*, Vol 2, pp 18-31.

PALUCH B & BOULLY J.M., 1992, " Analyse des imperfections géométriques dans les matériaux composites à renfort unidirectionnel", *Comptes rendus des 8^{ème} Journées Nationales sur les Composites (JNC-8, Palaiseau), AMAC, PP 567-560.*

PETIT P.H., 1969, " A simplified method of determining the in-plane shear stress-strain response of unidirectional composite ", *ASTM-STP 460*, , Editions Scientifiques, American Society for Testing and Matrerials, Philadelphia (USA), pp 83-93.

PHANG C. & VONG T.S., 1977, " Étude du tests de torsion de barreaux composites à section rectangulaire ", *ENSTA, Rapport de recherche 094, décembre 1977.*

PHANG C., VONG T.S. & VERCHERY G., 1978, " Étude des tests de cisaillement d'un matériau composite à renforcement unidirectionnel", *Comptes rendus des 1^{ème} Journées Nationales sur les Composites (JNC-1, Paris), AMAC, pp 182-189.*

PIERRON F., 1994, "L'essai de cisaillement plan d'Iosipescu : modélisation et méthodologie expérimentale pour les composites", *Thèse de Doctorat de l'Université Claude Bernard (Lyon I).*

PIGGOTT M.R., 1988, " The effect of constraints due to fibres on the delamination of composites " *Journal of materials science*, Vol 23, pp 356-365.

PIGGOTT M.R., 1997, " Experimental evidence indicating that shear failure in polymers in really tensile " *4 th International conference on DEFORMATION AND FRACTURE OF COMPOSITE*, march 1997, pp 351-359.

PINDERA MJ. CHOSKI G., HIDDE J.S. & HERAKOVICH C.D., 1987, " A methodology for accure shear characterization of unidirectional composites ", *Journal of Composites Materials*, Vol 21, pp 1164 - 1183.

PINDERA C.T. & HERAKOVICH T., 1986, " Shear characterization of unidirectional composites with the off-axis tension test ", *Experimental Mechanics*, pp 103-112.

PUGET P., 1988, " Étude des mécanismes de dégradation en fatigue de matériaux composites unidirectionnels : application au cumul de dommage " Thèse École Centrale de Lyon.

PURSLOW D., 1986, " Matrix fracture of fiber-reinforced epoxy composites ", *Composites (GB)*, Vol 17, N°4, october 1986, pp 289-302.

RIZZO R. R. & VICARIO A. A., 1992, " A finite element analysis for stress distribution in gripped tubular specimen " ASTM STP 497, American Society for Testing and Materials, Philadelphia (USA), pp 68-88.

ROUDET F., TOLBA B., TOLBA B., & DEGALLAIX-MOREUIL S., DEGALLAIX-MOREUIL S., 1996, " Comportement en fatigue par flexion-cisaillement d'un composite unidirectionnel verre-époxyde ", *Comptes rendus des 10^{ème} Journées Nationales sur les Composites (JNC-10, Paris)*, AMAC, pp 573-582.

ROUDET F., TOLBA B., DEGALLAIX S., RISSON T., & SALVIA M., 1997, " Fatigue damage by mode II delamination in an unidirectional glass/epoxy composite " ICFC 1, International Conference of fatigue of composites, Paris, 3 - 5 juin 1997.

ROUDET F., 1998, " Comportement en flexion trois points avec cisaillement prépondérant de composites verre - époxyde unidirectionnels : sous chargement monotone et cyclique " Thèse École Centrale de Lille.

ROSEN B.W., 1972, " A simple procedure for experimental determination of the longitudinal shear modulus of unidirectional composites ", *Journal of Composite Materials*, Vol 6, pp 552-554.

ROSEN B.W., 1965, " Mechanics of composite strengthening", CH3, American Society of Metals, Metal Park OHIO, 1965.

SANCHEZ M., 1995, "Modélisation de la fissuration d'une éprouvette verre-époxyde unidirectionnelle soumise à de la flexion 3 points", Mémoire de DEA, Université des Sciences et Technologies de Lille.

SANDORFF P. E., 1980, " Saint Venant effects in an orthotropic beam " Journal of Composites Materials, Vol 22, pp 167-184.

SCHIAVON I., 1989, " Suivi de l'endommagement en fatigue d'un composite verre-époxyde unidirectionnel par mesures mécaniques et émission acoustique " Thèse de L'INSA de Lyon.

SHULIN BAI, 1991, " Caractérisation mécanique d'un composite unidirectionnel fibres de verre E / matrice d'époxyde élaboré sous micro-ondes ", Thèse de Doctorat, Ecole centrale de Paris

SIMS D.F., 1973, " In-plane shear-strain response of unidirectional composite materials ", Journal of composite materials, vol 7, pp 124-128.

STEIF P.S., 1988, " A simple model for the compressive failure of weakly bonded fiber reinforced composites" Journal of Composite Materials, Vol 22, pp 818-825.

SUN C.T. & CHUNG I., 1993 " An oblique end-tab design for testing off-axis composite specimens " Composites (GB), Vol 24, pp 619-623.

SURREL Y., 1990, " Modélisation du comportement élasto-plastique de composites stratifiés " Thèse de Doctorat, Ecole des Mines de St Etienne.

SWANSON S.R., MESSICK M. & TOOMBES G.R., 1985, " Comparaison of torsion tube and Iosipescu in-plane shear test results for a carbon fibre-reinforced epoxy composite", Composites (GB), Vol 16, N°3, pp 220-224, july 1985.

TOLBA B., 1992, "Caractéristiques mécaniques d'un verre-époxyde", Rapport interne, Ecole Centrale de Lille.

TOUCHARD-LAGATTU F., 1994, " Spécificités du comportement mécanique de composites stratifiés à fibres longues et à matrice thermoplastique ", Thèse de l'Université de Poitiers, décembre 1994.

TSAI S.W. & WU E. M., 1971, " A general theory of strength for anisotropic materials ", Journal of Composite Materials, Vol. 5, pp 58 - 80.

VAN GEMERT D., 1984 " Direct shear compliance measurement for fibre reinforced composites " comptes-rendus Euromech 182, Mechanical characterization of load bearing fibre composite, Londres, pp 191-198.

VITTECOQ E., 1991, " Sur le comportement en compression des composites stratifiés carbone-époxyde ", Thèse de Doctorat, Université de Paris VI.

VISHAY, 1984, " Encyclopédie d'analyse des contraintes ", Micromesures, pp 367-369.

WALRATH D.E. & ADAMS D.F., 1983, " The Iosipescu shear test as applied to composite materials ", Experimental Mechanics, mars 1983, pp 105-110.

WHITNEY J.M., 1985, " Elasticity analysis of orthotropic beams under concentrated loads ", Composites Science and Technology, Vol 22, pp 167-184.

WISNOM M.R., 1990, " The effect of fibre misalignement on the compressive strength of unidirectional carbon fibre/epoxy", Composites (GB), Vol. 21, N°5, september 1990, pp 403-407.

YEOW Y.T. & BRINSON H.F., 1978, " A comparaison of simple shear caracterisation methods for composites laminates " Composites (GB), vol 9 N° 1; pp. 49-55.

YVRARD J.P., 1993, " Analyse microstrucurale de l'endommagementen fatigue cisaillement de composite verre/époxyde unidirectionnels ", Rapport DEA, Ecole Centrale de Lille, décembre 1993.

LES ANNEXES

- ANNEXE 1 :** Technique d'essai sur monofilament
- ANNEXE 2 :** Etude numérique d'éprouvettes entaillées
- ANNEXE 3 :** Méthode de programmation du comportement non-linéaire en cisaillement
- ANNEXE 4 :** Cartographies des contraintes et déformations obtenues par la modélisation numérique des éprouvettes cubiques avec et sans talons
- ANNEXE 5 :** Comparaisons des évolutions des contraintes dans la zone utile pour les éprouvettes avec et sans talons
- ANNEXE 6 :** Cartographies des contraintes et déformations obtenues par la modélisation des éprouvettes Iosipescu
- ANNEXE 7 :** Dimensionnement des composantes structuraux du dispositif Essai cube
- ANNEXE 8 :** Principe de la granularité laser
- ANNEXE 9 :** Procédure de mise en place du dispositif sur la machine d'essai
- ANNEXE 10 :** Résultats bruts de la granularité laser
- ANNEXE 11 :** Procédure de mise en place et méthode de dépouillement des jauges
- ANNEXE 12 :** Dimensions des éprouvettes mesurées sur machine à mesurer tridimensionnelle
- ANNEXE 13 :** Procédure de mise en place de l'éprouvette dans le montage et déroulement de l'essai

ANNEXE 1

TECHNIQUE D'ESSAI SUR MONOFILAMENT

TECHNIQUES D'ESSAIS MONOFILAMENTAIRES

A partir de la connaissance des caractéristiques de surface des deux constituants, il est possible d'estimer l'énergie d'adhésion fibre-matrice (résistance en cisaillement ou ténacité de l'interface). Afin de comparer estimations théoriques et mesures expérimentales, différents tests mécaniques permettent de déterminer directement l'adhésion fibre-matrice. Cette annexe présente les méthodes le plus souvent utilisées pour mesurer les propriétés mécaniques de l'interface. Nous développerons uniquement ici les essais micromécaniques, qui consistent à solliciter une éprouvette monofilamentaire. Ceci pose naturellement la question de la reproductibilité du comportement de l'interface dans ces conditions par rapport au comportement réel d'un composite unidirectionnel.

a) Le test de fragmentation

C'est le test micromécanique le plus utilisé. Il consiste à solliciter en traction une éprouvette de résine dans laquelle est noyée une fibre unique. Les contraintes de traction sollicitant la matrice sont transmises à la fibre (dont la déformation à rupture est inférieure à celle de la matrice) par des forces de cisaillement à l'interface fibre-matrice. Lorsque la déformation de la matrice est supérieure à la déformation maximale admissible de la fibre, celle-ci se casse progressivement en plusieurs fragments. Ce processus de fragmentation se poursuit jusqu'à ce qu'il y ait saturation, les fragments sont alors trop courts pour que les contraintes de cisaillement à l'interface génèrent dans la fibre une contrainte longitudinale égale à la contrainte à rupture.

La figure A1-1 illustre ce test de fragmentation.

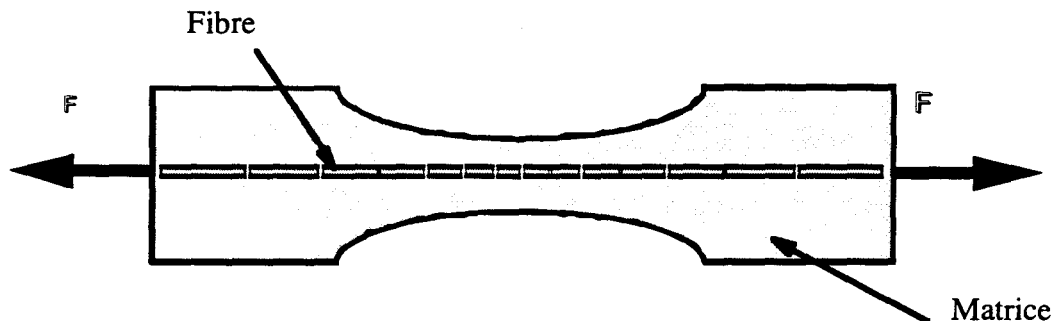


Figure A1-1 : test de fragmentation

Kelly et al (1965) (Ahlstrom et al, 1991) ont calculé la longueur critique des fragments :

$$L_c = \frac{4}{3} L_m \quad (A1-1)$$

où L_m est la longueur moyenne des fragments.

On en déduit la contrainte de cisaillement moyenne à l'interface :

$$\tau_m = \frac{r_f}{L_c} \sigma_f \quad (\text{A1-2})$$

où r_f est le rayon de la fibre et σ_f la contrainte à rupture de la fibre.

Grandsire-Vinçon (1993) a utilisé ce test de fragmentation, non pas en traction, mais en compression. Il a montré que la contrainte de cisaillement obtenue à l'interface est la même.

b) Le test du "pull-out"

Le test du "pull-out" (ou test de déchaussement) permet de caractériser l'adhésion interfaciale. Il consiste à solliciter en traction une fibre partiellement enchâssée dans un bloc de résine.

Plusieurs configurations du "pull-out" existent, la plus ancienne étant celle de Greszczuk (1969).

Nous présentons ci-dessous le modèle de Piggott (1989). Son exploitation utilise un critère énergétique. La fibre est enchâssée dans un bloc de résine (aucune contrainte de compression transverse à l'interface fibre-matrice) comme le montre la figure A1-2.

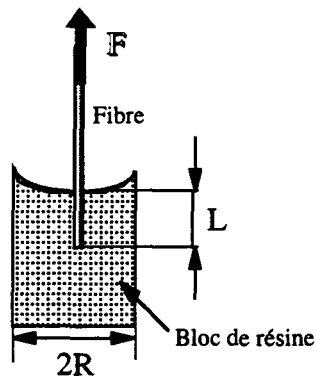


Figure A1-2 : test du pull-out

Pour exploiter ce test, on utilise un critère énergétique. Pour une longueur de fibre enchâssée L , l'énergie de rupture de l'interface (G_i) nécessaire au défibrage est :

$$G_i = \frac{F_c^2}{4 \cdot \pi^2 \cdot r^3 \cdot E_r \cdot m} \quad (\text{A1-3})$$

avec E_r : le module d'Young de la fibre,

r : le rayon de la fibre,

R : le rayon du bloc de résine,

F_c : la force nécessaire au défibrage.

On calcule le coefficient m par l'expression :

$$m = \tanh\left(\frac{nL}{r}\right) \cdot \frac{nL}{r} \quad \text{avec} \quad n = \sqrt{\frac{2G_m}{E_f \ln\left(\frac{r}{R}\right)}} \quad (\text{A1-4})$$

et G_m le module de cisaillement de la matrice.

Une variante du test du pull-out est le test de la goutte. La fibre est ici enchâssée dans une goutte de résine. L'avantage de cette technique est que l'on peut obtenir des longueurs d'enchâssement très faibles (de l'ordre de 30 μm). Ainsi, les systèmes à forte adhésion peuvent être étudiés, contrairement au "pull-out" pour lequel les faibles longueurs sont difficilement atteintes.

c) La micro-indentation

Cet essai consiste à enfoncer, à l'aide d'un indenteur adapté, une fibre enchâssée dans un bloc de matrice (figure A1-3). La fibre "glisse" alors par rapport à la matrice.

Marshall (1984) a calculé la contrainte de cisaillement à l'interface. Il trouve :

$$\tau = \frac{F^2}{4\pi^2 r^3 E_f u} \quad (\text{A1-5})$$

où F est la charge appliquée, E_f le module d'Young de la fibre, u son déplacement et r son rayon.

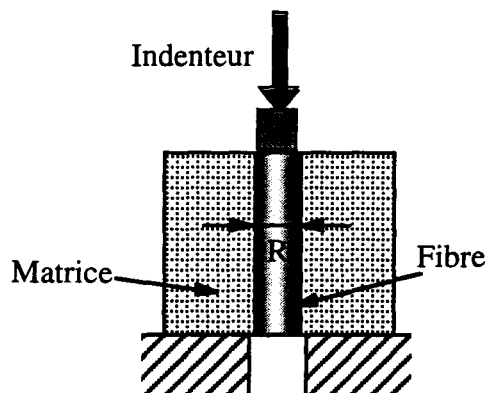


Figure A1-3 : test de micro-indentation

c) Remarques

Les essais mécaniques présentés ici pour caractériser l'adhésion ne permettent pas, sans observation a posteriori du faciès de rupture, de distinguer si la rupture s'est produite à l'interface ou dans l'un des deux constituants du composite.

Ces essais permettent de caractériser une résistance en cisaillement, à partir d'une approche unidirectionnelle. Ils ne prennent toutefois pas en considération tous les paramètres liés à la fabrication des composites et notamment les contraintes résiduelles de cuisson probablement influencées par le taux de fibres. Donc, pour mieux cerner la notion d'interface, il est intéressant d'analyser les processus de rupture élémentaires du pli unidirectionnel par des essais macroscopiques et d'y préciser le rôle de cette interface.

ANNEXE 2

ETUDE NUMERIQUE D'EPROUVETTES

ENTAILLEES

ETUDE NUMERIQUE D'ÉPROUVETTES ENTAILLEES

Une des premières solutions envisagées pour répondre à notre problème était de tester en compression des éprouvettes entaillées. La présence d'une l'entaille permet de générer du cisaillement dans une partie de l'éprouvette, mais entraîne une concentration de contrainte qui perturbe les résultats. Nous avons donc cherché à déterminer numériquement la meilleure géométrie d'éprouvette, avec comme critères principaux :

- ⇒ la plus grande homogénéité possible du champ de cisaillement (donc le moins de concentration de contrainte possible),
- ⇒ le moins de sollicitation parasite possible (traction transverse entre autre).

I) COMPARAISON DE DIFFERENTES GEOMETRIES D'ÉPROUVETTE ENTAILLEES

I-1) Formes testées

En plus des deux critères précédents, le choix de la forme et des dimensions des éprouvettes a été dicté par les impératifs suivants :

- ⇒ bonne résistance au flambement transversal,
- ⇒ effets parasites d'encastrement minimum,
- ⇒ capacité de la machine (encombrement, puissance).

Plusieurs formes d'éprouvettes ont été envisagées (cf. figures A2-1 à A2-6). Pour chacune d'elles, un calcul par éléments finis à été réalisé à l'aide du code ANSYS de manière à déterminer les champs de contrainte. Les éléments utilisés sont des éléments triangles à 6 noeuds. Le calcul est effectué en déformations planes, en considérant un matériau isotrope transverse de caractéristiques mécaniques :

- sens des fibres $E_y=30$ GPa,
- sens transverse $E_x=8,5$ GPa,
- coefficient de Poisson $\nu_{xy}=0,25$.

En ce qui concerne les hypothèses de chargement, on considère que l'une des extrémités de l'éprouvette est encastree et, qu'à l'autre extrémité, on impose un déplacement suivant Y (en revanche, le déplacement suivant X est bloqué).

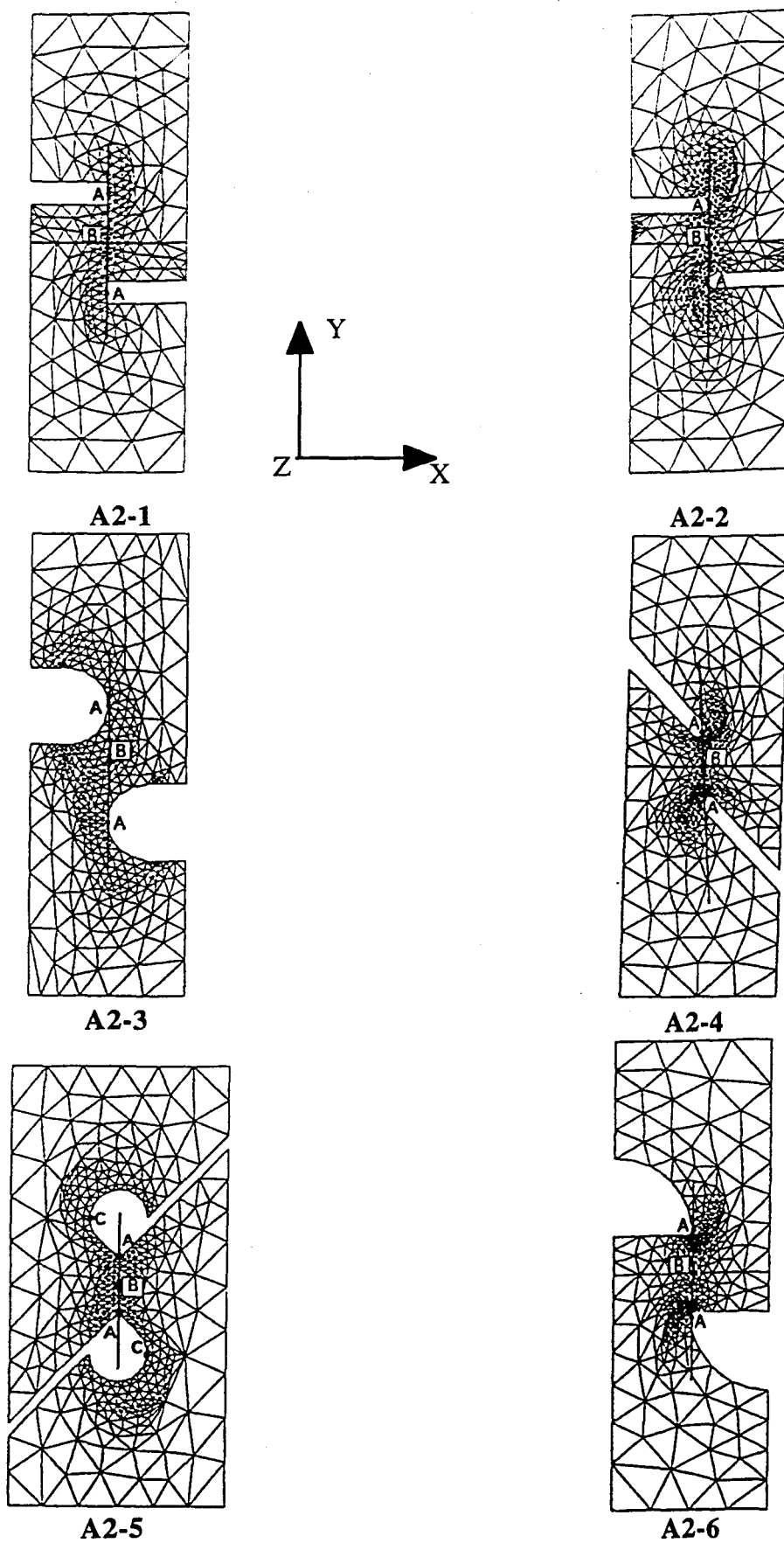


Figure A2 : différentes géométries d'éprouvettes entaillées

I-2) Résultats comparatifs

Les principaux résultats sont résumés dans le tableau A2-1. Ce sont :

⇒ le rapport de surcontrainte normale, à savoir la contrainte normale maximale ($\sigma_{yy \text{ maxi}}$) (obtenue généralement en fond d'entaille au point A) sur la contrainte normale ($\sigma_{yy \text{ mini}}$) (obtenue généralement au centre de la zone cisailée au point B),

⇒ le rapport de surcontrainte ($(\sigma_{xy \text{ maxi}} / \sigma_{xy \text{ mini}})$), obtenue de façon analogue entre les valeurs extrêmes de la contrainte de cisaillement.

⇒ le rapport de la contrainte normale maximale sur la contrainte de cisaillement maximale (noté qu'un rapport élevé $\sigma_{yy \text{ maxi}} / \sigma_{xy \text{ maxi}}$ entraîne une rupture de l'éprouvette en traction-compression),

⇒ le rapport obtenue de façon analogue entre les valeurs minimales ($\sigma_{yy \text{ mini}} / \sigma_{xy \text{ mini}}$).

A l'issue de cette étude, nous avons regroupé les résultats principaux (rapports entre différentes contraintes dans la zone cisailée) dans le tableau A2-1 :

figures (cas)	fig.A2-1 (1)	fig.A2-2 (2)	fig.A2-3 (3)	fig.A2-4 (4)	fig.A2-5 (5)	fig.A2-6 (6)
$\frac{\sigma_{yy \text{ maxi}}}{\sigma_{yy \text{ mini}}}$	3	5,47	2,23	6,5	1,3	4,4
$\frac{\sigma_{xy \text{ maxi}}}{\sigma_{xy \text{ mini}}}$	1,96	2,57	2,85	2,4	1,4	2,67
$\frac{\sigma_{yy \text{ maxi}}}{\sigma_{xy \text{ maxi}}}$	3,145	4,86	4,3	7,65	0,47	3,63
$\frac{\sigma_{yy \text{ mini}}}{\sigma_{xy \text{ mini}}}$	2,02	2,28	3,35	2,83	0,51	2,5

Tableau A2-1 : rapports de contraintes calculés pour les différentes géométries d'éprouvette entaillées

De ce tableau, on peut tirer les conclusions suivantes :

⇒ Les cas (2) et (4) ne sont pas intéressants car leurs surcontraintes sont élevées, surtout en contrainte normale ; de plus, s'il y a rupture dans la zone utile, celle-ci aura probablement lieu en compression-traction et non en cisaillement pur, car les rapports des contraintes normales sur les contraintes de cisaillement sont élevés.

⇒ Pour les cas (1) et (3), on obtient des rapports de surcontrainte plus raisonnables que précédemment, mais en visualisant les contraintes équivalentes de Von Mises, on s'aperçoit que la rupture ne se produira pas dans la zone utile, mais suivant une section parallèle au plan ZOY et passant par le point A.

⇒ Seul le cas (5) réunit toutes les conditions favorables (surcontraintes faibles et rapports des contraintes normales et de cisaillement inférieurs à 1) pour obtenir de l'endommagement sous une sollicitation de cisaillement pur. Mais malheureusement, il est fort probable que l'éprouvette se fissurera très tôt au point C (fig. A2-5).

D'après la visualisation des contraintes (Von Mises) pour le cas (6), on aura bien rupture dans la zone utile, mais cette forme d'éprouvette a le désavantage de présenter des surcontraintes et des rapports des contraintes maxi et mini beaucoup trop élevés.

La distribution des contraintes obtenue nous a conduit à conclure à l'issue de cette étude comparative que c'est cette dernière géométrie qui est la plus prometteuse. Une étude d'optimisation des caractéristiques géométriques des entailles a alors été entreprise. Elle est détaillée dans le second paragraphe.

II) ETUDE D'OPTIMISATION DE L'ÉPROUVETTE ENTAILLÉE CHOISIE

Nous analysons ici l'influence de divers paramètres géométriques comme le rayon de raccordement en fond d'entaille r , la hauteur cisailée h et la distance entre les deux fonds d'entaille e dans la direction OX. Nous nous sommes attachés à définir le profil du champ de contraintes dans la zone cisailée. L'influence sur celui-ci de chacun des trois paramètres r , h et e sera étudié successivement.

II-1) Influence du rayon de raccordement en fond d'entaille

La figure A2-7 présente la géométrie de l'éprouvette et ses dimensions, ainsi que les conditions aux limites adoptées pour le calcul. L'influence du rayon de raccordement en fond d'entaille r est évaluée en faisant varier sa valeur de 0,2 à 1,4 mm par paliers de 0,2 mm. On étudiera en particulier la répartition des contraintes le long de la ligne tangente aux deux rayons de raccordement à fond d'entaille. Pour cette première série de calculs, cette ligne - également montrée figure A2-7 - sera toujours prise parallèle à Y, c'est-à-dire que $e=0$.

Les figures A2-8 à A2-9 montrent les répartitions des contraintes normales σ_{yy} et de cisaillement σ_{xy} suivant cette ligne, à partir de A' jusque A, pour quatre valeurs de r . Le tableau A2-2 indique, pour les six valeurs de r étudiées, les valeurs des différents rapports de contrainte définis précédemment.

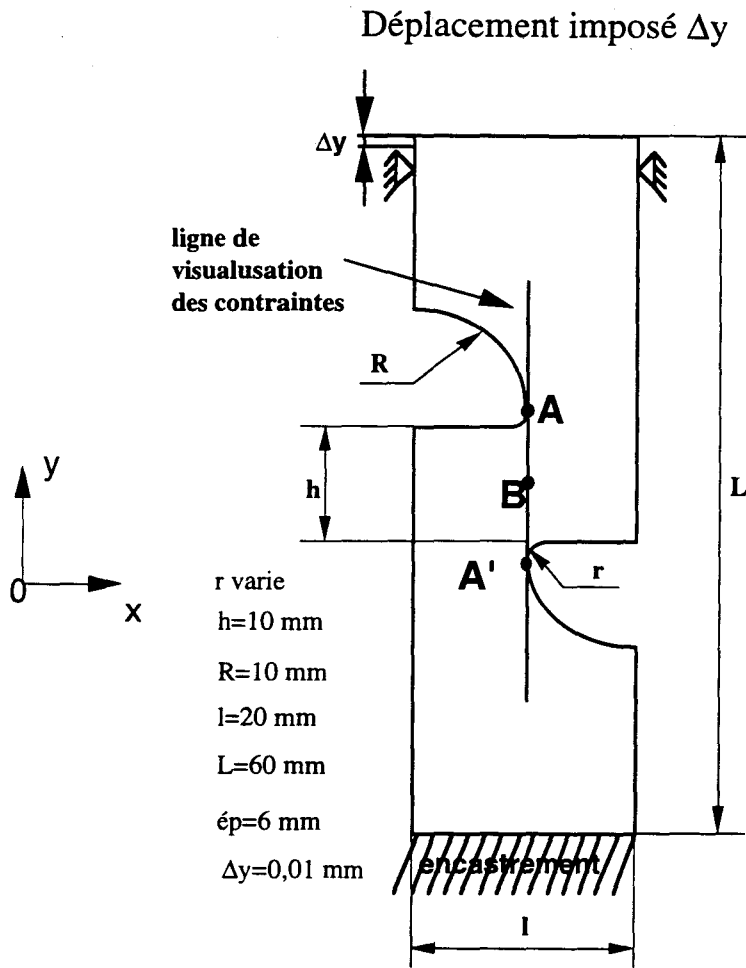


Figure A2-7 : éprouvette entaillée : conditions aux limites

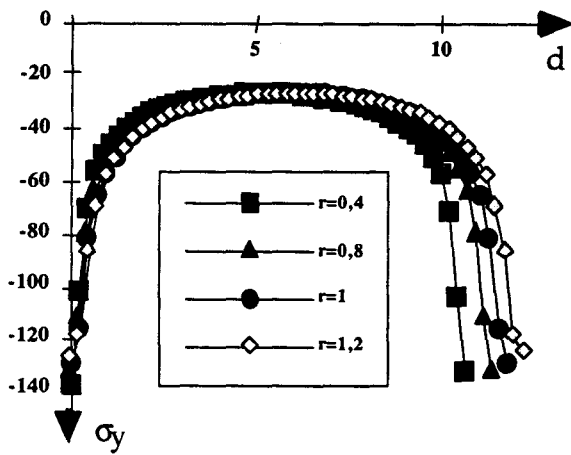


Figure A2-8 : $\sigma_{yy}=f(d)$: $r=0,4$ à $1,2$ mm

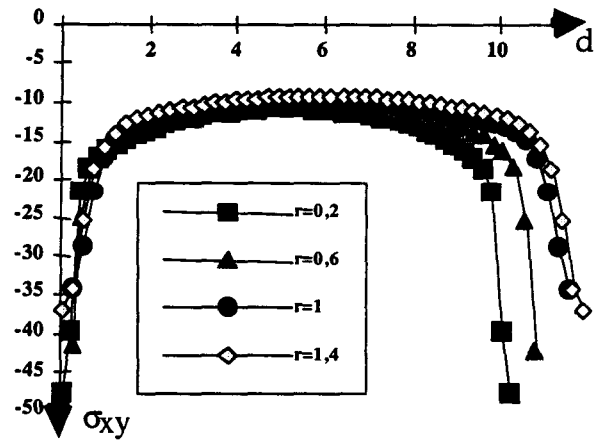


Figure A2-9 : $\sigma_{xy}=f(d)$: $r=0,4$ à $1,2$ mm

r	0,2	0,4	0,6	0,8	1	1,2	1,4
$\sigma_{yy \text{ maxi}}$	4,82	4,92	4,9	5	4,9	4,75	4,7
$\sigma_{yy \text{ mini}}$							
$\sigma_{xy \text{ maxi}}$	4,41	3,15	4	3,55	3,45	4,4	3,9
$\sigma_{xy \text{ mini}}$							
$\sigma_{yy \text{ maxi}}$	2,7	3,95	3,17	3,65	3,75	2,95	3,34
$\sigma_{xy \text{ maxi}}$							
$\sigma_{yy \text{ mini}}$	2,47	2,5	2,54	2,6	2,65	2,7	2,75
$\sigma_{xy \text{ mini}}$							

Tableau A2-2 : rapports de contraintes calculés pour différentes valeurs de r

Les coefficients de concentration de contrainte et les rapports des contraintes normales sur les contraintes de cisaillement sont élevés, et restent sensiblement identiques quelle que soit la valeur du rayon; les légères variations sont probablement dues au maillage.

On peut observer sur les figures A2-8 et A2-9 que la zone centrale de la ligne AA' présente un profil des contraintes à peu près uniforme, surtout pour les contraintes de cisaillement.

II-2) Influence de la hauteur cisailée

Dans ce sous-paragraphe, nous étudierons l'influence du paramètre h en faisant varier sa valeur de 6 à 10 mm par paliers de 1 mm, et ceci pour trois valeurs différentes du rayons de raccordement (0,6 ; 1 ; 1,4 mm). Ici encore e est pris égal à 0.

Les figures A2-10 à A2-15 montrent les répartitions des contraintes normales σ_{yy} et de cisaillement σ_{xy} le long de la ligne tangente au rayon de chacun des deux fonds d'entaille. Cette ligne ainsi que les conditions aux limites ont été définies sur la figure A2-7. Les conditions des calculs sont résumées ci-dessous :

conditions :

$$r = 0,1 ; 1 \text{ ou } 1,4$$

$$h \text{ varie de } 6 \text{ à } 10 \text{ mm}$$

$$R = 10 \text{ mm}$$

$$l = 20 \text{ mm}$$

$$L = 60 \text{ mm}$$

$$\text{ép} = 6 \text{ mm}$$

$$y = 0,01 \text{ mm}$$

Les tableaux A2-3 à A2-6 donnent, pour les différents couples de valeur de r et h, les différents coefficients de concentration de contraintes pour les contraintes normales (σ_{yy}) et de cisaillement (σ_{xy}) déjà définis.

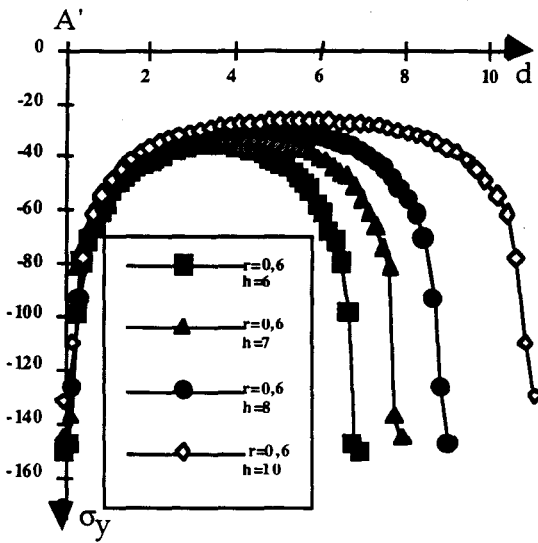


Figure A2-10 : $\sigma_{yy}=f(d)$: $r=0,6$ mm et $h=6$ à 10 mm

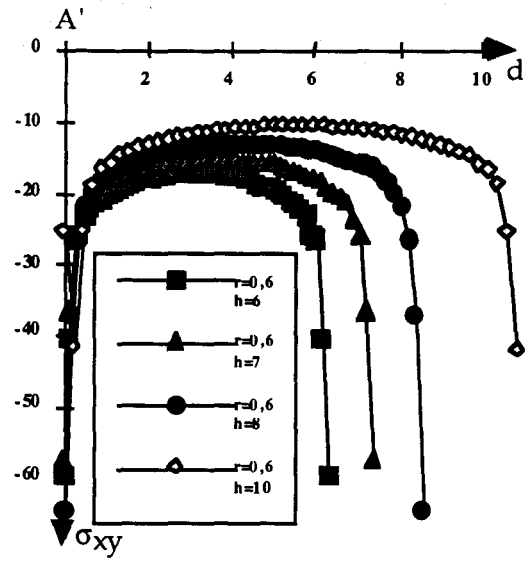


Figure A2-11 : $\sigma_{xy}=f(d)$: $r=0,6$ mm et $h=6$ à 10 mm

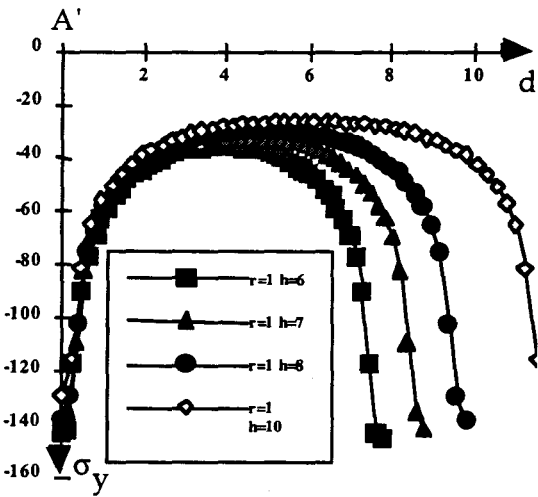


Figure A2-12 : $\sigma_{yy}=f(d)$: $r=1$ mm et $h=6$ à 10 mm

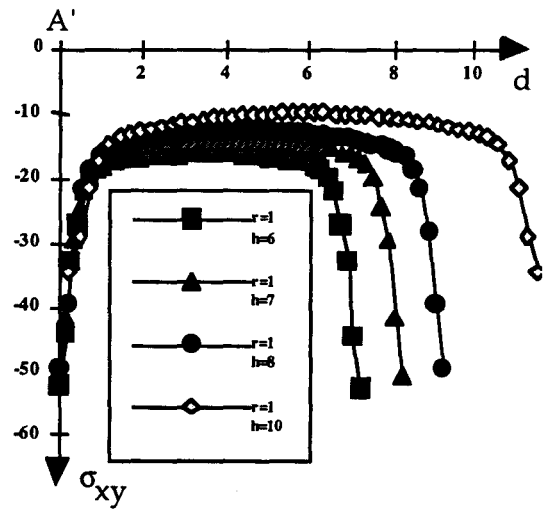


Figure A2-13 : $\sigma_{xy}=f(d)$: $r=1$ mm et $h=6$ à 10 mm

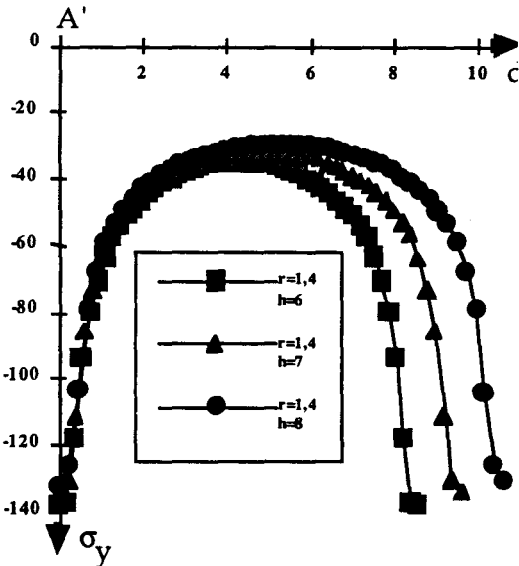


Figure A2-14 : $\sigma_{yy}=f(d)$: $r=1,4$ mm et $h=6$ à 10 mm

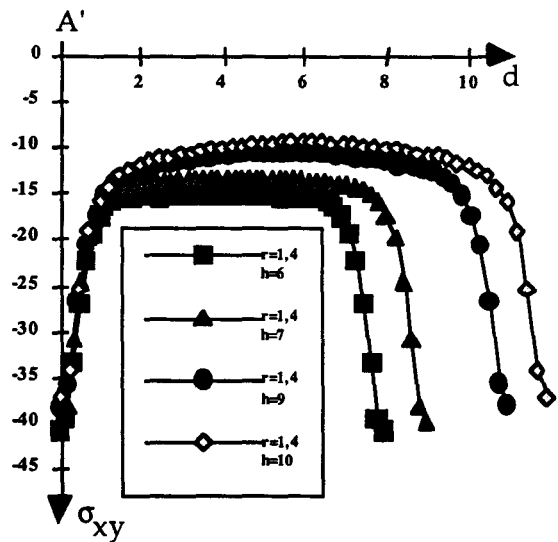


Figure A2-15 : $\sigma_{xy}=f(d)$: $r=1,4$ mm et $h=6$ à 10 mm

$\frac{\sigma_{yy \text{ maxi}}}{\sigma_{yy \text{ mini}}}$	h=6	h=7	h=8	h=9	h=10
r=0,6	4,13	4,41	4,89	5,1	5
r=1	4	4,36	4,6	4,85	4,9
r=1,4	3,95	4,21	4,45	4,6	4,73

Tableau A2-3 : surcontraintes dues au champ de contrainte normale

$\frac{\sigma_{xy \text{ maxi}}}{\sigma_{xy \text{ mini}}}$	h=6	h=7	h=8	h=9	h=10
r=0,6	3,41	3,82	4,86		4
r=1	3,2	3,54	3,92	4,34	3,5
r=1,4	2,7	2,96	3,23	3,56	3,9

Tableau A2-4 : surcontraintes dues au champ de contrainte de cisaillement

$\frac{\sigma_{yy \text{ mini}}}{\sigma_{xy \text{ mini}}}$	h=6	h=7	h=8	h=9	h=10
r=0,6	2,09	2,18	2,3	2,4	2,55
r=1	2,2	2,27	2,38	2,51	2,65
r=1,4	2,31	2,38	2,49	2,7	2,75

Tableau A2-5 : rapports des contraintes minimales

$\frac{\sigma_{yy \text{ maxi}}}{\sigma_{xy \text{ maxi}}}$	h=6	h=7	h=8	h=9	h=10
r=0,6	2,53	2,56	2,27	2,6	3,17
r=1	2,76	2,8	2,8	2,8	3,75
r=1,4	3,37	3,4	3,4	3,38	3,34

Tableau A2-6 : rapports des contraintes maximales**Constatations :**

- ⇒ plus la hauteur cisailée est faible, plus le champ de contrainte de cisaillement dans la zone centrale est homogène.
- ⇒ il n'y a pas d'influence de la hauteur cisailée sur l'allure du champ des contraintes normales.
- ⇒ les coefficients de surcontrainte les plus faibles sont obtenus pour une longueur **h** petite et un rayon **r** grand.

⇒ les rapports des contraintes tant maximales que minimales restent relativement élevés (un peu moins pour une hauteur plus faible), on obtiendra toutefois difficilement du cisaillement pur dans la zone utile de l'éprouvette.

Conséquences :

Un choix a priori intéressant semble être : $h=6 \text{ mm}$ et $r=1,4 \text{ mm}$, on dispose alors d'une zone pour laquelle σ_{xy} est constante.

II-3) Influence du "recouvrement" des entailles.

Nous étudierons ici l'influence du paramètre e , distance horizontale entre les deux fonds d'entaille. En plus de la valeur nulle adoptée précédemment, nous allons faire varier e de -6 à $+6 \text{ mm}$ par pas de 2 mm .

Les figures A2-16 et A2-17 présentent les conditions aux limites utilisées dans les calculs, en distinguant les $e>0$ ou $e<0$.

Les figures A2-18 à A2-25 montrent les répartitions des contraintes normales et de cisaillement le long de différentes lignes de la zone cisailée à savoir ligne L_4 , pour $e>0$ (figure A2-16), et les lignes L_1 L_2 L_3 et L_4 pour $e<0$ (figure A2-17).

Le tableau A2-7 indique les différents coefficients de concentration de contraintes, pour les contraintes normales et de cisaillement déjà définis le long de la ligne L_4 tangente aux deux entailles.

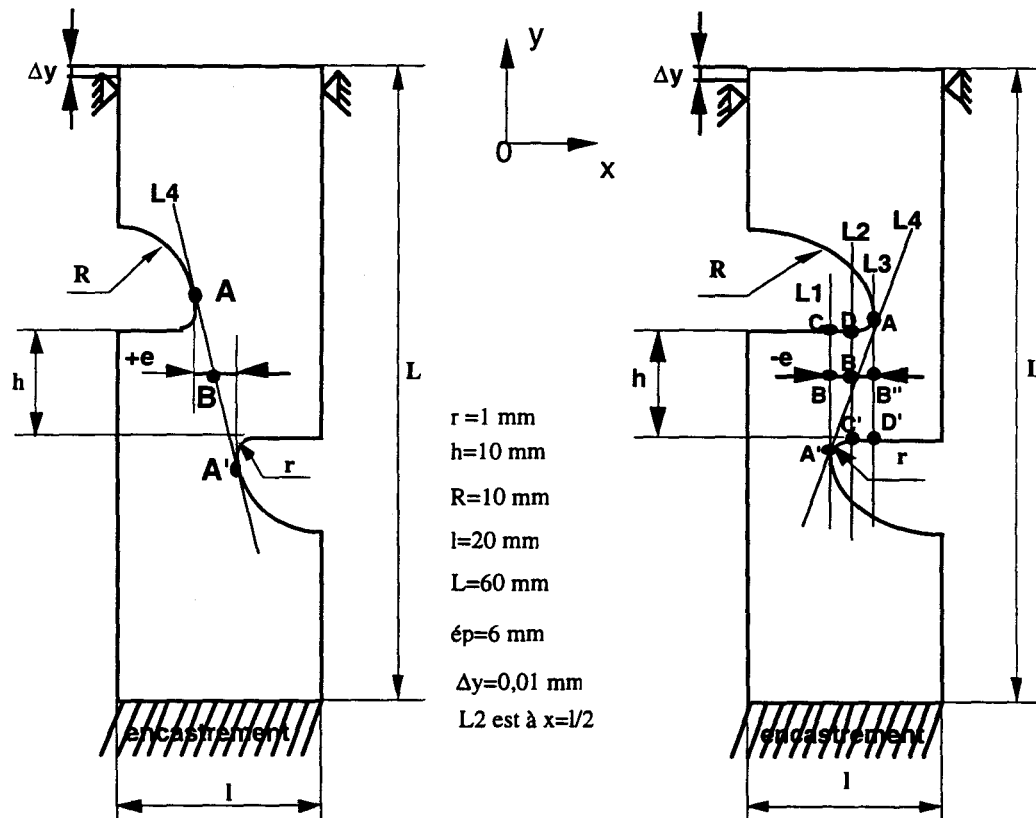


Figure A2-16 : conditions aux limites pour l'éprouvette entaillée avec $e>0$

Figure A2-17 : conditions aux limites pour l'éprouvette entaillée avec $e<0$

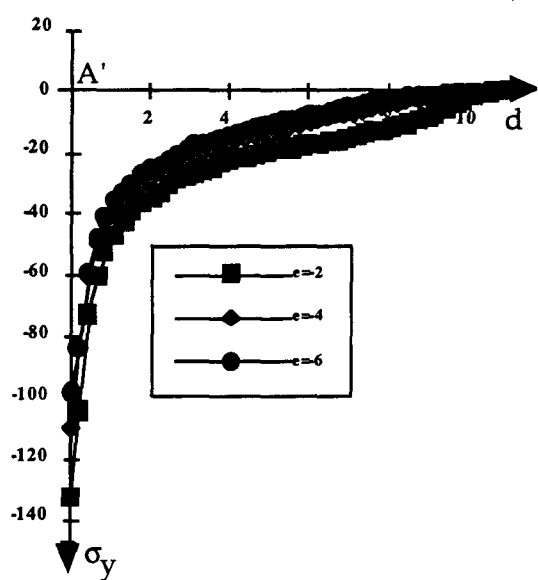


Figure A2-18 : $\sigma_{yy}=f(d)$:profil des contraintes suivant L1

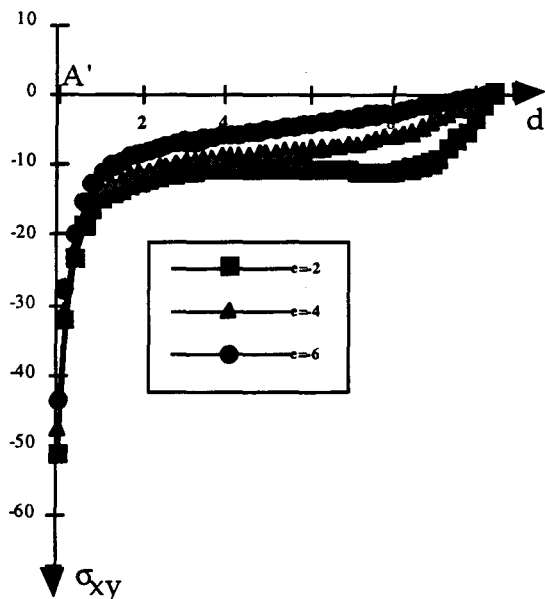


Figure A2-19 : $\sigma_{xy}=f(d)$ profil des contraintes suivant L1

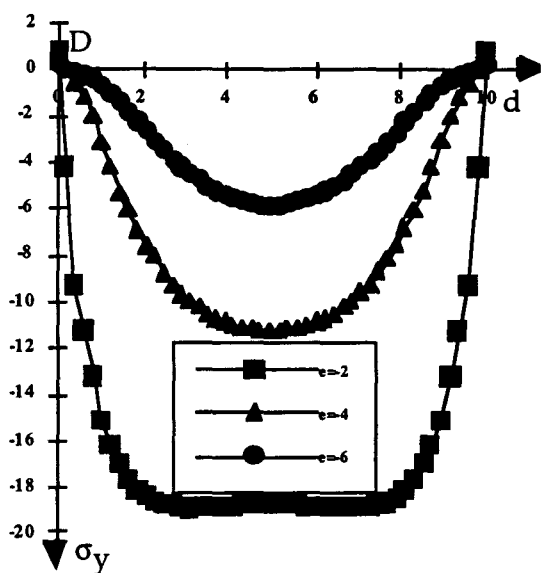


Figure A2-20 : $\sigma_{yy}=f(d)$:profil des contraintes suivant L2

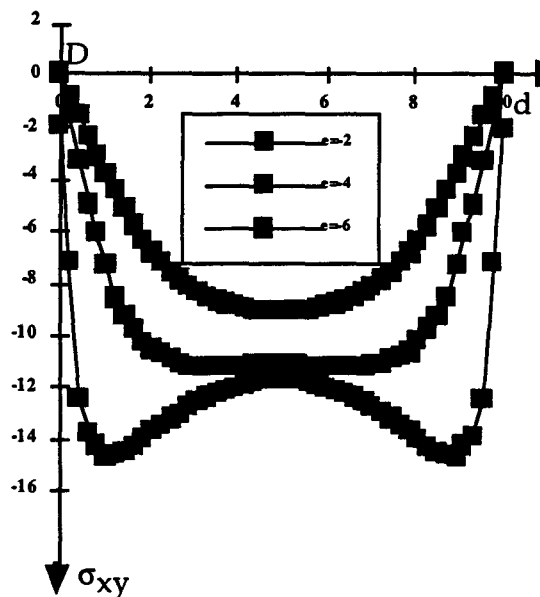


Figure A2-21 : $\sigma_{xy}=f(d)$ profil des contraintes suivant L2

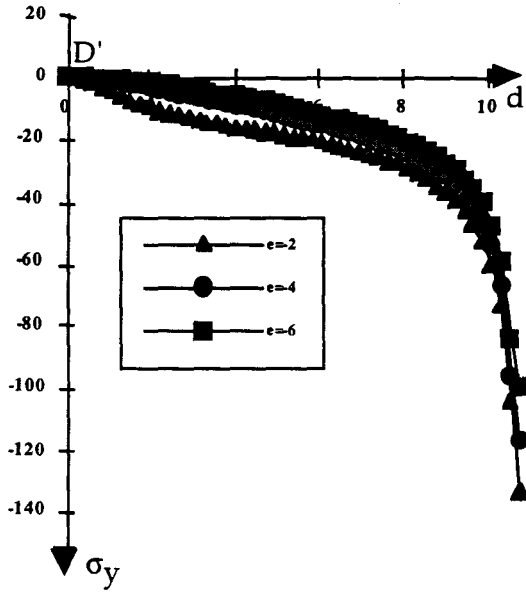


Figure A2-22 : $\sigma_{yy}=f(d)$:profil des contraintes suivant L3

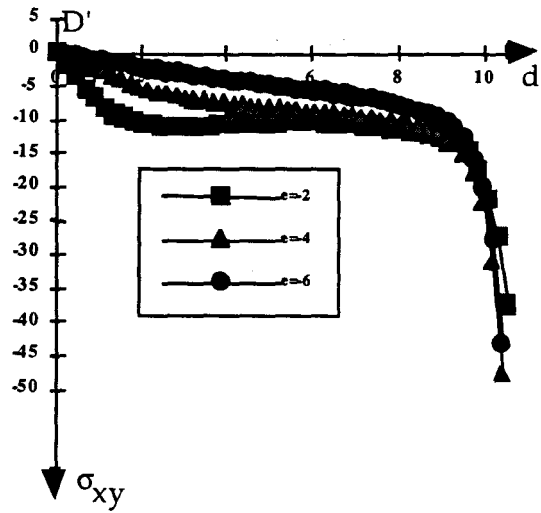


Figure A2-23 : $\sigma_{xy}=f(d)$ profil des contraintes suivant L3

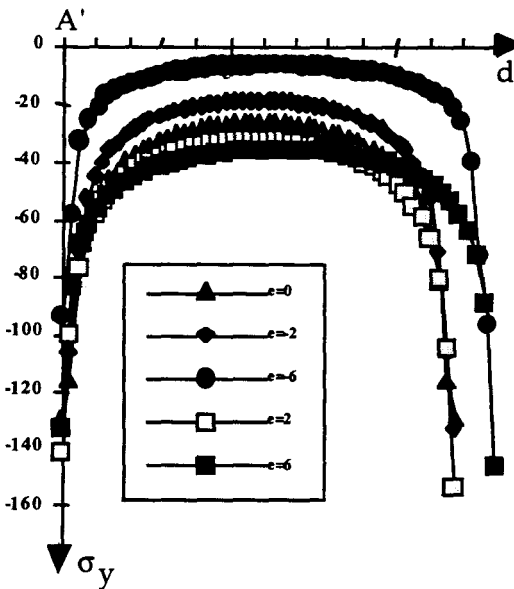


Figure A2-24 : $\sigma_{yy}=f(d)$:profil des contraintes suivant L4

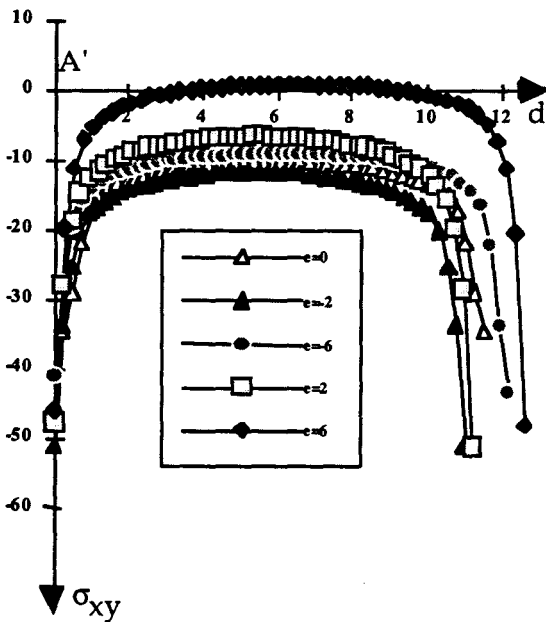


Figure A2-25 : $\sigma_{xy}=f(d)$ profil des contraintes suivant L4

e	e=-6	e=-4	e=-2	e=0	e=2	e=4	e=6
$\sigma_{yy \text{ maxi}}$	16,1	9,85	7,1	4,9	4,74	4,18	4,13
$\sigma_{yy \text{ mini}}$							
$\sigma_{xy \text{ maxi}}$	4,75	4,28	4,35	3,46	8	20,8	$\rightarrow \infty$
$\sigma_{xy \text{ mini}}$							
$\sigma_{yy \text{ maxi}}$	2,23	2,3	2,6	3,75	3	2,93	3
$\sigma_{xy \text{ maxi}}$							
$\sigma_{yy \text{ mini}}$	0,64	1	1,6	2,66	5	14,6	$\rightarrow \infty$
$\sigma_{xy \text{ mini}}$							

Tableau A2-7 : surcontraintes et rapports des contraintes maximales et minimales

Constatations:

⇒ Pour les lignes L1 et L3, on remarque que plus les entailles se recouvrent, plus la contrainte en fond d'entaille est importante, ce qui sera défavorable pour l'étude en fatigue.

⇒ Pour L2, l'état des contraintes sur chacun des bords (d=0 et d=10) est pratiquement nul et le profil des contraintes au centre n'est pas uniforme, excepté pour e = -2 mm où on obtient une zone uniforme assez large.

⇒ Pour L4, on observe dans le cas e<0, que plus le recouvrement est important (e=-6 mm), plus on s'approche du cisaillement ($\frac{\sigma_{yy \text{ mini}}}{\sigma_{xy \text{ mini}}}=0,64$), mais malheureusement ceci

s'accompagne d'une surcontrainte très élevée en cisaillement ($\frac{\sigma_{yy \text{ maxi}}}{\sigma_{yy \text{ mini}}} = 16$).

Le cas e>0 est très défavorable, car on a des surcontraintes élevées surtout pour les contraintes de cisaillement (pour e=6, la surcontrainte tend vers ∞) et de plus, s'il y a rupture dans la zone cisailée, celle-ci se fera en compression - traction ($\frac{\sigma_{yy \text{ mini}}}{\sigma_{xy \text{ mini}}} \rightarrow \infty$).

Pour e=0, on trouve logiquement des résultats intermédiaires.

II-4) Conclusion

Cette étude montre qu'aucune géométrie d'éprouvette entaillée n'est susceptible de permettre une étude complète des mécanismes d'endommagement et de rupture en cisaillement pur d'un matériau isotrope transverse tel qu'un matériau composite verre-époxyde. La géométrie d'éprouvette choisie après l'étude préliminaire conduit - et ceci même après un choix optimal des paramètres r, h et e - à le coefficient de concentration de contraintes (rapport de la contrainte maximale en fond d'entaille à la contrainte minimale au centre de la zone cisailée) élevé, susceptible d'entraîner une rupture par fissuration prématurée en fatigue. Par contre, il a été montré que, pour des paramètres bien définis, notamment une hauteur cisailée de 6 mm, un rayon de raccordement pas trop élevé (r=1,4 mm), et un espacement des deux fonds d'entaille nul ou légèrement négatif (e<0), on obtient une bonne uniformité des contraintes de la zone cisailée, ce qui pourrait permettre le suivi du comportement mécanique en cisaillement monotone du matériau, par l'intermédiaire de jauges de déformation collées au centre de la zone utile de l'éprouvette.

ANNEXE 3

**METHODE DE PROGRAMMATION DU
COMPORTEMENT NON-LINEAIRE EN
CISAILLEMENT**

METHODE DE PROGRAMMATION DU COMPORTEMENT NON-LINEAIRE EN CISAILLEMENT
--

Le logiciel ABAQUS utilise, pour résoudre les problèmes non linéaires une méthode incrémentale. L'intervalle de temps total $[0, T]$ est divisé en incréments de temps $[t_n, t_{n+1}]$, qui correspondent à des incréments de chargement. Sur chaque incrément, le chargement est appliqué en donnant son amplitude en du temps (rampe, échelon,...).

La méthode de résolution consiste, connaissant les contraintes et les déplacements solutions du problème discrétisé sur l'intervalle $[0, t_n]$, à rechercher la solution du problème discrétisé sur l'intervalle $[0, t_{n+1}]$.

Le logiciel cherche un champ de déplacement cinématiquement admissible et un champ de contrainte statiquement admissible. Dans le cas où les conditions d'admissibilité ne sont pas satisfaites, le calcul est réitéré jusqu'à obtention de la convergence et de la solution au problème discrétisé. Si la convergence n'est pas atteinte, l'incrément de temps $\Delta t = t_{n+1} - t_n$, est diminué et le calcul est repris.

Le sous-programme UMAT

Le logiciel ABAQUS propose en standard tout un ensemble de lois de comportement classiques (élastique, plastique, visqueux,...). Toutefois, il est possible d'entrer toute nouvelle loi de comportement par le biais du sous-programme UMAT écrit en Fortran et intégré au programme en langage ABAQUS.

Ce sous programme est appliqué en chaque élément et en chaque point d'intégration. Cette routine peut être considérée comme une "boite noire" qui, à partir de grandeurs d'entrée, renvoie des grandeurs de sortie.

Les grandeurs d'entrée sont :

- le tenseur des déformations, à la fin de l'incrément n en cours : ϵ^n ;
- les incréments de déformation : $\Delta \epsilon = \epsilon^n - \epsilon^{n-1}$;
- le tenseur des contraintes à la fin de l'incrément précédent (n-1) : σ^{n-1} ;
- divers renseignements sur le calcul en cours (numéro de l'élément, du point d'intégration, du pas...) ;
- les "propriétés utilisateur" (paramètre donnés par l'utilisateur)

A partir de ces entrées, le sous-programme réactualise les grandeurs de sortie suivantes :

-- le jacobien décrivant la loi de comportement : $J^n = \frac{\partial \Delta \sigma^n}{\partial \Delta \epsilon^n}$

-- le tenseur des contraintes à la fin de l'incrément en cours : $\sigma^n = \sigma^{n-1} + \frac{\partial \Delta \sigma^n}{\partial \Delta \epsilon^n} \Delta \epsilon^n$;

-- éventuellement les variables d'état énergétiques.

L'implantation d'une loi de comportement personnalisée est aisée, à partir du moment où l'on peut définir facilement J^n .

Prise en compte du comportement non linéaire en cisaillement

Pour toute les simulations numériques effectuées dans le cadre de cette étude, nous avons tenu compte du caractère non-linéaire du comportement en cisaillement du composite étudié.

Pour l'introduire via UMAT, et comme indiqué au paragraphe précédent, il suffit de déterminer le jacobien de la loi de comportement J^n tel que :

$$\begin{cases} \sigma^n = \sigma^{n-1} + J^n \cdot \Delta \epsilon^n \\ \text{et } J^n = \frac{\partial \Delta \sigma^n}{\partial \Delta \epsilon^n} \end{cases}$$

Comme la loi de comportement en cisaillement du matériau est non-linéarité, J^n n'est plus constant au cours du calcul et dépend de l'état de déformation de la structure.

En pratique, la non-linéarité en cisaillement est prise en compte en approximant la courbe expérimentale contrainte-distorsion par une série de cinq segments de droites, comme l'indique la figure A3-1. Le comportement est alors supposé linéaire par morceaux.

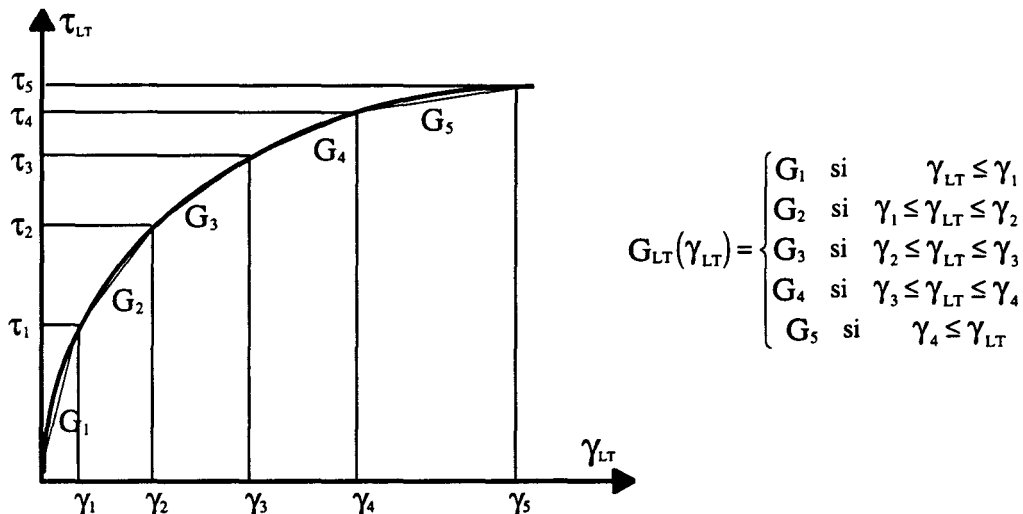


Figure A3-1 : approximation par segments de la courbe $\tau_{LT} = f(\gamma_{LT})$

ANNEXE 4

**CARTOGRAPHIES DES CONTRAINTES ET
DEFORMATIONS OBTENUES PAR LA
MODELISATION NUMERIQUE DES EPROUVETTES
CUBIQUES AVEC ET SANS TALONS**

**CARTOGRAPHIES DES CONTRAINTES ET DEFORMATIONS
OBTENUES PAR LA MODELISATION NUMERIQUE DES
EPROUVETTES CUBIQUES AVEC ET SANS TALONS**

Cette annexe présente l'ensemble des cartographies des contraintes et distorsions obtenues par la modélisation numérique des comportement en cisaillement de l'éprouvette dans le dispositif essai cube.

Le matériau ayant été considéré dans les calculs isotrope transverse, les résultats sont donnés en fonction de l'orientation des fibres dans le montage (configurations 21-31, 12-13 et 23-32), et ceci pour des éprouvettes avec et sans talons.

Les pages suivantes donnant successivement les champs de contrainte σ_{xx} , σ_{yy} et τ_{xy} , et les distorsions ϵ_{xx} et ϵ_{yy} et γ_{xy} , pour chaque cas étudié.

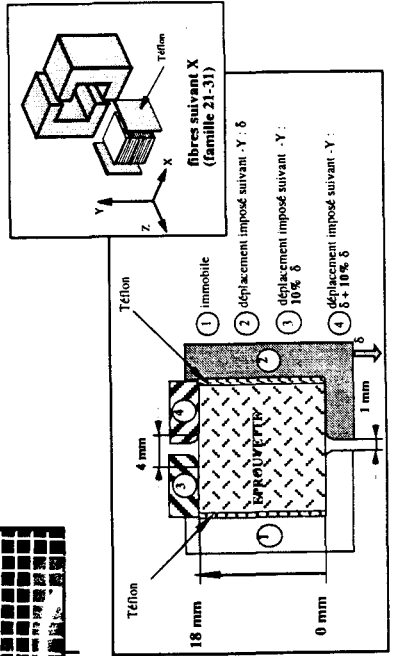
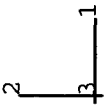
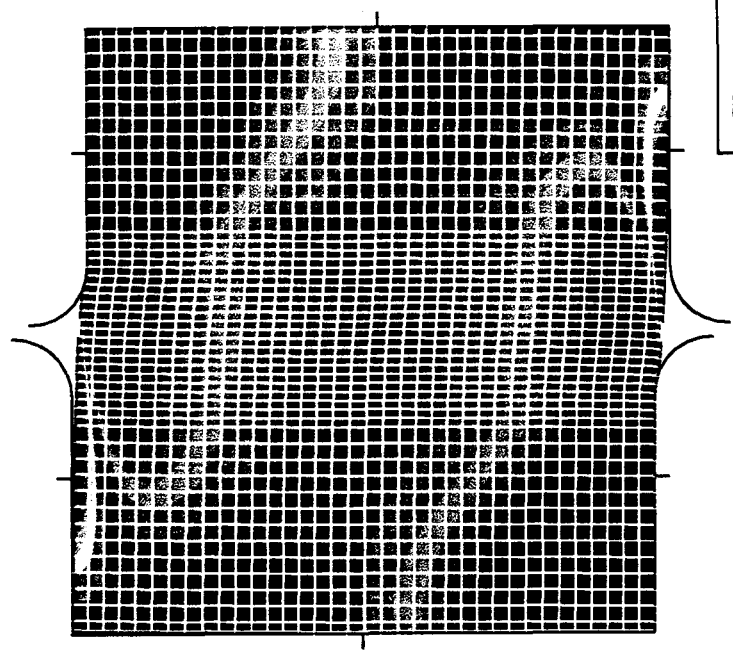
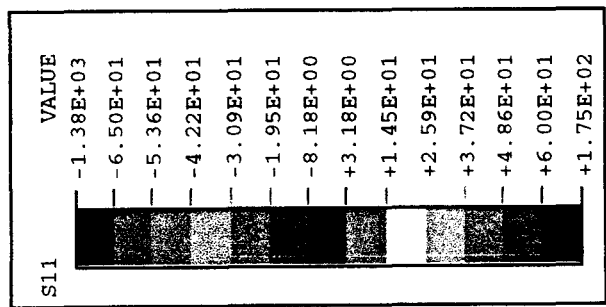
Le tableau A4-1 précise le numéro de page affecté à chaque cartographie présentée.

Eprouvette cubique						
	configuration 21 - 31		configuration 12 - 13		configuration 23 - 32	
	sans talons	avec talons	sans talons	avec talons	sans talons	avec talons
σ_{xx}	A4-2	A4-20	A4-8	A4-26	A4-14	A4-32
σ_{yy}	A4-3	A4-21	A4-9	A4-27	A4-15	A4-33
τ_{xy}	A4-4	A4-22	A4-10	A4-28	A4-16	A4-34
ϵ_{xx}	A4-5	A4-23	A4-11	A4-29	A4-17	A4-35
ϵ_{yy}	A4-6	A4-24	A4-12	A4-30	A4-18	A4-36
γ_{xy}	A4-7	A4-25	A4-13	A4-31	A4-19	A4-37

Tableau A4-1 : Numéro des pages pour les différentes cartographies

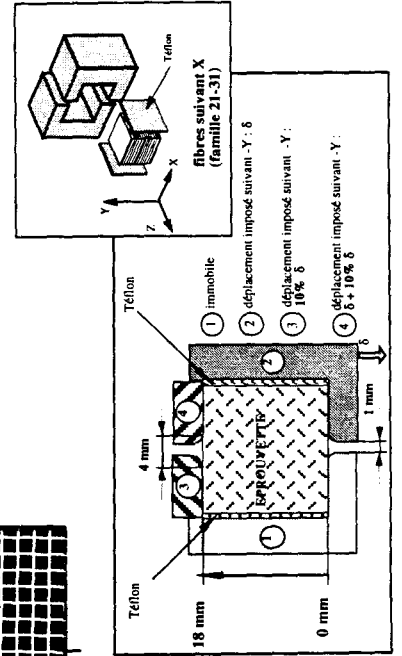
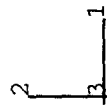
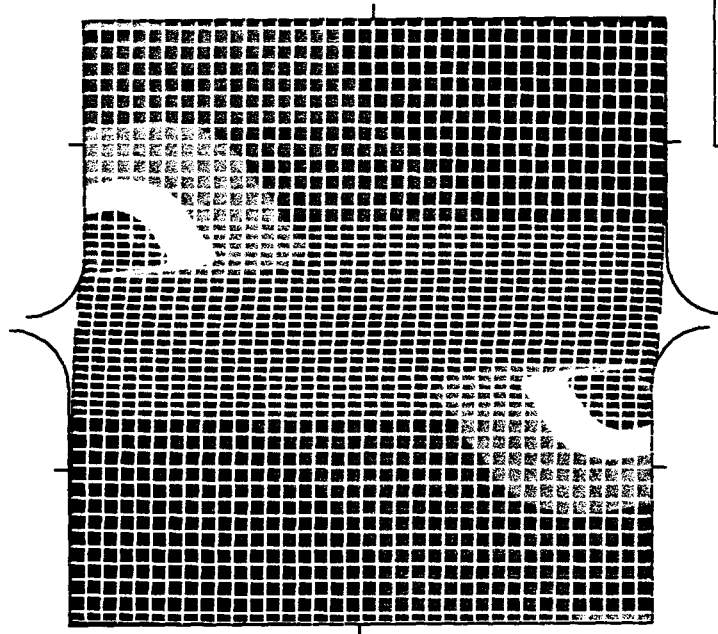
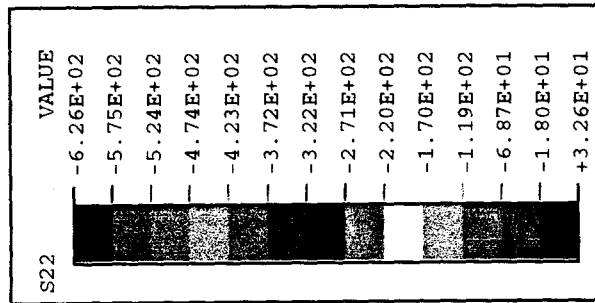
ABAQUS

CONTRAINTE NORMALE σ_{yy}



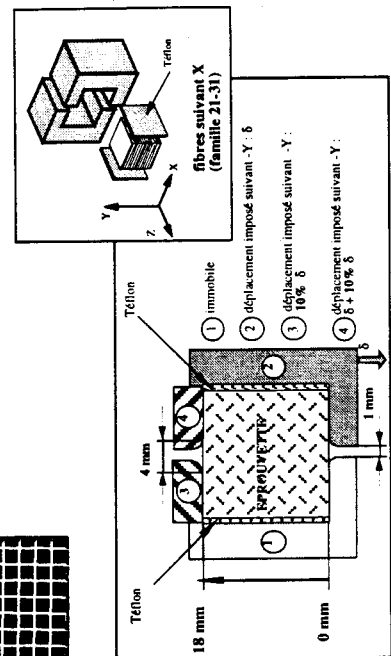
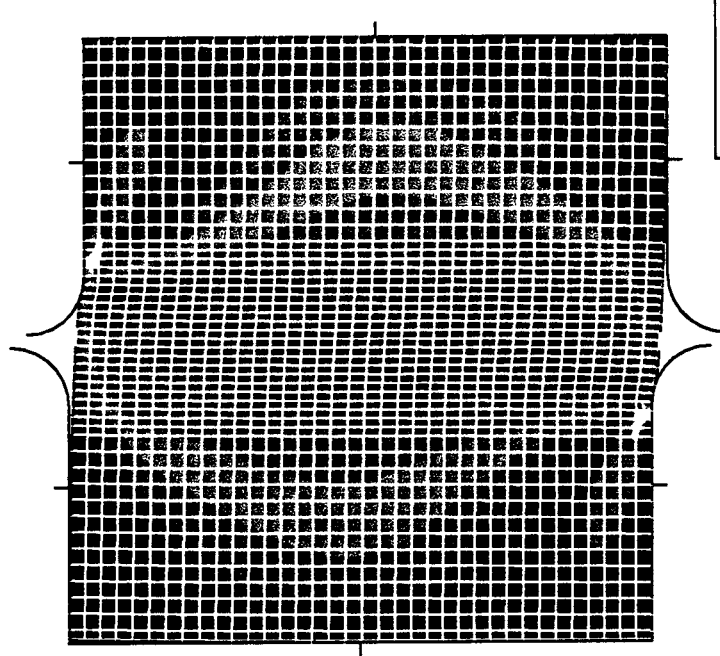
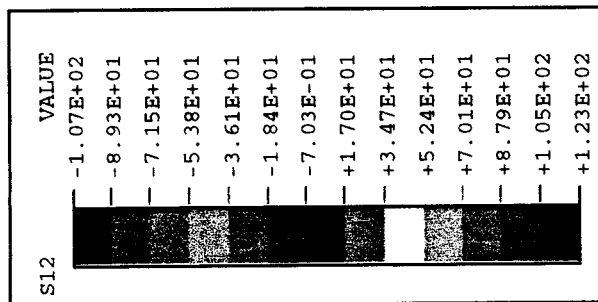
ABAQUS

CONTRAINTE NORMALE σ_{yy}



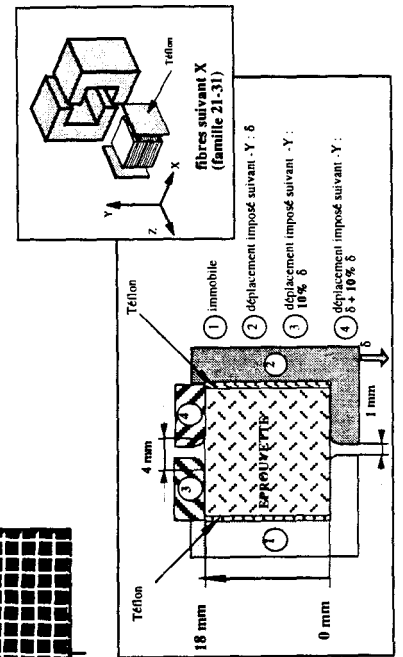
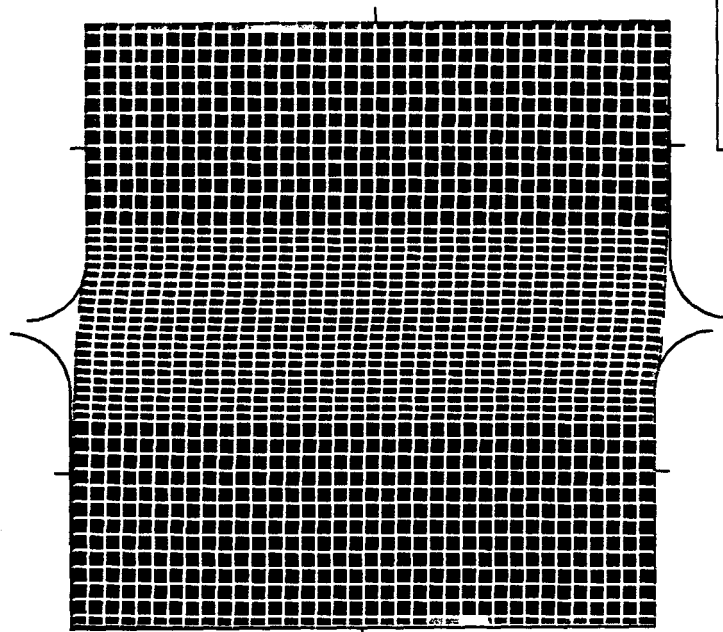
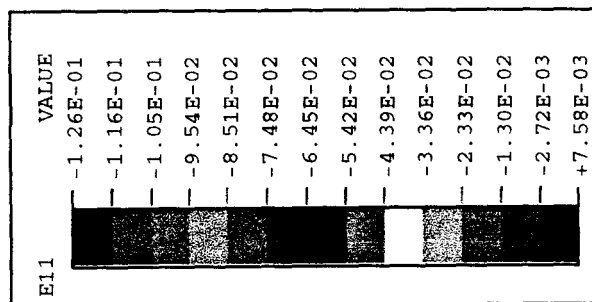
ABAQUS

CONTRAINTE DE CISAILLEMENT τ_{xy}



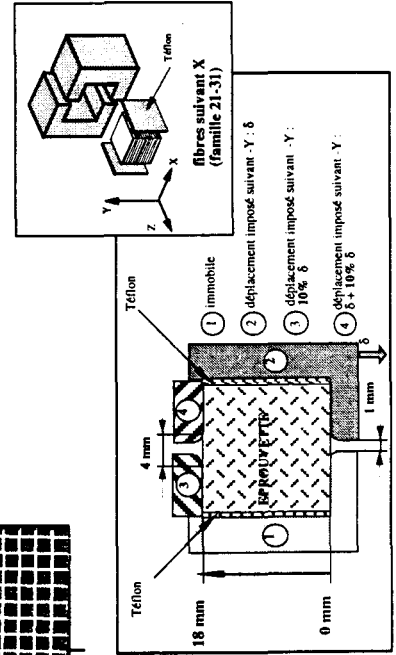
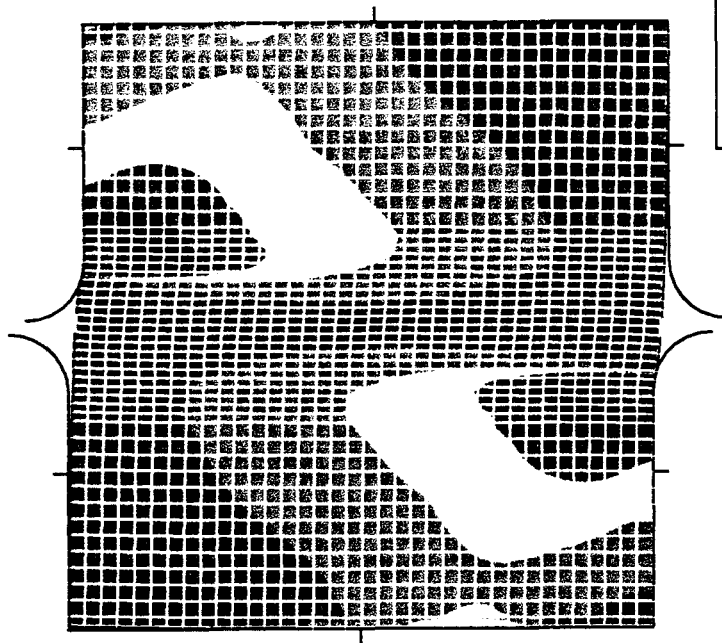
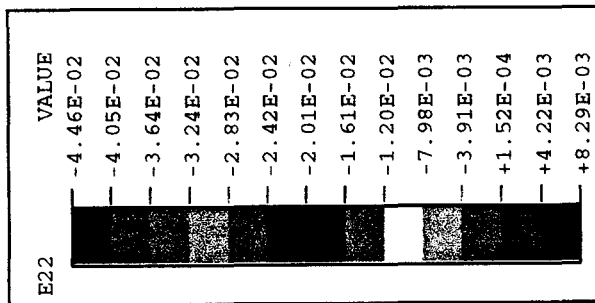
ABAQUS

DEFORMATION NORMALE ϵ_{xx}



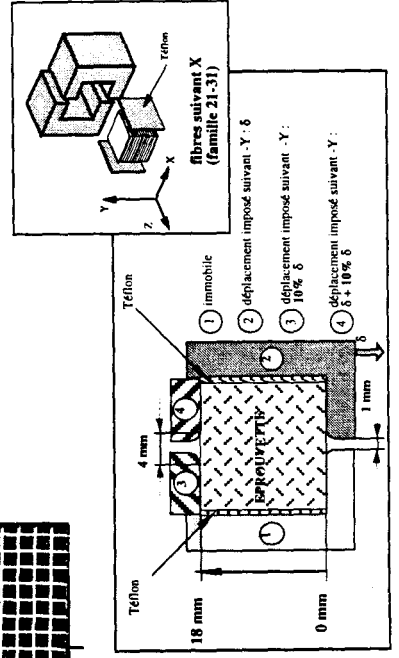
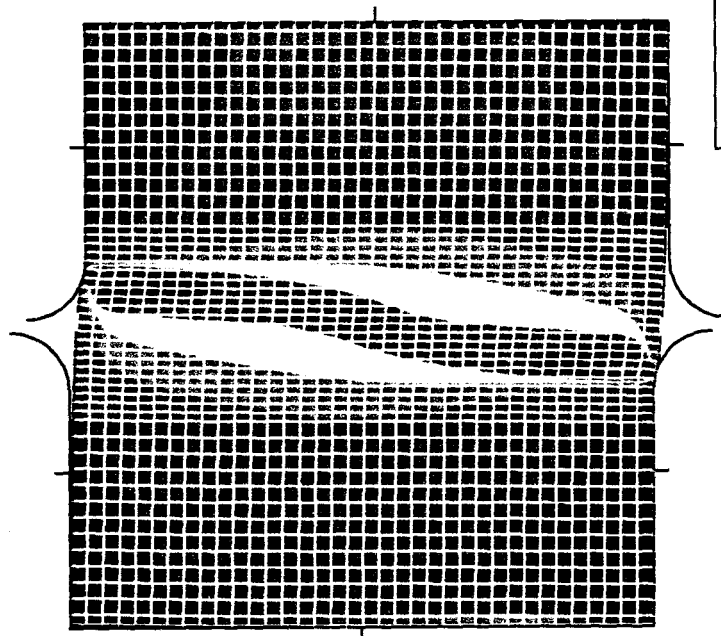
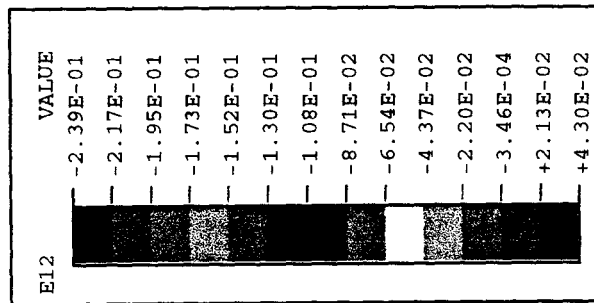
ABAQUS

DEFORMATION NORMALE ϵ_{yy}



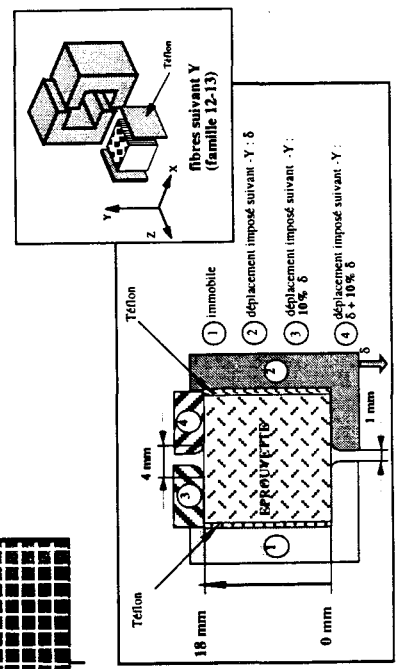
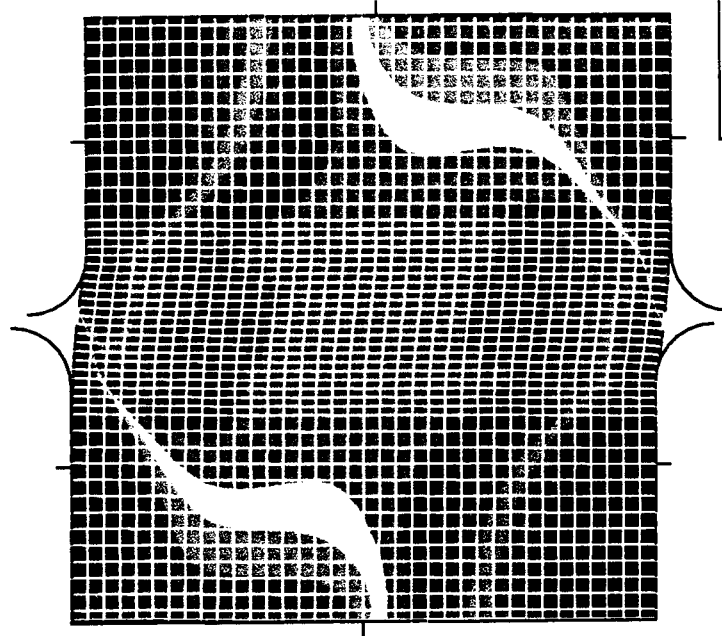
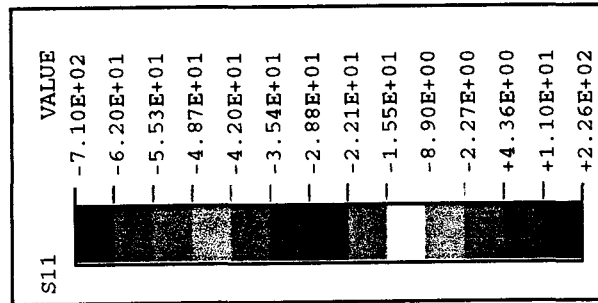
ABAQUS

DISTORSION γ_{xy}



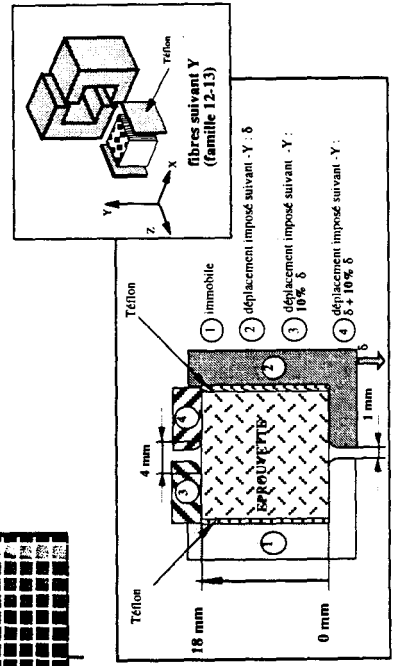
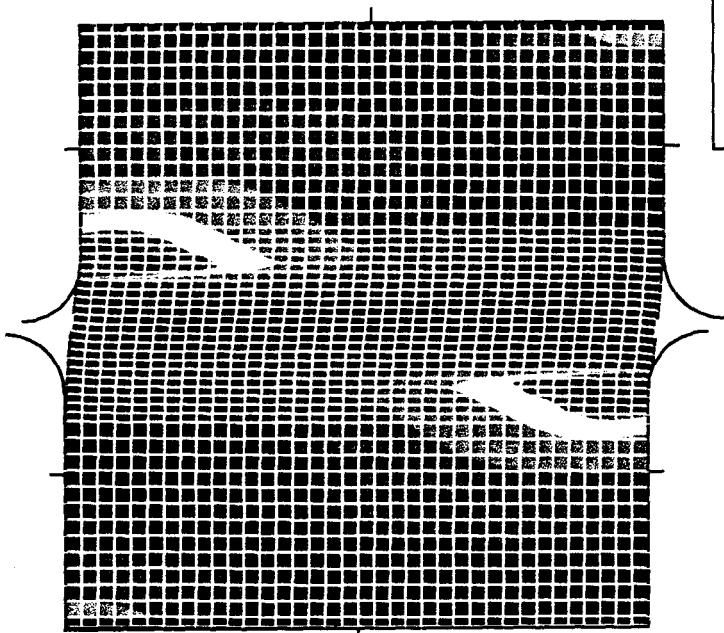
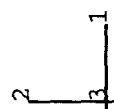
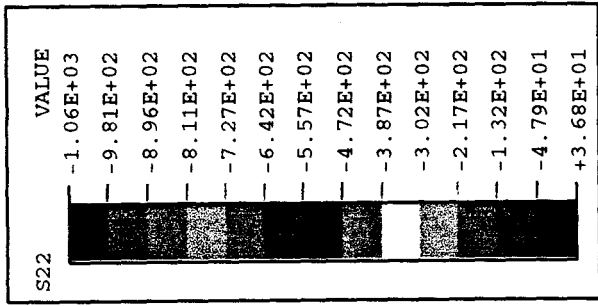
ABAQUS

CONTRAINTE NORMALE σ_{xx}



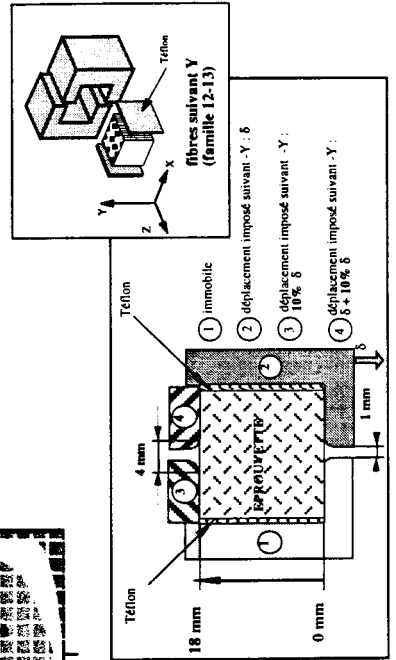
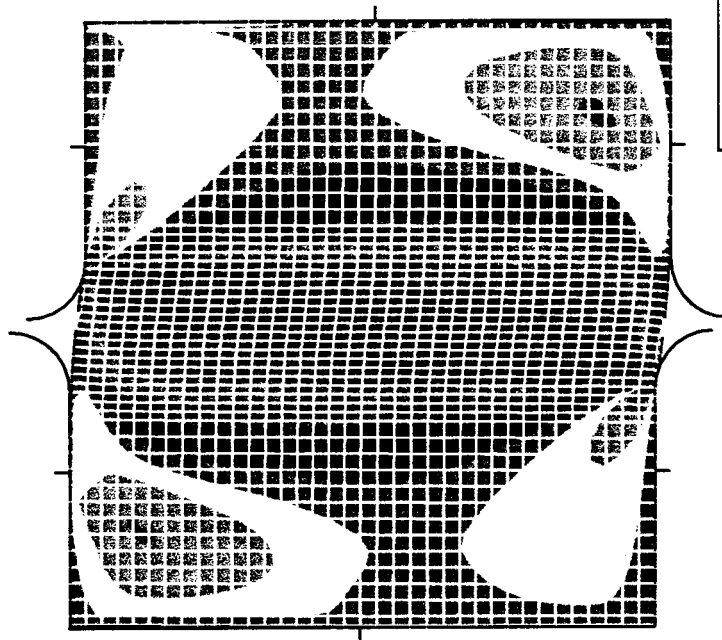
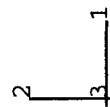
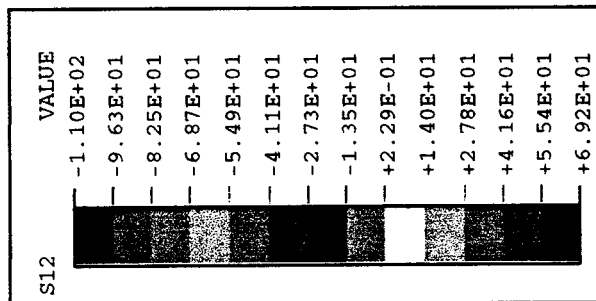
ABAQUS

CONTRAINTE NORMALE σ_{yy}



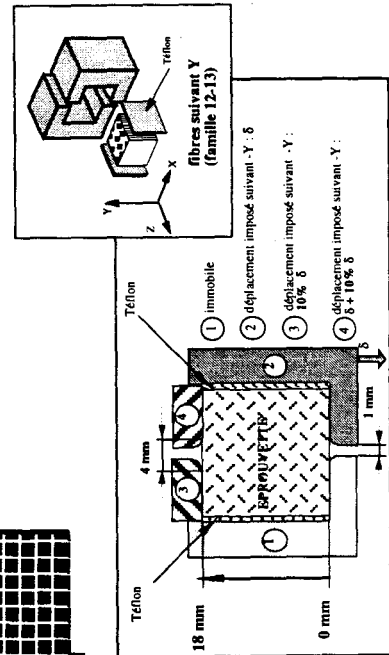
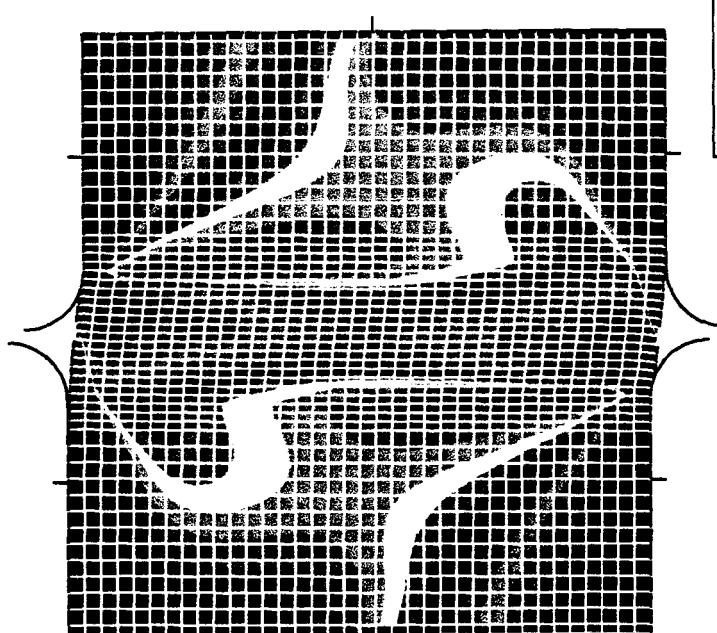
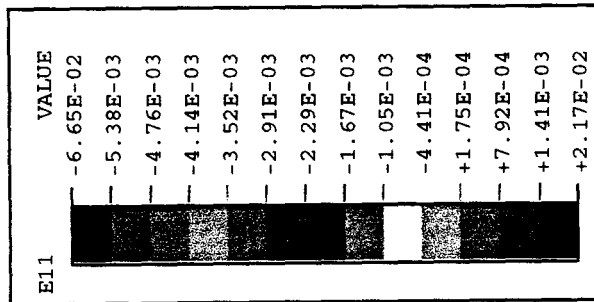
ABAQUS

CONTRAINTE DE CISAILLEMENT τ_{xy}



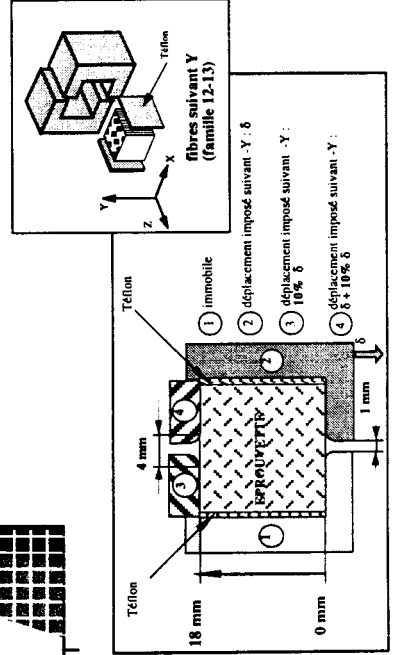
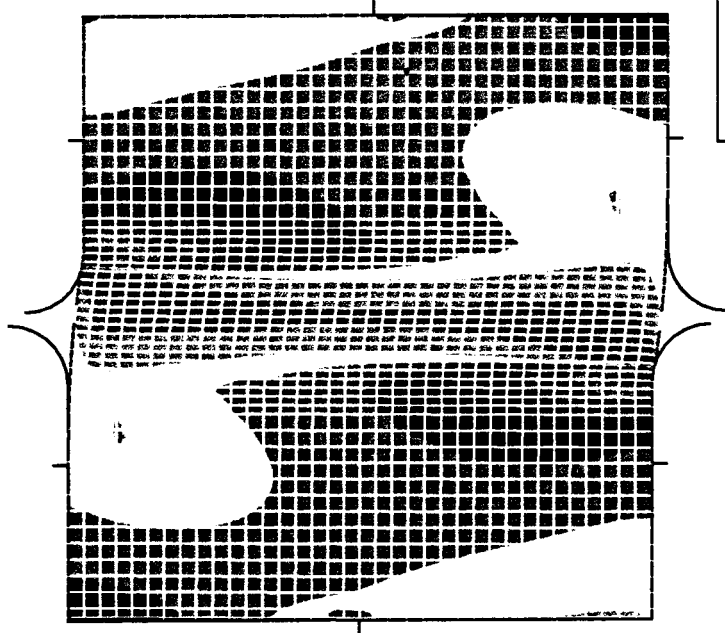
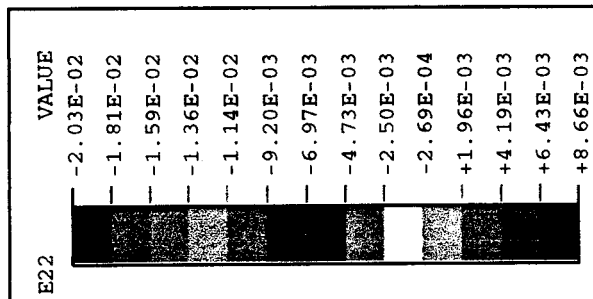
ABAQUS

DEFORMATION NORMALE ϵ_{XX}



ABAQUS

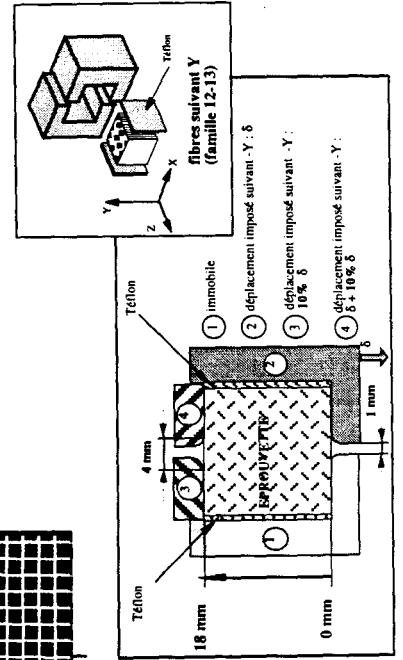
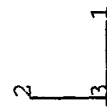
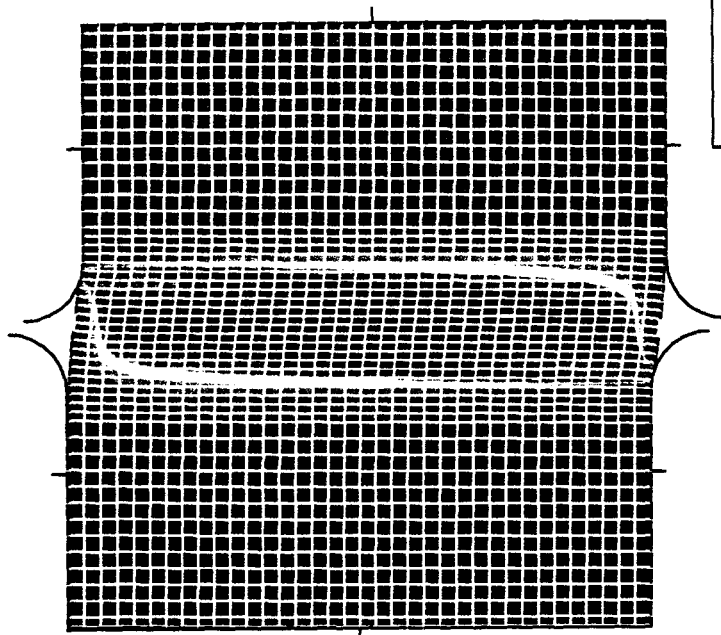
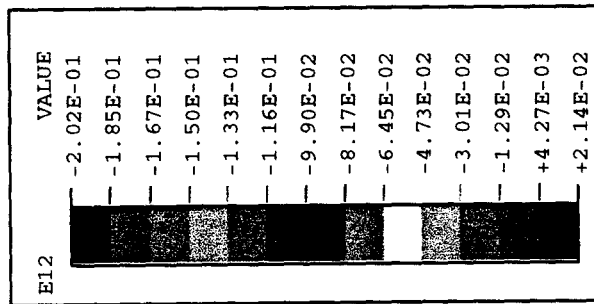
DEFORMATION NORMALE ϵ_{yy}



2
3
1

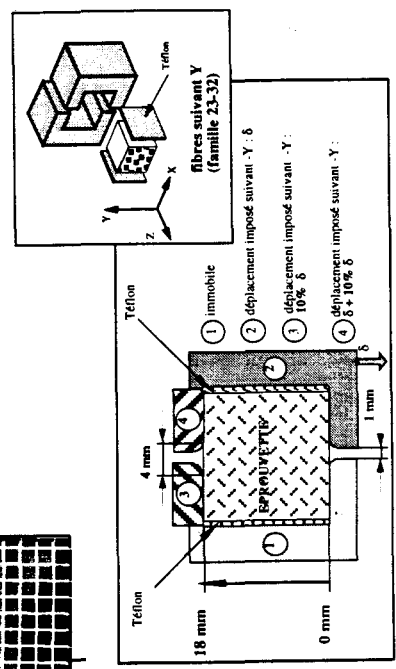
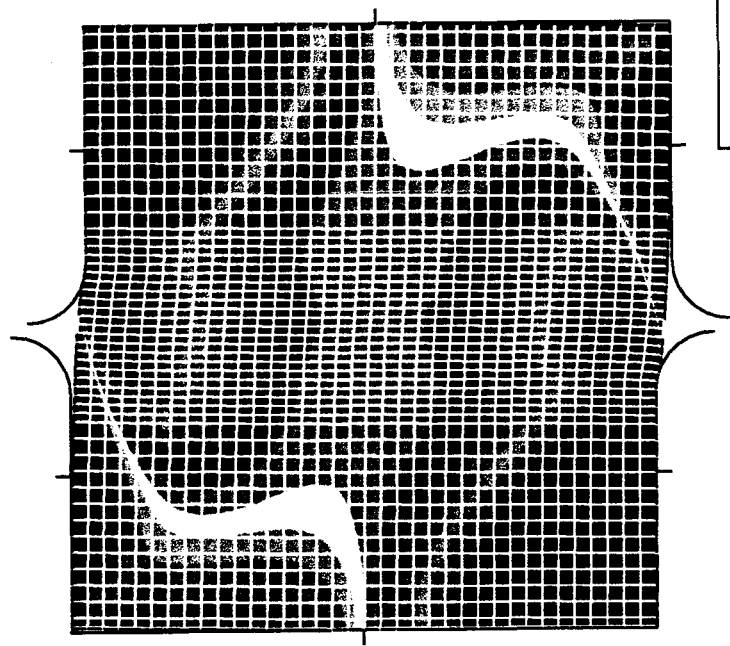
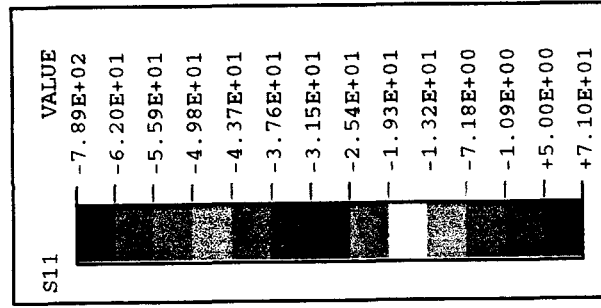
ABAQUS

DISTORTION γ_{xy}



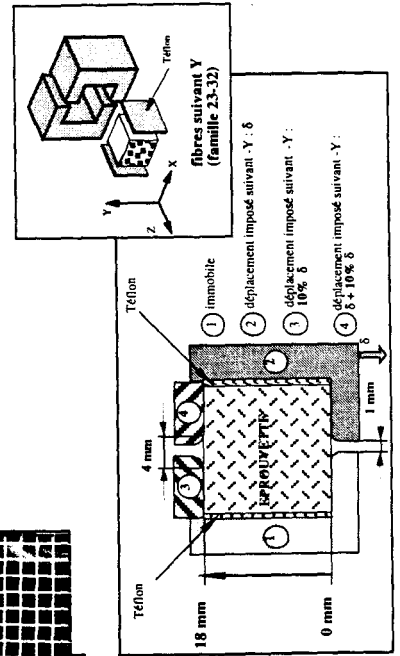
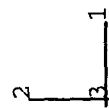
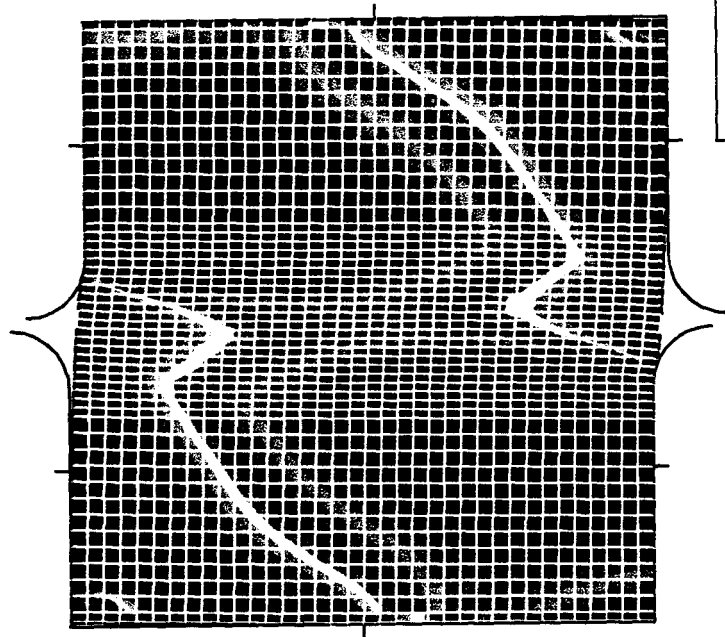
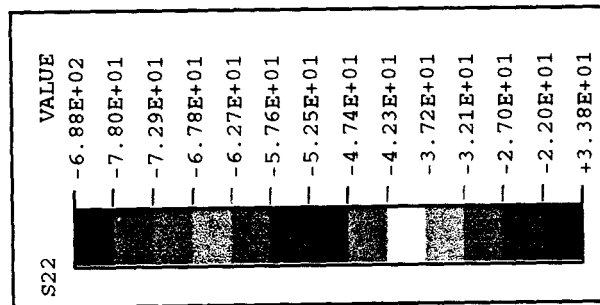
ABAQUS

CONTRAINTE NORMALE σ_{xx}



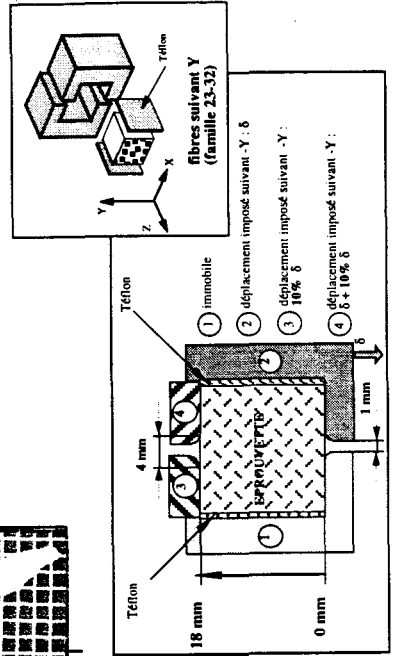
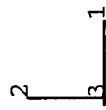
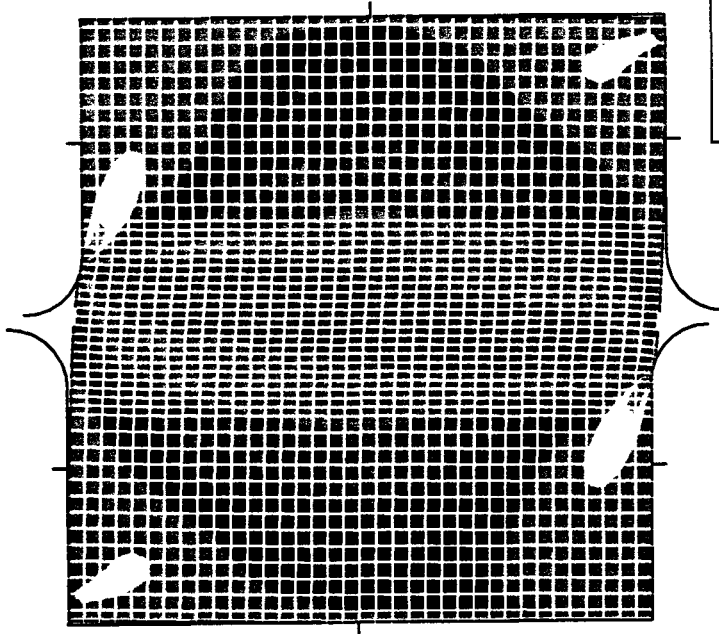
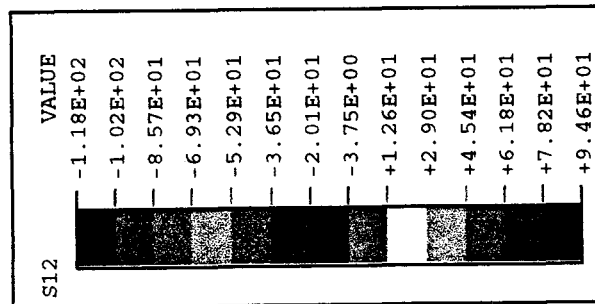
ABAQUS

CONTRAINTE NORMALE σ_{yy}



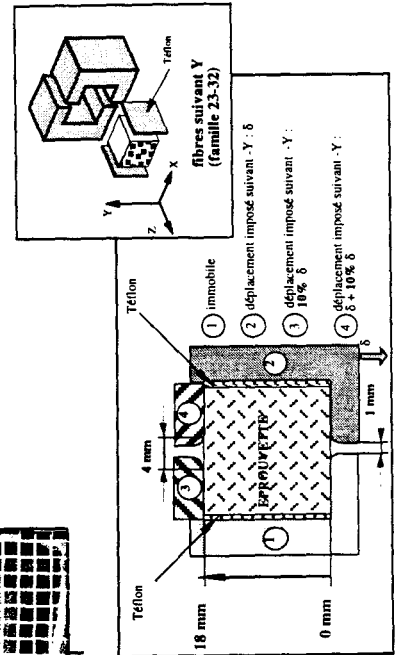
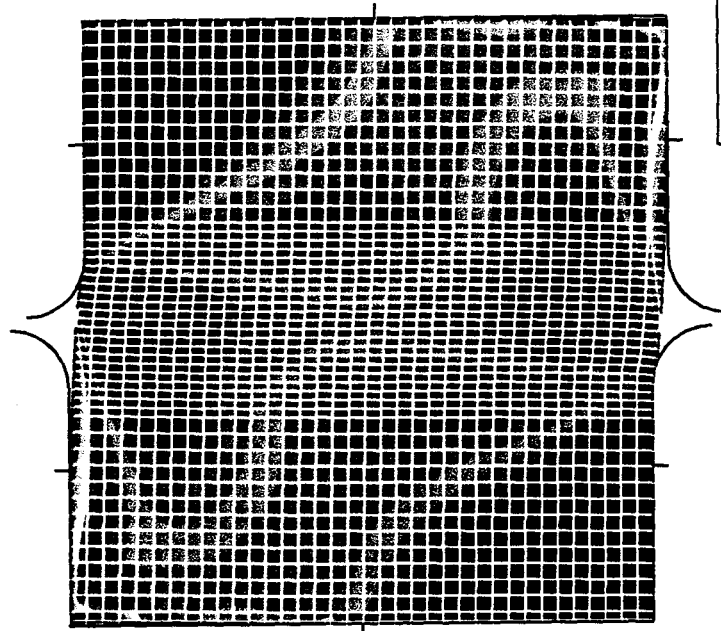
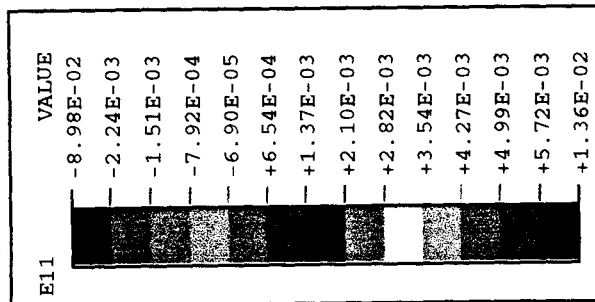
ABAQUS

CONTRAINTE DE CISAILLEMENT τ_{xy}



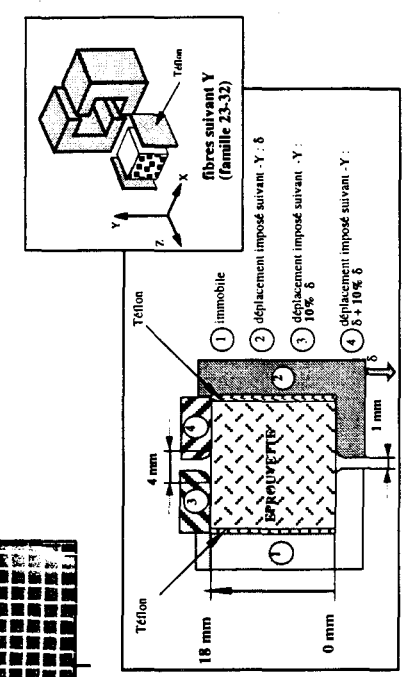
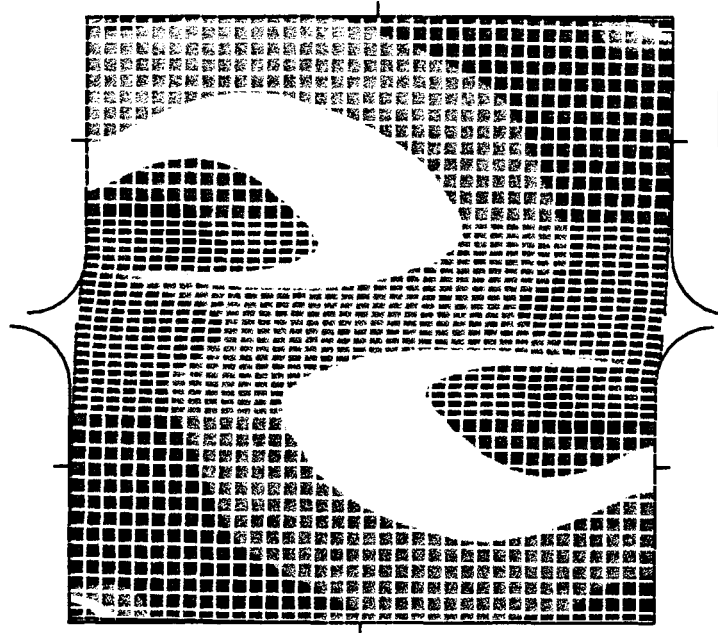
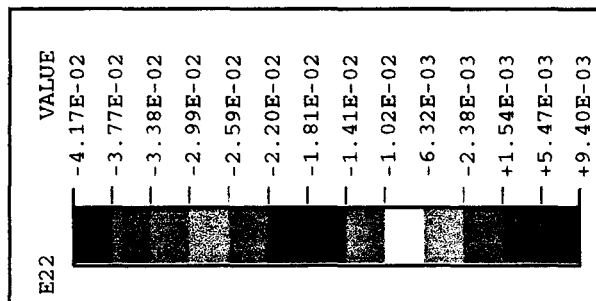
ABAQUS

DEFORMATION NORMALE ϵ_{xx}



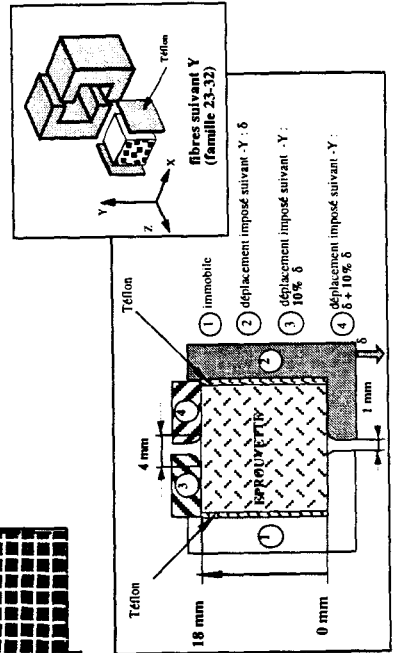
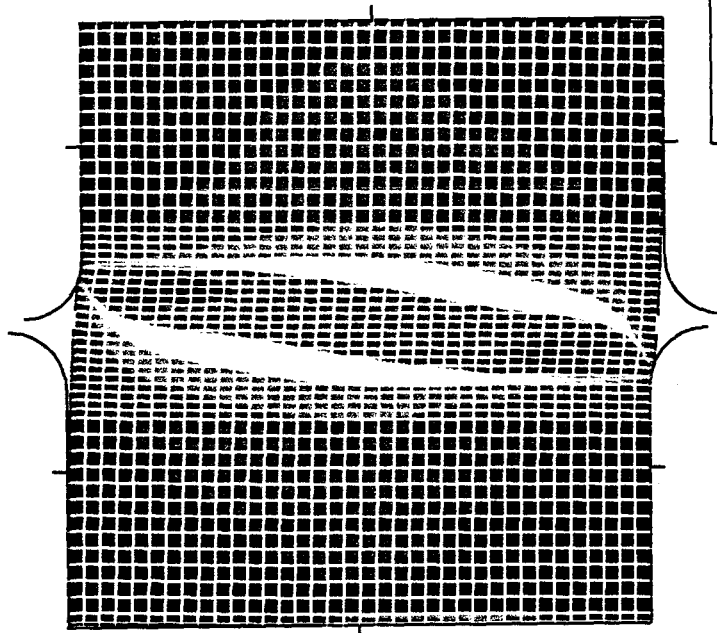
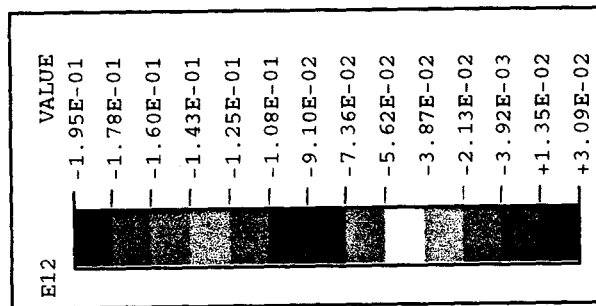
ABAQUS

DEFORMATION NORMALE ϵ_{yy}



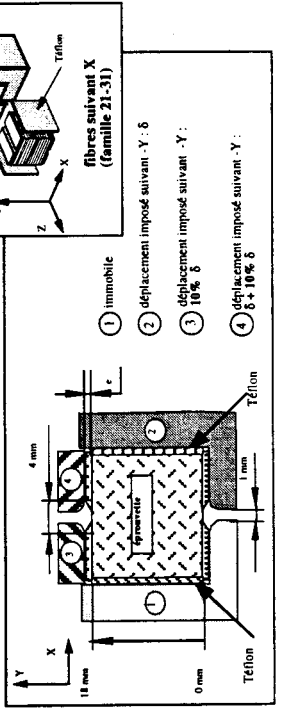
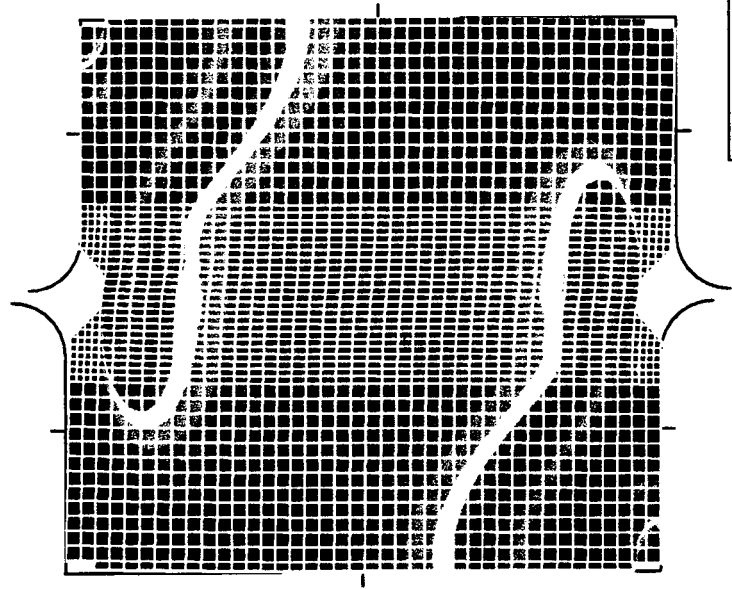
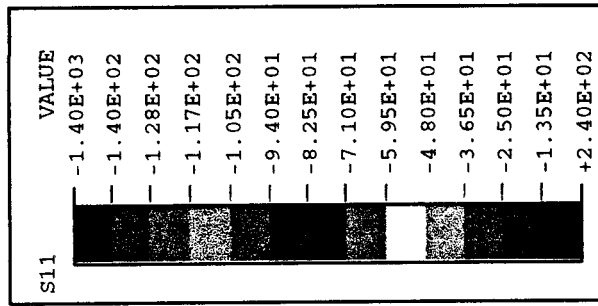
ABAQUS

DISTORSION γ_{xy}



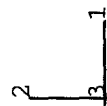
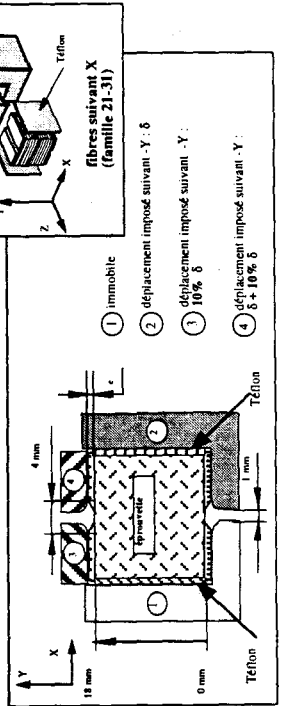
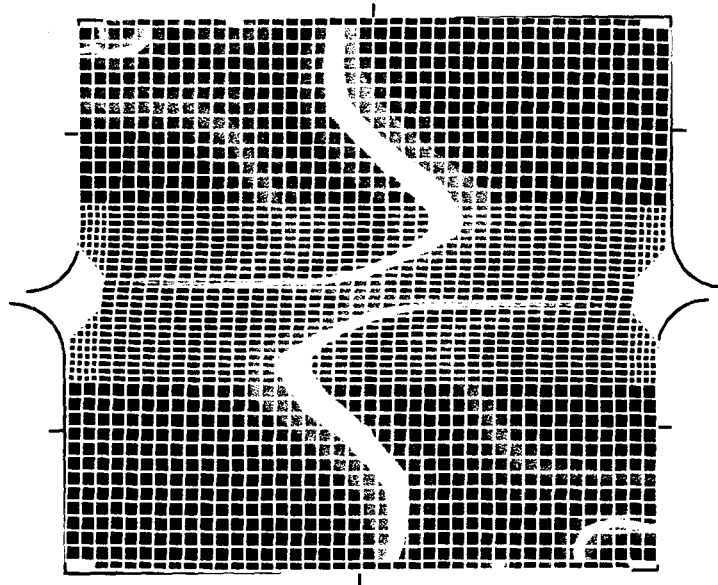
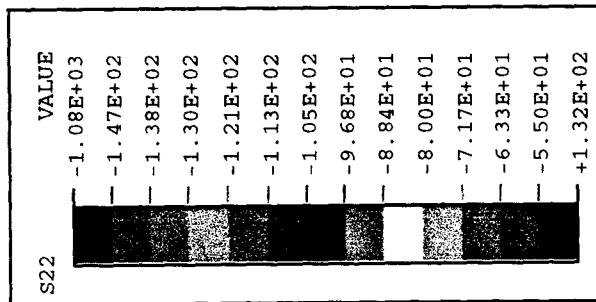
ABAQUS

CONTRAINTE NORMALE σ_{xx}



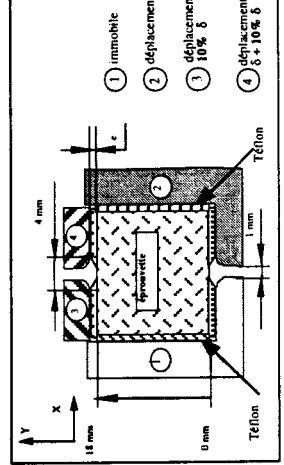
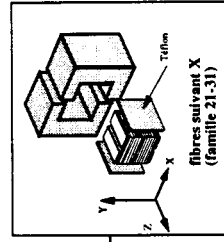
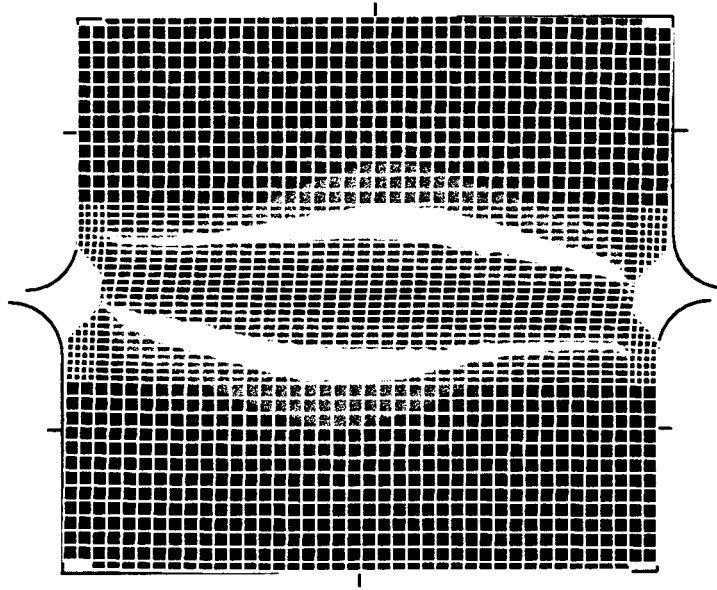
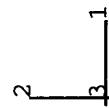
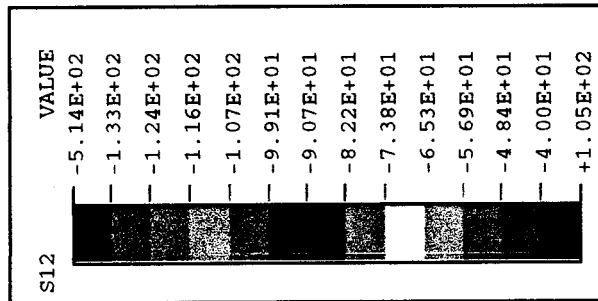
ABAQUS

CONTRAINTE NORMALE σ_{yy}



ABAQUS

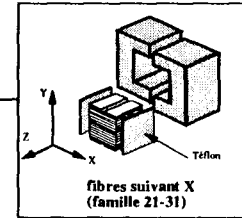
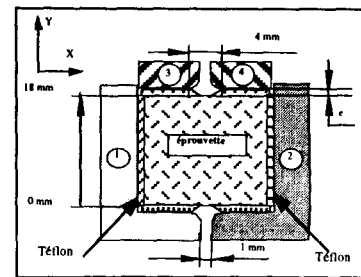
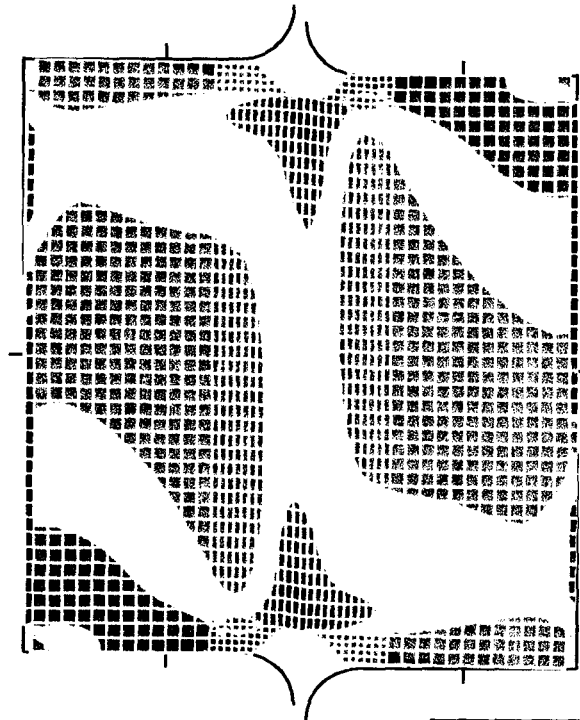
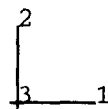
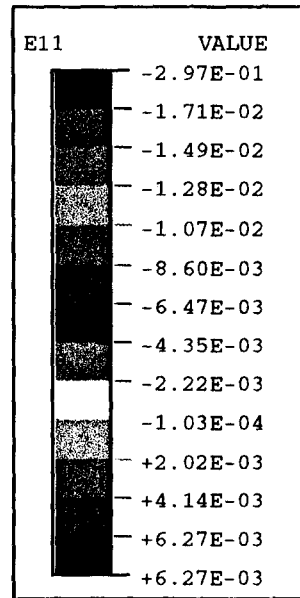
CONTRAINTE DE CISAILLEMENT τ_{xy}



- ① immobile
- ② déplacement imposé suivant -Y : 5
- ③ déplacement imposé suivant -X : 10% 5
- ④ déplacement imposé suivant -Y : 5 + 10% 5

ABAQUS

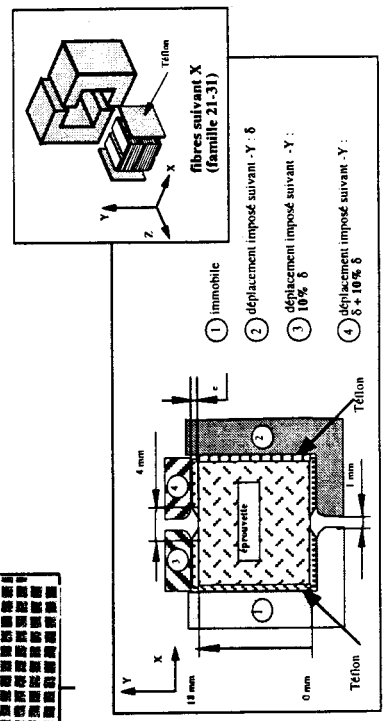
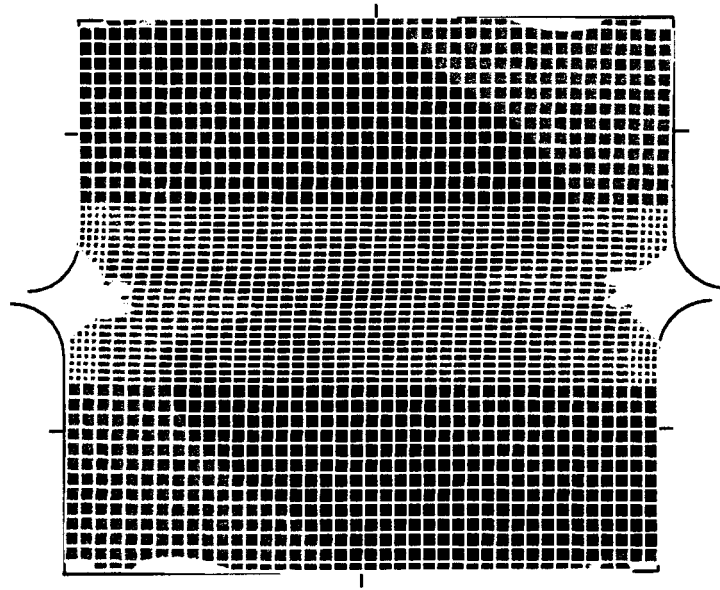
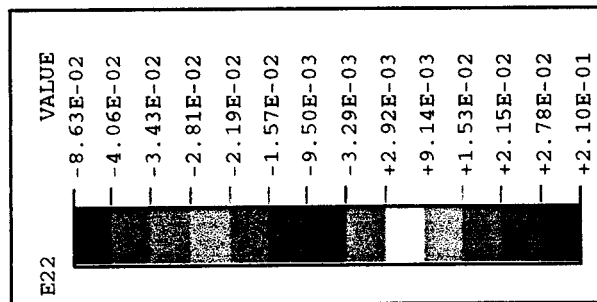
DEFORMATION NORMALE ϵ_{xx}



- ① immobile
- ② déplacement imposé suivant -Y : δ
- ③ déplacement imposé suivant -Y : $10\% \delta$
- ④ déplacement imposé suivant -Y : $\delta + 10\% \delta$

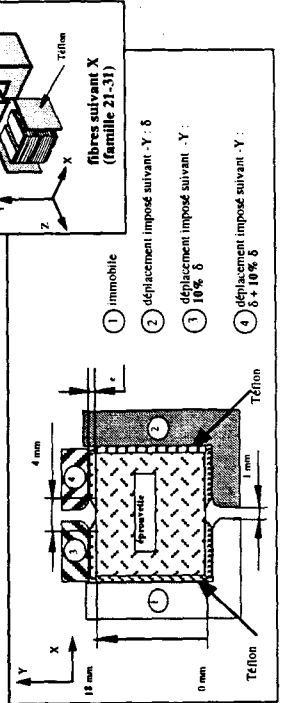
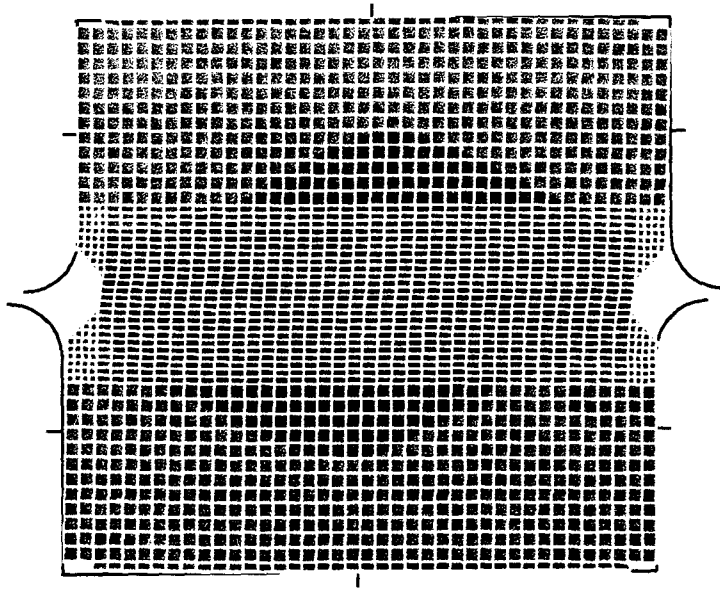
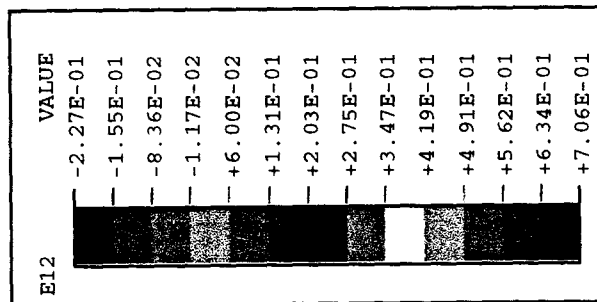
ABAQUS

DEFORMATION NORMALE ϵ_{yy}



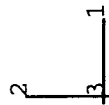
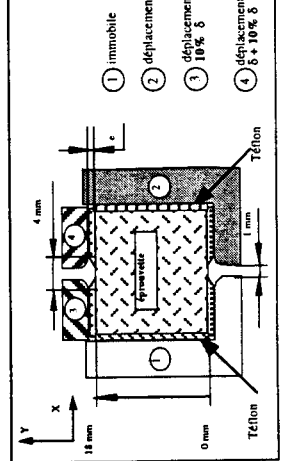
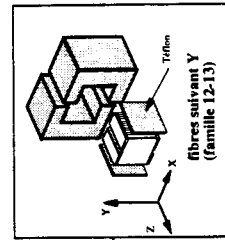
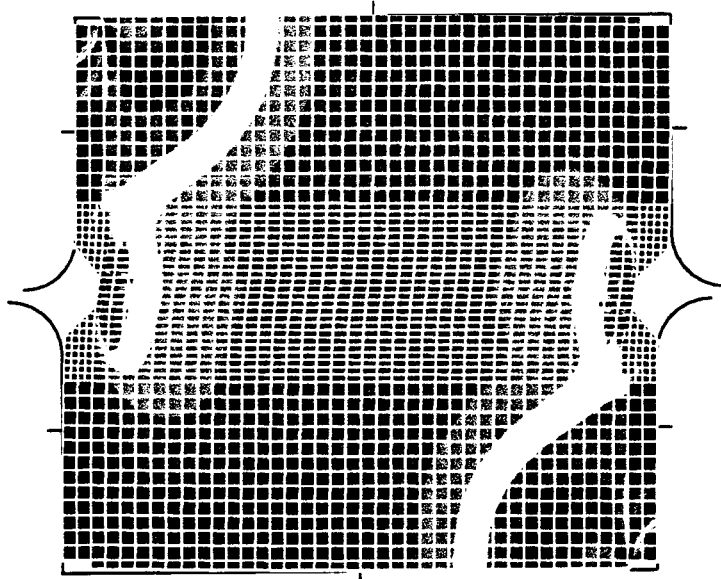
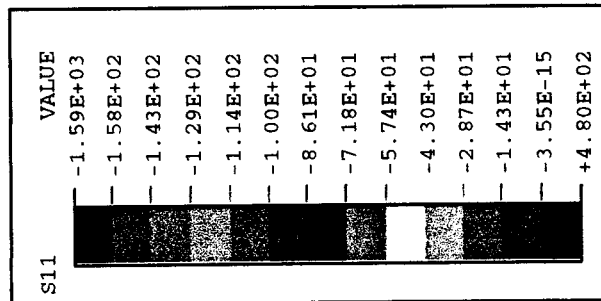
ABAQUS

DISTORSION γ_{xy}



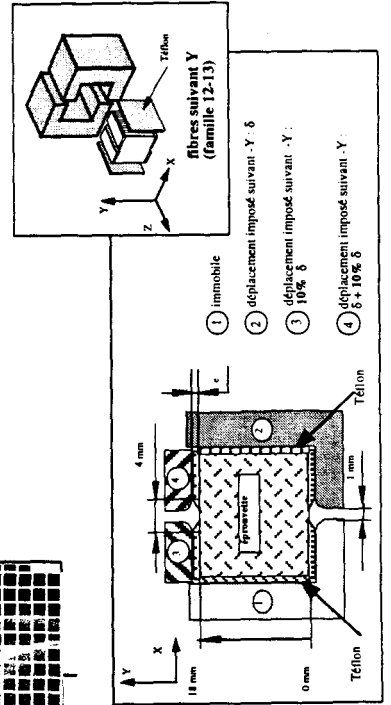
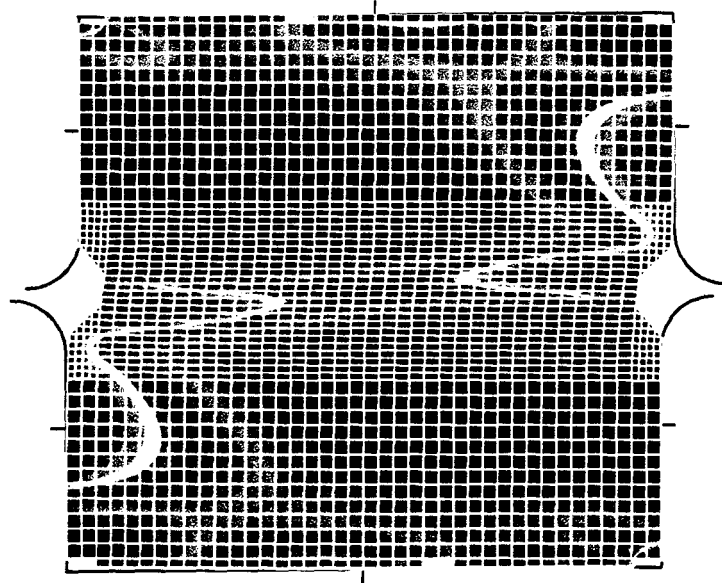
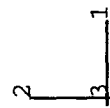
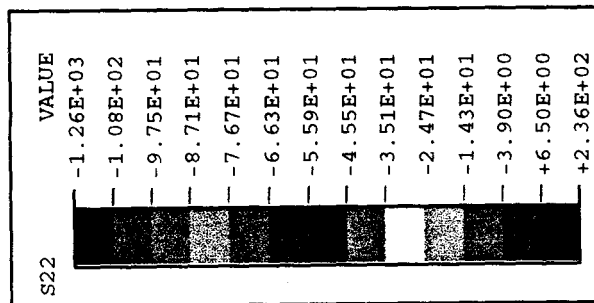
ABAQUS

CONTRAINTE NORMALE σ_{xx}



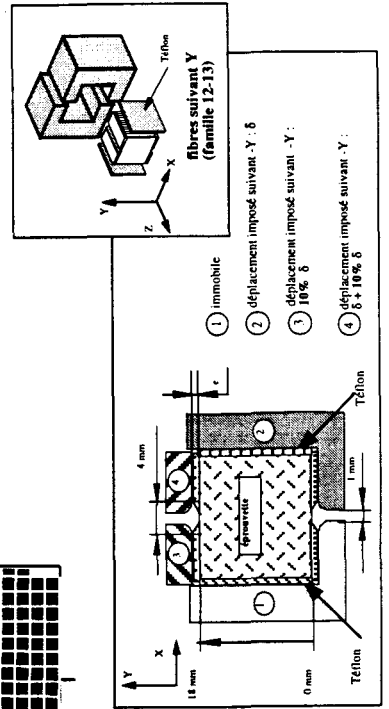
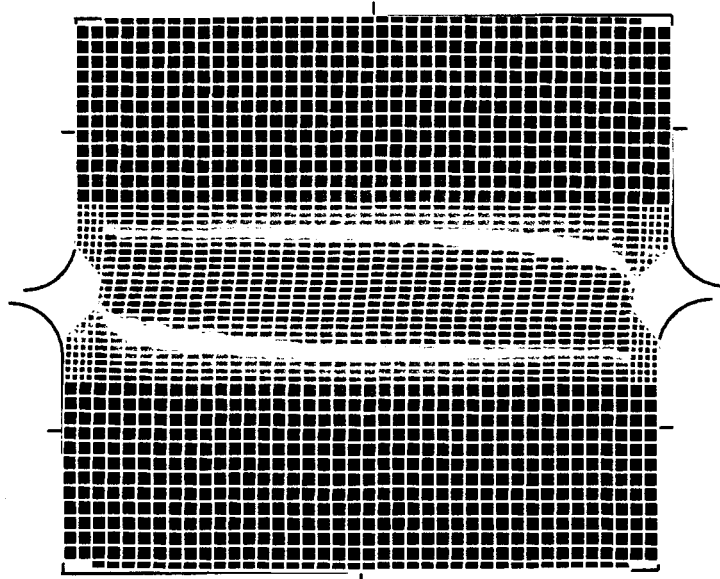
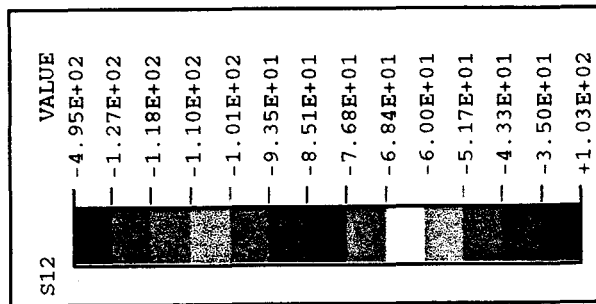
ABAQUS

CONTRAINTE NORMALE σ_{yy}



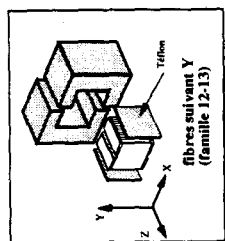
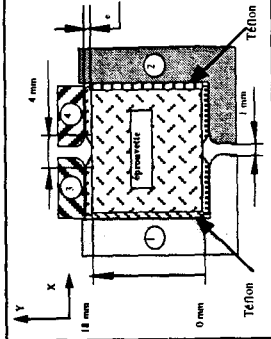
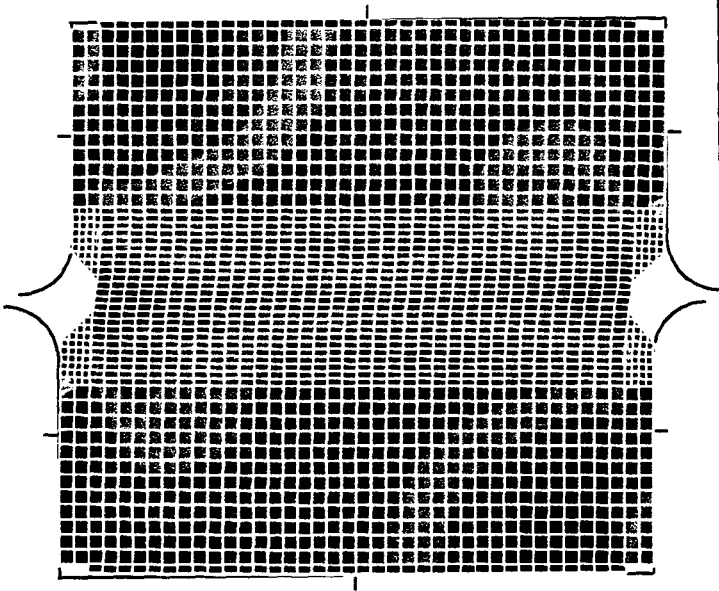
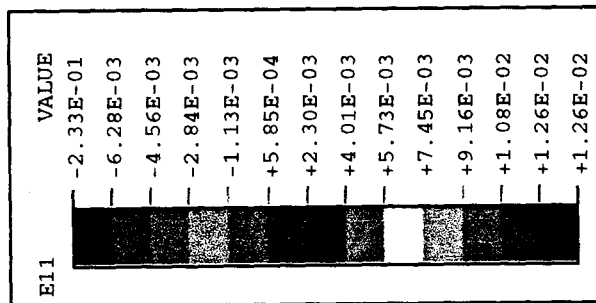
ABAQUS

CONTRAINTE DE CISAILLEMENT τ_{xy}



ABAQUS

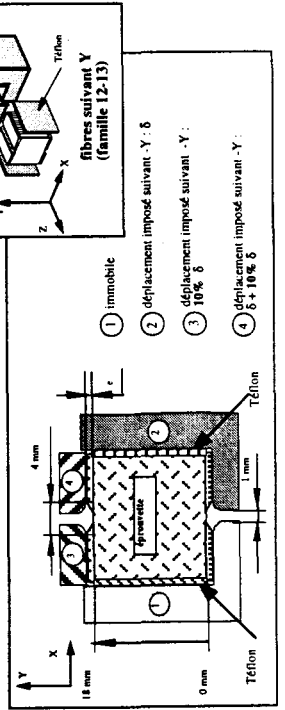
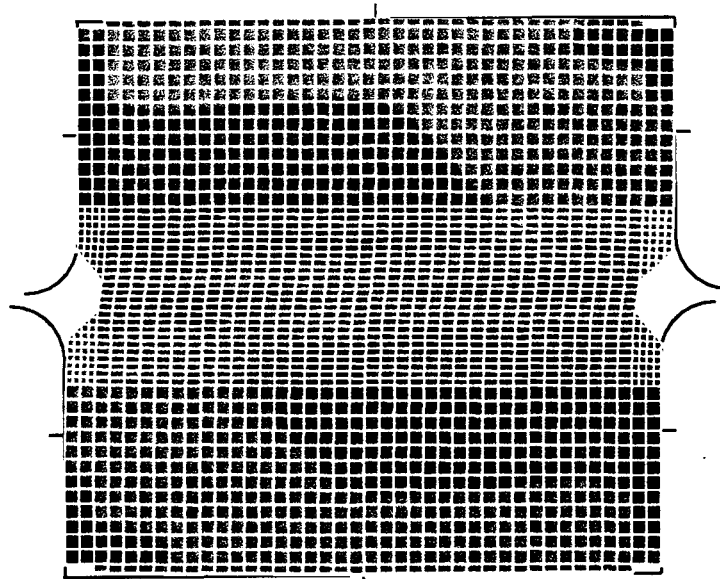
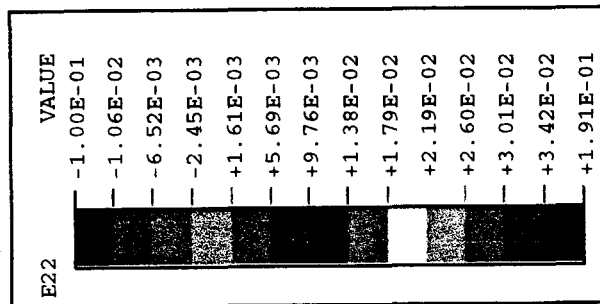
DEFORMATION NORMALE ϵ_{xx}



2
3
1

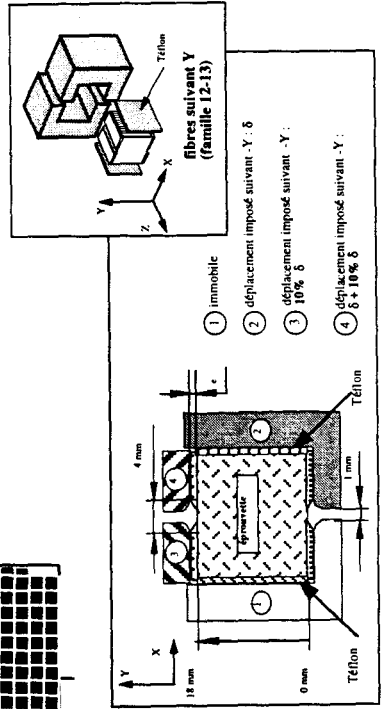
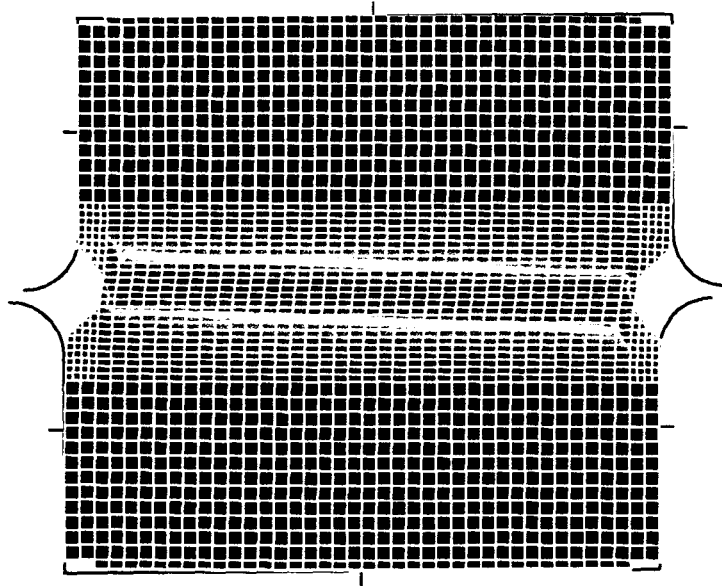
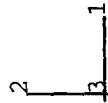
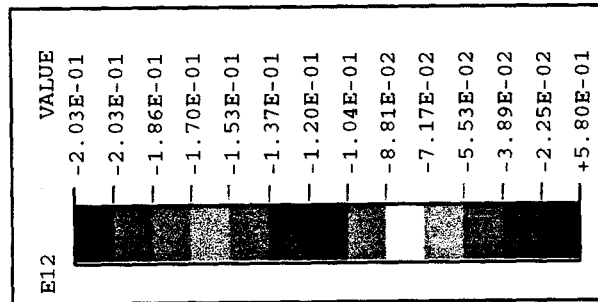
ABAQUS

DEFORMATION NORMALE ϵ_{yy}



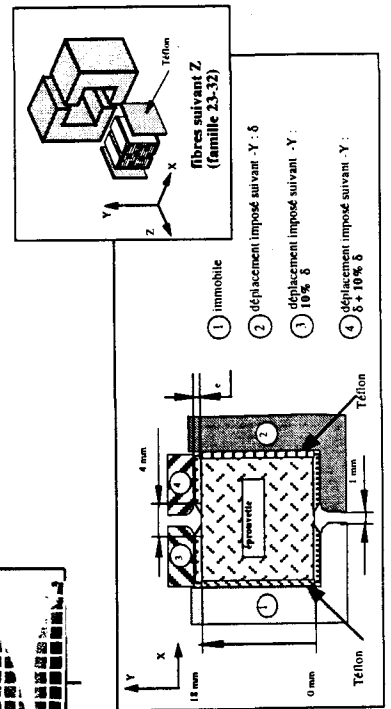
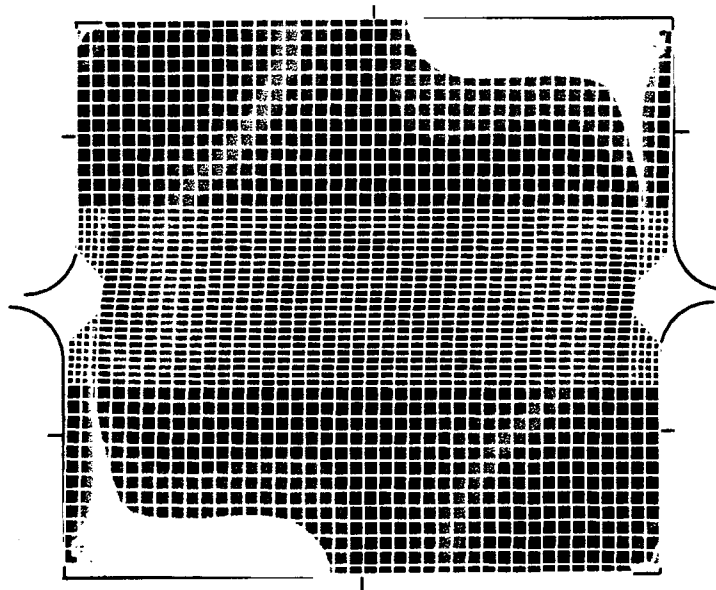
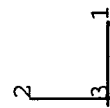
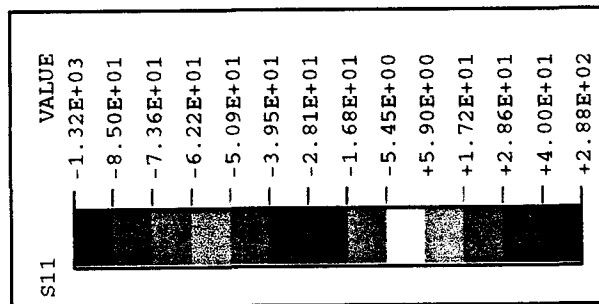
ABAQUS

DISTORSION γ_{xy}



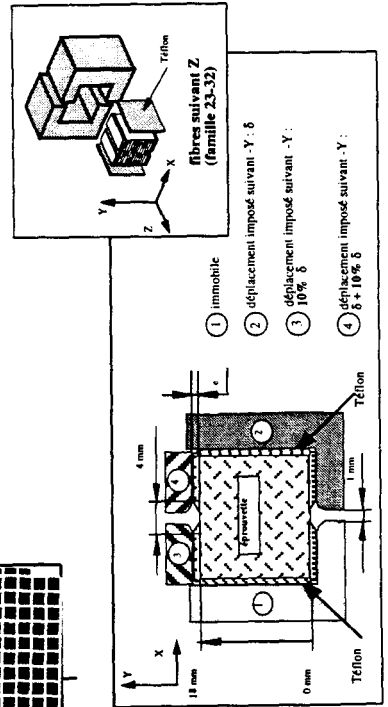
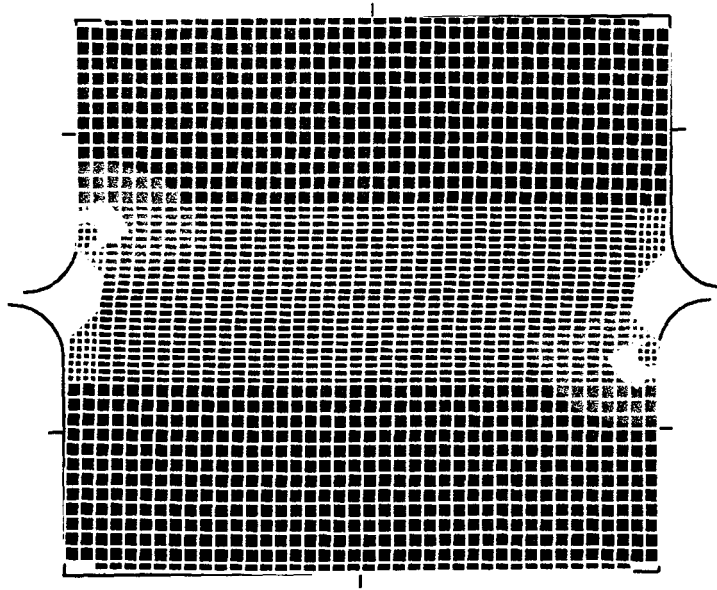
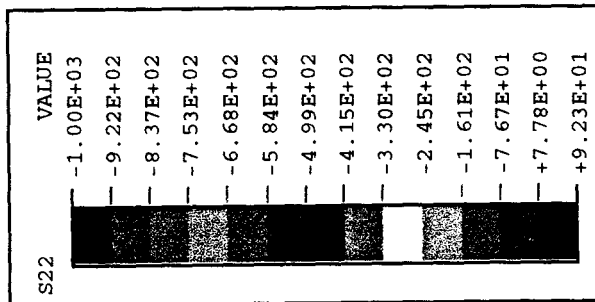
ABAQUS

CONTRAINTE NORMALE σ_{xx}



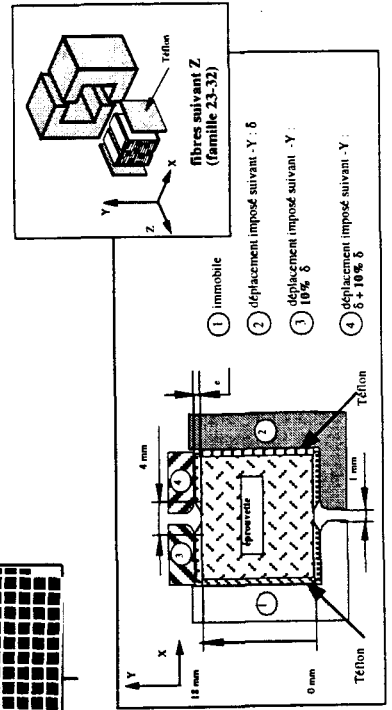
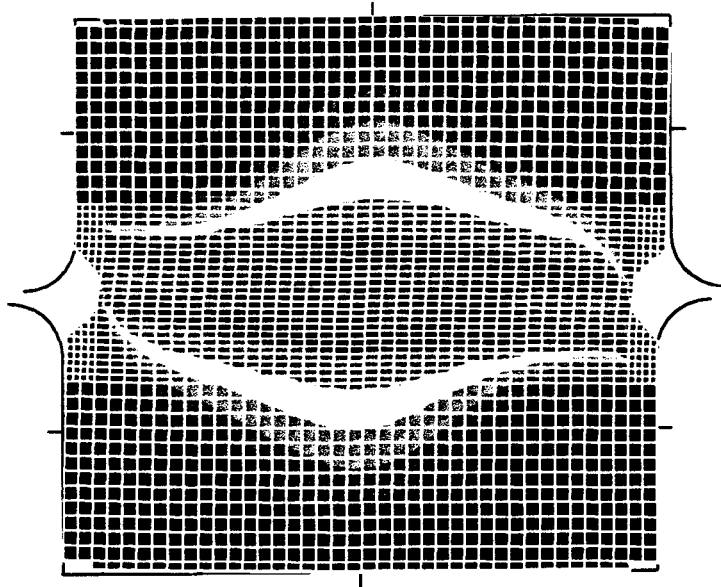
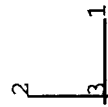
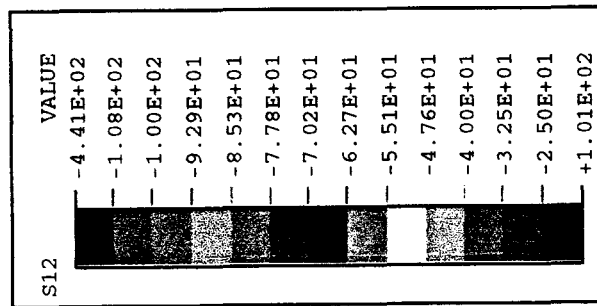
ABAQUS

CONTRAINTE NORMALE σ_{yy}



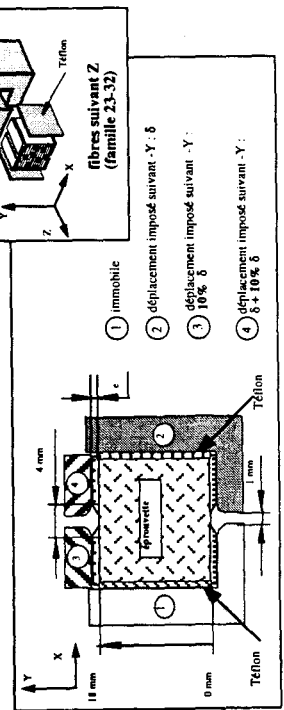
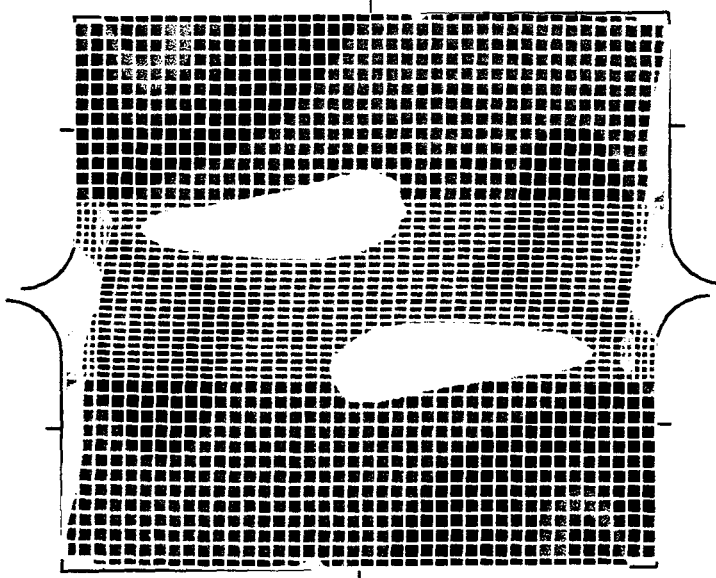
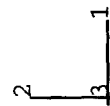
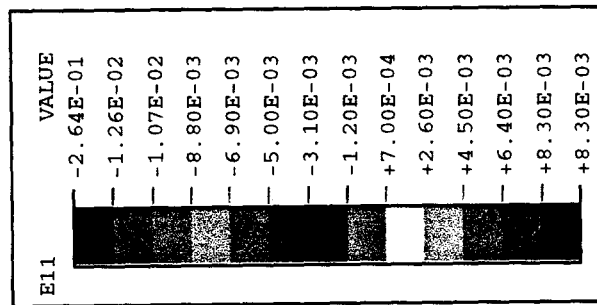
ABAQUS

CONTRAINTE DE CISAILLEMENT τ_{xy}



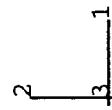
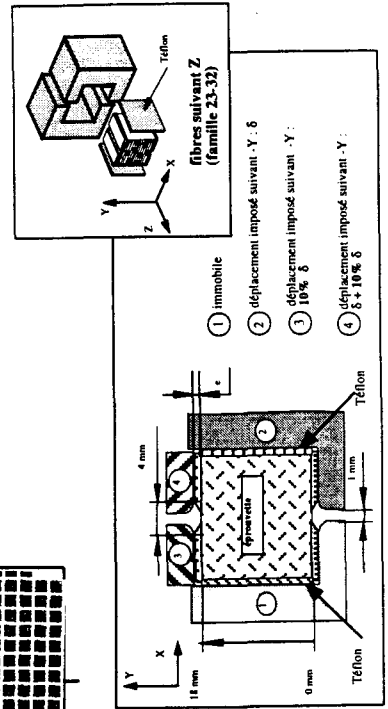
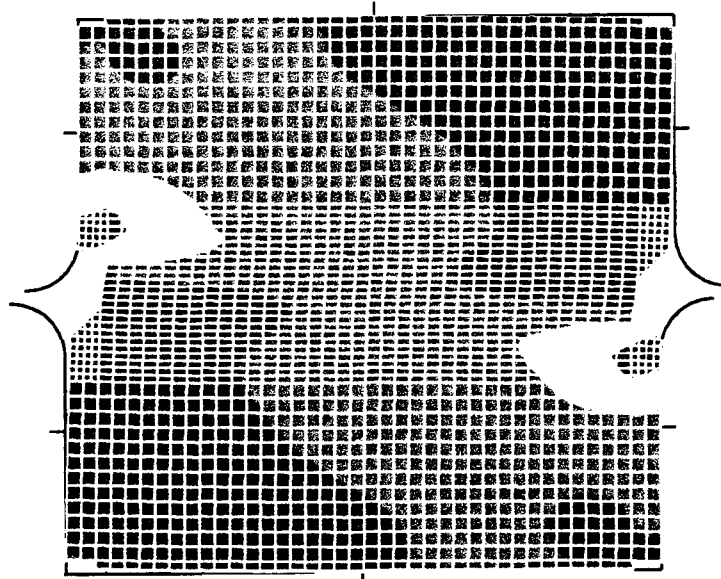
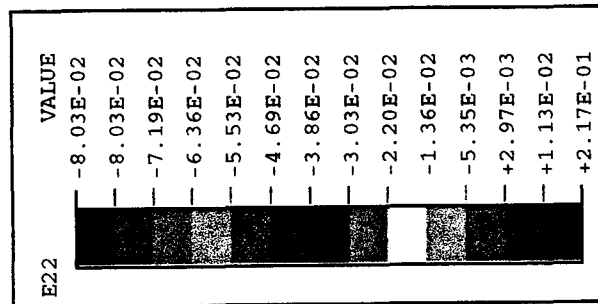
ABAQUS

DEFORMATION NORMALE ϵ_{xx}



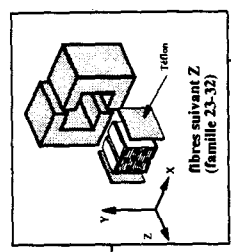
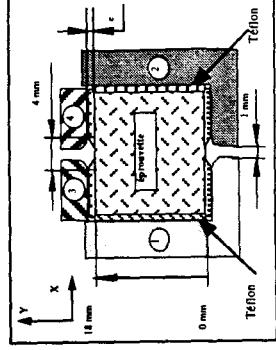
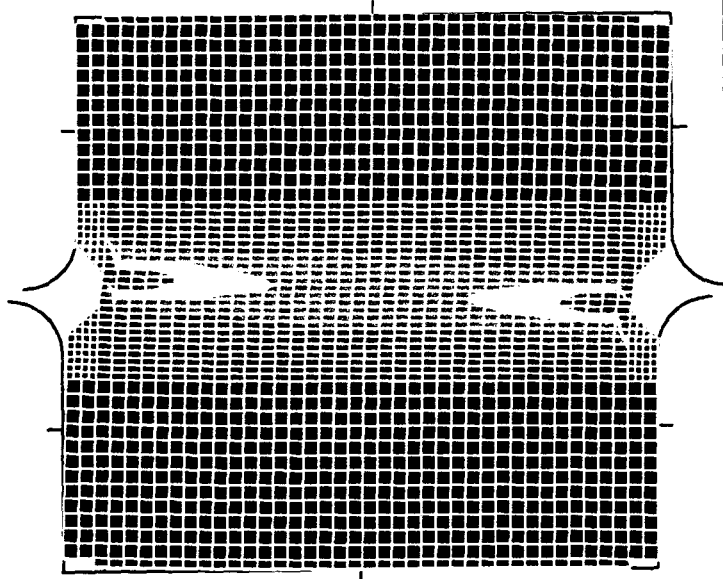
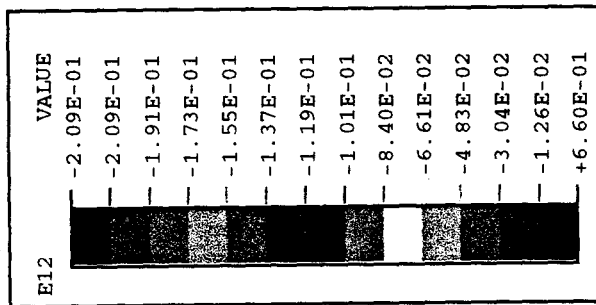
ABAQUS

DEFORMATION NORMALE ϵ_{yy}



ABAQUS

DISTORSION γ_{xy}



- ① immobile
- ② déplacement imposé suivant -Y : δ
- ③ déplacement imposé suivant -Y : 10% δ
- ④ déplacement imposé suivant -Y : $\delta + 10\% \delta$

ANNEXE 5

**COMPARAISON DES EVOLUTIONS DES
CONTRAINTES DANS LA ZONE UTILE POUR LES
EPROUVETTES AVEC ET SANS TALONS**

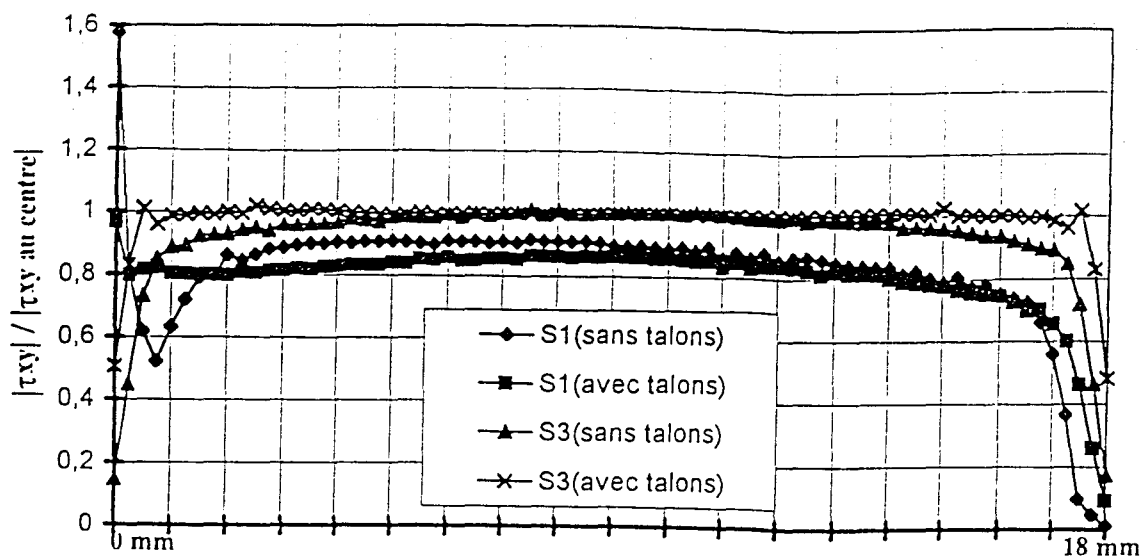


Figure A5-1 : comparaison avec et sans talons-évolutions de $|\tau_{xy}|/|\tau_{xy\text{centre}}|$ -fibres suivant X

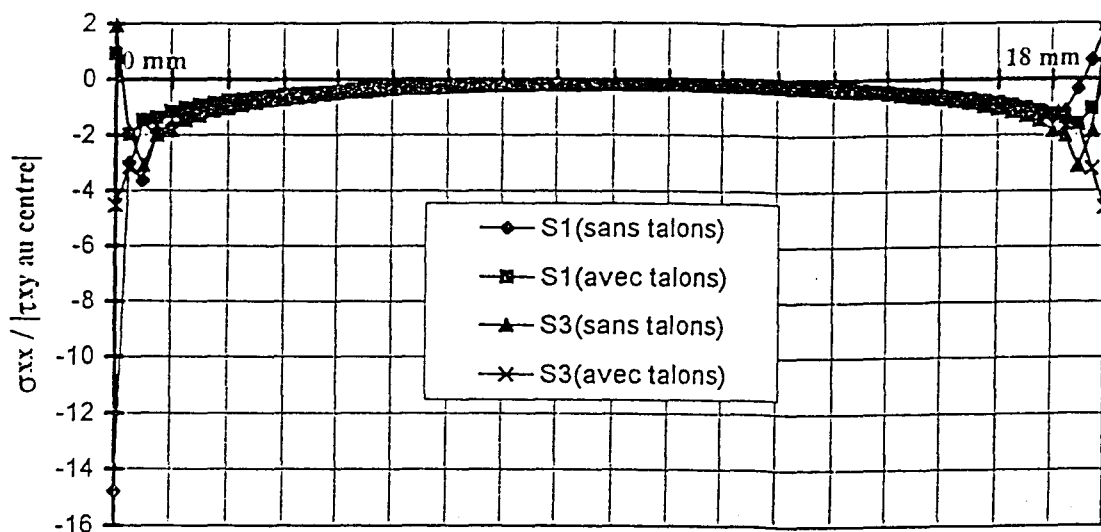


Figure A5-2 : comparaison avec et sans talons-évolutions de $\sigma_{xx}/|\tau_{xy\text{centre}}|$ -fibres suivant X

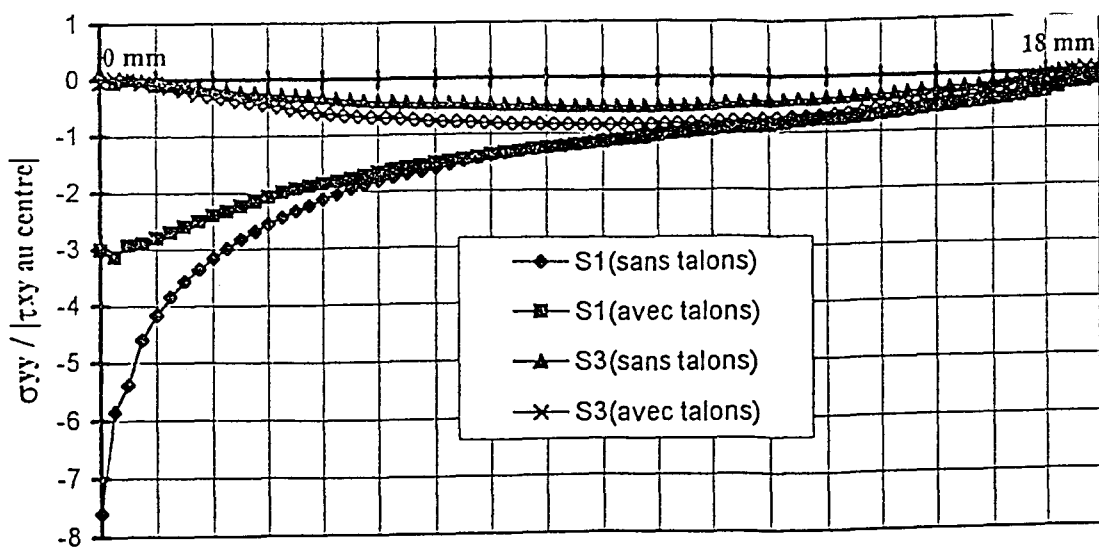


Figure A5-3 : comparaison avec et sans talons-évolutions de $\sigma_{yy}/|\tau_{xy\text{centre}}|$ -fibres suivant X

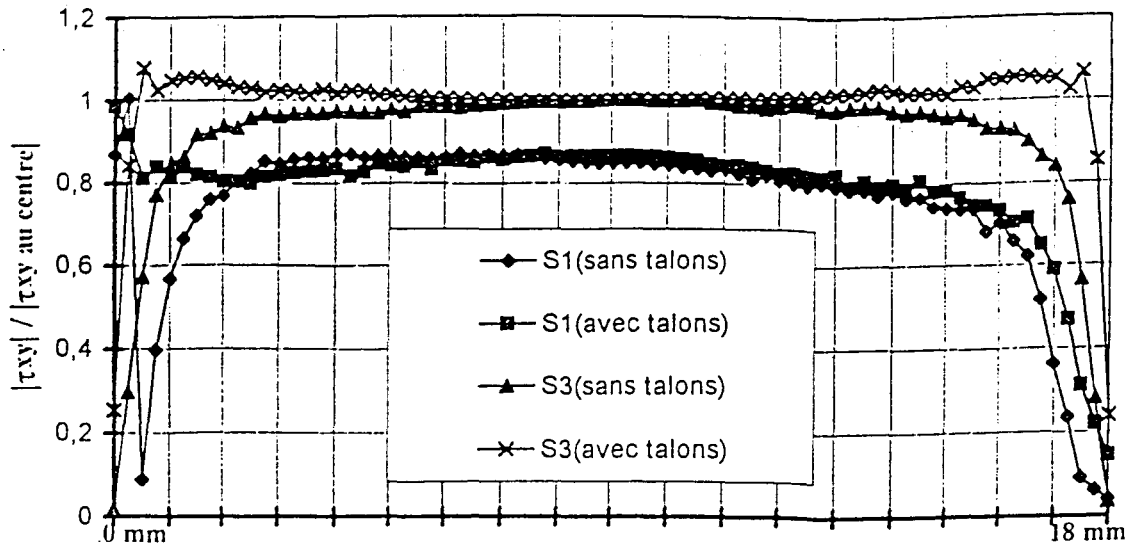


Figure A5-4 : comparaison avec et sans talons-évolutions de $|\tau_{xy}| / |\tau_{xy\text{centre}}|$ -fibres suivant Z

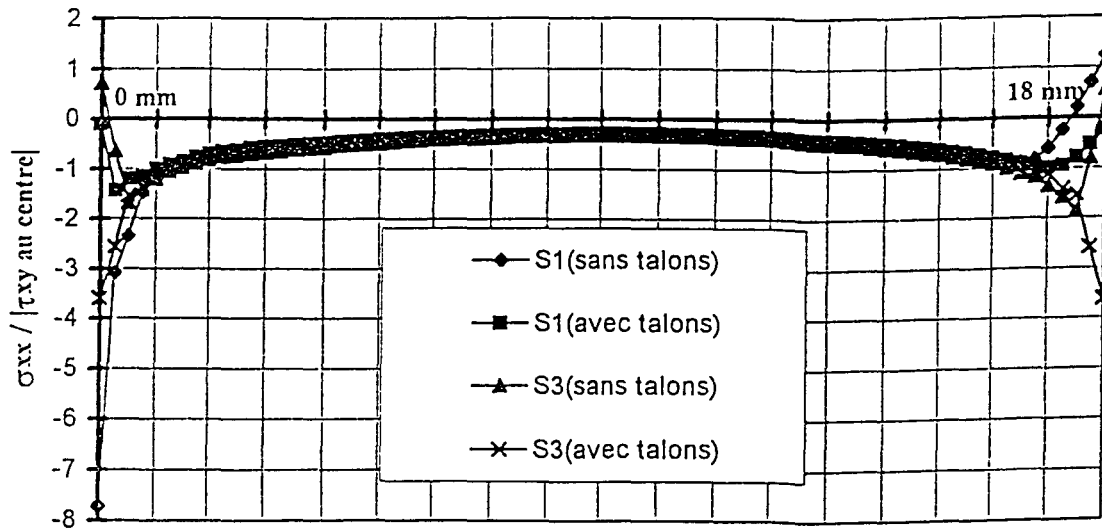


Figure A5-5 : comparaison avec et sans talons-évolutions de $\sigma_{xx} / |\tau_{xy\text{centre}}|$ -fibres suivant Z

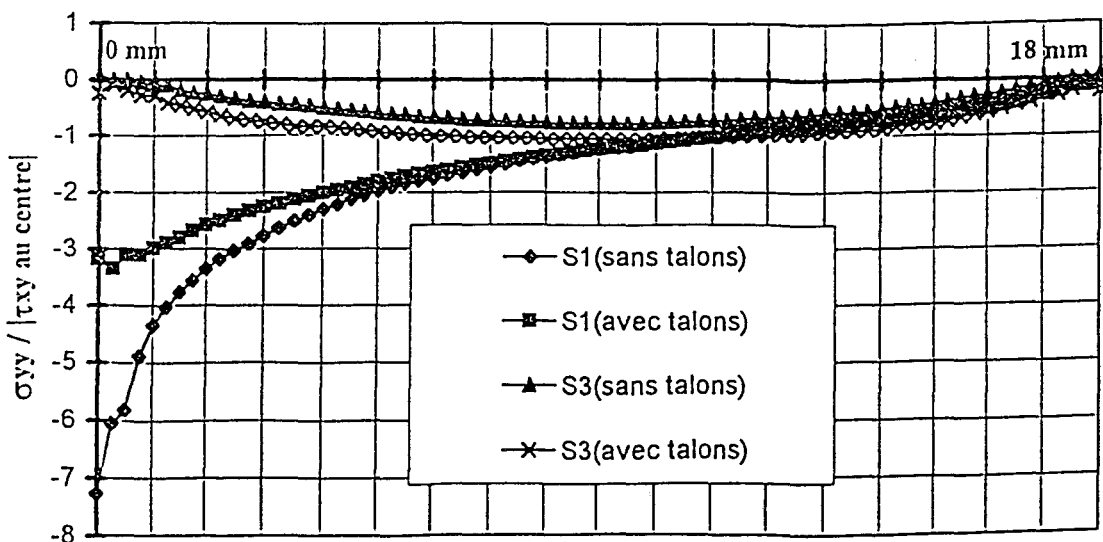


Figure A5-6 : comparaison avec et sans talons-évolutions de $\sigma_{yy} / |\tau_{xy\text{centre}}|$ -fibres suivant Z

ANNEXE 6

**CARTOGRAPHIES DES CONTRAINTES ET
DEFORMATIONS OBTENUES PAR LA
MODELISATION DES EPROUVETTES IOSIPESCU**

**CARTOGRAPHIES DES CONTRAINTES ET DEFORMATIONS
OBTENUES PAR LA MODELISATION DES EPROUVETTES IOSIPESCU**

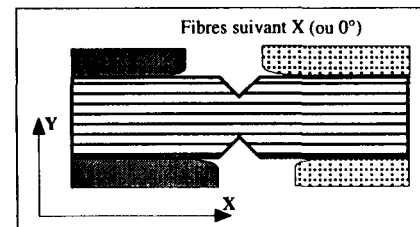
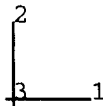
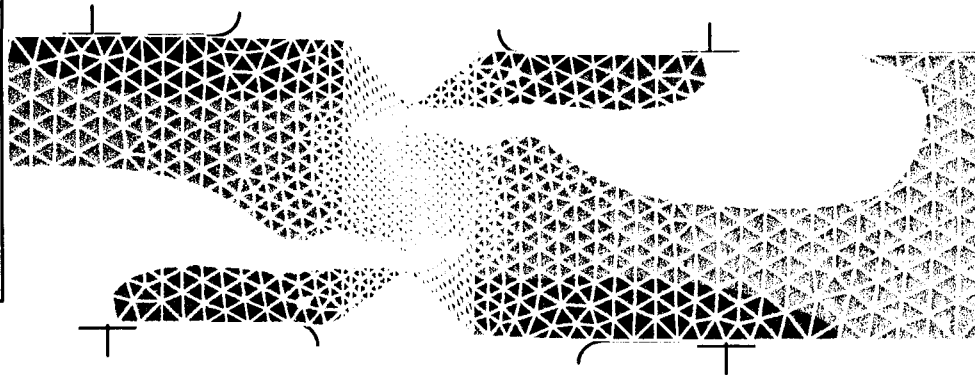
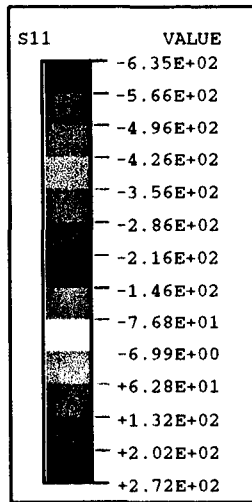
Cette annexe présente l'ensemble des cartographies des contraintes et déformations obtenues par modélisation numérique du comportement en cisaillement d'éprouvettes Iosipescu, dont les fibres sont orientées soit suivant X, soit suivant Y. Les pages suivantes donnent, successivement, pour chaque orientation de fibres considérée, les champs de contrainte σ_{xx} , σ_{yy} et τ_{xy} , et de déformations ϵ_{xx} , ϵ_{yy} et γ_{xy} .

Le tableau A6-1 précise le numéro de page affecté à chaque cartographie présentée.

Eprouvette Iosipescu		
	fibres suivant X	fibres suivant Y
σ_{xx}	pages : A6-2 et A6-3	pages : A6-14 et A6-15
σ_{yy}	pages : A6-4 et A6-5	page : A6-16
τ_{xy}	pages : A6-6 et A6-7	page : A6-17
ϵ_{xx}	pages : A6-8 et A6-9	pages : A6-18 et A6-19
ϵ_{yy}	pages : A6-10 et A6-11	page : A6-20
γ_{xy}	pages : A6-12 et A6-13	page : A6-21

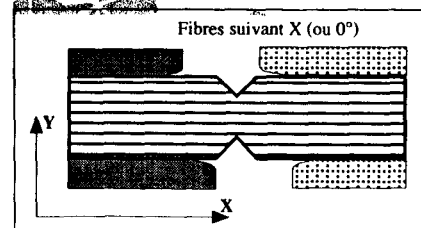
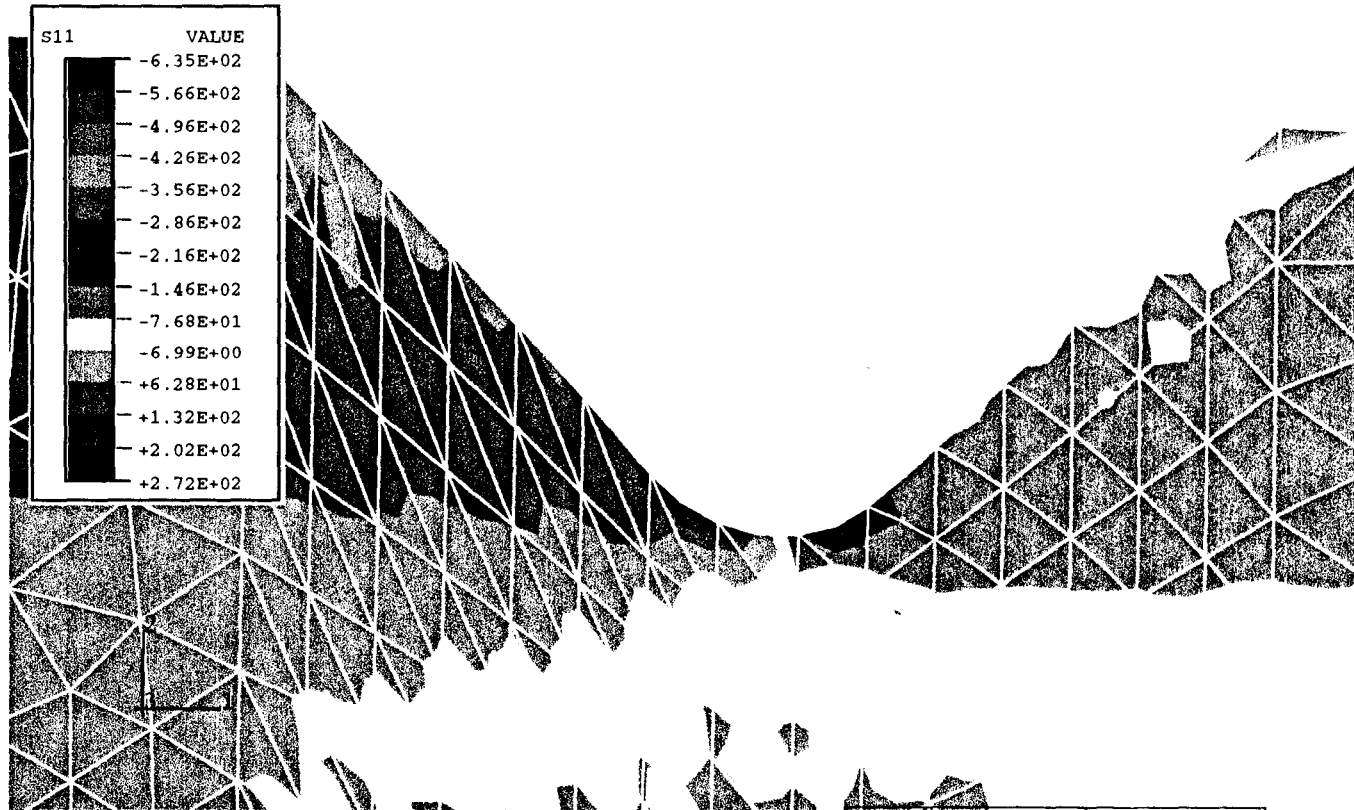
Tableau A6-1 : Numéro des pages pour les différentes cartographies

ABAQUS CONTRAINTE NORMALE σ_{xx}

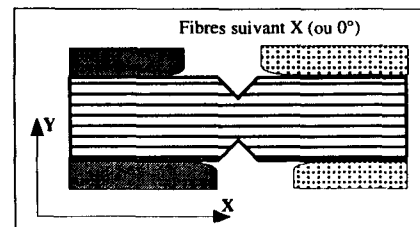
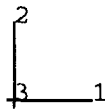
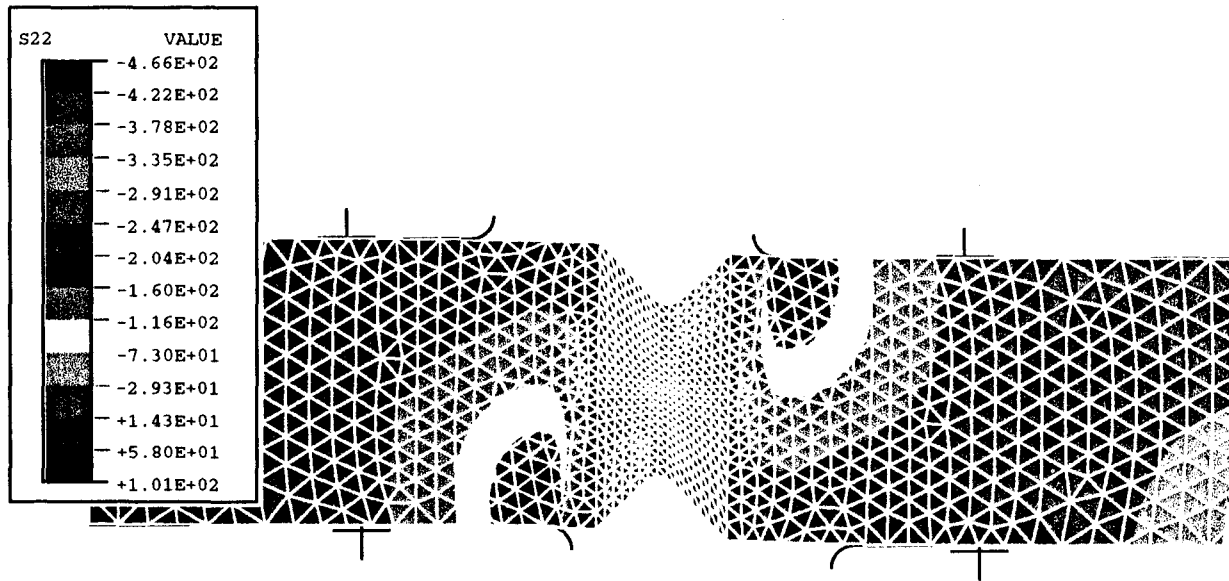


ABAQUS CONTRAINTE NORMALE σ_{xx}

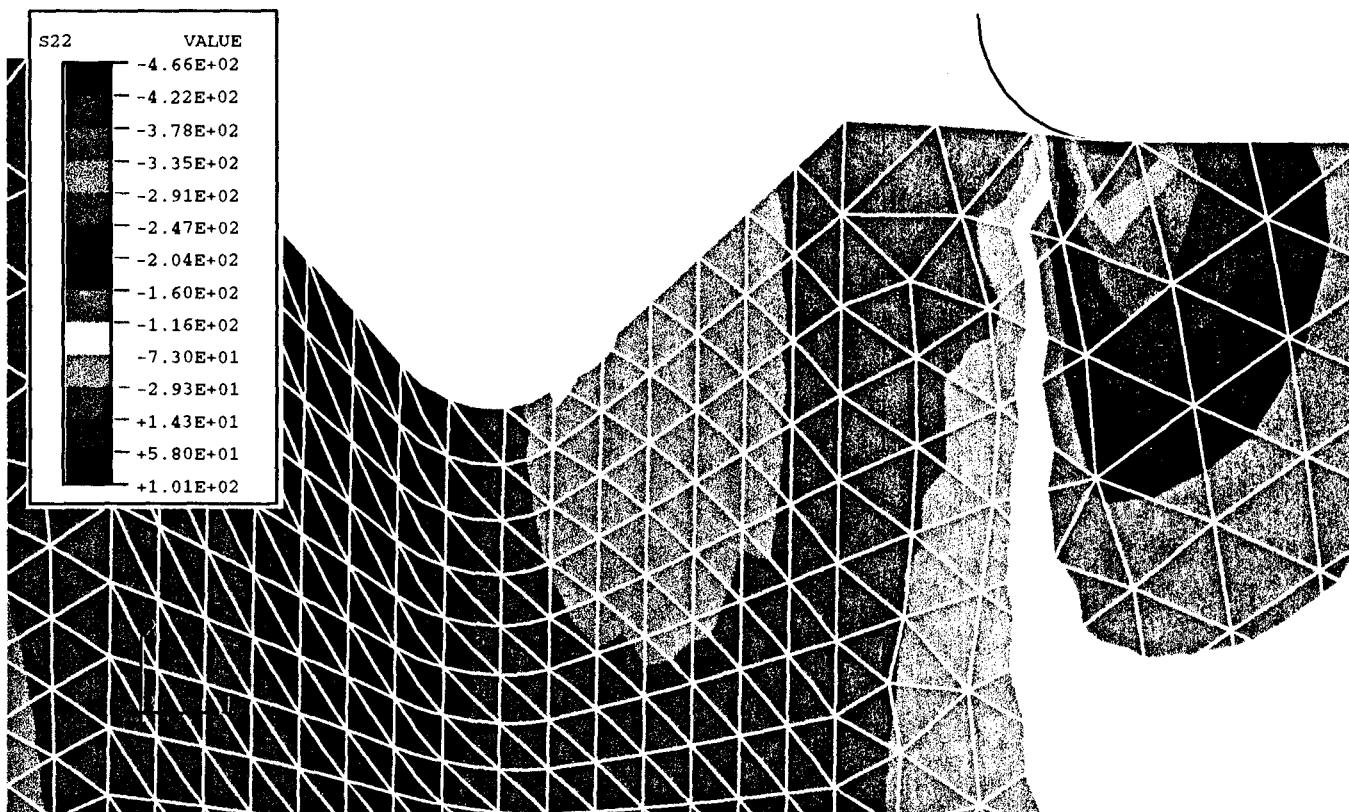
AG-3



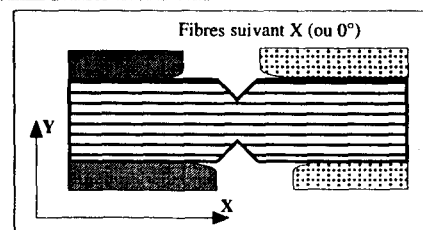
ABAQUS CONTRAINTE NORMALE σ_{yy}



ABAQUS CONTRAINTE NORMALE σ_{yy}

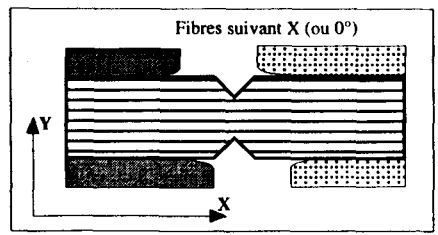
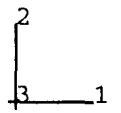
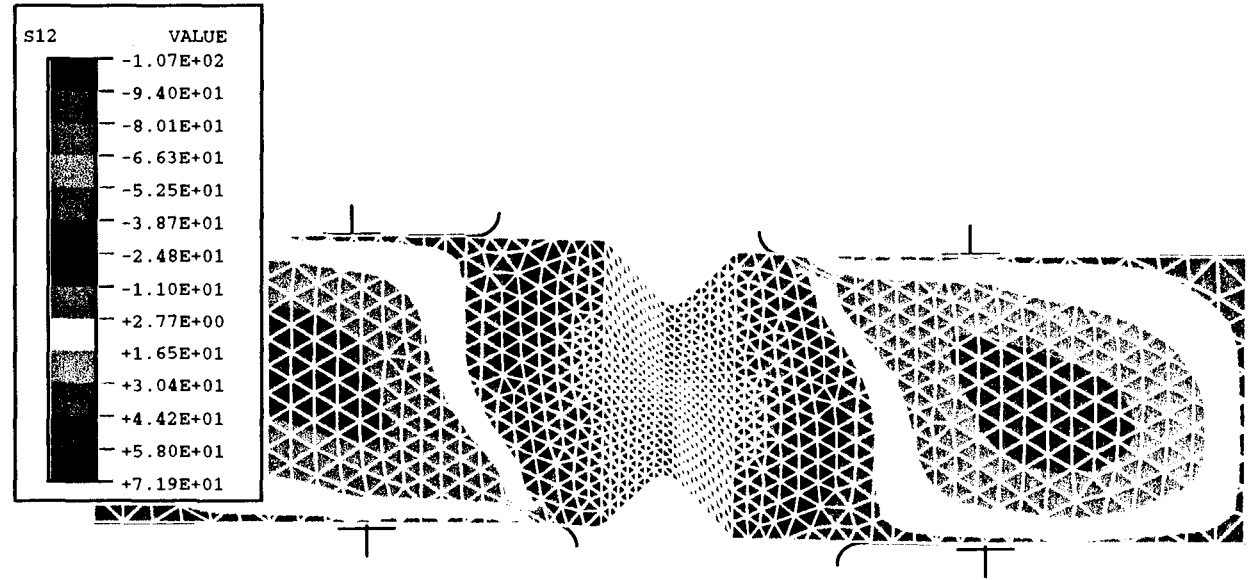


A6-5

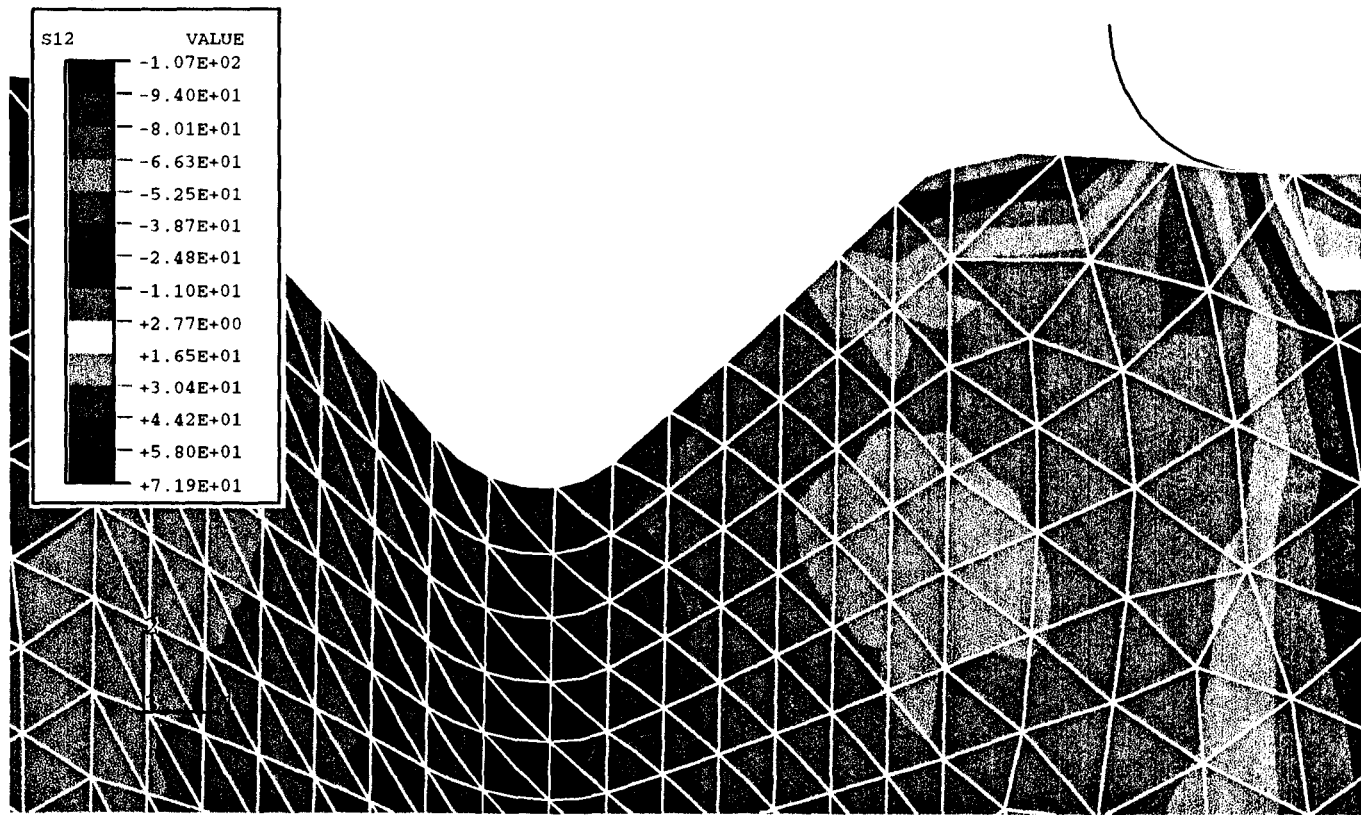


ABAQUS CONTRAINTE DE CISAILLEMENT τ_{xy}

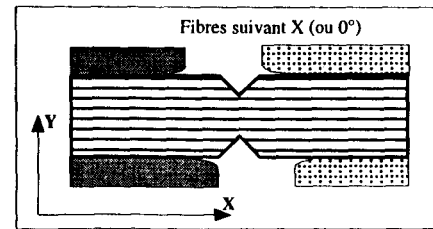
A6-6



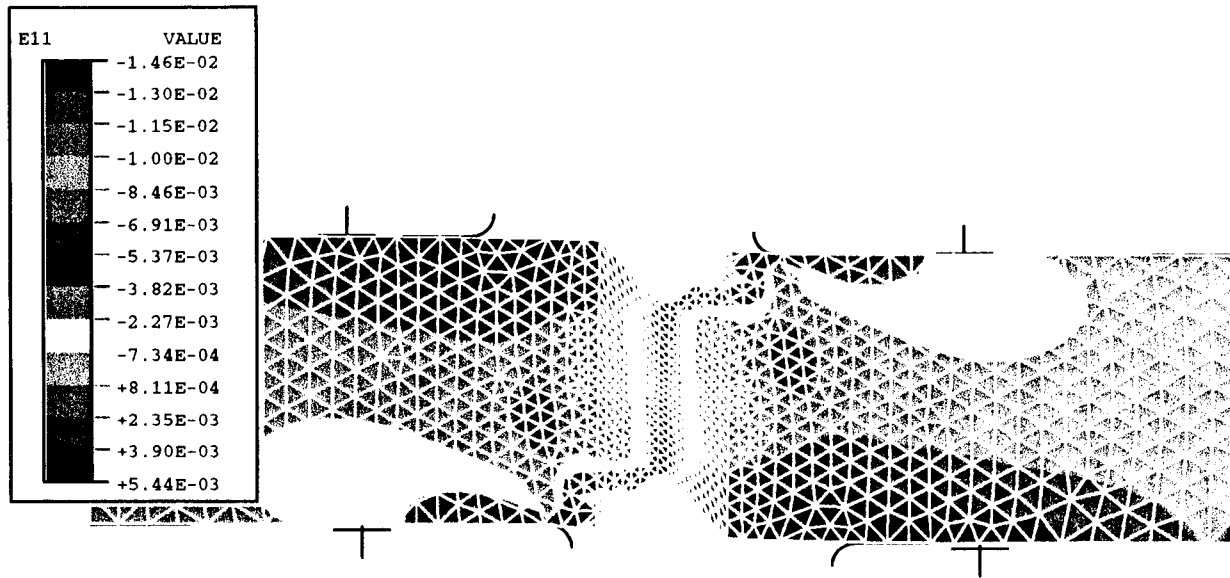
ABAQUS CONTRAINTE DE CISAILLEMENT τ_{xy}



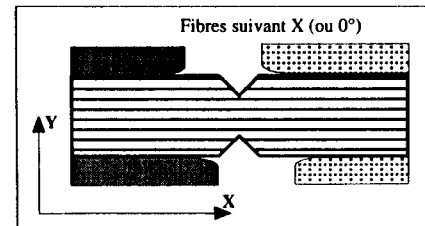
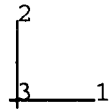
A6-7



ABAQUS DEFORMATION NORMALE ϵ_{xx}

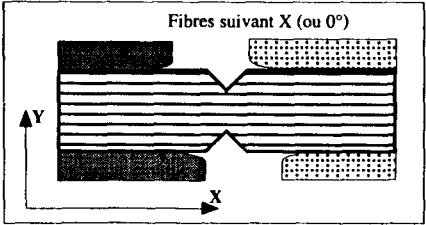
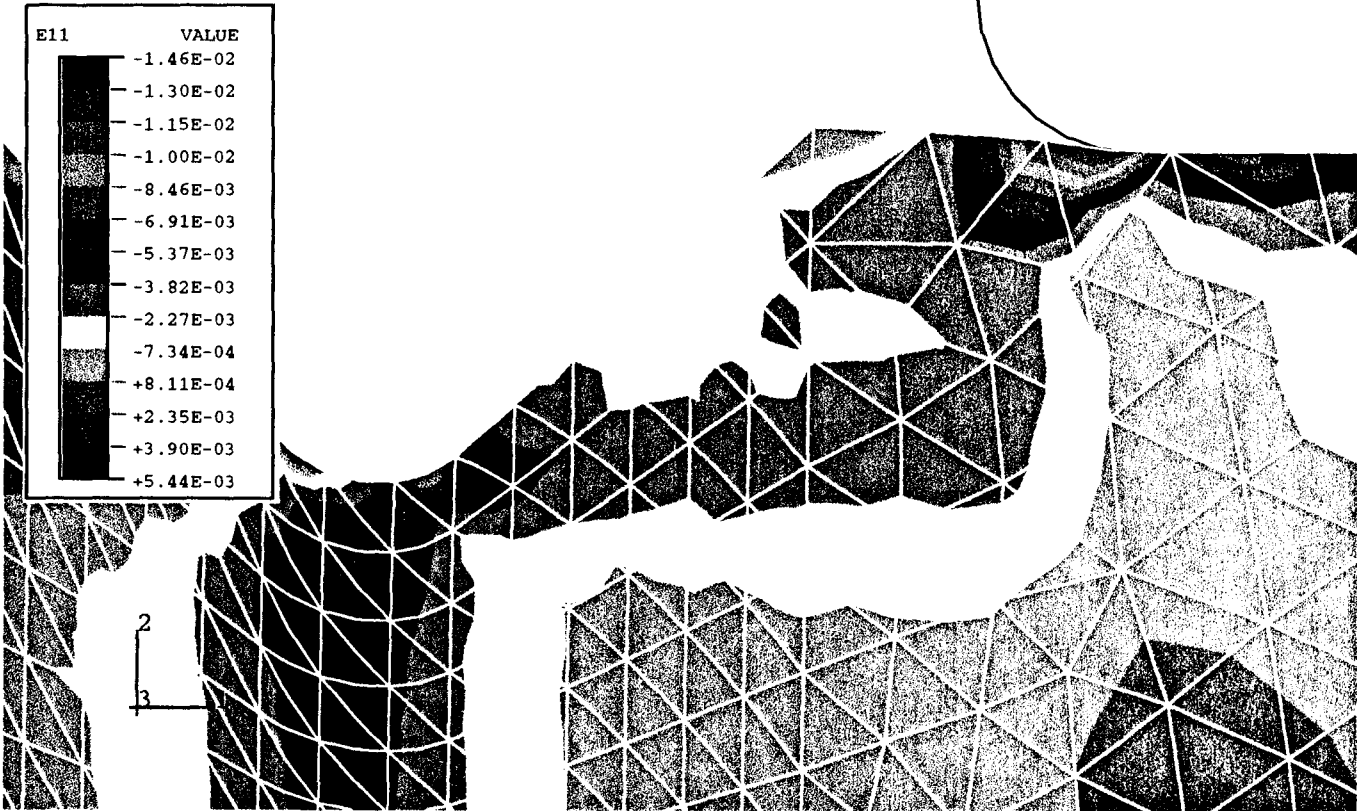


A6-8



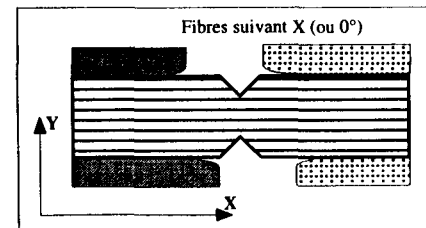
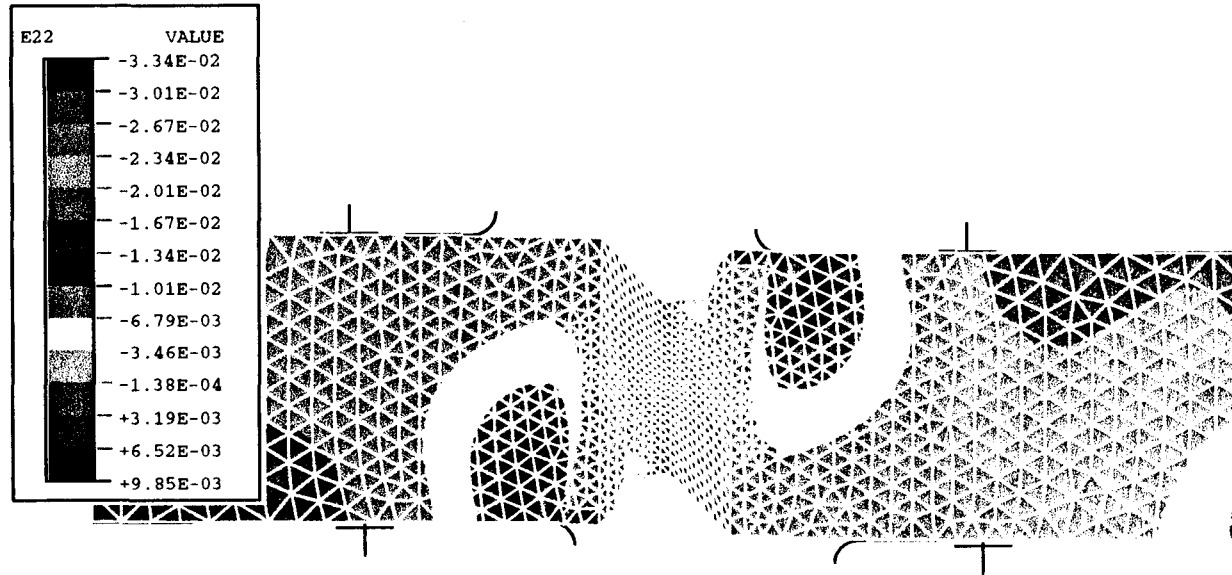
ABAQUS DEFORMATION NORMALE ϵ_{xx}

A6-9



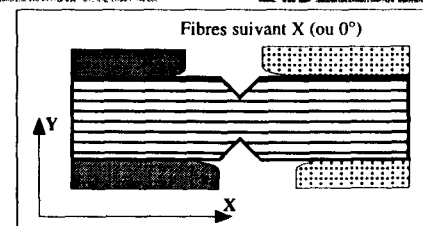
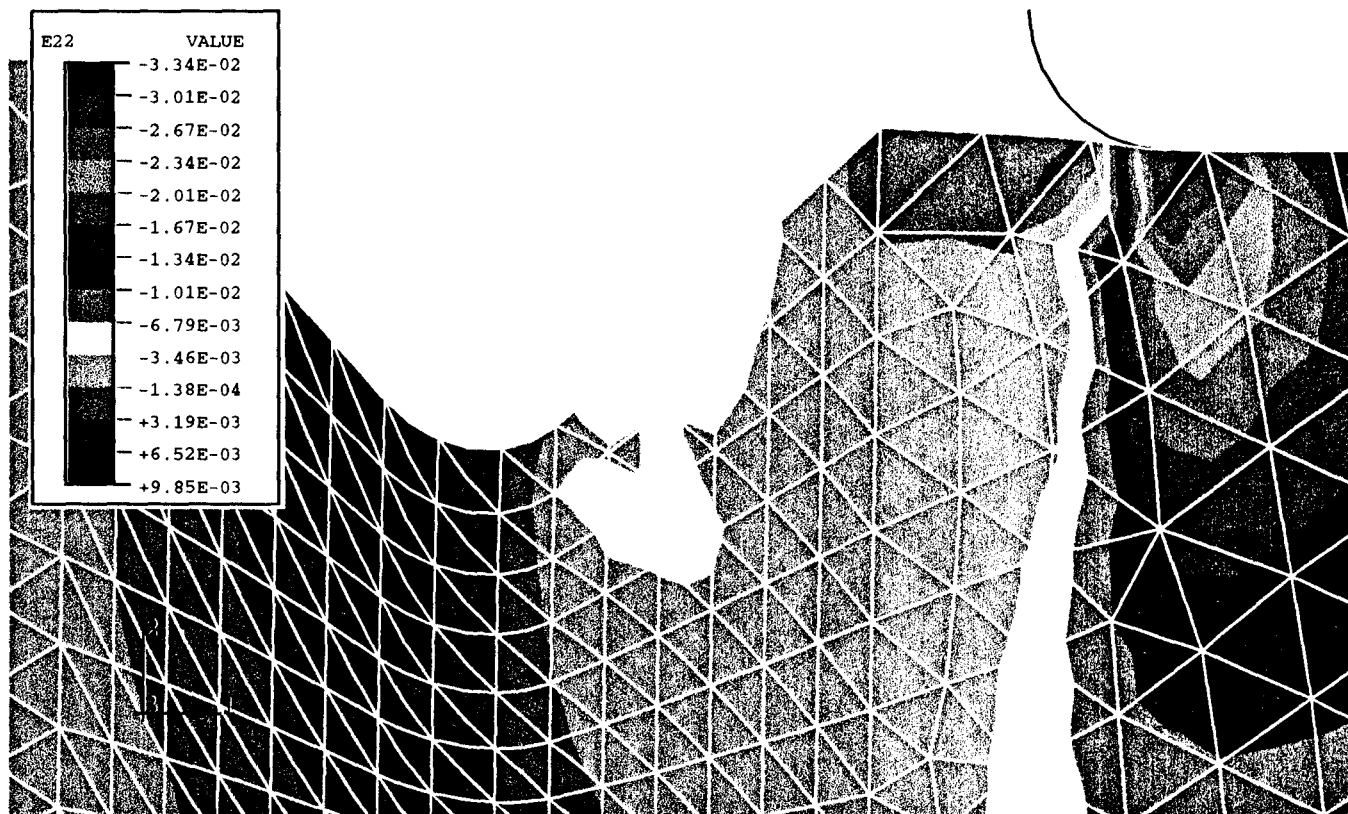
ABAQUS DEFORMATION NORMALE ϵ_{yy}

A6-10

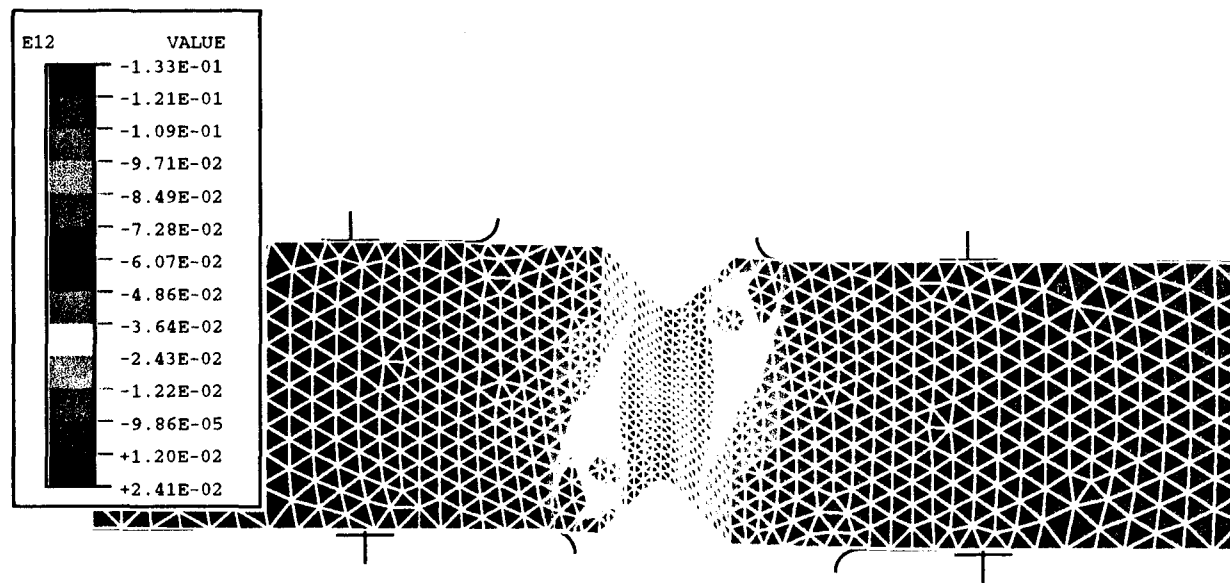


ABAQUS DEFORMATION NORMALE ϵ_{yy}

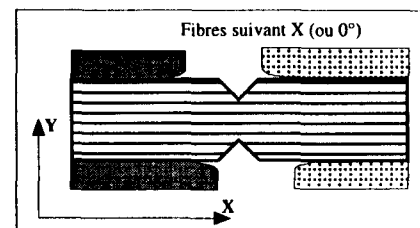
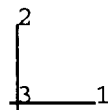
A6-11



ABAQUS DISTORSION γ_{xy}

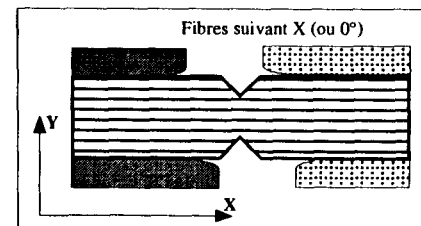
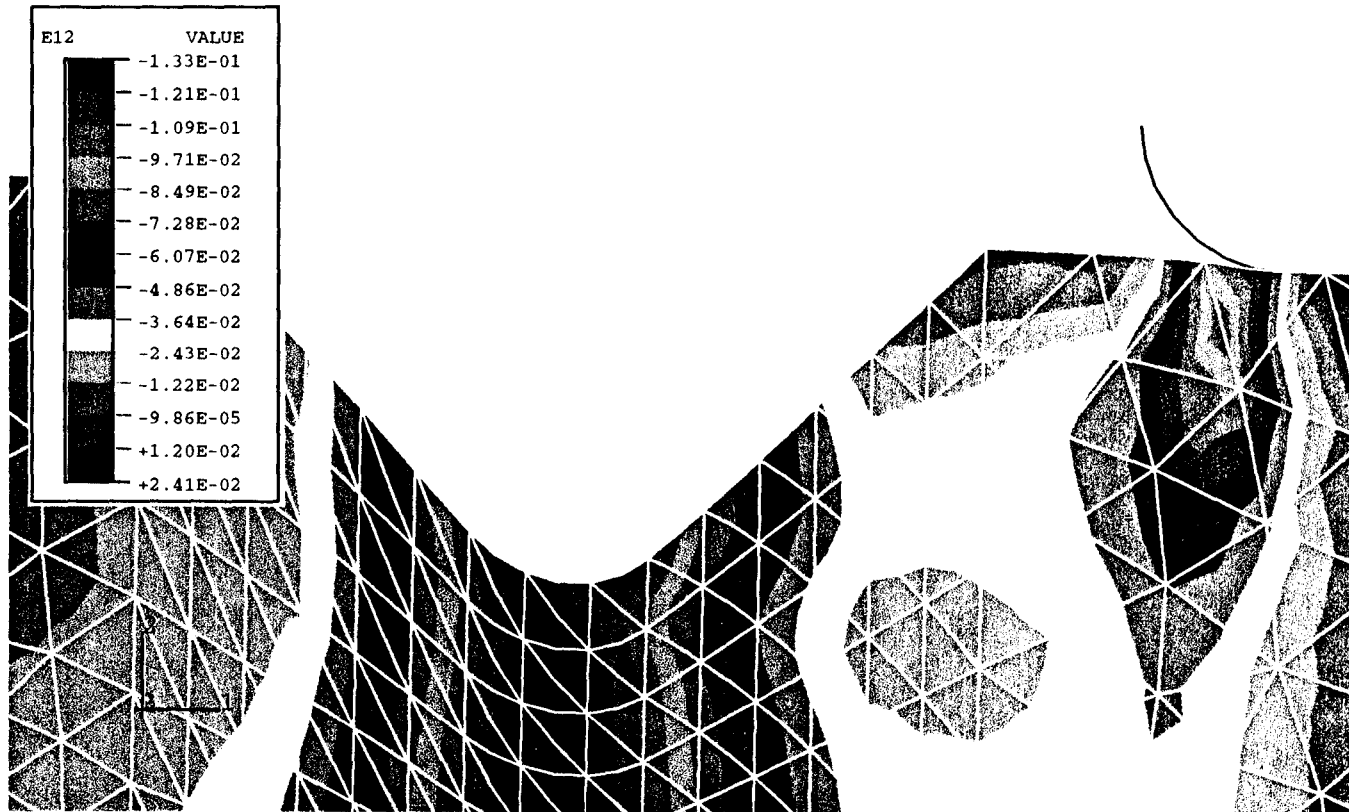


A6-12

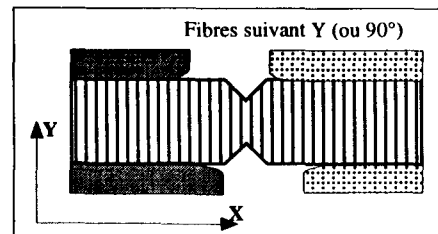
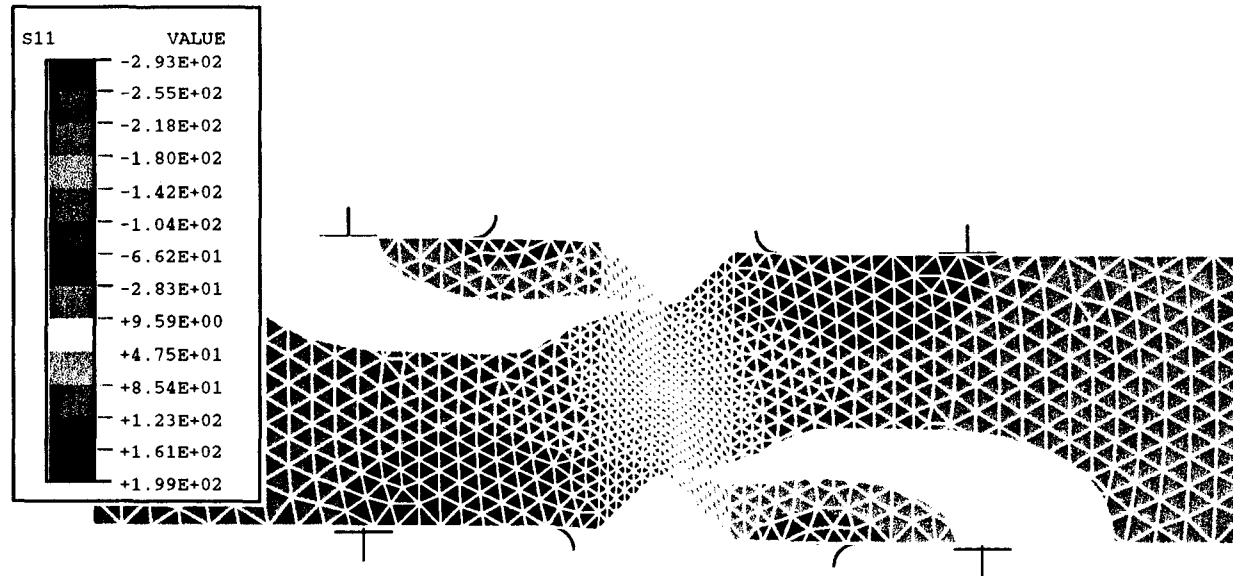


ABAQUS DISTORSION γ_{xy}

A6-13

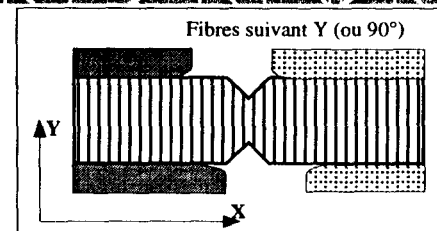
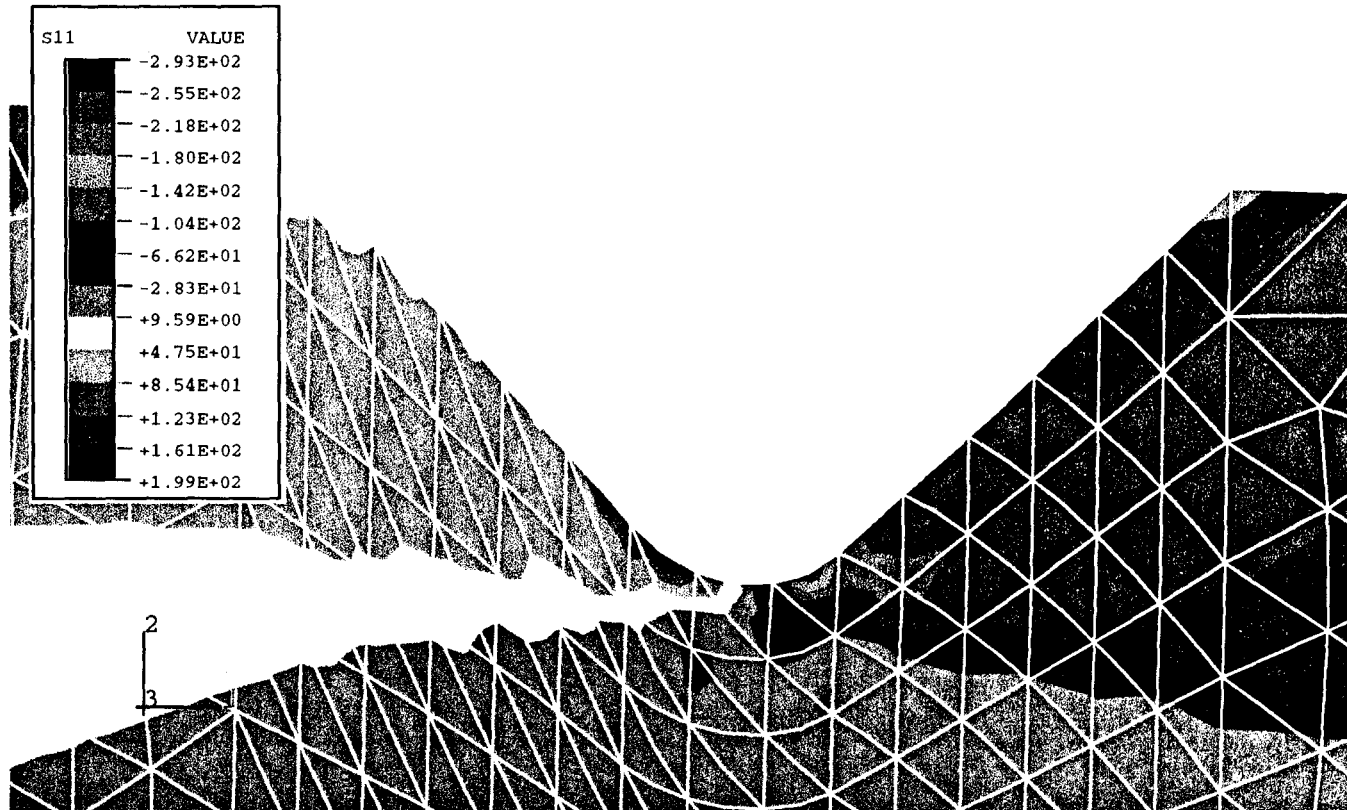


ABAQUS CONTRAINTE NORMALE σ_{xx}

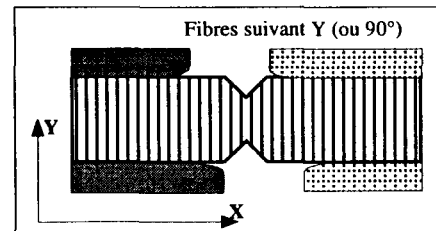
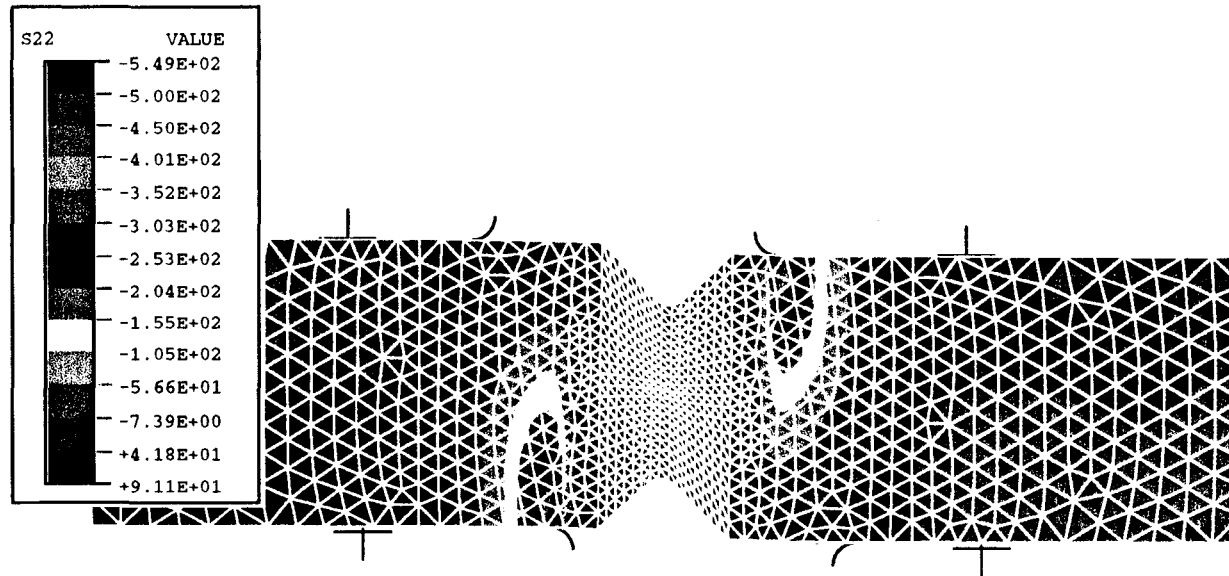


ABAQUS CONTRAINTE NORMALE σ_{xx}

A6-15

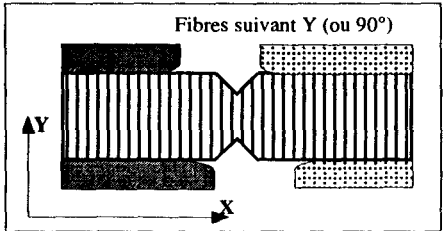
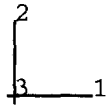
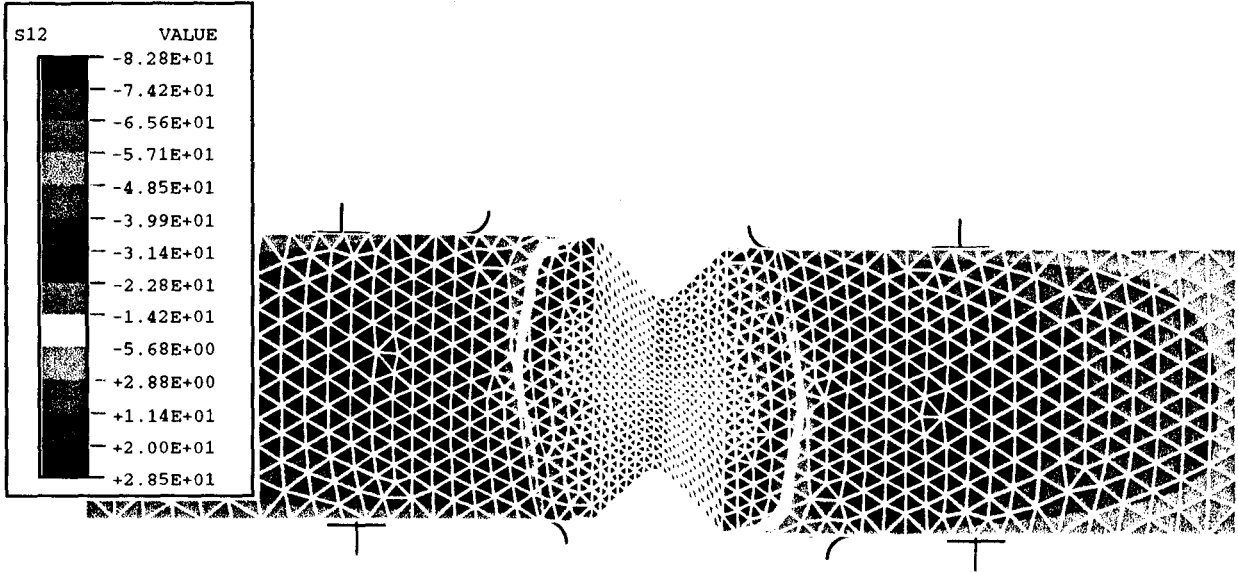


ABAQUS CONTRAINTE NORMALE σ_{yy}

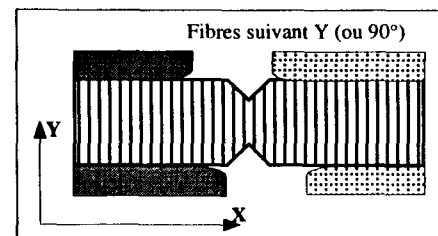
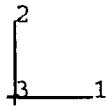
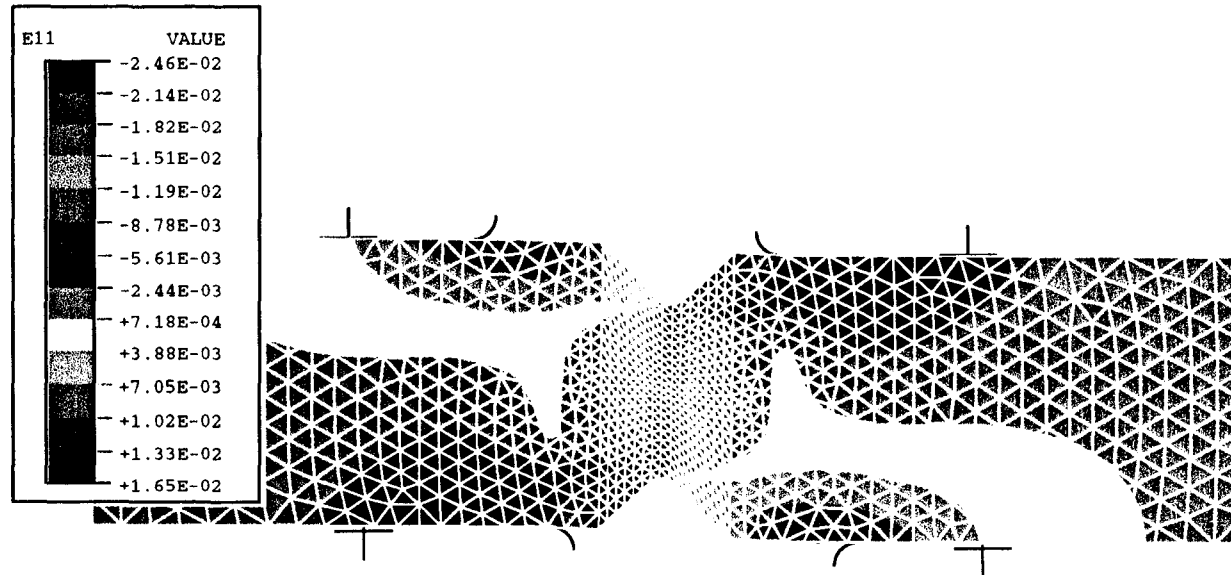


ABAQUS CONTRAINTE DE CISAILLEMENT τ_{xy}

A6-17

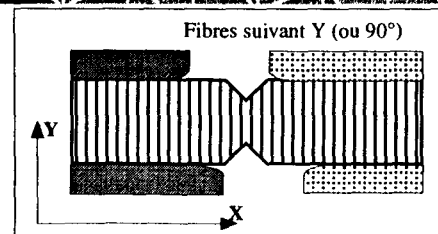
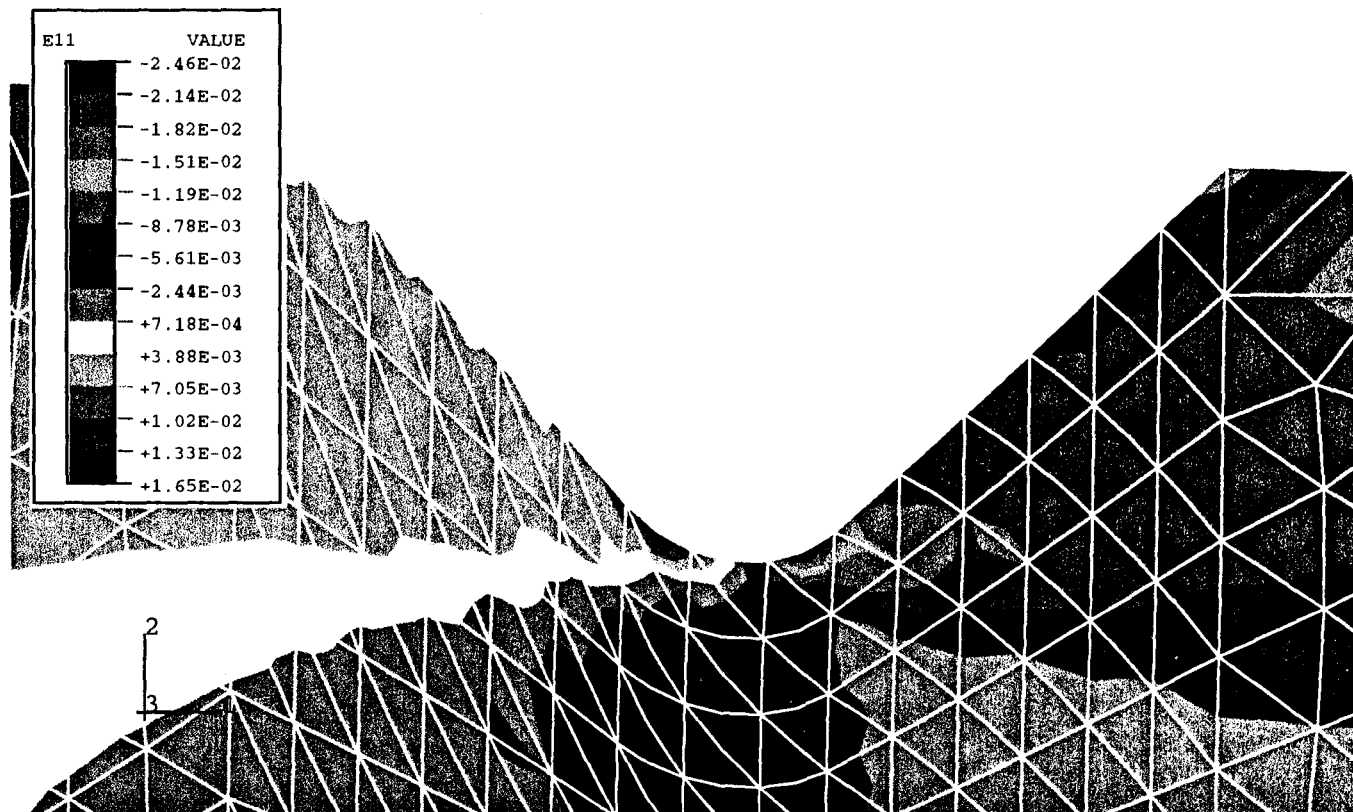


ABAQUS DEFORMATION NORMALE ϵ_{xx}

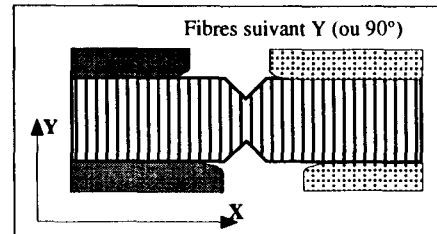
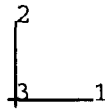
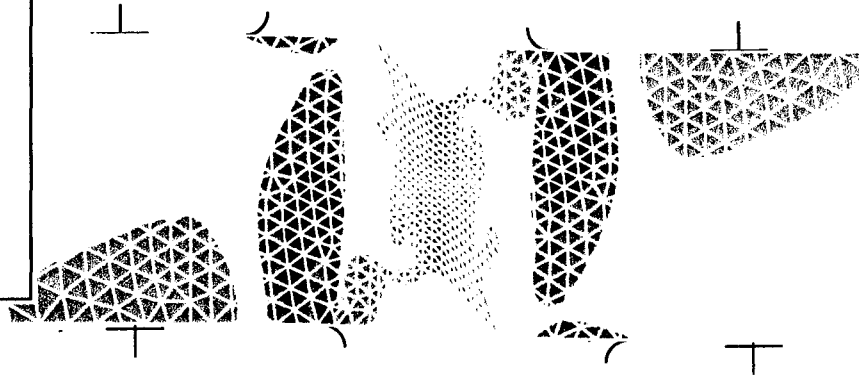
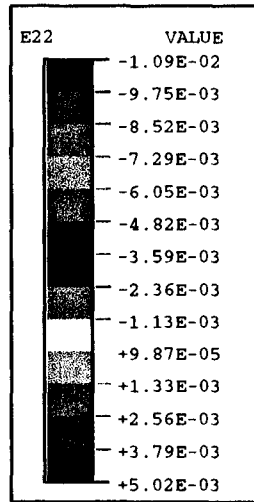


ABAQUS DEFORMATION NORMALE ϵ_{xx}

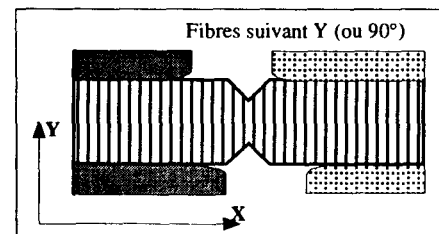
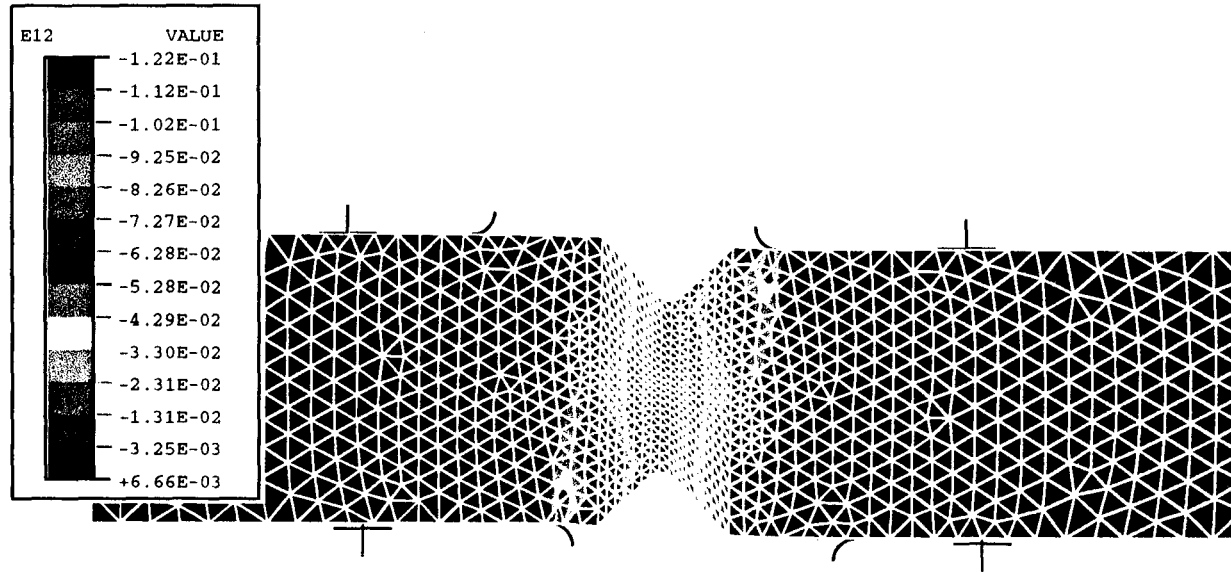
AG-19



ABAQUS DEFORMATION NORMALE ϵ_{yy}



ABAQUS DISTORSION γ_{xy}



ANNEXE 7

**DIMENSIONNEMENT DES COMPOSANTES
STRUCTURAUX DU DISPOSITIF ESSAI CUBE**

**DIMENSIONNEMENT DES COMPOSANTES
STRUCTURAUX DU DISPOSITIF ESSAI CUBE**

I) Etude du système de lames élastiques

La disposition et la dimension des lames doivent permettre de garantir un déplacement quasiment libre dans la direction Y (du moins sur la course nécessaire à l'essai), mais un déplacement et une rotation quasiment nulle suivant les autres directions.

En terme de géométrie, les lames devront être parallèles, horizontales, avoir une faible raideur en flexion suivant Y, une grande raideur en traction suivant X et une raideur importante en traction, en torsion et flexion suivant Z.

I-1) Définition de la géométrie des lames

a) Sollicitation en flexion suivant Y

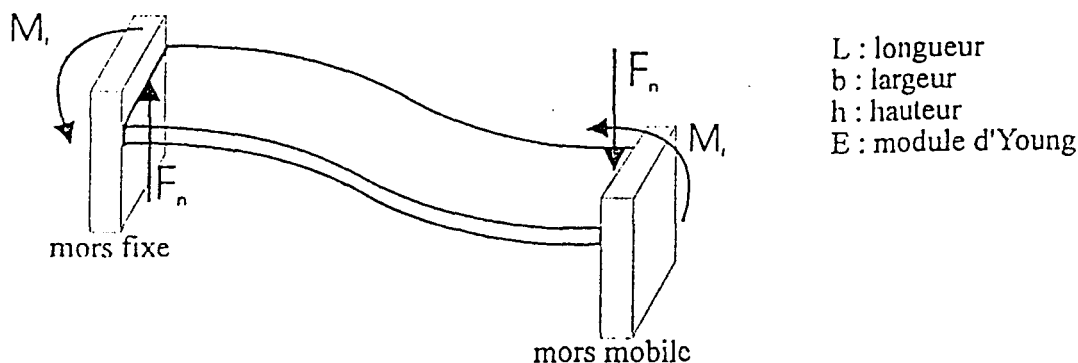


Figure A7-1 : Lame élastique et conditions aux limites

Modèle résistance des matériaux associé :

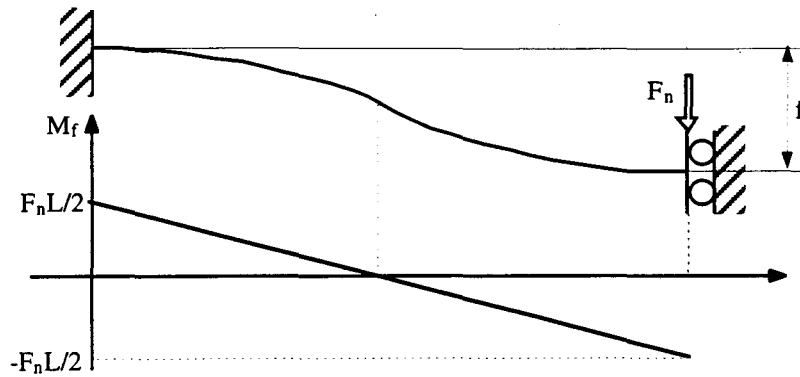


Figure A7-2 : Modèle résistance des matériaux

Avec l'hypothèse des petites déformations, on obtient pour le système de deux lames :

$$\text{flèche : } f = \frac{F_n L^3}{E b h^3} \quad (\text{A7-I})$$

$$\text{contrainte de flexion : } \sigma_f = \frac{3 E f h}{L^2} \quad (\text{A7-II})$$

$$\text{raideur verticale : } K_f = 2 E b \frac{h^3}{L^3} \quad (\text{A7-III})$$

Pour obtenir une raideur de flexion la plus faible possible, il faut choisir le plus petit rapport h/L possible, et en second lieu une largeur faible et un module d'élasticité faible.

b) Sollicitation en traction suivant X

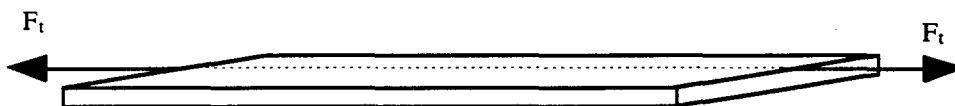


Figure A7-3 : Sollicitation en traction

Pour le système de deux lames, on obtient :

$$\text{allongement : } \Delta L = \frac{F_t L}{E b h} \quad (\text{A7-IV})$$

$$\text{contrainte de traction : } \sigma_t = \frac{F_t}{b h} = E \frac{\Delta L}{L} \quad (\text{A7-V})$$

$$\text{raideur horizontale : } K_t = \frac{2Ebh}{L} \quad (\text{A7-VI})$$

Comme nous pouvions nous y attendre, le fait de rechercher une raideur K_t élevée est contradictoire avec la recherche de K_f faible. Il est donc nécessaire de trouver un compromis.

En faisant le rapport des deux raideurs, on obtient :

$$\frac{K_f}{K_t} = \frac{h^2}{L^2} \quad (\text{A7-VII})$$

C'est donc bien sur les valeurs de h et L qu'il faut réfléchir, la largeur b servant dans un second temps à garantir la résistance des lames.

La superposition de la contrainte de flexion et de la contrainte de traction nous donne la contrainte nominale totale.

$$\text{Contrainte totale : } \sigma_{\text{totale}} = \frac{F_t}{bh} + \frac{3F_n L}{bh^2} \quad (\text{A7-VIII})$$

Les lames choisies ont finalement les caractéristiques suivantes :

- ⇒ épaisseur $h = 0,25$ mm
- ⇒ largeur $b = 40$ mm
- ⇒ longueur $L = 40$ mm
- ⇒ module $E = 210$ GPa.

Nous obtenons ainsi une raideur en flexion $K_f = 4$ N/mm et une raideur en traction $K_t = 10^5$ N/mm.

La course du montage étant de l'ordre du millimètre, l'effort parasite généré par les lames est négligeable face à la sollicitation principale.

La modélisation par éléments finis montre que l'effort de traction dans les lames n'excède jamais 1 kN, soit un allongement de la lame de 0,01 mm ce qui est tout à fait acceptable.

En terme de résistance, la contrainte due à la flexion σ_f vaut 100 MPa pour une course du montage de 1 mm, et la contrainte de traction σ_t vaut environ 50 MPa. La contrainte totale est donc bien inférieure à la limite d'endurance des aciers à ressorts.

II) Rattrapage du jeu à l'aide du système de cales pentées

Pendant un essai de fatigue en cisaillement, un jeu risque de se créer entre le mors d'appui inférieur du montage et l'éprouvette (on suppose l'éprouvette toujours en contact avec le mors d'appui supérieur). Ce jeu est dû au matage de l'éprouvette.

Pour éviter ce problème, deux solutions s'offrent à nous :

- ⇒ créer une précontrainte suffisante entre le mors d'appui et l'éprouvette,
- ⇒ concevoir un système de rattrapage du jeu.

Nous avons choisi la deuxième solution pour perturber le moins possible le champ de contrainte dans l'éprouvette.

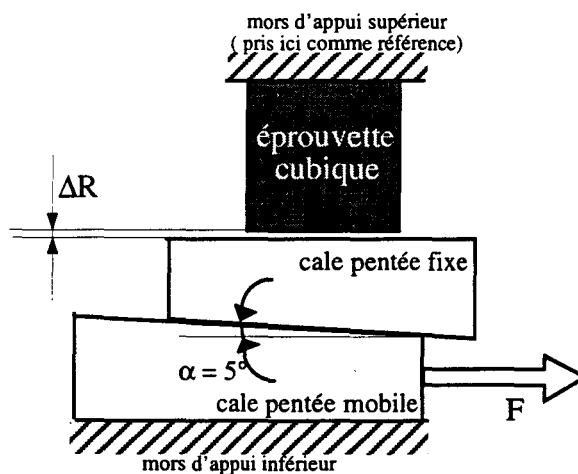


Figure A7-4 : Système de rattrapage de jeu

II-1) Irréversibilité de la cale pentée mobile

L'irréversibilité peut s'écrire : $F_1 = F_2$ (à l'intérieur du cône de frottement).

Elle conduit à l'inégalité suivante : $\varphi > \alpha/2$. Les cales pentées et les mors étant en acier, le coefficient de frottement est pris ici $f=0,1$ ce qui conduit à $\varphi = 5,7^\circ$. Le système étant soumis à des charges cycliques, nous n'avons pas voulu nous placer à la limite de l'irréversibilité et nous avons choisi une pente de 5° .

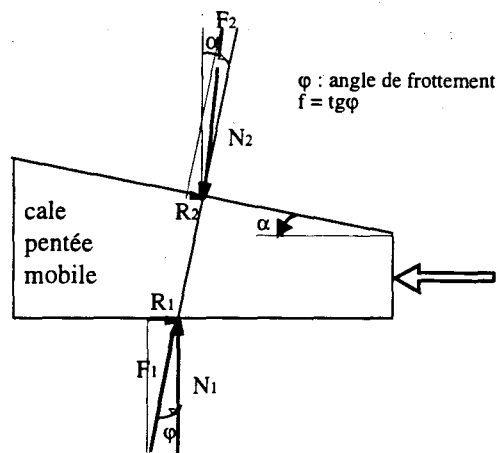


Figure A7-5 : Cale pentée mobile (irréversibilité)

II-2) Calcul de l'effort de rappel de la cale pentée

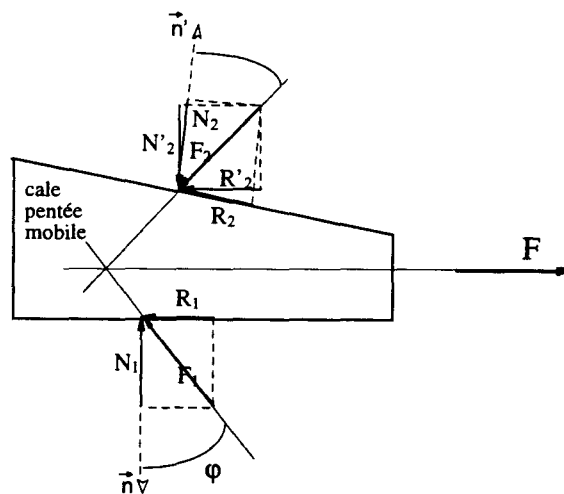


Figure A7-6 : Cale pentée mobile (rattrapage de jeu)

$$N_1 = F_1 \cos \varphi$$

$$R_1 = N_1 \tan \varphi$$

$$F = R_1 + R_2'$$

$$N_2' = N_1$$

$$R_2' = N_2' \tan(\alpha + \varphi)$$

$$F = N_1 (\tan \varphi + \tan(\alpha + \varphi))$$

(A7-IX)

Avec $\alpha = 5^\circ$ et $\varphi = 5,7^\circ$, on obtient : $F = 0,29 N_1$.

Lors de la simulation de l'essai sur cube, une précontrainte de 0,005 mm a été introduite. Elle correspond à 10% de la charge nominale et a conduit à des résultats satisfaisants.

Nous cherchons donc à générer un effort N_1 dans l'éprouvette correspondant à 10% de la charge utilisée lors de l'essai. Cette charge étant limitée à 10 kN, l'effort de rappel F devra donc valoir au maximum 300N.

Nous avons choisi de générer cet effort à l'aide d'un ressort capable de délivrer une charge de 300N sur la cale pentée mobile. Le réglage de la longueur initiale du ressort permettra de faire varier cet effort de rappel de 0 à 300N.

II-3) Course de la cale pentée mobile

Sachant que nous souhaitons pouvoir rattraper au maximum un jeu $\Delta R = 1$ mm, avec une pente de 5° pour la cale, la course de celle-ci vaut :

$$\Delta L = \frac{\Delta R}{\tan \alpha} = 11,45 \text{ mm} \quad (\text{A7-X})$$

Si on souhaite un vis à vis permanent entre la cale et l'éprouvette, la longueur minimale de la cale mobile devra donc être 30 mm (18 mm + 11,45 mm). L'encombrement total en largeur de la partie rattrapage de jeu vaut donc environ 40 mm (18 + 2 x 11,45).

III) Dimensionnement et modélisation des mors et du support mobiles

Nous nous proposons ici de dimensionner les deux pièces massives mobiles du montage (mors mobile et support, Figure III-42, chapitre III) par éléments finis, pour s'assurer de leur rigidité et pour éviter un sur-dimensionnement, qui aurait des conséquences fâcheuses sur la masse du montage en mouvement. Le calcul, linéaire, est effectué à l'aide du logiciel ANSYS, les éléments utilisés des tétraèdes à 10 noeuds.

III-1) Support mobile

Cette pièce massive est conçue pour adapter le montage à l'extrémité du vérin, en répondant aux impératifs de rigidité et de résistance mécanique. Ses dimensions intérieures sont imposées par l'assemblage sur le vérin. Comme nous l'avons vu, il est intéressant de

minimiser son poids. Pour cela, nous avons réalisé un modèle tridimensionnel paramétré par rapport aux trois grandeurs géométriques A, B et C (voir figure A7-7). La symétrie de la pièce et du chargement permet de ne mailler qu'une demi-pièce. Différentes dimensions et deux types de matériau (acier : module de Young 210 GPa et coefficient de Poisson 0,3 ; aluminium : module de Young 70 GPa et coefficient de Poisson 0,3) ont fait l'objet d'un calcul (tableau A7-1). La modélisation a été réalisée dans les conditions les plus défavorables, puisque nous n'avons pas tenu compte des rayons de raccordement (d'où des concentrations de contrainte importantes) et que la charge appliquée est la charge maximale de la machine de traction (à savoir 10 kN).

Les conditions aux limites adoptées dans le calcul sont précisées figure A7-7.

Le tableau A7-1 donne les résultats pour différentes valeurs des paramètres A, B et C, en termes de déplacements maximum UY et UZ au centre de la face supérieure dans chacune des directions Y et Z, d'angle de rotation moyen α de cette face autour de l'axe X, et de masse de la pièce.

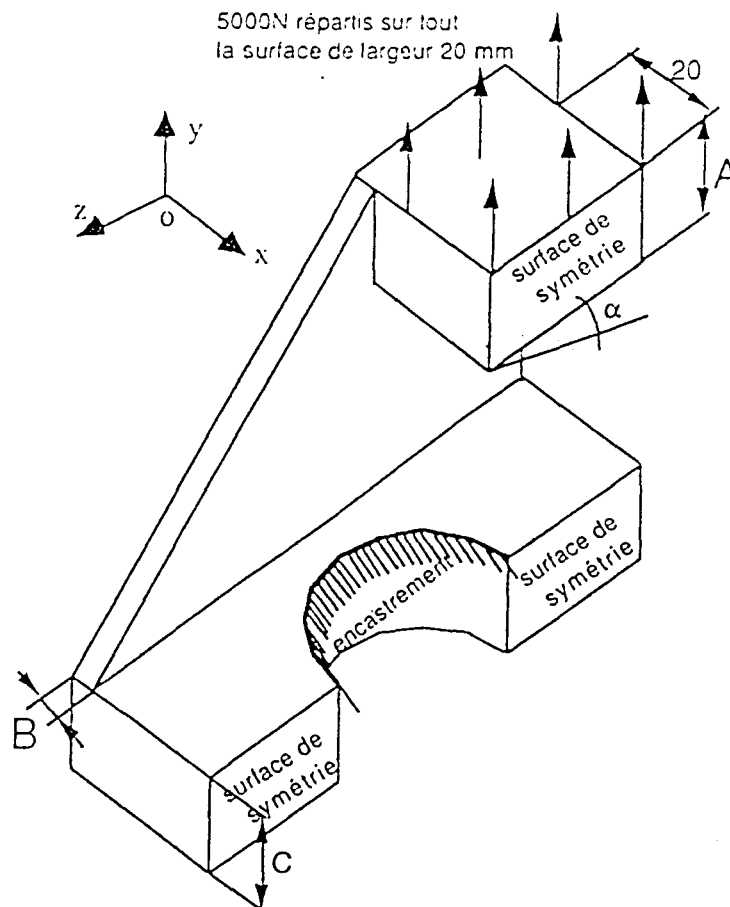


Figure A7-7 : Support mobile et conditions aux limites

	Dimensions (mm)			Déplacements maxi (mm)		Angle (°)	Masse(g)
	A	B	C	UY	UZ	α	β
Acier	10	10	10	4,25 E-2	1,3 E-2	6,36 E-2	1120
Acier	10	10	15	3,94 E-2	1,6 E-3	4,54 E-4	1667
Acier	10	8	15	4,17 E-2	1,75 E-3	9,09 E-4	1244
Aluminium	10	8	15	1,16 E-1	4,8 E-3	2 E-3	450
Aluminium	10	8	18	1,16 E-1	4,8 E-3	2 E-3	494
Aluminium	12	7	20	7,2 E-2	2,7 E-3	3,25 E-3	517
Aluminium	10	10	10	1,18 E-1	3,6 E-3	1,7 E-2	399

Tableau A7-1 : Tableau récapitulatif des résultats de l'étude paramétrée du support mobile

Dans un premier temps, nous avons choisi de fabriquer le support en aluminium avec $A=B=C=10$ mm, du fait de sa masse plus faible. Il s'est avéré à l'usage que les déformations de cette pièce en aluminium étaient trop importantes pour la charge maximale de 30 kN susceptible d'être atteinte en cisaillement monotone.

Nous avons donc fabriquer un deuxième support de dimensions identiques mais en acier inoxydable.

III-2) Mors mobile

Cette pièce a été également réalisée en acier inoxydable pour garantir une dureté superficielle suffisante au niveau des contacts avec l'éprouvette et la cale mobile.

Trois géométries ont successivement été étudiées de façon à optimiser la masse pour un niveau de résistance et de rigidité satisfaisant. Ces géométries, notées A, B et C, sont présentées figures A7-8 à 10. On remarque que la forme de la poche est d'abord modifiée ($A \rightarrow B$), puis la nervure 2 est supprimée ($B \rightarrow C$).

Le tableau A7-2 donne les résultats obtenus pour les trois géométries, en termes de déplacements, d'angle et de masse. La première surface, S_1 , reste quasiment parallèle à l'encastrement. Quant à la seconde, S_2 , les angles de rotation α et β autour de l'axe X sous charge sont tout à fait acceptables dans les trois cas. Malgré les hypothèses simplificatrices, la résistance de la pièce est garantie.

C'est finalement la forme C qui a été retenue pour la réalisation du montage : les déplacements et les angles de rotation restent acceptables, et sa masse est nettement inférieure à celle des deux formes A et B.

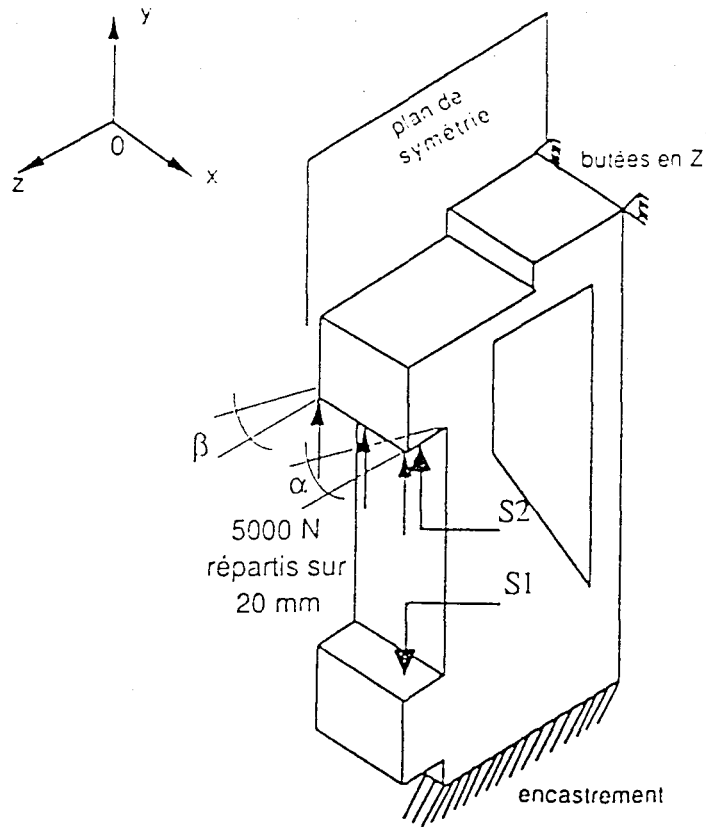


Figure A7-8 : géométrie A du mors mobile et conditions aux limites

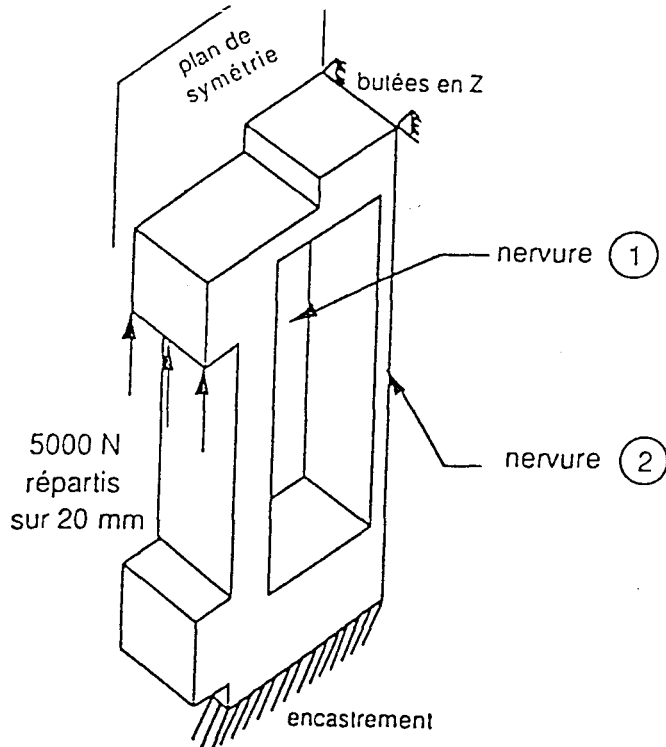


Figure A7-9 : géométrie B du mors mobile et conditions aux limites

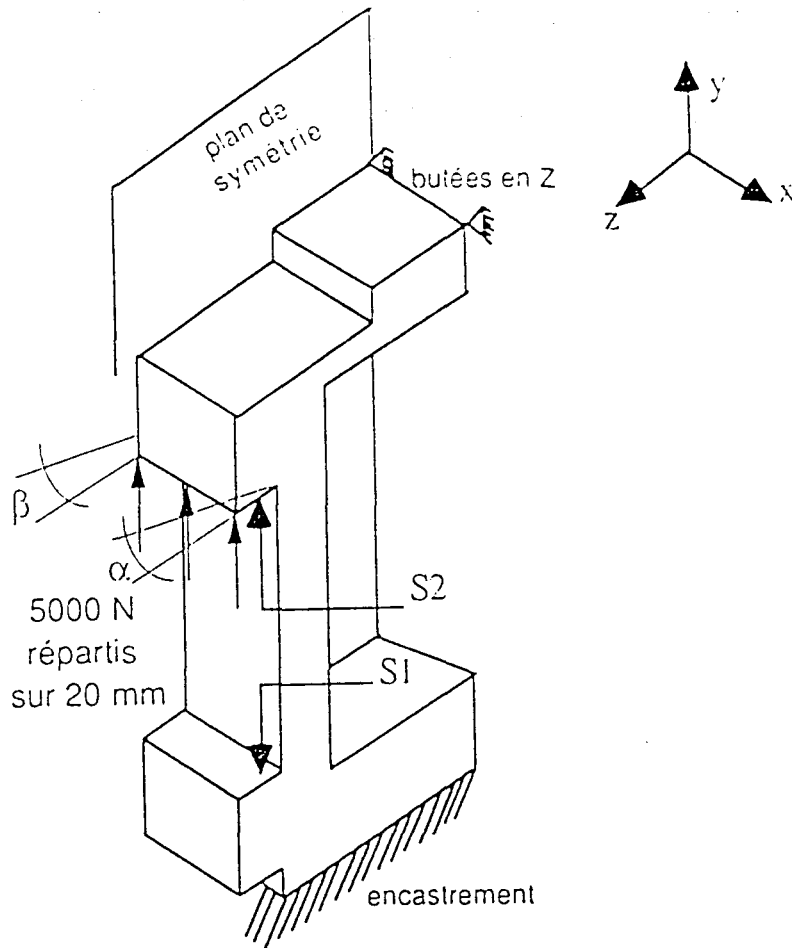


Figure A7-10 : géométrie C du mors mobile et conditions aux limites

	Déplacements maxi		Angle (°)		Masse (g)
	U_Y	U_Z	α	β	M
Pièce A	2,29 E-2	1,02 E-2	0,06	0,077	835
Pièce B	2,42 E-2	7,6 E-3	0,067	0,078	680
Pièce C	2,87 E-2	7,87 E-3	0,068	0,1	565

Tableau A7-2 : Tableau récapitulatif de l'étude paramétrée

ANNEXE 8

PRINCIPE DE LA GRANULARITE LASER

PRINCIPE DE LA GRANULARITE LASER

I) Principe de la méthode

Lorsqu'un objet est éclairé par un laser il donne l'impression pour l'observateur d'être recouvert d'une structure granulaire très fine appelée 'granularité' ou 'speckle' (en anglais). Il faut pour cela que l'objet soit diffusant ; c'est en général le cas de toute surface non parfaitement polie comme par exemple une feuille de papier.

Le diffuseur utilisé à l'ENSMA a été développé par Fialeix (FIALEIX et al 1993), il s'agit d'une mince couche de peinture blanche garantissant une grande luminosité. Cette peinture est mate et très souple afin qu'elle puisse suivre les déformations du support. Elle ne perturbe pas la longueur d'onde de l'éclairage et donne un grain de dépoli isotrope pour la diffraction.

Lorsque le diffuseur est éclairé par un laser (Figure A8-1), c'est à dire par une source monochromatique spatialement et temporellement cohérente, tous les points de l'objet diffusent des vibrations lumineuses cohérentes capables d'interférer.

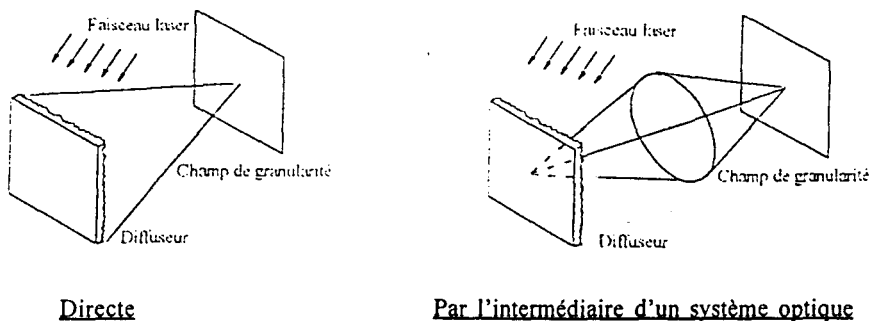


Figure A8-1 : Obtention d'un champ de granularité.

Les interférences obtenues peuvent être constructives ou destructives et donnent une image composée de points d'intensité maximale ou minimale (Figure A8-2).

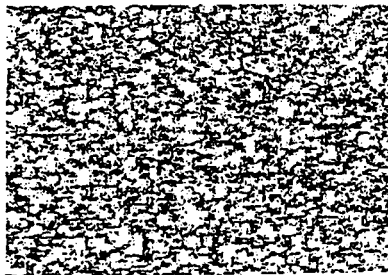


Figure A8-2 : Image d'une surface diffusante éclairée par un laser.

II) MESURE DES DEPLACEMENTS PAR GRANULARITE LASER

II-1) Enregistrement

Le schéma de principe du système d'enregistrement est décrit sur la figure suivante :

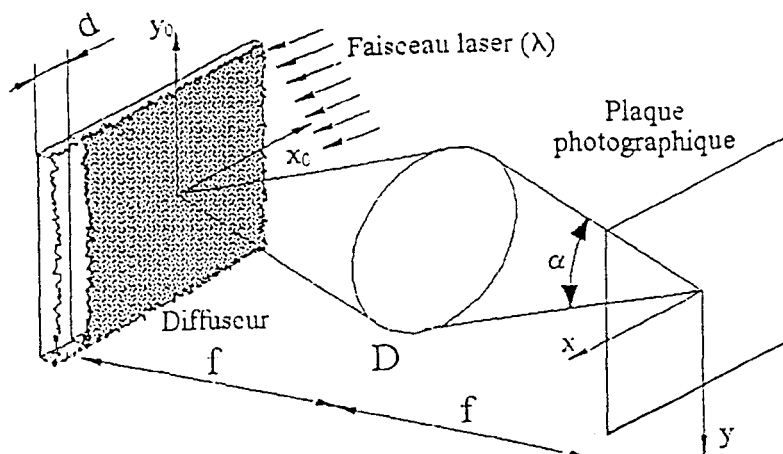


Figure A8-3 : Schéma de principe du système d'enregistrement

Le système optique D forme l'image du champ de granularité du diffuseur (x_0, y_0) sur la plaque photographique (x, y) .

Deux expositions successives avec des temps de pose égaux sont enregistrés en déplaçant le diffuseur, entre les deux prises de vue, de la distance d dans la direction x_0 .

L'image obtenue est la suivante :



Figure A8-4 : Image enregistrée.

II-2) Restitution

Le spectre de l'enregistrement précédent est obtenu avec le montage suivant :

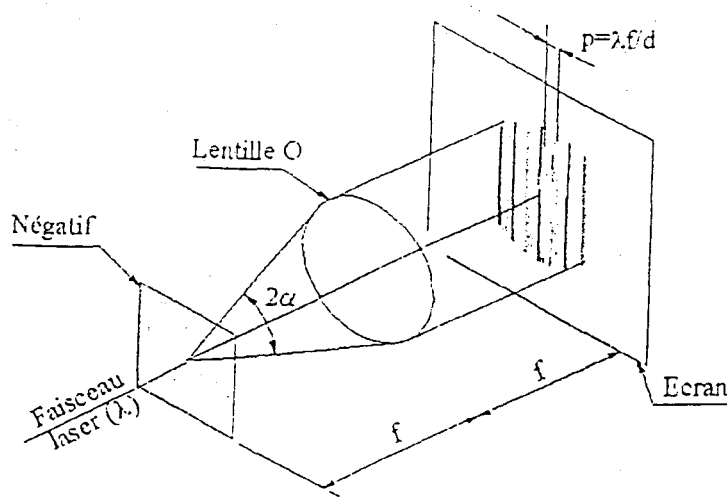


Figure A8-5 : obtention du spectre de l'enregistrement photographique de deux champs de granularité identiques décalés.

Le négatif est éclairé en faisceau parallèle par une source ponctuelle à l'infini émettant de la lumière de longueur d'onde λ . Dans le plan focal de la lentille O est observé le spectre du négatif c'est à dire la transformée de Fourier de l'amplitude t transmise par le négatif.

Le logiciel CORREL donne ensuite par superposition des champs de grains pour deux états de contraintes différents, et par corrélation de l'image résultat à l'aide d'un produit de convolution d'une double transformée de Fourier et d'une transformée de Fourier inverse, les déplacements en chaque point de la gamme, déplacements suivant l'axe X (DX) et l'axe Y (DY). Le principe de la corrélation de deux images réelles F_1 et F_2 est le suivant :

$$\begin{aligned}
 F_1(x) * F_2(x) &= F_1(x) \otimes \overline{F_2(-x)} \\
 &= \text{TF}^{-1} \left[\text{TF}(F_1(x)) \otimes F_2(-x) \right] \\
 &= \text{TF}^{-1} \left[\text{TF}(F_1(x)) \cdot \text{TF}(F_2(-x)) \right] \\
 &\approx \text{FFT}^{-1} \left[\text{FFT}(F_{1i}) \cdot \text{FFT}(F_{2n-i}) \right]
 \end{aligned}$$

III) MONTAGE DE PRISE DE VUE

Le montage de prise de vue développé à l'ENSMA permet d'effectuer des clichés de champ de granularité 'in situ' lors d'un essai mécanique. Il permet de faire deux clichés séparés. Il est composé d'un système optique, d'un système d'éclairage et d'un bâti

supportant ces deux éléments. L'ensemble est embarqué sur les mors de la machine de traction (figure A8-6).

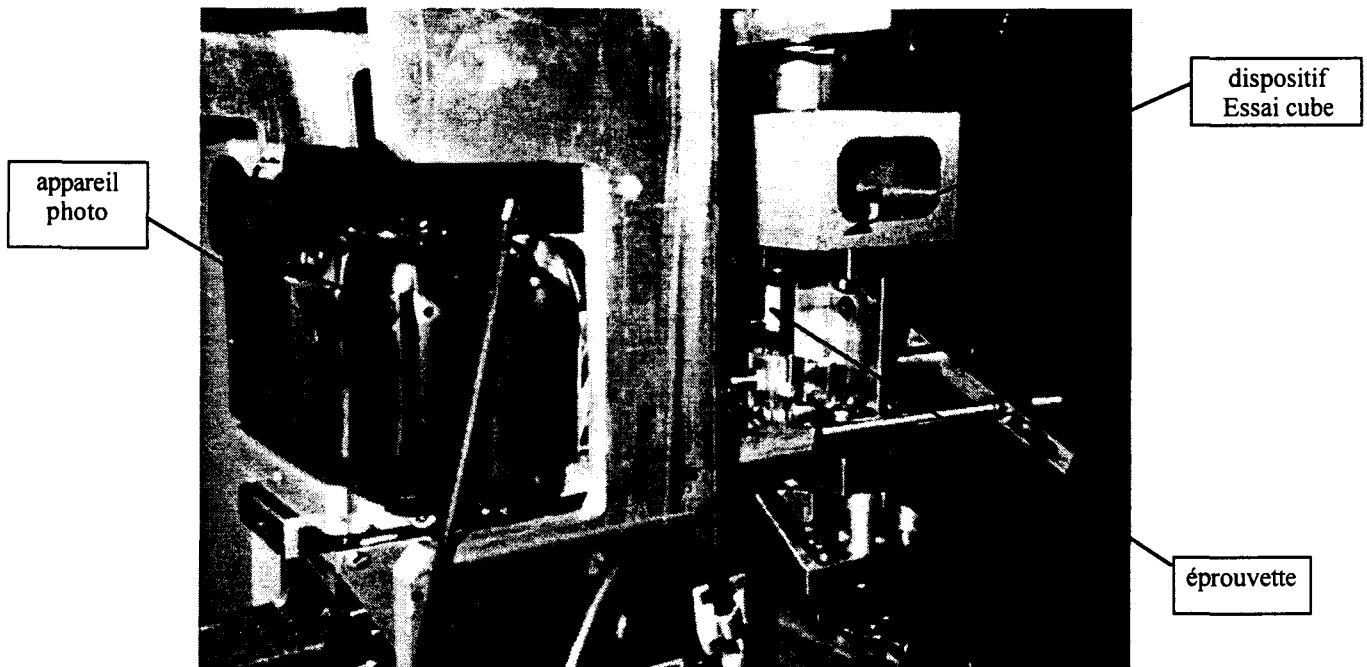


Figure A8-6 : Montage de prise de vue.

En ce qui concerne le système optique, l'obtention d'une résolution métrologique de l'ordre du micron nécessite une grande ouverture réalisée de façon simple à l'aide de deux objectifs montés tête-bêche de 50 mm de focale et d'ouverture numérique $f/1,4$. Ce système, monté sur un boîtier 24x36 a pour grandissement l'unité et offre un champ de mesures d'environ 30 mm de diamètre.

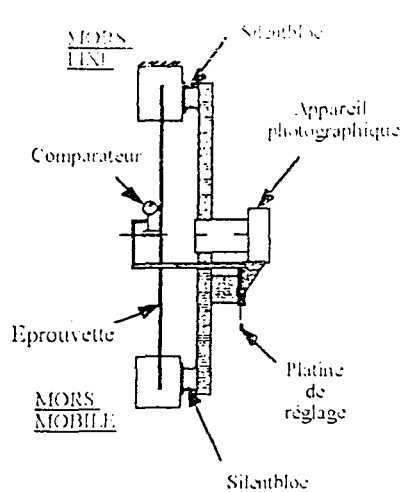
Le film utilisé pour les prises de vue est un film holographique à haute résolution KODAK SO253. D'une sensibilité de 6 ASA, ce film a une résolution de 1250 traits/mm.

L'éclairage est assuré par un laser Hélium-Néon de puissance 5mW et de longueur d'onde $\lambda=0,6328 \mu\text{m}$. Ce faisceau laser est étendu avec un filtre spatial en le faisant diffracter dans un trou de $5 \mu\text{m}$. Il faut porter une attention particulière au réglage du faisceau laser. Un miroir renvoie le faisceau sur l'éprouvette avec un angle d'incidence d'environ 45° .

La maîtrise du déplacement d'ensemble de la pièce étudiée est un élément essentiel si l'on veut mettre à profit tout le potentiel de précision de la méthode. Aussi, un dispositif de guidage précis du système optique par rapport à la zone étudiée a été développé (cf. Figure

A8-7). Il permet de s'affranchir à la fois des déplacements des extrémités de l'éprouvette et du glissement éventuel dans les mors.

AVANT DEFORMATION



APRES DEFORMATION

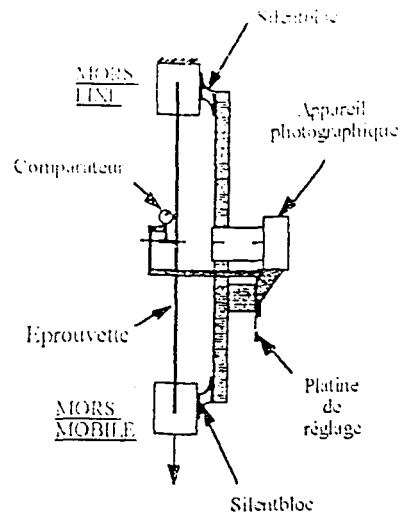


Figure A8-7 : Schéma du dispositif de prise de vue.

Pour éviter des déplacements d'ensemble sortant de la gamme de mesure, la solution employée, inspirée des travaux de Grosset (Grosset, 1985), consiste à utiliser des suspensions élastiques de type "Silentblocs". Lorsqu'une traction (ou une compression) s'exerce sur l'éprouvette, les Silentblocs se déforment symétriquement pour maintenir avec une précision suffisante l'appareil photographique au niveau de la zone de mesure.

Un repère à la surface de l'éprouvette suffit alors pour recalibrer les deux clichés lors du dépouillement.

Pour avoir une résolution métrologique de l'ordre du micron, il est nécessaire d'avoir un système de prise de vue de grande ouverture mais la profondeur de champ est alors très réduite (environ $3 \mu\text{m}$). Il est donc nécessaire que le déplacement relatif suivant la profondeur entre les deux clichés reste inférieure à la profondeur de champ du système optique. La solution apportée a été de mettre l'appareil photographique en appui sur l'éprouvette. L'appareil photographique est guidé par une glissière de précision dans l'axe de prise de vue et mis en appui sur l'éprouvette avec un ressort de faible raideur. Un réglage de mise au point est associé à cette glissière.

Ce dispositif ainsi conçu conserve le système optique à une distance constante du diffuseur. Pour que les images des champs de granularité obtenus ne soient pas décorrélés dans les zones

où la mise au point varie, il faut encore respecter une parfaite planéité du film d'un cliché à l'autre. Pour atteindre cet objectif, les concepteurs du dispositif ont installé une plaque de verre dans le boîtier de l'appareil, devant le film, afin de plaquer parfaitement celui-ci sur le fond du boîtier.

IV) DÉPOUILLEMENT ET RÉSULTATS

IV-1) Dispositif de dépouillement automatique des clichés (montage optique)

Un objectif de microscope de grossissement 20x associé à un zoom 25-150, faisant office d'oculaire, a été utilisé pour faire l'image du champ de granularité recueillie sur le négatif. La résolution spatiale offerte est alors de l'ordre de 0,15 mm et peut être modulée facilement en changeant le grandissement du système optique. La mise au point est réglée par une platine micrométrique sur laquelle est fixé l'objectif de microscope.

Le négatif est éclairé par un laser Hélium-Néon de 5 mW. Un micro ordinateur PC gère son déplacement, point par point, devant le faisceau laser avec deux platines micrométriques motorisées par l'intermédiaire d'une interface de puissance. Ces platines ont une résolution de 10 μm avec une précision du micron. Pour chaque mesure, l'image du champ de granularité est recueillie avec une caméra CCD de matrice 512 \times 512 pixels (dimension des pixels : 11 μm \times 17 μm) et elle est visualisée sur un moniteur auxiliaire.

L'ensemble du dispositif est décrit sur la figure A8-8.

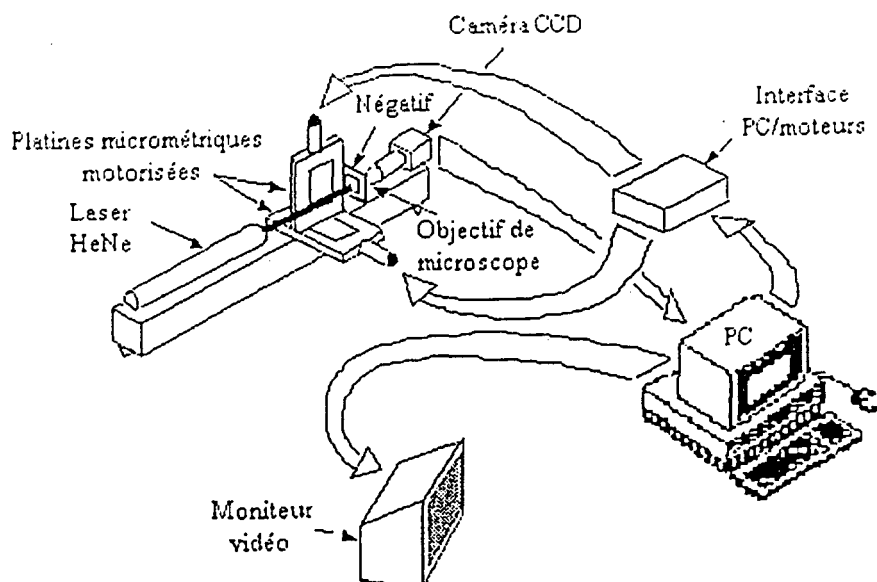


Figure A8-8 : Dispositif de dépouillement.

L'étude de l'échantillon nécessite deux balayages successifs des clichés du champ de granularité.

La mise au point de l'objectif du microscope sur le négatif est un point sensible du dépouillement. En effet, la mise au point de l'objectif doit être conservée, en tout point d'observation, pour chacun des deux balayages. Ainsi les champs de granularité restent corrélés.

Il importe aussi que la pellicule soit plane, tout au moins dans le domaine de profondeur de champ, près tout en étant perpendiculaire à l'axe d'observation. Le support initial n'offrant pas une immobilisation suffisante, le négatif a été disposé entre deux lames de verre plaquées par deux lames de ressort. La profondeur de champ étant d'environ 3 μm , les lames de verre sont choisies dans une qualité optique courante.

D'autre part, un système spécifique a été mis au point afin de conserver le plan du négatif perpendiculaire à l'axe du banc optique durant le balayage. Ce système permet au négatif de rester dans le plan décrit par les platines micrométriques.

Le support développé permet de plus de changer de négatif sans faire varier la mise au point.

L'autre point important nécessaire pour dépouiller deux clichés séparés est de recalibrer les négatifs l'un par rapport à l'autre pour limiter le déplacement d'ensemble.

Deux repères verticaux et horizontaux tracés sur le diffuseur sont enregistrés lors de la prise de vue. Ils permettent le recalage en translation et en rotation des négatifs.

Le recalage en translation se fait avec les platines micrométriques. Compte tenu de la résolution des platines, les négatifs sont recalés à 10 μm près.

Quant au réglage en rotation, il est effectué en faisant tourner le support du négatif dans l'axe du banc optique. Ce réglage est assuré avec une précision de quelques dixièmes de degré.

IV-2) Acquisition et traitement numérique des images

Différents outils informatiques sont utilisés pour réaliser l'acquisition et le traitement des images.

L'acquisition, le traitement d'image et la gestion des platines motorisées sont gérés par un programme principal en QuickBasic.

L'acquisition se fait par l'intermédiaire d'une carte MATROX, le traitement et le calcul de la transformée de Fourier sont assurés par des sous programmes en langage C utilisant les applications du logiciel PCSCOPE développé par la société I2S.

Pour les deux négatifs, une image d'un format de $n \times n$ pixels (où n est une puissance de 2) est enregistrée pour chaque point de mesure. Un format maximum de 256×256 est imposé par le calcul de la transformée de Fourier qui nécessite une mémoire importante qui n'a pu être étendue qu'à 2 Mo sur la machine utilisée. Les images peuvent être saisies de deux façons différentes au choix de l'opérateur :

- soit directement au centre de l'image 512×512 fournie par la caméra CCD,
- soit après réduction du format 512×512 au format $n \times n$. Les grains de champ de granularité ont alors une dimension deux fois plus petite.

ANNEXE 9

PROCEDURE DE MISE EN PLACE DU DISPOSITIF

SUR LA MACHINE D'ESSAI

PROCEDURE DE MISE EN PLACE DU DISPOSITIF SUR LA MACHINE D'ESSAI

I) Assemblage du montage

a) Les deux mors entre lesquels on a intercalé une plaque rectifiée qui garanti la distance inter mors de 1 mm (figure A9-1), sont d'abord solidarisés par une plaque rigide vissée (4 vis CHc M3).

b) On assemble ensuite de chaque côté le support en emprisonnant la lame élastique (5 vis CHc M6). Le premier montage a été réalisé sur marbre et deux plots de centrage ont été positionnés par contre-perçage pour faciliter les remontages ultérieurs.

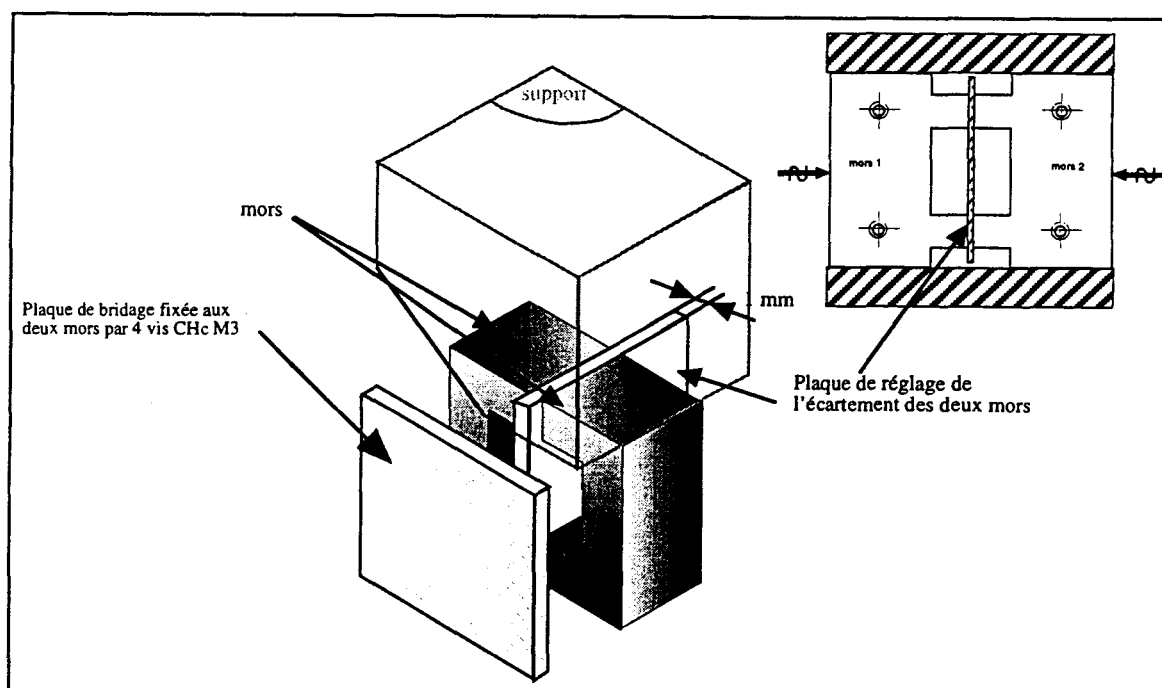


Figure A9-1 : plaques de bridage et de réglage

II) Mise en place du montage sur une machine d'essai

Après avoir monté les pièces d'adaptation du montage sur la machine d'essai que l'on souhaite utiliser (figures A9-2 à A9-4), on fixe un des supports (toujours le même) sur la cellule de charge avec un écrou M20 sans le serrer (le montage est donc suspendu) et on calibre à zéro la cellule de charge de la machine. On amène ensuite le vérin en contact en prenant soin de ne pas précontraindre le montage :

- ⇒ en asservissement déplacement, monter le vérin pour venir au contact du montage,
- ⇒ passer en asservissement effort avec une consigne de légère compression (50N),
- ⇒ mettre des limites en déplacement à 1 mm et -1 mm,
- ⇒ serrer les éléments de fixation du montage sur la cellule et le vérin,
- ⇒ passer immédiatement en asservissement déplacement,
- ⇒ déplacer le vérin pour annuler la charge.

NOTER LA POSITION DU VERIN (D0)

- ⇒ retirer la plaque d'immobilisation et la plaque de 1 mm,
- ⇒ calibrer à nouveau la cellule de charge (prise en compte de la seule partie réellement suspendue du montage),
- ⇒ changer les limites en déplacement à $D0 + 2\text{mm}$ et $D0 - 1\text{mm}$ (valeur définitive).

Durant toute la procédure de montage (montage sur machine et surtout éprouvette dans le montage), il est conseillé de mettre des limites en effort ($\pm 500\text{ N}$).

Après la mise en place du dispositif, on s'assure qu'aucune contrainte parasite dans le sens longitudinale existe. Pour cela, un contrôle des frottements du mouvement longitudinal est réalisé au début de chaque série d'essais. On effectue plusieurs translations à vide de la partie mobile du dispositif, et on relève par l'intermédiaire de la cellule de charge les éventuels efforts parasites consécutifs à ce seul mouvement.

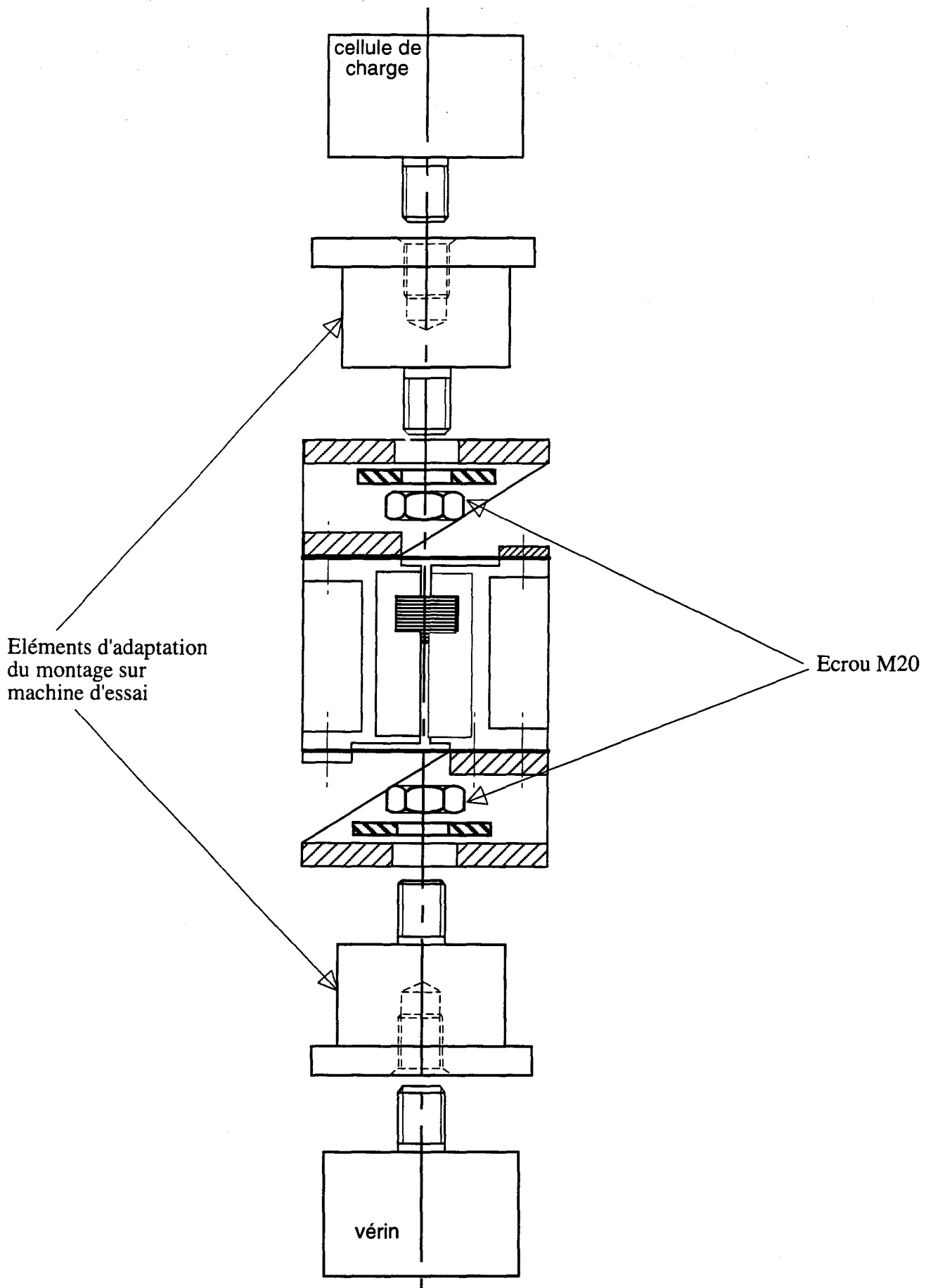


Figure A9-2 : pièces d'adaptation du la montage sur machine d'essai INSTRON (EC Lille)

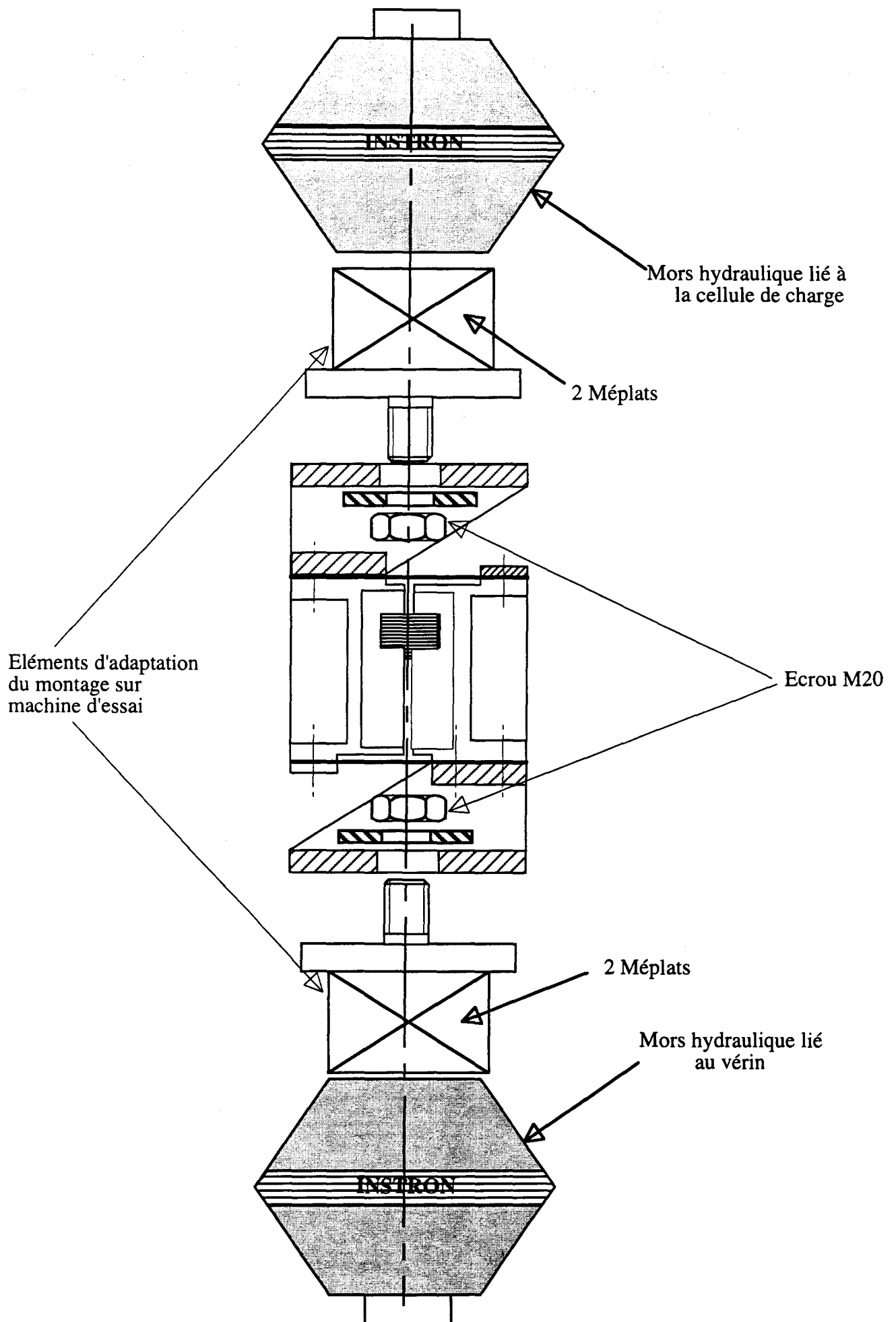


Figure A9-3 : pièces d'adaptation du montage sur la machine d'essai équipée de mors hydraulique (ENSMA)

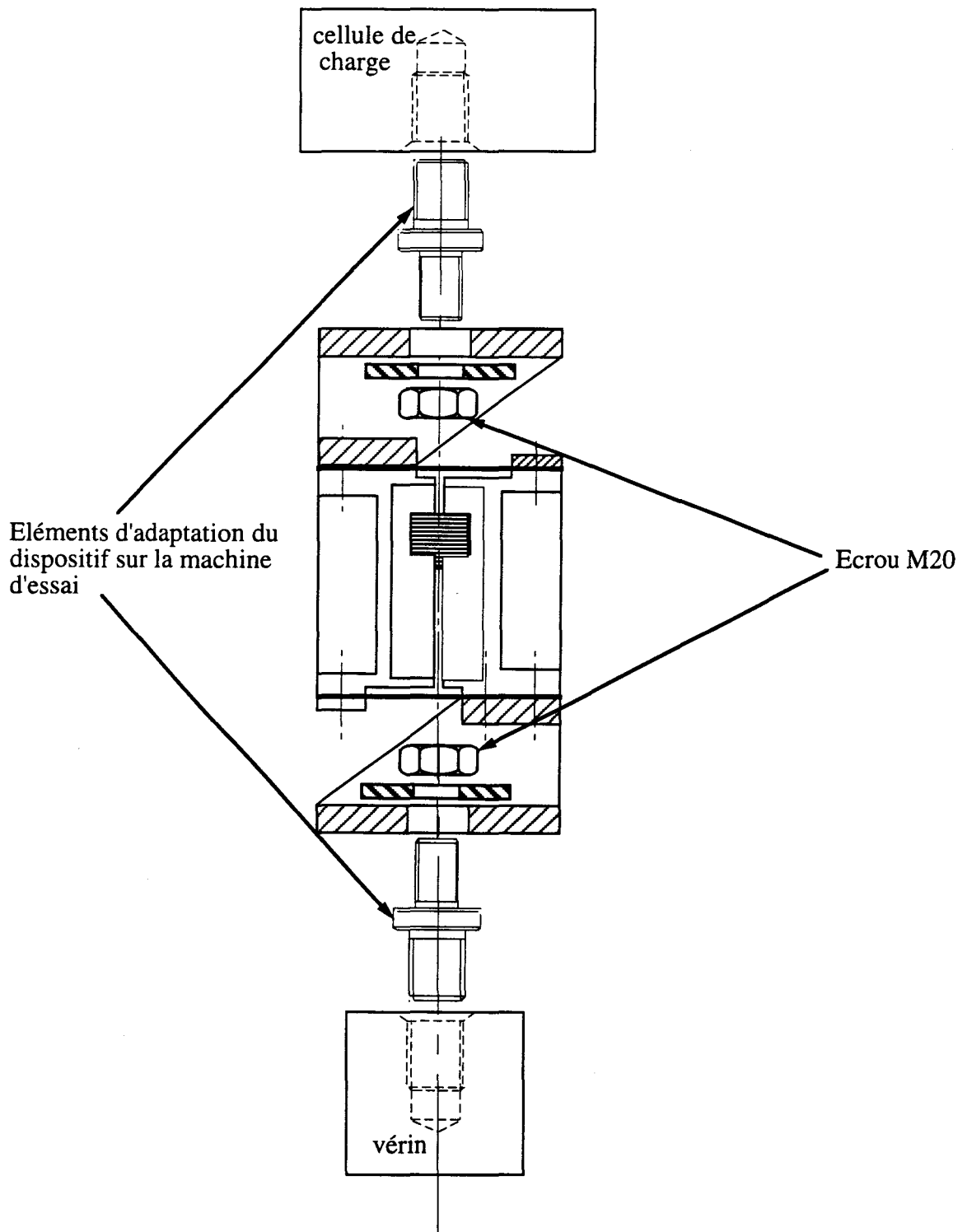


Figure A9-4 : pièces d'adaptation du montage sur la machine d'essai ESH (EC Lille)

ANNEXE 10

RESULTATS BRUTS DE LA GRANULARITE LASER

Famille 21 - 31

Mouvement d'ensemble soustrait :

X , Y , α
 -5.894 3.791 5.211

n° point	X μm	Y μm	α rad	D μm	DX μm	DY μm
1	-7000	-4000	-1.15	2.86	1.17	-2.61
* 2	-6000	-4000	0.00	0.00	0.00	0.00
3	-5000	-4000	-1.33	2.28	0.54	-2.22
4	-4000	-4000	4.68	2.47	-0.09	-2.47
5	-3000	-4000	4.68	2.73	-0.09	-2.73
6	-2000	-4000	4.48	3.07	-0.71	-2.99
7	-1000	-4000	4.50	3.32	-0.71	-3.24
8	0	-4000	4.51	3.57	-0.71	-3.50
9	1000	-4000	4.52	3.82	-0.71	-3.76
10	2000	-4000	3.84	3.39	-2.59	-2.19
11	3000	-4000	4.36	3.90	-1.34	-3.66
12	4000	-4000	3.69	5.23	-4.47	-2.70
13	5000	-4000	3.99	3.94	-2.59	-2.96
14	6000	-4000	3.57	5.60	-5.10	-2.31
15	7000	-4000	3.80	5.66	-4.47	-3.47
16	-7000	-3000	-1.22	2.79	0.97	-2.61
17	-6000	-3000	-1.32	3.90	0.97	-3.78
18	-5000	-3000	-1.27	3.27	0.97	-3.13
19	-4000	-3000	-1.47	3.40	0.34	-3.38
20	-3000	-3000	-1.45	2.75	0.34	-2.73
21	-2000	-3000	4.24	3.36	-1.54	-2.99
22	-1000	-3000	4.27	3.59	-1.54	-3.24
23	0	-3000	4.04	4.48	-2.79	-3.50
24	1000	-3000	4.07	4.68	-2.79	-3.76
25	2000	-3000	3.90	4.98	-3.63	-3.41
26	3000	-3000	3.69	4.73	-4.04	-2.45
27	4000	-3000	3.67	5.40	-4.67	-2.70
28	5000	-3000	3.82	5.71	-4.46	-3.57
29	6000	-3000	3.69	6.20	-5.30	-3.22
30	7000	-3000	3.60	6.19	-5.55	-2.75
31	-7000	-2000	-1.05	4.06	2.02	-3.52
32	-6000	-2000	-1.04	3.53	1.77	-3.05
33	-5000	-2000	-1.08	3.75	1.77	-3.31
34	-4000	-2000	-1.06	2.84	1.40	-2.47
35	-3000	-2000	4.54	2.77	-0.48	-2.73
36	-2000	-2000	4.19	3.45	-1.74	-2.99
37	-1000	-2000	4.22	3.68	-1.74	-3.24
38	0	-2000	3.99	3.87	-2.57	-2.89
39	1000	-2000	3.78	4.25	-3.41	-2.54
40	2000	-2000	3.69	4.23	-3.62	-2.19
41	3000	-2000	3.74	4.37	-3.62	-2.45
42	4000	-2000	3.71	5.03	-4.24	-2.70
43	5000	-2000	3.75	5.17	-4.24	-2.96
44	6000	-2000	3.79	5.33	-4.24	-3.22
45	7000	-2000	3.38	6.95	-6.75	-1.65
46	-7000	-1000	-0.85	4.68	3.08	-3.52
47	-6000	-1000	-0.86	3.77	2.45	-2.87
48	-5000	-1000	-0.74	3.30	2.45	-2.22
49	-4000	-1000	-1.34	2.54	0.57	-2.47
50	-3000	-1000	-1.36	2.79	0.57	-2.73
51	-2000	-1000	4.49	3.06	-0.68	-2.99

Famille 21 - 31

52	-1000	-1000	3.77	2.40	-1.94	-1.42
53	0	-1000	3.72	3.06	-2.56	-1.68
54	1000	-1000	3.79	3.21	-2.56	-1.93
55	2000	-1000	3.85	3.37	-2.56	-2.19
56	3000	-1000	3.57	3.24	-2.94	-1.35
57	4000	-1000	3.58	4.22	-3.82	-1.79
58	5000	-1000	3.72	4.10	-3.44	-2.23
59	6000	-1000	3.49	4.06	-3.82	-1.40
60	7000	-1000	3.55	4.16	-3.82	-1.65
61	-7000	0	-0.34	5.05	4.76	-1.70
62	-6000	0	-0.31	4.07	3.88	-1.23
63	-5000	0	-0.37	4.16	3.88	-1.49
64	-4000	0	-0.38	1.75	1.62	-0.65
65	-3000	0	-0.51	1.86	1.62	-0.91
66	-2000	0	1.94	0.71	-0.26	0.66
67	-1000	0	2.71	0.97	-0.88	0.40
68	0	0	2.98	0.89	-0.88	0.15
69	1000	0	2.65	1.71	-1.51	0.80
70	2000	0	2.80	1.60	-1.51	0.54
71	3000	0	2.47	1.93	-1.51	1.20
72	4000	0	2.81	2.92	-2.76	0.94
73	5000	0	2.83	2.24	-2.13	0.68
74	6000	0	2.94	2.18	-2.13	0.43
75	7000	0	3.06	2.14	-2.13	0.17
76	-7000	1000	-0.16	6.26	6.19	-0.97
77	-6000	1000	-0.33	6.13	5.81	-1.96
78	-5000	1000	-0.36	6.22	5.81	-2.22
79	-4000	1000	-0.29	5.41	5.18	-1.56
80	-3000	1000	-0.20	4.65	4.56	-0.91
81	-2000	1000	-0.41	2.92	2.68	-1.16
82	-1000	1000	0.28	1.48	1.43	0.40
83	0	1000	0.18	0.81	0.80	0.15
84	1000	1000	-0.57	0.21	0.17	-0.11
85	2000	1000	1.85	0.88	-0.25	0.85
86	3000	1000	1.93	1.28	-0.45	1.20
87	4000	1000	2.02	1.05	-0.45	0.94
88	5000	1000	2.16	0.82	-0.45	0.68
89	6000	1000	2.39	0.62	-0.45	0.43
90	7000	1000	2.98	1.09	-1.08	0.17
91	-7000	2000	-0.44	14.96	13.51	-6.44
92	-6000	2000	-0.42	12.31	11.25	-5.00
93	-5000	2000	-0.46	9.07	8.12	-4.04
94	-4000	2000	-0.35	7.30	6.87	-2.47
95	-3000	2000	-0.41	6.81	6.24	-2.73
96	-2000	2000	-0.49	6.36	5.61	-2.99
97	-1000	2000	-0.36	3.99	3.73	-1.42
98	0	2000	-0.59	2.99	2.48	-1.68
99	1000	2000	-0.66	3.14	2.48	-1.93
100	2000	2000	-0.20	1.89	1.85	-0.37
101	3000	2000	-0.47	1.38	1.23	-0.62
102	4000	2000	-0.97	1.07	0.60	-0.88
103	5000	2000	-1.09	1.29	0.60	-1.14
104	6000	2000	-0.85	1.86	1.23	-1.40
105	7000	2000	-0.93	2.06	1.23	-1.65
106	-7000	3000	-0.42	15.51	14.19	-6.26
107	-6000	3000	-0.39	11.94	11.05	-4.51
108	-5000	3000	-0.41	10.02	9.17	-4.04
109	-4000	3000	-0.43	8.04	7.29	-3.38
110	-3000	3000	-0.39	7.20	6.67	-2.73
111	-2000	3000	-0.56	5.64	4.79	-2.99

Famille 21 - 31

112	-1000	3000	-0.60	5.78	4.79	-3.24
113	0	3000	-0.52	3.36	2.91	-1.68
114	1000	3000	-0.59	3.49	2.91	-1.93
115	2000	3000	-0.65	3.64	2.91	-2.19
116	3000	3000	-0.70	3.80	2.91	-2.45
117	4000	3000	-1.02	3.17	1.65	-2.70
118	5000	3000	-0.89	2.63	1.65	-2.05
119	6000	3000	-0.79	3.24	2.28	-2.31
120	7000	3000	-0.75	3.11	2.28	-2.11
121	-7000	4000	-0.32	14.46	13.72	-4.57
122	-6000	4000	-0.43	10.83	9.85	-4.51
123	-5000	4000	-0.42	9.84	8.97	-4.04
124	-4000	4000	-0.41	8.85	8.10	-3.57
125	-3000	4000	-0.44	6.45	5.84	-2.73
126	-2000	4000	-0.58	5.47	4.59	-2.99
127	-1000	4000	-0.61	4.59	3.75	-2.64
128	0	4000	-0.47	3.73	3.34	-1.68
129	1000	4000	-0.53	3.86	3.34	-1.93
130	2000	4000	-0.68	3.48	2.71	-2.19
131	3000	4000	-0.73	3.65	2.71	-2.45
132	4000	4000	-0.78	3.83	2.71	-2.70
133	5000	4000	-0.65	3.40	2.71	-2.05
134	6000	4000	-0.74	3.15	2.33	-2.12
135	7000	4000	-0.76	3.73	2.71	-2.56

(*) Points sans acquisition

Famille 12 - 13

Mouvement d'ensemble soustrait :

X , Y , α
 -16.894 , 4.557 , 4.032

n° point	X μm	Y μm	α rad	D μm	DX μm	DY μm
1	-7000	-4000	3.11	0.77	-0.76	0.03
2	-6000	-4000	4.22	1.60	-0.76	-1.41
3	-5000	-4000	4.07	1.28	-0.76	-1.02
4	-4000	-4000	3.84	0.99	-0.76	-0.64
5	-3000	-4000	4.36	2.21	-0.76	-2.07
6	-2000	-4000	4.02	2.19	-1.39	-1.69
7	-1000	-4000	3.89	1.90	-1.39	-1.30
8	0	-4000	3.57	2.21	-2.02	-0.91
9	1000	-4000	3.74	0.93	-0.76	-0.52
10	2000	-4000	3.91	2.81	-2.02	-1.96
11	3000	-4000	3.80	2.56	-2.02	-1.57
12	4000	-4000	3.67	2.34	-2.02	-1.19
13	5000	-4000	3.44	2.76	-2.64	-0.80
14	6000	-4000	3.94	2.28	-1.60	-1.63
15	7000	-4000	3.15	2.02	-2.02	-0.03
16	-7000	-3000	4.49	1.84	-0.41	-1.80
17	-6000	-3000	4.43	1.47	-0.41	-1.41
18	-5000	-3000	4.33	1.10	-0.41	-1.02
19	-4000	-3000	4.55	2.49	-0.41	-2.46
20	-3000	-3000	4.52	2.11	-0.41	-2.07
21	-2000	-3000	3.93	2.37	-1.66	-1.69
22	-1000	-3000	3.80	2.11	-1.66	-1.30
23	0	-3000	4.17	3.20	-1.66	-2.73
24	1000	-3000	4.10	2.88	-1.66	-2.35
25	2000	-3000	4.01	2.57	-1.66	-1.96
26	3000	-3000	3.90	2.29	-1.66	-1.57
27	4000	-3000	3.46	3.74	-3.54	-1.19
28	5000	-3000	4.15	3.11	-1.66	-2.62
29	6000	-3000	4.07	2.79	-1.66	-2.24
30	7000	-3000	3.98	2.49	-1.66	-1.85
31	-7000	-2000	0.05	0.57	0.57	0.03
32	-6000	-2000	-1.19	1.52	0.57	-1.41
33	-5000	-2000	-1.06	1.17	0.57	-1.02
34	-4000	-2000	-0.84	0.85	0.57	-0.64
35	-3000	-2000	3.33	1.33	-1.31	-0.25
36	-2000	-2000	4.05	2.13	-1.31	-1.69
37	-1000	-2000	3.92	1.84	-1.31	-1.30
38	0	-2000	3.48	2.72	-2.56	-0.91
39	1000	-2000	3.34	2.62	-2.56	-0.52
40	2000	-2000	3.18	3.19	-3.19	-0.14
41	3000	-2000	3.60	3.56	-3.19	-1.57
42	4000	-2000	3.44	4.00	-3.82	-1.19
43	5000	-2000	3.35	3.90	-3.82	-0.80
44	6000	-2000	3.23	4.46	-4.44	-0.41
45	7000	-2000	3.15	4.44	-4.44	-0.03
46	-7000	-1000	-0.57	3.33	2.80	-1.80
47	-6000	-1000	-0.99	1.69	0.92	-1.41
48	-5000	-1000	-0.84	1.38	0.92	-1.02
49	-4000	-1000	-1.38	1.58	0.30	-1.55
50	-3000	-1000	4.55	2.10	-0.33	-2.07
51	-2000	-1000	4.52	1.72	-0.33	-1.69

Famille 12 - 13

52	-1000	-1000	3.83	2.05	-1.58	-1.30
53	0	-1000	3.66	1.83	-1.58	-0.91
54	1000	-1000	3.46	1.67	-1.58	-0.52
55	2000	-1000	3.58	2.45	-2.21	-1.05
56	3000	-1000	3.76	2.71	-2.21	-1.57
57	4000	-1000	3.63	2.51	-2.21	-1.19
58	5000	-1000	3.37	3.55	-3.46	-0.80
59	6000	-1000	3.26	3.49	-3.46	-0.41
60	7000	-1000	3.15	5.34	-5.34	-0.03
61	-7000	0	0.01	1.90	1.90	0.03
62	-6000	0	-0.84	1.90	1.28	-1.41
63	-5000	0	-0.68	1.64	1.28	-1.02
64	-4000	0	-0.77	0.91	0.65	-0.64
65	-3000	0	-0.37	0.70	0.65	-0.25
66	-2000	0	1.40	0.14	0.02	0.14
67	-1000	0	-1.51	0.39	0.02	-0.39
68	0	0	4.13	1.09	-0.60	-0.91
69	1000	0	3.54	1.34	-1.23	-0.52
70	2000	0	3.25	1.24	-1.23	-0.14
71	3000	0	3.06	3.12	-3.11	0.25
72	4000	0	2.94	3.17	-3.11	0.64
73	5000	0	2.91	4.48	-4.36	1.02
74	6000	0	2.87	5.18	-4.99	1.41
75	7000	0	2.83	5.90	-5.62	1.80
76	-7000	1000	-0.41	4.51	4.14	-1.80
77	-6000	1000	-0.45	3.21	2.88	-1.41
78	-5000	1000	-0.43	2.48	2.26	-1.02
79	-4000	1000	-0.71	3.79	2.88	-2.46
80	-3000	1000	-0.74	3.06	2.26	-2.07
81	-2000	1000	-0.64	2.82	2.26	-1.69
82	-1000	1000	-0.91	1.64	1.00	-1.30
83	0	1000	-0.74	1.36	1.00	-0.91
84	1000	1000	-0.48	1.13	1.00	-0.52
85	2000	1000	3.30	0.89	-0.88	-0.14
86	3000	1000	4.20	1.80	-0.88	-1.57
87	4000	1000	4.08	1.48	-0.88	-1.19
88	5000	1000	3.50	2.27	-2.13	-0.80
89	6000	1000	3.33	2.17	-2.13	-0.41
90	7000	1000	3.15	2.13	-2.13	-0.03
91	-7000	2000	-0.17	5.19	5.12	-0.89
92	-6000	2000	-0.30	4.71	4.49	-1.41
93	-5000	2000	-0.20	5.22	5.12	-1.02
94	-4000	2000	-0.14	4.53	4.49	-0.64
95	-3000	2000	-0.08	3.25	3.24	-0.25
96	-2000	2000	0.10	1.36	1.36	0.14
97	-1000	2000	0.37	1.45	1.36	0.52
98	0	2000	-0.59	1.63	1.36	-0.91
99	1000	2000	-0.37	1.45	1.36	-0.52
100	2000	2000	-0.92	0.17	0.10	-0.14
101	3000	2000	1.18	0.27	0.10	0.25
102	4000	2000	2.26	0.82	-0.52	0.64
103	5000	2000	-1.44	0.81	0.10	-0.80
104	6000	2000	3.81	0.67	-0.52	-0.41
105	7000	2000	-0.24	0.11	0.10	-0.03
106	-7000	3000	-0.07	8.62	8.60	-0.58
107	-6000	3000	-0.17	8.10	7.98	-1.41
108	-5000	3000	0.03	6.93	6.93	0.19
109	-4000	3000	-0.09	6.75	6.72	-0.64
110	-3000	3000	-0.05	5.48	5.47	-0.25
111	-2000	3000	0.04	3.59	3.59	0.14

Famille 12 - 13

112	-1000	3000	0.22	2.40	2.34	0.52
113	0	3000	0.37	2.51	2.34	0.91
114	1000	3000	-0.22	2.40	2.34	-0.52
115	2000	3000	-0.13	1.09	1.08	-0.14
116	3000	3000	0.23	1.11	1.08	0.25
117	4000	3000	0.53	1.26	1.08	0.64
118	5000	3000	0.76	1.49	1.08	1.02
119	6000	3000	0.92	1.78	1.08	1.41
120	7000	3000	-0.02	1.71	1.71	-0.03
121	-7000	4000	-0.17	10.37	10.21	-1.80
122	-6000	4000	-0.16	9.07	8.96	-1.41
123	-5000	4000	-0.12	8.39	8.33	-1.02
124	-4000	4000	-0.08	7.73	7.70	-0.64
125	-3000	4000	-0.04	5.83	5.82	-0.25
126	-2000	4000	0.03	4.57	4.57	0.14
127	-1000	4000	0.13	3.98	3.94	0.52
128	0	4000	-0.08	3.75	3.73	-0.30
129	1000	4000	-0.16	3.36	3.32	-0.52
130	2000	4000	-0.04	3.32	3.32	-0.14
131	3000	4000	0.09	2.70	2.69	0.25
132	4000	4000	0.23	2.76	2.69	0.64
133	5000	4000	-0.24	3.41	3.32	-0.80
134	6000	4000	-0.12	3.34	3.32	-0.41
135	7000	4000	-0.01	3.32	3.32	-0.03

(*) Points sans acquisition

Famille 23 - 32

Mouvement d'ensemble soustrait :

X Y α
 -48.037 -4.897 4.672

n° point	X μm	Y μm	α rad	D μm	DX μm	DY μm
1	-7000	-4000	-1.49	8.47	0.65	-8.44
2	-6000	-4000	4.56	7.50	-1.15	-7.41
3	-5000	-4000	4.23	9.26	-4.28	-8.21
4	-4000	-4000	4.27	9.97	-4.28	-9.00
5	-3000	-4000	4.16	10.47	-5.54	-8.89
6	-2000	-4000	4.10	10.72	-6.16	-8.77
7	-1000	-4000	4.05	11.00	-6.79	-8.66
8	0	-4000	3.88	12.63	-9.30	-8.54
9	1000	-4000	3.73	13.47	-11.18	-7.52
10	2000	-4000	3.67	14.13	-12.22	-7.10
11	3000	-4000	3.63	15.50	-13.68	-7.28
12	4000	-4000	3.50	17.94	-16.82	-6.26
13	5000	-4000	3.50	19.98	-18.70	-7.05
14	6000	-4000	3.54	20.28	-18.70	-7.85
15	7000	-4000	3.41	25.27	-24.33	-6.82
16	-7000	-3000	-1.08	7.52	3.57	-6.62
17	-6000	-3000	-1.51	7.43	0.44	-7.41
18	-5000	-3000	4.54	8.33	-1.44	-8.21
19	-4000	-3000	4.55	9.12	-1.44	-9.00
20	-3000	-3000	4.25	8.90	-3.94	-7.98
21	-2000	-3000	4.13	8.32	-4.57	-6.95
22	-1000	-3000	3.94	8.31	-5.82	-5.92
23	0	-3000	3.86	10.22	-7.70	-6.72
24	1000	-3000	3.65	11.69	-10.21	-5.69
25	2000	-3000	3.55	11.80	-10.84	-4.67
26	3000	-3000	3.38	15.65	-15.22	-3.64
27	4000	-3000	3.40	17.06	-16.48	-4.43
28	5000	-3000	3.33	18.67	-18.36	-3.41
29	6000	-3000	3.25	22.87	-22.74	-2.38
30	7000	-3000	3.26	26.69	-26.50	-3.18
31	-7000	-2000	-1.27	6.92	2.03	-6.62
32	-6000	-2000	-1.05	11.68	5.79	-10.15
33	-5000	-2000	-1.19	8.84	3.29	-8.21
34	-4000	-2000	-1.35	9.23	2.03	-9.00
35	-3000	-2000	-1.55	7.98	0.15	-7.98
36	-2000	-2000	4.47	7.16	-1.72	-6.95
37	-1000	-2000	4.25	6.63	-2.98	-5.92
38	0	-2000	4.08	7.19	-4.23	-5.81
39	1000	-2000	3.89	8.35	-6.11	-5.69
40	2000	-2000	3.64	9.80	-8.62	-4.67
41	3000	-2000	3.48	11.11	-10.50	-3.64
42	4000	-2000	3.33	13.88	-13.63	-2.61
43	5000	-2000	3.24	16.21	-16.14	-1.59
44	6000	-2000	3.27	18.79	-18.64	-2.38
45	7000	-2000	3.20	22.44	-22.40	-1.35
* 46	-7000	-1000	3.86	57.40	0.00	0.00
47	-6000	-1000	-0.88	14.38	9.20	-11.06
48	-5000	-1000	-0.88	10.63	6.76	-8.21
49	-4000	-1000	-0.92	9.05	5.51	-7.18
50	-3000	-1000	-1.04	7.14	3.63	-6.15
51	-2000	-1000	-1.24	5.42	1.75	-5.13

Famille 23 - 32

52	-1000	-1000	4.39	4.33	-1.38	-4.10
53	0	-1000	4.00	4.05	-2.64	-3.07
54	1000	-1000	3.48	6.12	-5.77	-2.05
55	2000	-1000	3.29	7.10	-7.02	-1.02
56	3000	-1000	3.14	7.65	-7.65	0.01
57	4000	-1000	3.06	12.08	-12.04	1.03
58	5000	-1000	3.12	12.66	-12.66	0.24
59	6000	-1000	3.05	13.97	-13.92	1.26
60	7000	-1000	3.11	15.18	-15.17	0.47
*	61	-7000	0	3.81	61.00	0.00
62	-6000	0	-0.19	13.20	12.95	-2.55
63	-5000	0	-0.44	10.64	9.61	-4.56
64	-4000	0	-0.46	7.93	7.10	-3.54
65	-3000	0	-0.53	6.77	5.85	-3.42
66	-2000	0	-0.42	3.66	3.34	-1.48
67	-1000	0	-0.50	0.95	0.84	-0.46
68	0	0	-1.02	0.40	0.21	-0.34
69	1000	0	2.64	3.33	-2.92	1.60
70	2000	0	2.64	5.47	-4.80	2.63
71	3000	0	3.14	5.43	-5.43	0.01
72	4000	0	2.77	7.85	-7.31	2.86
73	5000	0	2.74	9.98	-9.19	3.88
74	6000	0	2.82	9.69	-9.19	3.09
75	7000	0	2.93	10.69	-10.44	2.29
76	-7000	1000	-0.47	26.41	23.58	-11.90
77	-6000	1000	-0.35	27.08	25.46	-9.23
78	-5000	1000	-0.47	22.35	19.97	-10.03
79	-4000	1000	-0.54	15.79	13.56	-8.10
80	-3000	1000	-0.46	11.80	10.57	-5.24
81	-2000	1000	-0.39	8.72	8.07	-3.30
82	-1000	1000	-0.43	5.44	4.94	-2.28
83	0	1000	-0.48	2.73	2.43	-1.25
84	1000	1000	-0.12	1.82	1.80	-0.22
85	2000	1000	2.60	1.55	-1.33	0.80
86	3000	1000	2.62	3.69	-3.21	1.83
87	4000	1000	2.50	4.78	-3.84	2.86
88	5000	1000	2.71	4.92	-4.46	2.06
89	6000	1000	2.87	4.64	-4.46	1.26
90	7000	1000	3.05	5.11	-5.09	0.47
91	-7000	2000	-0.39	36.75	34.02	-13.90
*	92	-6000	2000	3.66	66.16	0.00
93	-5000	2000	-0.44	24.80	22.40	-10.64
94	-4000	2000	-0.48	19.40	17.18	-9.00
95	-3000	2000	-0.45	16.29	14.67	-7.07
96	-2000	2000	-0.46	13.58	12.17	-6.04
97	-1000	2000	-0.58	10.74	8.96	-5.92
98	0	2000	-0.44	7.22	6.53	-3.07
99	1000	2000	-0.47	4.51	4.02	-2.05
100	2000	2000	-0.29	3.55	3.40	-1.02
101	3000	2000	0.00	2.14	2.14	0.01
102	4000	2000	-0.35	2.28	2.14	-0.79
103	5000	2000	-1.41	1.61	0.26	-1.59
104	6000	2000	-0.84	3.20	2.14	-2.38
*	105	7000	2000	2.69	63.76	0.00
106	-7000	3000	-0.38	27.57	25.59	-10.26
107	-6000	3000	-0.39	24.21	22.39	-9.23
108	-5000	3000	-0.45	27.01	24.27	-11.86
109	-4000	3000	-0.47	23.81	21.21	-10.83
110	-3000	3000	-0.32	13.83	13.13	-4.33
111	-2000	3000	-0.35	13.10	12.30	-4.52

Famille 23 - 32

112	-1000	3000	-0.22	10.26	10.00	-2.28
113	0	3000	-0.28	7.80	7.50	-2.16
114	1000	3000	-0.16	5.26	5.20	-0.83
115	2000	3000	-0.20	5.09	4.99	-1.02
116	3000	3000	-0.40	4.66	4.29	-1.82
117	4000	3000	0.27	3.88	3.74	1.03
118	5000	3000	-0.75	5.00	3.66	-3.41
119	6000	3000	-0.85	5.57	3.66	-4.20
120	7000	3000	-1.12	5.55	2.41	-5.00
121	-7000	4000	-0.39	24.64	22.79	-9.35
122	-6000	4000	-0.38	24.59	22.79	-9.23
123	-5000	4000	-0.37	22.47	20.91	-8.21
124	-4000	4000	-0.29	18.57	17.78	-5.36
125	-3000	4000	-0.31	17.75	16.90	-5.42
126	-2000	4000	-0.11	12.93	12.85	-1.48
127	-1000	4000	-0.18	12.43	12.22	-2.28
128	0	4000	0.20	7.36	7.21	1.48
129	1000	4000	-0.03	7.21	7.21	-0.22
130	2000	4000	0.13	6.01	5.96	0.80
131	3000	4000	0.30	6.23	5.96	1.83
132	4000	4000	0.02	5.96	5.96	0.12
133	5000	4000	-0.29	5.49	5.25	-1.59
134	6000	4000	-0.42	5.84	5.33	-2.38
135	7000	4000	-0.99	5.99	3.30	-5.00

(*) Points sans acquisition

ANNEXE 11

**PROCEDURE DE MISE EN PLACE ET METHODE DE
DEPOUILLEMENT DES JAUGES**

PROCEDURE DE MISE EN PLACE ET METHODE DE DÉPOUILLEMENT DES JAUGES

Après avoir nettoyé les éprouvettes à l'acétone, on fixe les rosettes avec une colle cyanoacrilate (à effet immédiat) au centre de l'éprouvette.

Une jauge n'est pas, par principe, sensible au glissement. Néanmoins, les déformations normales sont liées au glissement et au cisaillement par les lois de l'élasticité. L'association de plusieurs jauges d'orientations différentes permet de déterminer le glissement. Si l'on connaît les directions principales, deux jauges sont nécessaires trois jauges sont nécessaires, pour déterminer le glissement maximum dans le plan de collage, dans le cas contraire.

Les jauges adoptées sont de type KFG - 2 - 120 - D17 - 23 et ont une résistance de 120 ohms. Elles sont alimentées par un amplificateur conditionneur National Instruments. Les jauges sont positionnées comme le montre la figure A11-1.

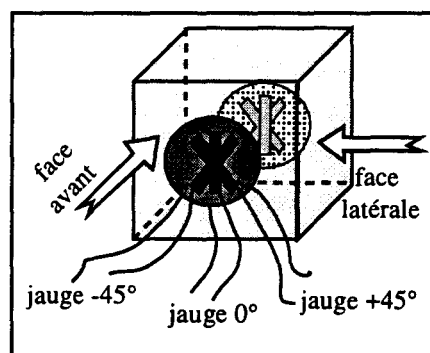


Figure A11-1 : position des jauges pour la mesure du glissement

La déformation des jauges est donnée par la formule

$$\varepsilon = \frac{4 V_{\text{out}}}{V_{\text{alim}} G k} \quad (\text{A11-I})$$

V_{out} : tension de sortie

V_{alim} : tension d'alimentation

G : gain

k : facteur de gain

Le glissement maximum est égal à la somme vectorielle des cisaillements le long de deux axes quelconques faisant entre eux un angle de 45° sur la surface de la structure contrainte.

Considérons la rosette 45° de la figure A11-2, on peut voir que les cisaillements suivant les bissectrices des A et B relatives aux directions (1)-(2) et (2)-(3) sont en fait à 45° l'un de l'autre, et donc que le glissement maximum s'écrit (Vishay, 1984) :

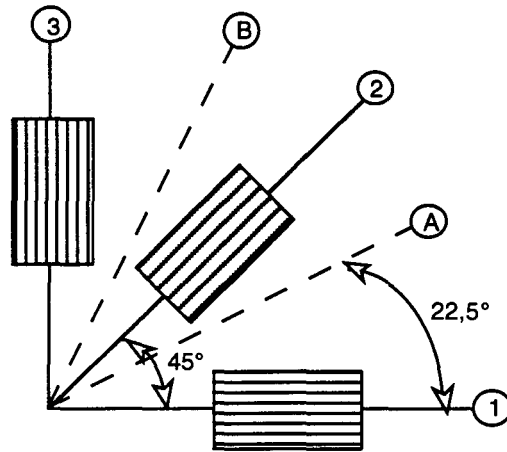


Figure A11-2 : position des bissectrices A et B

$$\gamma_{\max} = \sqrt{\gamma_A^2 + \gamma_B^2} \quad (\text{A11-II})$$

ou encore en fonction des déformations mesurées ϵ_1 , ϵ_2 et ϵ_3 :

$$\gamma_{\max} = \sqrt{\left(\frac{\epsilon_1 - \epsilon_2}{\sin 45^\circ}\right)^2 + \left(\frac{\epsilon_2 - \epsilon_3}{\sin 45^\circ}\right)^2} \quad (\text{A11-III})$$

$$\gamma_{\max} = \sqrt{2} \times \sqrt{(\epsilon_1 - \epsilon_2)^2 + (\epsilon_2 - \epsilon_3)^2} \quad (\text{A11-IV})$$

Les déformations principales sont données par :

$$\epsilon_p = \frac{\epsilon_1 + \epsilon_3}{2} + \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\epsilon_1 - \epsilon_2)^2 + (\epsilon_2 - \epsilon_3)^2} \quad (\text{A11-V})$$

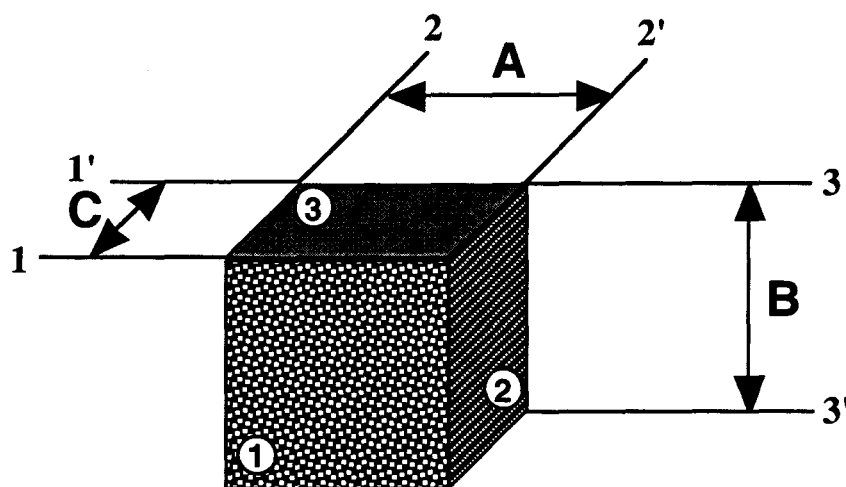
et

$$\epsilon_q = \frac{\epsilon_1 + \epsilon_3}{2} - \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\epsilon_1 - \epsilon_2)^2 + (\epsilon_2 - \epsilon_3)^2} \quad (\text{A11-VI})$$

ANNEXE 12

**DIMENSIONS DES EPROUVETTES MESUREES SUR
MACHINE A MESURER TRIDIMENSIONNELLE**

**DIMENSIONS DES EPROUVETTES MESUREES SUR
MACHINE A MESURER TRIDIMENSIONNELLE**



Neuf points seront palpés sur chacune des faces 1, 1', 2, 2', 3 et 3' à l'aide d'un palpeur de \varnothing 2 mm. La planéité de chaque face et le parallélisme de deux faces opposées sont en principe systématiquement contrôlés.

N° éprouvette	A	B	C	défaut de planéité de 1	défaut de planéité de 2	défaut de planéité de 3	// de de 1 et 1'	// de de 2 et 2'	// de de 3 et 3'
101	18,329	18,542	18,317				0,004	0,03	0,004
102	18,395	18,319	18,366				0,005	0,013	0,005
103	18,335	18,34	18,38				0,005	0,018	0,005
104	18,358	18,231	18,361				0,012	0,012	0,012
105	18,368	18,26	18,411				0,051	0,036	0,051
106	18,322	18,408	18,476				0,076	0,067	0,076
107	18,386	18,411	18,382				0,005	0,004	0,005
108	18,359	18,267	18,404				0,015	0,048	0,015
109	18,365	18,317	18,435				0,007	0,079	0,007
110	18,381	18,38	18,39				0,017	0,036	0,017
111	18,35	18,534	18,331				0,028	0,079	0,028
112	18,349	18,416	18,293				0,01	0,024	0,01
113	18,377	18,217	18,385				0,013	0,017	0,013
114	18,414	18,371	18,359				0,008	0,051	0,008
115	18,373	18,429	18,38				0,039	0,031	0,039
116	18,297	18,365	18,385				0,026	0,032	0,026
117	18,332	18,247	18,356				0,006	0,037	0,006
118	17,923	18,352	18,056				0,006	0,019	0,006

N° éprouvette	A	B	C	défait de planéité de 1	défait de planéité de 2	défait de planéité de 3	// de de 1 et 1'	// de de 2 et 2'	// de de 3 et 3'
119	18,016	18,189	17,964				0,004	0,044	0,004
120	18,018	17,989	18,039				0,006	0,036	0,006
133	18,45	18,381	18,349	0,012	0,023	0,015	0,012	0,035	0,06
134	18,341	18,346	18,308	0,006	0,004	0,017	0,006	0,011	0,049
135	18,362	18,253	18,523	0,009	0,007	0,006	0,009	0,079	0,133
136	18,341	18,287	18,548	0,018	0,022	0,007	0,018	0,113	0,16
137	18,355	18,27	18,692	0,019	0,013	0,031	0,019	0,026	0,173
138	18,394	18,366	18,391	0,01	0,009	0,017	0,01	0,05	0,067
139	18,391	18,356	18,184	0,009	0,02	0,016	0,009	0,032	0,078
140	18,368	18,294	18,229	0,009	0,006	0,03	0,009	0,018	0,04
201	18,063	17,954	18,164	0,012	0,009	0,032	0,012	0,032	0,085
202	18,073	18,018	18,157	0,051	0,003	0,011	0,051	0,016	0,031
203	17,994	17,919	18,238	0,021	0,01	0,272	0,021	0,05	0,373
204	17,78	17,671	18,213	0,02	0,005	0,015	0,02	0,011	0,112
205	17,794	17,778	18,194	0,026	0,011	0,019	0,026	0,039	0,086
206	17,748	17,689	17,493	0,012	0,014	0,025	0,012	0,04	0,07
207	17,473	17,403	17,364	0,047	0,012	0,143	0,047	0,037	0,2
208	17,31	17,291	17,6	0,023	0,015	0,01	0,023	0,028	0,125

N° éprouvette	A	B	C	défait de planéité de 1	défait de planéité de 2	défait de planéité de 3	// de de 1 et 1'	// de de 2 et 2'	// de de 3 et 3'
209	17,274	17,187	17,541	0,017	0,008	0,023	0,017	0,059	0,034
210	17,25	17,169	18,031	0,018	0,009	0,017	0,018	0,041	0,149
211	17,179	17,238	17,502	0,022	0,013	0,015	0,022	0,109	0,095
212	17,274	17,171	17,547	0,022	0,009	0,021	0,022	0,01	0,165
213	18,12	18,038	18,349	0,024	0,004	0,031	0,024	0,026	0,056
214	18,052	18,013	18,746	0,017	0,035	0,026	0,017	0,043	0,13
215	18,025	17,929	18,284	0,019	0,009	0,036	0,019	0,017	0,094
216	18,013	17,897	18,35	0,022	0,011	0,018	0,022	0,022	0,101
217	18,022	17,781	18,234	0,028	0,335	0,014	0,028	0,311	0,079
218	17,764	17,679	18,054	0,022	0,007	0,016	0,022	0,015	0,102
219	17,81	17,691	18,053	0,024	0,013	0,142	0,024	0,041	0,157
220	17,653	17,574	17,808	0,023	0,025	0,014	0,023	0,039	0,054
221	17,521	17,534	18,075	0,011	0,005	0,012	0,011	0,132	0,226
222	17,629	17,58	17,793	0,019	0,003	0,025	0,019	0,069	0,091
223	17,577	17,516	17,649	0,009	0,005	0,024	0,009	0,082	0,074
224	17,65	17,542	17,894	0,058	0,022	0,013	0,058	0,067	0,045
225	17,537	17,563	17,749	0,021	0,017	0,015	0,021	0,073	0,053
226	17,579	17,498	17,909	0,026	0,008	0,027	0,026	0,017	0,104

N° éprouvette	A	B	C	défaut de planéité de 1	défaut de planéité de 2	défaut de planéité de 3	// de de 1 et 1'	// de de 2 et 2'	// de de 3 et 3'
227	17,636	17,567	17,788	0,032	0,015	0,02	0,032	0,026	0,075
228	18,109	18,125	18,374	0,015	0,013	0,01	0,015	0,046	0,102
229	18,08	18,073	18,581	0,014	0,01	0,016	0,014	0,079	0,23
230	18,034	17,944	18,579	0,022	0,015	0,02	0,022	0,032	0,155
231	18,04	17,919	18,319	0,02	0,008	0,018	0,02	0,011	0,098
232	17,993	18,032	18,509	0,01	0,011	0,04	0,01	0,051	defaut trop important >1°
233	17,993	18,013	18,231	0,025	0,012	0,013	0,025	0,06	0,078
234	17,987	17,958	18,404	0,027	0,005	0,019	0,027	0,025	0,075
235	17,923	17,893	18,144	0,022	0,009	0,019	0,022	0,064	0,078
236	17,9	17,731	18,12	0,024	0,012	0,047	0,024	0,023	0,138
237	17,982	17,886	18,038	0,022	0,012	0,02	0,022	0,014	0,109
238	17,935	17,844	18,204	0,021	0,006	0,017	0,021	0,021	0,06
239	17,934	17,855	18,676	0,024	0,016	0,018	0,024	0,027	0,133
240	17,87	17,836	18,406	0,011	0,004	0,018	0,011	0,016	0,075
241	17,969	17,821	18,218	0,021	0,005	0,023	0,021	0,072	0,024
242	17,952	17,851	18,059	0,023	0,014	0,015	0,023	0,015	0,128

ANNEXE 13

**PROCEDURE DE MISE EN PLACE DE
L'EPROUVETTE DANS LE MONTAGE ET
DEROULEMENT DE L'ESSAI**

PROCEDURE DE MISE EN PLACE DE L'ÉPROUVETTE DANS LE MONTAGE ET DÉROULEMENT DE L'ESSAI

Après avoir installé le dispositif en respectant la procédure donnée en annexe 9, la mise en place de l'éprouvette doit respecter la procédure suivante :

- ⇒ le vérin étant en position D0 (voir annexe 9),
- ⇒ descendre le vérin de 1 mm,
- ⇒ monter l'éprouvette dans le mors lié au vérin, sans serrer les cales pentées,
- ⇒ faire le zéro sur les jauges,
- ⇒ passer en asservissement effort avec une consigne de -200N,
- ⇒ monter l'éprouvette dans le mors lié à la cellule, sans serrer les cales pentées,
- ⇒ imposer une consigne de +200N,
- ⇒ régler le serrage de la cale pentées du mors lié au vérin,
- ⇒ imposer une consigne de -200N,
- ⇒ régler le serrage de la cale pentée du mors lié à la cellule,
- ⇒ imposer une consigne de 0N,
- ⇒ passer immédiatement en asservissement déplacement,

NOTER le position D1

NOTER l'indication des jauges

- ⇒ mettre les limites en déplacement à D1+1mm et D1-3mm,
- ⇒ mettre la consigne de charge mini à -25 kN (ou à -35 kN suivant les cas),
- ⇒ préparer la limite de charge maxi à -1 kN, sans la valider (on la valide juste après le départ de l'essai).

1) Cyclage de positionnement de l'éprouvette

ATTENTION : la valeur 0 du signal de déplacement correspond à la position D1

⇒ lancer une série de plusieurs cycles de fatigue (50 cycles maxi à 5 Hz) purement alternée de faible amplitude. Cette sollicitation est réalisée pour atténuer les défauts de positionnement qui pourraient subsister (figure A13-1). L'essai est arrêté lorsque les comparateurs installés aux extrémités des tiges des cales pentées se stabilisent. On considère alors que les cales sont positionnées correctement.

- ⇒ noter effort, déplacement et indications des jauges,

- ⇒ passer en asservissement effort avec consigne 0N,
- ⇒ repasser en asservissement déplacement (immédiatement),
- ⇒ noter effort, déplacement et indications des jauges (noter la position D2).

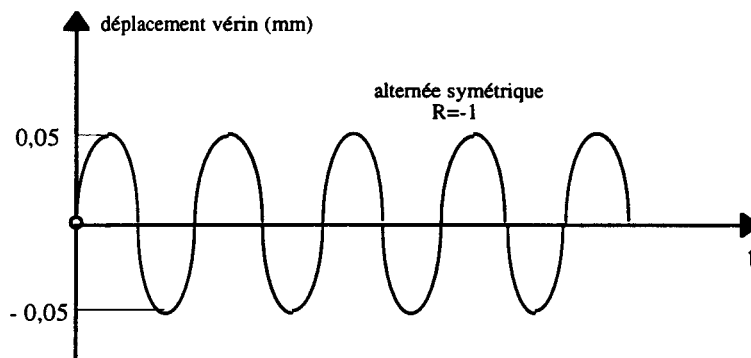


Figure A13-1 : cycles de positionnement de l'éprouvette dans le montage

2) Essai de rupture monotone

ATTENTION : la valeur 0 du signal de déplacement correspond à la position D2

- ⇒ Lancer l'essai (figure A13-2),
- ⇒ enregistrer effort, déplacement et indications des jauges jusqu'à la rupture.

Démontage :

- ⇒ attendre la rupture ou décider de l'arrêt de l'essai,
- ⇒ passer en asservissement effort avec consigne 0N,
- ⇒ repasser en asservissement déplacement (immédiatement),
- ⇒ noter effort, déplacement et indications des jauges (noter la position du vérin D3),
- ⇒ descendre le vérin de 1 mm (ou plus),
- ⇒ desserrer la cale pentée du mors lié au vérin, la débloquer et la repositionner sans la serrer,
- ⇒ monter le vérin de 1 mm (ou plus),
- ⇒ desserrer la cale pentée du mors lié à la cellule de charge, la débloquer et la retirer,
- ⇒ ramener le vérin à la position D3 et retirer la cale du mors lié au vérin,
- ⇒ démonter l'éprouvette,
- ⇒ ramener le vérin à la position D0 (en asservissement déplacement).

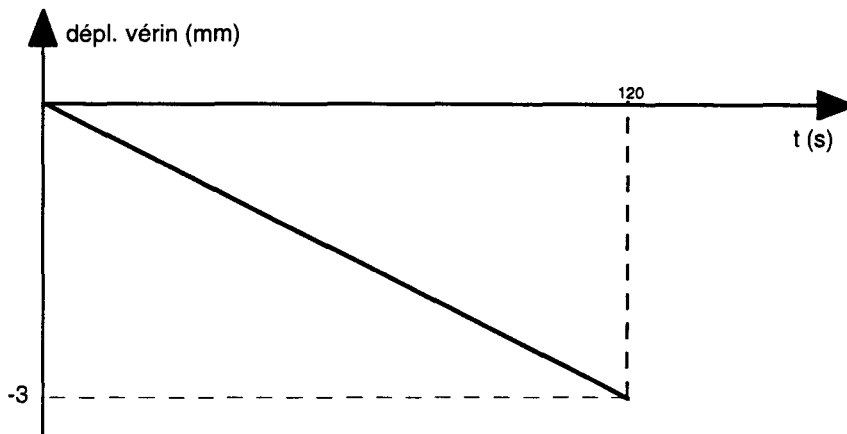


Figure A13-2 : chargement de l'éprouvette en déplacement imposé

