



HAL
open science

The iosipescu in-plane shear test : modelization and experimental procedure for composites

Fabrice Pierron

► **To cite this version:**

Fabrice Pierron. The iosipescu in-plane shear test : modelization and experimental procedure for composites . Engineering Sciences [physics]. Ecole nationale superieure des Mines de Saint-Etienne, 1994. English. NNT: . tel-01744547

HAL Id: tel-01744547

<https://hal.science/tel-01744547>

Submitted on 27 Mar 2018

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

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

THÈSE

présentée devant

L'UNIVERSITÉ CLAUDE BERNARD - LYON I

pour l'obtention du

DIPLÔME DE DOCTORAT

(arrêté du 30.03.92)



LABEL EUROPÉEN

par

Fabrice PIERRON

Ingénieur ENSEM

L'ESSAI DE CISAILLEMENT PLAN D'IOSIPESCU: MODÉLISATION ET MÉTHODOLOGIE EXPÉRIMENTALE POUR LES COMPOSITES

Soutenue à Lyon le 25 janvier 1994

Composition du jury

Rapporteurs :

**W.P. DE WILDE
B. HARRIS
M. POTIER-FERRY**

Examineurs :

**P. HAMELIN
J.-M. QUENISSET (Président)
Y. SURREL
A. VAUTRIN**

THÈSE

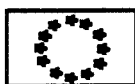
présentée devant

L'UNIVERSITÉ CLAUDE BERNARD - LYON I

pour l'obtention du

DIPLÔME DE DOCTORAT

(arrêté du 30.03.92)



LABEL EUROPÉEN

par

Fabrice PIERRON

Ingénieur ENSEM

L'ESSAI DE CISAILLEMENT PLAN D'IOSIPESCU: MODÉLISATION ET MÉTHODOLOGIE EXPÉRIMENTALE POUR LES COMPOSITES

Soutenue à Lyon le 25 janvier 1994

Composition du jury

Rapporteurs :

W.P. DE WILDE

B. HARRIS

M. POTIER-FERRY

Examineurs :

P. HAMELIN

J.-M. QUENISSET (Président)

Y. SURREL

A. VAUTRIN

UNIVERSITE CLAUDE BERNARD - LYON I -

Président de l'Université
1er Vice-Président Fédération Santé
1er Vice-Président Fédération Sciences
Président du Comité de coordination
des Etudes Médicales
Secrétaire Général

M. le Professeur G. FONTAINE
M. le Professeur P. ZECH
M. le Professeur Y. LEMOIGNE

M. le Professeur P. ZECH
M. J. FLACHER

FEDERATION SANTE

- UFR de Médecine GRANGE-BLANCHE
- UFR de Médecine ALEXIS-CARREL
- UFR de Médecine LYON-NORD
- UFR de Médecine LYON-SUD
- Institut des Sciences Biologiques
et Pharmaceutiques
- UFR d'Odontologie
- INSTITUT DES TECHNIQUES DE READAPTATION
- Département de Biologie Humaine
- Département d'INNOVATION ET DE
COORDINATION PEDAGOGIQUE

Directeur : Mme le Pr PELLET
Directeur : M. le Pr. EVREUX
Directeur : M. le Pr. PATRICOT
Directeur : M. le Pr. DEJOUR

Directeur : M. le Pr VILLARD
Directeur : M. le Pr. MAGLOIRE
Directeur : M. le Pr. EYSSETTE
Directeur : M. le Pr. BRYON

Directeur : M. le Pr. LLORCA

FEDERATION SCIENCES

- Institut DES SCIENCES DE LA MATIERE
- Institut DES SCIENCES DE L'INGENIE-
RIE ET DU DEVELOPPEMENT TECHNOLOGIQUES
- Institut de CHIMIE ET BIOLOGIE
- Institut d'ANALYSE DES SYSTEMES BIO-
LOGIQUES ET SOCIO-ECONOMIQUES
- Institut DES SCIENCES DE LA TERRE DE
L'OCEAN, DE L'ATMOSPHERE, DE L'ESPACE
ET DE L'ENVIRONNEMENT
- UF des ACTIVITES PHYSIQUES ET
SPORTIVES
- I.U.T. A
- I.U.T. B
- Département de 1er Cycle pluridis-
ciplinaire Sciences
- Département de 2ème Cycle
- Sciences de la Vie et de la Terre
- Sciences pour l'Ingénieur
- Sciences de l'Analyse et de la
Matière

Directeur : M. le Pr. ELBAZ

Directeur : M. le Pr. DIMNET
Directeur : Mme VARAGNAT, MdC

Directeur : M. le Pr. LEGAY

Directeur : M. le Pr. ELMT

Directeur : M. le Pr. CARV...
Directeur : M. le Pr. GIELLY
Directeur : M. le Pr. PIVOT

Directeur : M. PONCET, MdC

Directeur : M. le Pr. BLANCHET
Directeur : M. le Pr. BETHOUX

Directeur : M. le Pr. VIALLE

à Anne,

REMERCIEMENTS

Ce travail a été effectué pour moitié à la "School of Materials Science" de l'Université de Bath (Royaume-Uni) et pour moitié au Département Mécanique et Matériaux de l'Ecole des Mines de Saint-Etienne. Il convient de préciser que le séjour à Bath a fait l'objet d'un financement de la part de la Commission des Communautés Européennes par l'intermédiaire du programme BRITE/EURAM.

Je tiens en premier lieu à remercier mon Directeur de Thèse, M. Alain VAUTRIN, Professeur à l'Ecole des Mines de Saint-Etienne, dont la grande rigueur scientifique, le soutien amical et la disponibilité ont été des facteurs déterminants pour la qualité de ce travail.

I would also like to address my grateful thanks to Professor Bryan HARRIS for welcoming me in his research team and providing many useful informations as well as friendly support. I very much appreciated his participation to the jury as "rapporteur" and hope that the present work will set a basis for further cooperation.

Tous mes remerciements à M. Jean-Marc QUENISSET, Professeur à l'Université de Bordeaux, qui a bien voulu m'honorer en acceptant de présider le jury.

Messieurs Willy-Patrick DE WILDE, Professeur à l'Université Libre de Bruxelles, et Michel POTIER-FERRY, Professeur à l'Université de Metz, ont bien voulu accepter la charge de rapporteur et je les en remercie vivement.

Messieurs Patrice HAMELIN, Professeur à L'Université de Lyon I, et Yves SURREL, Maître de Recherche à l'Ecole des Mines de Saint-Etienne, m'ont fait l'honneur de participer au jury et je les en remercie.

Une pensée particulière pour Michel GRÉDIAC, Maître de Conférence à l'Université de Saint-Etienne, grâce à qui une partie de ce travail a pu voir le jour. Je tiens à l'en remercier.

The present work is a bit special as a great part of it was performed abroad. As a result, I would like to address a special thought to the people who helped to make this stay as fruitful as possible, on the professional as well as on the social side.

My thanks go to the staff of the School of Materials Science in general and to Sarah Spindler, Tim Mays and Linda Reeves in particular for providing a lovely if sometimes noisy atmosphere in the office. All postgrads have been very friendly and welcoming and though I cannot cite everyone, I would like to lay down a few names that are linked to my nice stay there. Thanks to you, Jacqui, Niloufar, Khosrow, Pilar, Mandy, François, David, Ming, Clare, Pete and the others.

A special word too for some of the staff of the School of Mechanical Engineering, and especially Dr Derek Longmore, for giving me access to finite element facilities as well as useful advice when needed.

Bien entendu, le présent travail doit beaucoup aux membres du Département Mécanique et Matériaux dirigé par Georges Verchery, puis par Alain Vautrin. L'appui technique de haute qualité fourni par Denis Marty en particulier a été un élément très important du bon déroulement de ce travail. Citons aussi l'aide amicale déployée sans compter par Bassirou Mohamadou pour l'utilisation de la chaîne d'acquisition des données expérimentales. Enfin, une ambiance générale amicale ainsi qu'un climat propre à l'échange scientifique, promulgué entre autres par Michel Grédiac, Yves Surrel, Woo-Suck Han, Robert Peycelon et de manière générale par tous les membres du laboratoire, a permis que cette thèse se déroule dans les meilleures conditions. Que toutes ces personnes trouvent ici l'expression de ma reconnaissance.

Le tirage de cette thèse a été assuré par Messieurs Loubet et Igier que je tiens à remercier pour la remarquable qualité de reprographie de ce document.

ABSTRACT

This study deals with the ability of the Iosipescu in-plane shear test to determine the shear modulus and strength of laminated composites.

First, a review underlines the difficulties linked to the shear characterization of these materials.

Then, a mechanical analysis of the original Walrath and Adams rig leads to some modifications, particularly on the load transfer system. A finite element model enables the computing of numerical correction factors to account for the stress and strain fields heterogeneity.

A strain measurement procedure based on the use of strain gauges and adapted to the Iosipescu test is presented. Validation tests on an isotropic material are performed in order to prove the validity of the above. As a complement, an alternative strain measurement technique based on displacement field processing is presented that may be particularly relevant if an optical field measurement (such as moiré) is available.

A comparison between four series of tests (Iosipescu 0° , $0/90$, 90° and 45° off-axis tensile) on the same laminate, carbon/epoxy T300/914, is performed. The stress is put on the statistical processing of the data in terms of scatter and mean. The investigation of the samples preparation techniques leads to a discussion on the quality of the tests.

Finally, a study of the fracture of unidirectional 0° Iosipescu specimens shows that no direct measurement of the shear strength can be derived from these tests. The influence of the transverse stress as well as the stress concentration factors are underlined. However, hints are given that further finite element modelling may result in the determination of the shear strength.

The conclusion is followed by a detailed Iosipescu experimental procedure.

RÉSUMÉ

Ce travail concerne l'utilisation de l'essai de cisaillement plan d'Iosipescu pour la détermination du module de cisaillement et de la résistance au cisaillement de composites stratifiés.

Une étude bibliographique permet dans un premier temps de souligner les difficultés liées à la caractérisation du comportement en cisaillement de ces matériaux.

Une étude mécanique du montage original de Walrath et Adams conduit à des modifications quant au meilleur contrôle de la transmission de la charge. Une modélisation par éléments finis aboutit à la détermination des coefficients de correction numérique qui permettent de prendre en compte l'hétérogénéité des champs de contrainte et de déformation.

Une procédure extensométrique adaptée à l'essai d'Iosipescu est présentée en détail. Des essais de validation sur un matériau isotrope confirment le bien-fondé de l'étude mécanique et de la procédure extensométrique. En complément, une méthode de traitement du champ de déplacement sous forme d'intégrale de contour fournit une alternative extensométrique séduisante lorsqu'on dispose de mesures optiques de type moiré.

Une comparaison de quatre séries d'essais de cisaillement (Iosipescu 0° , $0/90$, 90° et traction hors-axes à 45°) sur un même stratifié (T300/914) permet d'évaluer la précision de chaque type d'essai. Cette étude se focalise sur les paramètres statistiques, et en particulier la dispersion, ainsi que sur la qualité des essais. L'influence de la préparation des éprouvettes et des conditions de chargement est aussi examinée.

L'analyse de la rupture d'échantillons Iosipescu unidirectionnels 0° conduit à la conclusion qu'on ne peut pas directement déterminer une valeur de la résistance au cisaillement avec cet essai. On montre l'influence de la traction transverse sur la rupture, ainsi que la présence de concentrations de contraintes. On souligne cependant la possibilité de pousser plus avant la modélisation par éléments finis pour pouvoir interpréter la rupture en terme de résistance.

La conclusion est suivie d'une procédure expérimentale détaillée pour les essais Iosipescu.

REMERCIEMENTS.....	i
ABSTRACT.....	iii
RÉSUMÉ.....	v
PRÉAMBULE.....	7
CHAPITRE I.....	9
1. POURQUOI L'ESSAI D'IOSIPESCU?.....	9
1.1 Les essais quasi-statiques traditionnels.....	9
1.1.1 Les essais de traction sur stratifiés.....	9
1.1.1.1 L'essai de traction sur stratifié $[\pm 45]_n S$ (norme ASTM D3518).....	9
1.1.1.2 Les essais de traction hors-axes.....	10
1.1.1.3 Conclusions sur les essais de traction.....	10
1.1.2 Les essais de cisaillement spécifiques.....	11
1.1.2.1 L'anneau d'Arcan.....	11
1.1.2.2 L'essai du rail (norme ASTM D4255).....	11
1.1.2.3 Le "Compact Test".....	12
1.1.2.4 Les essais de torsion.....	12
1.2 Les méthodes d'identification.....	13
1.2.1 Méthodes itératives.....	13
1.2.2 Méthode d'identification directe.....	14
1.2.3 Conclusion sur les méthodes d'identification.....	14
1.3 Conclusion sur le choix de l'essai d'Iosipescu.....	14
2. SYNTHÈSE BIBLIOGRAPHIQUE SUR L'ESSAI D'IOSIPESCU.....	15
2.1 Mesure du module de cisaillement.....	17
2.2 Résistance au cisaillement.....	22
2.3 Modélisation de l'essai.....	24
3. SITUATION ET ORIGINALITÉ DU TRAVAIL.....	29
CHAPITRE II.....	33
1. ÉTUDE ET MODIFICATION DU MONTAGE IOSIPESCU.....	33
1.1 Du montage original au montage final.....	33
1.2 Evaluation des conditions aux limites.....	39
2. MODÉLISATION PAR ÉLÉMENTS FINIS.....	39
2.1 Position du problème.....	39
2.2 Premier modèle.....	40
2.2.1 Calcul de C.....	44
2.2.2 Calcul de S.....	44

2.3	Modèle raffiné.....	4 6
2.4	Influence du matériau.....	4 7
2.4.1	Petites variations de E_{xx} , E_{yy} , ν_{xy} et G_{xy}	4 7
2.4.2	Calcul de C et S pour différents matériaux.....	4 8
2.4.2.1	Unidirectionnels courants.....	4 8
2.4.2.2	Matériaux très différents.....	4 9
2.4.3	Conclusion sur l'influence du matériau.....	5 1
2.5	Influence des conditions aux limites.....	5 1
2.5.1	Influence de blocages longitudinaux.....	5 2
2.5.2	Sensibilité aux points intérieurs de chargement.....	5 3
2.6	Conclusion.....	5 5
CHAPITRE III		5 7
1.	MESURE DU GLISSEMENT PAR JAUGES DE DÉFORMATION.....	5 7
1.1	Estimation des incertitudes.....	5 9
1.1.1	Position de la rosette.....	5 9
1.1.2	Angle de la rosette.....	5 9
1.1.3	Autres sources d'incertitudes.....	6 0
1.2	Procédure extensométrique.....	6 0
2.	VALIDATION SUR UN MATÉRIAU ISOTROPE.....	6 4
2.1	Essais de traction uniaxiale.....	6 4
2.1.1	Préparation et instrumentation des éprouvettes.....	6 4
2.1.2	Procédure expérimentale.....	6 5
2.1.3	Traitement des données.....	6 6
2.1.4	Résultats.....	6 9
2.2	Essais losipescu.....	7 0
2.2.1	Préparation et instrumentation des éprouvettes.....	7 0
2.2.2	Procédure expérimentale.....	7 2
2.2.3	Traitement des données.....	7 3
2.2.4	Résultats.....	7 5
2.3	Comparaison.....	7 6
2.3.1	Interprétation des valeurs sur les deux faces.....	7 6
2.3.2	Indépendance des valeurs de module des différentes éprouvettes.....	7 7
2.3.3	Comparaison des intervalles de confiance des deux distributions.....	7 8
	Etude de la normalité.....	7 8
	Comparaison des intervalles de confiance.....	7 9
2.4	Conclusion.....	8 0

3. UTILISATION DU CHAMP DE DÉPLACEMENT.....	81
3.1 Etat des lieux	81
3.2 Aspect théorique	82
3.3 Validation numérique de la méthode	86
3.3.1 Calcul de l'intégrale de contour I	86
3.3.2 Influence du matériau	89
3.3.3 Influence de la géométrie	90
3.3.4 Influence des conditions aux limites.....	93
3.3.5 Conclusion	93
3.4 Etude de la stabilité	93
3.4.1 Choix du type de perturbation.....	93
3.4.2 Stabilité.....	94
3.5 Conclusion et perspectives.....	95
CHAPITRE IV.....	97
1. CHOIX ET CARACTÉRISATION DU MATÉRIAU.....	97
1.1 Choix du matériau.....	97
1.2 Elaboration	97
1.3 Caractérisation de la microstructure	98
1.3.1 Evaluation des défauts	98
Inspection au C-Scan.....	98
Microstructure.....	98
1.3.2 Fractions volumiques.....	101
1.4 Caractérisation mécanique	102
1.4.1 Essais de traction uniaxiale dans les axes.....	102
Procédure expérimentale.....	102
Dépouillement.....	102
Résultats.....	102
1.5 Définition du domaine d'étude.....	107
2. ESSAIS IOSIPESCU À 0°	110
2.1 Procédure expérimentale.....	110
2.2 Examen des courbes contrainte-déformation.....	110
2.3 Résultats.....	112
2.4 Module de cisaillement.....	114
3. ESSAIS IOSIPESCU SUR [0/90] _{5S}	115
3.1 Procédure expérimentale.....	115
3.2 Examen des courbes contrainte-déformation.....	115
3.3 Résultats.....	117
3.4 Module de cisaillement.....	119

3.5 Discussion.....	119
4. ESSAIS IOSIPESCU À 90°	126
4.1 Procédure expérimentale	126
4.2 Examen des courbes contrainte-déformation.....	128
4.3 Résultats	130
4.4 Module de cisaillement.....	131
5. CONCLUSION SUR LES ESSAIS IOSIPESCU.....	132
6. ESSAIS DE TRACTION HORS-AXES À 45°	134
6.1 Justification.....	134
6.2 Préparation des éprouvettes.....	135
6.3 Procédure d'essai.....	137
6.4 Dépouillement des données d'essais	139
6.5 Examen des courbes contrainte-déformation.....	140
6.6 Etude des conditions mécaniques d'essai	140
6.6 Résultats	144
6.7 Module de cisaillement.....	145
7. COMPARAISON DES QUATRE SÉRIES D'ESSAIS.....	146
7.1 Comparaison des distributions de modules.....	146
7.1.1 Etude de la normalité.....	146
7.1.2 Comparaison des intervalles de confiance sur les moyennes.....	147
7.2 Evaluation qualitative des essais pratiqués	148
8. CONCLUSION.....	149
CHAPITRE V	151
1. ESSAIS À RUPTURE	151
1.1 Procédure expérimentale	151
1.2 Résultats	151
2. ANALYSE.....	153
2.1 Descriptif des fissures	153
2.2 Interprétation quantitative des fissures 1 et 2.....	156
2.3 Interprétation des autres fissures	159
3. CONCLUSION.....	161
CONCLUSION.....	163
Procédure expérimentale.....	167
1. Préparation des éprouvettes.....	167
2. Instrumentation et acquisition.....	167

BIBLIOGRAPHIE.....	171
ANNEXE A: Traction sur PMMA.....	175
ANNEXE B: losipescu sur PMMA.....	183
ANNEXE C: Traction sur T300/914.....	189
ANNEXE D: losipescu T300/914 0°.....	199
ANNEXE E: losipescu T300/914 0/90.....	205
ANNEXE F: losipescu T300/914 90°.....	215
ANNEXE G: Traction hors-axes à 45°.....	225

PRÉAMBULE

Ce travail se situe dans le cadre des essais mécaniques appliqués à la caractérisation du comportement des composites stratifiés.

La détermination des constantes élastiques de la loi de comportement plane orthotrope des stratifiés est rendue difficile par la complexité des mécanismes de répartition des contraintes; de plus, il est nécessaire de disposer d'un essai de cisaillement spécifique car le comportement en cisaillement de ces matériaux ne peut pas se déduire du comportement en traction.

Un certain nombre d'essais de cisaillement plan intralaminaire ont été développés au cours des trente dernières années mais les difficultés se sont révélées considérables. Ces difficultés peuvent être grossièrement classées en deux catégories: les problèmes directement liés au matériau et à sa nature anisotrope et hétérogène, et les problèmes dus aux conditions mécaniques des essais. Ces deux catégories sont bien entendu intimement liées et influent l'une sur l'autre, d'où la difficulté de bien les séparer.

L'enjeu de la caractérisation du comportement en cisaillement des composites stratifiés est important car leurs performances en cisaillement sont beaucoup plus faibles que celles en traction, comme le souligne le Tableau 0.1.

	E/G	X/S
Verre E/Epoxyde	6	15
Carbone/Epoxyde	25	20
Aluminium	2,6	1,7

Tableau 0.1 - Comparaison des performances de trois unidirectionnels (E: module de traction le plus élevé; G: module de cisaillement; X: résistance en traction la plus élevée; S: résistance au cisaillement).

On comprend bien alors que les caractéristiques de cisaillement soient des grandeurs dimensionnantes et que la précision avec laquelle on les détermine a une influence directe sur la qualité des pièces conçues.

Le travail qui fait l'objet de cette thèse a pour but l'étude détaillée de l'essai de cisaillement plan d'Iosipescu. L'objectif est de comprendre et de réduire les dispersions observées dans la littérature.

Le programme de recherches a été partagé entre deux laboratoires aux compétences complémentaires. D'un côté, le laboratoire Mécanique et Matériaux de L'Ecole des Mines de Saint-Etienne, plus particulièrement axé sur les essais mécaniques appliqués aux matériaux composites. De l'autre, le laboratoire de la "School of Materials Science" de l'Université de Bath (Royaume-Uni) dont les travaux concernent plutôt la microstructure et l'élaboration de matériaux divers, dont les composites. Le souci qui a été le notre en mettant en place cette collaboration est celui de la complémentarité des activités. En effet, le lien intime entre les conditions d'essais mécaniques et le comportement des matériaux implique que toute approche du problème des essais de cisaillement de manière réductrice en n'étudiant que l'un des deux aspects du problème serait certainement vouée à l'échec.

Le programme de recherche a bénéficié du soutien de la Communauté Européenne sous la forme d'une bourse sectorielle (programme Brite/Euram) qui a permis un séjour de 18 mois à la "School of Materials Science".

Dans tout le mémoire, les notations des tenseurs de contrainte, déformation, rigidité et souplesse sont conformes à celles utilisées par Tsai (1987).

CHAPITRE I

ÉTAT DES LIEUX - BIBLIOGRAPHIE

1. POURQUOI L'ESSAI D'IOSIPESCU?

La nécessité d'essais de cisaillement spécifiques aux composites stratifiés a donné lieu au développement de nombreuses approches depuis une trentaine d'années. Il ne s'agit pas ici de rédiger une bibliographie détaillée de ces essais, bibliographie qui figure déjà dans Férent (1991), mais de se concentrer sur la bibliographie propre à l'essai d'Iosipescu afin de bien dégager les problèmes qui se posent quant à sa mise en oeuvre et son exploitation.

Néanmoins, il paraît nécessaire de passer rapidement en revue les différentes techniques utilisées pour la caractérisation du comportement en cisaillement des stratifiés en soulignant les avantages, inconvénients et limites de chacune, ce qui permettra de mieux mettre en évidence les enjeux liés à l'essai d'Iosipescu.

On distingue principalement deux grandes familles de méthodes: les essais quasi-statiques traditionnels et les méthodes d'identification.

1.1 Les essais quasi-statiques traditionnels

On peut classer ces essais en deux sous-catégories bien identifiées, une qui consiste à créer une contrainte de cisaillement en utilisant la nature orthotrope du matériau testé et l'autre où la sollicitation de cisaillement est introduite par la conception même de l'essai.

1.1.1 Les essais de traction sur stratifiés

1.1.1.1 L'essai de traction sur stratifié $[\pm 45]_{nS}$ (norme ASTM D3518)

Il s'agit ici de tester un échantillon de stratifié croisé $[\pm 45]_{nS}$ en traction, méthode présentée sous sa forme originale par Petit (1969). L'état de contrainte résultant n'est pas un état de cisaillement pur et il existe une perturbation du champ due aux effets de bord (Petit, 1969). Les conclusions générales qui peuvent être tirées des articles de Yeow et Brinson (1978) et Chiao et al. (1977) sont que cette technique est pertinente pour déterminer le module de cisaillement plan de la monocouche, bien que les résultats présentés par ces deux articles soient loin d'être satisfaisants, mais qu'il n'est pas possible d'obtenir de valeur de la résistance au cisaillement, car la rupture fait intervenir des effets interlaminaires qui engendrent des modes de rupture complexes.

En dehors du fait que cet essai soit déjà un essai sur structure, même si l'empilement est assez simple, il nécessite de se placer dans le cadre de la théorie des plaques stratifiées pour

pouvoir dépouiller les résultats, et ne permet donc pas de tester des composites à base de tissus, par exemple. Il ne semble pas y avoir de chance de pouvoir interpréter la rupture en terme de résistance au cisaillement intralaminaire.

1.1.1.2 Les essais de traction hors-axes

Ceux-ci consistent à appliquer une sollicitation de traction à des stratifiés unidirectionnels $[\theta]_n$. Deux approches se dégagent; les partisans de l'essai hors-axes à 10° (Chamis et Sinclair, 1977) mettent en avant la prépondérance de la déformation de cisaillement sur les autres composantes. Ces auteurs montrent également, à l'aide d'un critère de rupture quadratique, que la rupture est dominée par la contrainte de cisaillement et qu'il n'est donc pas déraisonnable d'attendre de cet essai qu'il produise une valeur de la résistance au cisaillement. En revanche, il est nécessaire d'instrumenter l'échantillon à l'aide d'une rosette triaxiale, plus coûteuse, et les résultats sont très sensibles à des erreurs d'alignement des fibres dans l'éprouvette, ou de la rosette. Plus récemment, Pindera et Herakovich (1986), s'appuyant sur les travaux de Pagano et Halpin (1968), ont montré que les conditions aux limites en déplacements imposés qu'appliquent les montages de traction usuels introduisent une contrainte de cisaillement parasite causée par la déformation en "S" de l'éprouvette et qu'il était nécessaire d'appliquer une correction numérique, dépendant du matériau, pour exploiter correctement les résultats de cet essai en terme de module de cisaillement.

La deuxième approche consiste à dire que les effets parasites cités ci-dessus sont inexistantes pour un angle de 45° . Le prix à payer pour l'économie du calcul des corrections numériques est que la déformation de cisaillement n'est plus prépondérante. De plus, la rupture est maintenant régie par la contrainte de traction transverse aux fibres et il n'est plus question de déterminer la résistance au cisaillement. Néanmoins, les résultats sont beaucoup moins sensibles aux erreurs d'orientation des fibres et des jauges et une rosette biaxiale suffit à la mesure du glissement. Pindera et Herakovich (1986) recommandent l'essai de traction hors-axes à 45° pour la mesure du module de cisaillement plan des stratifiés unidirectionnels.

1.1.1.3 Conclusions sur les essais de traction

L'avantage principal des méthodes précédentes est la simplicité de préparation des éprouvettes (bien que l'essai hors-axes à 10° nécessite une grande précision de découpe) et la nature standard des équipements d'essais. Un autre avantage, propre aux essais hors-axes, est que les éprouvettes peuvent être découpées dans *la même plaque* que les échantillons permettant de mesurer les autres grandeurs de la loi orthotrope (traction 0° et 90°), ce qui n'est pas le cas pour la traction sur $[\pm 45]_{nS}$.

Les inconvénients principaux apparaissent aussi clairement. La quantité de matériau nécessaire pour les éprouvettes est importante; seul l'essai hors-axes à 10° permet d'évaluer la résistance au cisaillement de la monocouche et son exploitation en terme de rigidité est intimement lié aux conditions expérimentales et aux corrections numériques. Mais peut-être la limitation la plus importante est qu'ils s'appuient trop fortement sur la théorie des plaques

stratifiées et que par conséquent, il ne peuvent pas être mis en oeuvre pour mesurer la rigidité de cisaillement d'autres types de matériaux comme, par exemple, les plastiques renforcés de tissus.

1.1.2 Les essais de cisaillement spécifiques

C'est bien sûr la catégorie dans laquelle se situe l'essai d'Iosipescu, dont la bibliographie sera développée dans la partie 1.2. Il existe un grand nombre d'essais dans cette catégorie, dont beaucoup ont disparu de la pratique et l'aperçu présenté ici se concentrera donc sur les plus courants.

1.1.2.1 L'anneau d'Arcan

Cette méthode a été proposée par Arcan (1973), puis développée par Arcan et al. (1978) et Voloshin et Arcan (1980). L'éprouvette entaillée ressemble beaucoup à celle d'Iosipescu, les techniques différant sur l'introduction de la charge. Ici, le spécimen est collé sur deux plaques en aluminium en forme de demi-disques et un couple de forces verticales dont la résultante passe par le centre de l'éprouvette est appliqué. L'analyse de cet essai est en beaucoup de points similaire à celle de l'essai d'Iosipescu. La partie centrale est le siège d'un cisaillement prédominant dont le profil (Voloshin et Arcan, 1980, p. 127) est à rapprocher de celui de la Figure II.12. La différence majeure entre les deux essais est qu'ici, le spécimen est collé sur la plaque d'aluminium. D'après Voloshin et Arcan, une différence de 6% sur le glissement entre la face collée et la face libre est apparue pour un échantillon à 90°, montrant une bonne uniformité des déformations dans l'épaisseur.

Les réserves que l'on peut formuler à l'égard de cette technique sont l'influence du collage sur les résultats (particulièrement pour des essais en température et humidité), l'application du chargement au disque (non précisé par Voloshin et Arcan), la réutilisation des disques d'aluminium (?), la difficulté de préparation de l'éprouvette. Cet essai est cependant intéressant et il est dommage qu'il ait un peu disparu de la scène et que par conséquent, il y ait peu de résultats comparatifs dans la littérature.

1.1.2.2 L'essai du rail (norme ASTM D4255)

Plusieurs versions de cet essai ont vu le jour mais celle qui se dégage est la version du rail double (Sims, 1973) qui consiste à fixer par des boulons une plaque rectangulaire dans un montage comportant trois barres verticales, celle du milieu se déplaçant verticalement par rapport aux deux autres qui sont fixes. Ce chargement induit une sollicitation de cisaillement prédominant.

L'inconvénient principal de cette technique est le mode de fixation de l'éprouvette, nécessitant le perçage de trous dans le composite. Une conséquence de ceci est qu'on ne peut pas obtenir de valeur de la résistance au cisaillement, la rupture s'initiant aux alentours des trous (Yeow et Brinson, 1978), sous forme de délaminage pour des éprouvettes 0/90. Les essais sur unidirectionnels sont encore plus délicats car le perçage des trous engendre un pré-

endommagement important (Yeow et Brinson, 1978). De plus, les résultats présentés par Van Gemert (1984) ne sont guère satisfaisants. Il semble bien que l'état de contrainte aux points de mesure sera non-homogène, comme c'est le cas pour le montage d'Arcan et l'essai d'Iosipescu, et qu'une correction numérique soit nécessaire pour en tenir compte. C'est très certainement la source des différences importantes rapportées par Yeow et Brinson entre le module de cisaillement du T300/934 pour différentes configurations d'éprouvettes (0° et 0/90).

Notons que cette technique est très proche de l'essai du "cadre de cisaillement" (picture frame shear test) qui présente ses inconvénients propres, comme la difficulté de fabrication des éprouvettes et la lourdeur de l'équipement spécifique. Des renseignements complémentaires sur cette technique pourront être trouvés dans Adams et Thomas (1967) et Van Gemert (1984).

1.1.2.3 Le "Compact Test"

Cette méthode proposée récemment par Ifju et Post (1989) repose sur le même principe que l'essai d'Iosipescu. L'échantillon présente une géométrie différente mais l'idée d'une section médiane réduite pour homogénéiser la contrainte de cisaillement subsiste. Le transfert de la charge est également légèrement différent et l'appareillage semble plus simple que le montage de Walrath et Adams, bien qu'on ne voit pas le système monté sur la machine d'essai. Ifju et Post affirment que la contrainte de cisaillement est plus homogène que pour l'essai d'Iosipescu et que l'exploitation des résultats ne nécessiterait pas de correction numérique.

Cependant, de part le caractère nouveau de cette technique, un certain nombre de problèmes restent en suspens. En effet, les conclusions des auteurs sur l'homogénéité du cisaillement ne concernent qu'un seul type de matériau et on peut supposer, au vu des résultats du Chapitre II, que cette répartition des contraintes serait modifiée en fonction du matériau. Notons aussi que les éprouvettes utilisées avaient une épaisseur d'environ 6 mm, soit deux fois plus que les stratifiés courants (environ 3 mm pour 24 plis). Enfin, les mesures effectuées par ces auteurs ne l'ont été que sur une seule face. Lorsqu'on connaît les problèmes de contact générés par le montage d'Iosipescu pour les croisés (justement le matériau testé par ces auteurs), on peut s'interroger sur la validité de ces résultats, surtout que le montage "compact" conduit également à un transfert de la charge selon l'épaisseur.

Ces travaux sont donc très intéressants mais nécessitent certainement un approfondissement avant de pouvoir conclure quant aux avantages de l'essai "compact" sur celui d'Iosipescu.

1.1.2.4 Les essais de torsion

Une bibliographie sur les essais de cisaillement ne serait pas complète sans la mention des essais de torsion. Ils sont principalement répertoriés en deux familles, l'essai de torsion sur tube à paroi mince et celui sur barreaux (sections carrée ou cylindrique).

L'essai sur tube à paroi mince (Vicario et Rizzo, 1970, Phang et al., 1978, Tarnopol'skii et Kincis, 1981) se sert d'échantillons fabriqués par enroulement filamenteux, les fibres

étant orientées de manière orthoradiale. Le traitement des données est assez simple car il existe une solution analytique au problème mécanique. Cependant, les difficultés de mise en oeuvre expérimentale (conditions aux limites, effets de flexion parasites) en font un essai assez lourd à pratiquer (Chiao et al., 1977). De plus, les éprouvettes d'enroulement filamentaire relevant d'un procédé de fabrication très spécifique, leurs propriétés mécaniques sont probablement différentes de celles des plaques plus couramment utilisées dans l'industrie.

Les essais de torsion sur barreaux à section circulaire (Chiao et al., 1977) ou carrée (Phang et al., 1978 et Férent, 1991) sont plus représentatifs des plaques stratifiées car on peut découper directement ces éprouvettes dans une plaque épaisse, et effectuer un usinage supplémentaire pour obtenir la section circulaire. Une bibliographie comparative complète figure dans Férent (1991). Ces essais représentent des alternatives possibles mais semblent encore peu utilisés, peut-être en raison de la nécessité d'un équipement spécifique.

1.2 Les méthodes d'identification

L'idée principale de ces techniques est de mesurer plusieurs paramètres matériels à partir d'une sollicitation complexe. Donc, contrairement aux essais classiques décrits précédemment, il est recommandé de travailler sur des champs hétérogènes afin que toutes les rigidités soient sollicitées et donc, sujettes à l'identification.

1.2.1 Méthodes itératives

Une des techniques possibles est celle développée par Hendricks et al. (1990) qui repose sur une comparaison entre les mesures de déformations en un nombre important de points à l'aide d'une méthode extensométrique optique et les déformations obtenues par éléments finis avec les paramètres qu'on veut identifier. Un procédé itératif permet d'évaluer tous les paramètres élastiques en minimisant une fonction d'erreur. L'avantage certain de cette technique est le faible coût des éprouvettes, une seule étant théoriquement suffisante à la détermination de toutes les constantes élastiques. Toutefois, le processus itératif basé sur des calculs par éléments finis est plutôt lourd et les problèmes de précision sur les rigidités peu sollicitées subsistent.

Une autre méthode intéressante est celle proposée par De Wilde et Sol (De Wilde et al., 1984, Sol, 1986) qui repose sur la réponse dynamique de plaques stratifiées. Là aussi, le processus est itératif et couplé à un calcul de fréquences propres qui permet d'ajuster les paramètres matériels. Cette technique est séduisante dans la mesure où la préparation des éprouvettes est simple et peu coûteuse, bien que l'équipement d'analyse des signaux ne soit pas standard dans les laboratoires d'essais mécaniques. Un point plus délicat est celui qui concerne les valeurs initiales ("devinées" ou tirées d'essais préliminaires) et le fait que la géométrie optimale pour les plaques rectangulaires testées ("plaques de Poisson") dépende du rapport des rigidités longitudinale et transverse. Il est néanmoins clair que ces techniques dynamiques

peuvent fournir rapidement des informations très intéressantes et dans des configurations inaccessibles aux essais classiques (contrôle non destructif sur site, par exemple).

1.2.2 Méthode d'identification directe

Un exemple d'identification directe est la technique développée par Grédiac (1989). Il s'agit de plusieurs essais de flexion effectués sur une même plaque stratifiée circulaire. A partir de la cartographie expérimentale des pentes, obtenue par une méthode de moiré, Grédiac identifie directement toutes les rigidités de flexion (matrice D) à l'aide d'intégrales de contours sur les déplacements, formules déduites de l'application du théorème des travaux virtuels. En faisant tourner la plaque, il optimise enfin ces paramètres grâce à des mesures redondantes, diminuant ainsi considérablement les dispersions. Cette technique est particulièrement élégante et présente l'intérêt d'utiliser des éprouvettes simples à préparer et de déduire toutes les rigidités de flexion à partir d'un seul échantillon. De plus, il n'est pas nécessaire de mettre en oeuvre de lourds calculs par éléments finis, ni de traiter un nombre important d'informations, les déplacements en quelques points sur les bords étant suffisants; la stabilité de cette méthode semble convenable. Des inconvénient persistent toutefois, comme le coût de l'installation, spécifique à cette manipulation. Par ailleurs, tous les problèmes théoriques s'y rapportant n'ont pas été résolus et l'influence du choix a priori des champs virtuels reste à étudier.

1.2.3 Conclusion sur les méthodes d'identification

Les techniques présentées ci-dessus ont l'avantage de mesurer plusieurs paramètres mécaniques sur la même éprouvette, réduisant ainsi la quantité de matériau nécessaire ainsi que le temps de préparation des éprouvettes. Néanmoins, un inconvénient des méthodes nécessitant des calculs pour caler les paramètres à mesurer est qu'une estimation initiale est requise et que la convergence en dépend a priori, inconvénient que ne présente pas la méthode d'identification directe de Grédiac, qui cependant présente d'autres difficultés théoriques pour justifier pleinement les solutions trouvées. De plus, on ne s'affranchit pas totalement de la conception des essais car il faut s'assurer que les paramètres que l'on désire mesurer soient bien sollicités dans la configuration d'essai choisie. Quoiqu'il en soit, ces techniques nécessitent le choix a priori d'une loi de comportement et ne peuvent pas être utilisées dans le cadre de l'étude de la rupture.

1.3 Conclusion sur le choix de l'essai d'Iosipescu

Les deux familles de méthodes présentées ici (essais mécaniques classiques et méthodes d'identification) sont finalement complémentaires et il est essentiel de pouvoir les mettre en oeuvre dans de bonnes conditions.

Dans cette optique, notre choix de l'essai d'Iosipescu a principalement été guidé par les écarts que nous avons pu constater dans plusieurs articles récents concernant la mesure du module et de la résistance au cisaillement à l'aide de cet essai. Sa conception même suggère que la maîtrise des conditions aux limites est un paramètre essentiel car l'hypothèse de Saint-

Venant ne peut pas être appliquée pour cet essai, qui semble par ailleurs jouir à l'heure actuelle d'une certaine popularité. De plus, cet essai est en voie de standardisation par l'ASTM, ce qui va certainement le promouvoir comme essai de cisaillement de référence.

Le but du travail présenté dans ce mémoire n'est pas la promotion de l'essai d'Iosipescu comme essai de cisaillement de référence, mais bien d'analyser son fonctionnement afin de fournir aux utilisateurs des éléments pertinents sur sa pratique et son exploitation.

2. SYNTHÈSE BIBLIOGRAPHIQUE SUR L'ESSAI D'IOSIPESCU

L'existence de l'essai d'Iosipescu remonte à 1967 lorsque paraît un article de Nicolae Iosipescu dans le "Journal of Materials". Il s'agissait d'appliquer une sollicitation de cisaillement à un barreau entaillé, sous la forme d'un couple de forces, ceci dans le but de déterminer la résistance au cisaillement de métaux. Iosipescu a montré à l'aide d'une étude de photoélasticimétrie que le cisaillement était homogène dans la section centrale.

L'application de cet essai aux composites stratifiés est due à Walrath et Adams (1983a et 1983b). Le montage qu'ils ont développé s'avère posséder un certain nombre de défauts dont les plus gênants sont la trop petite taille de l'éprouvette et la proximité des points intérieurs de chargement qui introduisent trop de compression au centre de l'éprouvette. Ces remarques conduisent les mêmes auteurs à modifier leur montage pour aboutir à une nouvelle version (Walrath et Adams, 1984, 1987a et 1987b) qui s'est désormais imposée comme standard. Ce montage, déjà commercialisé, sera, selon toute vraisemblance, le support de la normalisation ASTM. Il est aussi le point de départ du présent travail et la bibliographie présentée ici va tenter de faire un état des lieux aussi précis que possible sur les connaissances actuelles en ce qui concerne l'utilisation de ce montage.

La version finale du montage de l'Université du Wyoming (Walrath et Adams, 1984, 1987a et 1987b) est présentée à la Figure I.1. Le principe est d'appliquer une sollicitation de cisaillement sous la forme de déplacements imposés. Les dimensions de l'éprouvette ainsi que la configuration du chargement sont données sur la Figure I.2. Une étude par éléments finis (Walrath et Adams, 1983a) a abouti à la géométrie de l'entaille en termes de profondeur, d'angle et de rayon de la base de l'entaille.

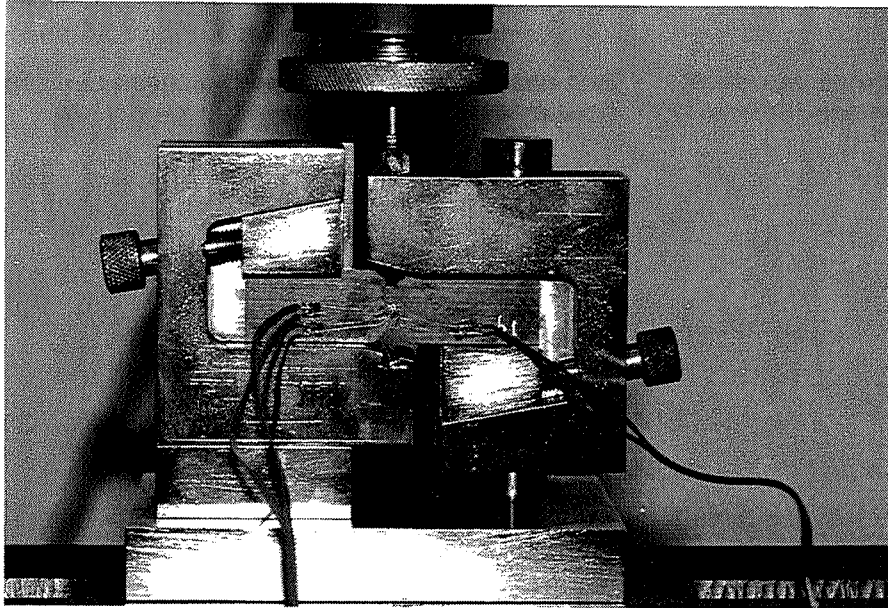


Figure I.1 - Montage modifié de Walrath et Adams.

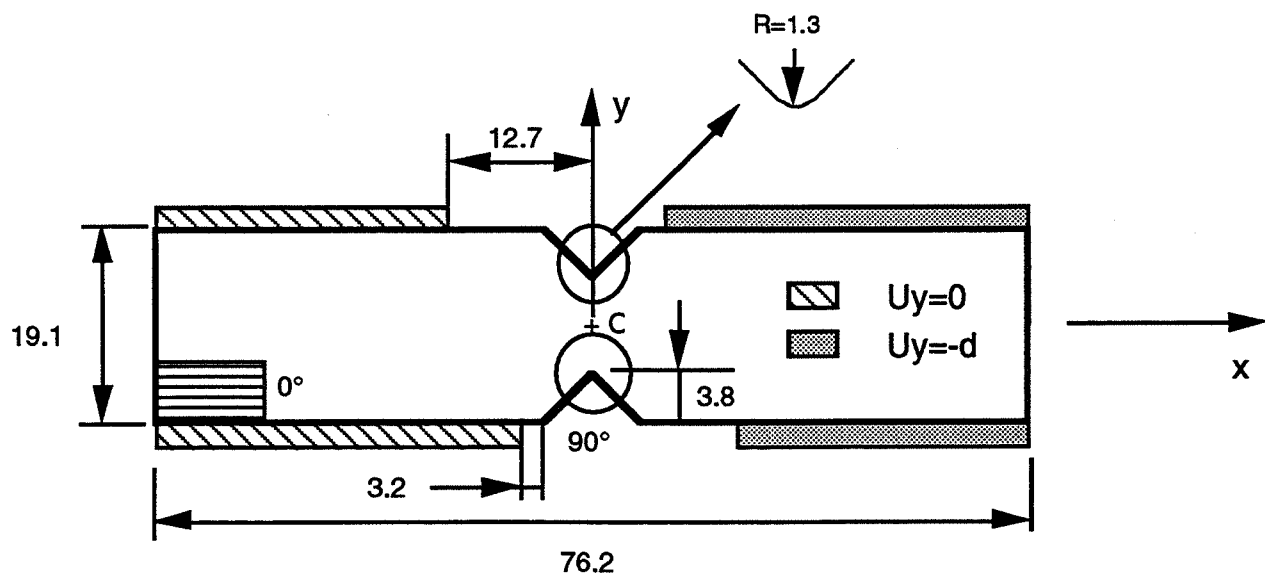


Figure I.2 - Configuration de l'éprouvette pour le montage de la Figure I.1 (dimensions en mm).

L'intérêt essentiel de cet essai, comme le soulignent Pindera et al. (1987) est d'obtenir, avec le même essai, le module de cisaillement et la résistance au cisaillement, ce que seul l'essai de traction hors-axes à 10° semble en mesure de réaliser à l'heure actuelle. Cependant, les élargissements importants nécessaires pour s'affranchir des problèmes de cisaillement parasite dû aux mors (Pindera et Herakovich, 1986) ont pour conséquence qu'il est

indispensable de disposer de suffisamment de matériau. Lee et Munro (1986) placent l'essai d'Iosipescu en tête d'une série de onze autres essais de cisaillement sur des critères à la fois scientifiques et économiques. L'un de ces critères, et non le moindre, est la petite taille de l'éprouvette. Une autre raison qui a également son importance est qu'il devient possible de tester des composites à base de tissus ou encore des stratifiés plus complexes, la seule condition étant que la matrice A de souplesse en membrane ait ses termes A_{16} et A_{26} nuls dans le repère de l'éprouvette. Les essais de traction hors-axes ou sur stratifiés $[\pm 45]_{nS}$ ne sont applicables que pour la caractérisation du comportement en cisaillement de la monocouche élémentaire. La suite de cette bibliographie va essayer de faire le point sur la mesure du module et de la résistance au cisaillement.

2.1 Mesure du module de cisaillement

Il s'agit de mesurer le module de cisaillement plan intralaminare initial de stratifiés à l'aide de l'essai de cisaillement Iosipescu. Les premiers travaux se fondent sur l'étude d'Adams et Walrath (1987a) qui supposent un état de contrainte uniforme entre les entailles. On mesure ainsi G_{xy} en rapportant la contrainte moyenne P/A (où P est la force globale appliquée et A la section entre les entailles) au glissement ε_s obtenu à l'aide d'une rosette 0/90 collée au centre de l'échantillon, à 45° . Plus tard, et surtout grâce à Pindera et al. (1987), il a été démontré que le montage de l'Université du Wyoming n'engendre pas, pour des stratifiés très anisotropes, un état de cisaillement homogène dans la partie centrale. Pour pouvoir exploiter l'essai correctement, il faut alors définir un coefficient de correction calculé par éléments finis qui est le rapport entre la contrainte de cisaillement au point central O de l'éprouvette (Figure I.2) et la contrainte moyenne P/A . Typiquement, pour un unidirectionnel carbone/époxyde 0° , ce facteur vaut environ 0,9. Tout essai exploité sans ce raffinement conduit à une surestimation d'environ 10% du module de cisaillement (Pindera et al. (1987)).

Une des premières publications comparant l'essai d'Iosipescu à un autre essai de cisaillement, en l'occurrence l'essai de torsion sur tube mince, paraît en 1985 (Swanson et al.). Douze tubes de AS4/3501-6 et douze éprouvettes Iosipescu à 0° ont été testés. Le module de cisaillement moyen pour la torsion est de 6.52 GPa (coefficient de variation 2,4%), et pour Iosipescu, de 6.58 GPa (coefficient de variation 8,9%). Les auteurs concluent au très bon recoupement des résultats, l'écart entre les valeurs moyennes étant inférieures à 1%. Cependant, comme le soulignent Pindera et al. (1987), la spectaculaire dispersion sur les résultats Iosipescu et l'hypothèse d'homogénéité du cisaillement dans la section médiane de l'éprouvette jettent un doute sur la validité du résultat. Il semble fort probable que la corrélation observée ne soit qu'accidentelle.

Dans le même ordre d'idée, Lee et al. (1990) présentent une comparaison entre des essais Iosipescu, traction hors-axes 10° et sur stratifiés $[\pm 45]_{nS}$ pour différents composites à renforts de fibres de carbone. Leurs résultats sont synthétisés dans le Tableau I.1.

	losipescu 90°	Traction ±45°	Traction 10°	Ecart max. (%)
IM6/1806	3,30 (9,7)	3,52 (7,0)	3,79 (6,0)	-13,8
IM6/F584	6,00 (14,0)	5,33 (5,9)	5,46 (6,7)	+11,8
IM6/5245C	5,65 (9,0)	5,03 (5,8)	5,50 (5,5)	+11,6

Tableau I.1 - Comparaison entre plusieurs essais de cisaillement (Modules en GPa, entre parenthèses figurent les coefficients de variation), tiré de Lee et al. (1990).

On voit sur le tableau précédent que les résultats sont loin d'être satisfaisants. Plus que les 10% d'écart entre les trois méthodes, les importantes dispersions, non expliquées, ne donnent pas confiance en ces essais. De plus, et comme précédemment, aucune correction numérique n'est utilisée. Pour un carbone/époxyde 90°, ce coefficient vaut environ 1,1, ce qui arrangerait les choses pour le premier matériau mais les empirerait pour les deux autres.

Un travail plus rigoureux du point de vue mécanique a été présenté par Pindera et al. (1987). On y voit pour la première fois la notion de correction numérique pour tenir compte de la non-homogénéité des contraintes dans la section centrale. Ces auteurs comparent les valeurs du module de cisaillement de deux matériaux (un aramide/époxyde et un carbone/polyimide) mesuré à l'aide d'essais hors-axes à 10° et 45° ainsi que des essais losipescu à 0° et 90°. Les résultats hors-axes ont aussi été corrigés d'après Pindera et Herakovich (1986). Les résultats obtenus sont résumés dans le Tableau I.2.

Matériau	Configuration	G_{xy} (GPa)	Ecart max. (%)
Aramide/époxyde	Hors-axes 10°	1,58	4,5
	Hors-axes 45°	1,57	
	losipescu 0°	1,51	
	losipescu 90°	1,52	
Carbone/polyimide	Hors-axes 10°	5,73	13,6
	Hors-axes 45°	5,10	
	losipescu 0°	5,00	

Tableau I.2 - Comparaison entre plusieurs essais de cisaillement pour deux types de composites (tiré de Pindera et al., 1987).

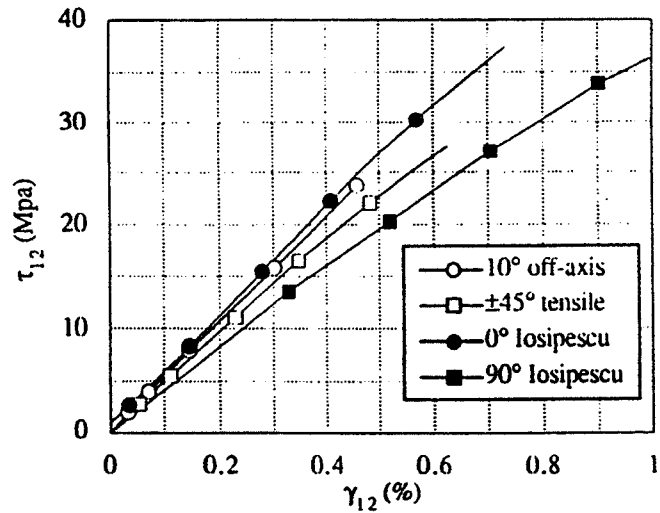
On note une bonne corrélation pour l'aramide/époxyde, mais il est dommage qu'aucune mention de la dispersion ne soit donnée. De plus, il n'est pas dit comment ces modules sont obtenus, si le comportement est linéaire et si c'est le cas, jusqu'à quel niveau de déformation. Par ailleurs, la corrélation pour le carbone/polyimide est nettement moins satisfaisante.

Les remarques précédentes s'appliquent aussi à Pindera et al. (1990) dont les résultats sur un carbone/époxyde sont synthétisés dans le Tableau I.3. Là aussi, des corrections numériques sont utilisées de manière similaire à ci-dessus.

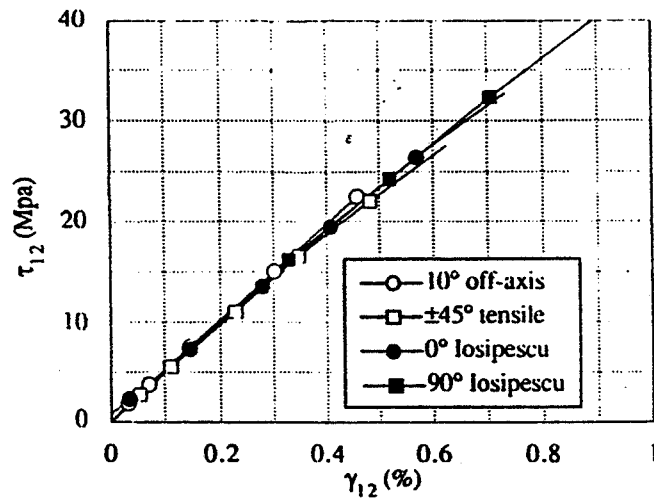
Type d'essai	G_{xy} corrigé (GPa)	Ecart max. (%)
Hors-axes 10°	4,13	
Hors-axes 45°	3,93	8,4
Iosipescu 0°	4,23	
Iosipescu 90°	3,89	

Tableau I.3 - Comparaison entre plusieurs essais de cisaillement pour un carbone/époxyde (tiré de Pindera et al., 1990).

Enfin, récemment, Ho et al. (1991) ont comparé quatre essais de cisaillement sur un composite carbone/époxyde. Les résultats sont donnés sous forme de courbes contrainte-déformation avant et après correction numérique (voir Figure I.3). Bien que les résultats soient visuellement saisissants, il n'en reste pas moins qu'il est difficile de les comparer à ceux présentés précédemment dans cette bibliographie puisqu'il n'apparaît aucun résultat chiffré en termes de module ou de dispersion.



(a)



(b)

Figure I.3 - Réponses en cisaillement d'un composite carbone/époxyde obtenues à l'aide de plusieurs essais avant (a) et après (b) corrections (tiré de Ho et al., 1991).

On peut ajouter à la synthèse ci-dessus des résultats de validation obtenus par certains auteurs sur des matériaux isotropes.

Sullivan et al. (1985) comparent le module de cisaillement d'une résine vinyl-ester (Derakane 473-36) obtenu par essais de traction et Iosipescu (montage initial de Walrath et Adams). Les essais de traction donnent 1,41 GPa alors que Iosipescu aboutit à $1,71 \pm 2,1$ GPa, soit 21% de différence. Aucune correction numérique n'a été utilisée, mais pour un matériau isotrope, celle-ci est toujours supérieure à 1, ce qui aurait eu pour effet d'accentuer encore la différence.

Citons encore Weinberg (1987) qui a testé sept types de thermoplastiques commercialisés ainsi qu'un composite carbone/époxyde unidirectionnel AS4/3501-6 et qui compare les valeurs qu'il obtient avec celles données soit par les fabricants, soit par la littérature. Les résultats, non-corrigés, figurent dans le Tableau I.4.

Matériaux	G_{xy} expérimental (GPa)	G_{xy} littérature (GPa)	Ecart en %
AS4/3501-6	7,10 ± 0,57	5,90 ± 0,82	18,5
Thermoplastiques:			
1	1,65 ± 1,03	0,796	69,8
2	1,62 ± 0,56	0,930	54,1
3	1,30 ± 0,28	1,16	11,4
4	0,724 ± 0,33	1,06	-37,7
5	0,421 ± 0,11	0,558	-28,0
6	0,376 ± 0,071	0,648	-53,1
7	0,146 ± 0,068	0,407	-94,4

Tableau I.4 - Comparaison expérience/littérature de modules de cisaillement obtenus à l'aide de l'essai d'Iosipescu pour différents matériaux (tiré de Weinberg, 1987).

L'utilisation d'une correction numérique réduirait certains écarts mais en augmenterait d'autres. Ce n'est donc pas la cause des écarts très importants constatés ci-dessus.

Enfin, Adams et Walrath (1987b) obtiennent un module de cisaillement de 25,5 GPa pour un alliage d'aluminium 6061-T651, avec un coefficient de variation de 4,5%. Cette valeur se compare très bien à la littérature (25,9 GPa, tiré de Metals Handbook, 1979)). Cependant, la gamme de module de cisaillement est ici très différente des composites stratifiés à matrices polymères. Par ailleurs et là aussi, aucune correction numérique n'est employée.

En conclusion de cette partie, on peut dire que les comparaisons entre différents essais de cisaillement ne sont jamais très satisfaisantes, même si elles peuvent être parfois encourageantes. Chaque fois que des valeurs d'écart-types ou de coefficients de variation sont données, elles traduisent d'importantes dispersions sur les valeurs de modules. On peut citer Abdallah et Gascoigne (1989) qui obtiennent des coefficients de variation de plus de 16% pour des essais Iosipescu à 0° et 90° sur des échantillons de carbone/époxyde AS4/3501-6; ou encore Barnes et al. (1987) qui, pour des éprouvettes de verre/époxyde, ont des coefficients de variation de 10% pour quatre échantillons Iosipescu 0°, et de 20% pour quatre à 90°. Des dispersions du même ordre sont aussi constatées par Lee et Munro (1990).

Par ailleurs, il est clair qu'en se référant au travail de Pindera et al. (1987), les travaux n'appliquant pas de correction numérique sur les essais Iosipescu partent avec un handicap d'environ 10% pour un carbone/époxyde 0°. En ce qui concerne les travaux qui appliquent cette correction (Pindera et al., 1987 et 1990, et Ho et al., 1991), il existe

toujours des écarts, parfois importants (plus de 10%) entre les essais losipescu pour différentes configurations et les essais de traction hors-axes ou sur croisé $[\pm 45]_{NS}$. En tout état de cause, il n'existe pas à notre connaissance à l'heure actuelle de travaux sur les essais de cisaillement qui expliquent et réduisent ces écarts de manière rigoureuse du point de vue de la mécanique.

Certains auteurs ont néanmoins tenté de mettre en évidence des anomalies liées à l'essai. Lee et Munro ont enregistré des écarts importants entre les valeurs de déformations mesurées sur les deux faces d'une éprouvette losipescu; plus encore, ils ont mis en évidence une non-linéarité de la réponse qui disparaissait lorsqu'on introduisait des cales plates entre le mors et l'éprouvette afin de mieux répartir la charge. Morton et al. (1992) ont enregistré des différences de 30% entre les déformations mesurées par jauges sur une face et moiré sur l'autre, pour un croisé carbone/époxyde. Cette différence allait jusqu'à 100% pour un échantillon 90° du même matériau.

Cependant, comme l'évoquent entre autres Ho et al. (1991), la non-homogénéité du matériau est souvent rendue responsable de ces écarts; le terme de "non-homogénéité" désigne ici une hétérogénéité à une échelle médiane entre les niveaux macroscopique et microscopique, et a une connotation de défaut par opposition au terme "d'hétérogénéité" intrinsèque à la nature même du composite. On retombe donc sur ce qui est déjà mentionné dans le préambule de ce mémoire, c'est-à-dire la difficulté de séparer les causes de dispersions et d'écarts liées aux matériaux et aux essais mécaniques en ce qui concerne la mesure du module de cisaillement plan des stratifiés. C'est là l'un des objectifs de ce travail.

2.2 Résistance au cisaillement

Lors de la conception de pièces de structure en composites se pose la question de la résistance de la pièce aux efforts qu'elle sera amenée à subir. Si une partie du travail dans ce domaine consiste à modéliser correctement les efforts appliqués à la pièce, une autre concerne le développement de critères de ruptures pertinents. Mais quel que soit le bien fondé de ces critères, ils exigent tous des informations sur le matériau. Il s'agit pour cela de déterminer la contrainte de rupture pour différentes sollicitations (traction, compression, cisaillement), et cela dans différentes directions pour les matériaux anisotropes. La difficulté en ce qui concerne le cisaillement est la quasi impossibilité de créer un état de cisaillement pur, nécessaire à la détermination de la contrainte de rupture. L'essai d'losipescu n'échappe pas à cette règle et il s'ensuit un certain nombre d'incohérences dans les publications traitant de ce sujet.

Pour l'essai d'losipescu à 0° , l'interprétation de la rupture est très délicate. En effet, comme le constatent tous les auteurs, la rupture s'initie dans un premier temps aux abords de l'entaille, sous la forme de deux fissures symétriques (1 et 2) qui affectent clairement la courbe contrainte-déformation, voir Figure 1.4. Ensuite, l'éprouvette continue de supporter de la charge, se fissure encore au niveau de l'entaille (3 et 4), puis la contrainte maximum est

atteinte lorsque se créent une ou une série de fissures parallèlement aux fibres dans la partie centrale de l'éprouvette (5), voir Figure I.4.

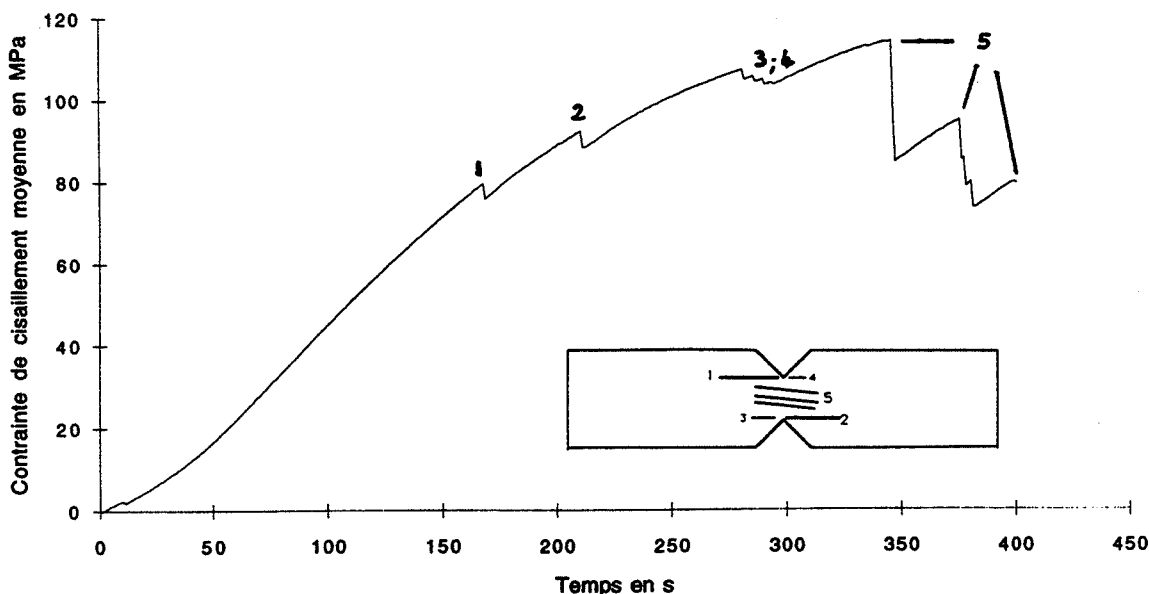


Figure I.4 - Rupture d'un échantillon losipescu unidirectionnel 0°.

Swanson et al. (1985) comparent les contraintes à rupture pour des essais de torsion sur tubes minces et losipescu, pour un carbone/époxyde AS4-3501-6. Pour la torsion, ils constatent une valeur de 95,7 MPa (coefficient de variation: 5,7%); la rupture est facile à constater pour cet essai. En revanche, ces auteurs prennent comme contrainte de rupture en cisaillement la valeur de la contrainte lors de la première fissuration (1), en justifiant cela par le fait que le reste de la courbe est plus caractéristique de la structure que du matériau. Moyennant cette hypothèse, ils trouvent une contrainte à rupture de 91,2 MPa, soit un écart de 5% avec la torsion.

En revanche, Adams et Walrath (1987b) considèrent que si la rupture est bien due au cisaillement, il existe une concentration de contrainte locale au niveau des entailles et que donc, la contrainte moyenne mesurée lors de la première fissuration ne peut représenter qu'une borne inférieure de la résistance. Ainsi, la valeur de 91,2 MPa obtenue par Swanson et al. (1985) est trop faible; Adams et Walrath (1987b) citent une valeur de 130 MPa pour ce matériau (AS4/3501-6), donnée par Hercules (1981). Ils remarquent que la corrélation avec les valeurs de résistance pour la torsion est probablement fortuite, cet essai étant très difficile à réaliser. Pindera et al. (1987) sont également d'accord avec cette interprétation. Étonnamment, la valeur maximum atteinte lors des essais losipescu de Swanson et al. (1985) est de 127 MPa. Ce point rejoint le raisonnement de Broughton et al. (1990) qui affirment qu'après création des fissures 1 et 2 (Figure I.4), la zone centrale est le siège de contraintes de cisaillement homogène et que par conséquent, c'est la valeur de la contrainte lors de la création de la première fissure de la série 5 qui doit être interprétée comme la résistance au

cisaillement. Ces auteurs introduisent aussi l'idée que si la création des fissures 1 et 2 est due à une concentration de contrainte de cisaillement, leur propagation se fait en mode mixte (c'est-à-dire sous contraintes σ_s et σ_y). Cette approche est partagée par Morton et al. (1992).

Il existe aussi des publications très spécifiques s'attaquant au problème par le moyen de la mécanique de la rupture. Hollmann (1991) utilise un critère de zone d'endommagement (DZM) pour prévoir la résistance en cisaillement de stratifiés T300/914C quasi-isotropes. Kumosa et Hull (1987) étudient la propagation des fissures 1 et 2 en mode mixte en calculant par éléments finis les coefficients K_I et K_{II} au fond de la fissure et déduisent que la contrainte transverse σ_y joue un rôle important. Ces articles sont cependant compliqués pour le non-spécialiste et n'apportent pas de réponse au problème de la détermination d'une résistance au cisaillement susceptible d'être intégrée, par exemple, dans un critère de rupture macroscopique de type Tsai-Hill.

En conclusion sur la mesure de la résistance au cisaillement par l'essai d'Iosipescu, on peut dire que tout reste à faire. Citons simplement Morton et al. (1992) qui affirment que la présence d'une zone de contrainte uniforme dans la partie centrale de l'éprouvette Iosipescu 0° après les fissures 1 et 2 suggère que des résultats significatifs de résistance au cisaillement doivent pouvoir être obtenus.

2.3 Modélisation de l'essai

L'essai d'Iosipescu présente la caractéristique de *ne pas suivre l'hypothèse de Saint-Venant* dans la mesure où l'application des efforts est proche du point de mesure. De plus, la nécessité d'évaluer l'état de contrainte et de déformation au centre de l'éprouvette pour calculer le coefficient de correction engendre le besoin de modéliser la sollicitation de l'échantillon. Dans cette partie, nous passerons en revue les différentes approches pour évaluer les conditions aux limites de l'essai d'Iosipescu.

La première modélisation des conditions aux limites pour l'essai d'Iosipescu version modifiée a été faite par Adams et Walrath (1987b). Il s'agit d'appliquer des déplacements transversaux imposés constants sur la partie droite du modèle, la partie mobile, et de bloquer les déplacements transversaux de la partie gauche, fixe (voir Fig. 1.5).

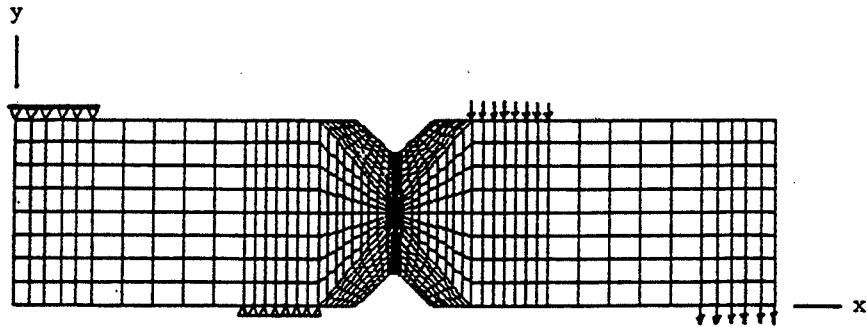


Figure 1.5 - Premier modèle éléments finis de l'éprouvette losipescu de la nouvelle configuration de Walrath et Adams (tiré de Adams et Walrath, 1987b).

Ces auteurs ne donnent malheureusement aucune justification de ce modèle. On peut légitimement se demander pourquoi imposer des déplacements constants, ou encore pourquoi ne pas les imposer sur toute les surfaces en contact (comme sur la Figure 1.2). De plus, l'hypothèse de déplacements libres dans la direction longitudinale x ne semble pas triviale et nécessiterait une justification. Pindera et al. (1987 et 1990) reprennent la même modélisation des conditions aux limites en affirmant simplement qu'elle "simule les conditions expérimentales".

Une approche un peu plus rigoureuse est adoptée par Broughton et al. (1990). Ces derniers, avec un montage différent, comparent deux types de modélisation des conditions aux limites, en supposant soit des déplacements uniformes imposés, soit des forces uniformément réparties (voir Figure 1.6).

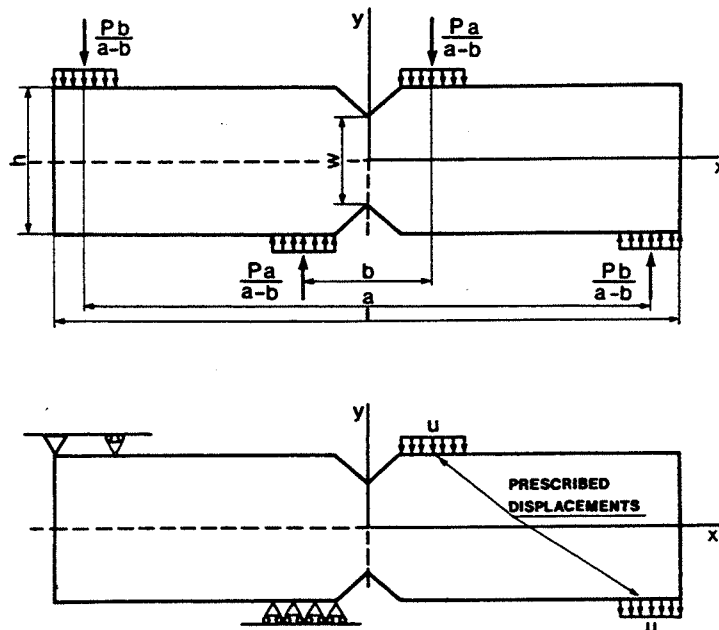


Figure 1.6 - Conditions aux limites utilisées par Broughton et al. (1990).

Il faut noter que les surfaces restreintes sur lesquelles sont appliqués les chargements correspondent bien à leur montage, contrairement à Adams et Walrath (1987b). Pour justifier un choix entre ces deux types de modélisation, les auteurs comparent les lignes d'isocontraintes de Von Mises avec le réseau d'isochromatiques d'un modèle photoélastique, ceci sur un matériau isotrope (Figure 1.7).

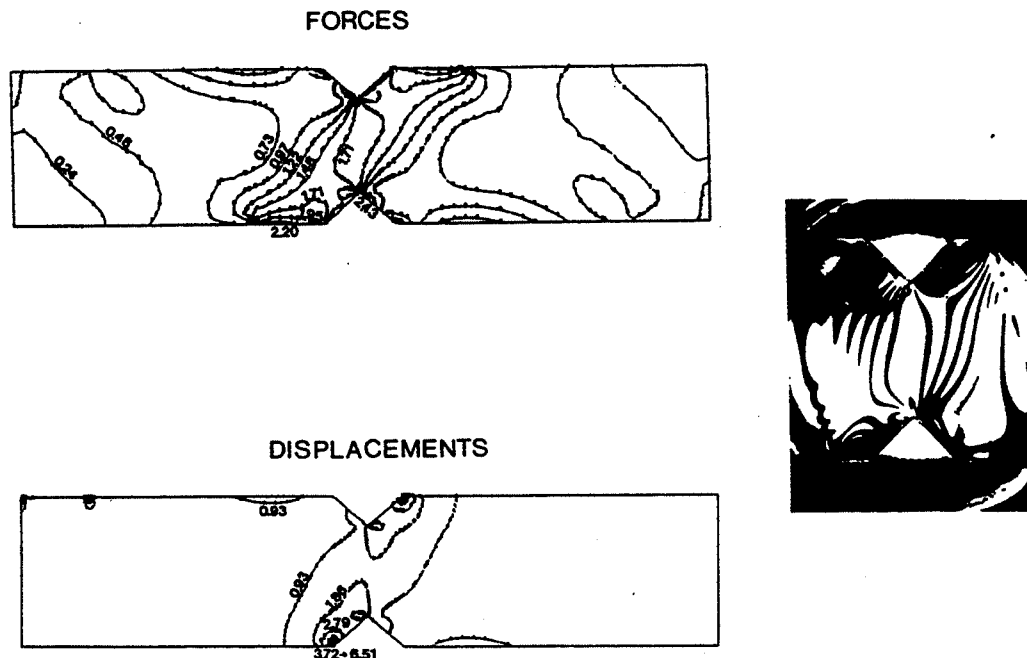


Figure 1.7 - Comparaison des isocontraintes de Von Mises avec des franges isochromatiques obtenues par photoélasticimétrie pour un matériau isotrope, ceci pour deux types de conditions aux limites

(tiré de Broughton et al., 1990)

Les auteurs argumentent que pour les conditions en déplacements imposés, les contraintes restent confinées dans la partie centrale et ne ressemblent pas du tout aux franges de photoélasticité. Cependant, il semble clair que si plus d'isocontraintes avaient été tracées pour les conditions en déplacements imposés, la représentation aurait été très similaire à celle des conditions en forces réparties, comme le suggère la similitude des franges à 0,93 et 0,97. La conclusion de ces auteurs semble donc un peu hâtive. Une démarche similaire pour des matériaux orthotropes (étude de photoélasticité réalisée à l'aide de films photoélastiques) apporte des résultats aussi peu convaincants.

Une approche intéressante est celle de Ho et al. (1993) qui partent de conditions aux limites en déplacements imposés sur toutes les surfaces en contact (Figure 1.8) puis qui appliquent la condition qu'il n'existe pas de lien physique entre l'éprouvette et le montage. Ainsi, toute force de réaction à un noeud contraint indiquant que le mors "tire" l'éprouvette

provoque la libération de ce noeud. Par itération, on arrive ainsi à une configuration de noeuds contraints propre à chaque matériau, comme le montre la Figure I.9.

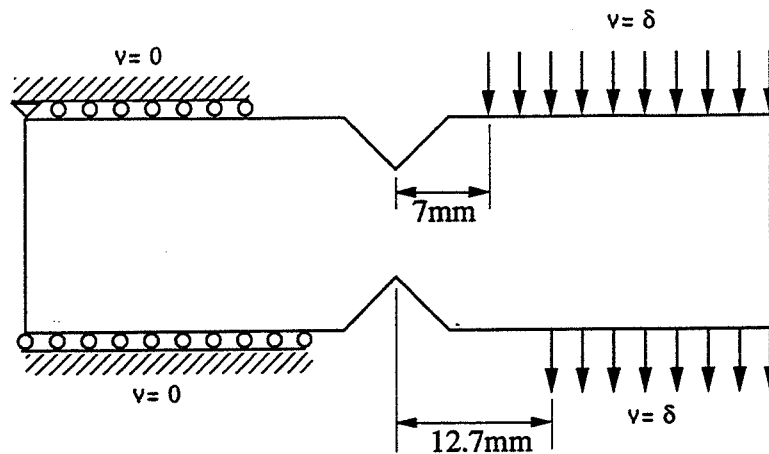


Figure I.8 - Conditions aux limites initiales (tiré de Ho et al., 1993).

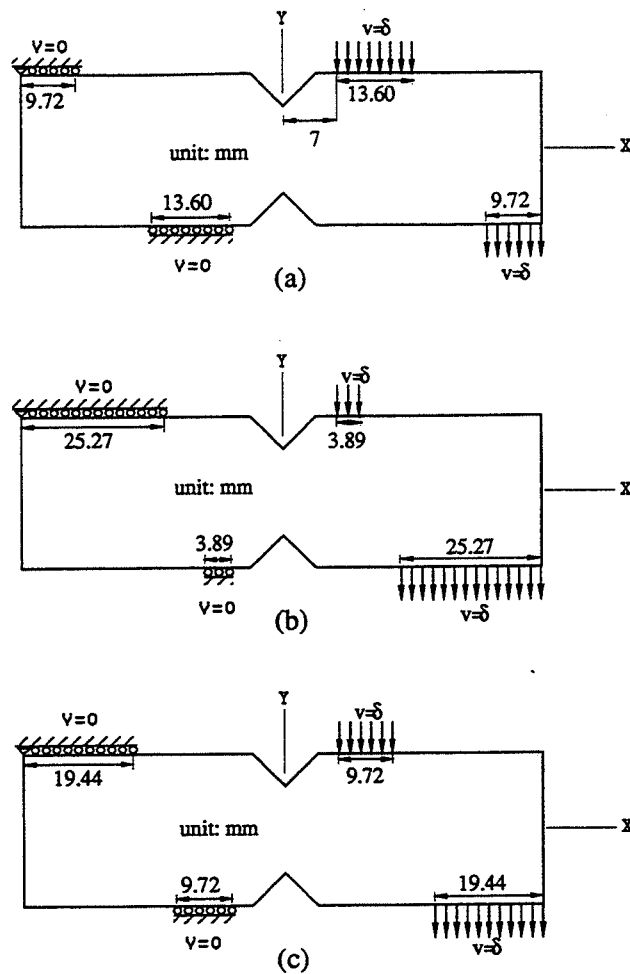


Figure I.9 - Configurations finales des conditions aux limites pour des éprouvettes de carbone/époxyde à 0° (a), 90° (b) et 0/90 (c) (tiré de Ho et al., 1993).

Ces conditions aux limites semblent plus pertinentes mais on peut regretter que le contact selon x ne soit pas étudié. Par ailleurs, il n'y a toujours pas de justifications de l'emploi de conditions aux limites initiales en déplacements uniformes imposés. Une autre répartition initiale des conditions aux limites aurait pour conséquence des longueurs de surfaces de chargement différentes pour les modèles itérés, et donc certainement une autre répartition des contraintes.

On voit bien en étudiant les publications même les plus récentes qu'il subsiste un flou quant à la connaissance précise du type de sollicitation que subit l'éprouvette losipescu. Ce flou nuit à la compréhension de l'essai et est probablement source d'inexactitudes sur les valeurs de la correction numérique. Morton et al. (1992) donnent un intervalle de valeurs pour ce coefficient de correction pour des éprouvettes losipescu carbone/époxyde 0° et 90° , ceci pour diverses répartitions de chargement (Figure I.10). Ils trouvent:

$$0^\circ \quad 0,889 \leq CF \leq 0,972$$

$$90^\circ \quad 1,200 \leq CF \leq 1,204$$

et concluent que la configuration à 0° est très sensible à la modélisation des conditions aux limites. Il faut cependant modérer ce point en soulignant que les cas envisagés sont très différents les uns des autres et que les modèles trouvés dans la littérature sont généralement plus proches de la réalité. Il n'en reste pas moins un doute que le travail présenté dans ce mémoire tente de lever.

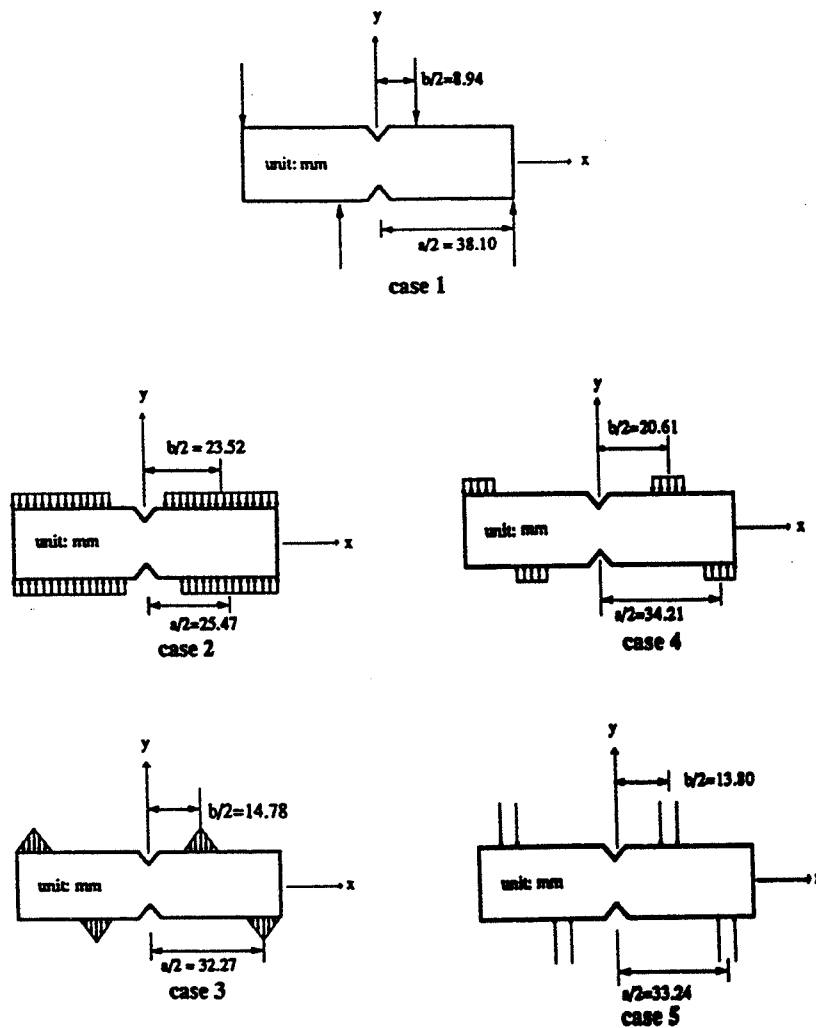


Figure I.10 - Simulations de différents cas de chargement (tiré de Morton et al., 1992).

3. SITUATION ET ORIGINALITÉ DU TRAVAIL

Le grand nombre de publications sur l'essai d'Iosipescu pourrait laisser croire qu'il ne reste plus qu'un "vieux os à ronger". L'optimisme de certains auteurs (Swanson et al., 1985), entre autres) risque de donner l'impression que tous les problèmes sont résolus et que l'essai est prêt à l'emploi. Or, le condensé bibliographique présenté ci-dessus a mis en lumière de nombreuses carences:

En ce qui concerne la mesure du module de cisaillement de composites stratifiés, des dispersions importantes apparaissent, qui ont tendance à être imputées à la non-homogénéité des matériaux (au sens défini précédemment). Cependant, certains auteurs (Lee et Munro, 1990, Morton et al., 1992) ont montré que les conditions expérimentales dans lesquelles sont effectués les essais ont une influence directe sur les résultats. A l'heure actuelle, le recoupement de plusieurs essais de cisaillement ne donne que rarement des résultats en deçà de

10%. Même si ce niveau d'erreur peut paraître satisfaisant à d'éventuels utilisateurs, il faut garder à l'esprit que ces niveaux d'erreurs sont atteints par des chercheurs dans des conditions de laboratoire. Un utilisateur industriel devra certainement faire face à des écarts beaucoup plus importants, tant il est vrai que l'essai d'Iosipescu n'est pas d'une mise en oeuvre facile. On retrouverait donc, à une échelle encore plus importante, les écarts de la littérature. Pour pallier à ceci, il faudrait arriver à une procédure expérimentale précise intégrant toutes les étapes, de la préparation des éprouvettes à l'exploitation des résultats. Ceci s'appelle communément une norme mais il nous semble qu'à l'heure actuelle, l'état de maîtrise de l'essai n'est pas suffisant pour aboutir à une méthodologie expérimentale pertinente et bien fondée.

Quant à la mesure de la résistance au cisaillement, nous avons montré qu'il n'est pas évident de pouvoir la déterminer à l'aide de l'essai d'Iosipescu. C'est pourtant bien là une condition sine qua non de la longévité de l'essai qui sans cela risque d'être supplanté, pour les stratifiés à matrice polymère du moins, par les essais de traction hors-axes ou sur $[\pm 45]_{NS}$, plus faciles à mettre en oeuvre et utilisant un équipement standard.

Le but du travail qui fait l'objet de cette thèse est de comprendre et de réduire les dispersions et les écarts qui ont été constatés dans la partie bibliographique. Il s'agit de conduire un travail appartenant au champ de la mécanique appliquée aux matériaux composites; il n'est pas question de caractériser le comportement en cisaillement de ces matériaux. Cependant, il est nécessaire de pouvoir faire la part des incertitudes dues au matériau testé et celles dues aux conditions mécaniques. Pour cela, il est nécessaire d'avoir au préalable une bonne connaissance du matériau utilisé.

Le mémoire s'articule principalement autour de quatre parties.

Dans la première, il s'agit de comprendre et de modéliser l'essai d'Iosipescu. Dans un premier temps, on est amené à s'intéresser au montage expérimental et aux modifications qui y ont été apportées. Ceci conduit directement à la modélisation de la sollicitation subie par l'éprouvette, modélisation qui sert de base à un calcul par éléments finis. Celui-ci a pour but de calculer au mieux la correction numérique à appliquer aux résultats expérimentaux. Il est aussi nécessaire d'évaluer la sensibilité de cette correction aux paramètres de la loi de comportement élastique orthotrope, ainsi qu'aux conditions aux limites. On aboutit finalement à déterminer l'ensemble des facteurs correctifs qui sont nécessaires à l'exploitation rigoureuse des essais présentés dans ce mémoire.

La deuxième partie examine de plus près la mesure du glissement à l'aide de rosettes biaxiales. On définit ainsi une procédure expérimentale d'extensométrie. Par ailleurs, on présente une méthode d'identification originale s'appuyant sur une mesure du champ de déplacement de la partie centrale de l'éprouvette Iosipescu. Finalement, une validation du montage et de la procédure d'extensométrie est effectuée sur un matériau isotrope.

La troisième partie est consacrée à la comparaison de différents essais losipescu et hors-axes à 45° sur un même stratifié carbone/époxyde. Après une caractérisation physique et mécanique précise du matériau, des essais losipescu sur des éprouvettes $[0]_{20}$, $[90]_{20}$ et $[0/90]_{5S}$ sont comparés à une série d'essais de traction hors-axes à 45°. L'aspect statistique est particulièrement mis en valeur afin d'aboutir à une comparaison aussi fine et rigoureuse que possible. En partant de ces résultats, une discussion sur les conditions d'essais est présentée. Enfin des essais à rupture donnent lieu à un début d'interprétation concernant la mesure de la résistance au cisaillement.

La dernière partie est une synthèse des éléments présentés dans ce mémoire, sous la forme d'une proposition de méthodologie expérimentale pour la mesure du module de cisaillement de composites stratifiés.

CHAPITRE II

MONTAGE IOSIPESCU ET MODÉLISATION

1. ÉTUDE ET MODIFICATION DU MONTAGE IOSIPESCU

1.1 Du montage original au montage final

Le montage initial dont nous disposons au début de ce travail avait été élaboré à partir des plans publiés par Walrath et Adams (1983a). Il est représenté à la Figure I.1. Un schéma détaillé est donné à la Figure II.1.

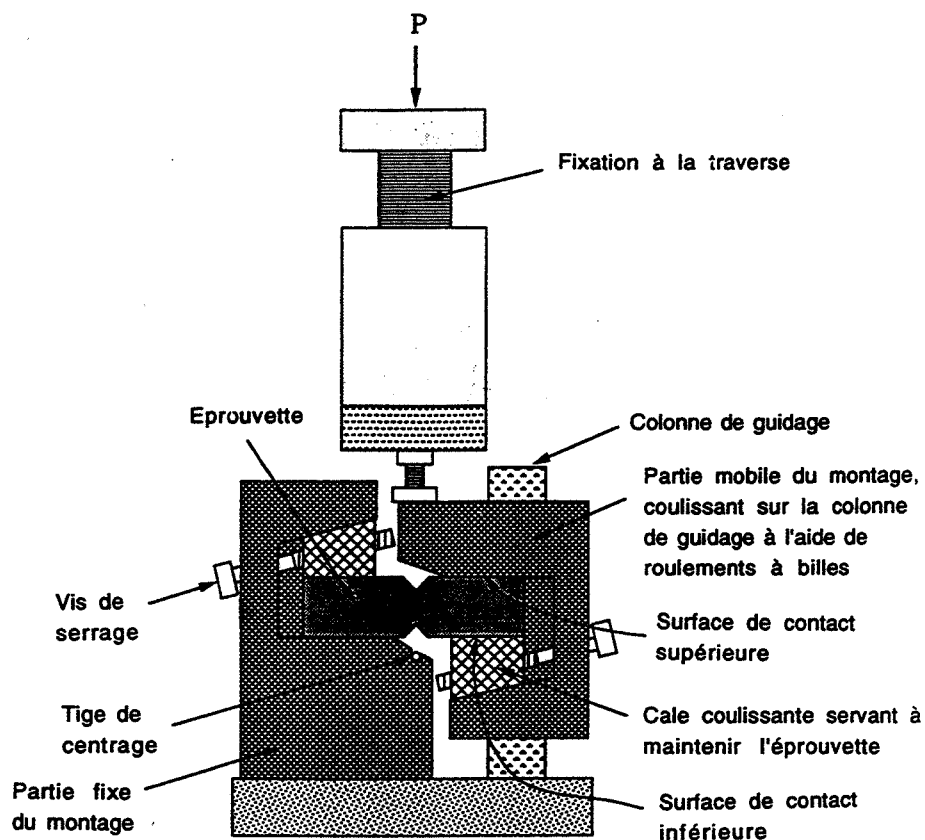


Figure II.1 - Schéma du montage Iosipescu initial (tiré de Ho et al., 1993).

Les deux principales modifications qui ont été apportées au montage concernent l'application de la charge et le guidage de la partie mobile. En effet, la tige filetée qui lie la

partie mobile du mors à la traverse est désaxée par rapport à l'éprouvette (voir Figure II.2), ce qui signifie que la charge n'est pas appliquée dans le plan médian de celle-ci, créant donc un moment de rotation par rapport à l'axe longitudinal x .

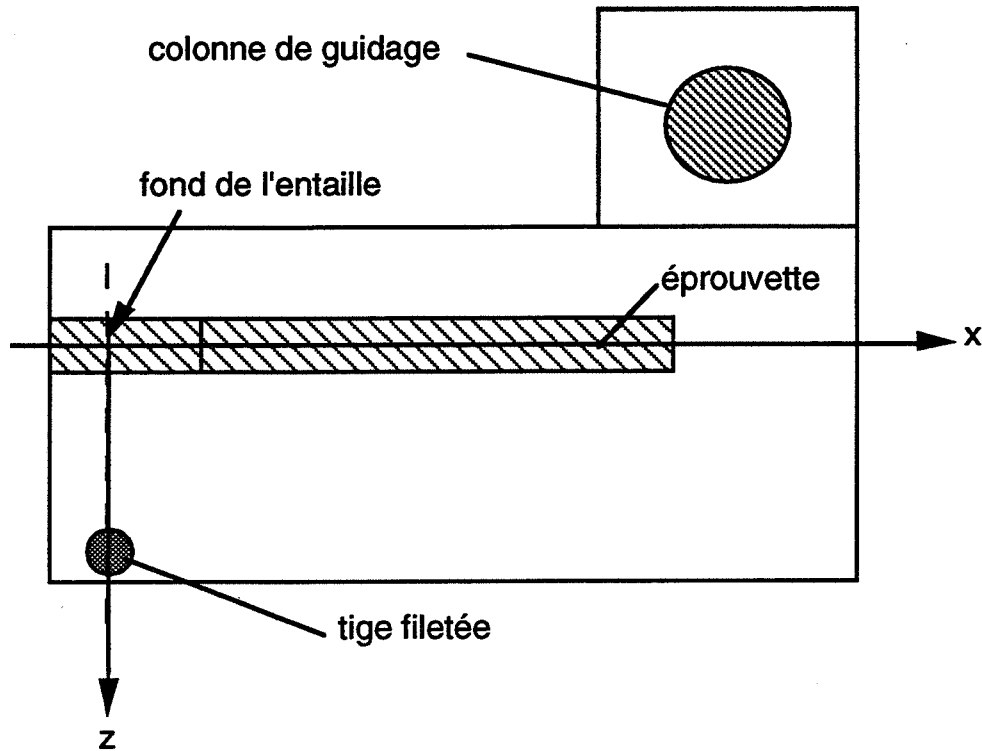


Figure II.2 - Application de la charge pour le montage losipescu initial (vue de dessus).

Par ailleurs, il existe un moment de la force appliquée P par rapport à la colonne de guidage. Celle-ci permettant la rotation autour de son axe, on peut donc craindre des mouvements parasites hors du plan. Pour se faire une idée plus précise, on a mesuré les déplacements suivant z en quelques points de la face avant de la partie mobile du montage à l'aide d'un comparateur à induction. Ces déplacements sont donnés pour un mouvement de 0,3 mm de la traverse (temps: une minute). Les résultats sont représentés sur la Figure II.3. Les déplacements positifs (courbe au dessus de l'axe t) indiquent un déplacement vers l'arrière.

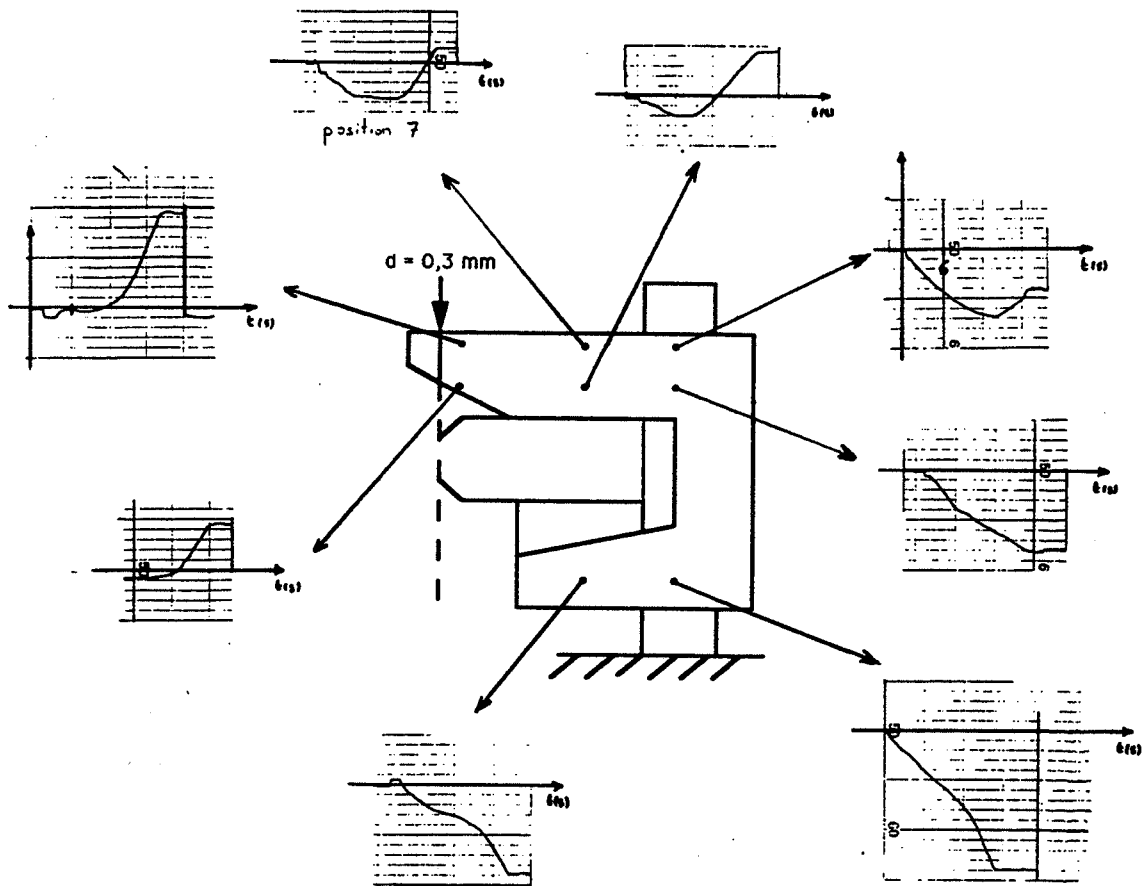


Figure 11.3 - Déplacements hors du plan en certains points du montage
(échelle des ordonnées: 1 graduation = 2 μm).

On voit clairement qu'il existe des déplacements parasites hors du plan, d'amplitude maximum égale à environ 30 μm . La répartition du sens des déplacements (vers l'arrière près de l'entaille de l'éprouvette et vers l'avant du côté de la colonne de guidage) suggère qu'un mouvement de rotation a lieu autour d'un axe vertical. Ceci engendre une sollicitation de flexion de l'éprouvette. Ce phénomène pourrait être en partie la source des différences constatées par certains auteurs entre les déformations mesurées sur les deux faces d'éprouvettes losipescu (Morton et al., 1992).

La nouvelle configuration de chargement adoptée consiste à utiliser un cylindre à bout sphérique appuyant sur la partie supérieure du mors mobile. Le point d'application a été translaté jusqu'au milieu de la face chargée supérieure de l'éprouvette, dans le plan médian de celle-ci, afin d'éviter le mouvement de torsion autour de x, mais aussi pour réduire le moment par rapport à la colonne de guidage (voir Figure 11.4).

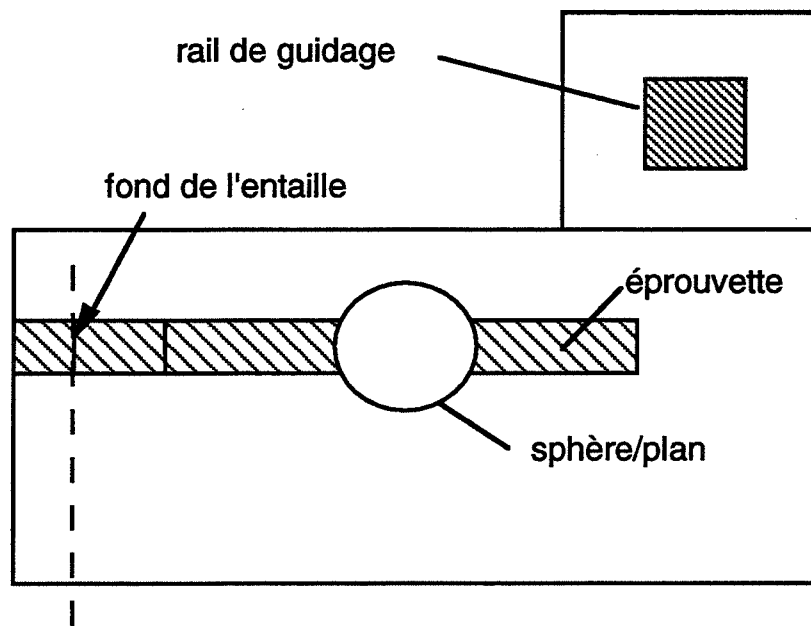


Figure II.4 - Application de la charge pour le nouveau montage (vue de dessus).

Si on répète l'expérience précédente avec ce nouveau montage, on constate que les déplacements parasites hors du plan sont inférieurs à $2\ \mu\text{m}$ pour un déplacement de $0,3\ \text{mm}$ de la traverse (Figure II.5).

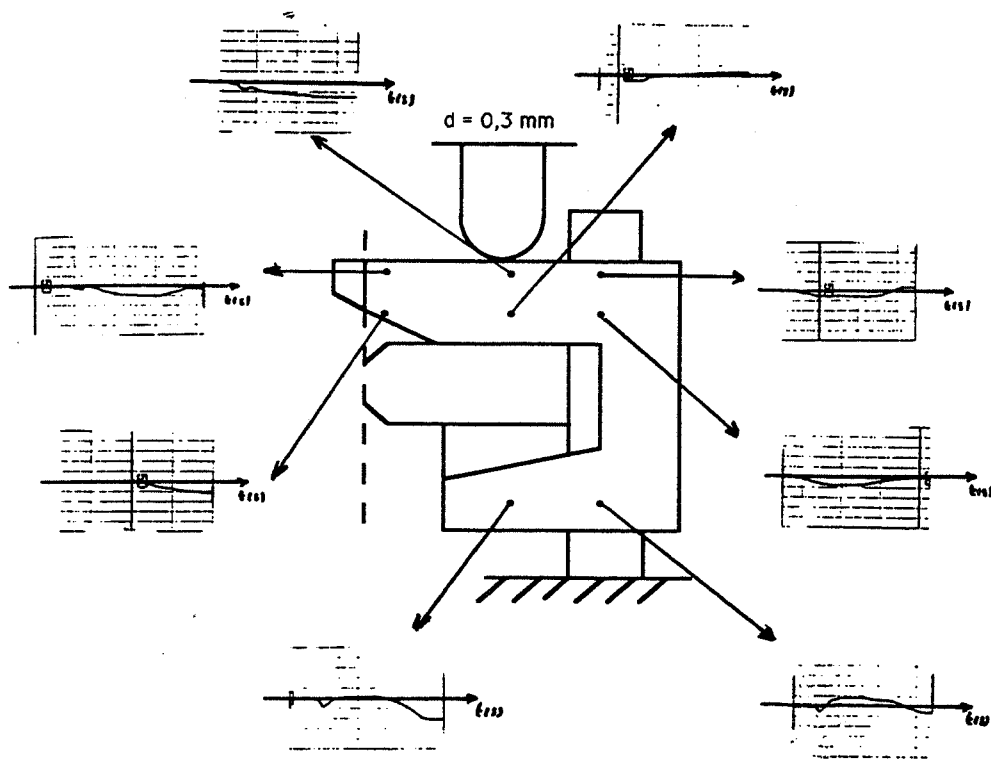


Figure II.5 - Déplacements hors du plan en certains points du montage, pour la nouvelle configuration (échelle: 1 graduation = $2\ \mu\text{m}$).

Pour pouvoir garder le point d'application de la force dans le plan médian d'éprouvettes d'épaisseurs différentes, des cales sont fixées sur les surfaces latérales internes des deux mors. Ceci a aussi pour avantage d'éviter des problèmes de contact entre l'éprouvette et les cales coulissantes (voir Figure II.6).

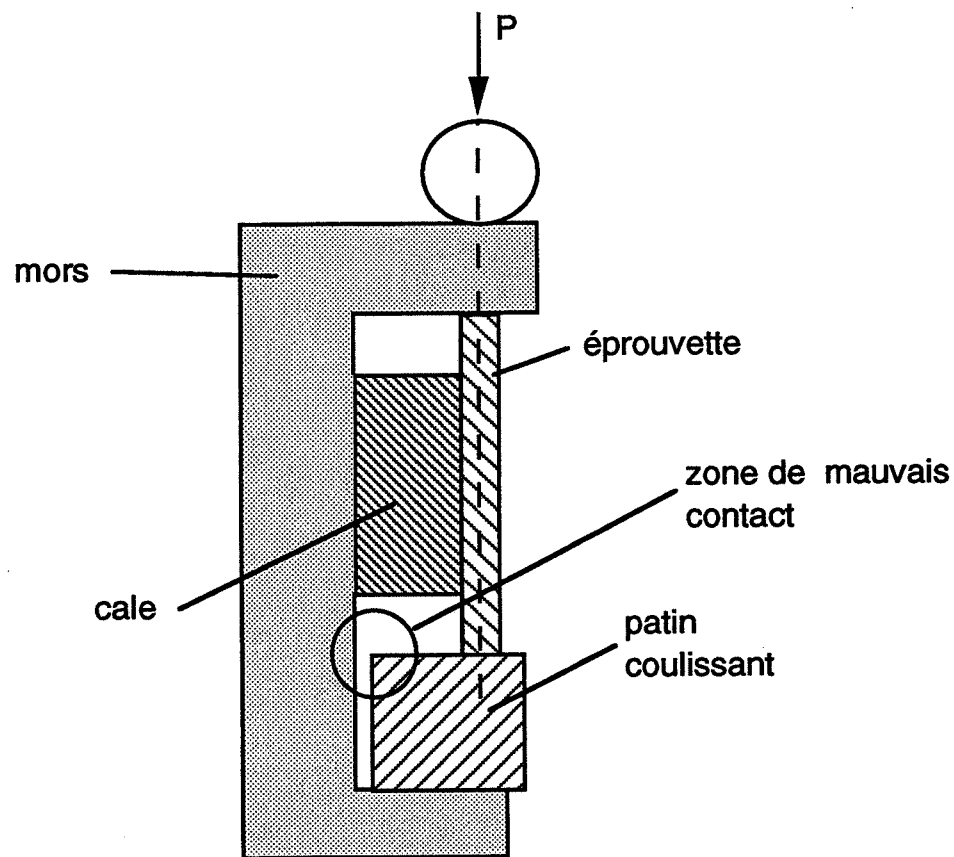


Figure II.6 - Positionnement d'une cale pour garder la charge dans le plan médian d'éprouvettes de différentes épaisseurs (vue en coupe).

De plus, la colonne de guidage cylindrique autorisant la rotation autour de son axe a été remplacée par un rail de guidage n'autorisant que la translation verticale. Finalement, le montage a été "retourné" de manière à éviter une précharge due au poids propre de la partie mobile du mors. Le montage final, tel qu'il est monté sur une machine hydraulique d'essais MTS est représenté sur la Figure II.7.

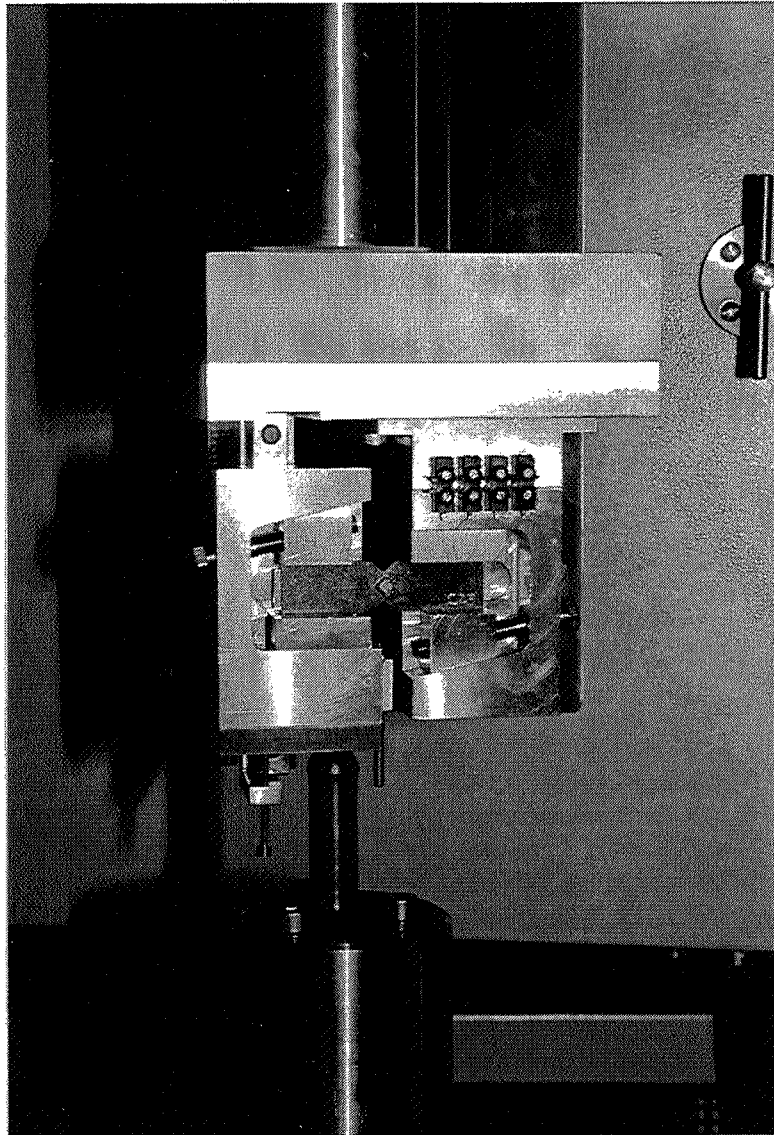


Figure II.7 - Photo du montage losipescu final.

On remarquera plusieurs détails visant à améliorer les conditions d'essai:

- Le contact sphère/plan s'effectue à l'aide d'un poinçon à bout sphérique et d'une plaquette démontable. Ces deux pièces ont subi un traitement thermique pour augmenter leur dureté, ceci dans le but d'éviter une indentation locale au point de contact. Ces deux pièces sont de petite taille et peuvent facilement être changées.

- Dans le même ordre d'idée, les surfaces de chargement fixes (c'est-à-dire les deux surfaces qui ne sont pas les patins coulissants) se présentent sous la forme de plaquettes démontables. Leur planéité est de l'ordre du centième de millimètre. Elles ne sont pas traitées thermiquement car il est probable qu'une trop grande dureté serait préjudiciable au contact avec l'éprouvette. Ces plaquettes peuvent donc être remplacées en cas de dégradation (usure, indentation etc...).

- Une plaque épaisse en acier a été placée au niveau de la fixation supérieure dans le but d'accroître la rigidité de flexion du montage.

Cette version finale du montage losipescu est celle qui a été utilisée pour la totalité des essais présentés dans ce mémoire. Elle ne diffère pas fondamentalement du montage initial mais les effets hors du plan ont été éliminés et la qualité de l'essai est mieux contrôlée.

1.2 Evaluation des conditions aux limites

Il s'agit maintenant de modéliser le type de mise en charge subie par l'éprouvette de manière à réaliser une étude par éléments finis s'appuyant sur des bases fiables et réalistes. Pour cela, on mesure, à l'aide d'un comparateur, les déplacements verticaux des surfaces de contact du mors, le plus près possible de l'éprouvette.

Une éprouvette d'unidirectionnel T300/914 0° est placée dans le montage et un déplacement de 0,2 mm est appliqué par le vérin. On mesure en plusieurs points de contact le déplacement vertical correspondant. Les résultats sont donnés sur la Figure II.8.

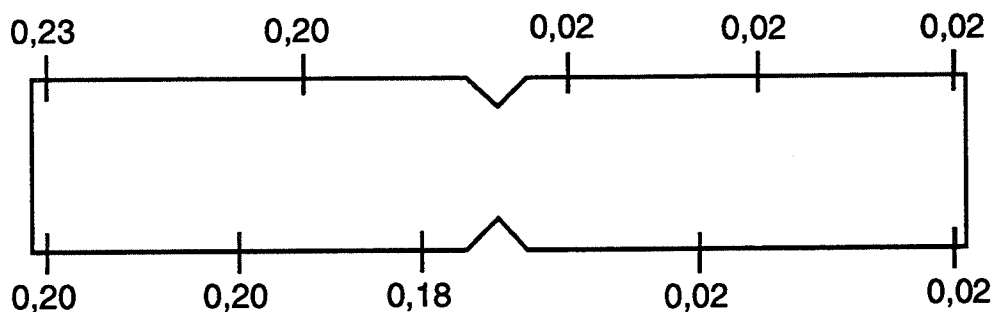


Figure II.8 - Déplacements verticaux (en mm) des points de contact du montage losipescu pour un déplacement de 0,2 mm du vérin.

On voit que l'hypothèse de déplacements verticaux uniformes imposés est raisonnable. Cette justification des conditions aux limites est plus rigoureuse que celle de Broughton et al. (1990) qui était, à notre connaissance, la seule tentative de justification dans la littérature.

2. MODÉLISATION PAR ÉLÉMENTS FINIS

2.1 Position du problème

Le but de cette partie est d'établir un lien entre la valeur du module de cisaillement du matériau et les grandeurs mesurées lors des essais, c'est-à-dire la force globale appliquée P et les déformations à $\pm 45^\circ$ moyennées sur la surface de grille des jauges. Le module de cisaillement apparent $G_{xy \text{ app}}$, c'est-à-dire déterminé par la pente de la courbe contrainte-déformation expérimentale, s'écrit:

$$(1) \quad G_{xy \text{ app}} = \frac{P/A}{\varepsilon_s \text{ moy}}$$

où A est la section médiane de l'éprouvette et $\varepsilon_s \text{ moy}$ la différence entre les déformations à -45° et $+45^\circ$ mesurées par les jauges. Le module de cisaillement vrai G_{xy} s'écrit:

$$(2) \quad G_{xy} = \frac{\sigma_s}{\varepsilon_s} = \frac{\sigma_s}{P/A} \cdot \frac{\varepsilon_s \text{ moy}}{\varepsilon_s} \cdot G_{xy \text{ app}} = C.S.G_{xy \text{ app}}$$

où σ_s et ε_s sont la contrainte de cisaillement et le glissement au point central de l'éprouvette. Ainsi, on définit deux coefficients de correction C et S; C est le rapport entre la contrainte de cisaillement au centre et la contrainte moyenne; S est le rapport entre la déformation moyenne mesurée sur toute la surface de grille des jauges et la déformation au centre.

$$(3) \quad C = \frac{\sigma_s}{P/A}$$

$$(4) \quad S = \frac{\varepsilon_s \text{ moy}}{\varepsilon_s}$$

Le but de ce chapitre est double: il s'agit bien sûr de déterminer le plus précisément possible les corrections numériques C et S pour les différents matériaux et différentes configurations qui seront testées dans le cadre de ce travail. Mais il s'agit aussi d'évaluer la sensibilité de ces corrections aux paramètres des lois de comportement élastique isotrope et orthotrope, ainsi qu'aux conditions aux limites, de manière à encadrer le niveau d'erreur engendré par les variations de conditions expérimentales (positionnement de l'éprouvette, qualité du montage etc...).

2.2 Premier modèle

Le modèle de base correspond au montage modifié de Walrath et Adams (Figure I.2). Le code utilisé est Ansys 4.4a et les calculs ont été effectués à l'Université de Bath. La Figure II.9 montre l'échantillon maillé ainsi que les conditions aux limites utilisées. La partie gauche est bloquée en déplacement selon y, la partie droite subit un déplacement imposé de -0.5 mm. Ces conditions aux limites seront raffinées dans un paragraphe ultérieur.

Le coin supérieur gauche est bloqué en déplacement selon x pour exclure le mouvement de corps rigide de translation selon x de la solution du problème. Le maillage comporte 2749 noeuds pour 952 éléments quadratiques en contraintes planes (triangles ou quadrilatères) formulés en déplacements.

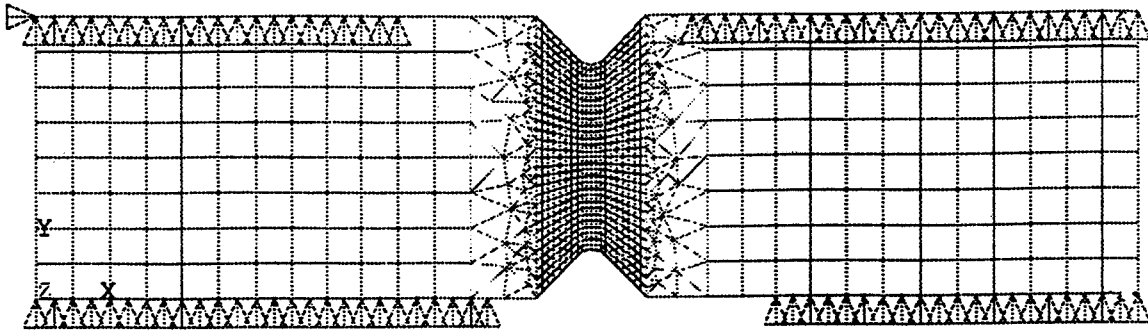


Figure II.9 - Echantillon losipescu maillé.

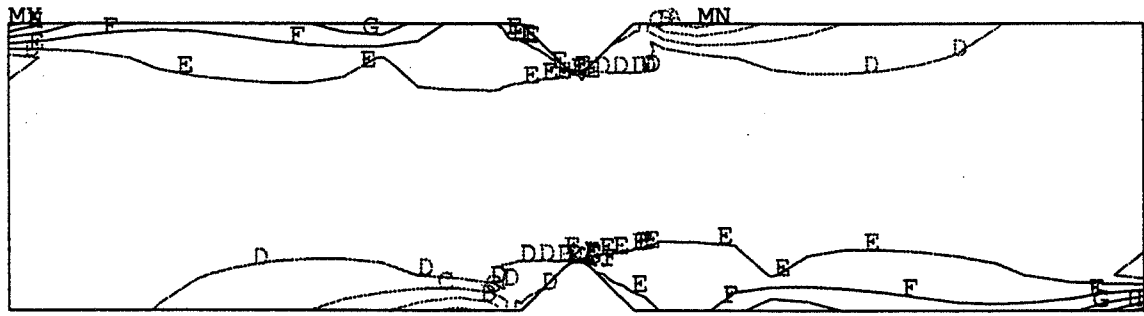
Les constantes élastiques utilisées pour ce premier calcul sont celles d'un unidirectionnel 0° du matériau utilisé dans la partie expérimentale (T300/914 carbone/époxyde):

$$\begin{array}{ll}
 E_{xx} = 135,0 \text{ GPa} & E_{yy} = 9,2 \text{ GPa} \\
 G_{xy} = 4,0 \text{ GPa} & \nu_{xy} = 0,37
 \end{array}$$

G_{xy} a été estimé par des essais losipescu préliminaires, les autres constantes ayant été tirées d'essais de traction. Il faut noter que ces valeurs ont été obtenues à partir d'une plaque différente de celles utilisées pour ce travail, d'où les légères différences avec les valeurs qui seront données au Chapitre III.

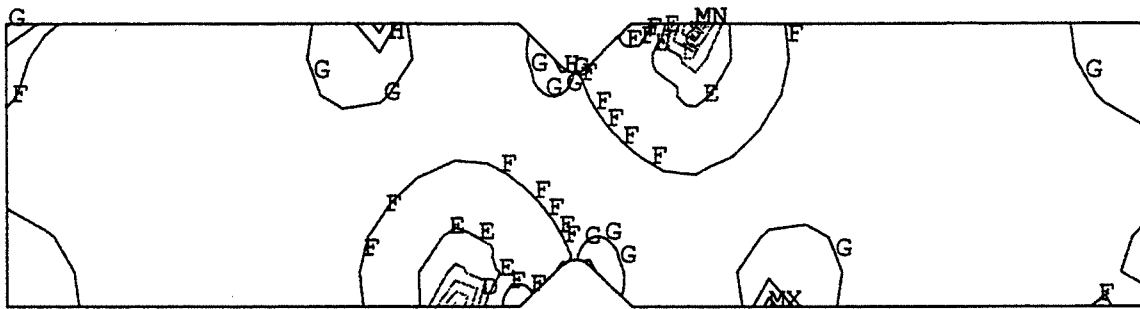
Les résultats présentés et correspondant au maillage de la Figure I.2 sont obtenus lorsque la convergence en déplacement est atteinte, c'est-à-dire que les valeurs des déplacements dans la partie centrale qui nous intéresse ne varient pas de plus de 1% lorsque la densité du maillage est doublée.

Les Figures II.10 (a, b et c) montrent respectivement les contours des contraintes σ_x , σ_y et σ_s . La Figure II.11 est un agrandissement des contours de la contrainte de cisaillement dans la partie centrale. On voit nettement que σ_s n'est pas uniforme entre les entailles. La symétrie des conditions aux limites par rapport au point central de l'éprouvette se répercute évidemment sur la forme des contours.



A	== -0.351E+09
B	== -0.250E+09
C	== -0.149E+09
D	== -0.475E+08
E	= 0.537E+08
F	= 0.155E+09
G	= 0.256E+09
H	= 0.358E+09
I	= 0.459E+09

Figure II.10a - Contours des isovaleurs des contraintes σ_x (Pa).



A	== -0.235E+09
B	== -0.193E+09
C	== -0.152E+09
D	== -0.111E+09
E	== -0.692E+08
F	== -0.278E+08
G	= 0.135E+08
H	= 0.549E+08
I	= 0.963E+08

Figure II.10b - Contours des isovaleurs des contraintes σ_y (Pa).

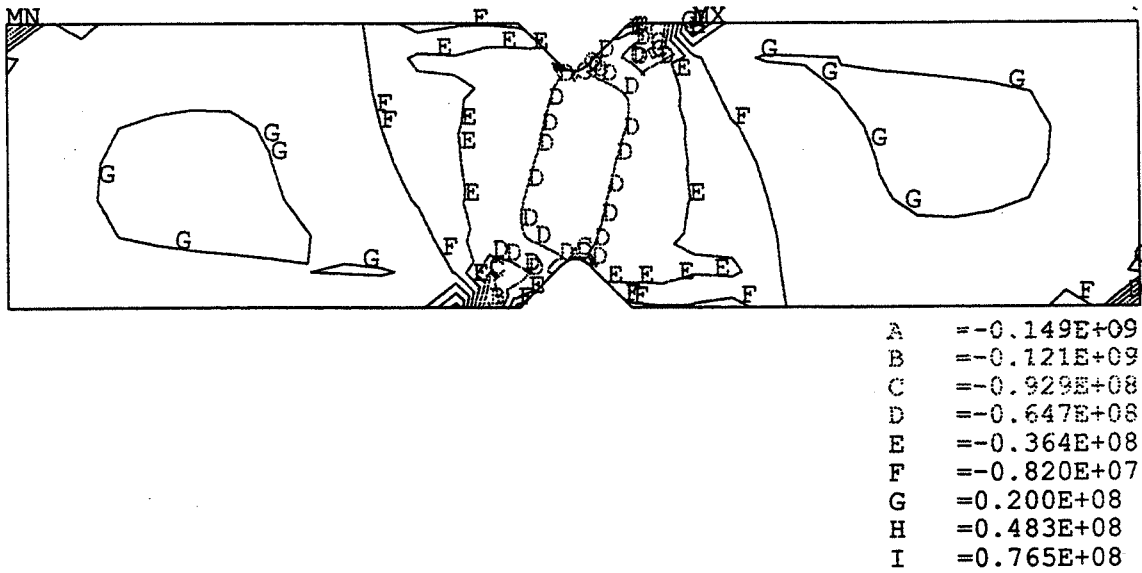


Figure II.10c - Contours des isovaleurs des contraintes σ_s (Pa).

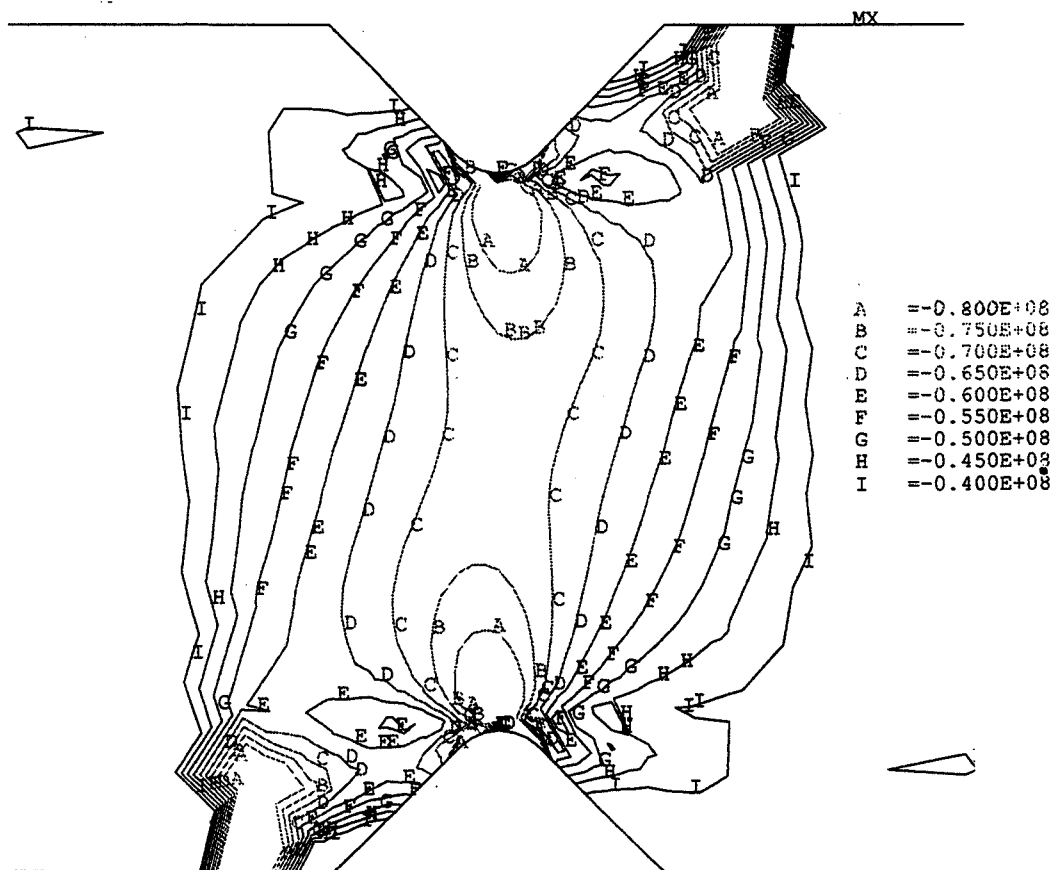


Figure II.11 - Contours des isovaleurs des contraintes σ_s (Pa) agrandis dans la partie centrale de l'échantillon.

Pour visualiser la non-uniformité des contraintes dans la section médiane, σ_x^* , σ_y^* et σ_s^* sont représentées sur la Figure II.12, la distance entre les entailles figurant en abscisse. Dans le but de rendre le graphe plus lisible, ces valeurs ont été rapportées à $|P/A|$. Ces contraintes seront dites "normalisées" et notées à l'aide d'une astérisque dans la suite du mémoire. On constate la prédominance du cisaillement sur les deux autres composantes.

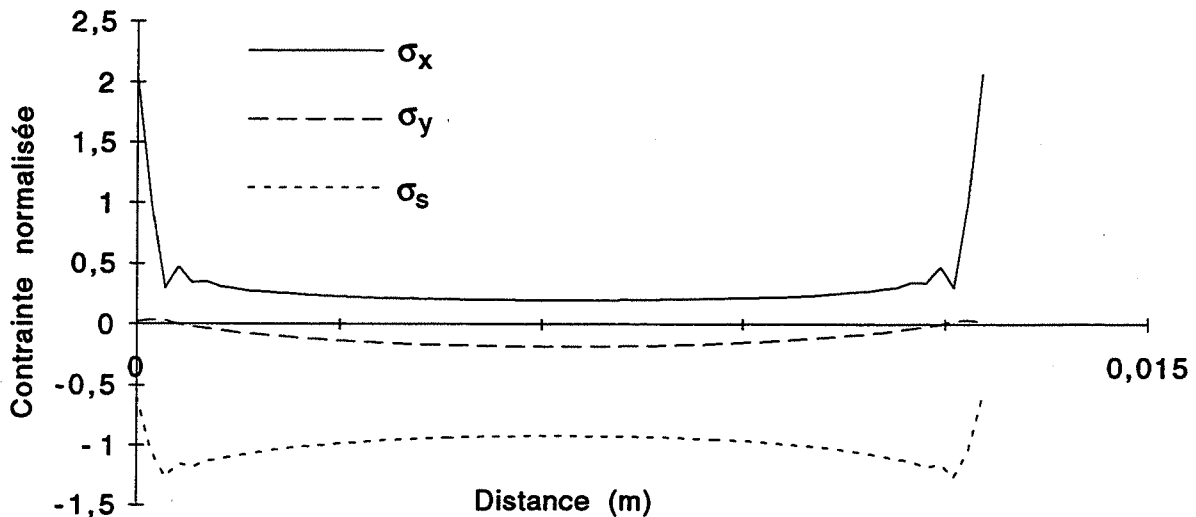


Figure II.12 - Répartition des trois contraintes normalisées σ_x^* , σ_y^* et σ_s^* dans la section médiane.

2.2.1 Calcul de C

Pour obtenir C, on applique la formule (3). P est la somme des forces de réaction aux noeuds contraints d'une des deux parties de l'éprouvette (il y a symétrie centrale).

$$(5) \quad C = 0,921$$

Il ne faut pas se formaliser des trois chiffres caractéristiques donnés pour C: si le troisième chiffre n'a pas de signification mécanique, il a en revanche une signification mathématique qui sera très utile pour évaluer l'influence de tel ou tel paramètre.

2.2.2 Calcul de S

Pour évaluer S, on effectue la moyenne des déformations à 45° sur la grille 1 (Figure II.13a) et à -45° sur la grille 2 (Figure II.13b), puis on obtient par différence une valeur moyenne du glissement qu'on rapporte à la valeur au centre d'après la formule (4). Les grilles des Figures II.13 simulent les jauges qui seront utilisées pour les essais losipescu (jauges de déformations Vishay CEA-13-062WT-120).

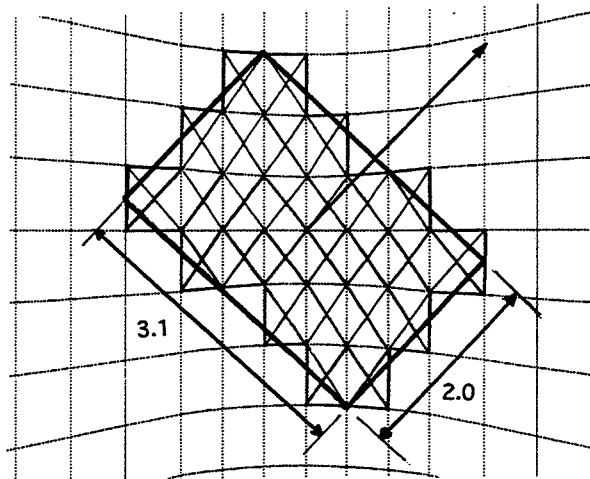


Figure II.13a - Grille de la jauge orientée à 45° (dimensions en mm).

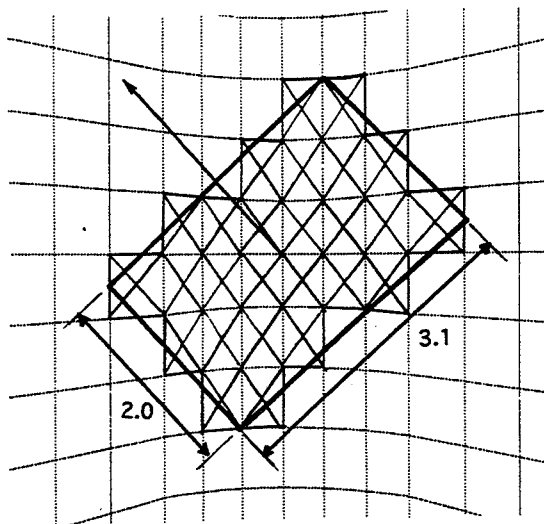


Figure II.13b - Grille de la jauge orientée à -45° (dimensions en mm).

On trouve finalement

$$(6) \quad S = 0,994$$

Il faut remarquer que S est très proche de 1 et que donc, l'erreur commise en négligeant ce coefficient serait très faible (de l'ordre du demi pour-cent). Cette remarque justifie que la suite de cette étude par éléments finis se concentre sur la sensibilité de C à différents paramètres, même si on donne par la suite des valeurs de S pour quelques matériaux. Notons

aussi que pour être totalement rigoureux, il faudrait étudier l'influence du nombre d'éléments contenus par la grille de jauge (Figures II.13).

2.3 Modèle raffiné

Comme le soulignent Ho et al. (1993), certains points de contact du modèle de la Figure II.9 sont à éliminer car ils indiquent que le mors "tire" l'éprouvette, or ceci est impossible car ces deux parties ne sont pas solidaires l'une de l'autre. Le processus à appliquer est une itération à partir du modèle de la Figure II.9; à chaque fois qu'une force de réaction n'est pas correcte d'après le critère précédent, le blocage est éliminé et lorsque tous les blocages incorrects ont été enlevés, le calcul est relancé et ainsi de suite jusqu'à l'obtention d'un modèle aux conditions aux limites stables. Le modèle final, après deux itérations, est représenté sur la Figure II.14.

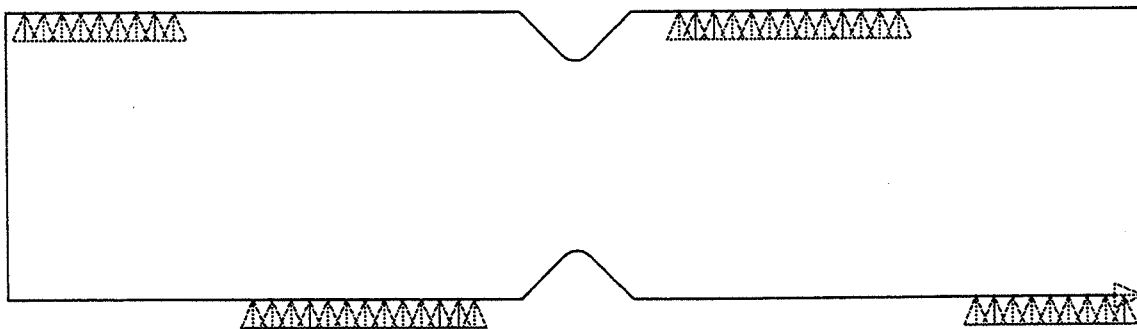


Figure II.14 - Modèle losipescu "itéré".

On voit que pratiquement, ceci signifie qu'il y aura décollement entre le mors et l'éprouvette. Ce résultat est tout à fait comparable à celui de la Figure I.9a, compte tenu des petites variations des constantes d'entrée du matériau. Étonnamment, l'influence de ces décollements sur C est très faible, ce qui n'est pas signalé par Ho et al. (1993), et qui justifie a posteriori le fait que les premiers modèles proposés dans la littérature soient raisonnables. En effet, on a ici:

$$(9) \quad C = 0,916$$

S par contre ne varie pas de manière significative, ce qui n'est pas très étonnant.

La première partie de l'étude va porter sur la sensibilité de C (et en partie de S) aux paramètres des lois de comportement élastique.

2.4 Influence du matériau

2.4.1 Petites variations de E_{xx} , E_{yy} , ν_{xy} et G_{xy}

Dans un premier temps, on examine l'effet sur C de petites variations des constantes de la loi plane élastique orthotrope. Pour cela, chacune de ces quatre constantes va être augmentée, puis diminuée de 20%, les trois autres restant par ailleurs constantes et égales aux valeurs du modèle de référence. Toute cette étude est réalisée à partir du modèle de la Figure II.14, car les petites variations simulées ne sont pas suffisantes pour faire varier la configuration des conditions aux limites de manière significative. Les résultats sont présentés sur la Figure II.15.

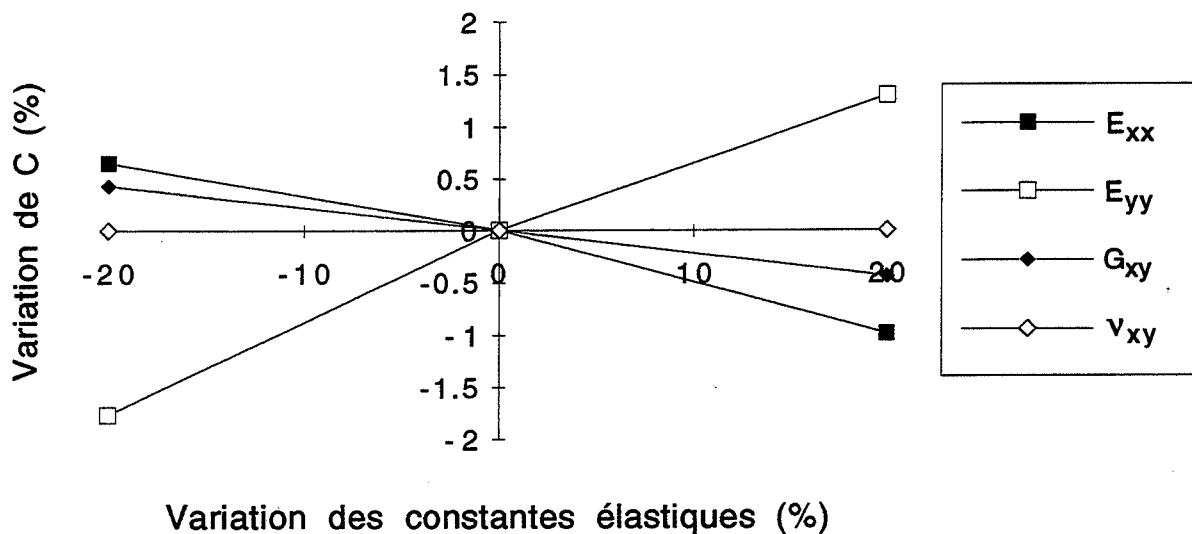


Figure II.15 - Variations de C en fonction des variations des paramètres de la loi de comportement plane élastique orthotrope.

On voit que les modules longitudinal et transverse ont le plus d'influence sur C. Cependant, leur influence n'est pas tout à fait inversement égale, comme l'ont suggéré Broughton et al. (1990) qui ont proposé une formule littérale empirique du type:

$$(7) \quad C = K_1(E_{xx}/E_{yy})^{\frac{1}{4}} + K_2$$

qui ne dépend que des conditions aux limites, donc valable pour tous matériaux. On voit que cette formule est insuffisante car l'influence de G_{xy} n'est pas prise en compte et E_{xx} et E_{yy} ont le même poids. Pour tenir compte de la remarque précédente, un modèle plus précis du type suivant est proposé:

$$(8) \quad C = K_1 \ln(E_{xx}/E_{yy}) + K_2(E_{xx}/G_{xy}) + K_3$$

Ce modèle respecte bien les observations qui découlent des calculs précédents, c'est-à-dire l'influence, même faible, du module de cisaillement et la dissymétrie entre les modules longitudinal et transverse. Il possède aussi une certaine élégance car il prend en compte deux mesures traditionnelles de l'anisotropie, E_{xx}/E_{yy} et E_{xx}/G_{xy} .

Pour déterminer les deux constantes du modèle (7), on se sert du calcul de référence et des résultats de l'augmentation de 20% de E_{yy} ; on trouve $K_1 = -0,138$ et $K_2 = 1,186$. Pour le modèle (8), on se sert des deux calculs précédents, ainsi que de l'augmentation de 20% de G_{xy} . On trouve $K_1 = -0,0659$, $K_2 = 7,11 \cdot 10^{-4}$ et $K_3 = 1,069$. Le Tableau II.1 compare les résultats calculés à ceux donnés par les formules (7) et (8).

		Calcul	Modèle (7) (diff. %)	Modèle (8) (diff. %)
Référence		0,916	-	-
E_{xx}	+20%	0,907	0,903 (-0,4)	0,907 (0)
	-20%	0,924	0,931(+0,7)	0,924 (0)
E_{yy}	+20%	0,928	-	-
	-20%	0,900	0,901(+0,1)	0,900 (0)
G_{xy}	+20%	0,912	0,916 (+0,4)	-
	-20%	0,920	0,916 (-0,4)	0,920 (0)

Tableau II.1 - Comparaison entre calculs et modèles de l'évolution de C en fonction de petites variations des paramètres de la loi plane élastique orthotrope.

Les trois tirets remplacent les valeurs forcément exactes car à la source de l'identification des paramètres des formules (7) et (8). On voit que le modèle (8) est *parfait* pour de petites variations autour des valeurs de référence. Le modèle (7) de Broughton et al. (1990) donne cependant des différences inférieures à 1%.

La très faible sensibilité de C par rapport aux variations des constantes élastiques permet donc de définir un coefficient de correction pour une famille de matériaux donnée, ce qui représente une condition très importante quant à la viabilité de l'essai d'Iosipescu appliqué à des matériaux fortement anisotropes. Il faut maintenant essayer d'étendre la validité des modèles (7) et (8) à une gamme plus large de matériaux.

2.4.2 Calcul de C et S pour différents matériaux

2.4.2.1 Unidirectionnels courants

C est calculé pour une série de cinq composites unidirectionnels 0° (repère lié à l'essai) couramment utilisés. Ces matériaux ainsi que leurs constantes élastiques sont tirés de Tsai et Hahn (1980, p.19) et figurent dans le Tableau II.2.

Matériaux	Type	E_{xx}	E_{yy}	ν_{xy}	G_{xy}	$\frac{E_{xx}}{E_{yy}}$
		(GPa)	(GPa)		(GPa)	
T300/5208	Carbone/époxyde	181	10,3	0,28	7,17	17,6
B(4)/5505	Bore/époxyde	204	18,5	0,23	5,59	11,0
AS/3501	Carbone/époxyde	138	8,96	0,30	7,1	15,5
Scotchply 1002	Verre/époxyde	38,6	8,27	0,26	4,14	4,7
Kevlar49/époxyde	Aramide/époxyde	76	5,5	0,34	2,3	13,8

Tableau II.2 - Paramètres élastiques de composites usuels (Tsai et Hahn, 1980).

Pour ces différents matériaux, on va comparer les valeurs de C calculées à l'aide du modèle par éléments finis à celles données par les formules (7) et (8). Cette fois, le procédé itératif du paragraphe 2.3 est appliqué pour chaque matériau. Les résultats sont présentés dans le Tableau II.3.

Matériaux	Calcul	Modèle (7) (diff. %)	Modèle (8) (diff. %)
T300/5208	0,896	0,904 (+0,9)	0,896 (0)
B(4)/5505	0,935	0,935 (0)	0,935 (0)
AS/3501	0,902	0,913 (-1,2)	0,901 (-0,1)
Scotchply 1002	0,984	0,983 (-0,1)	0,972 (-1,2)
Kevlar 49/Epoxyde	0,920	0,920 (0)	0,917 (-0,3)

Tableau II.3 - Comparaison des valeurs de C pour différents unidirectionnels courants obtenues par le calcul et par les formule (7) et (8).

On remarque que les modèles restent très convenables pour cette gamme de matériaux. Les mérites respectifs des deux formules (7) et (8) à peu sont équivalents.

2.4.2.2 Matériaux très différents

Pour tenter d'étendre le résultat précédent, on effectue une comparaison similaire pour les matériaux et configurations du Tableau II.4

Matériaux	Orientations	E_{xx}	E_{yy}	ν_{xy}	G_{xy}
		(GPa)	(GPa)		(GPa)
T300/914	0°	135,0	9,2	0,37	4,0
T300/914	90°	9,2	135,0	0,37	4,0
T300/914	[0/90] _n S	72,3	72,3	0,047	4,0
Scotchply 1002	0°	38,6	8,27	0,26	4,14
PMMA	Isotrope	3,4	-	0,37	-

Tableau II.4 - Valeurs d'entrée des paramètres des lois de comportement plane élastique isotrope (PMMA) et orthotrope.

Les valeurs pour le T300/914 sont obtenues à partir de celles du paragraphe 2.2, celles du PMMA à partir des essais du Chapitre II.3. Là aussi, le processus itératif est appliqué. Les résultats en termes de valeurs de C et S, et d'écart de C aux valeurs déterminées par les formules (7) et (8) figurent dans le Tableau II.5.

Matériaux	C	S			
		Calcul	Modèle (7)	Modèle (8)	Litt.*
			(diff. %)	(diff. %)	
T300/914 0°	0,916	-	-	0,92	0,994
T300/914 90°	1,164	1,246 (+6,8)	1,115 (-4,3)	1,2	0,971
T300/914 [0/90] _n S	1,034	1,080 (+4,3)	1,05 (+1,5)	-	0,980
Scotchply 1002 0°	0,984	0,972 (-1,2)	0,983 (-0,1)	1,0	0,993
PMMA	1,095	1,069 (-2,4)	1,05 (-4,2)	1,1	0,989

Tableau II.5 - Valeurs de C et S pour différents matériaux et orientations et comparaison avec les valeurs de C données par les formules (7) et (8) (*: Morton et al., 1992).

Cette fois-ci, on voit que les formules (7) et (8) sont beaucoup moins intéressantes, ce qui n'est pas surprenant, car la gamme de matériaux est très large. Au vu des résultats des Tableaux II.1, II.3 et II.5, on s'aperçoit que la formule (8) n'est pas plus performante que la formule (7) et que la plus grande simplicité de cette dernière lui donne un avantage indiscutable. Elle permet, pour un montage donné, de déterminer C à moins de 5% d'erreur pour une vaste palette de matériaux. Ce résultat est important pour la promotion de l'essai car il permet une exploitation de précision raisonnable des résultats losipescu sans avoir à développer de modèle par éléments finis. Ceci est une condition nécessaire de la diffusion de cet essai dans le milieu industriel.

On note aussi que S est assez important pour l'orientation 90° (0,971) et que le négliger entraînerait une erreur systématique de 3%.

2.4.3 Conclusion sur l'influence du matériau

Au vu des résultats précédents, plusieurs conclusions peuvent être tirées.

D'abord, la bonne stabilité de C par rapport aux constantes élastiques rassure quant à la viabilité de l'essai. En effet, une grande sensibilité de C aurait eu pour effet d'obliger les utilisateurs à recalculer ce coefficient pour chaque matériau testé. De plus, la très faible sensibilité de C à la valeur du module de cisaillement justifie qu'une approximation même grossière de sa valeur suffise à calculer C très précisément.

On montre ici que pour un montage donné, c'est-à-dire des conditions aux limites figées, on peut extrapoler le coefficient C à l'aide d'une formule littérale empirique (formule (7)) de manière assez précise pour une large gamme de matériaux (voir Tableaux II.3 et II.5). Si la précision de 5% n'est pas suffisante (Tableau II.5), il est alors possible, dans le cadre d'une norme par exemple, de fournir des valeurs de C plus précises pour différentes gammes de matériaux, sous forme d'abaques, de manière à éviter aux utilisateurs le développement coûteux d'une modélisation par éléments finis.

En ce qui concerne les valeurs de S rapportées dans le Tableau II.5, elles sont pour la plupart très proches de 1 et peuvent donc être ignorées dans la majorité des cas. Elles nous seront cependant très utiles pour le travail présenté dans ce mémoire car il s'agit bien ici de minimiser les sources d'erreurs et de dispersions.

2.5 Influence des conditions aux limites

Cette étude a été effectuée à l'aide d'un modèle développé sur le logiciel d'éléments finis Algor et qui se compose de 1600 quadrilatères linéaires (quatre noeuds) de contraintes planes formulés en déplacements et de 1749 noeuds. Le modèle de référence, à rapprocher de celui de la Figure II.9, est représenté sur la Figure II.16.

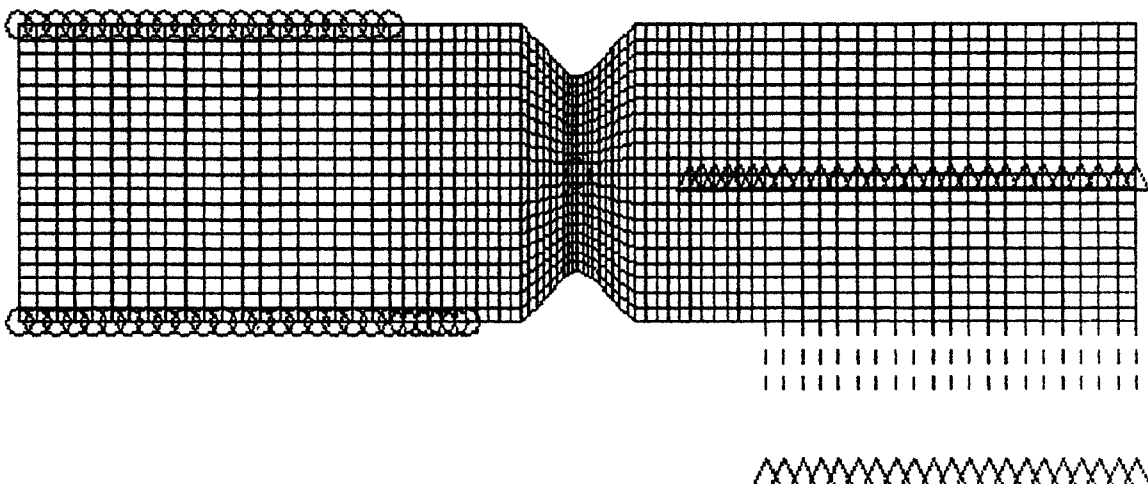


Figure II.16 - Modèle éléments finis Algor.

2.5.1 Influence de blocages longitudinaux

La quasi-totalité des modèles par éléments finis trouvés dans la littérature laissent les noeuds contraints selon y, libres selon x. Pourtant, il existe des forces de frottement au niveau des points de contact. Pour étudier l'influence de ces frottements, on va comparer pour les matériaux du Tableau II.4 (sauf le verre/époxyde) les coefficients de correction C pour les modèles de base et itérés, pour des noeuds bloqués et libres selon x. Pour chaque matériau, il y aura donc quatre valeurs de C. Les configurations finales itérées sont représentées sur la Figure II.17.

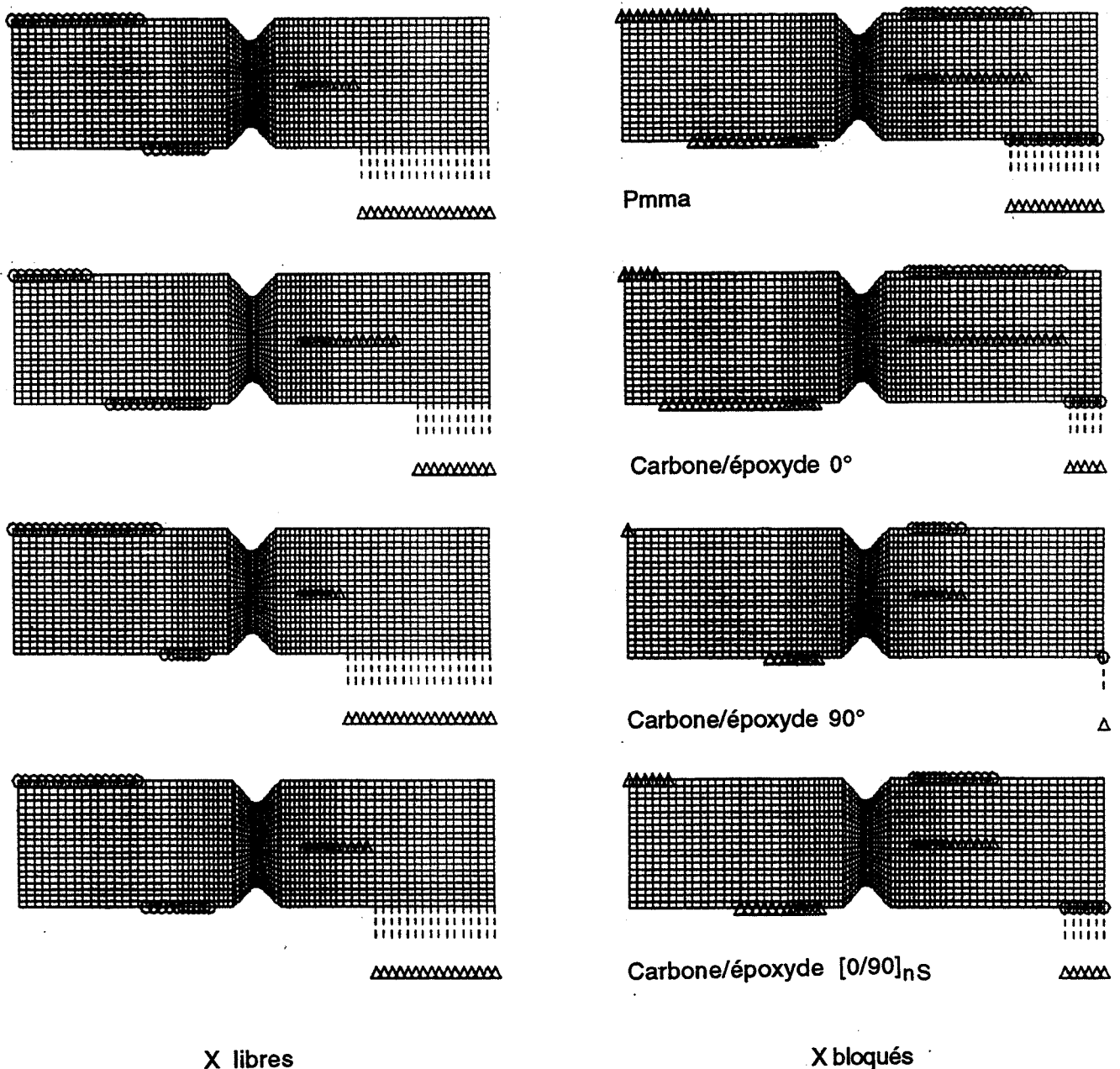


Figure II.17 - Maillages losipescu itérés pour plusieurs matériaux, avec et sans blocages selon x.

Les résultats figurent dans le Tableau II.6.

Matériaux	Non-itérés		Itérés			
	x libres	x bloqués	x libres	Ansys	(erreur)	x bloqués
	0°	0,928	0,907	0,923	0,916	(0,8%)
90°	1,169	1,152	1,169	1,164	(0,4%)	1,150
[0/90] _n S	1,039	1,019	1,038	1,034	(0,4%)	1,023
PMMA	1,111	1,068	1,110	1,095	(1,4%)	1,065

Tableau II.6 - Valeurs de C pour différents matériaux, pour les conditions aux limites de la Figure II. 17.

Bien que la longueur des parties en contact varie beaucoup d'une configuration à l'autre, par exemple entre le carbone/époxyde 0° et 90°, on voit que, toutes conditions aux limites confondues (itérés et non-itérés, x libres ou bloqués), C varie de moins de 5% pour les matériaux considérés. En fait, les points importants sont ceux proches de l'entaille -points intérieurs de chargement- et la répartition des autres blocages n'a qu'une influence limitée C. Ce résultat est important car il montre qu'il ne faut pas chercher ici la cause des dispersions de la littérature.

On remarque aussi un bon recoupement des valeurs de C données par le modèle Ansys et le modèle Algor, ce qui rassure quant à la confiance qu'on peut accorder aux résultats.

Les conditions réelles se situent entre les modèles itérés libres et bloqués en x. On prendra donc pour C la valeur moyenne des deux coefficients C des modèles itérés (x libres et x bloqués) du Tableau II.6 (voir paragraphe 2.6).

2.5.2 Sensibilité aux points intérieurs de chargement

On imagine bien que le paramètre le plus critique pour la détermination de C est la position des points intérieurs de chargement. En effet, ceci est confirmé par l'allure de la répartition des forces de réaction pour le modèle du paragraphe 2.3, représenté sur la Figure II.18.

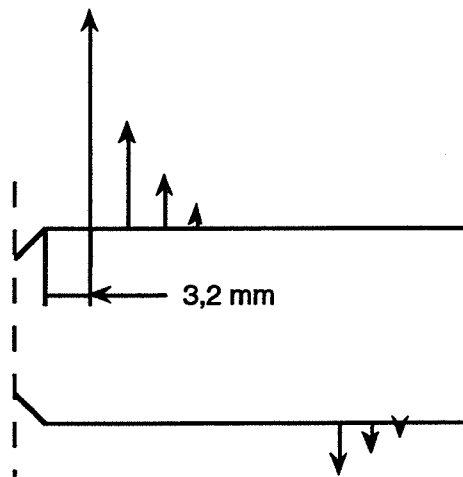
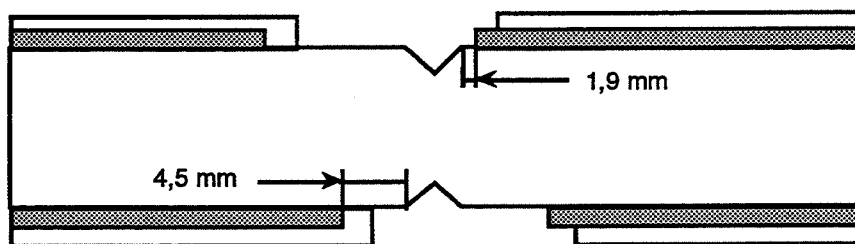
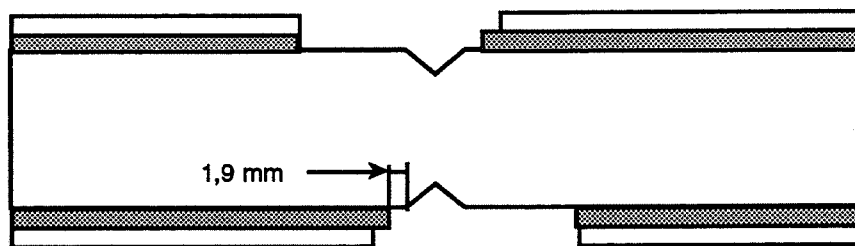


Figure II.18 - Répartition des forces de réactions pour le modèle du paragraphe 2.3.

Pour le montage original de Walrath et Adams, ainsi que pour notre montage modifié, ces points de chargement intérieurs se situent à 3,2 mm du bord de l'entaille (voir Figure I.2). Il s'agit ici d'évaluer la sensibilité de C à deux types de défauts: un défaut de positionnement de l'éprouvette (défaut 1) et un défaut de conception du montage (défaut 2), voir Figure II.19.



Défaut 1: décalage global de l'éprouvette de 1,3 mm vers la droite



Défaut 2: défaut d'usinage du montage - mauvais positionnement des points intérieurs de chargement



-  Conditions aux limites d'origine
-  Conditions aux limites perturbées

Figure II.19 - Deux types de défauts modélisés.

L'influence de ces deux défauts a été évaluée pour les éprouvettes de carbone/époxyde 0° et 90° (voir Tableau II.4). La Figure II.19 montre les perturbations des conditions aux limites

initiales, le processus itératif étant bien sûr appliqué par la suite. Les résultats figurent dans le Tableau II.7.

	Défaut 1		Défaut 2	
Carbone/époxyde 0°	0,920	(0,923)	0,904	(0,923)
Carbone/époxyde 90°	1,169	(1,169)	0,159	(0,169)

Tableau II.7 - Comparaison entre les valeurs de C pour les conditions aux limites initiales (entre parenthèses) et pour les conditions aux limites perturbées de la Figure II.19.

On note la faible sensibilité de C par rapport à des défauts somme toute assez importants; un défaut de positionnement de 1,3 mm, visible à l'oeil nu, n'engendre pas d'erreur significative sur C, même si la distance entre les deux points d'appuis intérieurs (défaut 2) a une influence plus grande. Ces tests montrent cependant une stabilité de C réconfortante par rapport à des défauts qui simulent des erreurs possibles, à l'instar de ceux étudiés par Morton et al. (1992), voir Figure I.10. La conclusion de ces derniers sur la grande sensibilité de C pour la configuration à 0° doit être modérée.

2.6 Conclusion

Dans cette partie, une étude par éléments finis de l'essai d'Iosipescu a été développée, sous la forme d'un modèle en deux dimensions. Les conditions aux limites ont été appliquées de manière à reproduire l'expérience le plus fidèlement possible. Pour cela, les déplacements verticaux des surfaces de contact du mors lors d'un essai ont été mesurés à l'aide d'un comparateur; ces mesures révèlent bien une uniformité des déplacements. Pour tenir compte du fait qu'il n'existe pas de lien physique entre l'éprouvette et le mors, un processus itératif a été mis en oeuvre pour éliminer les points de contact indiquant que le mors "tire" l'éprouvette (voir Ho et al., 1993). On arrive ainsi à un modèle très proche de la réalité grâce auquel on étudie l'influence des paramètres de la loi de comportement élastique orthotrope. Pour un carbone/époxyde 0°, de faibles variations de ces constantes montrent que le coefficient C est peu sensible. On compare les performances de deux formules littérales empiriques pour calculer C pour une gamme de matériaux et de configurations semblables; la première déjà donnée par Broughton et al. (1990), la deuxième, plus complète, imaginée à partir de nos résultats. Leurs performances étant approximativement équivalentes, la première, plus simple, est recommandée (formule (7)) et permet le calcul de C à un maximum de 4% d'erreur pour une vaste gamme de matériaux, l'erreur étant souvent inférieure à 2%.

L'étude de la sensibilité de C à des variations de conditions aux limites a montré que des erreurs de positionnement ou d'usinage du montage n'ont que peu d'influence.

L'étude précédente permet de se rassurer quant à la viabilité de l'essai d'Iosipescu. D'abord, la très faible sensibilité de C à la valeur de G_{xy} permet pour calculer C de n'utiliser qu'une approximation, même très grossière, du module de cisaillement qu'on veut mesurer. De

plus, on a montré qu'il est possible, pour un montage donné, de calculer C pour une gamme de matériaux donnée, à l'aide des formules littérales (7) ou (8). Ainsi, dans le cadre d'une norme où les autres paramètres sont figés, C peut être donné sous forme d'abaques, permettant une exploitation précise des résultats de l'essai.

Les résultats trouvés ici permettent d'affirmer que les dispersions observées dans la littérature sur les valeurs du module de cisaillement *ne sont pas dues à des variations de conditions aux limites dans le plan*, comme le pensent Morton et al. (1992), ni à la sensibilité de la correction numérique vis-à-vis des constantes élastiques. En revanche, il faut garder présent à l'esprit que la totalité des calculs, ici comme dans la littérature, sont effectués sur un modèle plan qui suppose une *répartition homogène des contraintes et déformations dans l'épaisseur*. Les différences de déformations entre les deux faces enregistrées par Morton et al. (1992) et Lee et Munro (1990) sont un indice supplémentaire soulignant l'importance de l'étude des conditions de chargement selon l'épaisseur.

Enfin, voici les facteurs de correction qui seront utilisés pour exploiter les essais losipescu (Tableau II.8). C est calculé à partir du Tableau II.6, en faisant la moyenne des valeurs des modèles itérés avec et sans blocages en x (la réalité étant intermédiaire entre ces deux conditions).

	C	S	CS
PMMA	1,087	0,989	1,075
T300/914 0°	0,918	0,994	0,912
T300/914 90°	1,159	0,971	1,125
T300/914 [0/90] _n S	1,030	0,980	1,009

Tableau II.8 - Valeurs des corrections utilisées pour les essais losipescu.

CHAPITRE III

EXTENSOMÉTRIE ET VALIDATION

1. MESURE DU GLISSEMENT PAR JAUGES DE DÉFORMATION

La mesure du glissement d'une éprouvette losipescu est un problème délicat qui n'est pas souvent abordé en tant que tel dans les publications. A l'heure actuelle, il existe deux types de méthodes: soit une mesure locale au centre de l'éprouvette (généralement à l'aide d'une jauge de déformation), soit une mesure de glissement moyen entre les entailles obtenue le plus souvent par une technique d'extensométrie de champ (moiré). Le but de cette partie est de définir une procédure d'extensométrie par jauges de déformation.

La méthode la plus courante est celle qui consiste à coller une rosette biaxiale 0/90 au centre O de l'éprouvette (voir Figure 1.2), orientée à 45°. Si le tenseur plan des déformations en O s'écrit:

$$(11) \quad \begin{bmatrix} \varepsilon_x & \frac{\varepsilon_s}{2} \\ \frac{\varepsilon_s}{2} & \varepsilon_y \end{bmatrix}$$

alors, après rotation de +45°, il vient:

$$(12) \quad \frac{1}{2} \begin{bmatrix} \varepsilon_x + \varepsilon_y + \varepsilon_s & \varepsilon_y - \varepsilon_x \\ \varepsilon_y - \varepsilon_x & \varepsilon_x + \varepsilon_y - \varepsilon_s \end{bmatrix}$$

Ainsi, on voit que $\varepsilon_s = \varepsilon_{+45^\circ} - \varepsilon_{-45^\circ}$, quel que soit l'état de déformation en O. Lee et Munro (1990) commettent une erreur lorsqu'ils affirment qu'on ne peut pas mesurer le glissement correctement si l'on n'a pas $\varepsilon_{+45^\circ} = -\varepsilon_{-45^\circ}$ à moins de 1%.

On a vu au Chapitre II que la déformation mesurée par la rosette peut différer légèrement de celle au centre si la taille des grilles des jauges est trop importante (jusqu'à 3% pour le croisé carbone/époxyde). Ceci traduit la non-homogénéité du champ de déformation dans la partie centrale de l'éprouvette. Pour illustrer ce point, voici l'évolution du glissement (rapporté à la valeur du glissement au centre) en fonction de x et y autour du point O (Figures III.1a et b).

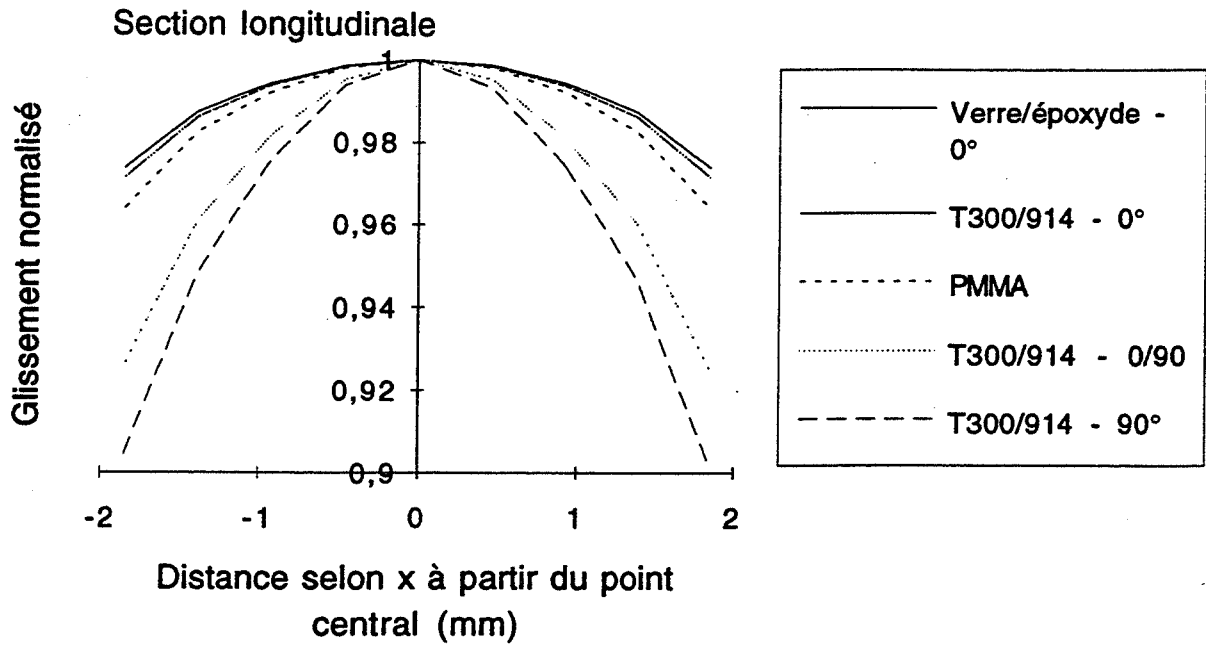


Figure III.1a - Evolution du glissement en fonction de x à partir du point central

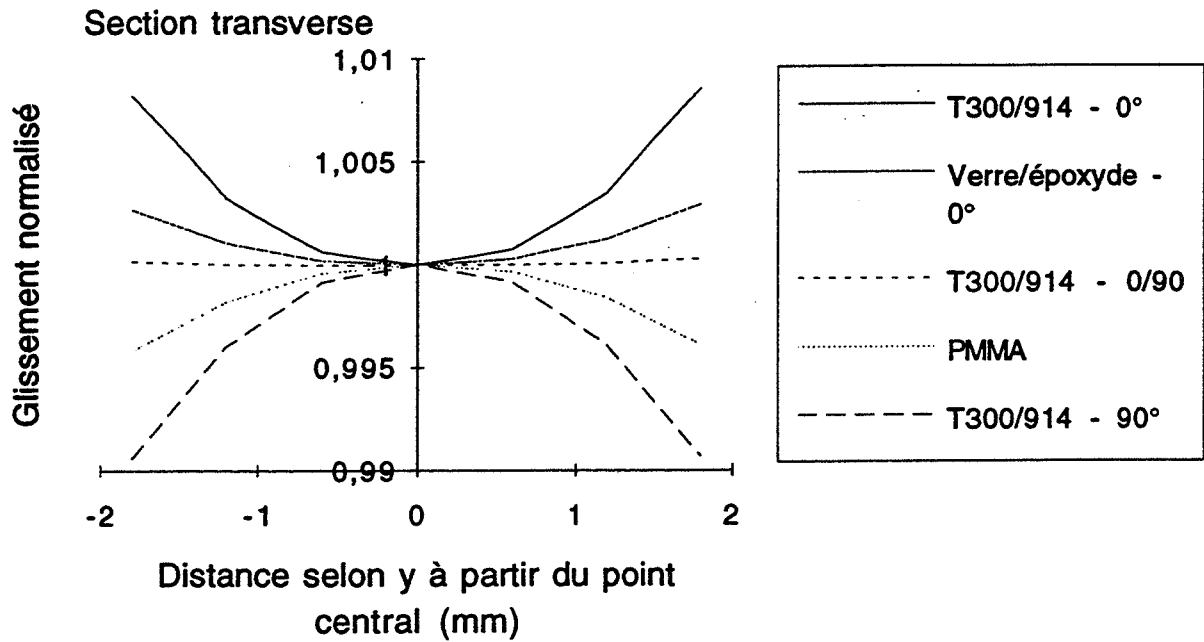


Figure III.1b - Evolution du glissement en fonction de y à partir du point central

Il apparaît clairement sur les figures précédentes que le glissement varie beaucoup plus selon x que selon y, ce qui est normal car il y a variation de la section.

Pratiquement, pour mettre en place une procédure expérimentale rigoureuse, il faut pouvoir estimer précisément les incertitudes sur la valeur de ϵ_s .

1.1 Estimation des incertitudes

Lors du positionnement de la rosette, on doit contrôler deux paramètres: la position du centre de la rosette et son angle d'orientation.

1.1.1 Position de la rosette

Les Figures III.1 montrent que la sensibilité est plus importante selon x que selon y. Donc, si on simule un défaut de positionnement selon x, la valeur de l'erreur sera une borne (très) supérieure de l'erreur engendrée par le même défaut selon y.

On a choisi de simuler une erreur de 0,5 mm sur le positionnement selon x de la rosette. Pour cela, on reprend le modèle éléments finis du Chapitre II et on calcule S' qui est défini comme dans la formule (4), sauf que ε_s moy est calculé sur des grilles de jauges translattées de 0,5 mm par rapport aux grilles des Figures II.13. Le Tableau III.1 compare les valeurs de S du Tableau II.5 aux valeurs de S' calculées sur les grilles translattées.

Matériaux	S	S'	Erreur (%)
T300/914 0°	0,994	0,992	0,2
T300/914 90°	0,971	0,964	0,7
T300/914 [0/90] _n S	0,980	0,976	0,4
PMMA	0,989	0,988	0,1

Tableau III.1 - Influence d'une erreur de positionnement de la rosette de 0,5 mm selon x.

L'erreur engendrée est toujours inférieure à 1%. Pratiquement, la tolérance maximum sur la position est fixée à 0,3 mm sur x et y, assurant ainsi une erreur négligeable.

1.1.2 Angle de la rosette

Pour estimer l'incertitude due à une erreur d'orientation de la rosette, on compare, pour un état de déformation en O donné (éléments finis), les valeurs de $\varepsilon_s = \varepsilon_{+45^\circ} - \varepsilon_{-45^\circ}$ avec celles de $\varepsilon'_s = \varepsilon_{+44,5^\circ} - \varepsilon_{-45,5^\circ}$ et $\varepsilon''_s = \varepsilon_{+45,5^\circ} - \varepsilon_{-44,5^\circ}$. L'état de déformation (en μ déf) donné par le modèle du paragraphe II.2.3 est, dans les axes (x,y):

$$(13) \quad \begin{bmatrix} 4,2 & -750 \\ -750 & -105 \end{bmatrix}$$

En effectuant la rotation de la matrice de ce tenseur d'après les formules classiques de changement de base, on obtient:

$$\begin{aligned}
 \varepsilon'_s &= -1498 \\
 (14) \quad \varepsilon_s &= -1500 \\
 \varepsilon''_s &= -1502
 \end{aligned}$$

soit une erreur maximum de 0,2%.

Les tolérances de 0,3 mm sur la position du centre et de $\pm 0,5^\circ$ sur l'angle de la rosette assurent une erreur sur la mesure du glissement inférieure au pour-cent.

1.1.3 Autres sources d'incertitudes

L'influence des autres sources d'incertitudes est plus difficile à évaluer. Celles-ci peuvent résulter d'effets de dérive thermique, d'interférences électro-magnétiques, etc.... Pratiquement, la procédure décrite ci-après tente de les réduire au minimum en contrôlant un maximum de paramètres.

1.2 Procédure extensométrique

Les jauges utilisées pour les essais losipescu sont des jauges de déformations CEA-13-062WT-120 de Vishay Micromesures. Elles présentent l'avantage d'être fournies avec une aide technique approfondie (Avril, 1984). Le choix de la configuration et de la taille est détaillé dans Pierron (1993a), et se trouve justifié dans le paragraphe précédent, ainsi qu'au Chapitre II. Le choix d'une résistance de 120 Ω (au lieu de 350 Ω) est étayé par le fait qu'aucun problème de dissipation thermique n'a été constaté au cours des essais préliminaires.

La procédure de collage est exposée en détail dans Avril (1984), pp. 256-257. Cette procédure a cependant été amendée pour pouvoir contrôler les erreurs de positionnement. En effet, après mise en place de la rosette à l'aide de la bande adhésive (opération 6), on vérifie sa position (Δx , Δy et l'angle α entre l'axe x et le bras de la jauge théoriquement orientée à 45°) à l'aide d'un projecteur de profil, de manière à se situer dans les tolérances suivantes:

$$\begin{aligned}
 (15) \quad |\Delta x| &\leq 0,3 \text{ mm} \\
 |\Delta y| &\leq 0,3 \text{ mm} \\
 44,5^\circ &\leq \alpha \leq 45,5^\circ
 \end{aligned}$$

qui assurent une erreur inférieure à 1% sur ε_s . Si ce n'est pas le cas, on recommence le positionnement jusqu'à ce que (15) soit vérifié. Alors seulement on procède au collage. Aucune cosse-relais n'est collée sur les éprouvettes losipescu. Pour effectuer les raccords, on utilise du fil de cuivre très fin (134 AWP, Vishay Micromesures, \varnothing 0,160 mm) sur lequel on soude des cosses poignards qui se connectent à des barrettes de dominos fixées sur le mors. Ce système présente l'avantage de faciliter le montage et le démontage de l'éprouvette, tout en appliquant un

minimum d'efforts sur les cosses des jauges. Une éprouvette instrumentée est représentée sur la Figure III.2; l'éprouvette montée dans le mors est sur la Figure III.3.

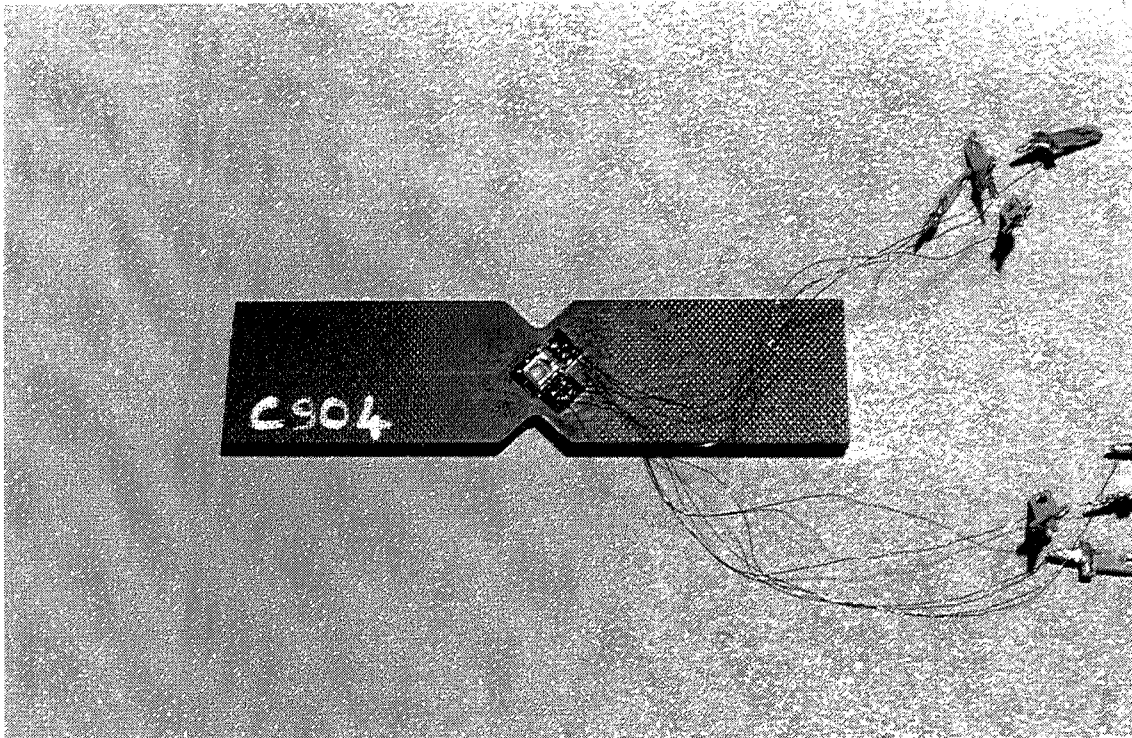


Figure III.2 - Eprouvette losipescu instrumentée.

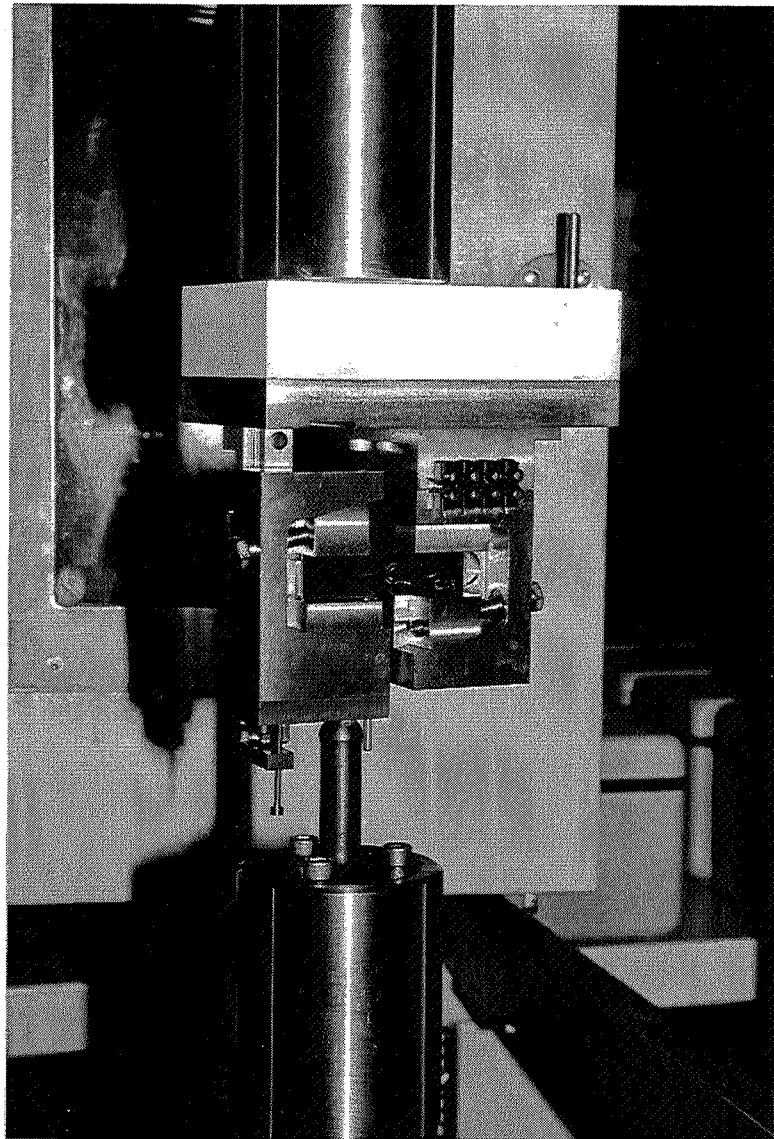


Figure III.3 - Epreuve losipescu montée.

Notons au passage qu'il faut réduire au minimum la longueur de fil de cuivre car son très faible diamètre a pour conséquence d'ajouter une résistance en série importante ($0,9 \Omega/m$) qui pourrait empêcher l'équilibrage du pont de Wheatstone.

Chaque éprouvette losipescu est munie de deux rosettes collées dos-à-dos. La justification de ce procédé sera donnée ultérieurement (Chapitre IV); montrons simplement cette courbe contrainte-déformation d'un essai d'losipescu sur une éprouvette de T300/914 $[0/90]_{5S}$ (Figure III.4).

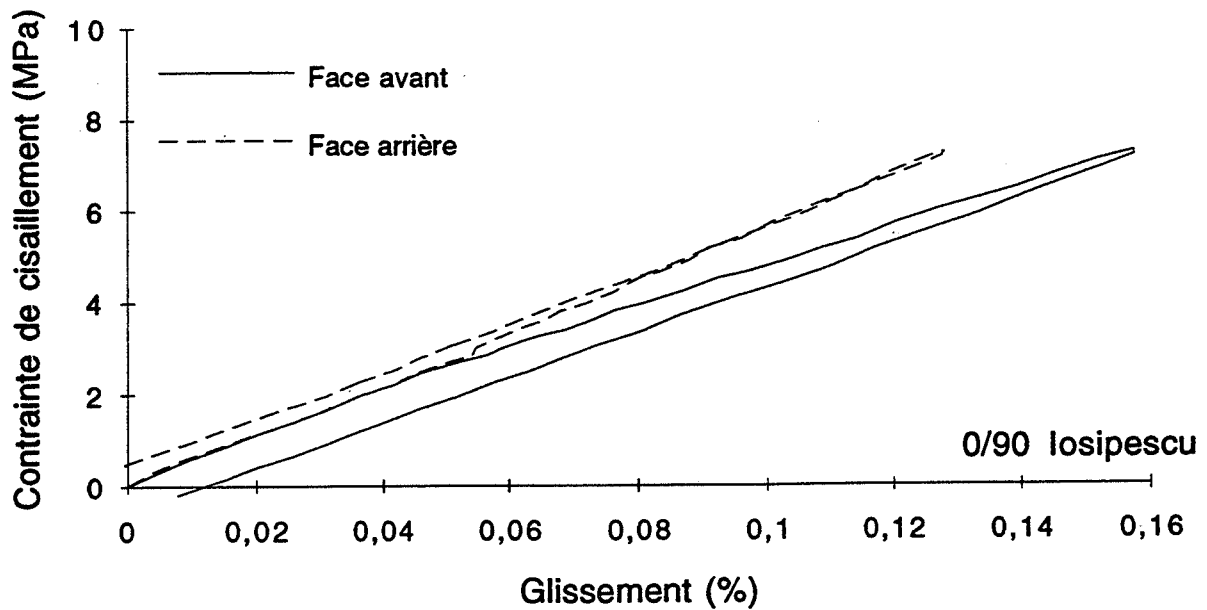


Figure III.4 - Courbe contrainte-déformation pour un essai d'losipescu sur T300/914 [0/90]_{5S}.

Il est clair que les deux réponses obtenues sur les deux faces de l'éprouvette diffèrent de manière très significative. Ceci est aussi mentionné dans la littérature (Morton et al., 1992, par exemple). Il est donc essentiel d'instrumenter les deux faces des éprouvettes losipescu pour essayer de déterminer la cause de ce phénomène.

Le traitement des données est classique. On utilise une chaîne d'acquisition 2100 (Vishay Micromesures). Les signaux de sortie sont numérisés et stockés sur le disque dur d'un micro-ordinateur. Le pilotage de l'acquisition est effectué par un programme développé au laboratoire, utilisant un langage de programmation évolué (Asyst 3.0).

Les gains d'amplification réglables (entre 100 et 2100) de la chaîne 2100 permettent d'ajuster la sensibilité de l'acquisition en fonction des niveaux de déformation atteints. Pour les essais losipescu redondants à faible déformation, le gain maximum de 2100 est utilisé. Quant à la tension d'excitation du pont, elle est fixée à 2V (comme pour les boîtiers P 3500 de Vishay Micromesures), ce qui est un compromis entre une tension trop faible limitant la sensibilité et une tension trop forte entraînant des dérives thermiques dues à l'effet Joule, surtout sur des matériaux isolants. La calibration des ponts s'opère avant chaque série d'essais, à l'aide d'un boîtier de résistances de précision V/E 40 (Vishay Micromesures). Enfin, le montage en quart-de-pont utilisé étant non-linéaire, la correction donnée p. 338 par Avril (1984) est effectuée a posteriori, ainsi que la correction de sensibilité transverse (Avril, 1984, p. 378). Les fichiers sont ensuite transférés pour être exploités à l'aide d'un tableur.

2. VALIDATION SUR UN MATÉRIAU ISOTROPE

Dans le but de valider la modélisation du Chapitre II ainsi que la procédure extensométrique précédente, une série d'essais a été effectuée sur un matériau considéré comme isotrope de manière à comparer les modules de cisaillement obtenus directement par des essais losipescu et ceux calculés à partir de la formule de l'isotropie:

$$(15) \quad G = \frac{E}{2(1+\nu)}$$

où E et ν sont mesurés par des essais de traction uniaxiale. Afin de réduire au minimum les dispersions dues au matériau, les éprouvettes losipescu seront découpées dans les échantillons de traction. Comme il a été souligné au Chapitre I, il n'existe pas dans la littérature, à notre connaissance, de validation détaillée sur un matériau isotrope qui donne des résultats satisfaisants.

Le choix du matériau s'est porté sur un polymère de grande diffusion, le PMMA (poly méthacrylate de méthyle). Il était en effet nécessaire d'utiliser un matériau à faible module de cisaillement pour ne pas trop s'éloigner des propriétés des composites testés ultérieurement (un métal n'aurait pas convenu). Bien que le PMMA présente des propriétés mécaniques variant en fonction de l'humidité et de la température, et qu'il ne passe par pour un exemple de comportement linéaire élastique, la difficulté de se procurer d'autres matériaux (résine époxyde non-renforcée, par exemple) nous a contraint à l'utiliser.

2.1 Essais de traction uniaxiale

2.1.1 Préparation et instrumentation des éprouvettes

Six bandes de PMMA ont été découpées à l'aide d'une scie circulaire à disque diamanté dans une plaque d'épaisseur 3 mm, aux dimensions de 300 mm de long et $19,3 \pm 0,2$ mm de large. La tolérance sur la largeur s'explique par le fait que des éprouvettes losipescu seront ultérieurement découpées dans ces bandes. Le PMMA est sensé être isotrope; cependant, son élaboration introduit un sens long et un sens travers pour les plaques. Par conséquent, les échantillons ont été découpés pour la moitié dans le sens long (1 et 3) et pour l'autre moitié (4 à 6), dans le sens travers, afin de confirmer l'hypothèse d'isotropie.

Ces échantillons ont été munis de deux rosettes 0/90 superposées (TML FCA-2-11) collées dos-à-dos, orientées selon l'axe de traction (0°). Une vérification a posteriori indique une dispersion de $\pm 1^\circ$ sur cet angle. Aucun talon n'a été fixé sur les échantillons; en effet, le PMMA est un matériau ductile dont l'indentation locale au niveau des mors ne risque pas d'endommager la partie centrale où sont collées les jauges. Par ailleurs, le niveau de déformation atteint lors de ces essais est très faible.

Les éprouvettes, après instrumentation, ont été conditionnées pendant plus d'un mois à 20 ± 1 °C et 50 ± 5 %HR.

2.1.2 Procédure expérimentale

Chaque éprouvette est testée au moins trois fois, à une charge maximum de 150 N, correspondant à une contrainte de cisaillement maximum de 2,5 MPa, ceci afin d'éviter d'endommager le matériau. Entre chaque essai, l'éprouvette est démontée puis remontée dans les mors auto-serrants, après avoir été retournée (rotation autour de l'axe vertical). Les mors auto-serrants sont montés sur une machine d'essai hydraulique de type MTS (capacité: 100kN) (Figure III.5) et la vitesse de déplacement de la tête du vérin est de 1 mm/mn, ce qui correspond à une vitesse de déformation longitudinale d'environ $0,15 \text{ \%} \cdot \text{mn}^{-1}$. La force est mesurée par une cellule de capacité 15 kN, avec une calibration de 3 kN pour 10V. Les déformations sont acquises selon la procédure du paragraphe II.1.2, à ceci près que la correction de sensibilité transverse n'a pas pu être effectuée car les valeurs des coefficients K_t ne sont pas fournies pour ce type de jauge. Les conditions d'environnement sont celles du laboratoire (21 ± 1 °C et environ 50 %HR).

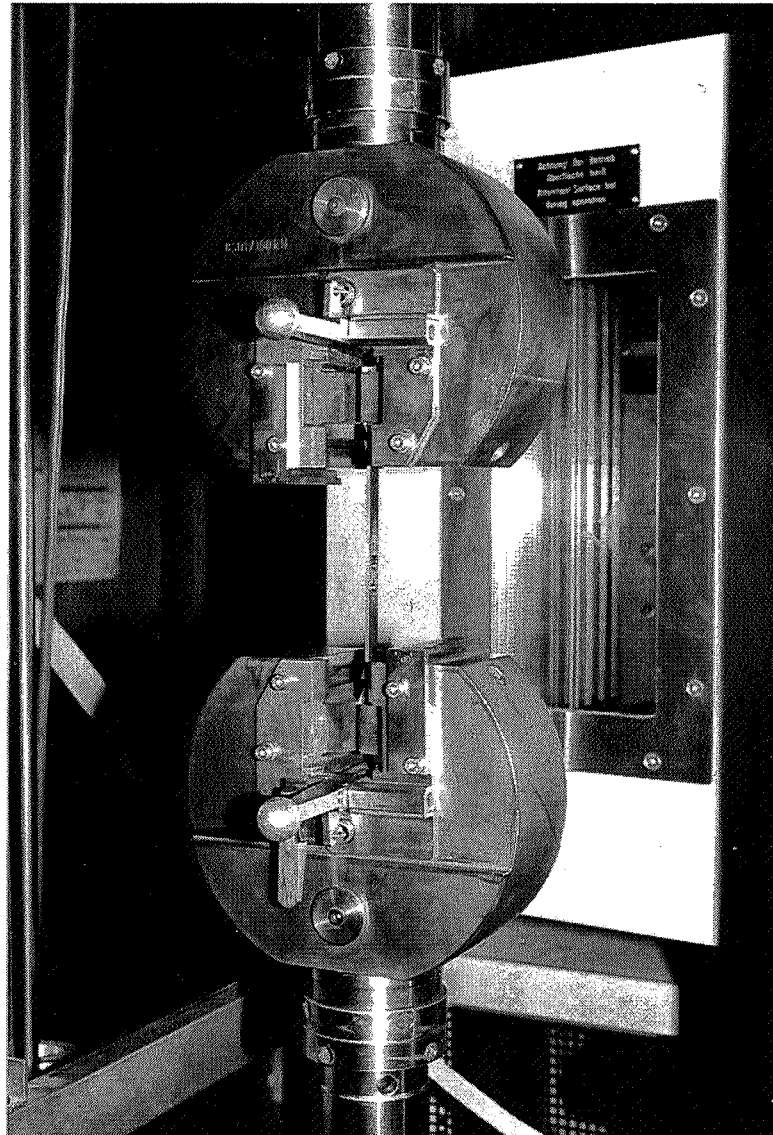


Figure III.5 - Mors auto-serrants montés sur la machine d'essais.

On génère ainsi deux ensembles de réponses mécaniques sous la forme de points dans l'espace contrainte axiale-déformation longitudinale et contrainte axiale-déformation transverse.

2.1.3 Traitement des données

Il s'agit de mesurer les valeurs de E et ν à partir des réponses mécaniques enregistrées, dont un exemple est donné sur les Figures III.6a et 6b.

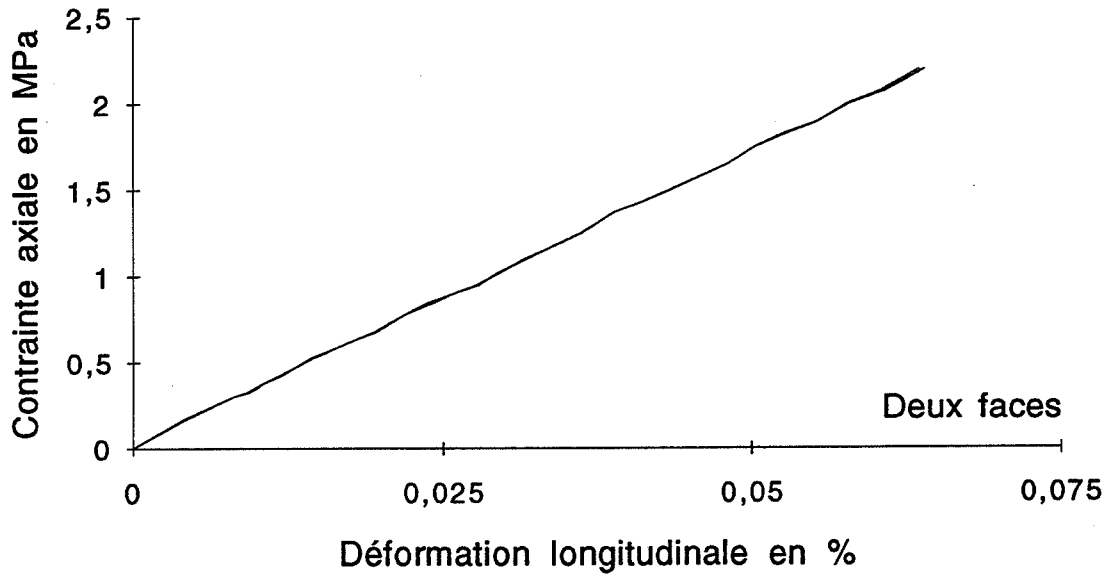


Figure III.6a - Exemple de courbes contrainte-déformation longitudinale sur les deux faces d'une éprouvette (traction uniaxiale sur PMMA).

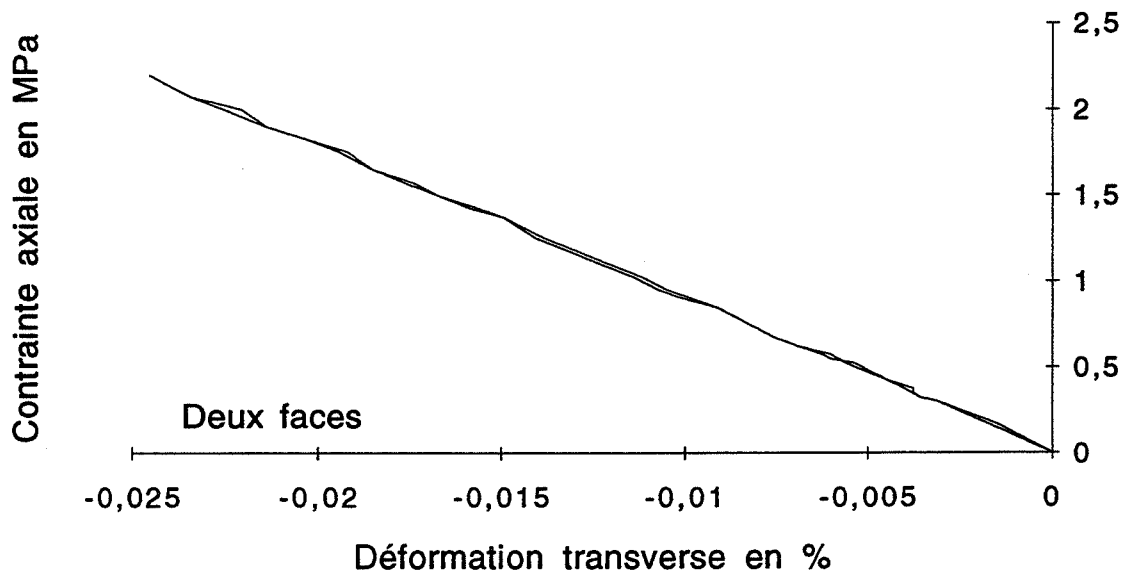


Figure III.6b - Exemple de courbes contrainte-déformation transverse sur les deux faces d'une éprouvette (traction uniaxiale sur PMMA).

Ces valeurs vont être déterminées à partir des pentes des droites des moindres carrés ajustées aux points expérimentaux. Comme illustration, les Figures III.7a et 7b représentent des points expérimentaux (cercles) et leur droite des moindres carrés (ligne).

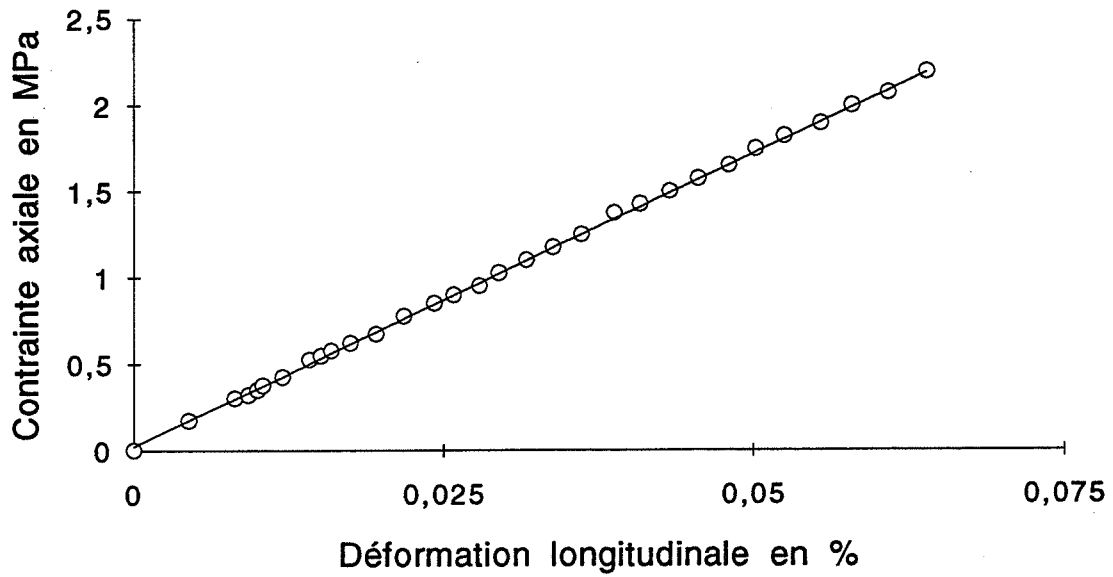


Figure III.7a - Points expérimentaux (déformation longitudinale) sur une face de l'éprouvette et droite des moindres carrés (traction uniaxiale sur PMMA).

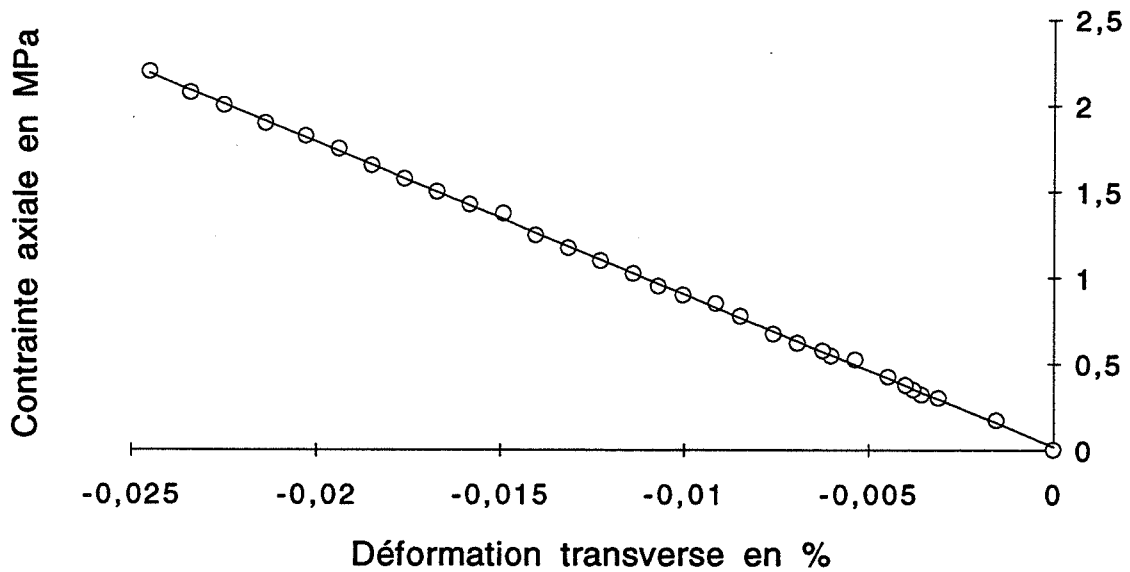


Figure III.7b - Points expérimentaux (déformation transverse) sur une face de l'éprouvette et droite des moindres carrés (traction uniaxiale sur PMMA).

On note sur ces figures une bonne linéarité des réponses mécaniques, qui se justifie probablement par le très faible niveau de déformation atteint. De la pente de la droite de la Figure III.7a, on déduit E puis celle de la Figure III.7b permet d'obtenir ν .

2.1.4 Résultats

Les résultats de ces essais sont synthétisés dans les Tableaux III.2 et III.3 sous forme, respectivement, de module d'Young et de coefficient de Poisson. Pour chaque éprouvette, on donne la valeur moyenne et le coefficient de variation, rapport de l'écart-type à la moyenne, en pour-cent; ce coefficient caractérise la dispersion des résultats. Précisons bien qu'aucun test de normalité n'est effectué ici et que par conséquent, ces résultats ne peuvent pas être interprétés ici en terme d'intervalles de confiance, comme cela est fait au paragraphe 2.3. Il s'agit simplement de fournir un indice de dispersion des résultats, qui aurait pu être aussi donné par l'amplitude des distributions, par exemple. Cette remarque est valable aussi pour tous les résultats présentés au Chapitre IV.

Pour chaque mise en charge, il y a deux valeurs de module, une pour la face (a) et l'autre pour la face (b).

Charges	Eprouvettes					
	1	2	3	4	5	6
1	3,28(a)	3,34	3,34	3,23	3,45	3,40
	3,09(b)	3,23	3,38	3,46	3,47	3,41
2	3,27	3,33	3,52	3,47	3,29	3,43
	3,09	3,32	3,27	3,23	3,42	3,52
3	3,34	3,33	3,28	3,24	3,48	3,41
	3,30	3,23	3,42	3,40	3,55	3,40
4	3,30	3,31	3,50	3,42		3,42
	3,39	3,33	3,27	3,23		3,50
5	3,36	3,38	3,36			
	3,38	3,42	3,53			
6	3,29					
	3,34					
7	3,30					
	3,51					
Moyenne	3,30	3,32	3,39	3,33	3,44	3,44
C.V. (%)	3,3	1,7	3,0	3,3	2,5	1,4

Tableau III.2 - Modules d'Young (en GPa) pour les essais de traction sur PMMA.

Charges	Eprouvettes					
	1	2	3	4	5	6
1	0,368(a)	0,396	0,372	0,365	0,403	0,386
	0,347(b)	0,377	0,357	0,372	0,396	0,384
2	0,359	0,382	0,362	0,388	0,364	0,395
	0,339	0,378	0,376	0,380	0,392	0,385
3	0,376	0,379	0,376	0,370	0,392	0,385
	0,366	0,368	0,348	0,365	0,376	0,389
4	0,364	0,378	0,346	0,388		0,382
	0,367	0,367	0,373	0,379		0,375
5	0,372	0,377	0,358			
	0,367	0,368	0,334			
6	0,365					
	0,372					
7	0,349					
	0,333					
Moyenne	0,360	0,377	0,360	0,376	0,387	0,385
C.V. (%)	3,6	2,3	4,0	3,3	3,7	1,5

Tableau III.3 - Coefficients de Poisson pour les essais de traction sur PMMA.

Plusieurs remarques peuvent être formulées au vu des tableaux précédents. D'abord, on ne constate pas de différences significatives entre les valeurs des modules d'Young des éprouvettes 1-3 et 4-6, indiquant qu'il n'y a pas de différence entre les sens long et travers. Pour une même éprouvette, la dispersion due aux conditions des essais est d'environ 2 à 3% (en terme de coefficient de variation) pour E et ν , un peu plus importante pour ce dernier, ce qui est logique car les déformations transverses sont plus faibles et donc l'erreur relative due à l'échantillonnage est plus importante. On note que la technique de détermination de E et ν (droite des moindres carrés) utilisée ici n'est pas très sensible aux erreurs de mesures, comme pourrait l'être une technique donnant l'évolution du module tangent, voir par exemple Surrel (1990), et qui nécessite des opérations de lissage. Cependant, cette technique n'est pertinente que si le comportement est raisonnablement linéaire, comme c'est le cas ici (Figures III.7).

2.2 Essais Iosipescu

2.2.1 Préparation et instrumentation des éprouvettes

Dans chaque éprouvette de traction, on découpe un échantillon Iosipescu à l'aide du disque diamanté. Ces barreaux sont ensuite usinés en groupe de manière à les ramener aux dimensions rapportées à la Figure I.2.; les entailles sont faites en deux passes à l'aide d'une molette diamantée qui a le profil de l'entaille, soit un angle de 90° et un rayon d'entaille de 1,3 mm (Figure III.8).

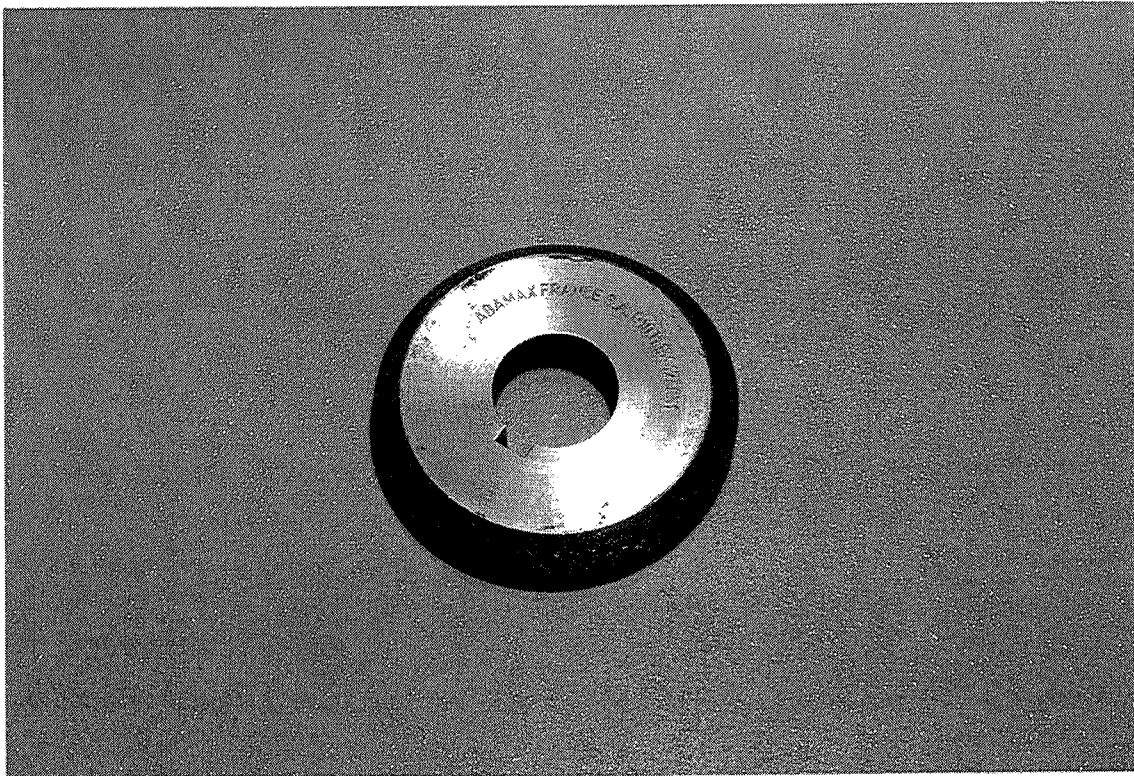


Figure III.8 - Outil de coupe pour entailler les éprouvettes losipescu.

Un soin particulier est apporté à l'usinage des surfaces de contact. En effet, après découpe à la scie, on constate à l'aide d'une équerre que ces surfaces ne sont pas perpendiculaires aux côtés de l'éprouvette; ce défaut, probablement dû à une flexion du disque de découpe, peut engendrer un contact défectueux entre le mors et l'éprouvette (Figure III.9).

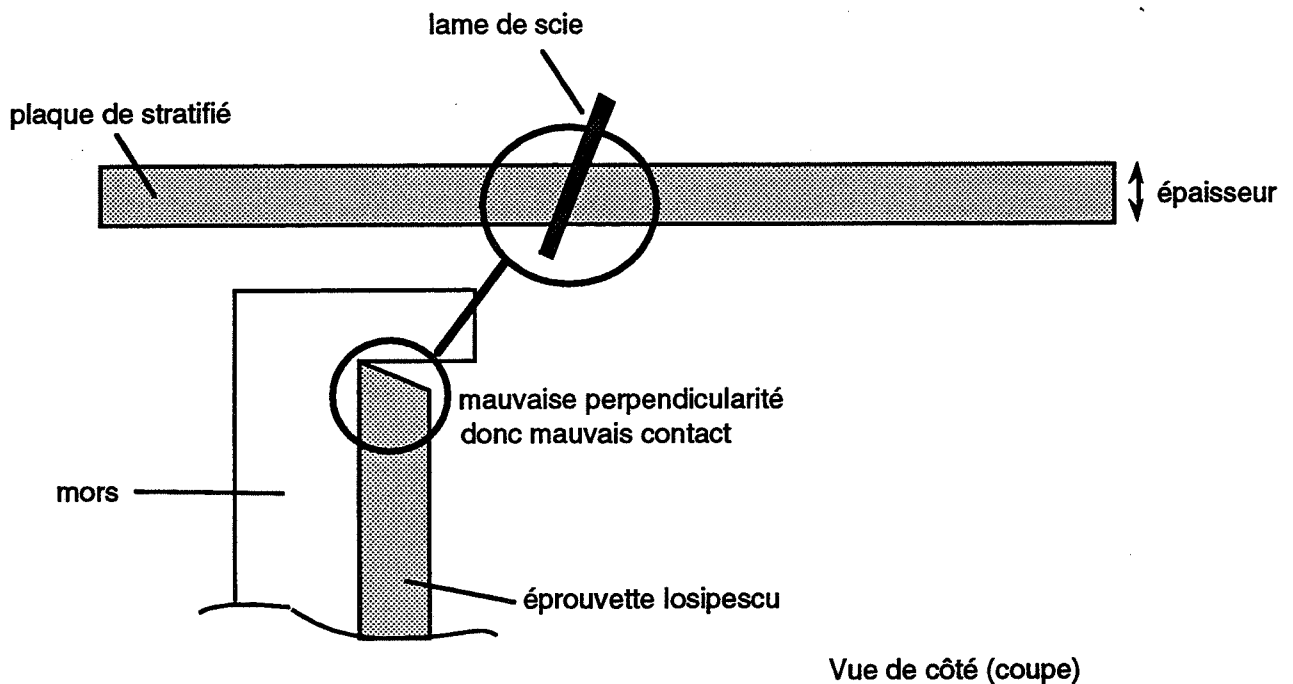


Figure III.9 - Illustration des problèmes de perpendicularité des surfaces de contact.

On voit que la lame de scie, qui se déplace perpendiculairement au plan du schéma, subit une flexion qui engendre un défaut de perpendicularité des faces de l'éprouvette et de sa tranche (exagéré sur la figure). Après usinage, ce défaut n'est plus visible à l'oeil nu. Cet aspect du contrôle de la qualité des éprouvettes sera examiné plus en détail au Chapitre IV. L'usinage permet aussi d'obtenir des surfaces de contact parallèles entre elles; en effet, si on mesure la largeur d'une éprouvette en plusieurs points différents, ces mesures ne diffèrent jamais plus de 30 μm .

L'instrumentation suit rigoureusement la procédure énoncée au paragraphe III.1.2. Le conditionnement est identique à celui des éprouvettes de traction.

2.2.2 Procédure expérimentale

Dans le même esprit que la procédure des essais de traction, on fait subir quatre mises en charge à chaque éprouvette, afin de s'affranchir des dispersions dues aux conditions d'essai. Le niveau de déformation maximum est choisi de telle sorte que les déformations à $\pm 45^\circ$ ne dépassent pas la valeur maximum de la déformation longitudinale des essais de traction (soit environ 0,1%), donc un glissement maximum de 0,2%, ce qui équivaut à une contrainte de cisaillement d'à peu près 2,5 MPa (force maximum d'environ 100 N). Les essais ont lieu dans les conditions du laboratoire (voir essais de traction). La vitesse de déplacement de la tête du vérin est de 0,2 mm.mn^{-1} , ce qui correspond à une vitesse de déformation des jauges à $\pm 45^\circ$ équivalente à celle de la jauge longitudinale pour les essais de traction (environ 0,2 $\%.\text{mn}^{-1}$). Ce point est important car le PMMA présente un caractère viscoélastique marqué, même en conditions ambiantes. Il faut donc s'assurer que les vitesses de déformation des essais de traction et losipescu soient comparables.

Entre chaque mise en charge, l'éprouvette est retournée puis remontée dans le mors. Les quatre positions de l'éprouvette sont schématisées sur la Figure III.10.

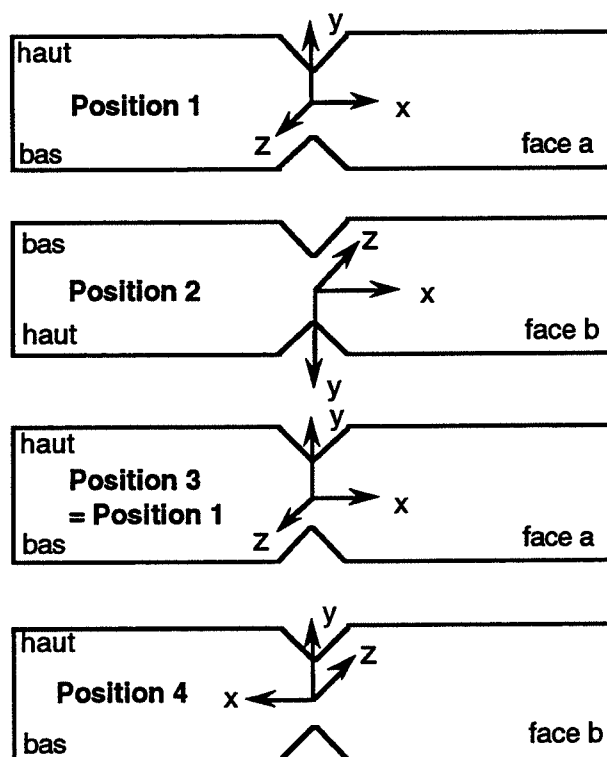


Figure III.10 - Positions des éprouvettes losipescu pour les quatre mises en charge.

Le serrage des patins de fixation a été effectué à l'aide d'une clé dynamométrique à un couple de 1 Nm, qui est un compromis entre une valeur trop faible qui laisserait l'éprouvette bouger dans le mors et une valeur trop élevée qui l'écraserait. Ce point sera également discuté au Chapitre IV.

2.2.3 Traitement des données

Les résultats se présentent sous la forme de courbes $P/A = f(\epsilon_{s \text{ moy}})$. Un exemple de réponse se trouve sur la Figure III.11.

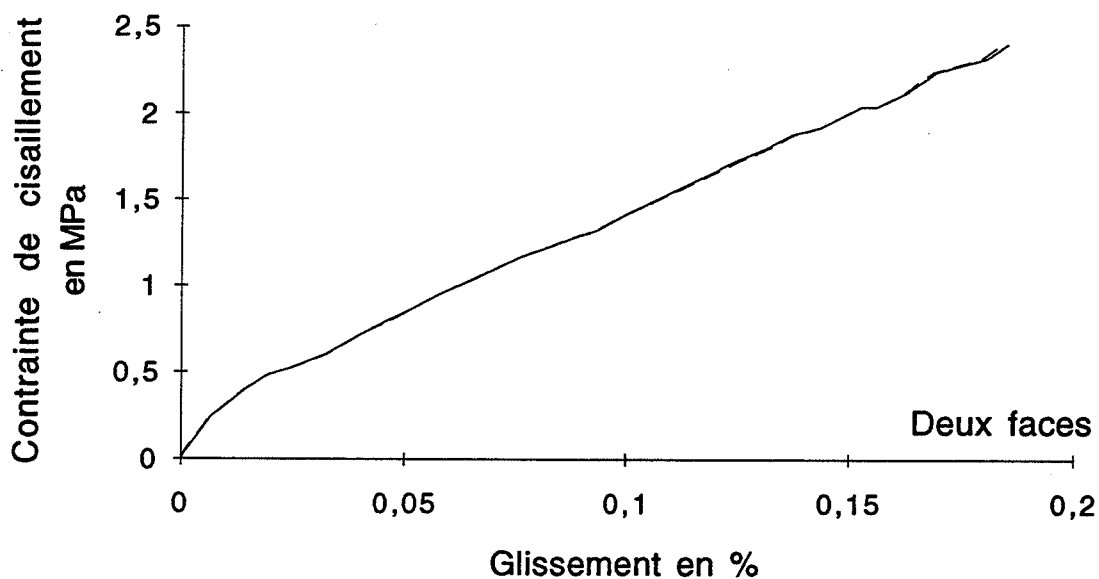


Figure III.11 - Courbes contrainte-déformation pour les deux faces (essai d'Iosipescu sur PMMA).

On voit sur cet exemple que les réponses des deux faces sont quasiment confondues; ce n'est pas toujours ainsi mais cela représente la majorité des cas (voir Annexe A). La partie initiale des courbes présente une rupture de pente; ce phénomène est dû à la reprise du poids de la partie mobile du montage par la tête du vérin. En effet, la partie mobile (partie gauche sur la Figure II.7) est déplacée à l'aide d'une vis de manière à accommoder l'éprouvette. Les patins sont ensuite serrés, et le zéro de la charge est réglé. Ce n'est qu'ensuite que le vérin monte et que le contact s'effectue avec la partie mobile. Par conséquent, la cellule de force enregistre non seulement la force de compression appliquée à l'éprouvette, mais aussi la reprise du poids de la partie mobile, qui équivaut à une force négative d'environ 13 N. Le niveau d'effort et la vitesse de déplacement du vérin sont si faibles que cela suffit à créer cette zone. Par la suite, on considérera cet effet comme un artefact de manipulation et les courbes ne seront exploitées qu'au-delà de cette région, par ailleurs très restreinte. En ce qui concerne les autres essais Iosipescu, la procédure d'essai sera légèrement modifiée pour éviter cet artefact.

Le traitement des données s'effectue de manière semblable à celui des essais de traction. Une droite des moindres carrés donne le module de cisaillement apparent, les réponses s'étant avérées raisonnablement linéaires (voir Figure III.12).

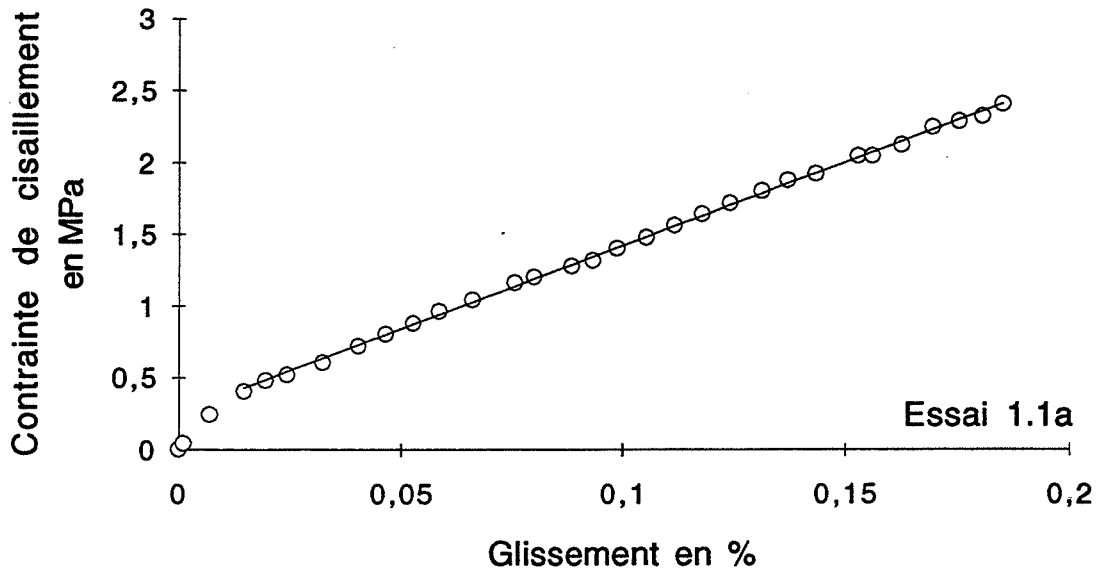


Figure III.12 - Courbe contrainte-déformation avec sa droite des moindres carrés (essai d'Iosipescu sur PMMA).

2.2.4 Résultats

Les résultats en termes de modules de cisaillement sont synthétisés dans le Tableau III.4, sous la même forme que les Tableaux III.2 et III.3.

Charges	Eprouvettes					
	1	2	3	4	5	6
1	1,162(a)	1,161	1,201	1,184	1,169	1,131
	1,167(b)	1,188	1,135	1,187	1,169	1,217
2	1,209	1,165	1,168	1,142	1,061	1,156
	1,100	1,175	1,168	1,177	1,180	1,183
3	1,179	1,183	1,203	1,145	1,154	1,087
	1,214	1,158	1,132	1,174	1,346	1,237
4	1,132	1,199	1,166	1,106	1,112	1,174
	1,165	1,163	1,177	1,171	1,247	1,161
Moyenne	1,166	1,174	1,169	1,161	1,180	1,168
C.V. (%)	3,2	1,2	2,3	2,3	7,4	4,0

Tableau III.4 - Modules de cisaillement (en GPa) pour les essais Iosipescu sur PMMA.

2.3 Comparaison

2.3.1 Interprétation des valeurs sur les deux faces

Le premier problème qui se pose est le suivant: les mesures des grandeurs mécaniques des essais précédents peuvent elles être considérées comme indépendantes sur les deux faces? Pour cela, on va calculer les coefficients de variation (C.V.*) des distributions de ces grandeurs moyennées sur les deux faces et les comparer aux coefficients (C.V.) des Tableaux III.2, 3 et 4.

Charges	Eprouvettes					
	1	2	3	4	5	6
1	3,18	3,28	3,36	3,34	3,46	3,40
2	3,18	3,32	3,39	3,35	3,35	3,47
3	3,32	3,28	3,35	3,32	3,51	3,40
4	3,34	3,32	3,38	3,32		3,46
5	3,37	3,40	3,44			
6	3,31					
7	3,40					
C.V.*(%)	2,6	1,4	1,1	0,4	2,4	1,1
C.V. (%)	3,3	1,7	3,0	3,3	2,5	1,4
Diff. (%)	22	19	93	153	6	24

Tableau III.5 - Modules d'Young *moyennés* (en GPa) pour les essais de traction sur PMMA.

Charges	Eprouvettes					
	1	2	3	4	5	6
1	0,357	0,386	0,364	0,368	0,399	0,385
2	0,349	0,380	0,369	0,384	0,378	0,390
3	0,371	0,373	0,362	0,367	0,384	0,387
4	0,365	0,372	0,359	0,384		0,387
5	0,369	0,372	0,346			
6	0,368					
7	0,341					
C.V.* (%)	3,2	1,6	2,4	2,5	2,9	1,3
C.V. (%)	3,6	2,3	4,0	2,5	3,7	1,5
Diff. (%)	13	32	49	0	26	15

Tableau III.6 - Coefficients de Poisson *moyennés* pour les essais de traction sur PMMA.

Charges	Eprouvettes					
	1	2	3	4	5	6
1	1,164	1,173	1,168	1,185	1,169	1,174
2	1,154	1,170	1,168	1,159	1,120	1,169
3	1,196	1,170	1,167	1,159	1,250	1,162
4	1,148	1,181	1,171	1,138	1,179	1,167
C.V.* (%)	1,8	0,5	0,2	1,6	4,5	0,4
C.V. (%)	3,2	1,2	2,3	2,3	7,4	4,0
Diff. (%)	54	79	166	37	49	163

Tableau III.7 - Modules de cisaillement *moyennés* (en GPa) pour les essais losipescu sur PMMA.

On constate au vu des trois tableaux précédents que le fait de moyenner les grandeurs mécaniques sur les deux faces *réduit systématiquement* la dispersion. Il est aussi surprenant de constater que la dispersion sur les essais losipescu est en général au moins aussi faible que pour les essais de traction, si l'on omet l'éprouvette 5. Ce point sera discuté plus en détail au Chapitre IV. Il confirme cependant la pertinence de la procédure extensométrique.

En tout état de cause, on ne peut pas considérer les mesures de déformation sur les deux faces des éprouvettes comme indépendantes et il faudra par conséquent utiliser les distributions de valeurs moyennées pour le traitement statistique.

2.3.2 Indépendance des valeurs de module des différentes éprouvettes

Chaque éprouvette losipescu étant découpée dans une des éprouvettes de traction, il faut examiner s'il existe une corrélation par éprouvette entre les valeurs des modules de cisaillement déterminés par les essais de traction et losipescu. Pour cela, on calcule pour chaque éprouvette de traction le module de cisaillement correspondant (moyenne sur les quatre essais), par la formule de l'isotropie (15), qu'on compare au module de cisaillement obtenu directement par les essais losipescu. On rappelle que jusqu'ici, les valeurs étaient des modules "apparents"; ici, la correction numérique du Chapitre II (1,075 pour le PMMA, voir Tableau II.8) est appliquée. Les résultats de cette comparaison sont dans le Tableau III.8.

Eprouvette	GenGPa		Différence (%)
	Traction	losipescu	
1	1,214	1,253	-3,2
2	1,206	1,261	-4,5
3	1,245	1,257	-0,96
4	1,212	1,248	-2,9
5	1,241	1,268	-2,1
6	1,240	1,256	-1,3

Tableau III.8 - Comparaison, pour chaque éprouvette, des valeurs des modules de cisaillement pour les deux types d'essais (traction et losipescu sur PMMA).

Il n'existe pas cette fois de corrélation significative entre les valeurs des modules de cisaillement par éprouvette. Les valeurs obtenues peuvent être considérées comme indépendantes, ce qui plaide en la faveur de l'homogénéité du matériau. Le plus pertinent est donc de considérer les valeurs de chaque Tableau III.5,6 et 7 comme une seule distribution de valeurs d'une même variable. On remarque aussi que les valeurs des modules de cisaillement déterminées par les essais losipescu sont toujours plus élevées que celles obtenues en traction; une erreur systématique de l'ordre de 2% semble se manifester.

2.3.3 Comparaison des Intervalles de confiance des deux distributions

Etude de la normalité

Avant de procéder à un traitement statistique plus élaboré fondé sur l'hypothèse que les distributions sont normales, il est pertinent d'étudier la validité de ce postulat. Pour cela, on va faire subir le test de Shapiro-Wilk (norme AFNOR NF X06-050, 1975) aux distributions des Tableaux III.5,6 et 7. On emploie ce test plutôt que le test des χ^2 car le nombre d'éléments de chaque distribution est inférieur à 50. Le paramètre de discussion, W, est le rapport entre deux estimations de la variance à partir des effectifs considérés. La distribution est considérée normale si W est supérieur à W* (risque de 5% de rejeter une hypothèse vraie) et à W** (risque de 1%). Les résultats du test sont reportés dans le tableau III.9.

	W	W* (5%)	W** (1%)
E	0,957	0,924	0,896
V	0,975	0,924	0,896
G	0,822	0,916	0,884

Tableau III.9 - Résultats du test de normalité de Shapiro-Wilk.

Ces résultats montrent que les distributions de E et v sont normales aux risques de 1 et 5% de rejeter une hypothèse vraie. La distribution de G, cependant, ne vérifie pas ces

conditions. En se penchant de plus près sur le Tableau III.7, on remarque une valeur de 1,250 GPa qui se distingue des autres (l'avant-dernière valeur étant de 1,196). Bien qu'il n'y ait pas a priori de raison de rejeter cette valeur, on peut penser que sa présence perturbe considérablement la distribution du Tableau III.7. En effet, si on ignore cette valeur, alors W devient 0,959, pour $W^* = 0,914$ et $W^{**} = 0,881$. Donc, la distribution de G amputée de cette valeur 1,250 GPa vérifie bien l'hypothèse de normalité. Ceci ne serait pas une raison suffisante pour écarter cette valeur; cependant, les autres distributions des Tableaux III.5 et 6 vérifient l'hypothèse de normalité au risque de 5%. Sachant que cette valeur n'a qu'une faible influence sur la moyenne et l'écart-type de l'ensemble de la distribution, il a été décidé de l'écarter dans un souci de rigueur scientifique, dans la mesure où l'exploitation rigoureuse de l'écart-type en terme d'intervalle de confiance nécessite que l'hypothèse de normalité soit vérifiée. Cette décision ne doit en aucun cas jeter le doute dans l'esprit du lecteur quant à la validité des résultats présentés ci-après.

Le traitement des grandeurs mécaniques mesurées lors des essais sur PMMA peut donc être effectué en supposant les distributions normales, en écartant toutefois une mesure pour les essais losipescu. On voit ici toute la puissance des essais redondants qui permettent d'attribuer un niveau de confiance aux résultats.

Comparaison des intervalles de confiance

Les résultats traités précédemment peuvent maintenant être réduits aux deux paramètres de la loi normale, la moyenne et l'écart-type. Cependant, il faut former la distribution de G_{traction} à partir de celles de E et ν . Pour cela, on se sert du résultat énoncé par Chatfield (1978) pour le rapport de deux distributions normales: soient deux distributions normales A et B (moyennes \bar{A} et \bar{B} et écarts-types σ_A et σ_B) dont les coefficients de variation sont inférieurs à 15%, alors la distribution $\frac{A}{B}$ est normale et ses paramètres sont:

$$(16) \quad \text{Moyenne:} \quad \frac{\bar{A}}{\bar{B}}$$

$$(17) \quad \text{Ecart-type:} \quad \sqrt{\bar{B}^2 \sigma_A^2 + \bar{A}^2 \sigma_B^2}$$

Dans le cas présent, A est la distribution de modules d'Young E et B celle des valeurs de $2(1+\nu)$. Les coefficients de variation de ces deux distributions sont bien inférieurs à 15%, donc les formules (16) et (17) peuvent être appliquées. Il faut noter cependant qu'on ne possède pas les valeurs exactes des moyennes et écarts-types mais seulement leurs estimations.

Ces résultats figurent dans le Tableau III.10.

	Moyenne	Ecart-type	C.V. (%)
G_{traction}	1,226	0,0541	4,4
$G_{\text{losipescu}}$	1,253	0,0156	1,2

Tableau III.10 - Moyenne et écart-type pour les deux distributions de modules de cisaillement.

En utilisant la norme AFNOR NF X06-042, on compare les intervalles de confiance au niveau de 95% sur les valeurs de la moyenne:

$$1,205 \leq G_{\text{traction}} \leq 1,247$$

$$1,246 \leq G_{\text{losipescu}} \leq 1,260$$

On constate que ces intervalles sont quasiment exclusifs, ce qui confirme bien ce que laissait prévoir le Tableau III.8, c'est-à-dire qu'il existe une erreur systématique qui engendre une valeur de G trop importante pour les essais losipescu.

2.4 Conclusion

Cette partie a présenté une comparaison rigoureuse d'une série d'essais de traction et losipescu sur un matériau isotrope: le PMMA. Après évaluation de la linéarité des courbes contrainte-déformation, le traitement des résultats a été effectué sur les pentes des droites des moindres carrés de ces courbes, traduites en termes de grandeurs mécaniques associées (E, ν et G). Un examen minutieux des distributions de ces valeurs a permis d'aboutir à leur comparaison statistique.

Les points remarquables de cette étude sont sans aucun doute les niveaux de dispersion constatés. En effet, les essais losipescu se sont montrés plus reproductibles que les essais de traction, du moins lorsque les déformations étaient moyennées sur les deux faces des éprouvettes. Ce point permet d'attribuer un niveau de confiance à ces résultats. Cependant, les intervalles de confiance de la moyenne (paragraphe III.2.3.3) des modules de cisaillement dus à la traction et aux essais losipescu sont exclusifs.

Il ne faut toutefois pas exagérer la portée de ce résultat. En effet, la différence entre les deux moyennes n'est que de 2,2%, ce qui est plus faible que tous les écarts constatés dans la littérature. L'exclusion des intervalles de confiance de la moyenne est due aux bons niveaux de dispersion des essais losipescu; des essais plus grossiers n'auraient pas mis en évidence cette faible différence. Il est probable que cette erreur systématique de 2% constatée dans le Tableau III.8 soit due à une imprécision sur le coefficient de correction. Rappelons qu'entre les conditions aux limites libres ou bloquées en x, ce coefficient varie de 4%. *L'écart de 2% constaté n'est donc certainement pas significatif.*

Plus que les quelques pour-cents qui font l'objet de la discussion précédente, il faut retenir la pertinence de la procédure expérimentale qui a permis d'éviter les dispersions et

écarts de la littérature. Ces essais représentent donc bien une *validation* et forment un point de départ sérieux pour l'étude plus détaillée des essais losipescu sur composites du Chapitre IV.

La procédure extensométrique présentée dans ce chapitre semble donc donner satisfaction. Il subsiste néanmoins cet écart inexplicé d'environ 2% entre les valeurs moyennes des modules de cisaillement mesurés par les essais de traction et losipescu. La difficulté de modéliser les conditions aux limites appliquées à l'éprouvette engendre une imprécision sur le coefficient de correction et donc sur la valeur du module. De plus, la proximité des points d'application de la charge pour l'essai d'losipescu a pour conséquence une plus grande sensibilité à d'éventuels effets parasites, l'approximation de Saint-Venant n'étant plus valable.

Dans le cadre de la recherche des solutions extensométriques au problème de mesure du glissement d'une éprouvette losipescu, les techniques optiques d'extensométrie de champ, principalement la méthode de moiré, se sont révélées particulièrement intéressantes. En effet, la mesure d'une grandeur moyenne comme le module de cisaillement à l'aide d'une mesure extensométrique locale par jauges de déformations présente l'inconvénient d'être sensible aux hétérogénéités locales. L'idée de prendre en compte la réponse du matériau non plus sur quelques millimètres carrés, mais sur quelques centimètres carrés est porteuse d'espoir quant à la réduction des dispersions. De plus, la richesse des informations contenues dans la réponse globale de l'échantillon doit certainement permettre de s'affranchir du problème de la modélisation des conditions aux limites qui est une des difficultés de l'essai d'losipescu.

Le paragraphe suivant présente une méthode originale de traitement du champ de déplacement d'une éprouvette losipescu pour la détermination du module de cisaillement.

3. UTILISATION DU CHAMP DE DÉPLACEMENT

Le but de cette partie est d'exposer une méthode originale de détermination du module de cisaillement d'une éprouvette losipescu à partir du champ de déplacement dans sa partie centrale. Il s'agit là d'un effort d'identification à partir de champs hétérogènes, qui constitue un problème inverse en mécanique (Grédiac, 1989). Cette étude n'est que simulatoire et son objectif est de montrer la viabilité (précision, stabilité) et les avantages du traitement du champ de déplacement présenté ici. Cependant, on gardera présent à l'esprit que les techniques d'extensométrie optique de type moiré permettent l'obtention de champs de déplacements et que la méthode présentée ici n'est donc pas une description purement théorique mais constitue un premier pas vers une application expérimentale ultérieure.

3.1 Etat des lieux

Les techniques de mesure de champs de type "moiré" sont en vogue depuis un certain nombre d'années déjà. Ifju et Post (1989) ont appliqué une technique de moiré à l'essai d'losipescu en le comparant à un test similaire développé par ces auteurs, le "compact test". Les

résultats du moiré étaient traités de la manière suivante: d'abord le calcul, par dérivation, du champ de déformations, puis, la détermination du glissement moyen entre les entailles; ainsi, on calcule le module de cisaillement à partir de la courbe contrainte moyenne-glissement moyen, rendant superflu l'utilisation d'un coefficient de correction, au moins tant que le comportement reste linéaire élastique.

Pindera et al. (1990) comparent la répartition expérimentale du glissement (mesuré par moiré) et celle obtenue par éléments finis. Ainsi, ils justifient l'utilisation des facteurs de correction.

Ho et al. (1991), quant à eux, utilisent une technique nommée "localized hybrid analysis" qui consiste à utiliser le post-processeur d'un code d'éléments finis à partir des déplacements mesurés par moiré afin de déterminer les états de déformation et de contrainte qui servent à calculer les coefficients de correction.

Enfin, Morton et al. (1992) comparent les glissements mesurés par jauges de déformation et par moiré, en utilisant la technique précédente ("localized hybrid analysis").

L'obtention du champ de déplacement par une technique optique permet donc de s'affranchir du calcul du coefficient de correction, soit en le déterminant expérimentalement, soit en dépouillant les résultats en termes de contrainte de cisaillement moyenne et de glissement moyen entre les entailles. Si cela est déjà une amélioration conséquente, on note que le processus de calcul des déformations à partir des déplacements est l'obstacle majeur, dans la mesure où la dérivation numérique est très sensible aux erreurs. De plus, la quantité de données à traiter pousse certains auteurs à utiliser les post-processeurs de codes d'éléments finis pour dépouiller les données. La technique présentée ici permet de pallier à ces deux inconvénients majeurs, c'est-à-dire qu'elle n'utilise que les valeurs des déplacements, qui sont les mesures directement obtenues par moiré, et sur un contour seulement, d'où réduction de la masse des informations à traiter. Notons encore, comme il a déjà été évoqué précédemment, que cette technique présente l'avantage de décrire un comportement global de l'échantillon, étant donc moins sensible à des hétérogénéités locales, comme pourrait l'être une mesure par jauges de déformations.

3.2 Aspect théorique

L'équilibre d'une structure peut s'écrire à l'aide du principe des travaux virtuels. Soit un solide de volume V (de frontière ∂V). Soient \vec{F} le vecteur des efforts extérieurs et \vec{d}^* un champ de déplacements virtuels de composantes (u^*, v^*, w^*) dans les axes globaux $(\vec{x}, \vec{y}, \vec{z})$. Soient $\vec{\sigma}$ le tenseur des contraintes de composantes σ_{ij} et $\vec{\varepsilon}^*$ le tenseur des déformations virtuelles associées à \vec{d}^* , de composantes ε_{ij}^* . Le principe des travaux virtuels s'écrit alors:

$$(18) \quad \int_V \sigma_{ij} \varepsilon_{ij}^* dv = \int_{\partial V} \vec{F} \cdot \vec{d}^* ds$$

Le double indice indique ici une sommation. Cette formule est valable pour tout champ de déplacements virtuels compatible avec les conditions aux limites et ne dépend d'aucune loi de comportement. Elle est a fortiori valable pour le champ "réel" de déplacements.

L'idée est de choisir un champ de déplacements virtuels suffisamment pertinent pour obtenir une relation simple entre le glissement, les charges extérieures et le module de cisaillement. Logiquement, c'est un champ de cisaillement pur qui fournit le résultat recherché:

$$(19) \quad \begin{array}{lll} u^*(x,y) = w^*(x,y) = 0 & v^*(x,y) = 0 & \text{si } x \leq -a \\ & v^*(x,y) = -(x+a) & \text{si } -a < x < a \\ & v^*(x,y) = -2a & \text{si } x \geq a \end{array}$$

avec $a > 0$.

Ce champ de déplacements virtuels est schématisé sur la Figure III.13.

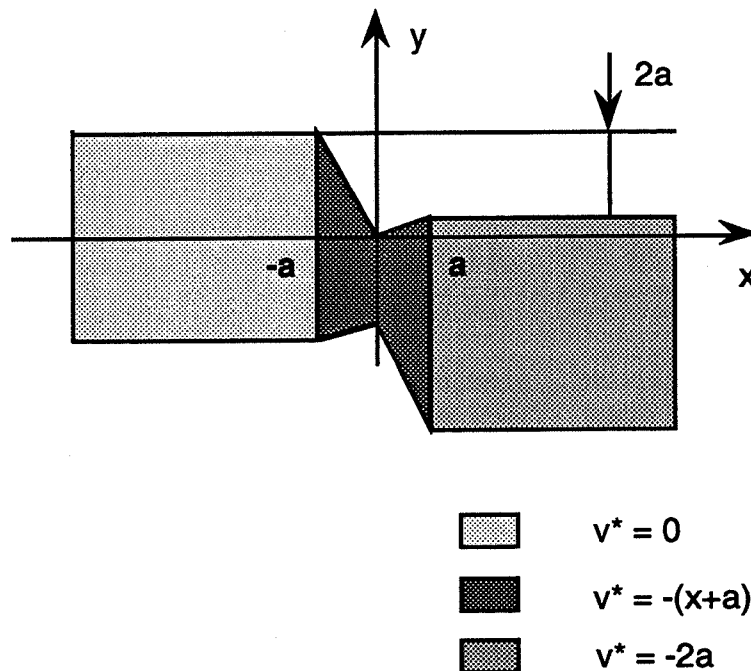


Figure III.13 - Eprouvette losipescu subissant le champ de déplacements virtuels de la formule (19).

Ce champ est bien compatible avec les conditions aux limites subies par l'éprouvette. Ce point sera discuté plus en détail par la suite.

Si on se place dans le cadre des petites déformations de l'élasticité, en dérivant (19), on calcule le champ des déformations virtuelles:

$$(20) \quad \dot{\epsilon}_x = \frac{\partial u^*}{\partial x} = 0 \text{ sur tout le domaine}$$

$$(21) \quad \dot{\epsilon}_y = 0 \text{ sur tout le domaine}$$

$$(22) \quad \dot{\epsilon}_s = \frac{\partial u^*}{\partial y} + \frac{\partial v^*}{\partial x}$$

Or, si le premier terme de (22) est nul sur tout le domaine, le deuxième membre prend la valeur -1 dans la partie centrale ($-a \leq x \leq a$), ce qui correspond bien à un état de cisaillement pur dans cette zone.

En revenant à l'équation (18), le premier membre devient:

$$(23) \quad - \int_{V'} \sigma_s \, dv$$

où V' est le volume de la partie centrale.

En effet, seuls les termes ε_{12}^* et ε_{21}^* sont non nuls, donc le produit $\sigma_{ij}\varepsilon_{ij}^*$ se réduit à $\sigma_{12}\varepsilon_{12}^* + \sigma_{21}\varepsilon_{21}^*$, ce qui, par symétrie des tenseurs de contrainte et déformation donne $-\sigma_s$.

Le second membre de l'équation (18) se simplifie également. En effet, la partie gauche de l'éprouvette (cf Figure III.13) est telle que $\vec{d}^* = \vec{0}$; la partie centrale ne subit pas d'efforts extérieurs. Il reste la partie droite dont tous les points se déplacent de la même quantité. On a donc:

$$(24) \quad \vec{d}^* = \begin{bmatrix} 0 \\ -2a \\ 0 \end{bmatrix} \quad \text{pour } x > a.$$

Or, pour certains points de la frontière de la partie droite de l'éprouvette, là où il y a contact, on a:

$$(25) \quad \vec{F} = \begin{bmatrix} 0 \\ f_i \\ 0 \end{bmatrix} \quad \text{avec } \sum_{i=0}^n f_i = P$$

où n est le nombre de points de contacts.

A partir de (24) et (25), on déduit, en mettant $2a$ en facteur dans la somme des produits scalaires:

$$(26) \quad \int_{\partial V} \vec{F} \cdot \vec{d}^* \, ds = -2aP$$

Pour continuer à simplifier le premier terme de (18), il faut maintenant expliciter plusieurs hypothèses. D'abord, celle des contraintes planes, qui permet de réduire l'intégrale triple en intégrale double. Soit e l'épaisseur de l'éprouvette, il vient:

$$(27) \quad - \int_{V'} \sigma_s dv = -e \int_S \sigma_s ds$$

où S est la surface centrale de l'éprouvette, associée à V' (telle que $-a < x < a$).

Ecrivons maintenant la loi de comportement plane linéaire orthotrope; dans les axes d'orthotropie, on a:

$$(28) \quad \sigma_s = G_{xy} \varepsilon_s$$

ce qui réduit la formule (27) à:

$$(29) \quad -e G_{xy} \int_S \varepsilon_s ds$$

si on suppose que le module de cisaillement est constant sur toute cette surface (ce qui est le cas pour un matériau au comportement linéaire et suffisamment homogène). On voit que le calcul du module de cisaillement revient alors à l'évaluation de l'intégrale I du glissement sur la surface centrale, avec:

$$(30) \quad \boxed{G_{xy} = \frac{2aP}{el}}$$

Notons au passage que cette formule aurait aussi pu être obtenue en écrivant l'équilibre d'une section de la partie centrale, puis en l'intégrant selon x. La technique présentée ici, hormis son élégance, présente aussi l'avantage d'être très générale et donc, applicable à d'autres configurations, comme dans Grédiac et Vautrin (1990).

Pour l'instant, le gain apporté par la formule (30) est minime car il faut toujours calculer les déformations et traiter une surface de taille importante. La formule de Green permet de transformer I de manière avantageuse. En effet, soit \vec{V} un vecteur C^1 défini sur une surface S fermée, de contour ∂S :

$$(31) \quad \int_S \text{div} \vec{V} ds = \int_{\partial S} \vec{V} \cdot \vec{n} \cdot dl$$

où \vec{n} est le vecteur normal en chaque point au contour considéré et dl un petit élément de ce contour.

Posons ici $\vec{V} = (v, u)$, où \vec{d} de composantes (u, v, w) est le champ des déplacements réels. Alors,

$$(32) \quad \operatorname{div} \vec{V} = \frac{\partial v}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial y} = \varepsilon_s$$

Le vecteur normal \vec{n} en tout point du contour ∂S a pour composantes $(\cos\theta, \sin\theta)$ où θ est l'angle orienté entre \vec{x} et \vec{n} ; I peut alors être mise sous la forme suivante:

$$(33) \quad I = \int_{\partial S} (v \cos\theta + u \sin\theta) dl$$

L'avantage présenté par la formule (33) sur le calcul de l'intégrale du glissement sur S est évident; en effet, la formule ci-dessus n'utilise que les valeurs de déplacements dans le plan, directement accessibles par une technique d'extensométrie optique de type moiré, évitant donc le processus de dérivation. De plus, la quantité des données à traiter a été réduite de manière très significative, car il ne s'agit plus maintenant que du contour de la partie centrale.

L'ensemble des formules (30) et (33) représente, du point de vue théorique, une manière originale et performante de dépouiller les résultats de moiré sur éprouvettes losipescu en vu du calcul de G_{xy} . Le reste de cette partie va examiner, à l'aide d'une simulation par éléments finis, l'influence du matériau et de la géométrie sur le calcul de I, ainsi que la stabilité de la méthode à des perturbations de type "erreurs de mesure".

3.3 Validation numérique de la méthode

Les calculs présentés dans cette partie utilisent le modèle losipescu éléments finis (ANSYS) du Chapitre II (Figure II.9).

3.3.1 Calcul de l'intégrale de contour I

Ce premier exemple de calcul est effectué à partir des résultats du paragraphe II.2.2. Le contour utilisé est schématisé sur la Figure III.14.

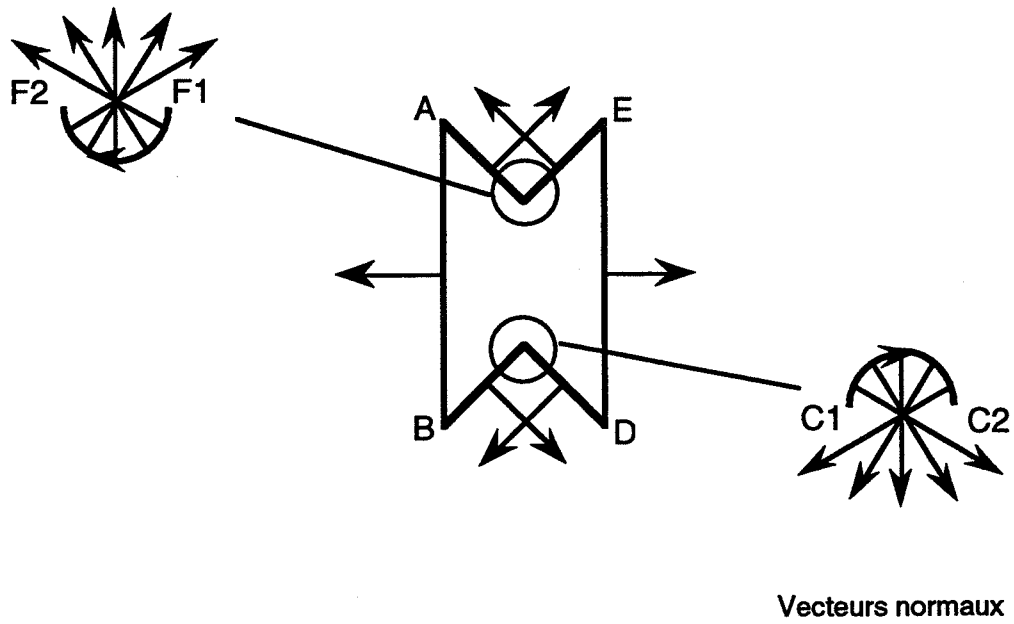
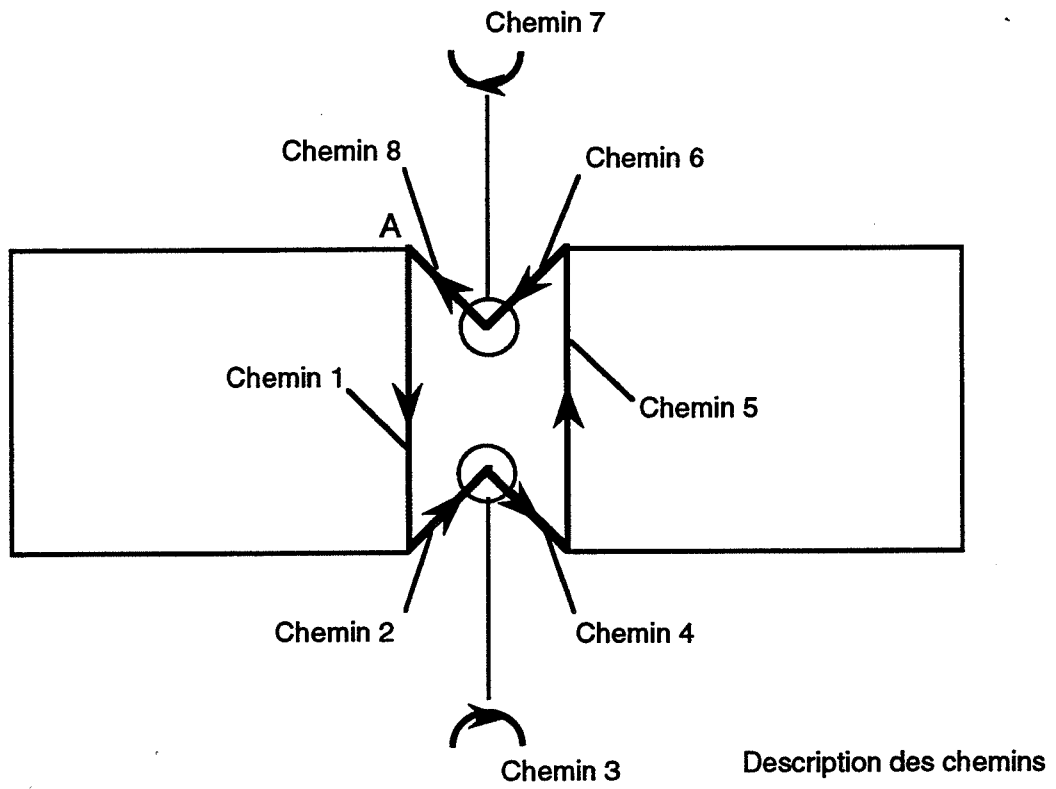


Figure III.14 - Description des chemins pour le calcul de l'intégrale de contour.

Soit $f(u,v) = v \cos \theta + u \sin \theta$ la fonction à intégrer sur le contour de la Figure III.14. On a:

Chemin 1:

$$f(u,v) = -v$$

Chemin 2:

$$f(u,v) = \frac{\sqrt{2}}{2} (-u+v)$$

Chemin 3:

$$f(u,v) = v\cos\theta + u\sin\theta$$

avec θ entre -45° et -135°

Chemin 4:

$$f(u,v) = \frac{\sqrt{2}}{2} (-u-v)$$

Chemin 5:

$$f(u,v) = v$$

Chemin 6:

$$f(u,v) = \frac{\sqrt{2}}{2} (+u-v)$$

Chemin 7:

$$f(u,v) = v\cos\theta + u\sin\theta$$

avec θ entre 135° et 45°

Chemin 8:

$$f(u,v) = \frac{\sqrt{2}}{2} (u+v)$$

Si on représente $f(u,v)$ en fonction de l'abscisse curviligne, on obtient la Figure III.15.

Iosipescu T300/914 0°

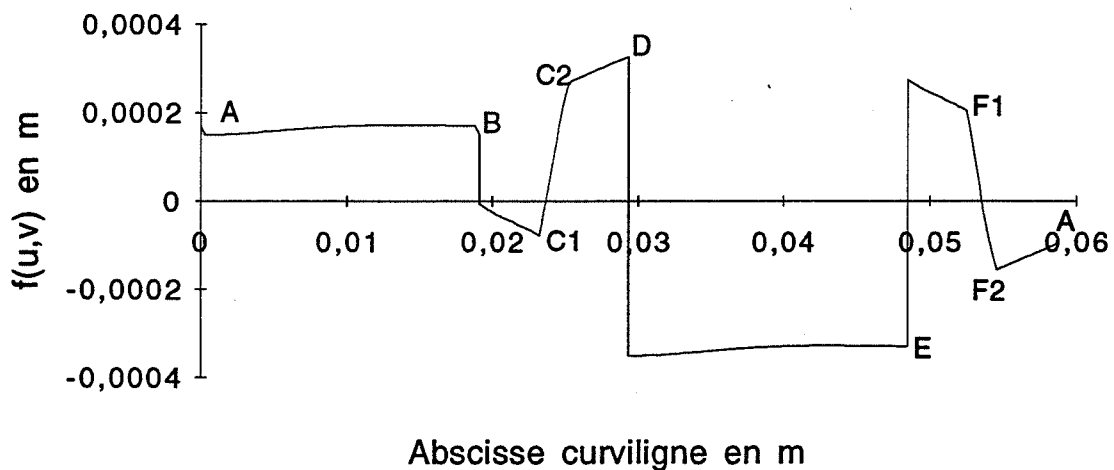


Figure III.15 - Représentation de $f(u,v)$ en fonction de l'abscisse curviligne.

Le module de cisaillement, d'après la formule (30), est proportionnel à l'aire algébrique sous la courbe. On notera l'aspect "perturbé" de cette courbe, dû à la discontinuité du vecteur normal, comme au point D par exemple. Cependant, si on calcule le module de cisaillement (ici, $2a = 7,6$ mm, $e = 2,5$ mm et $P = -2004$ N) avec $l = -1,513 \cdot 10^{-6}$, calculé par la méthode des trapèzes, alors:

$$(34) \quad \boxed{G_{xy}^{\text{calc}} = 4,027 \text{ GPa}}$$

au lieu de 4,0 GPa, valeur d'entrée.

d'où un écart de moins de 1%.

Cette erreur est certainement due à la discrétisation de l'intégrale calculée par la méthode des trapèzes. On verra aussi plus tard que la géométrie du contour y est aussi pour quelque chose.

3.3.2 Influence du matériau

Il s'agit ici, en reprenant le calcul précédent, d'évaluer l'influence du matériau sur le calcul de I et par suite, sur la valeur de G_{xy} identifiée. Les matériaux utilisés sont ceux du Tableau II.4. Les résultats sont synthétisés dans le Tableau III.11.

Matériaux	Orientations	I ($\times 10^6$)	P (N)	G_{xy}^{calc} (GPa)	$G_{xy}^{entrée}$ (GPa)	Diff. (%)
T300/914	0°	-1,513	-2004	4,027	4,000	0,7
T300/914	90°	-1,820	-2418	4,039	4,000	1,0
T300/914	$[0/90]_n$ S	-2,589	-3422	4,019	4,000	0,5
Scotchply 1002	0°	-1,354	-1859	4,175	4,140	0,8
PMMA	Isotrope	-1,234	-494,4	1,218	1,204	1,2

Tableau III.11 - Calcul des intégrales de contour pour plusieurs matériaux.

Les résultats ci-dessus mettent en évidence le peu d'influence du type de matériau sur la valeur de I ; ceci est dû au fait que les déplacements sont imposés et que par conséquent, les champs de déplacements ne sont pas très différents. Pour illustrer ce point, la Figure III.16 montre la courbe $f(u,v)$ fonction de l'abscisse curviligne pour le PMMA. On ne constate pas de différence fondamentale avec la Figure III.15.

Iosipescu PMMA

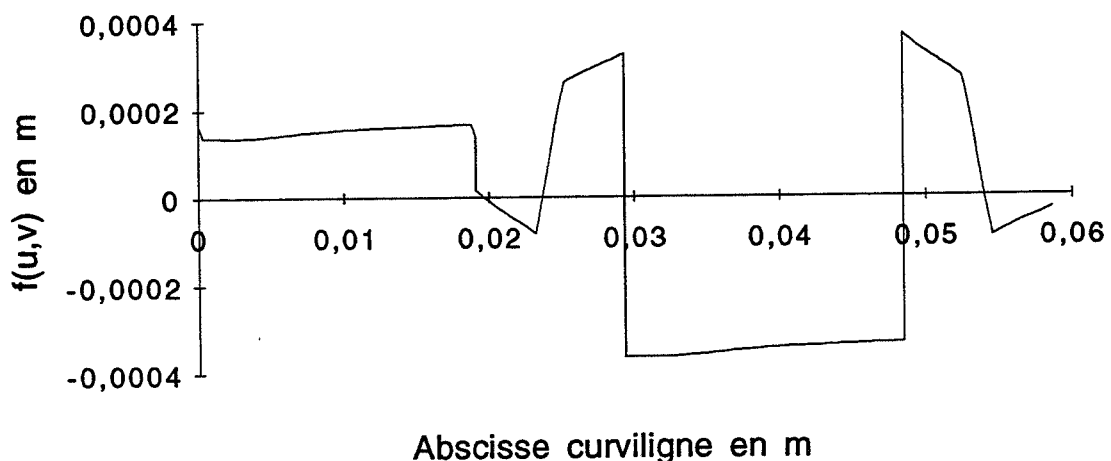


Figure III.16 - Représentation de $f(u,v)$ en fonction de l'abscisse curviligne pour le PMMA.

En terme de précision sur le calcul du module de cisaillement, on remarque que les erreurs commises, comme pour le premier calcul, sont de l'ordre du pour-cent.

3.3.3 Influence de la géométrie

Le but de cette partie est de montrer que la géométrie de l'éprouvette losipescu n'est peut-être pas la plus adaptée pour la technique présentée ici. En effet, le développement de l'essai d'losipescu a été effectué avec le souci d'obtenir un état de cisaillement homogène dans la section centrale. Ici, il n'est plus nécessaire qu'il en soit ainsi; un état de cisaillement prédominant suffit.

Deux géométries d'éprouvettes différentes ont été modélisées; l'une (barreau 1) est un échantillon losipescu sans entailles, l'autre (barreau 2), un échantillon présentant une réduction de section. Remarquons que les chemins ne sont ici que des morceaux de droites orientées de manière simple par rapport aux axes globaux. Le calcul de I n'en sera que plus simple. La densité du maillage des modèles éléments finis ainsi que les conditions aux limites sont similaires au modèle losipescu du paragraphe II.2.2. Ces deux géométries sont schématisées sur la Figure III.17.

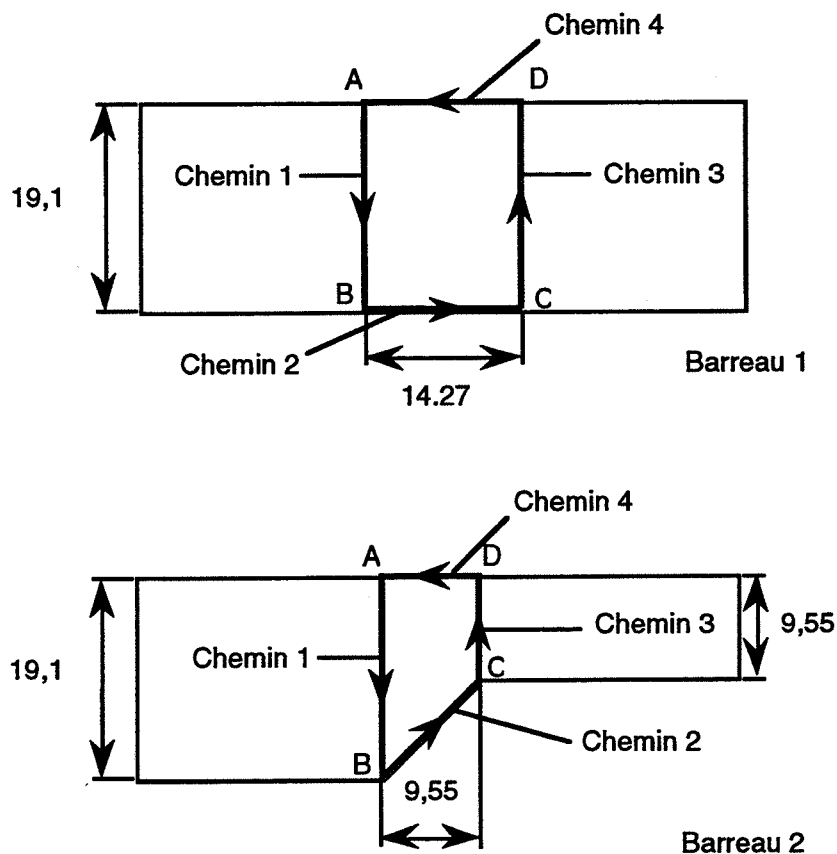


Figure III.17 - Schémas des barreaux 1 et 2 (dimensions en mm).

Les fonctions $f(u,v)$ pour ces deux géométries sont données ci-dessous:

Barreau 1:

Chemin 1:

$$f(u,v) = -v$$

Chemin 2:

$$f(u,v) = -u$$

Chemin 3:

$$f(u,v) = v$$

Chemin 4:

$$f(u,v) = u$$

Barreau 2:

Chemin 1:

$$f(u,v) = -v$$

Chemin 2:

$$f(u,v) = \frac{\sqrt{2}}{2} (-u+v)$$

Chemin 3:

$$f(u,v) = v$$

Chemin 4:

$$f(u,v) = u$$

Le matériau d'entrée est celui du paragraphe II.2.2 (T300/914 0°). Les résultats sont présentés dans le Tableau III.12.

Géométries	l ($\times 10^6$)	P (N)	G_{xy}^{calc} (GPa)	$G_{xy}^{entrée}$ (GPa)	Diff. (%)
Iosipescu (rappel)	-1,513	-2004	4,027	4,000	0,7
Barreau 1	-3,161	-2211	3,998	4,000	0,05
Barreau 2	-1,481	-1550	3,999	4,000	0,025

Tableau III.12 - Résultats pour les barreaux 1 et 2 (T300/914 0°).

On voit que cette fois, les résultats sont bien meilleurs que pour la géométrie Iosipescu. Pour illustrer ce point, les Figures III.18a et b montrent les courbes $f(u,v)$ en fonction de l'abscisse curviligne. On voit bien que celles-ci sont plus régulières que celles des Figures III.15 et 16, avec une conséquence directe sur le calcul de l .

Barreau 1

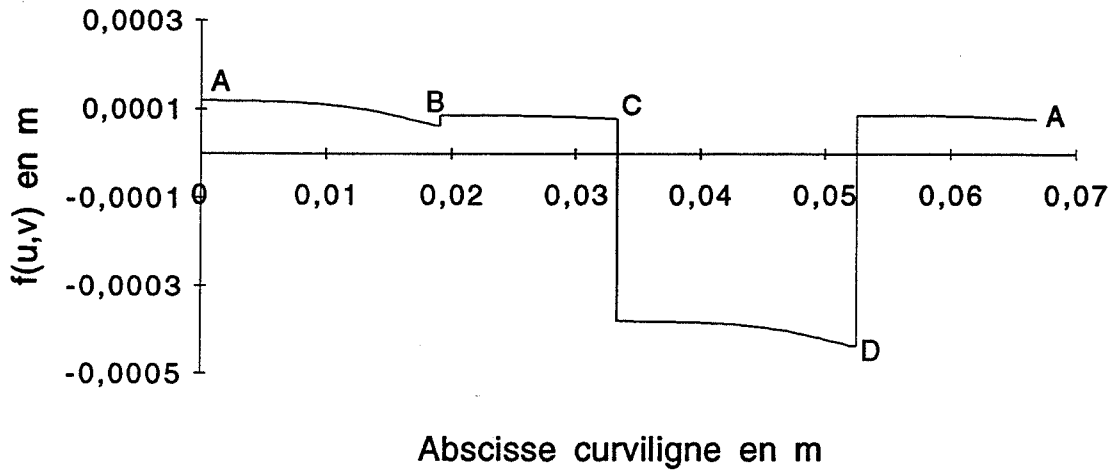


Figure III.18a - Courbe $f(u,v)$ en fonction de l'abscisse curviligne pour le barreau 1.

Barreau 2

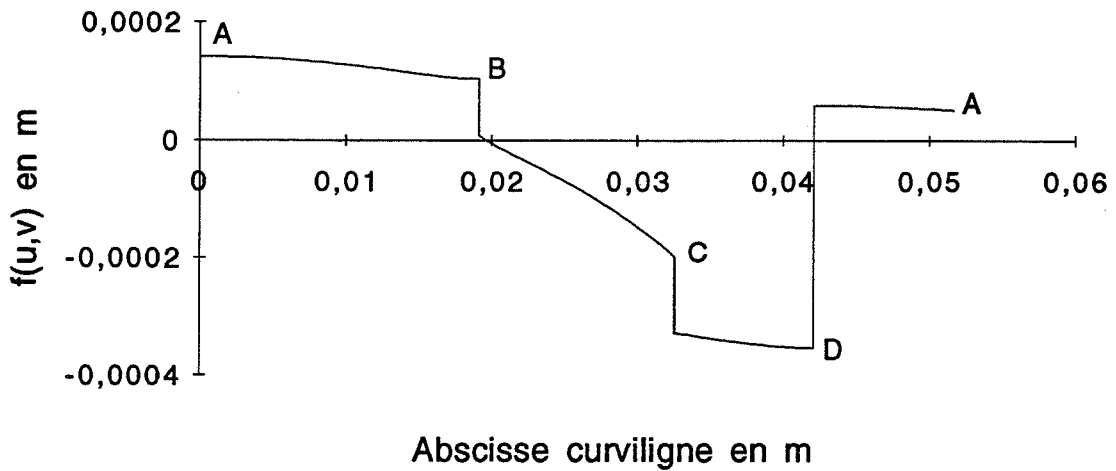


Figure III.18b - Courbe $f(u,v)$ en fonction de l'abscisse curviligne pour le barreau 2.

On remarque aussi sur ces deux figures les "sauts" dus aux discontinuités de l'orientation du vecteur normal. A noter que l'introduction de congés supprime ces "sauts" en introduisant des portions de courbes à rapprocher de C1-C2 de la Figure III.15, mais n'a pas de grande influence sur l'identification.

3.3.4 Influence des conditions aux limites

Ce point n'a pas fait l'objet de simulations mais plusieurs remarques sont à formuler. Tout d'abord, la méthode présentée ici permet de faire totalement abstraction de la modélisation des conditions aux limites; seule la force globale entre en compte. Entre autres, le problème de la modélisation du frottement selon x aux points de contacts n'en est plus un. Les avantages sont en fait identiques à ceux du dépouillement des résultats en termes de glissement et de contrainte moyens (Ifju et Post, 1989).

3.3.5 Conclusion

La puissance de cette technique réside en plusieurs points: tout d'abord, le fait que le calcul des déformations ne soit pas nécessaire; ensuite, la masse des données à traiter est relativement faible. Par ailleurs, cette méthode s'appuyant sur une réponse globale du matériau, l'examen détaillé du type de sollicitation subi par l'éprouvette (principalement, les conditions aux limites) n'est plus nécessaire.

Récapitulons quand même les limites de la méthode:

- nécessité d'un matériau homogène (G_{xy} constant sur toute l'éprouvette), de comportement connu a priori (relation $\sigma_s = f(G_{xy}, \varepsilon_s)$ linéaire en ε_s).
- utilisation de l'hypothèse d'homogénéité des contraintes dans l'épaisseur.

Cette dernière hypothèse en particulier étant sujette à caution pour certains matériaux (Morton et al., 1992), une bonne connaissance et maîtrise du montage et de l'essai reste cependant nécessaire.

La dernière partie concernant cette méthode porte sur l'étude de la stabilité du processus vis-à-vis d'un bruitage des déplacements, avec pour souci de simuler correctement des erreurs de mesures expérimentales. Ce point est essentiel pour la viabilité de cette technique.

3.4 Etude de la stabilité

3.4.1 Choix du type de perturbation

Le principe est de bruitez les valeurs des déplacements fournis par le code d'éléments finis en essayant de simuler des erreurs de mesures expérimentales. Il a donc été décidé de perturber les valeurs de u et v à l'aide de distributions normales tronquées d'erreurs Δu et Δv de moyennes nulles et d'amplitudes maximum respectivement proportionnelles aux plus grands déplacements u et v enregistrés. On espère ainsi prendre en compte l'influence de la résolution de la méthode optique, les faibles déplacements étant d'autant plus entachés d'erreur que le maximum mesuré est important. L'alternative consistant à perturber chaque valeur de

déplacement de manière identique ($\Delta u = \varepsilon u$ avec ε constant) ne paraît pas très représentative d'erreurs expérimentales.

Les distributions de perturbations ont été construites comme somme de deux distributions uniformes. Leur normalité a été étudiée à l'aide du test des χ^2 (norme AFNOR NF X06-050, 1975) et a été trouvée satisfaisante.

3.4.2 Stabilité

Les deux niveaux d'erreur choisis sont respectivement 5% et 10% des déplacements maximums U_{\max} et V_{\max} , correspondant à des coefficients de variation de 1,5% et 3% pour les distributions Δu et Δv . Ces coefficients de variation seront appelés "perturbés" et notés C.V.°.

La stabilité a été examinée pour l'éprouvette losipescu (trois matériaux) et le barreau 1 (un matériau). Les calculs de départ sont ceux des paragraphes précédents (III.3.3.2 et III.3.3.3). A partir des résultats du code d'éléments finis, les valeurs des déplacements sont perturbées à l'aide de Δu et Δv et un module de cisaillement "perturbé" est identifié à l'aide des formules (30) et (33). Ce processus est répété cinquante fois par calcul, de manière à obtenir une distribution de modules de cisaillement dont le coefficient de variation (C.V.) puisse être comparé à celui de la perturbation initiale (C.V.°). Le critère de stabilité est que C.V. reste du "même ordre de grandeur" que C.V.°.

Les résultats sont regroupés dans le Tableau III.13.

Matériaux	Configuration	Niveau de pert.	G_{xy} moyen (GPa)	G_{xy} calc. (GPa)	C.V. (%)	C.V.° (%)
T300/914	losipescu	5%	4,028	4,027	2,2	1,5
		10%	4,014		3,7	3,0
T300/914	losipescu	5%	4,059	4,039	1,9	1,5
		10%	4,073		3,2	3,0
PMMA	-	5%	1,210	1,218	2,7	1,5
		10%	1,217		5,0	3,0
T300/914	Barreau 1	5%	4,004	3,998	1,7	1,5
		10%	4,041		2,7	3,0

Tableau III.13 - Résultats des perturbations sur les valeurs des déplacements.

Pour chacune des quatre configurations étudiées, les résultats sont sous la forme de la moyenne des cinquante valeurs de modules de cisaillement perturbés et du coefficient de variation de ces distributions. On voit en comparant les deux dernières colonnes que la méthode est raisonnablement stable car $C.V.^\circ < C.V. < 2 C.V.^\circ$, sauf pour la dernière ligne où C.V. est inférieur à C.V.°. Il n'y a pas de dérive de la valeur moyenne du module de cisaillement par rapport à la valeur non perturbée (G_{xy} calc., qui n'est pas la valeur d'entrée). Pourtant, les niveaux de perturbation introduits ici sont importants, comme on le voit sur la Figure III.19

qui représente une courbe $f(u,v)$ perturbée avec son homologue non perturbée. On visualise ici très bien la compensation des erreurs, selon le même principe que le planimètre.

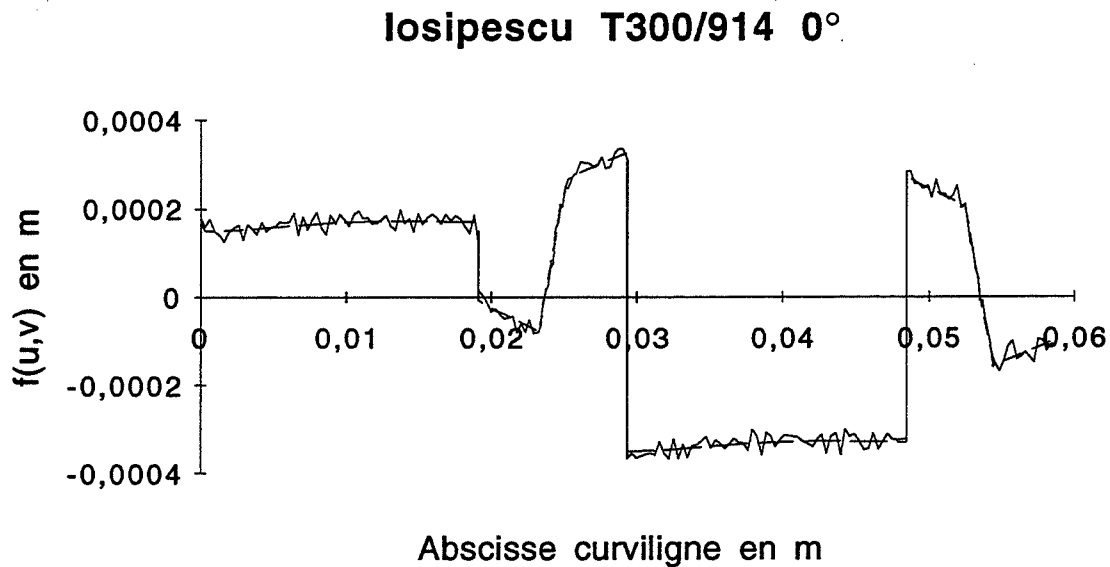


Figure III.19 - Courbes $f(u,v)$ perturbée et non perturbée.

La stabilité esquissée ici représente en quelque sorte le "passeport" de la mise en oeuvre expérimentale de cette technique.

3.5 Conclusion et perspectives

La méthode présentée ici est originale et représente un progrès important par rapport à l'utilisation traditionnelle des mesures de champ appliquées à l'essai d'Iosipescu. En effet, elle ne nécessite pas le calcul des déformations qui est un processus sensible aux erreurs de mesure mais utilise les données brutes du moiré sur un contour. L'étude de la stabilité a montré que la technique était viable, même pour d'importants niveaux d'erreurs (amplitude de 10% du déplacement maximum).

Il n'est bien sûr pas possible de chiffrer, en termes de dispersion et de précision, les progrès de cette technique par rapport à la technique traditionnelle des jauges de déformation avant la mise en oeuvre expérimentale. Il est bien évident que la précision de l'identification sera intimement liée à celle de la technique optique. *Néanmoins, le problème des variations des conditions aux limites et de leur modélisation est évacué, ainsi que celui des hétérogénéités locales, deux difficultés qui reviennent constamment dans la littérature pour expliquer les dispersions et les écarts.*

Pratiquement, la mise en oeuvre nécessite la disponibilité d'une technique d'extensométrie de champ (type moiré) qui donne accès aux déplacements plans u et v dans la partie centrale de l'éprouvette. Pour s'assurer de la validité de la méthode, il faut pouvoir contrôler l'homogénéité de la sollicitation mécanique dans l'épaisseur. Un bon moyen est de

fixer une jauge de déformation au dos de l'éprouvette et de comparer les déformations ainsi obtenues avec celles du moiré sur la face avant, comme le font Morton et al. (1992). De plus, il faut déterminer a priori la loi de comportement, ce qui peut s'effectuer à l'aide d'essais préliminaires avec jauges.

Le présent travail est donc un solide point de départ à une future validation expérimentale de cette technique de traitement des mesures de champ.

L'approche présentée ici rejoint les travaux de Grédiac (1989). Ce dernier a montré la puissance de l'identification à partir de champs hétérogènes, pour des plaques circulaires de stratifiés, obtenant toutes les constantes de la loi linéaire orthotrope à partir d'un même échantillon sollicité de différentes manières. Ses résultats ouvrent un champ nouveau d'investigations quant à l'identification des paramètres des lois de comportement mécanique des composites où il n'est plus nécessaire de traiter des champs homogènes. L'essai d'Iosipescu est un exemple où les champs sont "presque" homogènes. On peut certainement aller plus loin dans la conception même des essais, comme le montre la simulation sur les éprouvettes modifiées (barreaux 1 et 2). La méthode présentée ici peut être adaptée à un grand nombre de problèmes d'identifications, et peut par conséquent servir de point de départ à la conception de nouveaux essais plus adaptés aux mesures de champs.

CHAPITRE IV

COMPARAISON D'ESSAIS

Le but de ce chapitre est de comparer, sur un matériau composite stratifié bien caractérisé, des essais losipescu réalisés suivant diverses configurations (0° , 90° , $[0/90]_{nS}$) et des essais hors-axes à 45° .

1. CHOIX ET CARACTÉRISATION DU MATÉRIAU

1.1 Choix du matériau

Le choix du matériau a principalement été guidé par des critères de qualité. En effet, la comparaison précise d'essais mécaniques nécessite le contrôle de la qualité des matériaux testés. De plus, il était essentiel d'avoir des stratifiés d'empilements simples où le cisaillement est découplé des propriétés de traction. Enfin, il nous a semblé préférable de tester un matériau le plus anisotrope possible, ce qui a guidé le choix vers un composite stratifié carbone/époxyde.

1.2 Elaboration

Deux plaques de *T300B/Fibredux 914* ont été réalisées par le "Sunbury Research Centre" (U.K.) de BP. Une plaque $[0]_{20}$ de dimensions 660x220 mm et d'épaisseur nominale 2,5 mm, et une $[0/90]_{5S}$ de dimensions 300x215 mm. Ces deux plaques seront désormais identifiées par les lettres **C** ($[0]_{20}$) et **D** ($[0/90]_{5S}$). Le cycle de cuisson en autoclave est donné sur la Figure IV.1. La post-cuisson s'effectue en quatre heures à 190°C .

Autoclave

Book No : 3621

Page No : 083A

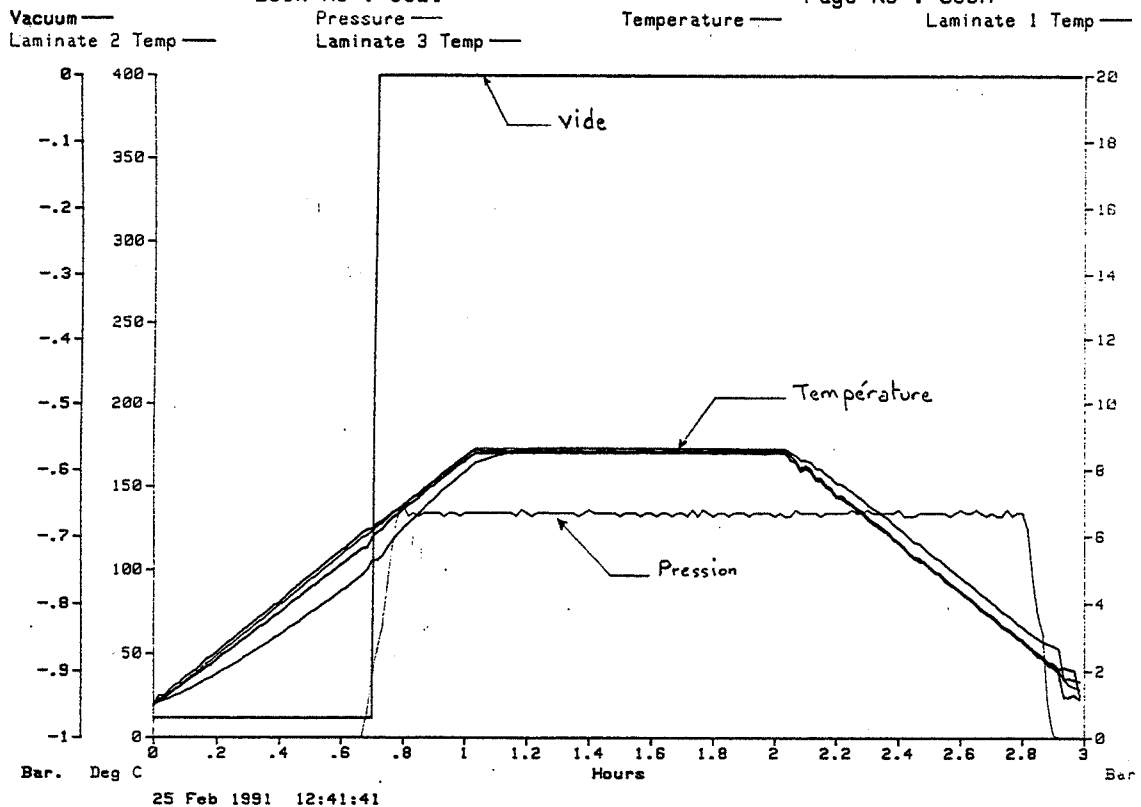


Figure IV.1 - Cycle de cuisson de la plaque C

1.3 Caractérisation de la microstructure

1.3.1 Evaluation des défauts

Les plaques ne présentaient aucun défauts visuels.

Inspection au C-Scan

La plaque C, après inspection au C-Scan, a révélée la présence d'une zone suspecte qui a été écartée pour les essais ultérieurs. La plaque D, quant à elle, s'est avérée exempte de défauts.

Microstructure

Pour se rendre compte visuellement de la qualité du matériau, en termes d'homogénéité et de défauts (porosités...), on a découpé plusieurs petits morceaux des deux plaques, dans les deux directions longitudinale et transverse. Ces échantillons ont ensuite été noyés dans une résine époxyde transparente et polis selon une procédure soigneuse permettant ensuite l'observation de la microstructure à l'aide d'un microscope.

Les Figures IV.2 à IV.5 représentent des vues de la microstructure des plaques C et D. A titre de comparaison, la Figure IV.6 montre les porosités dans une plaque d'unidirectionnel T300/913 fabriqué au laboratoire avec du préimprégné périmé depuis un an (conservation en congélateur à température recommandée par le fabricant).

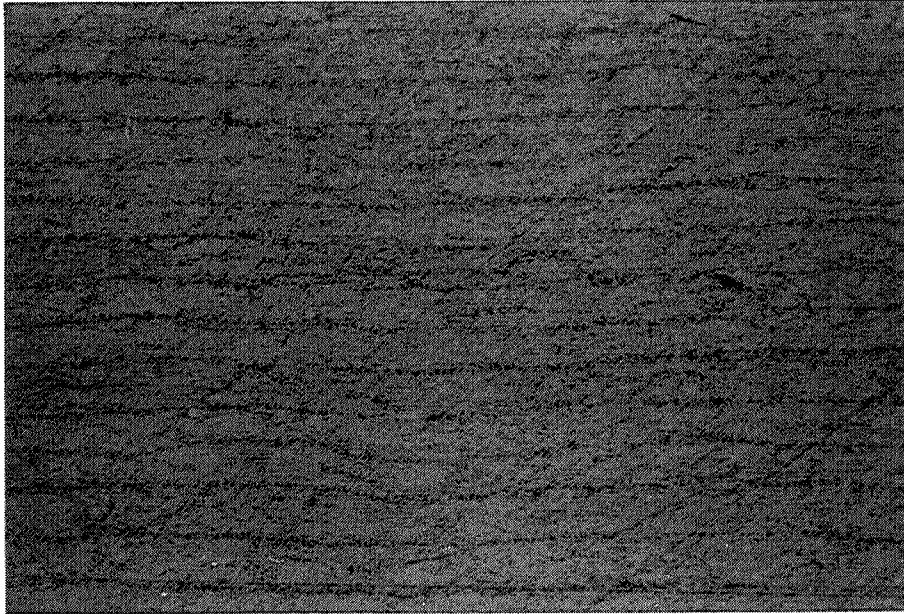


Figure IV.2 - Plaque C, coupe transverse (1cm = 237 μm).

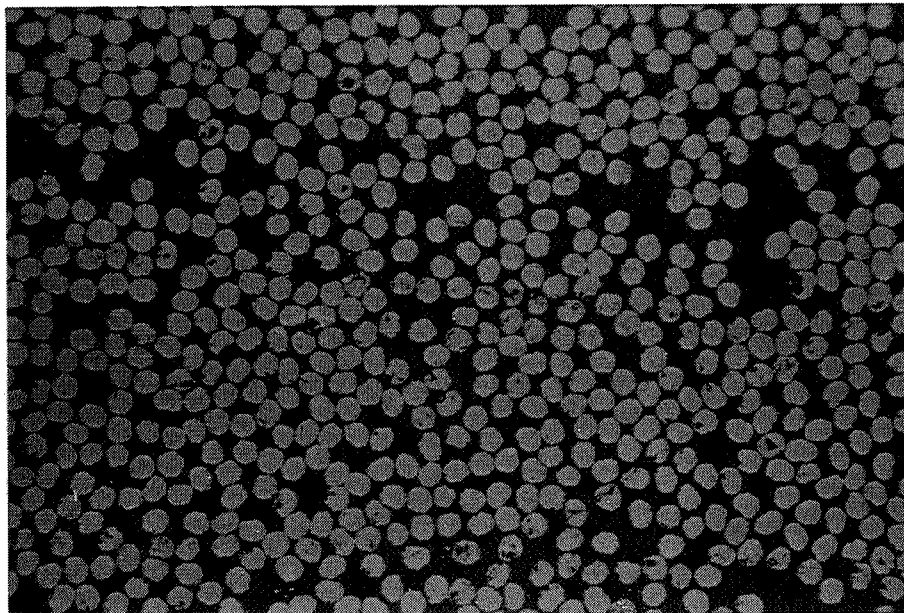


Figure IV.3 - Plaque C, coupe transverse (1cm = 24 μm).

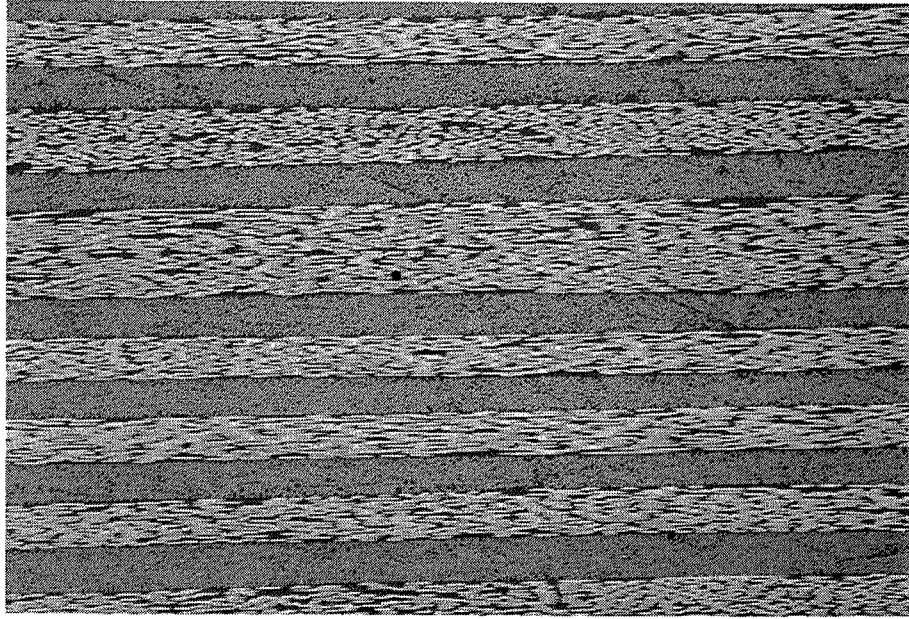


Figure IV.4 - Plaque D en coupe (1cm = 237 μ m).

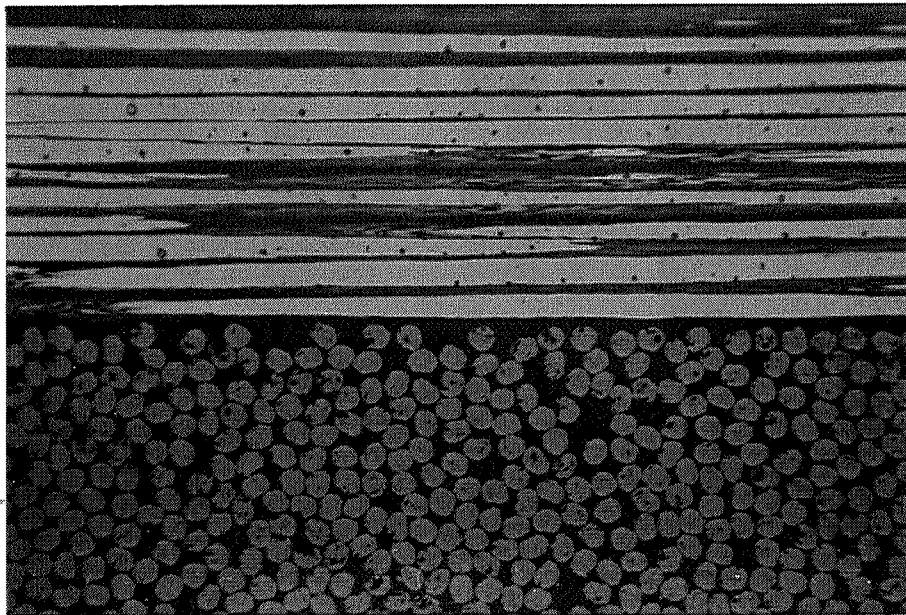


Figure IV.5 - Plaque D en coupe (1cm = 24 μ m).

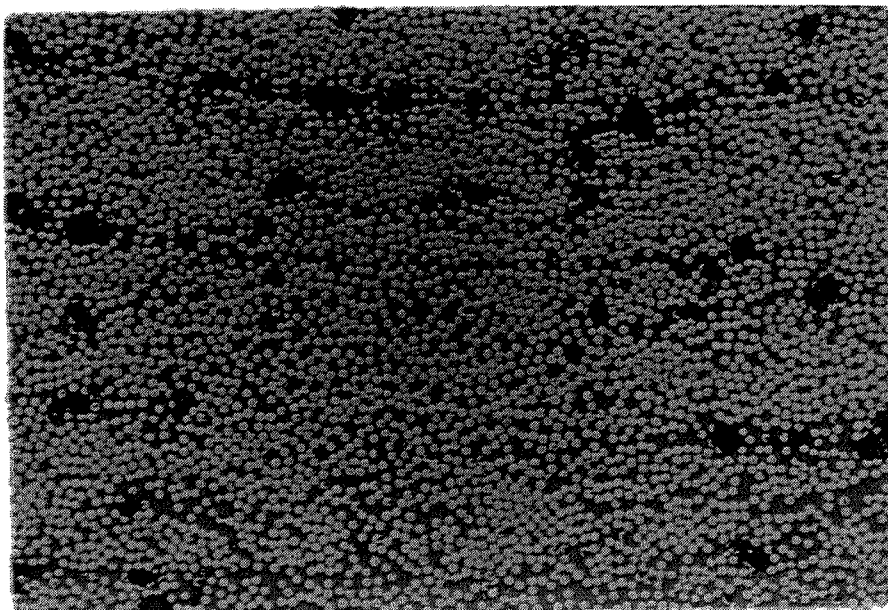


Figure IV.6 - Plaque T300/913, coupe transverse (porosités) (1cm = 59 μ m).

On note donc la bonne homogénéité des plaques C et D, bien qu'on puisse détecter des bandes riches en résine aux interfaces entre les plis (Figures IV.2 et 4). La comparaison avec la Figure IV.6 permet de conclure quant à l'absence de porosités, comme l'inspection au C-Scan l'avait laissé supposer.

1.3.2 Fractions volumiques

La mesure des fractions volumiques de fibres des deux plaques s'est effectuée à partir de trois échantillons de chaque plaque; la méthode utilisée est celle décrite dans la norme ASTM D3171-76 (attaque de la matrice par l'acide sulfurique). Le Tableau IV.1 récapitule les résultats des mesures, ainsi que les fractions volumiques nominales données par le fabricant à partir des masses de fibres et de résine du préimprégné.

	Vf mesuré (%)	Vf nomin. (%)
Plaque C	56 \pm 1	59,8
Plaque D	57 \pm 2	61,3

Tableau IV.1 - Fractions volumiques de fibres pour les plaques C et D.

1.4 Caractérisation mécanique

1.4.1 Essais de traction uniaxiale dans les axes

Procédure expérimentale

Afin de déterminer les constantes E_{xx} , E_{yy} et ν_{xy} , on réalise des essais de traction uniaxiale sur quatre éprouvettes découpées dans la plaque C, deux à 0° et deux à 90° . Les dimensions de ces échantillons sont telles qu'elles respectent la norme D3039-76 (1989). Les talons sont en dural et leurs dimensions respectent également cette norme.

Chaque éprouvette est munie de deux rosettes biaxiales 0/90 (CEA-13-062WT-120 de Vishay Micromesures) collées dos-à-dos, orientées selon l'axe x des éprouvettes. On mesure ainsi les déformations longitudinale et transverse sur chaque face. La procédure extensométrique est identique à celle du paragraphe III.2.1 (traction sur PMMA), à l'exception du fait que la correction de sensibilité transverse a ici été effectuée.

Les essais de *charge-décharge* ont été réalisés à l'aide du même montage que pour le PMMA (voir Figure III.5), à une vitesse de traverse de 0,2 mm/mn. La procédure expérimentale est identique à celle des essais de traction sur PMMA.

Dépouillement

Pour les éprouvettes à 0° , on mesure ε_x et ε_y . L'état de contrainte est supposé homogène et tel que seul σ_x soit non nul et égal à F/S , où F est la force appliquée et S la section de l'éprouvette. Si le comportement est linéaire et élastique, alors le module longitudinal E_{xx} est la pente de la droite des moindres carrés de la courbe $\sigma_x = f(\varepsilon_x)$. La pente de la droite des moindres carrés de la courbe $\sigma_x = f(\varepsilon_y)$ est $-\nu_{xy}E_{xx}$, d'où l'on tire le coefficient de Poisson principal.

Pour les éprouvettes à 90° , on mesure ε_x et ε_y . La pente de la droite des moindres carrés de la courbe $\sigma_x = f(\varepsilon_x)$ permet d'obtenir E_{yy} . Les valeurs très faibles de ε_y n'ont pas pu être exploitées.

Résultats

Quelques exemples de courbes contrainte-déformations sont donnés sur les Figures IV.7.

Traction T300/914 0°

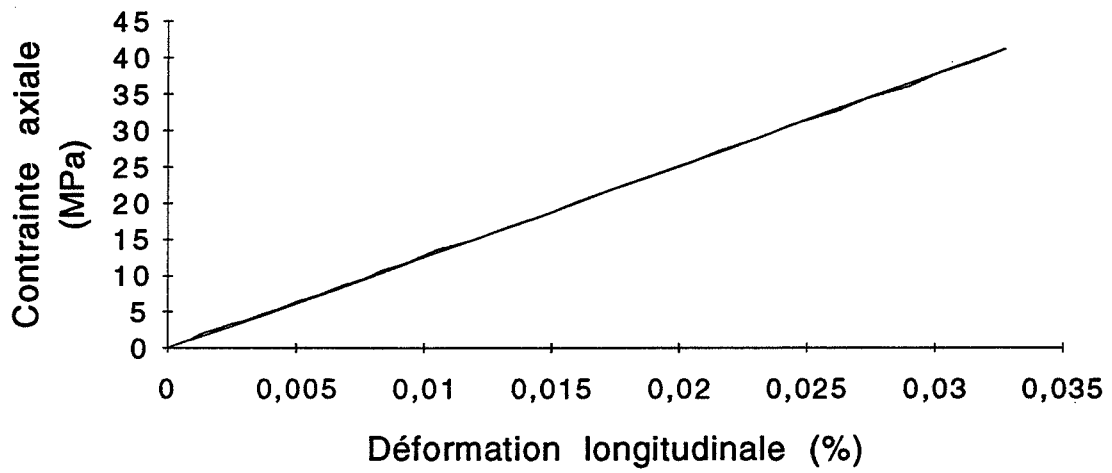


Figure IV.7a - Courbe contrainte-déformation longitudinale pour un essai de traction à 0° sur T300/914 (charge-décharge).

Traction T300/914 0°

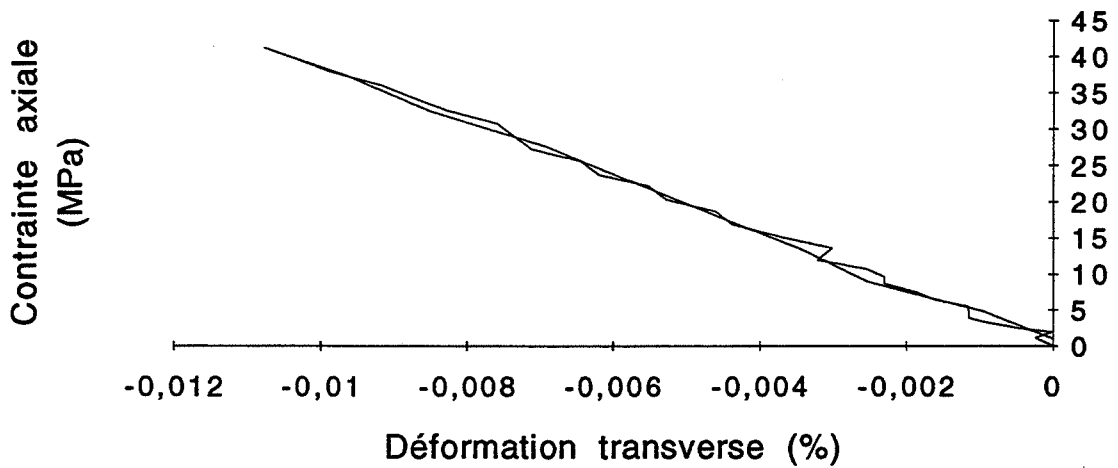


Figure IV.7b - Courbe contrainte-déformation transverse pour un essai de traction à 0° sur T300/914 (charge-décharge).

Traction T300/914 90°

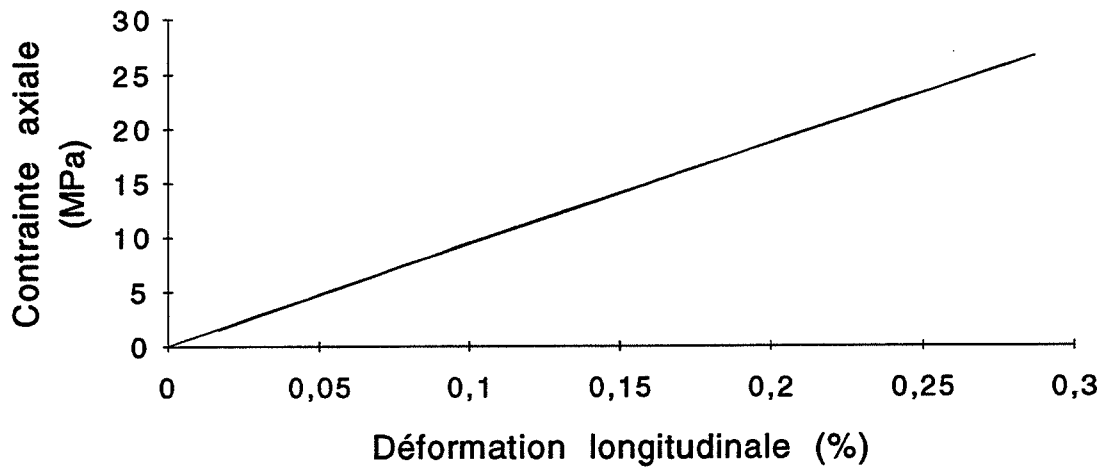


Figure IV.7c - Courbe contrainte-déformation longitudinale pour un essai de traction à 90° sur T300/914 (charge-décharge).

On note sur ces courbes une bonne vérification de l'hypothèse du comportement élastique de ce type de matériau sollicité en traction dans ses axes. Pour visualiser la vérification de l'hypothèse de linéarité, qui justifie le traitement ultérieur des données, on représente les points expérimentaux avec la droite des moindres carrés associée, ceci pour la charge uniquement, dans un soin de clarté. Ces représentations sont sur les Figures IV.8.

Traction T300/914 0°

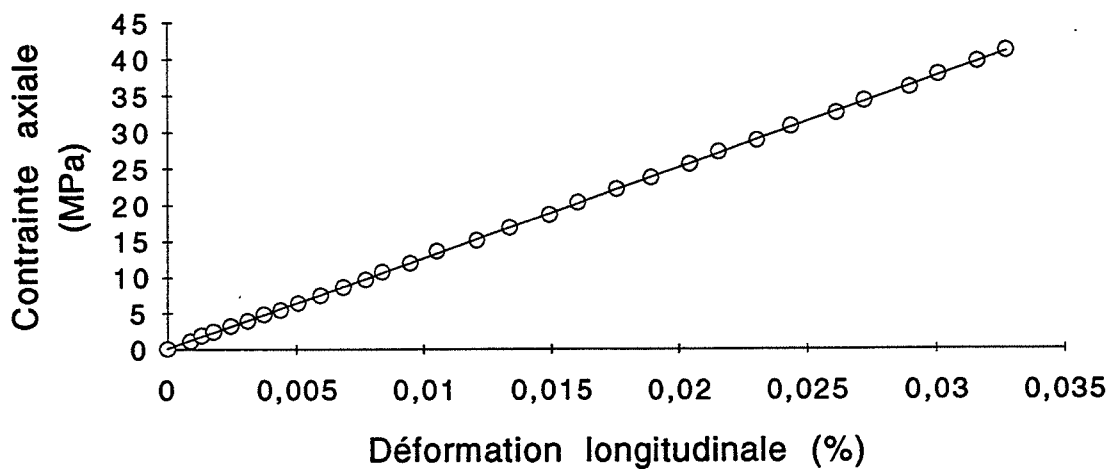


Figure IV.8a - Points expérimentaux pour un essai de traction à 0° sur T300/914, avec la droite des moindres carrés associée.

Traction T300/914 90°

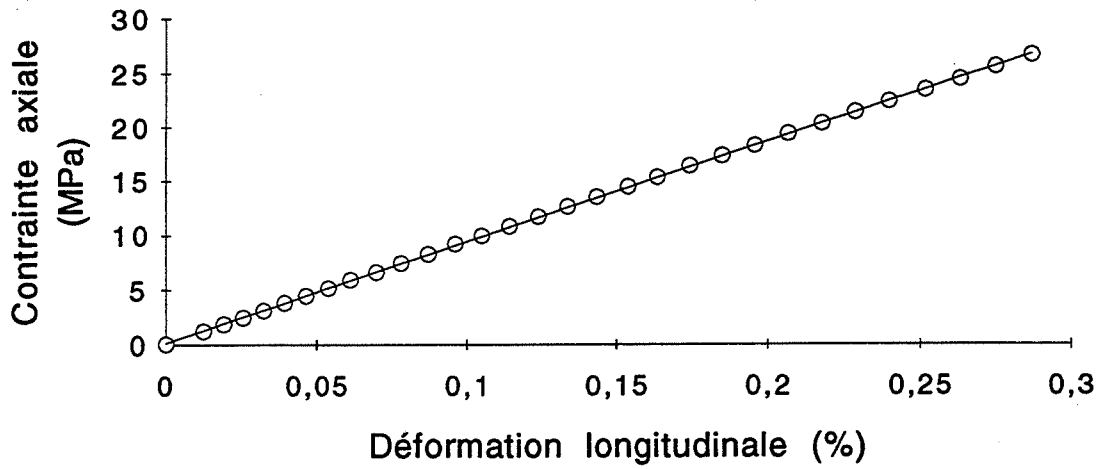


Figure IV.8b - Points expérimentaux pour un essai de traction à 0° sur T300/914, avec la droite des moindres carrés associée.

Traction T300/914 0°

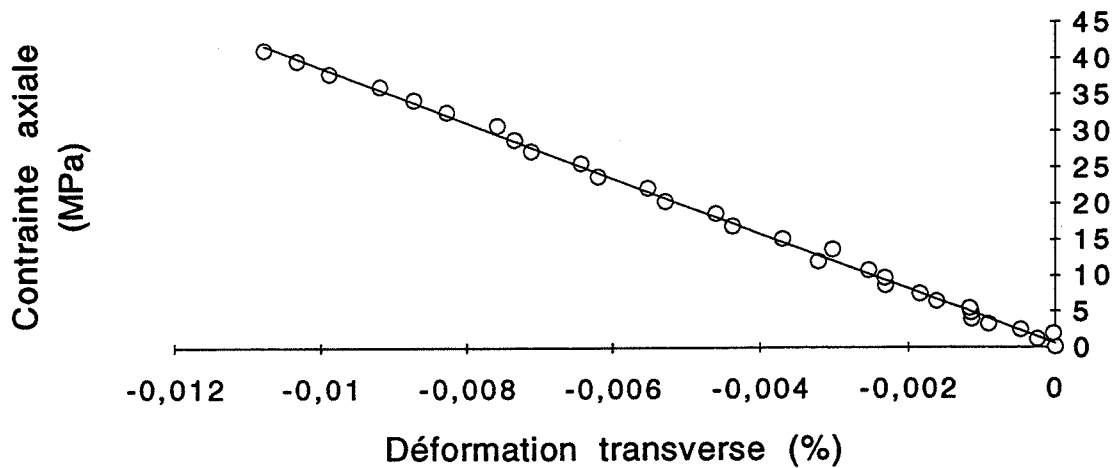


Figure IV.8c - Points expérimentaux pour un essai de traction à 90° sur T300/914, avec la droite des moindres carrés associée.

On voit sur les figures précédentes que les réponses sont linéaires. Par conséquent, on exploitera les essais en termes de grandeurs mécaniques associées aux pentes des droites de moindres carrés de chaque réponse en charge; les résultats de décharge seront utilisés

ultérieurement pour évaluer la qualité du comportement élastique. Les résultats figurent dans les Tableaux IV.2 à IV.4.

Charges	T01		T02	
	E_{xx} (GPa)	Moyenne	E_{xx} (GPa)	Moyenne
1	124,9(a)	127,0	124,7	124,5
	129,0(b)		124,3	
2	126,2	127,5	124,1	124,6
	128,8		125,0	
3	122,2	124,3	122,3	123,0
	126,4		123,6	
4	124,4	124,8	122,6	124,1
	125,1		125,5	
Moyenne	125,9		124,0	
C.V. (%)	1,8	1,3	0,9	0,6
	E_{xx} moyen	124,9		

Tableau IV.2 - Modules E_{xx} pour les deux éprouvettes de traction à 0° (Plaque C).

Charges	T01		T02	
	ν_{xy}	Moyenne	ν_{xy}	Moyenne
1	0,327(a)	0,337	0,349	0,337
	0,347(b)		0,324	
2	0,339	0,343	0,347	0,333
	0,347		0,319	
3	0,320	0,335	0,352	0,334
	0,349		0,316	
4	0,334	0,342	0,352	0,343
	0,349		0,333	
Moyenne	0,339		0,337	
C.V. (%)	3,3	1,2	4,5	1,3
	ν_{xy} moyen	0,338		

Tableau IV.3 - Coefficients de Poisson ν_{xy} pour les deux éprouvettes de traction à 0° (Plaque C).

Charges	T901		T902	
	E_{yy}	Moyenne	E_{yy}	Moyenne
1	9,27(a) 8,84(b)	9,05	8,69 9,42	9,05
2	9,34 8,74	9,04	8,74 9,31	9,02
3	9,31 8,77	9,04	8,68 9,43	9,05
4	9,36 8,79	9,08	8,74 9,36	9,05
Moyenne	9,05		9,04	
C.V. (%)	3,3	1,2	4,5	1,3
	E_{yy} moyen	9,05		

Tableau IV.4 - Modules E_{yy} pour les deux éprouvettes de traction à 90° (Plaque C).

Le but de ces essais n'est pas d'effectuer un traitement statistique aussi fin que pour les essais sur PMMA ou les essais de cisaillement ultérieurs; constatons simplement qu'ici aussi, le fait de moyenner les déformations sur les deux faces des éprouvettes conduit systématiquement à la réduction des dispersions. Les valeurs des trois constantes sont légèrement différentes de celles utilisées pour la modélisation par éléments finis du Chapitre II. Cependant, la faible variation des facteurs de correction vis-à-vis de ces constantes permet de considérer les coefficients du Tableau II.8 comme toujours valables. En reprenant la formule (8) avec ces constantes et $G_{xy} = 5$ GPa, comme on le déterminera par la suite, alors C varie de 0,2%, erreur qu'on peut négliger sans remords.

Le but de cette caractérisation n'était pas d'effectuer une étude poussée des propriétés physico-chimique de ce composite, mais plutôt de présenter des résultats permettant d'évaluer le matériau de manière à le situer par rapport à d'autres. Ainsi, la comparaison des résultats d'essais présentés ci-après avec d'autres obtenus dans des laboratoires différents en sera facilitée.

1.5 Définition du domaine d'étude

La définition du domaine d'étude est essentielle dans l'optique du présent travail. En effet, le principe consistant à effectuer plusieurs essais sur la même éprouvette n'est justifié que si on démontre que l'on reste dans un domaine de déformations réversibles et que donc chaque réponse est indépendante des autres. De plus, la comparaison de plusieurs essais de cisaillement différents nécessite la définition de paramètres d'étude bien fondés. Pour cela, on étudie le comportement initial du stratifié qui sera testé ultérieurement à l'aide d'essais préliminaires hors-axes à 45°

Le comportement initial en cisaillement des stratifiés à matrice polymère fait l'objet de controverses. Surrel (1990) considère que la réponse en cisaillement d'échantillons T300/914 ne présente pas de zone linéaire. Cependant, il est possible que des artefacts d'essais du même type que ceux présentés plus loin en soient la cause. Férent (1991) détermine une zone de comportement linéaire de la réponse en torsion de barreaux composites à l'aide des paramètres de la droite de régression. Elle recherche donc le nombre maximum de points de la réponse initiale tels que le coefficient de corrélation soit supérieur ou égal à 0,998 et l'ordonnée à l'origine inférieure ou égale à 0,01. Elle met ainsi en évidence une réponse linéaire jusqu'à une contrainte d'environ 25 MPa. L'inconvénient de cette approche est que le coefficient de corrélation n'est pas toujours un bon indicateur de linéarité. Cependant, cette démarche a le mérite d'exposer clairement un critère quantitatif de linéarité.

Les travaux sur l'essai d'Iosipescu ne donnent malheureusement pas lieu à une définition aussi claire de la zone de réponse linéaire mentionnée par certains auteurs. Broughton et al. (1990) constatent la linéarité jusqu'à environ 30 MPa. D'autres auteurs analysent leurs résultats en terme de module de cisaillement sans préciser comment celui-ci est obtenu (Pindera et al., 1987, 1990). Le flottement qui en découle est à même d'engendrer des dispersions et des écarts.

Pour définir un domaine d'étude pour la comparaison faisant l'objet de ce chapitre, on a effectué une série d'essais de traction hors-axes à 45° sur une éprouvette de la plaque C, suivant la procédure des essais du paragraphe IV.6, mais en augmentant à chaque fois le glissement maximum. On montre ainsi que le comportement du matériau peut être considéré comme linéaire élastique jusqu'à environ 0,2% de glissement (Figure IV.9). Les pentes des droites des moindres carrés peuvent donc être interprétées en tant que modules de cisaillement initiaux.

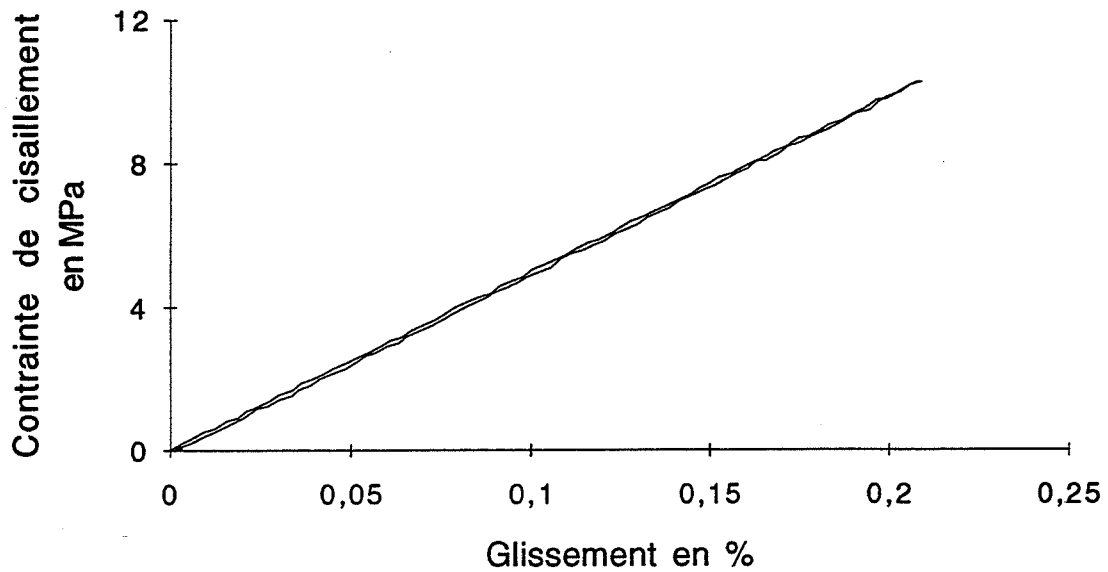


Figure IV.9 - Courbe de charge-décharge pour un essai de traction hors-axes à 45° sur T300/914.

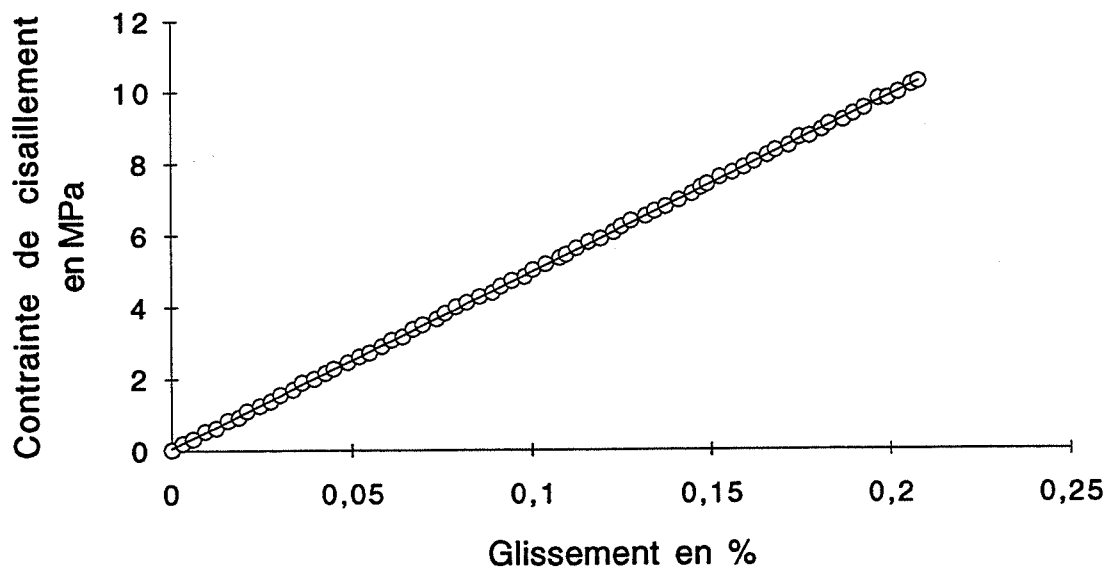


Figure IV.10 - Points expérimentaux pour un essai de traction hors-axes à 45° sur T300/914, avec la droite des moindres carrés associée.

Si on charge jusqu'à un glissement supérieur, on s'aperçoit que la réponse n'est linéaire que jusqu'à environ 0,2%, voir Figure IV.11.

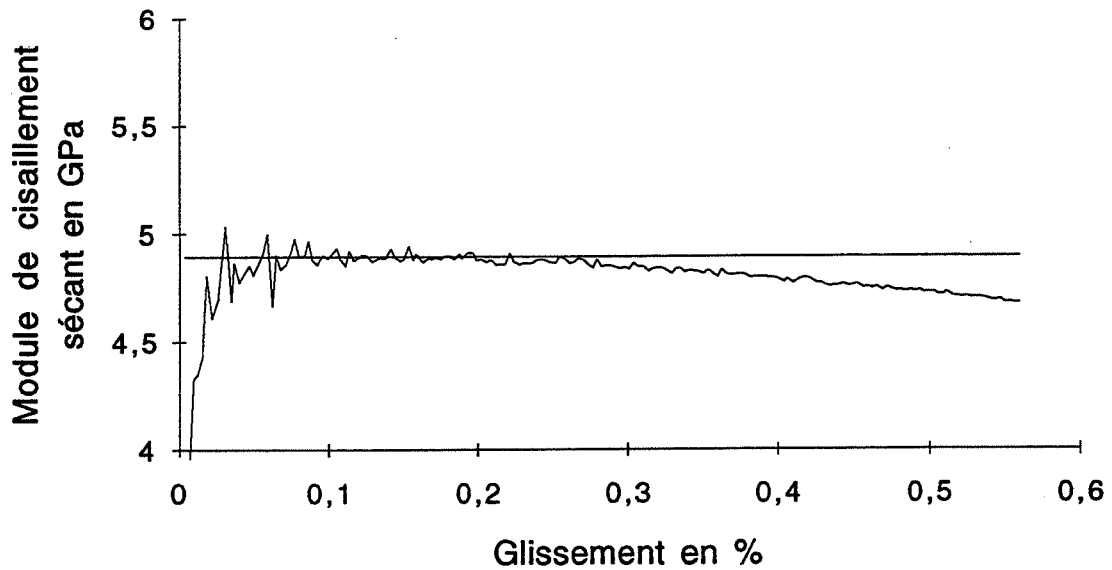


Figure IV.11 - Evolution du module sécant pour un essai de traction hors-axes à 45° sur T300/914.

2. ESSAIS IOSIPESCU À 0°

2.1 Procédure expérimentale

La procédure expérimentale est similaire à celle des essais sur PMMA (paragraphe III.2.2). L'usinage des éprouvettes découpées dans la plaque C a cependant dû être effectué à l'aide d'une fraise spéciale à inserts de diamant, afin de couper les fibres et non de les arracher. Les six éprouvettes ainsi préparées ont été instrumentées selon la procédure du paragraphe III.1, puis séchées en étuve à 60°C jusqu'à stabilisation de leur masse, ce qui s'effectue en environ une semaine.

La procédure d'essai est semblable à celle du PMMA, à ceci près qu'il s'agit ici d'une série de quatre cycles de *charge-décharge* pour chaque éprouvette, celle-ci étant à chaque fois démontée, retournée puis remontée dans les positions de la Figure III.10. Le couple de serrage des patins est également fixé à 1 Nm. Le niveau maximum de glissement a été choisi après avoir effectué les essais de traction hors-axes à 45° préliminaires du paragraphe précédent, soit un glissement maximum de 0,2%.

2.2 Examen des courbes contrainte-déformation

Un exemple de courbe de charge-décharge est donné sur la Figure IV.12.

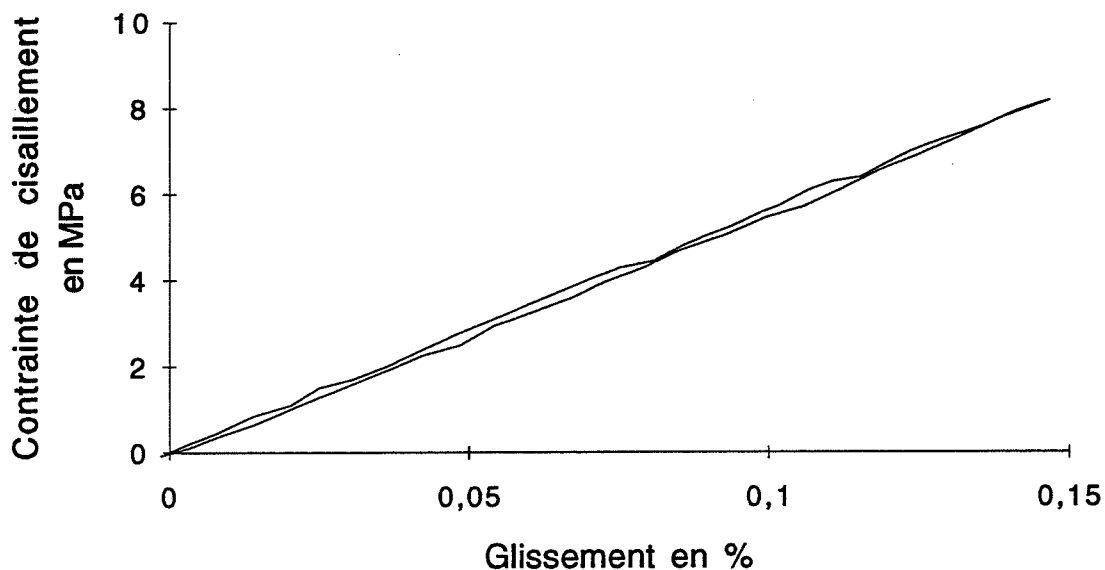


Figure IV.12 - Courbe de charge-décharge sur T300/914 (essai d'Iosipescu à 0°).

Le fait marquant sur cette figure est qu'on observe une aire entre les courbes de charge et de décharge bien plus importante que pour la Figure IV.9. En fait, en y regardant de plus près, on remarque une zone au début de la décharge où la pente est plus importante; ceci est schématisé sur la Figure IV.13.

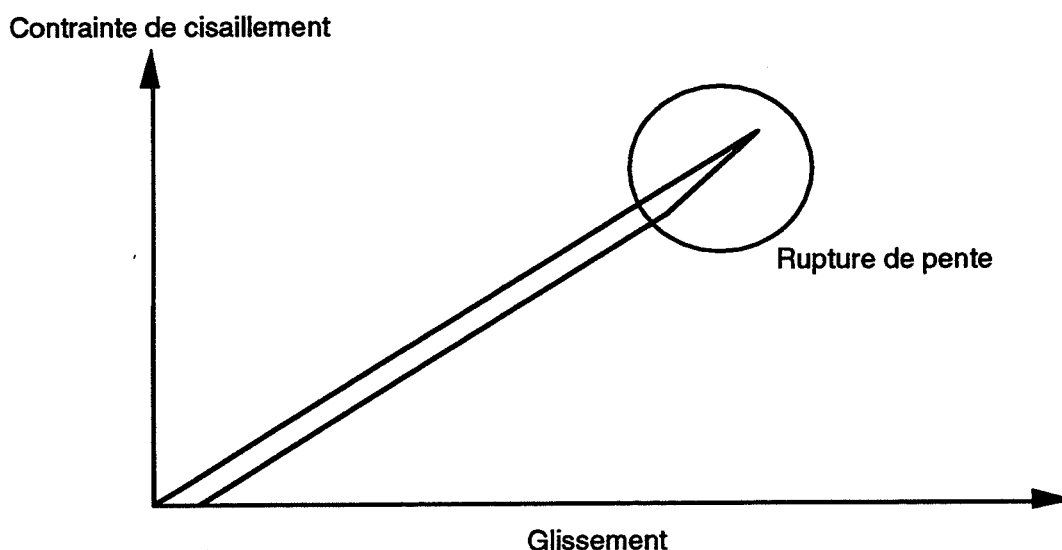


Figure IV.13 - Représentation schématisée des courbes de charge-décharge sur T300/914 (essai d'Iosipescu à 0°).

Ce phénomène, qui n'apparaît pas sur la Figure IV.9, n'est pas représentatif du comportement du matériau; en fait, il s'agit d'une surcharge créée par le poids de la partie mobile du mors. En effet, le pilotage en déplacement de l'essai et le fait qu'il n'y ait pas de lien

entre la partie inférieure du montage et le mors implique que la décharge s'effectue en laissant le mors "retomber" petit à petit. En fait, dans la réalité, la surcharge apparente (à peu près 7 N) est d'environ la moitié du poids du mors (13 N). Cette surcharge variera certainement en fonction de la vitesse de déchargement, étant nulle si on descend très lentement et de 13N si on redescend très rapidement. Quoiqu'il en soit, si l'interprétation en terme de rigidité ne sera pas beaucoup faussée par ce phénomène si on s'intéresse aux modules de charge, toute exploitation fine en terme de loi de comportement sera impossible. Dans l'état actuel des choses, l'essai d'Iosipescu n'est pas bien adapté aux essais cycliques. De légères modifications devraient pallier cet inconvénient.

Le dépouillement des résultats est similaire à celui des essais précédents (droite des moindres carrés), la réponse en charge pouvant être considérée comme linéaire (voir Figure IV.14).

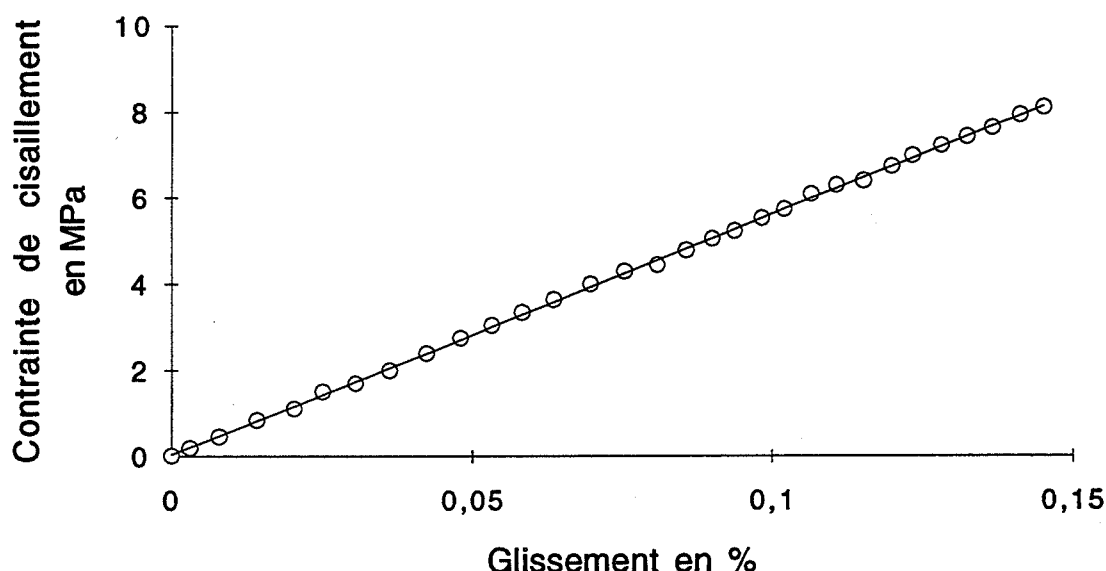


Figure IV.14 - Courbe contrainte-déformation pour un essai d'Iosipescu à 0° sur T300/914, avec la droite des moindres carrés associée.

2.3 Résultats

L'exploitation ne porte que sur les modules mesurés lors de la mise en charge. En effet, les modules de décharge sont *systématiquement* plus élevés d'environ 1% (à cause de l'effet de la Figure IV.13). Si pour chaque éprouvette, on effectue la moyenne des modules de charge et qu'on compare cette valeur à la moyenne des modules de décharge, alors les résultats du Tableau IV.4 mettent clairement en évidence ce phénomène.

Eprouvettes	Charge	Décharge	Diff. (%)
C21	5,47	5,51	-0,7
C22	5,49	5,55	-1,1
C23	5,46	5,50	-0,7
C24	5,56	5,61	-0,9
C25	5,28	5,32	-0,7
C26	5,40	5,46	-1,1

Tableau IV.4 - Comparaison entre les modules apparents (GPa) de charge et décharge pour les éprouvettes Iosipescu T300/914 à 0°.

Le Tableau IV.5 récapitule les valeurs des modules apparents de la mise en charge pour les quatre essais, sur chaque éprouvette, avec moyennes, écarts-types et coefficients de variation.

Charges	C21	C22	C23	C24	C25	C26
1	5,54 (a)	5,57	5,51	5,58	5,40	5,36
	5,33 (b)	5,60	5,47	5,52	5,19	5,46
2	5,37	5,42	5,26	5,47	5,18	5,35
	5,61	5,46	5,55	5,67	5,30	5,41
3	5,58	5,56	5,49	5,54	5,39	5,48
	5,32	5,46	5,43	5,58	5,20	5,20
4	5,43	5,40	5,55	5,56	5,28	5,38
	5,56	5,43	5,44	5,53	5,32	5,52
Moyenne	5,47	5,49	5,46	5,56	5,28	5,40
C.V. (%)	2,2	1,4	1,7	1,0	1,6	1,8

Tableau IV.5 - Modules de cisaillement apparents (GPa) de charge (essais Iosipescu T300/914 à 0°).

On constate les faibles dispersions par rapport aux essais sur PMMA du Chapitre III (Tableaux III.2,3,4). Ici également, les valeurs de module sur les deux faces ne sont pas indépendantes, comme on le voit sur le Tableau IV.6.

Charges	C21	C22	C23	C24	C25	C26
1	5,44	5,59	5,49	5,50	5,30	5,41
2	5,49	5,44	5,41	5,57	5,24	5,38
3	5,45	5,51	5,46	5,56	5,30	5,34
4	5,50	5,42	5,50	5,55	5,30	5,45
C.V.* (%)	0,5	1,4	0,8	0,2	0,5	0,9
C.V. (%)	2,2	1,4	1,7	1,0	1,6	1,8
Diff. (%)	126	0	72	133	105	67

Tableau IV.6 - Comparaison des dispersions pour les distributions de modules moyennés et non-moyennés sur les deux faces (essais losipescu T300/914 à 0°).

On constate que les dispersions diminuent systématiquement en moyennant les modules sur les deux faces. De plus, ces niveaux de dispersion sont extrêmement faibles par rapport à ceux constatés dans la littérature (voir Chapitre I). Il faut voir là le résultat de la définition d'une procédure expérimentale rigoureuse.

2.4 Module de cisaillement

Pour obtenir les valeurs des modules de cisaillement, on applique la correction numérique du Tableau II.8, c'est-à-dire 0,912. Les résultats en termes de modules corrigés figurent dans le Tableau IV.7.

	C21	C22	C23	C24	C25	C26
Modules	4,99	5,01	4,98	5,07	4,81	4,92
C.V. %	0,5	1,4	0,8	0,2	0,5	0,9
Moyenne	4,96		C.V. (%)	1,8		

Tableau IV.7 - Modules de cisaillement corrigés (GPa) des six éprouvettes losipescu T300/914 à 0°.

Le tableau précédent met en évidence les dispersions dues aux conditions d'essai (deuxième ligne) et celles dues à la non-homogénéité du matériau, voir à l'orientation de la découpe. On constate qu'en moyennant les déformations sur les deux faces de l'éprouvette, la dispersion due aux conditions d'essais est plus faible que celle due aux éprouvettes. Au vu de ces résultats, les coefficients de variation de plus de 10% rapportés dans la littérature ne peuvent pas être imputés en totalité au matériau, la dispersion enregistrée ici (coefficient de variation de 1,8%) étant faible.

Cette remarque est essentielle car elle sépare les causes d'incertitude. On peut donc penser que le travail le plus important se situe bien au niveau des conditions mécaniques des

essais Iosipescu. Les résultats du Tableau IV.7 permettent de prêter une bonne confiance aux essais réalisés ici.

3. ESSAIS IOSIPESCU SUR $[0/90]_5S$

3.1 Procédure expérimentale

Six éprouvettes Iosipescu ont été découpées dans la plaque D; la procédure expérimentale est rigoureusement identique à celle des essais à 0° .

3.2 Examen des courbes contrainte-déformation

Une courbe de charge-décharge caractéristique est donnée sur la Figure IV.15.

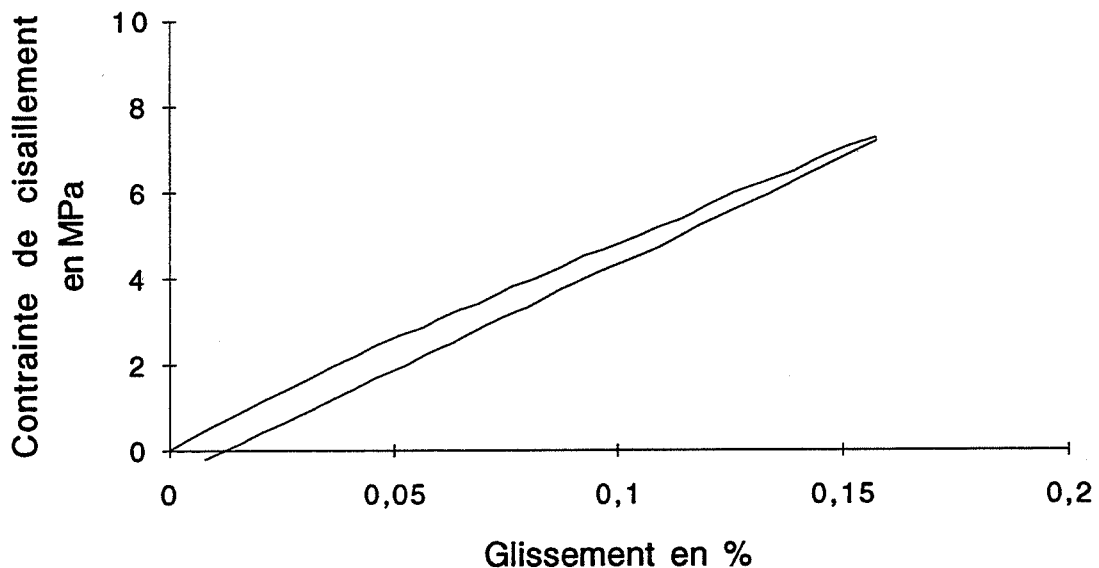


Figure IV.15 - Courbe de charge-décharge pour un essai d'Iosipescu sur $[0/90]_5S$.

On s'aperçoit sur cette courbe que la réponse est très différente de celles enregistrées précédemment. Non seulement la décharge ne s'effectue pas sur la même chemin que la charge, mais la réponse est fortement non-linéaire, comme on le voit sur la Figure IV.16 où sont représentées les courbes de charge-décharge pour les deux faces de la même éprouvette.

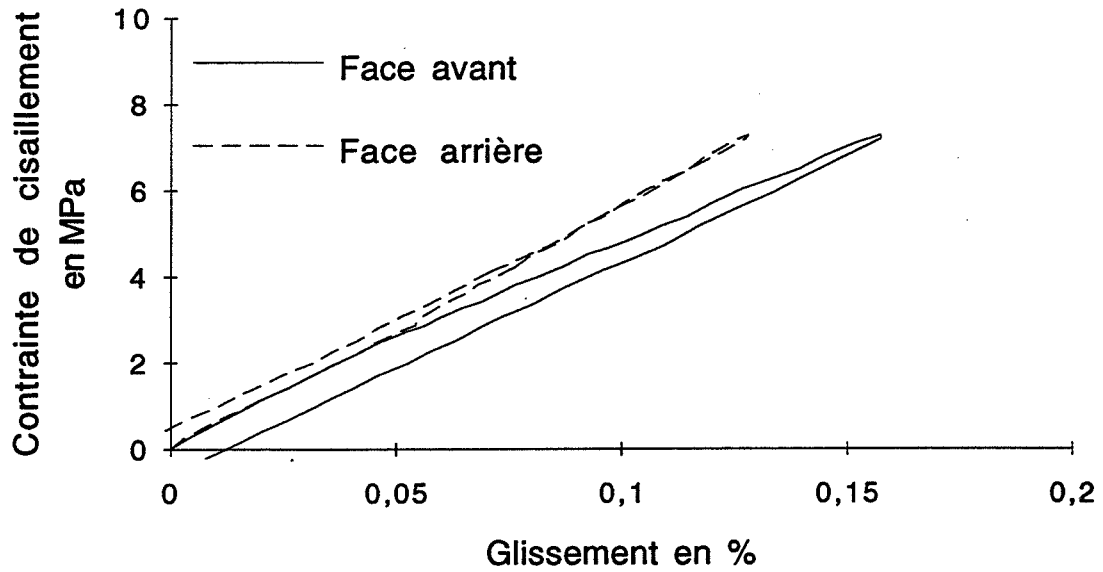


Figure IV.16 - Courbes de charge-décharge sur les deux faces de l'éprouvette pour un essai d'Iosipescu sur T300/914 [0/90]_{5S}.

On a l'impression sur ce graphe que les deux réponses ne sont pas indépendantes. En effet, si on moyenne les déformations sur les deux faces de l'éprouvette, alors la réponse redevient identique à celles obtenues précédemment (voir Figure IV.17).

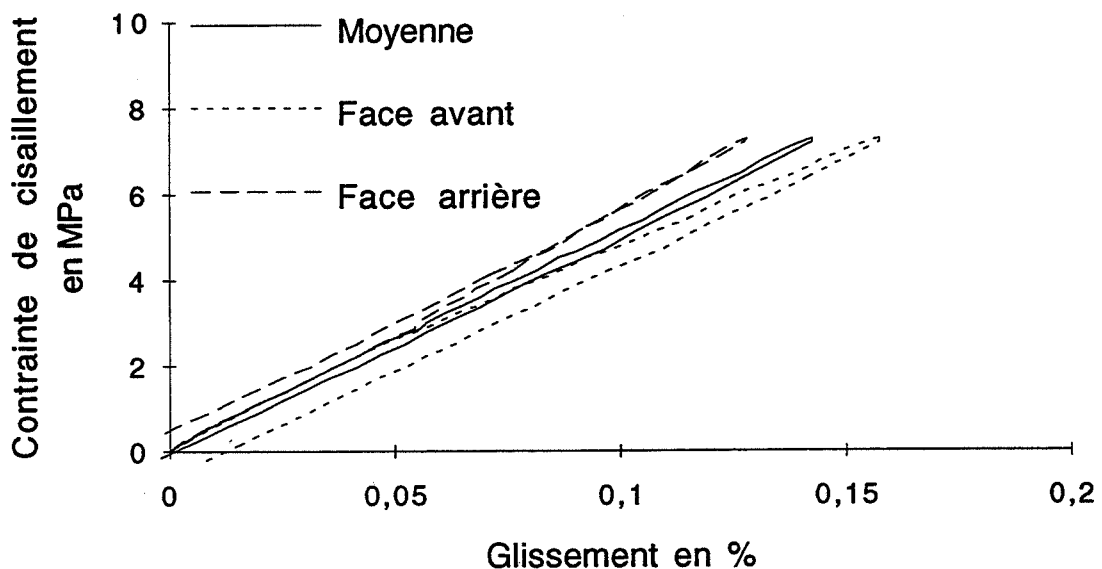


Figure IV.17 - Courbes de charge-décharge sur les deux faces pour un essai d'Iosipescu sur T300/914 [0/90]_{5S} avec la réponse moyennée sur les deux faces.

La réponse moyennée est maintenant bien linéaire, comme le montre la Figure IV.18.

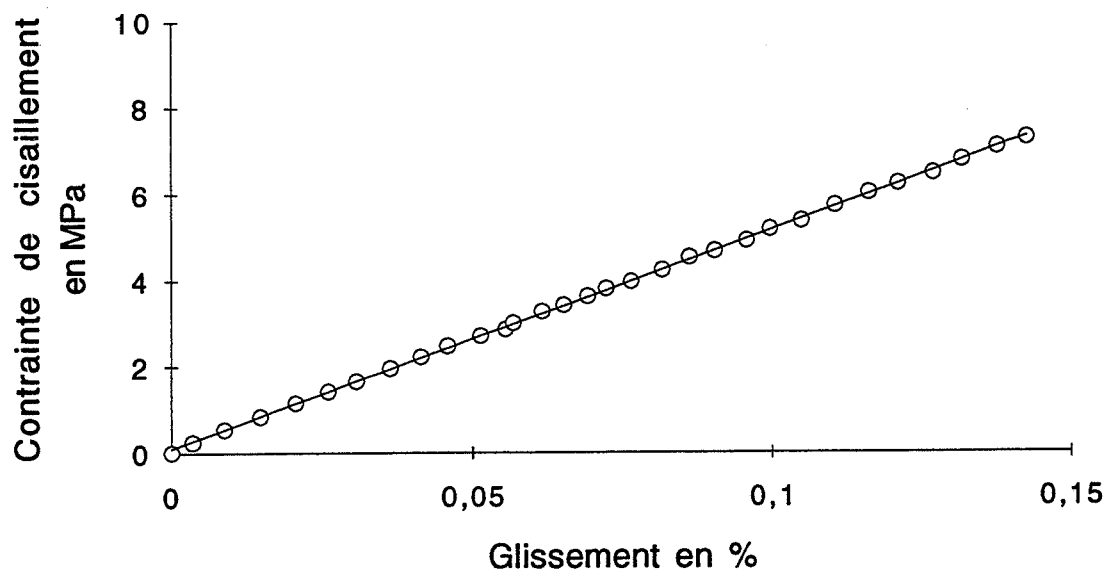


Figure IV.18 - Courbe contrainte déformation moyennée sur les deux faces pour un essai d'Iosipescu sur T300/914 [0/90]_{5S}, avec la droite des moindres carrés associée.

3.3 Résultats

Dans le Tableau IV.8 figurent les résultats en termes de module de cisaillement sur chaque face, pour la charge.

Charges	D11	D12	D13	D14	D15	D16
1	4,82(a) 4,63(b)	4,78	4,55	5,17	4,44	4,97
2	4,49 4,70	5,00 4,63	4,86	5,45	4,65	4,86
3	4,57 4,62	4,90 4,68	4,48	5,42	4,60	4,90
4	4,61 4,62	4,85 4,71	4,81	5,23	4,53	4,85
Moyenne	4,63	4,79	5,09	4,97	4,84	4,91
C.V. (%)	2,1	2,5	9,7	7,8	7,3	1,3

Tableau IV.8 - Modules de cisaillement apparents (GPa) de charge (essais Iosipescu sur T300/914 [0/90]_{5S}).

Contrairement aux essais à 0°, les dispersions sont ici très importantes, surtout pour les éprouvettes D13, D14 et D15. Ceci provient du fait que pour un même essai, les valeurs des

modules sur les deux faces peuvent être très différentes, jusqu'à 25% pour la troisième mise en charge de l'éprouvette D13, conséquence directe des courbes de la Figure IV.16. Il faut rapprocher ce résultat des 30% de différence constatés par Morton et al. (1992) sur un croisé AS4/3501-6. Si maintenant, on calcule le module de cisaillement sur la courbe moyennée de la Figure IV.17, alors les résultats (Tableau IV.9) sont surprenants.

Charges	D11	D12	D13	D14	D15	D16
1	4,72	4,78	5,06	4,96	4,78	4,90
2	4,60	4,81	5,06	4,91	4,80	4,94
3	4,60	4,79	5,07	5,01	4,78	4,90
4	4,61	4,78	5,05	4,96	4,80	4,91
C.V.* (%)	1,6	0,3	0,1	0,8	0,2	0,4
C.V. (%)	2,1	2,5	9,7	7,8	7,3	1,3
Diff. (%)	27	157	196	163	189	106

Tableau IV.9 - Comparaison des dispersions pour les distributions de modules moyennés et non-moyennés sur les deux faces (essais losipescu sur T300/914 [0/90]_{5S}).

Les dispersions sont maintenant très faibles, et totalement comparables à celles du Tableau IV.6 (essais à 0°). Ce phénomène sera interprété au paragraphe 3.5.

Le traitement final des résultats s'effectue, comme pour les essais à 0°, en ignorant les valeurs de module de décharge, celles-ci n'étant pas indépendantes des valeurs de module de charge, comme l'indique le Tableau IV.10.

Eprouvettes	Charge	Décharge	Diff. (%)
D11	4,63	4,70	-1,5
D12	4,79	4,82	-0,6
D13	5,06	5,08	-0,4
D14	4,96	4,99	-0,6
D15	4,79	4,80	-0,2
D16	4,91	4,96	-1,0

Tableau IV.10 - Comparaison entre les modules apparents (GPa) de charge et décharge pour les éprouvettes losipescu T300/914 [0/90]_{5S}.

On remarque que ces résultats sont identiques à ceux du Tableau IV.4, c'est-à-dire que le module de décharge est systématiquement plus élevé, d'environ 1%. Il s'agit bien du même phénomène que pour les essais à 0° (Fig. IV.13).

3.4 Module de cisaillement

Pour obtenir les valeurs de module de cisaillement, on applique la correction numérique du Tableau II.8, c'est-à-dire 1,009. Les résultats en termes de modules corrigés figurent dans le Tableau IV.11.

	D11	D12	D13	D14	D15	D16
Modules	4,67	4,83	5,10	5,12	4,83	4,95
C.V. %	0,5	1,4	0,8	0,2	0,5	0,9
Moyenne	4,92		C.V. (%)	3,5		

Tableau IV.11 - Modules de cisaillement corrigés (GPa) des six éprouvettes losipescu T300/914 [0/90]_{5S}.

On peut formuler des remarques identiques à celles concernant les essais à 0°, c'est-à-dire que les dispersions dues aux essais mécaniques sont faibles devant celles entre éprouvettes, et qu'une telle qualité d'essais n'est trouvée nulle part dans la littérature. Il s'agit bien là d'un progrès énorme qui permet d'avoir confiance dans les essais losipescu, si ceux-ci sont mis en oeuvre rigoureusement. Mais notre travail ne s'arrête pas là; il faut comprendre les sources d'erreurs pour pouvoir les contrôler. La question suivante se pose: quel est le phénomène capable d'expliquer les écarts entre les deux faces, pour le croisé [0/90]_{5S}? Le paragraphe suivant va tenter de répondre à cette question.

3.5 Discussion

Morton et al. (1992), en comparant les déformations mesurées par une jauge sur une face d'une éprouvette losipescu [0/90]_{5S} de carbone/époxyde AS4/3501-6, et par une technique de moiré sur l'autre, constatent des différences allant jusqu'à 30%. Ces auteurs imputent ce phénomène à une *torsion* de l'éprouvette résultant d'une mauvaise répartition des contacts sur les surfaces de chargement. Parallèlement, ils enregistrent des différences de déformations de 100% (!) pour le même matériau mais testé sous forme d'éprouvettes unidirectionnelles à 90°. Étrangement, ils ne constatent que de faibles écarts entre les deux faces pour les éprouvettes à 0°. La raison invoquée pour ces différences de comportement est la dureté du matériau selon l'épaisseur. En effet, pour l'unidirectionnel à 90°, la plus grande rigidité en compression selon les fibres implique une dureté locale plus importante, et on comprend bien alors que la répartition des contraintes sur les surfaces de contact soit plus perturbée. Pour l'unidirectionnel à 0°, ou encore le PMMA, cette dureté est beaucoup plus faible et l'écrasement local du matériau implique une meilleure répartition des efforts.

Cependant, si on mesure le déplacement hors du plan de plusieurs points d'une éprouvette losipescu [0/90]_{5S} de la plaque D, on n'enregistre pas de valeurs significatives. On ne voit donc

pas comment l'hypothèse de Morton et al. (1992) pourrait correspondre à la réalité, d'autant plus qu'elle ne s'appuie sur aucune justification de nature expérimentale, si ce n'est le fait qu'une sollicitation de torsion superposée à celle de cisaillement dans le plan permet d'expliquer pourquoi la moyenne des déformations sur les deux faces élimine le phénomène parasite constaté.

Si on examine de plus près les résultats du Tableau IV.8, on s'aperçoit que pour les trois éprouvettes présentant des différences importantes de déformations entre les deux faces (D13, D14 et D15), c'est bien la même face de l'éprouvette qui présente le module le plus faible. Il semble difficile d'imaginer que le matériau soit à ce point hétérogène que les deux faces d'une même éprouvette aient des propriétés à ce point différentes, d'autant plus que la moyenne n'aurait aucune raison d'être à ce point reproductible. En fait, si les déformations sont différentes et que les déplacements restent plans, la seule raison qui vient à l'esprit est une mauvaise répartition des efforts *selon l'épaisseur*, due à la dureté transverse plus grande des éprouvettes $[0/90]_{5S}$ et $[90]_{20}$. Par ailleurs, ce phénomène est lié à l'éprouvette, comme le montre l'étude des résultats du Tableau IV.8. Il est donc probable que ce défaut soit créé par une imperfection géométrique des éprouvettes, comme par exemple celle présentée à la Figure III.9, qui bien que faible en raison de l'usinage méticuleux des échantillons, soit suffisante pour être amplifiée par la dureté des surfaces de contact. Rappelons ici les résultats de Lee et Munro (1990) qui diminuent les écarts de déformations entre les deux faces d'éprouvettes losipescu en intercalant des lames de rasoirs et des feuilles de cuivre entre les éprouvettes et le mors afin d'homogénéiser la répartition des efforts selon l'épaisseur des surfaces de contact.

Pour étayer les hypothèses avancées ici, on a mis en place un montage permettant de caractériser le profil de ces surfaces de contact. Ce montage est détaillé sur la Figure IV.19.

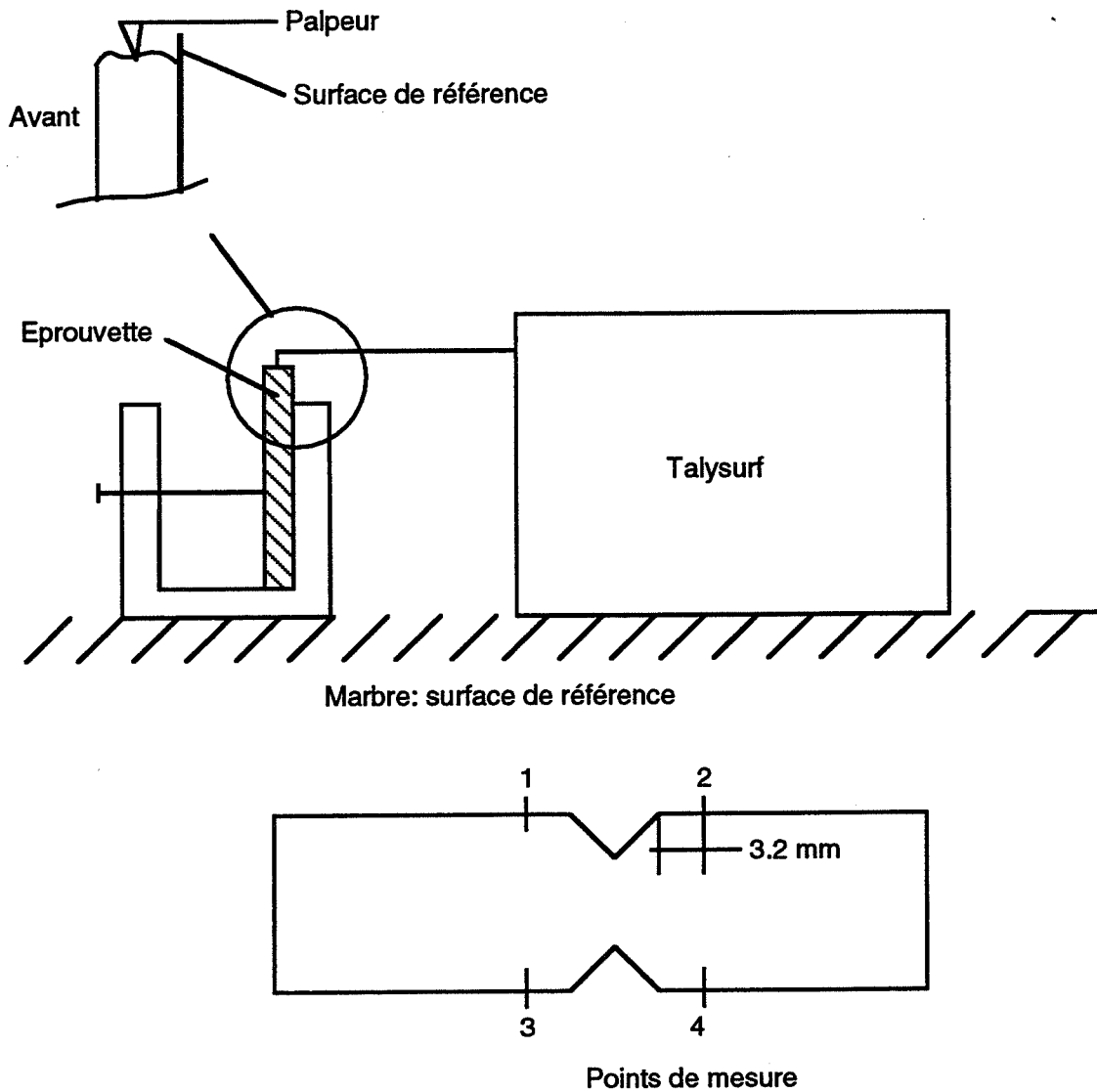


Figure IV.19 - Montage expérimental pour l'inspection du profil des surfaces de contact des éprouvettes losipescu

On mesure ainsi en quatre points (qui ont été volontairement pris aux points intérieurs de chargements, là où les efforts sont les plus importants) le profil des surfaces de contact par rapport à la face latérale arrière. Pour s'assurer de la qualité du parallélisme, on utilise le même montage avec un barreau rectifié, dont le profil est donné sur la Figure IV.20.

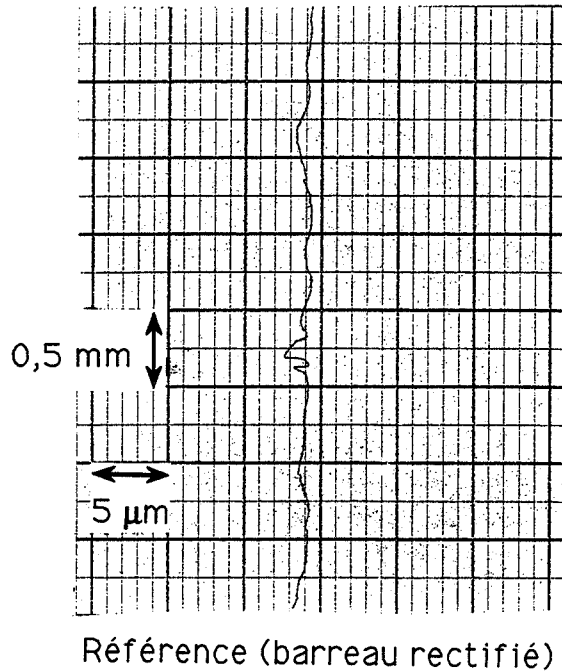


Figure IV.20 - Profil du barreau rectifié.

En comparant les courbes IV.21 ci-après, on peut faire un certain nombre de remarques. Tout d'abord, en examinant les profils des éprouvettes D13 à 15, on s'aperçoit que les défauts sont, pour chaque éprouvette, dans le même sens; de plus, les éprouvettes D13 et D15 exhibent le défaut 1 alors que l'éprouvette D14 relève du défaut 2 (Figure IV.22).

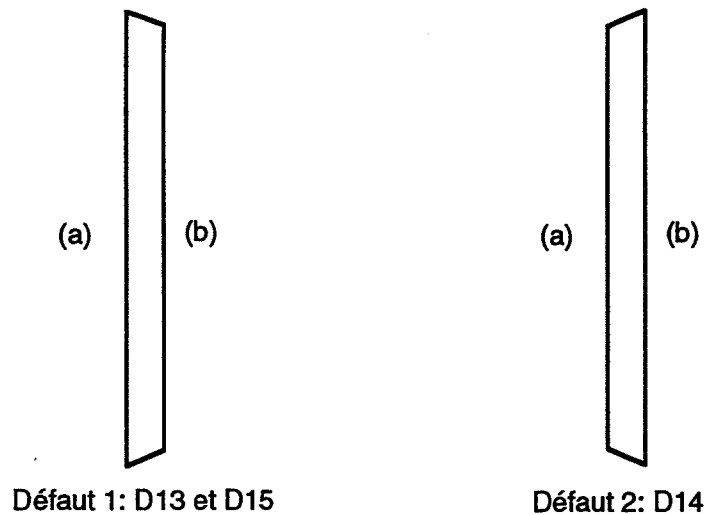


Figure IV.22 - Deux types de défauts constatés sur les éprouvettes losipescu.

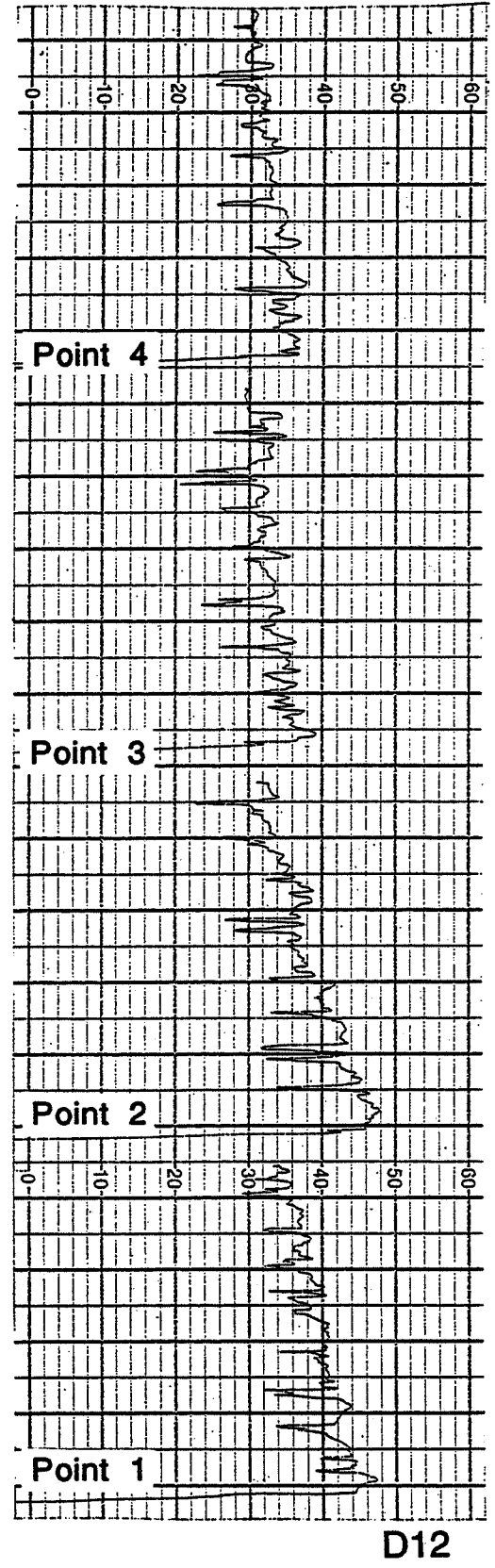
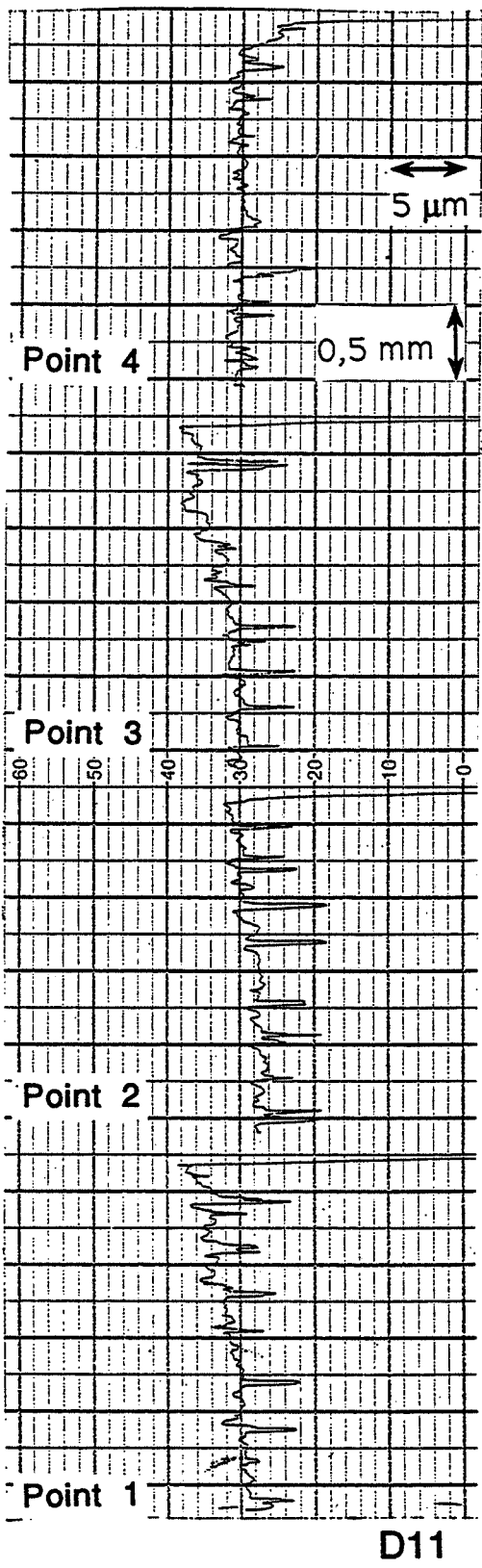


Figure IV.21a - Profil des éprouvettes D11 et D12.

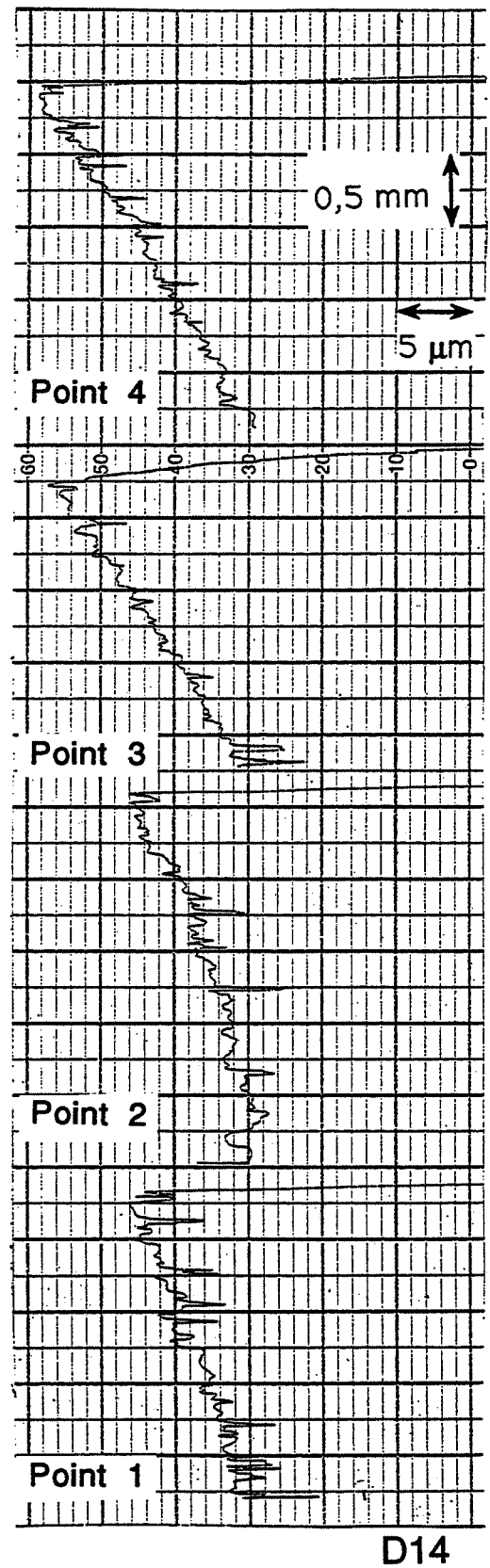
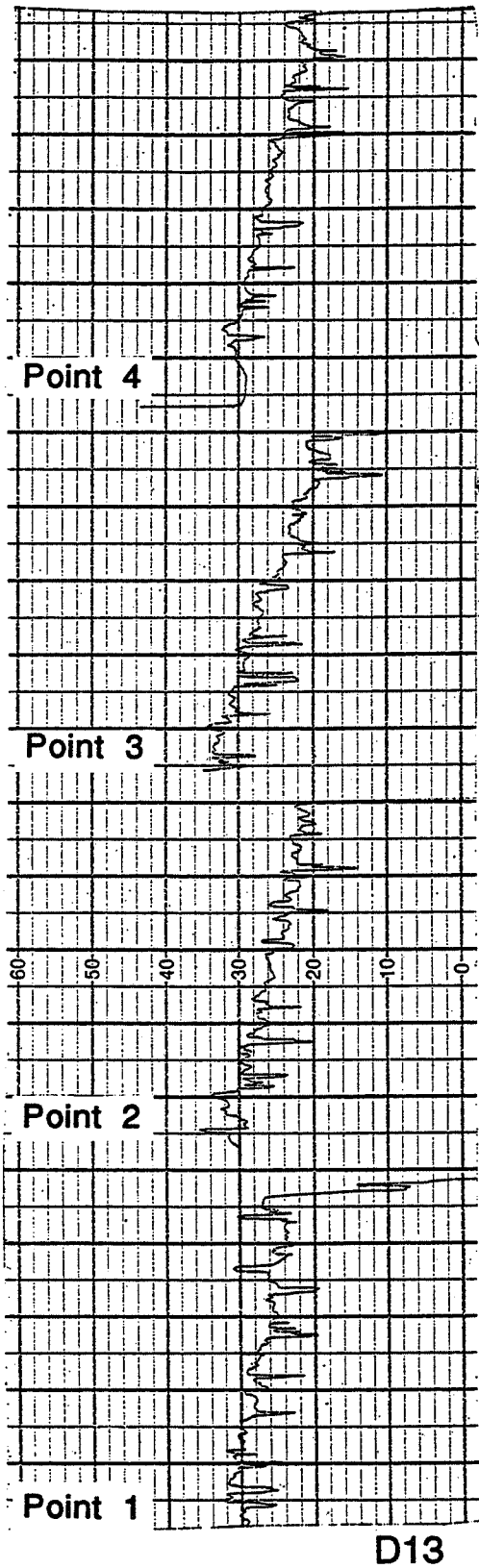


Figure IV.21b - Profil des éprouvettes D13 et D14.

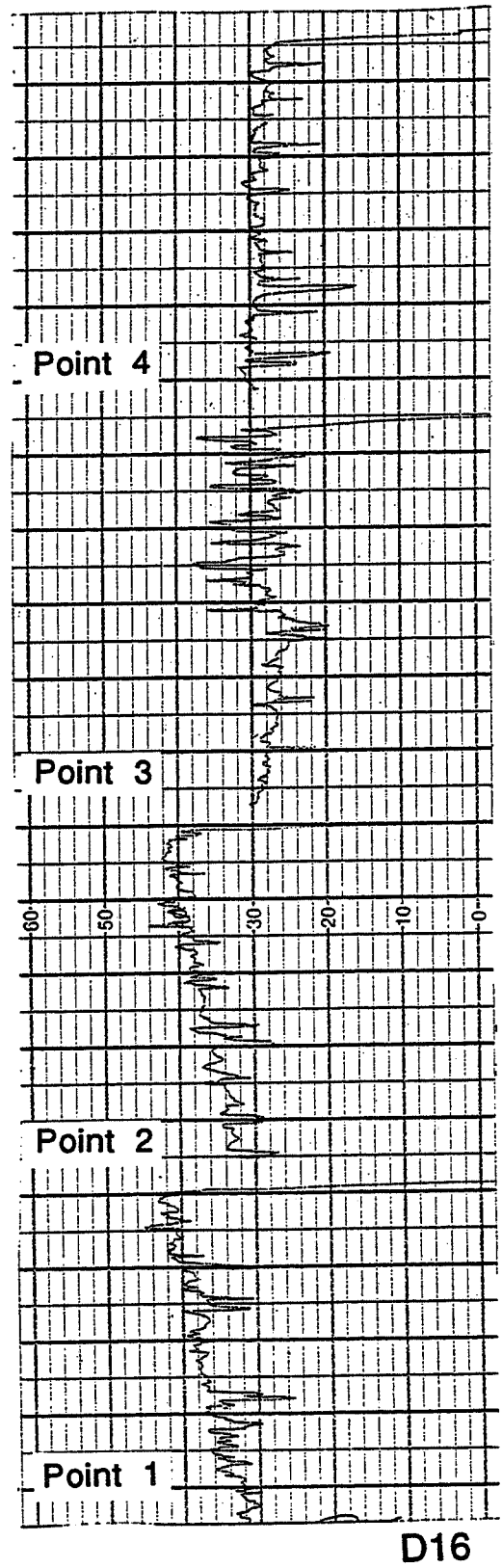
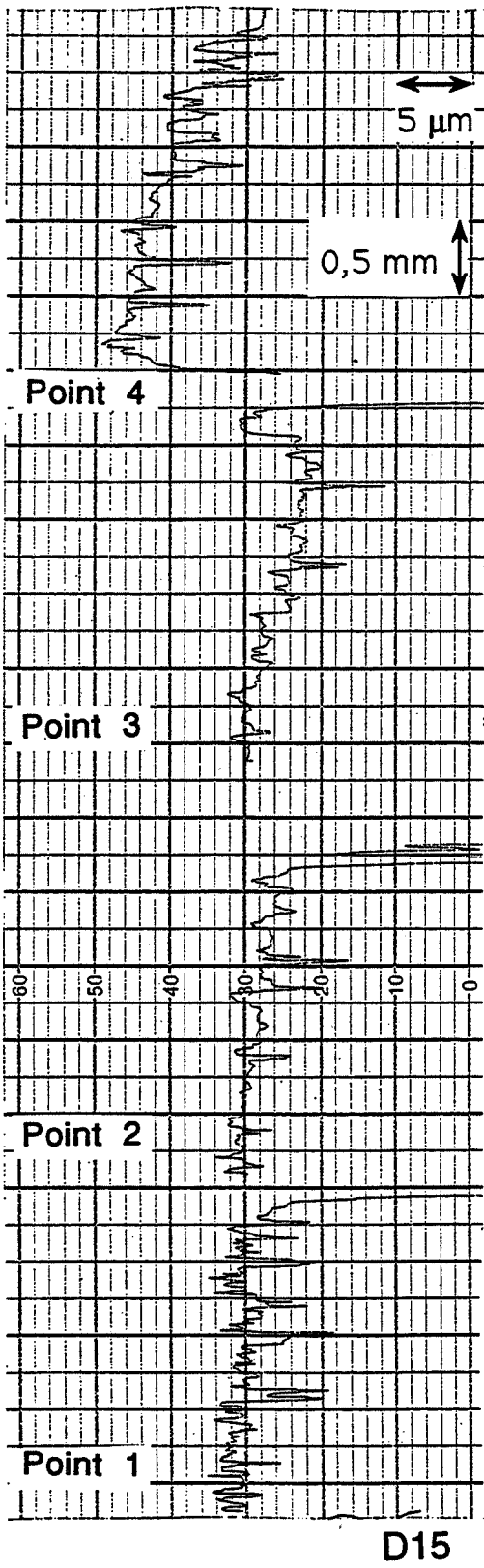


Figure IV.21c - Profil des éprouvettes D15 et D16.

On retrouve bien le fait que pour les éprouvettes D13 et D15, la face (a) est plus contrainte, donc les déformations sont plus importantes que celles de la face (b), ce qui entraîne une mesure du module de cisaillement plus élevée, car c'est la contrainte moyenne qui est utilisée pour l'exploitation des résultats. Le contraire se passe pour D14.

Cependant, si le profil de l'éprouvette D11 est effectivement "plat", celui de D12 ou D16 ne diffère pas beaucoup en amplitude de celui de D15, par exemple. Il faut donc bien garder à l'esprit que seule une ligne est examinée pour chaque surface, ce qui n'est pas suffisant pour évaluer le profil de toute la surface. Le fait qu'on puisse retrouver qualitativement les résultats du Tableau IV.8 pour les éprouvettes D13 à D15 est néanmoins considéré comme significatif. Remarquons aussi l'amplitude des défauts: pour D14, qui présente le défaut le plus important, celui-ci n'est que de 15 μm , ce qui sur une épaisseur de 2,6 mm, représente une pente de 0,3°. Peut-être est-il nécessaire de travailler encore sur la méthodologie d'usinage des éprouvettes, mais le niveau de sensibilité que présente le Tableau IV.8 suggère que même si on divise ces défauts par deux, on aura toujours des écarts assez importants. En tout état de cause, la précision de l'usinage est limitée et son coût augmente avec la qualité désirée.

On peut finalement s'interroger sur la viabilité de l'essai d'Iosipescu pour les matériaux présentant une dureté surfacique trop importante (application aux céramiques, par exemple). En effet, si la moyenne des déformations sur les deux faces des éprouvettes permet ici de pallier à cet inconvénient, on peut imaginer que pour des matériaux plus durs encore, ou mal usinés, cela ne s'arrange pas aussi bien en moyennant. Le point soulevé ici est très important car il aurait une conséquence directe sur une éventuelle procédure expérimentale pour l'essai d'Iosipescu. Une étude plus approfondie devra être menée avant d'appliquer cet essai à de tels matériaux, en examinant plus particulièrement l'influence du couple de serrage, ainsi que la possibilité d'aboutir à une meilleure répartition des efforts à l'aide de matériaux plus mous, comme le suggèrent Lee et Munro (1990).

Le paragraphe suivant présente des essais Iosipescu sur des éprouvettes à 90° où les problèmes exposés ci-dessus vont se trouver encore amplifiés.

4. ESSAIS IOSIPESCU À 90°

4.1 Procédure expérimentale

Quatre éprouvettes à 90° ont été découpées dans la plaque C. La procédure expérimentale est en tous points identique à celles des essais précédents sur $[0]_{20}$ et $[0/90]_{5S}$. Cependant, après un essai préliminaire, on s'est aperçu que la courbe contrainte-déformation était étrangement perturbée (voir Figure IV.23).

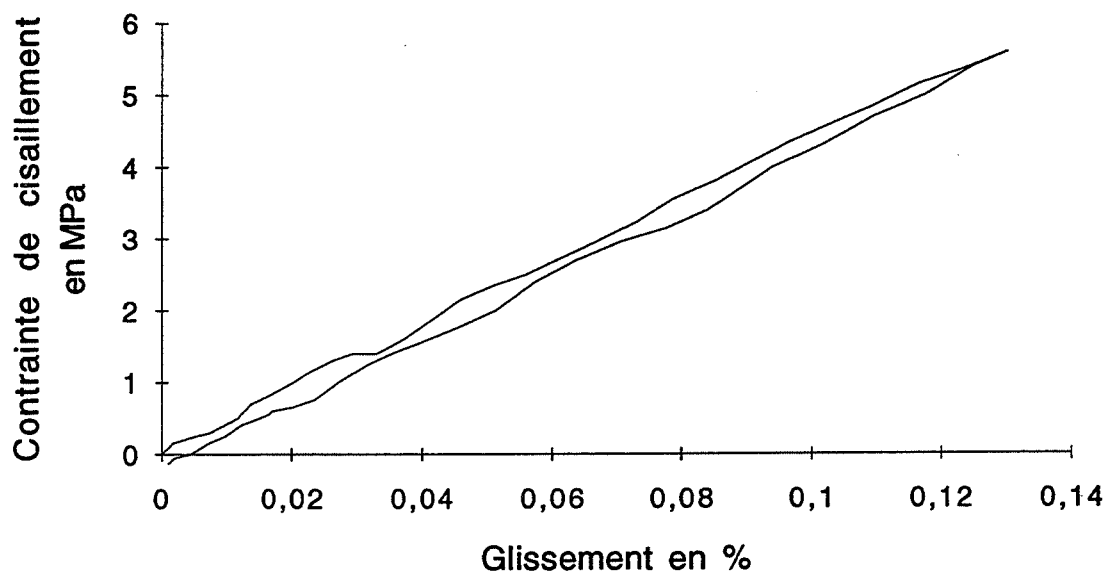


Figure IV.23 - Courbe charge-décharge pour un essai d'Iosipescu préliminaire à 90°.

Ces perturbations sont très certainement dues à des problèmes de contact car lorsqu'on augmente le couple de serrage de 1 Nm à 2 Nm, alors la courbe devient celle de la Figure IV.24.

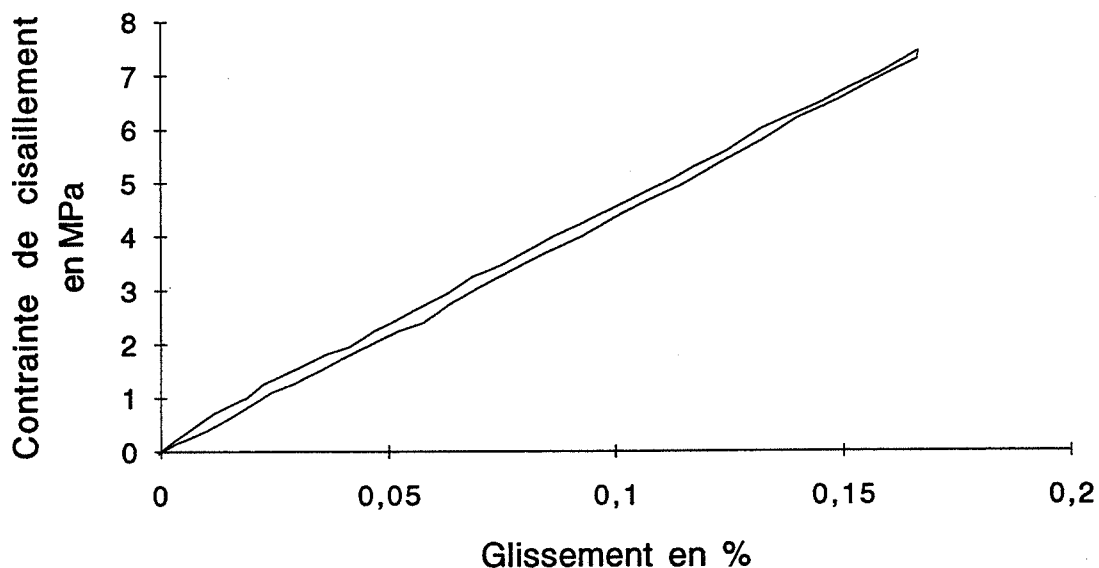


Figure IV.24 - Courbe charge-décharge pour un essai d'Iosipescu préliminaire à 90°, couple de serrage égal à 2 Nm.

La différence est très claire entre les Figures IV.23 et IV.24. Ce point illustre celui évoqué au paragraphe 3.5 concernant les problèmes de contact pour les matériaux durs. On doit pouvoir adapter l'intensité du serrage à la dureté du matériau testé. Néanmoins, il faut prendre

garde à ne pas trop serrer au risque de précontraindre la matériau de manière excessive, modifiant la réponse de l'éprouvette. Il est donc nécessaire d'adapter l'intensité du serrage en toute connaissance de cause.

Quoi qu'il en soit, pour les essais à 90°, on adopte un serrage à 2 Nm.

4.2 Examen des courbes contrainte-déformation

De même que pour les essais sur $[0/90]_{5S}$, les courbes de charge-décharge sur chaque face d'une même éprouvette ne sont pas satisfaisantes (Figure IV.25).

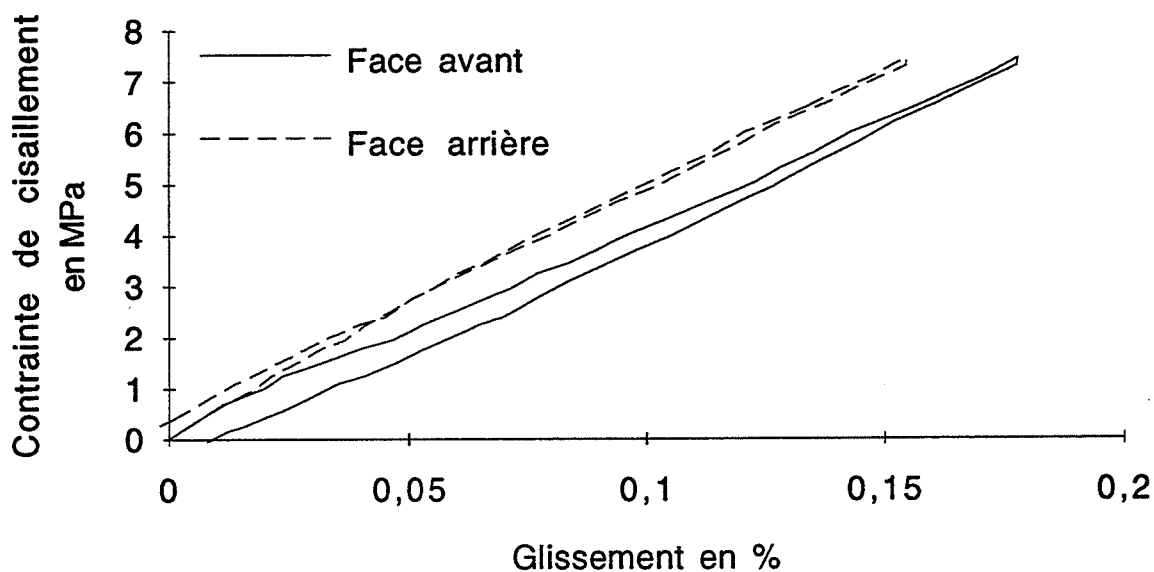


Figure IV.25 - Courbes charge-décharge sur les deux faces d'une éprouvette Iosipescu T300/914 à 90°.

Là aussi, si on moyenne les déformations sur les deux faces, alors la courbe contrainte-déformation résultante ressemble beaucoup à celles des essais à 0° (Figure IV.26).

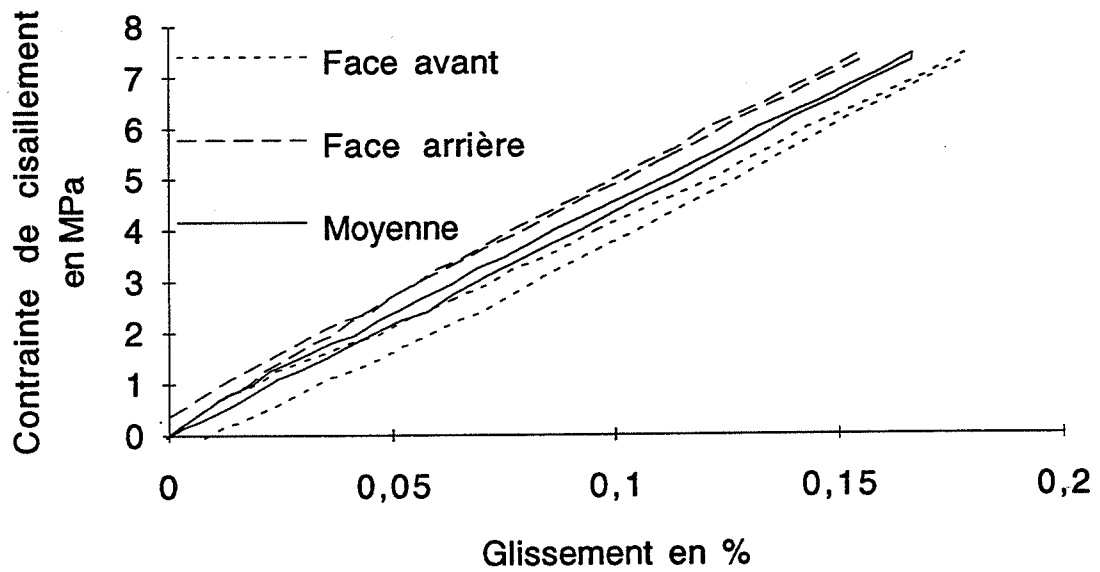


Figure IV.26 - Courbes charge-décharge sur les deux faces d'une éprouvette losipescu T300/914 à 90°, avec la réponse moyennée.

Donc, en moyennant les déformations des deux faces de l'éprouvette, on aboutit à une réponse linéaire comparable à celles des Figures IV.14 et 18, voir Figure IV.27.

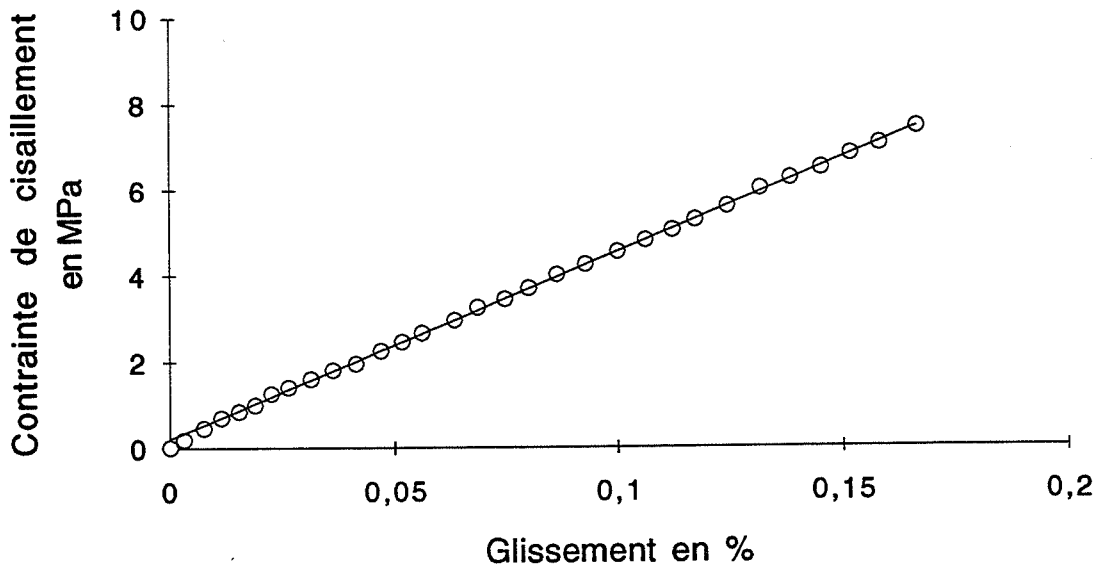


Figure IV.27 - Courbe contrainte-déformation avec la droite des moindres carrés associée (essai d'losipescu T300/914 à 90°).

4.3 Résultats

On traite les résultats de manière similaire à celle utilisée pour les essais sur [0/90]_{5S}; le Tableau IV.12 ci-dessous met une fois de plus en évidence le lien entre les valeurs de modules entre la charge et la décharge.

Eprouvettes	Charge	Décharge	Diff. (%)
C901	4,49	4,52	-0,7
C902	4,33	4,35	-0,5
C903	4,39	4,43	-0,9
C904	4,44	4,41	0,7

Tableau IV.12 - Comparaison entre les modules apparents (GPa) de charge et décharge pour les éprouvettes Iosipescu T300/914 à 90°.

Même si l'éprouvette C904 se distingue, les valeurs des différences pour les trois autres échantillons rappellent étrangement celles des Tableaux IV.4 et 10, les courbes de décharge présentant la même anomalie. Les modules de décharge seront donc écartés du traitement.

Si on s'intéresse aux valeurs des modules de charge sur les deux faces des éprouvettes (Tableau IV.13), on remarque que les différences entre les deux faces sont encore amplifiées (jusqu'à 42% pour la deuxième mise en charge de l'éprouvette C901), confirmant les observations de Morton et al. (1992) qui enregistraient, pour les éprouvettes à 90°, des différences supérieures à celles des essais sur croisé.

Charges	C901	C902	C903	C904
1	4,02 (a)	3,96	4,61	4,37
	4,70 (b)	4,62	4,22	4,50
2	3,60	3,93	4,17	4,00
	5,54	4,80	4,54	4,94
3	3,97	4,33	4,56	4,48
	5,10	4,29	4,25	4,35
4	3,92	3,76	3,97	3,97
	5,06	4,98	4,82	4,92
Moyenne	4,49	4,33	4,39	4,44
C.V. (%)	15,6	10,1	6,4	8,1

Tableau IV.13 - Modules de cisaillement apparents (GPa) de charge (essais Iosipescu T300/914 à 90°).

On remarque tout d'abord les dispersions très importantes (jusqu'à 15 %) sur les valeurs des modules de cisaillement entre les deux faces des éprouvettes; ces dispersions sont en général plus élevées que celles constatées pour les essais sur croisé. De plus, ici aussi, c'est

souvent la même face d'une éprouvette qui présente le module le plus faible, même si ce n'est pas systématique ici non plus (éprouvette C903). Ce phénomène est pourtant très clair pour l'éprouvette C901. En fait, si on observe les quatre résultats de l'éprouvette C902, on s'aperçoit que pour la troisième mise en charge, les deux valeurs de module sont presque égales, alors que pour les trois autres mises en charge, il existe une différence d'environ 20%. Ce fait souligne la difficulté d'interpréter ces résultats, si ce n'est dans quelques cas où le phénomène est très significatif (éprouvette C901 par exemple). En fait, les différences constatées ici (maximum 40%) sont faibles par rapport celles obtenues par Morton et al. (1992), allant jusqu'à 100%! La procédure d'usinage est certainement la cause de ces relativement faibles écarts par rapport à ceux de la littérature, car les défauts géométriques mesurés au paragraphe précédent n'excédaient guère 15 μm (sur une largeur de 2,6 mm). C'est aussi probablement la raison pour laquelle les écarts mesurés ne sont pas systématiques, mais varient en fonction du positionnement de l'éprouvette, comme ces le cas pour l'éprouvette C902.

Quoi qu'il en soit, le module de cisaillement déterminé à l'aide des valeurs de glissement moyenné sur les deux faces est là aussi très reproductible pour chaque éprouvette, comme on le constate dans le Tableau IV.14.

Charges	C901	C902	C903	C904
1	4,34	4,28	4,40	4,42
2	4,37	4,32	4,34	4,41
3	4,44	4,30	4,39	4,41
4	4,41	4,29	4,34	4,39
C.V.* (%)	1,2	0,4	0,7	0,3
C.V. (%)	15,6	10,1	6,4	8,1
Diff. (%)	176	185	161	186

Tableau IV.14 - Comparaison des dispersions pour les distributions de modules moyennés et non-moyennés sur les deux faces (essais Iosipescu T300/914 à 90°).

Etonnamment, les dispersions des modules moyennés sont complètement équivalentes à celles des deux séries d'essais précédentes, c'est-à-dire inférieures au pour-cent, et ceci malgré l'importance des écarts entre les deux faces. On peut donc penser que les dispersions dues aux conditions de chargement sont causées essentiellement par les problèmes de contact entre le mors et l'éprouvette évoqués au paragraphe IV.3.5.

4.4 Module de cisaillement

Pour obtenir les valeurs des modules de cisaillement des quatre éprouvettes, on applique la correction du Tableau II.8, c'est-à-dire 1,125.

	C901	C902	C903	C904
Modules	5,05	4,88	4,94	5,00
C.V. %	1,0	0,4	0,7	0,3
Moyenne	4,97		C.V. (%)	1,5

Tableau IV.15 - Modules de cisaillement corrigés (GPa) des six éprouvettes losipescu T300/914 90°.

On retrouve une dispersion de module par éprouvette semblable à celle des essais à 0° (1,8%), montrant que le fait d'imputer les importantes dispersions de la littérature à la non-homogénéité du matériau est certainement discutable, bien que la qualité de telle ou telle plaque ne soit pas toujours bien évaluée. Quoi qu'il en soit, l'approche utilisée ici permet de séparer clairement les dispersions mécaniques de celles dues au matériau.

5. CONCLUSION SUR LES ESSAIS IOSIPESCU

Des essais losipescu ont été effectués sur les trois configurations très différentes que sont les éprouvettes [0]₂₀, [0/90]_{5S} et [90]₂₀, pour un même matériau composite, le T300/914.

Deux plaques de ce matériau ([0]₂₀ et [0/90]_{5S}) ont été fabriquées par un centre de recherche industriel et caractérisées sur le plan mécanique ainsi que de la microstructure afin d'évaluer leur qualité.

Des essais de traction hors-axes à 45° ont permis de mettre en évidence une zone de comportement linéaire élastique jusqu'à un glissement d'environ 0,2%. Les essais losipescu ont consisté à mettre en charge plusieurs fois la même éprouvette en la retournant entre deux mises en charge, afin d'évaluer la dispersion due aux conditions mécaniques d'essai.

Les essais ont montré qu'il existait des différences de déformations entre les deux faces des éprouvettes, peu marquées pour la configuration à 0°, mais beaucoup plus pour celle du croisé et très importantes pour l'unidirectionnel à 90°. Ce phénomène, déjà mis en évidence par Morton et al. (1992), a été imputé par ces derniers à un effet de torsion agissant sur les éprouvettes et qui se trouvait amplifié par les mauvais contact mors-éprouvette engendrés par la dureté locale du matériau au niveau des surfaces de contact. Ceci explique pourquoi l'amplitude de ce phénomène est faible pour la configuration à 0° (car la résine est localement écrasée) et importante pour celle à 90° où les fibres "sortantes" rendent la surface plus dure. Cependant, en mesurant les déplacements hors du plan des éprouvettes, nous nous sommes aperçu qu'il n'y avait pas de mouvements hors du plan. L'explication de ce phénomène réside à notre avis dans une mauvaise répartition du chargement selon l'épaisseur, elle même liée à un défaut géométrique des surfaces de contact et amplifiée par la dureté du matériau. Une inspection du profil de ces surfaces de contact à l'aide d'un rugosimètre a permis de relier qualitativement ce défaut géométrique aux différences de glissement entre les deux faces d'une

même éprouvette. Il faut préciser que le fait d'usiner ces surfaces permet de limiter ces défauts géométriques et par conséquent, les dispersions entre deux faces d'une même éprouvette sont plus faibles pour nos essais que pour ceux de Morton et al. (1992).

Le fait marquant est que si on moyenne les déformations des deux faces d'une même éprouvette, alors les dispersions importantes des configurations croisée et à 90° diminuent de manière remarquable. Pour les trois configurations d'essai, les coefficients de variations pour les quatre valeurs de modules moyennés sont inférieurs au pour-cent (!), meilleurs encore que les dispersions des essais de traction dans les axes. Ce fait remarquable est probablement dû au profil linéaire des surfaces de contact, qui engendre un profil linéaire des efforts extérieurs qui est bien approximé par l'interpolation linéaire qui consiste à prendre une moyenne des déformations sur les deux faces. Un profil plus quelconque augmenterait certainement la dispersion sur les modules moyennés. On peut même imaginer un profil (Figure IV.28) tel que les déformations sur les deux faces soient identiques et que pourtant, le module de cisaillement mesuré soit bien différent de sa vraie valeur. Un tel défaut peut résulter d'un polissage des chants, par exemple.

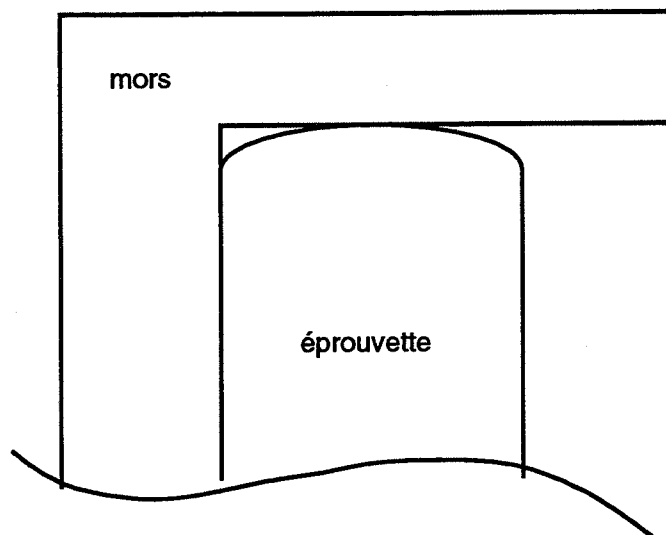


Figure IV.28 - Possible défaut de contact entre le mors et l'éprouvette losipescu.

On voit bien ici l'importance du contrôle de la qualité des surfaces de contact. Les écarts et dispersions de la littérature rapportés au Chapitre I sont très certainement la conséquence de défauts de contact entre les mors et l'éprouvette. Il est donc essentiel d'instrumenter les deux faces des échantillons losipescu mais aussi de pouvoir évaluer la qualité du profil des surfaces de contact pour éviter les défauts du type de celui de la Figure IV.28. Pour un utilisateur ne désirant pas entrer dans ces considérations, il est alors nécessaire de posséder une procédure expérimentale adaptée au type de matériau testé, procédure qui n'existe pas à l'heure actuelle. Sinon, dans certaines configurations, les erreurs commises sur la valeur du module de cisaillement peuvent être considérables - jusqu'à 100%!.

Dans notre cas la moyenne des déformations des deux faces permet d'accéder à la mesure du module de cisaillement avec une certaine confiance. Pour toutes les configurations, le module mesuré lors de la décharge est toujours supérieur à celui obtenu lors de la charge, d'environ 1%. Ce fait ne nous paraît pas significatif du comportement du matériau. En effet, il a été remarqué qu'au début de la décharge, on observait une rupture de pente certainement causée par une modification des conditions aux limites (Figure IV.13). Quoi qu'il en soit, le traitement des résultats n'a été effectué que sur les valeurs de modules de la charge.

Au vu des dispersions dues au matériau, il semble que la plaque C soit plus homogène que la plaque D. Notons cependant que même pour les essais sur croisé, la dispersion des valeurs de G_{xy} pour les six éprouvettes n'est que de 3,5%, ce qui reste faible. Pour les trois séries d'essais, les modules moyens mesurés, avec les dispersions, sont rappelés dans le Tableau IV.16.

	G_{xy} (GPa)	C.V. (%)
[0] ₂₀	4,96	1,7
[0/90] _{5S}	4,92	3,2
[90] ₂₀	4,97	1,5

Tableau IV.16 - Récapitulation des résultats des essais losipescu sur T300/914.

Les trois valeurs de G_{xy} du Tableau IV.16 se tiennent dans le pour-cent. Associé aux très faibles dispersions enregistrées, ce résultat est unique dans les travaux concernant l'essai d'losipescu.

Cependant, est-on certain que les valeurs de G_{xy} obtenues par les essais losipescu sont bien caractéristiques du matériau? En effet, l'introduction d'une correction numérique serait peut-être à même d'introduire un biais dans les valeurs finales de modules. De plus, la Figure IV.27 illustre bien que la reproductibilité d'une mesure ne peut en aucun cas être une justification de sa validité. C'est la raison pour laquelle nous avons mis en oeuvre une série d'essais hors-axes à 45° sur des éprouvettes tirées de la plaque C.

6. ESSAIS DE TRACTION HORS-AXES À 45°

6.1 Justification

Les résultats d'essais losipescu présentés précédemment sont très satisfaisants. Cependant, il nous a paru nécessaire de les confronter à des résultats issus d'un autre type d'essai de cisaillement, de manière à confronter non seulement les valeurs de module initial, mais aussi les dispersions, qui sont un bon indicateur du degré de confiance qu'on peut prêter à un essai mécanique.

Le choix de l'essai a obéi à plusieurs critères. Il aurait certainement été très intéressant de mettre en oeuvre l'essai de traction sur stratifié $[\pm 45]_{5S}$ (norme ASTM D3518), mais la quantité de matériau disponible (plaque D) n'était pas suffisante; mettre en oeuvre des essais sur une autre plaque que celles déjà testées aurait été beaucoup moins concluant.

L'essai de cisaillement du rail ne convenait pas non plus car il ressemble trop à l'essai d'Iosipescu qui induit du cisaillement par le chargement mécanique, par opposition aux techniques qui utilisent l'anisotropie du matériau, comme les essais hors-axes ou de traction sur $[\pm 45]_{nS}$. De plus, nous n'avons aucune expérience de cet essai réputé difficile à mettre en oeuvre (Yeow et Brinson, 1978). La série des essais de torsion (sur tubes ou barreaux) ne convient pas aux échantillons de types plaques minces.

Possédant une quantité conséquente d'unidirectionnel (plaque C), l'essai de traction hors-axes sur coupons $[\theta]_{20}$ nous a paru approprié. Le choix de l'angle $\theta = 45^\circ$ s'appuie sur le fait que, contrairement à l'essai hors-axes à 10° (Chamis et Sinclair, 1977), il n'est pas nécessaire d'introduire un facteur correctif prenant en compte la déformée résultant de l'application de conditions aux limites en déplacements (Pindera et Herakovich, 1986, Surrel, 1990). Le fait que la contrainte de cisaillement n'est pas prédominante ne présente pas d'inconvénients pour la mesure du module de cisaillement si l'on sait mettre en oeuvre une méthode extensométrique rigoureuse. Le choix de cet essai permet aussi de se rattacher aux travaux de Surrel (1990) à fins de comparaisons, tout en s'appuyant sur l'expérience du laboratoire. De plus, la mise en oeuvre plus classique de cet essai va permettre une comparaison des dispersions dues aux conditions mécaniques de chargement. On aura ainsi un indice fiable de la qualité des deux types d'essais.

6.2 Préparation des éprouvettes

Six éprouvettes ont été découpées à l'aide d'un disque diamanté, selon les dimensions de la Figure IV.29.

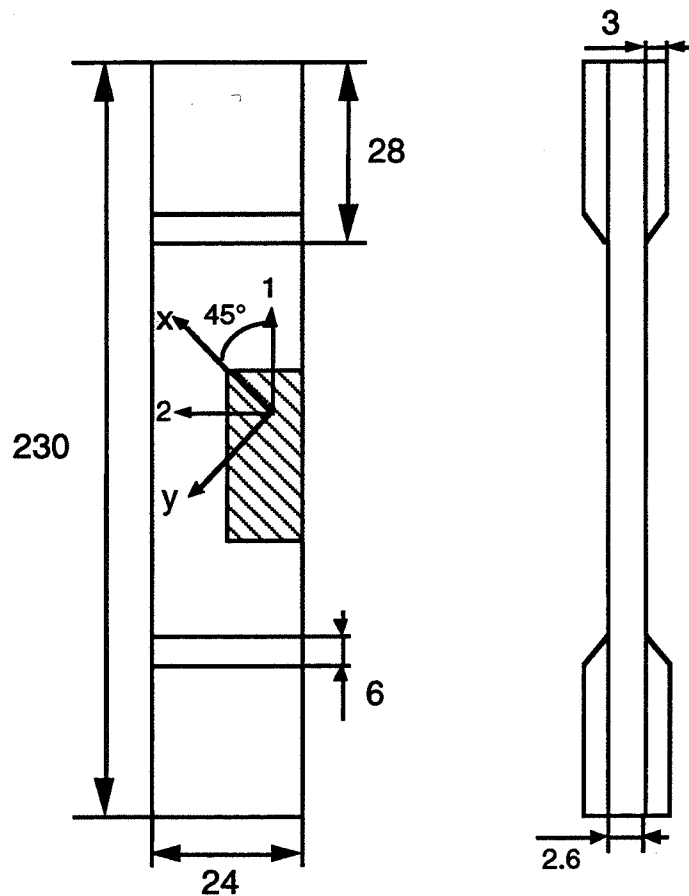


Figure IV.29 - Dimensions des éprouvettes hors-axes à 45°.

L'essai n'étant pas normalisé, ces dimensions ont été choisies en se référant aux travaux concernant cet essai, aussi bien au laboratoire qu'à l'extérieur, et en prenant en compte les contraintes liées à la disponibilité du matériau. La largeur de 24 mm permet de franchir la mesure des déformations d'éventuels effets de bord.

Ces éprouvettes ont été instrumentées avec deux rosettes superposées de type CEA-13-125UR-120 (TML) collées dos-à-dos et raccordées à des cosses-relais fixées sur les éprouvettes (voir Figure IV.30). La précision sur l'angle d'orientation des rosettes est identique à celle des essais losipescu ($\pm 0,5^\circ$). Ce paramètre est cependant moins essentiel que pour l'essai d'losipescu car la rosette triaxiale permet, si on connaît son orientation, de déterminer la totalité de l'état de déformation plan au point considéré.

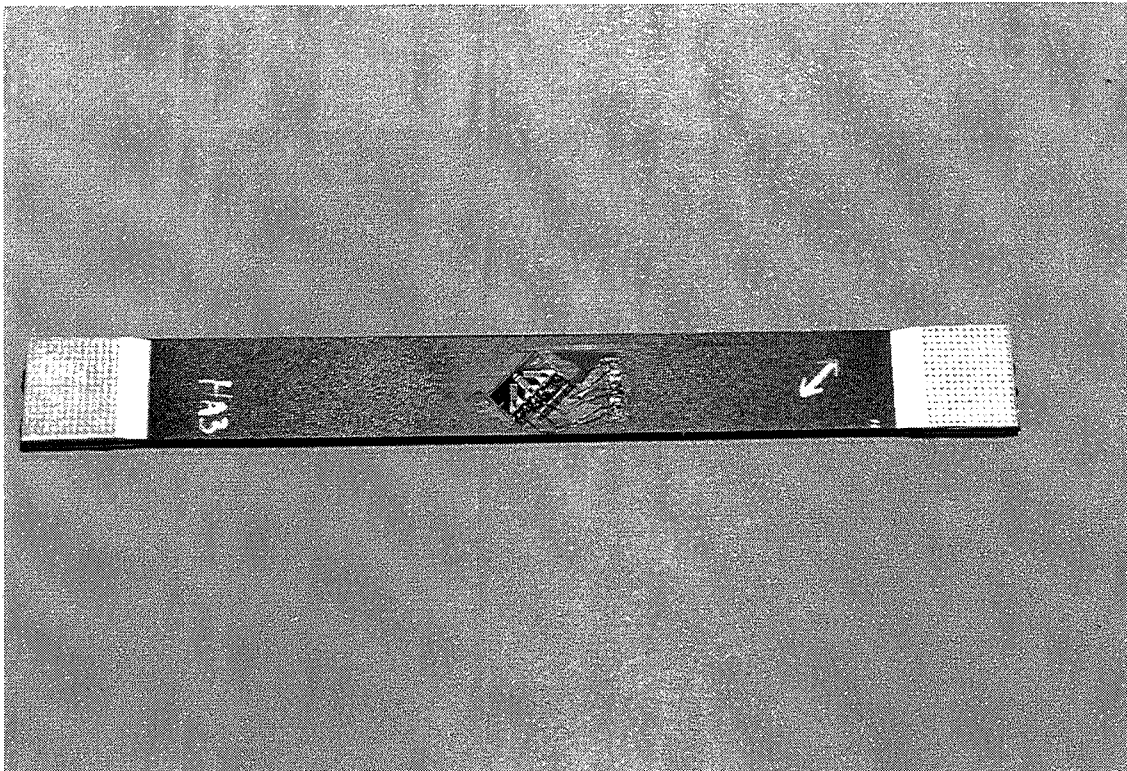


Figure IV.30 - Epreuve de traction hors-axes à 45°, instrumentée.

Les talons, en duralumin, ont été collés à l'aide de colle cyanoacrylate Loctite Blackmax 180. Les éprouvettes ont été séchées avant essai de manière identique aux échantillons losipescu.

6.3 Procédure d'essai

Les essais sont effectués à l'aide de mors hydrauliques permettant d'appliquer une pression de serrage constante durant l'essai, évitant ainsi tout "glissement" de l'éprouvette (Figure IV.31). Ce serrage est fixé à 3 MPa, selon les recommandations du fabricant.

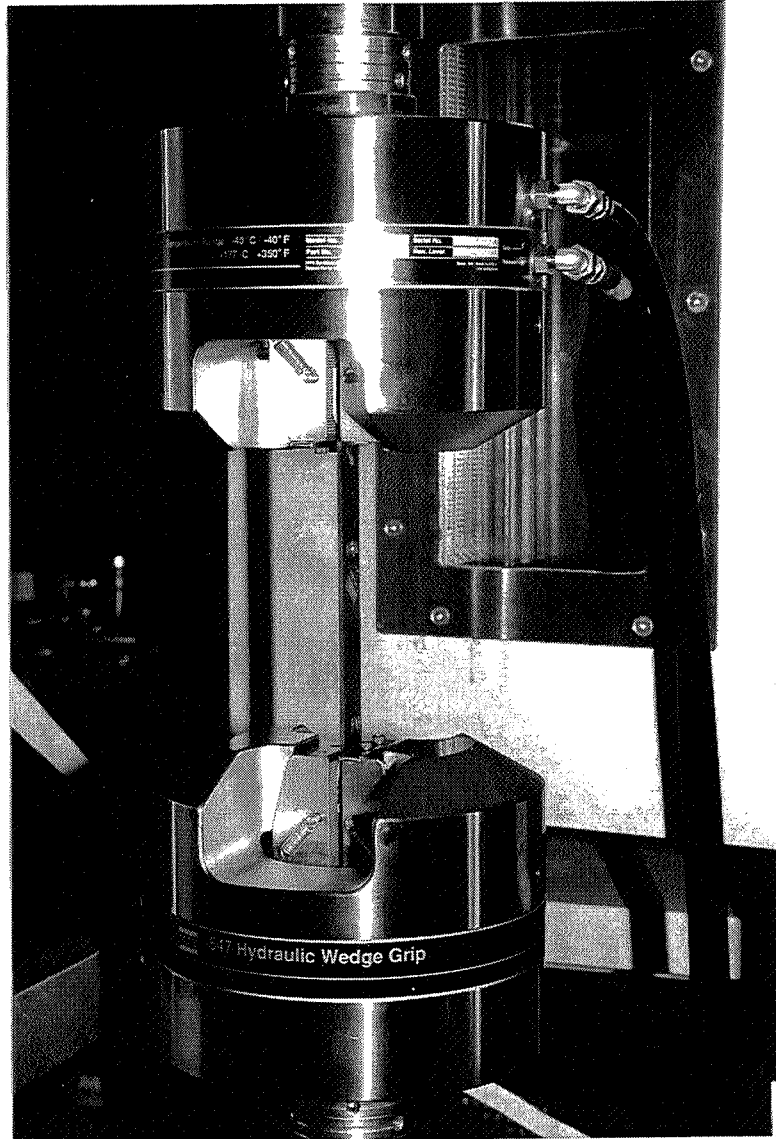


Figure IV.31 - Eprouvette hors-axes à 45° mise en place dans les mors hydrauliques.

Chaque éprouvette est testée quatre fois, selon le même principe que les essais losipescu. Entre chaque mise en charge, l'éprouvette est démontée, retournée puis remontée dans les mors, dans les quatre positions de la Figure IV.32.

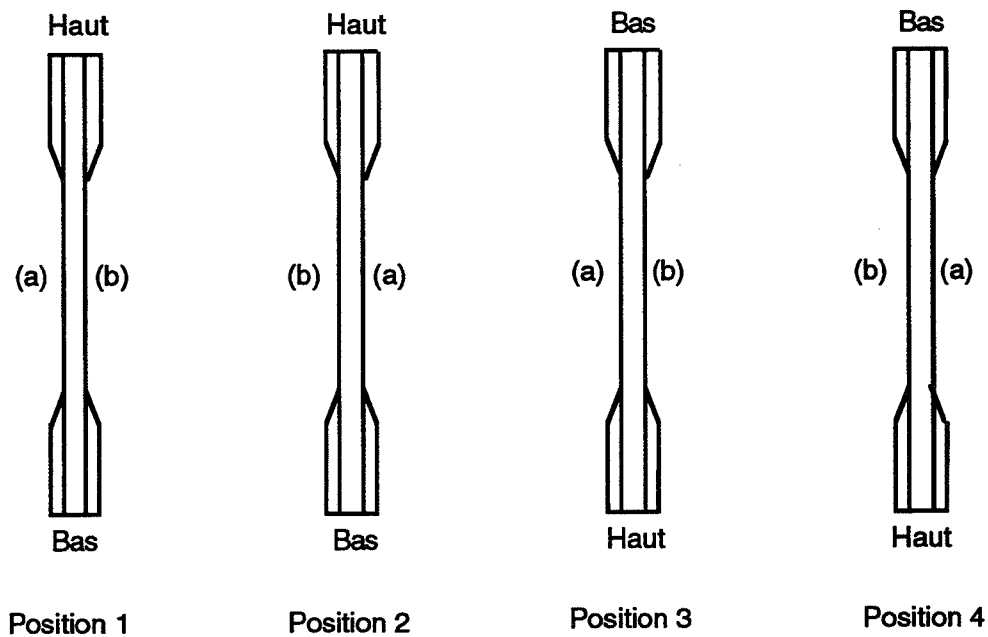


Figure IV.32 - Positions des éprouvettes hors-axes à 45° pour les quatre mises en charge.

Le niveau maximum de glissement à atteindre est fixé à 0,2%. La vitesse de déformation est identique à celle utilisée pour les essais losipescu, c'est-à-dire environ $0,4 \text{ \%}\cdot\text{s}^{-1}$ en glissement. La procédure d'acquisition des données est en tous points identique à celle des essais losipescu.

6.4 Dépouillement des données d'essais

Les données acquises lors d'un essai sont la force globale appliquée F et les six valeurs de déformations mesurées par les deux rosettes.

L'hypothèse de base, comme pour tous les essais de traction, est que la contrainte longitudinale σ_1 est homogène dans l'éprouvette et égale à F/S où S est la section. Par conséquent, dans les axes matériels orientés à 45°, la contrainte de cisaillement σ_s est égale à $\sigma_1/2$. Par rotation du tenseur des déformations, on calcule le glissement ϵ_s dans les axes matériels, qui est égal à $\epsilon_{0^\circ} - \epsilon_{90^\circ}$.

Cependant, on ne mesure pas directement ϵ_{0° et ϵ_{90° , mais ϵ_{θ° et $\epsilon_{90+\theta^\circ}$ où θ est l'angle d'orientation de la branche longitudinale de la rosette. On a vu pour l'essai d'losipescu qu'une erreur de positionnement de $0,5^\circ$ n'engendrait qu'une erreur de 0,2% sur ϵ_s .

Malheureusement, un calcul similaire montre que $0,5^\circ$ d'erreur sur l'alignement de la rosette a pour conséquence une différence de presque 1% (!) sur la valeur du glissement (il s'agit là de la différence relative entre $\epsilon_{0^\circ} - \epsilon_{90^\circ}$ et $\epsilon_{0,5^\circ} - \epsilon_{90,5^\circ}$). Il est donc nécessaire, pour l'exploitation précise des résultats, d'effectuer la rotation de θ du tenseur des déformation pour obtenir ϵ_{0° et ϵ_{90° . Toutefois, la précision de collage est telle que ce raffinement ne sera utilisé que pour deux éprouvettes dont une des jauges est désalignée de presque $0,5^\circ$.

Alors, en traçant $\sigma_s = f(\varepsilon_s = \varepsilon_{0^\circ} - \varepsilon_{90^\circ})$, la pente de la droite des moindres carrés s'ajustant à cette courbe donnera le module de cisaillement G_{xy} .

Comme l'a vérifié Surrel (1990) par éléments finis, il n'est pas nécessaire d'appliquer une correction numérique pour tenir compte de l'application de déplacements imposés aux limites.

6.5 Examen des courbes contrainte-déformation

Une courbe de charge-décharge sur une face est représentée sur la Figure IV.33.

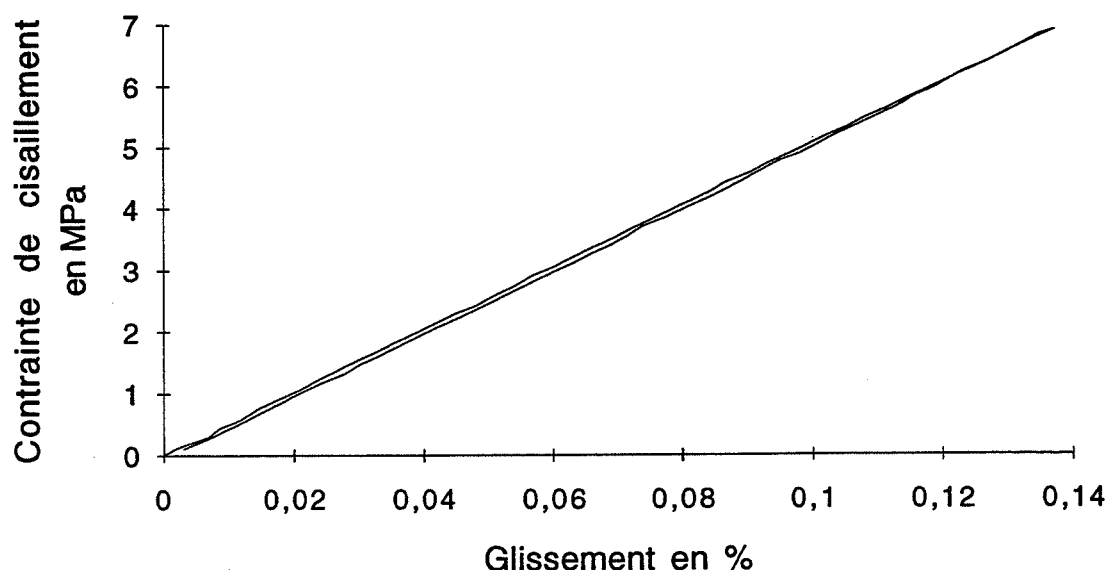


Figure IV.33 - Courbe de charge-décharge pour un essai de traction hors-axes à 45° sur T300/914.

On constate sur cette figure qu'il existe une aire entre les courbes de charge et décharge, comme pour les essais losipescu, bien que moins importante que pour ces derniers. Ce phénomène nous a conduit à examiner plus en détail les conditions d'essais.

6.6 Etude des conditions mécaniques d'essai

L'explication du phénomène précédent a été trouvée postérieurement à la série d'essais, en effectuant des essais de traction sur éprouvettes en inox. En fait, la courbe de la Figure IV.33 a l'allure suivante (Figure IV.34):

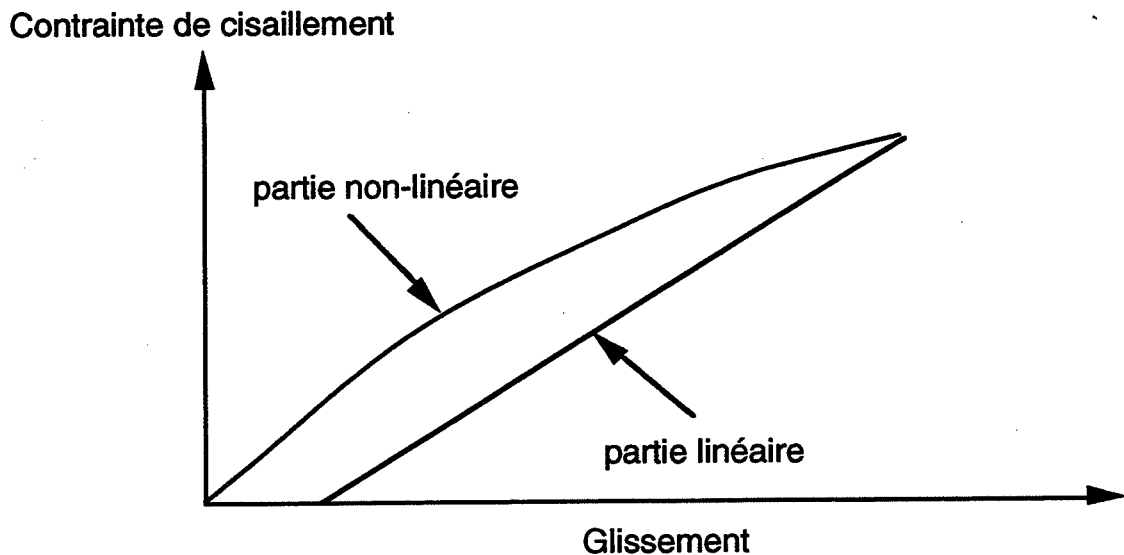


Figure IV.34 - Représentation schématisée des courbes de charge-décharge pour les essais hors-axes à 45° sur T300/914.

Le phénomène est évidemment moins marqué que sur le schéma précédent mais une observation attentive des courbes contrainte-déformation permet de déceler la non-linéarité de la charge, plus ou moins importante suivant les essais. Ce phénomène est dû à un effet de torsion sur l'éprouvette. En effet, le mors inférieur (Figure IV.31) est libre en rotation autour de son axe. Si les plans des surfaces de serrage ne sont pas parallèles, l'éprouvette subira un effort de torsion lors du serrage. Au cours de la mise en charge, le mors inférieur aura tendance à s'aligner avec son homologue supérieur, faisant ainsi varier les conditions aux limites, d'où la non-linéarité. A la décharge, l'effort diminuant, la partie inférieure du vérin ne subira plus de rotation et les conditions aux limites ne varieront plus, d'où la linéarité. Ce point est à mettre en relation avec les résultats de Surrel, 1990, qui constate des variations des directions de principales de déformation, comme le montre la Figure IV.35.

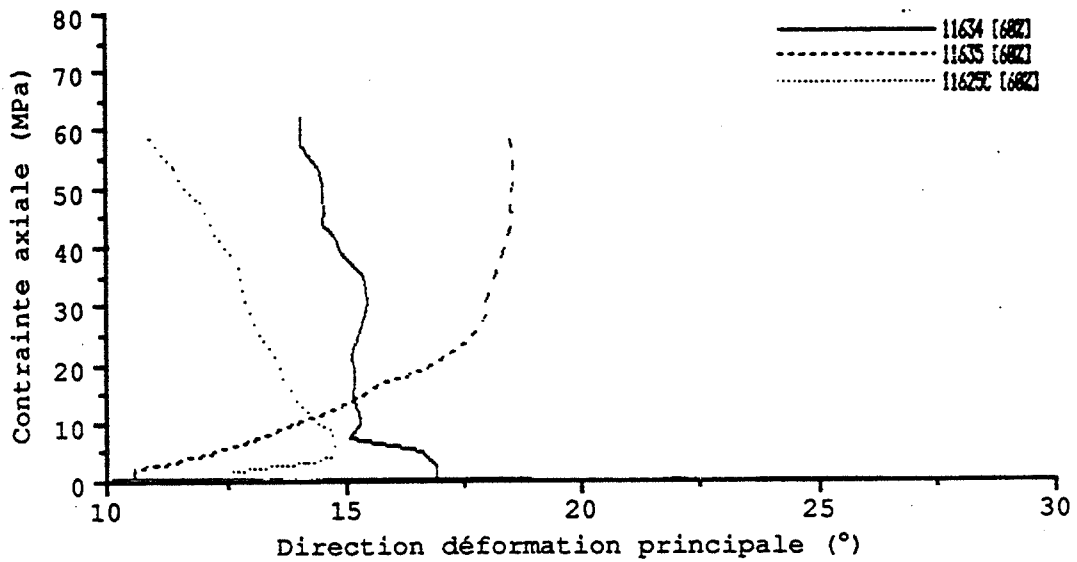


Figure IV.35 - Evolution des directions principales de déformation lors d'essais de traction hors-axes à 45° sur T300/914 (Surrel, 1990).

Dans notre cas, les variations sont beaucoup moins importantes, mais il faut préciser que la configuration mécanique utilisée par Surrel était différente (mors autoserrants). La Figure IV.36 montre un exemple de variation des directions principales lors de la mise en charge d'une éprouvette de traction hors-axes à 45°, et la Figure IV.37, la variation à la décharge lors du même essai.

HA301

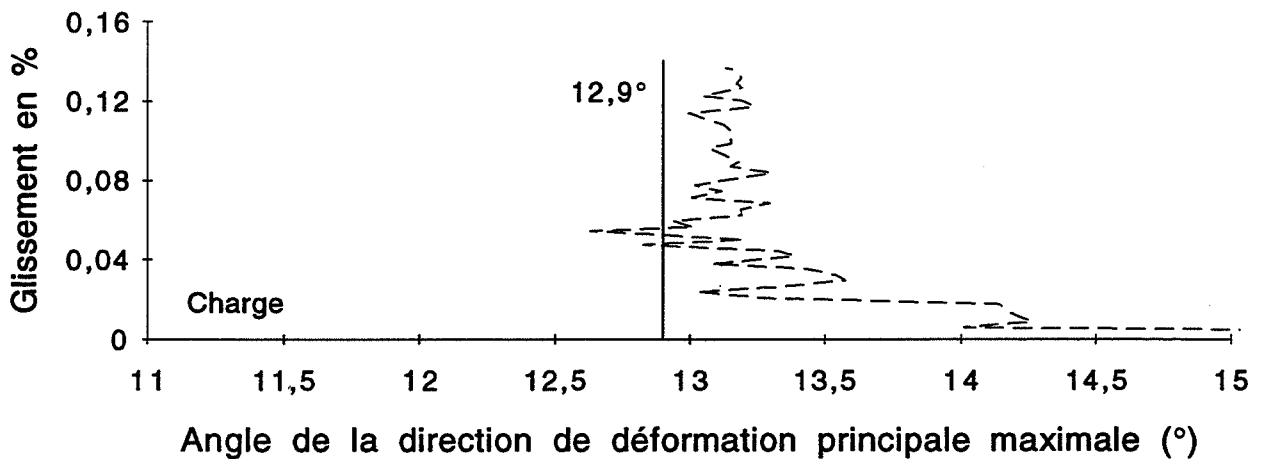


Figure IV.36 - Evolution des directions principales de déformation lors de la charge (essai de traction hors-axes à 45° sur T300/914).

HA301

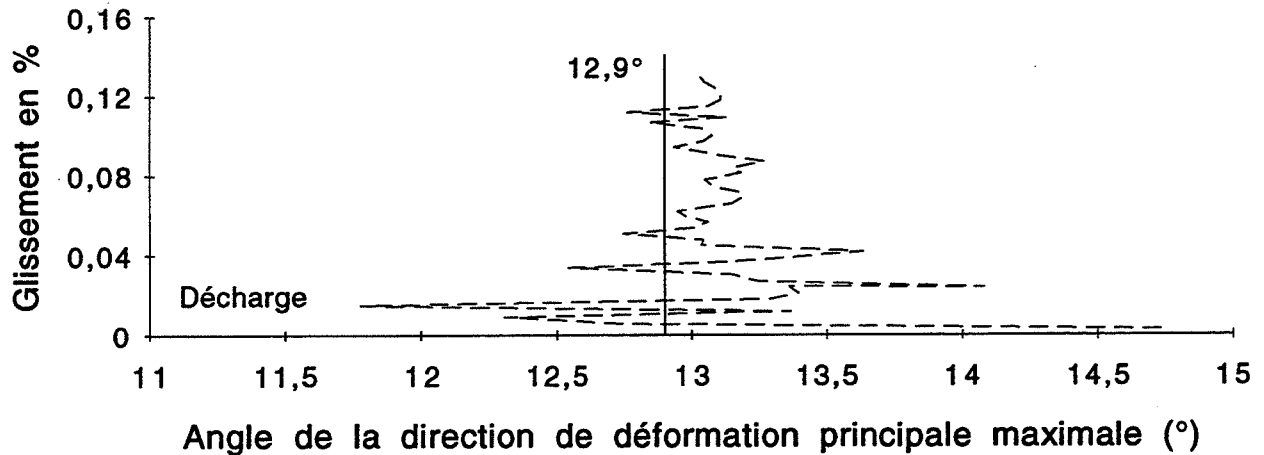


Figure IV.37 - Evolution des directions principales de déformation lors de la décharge (essai de traction hors-axes à 45° sur T300/914).

On voit que pendant la charge, ces directions évoluent légèrement, contrairement à la décharge, même si ces effets sont faibles. On observe aussi, dans la plupart des cas, une différence entre les deux faces, probablement due à un effet de flexion hors du plan. La valeur théorique est $\alpha = 12,9^\circ$ pour ce matériau, valeur obtenue par éléments finis avec des conditions aux limites en déplacement, légèrement différente de $13,4^\circ$ obtenue avec un état de traction homogène. La sensibilité de ce paramètre à divers perturbations a été appréciée à l'aide de modélisations par éléments finis:

- désalignement de 1° de l'axe longitudinal de l'éprouvette par rapport à l'axe de traction (dans le plan de l'éprouvette) : $\pm 0,5^\circ$
- désalignement des fibres de 1° : $\pm 0,6^\circ$.

Les effets de flexion vont aussi contribuer à éloigner les valeurs de α sur chaque face de la valeur théorique. Il ne faut donc pas se formaliser des différences de $0,5^\circ$ (maximum 1°) constatées sur certains essais.

Pratiquement, la torsion parasite qui évolue lors de la charge a pour conséquence de donner des valeurs de modules de charge légèrement inférieures à celles de décharge, comme le montre le Tableau IV.17.

Eprouvettes	Charge	Décharge	Diff. (%)
HA1	4,73	4,76	-0,6
HA2	4,93	4,96	-0,6
HA3	4,92	4,96	-0,8
HA4	4,98	5,02	-0,8
HA5	4,96	4,98	-0,4
HA6	5,07	5,12	-1,0

Tableau IV.17 - Comparaison entre les modules de cisaillement (GPa) de charge et décharge pour les éprouvettes T300/914 hors-axes à 45°.

On voit que l'effet de la non-linéarité est faible, environ 1° sur la valeur du module. L'effet étant cependant clairement identifié, le traitement des résultats sera effectué sur les valeurs de module à la décharge.

6.6 Résultats

Le Tableau IV.18 donne les valeurs des modules de cisaillement sur les deux faces pour les décharges.

Essais	HA1	HA2	HA3	HA4	HA5	HA6
1	4,72 (a)	5,08	4,90	5,01	4,97	5,09
	4,83 (b)	4,85	4,96	5,03	5,00	5,20
2	4,66	5,10	5,08	5,01	5,02	5,10
	4,82	4,80	4,87	5,01	4,92	5,10
3	4,69	5,09	5,07	5,01	4,98	5,05
	4,82	4,84	4,90	5,06	4,98	5,21
4	4,64	5,08	4,98	5,04	5,02	5,06
	4,94	4,84	4,93	4,99	4,92	5,14
Moyenne	4,76	4,96	4,96	5,02	4,98	5,12
C.V. (%)	2,1	2,8	1,6	0,4	0,8	1,2

Tableau IV.18 - Modules de cisaillement (GPa) de décharge (essais de traction hors-axes à 45° sur T300/914).

Les dispersions dues aux conditions d'essai sont du même ordre de grandeur que celles enregistrées pour les essais losipescu à 0°, démontrant ainsi qu'un essai d'losipescu bien réalisé n'est pas plus sujet à incertitudes qu'un essai de traction. Ceci va à l'encontre de ce qu'affirment Morton et al. (1992) lorsqu'ils prétendent que l'essai d'losipescu à 0° est intrinsèquement soumis à d'importantes dispersions en raison de la mauvaise définition des points de chargement.

Ici aussi, le fait de moyenniser les déformations des deux faces des éprouvettes a pour conséquence de réduire les dispersions (Tableau IV.19).

Essais	HA1	HA2	HA3	HA4	HA5	HA6
1	4,77	4,96	4,93	5,02	4,98	5,14
2	4,74	4,95	4,97	5,01	4,97	5,10
3	4,75	4,96	4,98	5,03	4,98	5,13
4	4,79	4,96	4,95	5,01	4,97	5,10
C.V.* (%)	0,5	0,1	0,4	0,2	0,1	0,4
C.V. (%)	2,2	2,7	1,5	0,5	1,3	1,0
Diff. (%)	126	186	116	86	171	86

Tableau IV.19 - Comparaison des dispersions pour les distributions de modules moyennés et non-moyennés sur les deux faces (essais de traction hors-axes à 45° sur T300/914).

Les dispersions sur toutes les éprouvettes sont très inférieures au pour-cent. Le fait de moyenniser les déformations sur les deux faces des éprouvettes a pour conséquence d'éliminer la sollicitation de flexion parasite inévitable dans tout essai de traction.

6.7 Module de cisaillement

On a vu précédemment qu'aucune correction numérique n'était nécessaire pour l'essai hors-axes à 45°. Les valeurs des modules de cisaillement sont donc obtenues directement et sont rapportées dans le Tableau IV.20.

	HA1	HA2	HA3	HA4	HA5	HA6
Modules	4,76	4,96	4,96	5,02	4,98	5,12
C.V. %	0,08	0,1	0,6	0,3	0,4	0,2
Moyenne	4,97		C.V. (%)	2,4		

Tableau IV.20 - Modules de cisaillement (GPa) des six éprouvettes hors-axes à 45° T300/914.

La dispersion sur les six éprouvettes est légèrement plus importante que pour les essais losipescu sur la plaque C. Ceci n'est pas étonnant car la taille même des éprouvettes de traction implique que la non-homogénéité des propriétés mécaniques doit être plus importante, même si ce résultat ne doit pas être considéré comme forcément significatif en raison de la faible différence qu'on essaye d'interpréter (2,4 % par rapport à 1,8 % et 1,1 %).

La dernière étape de cette étude comparative des quatre séries d'essai consiste en une confrontation de la totalité des résultats de manière à aboutir à des conclusions bien fondées

concernant le recouplement des valeurs de G_{xy} mesurées pour les différents essais.

Parallèlement, une comparaison qualitative tente de faire le point sur les avantages et défauts de chaque type d'essai en termes de facilité de mise en oeuvre, coût et précision.

7. COMPARAISON DES QUATRE SÉRIES D'ESSAIS

7.1 Comparaison des distributions de modules

Les résultats de ces quatre séries d'essais se présentent sous la forme de quatre valeurs de module de cisaillement pour chaque éprouvette. On a vu que les dispersions sur ces valeurs deviennent très faibles une fois les déformations moyennées sur les deux faces des éprouvettes. Ce phénomène a été interprété pour les essais losipescu ainsi que pour les essais de traction. Cette faible dispersion suggère que le traitement des résultats doit être effectué différemment des essais sur PMMA. En effet, considérer ici l'ensemble des valeurs de module comme indépendantes les unes des autres est évidemment erroné, les données se présentant plutôt sous la forme de groupes de quatre valeurs. Les résultats finaux, rappelés dans le Tableau IV.21, sont les distributions constituées des valeurs de module par éprouvettes.

	Moyenne (GPa)	Effectifs	C.V. (%)
los. [0] ₂₀	4,96	6	1,8
los. [0/90] _{5S}	4,92	6	3,5
los. [90] ₂₀	4,97	4	1,1
Hors-axes 45°	4,97	6	2,4

Tableau IV.21 - Rappels des résultats des essais de cisaillement.

Les résultats ci-dessus sont uniques dans la littérature, l'écart maximum sur les valeurs de modules étant de 1%. Il apparaît même une différence entre la plaque C et la plaque D, même si la dispersion des essais losipescu sur la plaque D est telle que ce résultat n'est pas forcément significatif.

Afin de confronter de manière encore plus rigoureuse ces résultats, on va comparer les intervalles de confiance des moyennes pour les quatre distributions contenant chacune six valeurs, sauf pour les essais losipescu à 90° où il n'y a que quatre valeurs. Mais avant de pouvoir effectuer ce traitement, il faut au préalable s'assurer de la normalité de ces distributions.

7.1.1 Etude de la normalité

En raison des très faibles effectifs des distributions considérées, le test de normalité de Shapiro-Wilk (norme AFNOR NF-X06-50) est bien adapté. Malheureusement, les effectifs de la distribution de modules pour les essais losipescu à 90° ne sont pas suffisants pour appliquer

ce test. Cette distribution sera donc supposée normale sans autre justification que le fait que si les trois autres le sont et que les données sont obtenues de manière similaire, celle-ci devrait l'être également. Le Tableau IV.22 présente le résultat des tests de normalité.

	W	W*(5%)	W**(1%)
los. 0°	0,936	0,788	0,713
los. [0/90] _{5S}	0,929	0,788	0,713
Hors-axes 45°	0,899	0,788	0,713

Tableau IV.22 - Résultats des tests de Shapiro-Wilk pour les distributions de modules des trois séries d'essais où les effectifs sont suffisants.

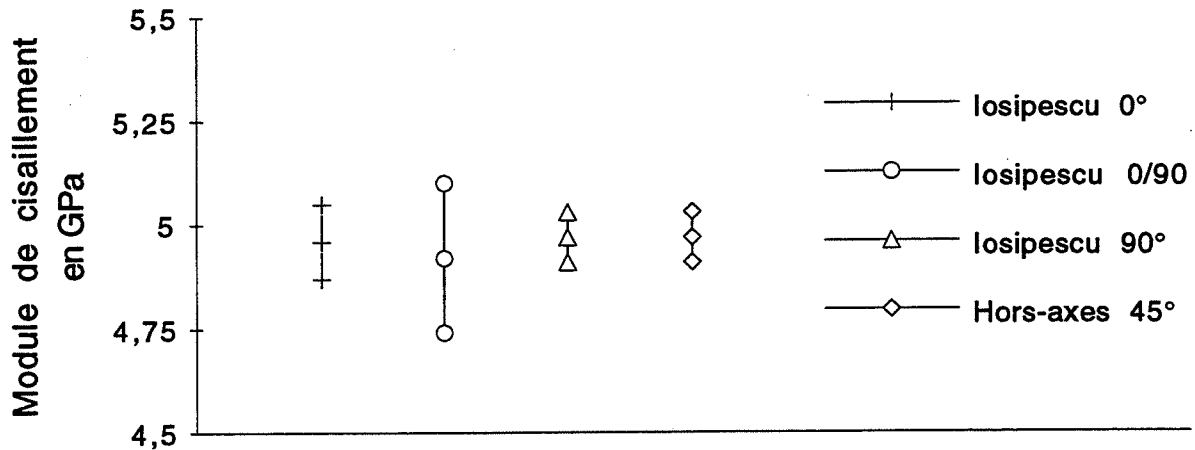
On voit sur le tableau précédent que la normalité des distributions ne fait aucun doute et qu'il est donc possible de comparer les intervalles de confiance sur les valeurs des moyennes, comme pour les essais sur PMMA.

7.1.2 Comparaison des intervalles de confiance sur les moyennes

Cette comparaison est celle décrite au paragraphe 5.21 de la norme AFNOR NF X 06-042 et qui donne un intervalle bilatéral de confiance sur les valeurs des moyennes des distributions considérées. Ce processus est basé sur la distribution de Student, pertinente lorsque l'écart-type est évalué à l'aide des valeurs traitées, et non de manière indépendante. Ces intervalles de confiance sont donnés ci-dessous, au risque de 5%:

losipescu [0] ₂₀	$4,87 \leq \bar{G}_{xy} \leq 5,05$
losipescu [0/90] _{5S}	$4,74 \leq \bar{G}_{xy} \leq 5,10$
losipescu [90] ₂₀	$4,91 \leq \bar{G}_{xy} \leq 5,03$
Hors-axes 45°	$4,91 \leq \bar{G}_{xy} \leq 5,03$

De manière plus visuelle, la Figure IV.38 représente ces intervalles à l'échelle.



Intervalles de confiance sur la moyenne (risque de 5%)

Figure IV.38 - Représentations des intervalles de confiance sur les moyennes des distributions de module de cisaillement.

Les résultats ci-dessus sont remarquables en ce que les trois intervalles concernant la plaque C (unidirectionnelle) sont quasiment identiques et situent globalement la valeur du module de cisaillement entre 4,85 et 5,05 GPa. L'intervalle se rapportant aux essais sur croisé est plus important, mais il englobe complètement les trois autres. Ainsi, on ne retrouve pas cette erreur systématique qui apparaissait pour les essais sur PMMA. La cause en est peut-être la meilleure maîtrise de l'essai d'losipescu acquise par l'opérateur, les résultats sur stratifiés étant postérieurs à ceux sur le PMMA.

Au vu des essais effectués dans le cadre de ce travail de thèse, on peut désormais espérer obtenir des valeurs de module de cisaillement de stratifiés fortement anisotropes dans lesquelles l'ingénieur pourra avoir confiance.

7.2 Evaluation qualitative des essais pratiqués

Le dernier point à évoquer pour clore ce chapitre est celui qui concerne la pratique des essais mis en oeuvre dans le présent travail. En effet, si les résultats du Tableau IV.21 sont tous très satisfaisants, les efforts qu'il faut déployer pour y arriver ne sont pas identiques. La question est donc de pouvoir diriger l'utilisateur vers un type d'essai qui lui convient et qui est pratiquement toujours un compromis entre coût et précision.

Incontestablement, pour le type de matériau testé ici, l'essai le plus simple à mettre en oeuvre est celui de traction hors-axes. Certes, il est clair que la qualité des résultats obtenus est en grande partie due au bon contrôle des conditions aux limites grâce à l'utilisation des mors hydrauliques, même si on a vu que celles-ci évoluaient légèrement lors de la charge, à cause d'une rotation du mors inférieur. De plus, la déformation de cisaillement n'étant pas

prédominante, il faut disposer de moyens extensométriques performants pour atteindre une bonne précision.

L'essai d'Iosipescu sur unidirectionnel $[0]_{20}$ ne pose pas de problèmes particuliers, si ce n'est les difficultés inhérentes aux essais Iosipescu. Contrairement aux essais de traction, l'approximation de Saint-Venant n'est plus correcte ici car les points de chargement sont très proches de la zone où s'effectue la mesure des déformations. Cette remarque entraîne que le bon sens naturel du mécanicien, développé au contact d'essais classiques, soit souvent pris en défaut. Qui plus est, le montage Iosipescu tel qu'il est disponible à l'heure actuelle n'est pas satisfaisant, comme il a été montré au Chapitre II. Les excellents résultats obtenus ici ne doivent donc pas masquer la difficulté de mise en oeuvre propre à cet essai, particulièrement en ce qui concerne les chargements cycliques. Un travail de deux ans sur l'essai d'Iosipescu a été nécessaire pour arriver aux résultats présentés dans le cadre de ce travail.

Malgré cela, l'essai d'Iosipescu présente l'avantage indéniable de n'utiliser que très peu de matériau en raison de la faible taille des éprouvettes.

Mais le plus gros intérêt de l'essai d'Iosipescu est de pouvoir tester des matériaux dont la nature ne permet pas de mettre en oeuvre les techniques utilisant l'anisotropie du matériau pour créer du cisaillement. C'est le cas pour des plastiques à renforts aléatoires ou tissés, par exemple. On a vu avec les essais sur croisé que des difficultés étaient rencontrées en raison de la dureté du matériau au niveau des surfaces de contact. Cette dureté peut être due à la matrice (céramiques ...), ou à l'orientation du renforcement comme c'est le cas pour les stratifiés possédant des fibres à 90° . Dans ce cas, on peut pallier à cet inconvénient en définissant une procédure précise de préparation des éprouvettes et de contrôle du profil des surfaces de contact. En instrumentant les deux faces des échantillons, on peut alors espérer obtenir de bons résultats, comme ceux présentés dans ce mémoire.

8. CONCLUSION

Il ne faut pas considérer l'essai d'Iosipescu comme un concurrent des essais de traction hors-axes ou sur éprouvette $\pm 45^\circ$, mais comme un complément à ces techniques. L'étude présentée ici a permis de montrer qu'à l'aide d'une méthodologie expérimentale rigoureuse, on pouvait obtenir des résultats Iosipescu qui en termes de module de cisaillement et de dispersions étaient de qualité équivalente à des essais de traction hors-axes à 45° , pour un composite stratifié carbone/époxyde.

Cependant, la détermination du module de cisaillement initial n'est pas la seule application des essais de cisaillement. Le dimensionnement des structures en composites nécessite la plupart du temps une valeur de résistance au cisaillement de ces matériaux. On sait que la présence de traction transverse aux fibres ne permet pas de tirer une valeur de cette grandeur pour l'essai de traction hors-axes à 45° . L'essai de traction sur croisé $\pm 45^\circ$ ne le permet pas non plus, car le mode de rupture est complexe et fait intervenir un couplage entre les plis. Qui

plus est, même si l'essai de traction hors-axes à faible angle de désalignement (10° par exemple) permet d'obtenir une contrainte de cisaillement prédominante, l'interprétation de la rupture n'est pas simple. La difficulté de déterminer la résistance au cisaillement de stratifiés, comme il a été mis en évidence au Chapitre I, conduit à s'interroger sur l'adéquation de l'essai d'Iosipescu pour évaluer cette grandeur, tant il est vrai qu'alors, cet essai prendrait une place très privilégiée dans la pléthore des essais de cisaillement plan.

CHAPITRE V

RÉSISTANCE AU CISAILLEMENT

Le but de cette partie est d'étudier la rupture d'éprouvettes losipescu afin d'examiner dans quelle mesure l'essai d'losipescu permet de déterminer la résistance au cisaillement de stratifiés. Le stratifié testé ici est celui qui a été étudié au chapitre précédent.

1. ESSAIS À RUPTURE

1.1 Procédure expérimentale

Six éprouvettes losipescu $[0]_{20}$ identiques à celles testées précédemment ont été extraites de la plaque C et conditionnées de la même manière. La seule différence est que ces échantillons n'ont pas été instrumentés dans la mesure où le paramètre étudié est la contrainte moyenne à rupture.

Ces échantillons ont été mis en charge à une vitesse de déplacement du vérin de la machine de traction hydraulique de $0,5 \text{ mm.mn}^{-1}$ et les essais conduits à rupture. Afin de mieux visualiser les différentes étapes de cette rupture, la face visible de l'échantillon a été enduite d'une couche de tippex blanc. On peut ainsi suivre l'apparition et l'évolution des éventuelles fissures.

1.2 Résultats

Les résultats se présentent sous forme de courbes représentant la contrainte de cisaillement moyenne en fonction du temps. Deux courbes typiques sont données sur les Figures V.1 et V.2.

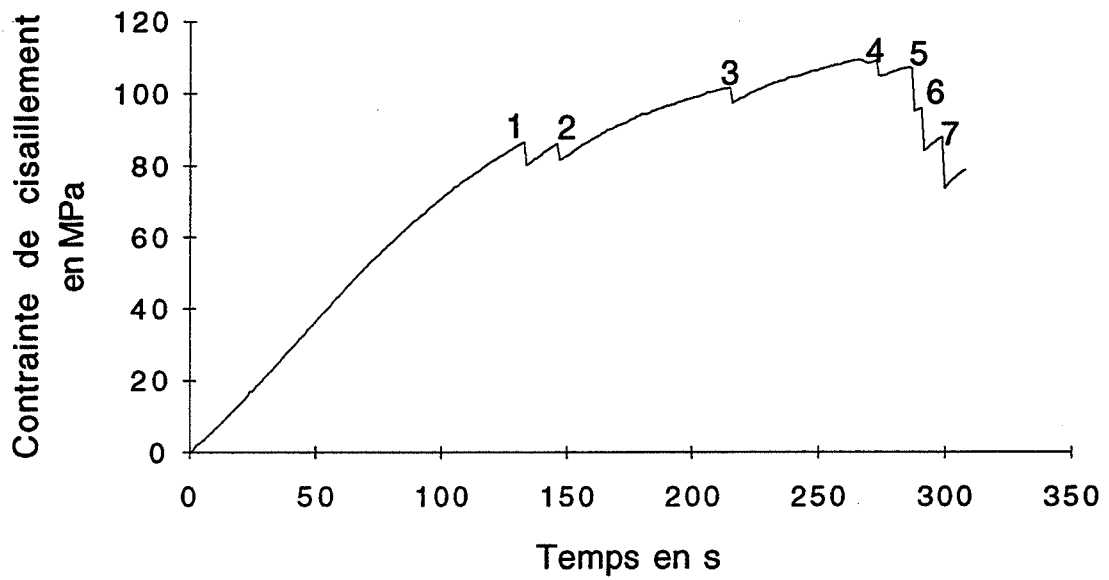


Figure V.1 - Courbe contrainte moyenne de cisaillement = $f(\text{temps})$ pour un échantillon représentatif (rupture losipescu 0°).

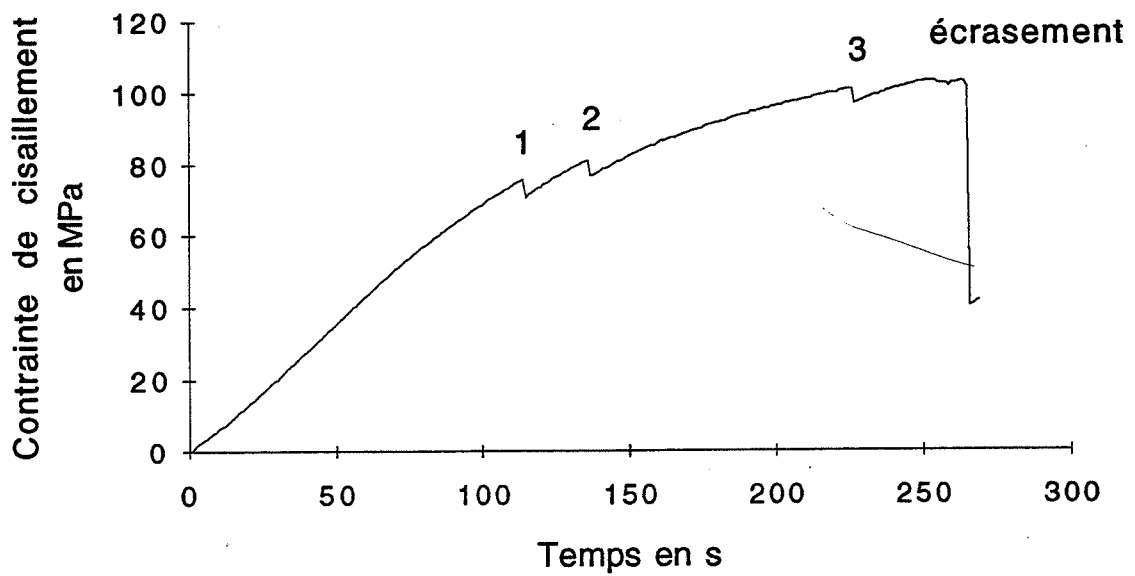


Figure V.2 - Courbe contrainte moyenne de cisaillement = $f(\text{temps})$ pour un autre échantillon représentatif (rupture losipescu 0°).

Les numéros apparaissant sur les courbes ci-dessus font référence aux observations de l'expérimentateur; chaque type de fissure est représenté par un numéro, comme l'illustre la Figure V.3.

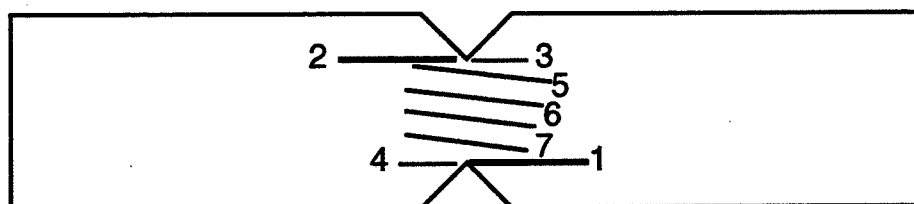


Figure V.3 - Numéros associés aux différentes fissures pour un échantillon losipescu à 0°.

L'allure des courbes précédentes est somme toute très classique et a été observée et décrite par de nombreux auteurs (voir Chapitre I). Il s'agit dans la présente étude non pas de réitérer les observations de la littérature mais de pousser plus loin l'analyse de ces résultats, d'abord de manière descriptive, puis de manière quantitative à l'aide des résultats du modèle par éléments finis du Chapitre II. L'objectif est la détermination de la résistance au cisaillement intralaminaire plan de la monocouche.

2. ANALYSE

2.1 Descriptif des fissures

Les premières fissures (1 et 2) s'initient à la base de l'entaille et se propagent quasi instantanément, accompagnées par un bruit de craquement caractéristique. Ces fissures apparaissent presque en même temps (Figures V.1 et V.2); cette simultanéité démontre que les effets de flexion restent faibles et confirme donc la bonne symétrie des conditions aux limites, comme il a été montré au Chapitre II. Lorsque l'essai se poursuit, on n'observe pas ou très peu de propagation de ces fissures, celles-ci étant arrêtées par les contraintes de compression transverse dans la zone située entre les patins de serrage. On note également que ces fissures sont traversantes.

En fait, l'initiation des fissures 1 et 2 ne s'effectue pas strictement à la base de l'entaille mais au point de tangence entre la face à 45° et la partie circulaire du fond d'entaille, comme on le voit sur la Figure V.4 (fissure inférieure gauche).

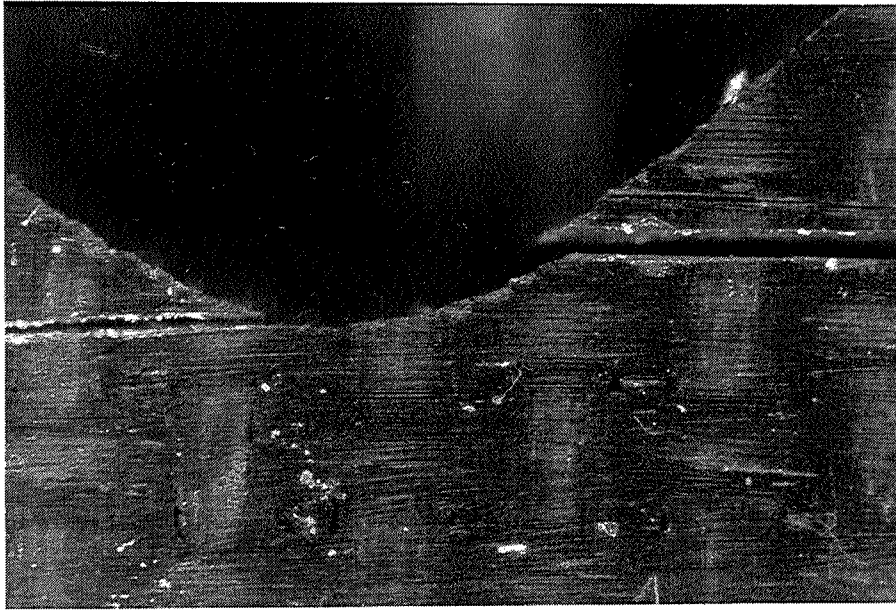


Figure V.4 - Photo représentant les fissures 1 (inférieure gauche) et 4 (inférieure droite), prise sur la face arrière d'une éprouvette losipescu 0° fracturée.

Ensuite, on voit nettement apparaître la fissure 3, ceci sur toutes les courbes. La création de la fissure 4, symétrique de la fissure 3 par rapport au point central O, est souvent plus difficile à préciser car elle est plus lente à se propager et s'accompagne souvent non pas d'une nette chute de la charge mais plutôt d'une série de petites pertes de charge. Ces deux fissures sont elles aussi traversantes.

La rupture finale s'effectue sous forme d'une série de fissures longitudinales traversantes apparaissant dans la zone centrale et à peu près équidistantes, comme le montre la Figure V.5.

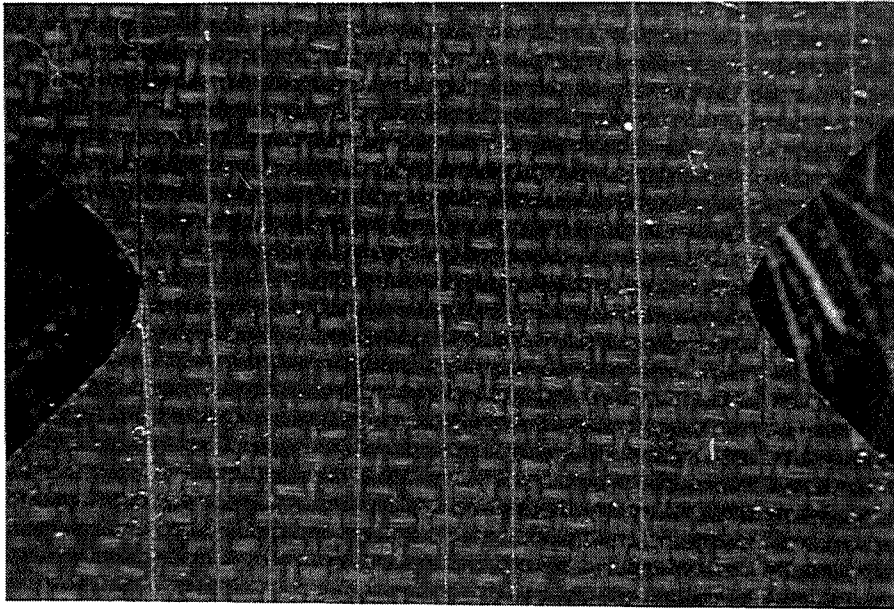


Figure V.5 - Photo représentant les fissures centrales, prise sur la face arrière d'une éprouvette losipescu 0° fracturée.

Ces fissures sont associées à des chutes de charge très nettes et s'apparentent aux deux premières (1 et 2) par leur propagation quasi instantanée et accompagnée d'un bruit sec.

Cependant, pour trois éprouvettes sur six, ces fissures n'ont pas le temps d'apparaître car un peu avant la contrainte critique, il y a rupture en compression (écrasement) au niveau des surfaces de contact (voir Figure V.2), là où les efforts appliqués à l'éprouvette sont les plus importants. Une vue de la tranche d'une éprouvette fracturée ainsi est représentée sur la Figure V.6.

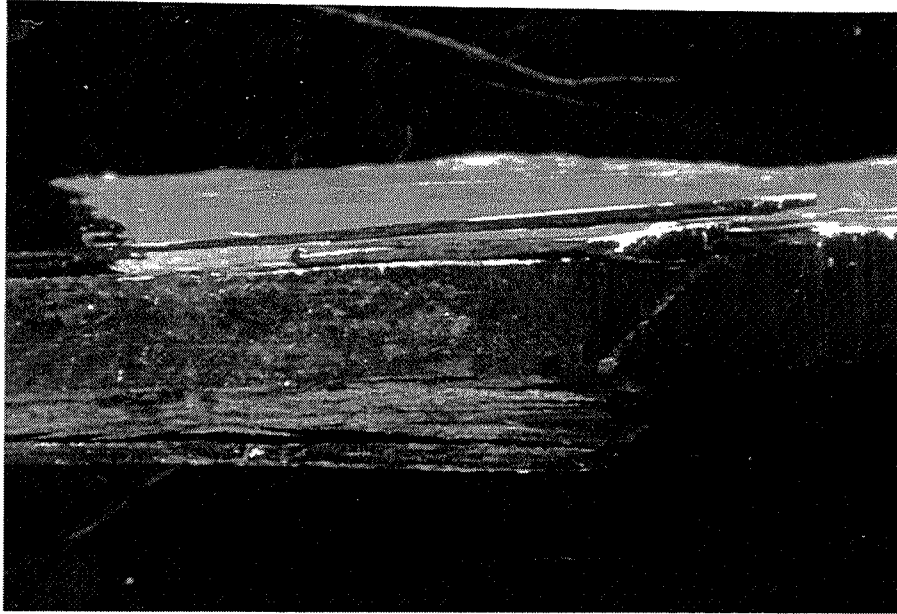


Figure V.6 - Photo représentant l'écrasement d'une des surfaces de contact (vue de la tranche).

2.2 Interprétation quantitative des fissures 1 et 2

L'état de contrainte dans l'échantillon est complexe et pour pouvoir raisonner clairement, on se base sur l'expression du critère de rupture quadratique énoncé par Tsai et Hahn (1980), p. 280. Hors, dans le cas présent, on peut négliger totalement l'influence des la traction selon les fibres, les résistances dans cette direction étant très nettement supérieures aux autres. On aboutit donc à une expression simplifiée qui va se révéler très utile pour la compréhension de la rupture de l'éprouvette losipescu 0°:

$$(35) \quad F_{yy}\sigma_y^2 + F_y\sigma_y + F_{ss}\sigma_s^2 = 1$$

Le modèle par éléments finis du Chapitre II permet d'avoir une idée de la répartition des contraintes dans l'échantillon. En fait, le point où s'initie la fissure 1 est le point de maximum de la contrainte transverse σ_y ; en termes de contraintes normalisées, l'état de contrainte en ce point est:

$$(36) \quad \begin{cases} \sigma_x^* = 1,34 \\ \sigma_y^* = 1,12 \\ \sigma_s^* = -1,23 \end{cases}$$

Il est clair que la contrainte de traction transverse positive va avoir un rôle important dans la rupture, la résistance en traction transverse étant très faible pour ce type de matériau. Il est donc sans fondement de considérer la valeur de la contrainte moyenne à l'apparition de la fissure 1 comme la résistance au cisaillement, comme le font Swanson et al. (1985). La rupture s'effectue en fait selon un mode mixte, comme le soulignent fort justement Broughton et al. (1990).

Essayons d'aller plus loin dans l'interprétation en évaluant la valeur de la fonction de la formule (35). Pour cela, voici les valeurs des contraintes moyennes de cisaillement lors de l'initiation des fissures 1 et 2 (Tableau V.1).

Eprouvettes	Fissure 1	Fissure 2
1	75,7	81,1
2	81,7	77,2
3	75,1	81,9
4	77,8	84,2
5	86,6	86,0
6	82,6	83,6

Tableau V.1 - Valeurs de la contrainte de cisaillement moyenne (MPa) à l'apparition des fissures 1 et 2.

L'interprétation suivante porte sur la première fissuration, les valeurs de contrainte pour la fissure 2 sont données à titre indicatif. En effet, après la fissure 1, il y a modification de la géométrie même de l'éprouvette et il faudrait développer un nouveau modèle par éléments finis qui intègre la fissure 1 pour pouvoir exploiter la fissure 2.

Les contraintes réelles, calculées à l'aide des relations (36) sont, pour l'éprouvette 1 (fissure 1):

$$(37) \quad \begin{cases} \sigma_x = 101,4 \text{ MPa} \\ \sigma_y = 84,8 \text{ MPa} \\ \sigma_s = -93,1 \text{ MPa} \end{cases}$$

Les valeurs des coefficients F_{yy} et F_y de la formule (35) sont tirés de Khellil et Benzeggagh, 1992. La formule (35) devient alors:

$$(38) \quad 0,47 + 0,83 + 8,7 \cdot 10^{15} F_{ss} = 1$$

On voit que l'égalité ci-dessus est impossible à réaliser, F_{ss} étant toujours positif. Il est cependant fort probable que l'application ponctuelle de ce critère soit par trop restrictif et que

du point de vue physique, il faudrait plutôt considérer les contraintes moyennées sur une certaine zone autour du point considéré, de manière similaire à l'approche de Whitney et Nuismer (1974) qui appliquent un critère de rupture sur un disque de rayon a , grandeur *intrinsèque* du matériau. Ceci traduit que la fissuration est d'abord liée à l'énergie qu'un domaine caractéristique peut emmagasiner. En effet, si on trace les contours de la contrainte σ_y autour du point de rupture (Figure V.7), on remarque que sur un rayon de 1 mm, la contrainte décroît d'un facteur 4 et que la moyenne doit être environ la moitié de la concentration au point concerné.

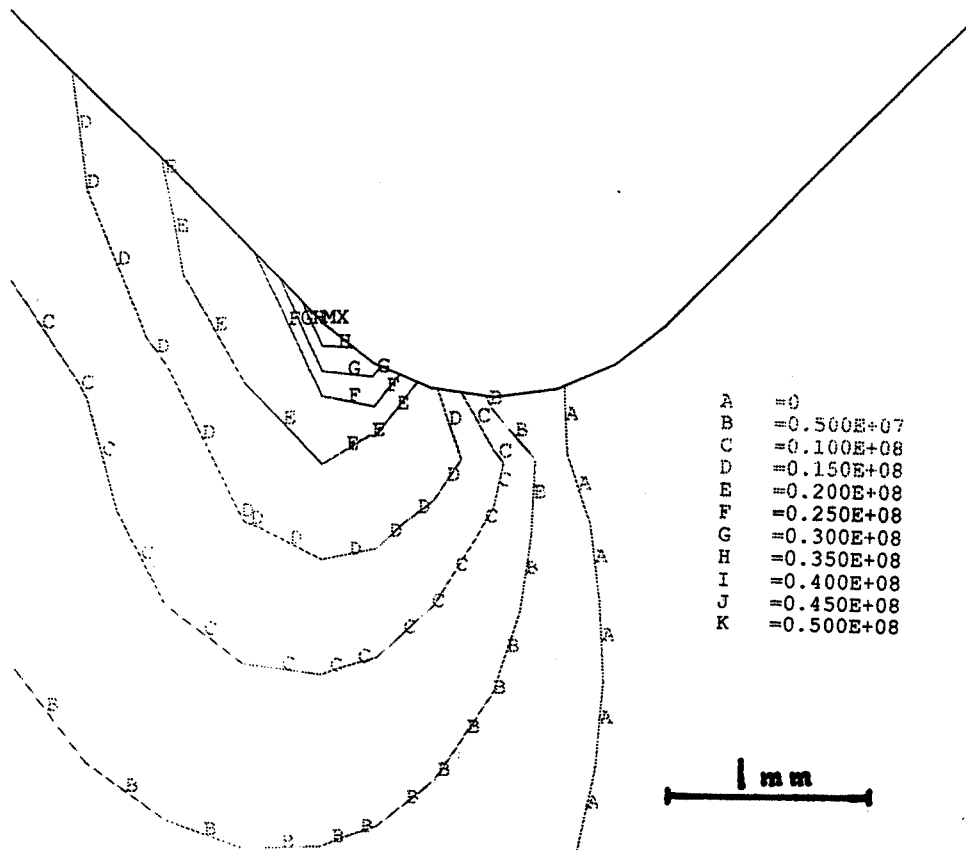


Figure V.7 - Isocontraintes de σ_y autour du point d'initiation de la fissure 1.

En reprenant le calcul précédent en ne prenant pour σ_y et σ_s que la moitié des valeurs de la formule (38), alors le critère de rupture devient:

$$(39) \quad 0,117 + 0,415 + 2,17 \cdot 10^{15} F_{SS} = 1$$

ce qui donne une valeur d'environ 70 MPa pour la résistance au cisaillement $\sqrt{\frac{1}{F_{ss}}}$, ce qui est proche de la valeur 71,2 MPa rapportée par Khellil et Benzeggagh (1992). Il faut remarquer que cette valeur est aussi proche des 75,7 MPa du Tableau V.1 (éprouvette 1, fissure1) mais qu'en l'occurrence, ceci est totalement fortuit et que dans le cas de Swanson et al. (1985), la contrainte de cisaillement moyenne à l'apparition de la première fissure (91,2 MPa) est bien plus faible que la résistance supposée de leur matériau (130 MPa, tiré de Hercules, 1981), comme le soulignent Adams et Walrath (1987b).

L'approche précédente n'est bien sûr pas totalement rigoureuse et ne représente qu'un début de piste. Il faudrait bien sûr tenir compte de la loi de comportement réelle du matériau pour établir correctement la répartition des contraintes dans la zone de fissuration. Cependant, la démarche établie ici a le mérite de montrer qu'il doit être possible d'interpréter la première fissure d'une éprouvette losipescu en terme de résistance au cisaillement, non pas en se fondant sur des critères purement arbitraires (Swanson et al. (1985), Broughton et al. (1990)), mais sur une réelle analyse de contraintes. La faible dispersion des résultats du Tableau V.1 souligne que la rupture est bien caractéristique du matériau et non de l'état de surface local des entailles. On peut également s'interroger sur l'utilisation du critère de rupture quadratique mais il est de fait que celui-ci est largement utilisé pour le dimensionnement des structures en composites et que par conséquent, il faut pouvoir fournir des valeurs de résistance qui lui sont compatibles.

2.3 Interprétation des autres fissures

Les fissures 3 et 4 sont plus difficiles à interpréter de par la difficulté de leur associer une contrainte d'initiation. Si on arrive souvent à repérer la création de la fissure 3, ce n'est que très rarement le cas pour la fissure 4. Il semblerait que ces fissures s'initient en mode mixte, comme les fissures 1 et 2, à cela près que la contrainte transverse est très certainement négative en ces points, ce qui explique, au vu de la formule (35), pourquoi celles-ci apparaissent bien après les deux premières.

La série des fissures centrales semble plus intéressante. Il est cependant dommage que pour la moitié des éprouvettes, la rupture finale s'effectue par écrasement des surfaces de contact (Figure V.6). Le Tableau V.2 rassemble les valeurs de contraintes moyennes de cisaillement ultimes pour les six éprouvettes. L'astérisque * indique une rupture par écrasement, le caractère ° indique l'apparition des fissures centrales. Ces deux phénomènes conduisent à la rupture finale de l'éprouvette et sont donc associés aux contraintes ultimes du Tableau V.2.

Eprouvettes	Contrainte ultime (MPa)
1	103,3*
2	104,5*
3	106,8*
4	108,0°
5	109,2°
6	109,1°

Tableau V.2 - Contraintes moyennes de cisaillement ultimes pour les éprouvettes losipescu 0° (*: écrasement; °: fissures centrales).

Il n'est pas étonnant de constater que les contraintes ultimes lors d'une rupture par écrasement sont systématiquement plus faibles que celles associées aux fissures centrales. La faible dispersion des valeurs de contraintes pour chacune des deux catégories est assez saisissante.

S'il y a peu d'espoir de tirer quoi que ce soit des ruptures par écrasement, dominées par de fortes contraintes transverses locales de compression, l'apparition des fissures centrales à une valeur de contrainte moyenne de cisaillement d'environ 109 MPa semble plus prometteuse. Ces fissures apparaissent de manière très semblable à celle des fissures 1 et 2, c'est-à-dire subitement et accompagnées d'un bruit sec. Il est intéressant de constater que leur ordre d'apparition semble aléatoire, suggérant comme le font Broughton et al. (1990) que lors de cette rupture, la partie centrale de l'éprouvette losipescu est le siège de contraintes relativement homogènes, et que donc, l'ordre d'apparition des fissures est liée à la densité de défauts locaux. De plus, ces fissures sont à peu près équidistantes, comme on le voit sur la Figure V.5, ce qui confirme l'aspect homogène de la rupture. Les auteurs précédents vont plus loin en disant que puisque la contrainte de cisaillement est homogène, alors la contrainte moyenne de cisaillement ultime est la résistance au cisaillement. Ils oublient cependant le rôle de la contrainte transverse qui, comme pour les fissures 3 et 4, tend à la cohésion du matériau (à cause du terme $F_y\sigma_y$ qui est prépondérant sur $F_{yy}\sigma_y^2$). Ainsi, il est clair ici que 109 MPa est une valeur trop importante pour la résistance au cisaillement de notre matériau. Le fait que ces auteurs trouvent une corrélation pour l'AS4/3501 pourrait bien également être fortuit.

Tentons d'aller un peu plus loin avec la formule (35). Supposons l'état de cisaillement homogène, comme il est fort probable qu'il le soit, et supposons au point d'apparition de la première fissure centrale une contrainte de compression transverse se montant à la moitié du cisaillement, soit 55 MPa. Alors, la formule (35) devient:

$$(40) \quad 0,20 - 0,54 + 1,2 \cdot 10^{16} F_{ss} = 1$$

ce qui donne une valeur de résistance au cisaillement d'environ 94 MPa. Cette valeur est encore trop élevée par rapport à celle rapportée par Khellil et Benzeggagh (1992), qui est de 71,2 MPa, mais on voit bien l'influence de la contrainte transverse de compression.

Ici aussi, la démarche n'est pas totalement rigoureuse mais indique le chemin à suivre. Il faudrait développer un modèle par éléments finis en incluant les fissures 1 à 4, ainsi qu'une loi de comportement non-linéaire du genre de celle proposée par Surrel (1990). Ce qui nous semble important, c'est la possibilité de se servir des deux ruptures très différentes décrites ici, celle associée aux fissures 1 et 2, initiée à un endroit précis qui est le siège de concentrations de contraintes importantes, et celle associée aux fissures centrales et qui concerne une zone plus étendue et où l'on observe un comportement moyen du matériau. A ce titre, il est assez logique de constater que la dispersion sur les valeurs du Tableau V.2 annotées ° est significativement plus faible que celle des valeurs du Tableau V.1.

3. CONCLUSION

L'exploitation quantitative de la rupture des éprouvettes losipescu est un point peu ou mal traité à l'heure actuelle, comme cela est mis en évidence au Chapitre I. L'approche présentée ici se fonde sur une expression simplifiée du critère de rupture quadratique de Tsai (1980), et a pour but d'initier une démarche permettant la détermination de la résistance au cisaillement à partir de l'essai d'losipescu.

La modélisation par éléments finis du Chapitre II montre que les fissures initiales 1 et 2 sont créées sous l'influence conjuguée des contraintes de cisaillement et de traction transverse. Les fortes concentrations de contraintes aux points de rupture 1 et 2 ne permettent pas l'exploitation du critère quadratique de manière ponctuelle; on peut cependant considérer une certaine zone autour de ces points et y moyenner les contraintes, selon l'idée de Whitney et Nuismer (1974). Toute la difficulté réside dans la détermination de la dimension caractéristique de cette région, qui pour avoir un sens physique, doit être une propriété intrinsèque du matériau, liée probablement à la géométrie (ici, le rayon de fond d'entaille). Une deuxième difficulté est bien sûr le calcul précis des contraintes, pour laquelle l'approximation du comportement linéaire élastique n'est probablement pas suffisant.

Une autre possibilité pour déterminer la résistance au cisaillement serait d'interpréter la rupture finale des éprouvettes lorsque celle-ci prend la forme d'une série de fissures centrales. Les difficultés précédentes liées aux concentrations de contraintes n'existent pas ici, car la rupture s'effectue sous l'influence de contraintes de cisaillement et de compression transverse beaucoup plus homogènes, d'où la création d'une série de fissures équidistantes et d'ordre d'apparition aléatoire. La très faible dispersion des valeurs de la contrainte moyenne de cisaillement à laquelle la première de ces fissures apparaît confirme que ces valeurs sont bien caractéristiques du matériau. Il faudrait, pour exploiter cette idée, développer une modélisation

par éléments finis tenant compte des fissures précédentes et de la loi de comportement réelle du matériau (fortement non-linéaire à ces niveaux de déformation).

Le recouplement de la double exploitation proposée ci-dessus et d'essais de traction hors-axes à 10° à rupture devrait permettre de se faire une idée précise quant à la détermination de la résistance au cisaillement du type de matériau étudié ici. Notons au passage que la rupture des éprouvette à 90° , qui se produit sous forme de séparation brutale des deux moitiés de l'éprouvette, s'effectue également sous l'influence du cisaillement et de la traction transverse aux fibres, mais que son exploitation est rendue très difficile par la dispersion des valeurs de contraintes à rupture, conséquence à la fois de la qualité des entailles et de la mauvaise répartition des contraintes dans l'épaisseur (voir Chapitre IV). La rupture des éprouvettes croisées 0/90 est complexe et fait intervenir des mécanismes d'interactions entre les plis à 0° et 90° , ce qui ne permet pas la détermination de la résistance au cisaillement de la monocouche.

CONCLUSION

Le but de ce travail était de *comprendre et réduire* les dispersions et les écarts de la littérature concernant la mesure du module de cisaillement et de la résistance au cisaillement. Le choix de l'essai de cisaillement plan d'Iosipescu a été guidé par le fait que cet essai nous a paru apte a priori à la caractérisation de la rigidité et de la résistance. De plus, la petite taille de l'éprouvette et la possibilité de tester des matériaux autres que des stratifiés nous ont semblé être des arguments intéressants à l'appui de notre approche. La prochaine normalisation de cet essai par l'ASTM souligne encore davantage l'enjeu de la maîtrise de sa mise en oeuvre.

Le montage de départ est celui développé par Walrath et Adams (1984). Suite à une étude de la qualité des conditions de chargement, des modifications y ont été apportées.

Une étude par éléments finis a permis de calculer précisément les coefficients de correction C et S pour différents matériaux, et la sensibilité des ces coefficients vis-à-vis des constantes élastiques et des conditions aux limites a été évaluée. Il ressort que l'on peut fournir une valeur de correction par famille de matériaux et que la sensibilité aux conditions aux limites *dans le plan* est faible. Ce point est essentiel quant à la viabilité de l'essai.

Une étude de la procédure extensométrique par jauge de déformation a permis de limiter les incertitudes de mesure du glissement. Pour valider le montage, le modèle éléments finis et la procédure extensométrique, des essais ont été effectués sur un matériau isotrope, le PMMA. Les valeurs des modules de cisaillement mesurés par des essais de traction et Iosipescu se recoupent à 2% près, avec de faibles dispersions.

Une alternative extensométrique fondée sur les mesures de champ (moiré) est présentée. On démontre à l'aide du théorème des travaux virtuels qu'il existe une relation entre le module de cisaillement, des paramètres géométriques et une intégrale des déplacements plans sur un contour. Cette relation est validée numériquement grâce au modèle par éléments finis. On étudie notamment l'influence du matériau et de la géométrie, ainsi que la stabilité de la méthode à un bruitage des valeurs des déplacements.

Une comparaison a été conduite entre quatre séries d'essais de cisaillement sur un même matériau, le stratifié carbone/époxyde T300/914. Des essais Iosipescu sur trois configurations (0°, 0/90 et 90°) et des essais hors-axes à 45° ont été effectués. Le principe de ces essais est de tester plusieurs fois la même éprouvette de manière à moyenner les dispersions dues aux conditions de chargement. Un seuil de comportement linéaire élastique a été déterminé à 0,2 % de glissement ingénieur et chaque éprouvette a été chargée et déchargée quatre fois sans dépasser ce seuil.

Les valeurs moyennes de modules de cisaillement pour les quatre séries d'essais se recoupent à moins de 1%. Les dispersions entre les essais sur une même éprouvette et entre les différentes éprouvettes sont équivalentes et très faibles (coefficients de variation de 1 à 2 %). Une discussion sur la préparation des éprouvettes losipescu 0/90 et 90° a permis de mettre en évidence l'influence de l'usinage des surfaces de contact sur l'état de déformation de ces éprouvettes. Un examen minutieux des réponses mécaniques pour les quatre types d'essais a fait apparaître des artefacts liés aux conditions mécaniques des essais.

Une étude de la rupture des éprouvettes losipescu T300/914 0° a montré la difficulté d'exploiter les valeurs de contrainte à rupture en terme de résistance au cisaillement. Seule une étude par éléments finis en non-linéaire tenant compte des fissures initiales dans l'éprouvette devrait permettre l'interprétation de la rupture finale, à l'aide d'un critère de rupture quadratique.

Ce travail a permis de mettre au point une procédure expérimentale précise pour les essais losipescu, allant de la fabrication des éprouvettes jusqu'au traitement des résultats. Elle est décrite ci-après, pour le matériau considéré (unidirectionnel carbone/époxyde T300/914) et les trois configurations testées.

Il semble nécessaire à ce stade du mémoire de faire le point sur les avantages, limites et inconvénients de cet essai.

Le domaine d'application de l'essai d'losipescu est très large en terme de gamme de matériaux testables. Dans le présent travail, et dans un but de simplification, un matériau isotrope (PMMA) et des stratifiés simples (unidirectionnels et croisé) ont été testés. Cependant, des stratifiés plus complexes peuvent également être testés, avec des renforts et des matrices de natures diverses (thermodurcissables ou thermoplastiques), dans la mesure où les termes A_{16} et A_{26} de la matrice de rigidité en membrane sont nuls dans le repère de l'éprouvette, ou encore des matériaux n'obéissant pas à la théorie classique des plaques stratifiées comme les tissus ou les composites à renforts d'orientations aléatoires.

Toutefois, des problèmes surgissent pour des matériaux présentant une dureté élevée car l'homogénéité des déformations dans l'épaisseur n'est plus forcément vérifiée, comme il a été montré au Chapitre IV. Il est alors nécessaire de mettre au point une méthodologie précise de préparation des éprouvettes avec évaluation de la qualité des surfaces de contact, selon la méthode proposée au Chapitre IV. De plus, l'épaisseur des échantillons est un paramètre important: trop faible, les éprouvettes sont soumises au flambement; trop importante, les problèmes d'homogénéité des déformations dans l'épaisseur sont amplifiés. Il est certain que ce point représente une des limites de l'essai d'losipescu. En revanche, un avantage indéniable de cet essai est la petite taille de l'éprouvette, ne nécessitant par conséquent que peu de matériau.

Quelles informations peut donner cet essai? Il a été montré qu'on pouvait mesurer très précisément le module de cisaillement initial de la monocouche élémentaire d'un stratifié. Mais il est parfois nécessaire de pousser l'essai plus avant afin de déterminer la loi de comportement complète du matériau, jusqu'à la rupture. Il se pose alors le problème des coefficients de correction, qui peuvent varier au cours de l'essai, comme le montrent Ho et al. (1993b). L'exploitation précise de la courbe contrainte-déformation nécessite par conséquent un calcul par éléments finis assez lourd où il faut choisir une loi de comportement a priori. Ho et al. montrent cependant que certaines configurations (par exemple les stratifiés croisés) sont moins sensibles que d'autres (coefficients C et S quasiment constants au cours de la mise en charge, pour une loi de comportement élasto-plastique).

En ce qui concerne la rupture, il a été montré que dans l'état actuel des choses, on ne pouvait pas interpréter facilement les contraintes ultimes en terme de résistance au cisaillement, et des travaux complémentaires sont indispensables en vue de conclure sur ce point. Cependant, avant de considérer ceci comme un inconvénient majeur, il serait bon de rappeler qu'il existe très peu d'essais permettant de déterminer la résistance au cisaillement dans la mesure où les modes de rupture sont très souvent un mélange de cisaillement et de contrainte de traction transverse aux fibres. Seul l'essai de traction hors-axes à angle faible (10°, par exemple) paraît s'en rapprocher. Il me semble que des travaux supplémentaires dans ce domaine seraient nécessaires pour maîtriser les procédures expérimentales ainsi que l'analyse des résultats, ceci pour les essais à rupture en général (voir l'article de Hart-Smith, 1991).

En conclusion, Il me semble important de réaffirmer que si l'essai d'Iosipescu n'est évidemment pas un essai universel donnant toutes les informations sur le comportement en cisaillement des composites, il présente des avantages qui en font l'un des essais de cisaillement possibles pour ces matériaux. Il est par conséquent nécessaire de pouvoir le pratiquer dans de bonnes conditions et de bien être conscient de la qualité des informations qu'il fournit ainsi que de ses limites. C'est ce que ce mémoire a tenté de faire; la procédure expérimentale ci-après permet de fixer les idées quant à la mise en oeuvre de cet essai pour la détermination du module de cisaillement initial de la monocouche d'un composite carbone/époxyde.

Procédure expérimentale

1. Préparation des éprouvettes

- Inspection de la plaque: repérage des défauts à l'oeil et passage au C-scan. L'observation microscopique de la microstructure permet d'affiner encore l'évaluation de la qualité de la plaque. Les parties contenant des défauts doivent être écartées de la découpe. Mesure de la fraction volumique de fibres d'après la norme ASTM D3171-76 (attaque de la matrice par l'acide sulfurique).

- Découpe des échantillon à l'aide d'une scie à disque diamanté. La découpe doit être parallèle au bord de référence pour éviter le désalignement des fibres dans l'éprouvette et les dimensions du barreau légèrement supérieures aux valeurs nominales afin de permettre l'usinage. Typiquement, les barreaux peuvent faire 77x20 mm. Les dimensions nominales sont celles de la Figure I.2.

- L'usinage des surfaces de contact selon l'épaisseur est réalisé à l'aide d'une fraise à inserts de diamant afin de couper les fibres et non de les arracher. Ceci est particulièrement critique pour la configuration à 90°. Une tolérance de 30 µm sur la largeur est acceptable. Pour le profil des surfaces de contact, cela dépend de la configuration. 15 µm est acceptable pour l'échantillon à 0°, mais il faut environ 5 µm pour les croisés ou l'unidirectionnel 90°. Sinon, 15 µm est acceptable mais seulement si le profil est linéaire.

- L'usinage des entailles est effectué grâce à un outil de forme revêtu de poudre de diamant, toujours dans un but de couper les fibres. Il faut prendre garde à usiner les entailles de manière symétrique. Pour cela, il est nécessaire de prendre le même bord de référence lorsqu'on retourne les éprouvettes.

2. Instrumentation et acquisition

- Les jauges utilisées sont des CEA-13-062WT-120 de Vishay Micromesures. Elles sont collées selon la procédure décrite par Avril (1984), à cela près que l'orientation et la position sont vérifiées *avant collage* pour se conformer aux tolérances suivantes:

$$|\Delta x| \leq 0,3 \text{ mm}$$

$$|\Delta y| \leq 0,3 \text{ mm}$$

$$44,5^\circ \leq \alpha \leq 45,5^\circ$$

Pour pouvoir prendre en compte les effets de la mauvaise répartition des efforts dans l'épaisseur, il est nécessaire d'instrumenter les éprouvettes avec *deux* rosettes 0/90 dos-à-dos, orientées à 45°.

Les jauges sont raccordées au pont d'extensométrie via des cosses poignard soudées sur du fil de cuivre fin (134 AWP, Vishay Micromesures, \varnothing 0,160 mm) et le contact est effectué à l'aide de barrettes de dominos fixées sur le montage. Ne pas employer une longueur de fil trop importante pour ne pas augmenter la résistance nominale du circuit fil-jauge (typiquement 6 à 7 cm). Vérifier la qualité des soudures en mesurant la résistance de la jauge à l'aide d'un multimètre. Une valeur supérieure à 121 Ω indique un problème de contact au niveau des soudures. Une bonne soudure doit être lisse et brillante.

Les jauges sont montées en quart-de-pont et le traitement est effectué grâce à une chaîne d'acquisition 2100 (Vishay Micromesures). Le gain d'amplification du signal de sortie du pont de Wheastone doit être ajusté en fonction du niveau de déformation à atteindre. Pour les résultats présentés dans ce mémoire, un gain de 2100 a été choisi. La tension d'alimentation des ponts était de 2V. La calibration des ponts s'effectue à l'aide d'un boîtier de résistances de précision V/E 40 (Vishay Micromesures).

Les signaux sont ensuite numérisés puis stockés sur le disque dur d'un micro ordinateur. Le pilotage de la machine ainsi que l'acquisition des données d'essais sont gérés par un programme développé au laboratoire utilisant un langage de programmation avancé (ASYST 3.0). Le traitement des résultats est effectué à l'aide du logiciel Microsoft Excel 3.0.

La différence entre les déformations à $+45^\circ$ et -45° donne le glissement ingénieur ε_s et le rapport entre la charge globale P et la section médiane A de l'éprouvette donne la contrainte de cisaillement moyenne P/A.

3. Procédure d'essai

- Monter la tête du vérin de manière à reprendre le poids de la partie mobile, jusqu'à accommoder l'éprouvette.
- Mettre en place l'éprouvette en se servant de la tige de centrage. Bien plaquer l'échantillon au fond du mors pour assurer une position verticale de celle-ci.
- Serrer les patins coulissants à l'aide de la clé dynamométrique, à un couple de 1Nm (2Nm pour des matériau plus durs, comme les éprouvettes 90° de T300/914).
- Raccorder les jauges.
- Régler le zéro de force et de déformation et procéder à l'essai (charge-décharge).
- Pour tester plusieurs fois la même éprouvette, la retirer du mors puis la retourner par rapport à l'un des axes et recommencer la procédure de mise en place.

4. Exploitation des résultats

- Moyenner les déformations entre les deux faces de l'éprouvette ($\varepsilon_s^{\text{moy}}$)
- Tracer la courbe $P/A = f(\varepsilon_s^{\text{moy}})$. La pente de cette droite (si on reste à un niveau de déformation suffisamment faible, ici 0,2%) donne le module de cisaillement apparent.

- Appliquer le coefficient de correction numérique. Celui-ci peut être donné en première approximation par la formule $C = -0,138(E_{xx}/E_{yy})^{\frac{1}{4}} + 1,186$.

- En effectuant plusieurs essais par éprouvette, on moyenne les dispersions dues aux conditions mécaniques d'essai. La distribution ainsi obtenue pour un série d'éprouvettes permet d'avoir accès à la dispersion engendrée par la variabilité des échantillons.

La procédure décrite ci-dessus a permis de déterminer le module de cisaillement d'éprouvettes de T300/914 de trois configurations différentes (0°, 0/90 et 90°) avec une dispersion inférieure à 1% et un recoupement avec des essais de traction hors-axes à 45° également inférieur au pour-cent.

La détermination de la résistance au cisaillement à l'aide de cet essai n'est malheureusement pas encore possible dans l'état actuel d'avancement des travaux.

BIBLIOGRAPHIE

- Abdallah M.G. et Gascoigne H.E., 1989, The influence of the test fixture design on the losipescu shear test for fiber composite materials, Test Methods and design allowables for fibrous composites: second volume, ASTM STP 1003, C.C. Chamis éditeur, pp 231-260.
- Adams D.F. et Thomas R.L., 1967, Test method for the determination of unidirectional composite shear properties, Proceedings of the 12th national SAMPE symposium, Anaheim, Californie, pp AC5.
- Adams D.F. et Walrath D.E., 1987a, Further development of the losipescu shear test method, Experimental Mechanics, vol. 27, juin 1987, pp 113-119.
- Adams D.F. et Walrath D.E., 1987b, Current status of the losipescu shear test, Journal of Composite Materials, vol. 21, juin 1987, pp 494-506.
- Adams D.F. et Walrath D.E., 1987c, In-plane and interlaminar losipescu shear properties of various graphite fabric/epoxy laminates, Journal of Composites Technology and Research, vol. 9 (3), automne 1987, pp 88-94.
- Arcan M., 1973, A new method for the analysis of mechanical properties of composite materials, Int. Cong. of Exp. Mech., Los Angeles, mai 1973.
- Arcan M., Hashin Z. et Voloshin A., 1978, A method to produce uniform plane stress states with application to fiber reinforced materials, Experimental Mechanics, vol. 18, pp 141-146.
- Avril J., 1984, Encyclopédie d'analyse des contraintes, Ed. Micromesures, Malakoff.
- Barnes J.A., Kumosa M. et Hull D., 1987, Theoretical and experimental evaluation of the losipescu shear test, Composites Science and Technology, vol. 28, pp 251-268.
- Broughton W., Kumosa M. et Hull D., 1990, Analysis of the losipescu shear test as applied to unidirectional carbon-fibre reinforced composites, Composites Science and Technology, vol. 38, pp 299-325.
- Chatfield C., 1978, Statistics for technology, deuxième édition, Chapman and Hall, Londres.
- Chiao C.C., Moore R.L. et Chiao T.T., 1977, Measurement of shear properties of fibre composites, Composites, vol. 8 (3), juillet 1977, pp 161-174.
- Chamis C.C. et Sinclair J.H., 1977, Ten-deg off-axis test for shear properties in fibre composites, Experimental Mechanics, vol. 17 (9), pp 339-346.
- De Wilde W.P., Narmon B., Sol H. et Roovers M., 1984, Determination of material constants of an anisotropic lamina by free vibration analysis, Proc. 2nd Int. Modal Analysis Conf., Orlando, Fa, pp 44-49. Union College, Shenectady, N.Y. 12308.
- 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 de l'Université Claude Bernard (Lyon I) présentée le 25 octobre 1991 à Lyon.

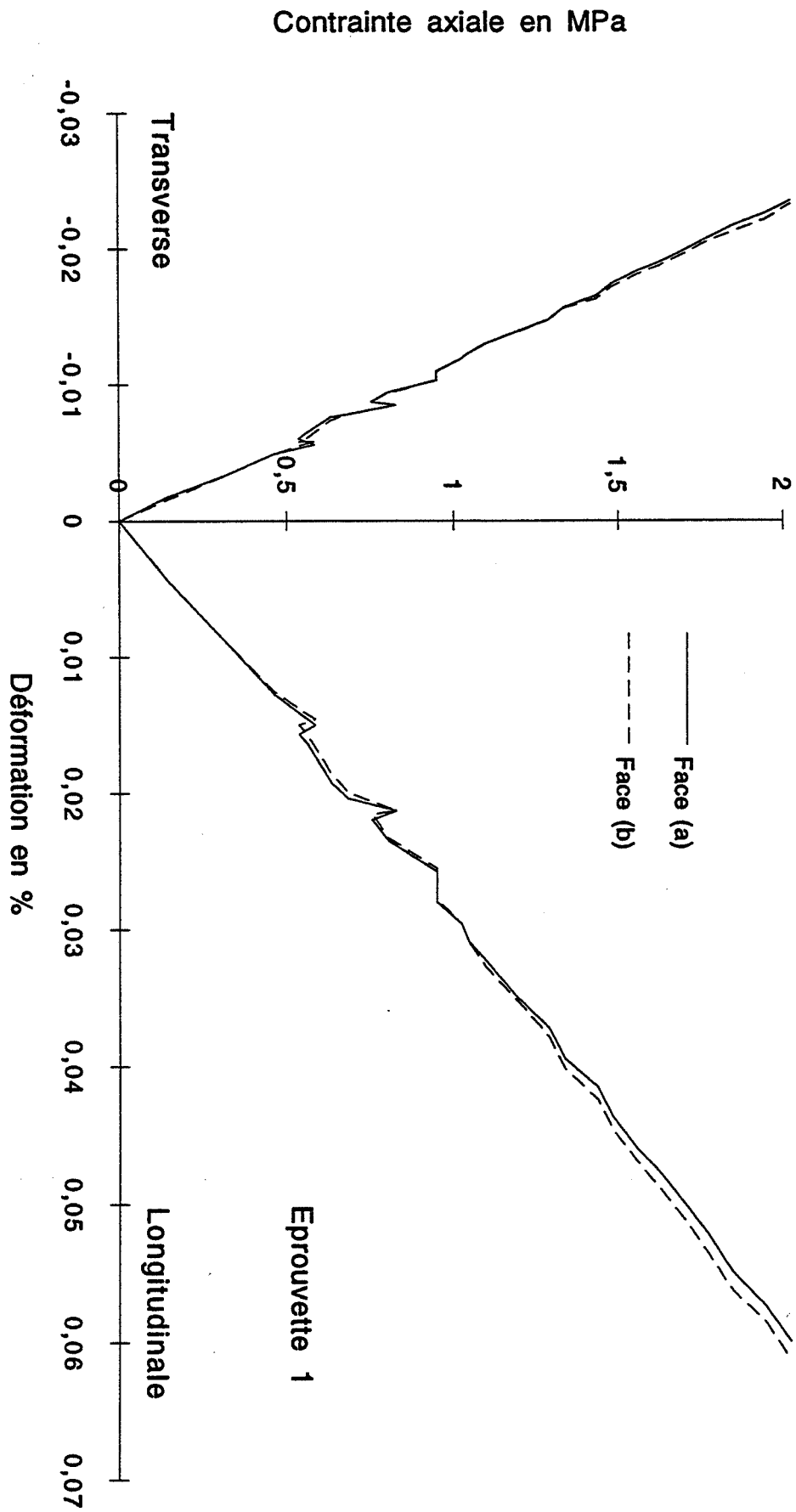
- Grédiac M., 1989, Mesure des rigidités de flexion de stratifiés minces anisotropes à l'aide d'essais sur plaques, Thèse de Doctorat de l'Université Claude Bernard (Lyon I) présentée le 13 janvier 1989 à Lyon.
- Grédiac M. et Vautrin A., 1990, A new method for determination of bending rigidities of thin anisotropic plates, ASME Journal of Applied Mechanics, vol. 57, pp 964-968.
- Grédiac M., Pierron F. et Vautrin A., 1993a, The losipescu in-plane shear test applied to composites: a new approach based on displacement field processing, à paraître dans Composites Science and Technology.
- Grédiac M., Pierron F. et Vautrin A., 1993b, L'essai d'losipescu: exemple de mesure du module de cisaillement à partir de champs cinématiques hétérogènes, 11ème Congrès de l'Association Universitaire de Mécanique (AUM), 6-10 septembre 1993, Villeneuve d'Ascq.
- Hart-Smith L.J., 1991, Making better coupons - part I -, Aerospace Composites and Materials, vol. 3 (3), mai-juin 1991, pp 26-30 et 58.
- Hart-Smith L.J., 1991, Making better coupons - part II -, Aerospace Composites and Materials, vol. 3 (4), juil.-août 1991, pp 13-17.
- Hendricks M., Oomens C. et Janssen J., 1990, A hybrid method to determine material parameters of composites, Comptes-rendus Coll. Euromech 269: Experimental identification of the mechanical characteristics of composite materials and structure, Saint-Etienne, 3-6 décembre 1990, pp 75-81.
- Hercules product data sheets, 1981, Hercules Inc., Wilmington, Delaware.
- Ho H., Tsai M.Y., Morton J. et Farley G.L., 1991, An experimental investigation of losipescu specimen for composite materials, Experimental Mechanics, décembre 1991, pp 328-336.
- Ho H., Tsai M.Y., Morton J. et Farley G.L., 1991, A comparison of three shear test methods for composite materials, Proceedings of ICCM VII, Hawaii.
- Ho H., Tsai M.Y., Morton J. et Farley G.L., 1993a, Numerical analysis of the losipescu specimen for composite materials, Composites Science and Technology, vol. 46, pp 115-128.
- Ho H., Morton J. et Farley G.L., 1993b, Nonlinear numerical analysis of the losipescu specimen for composite materials, à paraître dans Composites Science and Technology.
- Ifju P. et Post D., 1989, A compact double-notched specimen for in-plane shear testing, Proceedings of SEM conference, Cambridge, Mass.
- losipescu N., 1967, New accurate procedure for single shear testing of metals, Journal of Materials, vol. 2, pp 537-566.
- Khellil K. et Benzeggagh M.-L., 1992, Mesure expérimentale des coefficients hors-plan et d'interaction d'un critère de rupture pour matériaux composites, Comptes-rendus des huitièmes Journées Nationales sur les Composites (JNC-8), 16-18 novembre 1992 à Palaiseau, pp 655-666.

- Lee S. et Munro M., 1986, Evaluation of in-plane shear test methods for composite materials by the decision analysis technique, Composites, vol. 17, janvier 1986, pp 13-22.
- Lee S. et 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. et Scott R.F., 1990, Evaluation of three in-plane shear test methods for advanced composite materials, Composites, vol. 21, novembre 1990, pp 495-502.
- Metals Handbook, 1979, Volume 2 - Properties and selection: nonferrous alloys and pure metals, Neuvième édition, American Society for Metals.
- Morton J., Ho H., Tsai M.Y. et Farley G.L., 1992, An evaluation of the Iosipescu specimen for composite materials shear property measurement, Journal of Composite Materials, vol. 26, pp 708-750.
- Petit P. H., 1969, A simplified method of determining the in-plane shear stress-strain response of unidirectional composites, Composite Materials: testing and design, ASTM STP 460, pp 83-93.
- Phang C., Vong T.S. et Verchery G., 1978, Etude des tests de cisaillement d'un matériau composite à renforcement unidirectionnel, Comptes-rendus des premières Journées Nationales sur les Composites (JNC-1), Paris, pp 182-189.
- Pierron F., Vautrin A. et Harris B., 1992a, L'essai de cisaillement plan d'Iosipescu: analyse critique et méthodologie, Comptes-rendus des huitièmes Journées Nationales sur les Composites (JNC-8), 16-18 novembre 1992 à Palaiseau, pp 581-592.
- Pierron F., Vautrin A. et Harris B., 1992b, The Iosipescu in-plane shear test: validation on an isotropic material, soumis pour publication à Experimental Mechanics.
- Pierron F., 1993a, L'essai de cisaillement plan d'Iosipescu: mesure des déformations, Annales des composites (AMAC) vol. 1993/3, Journée AMAC "Extensométrie et Composites", 11 janvier 1993 à Saint-Etienne.
- Pierron F. et Vautrin A., 1993b, Accurate comparative determination of the in-plane shear modulus of T300/914 using the Iosipescu and 45° off-axis tests, soumis pour publication à Composites Science and Technology.
- Pindera M.-J. et Herakovich C.T., 1986, Shear characterization of unidirectional composites with the off-axis tension test, Experimental Mechanics, vol. 30, mars 1990, pp 101-108.
- Pindera M.-J., Choski G., Hidde J.S. et Herakovich K.T., 1987, A methodology for accurate shear characterization of unidirectional composites, Journal of Composite Materials, vol. 21, décembre 1987, pp 1164-1185.
- Pindera M.-J., Ifju P. et Post D., 1990, Iosipescu shear characterization of polymeric and metal matrix composites, Experimental Mechanics, vol. 26, mars 1990, pp 101-108.
- Sims D.F., 1973, In-plane shear stress-strain response of unidirectional composite materials, Journal of Composite Materials, vol. 7, pp 124-128.

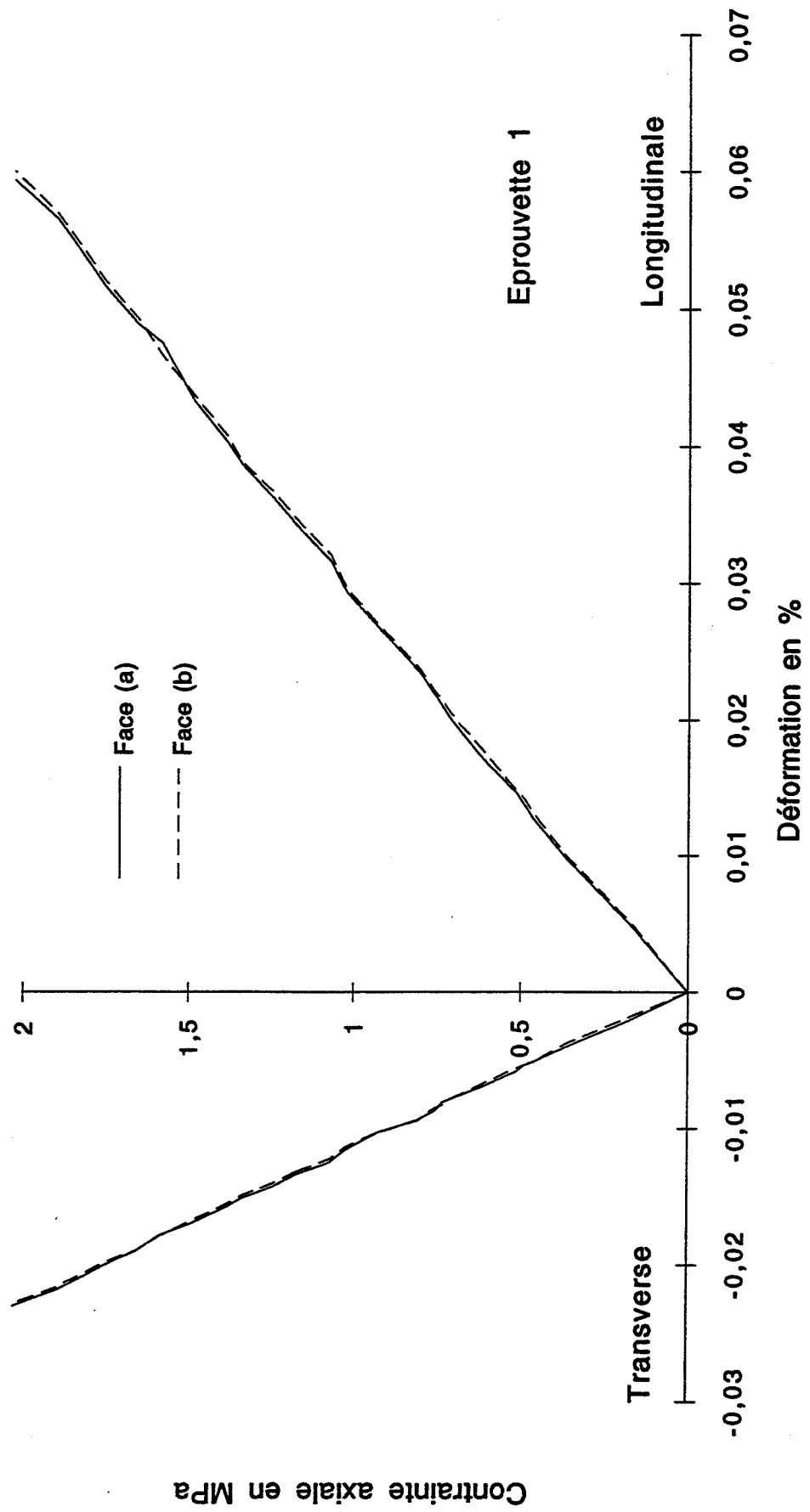
- Sol H., 1986, Identification of anisotropic plate rigidities using free vibration data, Thèse de Doctorat, Structural Analysis, V.U.B. (Bruxelles).
- Sullivan J.L., Kao B.G. et Van Oene H., 1984, Shear properties and a stress analysis obtained from vinyl-ester losipescu specimens, Experimental Mechanics, vol. 24, pp 223-232.
- Surrel Y., 1990, Modélisation du comportement élasto-plastique de composites stratifiés, Thèse de Doctorat de l'Université Claude Bernard (Lyon I) présentée le 9 janvier 1990 à l'Ecole des Mines de Saint-Etienne.
- Swanson S.R., Messick M. et Toombes G.R., 1985, Comparison of torsion tube and losipescu in-plane shear test results for a carbon fibre-reinforced epoxy composite, Composites, vol. 16(3), juillet 1985, pp 220-224.
- Tarnopol'skii Y.M. et Kincis T., 1981, Methods for testing composites in shear (Review), Mekhanika Kompozitnykh Materialov, vol. 17 (3), pp 527-541.
- Tsai S.W. et Hahn H.T., 1980, Introduction to composite materials, Technomic Publishing Co., Lancaster, USA.
- Tsai S.W., 1987, Composites design, Troisième édition, Think Composites, Paris.
- Van Gemert D., 1984, Direct shear compliance measurement for fibre reinforced composites, Comptes-rendus Euromech 182, Mechanical characterization of load bearing fibre composite laminates, éd. A.H. Cardon et G. Verchery, Elsevier, Londres, pp 191-198.
- Vicario A.A., Rizzo R.R., 1970, Effect of length on laminated thin tubes under combined loading, Journal of Composite Materials, vol. 4, p. 273.
- Voloshin A. et Arcan M., 1980, Pure shear moduli of unidirectional fibre-reinforced materials (FRM), Fibre Science and Technology, vol. 13, pp 125-134.
- Walrath D.E. et Adams D.F., 1983a, Analysis of the stress state in an losipescu shear test specimen, Rapport n° UWME-DR-301-102-1, Department of Mechanical Engineering, University of Wyoming, Laramie, WY, June 1983.
- Walrath D.E. et Adams D.F., 1983b, The losipescu shear test as applied to composite materials, Experimental Mechanics, vol. 23, March 1983, pp 105-110.
- Walrath D.E. et Adams D.F., 1984, Verification and application of the losipescu shear test method, Rapport n° UWME-DR-401-103-1, Department of Mechanical Engineering, University of Wyoming, Laramie, WY, June 1984.
- Weinberg M., 1987, Shear testing of neat thermoplastic resins and their unidirectional graphite composites, Composites, vol. 18, novembre 1987, pp 386-392.
- Whitney J.M. et Nuismer R.J., 1974, Stress fracture criteria for laminated composites containing stress concentrations, Journal of Composite Materials, vol. 8, juillet 1974, pp 253-265.
- Yeow Y.T. et Brinson H.F., 1978, A comparison of simple shear characterization methods for composite laminates, Composites, vol. 9 (1), janvier 1978, pp 49-55.

ANNEXE A: Traction sur PMMA

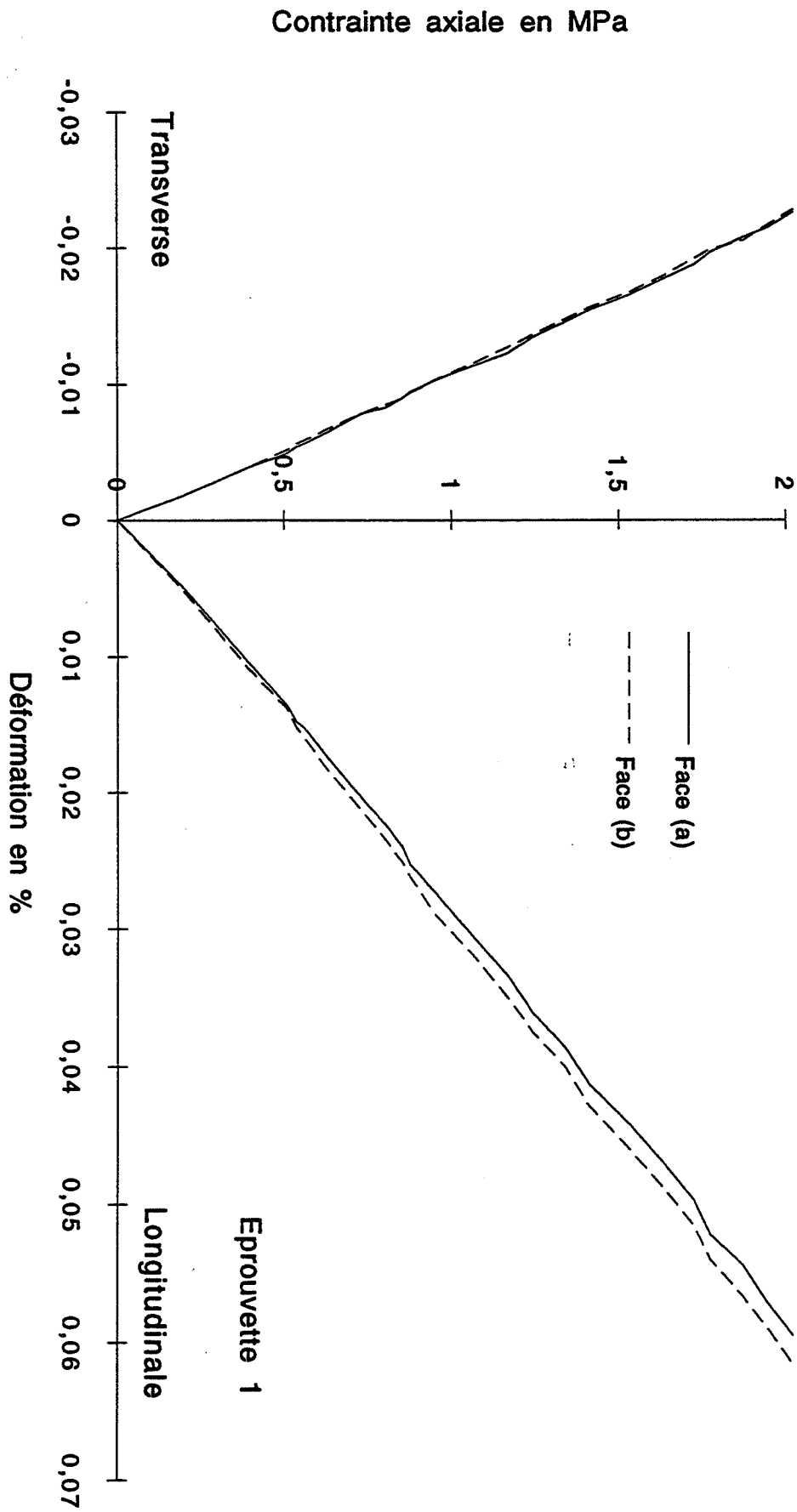
Traction PMMA - Charge 1



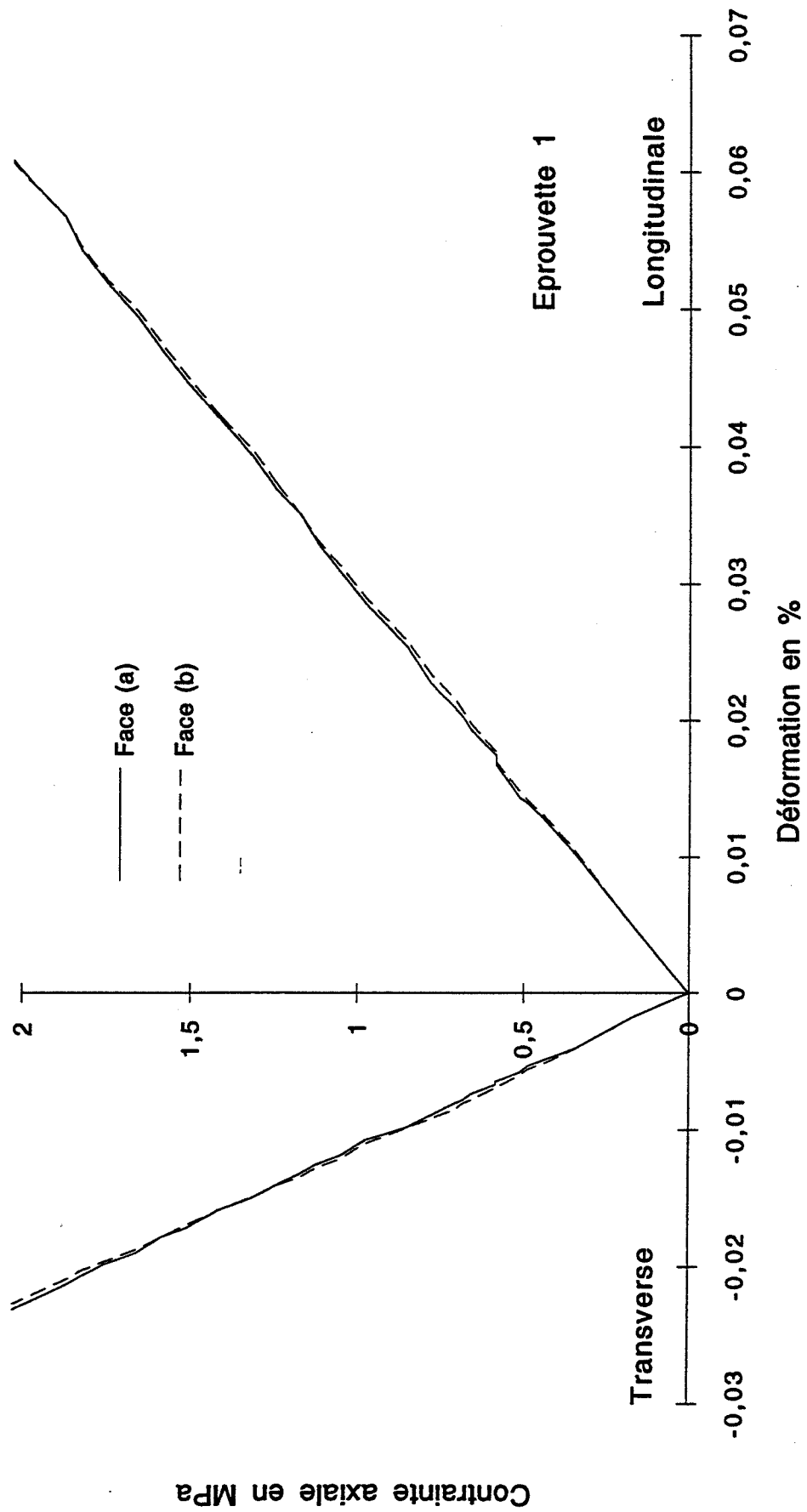
Traction PMMA - Charge 2



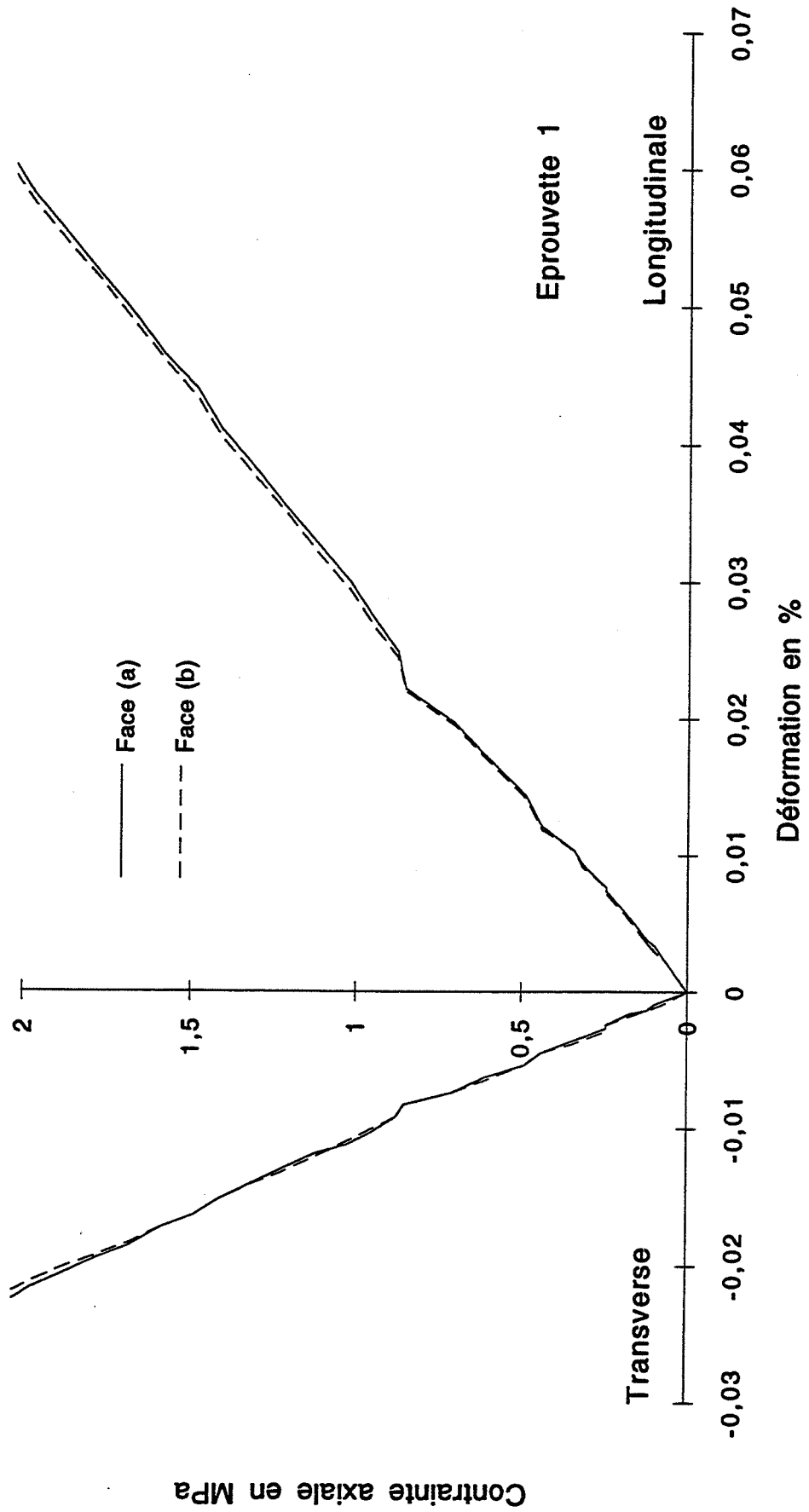
Traction PMMA - Charge 3



Traction PMMA - Charge 4

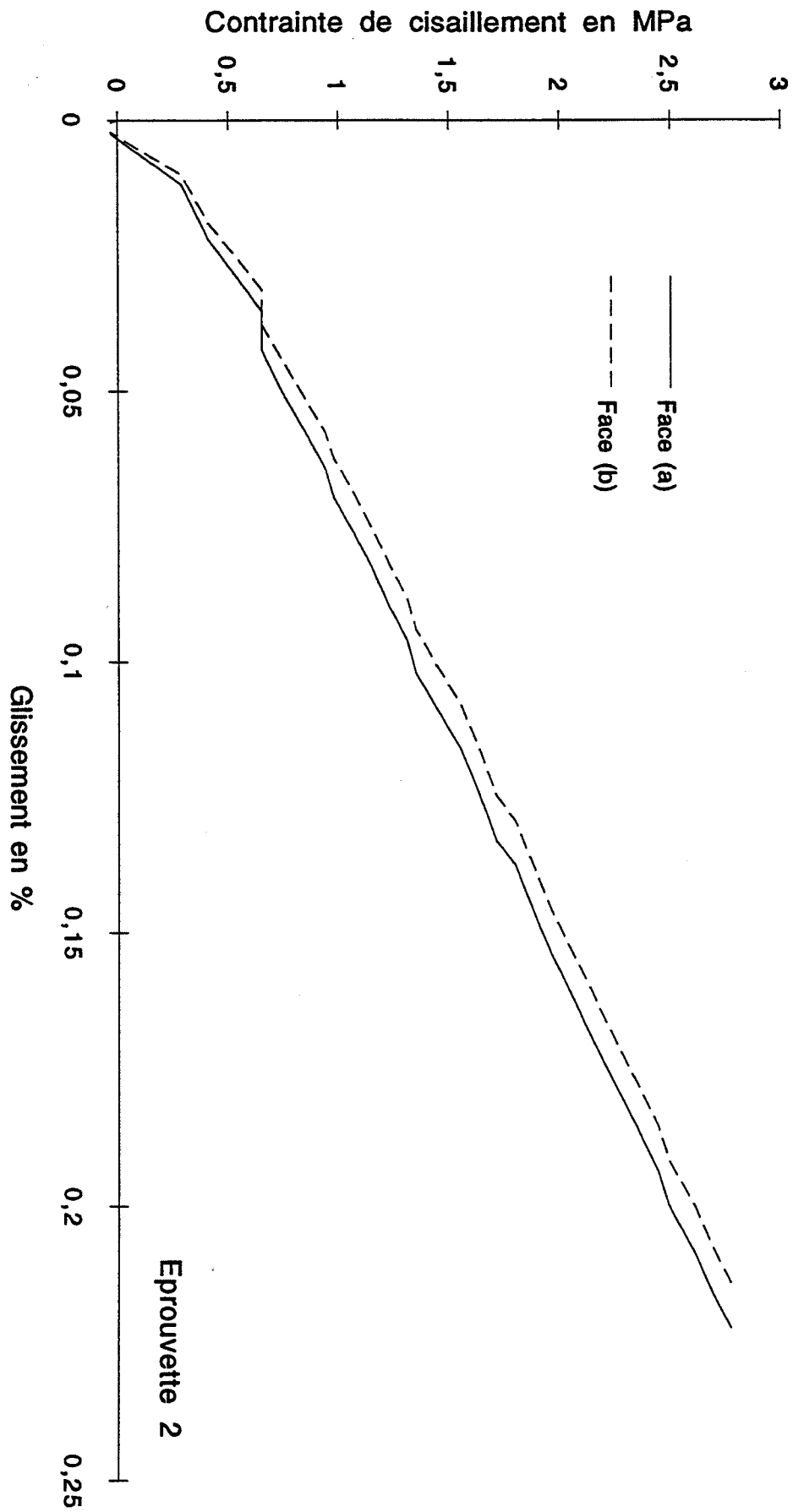


Traction PMMA - Charge 5

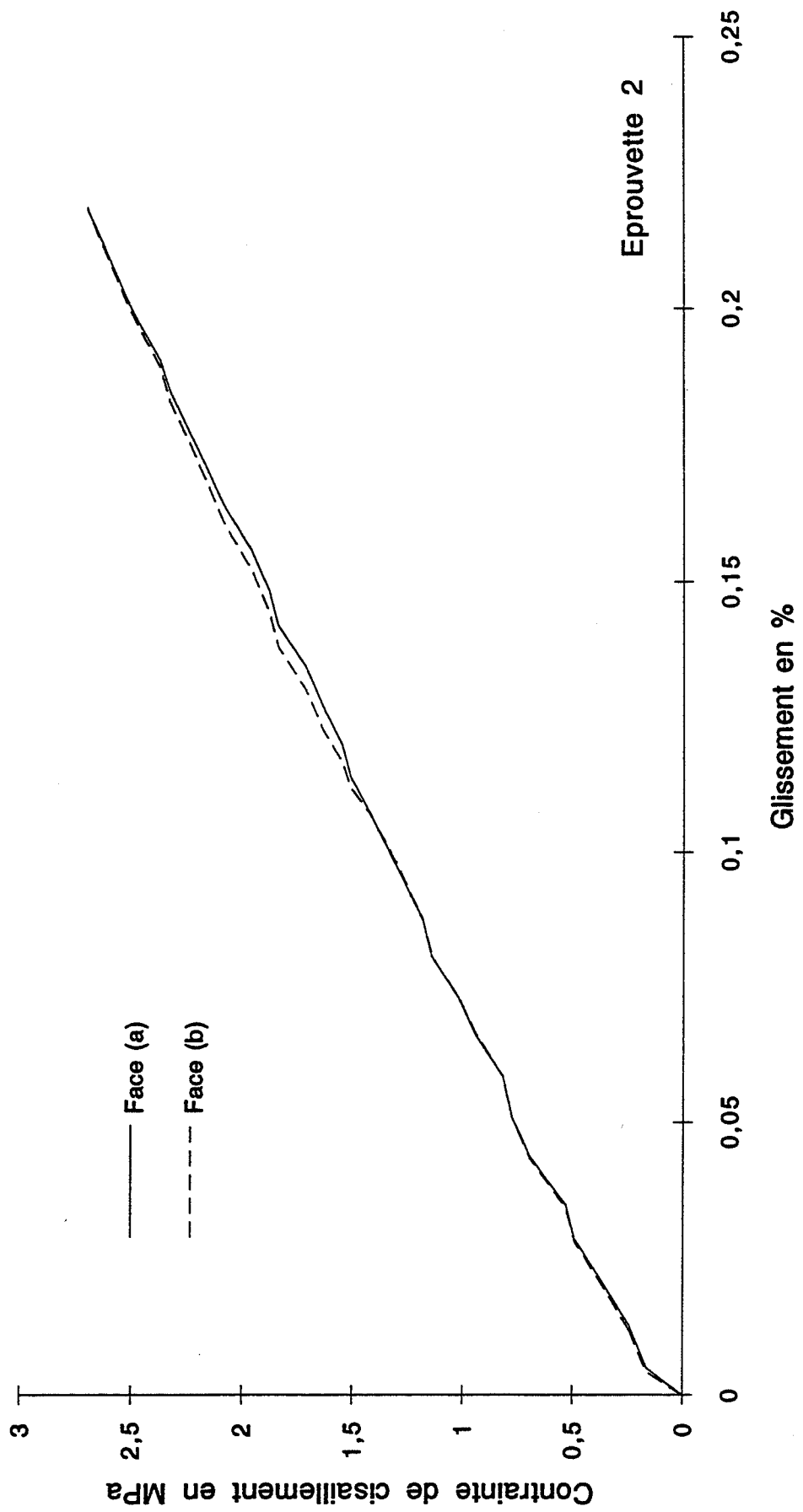


ANNEXE B: Iosipescu sur PMMA

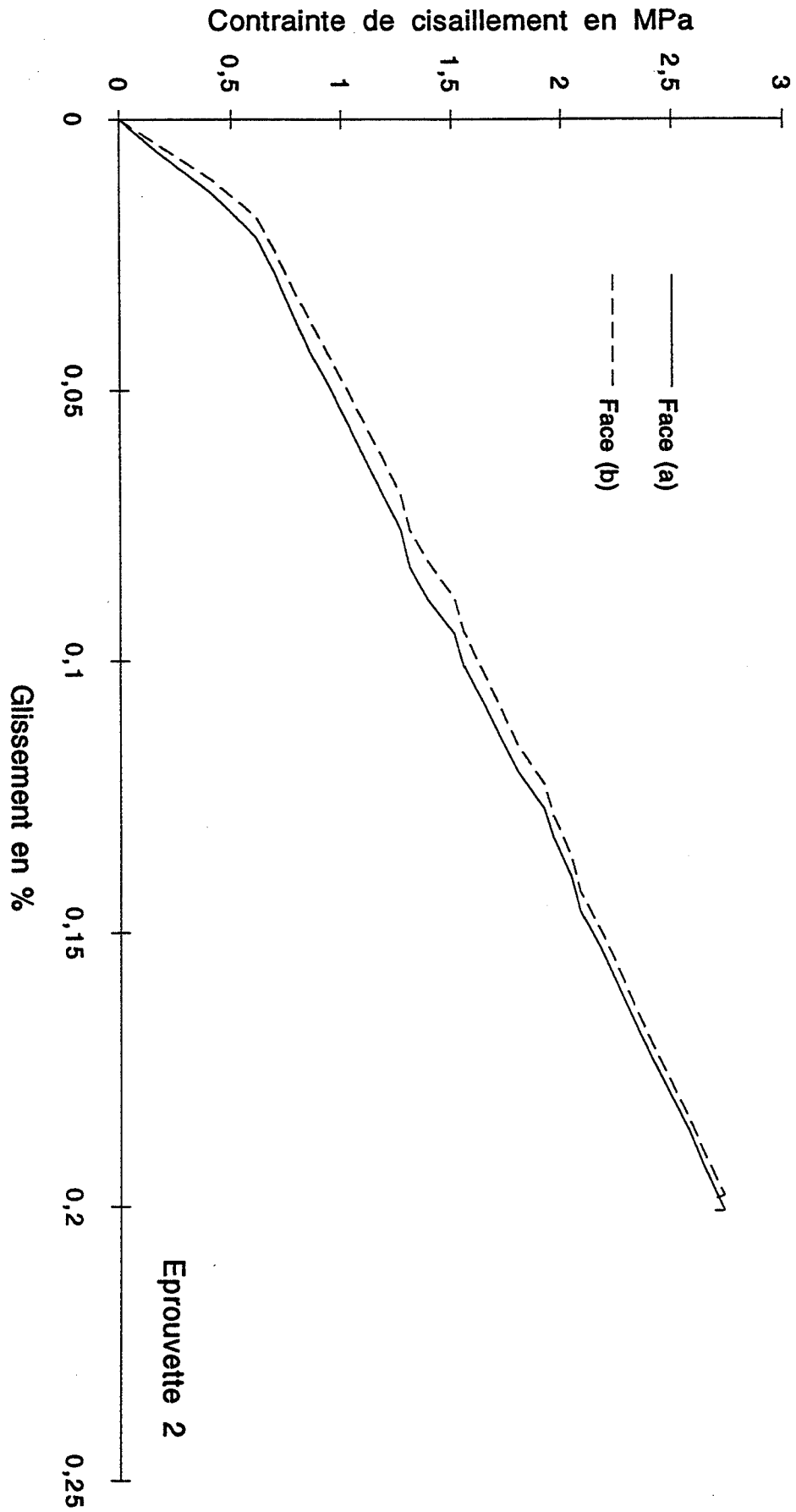
Iosipescu PMMA - Charge 1



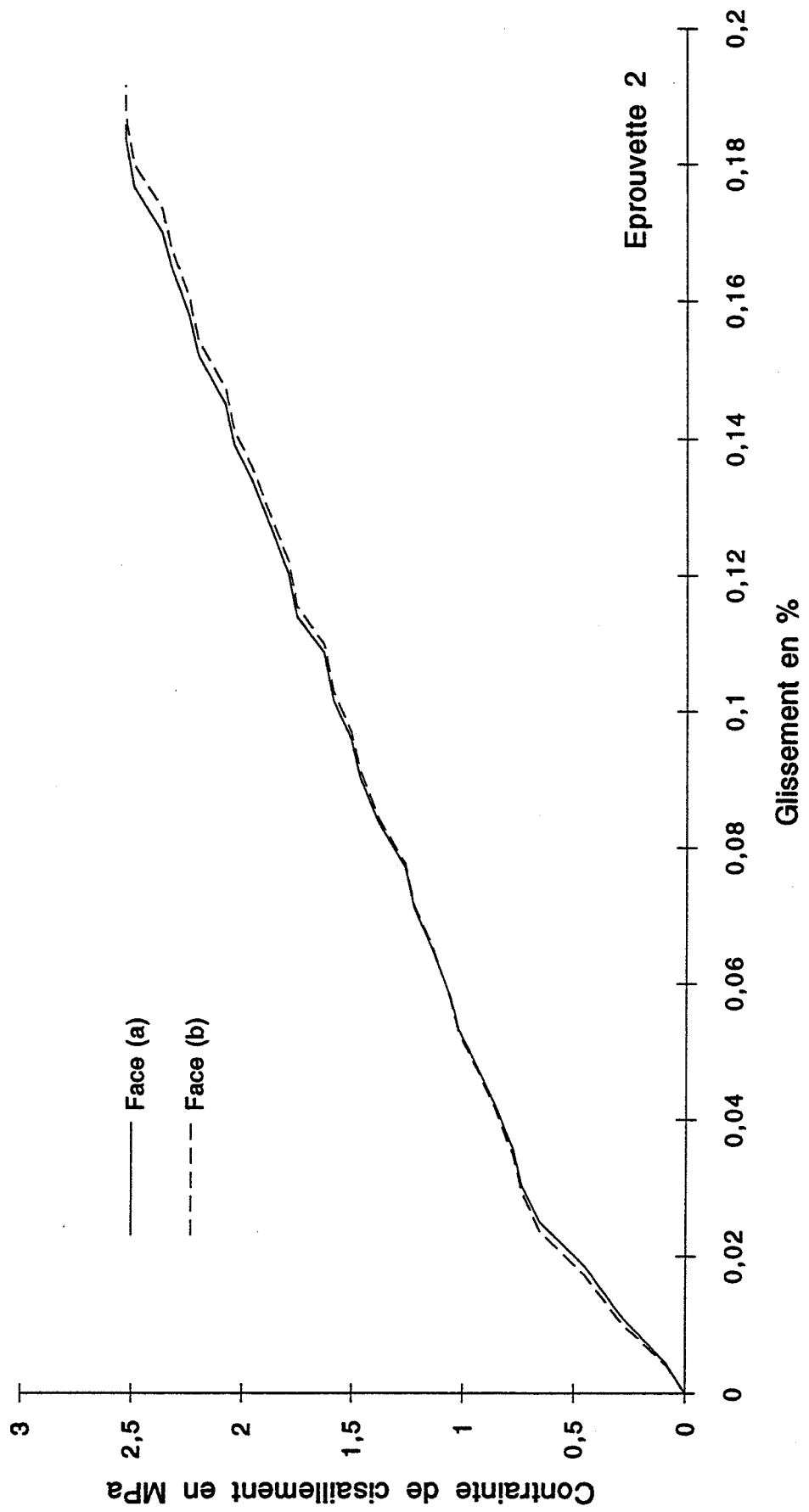
Iosipescu PMMA - Charge 2



Iosipescu PMMA - Charge 3

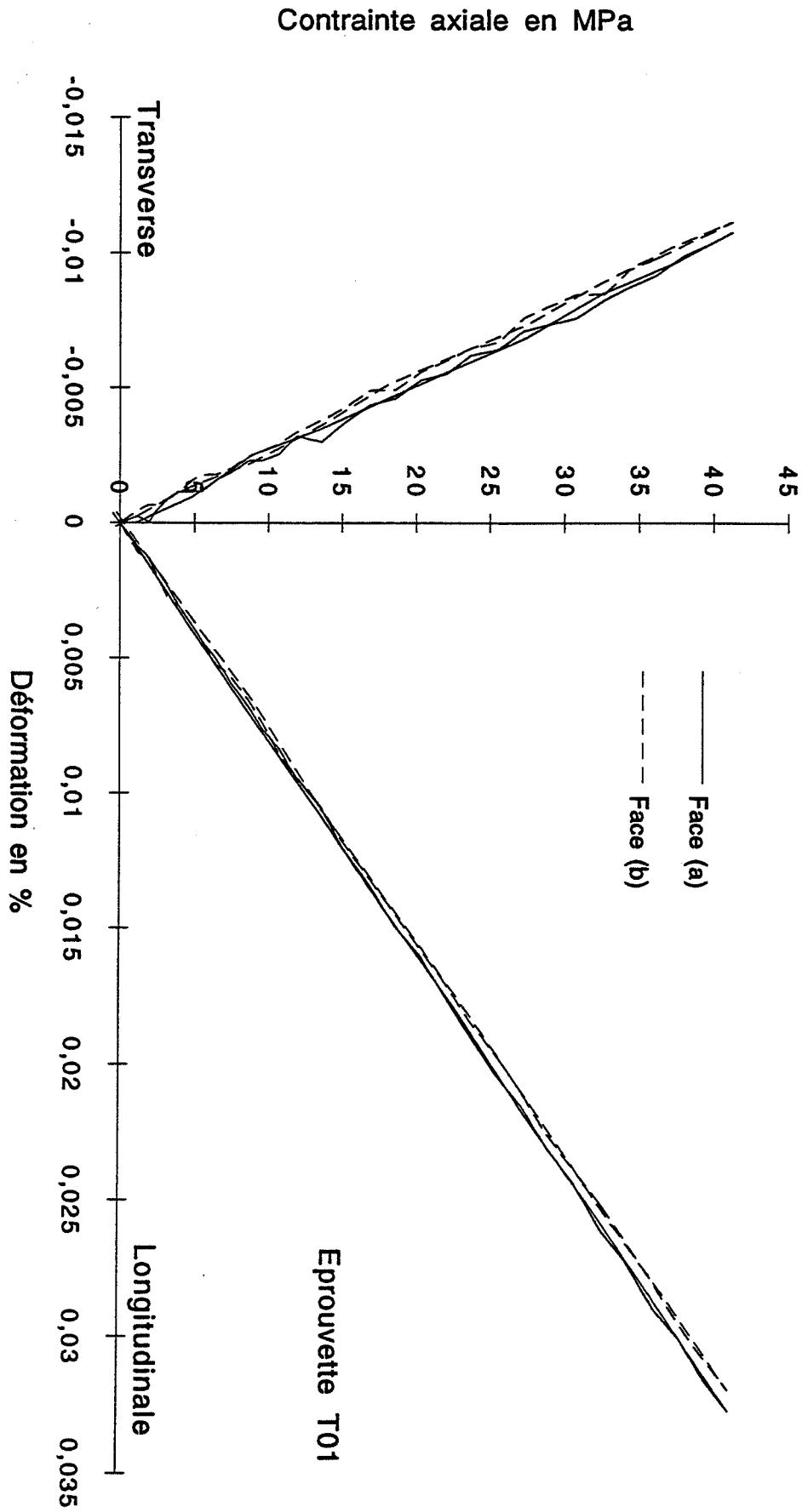


Iosipescu PMMA - Charge 4

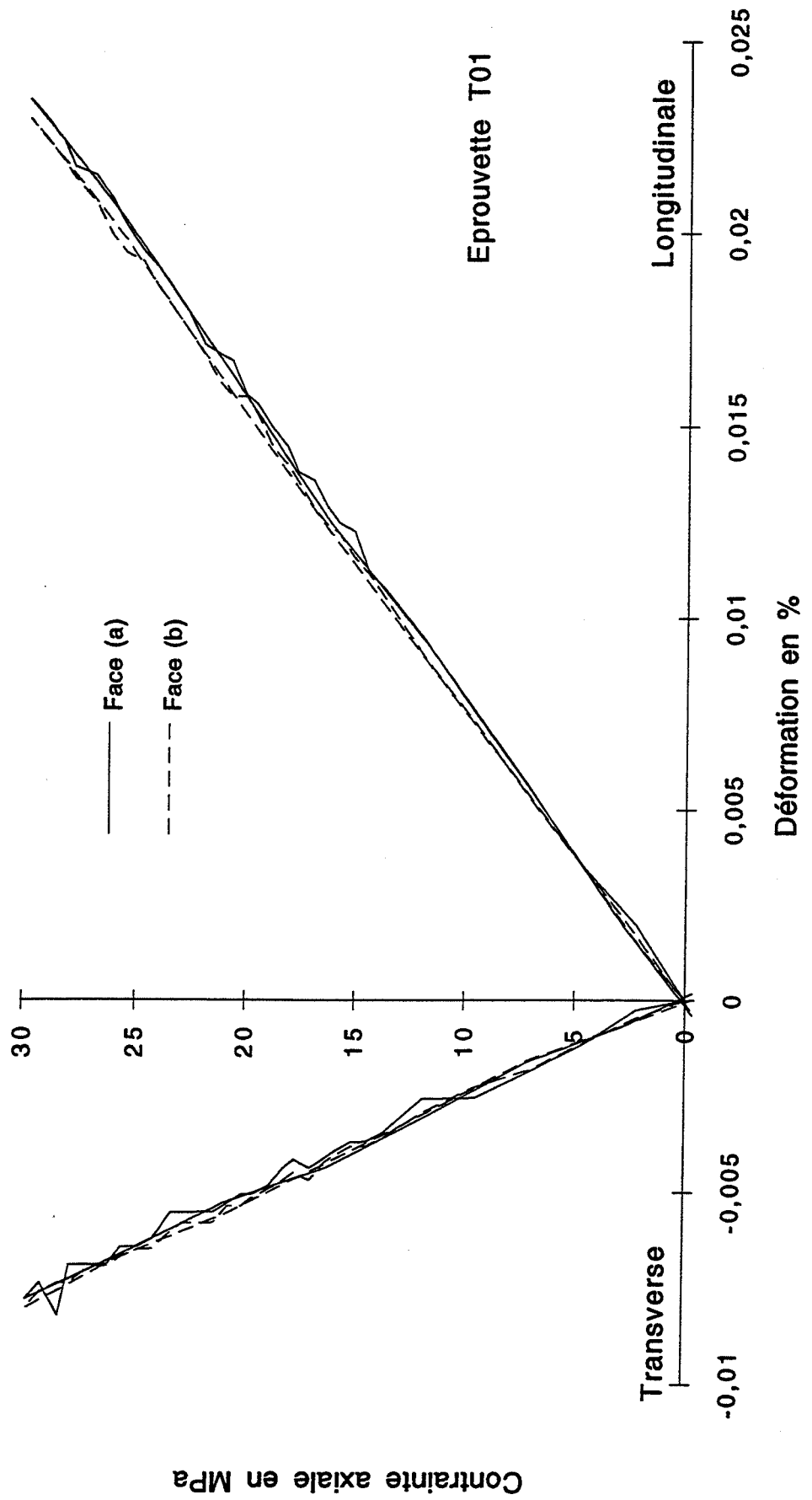


ANNEXE C: Traction sur T300/914

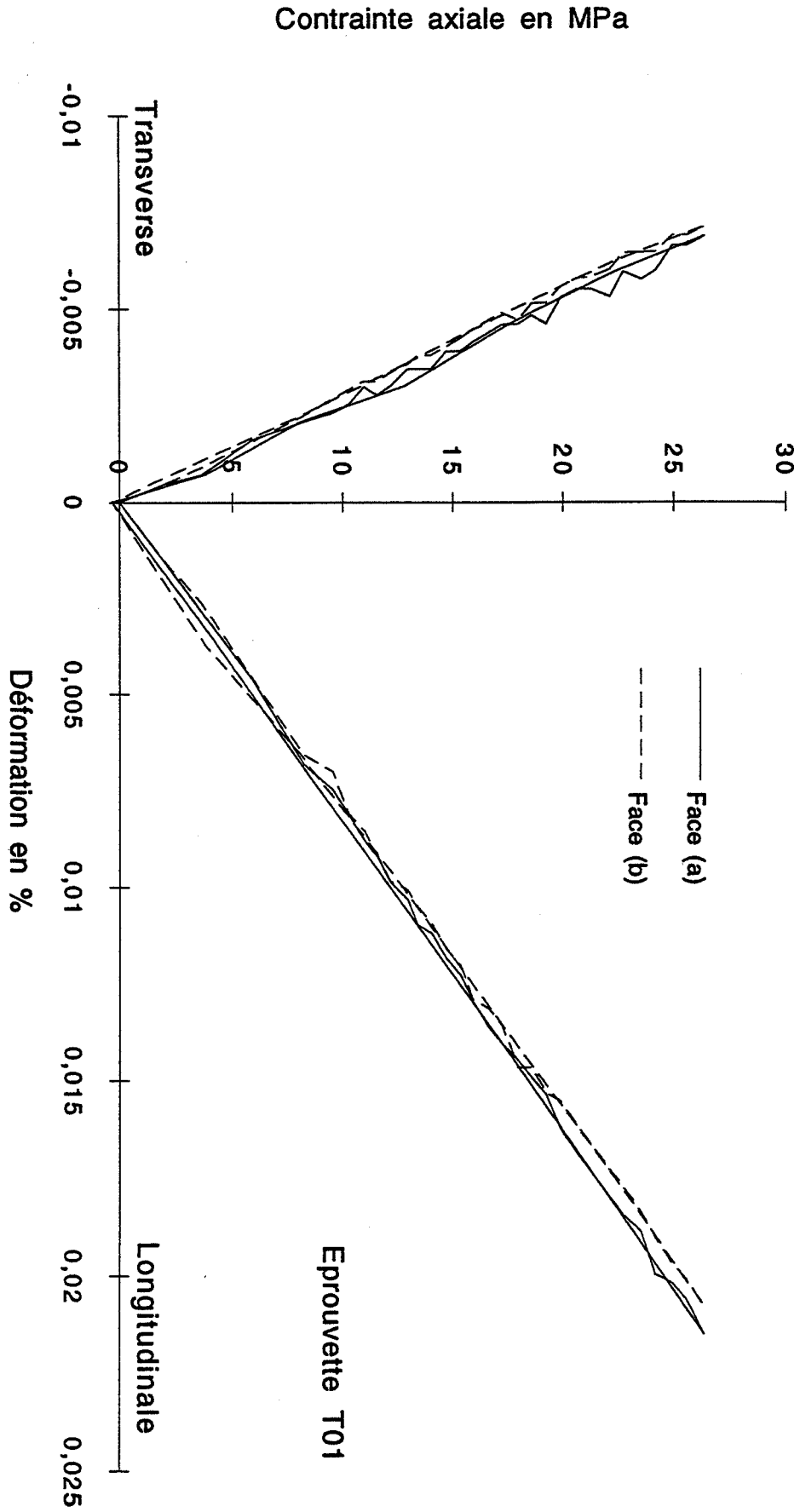
Traction T300/914 0° - Charge 1



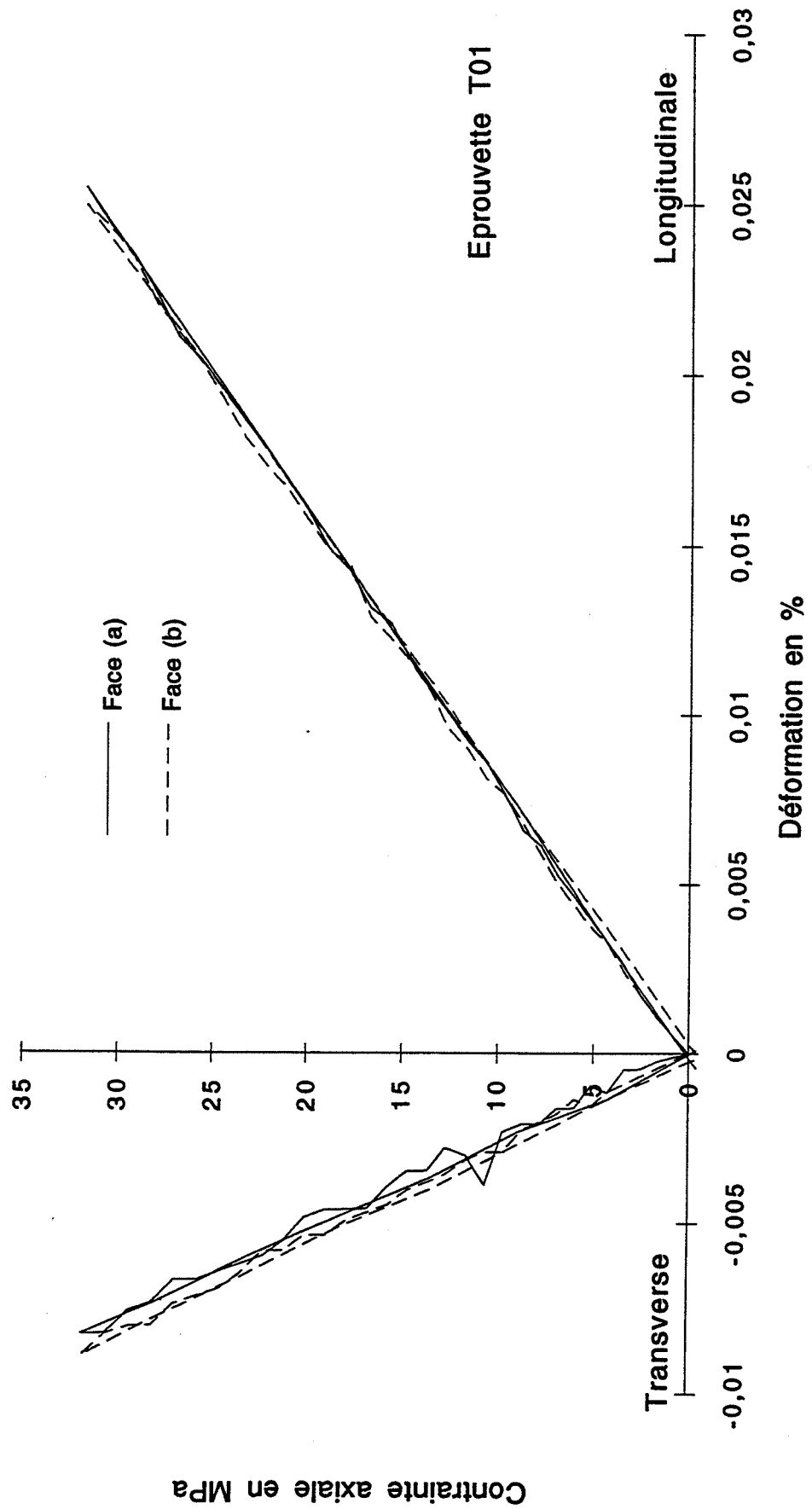
Traction T300/914 0° - Charge 2



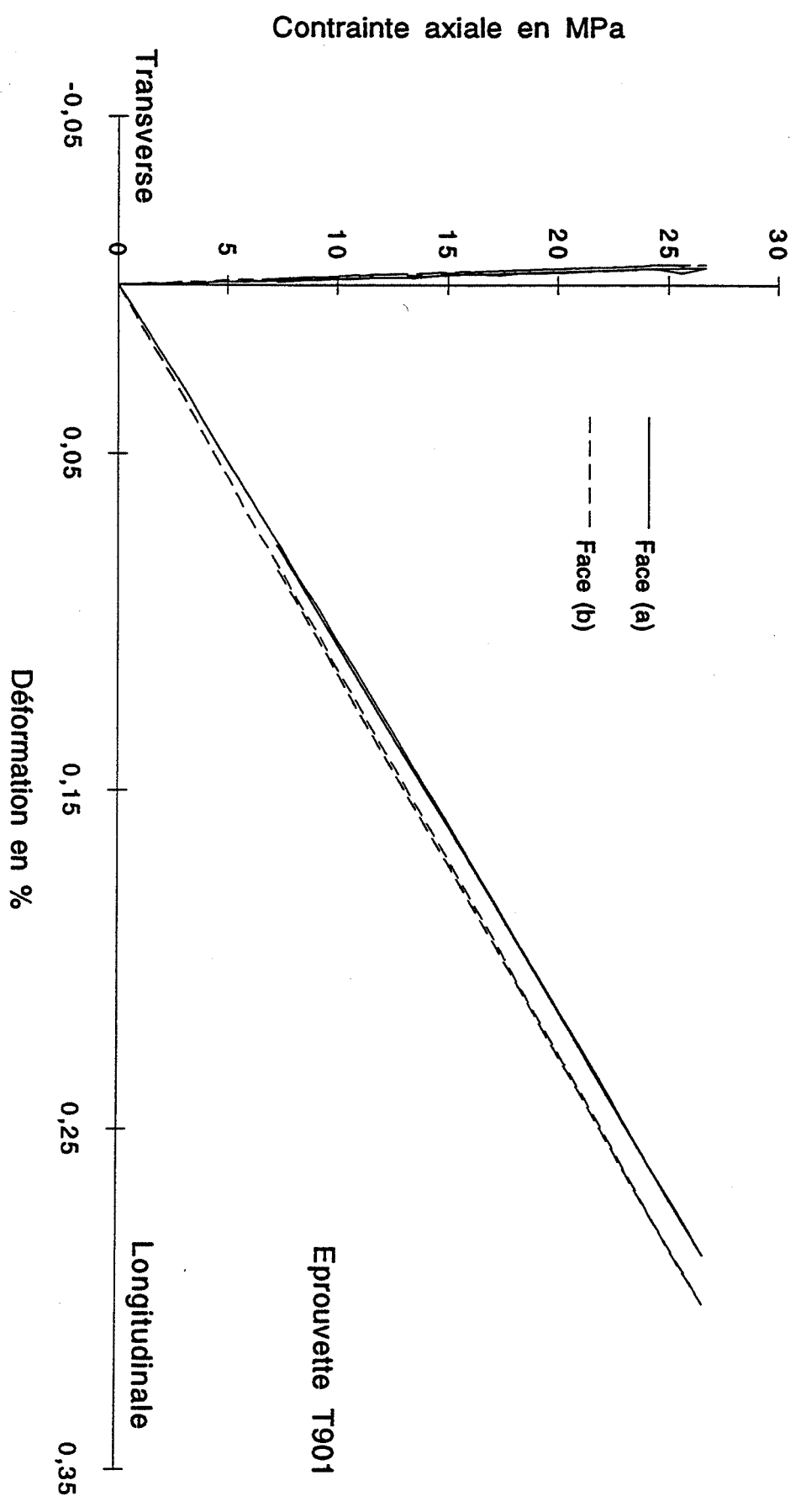
Traction T300/914 0° - Charge 3



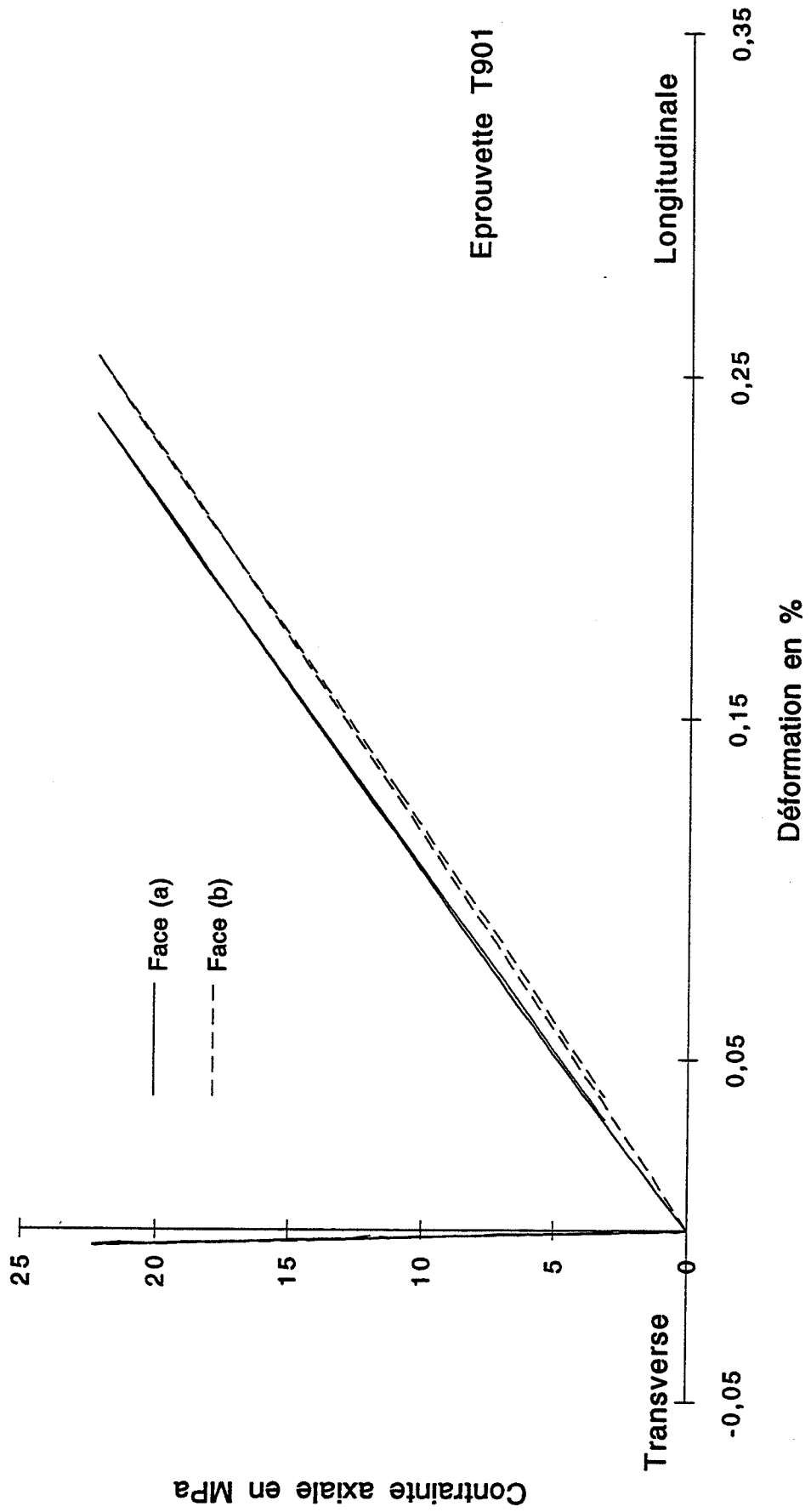
Traction T300/914 0° - Charge 4



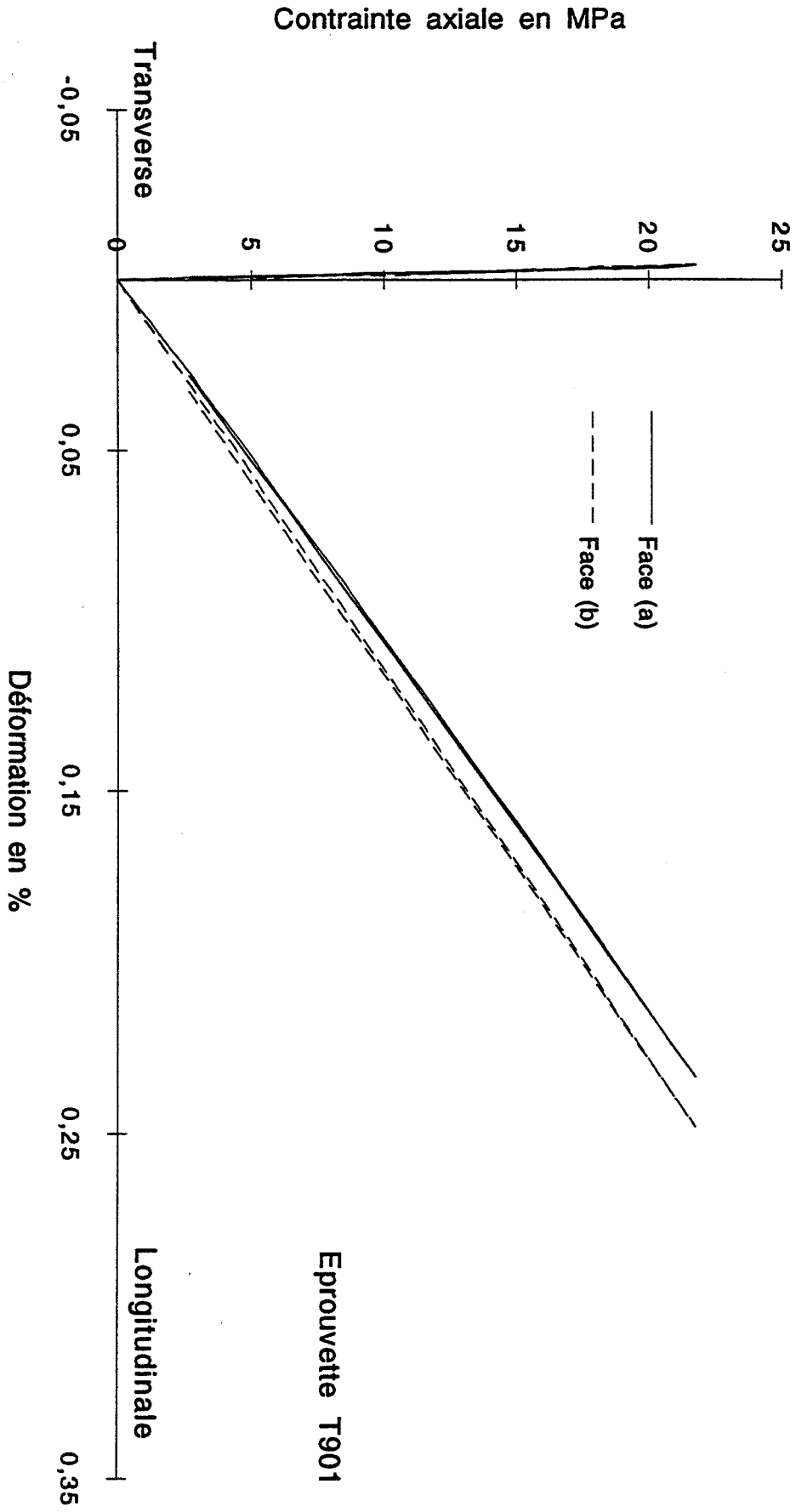
Traction T300/914 90° - Charge 1



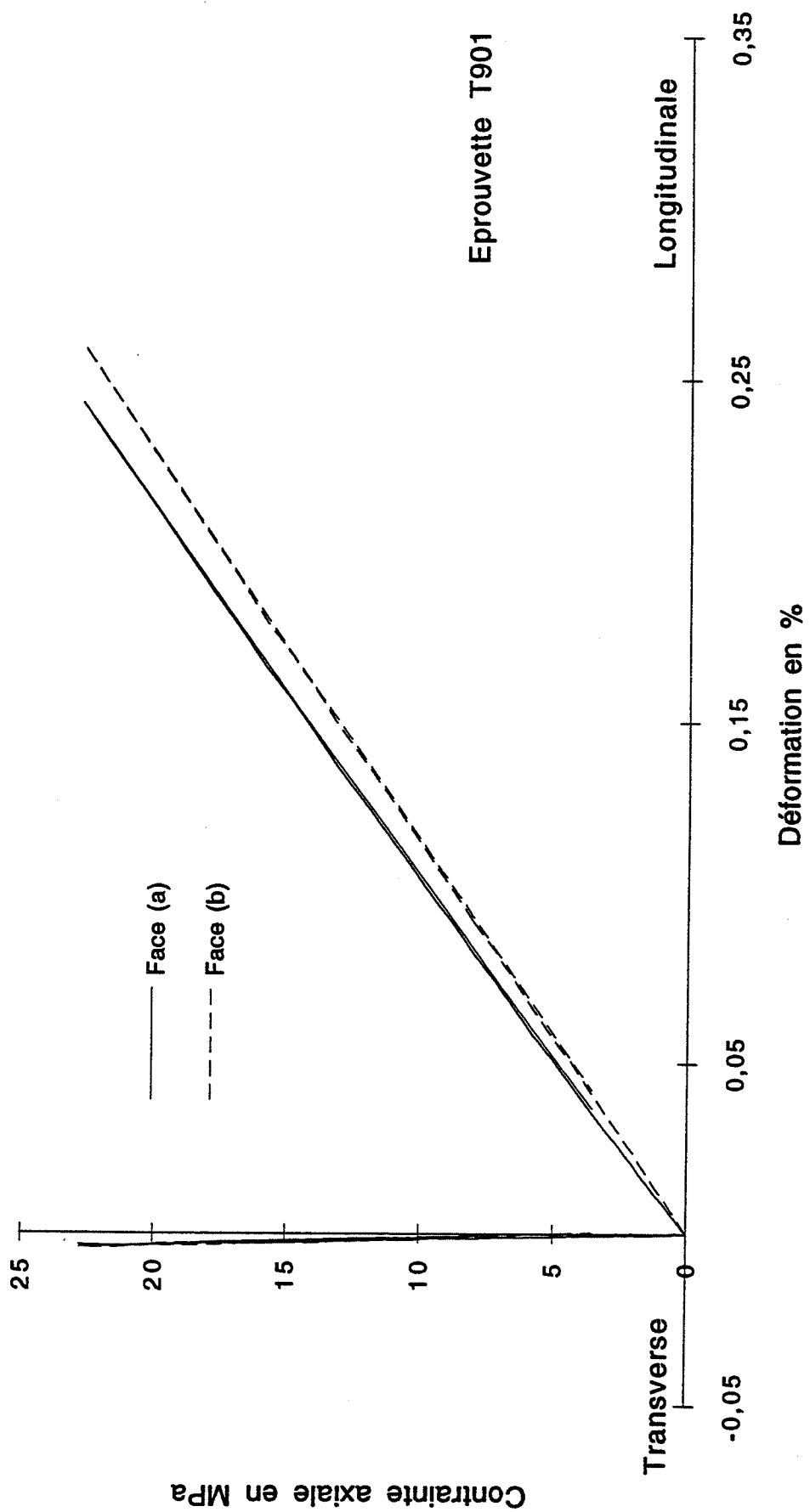
Traction T300/914 90° - Charge 2



Traction T300/914 90° - Charge 3

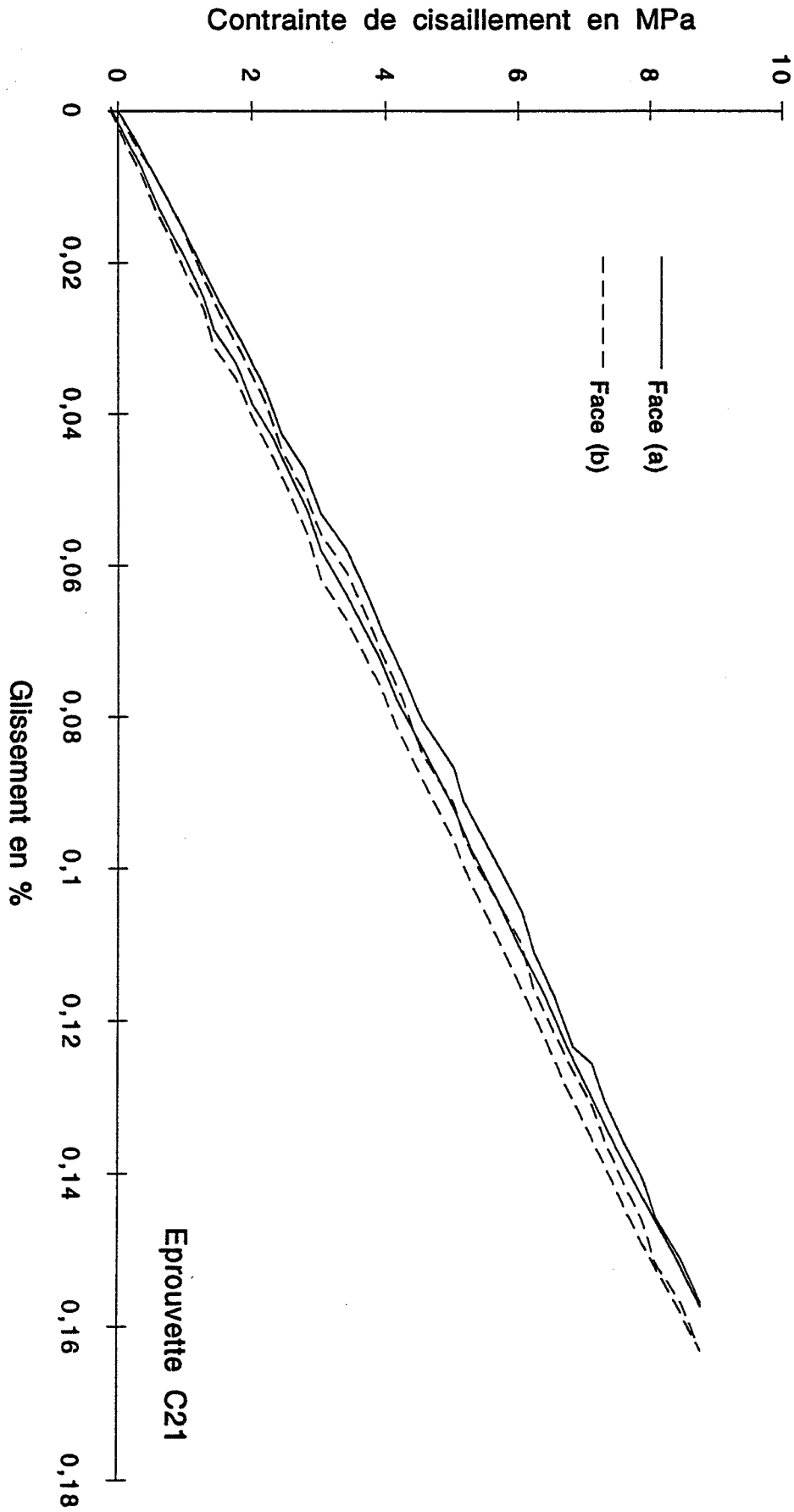


Traction T300/914 90° - Charge 4



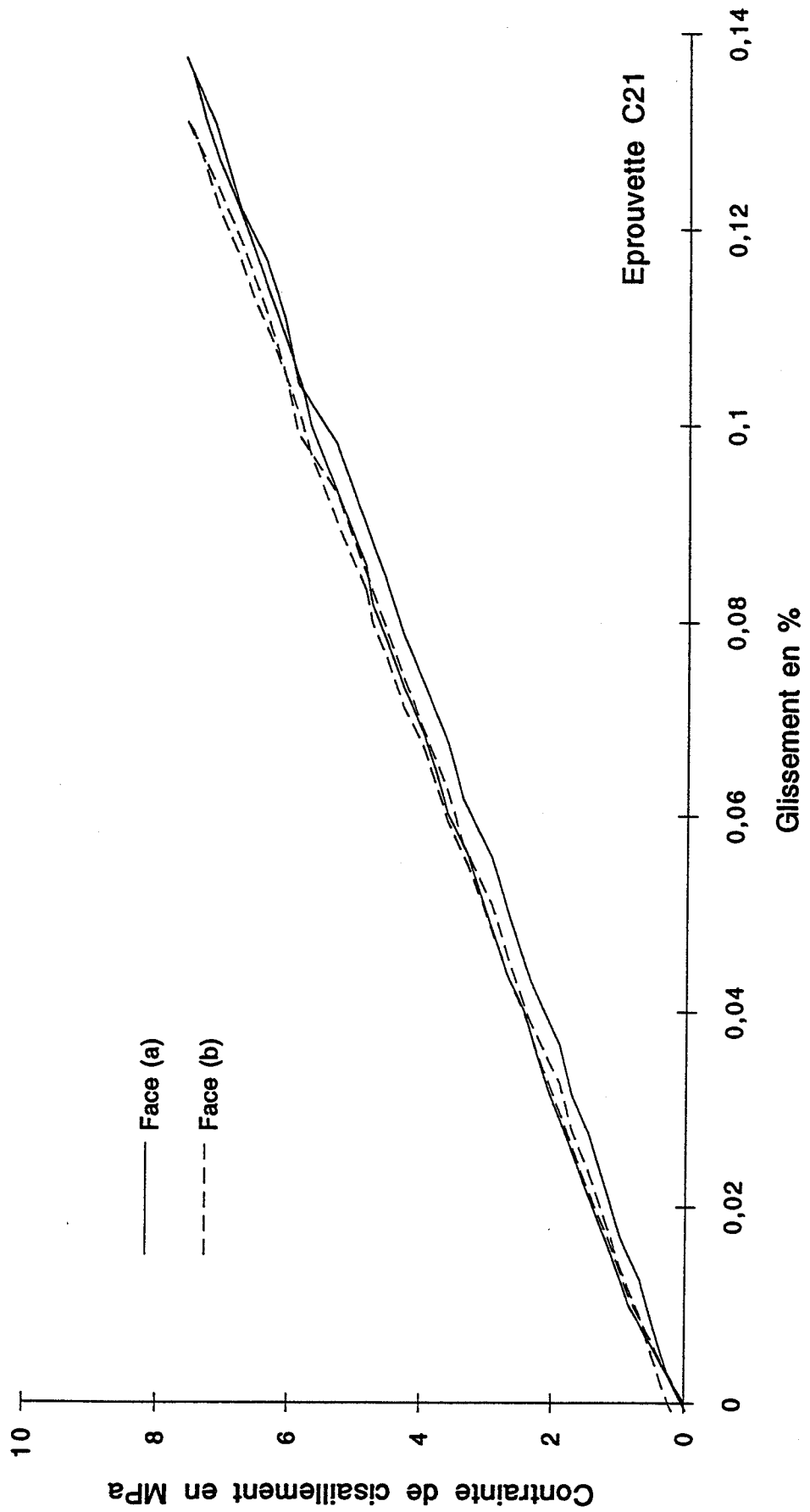
ANNEXE D: Iosipescu T300/914 0°

Iosipescu T300/914 0° - Charge 1

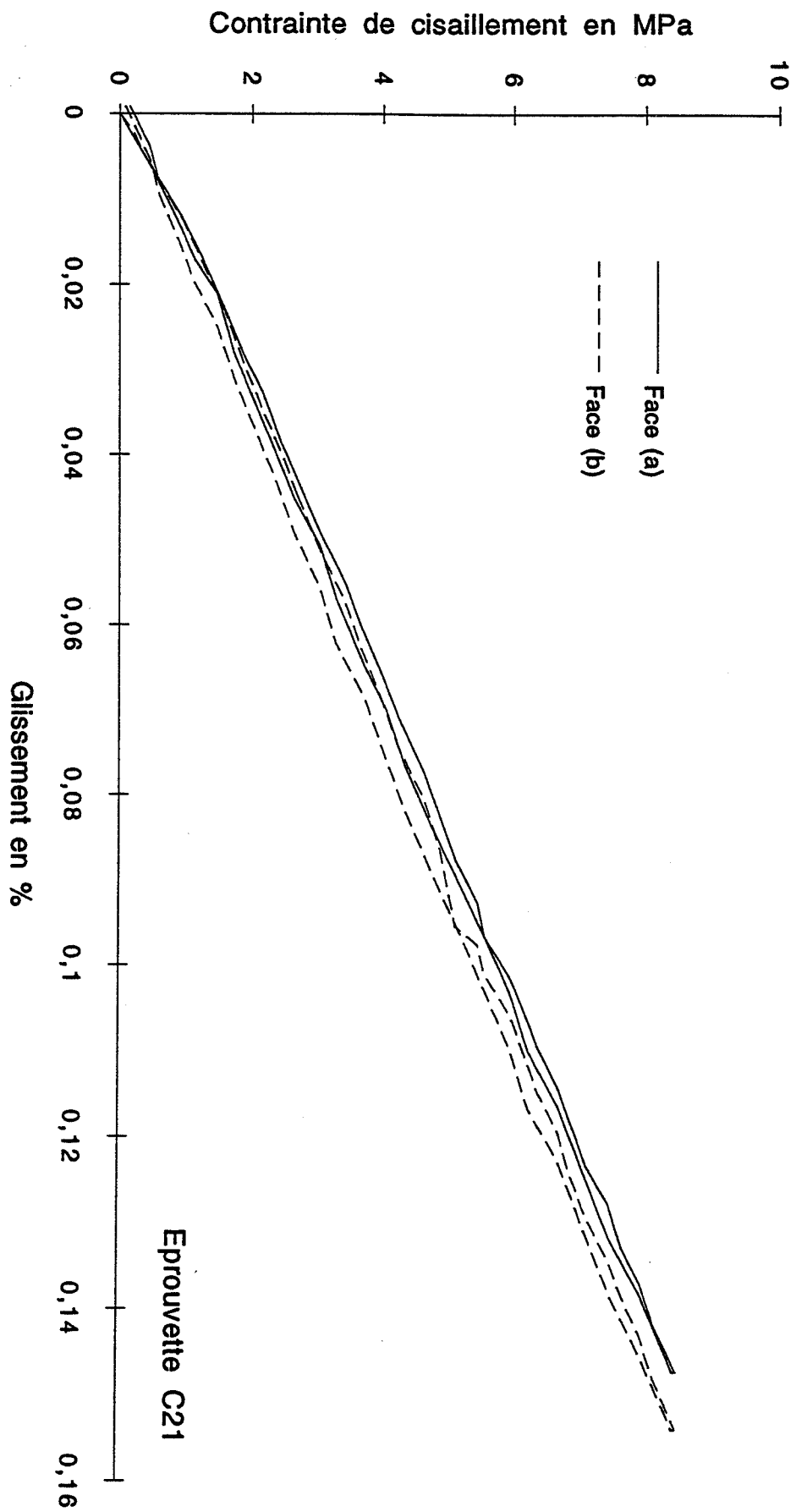


Eprouvette C21

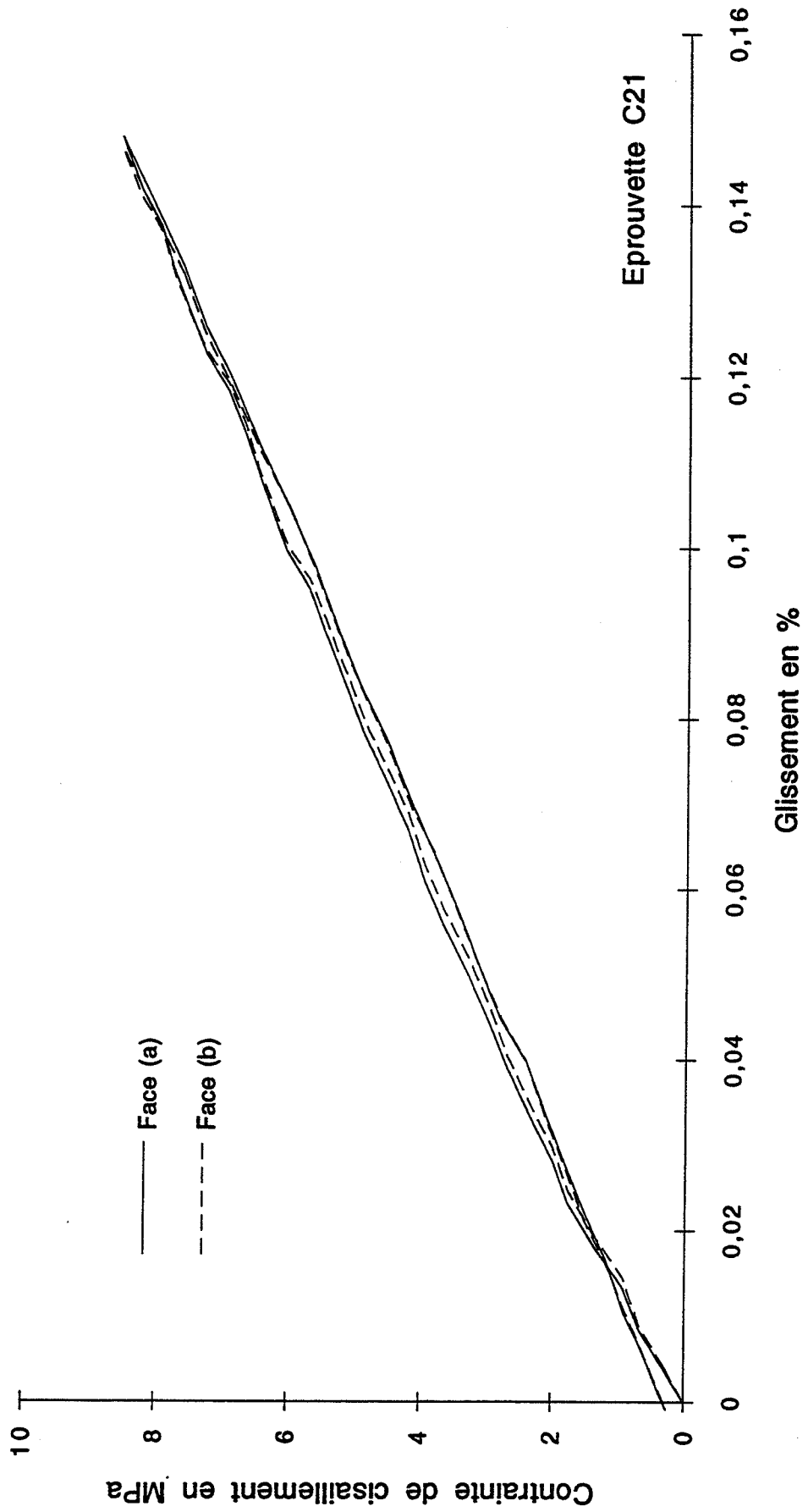
Iosipescu T300/914 0° - Charge 2



Iosipescu T300/914 0° - Charge 3

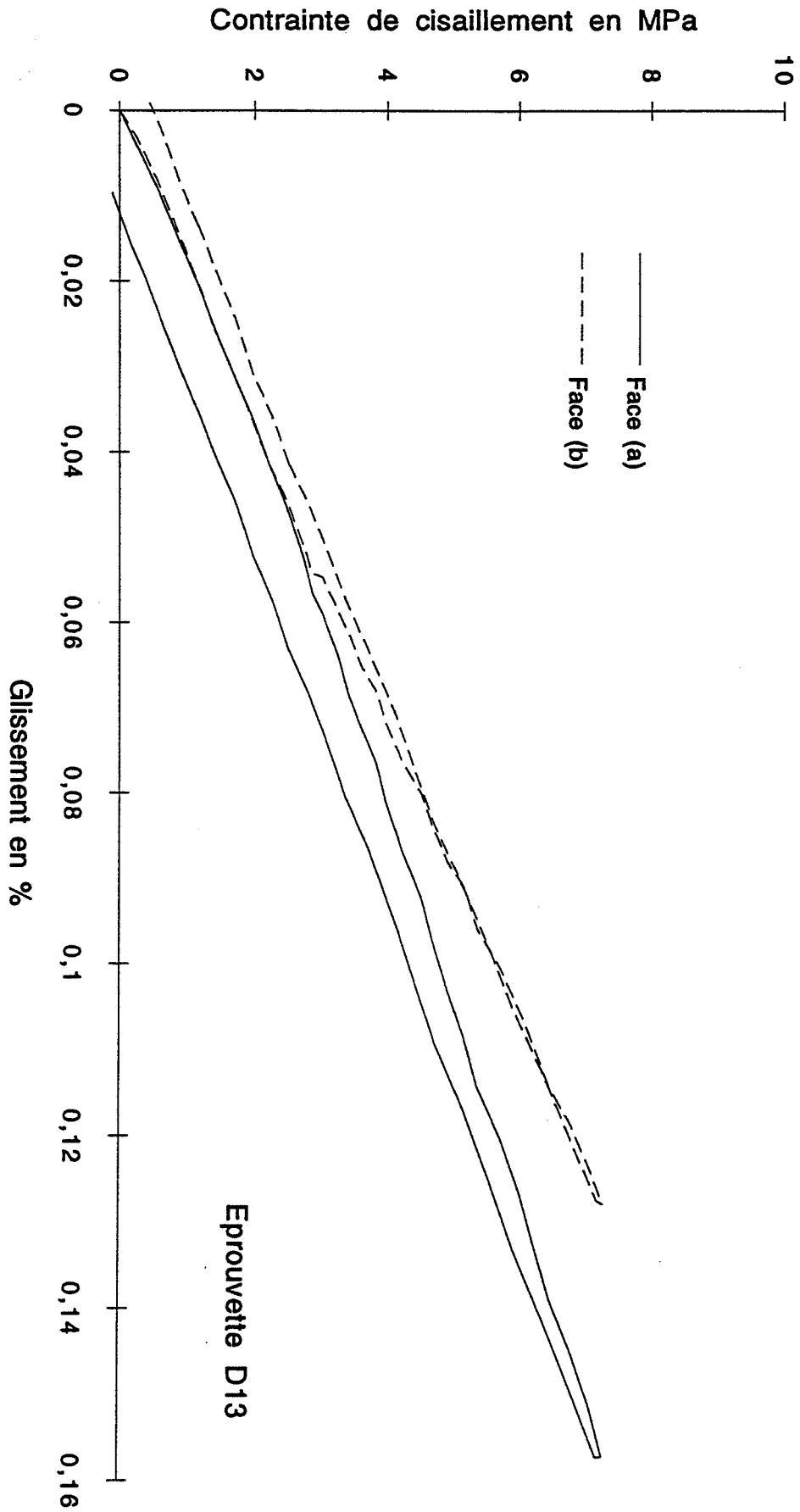


Iosipescu T300/914 0° - Charge 4

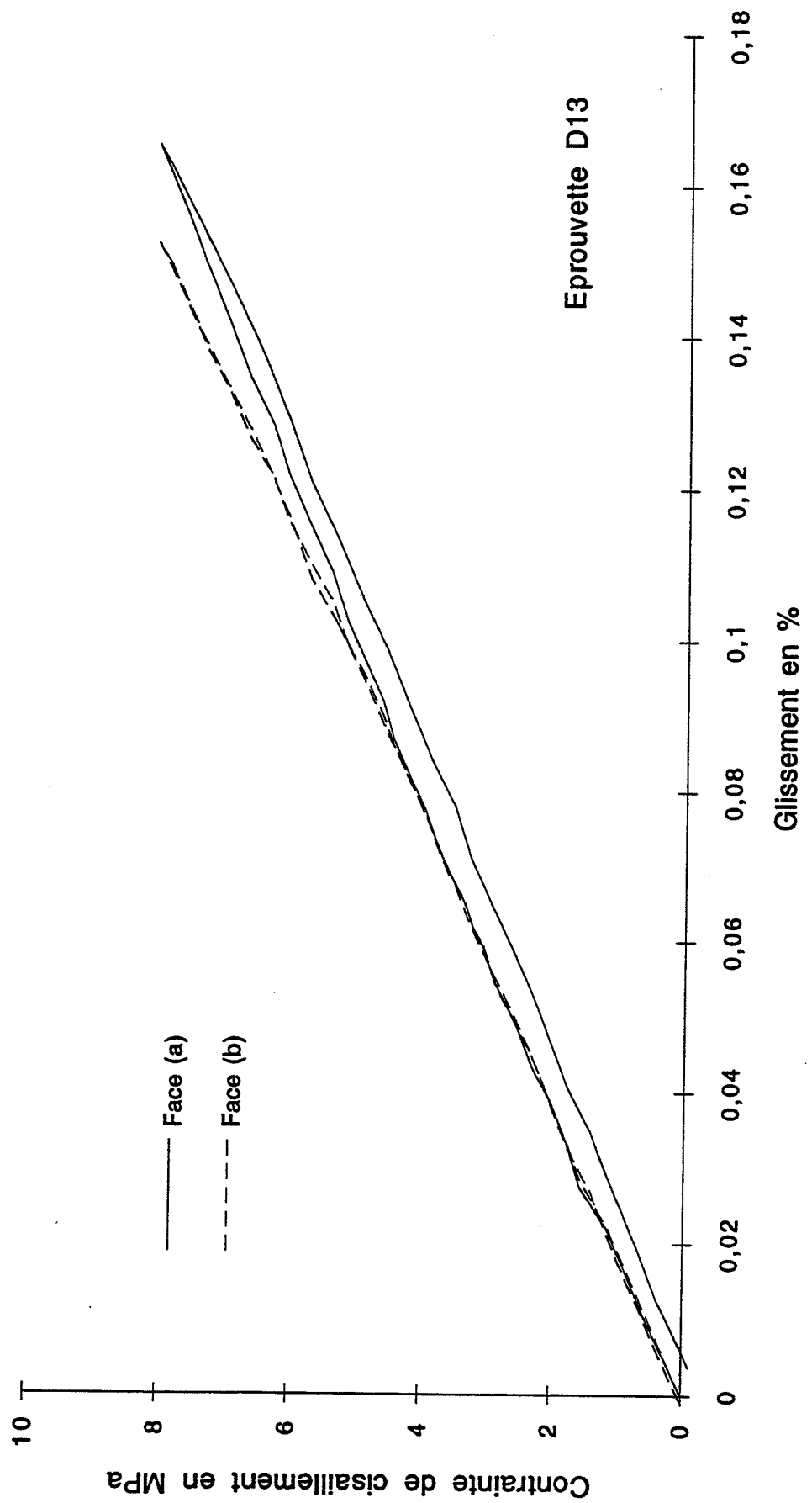


ANNEXE E: Iosipescu T300/914 0/90

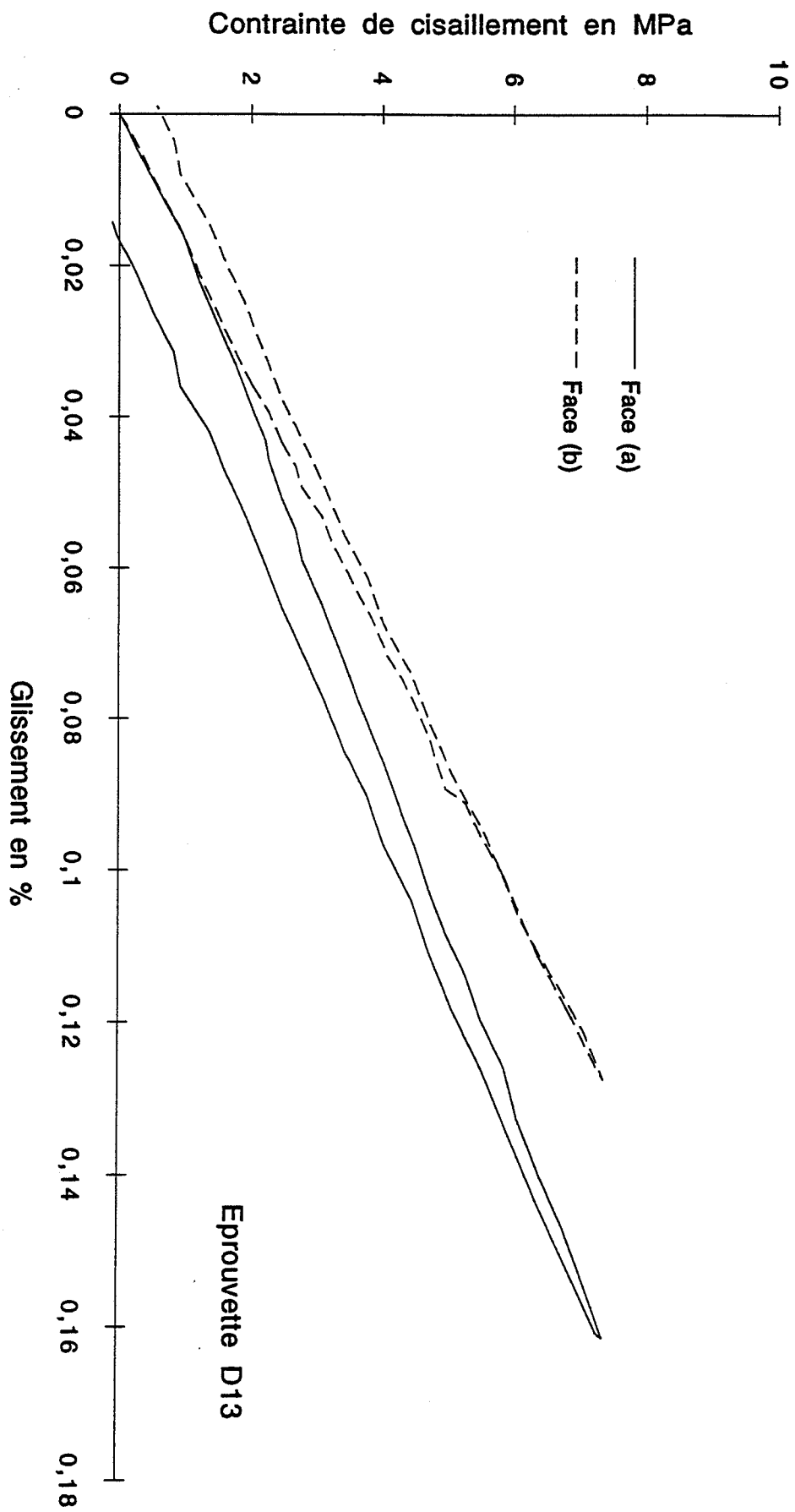
Iosipescu T300/914 0/90 - Charge 1



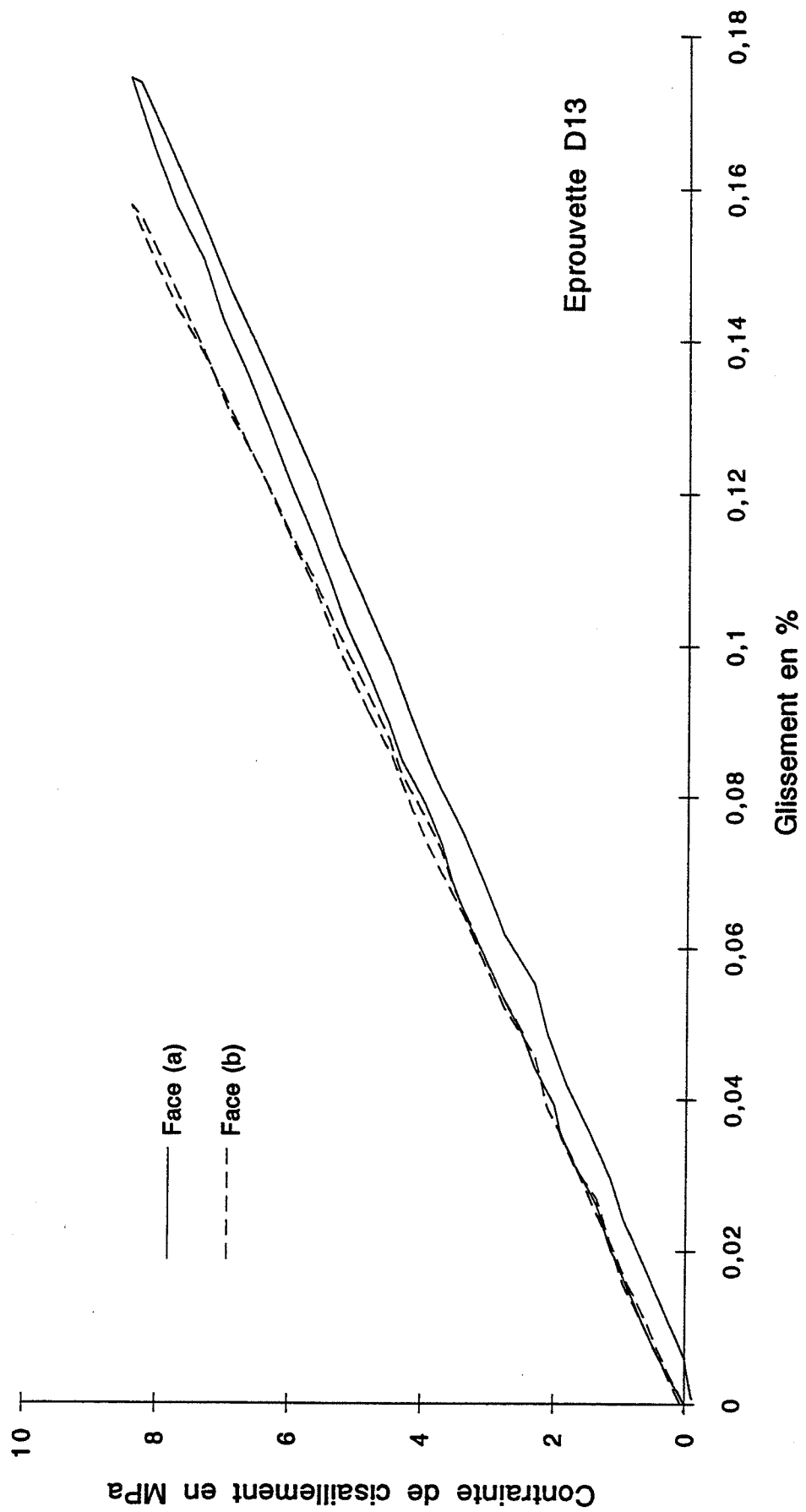
Iosipescu T300/914 0/90 - Charge 2



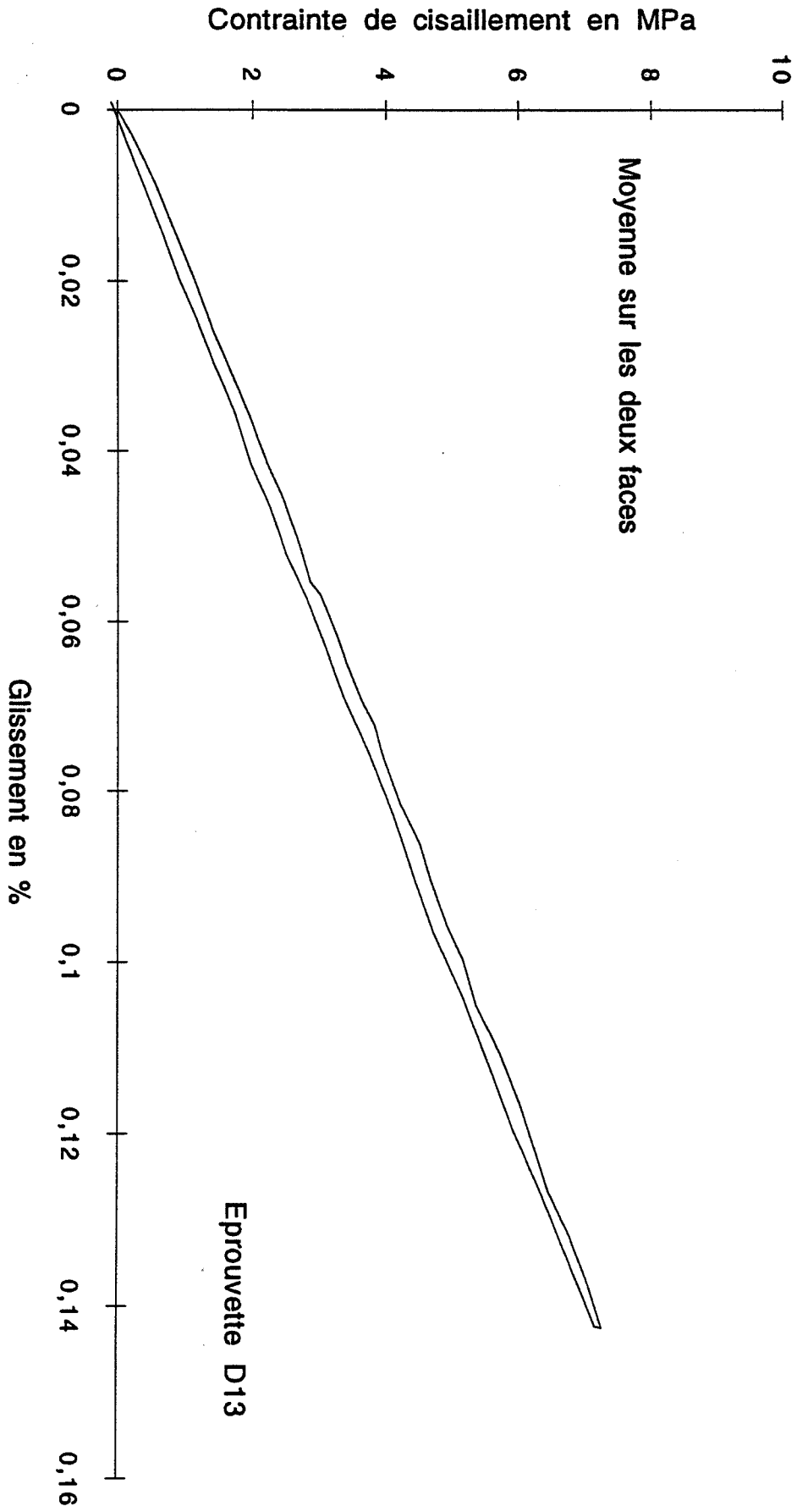
Iosipescu T300/914 0/90 - Charge 3



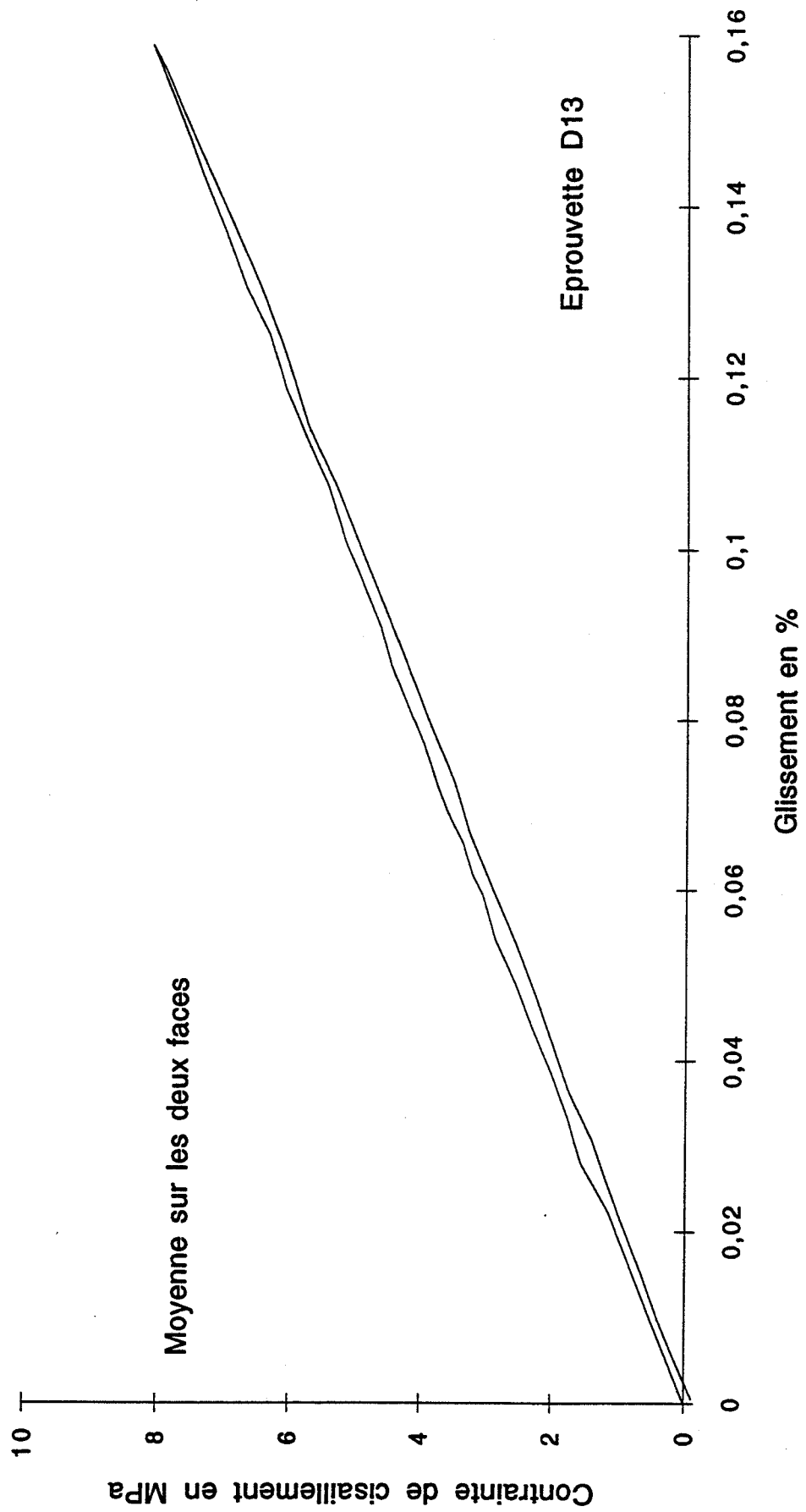
Iosipescu T300/914 0/90 - Charge 4



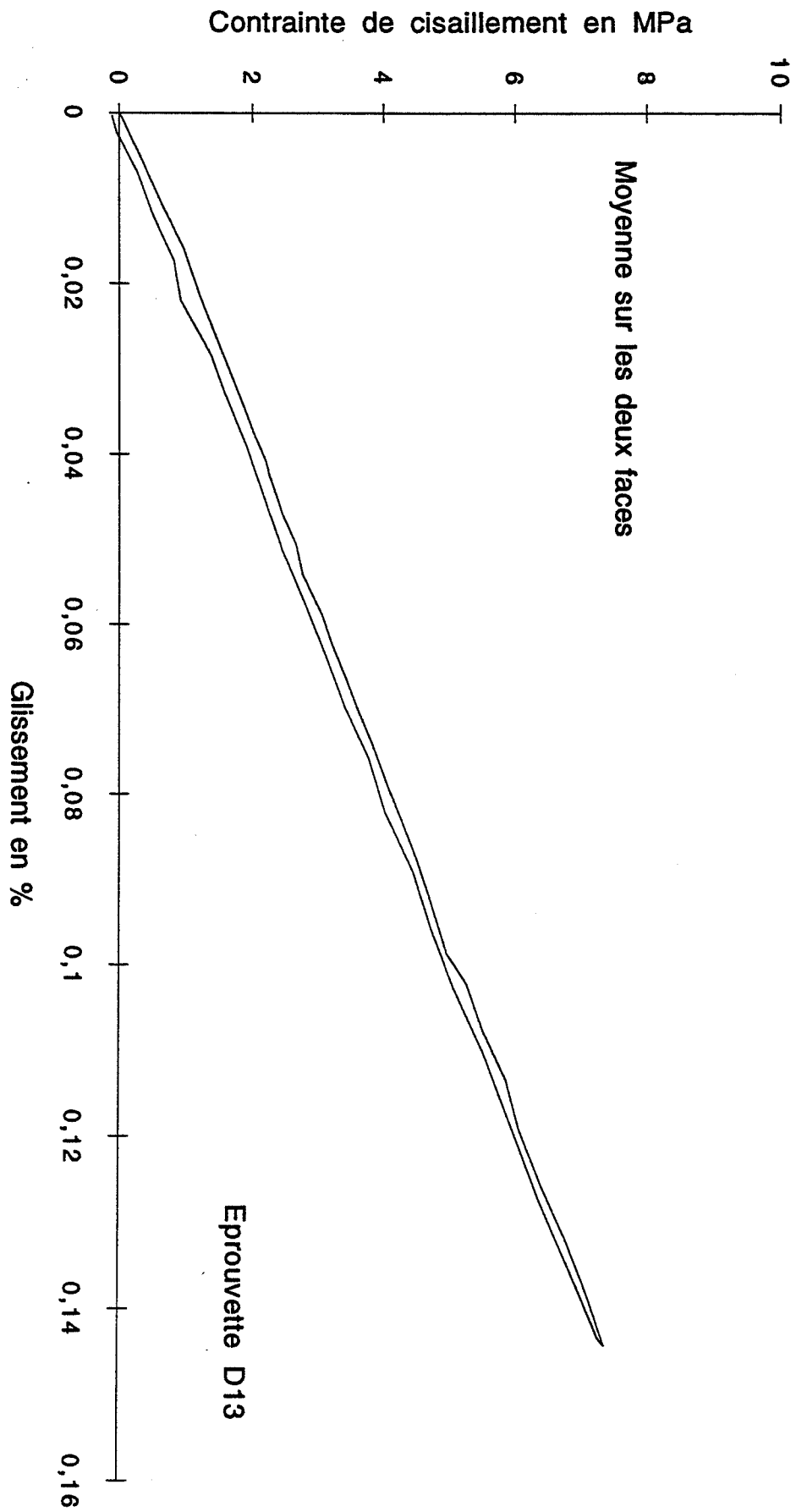
Iosipescu T300/914 0/90 - Charge 1



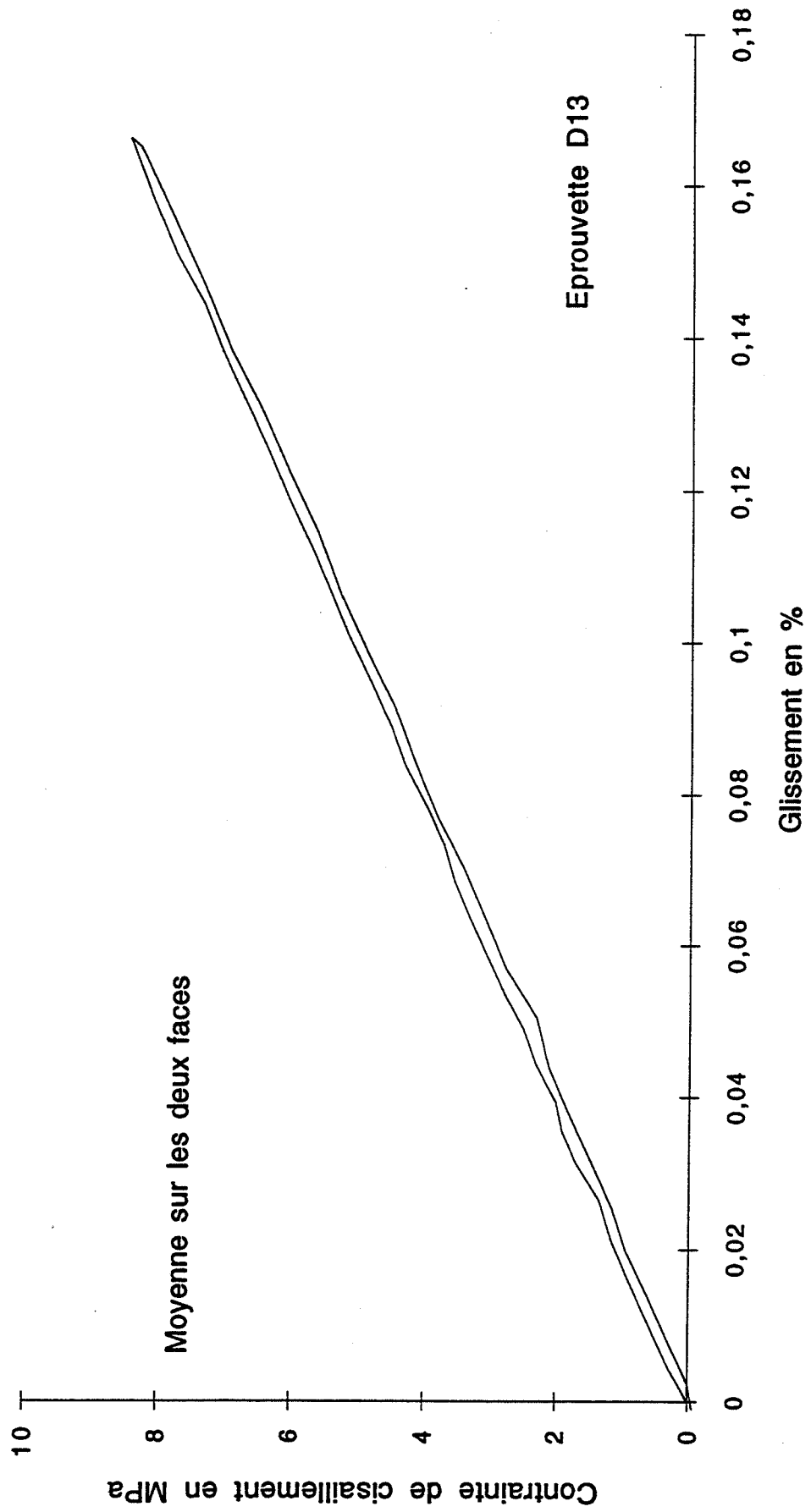
Iosipescu T300/914 0/90 - Charge 2



losipescu T300/914 0/90 - Charge 3

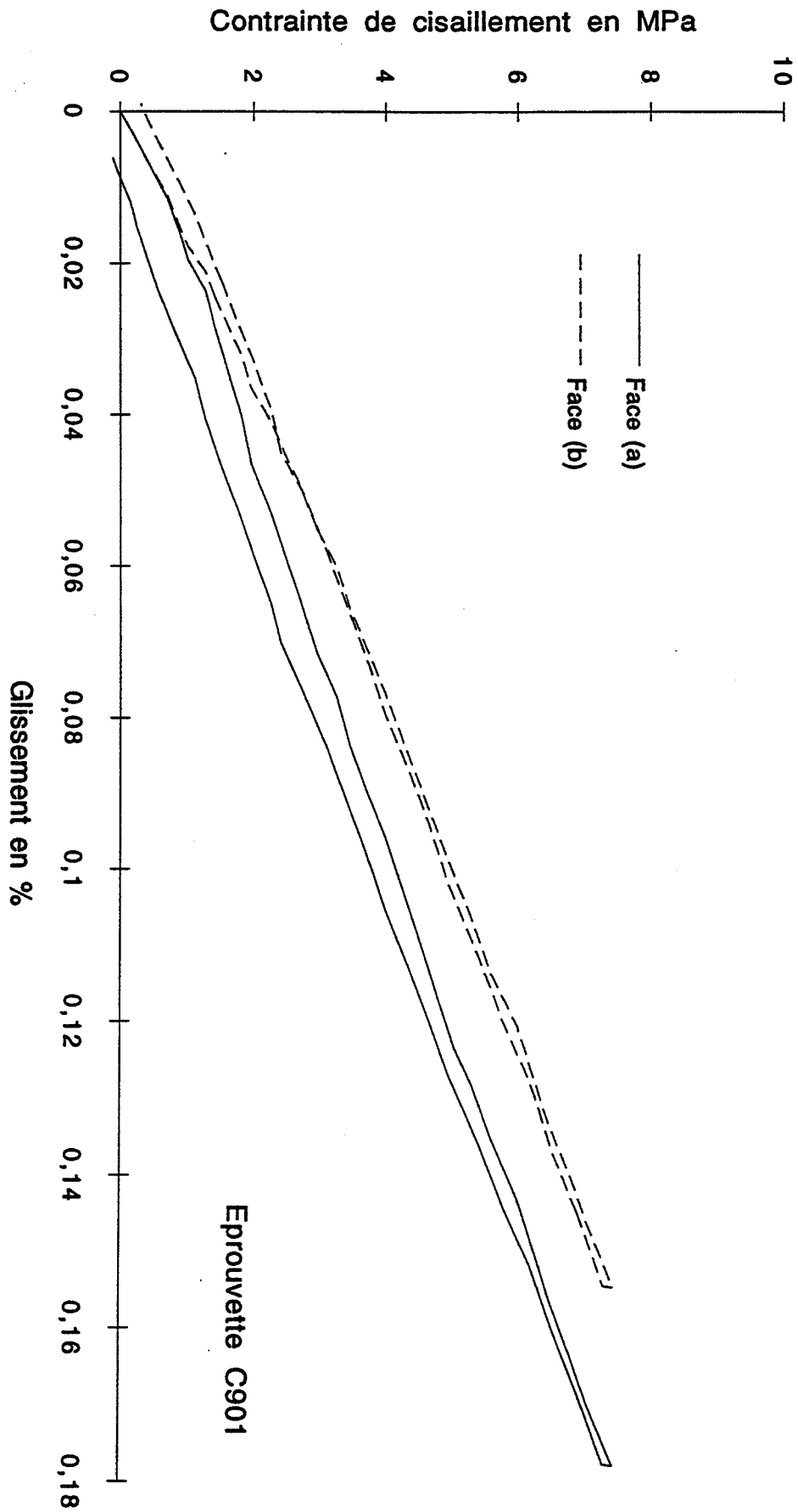


Iosipescu T300/914 0/90 - Charge 4

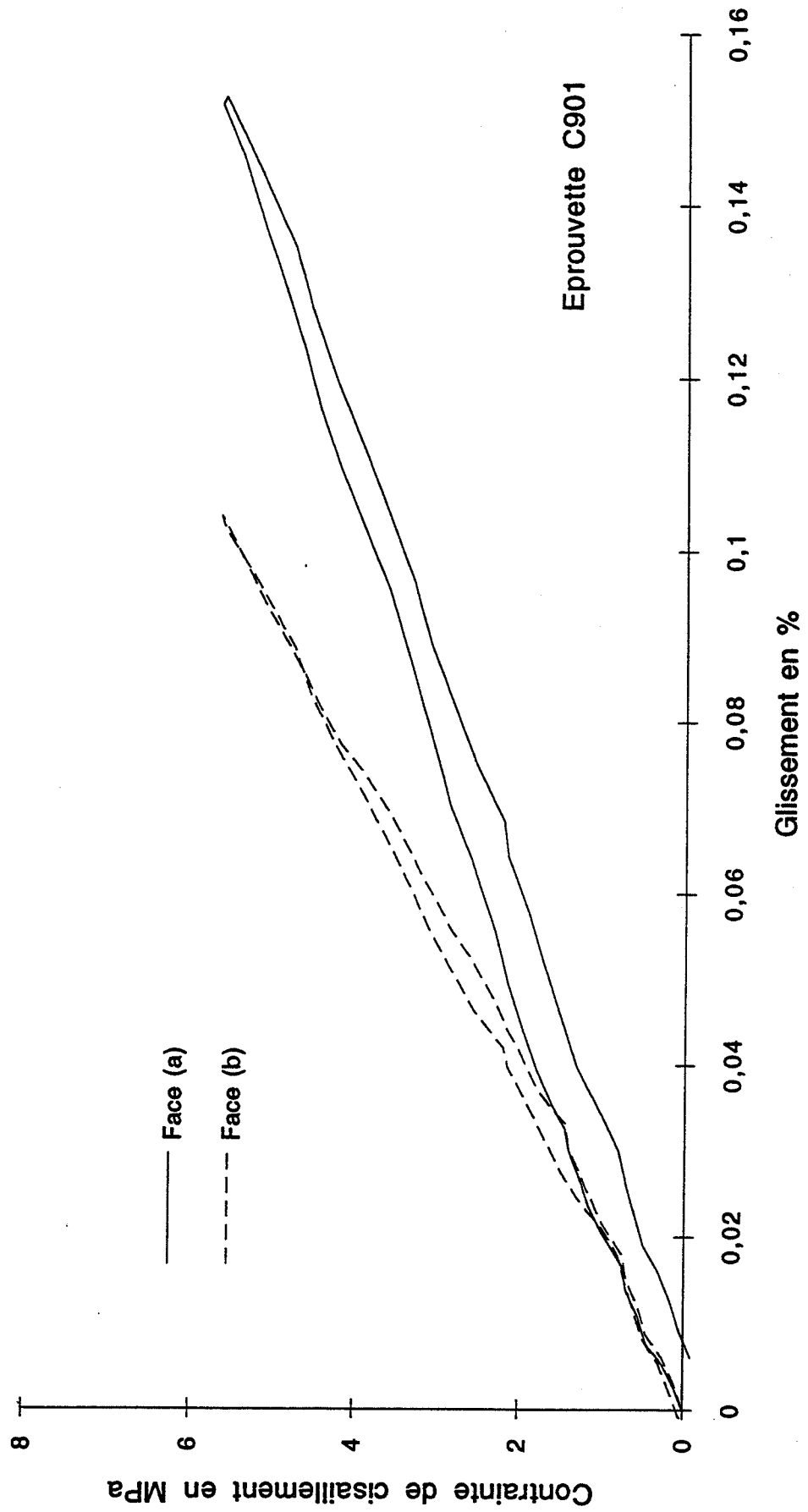


ANNEXE F: Iosipescu T300/914 90°

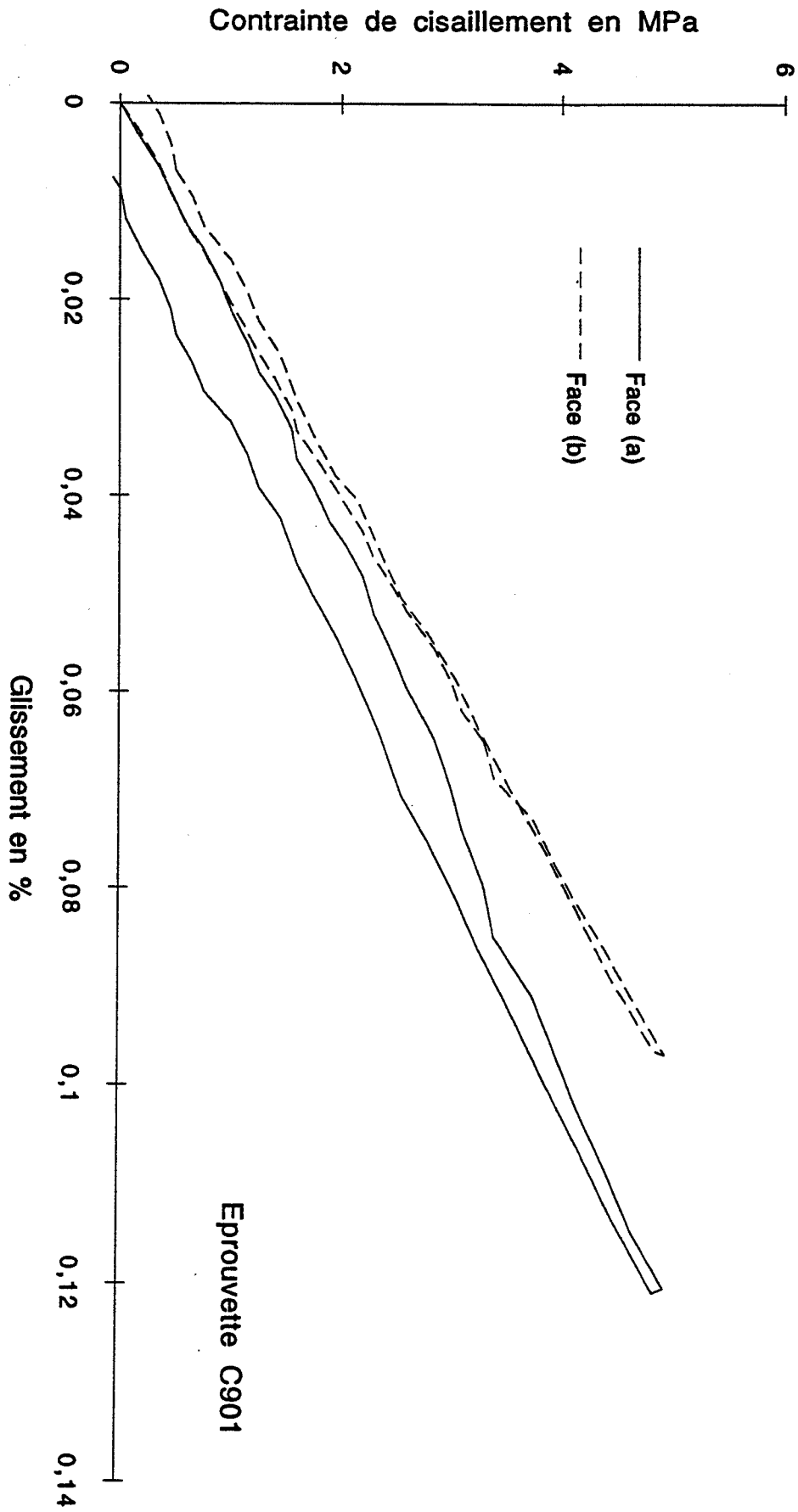
Iosipescu T300/914 90° - Charge 1



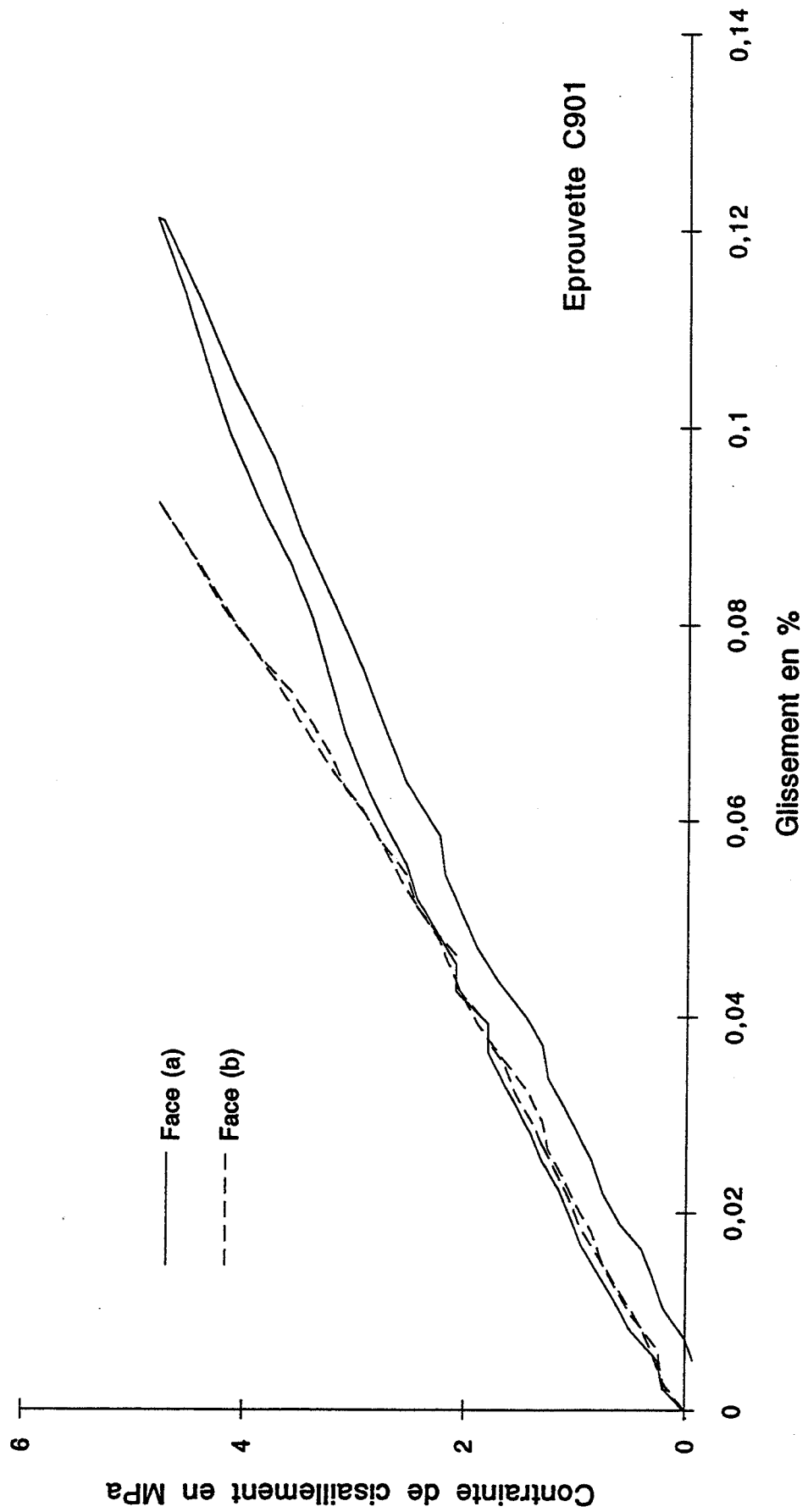
Iosipescu T300/914 90° - Charge 2



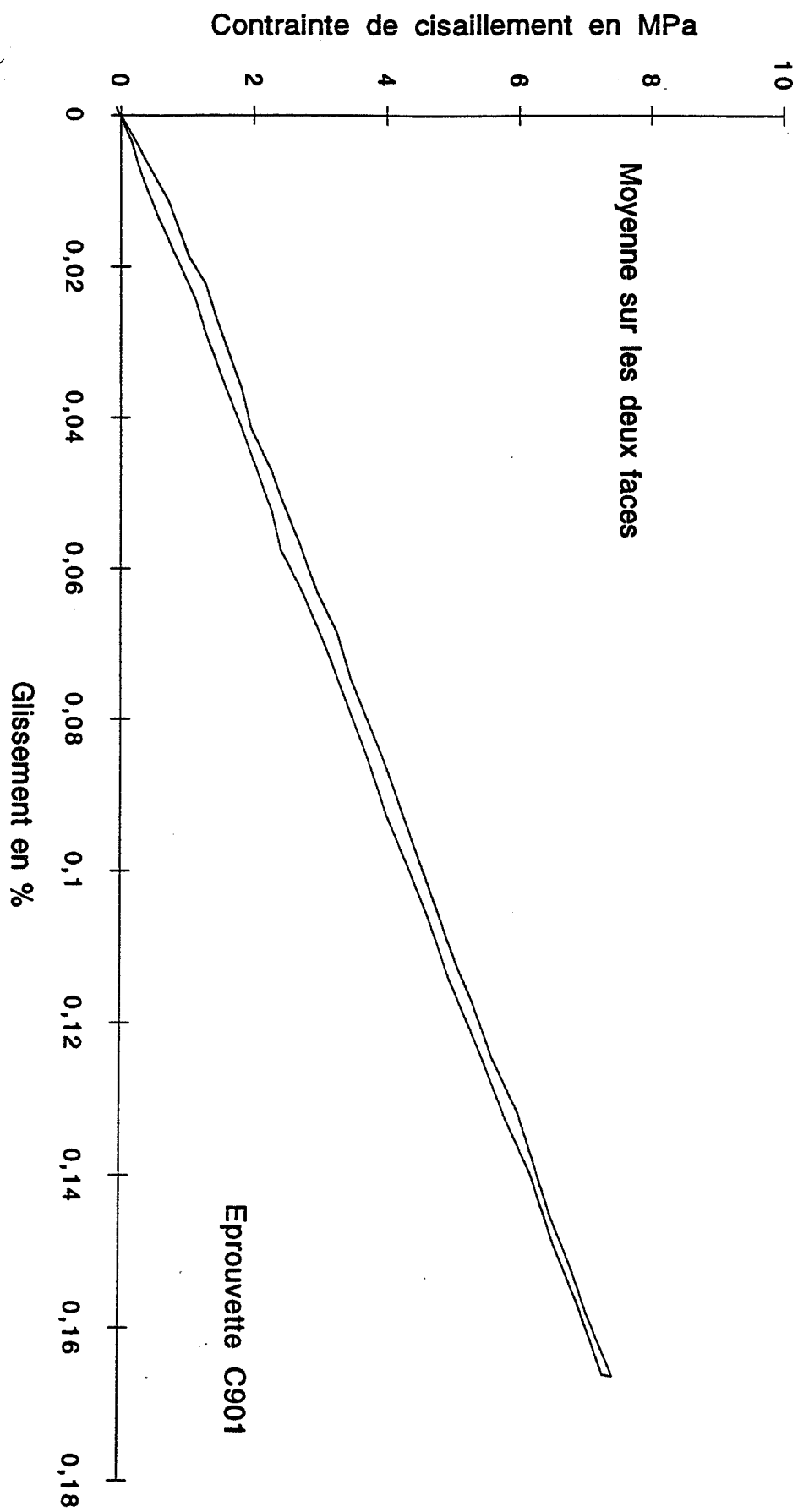
Iosipescu T300/914 90° - Charge 3



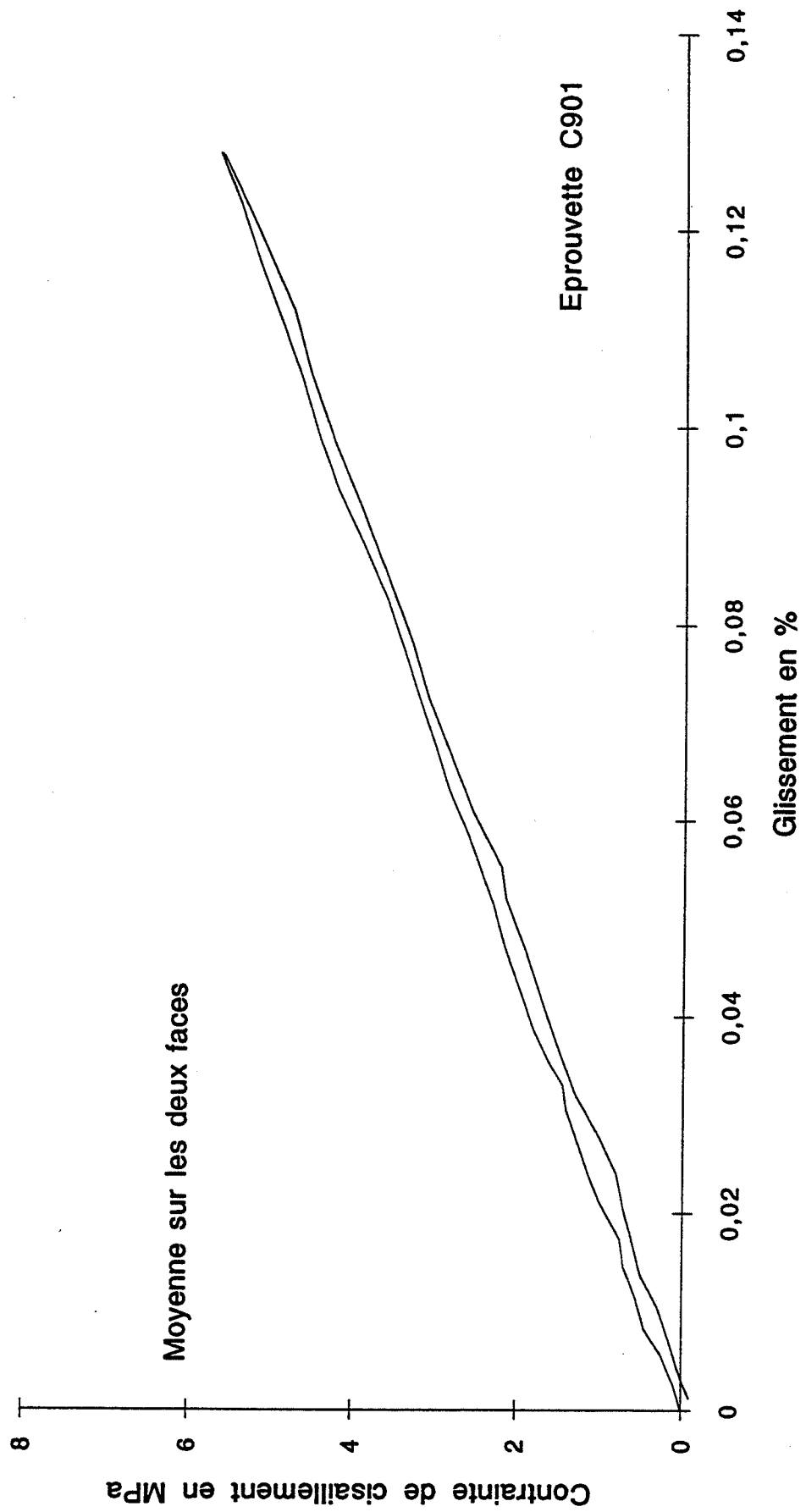
losipescu T300/914 90° - Charge 4



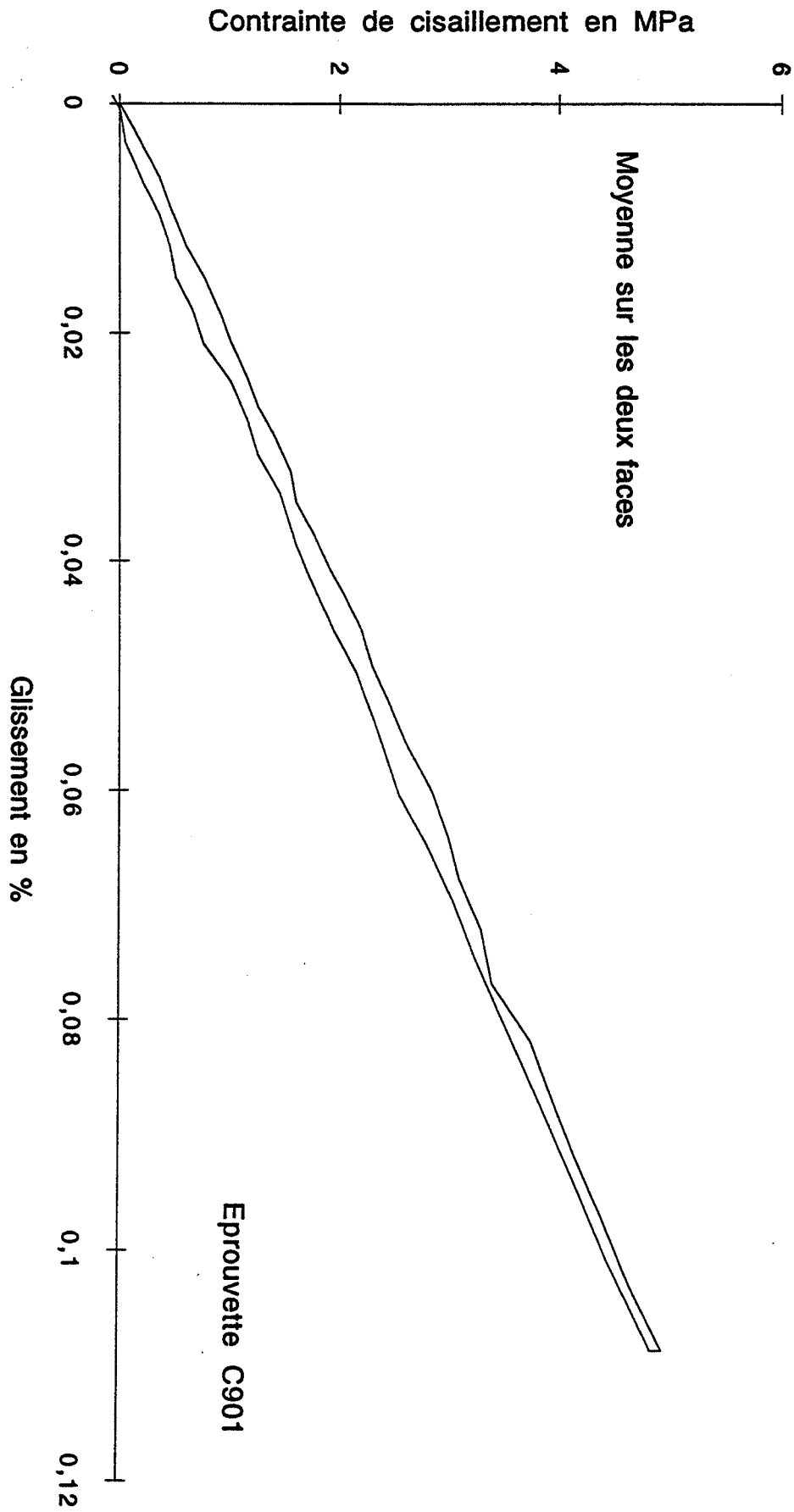
Iosipescu T300/914 90° - Charge 1



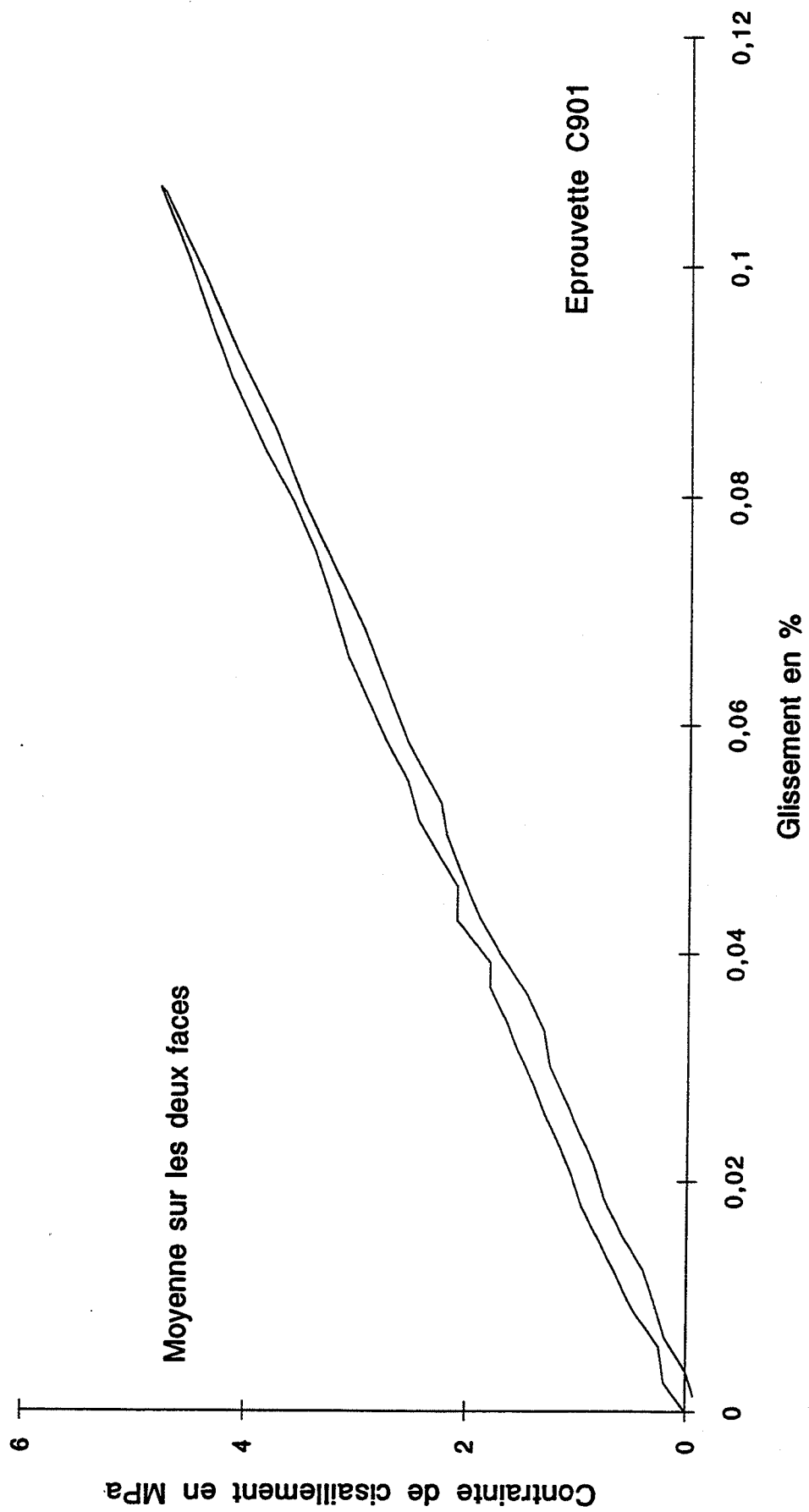
losipescu T300/914 90° - Charge 2



Iosipescu T300/914 90° - Charge 3

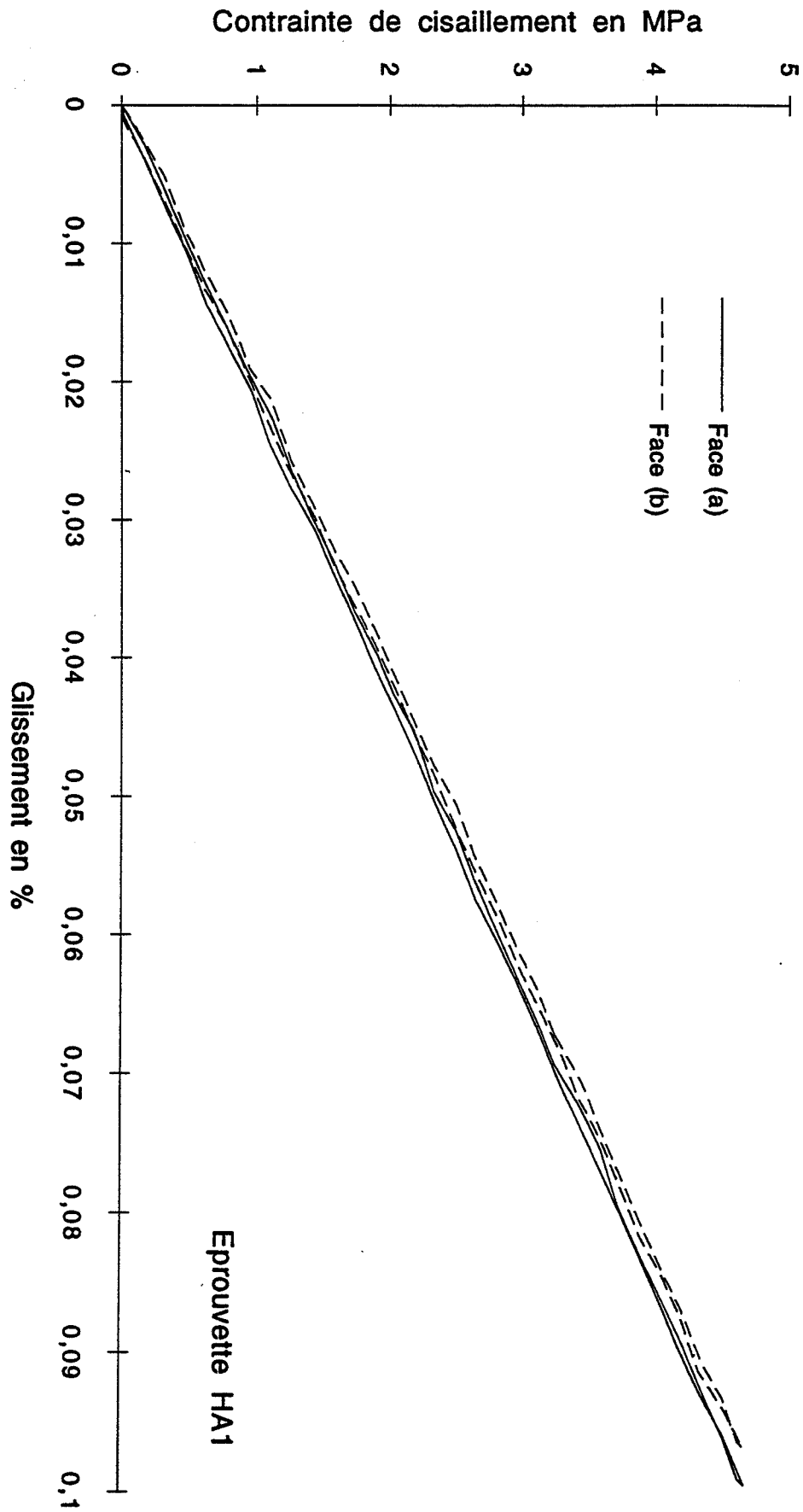


losipescu T300/914 90° - Charge 4



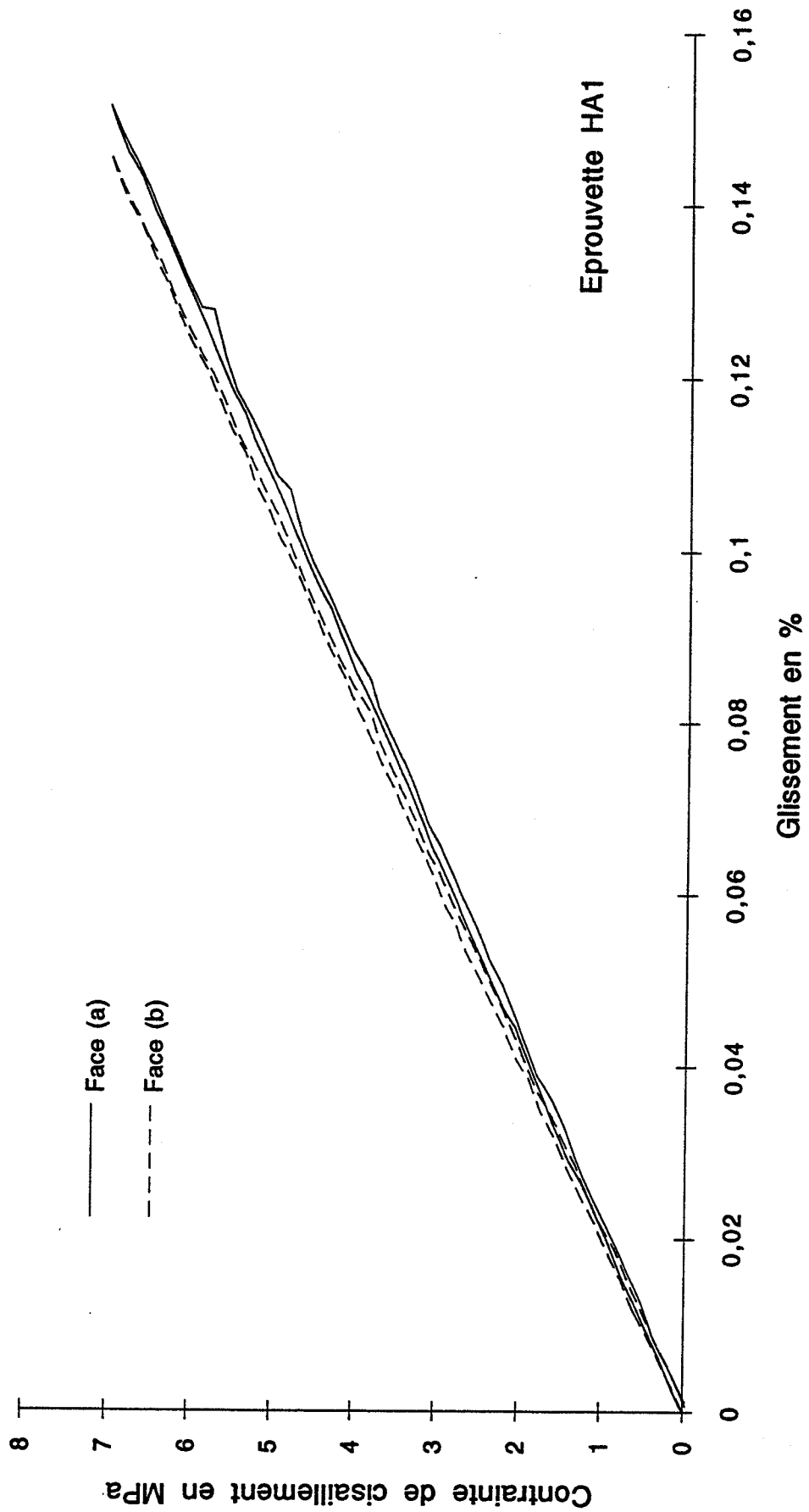
ANNEXE G: Traction hors-axes à 45°

Traction hors-axes à 45° sur T300/914 - Charge 1

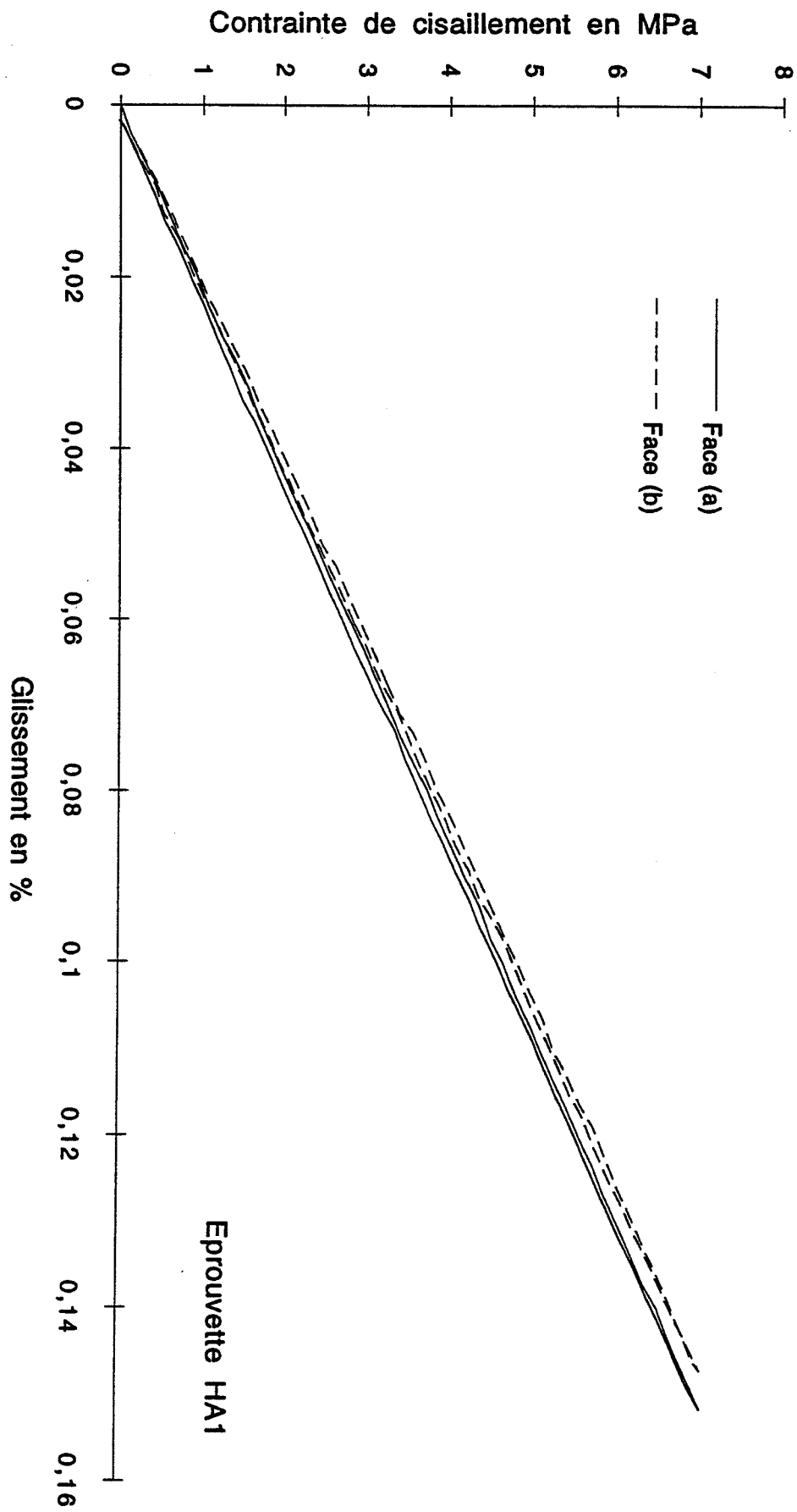


Eprouvette HA1

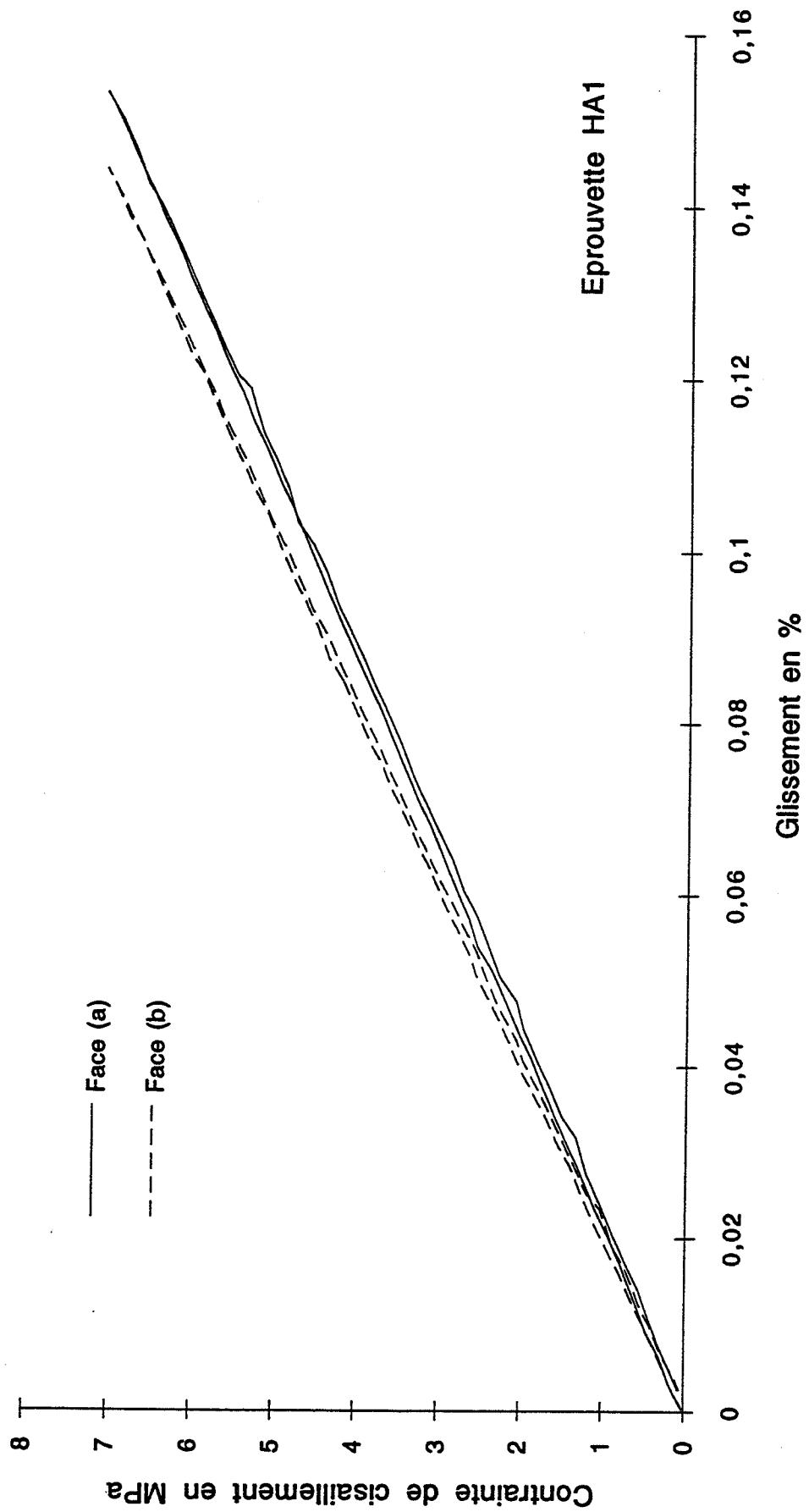
Traction hors-axes à 45° sur T300/914 - Charge 2



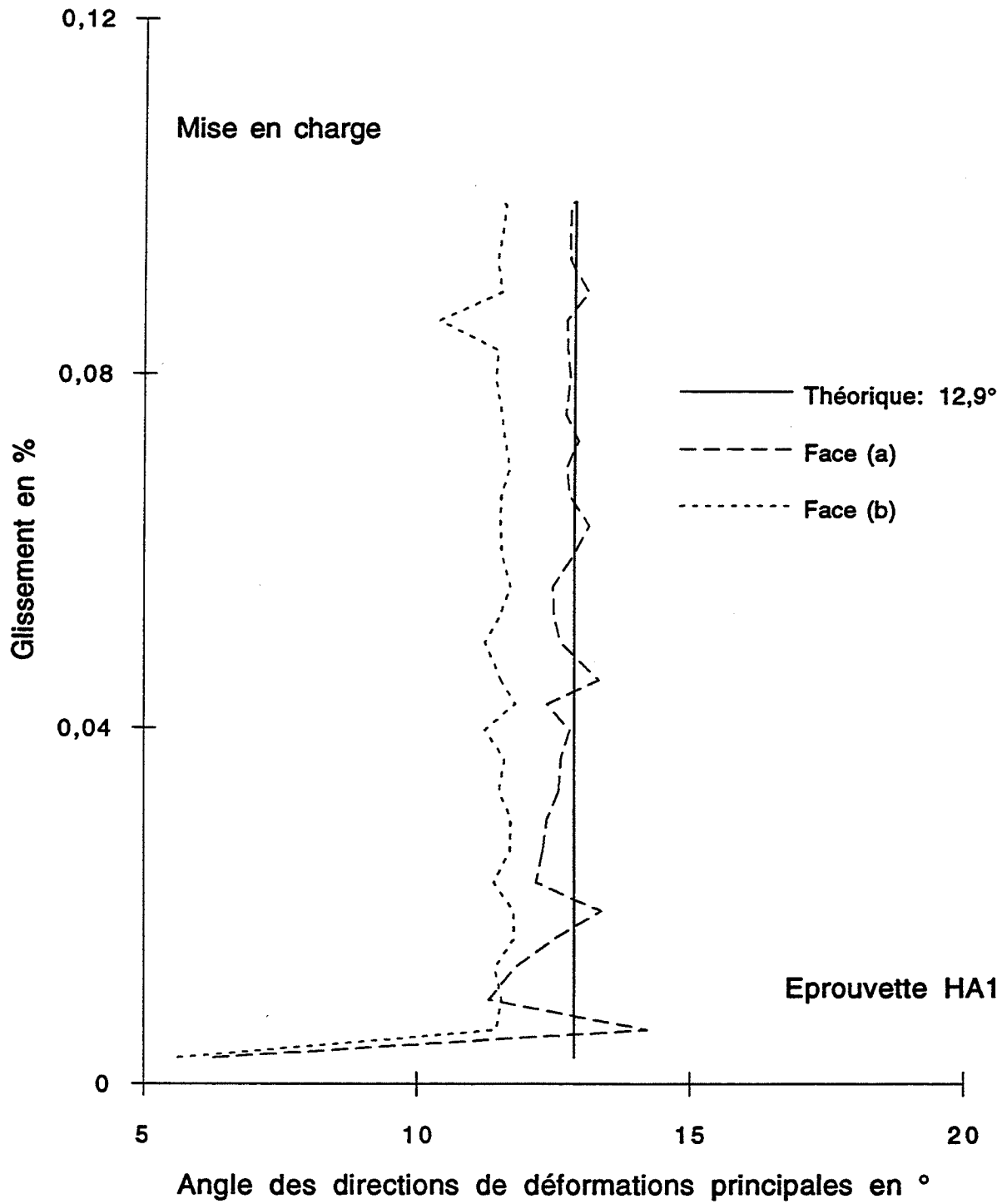
Traction hors-axes à 45° sur T300/914 - Charge 3



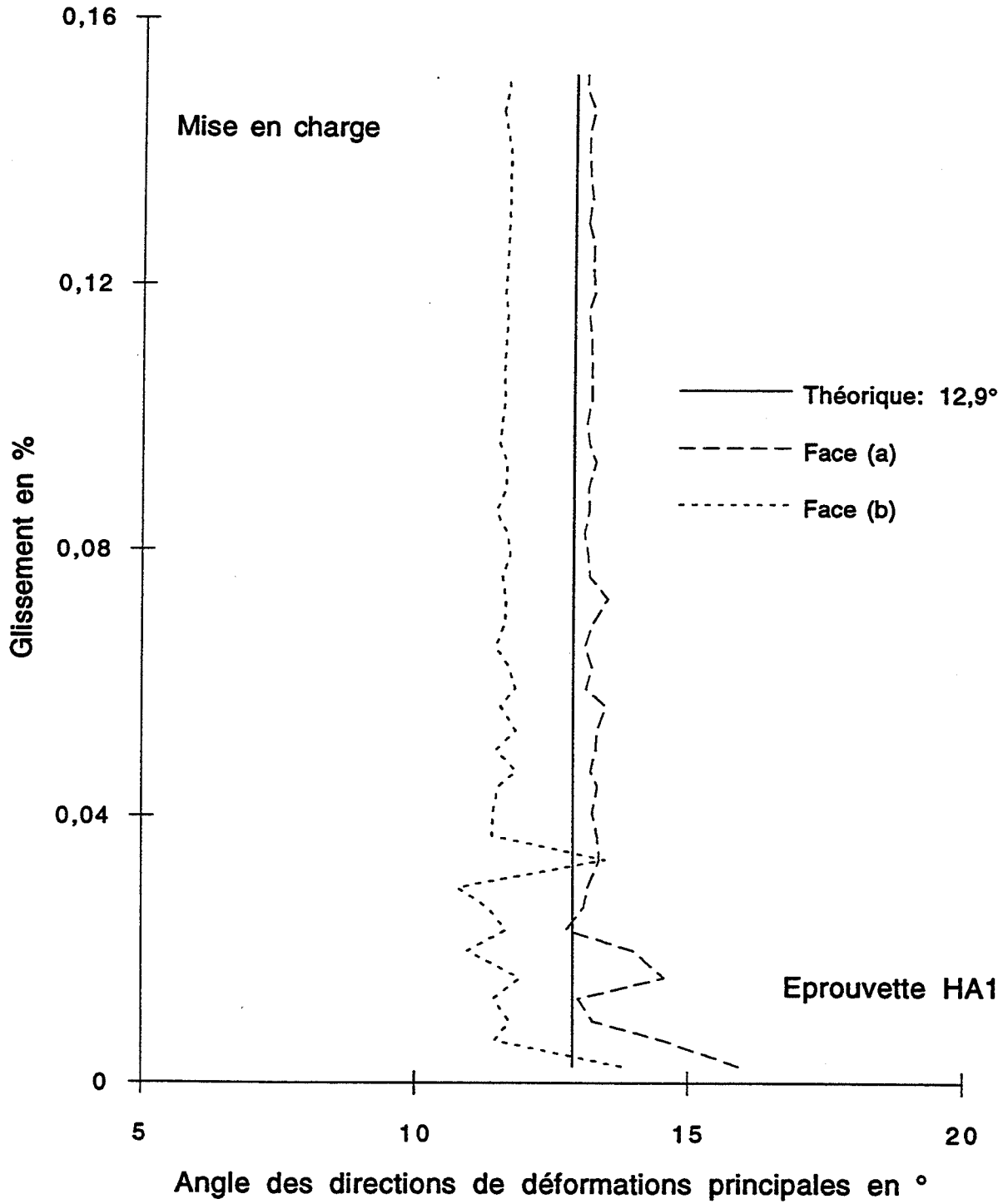
Traction hors-axes à 45° sur T300/914 - Charge 4



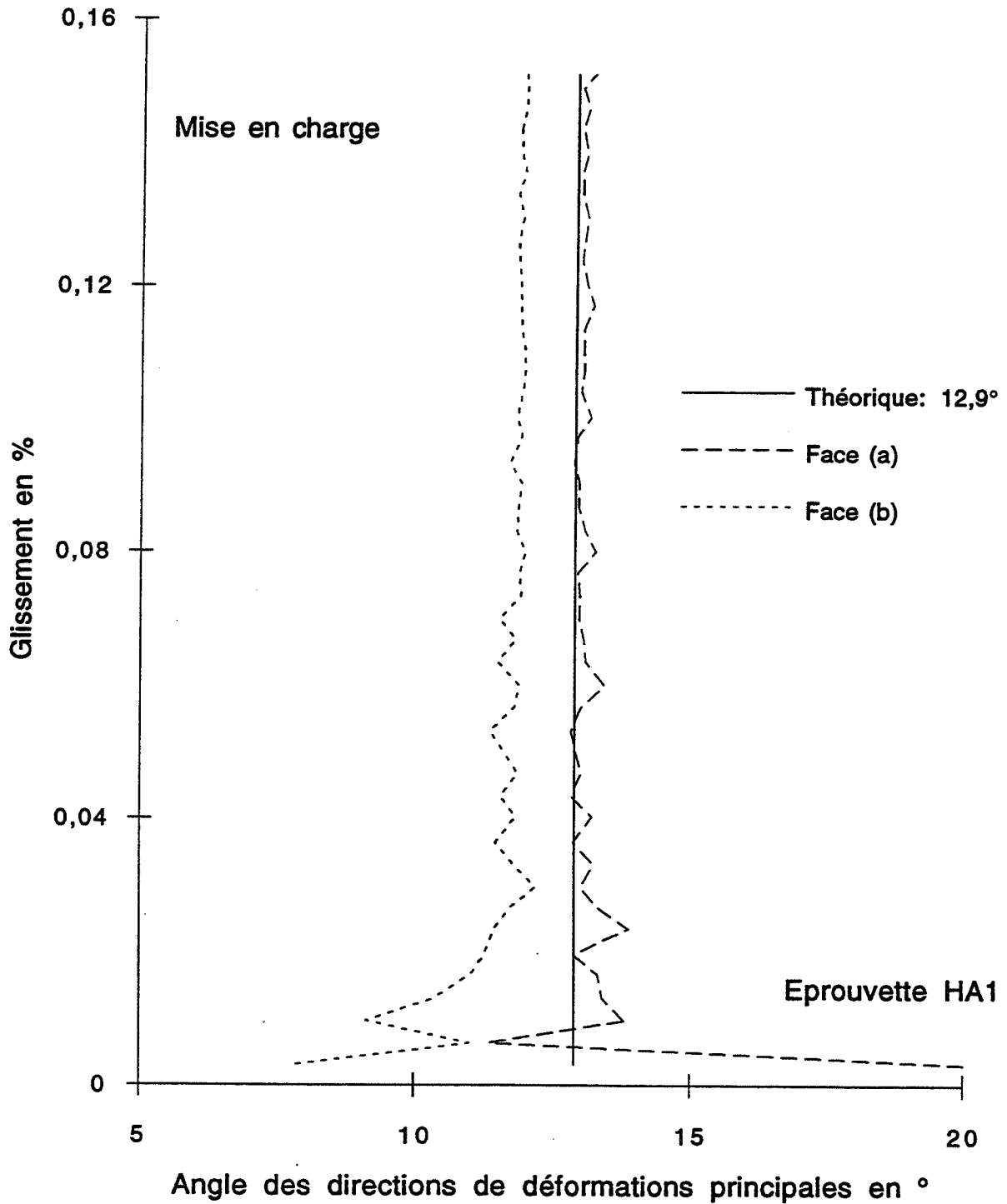
Traction hors-axes à 45° sur T300/914 - Charge 1



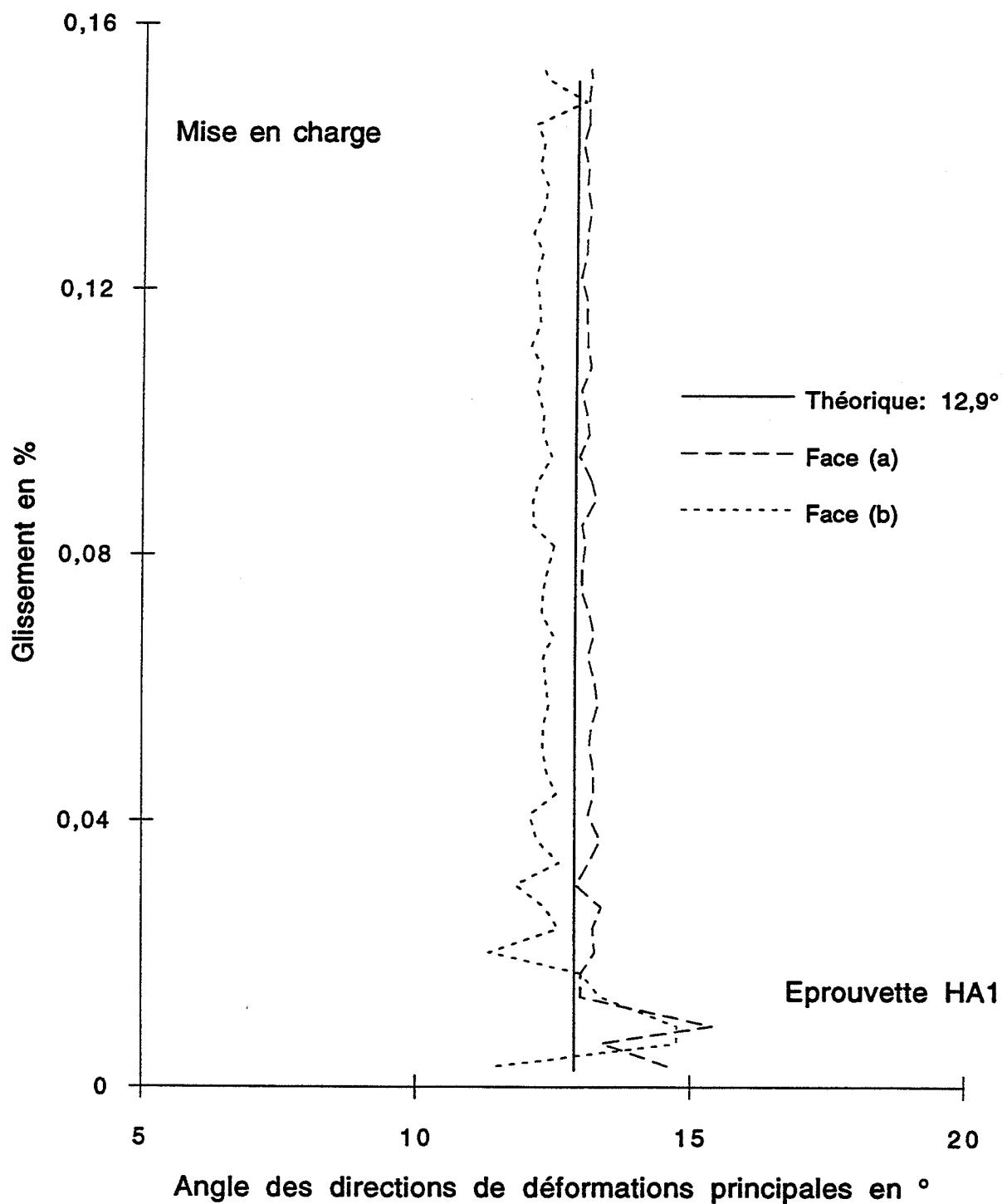
Traction hors-axes à 45° sur T300/914 - Charge 2



Traction hors-axes à 45° sur T300/914 - Charge 3



Traction hors-axes à 45° sur T300/914 - Charge 4



NOM : PIERRON <small>(avec précision du nom de jeune fille, le cas échéant)</small> Prénoms : Fabrice Emile		DATE de SOUTENANCE 25 Janvier 1994						
TITRE : L'ESSAI DE CISAILLEMENT PLAN D'IOSIPESCU: MODÉLISATION ET MÉTHODOLOGIE EXPÉRIMENTALE POUR LES COMPOSITES								
NATURE :		Numéro d'ordre : 32.94						
DIPLOME DE DOCT. <input checked="" type="checkbox"/>	DOCTEUR-INGENIEUR <input type="checkbox"/>	DOCTORAT D'ETAT <input type="checkbox"/>						
DOCTORAT DE 3e CYCLE <input type="checkbox"/>	Spécialité : Mécanique							
Cote B.I.U. - Lyon : T 50/210/19 / et bis		CLASSE :						
RESUME : <p>Ce travail concerne l'utilisation de l'essai de cisaillement plan d'Iosipescu pour la détermination du module de cisaillement et de la résistance au cisaillement de composites stratifiés.</p> <p>Une étude bibliographique permet dans un premier temps de souligner les difficultés liées à la caractérisation du comportement en cisaillement de ces matériaux. Ensuite, une étude mécanique du montage original de Wafrath et Adams conduit à des modifications quant au meilleur contrôle de la transmission de la charge. Une modélisation par éléments finis aboutit à la détermination des coefficients de correction numérique qui permettent de prendre en compte l'hétérogénéité des champs de contrainte et de déformation. Une procédure extensométrique adaptée à l'essai d'Iosipescu est présentée en détail. Des essais de validation sur un matériau isotrope confirment le bien-fondé de l'étude mécanique et de la procédure extensométrique. En complément, une méthode de traitement du champ de déplacement sous forme d'intégrale de contour fournit une alternative extensométrique séduisante lorsqu'on dispose de mesures optiques de type moiré.</p> <p>Une comparaison de quatre séries d'essais de cisaillement (Iosipescu 0°, 0/90, 90° et traction hors-axes à 45°) sur un même stratifié (T300/914) permet d'évaluer la précision de chaque type d'essai. Cette étude se focalise sur les paramètres statistiques, et en particulier la dispersion, ainsi que sur la qualité des essais. L'influence de la préparation des éprouvettes et des conditions de chargement est aussi examinée. L'analyse de la rupture d'échantillons Iosipescu unidirectionnels 0° conduit à la conclusion qu'on ne peut pas directement déterminer une valeur de la résistance au cisaillement avec cet essai. On montre l'influence de la traction transverse sur la rupture, ainsi que la présence de concentrations de contraintes. On souligne cependant la possibilité de pousser plus avant la modélisation par éléments finis pour pouvoir interpréter la rupture en terme de résistance.</p> <p>La conclusion est suivie d'une procédure expérimentale détaillée pour les essais Iosipescu.</p>								
NOTE-CLES : <table border="0"> <tr> <td>MODULE DE CISAILLEMENT</td> <td>ESSAIS MÉCANIQUES</td> </tr> <tr> <td>ESSAI D'IOSIPESCU</td> <td>RÉSISTANCE AU CISAILLEMENT</td> </tr> <tr> <td>COMPOSITES STRATIÉS</td> <td>MÉTHODES INVERSES</td> </tr> </table>			MODULE DE CISAILLEMENT	ESSAIS MÉCANIQUES	ESSAI D'IOSIPESCU	RÉSISTANCE AU CISAILLEMENT	COMPOSITES STRATIÉS	MÉTHODES INVERSES
MODULE DE CISAILLEMENT	ESSAIS MÉCANIQUES							
ESSAI D'IOSIPESCU	RÉSISTANCE AU CISAILLEMENT							
COMPOSITES STRATIÉS	MÉTHODES INVERSES							
Laboratoire(s) de recherches : Matériaux								
Ecole des Mines de Saint-Etienne, Département Mécanique et								
Directeur de recherches : Pr. Alain VAUTRIN								
Président du jury : Pr. J.-M. QUENISSET								
Composition du jury : Pr. P.W. DE WILDE ; Pr. P. HAMELIN ; Pr. B. HARRIS Pr. M. POTIER-FERRY ; Pr. J.-M. QUENISSET ; Dr. Y. SURREL ; Pr. A. VAUTRIN								